Title	船舶用オートパイロットの実践的設計手法
Author(s)	羽根, 冬希
Citation	大阪大学, 2023, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/92975
rights	
Note	

博士学位論文

船舶用オートパイロットの
実践的設計手法

Practical Design Methodology of
Autopilot for Ships

羽根 冬希

Hane Fuyuki

2023 年 6 月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第 1 章

緒言

1.1　本論文の目的

船舶用オートパイロットは高速航行中，操舵によって方位制御と航路制御を実施するものである。方位制御は設定方位に船首方位を追従させ，航路制御は計画航路に船体位置を追跡させる。

本論文の目的は，船舶用オートパイロットの制御システムを設計する手法を提案することである。その制御システムは次の特性を有する。

実適用性　実際の操船に適用できる。

適応機能　運航状況や海象環境に適応できる。

制御性能　制御仕様を満足できる。

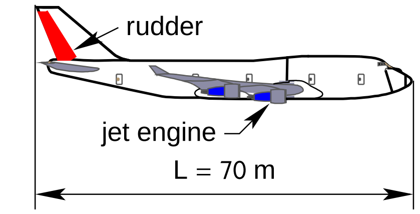
1.2　技術背景

1.2.1　物流基盤

輸送手段としての車，鉄道，航空機そして船舶などは，人々の暮らしや生産活動を担っている。その中で船舶は少ないエネルギー消費で，大量の物資を一度に輸送できる利点がある。船舶の重量は水の浮力が受け持ち，エネルギーの大部分は推進力の発生に使われる。船体は浮力を得るため，大きな空間をもつ。その空間が物資置場に利用される。

ジャンボジェット機（B747）とばら積み貨物船（Bulk carrier）の大きさを図 1.1 に示す。同図で，ジェットエンジンとスクリュープロペラが推進装置，方向舵と舵が操舵装置である。船舶は大きな重量を小さな推進力と操舵力で運用する。一方航空機は船舶と逆になる。同図から，B747 の重量あたり馬力 ratio はバルク船の 1,500 倍に相当する。これより船舶は航空機に比べ，高いエネルギー効率をもつ。ただし輸送にかかる時間は考慮しない。

反面，船舶の事故は人的・物的に甚大な被害をもたらす。たとえばタンカー船の座礁などによる原油の流出が発生したら，地球環境や世界経済に計り知れない影響を与える。だか



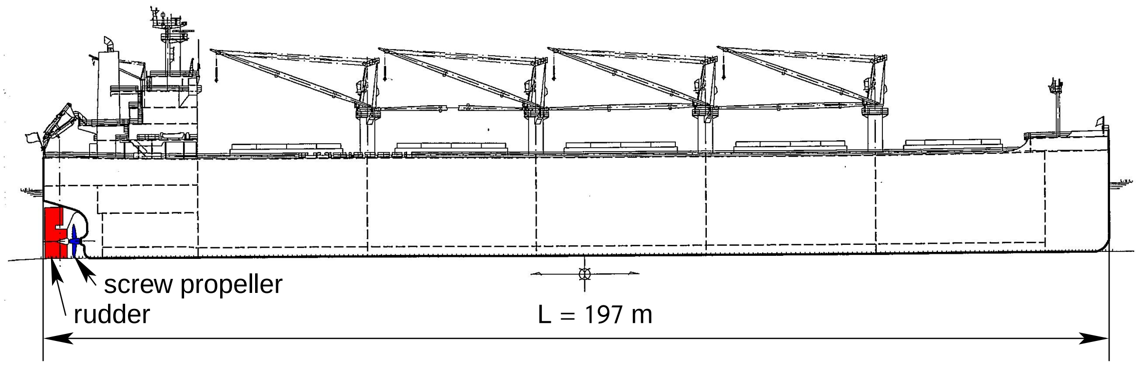
B747-400 : xfig sample (drawing tool)

$$\text{ratio} = \frac{\text{PS [kgf]}}{\text{Weight [ton]}}$$

$$\text{Plane's ratio} = \frac{100,000}{400} = 250 \text{ kgf/ton}$$

$$\text{Ship's ratio} = \frac{10,000}{58,000} = 0.17 \text{ kgf/ton}$$

$$\frac{\text{Plane's ratio}}{\text{Ship's ratio}} = 1,500$$



Bulk carrier : KANRIN JASNAOE 47, Mar. 2013

図 1.1　船舶と航空機の輸送効率

ら，安全な航海の実現は最優先事項である。オートパイロットは航海の大部分で利用されるので，その信頼性は重要である。

1.2.2　操船制御

舵手による操船を手動操船とよぶ。その状況では，舵輪を切っても船体運動は時定数が長いため，船首方位はゆっくりと変化する。その応答は人間の感覚から比べると遥かに遅い。舵手はその遅延した応答から船体運動を予測して操舵する。手動操船は長時間にわたる忍耐力と集中力が要求され，苛酷な作業になる。オートパイロット（パイロット）は舵手をこのような厳しい環境から解放する。操船者はその分航海監視に集中できる。湾内や輻輳域では安全重視のために手動操船が利用され，それ以外ではパイロットが活用される。

船舶には航海機器として，レーダ，コンパス，パイロットと ECDIS などが装備される。ECDIS は電子海図表示情報装置（Electronic Chart Display and Information System）で，2012 年 7 月から国際航海に従事する 500 G/T 以上の客船，および 3,000 G/T 以上のタンカー・貨物船に搭載することが義務づけられている。その他に，対水速度計（ログ速度計），GNSS なども装備される。GNSS は全球測位衛星システム（Global Navigation Satellite System）で，GPS，GLONASS，Galileo，準天頂衛星等の衛星測位システムを総称する。位置情報は 1950 年頃ロラン（地上電波）の利用を試みていた [1]。

航海機器の中で，レーダは物標を捕捉し，コンパスは船首方位を指示し，ECDIS は海図

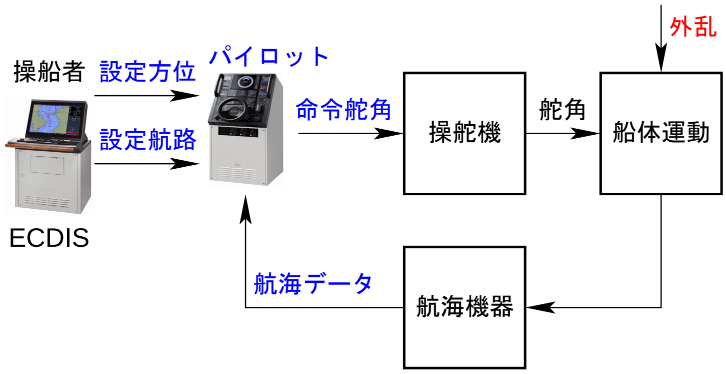


図 1.2　オートパイロットの構成

上でルートを設定したり船体航跡を表示し，センサーは所定の信号を出力し，単体でその機能を果たす。だが，パイロットは本船の船体特性に合わせた制御ゲインを設定しないと，操船性能を発揮できない航海機器である。その特性を獲得するため，手動方式と自動方式（適応方式ともよぶ）がある。

手動方式　操船者が船体運動の応答から判断して，パイロットの PID 制御のゲインを調整する。PID 制御は P が比例，I が積分，D が微分の各動作とローパスフィルタをカスケードに結合したものになる。

自動方式　適応アルゴリズムが船体運動の検出信号から船体特性のパラメータを同定し，同定値に基づいて設定値や制御ゲインを更新する。自動方式は適応機能と制御システムを合わせたものになる。本論文は自動方式を設計する手法に関する。

オートパイロットの構成を図 1.2 に示す。同図において，操舵者は設定方位を，操舵者によって設定された ECDIS は計画航路をそれぞれパイロットに入力する。パイロットは命令舵角（舵角指令）を操舵機（舵取り機）に入力する。操舵機は船体の舵を命令舵角だけ傾ける。船体は舵力（舵面上に発生する力）によって，旋回角速度を発生させ船首方位を回頭させ，同時に横流れ速度を発生させ船体を横方向に移動させる。旋回角速度と横流れ速度の船体運動は連成運動とよばれる。船体運動はコンパス，対水速度計と GNSS によって検出される。コンパスは船首方位を，対水速度計は前進方向速度を，GNSS は緯度経度の位置情報をそれぞれ出力して，パイロットに入力する。船体には舵角の他に，外乱が入力される。外乱は喫水の変化や，海象に伴う風向成分，波浪成分や潮流成分などに相当する。喫水は検出されず，設定されないとする。よって，パイロットは入力信号から制御量（操作量）である命令舵角を出力する装置になる。その制御対象は操舵機と船体運動からなる。

1.2.3　技術変遷

(１)　方位制御から航路制御への流れ

オートパイロットは自動操舵装置ともよばれ，方位制御システム （Heading Control System，HCS）を指すことが一般的であった。他方，航路制御システム（Track Control

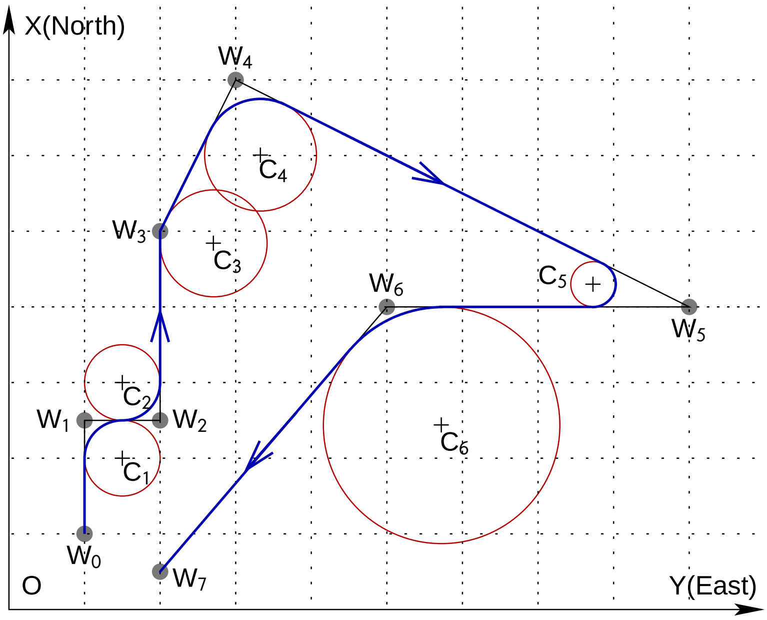


図 1.3　計画航路の立案

System，TCS）もまた舵角を制御するものである。近年 ECDIS の装備義務化，GNSS の標準装備化と位置情報の高精度化に伴い，航路制御は方位制御に代わって普及することが予想される。また近い将来に実用化が期待される自律化船の制御技術（離着桟，物標追尾，衝突回避）に備えるべく，航路制御技術の確立が急務である。

