



Title	舵角と操舵レートの制限をもつ非線形船舶操縦運動システムを対象とした自動操舵制御
Author(s)	巢山, 凜
Citation	大阪大学, 2026, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/105468
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

舵角と操舵レートの制限をもつ
非線形船舶操縦運動システムを対象とした
自動操舵制御

巢山 凜

2025年12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

謝辞

本学位論文は、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における研究成果をまとめたものです。

まず、指導教員である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の牧敦生教授に、心より感謝申し上げます。牧教授には研究の基礎から進め方、論文やプレゼンテーションの方法など、多大なるご指導を頂きました。また、牧教授の研究に対する姿勢に多くを学びました。牧教授のもとで研究活動ができたからこそ、博士後期課程までの研究生活を楽しく送れたと思います。改めて、心より御礼申し上げます。

また、学位論文の副査をご担当いただきました、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の酒井政宏准教授、ならびに大阪大学大学院工学研究科機械工学専攻の佐藤訓志教授に、心より感謝申し上げます。酒井准教授には、研究に関する議論のみならず、研究室での生活において日々お世話になりました。またギリシャへの出張の際は、慣れない海外での生活に関してご助力を頂きました。佐藤教授には、制御分野の議論を通して多大なるご指導を頂きました。船舶海洋工学から制御分野へ入った私にとって、佐藤教授の理論的・技術的なご支援なしでは本研究は進められなかったものと思います。

さらに、研究活動を支えてくださった秘書の岡田祐子様、ならびに、大阪大学船舶知能化領域の先輩、後輩、同輩の皆様にも心より感謝申し上げます。

最後に、常に学生生活を支えていただいた両親、家族の全員に心より感謝申し上げます。

本研究は、日本学術振興会（JSPS）科学研究費助成事業（JSPS KAKENHI Grant）#24KJ1569、および造船学術推進機構（REDAS）の研究補助 REDAS23-5(18A) 号と REDAS24-2(25B) 号の支援を受けて実施されました。

目次

謝辞	i
第 1 章 序章	1
1.1 背景	1
1.1.1 船舶の自律運航・自動操舵	1
1.1.2 操舵機器の制約	2
1.2 関連研究	2
1.2.1 応答モデルと自動操舵	2
1.2.2 制御入力の制限	3
1.2.3 船舶自動操舵における操舵機器の制約	4
1.3 本研究の内容	5
1.3.1 動機と目的	5
1.3.2 研究内容	5
1.4 自著論文 (学術雑誌掲載論文および学会論文)	6
第 2 章 記法と予備知識	8
第 3 章 問題設定	10
3.1 対象システム	10
3.2 操舵機器の制約	11
第 4 章 実スケール船操縦運動時系列データを用いた操縦運動システムのパラメータチューニング	12
4.1 導入	12
4.2 MMG モデル	14
4.2.1 船体流体力	17
4.2.2 プロペラ力	17
4.2.3 舵力	18
4.2.4 パラメータの事前決定値	19
4.3 パラメータチューニング法	20
4.3.1 対象パラメータ	20
4.3.2 探索範囲	21
4.3.3 実スケール船自由航走試験データ	21
4.3.4 定式化	23

4.4	結果	23
4.5	議論	27
第 5 章	制限処理のための補助系の基本設計	31
5.1	本研究で適用する補助系	31
5.2	1 次系	32
第 6 章	指数安定性をもたらす制御戦略	33
6.1	仮定	33
6.2	補助系	33
6.3	制御設計	35
6.4	安定性解析	39
6.5	数値実験	39
6.5.1	設定	39
6.5.2	変針制御	39
6.5.3	外乱下での保針制御	40
6.6	適用範囲	41
第 7 章	補償補助系を用いた適応制御戦略	42
7.1	仮定	42
7.2	補助系	42
7.3	制御設計	43
7.4	安定性解析	45
7.5	数値実験	46
7.5.1	設定	47
7.5.2	結果	48
7.6	展望	49
第 8 章	Nussbaum 関数を用いた制御戦略	52
8.1	仮定	52
8.2	補助系	52
8.3	制御設計	53
8.4	安定性解析	54
8.5	数値実験	55
付録 8.A	有界性	55
第 9 章	総括	58
9.1	本学位論文の概要	58
9.2	提案制御戦略の比較	59
9.3	今後の課題と展望	59
参考文献		61

付録 A	供試船	69
付録 B	Covariance Matrix Adaption Evolutionary Strategy (CMA-ES)	70

第 1 章

序章

本章では、本学位論文にまとめられた研究への導入を記述する。1.1 節に研究背景を記述する。1.2 節に関連する研究をまとめる。1.3 節に本研究の対象とした課題と研究目的、さらに研究内容を記す。最後に、1.4 節に本学位論文に関係する自著論文を示す。

1.1 背景

1.1.1 船舶の自律運航・自動操舵

船舶は貨物や旅客の大量輸送を担うモビリティのひとつであり、船舶の安全で高効率な航行のための技術は重要な研究課題である。その中でも、自律運航船 (Maritime Autonomous Surface Ships (MASS)) は、船員の負担軽減やヒューマンエラーの防止、運航の高効率化などの観点で注目されており、重要度の高い分野である。例えば日本では、MEGURI2040 [1] という自律運航船プロジェクトが存在する。内航船員の高齢化と人員不足への対策やヒューマンエラー防止、また島嶼物流の維持などが動機となり、岸壁での離着舷を含めた自律操船の実証が段階的に展開されている。

自律運航の実装は、以下の 3 つに大別すると理解が容易であり、また多くの研究でこの立場がとられている [2, 3]。

- 計測
自律運航船は自身や運航目的に関わる対象物の状態（緯度・経度、船首方位角、対地速度、対水速度、目標物からの相対位置・相対速度、風向・風速、潮流方向・潮流速度）を知る必要がある。これらの情報はセンサを用いて直接観測される場合や、センサでの観測値をもとに算出される場合がある。後者は状態推定と呼ばれ、後述の“制御”に含む場合もある。
- 計画
運航目的を達成するために、制御可能な対象の理想的な軌跡（時刻に依存しない）または経路（状態の時系列）を設計する。多くの場合、ここで設計されたものが“制御”へ入力される。
- 制御
“計画”で設計された参照軌跡・経路の実現のため、制御戦略に基づきアクチュエータ（舵や主機プロペラ、サイドスラスト、フィンスタビライザなど）へ指令する。

自動操舵は自律運航のための基礎技術である。湾外を航行する船舶は多くの場合、自動操舵（オートパイロ

ット)により針路が制御されている。自動操舵システムでは、自船の緯度や経度、船首方位、船速などの観測に基づき、保針や変針、軌道追従などを達成するためにアクチュエータを制御する。

上記技術の研究開発には、操縦運動モデルが必要となる。自律運航システムの信頼性は、正確な操縦運動モデルを備えた操縦運動シミュレータ下でテストすることで妥当化される。また、最適制御や強化学習などの枠組みで設計される制御則は、それ自体に複雑な操縦運動モデルが組み込まれていると解釈でき、操縦運動モデルの高精度化が制御性能の向上に貢献する場合もある。操縦運動モデルやそのパラメータ同定手法の研究開発の歴史は4.1節に詳述する。

1.1.2 操舵機器の制約

安全で高効率な船舶の運航のためには、操舵機器の制約を考慮した制御設計が必要である。全ての操舵機器はその機械的構造に起因する舵角や操舵レートの限界値をもち、これら制限は船舶の操縦性能に影響する。海上の人命保障を目的として策定された SOLAS 条約 [4] が舵角と操舵スピードの下限を定めている (II-1 第 29 条) ことから、これら制限の操縦性能に与える影響の大きいことが分かる。

システム制御の観点からは、舵角と操舵レートの制限はそれぞれ制御入力の変幅とレートの制限として解釈することができ、これらは制御系の性能を劣化させる要因となることが知られている [5, 6]。入力が飽和する間に制御則の積分要素が成長する現象は *windup* と呼ばれ、この課題は 1930 年代から取り組まれてきたとされている [7]。文献 [5] の Figure 1 には、Proportional-Integral (PI) 制御が入力変幅制限をもつシステムに適用される場合の *windup* の発生メカニズムが説明されている。制御入力の変幅の制限を考慮せず設計した制御則を入力の変幅が制限されるシステムに適用した場合、想定していた制御性能が達成されない場合がある [8]。また、航空機分野では Pilot-Induced Oscillation (PIO) [9] という名前で知られているように、入力のレートの制限を考慮せず設計された制御則を入力レートに制限が課されるシステムに適用した場合、回復不可能な振動を引き起こす可能性があることが知られている [10]。制御入力の変幅とレートの制限による制御性能の劣化の例を Fig. 1.1 に示す。Fig. 1.1 に示した例では、ある制御則によって出力の目標信号の追従が試みられた。制御入力に制限されない場合は目標信号の追従に成功した一方で、入力変幅・レートが制限されることで大きなオーバーシュートを繰り返し追従性能が劣化したことが確認できる。

1.2 関連研究

1.2.1 応答モデルと自動操舵

自動操舵則の設計では、主に以下の応答モデルが対象とされる。文献 [11] では、1 次系もしくは 2 次系の応答モデルによる表現と、そのパラメータの自走試験結果を用いた推定手法が議論された。特に、そのうちの 1 次系のモデルは *Nomoto's model* または *KT model* という呼び名で知られ、船舶制御の分野だけでなく新造船の操縦性能評価などでも広く用いられている [12]。文献 [13] で提案されたモデルは、代表的な非線形応答モデルとして知られており、*Norrbin model* と呼ばれている。

自動操舵の研究は、制御理論の発展に沿って様々な手法が適用されてきた。その端緒のひとつは文献 [14] で PI 制御を使用した研究とされており、文献 [15] の Proportional-Derivative (PD) 制御も有名である。また、文献 [16] では、保針に着目した P 制御が議論された。PID 制御に続く手法として、Linear Quadratic (LQ) 制御 [17] が挙げられる。続いて、操縦運動モデルの変化 (長期的には船体の経年変化、短期的には海象の影響

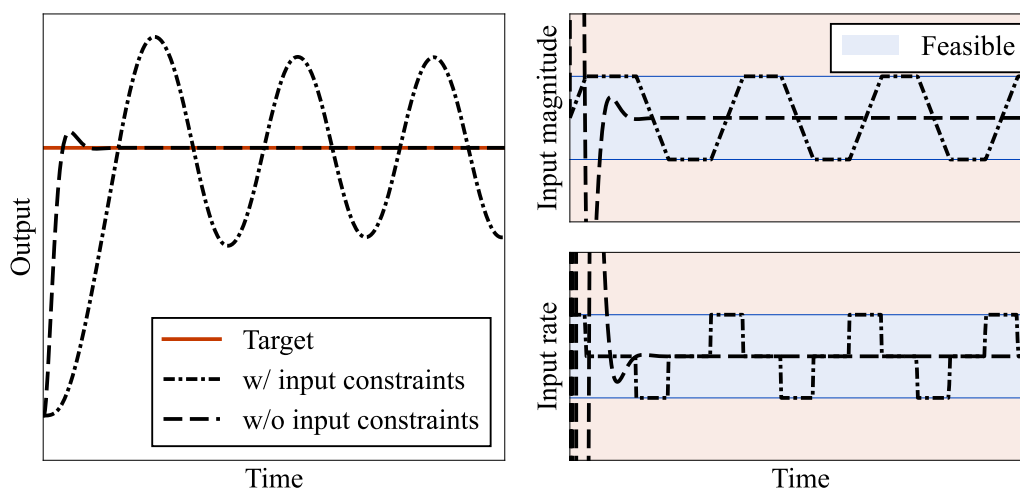


Fig. 1.1: An example of the degradation of a control law due to input magnitude and rate constraints.

による) へ対応可能な適応制御 [18–20] の適用が進められた。また同時期には Fuzzy 制御理論の適用 [21] が始まり、日本においては Fuzzy 制御を応用した自動操舵の実船試験へと繋がった [22]。1990 年代に入り、ロボスタ制御 [23] や Sliding Mode Control (SMC) [24] の船舶自動操舵への適用が報告される。加えて同時期に、人工ニューラルネットワークの応用も始まった [25]。2000 年代から現在にかけては、計算機ハードウェアとソフトウェア技術が進歩し高度なアルゴリズムを自動操舵に適用可能となったことから、モデル予測制御 (Model Predictive Control, MPC) を適用した手法が発表されている。Du らは自動操舵の設計を多く発表しており [26–29]、文献 [26, 27] では、船舶制御の分野では初期の、Nussbaum 関数を組み込んだ制御則が提案された。

1.2.2 制御入力制限

制御工学の分野では、制御入力制限されるシステムに対して、さまざまな制御則が研究されてきた。古典的な手法として Anti-windup が挙げられ [7, 30]、線形システムを対象とした入力の振幅・レート処理手法が提案されている [31, 32]。文献 [33] では、“位置フィードバック”を受け取る 1 次フィルタによる振幅・レート制限フィルタが使用された。最適制御の枠組みは制約を満たす集合から制御入力を選ぶ問題設定をもつため入力制限の処理が簡潔であり、Dynamic window approach [34, 35] や強化学習 [36] による制御手法が提案されてきた。

Lyapunov 安定論 [37] は、一般に求解の困難な非線形制御系に関して安定性や有界性を議論できる利点を持ち、これに基づく制御設計は性能保証を与えることができるため、入力振幅・レート制限を持つシステムへも適用されてきた。文献 [38] では入力振幅・レート制限の課される線形の航空機モデルを対象とした、振幅・レート制限フィルタと補助系を組み合わせた制御則が提案された。この文献で示された、理想入力と制限された入力の偏差に対して補助系を導入することで Lyapunov 解析において補償する手法は、“補償追従誤差”の有界性を得ることが可能であり、後の多くの文献 [29, 39–46] に共通する。この手法は文献 [39–41] で非線形システムを対象とした適応制御へと発展され、さらに文献 [42, 43] で Multi-input-multi-output (MIMO) システ

ムへと発展された。Farrell と Polycarpou らによる振幅・レート制限フィルタと補助系を組み合わせる手法の一連の研究として、文献 [39] で非線形システムを対象とした適応制御へ発展され、以上の成果が文献 [40] にまとめられた。文献 [41] では、入力振幅が制限され、ドリフト項のパラメータに不確かさをもつシステムを対象とした適応 backstepping 制御が提案され、その性能として追従誤差の $\mathcal{L}_2$ ノルムの上界が示された。文献 [42] では、システムパラメータの不確かさと入力振幅・レート制限をもつ MIMO システムを対象とした適応制御則が提案された。文献 [43] では、不確かさをもつ MIMO システムの、非対称な入力制約にも対応する追従制御則が提案された。文献 [43] で提案された不連続な補助系を用いる手法は、その後多くの文献で引用されている [28, 47, 48]。ただしこの文献の手法は文献 [49] で、安定性証明の不完全性が指摘されている。文献 [46] では、状態や制御入力の変幅・レートが制限される超音速航空機の操縦モデルを対象とした追従制御則が提案され、信号が飽和しない場合における追従誤差の有界性が示された。文献 [50] では、制御入力の変幅・レートが楕円体領域以内に制限される航空機の線形システムを対象とした追従制御問題に対し、追従誤差を有界とする制御則を設計した。入力振幅のみの処理として、文献 [51] では Nussbaum ゲインを適用する手法が提案され、これは文献 [52] で対象を MIMO システムとした制御則へ発展された。Nussbaum 関数は、制御係数での除算を含めない制御則の設計を可能とし、この特徴により制御係数に不確か実性あるシステムを対象とした設計で適用されてきた [53–55]。文献 [51, 52] に示された手法では、Nussbaum 関数のこの特徴を応用し、 $\tanh$ 関数の導入により制御入力を有界とした結果として生じる、ゼロより大きな下限をもたない正の制御係数を処理する目的で、Nussbaum 関数が適用された。文献 [56] では、入力の大きさとレートに制限をもつ線形システムに対する SMC を設計し、閉ループ系の安定性を示した。また文献 [57] では、 $\tanh$ 関数とその導関数の有界性を二度使用し入力の変幅とレートの制限が課されるシステムを対象とした指数安定な追従制御則が提案された。ただしこの手法は、本学位論文の 6.6 節に記述する制御設計と同様に、制限処理のために導入された補助系にゼロより大きな下限をもたない正の制御係数での除算を含み、よってその適用範囲には限界がある。

入力振幅・レート制限の処理方法として、制御則へ入力される目標信号を整形する手法が存在する。Reference filter [2] は目標信号を平滑化し、さらに飽和要素を組み込むことで目標信号の時間導関数を明示的に制限することが可能である。例えば船舶の操舵制御では、reference filter を適用し目標信号を現在の方位角から目標方位角へ滑らかに変化させることで、舵角・操舵レートの飽和を回避することが可能となる。Reference filter を適切に活用することで、入力振幅・レートの制限を考慮せずに設計された制御則を両制限が課されるシステムへ適用する場合であっても、制御則の劣化をある程度防ぐことが可能となる。しかしながら、reference filter によって平滑化された目標信号は、制御則の出力がシステムの入力振幅・レート制限を満たすことを保証するものではない。Reference governor [58] は、状態および入力制約のある制御系を対象に、制約満足を保証するよう目標信号を整形する手法である。制約の課されない場合に一定の制御性能が保証される制御則を制約されるシステムへ適用する場合、reference governor により目標信号を整形することで、入力および状態制約の満足を保証しつつ、元の制御系が有する安定性および追従特性を可能な限り保持することができる。ただし reference governor の実装には入力制約に加えて状態制約をも考慮した非線形最適化問題をオンラインで解く必要があり、実装は数値計算のスピードの観点で困難な場合がある。

1.2.3 船舶自動操舵における操舵機器の制約

船舶自動操舵の設計でも、操舵機器の制約は様々な手法で扱われてきた。文献 [20] では、操舵機器の応答モデルとして文献 [33] で適用されたものと同様の、舵角・操舵レート制限フィルタが示されており、これは自動操舵の数値シミュレーションでも採用された。文献 [12] では、舵角と操舵レートに制限のある 1 次の野本モデ

ルを対象に、制御信号飽和量のフィードバックとモデル規範型適応制御を組み合わせた制御則が提案された。文献 [59] では、操舵機器の応答モデルとしてしばしば採用される [44, 60, 61] 1 次系を採用し、backstepping 法 [62] に基づいて操舵則が設計された。ただし 1 次系は backstepping 法に基づく制御設計との相性が良いという利点がある一方で、本学位論文 5.2 節に示す通り、舵角・操舵レートの制限を厳密に表現することはできない。文献 [63] では、線形システムで表現された船舶の操縦運動モデルを対象とした、入力振幅制限に関する Anti-windup が組み込まれた LQ 制御が提案された。文献 [44] では、舵角・操舵レート制限フィルタと補助系を組み合わせた適応出力フィードバック操舵則が提案された。文献 [64] では、SMC を適用した操舵則が設計され、デザインパラメータの調整によって舵角を制限し、さらにファジー理論に基づいてパラメータを決定することにより、舵角信号のチャタリングを回避した。文献 [65] では、constant bearing technique [66] を適用し一部の制御信号をクリップすることで、backstepping 法における仮想制御信号の振幅を小さくする技術が示された。ただし上記文献で示された技術は指示制御力の振幅を小さくすることが示されたものの、アクチュエータの振幅・レート制限を厳密に課すことはできない。文献 [29] では、Nussbaum 関数による未知の制御係数の処理に加え、舵角制限の影響を補助系で補償する適応ロバスト操舵則が設計された。

1.3 本研究の内容

1.3.1 動機と目的

現在、入力振幅・レート制限をもつ非線形システムを対象とした制御設計として主流となっている振幅・レート制限フィルタと補償補助系を組み合わせる手法 [29, 38–40, 42–44, 46] は補償追従誤差の有界性を達成しかつ多くの成功例が報告されている一方で、補償補助変数を除外した真の追従誤差の有界性を得るまでは至っていない。加えて、これらの手法は実装の観点から改善の余地がある。ハードウェアの制御か数値実験かにかかわらず、制御則の実装において、振幅・レート制限フィルタなどの補助系はコンピュータによって数値的に求解されなければならない。振幅・レート制限フィルタには微分不可能点を含む飽和関数が組み込まれており、このことが数値求解において問題となりうる。文献 [67] によると、微分不可能点を含むシステムの数値積分では計算コストが増大し極めて小さな刻み幅で膨大な回数の計算が必要となる場合がある。よって上記手法は、数値計算の安定性の観点から改善の余地がある。また、reference filter または reference governor による入力制限の処理は、不完全であるもしくは実装コストが高い。

本研究は、舵角・操舵レートに制限をもつ非線形応答モデルを対象とした制御戦略を設計する。本研究では、上記対象に対して既存手法では達成されていない、目標信号の整形による制限の処理なしの、補償補助変数を介さない追従誤差自体の有界性の保証を目的とする。

1.3.2 研究内容

本研究では、舵角・操舵レートの制限の処理のための独自の補助系に基づく 3 つの制御戦略を設計する。

補助系は、有界な $\tanh$ 関数による舵角の表現とその導関数に基づいて設計される。 $\tanh$ 関数の微分によって導かれる操舵レートの制限満足の条件は、3 つの制御戦略のそれぞれにおいて処理される。本研究で設計する 3 つの制御戦略の基礎となる補助系の設計を 5 章に示す。

6 章に示す制御戦略では、strict-feedback システムとして立式される拡張系を対象とした、追従誤差の原点での指数安定性が保証される。操舵レート制限の処理のために改めて $\tanh$ 関数が適用され、拡張系が任意の

制御入力に関して舵角・操舵レートの制限満足を保証する strict-feedback システムとして導かれる。拡張系に対して backstepping 法に基づき制御入力設計され、追従誤差の原点での指数安定性が示される。

7章に示す制御戦略は、6章の制御戦略における実装上の適用範囲のリミテーションの解決のため、ゼロより大きな下限を持たない正の制御係数での除算を含まないよう設計される。操舵レート制限の満足を保証するために飽和関数が導入され、これにより発生する飽和非線形性は補償補助系によって処理される。以上の補助系を付加した上で、ドリフト項のパラメータが未知の応答モデルを対象とした適応 backstepping 制御を設計する。

8章に示す制御戦略では、7章で操舵レート制限の処理のために導入した飽和関数を滑らかな $\tanh$ 関数に置き換え、舵角・操舵レートの制限の満足を保証する滑らかな補助系が設計される。拡張系に対して、Nussbaum 関数によって入力振幅制限を処理する手法を応用し、ゼロより大きな下限を持たない正の制御係数を処理する制御則を設計する。この制御戦略の性能として、対象システムの状態の有界性を仮定することなく、追従誤差を含め閉ループ系の全ての信号が有界となることが示される。

また4章では、制御則の設計や検証に不可欠である操縦運動モデルのうち、実スケール船 MMG モデルを対象としたパラメータ同定手法を示す。提案手法は、流体力学や拘束模型試験、Computational fluid dynamics (CFD) などに基づき決定される模型スケール船用 MMG モデルのパラメータを、実スケール船操縦運動時系列データを適用したシステム同定の枠組みでチューニングする。

1.4 自著論文 (学術雑誌掲載論文および学会論文)

本学位論文の内容に関連する自著論文を以下にまとめる。

(1) 全文査読付き

自著論文 1. Suyama, R., Satoh, S., & Maki, A. (2024). Nonlinear steering control law under input magnitude and rate constraints with exponential convergence. *Journal of Marine Science and Technology* 2024, 29, 812–825. <https://doi.org/10.1007/S00773-024-01020-4> [68]

自著論文 2. Suyama, R., Matsushita, R., Kakuta, R., Wakita, K., & Maki, A. (2024). Parameter fine-tuning method for MMG model using real-scale ship data. *Ocean Engineering*, 298, 117323. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2024.117323> [69]

自著論文 3. Suyama, R., Satoh, S., & Maki, A. (2026). Adaptive steering control law for nonlinear maneuvering models with input magnitude and rate limits. *Journal of Marine Science and Technology*. [70]

(2) 査読中論文

自著論文 4. Suyama, R., Satoh, S., & Maki, A. (2025). Control Law for Nonlinear Ship Maneuvering System in the Presence of Limits on Input Magnitude and Rate with Guaranteed Boundedness of Tracking Error. [71]

(3) 国内会議論文集

自著論文 5. 巢山凜, 佐藤訓志, 牧敦生. (2024). 舵角と操舵スピードに制限をもつ非線形応答モデルを対象とした追従制御則の設計. 日本船舶海洋工学会講演会論文集 2024. https://www.jstage.jst.go.jp/article/conf/38/0/38_43/_article/-char/ja [72]

第 2 章

記法と予備知識

$\mathbb{R}$ は実数全体の集合, $\mathbb{R}^n$ は n 次元のユークリッド空間を表す. $\mathbb{R}_+$ は正の実数全体の集合を表す. $|x|$ は $x \in \mathbb{R}$ の絶対値を表す. ベクトル $x \in \mathbb{R}^n$ に対し, ∞ -ノルムを $\|x\|_\infty := \max_{i \in \{1, \dots, n\}} |x_i|$ で定義する [37]. $A^\top$ は配列 A の転置を表す. オーバードット “ $\cdot$ ” は時刻 t に関する微分を表す. 信号 $s : [0, \infty) \rightarrow \mathbb{R}$ に対し, $\mathcal{L}_p$ ノルム ($p \in [1, \infty)$) と $\mathcal{L}_\infty$ ノルムをそれぞれ以下で定義する.

$$\|s\|_{\mathcal{L}_p} := \left(\int_0^\infty |s(\tau)|^p d\tau \right)^{\frac{1}{p}} \quad (2.1)$$

$$\|s\|_{\mathcal{L}_\infty} := \sup_{t \in [0, \infty)} |s(t)| \quad (2.2)$$

$\mathcal{L}_p$ ノルム, $\mathcal{L}_\infty$ ノルムが有限な信号全体の集合をそれぞれ $\mathcal{L}_p$, $\mathcal{L}_\infty$ と記述する. 加えて, 拡張 $\mathcal{L}_p$ 空間 ($\mathcal{L}_{pe}$ 空間) [37] を以下で定義する.

$$\mathcal{L}_{pe} := \{s \mid \|P_T(s)\|_{\mathcal{L}_p} < \infty, \forall T \in [0, \infty)\} \quad (2.3)$$

ここで $P_T : s \mapsto s_T$ ($T \in [0, \infty)$) は s から以下で定義される $s_T : [0, \infty) \rightarrow \mathbb{R}$ への打ち切り写像である.

$$s_T(t) = \begin{cases} s(t) & \text{for } t \leq T \\ 0 & \text{for } t > T \end{cases} \quad (2.4)$$

関数 $\text{sat}(s, \bar{s}) : \mathbb{R} \times \mathbb{R}_+ \rightarrow [-\bar{s}, \bar{s}]$ を以下で定義する.

$$\text{sat}(s, \bar{s}) := \begin{cases} s & \text{for } |s| \leq \bar{s} \\ \text{sgn}(s)\bar{s} & \text{for } |s| > \bar{s} \end{cases} \quad (2.5)$$

$\text{diag}(a_1, \dots, a_n)$ は対角成分 A_{ii} に a_i をもつ対角行列 $A \in \mathbb{R}^{n \times n}$ を表す ($i = 1, \dots, n$).