航路制御は計画航路に船体位置（船位）を追跡させる。計画航路は図 1.3 に示すような ECDIS の海図画面上で，ウェイポイント（Waypoint）を参照して立案された直線航路と曲線航路から構成される。同図で，W は簡易表現したウェイポイント，C は旋回中心，添字は誘導順の番号である。ウェイポイントは航海計画に基づいた緯度経度の位置情報で，操船者によって入力される。直線航路は航程線ともよばれ，設定方位が一定になる。曲線航路は旋回半径一定の円弧状で，旋回半径は操船者によって入力される。計画航路はさらに海図情報から深度を調べて安全な航路が選ばれる。方位制御は設定方位に船首方位を追従させ，航路制御は方位制御に基づいて計画航路に船位を追跡させる。航路制御は方位制御と密接に関連する。

方位制御と航路制御の双方は，それぞれ保持と旋回の機能をもつ。双方の差異は図 1.4 に示すように，潮海流下の保持状態を説明すると判りやすい。潮流以外の船位移動には舵角オフセットによる横流れ速度，船体上部構造物への風力，トリムの不釣合いによる横力などの要因がある。これらの要因の一定成分は等価的に潮流成分として扱える。

いま船体が北向きの計画航路に沿って，船速一定で航行中と想定する。潮海流がなければ，定常状態の双方の方位は北向きに舵角はゼロを保持する。つぎに潮流が計画航路に直角方向の東向きに作用する場合は以下のようになる。

- 方位制御において，船首方位は設定方位を保持するが，船位航跡は計画航路から離れ

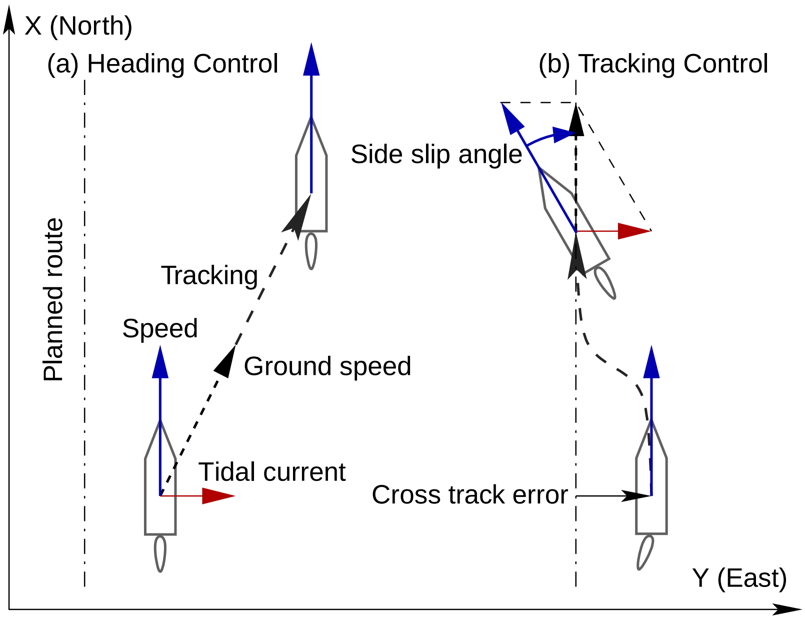


図 1.4　潮海流下での方位制御と航路制御の航行

る。対地速度は航行速度と潮流成分の合わせたものになる。船位移動は対地速度成分によって生じる。船位航跡を計画航路上に保持するためには，適宜設定方位を修正する必要がある。その場合，船位航跡はジグザグ状になる。

- 航路制御において，船首方位は設定方位より斜航角だけ傾斜するが，船位航跡は計画航路上を保持する。斜航角（船首方位と前進方向とのなす角）は西向きに船体速度を発生させて，東向きの潮流成分と相殺させる。北向きの船体速度は低下する。航路制御は斜航角を自動的に調整するため，利便性がよい。

斜航角があると，船体抵抗が増加する。船体形状は翼型なので流れに対して迎角（斜航角）をもつと，船体に揚力と抗力が作用する。抗力が大きいと，推進力一定ならば船速が低下する。抗力は迎角に比例するとすれば，迎角が小さければ無視できる。

（2）　手動方式の評価と課題

文献 [2] によれば，方位制御は閉ループ安定化のために船首方位の角加速度が不要で，角速度が必要十分条件であることを 1922 年に報告した。角速度信号は機械式の gyrometer で生成した。同文献は方位制御が PD 制御で実施できることを示した。ほぼ同時期に船舶用ジャイロコンパスが発明された。独国のアンシュッツ ジャイロコンパス Anschütz gyro compass [3] は 1910 年，英国のスペリー ジャイロコンパス Sperry Gyro-compass [4] は 1912 年であった。よって，1920 年代以降、方位制御（HC）の実現が可能になった。

パイロット，制御技術と電子機器の関係を図 1.1 に示す。パイロットは，1970 年代では手動方式が主流であり，1980 年代には自動方式が実用化された。

HC の手動方式は操船者が制御対象の入出力応答から PID 制御ゲインを設定し，扱いやすく現在でも利用されている。人間という適応機能によって利便性や簡便さを得たものであ

る。集積回路の発達により，その伝達特性は自由自在に設計できるようになった。だが，カスケード結合の PID 制御器では，さらなる性能向上や機能拡張が難しい。

閉ループ安定性と外乱除去性の限界　PD 制御だけならば，閉ループ安定性は充分にロバスト性がある。方位信号は外乱成分を含み，それが命令舵角の無効舵成分になる。無効舵成分を除去するため，2 段のローパスフィルタ（LPF）が必要になる。2 段は D 動作（微分信号）による外乱成分の増幅を抑制するためである。適切な除去特性を得るには，LPF の遮断周波数（カットオフ周波数）は操舵周波数（閉ループ周波数）の 10 倍以下に設定したい。一方，LPF を利用する限り，その位相遅れによる閉ループ安定性の劣化は避けられない。適切な閉ループ安定性を得るには，遮断周波数は操舵周波数の 10 倍以上に設定したい。

遮断周波数の選択にはトレードオフの関係が成立する。そのため，やむなく PD ゲインに不感帯を設けた（デュアルゲイン方式，天候調整 [5] ともよばれる)。デュアルゲイン方式は命令舵角がゼロ付近で PD ゲインを下げるもので，閉ループ安定性よりも外乱除去性を優先したものである。そのゲインの大きさと範囲によっては，ヨーイングの原因になる場合が生じるので，適切な方法とは言いがたい。ただ，無効舵の発生を舵機の摩損や燃料の消費の観点から，避けたい事情がある。

追従応答性の限界　設定方位を別の値に更新すると，船首方位はその値に命令舵角を制御して追従する。これが変針動作で，ステップ応答に近いものである。 変針動作を旋回角速度や旋回半径に一定にする要求がある。これは方位のランプ応答に対応し，設定方位をランプ状に変化させなければならない。同時に PD ゲインを大きくして，追従偏差を減らす。さらに偏差をゼロに追従させるため，I（積分）動作を加える。積分動作は舵角オフセットから生じる方位誤差（設定方位と船首方位の差異）をゼロにする働きもある。だが，その設定は扱いが難しく，閉ループ安定性に強く影響する。したがって，ランプ応答性能は通常十分に得られていないのが実情である。

このような状況は,「手動方式は制御ゲインを操船者によって設定する」ことに起因している。その結果，設定できる入力が限定され，制御対象の状態を考慮できず新たな制御技術の導入を阻んでいる。しかしながら，手動方式の優位点は操船機能が限られる分，制御システムや操作が簡素で利用し易いことである。したがって，手動方式はさらに改善するより現状を維持し，操船機能の拡充は自動方式で図ったほうが得策である。なぜなら，後者は制御システムの設計自由度が大きいからである。

(3)　自動方式の評価と課題

自動（適応）方式は手動方式と異なり，制御システムの構成法やゲイン設定に制約がなく，制御理論の実践の場とも言われてきた。自動方式はモデルベース設計（Model-Based Design，MBD）の採用によって，手動方式の欠点を補うべく開発されている。MBD は制御対象をモデル化し，制御システムを設計するものである。その実現には，制御技術と電子

表 1.1　パイロット，制御技術の関係

年代	～1970	～1980	～2020	2020～
パイロット	手動方式	←	←	←
		自動方式	←	←
制御技術	最適制御 カルマンフィルタ	適応制御	ロバスト制御	総合型 ロバスト設計
電子機器	集積回路	CPU†	MPU‡	←

† Central Processing Unit，コンピュータを構成するデバイスのひとつ。
‡ Micro Processing Unit，CPU にメモリ管理や高速処理の機能を加えたもの。

機器の発展が寄与している。CPU の使用により，最適制御，適応制御，ロバスト制御のロジックを制御システムに組み込めるようになった。

最適制御は実際の対象とモデル化した対象が一致していることを前提として，与えられた制約条件下で最良の制御性能を発揮するように，制御システムを設計するものである。適応制御は制御対象のパラメータが得られない場合でも，その構造が既知であればそのパラメータを同定するものである。この結果，制御対象モデルが適応制御によって構築でき，推定器（モデルの状態量を推定する，カルマンフィルタやオブザーバ）が利用できる方法 [6] が示された。ファジィ理論 [7, 8] やモデル予測制御（Model Predictive Control）[9] を利用した方式も提案されている。さらに，ロバスト制御 [10] は 1980 年代以降に研究が進んだ。現実の物理現象を扱う制御対象とそのモデルにはモデル化誤差，パラメータ誤差がある。そのため，制御システムはその誤差を考慮して設計する必要がある。そうでないと，その制御性能が保証できない。