Definition 2.1. [53], [51] 以下の性質を満たす関数 $N(\cdot)$ を Nussbaum 関数と呼ぶ.

$$\lim_{s \rightarrow \pm\infty} \sup \frac{1}{s} \int_0^s N(\chi) d\chi = \infty \quad (2.6)$$

$$\lim_{s \rightarrow \pm\infty} \inf \frac{1}{s} \int_0^s N(\chi) d\chi = -\infty \quad (2.7)$$

Lemma 2.1. [51], [52] $V(\cdot)$ と $\chi(\cdot)$ を, $[0, \infty)$ 上で定義された滑らかな関数とし, $V(t) \geq 0, \forall t \in [0, \infty)$ とする. また, $C > 0$, $Q > 0$, $\gamma_\chi > 0$ は定数であり, 関数 $\xi(\cdot)$ は $[0, \infty)$ 上で正値をとるとする. $N(\chi)$ を Nussbaum 関数とする. 以下が成立するとき, $V(\cdot)$ と $\chi(\cdot)$ は $[0, \infty)$ 上で有界である.

$$V(t) \leq V(0)e^{-Ct} + \frac{Q}{C}(1 - e^{-Ct}) + \frac{e^{-Ct}}{\gamma_\chi} \int_0^t \left(\xi(\tau)N(\chi(\tau)) \frac{d\chi(\tau)}{d\tau} - \frac{d\chi(\tau)}{d\tau} \right) e^{C\tau} d\tau \quad (2.8)$$

第 3 章

問題設定

本章では，本学位論文で扱う制御問題を定式化する．3.1 節では，船舶の操縦運動モデルを非線形システムとして記述する．3.2 節では，操舵機器の制約について述べる．

3.1 対象システム

船舶の運動は，Fig. 3.1の示すように，2次元平面 $O_E - x_E y_E$ 上で表現されることとする． ψ, r, δ はそれぞれ船首方位角，Yaw レート，舵角を表し，これらは Fig. 3.1に示された座標に従う．Fig. 3.1の座標系 $O - xy$ は船体固定座標を表す．

操縦運動システムは以下のように定式化される．船首方位角 ψ と Yaw レート r は以下に従う．

$$\dot{\psi}(t) = r(t) \quad (3.1)$$

本研究では，応答モデルを以下で表現されるものとした．

$$\dot{r}(t) = f_r(r(t)) + b\delta(t) \quad (3.2)$$

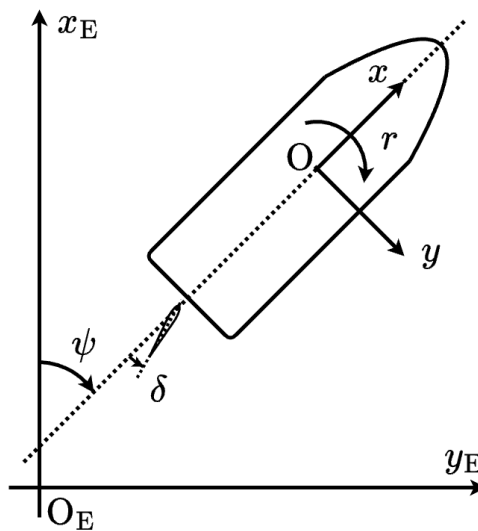


Fig. 3.1: Coordinate systems.

上式で、関数 $f_r : \mathbb{R} \rightarrow \mathbb{R}$ と定数 $b \neq 0$ は操縦性能を表す。Eq. (3.2) で表現可能な応答モデルの例として、線形モデル [73]:

$$\begin{aligned} T\dot{r}(t) + r(t) &= K\delta(t) \\ \Leftrightarrow \dot{r}(t) &= -\frac{1}{T}r(t) + \frac{K}{T}\delta(t) \end{aligned} \quad (3.3)$$

や、ドリフト項に r の 3 次式を採用したモデル [13]:

$$\begin{aligned} T\dot{r}(t) + H(r) &= K\delta(t) \\ \Leftrightarrow \dot{r}(t) &= -\frac{1}{T}H(r(t)) + \frac{K}{T}\delta(t) \end{aligned} \quad (3.4)$$

がある。Eqs. (3.3) と (3.4) において、 $K \neq 0$ と $T \neq 0$ は操縦性能を表す定数、関数 $H(r) : \mathbb{R} \rightarrow \mathbb{R}$ は、定数 $n_i \in \mathbb{R}$, ($i = 0, \dots, 3$) を用いて

$$H(r) := n_3 r^3 + n_2 r^2 + n_1 r + n_0 \quad (3.5)$$

と定義される操縦性能を表す関数である。

応答モデルのパラメータは、例えば4章に示す手法などにより値が同定される。

3.2 操舵機器の制約

舵角 δ と操舵レート $\dot{\delta}$ には以下の制限が課されることとする。

$$|\delta(t)| \leq M \quad (3.6)$$

$$|\dot{\delta}(t)| \leq R \quad (3.7)$$

ここで $M > 0$ と $R > 0$ は定数である。 δ は Eq. (3.2) における制御入力であり、システム制御の観点からは Eqs. (3.6) と (3.7) は制御入力の振幅とレートの制限とみなすことができる。これらの制限は、操舵機器の機械的構造に起因し、それゆえ実機の制御では必ず課される。

第 4 章

実スケール船操縦運動時系列データを用いた操縦運動システムのパラメータチューニング

本章では、3.1 節に示されるような船舶操縦運動モデルを対象とした、パラメータ同定手法を示す。実スケール船用 MMG モデルのパラメータ同定において、実験的な同定を前提としたパラメータは、実務的には模型スケール船用 MMG モデルのパラメータ値をヒューリスティックにチューニングされる場合が多い。しかし、模型スケール船と実スケール船のレイノルズ数の差異の影響を考慮したチューニング方法が確立されているとは言えない。本章に示す手法は、システム同定の枠組みを適用し、対象実スケール船の操縦運動時系列データのみから実スケール船用 MMG モデルのパラメータを同定する。さらにこの手法は、模型スケール船の試験結果やデータベースから決定されるパラメータ値を考慮したチューニングの形をとる。

本章に示すパラメータ同定手法は、MMG モデルに限らず、野本モデル Eq. (3.3) や Norrbin モデル Eq. (3.4) に対しても適用可能であり、6 章から 8 章に示す制御戦略を実装する前の準備として実行することも考えられる。

本章の内容は自著論文 2 にまとめられたものである。

4.1 導入

開発する自動運航システムは、シミュレータによりその性能が検証されている必要がある。自律運航システムの信頼性は、正確な操縦運動モデルを備えた操縦運動シミュレータ下でテストすることで向上させることができる。

現代操縦運動モデルの研究には長い歴史があり、例えば [74] など、文献は 1940 年代にまで遡る。操縦運動モデルは、流体力学の観点 [75, 76] や制御工学の観点 [11, 77] から研究されてきた。さらに、船体、プロペラ、舵などの船舶の個別の構成要素の流体力のモデルに関する研究が行われてきた。例えば、[78, 79] は状態変数に関するテイラー展開を用いて操縦運動モデルを導出した。MMG モデル [80, 81] は、個々の構成要素とその相互作用を表現できる点で画期的である。[2] は機械システムに着想を得たベクトル形式の操縦運動モデルを定式化し、この定式化はモデルベース制御設計において頻繁に用いられる。さらに、運動状態とアクチュエータ状態の多項式で表現されたモデルに関する研究も存在する [82, 83]。これらのホワイトボックスモデルに対し、機械学習に基づくブラックボックスモデルを用いた操縦運動モデルについて検討した研究もある。ブラッ

クボックスモデルの例として、人工ニューラルネットワーク [84-92] や support vector machine [57,93], また Gaussian process [94,95] などがある。

様々な操縦運動モデルの中でも、MMG モデルは操縦運動シミュレーションにおいて高い精度を有する。これは、MMG モデルが詳細な流体力学に基づいて設計されているという事実によって裏付けられる。その高い性能ゆえに、MMG モデルは自律運航アルゴリズムの設計と検証に広く用いられている。[96] では、MMG モデルに基づく数値シミュレーションにより、スライディングモード制御に基づく経路追従制御則を検証した。[45] は、MMG モデルに基づくシミュレーションにおいて、非線形フィードバックを備えた航路維持制御則を検証した。[97] は、MMG モデルに基づく状態遷移モデルを用いた強化学習の枠組みを適用することで、無人水上艇の経路追従制御を設計した。MMG モデルに基づく操縦運動シミュレーションの例として、オフライン経路計画の枠組みにおける自律的な離着岸問題を解決するものも存在する [98-100]。

MMG モデルには同定すべき定数パラメータが含まれる。模型スケール船舶における MMG モデルのパラメータ同定には様々な手法が提案されてきた。従来、パラメータを特定するためには拘束試験による流体力の測定結果に基づくフィッティングが実施される [80,81]。その他に Computational fluid dynamics (CFD) の適用された例も存在する [101]。[102] は、CFD でシミュレーションされたキャプティブモデル試験に基づいて、MMG モデルのパラメータ値を特定した。

現在まで、実スケール船 MMG モデル用パラメータは、ほとんどの場合、模型スケール船の捕獲試験結果に基づいて特定されてきた。模型スケール船と実スケール船の操縦運動の違いの一つは、レイノルズ数の違いである。レイノルズ数の差異による影響を補正するため、例えば等価平板に対する摩擦抵抗係数や直進航行時の後流係数といった限定されたパラメータについては、三次元外挿法（例：[81]）など広く用いられる手法が存在する。

しかしながら、現時点では、実スケール船 MMG モデルのパラメータの決定方法として、拘束模型試験を用いた手法は確立されていない。流れ整直係数などの一部のパラメータは、レイノルズ数の差による影響を補正せずに使用されることがある。ただし、この影響については指摘されている [103]。さらに、MMG モデルにおける全パラメータについて、レイノルズ数の差による影響は完全には解明されていない。実スケール船を対象に拘束試験を実施すれば、レイノルズ数の差の影響を受けずにパラメータを特定できるが、コンテナ船などの大型船の拘束試験は現在のところ不可能である。

実スケール船 MMG モデルのパラメータ同定の実用的な方法として、実スケール船の操縦運動データを参照し、流体力学や拘束模型試験などに基づき事前に決定された値をヒューリスティックにチューニングする手法がある。ほとんどの場合、このチューニングは、経験豊富なエンジニアが、自身の感覚に基づいて独自のヒューリスティック手法を用いて実施する [104]。このヒューリスティックなチューニング手法は、実スケール船の操縦運動時系列データを直接参照するため、チューニングされたパラメータを用いた MMG モデルの精度は着実に向上する。しかし、多数のパラメータのヒューリスティックなチューニングは最適とは言えず、自動チューニング手法を確立する必要がある。

システム同定 (System Identification, SI) は、実スケール船の MMG モデルのパラメータ値の決定に適用可能である。SI は、対象システムの入力／出力データを用いたシステムパラメータの同定フレームワークである。したがって、実スケール船 MMG モデルのパラメータの SI は、対象となる実スケール船の操縦運動時系列データのみを用いて実施できる。SI は、船舶操縦運動モデルのパラメータ同定に適用されてきた。カルマンフィルタは SI (状態推定) における代表的な手法の一つであり、[79,105] ではカルマンフィルタが Abkowitz モデルのパラメータ同定に適用された。文献 [106] では状態推定と SI の組み合わせによるパラメータ同定手法が提案された。[107] は、CFD によるシミュレーションで獲得された操縦運動時系列データを用いて SI 手

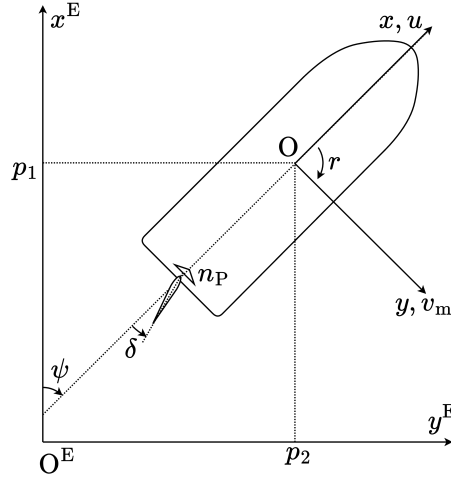


Fig. 4.1: Coordinate systems for ship maneuvering motion.

法を検証した．[104] は，SI におけるパラメータの最適値探索手法として遺伝的アルゴリズムを採用した．この手法は，モジュール構造を持つ操縦運動モデルに対する SI 手法に拡張された [108]．文献 [109] では，SI フレームワークを用いてパラメータの初期推測値を必要としない MMG モデルのパラメータ同定法を提案した．この研究は 200 個以上のパラメータを有する Abkowitz モデルのパラメータ同定へ拡張され，その有効性が実証された [82]．しかしながら，[82, 109] で提案された手法では，実スケール船に関して取得が困難な，ランダム入力の操縦運動時系列データが適用されており，手法の検証は模型スケール船のケースに限定されていた．船舶操縦運動モデルの SI 手法として，実スケール船の操縦運動時系列データを適用した例も存在する [92, 105, 110, 111]．しかしこれらの研究は操縦運動モデルの特定要素，線形操縦運動モデル，または人工ニューラルネットワーク（ANN）モデルが対象であった．著者らの知る限り，実スケール船のデータを用いた MMG モデル全体に対する SI 手法については議論されていない．

本節で示す手法は，SI の枠組みを用いて，MMG モデルの任意に指定されたパラメータを同定する．提案手法は，流体力学，拘束模型試験，および CFD に基づいて事前に決定されたパラメータ値を，実スケール船 MMG モデル用に自動的にチューニングする．提案手法は，実スケール船の操船運動時系列データを直接参照し，推定される操縦運動時系列の精度が確実に向上するようパラメータをチューニングする．本節に示す研究の目的は，実スケール船と模型スケール船の間のレイノルズ数の差の影響を明らかにすることではなく，MMG パラメータのチューニングのための実用的な方法を確立することである．

4.2 MMG モデル

座標系を Fig. 4.1 の示す通りに定義する． $O - xy$ は原点を船体中心とする船体固定座標である．以降では，地球固定座標 $O_E - x_E y_E$ を用いて表現される船体の水平面上の surge, sway, yaw の操縦運動を考える．供試船は *M. V. SUZAKU* とした．供試船の主要目を Table 4.1 に示す．船舶操縦運動を表現する変数を以下に定義する．

$$p(t) := (p_1(t) \ p_2(t) \ \psi(t))^T \quad (4.1)$$

$$\xi(t) := (u(t) \ v_m(t) \ r(t))^T \quad (4.2)$$

Table 4.1: Principal particulars of *M. V. SUZAKU*.

Item	Value
L_{pp} [m]	83.0
B [m]	13.5
d [m]	3.8
C_b	0.737
x_G [m]	0.93
D_P [m]	2.80
H_R [m]	3.49
A_R [m ²]	6.282

Table 4.2: Explanation of symbols.

Vector	Elements	Description
p	p_1	Position on the Earth-fixed frame.
	p_2	Position on the Earth-fixed frame.
	ψ	Heading angle.
ξ	u	Surge velocity.
	v_m	Sway velocity at the midship.
	r	Yaw angular velocity.
τ	n_P	Propeller revolution number.
	δ	Rudder angle.

上記をまとめて

$$\zeta(t) := (p(t)^\top \xi(t)^\top)^\top \in \mathbb{R}^6 \quad (4.3)$$

と記述する．制御入力を以下で定義する．

$$\tau(t) := (n_P(t) \delta(t))^\top \quad (4.4)$$

上記変数の要素の説明を Table 4.2に記述する．上記変数の要素は Fig. 4.1の示す座標系に従う．本研究では、プロペラが正転で前進する操縦運動 ($u(t) > 0, n_P(t) > 0$) のみを考える．また、潮流と風の操縦運動への影響は考慮しない．

p と ξ は以下に従う．

$$\dot{p} = R(p)\xi \quad (4.5)$$

ここで

$$R(p) := \begin{pmatrix} \cos \psi & -\sin \psi & 0 \\ \sin \psi & \cos \psi & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (4.6)$$

である。Surge, Sway, Yaw モードの運動方程式を以下で定式化する。

$$\begin{cases} (m + m_x)\dot{u} - (m + m_y)v_m r - x_G m r^2 = X \\ (m + m_y)\dot{v}_m + (m + m_x)ur + x_G m \dot{r} = Y \\ (I_g + x_G^2 m + J_{zz})\dot{r} + x_G m(\dot{v}_m + ur) = N \end{cases} \quad (4.7)$$

ここで $m, m_x, m_y, I_g, J_{zz}, x_G$ はそれぞれ排水量, Surge 運動に対する付加質量, Sway 運動に対する付加質量, 船体中央を通る垂直線に沿った Yaw 運動に対する慣性モーメント, Yaw 運動に対する付加慣性モーメント, 船舶重心の x 座標を表す。Eq. (4.7) の X, Y, N は, $O - xy$ における遠心力を含めた力とモーメントを表す。MMG モデル [81] は, X, Y, N を船体とプロペラ, 舵のそれぞれの影響の総和としてモデル化する:

$$\begin{cases} X(\theta^t) = X_H + X_P + X_R \\ Y(\theta^t) = Y_H + Y_P + Y_R \\ N(\theta^t) = N_H + N_P + N_R \end{cases} \quad (4.8)$$

ここで引数 θ^t は, チューニングの対象であるパラメータを表し, その内容は4.3.1 節に示す。MMG モデルは, 以下に詳述する通り, 船体力とプロペラ力, 舵力の各要素の干渉と相互作用までモデル化することで, 高い推定で流体力や操縦運動を推定することが可能である。Eq. (4.7) は ξ のシステムとして以下のように書き換えされる。

$$\dot{\xi} = f_{\text{MMG}}(\xi, \tau; \theta^t) \quad (4.9)$$

ここで

$$f_{\text{MMG}}(\xi, \tau; \theta^t) := M^{-1} \begin{pmatrix} X(\theta^t) + (m + m_y)v_m r + x_G m r^2 \\ Y(\theta^t) - (m + m_x)ur \\ N(\theta^t) - x_G m ur \end{pmatrix} \quad (4.10)$$

$$M := \begin{pmatrix} m + m_x & 0 & 0 \\ 0 & m + m_y & x_G m \\ 0 & x_G m & I_g + x_G^2 m + J_{zz} \end{pmatrix} \quad (4.11)$$

である。Eqs. (4.5) と (4.9) を合成し, 以下の ζ のシステムを得る。

$$\dot{\zeta} = f_{\zeta}(\zeta, \tau; \theta^t) \quad (4.12)$$

ここで

$$f_{\zeta}(\zeta, \tau; \theta^t) := \left((R(p)\xi)^{\top} (f_{\text{MMG}}(\xi, \tau; \theta^t))^{\top} \right)^{\top} \quad (4.13)$$

である。

以下では, 各要素の流体力について詳述する。本節に示す MMG モデルは文献 [112] に基づく。ただし, 船体流体力は上記文献とは異なり, 多項式モデルを採用した。

本節において, 記号「 $\cdot$ 」が付された記号は無次元化量を表す。単位が $[\text{m}], [\text{kg}], [\text{kgm}^2], [\text{m/s}]$ の物理量の無次元化値は, それぞれ $L_{\text{pp}}, 0.5\rho L_{\text{pp}}^2 d, 0.5\rho L_{\text{pp}}^4 d, U$ でそれぞれ除算して算出される。ここで $U := \sqrt{u^2 + v_m^2}$ は船舶速度である。以下では, $\beta := \arctan(-v_m/u)$ はドリフト角を表す。

4.2.1 船体流体力

船体と流体との相互作用によって生じる流体力は以下のようにモデル化された:

$$\begin{cases} X_H = \frac{1}{2}\rho L_{pp} dU^2 X'_H(v'_m, r') \\ Y_H = \frac{1}{2}\rho L_{pp} dU^2 Y'_H(v'_m, r') \\ N_H = \frac{1}{2}\rho L_{pp}^2 dU^2 N'_H(v'_m, r') \end{cases} \quad (4.14)$$

無次元化項は以下でモデル化された.

$$\begin{cases} X'_H(v'_m, r') = -R'_0 + X'_{vv}v_m'^2 + X'_{vr}v'_m r' + X'_{rr}r'^2 \\ \quad + X'_{vvv}v_m'^3 r' + X'_{vvvv}v_m'^4 \\ Y'_H(v'_m, r') = Y'_v v'_m + Y'_r r' \\ \quad + Y'_{vv}v_m'^3 + Y'_{vvr}v_m'^2 r' \\ \quad + Y'_{vrr}v'_m r'^2 + Y'_{rrr}r'^3 \\ N'_H(v'_m, r') = N'_v v'_m + N'_r r' \\ \quad + N'_{vv}v_m'^3 + N'_{vvr}v_m'^2 r' \\ \quad + N'_{vrr}v'_m r'^2 + N'_{rrr}r'^3 \end{cases} \quad (4.15)$$

4.2.2 プロペラ力

$u > 0, n_P > 0$ におけるプロペラ力は以下でモデル化された.

$$\begin{cases} X_P = \frac{1}{2}\rho S_P V_r^2 (1 - t_P) K_T(\phi_P) \\ Y_P = \frac{1}{2}\rho S_P V_r^2 C_{PY}(\phi_P) \\ N_P = \frac{1}{2}\rho S_P L_{pp} V_r^2 C_{PN}(\phi_P) \end{cases} \quad (4.16)$$

ここで t_P は推力減少率と呼ばれる定数パラメータである. ϕ_P は以下で定義される.

$$\phi_P := \frac{180}{\pi} \arctan\left(\frac{u_P}{0.7\pi n_P D_P}\right) \quad (4.17)$$

ここで $u_P := (1 - w_P)u$ である. 関数 $K_T(\phi_P)$ は, 文献 [112] の Fig. 6 に示されたプロペラ単独試験の計測値をフィッティングすることで, 以下でモデル化される.

$$K_T(\phi_P) = 3.31 \times 10^{-6} \phi_P^3 - 3.72 \times 10^{-4} \phi_P^2 - 2.60 \times 10^{-3} \phi_P + 0.167 \quad (4.18)$$

関数 $C_{PY}(\phi_P)$, $C_{PN}(\phi_P)$ は, 文献 [112] の Fig. 5 に示された計測値をフィッティングすることで, 以下でモデル化される.

$$C_{PY}(\phi_P) = -2.83 \times 10^{-5} \phi_P^2 + 6.04 \times 10^{-4} \phi_P - 1.28 \times 10^{-2} \quad (4.19)$$

$$C_{PN}(\phi_P) = \begin{cases} -2.48 \times 10^{-4} \phi_P - 1.70 \times 10^{-3} & \text{for } \phi_P < 20 \\ -1.86 \times 10^{-4} \phi_P + 4.03 \times 10^{-3} & \text{for } \phi_P \geq 20 \end{cases} \quad (4.20)$$

加えて

$$S_P := \frac{\pi D_P^2}{4} \quad (4.21)$$

はプロペラ面積,

$$V_r := \sqrt{u_P^2 + (0.7\pi n_P D_P)^2} \quad (4.22)$$

はプロペラへの流入スピードである．ここで伴流係数 w_P は以下でモデル化された．

$$w_P = w_{P0} \exp(C_w \beta_P^2) \quad (4.23)$$

ここで

$$\beta_P := \beta - l'_P r' \quad (4.24)$$

はプロペラへの流入角 ($l'_P = -0.5$), w_{P0} は β がゼロのときの伴流係数の値である．

4.2.3 舵力

舵に起因する x, y 方向の力および回頭モーメントは以下でモデル化した．

$$\begin{cases} X_R = -(1 - t_R) F_N \sin \delta \\ Y_R = -(1 + a_H) F_N \cos \delta \\ N_R = -(x_R + a_H x_H) F_N \cos \delta \end{cases} \quad (4.25)$$

舵直圧力 F_N は以下でモデル化した．

$$F_N = \frac{1}{2} \rho A_R U_R^2 \{f_\alpha(\delta_f) \sin \alpha_R + C_{l0}(\delta_f)\} \quad (4.26)$$

ここで A_R は舵面積,

$$U_R := \sqrt{u_R^2 + v_R^2} \quad (4.27)$$

は舵への流入スピード,

$$\alpha_R := \delta - \text{atan2}(v_R, u_R) \quad (4.28)$$

は舵への有効流入角である． x 方向の流入速度は以下でモデル化した．

$$u_R = \max\{u_R^*, u_R^{**}\} \quad (4.29)$$

$$\begin{cases} u_R^* = u_P \epsilon \left\{ \eta_R \kappa \left(\sqrt{1 + \frac{8K_T(\phi_P)}{\pi J_P^2}} - 1 \right) + 1 \right\} \\ u_R^{**} = 0.7\pi n_P D_P u_{R0} \end{cases} \quad (4.30)$$

ここで ϵ はプロペラ位置と舵位置における伴流係数の比, κ は実験により決定される定数,

$$\eta_R := \frac{D_P}{H_R} \quad (4.31)$$

はプロペラ直径と舵高さの比である．船幅方向の流入速度は以下でモデル化した．

$$v_R = \gamma_R (U \sin \beta - l_R r) \quad (4.32)$$

Table 4.3: Pre-determined values of the added masses and added moment of inertia.

Item	Value
m'_x	0.010
m'_y	0.168
J'_{zz}	0.010

Table 4.4: Pre-determined values of the parameters in the model of X_H , Y_H , and N_H .

Item	Value	Item	Value	Item	Value
R'_0	0.017	Y'_v	-0.329	N'_v	-0.106
X'_{vv}	0.009	$Y'_r - m'_x$	0.090	N'_r	-0.057
$X'_{vr} + m'_y$	0.160	Y'_{vvv}	-0.787	N'_{vvv}	-0.037
X'_{rr}	-0.0164	Y'_{vvr}	-0.022	N'_{vvr}	-0.105
X'_{vvvr}	-0.824	Y'_{vrr}	-0.206	N'_{vrr}	0.012
X'_{vvvv}	-0.114	Y'_{rrr}	0.001	N'_{rrr}	-0.008

ここで l_R は実験により決定される定数, γ_R は, 舵位置での斜航角

$$\beta_R := \beta - l'_R r' \quad (4.33)$$

に依存し以下で決定される.

$$\gamma_R = \begin{cases} \gamma_{Rp} & \text{for } \beta_R > 0 \\ \gamma_{Rn} & \text{for } \beta_R < 0 \end{cases} \quad (4.34)$$

Eq. (4.26) の $f_\alpha(\cdot)$ と $C_{10}(\cdot)$ は以下でモデル化された.

$$f_\alpha(\delta_f) = f_{\alpha 0} + f_{\alpha 2} \delta_f^2 \quad (4.35)$$

$$C_{10}(\delta_f) = C_{101} \delta_f + C_{103} \delta_f^3 \quad (4.36)$$

ここで $f_{\alpha 0}$, $f_{\alpha 2}$, C_{101} , C_{103} は定数パラメータである.

供試船の操舵システムにおいて, フラップ角 δ_f は舵角 δ に応じて決定される. δ と δ_f の関係は文献 [112] の Fig. 5 に示す通りである.

4.2.4 パラメータの事前決定値

4.2.1 節から4.2.3 節に示した操縦運動モデルに含まれる定数パラメータは, 実スケール船の自由航走試験の結果を用いず, 経験式や拘束模型試験によって決定された値が存在する. 本学位論文ではこれらの値を“事前決定値”と呼ぶ. また, 本研究で用いたパラメータの事前決定値は文献 [112] で示された値である.

付加質量と付加慣性モーメントの事前決定値は, ポテンシャル理論に基づき決定した値を採用した. これらの値を Table 4.3に示す. また, 拘束模型試験の結果より決定された流体力のモデルで使用されるパラメータの事前決定値を Tables 4.4から4.6に示す.

Table 4.5: Pre-determined values of the parameters in the model of X_P , Y_P , and N_P .

Item	Value
t_P	0.080
w_{P0}	0.422
C_w	-2.0

Table 4.6: Pre-determined values of the parameters in the model of X_R , Y_R , and N_R .

Item	Value	Item	Value
t_R	-0.058	γ_{Rp}	0.483
a_H	0.158	γ_{Rn}	0.172
x'_H	-0.605	$f_{\alpha 0}$	2.411
ϵ	1.27	$f_{\alpha 2}$	-0.381
κ	0.5	C_{l01}	1.164
u_{R0}	0.14	C_{l03}	-0.381
l'_R	-0.888		

4.3 パラメータチューニング法

本節では、チューニング対象のパラメータ、パラメータの探索範囲、使用した実スケール船自由航走試験時系列データについてそれぞれの節で述べ、最後にパラメータチューニングを最小化問題として定式化する。

4.3.1 対象パラメータ

4.2 節で示した操縦運動モデルに含まれるパラメータのうち、チューニングの対象 θ^t には以下の 12 のパラメータを含めた。

$$\theta^t := (R'_0 \ t_P \ w_{P0} \ C_w \ t_R \ a_H \ x'_H \ \epsilon \ \kappa \ l'_R \ \gamma_{Rp} \ \gamma_{Rn})^\top \quad (4.37)$$

対象パラメータは、操縦運動モデルにおける力・モーメントに大きな影響を与えるものに限定された。 w_{P0} および C_w は Eq. (4.23) のように伴流係数のモデルに含まれる。伴流係数はプロペラ流入速度 u_P のモデルに含まれ、プロペラ力の推定に大きな影響を与える [103]。 t_P , t_R , a_H , および x'_H は、船体、プロペラ、舵の相互作用モデルに関連し、プロペラ力と舵力の推定に大きく影響する。 ϵ , κ , l'_R は、それぞれプロペラ位置と舵位置における伴流係数の比、プロペラ回転による流れの増加量、舵の横方向流入速度成分 v_R に寄与する実験パラメータを表し、これらは舵流入速度に大きな影響を与える。整流係数と呼ばれるパラメータ γ_{Rp} および γ_{Rn} は、文献 [103] により、旋回運動の推定に大きな影響を与えることが報告されている。

船体流体力微係数はチューニングの対象からは除いた。多くの場合、流体力微係数の値はレイノルズ数の差の影響を受けないと仮定され、実スケール船の操縦運動を推定するために拘束模型試験に基づいて決定された値が用いられる [103, 113]。本研究の目的が実用的なチューニング手法の確立であることから、既往研究と同様に、拘束模型試験に基づいて決定された流体力微係数の値は正確であると仮定し、これらの値を実スケール

船の操縦運動推定に直接適用した。ただし、直進時の船体抵抗の無次元値 R'_0 は、外挿法を適用しない値を事前決定値とし、チューニングの対象とした。この理由は、模型スケール船と実スケール船でレイノルズ数が異なる影響を修正すると同時に、操縦運動に伴う船速の変動に対する平均的な R'_0 を得るためである。

4.3.2 探索範囲

パラメータチューニングにおいて、 θ の全要素に関してその探索範囲は制限された。本研究では、供試船の模型スケール船の MMG モデルにおける全パラメータの値が、流体力学、拘束試験、および CFD に基づいて決定されたものと仮定する。チューニング問題における対象パラメータの探索範囲を、事前決定値の近傍に制限することで、提案手法は出力を現実的な範囲に制限する。

以下では、対象パラメータ $\theta \in \mathbb{R}^{12}$ の候補値と事前決定値を、それぞれ $\hat{\theta} \in \mathbb{R}^{12}$ および $\theta^{\text{pre}} \in \mathbb{R}^{12}$ と表記する。要素 $\hat{\theta}_i$ ($i = 1, \dots, 12$) の探索範囲は以下で設定した。

$$\hat{\theta}_i := [\theta_i^{\text{pre}} - a_r |\theta_i^{\text{pre}}|, \theta_i^{\text{pre}} + a_r |\theta_i^{\text{pre}}|] \quad (4.38)$$

ここで $a_r > 0$ である。本手法は、探索範囲を事前決定値を参照して設定することにより、操縦運動を説明する流体力学や拘束模型試験結果を踏襲したパラメータチューニングを実現する。理論的背景に基づくパラメータの探索範囲に関するさらなる検討は、今後の研究課題の一つである。 $\theta^t \in \mathbb{R}^{12}$ の探索範囲は以下で記述される。

$$\hat{\theta} := \prod_{i=1}^{12} \hat{\theta}_i \quad (4.39)$$

4.4 節では、5 つの設定 $a_r = 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6$ でのパラメータチューニングの結果を示す。

4.3.3 実スケール船自由航走試験データ

本手法は実スケール船の操縦運動時系列データを使用する。ひとつの時系列データは以下のような行列 $D \in \mathbb{R}^{8 \times T}$ として表現される。

$$(D_{1i} \cdots D_{8i})^\top := (p^{i\top} \xi^{i\top} \tau^{i\top})^\top \quad i = 1, \dots, T \quad (4.40)$$

ここで T は時間ステップサイズ $\Delta t = 1.0$ s で構成される時系列データに含まれるタイムステップの数である。要素 p^i , ξ^i , および τ^i はそれぞれ時間ステップ i における p , ξ , および τ を表す。本研究では、供試船の 8 種類の旋回試験 ($\delta = \pm 10, \pm 20, \pm 35, \pm 40$ deg.) を適用し、これらをそれぞれ $D^{\pm 10}$, $D^{\pm 20}$, $D^{\pm 35}$, $D^{\pm 40}$ と表記する。実スケール船の操縦運動時系列データ D^{+10} を Fig. 4.2 に例示する。

これらの時系列データは、パラメータチューニングとチューニング済みパラメータの検証の両方に利用した。チューニングと検証のそれぞれに適用する時系列データを以下にまとめる。

$$\mathcal{D}^{\text{tune}} := \{D^{+10}, D^{-20}, D^{+35}, D^{-40}\} \quad (4.41)$$

$$\mathcal{D}^{\text{test}} := \{D^{-10}, D^{+20}, D^{-35}, D^{+40}\} \quad (4.42)$$

Table 4.7 に時系列データとその集合のタイムスリップ数をまとめる。

本研究では、チューニング用データセットおよびテスト用データセットを旋回運動の時系列データのみで構成した。しかしながら、Zigzag 運動の時系列データが利用可能な場合、これをチューニング用データセット

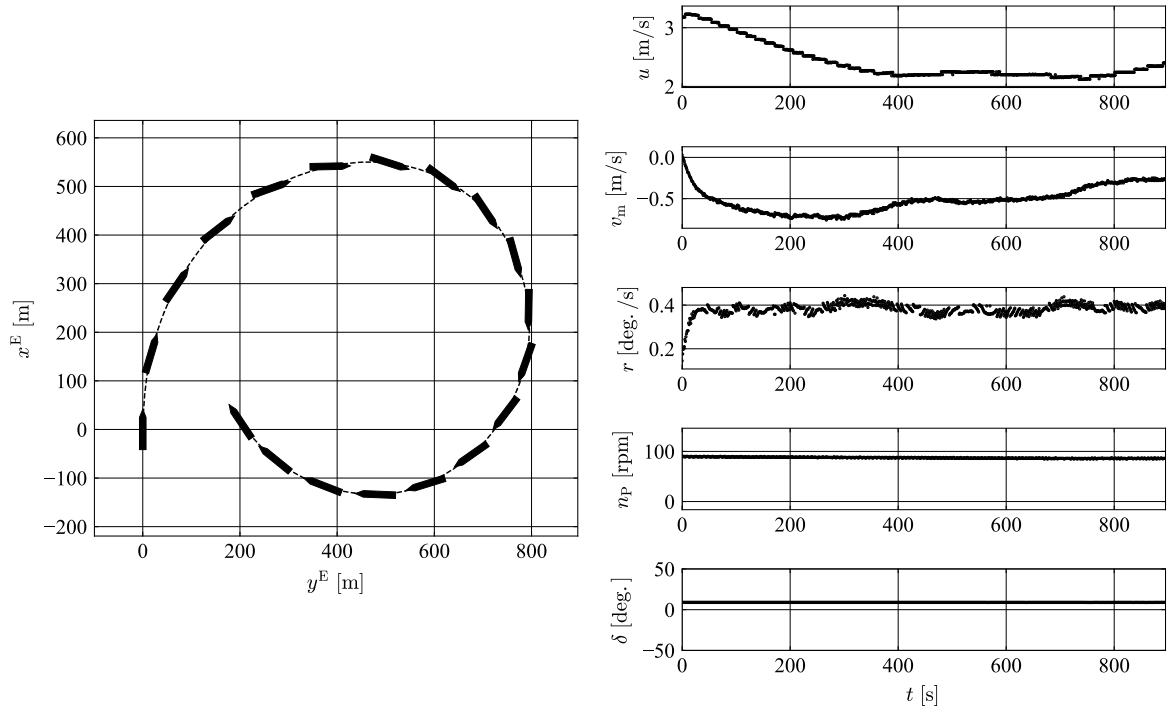


Fig. 4.2: An example of time series data of real-scale ship trial prepared in this study: turning test with $\delta = 10$ deg..

Table 4.7: Summary of time series data of real-scale ship trial.

$\mathcal{D}^{\text{tune}}$		$\mathcal{D}^{\text{test}}$	
Symbol	T	Symbol	T
D^{+10}	895	D^{-10}	664
D^{-20}	465	D^{+20}	523
D^{+35}	394	D^{-35}	385
D^{-40}	340	D^{+40}	389
Total	2094	Total	1961

$\mathcal{D}^{\text{tune}}$ およびテスト用データセット $\mathcal{D}^{\text{test}}$ に含めることで、より高い性能のパラメータ値を獲得することが期待される。これは、Zigzag 運動は旋回運動よりも Sway 速度と Yaw 角速度の関係の観点でより複雑であるためである。

4.3.4 定式化

本節では、パラメータチューニングを最小化問題として定式化する．あるパラメータ $\hat{\theta} \in \hat{\Theta}$ を適用した操縦運動モデルの性能は、シミュレーションによる操縦運動時系列と実スケール船試験データを比較することで定義した．すなわち、MMG モデルを適用した Eq. (4.12) に従うシミュレーション時系列と実スケール船試験時系列の姿勢 p の誤差を計算し、この誤差を最小化するパラメータ $\hat{\theta}$ をパラメータチューニングにおける最適値とした．姿勢誤差を以下で定義する．

$$\tilde{p} := \hat{p} - p \quad (4.43)$$

ここで $\hat{p}$ および p は、それぞれシミュレーションで算出される値と実スケール船のデータに記録された実測値を表す．本研究では、最小化の対象は姿勢誤差であり、Surge 速度、Sway 速度、Yaw 角速度の誤差は目的関数に組み込まれなかった．これは、 $\mathcal{D}^{\text{tune}}$ および $\mathcal{D}^{\text{test}}$ における Surge 速度、Sway 速度、Yaw 角速度の時系列に測定誤差が含まれていたためである．上記の最小化問題は以下で定式化される．

$$\begin{aligned} \underset{\hat{\theta} \in \hat{\Theta}}{\text{minimize}} \quad & J(\hat{\theta}; \mathcal{D}^{\text{tune}}) := \sum_{D \in \mathcal{D}^{\text{tune}}} \sum_{i=2}^T \tilde{p}^{i\top} Q \tilde{p}^i \\ \text{s.t.} \quad & \begin{cases} \tilde{p}^i := \hat{p}^i - p^i \\ \hat{p}^i := (\hat{\zeta}_1^i \ \hat{\zeta}_2^i \ \hat{\zeta}_3^i)^\top \\ \hat{\zeta}^i = \hat{\zeta}^{i-1} + f_{\zeta}(\hat{\zeta}^{i-1}, \tau^{i-1}; \hat{\theta}) \Delta t \\ \hat{\zeta}^1 = \zeta^1 \end{cases} \\ & \text{for } i = 2, \dots, T \end{aligned} \quad (4.44)$$

ここで $Q = \text{diag}(\frac{1}{L_{\text{pp}}^2}, \frac{1}{L_{\text{pp}}^2}, \frac{1}{(0.25\pi)^2})$ は誤差 $\tilde{p} \in \mathbb{R}^3$ に関する重み係数行列である．

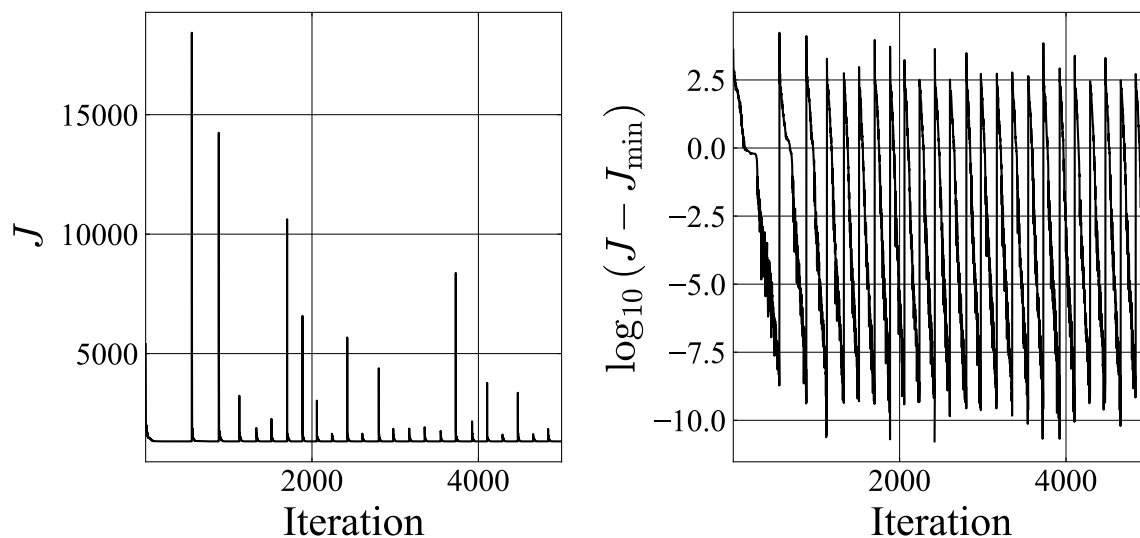
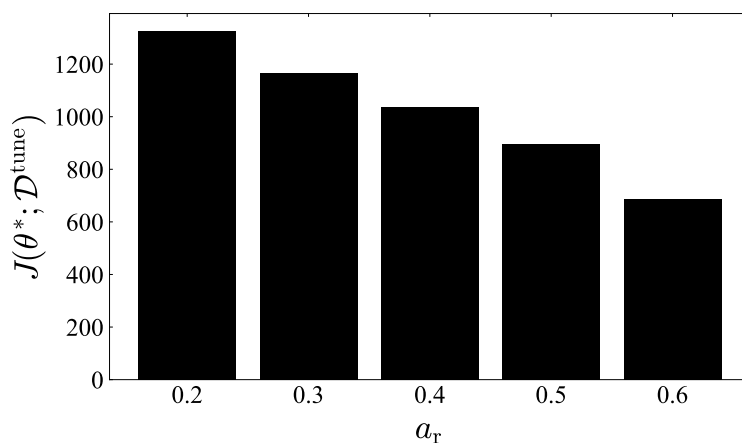
最小化問題 Eq. (4.44) の解は、進化戦略の一種である CMA-ES を適用し探索された．CMA-ES の詳細は付録 B に記述する．以降では CMA-ES を適用し探索された最小化問題 Eq. (4.44) の解を θ^* と記述する．

4.4 結果

重み行列は $Q = \text{diag}(\frac{1}{L_{\text{pp}}^2}, \frac{1}{L_{\text{pp}}^2}, \frac{1}{(0.25\pi)^2})$ と設定した．CMA-ES のハイパーパラメータである初期個体群サイズは $\lambda = 12$ と設定し、探索リスタートの際には、上限を $\lambda \leq \bar{\lambda} = 128$ として個体群サイズが倍増した．

まず、CMA-ES による最適パラメータ探索の経過を示す． $a_r = 0.2$ の場合について Fig. 4.3 に示す．Fig. 4.3 の横軸は反復回数を表す．Fig. 4.3 の左図の縦軸は、各反復において候補解ごとに計算された目的関数の最小値を、Fig. 4.3 の右図の縦軸は右図にプロットされた値から該当反復回までの全反復で記録された目的関数の最小値を引いた値を示している． J の値が急激に増加するステップは、パラメータの収束が確認され、探索がランダムに初期化された候補解でリスタートされるタイミングを表す．Fig. 4.3 から、 J の値が繰り返し同じ値に収束していることが確認できる． $a_r = 0.2$ の場合だけでなく、本研究で実施した全てのケースにおいて、最適解が Fig. 4.3 に類似した過程で探索されたことが確認された．アルゴリズムの単一試行において複数のリスタートが記録され、各リスタートで同一値への収束が確認されたため、本研究では各ケースの探索アルゴリズムは 1 回のみ実行した．

次に、チューニングされたパラメータの性能を示す．各 a_r において探索された θ^* について、目的関数 $J(\cdot)$ の値をデータセット $\mathcal{D}^{\text{tune}}$ および $\mathcal{D}^{\text{test}}$ に対して計算した．これらを Figs. 4.4 と 4.5 に示す． a_r の値が増加するにつれて、 $J(\theta^*; \mathcal{D}^{\text{tune}})$ の値が減少したことが確認できる．これは、対象パラメータの探索範囲を拡大す

Fig. 4.3: Exploring process of CMA-ES ($a_r = 0.2$).Fig. 4.4: Values of the objective function on the tuned parameter for tuning data $\mathcal{D}^{\text{tune}}$.

ることで、チューニング用データセットに対する操縦運動シミュレーションの精度が向上したことを意味する。 $J(\theta^*; \mathcal{D}^{\text{test}})$ の値は、それぞれ $a_r = 0.5$ と $a_r = 0.6$ において最小値と最大値を記録した。 $a_r = 0.2$ から $a_r = 0.5$ の範囲では、探索範囲が広いほど、チューニングしたパラメータを適用した MMG モデルの精度が高くなる。しかし、 $a_r = 0.6$ の場合、チューニング用データセットに対して最高の精度を示している一方で、 $J(\theta^*; \mathcal{D}^{\text{test}})$ の値は他のケースよりも大きくなっている。 $a_r = 0.6$ の場合、探索範囲を拡大することで、チューニング用データセットに偏った過学習が生じたと考えられる。

探索された対象パラメータの値 ($a_r = 0.2 \sim 0.6$) を Table 4.8 に示す。加えて、探索されたパラメータ値の

Table 4.8: Explored values of target parameters.

a_r	R'_0	t_P	w_{P0}	C_w	t_R	a_H	x'_H	ϵ	κ	l'_R	γ_{Rp}	γ_{Rn}
0.2	0.0174	0.0960	0.5064	-2.4000	-0.0464	0.1896	-0.7260	1.0438	0.6000	-1.0656	0.4866	0.2064
0.3	0.0179	0.1040	0.5486	-2.6000	-0.0406	0.2054	-0.7865	1.0248	0.6500	-1.1544	0.4531	0.2236
0.4	0.0188	0.1019	0.5908	-2.8000	-0.0348	0.2212	-0.8470	1.0049	0.7000	-1.2432	0.4262	0.2408
0.5	0.0207	0.0400	0.6330	-3.0000	-0.0290	0.2370	-0.9075	1.1872	0.4014	-1.3320	0.3655	0.2580
0.6	0.0204	0.0320	0.6752	-3.2000	-0.0232	0.2528	-0.9680	1.3736	0.2000	-1.4208	0.3017	0.2752

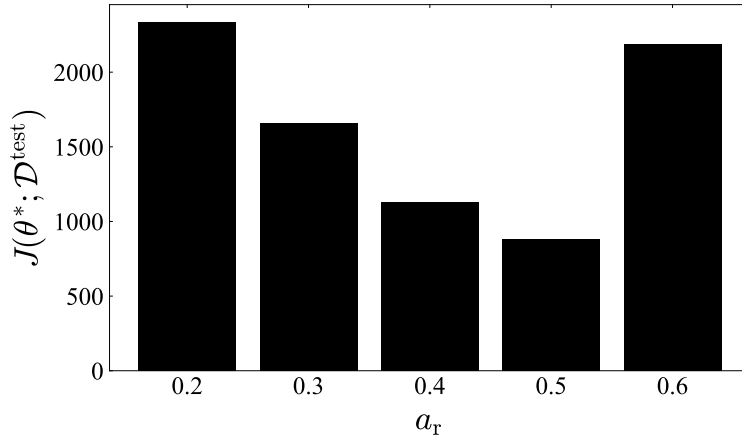


Fig. 4.5: Values of the objective function on the tuned parameter for test data $\mathcal{D}^{\text{test}}$.

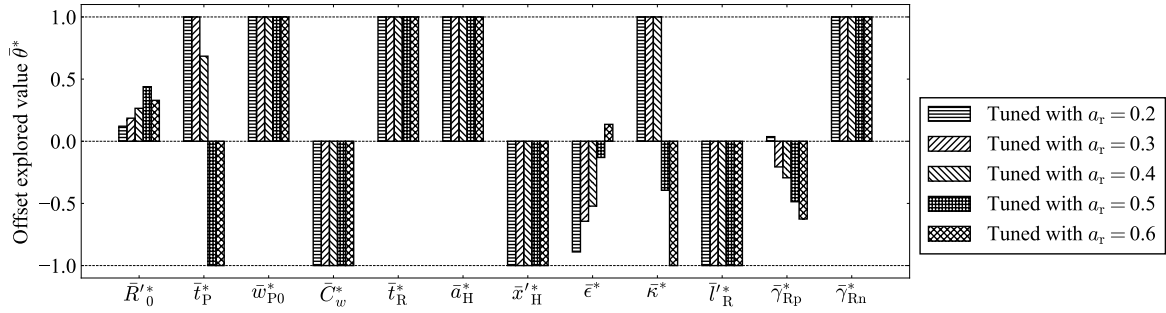


Fig. 4.6: Distribution of the explored values of target parameters in their exploration ranges. The vertical axis $\bar{\theta}^* \in \mathbb{R}^{12}$ represents the offset value of the tuned parameter value; that is, for the element of the target parameter θ_i^t , the tuned parameter value θ_i^* was transformed by $\bar{\theta}_i^* := (\theta_i^* - \theta_i^{\text{pre}})/(a_r|\theta_i^{\text{pre}}|)$.

それぞれの探索範囲における分布を Fig. 4.6に示す。Fig. 4.6において、探索範囲 $\hat{\Theta}_i$ は $[-1, 1]$ へオフセットされ、さらに探索されたパラメータ θ^* は、以下の変換により $\bar{\theta}^* \in [-1, 1]^{12}$ へ変換された。

$$\bar{\theta}_i^* := \frac{\theta_i^* - \theta_i^{\text{pre}}}{a_r|\theta_i^{\text{pre}}|}, \quad i = 1, \dots, 12 \quad (4.45)$$

オフセット値 $\bar{\theta}_i^*$ は、探索範囲 $\hat{\Theta}_i$ をオフセットした $[-1, 1]$ に制限される。Fig. 4.6から、すべてのケースにおいて、 w_{P0} , C_w , t_R , a_H , l'_R , および γ_{Rn} がそれぞれ探索範囲の同一側の境界値に収束したことが確認される。

最後に、 $\mathcal{D}^{\text{test}}$ に含まれる4つの実スケール船試験の時系列データと、事前決定値およびチューニングされたパラメータを適用したMMGモデルを用いてシミュレートされた操縦運動時系列の比較を示す。Figs. 4.7から4.10に示す実スケール船試験は、いずれもパラメータチューニング用のデータセットには含まれない操縦運動時系列である。これらを、チューニングされたパラメータを適用したMMGモデルによるシミュレーション時系列と比較することで、実スケール船の操縦運動に対するチューニング済みパラメータの推定性能を

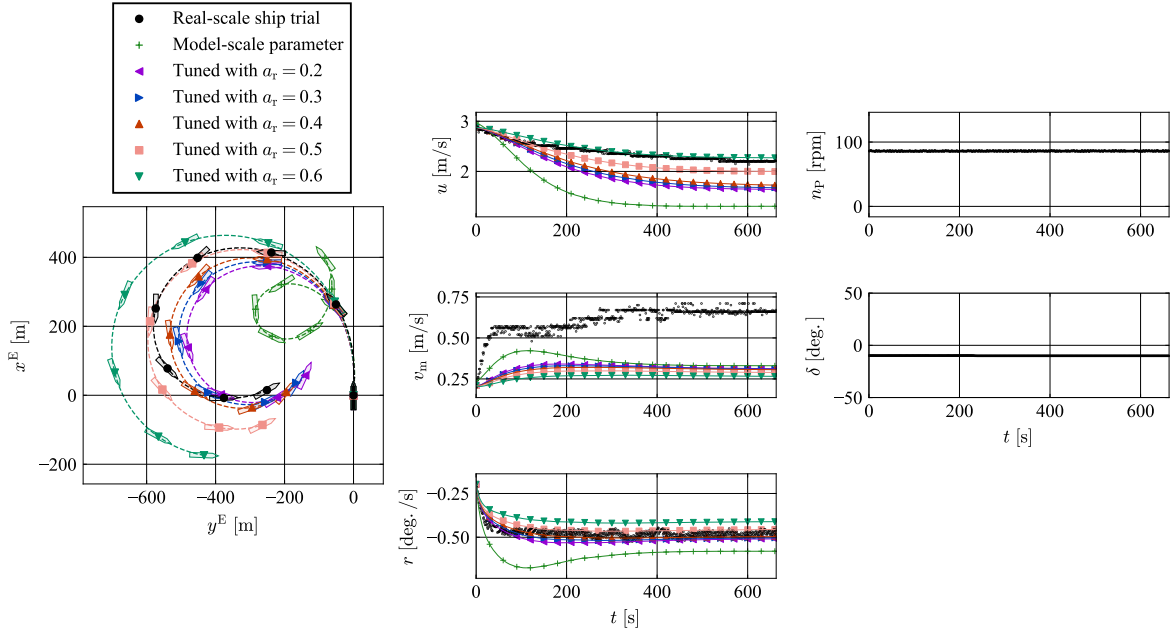


Fig. 4.7: Comparison of seven time series data of turning test ($\delta = -10$ deg.) which is not utilized in parameter tuning: real-scale ship trial D^{-10} , simulation by the MMG model with untuned parameters, and simulation by the MMG model with tuned parameters ($a_r = 0.2 \sim 0.6$).