上記制御理論を用いた制御システムの実例を挙げる。モデル規範適応型（Model Reference Adaptive System，MRAS）[11, 12]，自己調整制御型（Self Tuning Regulator, STR）[13] や自己回帰型（Autoregressive Model，AR）[14, 15, 16, 17] などがある。いづれも，制御対象をモデル化し，そのパラメータを同定し，操舵ループの安定化を試みている。それらの文献は方位保持制御に関して扱っている。

上記方法は，手動方式の課題を解決できたのであろうか。

もちろん，個別の課題に関しては解決されたものもあるだろう。しかしながら，その課題は依然として残っていると考えるべきであろう。

船体運動からなる制御対象とそのモデルとが一致していれば，状態量は遅れなく推定でき，位相遅れが生じない。その推定量にフィードバックゲインを乗じて命令舵角を求めれば，閉ループ安定性は確保できる。一方，推定器の外乱除去性は制御対象の次数に従うので，2 段 LPF と同程度になる。ここで，制御対象を 2 次モデルとする。

だが実際には，両者のモデルに差異がある。それによる推定誤差を減らすため（閉ループ安定性を確保するため），状態量の推定速度を上げる必要がある。そのため，推定器のカットオフ周波数が高くなり外乱除去性は低下する。したがって，閉ループ安定性と外乱除去性のトレードオフ関係は解消されないままである。また，制御システムがフィードバック制御のみならば，閉ループ安定性と追従応答性にトレードオフ関係が存在し，後者の改善は難しいだろう。よって，従前の自動方式では，手動方式の課題を解決できるまでに至っていない。

(4) 本設計手法のアイデア

本設計手法は，

1. 制御問題を解決する
2. 運航状態や海象状態に適応する
3. 実際に適用できる

などの制御システムを提案することである。また，オートパイロットには，方位制御と航路制御がある。航路制御は方位制御と同様に，保持と旋回の機能をもつ。航路制御は今後益々期待されるので，その設計法の確立は重要になる。

本設計手法は上記項目に関して，次の着想から実施したものである。

制御問題

制御問題は，レギュレータ問題（閉ループ安定性と外乱除去性）とサーボ問題（追従応答性）をそれぞれの仕様に満足させることである。

制御問題の解決は次の着想から得た。

1. レギュレータ問題において，方位制御では，制御対象に波浪モデル [18] を加えることで外乱除去性の改善を図って，閉ループ安定性とのトレードオフ関係を弱める。波浪モデルは推定器内で位相遅れを生じず等価的にノッチフィルタとして働き，効果的に波浪成分を除去できる。

   航路制御では，潮流外乱による航路誤差を低減するため，潮流補償の導入を図る。潮流成分は船体運動状態（停止や旋回時を含む）から推定する。第 II 部保持系参照。
2. サーボ問題において，方位制御では，変針動作を参照方位とフィードフォワード舵角を用いた開ループ制御で実施する。フィードフォワード制御 [19] を導入することで，追従応答性の改善を図って，レギュレータ問題とのトレードオフ関係を弱める。参照方位は変針条件を満足する軌道計画によって生成する。変針条件に操舵機の入力制限を設定することで，命令舵角はその制限から逃れられる。

   航路制御では，参照方位を利用することでランプ入力が生成でき，旋回半径一定の曲線追従が可能になる。第 III 部旋回系参照。

適応性

制御システムに適応性を与えるため，次の方法を利用する。

1. パラメータ同定は，オンライン処理ではなくバッチ処理に変更する。同定算法は，数

理的に安定な解析算法を利用でき，貴重なデータを繰り返して同定誤差の低減を図る。第 I 部同定系参照。

2. 船体モデルのパラメータは，検出した方位信号の SN 比（信号成分とノイズ成分の大きさの比率）が高い変針動作（手動による場合も含む）から同定することで，同定誤差の低減を図る。さらに，同定値のバラツキを低減する更新関数を用いて，適切な更新値を推定し制御システムのノミナル値を更新する。制御システムはパラメータ誤差を低減して閉ループ安定性の確保を図る。

   船体モデルは yaw と sway のモデルからなり，後者のパラメータを同定することで，航路制御に利用できる。

3. 波浪モデルのパラメータは，方位信号の SN 比が低い保針（保持）動作で航海中に常時同定する。波浪パラメータのノミナル値を制御システムに更新して，外乱除去性の確保を図る。

実適用性

制御システムに実適用性を与えるため，次の方法を利用する。

1. 制御対象は船体モデルと波浪モデルから構成する。前者は 1 次応答モデル [20, 21] に操舵機の入力制限特性 [22] を加える。後者は 2 次狭帯域フィルタ [18] でモデル化した。第 3 章参照。
2. 船体モデルに 1 次モデルを採用した。それはパラメータ数が少なく扱い易い。だが，パラメータは船速に従って変動する。その変動は上記更新関数で修正する。

(5)　今後の動向

ロバスト制御の考え方は，パイロットの閉ループ制御系の設計仕様に合致する。だが，それは一部の設計要素に限定される。制御システムに要求される特性は閉ループ制御系だけでなく多岐にわたり，本論文においては実適用性，適応機能と制御性能からなる。それらの特性を満足するためには，制御システムは機能別などの要素から構成する必要が生じる。したがって，パイロットの制御システムはシステム全体を俯瞰し，それぞれの構成要素にロバスト制御の思想を反映させて設計することが肝要である。著者はそのような設計手法を総合型ロバスト設計とよぶ。

1.3　目的，方針と方策

1.3.1　目的

本目的は，船舶用オートパイロットの制御システムの設計手法を提案することである。その制御システムは図 1.5 に示すように，方位制御システムと航路制御システムから構成する。

本設計手法は総合型ロバスト設計に則る。それは，制御対象はモデル化誤差，パラメータ誤差をもち，制御システムを構成する要素はその誤差を考慮して設計することで，実適用

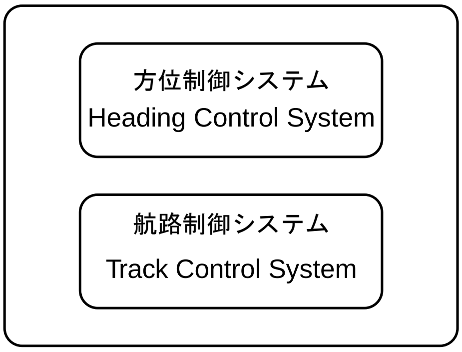


図 1.5　船舶用オートパイロットの制御システム

性，適応機能と制御性能が保証できることを意味する。

本目的を果すため，本設計手法の方針と方策を示す。

1.3.2　方針

本設計手法は，方位制御と航路制御に関して行なう。その方針は，次の順番で進める。

スッテプ 1　方位制御は基本となり，初めに設計する。

スッテプ 2　航路制御は方位制御に航路誤差制御を加えて，次に設計する。

上記の順番は，航路制御が方位制御に基づき構成し，航路誤差制御によって保持と旋回を実現するからである。図 1.4 を参照すると，航路制御は船首方位に斜航角を加えている。斜航角は航路誤差制御によって生成する。よって，航路制御の設計は航路誤差制御の設計と同等になる。

1.3.3　方策

上記方針に則り，本方策を説明する。本方策は制御システムの設計手法の中核にあたり，解析 Analysis と統合 Synthesis の考え方を用いる。

解析　本設計手法は構成要素ごとに解析的なアプローチを採用する。対象船は一般船舶なので，そのパラメータは未知となる。そのため，パラメータをそのまま用いて解を求める解析手法が有効になる。その効果として，設計検証が基本項目の確認で済む。

統合　本設計手法は解析手法で設計した各構成要素を統合することで，制御システム全体が完成する。統合方式は複数の要素がある場合には有効である。初めに，要素の設計仕様は関連する要素との整合性をとる必要がある。

よって，本方策は上記考え方を踏襲し，図 1.6 に示すように 3 つの手段から講じる。同図で，黒矢印は解析方向，白矢印は統合方向を示す。本手段は，

1. 実適用性のため，制御対象をコンパクト化した最小実現モデルの選択
2. 適応機能のため，モデルのパラメータをロバスト推定する同定系の構築

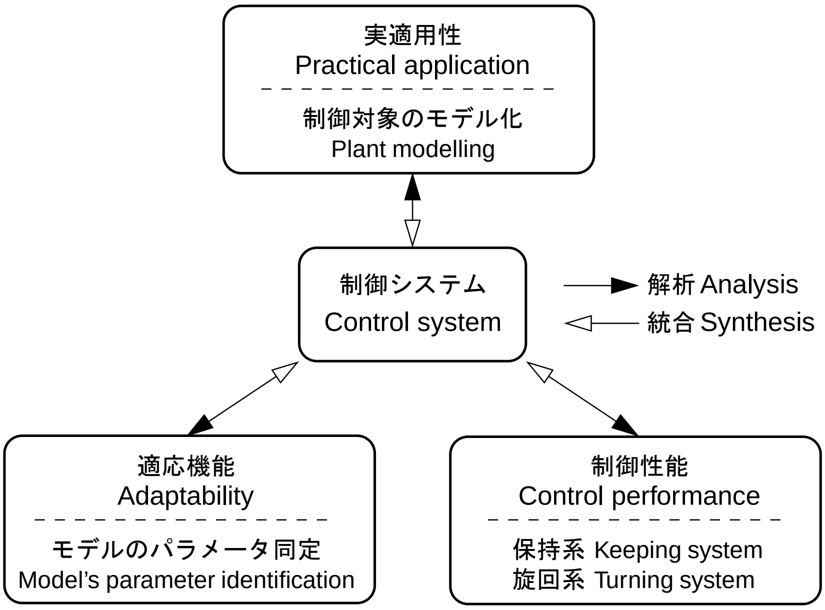


図 1.6　設計方策

3. 制御性能のため，保持系と旋回系の分離による制御仕様の対応

である。

本設計手法はオートパイロットの制御システムを俯瞰して，上記手段を実施することと等価になる。それぞれの手段は，他の手段と相互補完することで，統合した制御システムは機能を発揮でき，目的を達成できる。

(１)　実適用性を達成するには

本論文は，実際の装備品への適用を念頭に置いた取組みである。そのため，実現可能な方法を採用する。

オートパイロットが制御する対象は船体と外乱になる。船体の大きさは数百トンから数十万トンまでになり，船種はタンカー，コンテナ船，自動車運搬船他ほぼすべてが対象になる。操舵機は普通舵，ウォータージェット推進機やアジマススラスタなど種々の形式がある。船体特性は船速，喫水やトリムによって変化する。喫水やトリムは載荷量やその重量分布により変動する。対水船速は利用できるとする。外乱は海象に起因する波浪，潮流と舵角オフセットになる。海象は場所，時間，季節などにより変化する。外乱を制御対象にすることで，それに起因する誤差が低減できる。風力外乱の一定値は潮流成分と等価になるから，潮流成分に含ませる。加えて，風力は船体の上部構造物に作用して力とモーメントを発生する [23]。だが，それを利用するには対象船の空力微係数などが必要なので，容易でない。本設計手法において，潮流成分のほうは具体的な数値を使えるので，より適切である。

パイロットは大洋航海中で利用することを前提とし，制御量である指令舵角とその舵速度に操舵機の入力振幅制限を設ける。その制限はそれぞれ $\pm 10 \sim 20$ deg，$\pm 2 \sim 3$ deg/s になる。制御量は飽和しないようにしなければならない。そのため，船体運動はその制限を受

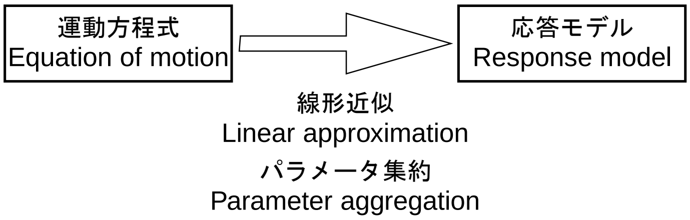


図 1.7　船体モデルの導出

け，非線形項は発達せず線形項が支配的となる。船体モデルは次数が小さくて，変数が少ないものが適切である。よって，船体モデルは図 1.7 に示すように，船体運動方程式を応答モデルに変換し，低次元化したコンパクトなものを用いる。応答モデルは yaw 軸周りの角速度運動モデルと，sway 方向の速度運動モデルになる。surge 方向のものはその速度を制御しないので利用しない。本パイロットは surge 速度に受動的に従う。したがって，応答モデルの利用は実適用を目指す上で，第一歩となる。

(2) 適応機能をもたせるには

オートパイロットは運航状態や海象状態に適応した制御システムによって操船される。制御システムは制御対象に基づいて設定する。制御対象は船体モデルと外乱モデルからなる。

適応機能はそれらのモデルのパラメータを同定し，制御システムのノミナル値を更新するものである。その結果，制御システムは対象船が置かれている状況にカスタマイズされる。

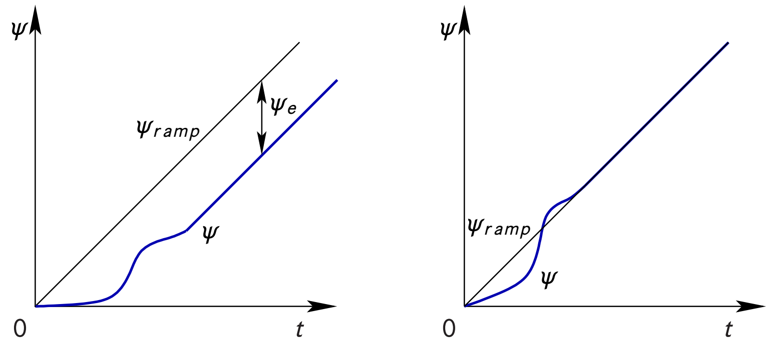
船体モデルのパラメータをジグザグ航行のような特別な操舵（たとえば Z 試験）から求めることは適切ではない。そのような操舵は通常の運航において利用されず，それによる同定値は通常変針による値と異なる可能性がある。したがって，船体パラメータは通常の手動操船や自動変針から同定できることが必要である。同定計算は制御対象からの出力と同定モデルからの出力との誤差を最小にすることで，パラメータを求める。

船体パラメータと波浪パラメータの同定計算はオンライン（実時間）処理ではなく，オフライン（バッチ）処理で分離独立して実行する。実時間処理の 1 例として，モデル規範型適応システム（Model Reference Adaptive System，MRAS）[11, 12] がある。MRAS はリアプノフ安定手法に基づく方式で，同定誤差が最小に収斂するまで変針を繰り返す必要があり，その回数は定量的に決められない。一方，バッチ処理は実時間での収斂制約がなく，計算過程で検出信号の時系列データを繰り返し利用して収束するまで行なえる。

同定値は少なからず誤差をもつため，その更新値は同定誤差を低減して（ロバスト性を向上して）制御システムのノミナル値に置換する。よって，適応機能は次のようになる。

船体モデルのパラメータ

1. 同定値は，旋回状態の時系列データ（対水船速，船首方位，船体位置と命令舵角）を用いて，多変数関数の最小化問題に帰着させて推定する。
2. 更新値は，同定値と船速のデータ組から最小二乗法によって，船速に対応した値を推



(a) 1 形サーボ系　　(b) 2 形サーボ系

図 1.8　閉ループ系のランプ応答 [24]

定する。

波浪モデルのパラメータ

1. 同定値は，保針状態の時系列データ（方位）をスペクトル変換した周波数波形に基づいて，推定する。
2. 更新値は，同定値から移動平均によって，ランダム成分を平滑した値を推定する。

(3)　制御性能を満たすには

制御システムは舵を制御して，方位制御（HC）と航路制御（TC）を行なう。

- HC は設定方位に船首方位を保持させ，設定方位に変針量を合せた方位に船首方位を変針（旋回）させる。
- TC は計画航路に基づいた直線航路と曲線航路において，直線航路に船体位置を保持させ，曲線航路に船位を旋回させる。

両者とも保持と旋回の機能をもち，それらの仕様を満たす制御性能をもたなければならない。

旋回時は船体運動が大きいため，誤差が顕著になる。HC のランプ応答を図 1.8 に示す。同図は閉ループ系にランプ入力を与えた場合である。ランプ入力による変針は，角速度一定や半径一定の旋回を実現する。同図から，閉ループ系は追従応答性を改善するため，2 形サーボ系の性能が必要になる。だが，2 形サーボ系は次の課題をもつ。

- 変針の開始と終端で常に過渡誤差が生じる。
- 積分器の追加により，閉ループ系の安定度は低下する。

上記課題を解決する方策を説明する。

制御システムは制御仕様に基づいて設計する。制御仕様はレギュレータ問題とサーボ問題から規定する。

- レギュレータ問題は閉ループ安定性と外乱除去性を扱う。
- サーボ問題は追従応答性（追従性）を扱う。

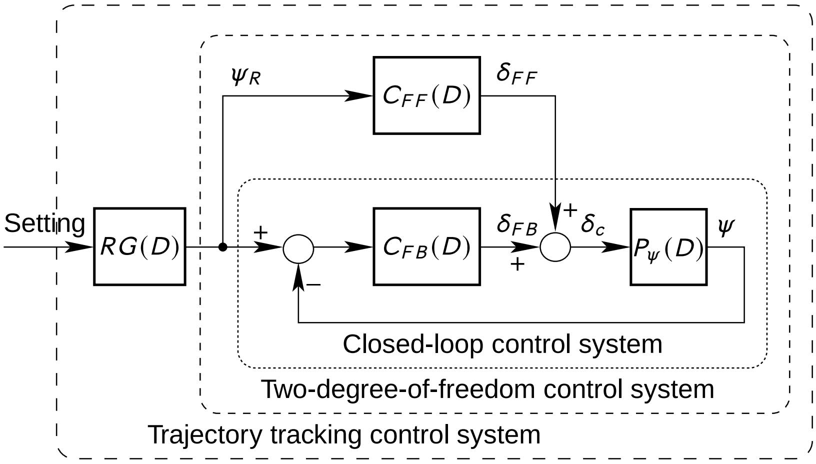


図 1.9　方位制御システムの構成要素

レギュレータ問題とサーボ問題は制御要素が 1 つの場合，トレードオフの関係をもつ。その関係は一方の性能を優先すれば，他方が劣化するものである。

そこで，本制御システムは方位制御の場合で，図 1.9 に示すように複数の制御要素によって制御仕様を満足させる。同図で，D [25] は時間に関する微分操作で，

$$D^n = \frac{d^n}{dt^n} \qquad n = 1,\ 2,\ 3,\ \ldots \tag{1.1}$$

である。

その要素と作用は，次のようになる。

1. レギュレータ問題はフィードバック制御 $C_{FB}(D)$ によって閉ループ制御系を構成し，フィードバック舵角 δ_{FB} によって解決する。$C_{FB}(D)$ は線形の状態推定器と状態フィードバックからなる。本設計は制御対象にパラメータ不確かさを陽に含めて，閉ループ特性根の代表根が仕様を満たすように極配置するものである。
2. サーボ問題はフィードフォワード制御 $C_{FF}(D)$ によって 2 自由度制御系を構成し，フィードフォワード舵角 δ_{FF} によって解決する。$C_{FF}(D)$ は方位船体モデル $P_\psi(D)$ の逆特性からなる。このとき，

$$\psi = P_\psi(D)\delta_{FF} = P_\psi(D)C_{FF}(D)\psi_R = \psi_R \tag{1.2}$$

になる。ここで，ψ は船首方位，ψ_R は参照方位，$C_{FF}(D) = P_\psi(D)^{-1}$ である。上式から，船首方位は参照方位に一致して追従する。
3. ψ_R は参照生成 $RG(D)$ によって旋回条件 Setting を満足するように生成する。旋回条件には変針量，角速度，舵角と舵速度の各設定値が含まれる。舵角と舵速度の設定値は δ_{FF} が操舵機の入力振幅制限以下にするためのものである。$\psi = \psi_R$ を実現する軌道追従制御が命令舵角 $\delta_c = \delta_{FF} + \delta_{FB}$ によって構築できる。

したがって，制御システムにおいて，本設計手法は制御仕様を満足するため，レギュレータ問題を閉ループ制御，サーボ問題を開ループ制御によってそれぞれ分離独立して実施する。