評価することができる。Figs. 4.7から4.10それぞれの左図の軌跡から、 $a_r = 0.2 \sim 0.6$ の全ケースにおいて、チューニングされたパラメータを用いた MMG モデルは、事前決定値を用いたモデルよりも実スケール船の操縦運動に近い時系列を推定したことが確認できる。 D^{test} で表現されるパラメータの性能の最良のケース $a_r = 0.5$ (桃色) と最悪のケース $a_r = 0.6$ (緑色) を比較すると、 D^{-10} では旋回円直径が約 $1.5L_{pp}$ 異なるものの、 D^{+20} , D^{-35} , D^{+40} ではシミュレーションされた操縦運動に大きな差異は認められない。

4.5 議論

Figs. 4.7から4.10から、全てのケースにおいて、事前決定値を適用する場合よりも大きな径での旋回運動を推定するようにパラメータがチューニングされたことが確認される。ここで、Fig. 4.6は、 $a_H > 0$ が大きく、 $x'_H < 0$ が小さくチューニングされたことを示しており、この場合 $|N_R|$ が大きく推定される。一方、プロペラ流入速度 u_P および舵抵抗 $(1 - t_R)F_N \sin \delta$ がそれぞれ小さく計算されるように、 w_{P0} および t_R は大きくチューニングされた。Figs. 4.7から4.10より、パラメータチューニングにより大きく推定されるようになった舵モーメント N_R の影響と比べ、これらの影響は支配的であると考えられる。異なる探索範囲を適用したパラメータチューニングで出力されたパラメータ値は、それぞれ同様の値には収束しなかった。しかしながら、自律運航アルゴリズムのシミュレーション環境構築のための操縦運動の推定精度に焦点を当てるという本研究の目的を考慮すれば、これは提案アルゴリズムの有用性に影響しない。

本研究で実施したパラメータチューニングのうち、テストデータセットで最良の性能を示したパラメータは、

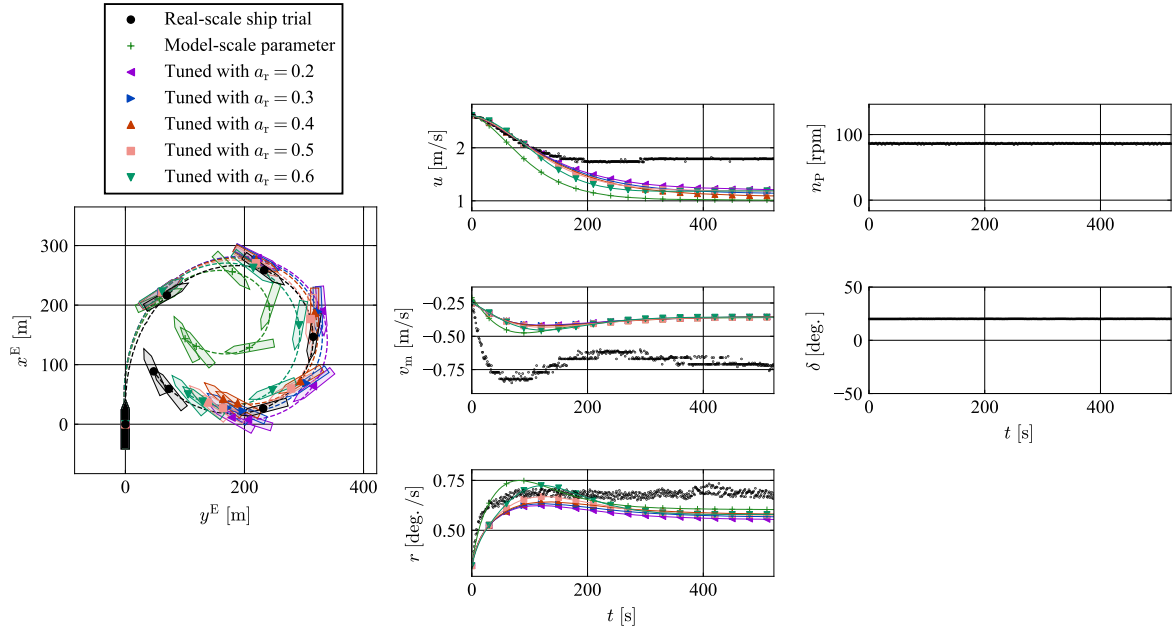


Fig. 4.8: Comparison of seven time series data of turning test ($\delta = +20$ deg.) which is not utilized in parameter tuning: real-scale ship trial D^{+20} , simulation by the MMG model with untuned parameters, and simulation by the MMG model with tuned parameters ($a_r = 0.2 \sim 0.6$).

探索範囲を $a_r = 0.5$ で設定したケースで獲得された。しかし、提案手法によるパラメータチューニングの出力は、使用する実スケール船操縦運動時系列データセットに依存する。操縦運動モデルの SI は、Fig. 4.5 に記録されたように、使用する時系列データセット、対象パラメータ、探索範囲によって、過学習などの予期せぬ問題を被る可能性がある。したがって、少なくともパラメータ探索で適用した時系列データ（本研究における D^{tune} ）以外の時系列データ（本研究における D^{test} ）に対する操縦運動の推定精度を確認しない限り、異なる条件下で探索されたパラメータ値の中から実スケール船の操縦運動シミュレーションに推奨される出力を決定することはできない。十分な量の時系列データが利用可能な場合、チューニング用データセットとは別にテスト用データセットを準備することが望ましい。

未知時系列の推定結果は、提案されたパラメータチューニング手法の有効性を裏付けている。Figs. 4.7 から 4.10 が示すように、 u , v_m , r の推定精度は十分ではないものの、チューニングされたパラメータ値を適用することで p_1 , p_2 , ψ の推定精度は向上した。目的関数に二乗誤差として組み込む状態変数ごとに操縦運動モデルの SI の結果を比較した文献 [109] を参照すると、 ξ の推定精度が成熟しなかった理由は、 ξ の誤差が目的関数に組み込まれていなかったためと考えられる。本研究では、実スケール船の ξ の時系列には計測誤差の影響により、 p の時系列と Eq. (4.5) を満たさない不一致を含んでいたため、 ξ の誤差を目的関数に含めなかった。

文献 [109] での議論を踏まえ、 ξ を含む十分な量の妥当な操縦運動時系列データを利用することで、SI の枠組みにおいて姿勢と速度の両方の推定精度向上のためのパラメータチューニングが可能となると期待され、これは今後の研究課題である。文献 [106] に示されたように、観測値をもとに状態推定を施した操縦運動時系列データを SI に適用した例も存在する。

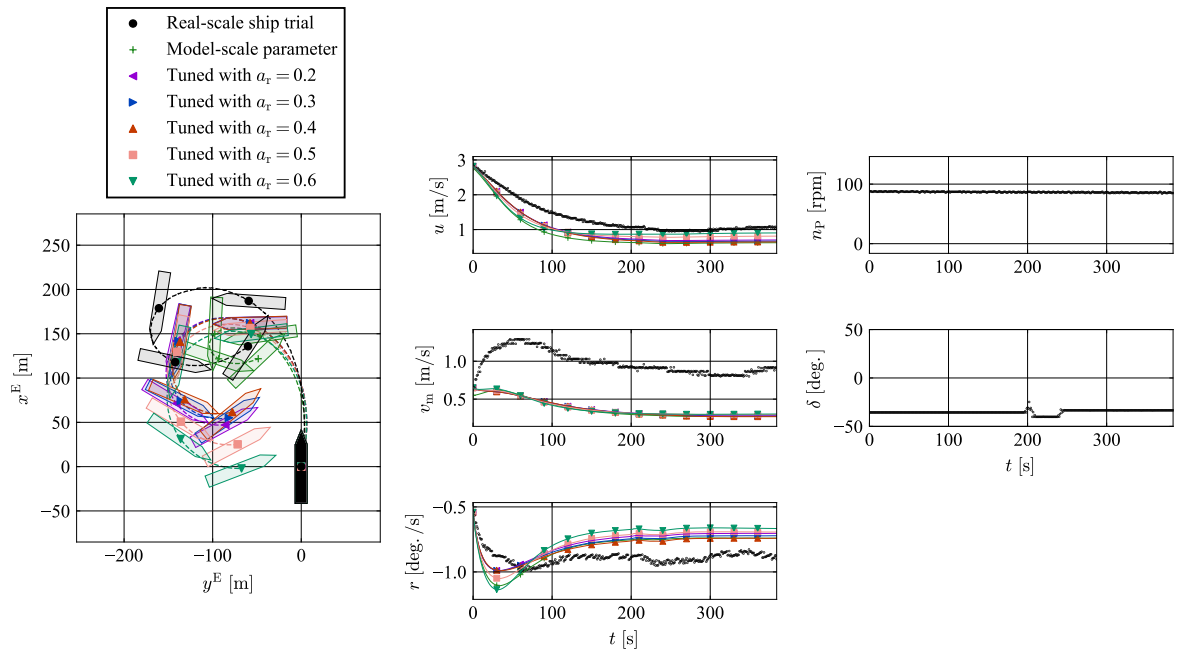


Fig. 4.9: Comparison of seven time series data of turning test ($\delta = -35^\circ$) which is not utilized in parameter tuning: real-scale ship trial D^{-35} , simulation by the MMG model with untuned parameters, and simulation by the MMG model with tuned parameters ($a_r = 0.2 \sim 0.6$).

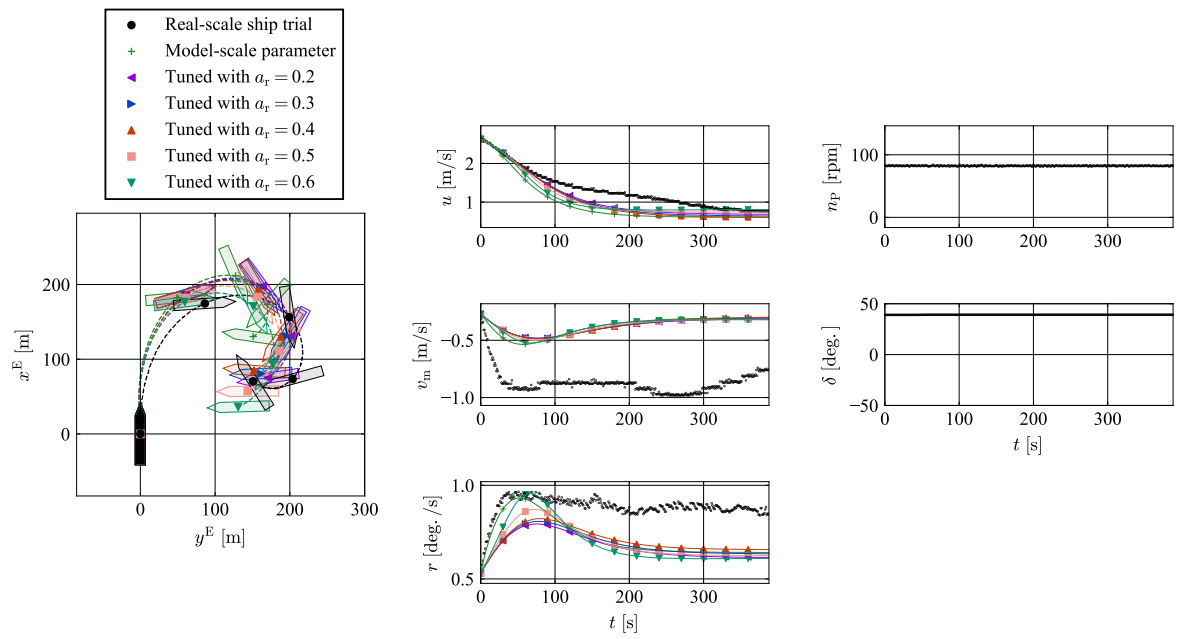


Fig. 4.10: Comparison of seven time series data of turning test ($\delta = +40^\circ$) which is not utilized in parameter tuning: real-scale ship trial D^{+40} , simulation by the MMG model with untuned parameters, and simulation by the MMG model with tuned parameters ($a_r = 0.2 \sim 0.6$).

第 5 章

制限処理のための補助系の基本設計

5.1 本研究で適用する補助系

Eqs. (3.6) と (3.7) で記述される, システムの入力に課される制限を扱う方法として, $\tanh$ 関数 [45, 51, 52, 57, 61, 114] やガウス誤差関数 [115], $\arctan$ 関数 [116] などの適用が挙げられる. これらの関数は $\mathbb{R}$ 上で有界であることに加え, 滑らかあることから非線形制御との相性がよい.

本研究は $\tanh$ 関数による舵角制限の処理を制御戦略の出発点とする. 舵角 δ を

$$\delta = M \tanh \frac{\epsilon}{M} \quad (5.1)$$

と表現することを考える. ここで $\epsilon \in \mathbb{R}$ は補助変数である. 上式より, $\forall \epsilon \in \mathbb{R}$ に関して,

$$|\delta| < M \quad (5.2)$$

が保証され, よって舵角の制限 Eq. (3.6) の満足が保証される. 次に操舵レートの制限 Eq. (3.7) の処理を考える. Eq. (5.1) の時間微分は,

$$\begin{aligned} \dot{\delta} &= M \left(1 - \tanh^2 \frac{\epsilon}{M} \right) \frac{\dot{\epsilon}}{M} \\ &= \left\{ 1 - \left(\frac{\delta}{M} \right)^2 \right\} \dot{\epsilon} \\ &= \frac{M^2 - \delta^2}{M^2} \dot{\epsilon} \end{aligned} \quad (5.3)$$

と計算される. 上式を代入することで, Eq. (3.7) は,

$$\frac{M^2 - \delta^2}{M^2} |\zeta| \leq R \Leftrightarrow |\zeta| \leq \frac{M^2 R}{M^2 - \delta^2} =: \bar{\zeta}(\delta) \quad (5.4)$$

と変形することができる. ここで, $\zeta := \dot{\epsilon}$ は補助変数である. ただし Eq. (5.2) より $R \leq \bar{\zeta}$ である. Eq. (5.4) は, 操舵レート制限 Eq. (3.7) が ζ の制約へ書き換えられたことを示す. δ が Eq. (5.3) に従いかつ ζ が Eq. (5.4) を満足するとき, 操舵機器の制約 Eqs. (3.6) と (3.7) の満足が保証される.

本学位論文の以降で示される各制御戦略は, Eq. (5.4) の処理を分岐点として枝分かれする. 6 章に示す制御戦略では, Eq. (5.4) の満足のために係数を $\bar{\zeta}(\delta)$ とした $\tanh$ 関数を再度適用する. さらに上記の表現を時間微分することで, 舵角と操舵レートの制限の満足を保証する補助系を strict-feedback システムとして定式化し, backstepping 法 [62] に従って制御信号が設計される. 7 章に示す制御戦略では, 飽和関数を用いて Eq. (5.4) を十分満足する表現を適用する. 飽和関数の導入によって発生する, 制御信号のうち実行されない部分の影響

は、新たな補助系により処理され、飽和の起きない場合での追従誤差の指数安定性が示される．8 章に示す制御戦略では、Eq. (5.4) を十分満足する ζ のバウンドを係数とする $\tanh$ 関数を適用する．制御入力 δ_c が $\tanh$ 関数へ印加されるシステムに対し、Nussbaum 関数を用いて制御信号を設計する．

5.2 1 次系

操舵機器の応答のモデルとして、次のような 1 次系が用いられる場合がある．

$$\dot{\delta}(t) = \frac{1}{T_R}(K_R\delta_c(t) - \delta(t)) \quad (5.5)$$

ここで $\delta_c(t) \in \mathbb{R}$ は指示舵角、 T_R 、 $K_R \neq 0$ は定数である．この定式化のもとでは、 $\dot{\delta}$ は舵角 δ と指示舵角 δ_c に依存する．従って、制限 Eq. (3.7) の満足を保証するためには、操舵レートを緩和するよう T_R と K_R の値を調整する必要がある．しかしながら、制限 Eq. (3.7) の全ての $|\delta| \leq M$ についての満足を保証することはできない．加えて、Eq. (5.5) を補助系として追加するのみでは、Eq. (3.6) の満足を保証することはできない．よって 1 次系 Eq. (5.5) は操舵機器の制約 Eqs. (3.6) と (3.7) を厳密に課す補助系としては不十分である．

本学位論文に示す制御戦略では、5.1 節に示した定式化を基にしたそれぞれの補助系によって、制限 Eqs. (3.6) と (3.7) を厳密に課す．

第 6 章

指数安定性をもたらす制御戦略

本章では, strict-feedback システムとしての拡張系の定式化と, これに対する制御信号の設計を記述する. 本章の内容は自著論文 1 にまとめられたものである.

6.1 仮定

目標信号に関して以下を仮定する.

Assumption 6.1. 目標信号 ψ_d は 4 回微分可能.

制限 Eqs. (3.6) と (3.7) の課される操縦運動システム Eqs. (3.1) と (3.2) に従う操縦運動が追従可能な目標信号には, Assumption 6.1 に加え条件が要求される. この条件は 6.3 節の末に示し, Assumption 6.2 としてまとめる.

6.2 補助系

本章の制御戦略の補助系では, 文献 [57] に示された手法と同様に, $\tanh$ 関数が入力振幅・レート制限のそれぞれの満足のために 2 つ用いられる. Eq. (5.1) を

$$\delta = M \tanh(k_\delta \tilde{\delta}) \quad (6.1)$$

としても, Eq. (5.2) は成立する. ただし, $k_\delta > 0$ はデザインパラメータ, $\tilde{\delta}$ は補助変数である. Eq. (6.1) の時間微分は以下のように計算される.

$$\begin{aligned} \dot{\delta} &= M(1 - \tanh^2(k_\delta \tilde{\delta}))k_\delta \dot{\tilde{\delta}} \\ &= k_\delta M \left\{ 1 - \left(\frac{\delta}{M} \right)^2 \right\} \dot{\tilde{\delta}} \\ &= k_\delta \frac{M^2 - \delta^2}{M} \dot{\tilde{\delta}} \end{aligned} \quad (6.2)$$

ここで関数

$$g_\delta(\delta) := k_\delta \frac{M^2 - \delta^2}{M} \quad (6.3)$$

を定義し、補助変数 $\xi = \dot{\delta}$ を導入する。上式より、操舵レートの制限 Eq. (3.7) は、Eq. (5.4) と同様に、以下の ξ の制約へと変換される。

$$k_\delta \frac{M^2 - \delta^2}{M} |\xi| \leq R \Leftrightarrow |\xi| \leq \frac{MR}{k_\delta(M^2 - \delta^2)} \quad (6.4)$$

この制約の満足を保証するために、Eq. (6.1) と同様に、 $\tanh$ 関数を適用し以下の設計をする。

$$\xi = \frac{MR}{k_\delta(M^2 - \delta^2)} \tanh(k_\xi \tilde{\xi}) \quad (6.5)$$

ただし、 $k_\xi > 0$ はデザインパラメータ、 $\tilde{\xi}$ は補助変数である。上式の設計により、 $\forall \tilde{\xi} \in \mathbb{R}$ に関して、

$$|\dot{\delta}| < R \quad (6.6)$$

が保証され、よって操舵レートの制限 Eq. (3.7) の満足が保証される。Eqs. (6.2) と (6.5) より、 ξ の時間微分は以下のように計算される。

$$\begin{aligned} \dot{\xi} &= \frac{d}{d\delta} \left\{ \frac{MR}{k_\delta(M^2 - \delta^2)} \right\} \cdot \dot{\delta} \cdot \tanh(k_\xi \tilde{\xi}) + \frac{MR}{k_\delta(M^2 - \delta^2)} \cdot \frac{d}{dt} \{ \tanh(k_\xi \tilde{\xi}) \} \\ &= \frac{2MR\delta}{k_\delta(M^2 - \delta^2)^2} \cdot k_\delta \frac{M^2 - \delta^2}{M} \xi \cdot \frac{k_\delta(M^2 - \delta^2)}{MR} \xi + \frac{MR}{k_\delta(M^2 - \delta^2)} \cdot \{1 - \tanh^2(k_\xi \tilde{\xi})\} k_\xi \dot{\tilde{\xi}} \\ &= \frac{2k_\delta \delta \xi^2}{M} + \frac{MR}{k_\delta(M^2 - \delta^2)} \left[1 - \left\{ \frac{k_\delta(M^2 - \delta^2)}{MR} \xi \right\}^2 \right] k_\xi \dot{\tilde{\xi}} \\ &= \frac{2k_\delta \delta \xi^2}{M} + \frac{MR}{k_\delta(M^2 - \delta^2)} \left\{ \frac{k_\delta(M^2 - \delta^2)}{MR} \right\}^2 \left[\left\{ \frac{MR}{k_\delta(M^2 - \delta^2)} \right\}^2 - \xi^2 \right] k_\xi \dot{\tilde{\xi}} \\ &= \frac{2k_\delta \delta \xi^2}{M} + \frac{k_\delta k_\xi (M^2 - \delta^2)}{MR} \left[\left\{ \frac{MR}{k_\delta(M^2 - \delta^2)} \right\}^2 - \xi^2 \right] \dot{\tilde{\xi}} \end{aligned} \quad (6.7)$$

ここで拡張系の制御入力として補助変数 $\eta := \dot{\tilde{\xi}}$ を導入し、さらに以下の関数を定義する。

$$\begin{cases} f_\xi(\delta, \xi) := \frac{2k_\delta \delta \xi^2}{M} \\ g_\xi(\delta, \xi) := \frac{k_\delta k_\xi (M^2 - \delta^2)}{MR} \left[\left\{ \frac{MR}{k_\delta(M^2 - \delta^2)} \right\}^2 - \xi^2 \right] \end{cases} \quad (6.8)$$

以上より、拡張系は以下となる。

$$\begin{cases} \dot{\psi} = r & (6.9a) \\ \dot{r} = f_r(r) + b\delta & (6.9b) \\ \dot{\delta} = g_\delta(\delta)\xi & (6.9c) \\ \dot{\xi} = f_\xi(\delta, \xi) + g_\xi(\delta, \xi)\eta & (6.9d) \end{cases}$$

拡張系 Eq. (6.9) では、Eqs. (6.1) と (6.5) より、 $|\delta| < M$ と $|\dot{\delta}| < R$ が保証されており、よって Eq. (6.9) に従う δ は、任意の入力 η に対して舵角と操舵レートの制限 Eqs. (3.6) と (3.7) を満たす。また、拡張系

Eq. (6.9) は strict-feedback システム [62] ^{*1} となっている．加えて，以下が成立する．

$$\begin{cases} g_\delta(\delta) \neq 0 \\ g_\xi(\delta, \xi) \neq 0 \end{cases} \quad (6.10)$$

以上のことから，制御対象は制御入力 η にいかなる制約をも課されない strict-feedback システム Eq. (6.9) へ変換されたこととなり，このシステムに対しては基礎的な backstepping 法に基づいた制御設計が可能であることが分かる．次節にこの制御設計を示す．

6.3 制御設計

拡張系 Eq. (6.9) を対象とした追従制御則の設計を示す．制御設計は基本的な backstepping 法に基づいている．本節では，backstepping 法の再帰的な仮想制御信号の設計を含め，制御入力 $\eta = \alpha_\eta(\cdot)$ の設計を丁寧記述する．

まず以下の誤差変数を定義する．

$$\begin{cases} z_1 := \psi - \psi_d & (6.11a) \\ z_2 := r - \alpha_1 & (6.11b) \\ z_3 := b\delta - \alpha_2 & (6.11c) \\ z_4 := bg_\delta\xi - \alpha_3 & (6.11d) \end{cases}$$

ここで， α_i ($i = 1, 2, 3$) はそれぞれ r , $b\delta$, $bg_\delta\xi$ の目標値として以降で設計される信号である．本学位論文では，backstepping 法の再帰的な制御設計に現れるこれらの信号を，仮想制御信号と呼ぶ．本節に示す制御設計では，誤差変数 Eq. (6.11) のダイナミクスの原点での指数安定化を目標とする．

Step 1

Eq. (6.11a) の時間微分は以下となる．

$$\dot{z}_1 = r - \dot{\psi}_d \quad (6.12)$$

z_1 の安定化のために，Lyapunov 関数

$$V_1 := \frac{1}{2} z_1^2 \quad (6.13)$$

を考える．Eq. (6.12) より， V_1 の時間微分は以下のように計算される．

$$\dot{V}_1 = z_1(r - \dot{\psi}_d) \quad (6.14)$$

Eq. (6.14) より， r の目標値として以下が挙げられる．

$$r = -c_1 z_1 - (-\dot{\psi}_d) \quad (6.15)$$

^{*1} 以下のようなシステム．

$$\begin{cases} \dot{x} = f(x) + g(x)\xi_1 \\ \dot{\xi}_1 = f_1(x, \xi_1) + g_1(x, \xi_1)\xi_2 \\ \dot{\xi}_2 = f_2(x, \xi_1, \xi_2) + g_2(x, \xi_1, \xi_2)\xi_3 \\ \vdots \\ \dot{\xi}_{k-1} = f_{k-1}(x, \xi_1, \dots, \xi_{k-1}) + g_{k-1}(x, \xi_1, \dots, \xi_{k-1})\xi_k \\ \dot{\xi}_k = f_k(x, \xi_1, \dots, \xi_k) + g_k(x, \xi_1, \dots, \xi_k)u \end{cases}$$

ただし $x \in \mathbb{R}^n$, $\xi_i \in \mathbb{R}$ ($i = 1, \dots, k$)．全ての状態のサブシステムが入力アフィンであり， ξ_i のサブシステムの f_i, g_i が $x, \xi_1, \dots, \xi_i$ のみに依存する ($i = 1, \dots, k$)．

ただし $c_1 > 0$ はデザインパラメータである．この設計は， r がこの値をとる場合 $\dot{V}_1$ が

$$\dot{V}_1 = -c_1 z_1^2 \quad (6.16)$$

と不定となり，誤差変数 z_1 が安定化されることに基づいている．以上より， r の目標信号として，仮想制御信号 α_1 を

$$\alpha_1 = -c_1 z_1 - (-\dot{\psi}_d) \quad (6.17)$$

と設計する． r は自由に印加可能な制御入力ではないため， α_1 の追従は以降の制御設計を通じて行われる．Eq. (6.11b) を用いて r を消去することで，Eqs. (6.12) と (6.14) は誤差変数 z_2 を用いた以下の表現へ変換される．

$$\dot{z}_1 = -c_1 z_1 + z_2 \quad (6.18)$$

$$\dot{V}_1 = -c_1 z_1^2 + z_1 z_2 \quad (6.19)$$

Eq. (6.15) の達成，すなわち誤差変数 z_2 の安定化のため，次のステップでは仮想制御信号 α_2 が設計される．

Step 2

Eq. (6.11b) の時間微分は以下となる．

$$\dot{z}_2 = c_1(r - \dot{\psi}_d) + f_r + b\delta - \ddot{\psi}_d \quad (6.20)$$

z_2 の安定化のために，Lyapunov 関数

$$V_2 := V_1 + \frac{1}{2} z_2^2 \quad (6.21)$$

を考える．Eq. (6.20) より， V_2 の時間微分は以下のように計算される．

$$\dot{V}_2 = -c_1 z_1^2 + z_1 z_2 + z_2 \{c_1(r - \dot{\psi}_d) + f_r + b\delta - \ddot{\psi}_d\} \quad (6.22)$$

Eq. (6.14) より， $b\delta$ の目標値として以下が挙げられる．

$$b\delta = -c_2 z_2 - z_1 - \{c_1(r - \dot{\psi}_d) + f_r - \ddot{\psi}_d\} \quad (6.23)$$

ただし $c_2 > 0$ はデザインパラメータである．この設計は， $b\delta$ がこの値をとる場合 $\dot{V}_2$ が

$$\dot{V}_2 = -c_1 z_1^2 - c_2 z_2^2 \quad (6.24)$$

と不定となり，誤差変数 z_2 が安定化されることに基づいている．以上より， $b\delta$ の目標信号として，仮想制御信号 α_2 を

$$\alpha_2 = -c_2 z_2 - z_1 - \{c_1(r - \dot{\psi}_d) + f_r - \ddot{\psi}_d\} \quad (6.25)$$

と設計する． $b\delta$ は自由に印加可能な制御入力ではないため， α_2 の追従は以降の制御設計を通じて行われる．Eq. (6.11c) を用いて $b\delta$ を消去することで，Eqs. (6.20) と (6.22) は誤差変数 z_3 を用いた以下の表現へ変換される．

$$\dot{z}_2 = -c_2 z_2 - z_1 + z_3 \quad (6.26)$$

$$\dot{V}_2 = -c_1 z_1^2 - c_2 z_2^2 + z_2 z_3 \quad (6.27)$$

Eq. (6.23) の達成，すなわち誤差変数 z_3 の安定化のため，次のステップでは仮想制御信号 α_3 が設計される．

Step 3

Eq. (6.11c) の時間微分は以下となる.

$$\dot{z}_3 = (c_1 c_2 + 1)(r - \dot{\psi}_d) + (c_1 + c_2)(f_r + b\delta - \ddot{\psi}_d) + \frac{df_r}{dr}(f_r + b\delta) + bg_\delta \xi - \ddot{\psi}_d \quad (6.28)$$

z_3 の安定化のために, Lyapunov 関数

$$V_3 := V_2 + \frac{1}{2}z_3^2 \quad (6.29)$$

を考える. Eq. (6.20) より, V_2 の時間微分は以下のように計算される.

$$\begin{aligned} \dot{V}_3 &= -c_1 z_1^2 - c_2 z_2^2 + z_2 z_3 \\ &\quad + z_3 \left\{ (c_1 c_2 + 1)(r - \dot{\psi}_d) + (c_1 + c_2)(f_r + b\delta - \ddot{\psi}_d) + \frac{df_r}{dr}(f_r + b\delta) + bg_\delta \xi - \ddot{\psi}_d \right\} \end{aligned} \quad (6.30)$$

Eq. (6.30) より, $bg_\delta \xi$ の目標値として以下が挙げられる.

$$\begin{aligned} bg_\delta \xi &= -c_3 z_3 - z_2 \\ &\quad - \left\{ (c_1 c_2 + 1)(r - \dot{\psi}_d) + (c_1 + c_2)(f_r + b\delta - \ddot{\psi}_d) + \frac{df_r}{dr}(f_r + b\delta) - \ddot{\psi}_d \right\} \end{aligned} \quad (6.31)$$

ただし $c_3 > 0$ はデザインパラメータである. この設計は, $bg_\delta \xi$ がこの値をとる場合 $\dot{V}_3$ が

$$\dot{V}_3 = -c_1 z_1^2 - c_2 z_2^2 - c_3 z_3^2 \quad (6.32)$$

と不定となり, 誤差変数 z_3 が安定化されることに基づいている. 以上より, $bg_\delta \xi$ の目標信号として, 仮想制御信号 α_3 を

$$\begin{aligned} \alpha_3 &= -c_3 z_3 - z_2 \\ &\quad - \left\{ (c_1 c_2 + 1)(r - \dot{\psi}_d) + (c_1 + c_2)(f_r + b\delta - \ddot{\psi}_d) + \frac{df_r}{dr}(f_r + b\delta) - \ddot{\psi}_d \right\} \end{aligned} \quad (6.33)$$

と設計する. $bg_\delta \xi$ は自由に印加可能な制御入力ではないため, α_3 の追従は以降の制御設計を通じて行われる. Eq. (6.11d) を用いて $bg_\delta \xi$ を消去することで, Eqs. (6.28) と (6.30) は誤差変数 z_4 を用いた以下の表現へ変換される.

$$\dot{z}_3 = -c_3 z_3 - z_2 + z_4 \quad (6.34)$$

$$\dot{V}_3 = -c_1 z_1^2 - c_2 z_2^2 - c_3 z_3^2 + z_3 z_4 \quad (6.35)$$

Eq. (6.31) の達成, すなわち誤差変数 z_4 の安定化のため, 次のステップでは制御入力 α_η が設計される.