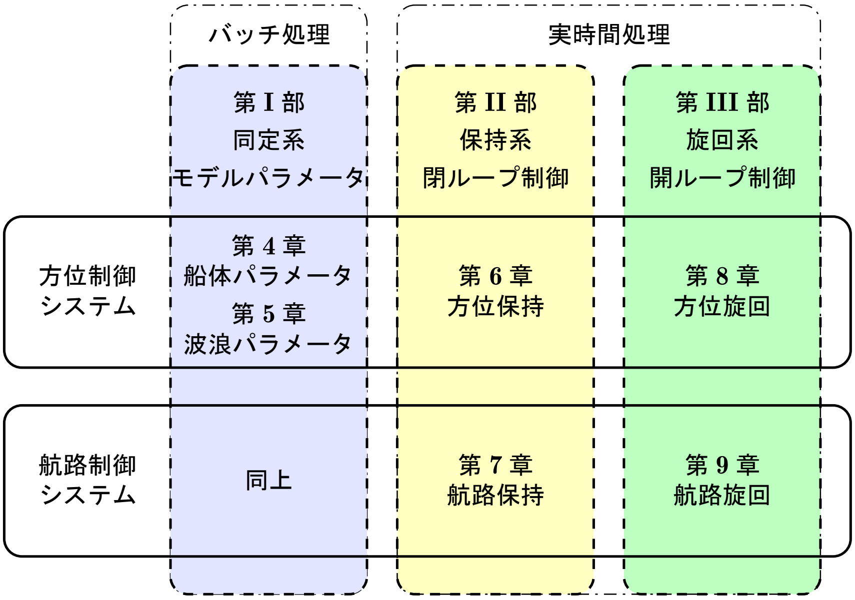


図 1.10 第 I 部 〜 第 III 部の論文構成

1.4 本論文構成

1.4.1 構成関係

本論文の構成を説明する。本論文において，関連する複数の章からなる項目を 4 つの部でくくる。そのうちで，第 I 部 〜 第 III 部は，図 1.10 に示すような関係をもつ。

第 I 部 同定系 制御対象モデルのパラメータ同定に関するくくりで，適応機能を実現する。第 4 章では船体モデルのパラメータを，第 5 章では波浪モデルのパラメータを，それぞれ同定する手法を提案し，バッチ処理（オフライン処理）によって実施する。提案法は，同定値計算と更新値計算の要素から説明する。

第 II 部 保持系 閉ループ制御に関するくくりで，制御性能のレギュレータ問題をロバスト制御によって解決する。第 6 章では方位保持を，第 7 章では航路保持を，それぞれ制御する手法を提案し，実時間処理（オンライン処理）によって実施する。提案法は，レギュレータ問題の閉ループ安定性と外乱除去性を制御仕様に合わせるため，制御ゲイン設定方法や外乱修正方式から説明する。

第 III 部 旋回系 開ループ制御に関するくくりで，制御性能のサーボ問題を軌道追従方式によって解決する。第 8 章では方位旋回を，第 9 章では航路旋回を，それぞれ制御する手法を提案し，実時間処理によって実施する。提案法は，サーボ問題の追従応答性を制御仕様に合わせるため，第 8 章では参照方位による軌道計画の設定方法を，第 9 章では参照方位を用いた航路誤差の発生防止方策をそれぞれ説明する。

第 IV 部 応用例　本設計手法の応用に関するくくりで，本有効性を具体的な設計事例を通じて検証する。第 10 章ではウォータジェット推進船の不感帯補償を，第 11 章では風力推進船における制御システムの評価を，および第 12 章では大圏航路用制御システムの評価をそれぞれ説明する。

1.4.2　各章内容

各章の内容を説明する。

- 第 1 章 緒言
  本論文の目的，技術背景，設計の目的，方針と方策，および本文構成について説明する。本論文の目的では，達成目標を明らかにし具体的な手順を定める。技術背景では，船舶用オートパイロットを物流基盤，船体制御と技術変遷から解説する。設計の目的，方針と方策では，本設計手法を概説する。
- 第 2 章 本設計手法の特徴
  本設計手法の特徴を制御技術の見地から，現行技術と比較することで明らかにする。現行技術を適用した場合の問題点・課題を指摘して，その解決策である本設計手法の特徴を目的，方針と方策から説明する。方策において，設計仕様を実現するため，構成要素とその制御技術を提案する。構成要素は実適用性のために制御対象を，適応機能のために同定系を，制御性能のために保持系と旋回系をそれぞれ対応させ，解決方法を明らかにする。保持系はレギュレータ問題を，旋回系はサーボ問題をそれぞれ扱う。
- 第 3 章 制御対象
  本論文で利用する制御対象を定める。制御対象は船体モデル，外乱モデルと操舵機モデルからなる。船体モデルは yaw 周りと sway 方向のものを定める。外乱モデルは波浪成分，潮流成分と舵角オフセット成分からなる。操舵機モデルは入力振幅制限からなる。またシミュレーションで利用する船体パラメータも掲示する。
- 第 4 章 船体モデルのパラメータ同定
  同定値計算では yaw 周りと sway 方向の船体モデルのパラメータを旋回運動の時系列データから同定する手法を，更新値計算では同定値から船速に対応する更新値を推定する手法をそれぞれ提案し，それらの有効性を確認する。
- 第 5 章 波浪モデルのパラメータ同定
  同定値計算では波浪モデルのパラメータを保持状態の時系列データから同定する手法を，更新値計算では同定値を平均化する手法をそれぞれ提案し，それらの有効性を確認する。
- 第 6 章 方位保持システム
  方位保持システムをロバスト制御のレギュレータ問題として設計する。モデル化誤差

やパラメータ誤差をもつ制御対象との閉ループ安定性が明瞭に設計できる手法を提案する。本提案手法は閉ループ安定性を決定する要因が推定器の固有周波数であることに着目したものである。

- 第 7 章 航路保持システム
  航路保持システムでは方位保持システムに基づいて，閉ループ安定性と外乱除去性を確保する設計手法を提案する。閉ループ安定性では，航路ゲインや推定ゲインなどの解法と設計パラメータの妥当性を明らかにする。外乱除去性では，潮流成分による航路誤差を閉ループ解析から求めて，潮流誤差を修正する方法を明らかにする。
- 第 8 章 方位旋回システム
  旋回角速度一定や旋回半径一定などを実現するため，次の項目を提案する。
  - 2 自由度制御系を採用する。フィードフォワード制御は船体モデルの逆特性を用いて，遅れのない変針を実現する。フィードバック制御は第 6 章を利用する。
  - 船首方位を参照方位に追従させる。参照方位は軌道計画によって生成する。
  - 軌道計画に参照方位の初期値を用いて，連続的な変針軌道を生成する。
  - 軌道計画に操舵機の入力振幅特性を考慮して，その飽和対策を行なう。
- 第 9 章 航路旋回システム
  計画された半径一定の航路旋回を実現するため，航路誤差の発生を抑制する。その方策は方位旋回システムに基づいて，次の項目を提案する。
  - 旋回角速度の修正では半径一定を満たすべく，対地速度変化に対応する。
  - 航路誤差の修正では斜航角によって，潮流成分による横流れ速度を相殺する。
  - リーチ量の修正では，変針開始位置を円弧開始点からリーチ量だけ手前に移動する。リーチ量は事前に数値計算によって求める。
- 第 10 章 ウォータジェット推進船の不感帯補償
  推進機のノズルの不感帯を補償して，オートパイロットが適切に利用できる手法を提案する。ノズルは開度範囲の中央付近に不感帯をもつ。不感帯を補償するハの字の方策を提案する。本提案法は不感帯相当のノズル角を求め，それをバイアスとしてノズル角に与えるものである。内容は制御対象のモデル化，不感帯補償の解析と不感帯パラメータの同定からなる。
- 第 11 章 風力推進船における制御システムの評価
  風力推進による船体運動と制御システムの相互関係を評価する。制御システムは方位制御と航路制御になる。次の項目を検討する。
  - 翼帆の発生する力が船体運動に与える影響を調べ，変動成分になることを示す。
  - 制御システムの違いが変動成分の抑制に与える影響を示す。
  - 評価した内容をシミュレーションによって検証し，その妥当性を確認する。
- 第 12 章 大圏航路用制御システムの評価
  大圏航路用制御システムを評価する。大圏航路は 2 点間を最短距離で結び，設定方位

が変化する。大圏航路の方位変化が時間当たり 1 度以下であることに着目して，その航路を目標軌道に設定し，それに船位を追跡させる制御システムを提案する。本提案法は大圏航路に関する測地計算と航路保持システムを組み合わせることで実現できる。内容は大圏航路の特性，航路制御の角速度追従性能と潮流補償の評価からなる。

- 第 13 章 結言
  本論文を総括するものである。本論文がその目的を達成するために検討した項目を説明する。その項目には，本論文の目的と成果，技術的貢献，および限界，今後の課題と将来の方針などを含む。

第 2 章

本設計手法の特徴

2.1　緒言

本章では，本設計手法の特徴を現行技術と比較して明確にする。

前章では本設計手法を概説している。本章では主に制御技術の見地をとおして，現行技術を適用した場合の問題点・課題を指摘して，その解決策である本設計手法の特徴を目的，方針と方策から説明する。

目的　船舶用オートパイロットを設計仕様（実適用性，適応機能および制御性能）に適合できるような制御システムの設計手法を開発する。

方針　船舶用オートパイロットは初めに方位制御システムを設計し，次にそれに基づいて航路制御システムを設計する。

方策　設計仕様を実現するため，構成要素とその制御技術を提案する。構成要素は実適用性のために制御対象を，適応機能のために同定系を，制御性能のために保持系と旋回系をそれぞれ対応させ，解決方法を明らかにする。

- **実適用性**　制御対象では，本質的，線形，最小なモデルを利用する。
- **適応機能**　制御対象のノミナル値を操船環境に合わせて適宜更新できるようにする。
- **制御性能**　制御システムに 2 自由度制御系（Two-degree-of-freedom Control Sytem）を採用することで，制御性能であるレギュレータ問題とサーボ問題を独立して対応できる。
  - **レギュレータ問題**　ロバストな閉ループ安定性と外乱除去性を閉ループ制御（フィードバック制御）が担う。制御対象のノミナル値にはパラメータ不確かさが含まれる。
  - **サーボ問題**　参照軌道型の追従応答性を開ループ制御（フィードフォワード制御）が担う。参照軌道には参照信号生成のための軌道計画の立案が含まれる。参照信号の利用は船体特性と誤差評価を考慮できる利点がある。

本設計手法において，船体モデルのパラメータ関係を説明する。保持系はそのノミナル値

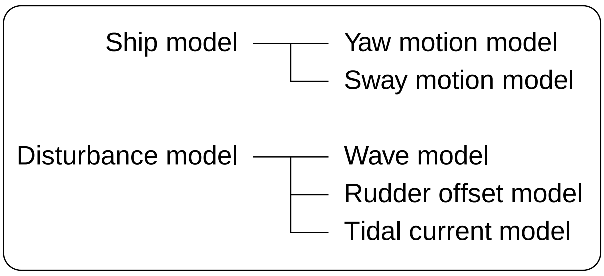


図 2.1 本制御対象のモデル構成

にパラメータ不確かさを考慮し，旋回系はそれを考慮しないという相反する依存関係をもつ。旋回応答で発生した誤差はその不確かさに起因するとする。同定系は船体パラメータを適切に推定することでその不確かさを低減する。したがって，本設計手法は制御対象モデルとそのパラメータに基づき，同定系，保持系と旋回系が三位一体となることで，初めて機能する特徴を有する。

また，本設計手法の活用法や有効性を具体的に示すため，3 つの応用例を説明する。

2.2 設計手法の概要

本節では，本設計手法を構成する要素を概要する。要素は制御対象，同定系，保持系，旋回系と応用例からなる。

2.2.1 制御対象

本論文では，制御システムは制御対象に基づくモデルベース設計（Model Based Design, MBD）を採用している。MBD の利点は船舶が違っても船体モデルのパラメータを与えれば，同一の制御システムで対応できることである。よって，制御対象の枠組みを定めることは設計の第一歩になる。

本制御システムはオートパイロットに実装して適用することを前提としている。その実現のためには，制御対象である物理モデルは本質的なものでなければならない。本質的なものとは基本的な物理現象を端的に表現したもので，運動方程式から導出された線形式や物理現象をモデル化した帯域フィルタを指す。モデルの精度は高次項を含ませたり，付加的（非線形項）な要素を追加すれば，向上できる場合がある。だが，それをモデルとして採用するには，そのパラメータは既知である必要がある。未知ならば，設計に反映できない。パラメータが一つ追加されても，それを同定する方法や制御系設計にとっては大きな変更・負荷になる。だから，制御対象は必要最小限のモデルを採用することが適切な判断となる。

制御対象は図 2.1 に示すように，有次元パラメータによる船体モデルと外乱モデルになる。前者は yaw 運動モデルと sway 運動モデルから，後者は波浪モデル，舵角オフセットモデルと潮流モデルからなる。

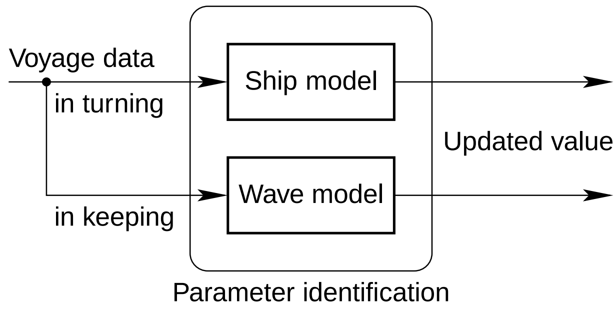


図 2.2　本同定系の構成

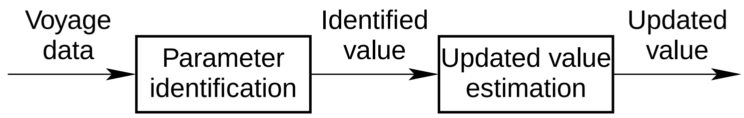


図 2.3　本同定計算の流れ

2.2.2　同定系

本節では，制御対象のパラメータ同定の手法を概説する。同定手法は，制御システムに適応機能を与えるものである。制御システムはそのパラメータによって，設定値や制御ゲインを求めて動作できる。

制御対象のモデルが定まると，そのパラメータを設定する必要がある。パラメータは本船の船体特性，運航状態（船速，積載・喫水，トリム）や海象環境（風浪，波浪と潮海流）などの影響を受ける。操船者の影響は無視する。パラメータはそれらの影響によって変化・変動するため，そのときの操船状態から同定する必要がある。操船状態とは Z 試験のようなジグザグ操船ではなく，通常操船による保針（保持）と変針（旋回）の状態を指す。そのパラメータ同定から，制御システムは運航状態や海象環境に対応する適応機能を獲得することができる。なお，船体特性は海象環境に影響されないとする。

制御対象において，船体モデルと外乱成分の波浪モデルはパラメータを用いている。よって，本同定手法は次の特徴をもつ。

- 同定系の構成では図 2.2 に示すように，船体パラメータと波浪パラメータを推定する。前者は旋回時（変針時）に，後者は保持時（保針時）に動作する。
- 両者の同定計算の流れでは図 2.3 に示すように，バッチ処理（オフライン処理）で同定計算と更新計算を実施する。航海データから同定値を求め，同定値から更新値を求める。更新値は制御システムのパラメータに置き換わる。
- 同定値は図 2.4 に示すように，実波形にモデル波形を一致させて求める。
- 更新値は同定値に含まれる変動成分や誤差成分を除去させて求める。

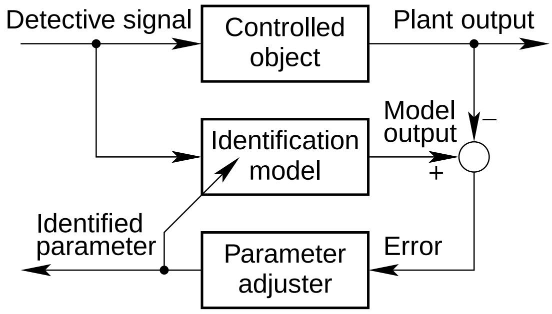


図 2.4　パラメータ同定の基本ブロック図

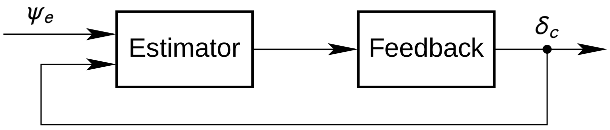


図 2.5　保持系の構成，方位保持の場合

2.2.3　保持系

保持系では方位保持と航路保持のレギュレータ問題を扱う。レギュレータ問題は制御仕様を満足するフィードバック制御システムを設計することである。ここで，

- 方位保持では方位誤差をゼロに収斂させ，船体モデルのパラメータ不確かさを許容する。
- 航路保持では航路誤差をゼロに収斂させ，方位保持に航路誤差制御を加えたものになる。
- 制御仕様では閉ループ安定性能と外乱除去性能を定める。
- フィードバック制御システムは図 2.5 に示すように状態推定器と状態フィードバックからなる。同図で，ψ_e は方位誤差，δ_c は命令舵角である。
- 設計手法では閉ループ系を低次元化して，解析的かつ統合的方法を採用する。

2.2.4　旋回系

旋回系では方位旋回と航路旋回のサーボ問題を扱う。サーボ問題は 2 自由度制御系の採用によってレギュレータ問題とのトレードオフから分離して，制御仕様を満足する軌道追従方式を設計することである。本方式は旋回時，船首方位が参照方位に一致して追従することに基づいている。旋回系で発生した誤差は保持系がゼロに収斂させ，同定系がパラメータを推定し更新させる。ここで，

- 方位旋回（変針）では図 2.6 に示すように参照発生器とフィードフォワード制御器か

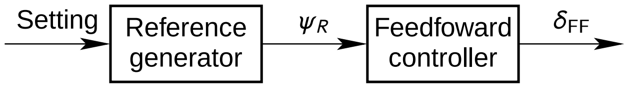


図 2.6　旋回系の構成，方位旋回の場合

らなる。同図で，ψ_R は参照方位，δ_{FF} はフィードフォワード舵角，Setting は旋回条件（変針条件，操舵機制限，初期方位，船体パラメータなど）である。

- ψ_R と δ_{FF} は旋回条件を満足するように，軌道計画によって生成される。
- 航路旋回（曲線航路）では方位旋回に誤差修正を追加する。誤差修正では横流れ速度と潮流速度に起因する船位移動量（リーチ量）と対地速度成分を用いて補償する。
- 変針開始位置は旋回開始位置からリーチ量だけ手前に設定する。
- 対地速度成分から斜航角と半径一定旋回の角速度を求めて修正する。

2.2.5　応用例

本設計手法を応用した 3 例について紹介する。

- 第 1 例は，ウォータジェット推進船の不感帯補償である。不感帯特性をモデル化しそのパラメータを同定して，ウォータジェット機のノズル角に不感帯幅の同定値をバイアスすることで補償する。
- 第 2 例は，風力推進船における制御システムの評価である。対象船は硬翼帆によって風力から揚力と抗力を得て，船体に作用する力とモーメントに変換する。それらが方位制御と航路制御に与える影響を評価する。
- 第 3 例は，大圏航路用制御システムの評価である。大圏航路は 2 点間を最短距離で結び，起程針路が変化する。その実適用のため，大圏航路の特性，航路制御の角速度追従性能と潮流補償性能を評価する。

2.3　制御対象

2.3.1　船体モデル

線形の船体運動方程式から応答モデルを導出すると

$$\begin{bmatrix} V(s) \\ R(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \widetilde{P}_v(s) \\ \widetilde{P}_r(s) \end{bmatrix} \Delta(s) \tag{2.1}$$

になる。ここで，s はラプラス演算子，$V(s)$ は横流れ速度，$R(s)$ は旋回角速度，$\Delta(s)$ は舵角，$\widetilde{P}(s)$ は船体運動の伝達関数，添字 $_v$ は横方向（sway 船体モデル），$_r$ は方位周り（yaw

船体モデル）で，

$$\begin{bmatrix} \widetilde{P}_v(s) \\ \widetilde{P}_r(s) \end{bmatrix} = \frac{1}{\left(\widetilde{T}_1 s + 1\right)\left(\widetilde{T}_2 s + 1\right)} \begin{bmatrix} \widetilde{K}_v \left(\widetilde{T}_{v3} s + 1\right) \\ \widetilde{K}_r \left(\widetilde{T}_{r3} s + 1\right) \end{bmatrix} \tag{2.2}$$