Step 4

Eq. (6.11d) の時間微分は以下となる.

$$\begin{aligned} \dot{z}_4 &= (c_1 + c_3 + c_1 c_2 c_3)(r - \dot{\psi}_d) + (c_1 c_2 + c_2 c_3 + c_3 c_1 + 2)(f_r + b\delta - \ddot{\psi}_d) \\ &\quad + (c_1 + c_2 + c_3) \left\{ \frac{df_r}{dr}(f_r + b\delta) + bg_\delta \xi - \ddot{\psi}_d \right\} \\ &\quad + \frac{d^2 f_r}{dr^2}(f_r + b\delta)^2 + \frac{df_r}{dr} \left\{ \frac{df_r}{dr}(f_r + b\delta) + bg_\delta \xi \right\} + b \left\{ \frac{dg_\delta}{d\delta} g_\delta \xi^2 + g_\delta (f_\xi + g_\xi \eta) \right\} - \ddot{\psi}_d \end{aligned} \quad (6.36)$$

Step 1, 2, 3 と同様の手順により, 制御入力を以下で設計する.

$$\alpha_\eta = \frac{1}{bg_\delta g_\xi} \left(-c_4 z_4 - z_3 \right)$$

$$\begin{aligned}
& - \left[(c_1 + c_3 + c_1 c_2 c_3)(r - \dot{\psi}_d) \right. \\
& \quad + (c_1 c_2 + c_2 c_3 + c_3 c_1 + 2)(f_r + b\delta - \ddot{\psi}_d) + (c_1 + c_2 + c_3) \left\{ \frac{df_r}{dr}(f_r + b\delta) + bg_\delta \xi - \ddot{\psi}_d \right\} \\
& \quad \left. + \frac{d^2 f_r}{dr^2}(f_r + b\delta)^2 + \frac{df_r}{dr} \left\{ \frac{df_r}{dr}(f_r + b\delta) + bg_\delta \xi \right\} + b \left\{ \frac{dg_\delta}{d\delta} g_\delta \xi^2 + g_\delta f_\xi \right\} - \ddot{\psi}_d \right] \\
& = \frac{1}{bg_\delta g_\xi} \left(- (c_1 c_2 + c_3 c_4 + c_4 c_1 + c_1 c_2 c_3 c_4 + 1)(\psi - \psi_d) \right. \\
& \quad - (2c_1 + c_2 + c_3 + 2c_4 + c_1 c_2 c_3 + c_4 c_1 c_2 + c_3 c_4 c_1 + c_2 c_3 c_4)(r - \dot{\psi}_d) \\
& \quad - (c_1 c_2 + c_1 c_3 + c_1 c_4 + c_2 c_3 + c_2 c_4 + c_3 c_4 + 3)(f_r + b\delta - \ddot{\psi}_d) \\
& \quad - (c_1 + c_2 + c_3 + c_4) \left\{ \frac{df_r}{dr}(f_r + b\delta) + bg_\delta \xi - \ddot{\psi}_d \right\} \\
& \quad \left. - \left[\frac{d^2 f_r}{dr^2}(f_r + b\delta)^2 + \frac{df_r}{dr} \left\{ \frac{df_r}{dr}(f_r + b\delta) + bg_\delta \xi \right\} + b \left\{ \frac{dg_\delta}{d\delta} g_\delta \xi^2 + g_\delta f_\xi \right\} - \ddot{\psi}_d \right] \right) \quad (6.37)
\end{aligned}$$

ただし $c_3 > 0$ はデザインパラメータである. Eq. (6.37) を代入することで, Eq. (6.36) は以下ようになる.

$$\dot{z}_4 = -c_4 z_4 - z_3 \quad (6.38)$$

本節では, 誤差系の原点での指数安定性を目標とした制御設計を示した. 誤差系の原点での指数安定化を実現するためには, 補助系の設計 Eqs. (6.9c) と (6.9d) によって得られる条件 Eqs. (5.2) と (6.6) のもとで, 誤差変数が一様に $z_i = 0$ ($i = 1, 2, 3, 4$) を満たさなければならない. この条件を以下に示す. $z_2 = 0$ は Eqs. (6.11b) と (6.17) より $0 = c_1 z_1 + r - \dot{\psi}_d$ と書き換えられる. ここで $z_1 = 0$ を代入することで,

$$r - \dot{\psi}_d = 0 \quad (6.39)$$

を得, 誤差変数が原点にあるとき上式が成立することが分かる. $z_3 = 0$ は Eqs. (6.11c) と (6.25) より $0 = b\delta + c_2 z_2 + z_1 + c_1(r - \dot{\psi}_d) + f_r - \ddot{\psi}_d$ と書き換えられる. ここで $z_1 = z_2 = 0$ と Eq. (6.39) を代入することで,

$$\delta = \frac{1}{b}(\ddot{\psi}_d - f_r(\dot{\psi}_d)) \quad (6.40)$$

を得る. 上式より, Eq. (5.2) のもとで z_3 が原点に存在し得る条件として以下を得る.

$$\left| \frac{\ddot{\psi}_d - f_r(\dot{\psi}_d)}{b} \right| < M \quad (6.41)$$

$z_4 = 0$ は Eqs. (6.9c) と (6.11d) より $\dot{\delta} = \alpha_3/b$ と書き換えられる. ここで Eq. (6.33) より, $z_1 = z_2 = z_3 = 0$ と Eqs. (6.39) と (6.40) を代入することで,

$$\dot{\delta} = \frac{1}{b} \left(\frac{df_r}{dr}(\dot{\psi}_d) \ddot{\psi}_d - \ddot{\psi}_d \right) \quad (6.42)$$

を得る. 上式より, Eq. (6.6) のもとで z_4 が原点に存在し得る条件として以下を得る.

$$\left| \frac{1}{b} \left(\frac{df_r}{dr}(\dot{\psi}_d) \ddot{\psi}_d - \ddot{\psi}_d \right) \right| < R \quad (6.43)$$

以上をまとめ, 制限 Eqs. (3.6) と (3.7) のもとで誤差変数 z が原点に存在するための目標信号 ψ_d の条件として以下を仮定する.

Assumption 6.2. Eqs. (6.41) と (6.43) が成立する.

6.4 安定性解析

Theorem 6.1. Assumption 6.1と6.2が成立するとする．舵角と操舵レートに制限 Eqs. (3.6) と (3.7) がそれぞれ課される操縦運動システム Eqs. (3.1) と (3.2) を対象に，補助系 Eqs. (6.9c) と (6.9d) を付加し6.3 節に示した設計の制御信号が印加される制御系を考える．このとき z_i ($i = 1, 2, 3, 4$) は原点で一様指数安定．

Proof. 誤差変数 $z := (z_1, z_2, z_3, z_4)^\top$ と Lyapunov 関数

$$V(z) := \frac{1}{2} z^\top z > 0, \quad \forall z \neq 0 \quad (6.44)$$

を考える．Eqs. (6.18), (6.26), (6.34), および (6.38) より， z のダイナミクスは以下となる．

$$\dot{z} = -Cz + Sz \quad (6.45)$$

ただし行列 C, S は以下で定義される．

$$C := \text{diag}(c_1, c_2, c_3, c_4) \quad (6.46)$$

$$S := \begin{pmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \end{pmatrix} \quad (6.47)$$

これより V 時間微分は以下のように計算される．

$$\begin{aligned} \dot{V} &= z^\top \dot{z} \\ &= z^\top (-Cz + Sz) \\ &= -z^\top Cz < 0, \quad \forall z \neq 0 \end{aligned} \quad (6.48)$$

以上より， z の原点での一様な指数安定性が示される [37]. □

6.5 数値実験

本章の上記に示した制御戦略を適用した船首方位角制御の数値例を示す．

6.5.1 設定

供試船である *M.V. ESSO OSAKA* 模型船の非線形応答モデルを対象とした．供試船や応答モデルの詳細は付録 A に記述する．舵角と操舵レートの限界値はそれぞれ $M = 35$ deg, $R = 20$ deg/s とした． $M = 35$ deg は SOLAS 条約 II-1 第 29 条 [4] の定める値であり， $R = 20$ deg/s は供試船の操舵機器の応答から定めた値である．補助系と制御設計のデザインパラメータは $k_\delta = k_\xi = 1$, $c_1 = c_2 = c_3 = c_4 = 1$ とした．閉ループ系は6.5.2 節に示す結果では Euler 法によって，6.5.3 節に示す結果では Euler-Maruyama 法によって数値積分した．上記の両実験では共に，時間幅は $\Delta t = 0.01$ s, 初期値は $\psi(0) = r(0) = \delta(0) = \xi(0) = 0$ とした．

6.5.2 変針制御

提案制御戦略を変針制御に適用した．目標信号を，目標変針角度 Ψ_d へ滑らかに遷移する信号として以下で定義した．

$$\psi_d(t) = \frac{1}{2} \Psi_d \left(1 + \tanh \frac{t - t_{\tanh}}{d_{\tanh}} \right) \quad (6.49)$$

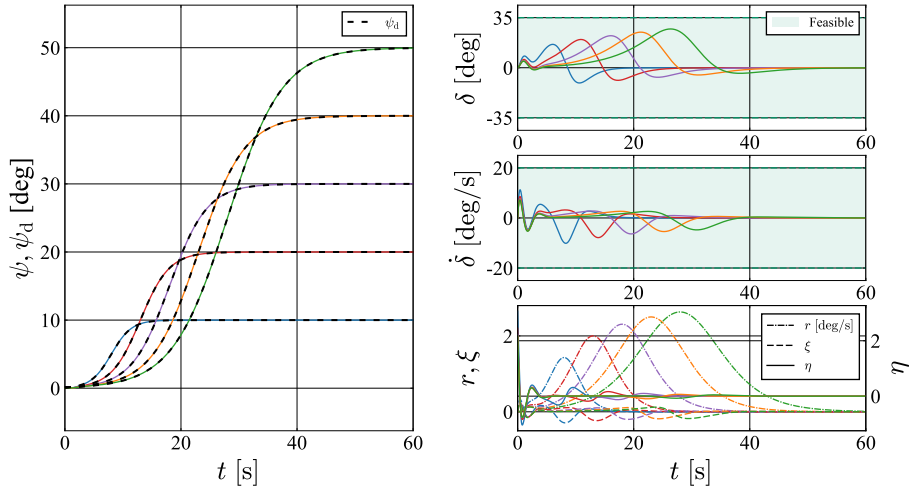


Fig. 6.1: Time series of controlled system: Eq. (6.9). The control strategy proposed in this chapter was applied to the course change. The target signal $\psi_d(t)$ was formulated as Eq. (6.49) with $\Psi_d = 10, 20, 30, 40, 50$, which is shown in different colors: blue, red, purple, orange, and green, respectively. The limits of rudder manipulation was $M = 35$ deg and $R = 20$ deg/s (as shown by the pale green-colored masks).

ここで $t_{\tanh} = 5 + 0.3\Psi_d$, $d_{\tanh} = 2.5 + 0.15\Psi_d$ である. 5つの目標変針角度 $\Psi_d = 10, 20, 30, 40, 50$ に関して数値実験を行った.

上記数値実験の結果を Fig. 6.1に示す. Fig. 6.1より, 全てのケース $\Psi_d = 10, 20, 30, 40, 50$ のケースで, δ および $\dot{\delta}$ の制限 Eqs. (3.6) と (3.7) を破ることなく, 目標船首方位角信号 ψ_d を正確に追従したことが確認できる.

6.5.3 外乱下での保針制御

提案制御戦略の実用上のロバスト性を検証するため, これを確率的外乱下での保針制御に適用した. 目標信号は $\psi_d(t) = 0$ とした. この数値実験では, 応答モデル Eq. (3.2) を以下のように確率的外乱が作用する系へ拡張した.

$$dr(t) = (f_r(r(t)) + b\delta(t))dt + \sigma dW(t) \quad (6.50)$$

上式は, 応答モデル Eq. (3.2) に加法ノイズとして Weiner 過程が付加された形である. ただし $\sigma > 0$ は定数パラメータである. 上記より, Wong-Zakai の修正項は必要ない. 確率ノイズはモデル化誤差や風の外乱, 観測誤差などの影響を表現する. これが付加されたシステムへ提案制御戦略を適用することで, 供試船試験などの実用上のロバスト性を部分的に検証することが可能である. 確率ノイズのパラメータは $\sigma = bM = 0.835$ と設定された. これは舵角の制限 Eq. (3.6) のもとで舵力が $\dot{r}$ へ与え得る最大の影響に相当する. Eq. (6.50) は Euler-Maruyama 法によって以下のように数値積分した.

$$r(t + \Delta t) = r(t) + (f_r(r) + b\delta(t))\Delta t + \sigma(W(t + \Delta t) - W(t)) \quad (6.51)$$

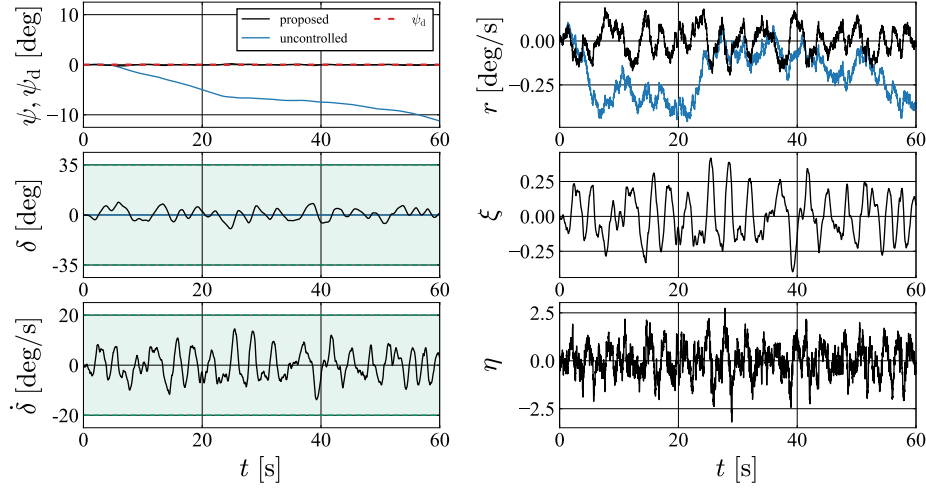


Fig. 6.2: Time series of controlled system: Eqs. (3.1), (6.9c), (6.9d), and (6.50). The control strategy proposed in this chapter was applied to the course keeping under stochastic noise. The target signal was $\psi_d(t) = 0$. The limits of rudder manipulation was $M = 35$ deg and $R = 20$ deg/s (as shown by the pale green-colored masks). The Blue-colored line show the time series of ψ , r , and δ in the case that rudder is not controlled ($\delta \equiv 0$) under the stochastic noise.

ただし $(W(t + \Delta t) - W(t))$ は以下の正規分布に従う。

$$\mathcal{N}(0, \Delta t) = \sqrt{\Delta t} \mathcal{N}(0, 1) \quad (6.52)$$

上記数値実験の結果を Fig. 6.2に示す。Fig. 6.2の青線は、同じ確率ノイズが印加され舵を制御しない自律系の時系列を示す。確率ノイズの加わっていることが Fig. 6.2の r の時系列より確認できる。舵を制御しない場合、この確率ノイズの影響で船首方位角は $\psi = 0$ から逸れる。本章に示す制御戦略を適用した場合、舵角と操舵レートの制限の範囲内で、保針制御に成功したことが確認できる。

6.6 適用範囲

本章に示した制御戦略は数値実装における適用範囲にリミテーションが存在する。補助系 Eqs. (6.9c) と (6.9d) を付加し、6.3 節に示した設計の制御信号を印加する手法は、状態 $\delta, \dot{\delta}$ が制限 Eqs. (3.6) と (3.7) の閾値に過度に接近しない限り有効である。一方で著者らは、これらの状態が限界値にある程度近づく場合、有効な解が数値積分によって獲得できない場合のあることを確認した。本章に示した制御戦略は、閉ループ内の全信号の有界性を保証しない。例えば、Eq. (6.9c) において、 $|\delta|$ を M に近づける ξ が入力され続けることで、 $g_\delta(\delta)$ の値はゼロへ近づく。その結果、 $g_\delta(\delta)$ を分母にもつ α_η は発散し、数値積分はオーバーフローする。このような例は、大きな方位角変化など、大舵角や急激な転舵が必要な場合に発生する。この問題は、デザインパラメータ c_i ($i = 1, 2, 3, 4$) を調整することである程度回避できるが、根本的な解決法は開発されていない。現段階では、数値実験 1 で示したように、滑らかに変化する目標信号を形成することで制御目的を達成すること可能である。

第 7 章

補償補助系を用いた適応制御戦略

本章では、飽和関数を用いた制限処理のための補助系の設計と、これに対する制御信号の設計を記述する。本章に示す制御戦略の研究は、6 章に示した補助系及び制御設計に現れる、ゼロより大きな下限をもたない正の分母に起因する実装上の課題の解決が動機となった。本章の内容は自著論文 3 と 5 にまとめられたものである。

7.1 仮定

船舶の操舵応答は様々な原因で変化することが知られている。Eqs. (3.3) と (3.4) などは船速や積載状態が一定であることを仮定したモデルであり、これらの変化に伴って操舵応答は変化する。また、船舶は数年のスケールで使用され船型や船体表面が変化するため、これらに起因して操舵応答が変化する [19, 78, 117]。これらの変化は、応答モデルのパラメータの不確実性として表現できる。本節では、応答モデルの一部のパラメータが未知である問題設定のもと、未知パラメータ推定値の更新則を含む適応制御則を設計する。

応答モデル Eq. (3.2) は以下で記述できるとする。

$$\dot{r}(t) = \theta^\top \phi(r(t)) + b\delta(t) \quad (7.1)$$

ここで $\theta \in \mathbb{R}^{n_b}$ は定数係数ベクトル、 $\phi: \mathbb{R} \rightarrow \mathbb{R}^{n_b}$ は関数である。3.1 節で挙げた応答モデルの例 Eqs. (3.3) と (3.4) は Eq. (7.1) で表現可能である。以下では θ を未知とする。

操縦運動状態に関して、以下を仮定する。

Assumption 7.1. ψ, r は $\mathcal{L}_\infty$ 空間に属する。

船舶の操縦運動に関して船首方位角と Yaw レートは発散しないことから、Assumption 7.1 は妥当である。

また、目標信号に関して以下を仮定する。

Assumption 7.2. 目標信号 ψ_d は 3 回微分可能で、 $\psi_d, \dot{\psi}_d, \ddot{\psi}_d, \dddot{\psi}_d$ は有界。

7.2 補助系

ζ の制約 Eq. (5.4) の満足のために、以下の表現を導入する。

$$\zeta = \text{sat}(\eta, R) \quad (7.2)$$

Eqs. (5.2) と (7.2) より、

$$|\zeta| \leq R < \bar{\zeta}(\delta) \quad (7.3)$$

の成立が保証され、よって操舵レートの制限 Eq. (3.7) の満足が保証される。Eq. (7.2) を Eq. (5.3) へ代入することで、 δ のダイナミクスとして、

$$\dot{\delta} = \frac{M^2 - \delta^2}{M^2} \text{sat}(\eta, R) \quad (7.4)$$

を得る。ここで η は以降で設計される制御入力である。

いま、拡張系は、 ψ, r, δ を状態、 η を入力としたシステムとして以下のように記述される。

$$\begin{cases} \dot{\psi} = r \\ \dot{r} = \theta^\top \phi(r) + b\delta \\ \dot{\delta} = f_\delta(\delta, \eta) \end{cases} \quad (7.5)$$

ただしここで、

$$\begin{aligned} f_\delta(\delta, \eta) &:= \frac{M^2 - \delta^2}{M^2} \text{sat}(\eta, R) \\ &= \begin{cases} \frac{M^2 - \delta^2}{M^2} \eta & \text{for } |\eta| \leq R \\ \frac{M^2 - \delta^2}{M^2} R & \text{for } |\eta| > R \end{cases} \end{aligned} \quad (7.6)$$

である。 $f_\delta(\cdot)$ は $\delta \in [-M, M], \eta \in \mathbb{R}$ に対し、 $|f_\delta(\delta, \eta)| \leq R$ を満たす。

Eq. (7.4) に従う δ は、任意の入力 η に関して操舵に関する制約 Eqs. (3.6) と (3.7) を満たす。よって、制御対象は制御入力 η にいかなる制約をも課されないシステム Eq. (7.5) へ変換されたこととなる。次節に Eq. (7.5) を対象とした制御設計を示す。

7.3 制御設計

本節で示す制御設計は [41] を参考とした。[41] では、[29, 38–40] と同様に、飽和関数による入力振幅制限の表現と補助系による飽和非線形性の処理を適用した適応制御が示された。本章の制御戦略では、Eq. (7.4) により、一つの飽和関数で舵角と操舵レート双方の制限の満足を保証した上で、拡張系に対する適応制御則を設計する。

以下の補助系に従う補助変数 λ_i ($i = 1, 2, 3$) を導入する。

$$\begin{cases} \dot{\lambda}_1 = -c_1 \lambda_1 + \lambda_2 \\ \dot{\lambda}_2 = -c_2 \lambda_2 + \lambda_3 \\ \dot{\lambda}_3 = -c_3 \lambda_3 + b\Delta\eta \end{cases} \quad (7.7)$$

ここで $c_i > 0$ ($i = 1, 2, 3$) はデザインパラメータ、 $\Delta\eta$ は以下で定義される飽和非線形要素である。

$$\Delta\eta := f_\delta(\delta, \eta) - \eta \quad (7.8)$$

また初期値を $\lambda_i(0) = 0$ ($i = 1, 2, 3$) と設計する。補助変数 λ_i は制御設計において飽和非線形性 $\Delta\eta$ の影響を補償する役割を果たす。この手法は、入力振幅制限の課されるシステムに対するいくつかの制御設計で採用されている [29, 38–41]。加えて、以下の誤差変数を定義する。

$$\begin{cases} z_1 = \psi - \psi_d - \lambda_1 \\ z_2 = r - \dot{\psi}_d - \lambda_2 \\ z_3 = b\delta - \alpha_2 - \ddot{\psi}_d - \lambda_3 \end{cases} \quad (7.9)$$

ここで α_1 と α_2 は以下で設計される仮想制御信号である.

以下に backstepping 法に基づく再帰的な制御信号の設計を記述する. 一つ目の制御戦略での制御設計を示した6.3節では, backstepping 法に基づく制御設計の手順がさらに詳細に説明されている.

Step 1

α_1 を以下で設計する.

$$\alpha_1 = -c_1(\psi - \psi_d) \quad (7.10)$$

ここで, デザインパラメータの条件 $c_1 > 1/2$ を設ける. Eqs. (3.1), (7.7), (7.9), および (7.10) より, z_1 の時間微分は以下のように計算される.

$$\begin{aligned} \dot{z}_1 &= r - \dot{\psi}_d + c_1\lambda_1 - \lambda_2 \\ &= z_2 + \alpha_1 + c_1\lambda_1 \\ &= z_2 - c_1(\psi - \psi_d) + c_1\lambda_1 \\ &= -c_1z_1 + z_2 \end{aligned} \quad (7.11)$$

Step 2

α_2 を以下で設計する.

$$\begin{aligned} \alpha_2 &= -c_2(r - \alpha_1 - \dot{\psi}_d) + \dot{\alpha}_1 - \hat{\theta}^\top \phi \\ &= -c_1c_2(\psi - \psi_d) - (c_1 + c_2)(r - \dot{\psi}_d) - \hat{\theta}^\top \phi \end{aligned} \quad (7.12)$$

ここで $\hat{\theta} \in \mathbb{R}^{m_b}$ は θ の推定値である. さらにデザインパラメータの条件 $c_2 > 1$ を設ける. Eqs. (7.1), (7.7), (7.9), および (7.12) より, z_2 の時間微分は以下のように計算される.

$$\begin{aligned} \dot{z}_2 &= \theta^\top \phi + b\delta - \dot{\alpha}_1 - \ddot{\psi}_d + c_2\lambda_2 - \lambda_3 \\ &= \theta^\top \phi + z_3 + \alpha_2 - \dot{\alpha}_1 + c_2\lambda_2 \\ &= -c_2z_2 + z_3 - \tilde{\theta}^\top \phi \end{aligned} \quad (7.13)$$

ここで

$$\tilde{\theta} := \hat{\theta} - \theta \quad (7.14)$$

はパラメータ θ の推定誤差である.