$\widetilde{K}_v$ は横流れゲイン，$\widetilde{K}_r$ は旋回力ゲイン，$\widetilde{T}_1$，$\widetilde{T}_2$，$\widetilde{T}_{v3}$，$\widetilde{T}_{r3}$ はそれぞれ時定数である。

上記時定数は文献 [26] より，次式の関係をもつ。

$$\begin{cases} |\widetilde{T}_1| > \widetilde{T}_{r3} > \widetilde{T}_2 > 0 \\ \widetilde{T}_{v3} \approx 0.3\widetilde{T}_{r3} > \widetilde{T}_2 > 0 \end{cases} \tag{2.3}$$

ここで，$\widetilde{T}_2$ は最小の正になる。

式（2.2）は 2 次式なので，実際には利用しない*1。オートパイロットは理論的 [2] に，PD 制御（P は比例，D は微分）で安定化できる。よって，船体運動モデルは 1 次モデルで設定する。だが，そのためモデル化誤差が生じる。

(1)　野本の 1 次モデル

方位運動の場合を説明する。式（2.2）の 2 次モデルは脚注*2から

$$\frac{\widetilde{K}_r \left(\widetilde{T}_{r3} s + 1\right)}{\left(\widetilde{T}_1 s + 1\right)\left(\widetilde{T}_2 s + 1\right)} \approx \frac{\widetilde{K}_r}{1 + \widetilde{T} s} \tag{2.6}$$

に近似できる。上式の右辺が野本の 1 次モデルとよばれる。ここで，

$$\widetilde{T} = \widetilde{T}_1 + \widetilde{T}_2 - \widetilde{T}_3 \tag{2.7}$$

である。ただし，2 次モデルのパラメータは通常未知である。

保持状態の操舵周波数は直流成分より高くなるので，$\widetilde{T}$ は大きめになる（誤差をもつ）。

(2)　提案の 1 次モデル

$\widetilde{T}_2$ による周波数は方位の操舵周波数より充分に高いため，直ぐに減衰する。式（2.2）において，$\left(\widetilde{T}_2 s + 1\right)$ 項を省略したものを運動モデルに設定すると，

$$\begin{bmatrix} P_v(s) \\ P_r(s) \end{bmatrix} = \frac{1}{T_r s + 1} \begin{bmatrix} K_v \\ K_r \left(T_{r3} s + 1\right) \end{bmatrix} \tag{2.8}$$

---

*1 利用するには旋回角速度の微分値が必要である。その信号生成には外乱成分の感度が増大するので，難しい。

*2 s が極めて小さい（その周波数は直流成分に近い）とすれば，

$$\frac{T_3 s + 1}{(T_1 s + 1)(T_2 s + 1)} \approx 1 - (T_1 + T_2 - T_3)\, s + \left[(T_1 + T_2)^2 - T_1 T_2 - (T_1 + T_2)\, T_3\right] s^2 \tag{2.4}$$

$$\frac{1}{1 + Ts} \approx 1 - Ts + (Ts)^2 \tag{2.5}$$

に Taylor 展開できる。よって，2 次式と 1 次式は上式で関係づけられる。

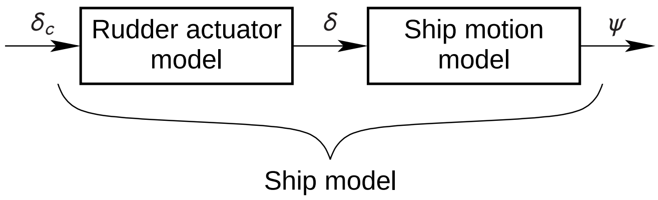


図 2.7　提案する船体モデル，方位モデルの場合

になる。ここで，$T_{v3}=0$, $T_{r3}\neq 0$ は式（2.3）を考慮する。

パラメータ K_v, K_r, T_r, T_{r3} は式（2.2）から派生したものではなく，パラメータ同定によって推定する。ただし，次式の関係をもつとする。

$$T_r \propto \widetilde{T}_1, \quad \frac{K_r}{T_r} \propto \frac{\widetilde{K}_r}{\widetilde{T}_1}, \quad \frac{T_{r3}}{T_r} \propto \frac{\widetilde{T}_{r3}}{\widetilde{T}_1}, \quad \frac{K_v}{K_r} \propto \frac{\widetilde{K}_v}{\widetilde{K}_r} \tag{2.9}$$

(3)　提案の船体モデル

船体モデルは図 2.7 に示すように，操舵機モデルと船体運動モデルを合わせたものを提案する。その入力は命令舵角（指令舵角）δ_c になり，出力は方位 ψ になる。よって，船体モデルは操舵機モデルに含まれる舵機時定数，舵角制限や舵速度制限を陽に考慮できる特徴をもつ。

2.3.2　外乱モデル

外乱モデルは，舵角オフセット，波浪成分および潮流成分とする。風力成分は考慮しない。

波浪成分は，白色ノイズが入力した狭帯域フィルタの出力を方位換算したもの [18] である。波浪成分のモデル化によって，検出方位信号に含まれる波浪成分が分離でき，命令舵角に含まれる波浪成分を効果的に除去できる。だが，波浪モデルは 2 つのパラメータを必要とする。1 つは中心周波数で，もう 1 つは減衰係数である。減衰係数が小さいほどサイン波形に近づき，0.5 以上になるとほぼ白色ノイズ状になる。

風力成分は，外乱モデルに含めない。風力を変動風と一様風に別ける。変動風は突風（Gust）を含めて短時間で収まるとすれば，船体運動に影響を与えにくい。ただし，荒天時を除く。一方一様風は影響を与え，船体位置を移動させ，船首方位を回転させる。それぞれの影響は見かけ上，潮流成分と舵角オフセット成分に等価なものとなる。

風力の作用を見積もりには，風向風速計を船体に設置し，その上部構造物から発生する力とモーメントの特性を把握する必要がある [23]。だが多種多様な船舶に対応する上で，その特性把握は必ずしも必要ないと判断する。その定常作用は，潮流成分と舵角オフセット成分に反映されるからである。

表 2.1　同定器の設置位置

位置	計算処理	同定器	閉ループ安定性	難易度
A	オンライン	推定器と合体	関係	極めて難
B	↑	同定器単体	無関係	難
C	オフライン	↑	↑	基準

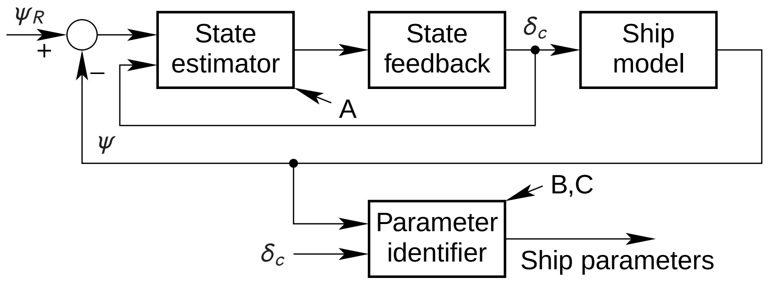


図 2.8　同定器の設置位置

2.4　同定系

2.4.1　船体パラメータ同定

(1)　同定算法

提案手法を現行技術 [11, 27, 28] と比べて説明する。現行技術は図 2.4 と同じ構成方法をもち，プラント出力にモデル出力を一致させるようにモデルのパラメータを調整する。

1. 同定モデルは船体モデルが非線形ならばヤコビアンで線形近似し，状態推定部とパラメータ同定部に分離する。
2. パラメータ調整器の適応則が文献ごとに異なる。文献 [11] はリアプノフ関数の安定論から決定する。同 [27] は可変ベクトルから設定する。同 [28] はカルマンフィルタ算法を用いる。

現行技術を表 2.1 と図 2.8 とに適用した場合，次のようになる。

位置 A　パラメータを同定し，かつ閉ループを安定化するため，閉ループ制御系まで設計範囲が広がる。

位置 B　パラメータの初期値や外乱成分の影響を考慮して，実時間内で計算を収斂させる必要がある。

位置 C　位置 B の課題は計算の繰り返しで解決できるが，パラメータの制約条件下での解法になる。

上記 2. と位置 C の場合において，現行技術によって実適用に耐えうる適応則を設計することは，依然として厄介な課題である。制御理論による同定法のアプローチは図 2.4 での調整ループの安定性，誤差の収束性などを時間領域で扱う。さらに，モデル化誤差，入力信号に含まれるノイズ成分，パラメータ領域の制約などを考慮すれば，一層扱いにくくなる。

搭載される演算プロセッサーとオペレーティングシステムは，高速な数値計算処理やマルチタスク処理が実行できる環境を提供してくれる。そこで，本同定手法は制御的方法ではなく，数理的（数値解析）方法を採用する。数理的方法は制御的方法に比べ，演算量が増大する半面，そのアルゴリズムは汎用化され扱いやすい。

上記課題を解決するため，多変数関数の最小化問題に帰着させる方法を提案する。多変数関数は同定モデルの状態変数に，最小化は評価量（同定誤差の二乗）になる。よって，本同定手法は次のようになる。

- 船体パラメータの同定値に対する評価量の極小値（Local Minimum）[29, 30] は状態変数の勾配ベクトルがゼロになるようにヘッシアン（Hessian）を用いて求める。
- 針路安定船・不安定船のパラメータ制約はラグランジュの未定乗数法 [30] で状態変数に組み込む。
- 安定船と不安定船ごとに複数の初期値に対する評価量の極小値から最小値（Global Minimum）とその同定値が求まり，本船特性が安定船か不安定船かの判別が確定できる。

制約ありの極小値を求める算法は逐次二次計画法（Sequential Quadratic Programming, SQP）[31] を利用する。

(2)　更新算法

更新算法は同定値から更新値を，更新関数とよぶ 1 次関数によって推定する。更新関数は船速に対する船体パラメータを特性づけるものである。

同定値には，次のような性質をもつ。

1. 変動成分をもつ。旋回条件に連動して船体運動の旋回応答が変化すると，同定値は変動する。例えば方位変針が 10 度と 20 度の場合で他の条件が同じでも，同定値に違いが生じる。
2. 船速に依存する傾向をもつ。応答モデルによる船体パラメータは陽に速度を含んでいない。だが，そのパラメータは船速と比例関係をもつ。

更新関数は同定値の性質を考慮して，速度に関する更新値を最小二乗法（Least Squares Method）を用いて算出する。更新関数の導入によって，本船特性の把握や異常同定値の除去などが可能になる。