Step 3

z_3 の時間微分は, 以下のように計算される.

$$\begin{aligned} \dot{z}_3 &= bf_\delta - \dot{\alpha}_2 - \ddot{\psi}_d + c_3\lambda_3 - b\Delta\eta \\ &= b\eta + c_1c_2(r - \dot{\psi}_d) + (c_1 + c_2)(\hat{\theta}^\top \phi - \tilde{\theta}^\top \phi + b\delta - \ddot{\psi}_d) \\ &\quad + \dot{\hat{\theta}}^\top \phi + \hat{\theta}^\top \frac{d\phi}{dr}(\hat{\theta}^\top \phi - \tilde{\theta}^\top \phi + b\delta) - \ddot{\psi}_d + c_3\lambda_3 \end{aligned} \quad (7.15)$$

上式の式変形では, $\theta = \hat{\theta} - \tilde{\theta}$ が用いられる. 制御入力 η を以下で設計する.

$$\begin{aligned} \eta &= \frac{1}{b} \left\{ -c_3(b\delta - \alpha_2 - \ddot{\psi}_d) - c_1c_2(r - \dot{\psi}_d) - (c_1 + c_2)(\hat{\theta}^\top \phi + b\delta - \ddot{\psi}_d) \right. \\ &\quad \left. - \dot{\hat{\theta}}^\top \phi + \hat{\theta}^\top \frac{d\phi}{dr}(\hat{\theta}^\top \phi + b\delta) + \ddot{\psi}_d \right\} \end{aligned} \quad (7.16)$$

ここでデザインパラメータの条件 $c_3 > 3/4$ を加える. 加えて, 推定値 $\hat{\theta}$ の更新則を以下で設計する.

$$\dot{\hat{\theta}} = \Gamma \left[\left\{ z_2 + (c_1 + c_2)z_3 + z_3\hat{\theta}^\top \frac{d\phi}{dr} \right\} \phi \right] \quad (7.17)$$

ここで $\Gamma \in \mathbb{R}^{n_b \times n_b}$ は, デザインパラメータ $\Gamma_{ii} > 0$ ($i = 1, \dots, n_b$) を対角成分とする対角行列である. このとき $\dot{z}_3$ は以下となる.

$$\dot{z}_3 = -c_3 z_3 - (c_1 + c_2) \tilde{\theta}^\top \phi - \left(\hat{\theta}^\top \frac{d\phi}{dr} \right) \tilde{\theta}^\top \phi \quad (7.18)$$

7.4 安定性解析

Theorem 7.1. Assumption 7.1と7.2が成立するとする. 舵角と操舵レートに制限 Eqs. (3.6) と (3.7) がそれぞれ課される操縦運動システム Eqs. (3.1) と (7.1) を対象に, 補助系 Eq. (7.4) を付加し7.3節に示した設計の制御信号が印加される制御系を考える. ただしデザインパラメータは, $c_1 > 1/2$, $c_2 > 1$, $c_3 > 3/4$, $\Gamma_{ii} > 0$ ($i = 1, \dots, n_b$) を満たすとする. このとき, 閉ループ系の信号は全て有界であり, 追従誤差 $\psi - \psi_d$ は以下で評価される.

$$\|\psi - \psi_d\|_{\mathcal{L}_{2e}} \leq \frac{1}{\sqrt{c'_1}} (\sqrt{V(0)} + |b| \|\Delta\eta\|_{\mathcal{L}_{2e}}) \quad (7.19)$$

ここで $c'_1 := c_1 - 1/2 > 0$ であり, 関数 V は以下で定義される Lyapunov 関数である.

$$V := \sum_{i=1}^3 \frac{1}{2} z_i^2 + \frac{1}{2} \tilde{\theta}^\top \Gamma^{-1} \tilde{\theta} \quad (7.20)$$

Proof. Eqs. (7.11), (7.13), (7.17), および (7.18) より, V の時間微分は以下のように評価される.

$$\begin{aligned} \dot{V} &= z_1(-c_1 z_1 + z_2) + z_2(-c_2 z_2 + z_3 - \tilde{\theta}^\top \phi) \\ &\quad + z_3 \left\{ -c_3 z_3 - (c_1 + c_2) \tilde{\theta}^\top \phi - \left(\hat{\theta}^\top \frac{d\phi}{dr} \right) \tilde{\theta}^\top \phi \right\} + \tilde{\theta}^\top \Gamma^{-1} \dot{\tilde{\theta}} \\ &\leq -c_1 z_1^2 + \frac{1}{2} z_1^2 + \frac{1}{2} z_2^2 - c_2 z_2^2 + \frac{1}{2} z_2^2 + \frac{1}{2} z_3^2 - c_3 z_3^2 \\ &\quad + \tilde{\theta}^\top \left\{ \Gamma^{-1} \dot{\tilde{\theta}} - z_2 \phi - (c_1 + c_2) z_3 \phi - z_3 \left(\hat{\theta}^\top \frac{d\phi}{dr} \right) \phi \right\} \end{aligned} \quad (7.21)$$

$\dot{\tilde{\theta}} = \dot{\hat{\theta}}$ と Eq. (7.17) より, 上式の $\dot{\tilde{\theta}}$ へ Eq. (7.17) の右辺を代入することができ, このとき上式は

$$\dot{V} \leq -c'_1 z_1^2 - c'_2 z_2^2 - c'_3 z_3^2 \leq 0 \quad (7.22)$$

となる. ここで $c'_1 := c_1 - 1/2 > 0$, $c'_2 := c_2 - 1 > 0$, $c'_3 := c_3 - 1/2 > 0$ である. Lyapunov 関数の時間微分が準不定であることから, $z_1, z_2, z_3, \hat{\theta}_i \in \mathcal{L}_\infty$ ($i = 1, \dots, n_b$) と分かる. これと Assumption 7.1より, Eq. (7.17) で設計される $\dot{\hat{\theta}}$ は有界. さらに Eq. (7.4) に従う δ は有界であり, ψ, r は Assumption 7.1より有界, $\psi_d, \dot{\psi}_d, \ddot{\psi}_d, \ddot{\psi}_d$ は Assumption 7.2より有界. 以上より, Eq. (7.16) で設計される η は有界. これより Eq. (7.8) で定義される $\Delta\eta$ は有界. $\Delta\eta$ の有界性と文献 [37] の Corollary 5.2 より, Eq. (7.7) に従う λ_i ($i = 1, 2, 3$) は有界となる. 以上で閉ループ系の全ての信号の有界性が示される.

次に追従誤差の評価を示す. Eq. (7.22) より,

$$-\frac{1}{c'_1} \dot{V} \geq z_1^2 + \frac{c'_2}{c'_1} z_2^2 + \frac{c'_3}{c'_1} z_3^2 \quad (7.23)$$

が得られ, これより以下の評価が得られる.

$$\|z_1\|_{\mathcal{L}_{2e}}^2 = \int_0^T z_1^2 dt$$

$$\begin{aligned}
&\leq \int_0^T \left(z_1^2 + \frac{c'_2}{c'_1} z_2^2 + \frac{c'_3}{c'_1} z_3^2 \right) dt \\
&\leq \int_0^T \left(-\frac{1}{c'_1} \dot{V} \right) dt \\
&\leq \frac{1}{c'_1} V(0)
\end{aligned} \tag{7.24}$$

これより, z_1 の $\mathcal{L}_{2e}$ ノルムは以下のように評価される.

$$\|\psi - \psi_d - \lambda_1\|_{\mathcal{L}_{2e}} \leq \sqrt{\frac{V(0)}{c'_1}} \tag{7.25}$$

次に, Lyapunov 関数:

$$V_\lambda := \sum_{i=1}^3 \frac{1}{2} \lambda_i^2 \tag{7.26}$$

を適用し λ_i ($i = 1, 2, 3$) の安定性を解析する. $\dot{V}_\lambda$ は以下のように評価される.

$$\begin{aligned}
\dot{V}_\lambda &= \lambda_1(-c_1\lambda_1 + \lambda_2) + \lambda_2(-c_2\lambda_2 + \lambda_3) + \lambda_3(-c_3\lambda_3 + b\Delta\eta) \\
&\leq -c'_1\lambda_1^2 - c'_2\lambda_2^2 - \left(c_3 - \frac{3}{4}\right)\lambda_3^2 + (b\Delta\eta)^2 \\
&\leq -c'_1\lambda_1^2 + (b\Delta\eta)^2
\end{aligned} \tag{7.27}$$

ここで, $c'_2 > 0, c'_2 > 0, c_3 - 3/4 > 0$ である. これより

$$\lambda_1^2 \leq \frac{1}{c'_1} \{-\dot{V}_\lambda + (b\Delta\eta)^2\} \tag{7.28}$$

が得られ, よって λ_1 の $\mathcal{L}_{2e}$ ノルムは以下のように評価される.

$$\begin{aligned}
\|\lambda_1\|_{\mathcal{L}_{2e}}^2 &\leq \int_0^T \frac{1}{c'_1} \{-\dot{V}_\lambda + (b\Delta\eta)^2\} dt \\
&\leq \frac{1}{c'_1} (V_\lambda(0) + b^2 \|\Delta\eta\|_{\mathcal{L}_{2e}}^2)
\end{aligned} \tag{7.29}$$

初期値の設計: $\lambda_i(0) = 0$ ($i = 1, 2, 3$) を踏まえると, Eqs. (7.25) と (7.29) より追従誤差の評価として以下が得られる.

$$\|\psi - \psi_d\|_{\mathcal{L}_{2e}} \leq \frac{1}{\sqrt{c'_1}} (\sqrt{V(0)} + |b| \|\Delta\eta\|_{\mathcal{L}_{2e}}) \tag{7.30}$$

以上で Theorem 7.1が証明された. □

7.5 数値実験

本章の上記に示した制御戦略の, 外乱とパラメータ推定値初期値に関するロバスト性を検証するため, 数値実験を実施した.

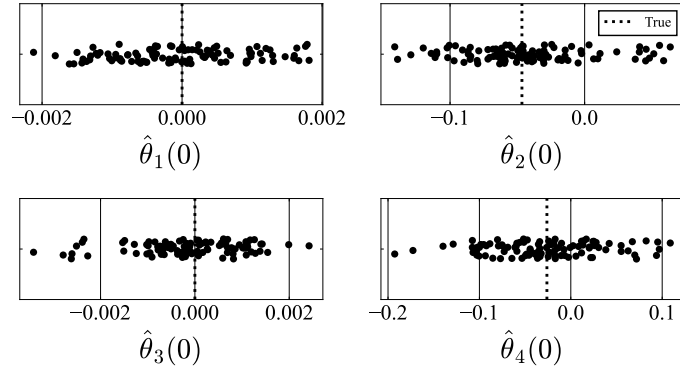


Fig. 7.1: Categorical scatterplots of elements of initial values of $\hat{\theta}$ sampled from $\mathcal{N}(\theta, \Sigma)$.

7.5.1 設定

7.5.1.1 概要

供試船である *M.V. ESSO OSAKA* 模型船の非線形応答モデルを対象とした．供試船や応答モデルの詳細は付録 A に示す．舵角と操舵レートの限界値はそれぞれ $M = 35$ deg, $R = 20$ deg/s とした． $M = 35$ deg は SOLAS 条約 II-1 第 29 条 [4] の定める値であり, $R = 20$ deg/s は供試船の操舵機器の応答から定めた値である．デザインパラメータは, 試行錯誤により, $c_1 = 0.5001$, $c_2 = 1.00001$, $c_3 = 0.7501$, $\Gamma_{11} = 0.01$, $\Gamma_{22} = 0.01$, $\Gamma_{33} = 0.01$, $\Gamma_{44} = 0.01$ と決定した．

6.5 節の実験 2 と同様に, Eq. (7.1) に確率ノイズを付加した以下のシステムを対象とした．

$$dr(t) = (\theta^\top \phi(r(t)) + b\delta(t))dt + \sigma dW(t) \quad (7.31)$$

ここで $W(t)$ は Weiner 過程, $\sigma > 0$ はパラメータである．本節では $\sigma = 1.5 \times 10^{-3}$, 3.0×10^{-3} の 2 つの条件での結果を示す．数値実験では, Eqs. (3.1), (7.4), および (7.31) からなる閉ループ系を時間幅 $\Delta t = 0.01$ s の Euler-Maruyama 法によって数値積分した．

7.5.1.2 初期値

操縦運動状態の初期値は $\psi(0) = r(0) = \delta(0) = 0$ とした．

パラメータ推定値 $\hat{\theta}$ の初期値は, 本章に示す制御戦略の性能に影響を持つ．数値実験では, 正規分布 $\mathcal{N}(\theta, \Sigma)$ から 100 個の $\hat{\theta}$ 初期値をサンプルし, それぞれを適用した制御のシミュレーションを実施した．ここで θ はシステム Eq. (7.31) のパラメータの真値で, 共分散行列は以下で設計した．

$$\begin{aligned} \Sigma &= \text{diag}(\Sigma_{11}, \Sigma_{22}, \Sigma_{33}, \Sigma_{44}) \\ &= \text{diag}(0.001, 0.03, 0.001, 0.03) \end{aligned} \quad (7.32)$$

サンプルした $\hat{\theta}$ 初期値の分布を Fig. 7.1 に示す．Fig. 7.1 の点線は θ の各要素の真値を表す．

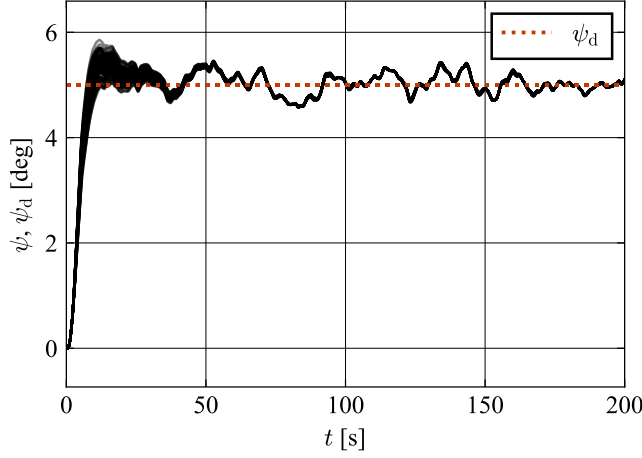


Fig. 7.2: Comparison of time series of ψ of the heading change of 5 deg subject to stochastic disturbance with $\sigma = 1.5 \times 10^{-3}$. The results of 100 trials with different $\hat{\theta}(0)$ are shown. The red-colored dotted line represents the target signal.

7.5.2 結果

7.5.2.1 5度変針

$\hat{\theta}$ 初期値の異なる全 100 試行の 5 度変針 ($\psi_d(t) = 5$) のシミュレーション結果として、 ψ の時系列を Figs. 7.2と7.3に示す。また、Fig. 7.2に示されたある例の制御信号の時系列を Fig. 7.4に示す。Figs. 7.2から7.4により、確率的ノイズの影響を受けながらも、舵角と操舵レートの制限を破ることなく変針とその後の保針が達成されたことが確認できる。

7.5.2.2 20度変針

$\hat{\theta}$ 初期値の異なる全 100 試行の 20 度変針 ($\psi_d(t) = 20$) のシミュレーション結果として、 ψ の時系列を Fig. 7.5に示す。Fig. 7.5では、 ψ が繰り返しオーバーシュートし、目標信号の追従制御に失敗した様子が示されている。制御信号 η の振幅が大きくなり、その結果 $\Delta\eta$ の $\mathcal{L}_{2e}$ ノルムが増大したことにより、Eq. (7.30) が示すように追従誤差が成長したと考えられる。制御開始時の追従誤差がある程度大きいと、誤差が衰退するまで積分した $\Delta\eta$ の $\mathcal{L}_{2e}$ ノルムが大きくなる。ここで、初期状態 $\psi(0) = 0$ から目標変針角へ滑らかに遷移する目標信号の整形を導入した。目標変針角 $\bar{\psi}$ に対し、以下の目標信号を設計する。

$$\psi_d(t) = \bar{\psi} \left\{ \frac{1}{2} + \frac{1}{2} \tanh \left(-\frac{t - t_{\tanh}}{d_{\tanh}} \right) \right\} \quad (7.33)$$

ただし $t_{\tanh} := 3 + 0.5\bar{\psi}$, $d_{\tanh} := 2 + 0.15\bar{\psi}$ である。上式の目標信号を適用した場合の、 $\hat{\theta}$ 初期値の異なる全 100 試行の 20 度変針のシミュレーション結果として、 ψ の時系列を Fig. 7.6に示す。Fig. 7.6より、目標変針角へ滑らかに遷移する目標信号を導入することにより、 $\hat{\theta}$ の全ての初期値に関して 20 度の変針制御が達成されたことが確認できる。さらに本章の制御則は、目標信号を整形することなく、目標変針角を入力するだけで変針制御を達成するものへの発展が期待される。この点については7.6 節で詳述する。

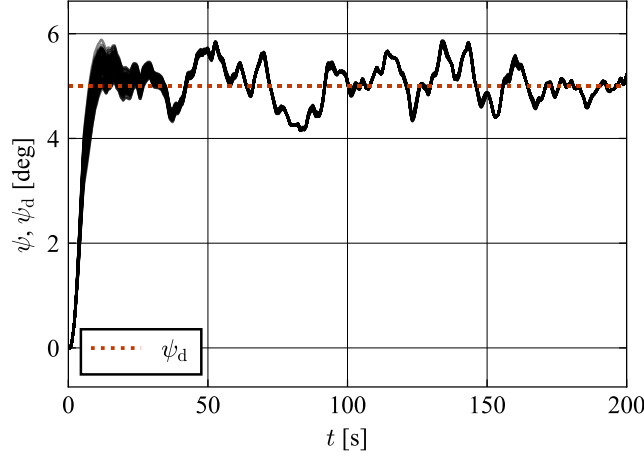


Fig. 7.3: Time series of ψ of the course change of 5 deg subject to stochastic disturbance with $\sigma = 3.0 \times 10^{-3}$. The results of 100 trials with different $\hat{\theta}(0)$ are shown. The red-colored dotted line represents the target signal.

7.5.2.3 90 度変針

Eq. (7.33) の目標信号を適用した場合の、 $\hat{\theta}$ 初期値の異なる全 100 試行の 90 度変針のシミュレーション結果として、 ψ の時系列を Fig. 7.6 に示す。Fig. 7.6 より、90 度の変針制御についても、全試行で成功したことが確認できる。

7.6 展望

Eq. (7.33) のような目標信号の整形の導入は、本研究の最終的な目的に反する。Fig. 7.6 は、目標信号を整形し、制御開始時の追従誤差 $\psi - \psi_d$ の大きさを処理することにより、大きな目標変針角の場合でも、本章の制御戦略により変針制御に成功したことを示している。この結果から、制御則が“認識”する追従誤差を小さくすることで、変針制御の性能が向上すると期待される。実際自著論文 5 では、パラメータ不確かさをもつ応答モデルが対処ではなかったものの、以下のような結果が得られている。追跡誤差の有界な非線形フィードバック項: $-c_1 e / \sqrt{e^2 + \beta_1^2}$ (e : 追従誤差, $c_1 > 0$, $\beta_1 > 0$) を適用することで、目標方位角 10 ~ 90 度を直接入力した場合でも変針制御に成功した。この結果を Fig. 7.7 に示す。本章の制御戦略に上記の有界フィードバックを組み込むことにより、任意の目標変針角に対する変針制御を信号の整形なしで実現する適応追従制御へ発展されると期待される。

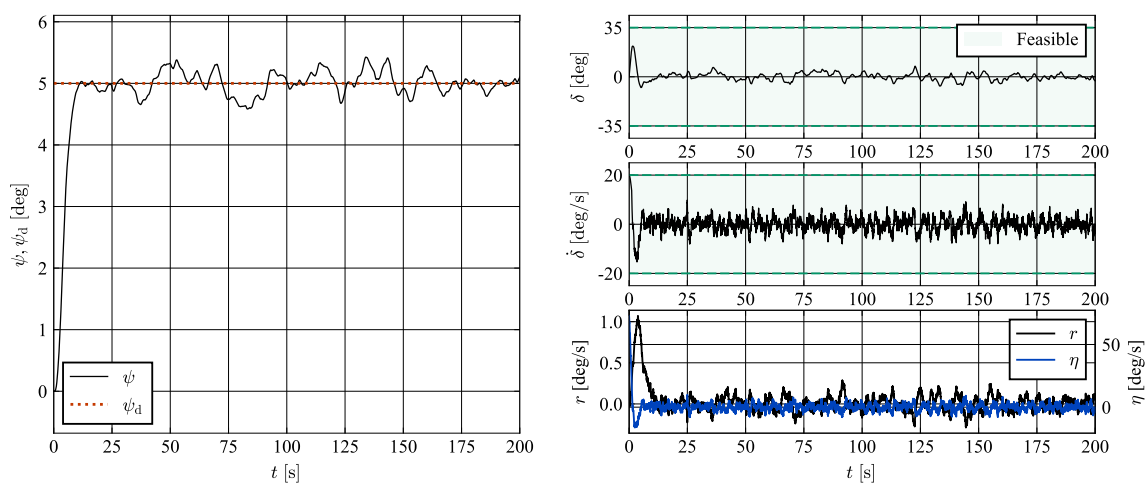


Fig. 7.4: Time series of controlled system of a trial of the course change control of 5 deg with a given initial value of $\hat{\theta}$. The limits of rudder manipulation was $M = 35$ deg and $R = 20$ deg/s (as shown by the pale green-colored masks).

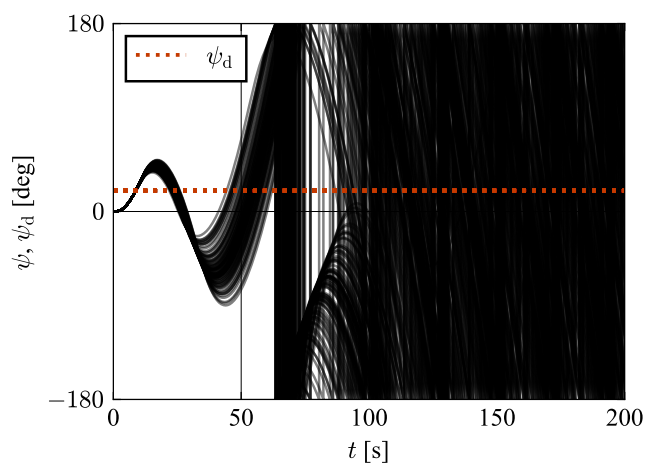


Fig. 7.5: Time series of ψ of the heading change of 20 deg subject to stochastic disturbance with $\sigma = 1.5 \times 10^{-3}$. The results of 100 trials with different $\hat{\theta}(0)$ are shown. The red-colored dotted line represents the target signal.

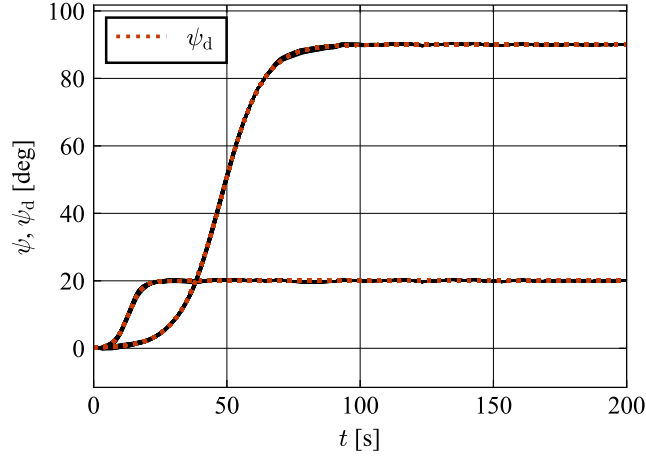


Fig. 7.6: Time series of ψ of the heading change of 20 deg and 90 deg subject to stochastic disturbance with $\sigma = 1.5 \times 10^{-3}$. The results of 100 trials with different $\hat{\theta}(0)$ are shown. The red-colored dotted lines represent the target signals which were designed by Eq. (7.33) with $\bar{\psi} = 20$ and $\bar{\psi} = 90$.

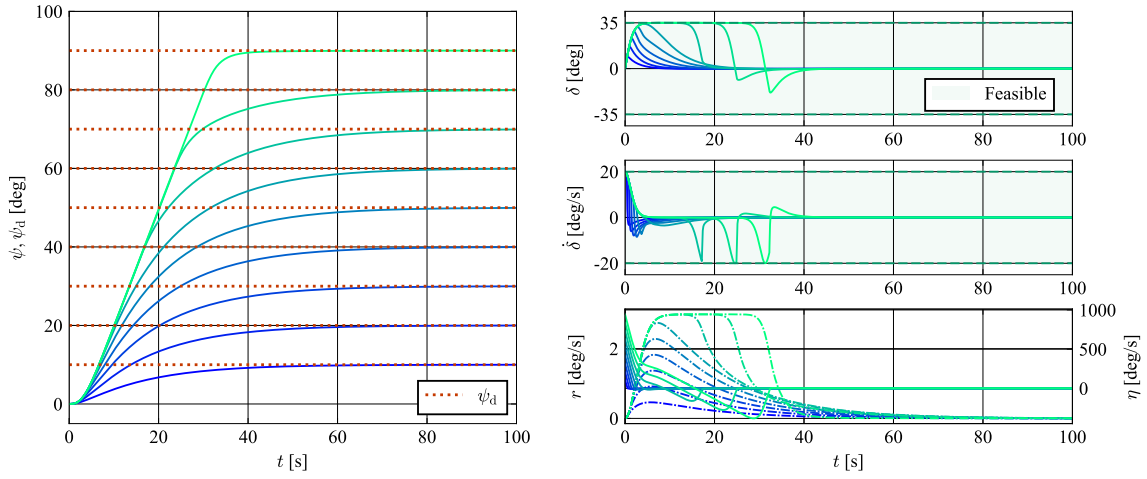


Fig. 7.7: Results of numerical experiments implemented in the literature [72], where tracking control law for the course change control with constraints on rudder manipulation was proposed. Nine scenarios are depicted with differently colored lines. Nine dotted lines in the left figure represent the target signal $\psi_d(t)$ for each scenario, which was not shaped like Eq. (7.33). In the lower right figure, the dotted and solid lines represent the time series of r and η , respectively.

第 8 章

Nussbaum 関数を用いた制御戦略

本章では、制限処理のための滑らかな補助系の設計と、これに対する Nussbaum 関数を適用した制御信号の設計を記述する。7 章に示した手法や振幅・レート制限フィルタと補助系を適用する手法の中で、対象システムの状態の有界性の仮定なしで追従誤差の有界性を示す制御設計は見つかっていない。本章では、Nussbaum 関数による入力振幅制限の処理 [51, 52] を応用し、入力レート制限の課される場合の追従誤差の有界性を保証する制御戦略を示す。本章の内容は自著論文 4 にまとめられたものである。

8.1 仮定

操舵機器の制約を踏まえ、応答モデルに関して以下を仮定する。

Assumption 8.1. 制限 Eqs. (3.6) と (3.7) が課されるとき、応答モデル Eq. (3.2) に従う r に関して $f_r, \frac{df_r}{dr}, \frac{d^2f_r}{dr^2}$ は有界。

Assumption 8.1 は、“舵角と操舵レートが有界なとき、船体流体力とその Yaw レートに関する依存性は不連続に変化しない”と言い換えることができる。この主張は拘束模型試験による船体流体力の計測結果や、様々な操縦運動モデルと一致し [81, 118]、妥当である。

目標信号に関して以下を仮定する。

Assumption 8.2. 目標信号 ψ_d は 4 回微分可能で、 $\psi_d, \dot{\psi}_d, \ddot{\psi}_d, \ddot{\ddot{\psi}}_d, \ddot{\ddot{\ddot{\psi}}}_d$ は有界。

8.2 補助系

ζ の制約 Eq. (5.4) の満足のために、以下の表現を導入する。

$$\zeta = R \tanh \frac{\eta}{R} \quad (8.1)$$

Eq. (5.2) と Eq. (8.1) より

$$|\zeta| < R \leq \bar{\zeta}(\delta) \quad (8.2)$$

の成立が保証され、よって操舵レートの制限 Eq. (3.7) の満足が保証される。このとき $\dot{\delta}$ は、

$$\dot{\delta} = R \left(1 - \frac{\delta^2}{M^2}\right) \tanh \frac{\eta}{R} =: g_\delta(\delta, \eta) \quad (8.3)$$

となる。

このとき制御対象は Eqs. (3.1) と (3.2) に補助系を加えた以下となる。

$$\begin{cases} \dot{\psi} = r \\ \dot{r} = f_r(r) + b\delta \\ \dot{\delta} = g_\delta(\delta, \eta) \end{cases} \quad (8.4)$$

以上により，制御対象は制御入力 η にいかなる制約をも課されない拡張系 Eq. (8.4) へ変換されたこととなり，Eq. (8.4) に従う δ は舵角と操舵レートの制限 Eqs. (3.6) と (3.7) を満足することが保証される。また Eq. (8.4) の制御入力の部分は文献 [51] で対象とされたシステムのそれと同様であり，よってこの文献で提案された，ゼロより大きな下限を持たない正の制御係数での除算なしの制御設計が適用可能となる。補助系 Eq. (8.3) は，6 章に示した手法や文献 [57] に示された手法と異なり，ゼロより大きな下限を持たない正の分母を含まないため，6 章に述べられたような実装におけるリミテーションを伴わない。加えて補助系 Eq. (8.3) は，7.2 節した飽和関数 $\text{sat}(\cdot)$ を含むものとも異なり，滑らかである。

次節に拡張系 Eq. (8.4) を対象とした制御設計を示す。

8.3 制御設計

誤差変数を以下で定義する。

$$\begin{cases} z_1 := \psi - \psi_d \\ z_2 := r - \alpha_1 \\ z_3 := b\delta - \alpha_2 \\ z_4 := g_\delta(\delta, \eta) - \alpha_3 \end{cases} \quad (8.5)$$

ここで α_i ($i = 1, 2, 3$) は以下で設計される仮想制御信号である。

$$\alpha_1 = -c_1 z_1 + \dot{\psi}_d \quad (8.6)$$

$$\alpha_2 = -c_2 z_2 - z_1 - f_r + \dot{\alpha}_1 \quad (8.7)$$

$$\alpha_3 = \frac{1}{b}(-c_3 z_3 - z_2 + \dot{\alpha}_2) \quad (8.8)$$

$c_i > 0$ ($i = 1, 2, 3$) はデザインパラメータである。上記のような，backstepping 法における仮想制御信号の設計の動機は 6.3 節に詳述されている。続いて，文献 [51] に示された手法と同様に設計する。以下の補助系を追加する。

$$\dot{\eta} = -c\eta + \theta \quad (8.9)$$

ここで $c > 0$ はデザインパラメータである。制御入力 θ を以下で設計する。

$$\theta = N(\chi)\bar{\theta} \quad (8.10)$$

$$\bar{\theta} = -c_4 z_4 - bz_3 - \frac{\partial g_\delta}{\partial \delta} g_\delta + c\eta\xi + \dot{\alpha}_3 \quad (8.11)$$

ここで $c_4 > 0$ はデザインパラメータである。Eq. (8.10) の $N(\chi)$ は Nussbaum 関数 (Definition 2.1) で，本手法では以下を採用した。

$$N(\chi) = \chi^2 \cos\left(\frac{2\pi}{T}\chi\right) \quad (8.12)$$

ここで $T > 0$ はデザインパラメータである。補助変数 χ のダイナミクスは以下の設計とする。

$$\dot{\chi} = \gamma_\chi \bar{\theta} z_4 \quad (8.13)$$

ここで $\gamma_\chi > 0$ はデザインパラメータである。Eq. (8.11) の ξ は以下で定義され、Eq. (5.2) ゆえに任意の η に対し $0 < \xi \leq 1$ を満たす。

$$\xi := \frac{\partial g_\delta}{\partial \eta} = \left(1 - \frac{\delta^2}{M^2}\right) \frac{4}{\left\{\exp\left(\frac{\eta}{R}\right) + \exp\left(-\frac{\eta}{R}\right)\right\}^2} \quad (8.14)$$

Nussbaum 関数は、制御係数を分母におくことなく制御則が設計可能とすることから、制御係数が不確実性をもつシステムを対象とした適応制御則の設計で用いられてきた [26, 27, 29, 53–55]。本手法は、文献 [51, 52] を参照し、ゼロより大きな下限をもたない正の制御係数 ξ の処理のために Nussbaum 関数を用いる。

8.4 安定性解析

Theorem 8.1. Assumption 8.1と8.2が成立するとする。舵角と操舵レートに制限 Eqs. (3.6) と (3.7) がそれぞれ課される操縦運動システム Eqs. (3.1) と (3.2) を対象に、補助系 Eqs. (8.3), (8.9), および (8.13) を付加し8.3節に示した設計の制御信号が印加される制御系に含まれる全ての信号は、追従誤差を含め全て有界である。

Proof. 誤差変数の時間微分は以下となる。

$$\dot{z}_1 = -c_1 z_1 + z_2 \quad (8.15)$$

$$\dot{z}_2 = -c_2 z_2 - z_1 + z_3 \quad (8.16)$$

$$\dot{z}_3 = -c_3 z_3 - z_2 + b z_4 \quad (8.17)$$

$$\dot{z}_4 = \frac{\partial g_\delta}{\partial \delta} g_\delta + \xi(-c\eta + \theta) - \dot{\alpha}_3 \quad (8.18)$$

以下の関数を考える。

$$V := \sum_{i=1}^4 \frac{1}{2} z_i^2 \quad (8.19)$$

Eqs. (8.15) から (8.18) より、 V の時間微分は以下のように評価される。

$$\begin{aligned} \dot{V} &= z_1(-c_1 z_1 + z_2) + z_2(-c_2 z_2 - z_1 + z_3) \\ &\quad + z_3(-c_3 z_3 - z_2 + b z_4) + z_4 \left\{ \frac{\partial g_\delta}{\partial \delta} g_\delta + \xi(-c\eta + \theta) - \dot{\alpha}_3 \right\} \\ &= -c_1 z_1^2 - c_2 z_2^2 - c_3 z_3^2 + b z_3 z_4 + (\xi N(\chi) - 1) \bar{\theta} z_4 + z_4 \left(\bar{\theta} + \frac{\partial g_\delta}{\partial \delta} g_\delta - c\eta \xi - \dot{\alpha}_3 \right) \\ &= \frac{1}{\gamma_\chi} (\xi N(\chi) - 1) \dot{\chi} - \sum_{i=1}^4 c_i z_i^2 \\ &\leq -kV + \frac{1}{\gamma_\chi} (\xi N(\chi) - 1) \dot{\chi} \end{aligned} \quad (8.20)$$

ただし $k := 2 \min_{i \in \{1, \dots, 4\}} c_i$ 。Eq. (8.20) に e^{-kt} を乗し変形することで以下を得る。

$$\frac{d}{dt} (V e^{kt}) \leq \frac{e^{kt}}{\gamma_\chi} (\xi N(\chi) - 1) \dot{\chi} \quad (8.21)$$

上式を積分することで,

$$Ve^{kt} \leq V(0) + \int_0^t \frac{e^{k\tau}}{\gamma_\chi} (\xi N(\chi) - 1) \dot{\chi} d\tau \quad (8.22)$$

$$\iff V \leq V(0)e^{-kt} + \frac{e^{-kt}}{\gamma_\chi} \int_0^t (\xi N(\chi) \dot{\chi} - \dot{\chi}) e^{k\tau} d\tau \quad (8.23)$$

を得る. Eq. (8.23) と Lemma 2.1 より, V と χ は有界である. V の有界性より, z_i ($i = 1, \dots, 4$) は有界である. また, $\frac{\partial g_\delta}{\partial \delta}$ と $\eta\xi$ は有界である (付録 8.A). これと z_i ($i = 1, \dots, 4$) の有界性, また Assumption 8.1 と 8.2 より, Eq. (8.11) で設計される $\bar{\theta}$ は有界である. よって Eq. (8.10) より θ は有界であり, これと Eq. (8.9) より η は有界と分かる. 以上で, 閉ループ系に含まれる全ての信号の有界性が示された. $\square$

8.5 数値実験

本節では, 本章に示した制御戦略による船首角追従制御の数値例を示す. 対象の応答モデルは, 供試船 (付録 A) の非線形モデル (Eq. (3.4)) とした. デザインパラメータは, $c_1 = 0.1$, $c_2 = 10^4$, $c_3 = c_4 = c = 1$, $T = 4$, $\gamma_\chi = 10^{-8}$, $\eta(0) = \chi(0) = 0$ とした. Eq. (8.10) の制御入力で係数として振る舞う $N(\chi)$ の振幅は χ に関して指数的に成長するため, Eq. (8.13) に従う χ の時間変化が緩やかとなるよう, γ_χ を十分小さく設定することで, 制御信号のチャタリングが回避されることが確認された. 舵角と操舵レートの限界値はそれぞれ $M = 35$ deg, $R = 20$ deg/s とした. $M = 35$ deg は SOLAS 条約 II-1 第 29 条 [4] の定める値であり, $R = 20$ deg/s は供試船の操舵機器の応答から定めた値である.

Eqs. (3.1), (3.2), (8.3), (8.9), および (8.13) へ 8.3 節に示した設計の制御信号が印加される閉ループ系を時間幅 $\Delta t = 10^{-3}$ s の 4 次の Runge-Kutta 法で解いた. 変針制御 ($\psi_d(t) = 10$) と曲線の追従制御 ($\psi_d(t) = 10 \sin \frac{2\pi t}{50}$) の結果を Figs. 8.1 と 8.2 に示す. Figs. 8.1 と 8.2 より, 変針と曲線追従の両シナリオに関して, 舵角と操舵レートの制限を満たしつつ, 追従誤差が漸近的にゼロへ収束することが確認できる.

付録 8.A 有界性

Eq. (8.11) に現れる信号の有界性を示す.

$\frac{\partial g_\delta}{\partial \delta}$ は, Eq. (5.2) より, 以下に示す通り有界性が示される.

$$\begin{aligned} \left| \frac{\partial g_\delta}{\partial \delta} \right| &= \left| -\frac{2R}{M^2} \delta \tanh \frac{\eta}{R} \right| \\ &\leq \frac{2R}{M} \end{aligned} \quad (8.24)$$

$\eta\xi$ の有界性を示す.

$$\begin{aligned} |\eta\xi| &= \left| \eta \frac{\partial g_\delta}{\partial \eta} \right| \\ &= \left| \left(1 - \frac{\delta^2}{M^2} \right) \frac{\eta}{\cosh^2(\eta/R)} \right| \\ &= \left| R \left(1 - \frac{\delta^2}{M^2} \right) \frac{\eta'}{\cosh^2(\eta')} \right| \quad \text{where } \eta' := \frac{\eta}{R} \end{aligned} \quad (8.25)$$

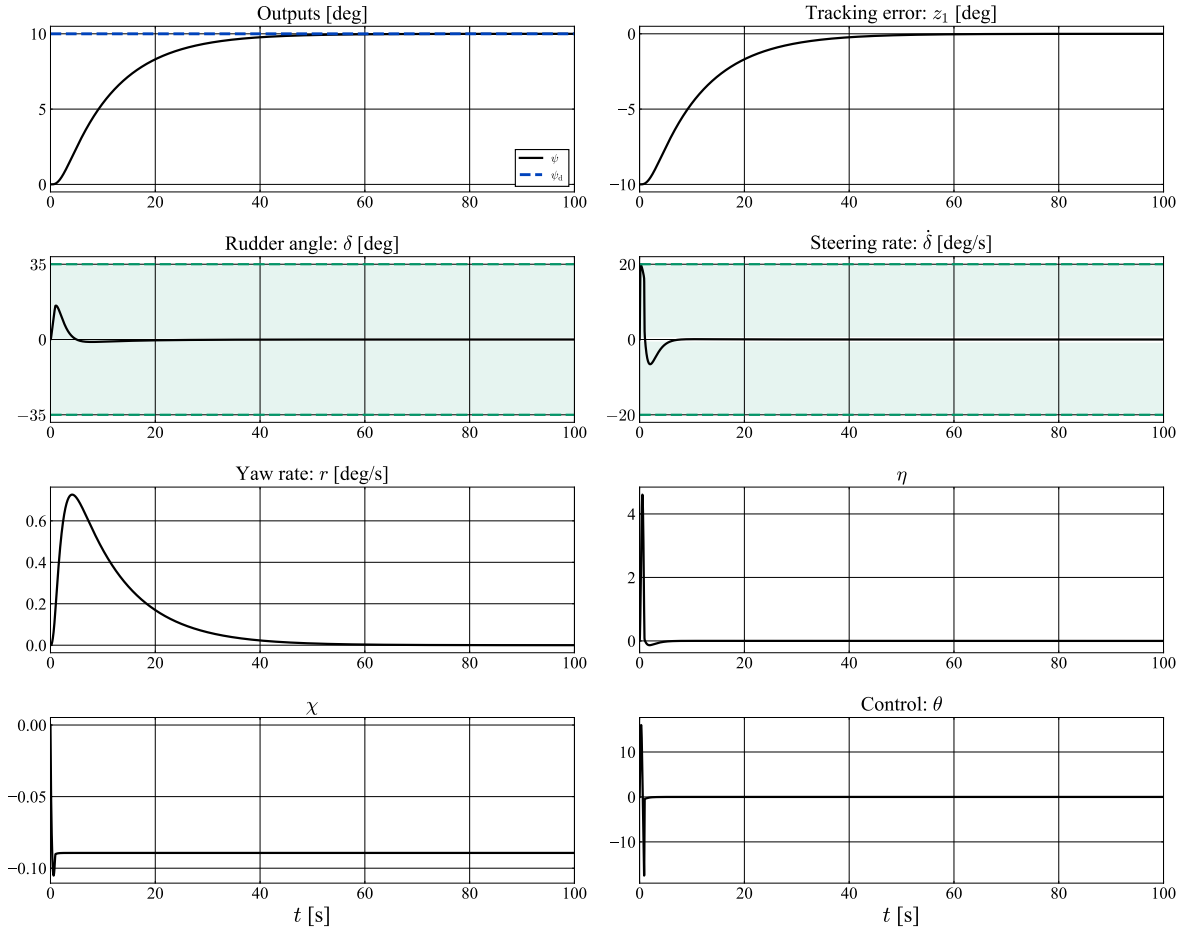


Fig. 8.1: Time series of controlled system: Eqs. (3.1), (3.2), (8.3), (8.9), and (8.13). $\psi_d(t) = 10$ deg. The limits of rudder manipulation: $M = 35$ deg and $R = 20$ deg/s (as shown by the green-colored masks).

$\cosh(\eta')$ のマクローリン展開は以下で与えられる.

$$\begin{aligned} \cosh(\eta') &= \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\eta'^k}{k!} \frac{d^k}{d\eta'^k} \cosh \eta'(0) \\ &= 1 + \frac{\eta'^2}{2!} + \frac{\eta'^4}{4!} \dots \end{aligned} \quad (8.26)$$

上式最右辺の全ての項は非負であることから, $\cosh(\eta') \geq 1 + \frac{\eta'^2}{2}$ が得られる. これより,

$$\cosh^2(\eta') \geq \left(1 + \frac{\eta'^2}{2}\right)^2 \geq 1 + \eta'^2 \quad (8.27)$$

が得られる. 以上より, $|\eta\xi|$ は以下のように評価される.

$$\begin{aligned} |\eta\xi| &\leq R \left(1 - \frac{\delta^2}{M^2}\right) \frac{|\eta'|}{1 + \eta'^2} \\ &\leq \frac{R}{2} \end{aligned} \quad (8.28)$$

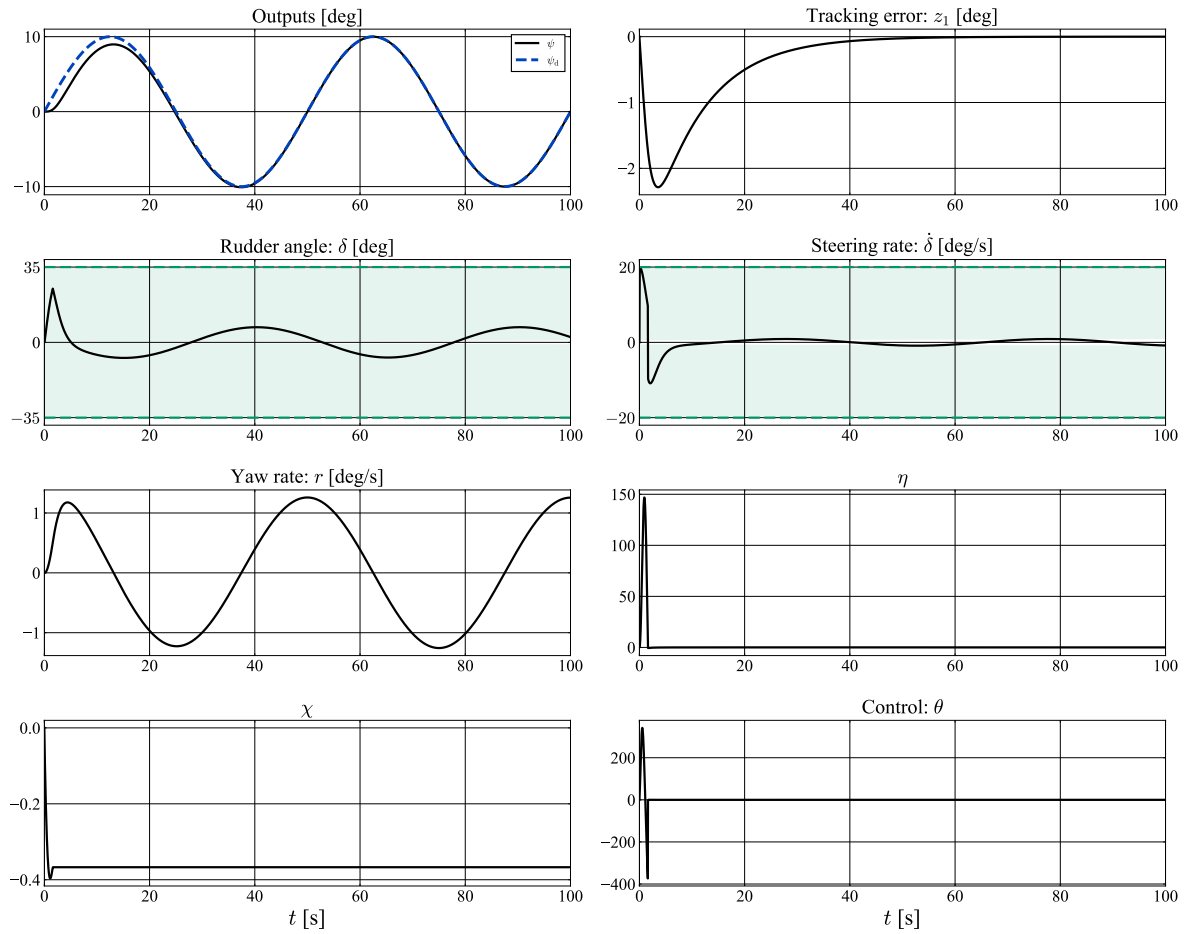


Fig. 8.2: Time series of controlled system: Eqs. (3.1), (3.2), (8.3), (8.9), and (8.13). $\psi_d(t) = 10 \sin \frac{2\pi t}{50}$ deg. The limits of rudder manipulation: $M = 35$ deg and $R = 20$ deg/s (as shown by the green-colored masks).

第 9 章

総括

本章では、本学位論文を総括し今後の展望を述べる。

9.1 本学位論文の概要

本研究では舵角と操舵レートに制限をもつ船舶の非線形操縦運動システムを対象とした，目標船首方位角の追従制御戦略を3つ設計した．また，制御設計やその検証に必要な操縦運動モデルのパラメータ同定手法の一つとして，実スケール船 MMG モデルのシステム同定手法を示した．

3 章では，本学位論文で扱った自動操舵問題を定義した．本研究の制御対象の応答モデルは，ドリフト項が非線形，制御係数が定数とした．舵角・操舵スピードは，それぞれ固定の限界値が存在するものとした．

4 章では，実スケール船の MMG モデルのパラメータのチューニング手法を示した．この手法は，流体力学や拘束模型試験，CFD などに基づき決定される模型スケール船用 MMG パラメータを，実スケール船操縦運動時系列データを適用した SI の枠組みでチューニングするものであった．提案手法はコンテナ船の MMG モデルに適用され，操縦運動の推定に大きな影響を与える 12 のパラメータを対象にチューニングが行われた．パラメータ探索範囲を変えて実施したチューニングの結果，すべての場合において，旋回軌跡の推定精度に関して，チューニング前からの改善が確認された．

5 章では，本学位論文に示した3つの制御戦略全ての基礎となる補助系の設計を示した．舵角の制限は，有界でかつ滑らかである $\tanh$ 関数を適用した表現により処理された．さらにこの表現の時間微分を考慮することで，操舵レートの制限の満足に必要な条件が獲得された．6 章から8 章の制御戦略では，それぞれの方法で上記条件を処理し，舵角・操舵レートの制限満足を保証する補助系が設計された．

6 章では，船首方位角の追従誤差を原点で指数安定化する制御戦略を示した．操舵レートの制限の処理のために新たに $\tanh$ 関数を適用し，舵角・操舵レートの制限の処理のための補助系を，拡張系が strict-feedback システムとなるよう設計した．拡張系に対して backstepping 法に基づき制御則を設計し，以上の制御戦略のもとでの船首方位角追従誤差の原点での指数安定性を示した．数値例として変針制御のシミュレーションを行った．また外乱下での保針制御の数値実験を行い，制御戦略の実用上のロバスト性を示した．ただしこの制御戦略は，ゼロより大きな下限を持たない正の制御係数での除算を含み，激しく変化する目標信号に対する追従制御では実装上数値的にオーバーフローする場合があるという課題が残った．

7 章では，6 章の制御戦略のもつ課題の解決を動機とし，ゼロより大きな下限を持たない正の制御係数での除算を必要としない手法を示した．操舵レートの制限は，飽和関数を用いて処理された．飽和非線形性に起因する理想制御入力未達成の影響は，新たな補償変数の補助系を導入することによって処理した．またシステ

ムパラメータ未知の問題設定とし、その推定値を組み込むことで適応 backstepping 制御則を設計した。制御性能として、全信号の有界性に加え、制御入力未達成部分のノルムによる追従誤差のノルムの評価を示した。数値実験では、目標信号の整形が必要ではあるものの、確率的ノイズとパラメータ推定量初期値に関してロバーストに、様々の目標変針角に対する変針制御が可能であることが示された。ただしこの制御戦略では、追従誤差の有界性を示すためには対象システムの状態の有界性を仮定する必要がある。

8章では、Nussbaum 関数を適用した制御戦略を示した。7章で操舵レート制限の処理のために導入した飽和関数を滑らかな $\tanh$ 関数に置き換え、舵角・操舵レート制限の満足を保証するための補助系を設計した。拡張系に対して Nussbaum 関数によって入力振幅制限を処理する手法を応用し、ゼロより大きな下限を持たない正の制御係数を処理する制御則を設計した。この制御戦略の性能として、対象システムの状態の有界性を仮定することなく、追従誤差を含め閉ループ系の全ての信号が有界となることを示した。数値例として変針制御と曲線の追従制御を実施し、舵角・操舵レートの制限を満足しつつ、追従誤差が漸近的にゼロへ収束することを確認した。

9.2 提案制御戦略の比較

本学位論文に示した3つの制御戦略は、共に舵角・操舵レートの制限を考慮した追従制御則であったが、これらは次のような比較ができる。以下では記述の単純化のために、6章から8章に示した制御戦略をそれぞれ制御戦略1, 2, 3と記述する。

追従性能の観点では制御戦略3が最もインパクトが大きいと考える。制御戦略1-3の開発は、 $\tanh$ 関数を適用した舵角の表現 Eq. (5.1) とその時間微分により、舵角の制限を満足する補助系が設計可能であるという考えが発端となった。制御戦略1は、これと同様に $\tanh$ 関数を適用した表現により、操舵レートの制限の満足をも保証する Strict-feedback システムが設計できる点が核である。制御戦略1は追従誤差の原点での指数安定性を保証するものの、ゼロより大きな下限をもたない正の制御係数での除算を含むことから、実装において信号が発散するという課題が残った。これが制御係数での除算を必要としない制御戦略2の開発の動機となった。制御戦略2は、[29, 38–44, 46] のように制限フィルタと補償補助系を組み合わせる適用し、安定性解析において飽和非線形性を処理することで、制御戦略1の指数安定性には劣るものの、追従誤差の有界性を保証する。ただし制御戦略2では、他の制限フィルタと補償補助系を組み合わせる手法と同様に、追従誤差の有界性の保証のために状態の有界性を仮定しなければならず、制御戦略が有界性の保証に貢献するとは言い難い。制御戦略3は、[51, 52] に示された Nussbaum 関数によるゼロより大きな下限をもたない正の制御係数の処理を応用することで、このような制御係数での除算や状態の有界性の仮定を用いずに、追従誤差の有界性を保証する点から、制御戦略1, 2の課題を克服した手法であると言える。

実装の実務的な安定性の観点からは、制御戦略2や3が勧められる。制御戦略1の実装では、コンピュータでの補助系の数値的求解がオーバーフローする場合がある。制御戦略2や3の数値実験では、オーバーフローは確認されなかった。制御戦略3に関して、8.5節に記したように、制御信号のチャタリングの回避に影響するデザインパラメータの設定が確認されている。

9.3 今後の課題と展望

本学位論文で示した制御戦略はそれぞれに発展の余地がある。

7章の制御戦略は、7.6節に記述した通り、フィードバック項の設計の工夫により信号の整形を必要としな

い適用追従制御への発展が期待される。

8章の制御戦略は、入力振幅・レート制限の処理に注視した基本的設計にとどまっており、応答モデルのパラメータ不確かさに対する適応制御や、外乱に対するロバスト制御などへの発展の余地を残している。また、8章に示した入力振幅・レート制限の処理の核心は $\tanh$ 関数を用いた補助系と Nussbaum 関数によるゼロより大きな下限を持たない正の制御係数を処理であり、これの一般の非線形システムへの発展も残された課題である。

参考文献

- [1] 丹羽康之. 無人運航船プロジェクト MEGURI2040(特集記事: 自動運航船の実用化に向けた取り組み). 日本船舶海洋工学会誌, Vol. 18, No. 1, pp. 3–6, 2022.
- [2] Thor I. Fossen. *Handbook of Marine Craft Hydrodynamics and Motion Control*. John Wiley and Sons, 4 2011.
- [3] Zhixiang Liu, Youmin Zhang, Xiang Yu, and Chi Yuan. Unmanned surface vehicles: An overview of developments and challenges. *Annual Reviews in Control*, Vol. 41, pp. 71–93, 1 2016.
- [4] International Maritime Organization. International Convention for the Safety of Life at Sea (SOLAS), 1974, as amended. <https://www.imorules.com/SOLAS.html>, 1974. Adopted 1 November 1974, entered into force 25 May 1980. Consolidated edition as amended.
- [5] Karl Johan Astrom and Lars Rundqwist. Integrator windup and how to avoid it. In *Proceedings of the American Control Conference*, pp. 1693–1698, 1989.
- [6] Dimitrios Pylorof and Efstathios Bakolas. Nonlinear control under polytopic input constraints with application to the attitude control problem. *Proceedings of the American Control Conference*, Vol. 2015-July, pp. 4555–4560, 7 2015.
- [7] S. Tarbouriech and M. Turner. Anti-windup design: An overview of some recent advances and open problems. *IET Control Theory and Applications*, Vol. 3, pp. 1–19, 2009.
- [8] John C. Doyle, Roy S. Smith, and Dale F. Enns. Control of plants with input saturation nonlinearities. In *American Control Conference*, 1987.
- [9] Holger Duda. Flight control system design considering rate saturation. *Aerospace Science and Technology*, Vol. 2, No. 4, pp. 265–275, 1998.
- [10] Jie Yuan, Yang Quan Chen, and Shumin Fei. Analysis of Actuator Rate Limit Effects on First-Order Plus Time-Delay Systems under Fractional-Order Proportional-Integral Control. *IFAC-PapersOnLine*, Vol. 51, No. 4, pp. 37–42, 2018.
- [11] Kensaku Nomoto, T Taguchi, Keinosuke Honda, and Susumu Hirano. On the steering qualities of ships. *International Shipbuilding Progress*, Vol. 4, No. 35, pp. 354–370, 1957.
- [12] Ching Yaw Tzeng. Internal model control approach to the design of yaw-rate-control ship-steering autopilot. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, Vol. 24, pp. 507–513, 10 1999.
- [13] Nils H. Norrbin. On the Design and Analysis of the Zig-Zag Test on Base of Quasi-Linear Frequency Response, 1963.
- [14] N. Minorsky. Directional Stability of Automatically Steered Bodies. *Journal of the American Society for Naval Engineers*, Vol. 34, No. 2, pp. 280–309, 1922.

- [15] Leonard I. Schiff and Marvin Gimprich. Automatic Steering of Ships by Proportional Control. *Transactions of the Society Naval Architects and Marine Engineers*, Vol. 57, pp. 94–124, 1949.
- [16] 谷初藏. 船の保針性と操舵の効果に就いて. 造船協会論文集, Vol. 1952, No. 91, pp. 25–33, 1952.
- [17] P. N. Paraskevopoulos, K. G. Arvanitis, and A. A. Vernardos. Adaptive lq optimal autopilots for tankers based on two-point multirate controllers. *Progress in system and robot analysis and control design*, pp. 147–158, 10 1999.
- [18] J van Amerongen and A. J. Udink Ten Cate. Model reference adaptive autopilots for ships. *Automatica*, Vol. 11, pp. 441–449, 1975.
- [19] C. G. Källström, K. J. Åström, N. E. Thorell, J. Eriksson, and L. Sten. Adaptive autopilots for tankers. *Automatica*, Vol. 15, pp. 241–254, 5 1979.
- [20] J. van Amerongen. *Adaptive Steering of Ships -A model-reference approach to improved manoeuvring and economical course keeping-*. PhD thesis, Delft University of Technology, 1982.
- [21] J. van Amerongen, H. R. van Nauta Lemke, and J. C.T. van der Veen. An autopilot for ships designed with fuzzy sets. *IFAC Proceedings Volumes*, Vol. 10, pp. 479–487, 1 1977.
- [22] 石塚正則, 竹之内英和, 大津皓平. ファジィ制御オートパイロットの設計と実船実験-i. 日本航海学会論文集, Vol. 82, pp. 13–24, 3 1990.
- [23] D. C. Donha, D. S. Desanj, M. R. Katebi, and M. J. Grimble. $\hat{\infty}$ adaptive controllers for auto-pilot applications. *International Journal of Adaptive Control and Signal Processing*, Vol. 12, pp. 623–648, 1998.
- [24] Euan W. McGookin, David J. Murray-Smith, Yun Li, and Thor I. Fossen. Ship steering control system optimisation using genetic algorithms. *Control Engineering Practice*, Vol. 8, No. 4, pp. 429–443, 2000.
- [25] G. N. Roberts, R. Sutton, A. Zirilli, and A. Tiano. Intelligent ship autopilotsâ a historical perspective. *Mechatronics*, Vol. 13, pp. 1091–1103, 12 2003.
- [26] Jialu Du and Chen Guo. Nonlinear adaptive ship course tracking control based on backstepping and nussbaum gain. *Proceedings of the American Control Conference*, Vol. 4, pp. 3845–3850, 2004.
- [27] Jialu Du, Chen Guo, Shuanghe Yu, and Yongsheng Zhao. Adaptive autopilot design of time-varying uncertain ships with completely unknown control coefficient. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, Vol. 32, pp. 346–352, 2007.
- [28] Jialu Du, Xin Hu, Miroslav Krstić, and Yuqing Sun. Robust dynamic positioning of ships with disturbances under input saturation. *Automatica*, Vol. 73, pp. 207–214, 2016.
- [29] Jialu Du, Xin Hu, and Yuqing Sun. Adaptive robust nonlinear control design for course tracking of ships subject to external disturbances and input saturation. *IEEE Transactions on Systems, Man, and Cybernetics: Systems*, Vol. 50, pp. 193–202, 2017.
- [30] Mayuresh V. Kothare, Peter J. Campo, Manfred Morari, and Carl N. Nett. A unified framework for the study of anti-windup designs. *Automatica*, Vol. 30, No. 12, pp. 1869–1883, 1994.
- [31] Fulvio Forni, Sergio Galeani, and Luca Zaccarian. Model recovery anti-windup for continuous-time rate and magnitude saturated linear plants. *Automatica*, Vol. 48, pp. 1502–1513, 8 2012.
- [32] Maryam Sadeghi Reineh, Solmaz S. Kia, and Faryar Jabbari. Anti-windup designs for systems with amplitude and rate bounded actuators. *IFAC-PapersOnLine*, Vol. 50, pp. 11509–11514, 7 2017.

-
- [33] Thanh H. Nguyen and Faryar Jabbari. Output feedback controllers for disturbance attenuation with actuator amplitude and rate saturation. *Automatica*, Vol. 36, pp. 1339–1346, 2000.
 - [34] Bjorn Olav H. Eriksen, Morten Breivik, Kristin Y. Pettersen, and Martin S. Wiig. A modified dynamic window algorithm for horizontal collision avoidance for auvs. *2016 IEEE Conference on Control Applications, CCA 2016*, pp. 499–506, 10 2016.
 - [35] Mikkel Eske Nørgaard Sørensen, Morten Breivik, and Bjørn Olav H. Eriksen. A ship heading and speed control concept inherently satisfying actuator constraints. *1st Annual IEEE Conference on Control Technology and Applications, CCTA 2017*, Vol. 2017-Janua, pp. 323–330, 2017.
 - [36] Huabei Gou, Xiao Guo, Wenjie Lou, Jiajun Ou, and Jiace Yuan. Path following control for underactuated airships with magnitude and rate saturation. *Sensors (Switzerland)*, Vol. 20, pp. 1–18, 2020.
 - [37] Hassan K. Khalil. *Nonlinear Systems*. Prentice Hall, 3rd edition, 2002.
 - [38] Jay Farrell, Marios Polycarpou, and Manu Sharma. Adaptive backstepping with magnitude, rate, and bandwidth constraints: Aircraft longitude control. *Proceedings of the American Control Conference*, Vol. 5, pp. 3898–3904, 2003.
 - [39] Jay Farrell, Marios Polycarpou, and Manu Sharma. On-line approximation based control of uncertain nonlinear systems with magnitude, rate and bandwidth constraints on the states and actuators. *Proceedings of the American Control Conference*, Vol. 3, pp. 2557–2562, 2004.
 - [40] Jay Farrell, Manu Sharma, and Marios Polycarpou. Backstepping based flight control with adaptive function approximation. *Journal of Guidance Control, and Dynamics*, Vol. 28, , 2005.
 - [41] Jing Zhou and Changyun Wen. Robust Adaptive Control of Uncertain Nonlinear Systems in the Presence of Input Saturation. *IFAC Proceedings Volumes*, Vol. 39, No. 1, pp. 149–154, 2006.
 - [42] Ruyi Yuan, Jianqiang Yi, Wensheng Yu, and Guoliang Fan. Adaptive controller design for uncertain nonlinear systems with input magnitude and rate limitations. *Proceedings of the American Control Conference*, pp. 3536–3541, 2011.
 - [43] Mou Chen, Shuzhi Sam Ge, and Beibei Ren. Adaptive tracking control of uncertain mimo nonlinear systems with input constraints. *Automatica*, Vol. 47, pp. 452–465, 2011.
 - [44] Guoqing Xia, Huiyong Wu, and Xingchao Shao. Adaptive filtering backstepping for ships steering control without velocity measurements and with input constraints. *Mathematical Problems in Engineering*, Vol. 2014, p. 218585, 1 2014.
 - [45] Qiang Zhang and Cui Wang. Robust adaptive backstepping control for a class of constrained non-affine nonlinear systems via self-organizing hermite-polynomial-based neural network disturbance observer. *Advances in Mechanical Engineering*, Vol. 9, pp. 1–12, 2017.
 - [46] Junbao Wei, Haiyan Li, Ming Guo, Jing Li, and Huang Huang. Backstepping control based on constrained command filter for hypersonic flight vehicles with aoa and actuator constraints. *International Journal of Aerospace Engineering*, Vol. 2021, p. 8620873, 1 2021.
 - [47] Jian Li, Jialu Du, and Xin Hu. Robust adaptive prescribed performance control for dynamic positioning of ships under unknown disturbances and input constraints. *Ocean Engineering*, Vol. 206, p. 107254, 6 2020.
 - [48] Youqiang Huang, Defeng Wu, Zibin Yin, and Zhi Ming Yuan. Design of ude-based dynamic surface

- control for dynamic positioning of vessels with complex disturbances and input constraints. *Ocean Engineering*, Vol. 220, p. 108487, 1 2021.
- [49] An Min Zou, Anton H.J. de Ruiter, and Krishna Dev Kumar. Comments on “adaptive tracking control of uncertain mimo nonlinear systems with input constraints”. *Automatica*, Vol. 100, pp. 417–418, 2 2019.
- [50] Joseph E. Gaudio, Anuradha M. Annaswamy, Michael A. Bolender, and Eugene Lavretsky. Adaptive Flight Control in the Presence of Limits on Magnitude and Rate. *IEEE Access*, Vol. 10, pp. 65685–65702, 2022.
- [51] Changyun Wen, Jing Zhou, Zhitao Liu, and Hongye Su. Robust adaptive control of uncertain nonlinear systems in the presence of input saturation and external disturbance. *IEEE Transactions on Automatic Control*, Vol. 56, pp. 1672–1678, 2011.
- [52] Mou Chen, Yanlong Zhou, and William W. Guo. Robust tracking control for uncertain mimo nonlinear systems with input saturation using rwnndo. *Neurocomputing*, Vol. 144, pp. 436–447, 2014.
- [53] Xudong Ye and Jingping Jiang. Adaptive nonlinear design without a priori knowledge of control directions. *IEEE Transactions on Automatic Control*, Vol. 43, pp. 1617–1621, 1998.
- [54] Shuzhi Sam Ge and J. Wang. Robust adaptive stabilization for time varying uncertain nonlinear systems with unknown control coefficients. In *Proceedings of the 41th IEEE Conference on Decision and Control*. IEEE, 2002.
- [55] Zhiyong Chen. Nussbaum functions in adaptive control with time-varying unknown control coefficients. *Automatica*, Vol. 102, pp. 72–79, 4 2019.
- [56] Siyi Wang, Yabing Gao, Jianxing Liu, and Ligang Wu. Saturated sliding mode control with limited magnitude and rate. *IET Control Theory and Applications*, Vol. 12, No. 8, pp. 1075–1085, 2018.
- [57] Lijun Wang, Qiuyue Shi, Jinkun Liu, and Dan Zhang. Backstepping control of flexible joint manipulator based on hyperbolic tangent function with control input and rate constraints. *Asian Journal of Control*, Vol. 22, pp. 1268–1279, 5 2020.
- [58] Alberto Bemporad. Reference governor for constrained nonlinear systems. *IEEE Transactions on Automatic Control*, Vol. 43, pp. 415–419, 1998.
- [59] Anna Witkowska, Mirosław Tomera, and Roman Śmierzchalski. A backstepping approach to ship course control. *International Journal of Applied Mathematics and Computer Science*, Vol. 17, No. 1, pp. 73–85, 2007.
- [60] Kouichi Shouji, Kohei Ohtsu, and Sumitoshi Mizoguchi. An Automatic Berthing Study by Optimal Control Techniques. *IFAC Proceedings Volumes*, Vol. 25, No. 3, pp. 185–194, 1992.
- [61] Karl D. von Ellenrieder. Dynamic surface control of trajectory tracking marine vehicles with actuator magnitude and rate limits. *Automatica*, Vol. 105, pp. 433–442, 7 2019.
- [62] Miroslav Krstić, Ioannis Kanellakopoulos, and Petar V. Kokotovic. *Nonlinear and Adaptive Control Design*. Wiley, 1995.
- [63] Nazli E. Kahveci and Petros A. Ioannou. Adaptive steering control for uncertain ship dynamics and stability analysis. *Automatica*, Vol. 49, pp. 685–697, 2013.
- [64] Muhammad Ejaz and Mou Chen. Sliding mode control design of a ship steering autopilot with

- input saturation. *International Journal of Advanced Robotic Systems*, Vol. 14, pp. 1–13, 2017.
- [65] Mikkel Eske Nørgaard Sørensen, Morten Breivik, and Roger Skjetne. Comparing combinations of linear and nonlinear feedback terms for ship motion control. *IEEE Access*, Vol. 8, pp. 193813–193826, 2020.
- [66] Morten Breivik, Jann Peter Strand, and Thor I Fossen. Guided dynamic positioning for fully actuated marine surface vessels. In *Proceedings of 7th IFAC Conference of Maneuvering Control*, pp. 1–6, 2006.
- [67] Remco I. Leine and Henk Nijmeijer. *Dynamics and Bifurcations of Non-Smooth Mechanical Systems*. Springer, 2004.
- [68] Rin Suyama, Satoshi Satoh, and Atsuo Maki. Nonlinear steering control law under input magnitude and rate constraints with exponential convergence. *Journal of Marine Science and Technology 2024*, Vol. 29, pp. 812–825, 8 2024.
- [69] Rin Suyama, Rintaro Matsushita, Ryo Kakuta, Kouki Wakita, and Atsuo Maki. Parameter fine-tuning method for mmg model using real-scale ship data. *Ocean Engineering*, Vol. 298, p. 117323, 4 2024.
- [70] Rin Suyama, Satoshi Satoh, and Atsuo Maki. Adaptive steering control law for nonlinear maneuvering models with input magnitude and rate limits. *Journal of Marine Science and Technology*, 1 2026.
- [71] Rin Suyama, Satoshi Satoh, and Atsuo Maki. Smooth control law for nonlinear maneuvering system under constraints on input magnitude and rate. (*To be submitted*), 2025.
- [72] 巢山凜, 佐藤訓志, 牧敦生. 舵角と操舵スピードに制限をもつ非線形応答モデルを対象とした適応型追従制御則の設計. 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 2024.
- [73] Kensaku Nomoto, Kenshi Taguchi, Keinosuke Honda, and Susumu Hirano. On the steering qualities of ships. *International Shipbuilding Progress*, Vol. 4, pp. 354–370, 1957.
- [74] Kenneth S. M. Davidson and Leonard I. Schiff. Turning and course-keeping qualities, 1946.
- [75] Seizo Motora. On the measurement of added mass and added moment of inertia for ship motions. *Journal of Zosen Kiokai*, Vol. 1959, No. 105, pp. 83–92, 1959.
- [76] S. Inoue, M. Hirano, and K. Kijima. Hydrodynamic derivatives on ship manoeuvring. *International Shipbuilding Progress*, Vol. 28, pp. 112–125, 1 1981.
- [77] 元良誠三. 航路安定性に就て. 造船協會會報, Vol. 77, pp. 69–90, 1955.
- [78] M. A. Abkowitz. Ship hydrodynamics - steering and manoeuvrability. Technical report, Hydro- and Aerodynamics Laboratory, 1964.
- [79] K. J. Åström and C. G. Källström. Identification of ship steering dynamics. *Automatica*, Vol. 12, pp. 9–22, 1 1976.
- [80] A Ogawa and H Kasai. On the mathematical model of manoeuvring motion of ships. *International Shipbuilding Progress*, Vol. 25, pp. 306–319, 1978.
- [81] H Yasukawa and Y Yoshimura. Introduction of mmg standard method for ship maneuvering predictions. *Journal of Marine Science and Technology*, Vol. 20, pp. 37–52, 2015.
- [82] Yoshiaki Miyauchi, Youhei Akimoto, and Atsuo Maki. Development of a mathematical model for harbor maneuvers to realize modeling automation. *Journal of Marine Science and Technology*,

- Vol. 29, pp. 975–999, 12 2024.
- [83] Qi Dong, Ning Wang, Jialin Song, Lizhu Hao, Shaoman Liu, Bing Han, and Kai Qu. Math-data integrated prediction model for ship maneuvering motion. *Ocean Engineering*, Vol. 285, p. 115255, 10 2023.
 - [84] L. Moreira and C. Guedes Soares. Dynamic model of manoeuvrability using recursive neural networks. *Ocean Engineering*, Vol. 30, pp. 1669–1697, 9 2003.
 - [85] G. Rajesh and S. K. Bhattacharyya. System identification for nonlinear maneuvering of large tankers using artificial neural network. *Applied Ocean Research*, Vol. 30, pp. 256–263, 10 2008.
 - [86] Xin Guang Zhang and Zao Jian Zou. Black-box modeling of ship manoeuvring motion based on feed-forward neural network with chebyshev orthogonal basis function. *Journal of Marine Science and Technology*, Vol. 18, pp. 42–49, 3 2013.
 - [87] Dmitry A. Oskin, Alexander A. Dyda, and Vasily E. Markin. Neural network identification of marine ship dynamics. *IFAC Proceedings Volumes*, Vol. 46, pp. 191–196, 1 2013.
 - [88] Weilin Luo and Zhicheng Zhang. Modeling of ship maneuvering motion using neural networks. *Journal of Marine Science and Application*, Vol. 15, pp. 426–432, 12 2016.
 - [89] Joohyun Woo, Jongyoung Park, Chanwoo Yu, and Nakwan Kim. Dynamic model identification of unmanned surface vehicles using deep learning network. *Applied Ocean Research*, Vol. 78, pp. 123–133, 9 2018.
 - [90] Hong Wei He, Zi Hao Wang, Zao Jian Zou, and Yi Liu. Nonparametric modeling of ship maneuvering motion based on self-designed fully connected neural network. *Ocean Engineering*, Vol. 251, p. 111113, 5 2022.
 - [91] Kouki Wakita, Atsuo Maki, Naoya Umeda, Yoshiki Miyauchi, Tohga Shimoji, Dimas M Rachman, and Youhei Akimoto. On neural network identification for low-speed ship maneuvering model. *Journal of Marine Science and Technology*, Vol. 27, pp. 772–785, 2022.
 - [92] Zongkai Wang, Jinsoo Kim, and Namkyun Im. Non-parameterized ship maneuvering model of deep neural networks based on real voyage data-driven. *Ocean Engineering*, Vol. 284, p. 115162, 9 2023.
 - [93] W. L. Luo and Z.J. Zou. Parametric Identification of ship maneuvering models by using support vector machines. *Journal of Ship Research*, Vol. 53, pp. 19–30, 2009.
 - [94] Wilmer Ariza Ramirez, Zhi Quan Leong, Hung Nguyen, and Shantha Gamini Jayasinghe. Non-parametric dynamic system identification of ships using multi-output gaussian processes. *Ocean Engineering*, Vol. 166, pp. 26–36, 10 2018.
 - [95] Yifan Xue, Yanjun Liu, Chen Ji, Gang Xue, and Shuting Huang. System identification of ship dynamic model based on gaussian process regression with input noise. *Ocean Engineering*, Vol. 216, p. 107862, 11 2020.
 - [96] Ronghui Li, Tieshan Li, Renxiang Bu, Qinling Zheng, and C. L.Philip Chen. Active disturbance rejection with sliding mode control based course and path following for underactuated ships. *Mathematical Problems in Engineering*, Vol. 2013, , 2013.
 - [97] Yuemin Zheng, Jin Tao, Qinglin Sun, Hao Sun, Zengqiang Chen, Mingwei Sun, and Guangming Xie. Soft actorâ critic based active disturbance rejection path following control for unmanned

- surface vessel under wind and wave disturbances. *Ocean Engineering*, Vol. 247, p. 110631, 3 2022.
- [98] Atsuo Maki, Naoki Sakamoto, Youhei Akimoto, Hiroyuki Nishikawa, and Naoya Umeda. Application of optimal control theory based on the evolution strategy (cma-es) to automatic berthing. *Journal of Marine Science and Technology*, Vol. 25, pp. 221–233, 2020.
- [99] Yoshiki Miyauchi, Ryohei Sawada, Youhei Akimoto, Naoya Umeda, and Atsuo Maki. Optimization on planning of trajectory and control of autonomous berthing and unberthing for the realistic port geometry. *Ocean Engineering*, Vol. 245, p. 110390, 2022.
- [100] Rin Suyama, Yoshiki Miyauchi, and Atsuo Maki. Ship trajectory planning method for reproducing human operation at ports. *Ocean Engineering*, Vol. 266, p. 112763, 2022.
- [101] Chenliang Zhang, Xiaojian Liu, Decheng Wan, and Jinbao Wang. Experimental and numerical investigations of advancing speed effects on hydrodynamic derivatives in mmg model, part i: Xvv,yv,nv. *Ocean Engineering*, Vol. 179, pp. 67–75, 5 2019.
- [102] Nobuaki Sakamoto, Kunihide Ohashi, Motoki Araki, Ken ichi Kume, and Hiroshi Kobayashi. Identification of kvlcc2 manoeuvring parameters for a modular-type mathematical model by rans method with an overset approach. *Ocean Engineering*, Vol. 188, p. 106257, 9 2019.
- [103] 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, Vol. 3, pp. 157–165, 2006.
- [104] Serge Sutulo and C. Guedes Soares. An algorithm for offline identification of ship manoeuvring mathematical models from free-running tests. *Ocean Engineering*, Vol. 79, pp. 10–25, 2014.
- [105] Martin A Abkowitz. Measurement of hydrodynamic characteristics from ship maneuvering trials by system identification. *Transactions of Society of Naval Architects and Marine Engineers*, Vol. 88, pp. 283–318, 1980.
- [106] Hyeon Kyu Yoon and Key Pyo Rhee. Identification of hydrodynamic coefficients in ship maneuvering equations of motion by estimation-before-modeling technique. *Ocean Engineering*, Vol. 30, pp. 2379–2404, 2003.
- [107] Motoki Araki, Hamid Sadat-Hosseini, Yugo Sanada, Kenji Tanimoto, Naoya Umeda, and Frederick Stern. Estimating maneuvering coefficients using system identification methods with experimental, system-based, and cfd free-running trial data. *Ocean Engineering*, Vol. 51, pp. 63–84, 2012.
- [108] Serge Sutulo and C. Guedes Soares. Application of an offline identification algorithm for adjusting parameters of a modular manoeuvring mathematical model. *Ocean Engineering*, Vol. 279, p. 114328, 7 2023.
- [109] Yoshiki Miyauchi, Atsuo Maki, Naoya Umeda, Dimas M Rachman, and Youhei Akimoto. System parameter exploration of ship maneuvering model for automatic docking / berthing using cma-es. *Journal of Marine Science and Technology*, Vol. 27, p. 1065–1083, 2022.
- [110] Daewon Kim. Estimation of hydrodynamic coefficients from results of real ship sea trials. *Polish Maritime Research*, Vol. 25, pp. 65–72, 2018.
- [111] Yao Meng, Xiufeng Zhang, and Jinxin Zhu. Parameter identification of ship motion mathematical model based on full-scale trial data. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, Vol. 14, p. 100437, 2022.
- [112] R. Okuda, H. Yasukawa, T. Yamashita, and A. Matsuda. Maneuvering simulations at large drift

- angles of a ship with a flapped rudder. *Applied Ocean Research*, Vol. 135, p. 103567, 6 2023.
- [113] Katsuro Kijima, Toshiyuki Katsuno, Yasuaki Nakiri, and Yoshitaka Furukawa. On the manoeuvring performance of a ship with the parameter of loading condition. *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 1990, pp. 141–148, 1990.
- [114] Zewei Zheng, Yanting Huang, Lihua Xie, and Bing Zhu. Adaptive trajectory tracking control of a fully actuated surface vessel with asymmetrically constrained input and output. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, Vol. 26, pp. 1851–1859, 2017.
- [115] Jianjun Ma, Shuzhi Sam Ge, Zhiqiang Zheng, and Dewen Hu. Adaptive nn control of a class of nonlinear systems with asymmetric saturation actuators. *IEEE Transactions on Neural Networks and Learning Systems*, Vol. 26, pp. 1532–1538, 7 2015.
- [116] Zongyu Zuo, Xinyu Li, Boda Ning, and Qing Long Han. Global finite-time stabilization of first-order systems with bounded controls. *IEEE Transactions on Circuits and Systems II: Express Briefs*, Vol. 70, pp. 2440–2444, 7 2023.
- [117] N H Norrbin. Theory and observation on the use of a mathematical model for ship maneuvering in deep and confined waters. *Proc. of the 8th Symposium on Naval Hydrodynamics*, Vol. 2, pp. 807–904, 1970.
- [118] Takuya Taniguchi and Atsuo Maki. A proposal of the maneuvering motion model for low-speed operations in harbor. *Ocean Engineering*, Vol. 330, p. 121172, 6 2025.
- [119] Nikolaus Hansen. The CMA Evolution Strategy: A Comparing Review. In *Towards a New Evolutionary Computation*, pp. 75–102. Springer Berlin Heidelberg, jun 2007.
- [120] Nikolaus Hansen and Anne Auger. Principled design of continuous stochastic search: From theory to practice. In *Principles of System Identification*, pp. 145–180. Springer, 2014.
- [121] 秋本洋平. Evolution strategies による連続最適化—cma-es の設計原理と理論的基盤. システム/制御/情報, Vol. 60, pp. 292–297, 2016.
- [122] Naoki Sakamoto and Youhei Akimoto. Modified box constraint handling for the covariance matrix adaptation evolution strategy. In *Genetic and evolutionary computation conference*, pp. 183–184. Association for Computing Machinery (ACM), 7 2017.
- [123] Anne Auger and Nikolaus Hansen. A restart cma evolution strategy with increasing population size. In *2005 IEEE Congress on Evolutionary Computation*, Vol. 2, pp. 1769–1776. IEEE, 2005.

付録 A

供試船

6 章から 8 章では，以下の供試船の非線形操縦運動システムを対象とした．供試船は *M.V. ESSO OSAKA* のモデルスケール船（全長 3.0 m，幅 0.50 m，喫水 0.20 m，排水量 0.24 m³ (Fig. A.1)）とした．供試船の非線形応答モデル (Eq. (3.4)) のパラメータは，供試船の自由航走試験結果を適用したパラメータ同定により， $K = 0.21$ ， $T = 8.8$ ， $n_0 = n_2 = 0$ ， $n_1 = 0.41$ ， $n_0 = 0.23$ と同定された．



Fig. A.1: The subject ship: model-scale ship of *M.V. ESSO OSAKA*.

付録 B

Covariance Matrix Adaption Evolutionary Strategy (CMA-ES)

CMA-ES [119, 120] は最適化問題の数値求解アルゴリズムであり、変数分離不可能性、悪スケール性、多峰性などを持つ最適解探索において高い効率性を有することが知られている [121]。船舶操縦運動の分野において CMA-ES は、例えば自動離着陸のための最適制御問題の求解 [98] や、4 章の示した手法と同様の、SI の枠組みでの MMG モデルのパラメータ探索問題 [109] に適用されてきた。CMA-ES は目的関数の勾配の解析的な計算を必要としないため、目的関数の設計においてその微分可能性を考慮する必要がないという利点をもつ。4 章で扱った最小化問題は、非線形で不連続な MMG モデルに基づく操縦運動の計算を含むが、CMA-ES による最適解探索は不適切ではない。なぜなら、この問題は [109] の論文で CMA-ES が探索に成功した問題と類似しているからである。Eq. (4.44) の求解では、箱型制約は文献 [122] で提案された手法により処理し、リスタート戦略 [123] を適用した。