2.4.2　波浪パラメータ同定

波浪モデルのパラメータを検出方位から同定する手法を説明する。

検出方位は方位成分と波浪成分からなる。ここで，ランダム成分は無視する。波浪成分は外乱項で，制御システムを通じて指令舵角に混入し，無効舵を発生させる。

その対策のため，制御システムにおいて検出方位を推定方位と推定波浪に分離し，推定方位から指令舵角を求める必要がある。したがって，推定波浪を求めるために，波浪モデルのパラメータである中心周波数 ω_w と減衰係数 ζ_w が必要になる。ζ_w は小さい値 0.1 では波浪成分が sin 状に顕在し，大きくなるに従ってランダム状に変わる。また，ω_w，ζ_w は独立ではなく依存関係をもつ。凪（calm sea）のとき ω_w は高く ζ_w は大きくなり，荒天（storm）のとき ω_w は低く ζ_w は小さくなる傾向をもつ。したがって，$\zeta_w = 0.1$ 前後のとき外乱除去効果が期待できる。

波浪パラメータを求める方法 [6] はリアルタイム処理でカルマンフィルタを用いて ω_w を推定するが，ζ_w を固定値 0.1 としている。制御システムの推定ゲインの大きさは ζ_w に反比例する。真の減衰係数 $\zeta_w = 0.5$ だったら，固定値のままであるとノイズ成分を増幅して外乱除去性を低下させることになる。よって，ω_w，ζ_w は双方とも同定しなければならない。

(1)　同定算法

波浪パラメータ ω_w，ζ_w をオフラインで同定する手法を提案する。同定手法は図 2.4 を参照して説明すると，つぎのようになる。

1. 検出方位の時系列データを周波数データ（検出信号）とスペクトル波形（プラント出力）に変換する。実波浪成分のスペクトル波形は山型形状になる。
2. 波浪モデルのスペクトル波形（モデル出力）を生成する。モデル出力は周波数データから波浪成分の周波数帯域に対して波浪パラメータを与えて求める。
3. 波浪パラメータの中心周波数 ω_w はプラント出力を用いて求め，減衰係数 ζ_w は同定誤差（Error）を最小化にする値から求める。

(2)　更新算法

検出方位の時系列データは有限の時間区間になるため，周波数データに対するスペクトル波形は滑らかではなく櫛の歯状になる。その結果，同定した波浪パラメータ ω_w，ζ_w は誤差をもつ。そこで，誤差の影響を低減するため，更新値は同定値の時系列データから移動平均処理をする。

2.5　保持系

保持系では方位保持システムと航路保持システムからなる。本提案法はそれぞれのフィードバック制御システムを解析的に設計することで，閉ループ安定性と外乱除去性の制御仕様を満足する。本設計手法は最適制御の利用に比べて試行錯誤が少なく，着実に完結できる利点をもつ。

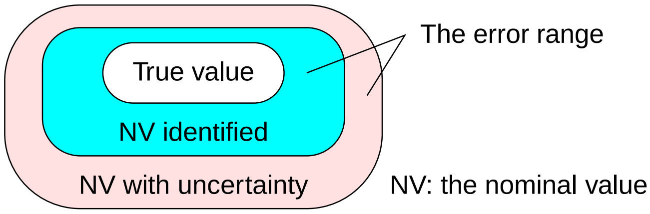


図 2.9　方位船体モデルのパラメータ不確かさの範囲

2.5.1　方位保持システム

(1)　閉ループ安定性

閉ループ安定性の確保は制御対象の方位船体モデルを用いて設計する。そのパラメータのノミナル値は船体パラメータ同定からの更新値で，同定誤差をもつので，

$$（更新値）=（真値）+（同定誤差）\tag{2.10}$$

になる。一方，ノミナル値はパラメータ不確かさを定めれば，

$$（ノミナル値）=（真値）+（パラメータ不確かさ）\tag{2.11}$$

になる。したがって，パラメータ不確かさを

$$（パラメータ不確かさ）>（同定誤差）\tag{2.12}$$

にすると，ロバスト制御は上式の範囲を定めて設計することと等価になる。

パラメータ不確かさの特性を仮定する。

仮定 a　パラメータ不確かさは制御仕様で，モデル化誤差やパラメータ誤差に相当する。

仮定 b　パラメータ不確かさの範囲は図 2.9 に示すように同定誤差の範囲を包含する。同定誤差は船体パラメータ同定の最悪値とする。

よって，本設計手法はパラメータ不確かさをもつ方位船体モデルとフィードバック制御システムによる閉ループ制御系のロバスト安定化問題に帰着させる。

ロバスト制御において，2 次安定化 [32] はパラメータ不確かさの条件下で，評価量を最小にする 2 つのリカッチ方程式の解によってフィードバック制御器を求める。リカッチ方程式は最適制御の解法で利用され，重み関数を与えて解く。フィードバック制御器は図 2.5 に示す推定器とフィードバックが一体化している。

しかしながら，最適制御による解法は重み関数を試行錯誤して決定する。重み関数の特性は船体パラメータや波浪パラメータとの関係，閉ループ安定性との関係を時間応答，周波数応答などから確認する必要がある。本場合では制御対象のパラメータが変化・変動し，閉ループ安定性を特性根の代表根（固有周波数，減衰係数）から評価しなくてはならない。仕様として代表根の採用は重み関数による評価量に比べ，直観的に応答性能のイメージが得や

すいからである。よって，最適制御によるアプローチは系の安定性を大局的に扱うため，パラメータ不確かさと代表根の関係を重視するような設計仕様には向いていない。

ところで，船体制御に関して，次の事実がある。

事実 a　船体制御は受動的である。船体質量に比べてアクチェーター（駆動機）が非力なため，積極的な制御が取りづらく比例ゲインは小さな固定値（1 ～ 2）になる。

事実 b　方位船体モデルの次数は命令舵角から船首方位までで 2 次になる。

そこで，本設計手法は上記事実を踏まえて，次の手段 a，b による解析と手段 c による統合によってロバスト安定化問題を解決する。

手段 a　状態フィードバックの微分ゲインを求める。推定器がなしとすれば閉ループは 2 次系になる。パラメータ不確かさをゼロとし，比例ゲインと減衰係数を与えると微分ゲインと固有周波数（操舵周波数とよぶ）が得られ，フィードバックゲインが設定できる。操舵周波数は基準周波数として，推定器の固有周波数（推定周波数とよぶ）の設定に用いる。推定周波数は推定係数に操舵周波数を乗じたものである。

手段 b　状態推定器の推定係数から推定ゲインを求める。推定器は確定的な連続系の恒等オブザーバ [33, 34] を用いる。理由は閉ループ制御系の特性多項式を導出するためである。推定係数は制御対象にパラメータ不確かさを加えて，その特性多項式の代表根の減衰係数を制御仕様に一致させることによって求める。本解法には根軌跡法，極配置法と数値計算法を利用する。推定ゲインは推定周波数から求める。

手段 c　フィードバック制御システムは推定器とフィードバックを統合したものになる。

したがって，本設計手法はパラメータ不確かさ，閉ループ特性と制御ゲインの関係を解析しその結果を統合するもので，手段を積み上げて解法まで到達する特徴をもつ。

(2)　外乱除去性

外乱除去性は舵角オフセット成分による方位誤差と，命令舵角に含まれる波浪成分による無効舵との発生を低減する。その方法はそれぞれの外乱成分を状態量にすることで行なう。

状態推定器　推定ゲインは上記手段 b で計算され，舵角オフセット成分と波浪成分の状態量を推定する。

状態フィードバック　波浪成分を分離した推定方位誤差，推定角速度と推定舵角オフセット成分をフィードバックして外乱除去を実施する。

2.5.2　航路保持システム

航路保持システムの文献 [35] では，制御対象の状態量が 12 個になる。それは surge，sway と yaw の運動を合せて考慮しているためである。本航路保持システムは surge 運動を扱わないので，sway と yaw の運動のみで構成できる。本設計手法は方位保持システムを利用することで，さらなる簡素化を進める。

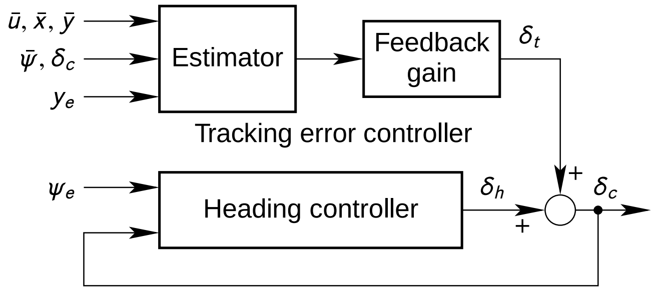


図 2.10　フィードバック制御器の構成，航路保持の場合

提案する航路保持器は図 2.10 に示すように，方位保持器と航路誤差器から構成する。ここで，y_e は航路誤差，ψ は方位，u は対水船速，x, y は船位であり，アクセント $^-$ は検出信号，添字 $_h$，$_t$ はそれぞれ方位制御，航路制御を意味し，器とシステムは便宜的に同義語とする。

航路保持器を次の方針で設計する。

- surge 方向速度は検出できるが，sway 方向速度は検出できない。
- 設計済みの方位保持器を適用することで，航路保持器の設計は航路誤差器が主となる。
- 航路誤差器の非線形化を回避するため，その状態量に潮流成分を含ませない。潮流成分は新たに創生した潮流推定器によって求める。
- 方位保持器のフィードバックゲインは既知であり，sway 運動モデルのパラメータのノミナル値は利用できる。
- パラメータ不確かさに関して，
  - フィードバックゲインはノミナル値から求める。
  - 推定器は方位保持器の推定係数を利用することで，間接的にパラメータ不確かさの影響を考慮する。

(1)　閉ループ安定性

航路誤差の解析　航路誤差は外乱成分を加えた特性多項式で解析する。特性多項式は航路保持の閉ループ系から推定器やフィルタを取り除いて導出したもので，3 次系になる。外乱成分は潮流成分と yaw と sway の舵角オフセット成分になる。波浪成分は平均値がゼロのため省く。

航路誤差は船体位置を移動させる外乱成分 v_{cR}，v_o によって生じるので，修正する必要がある。yaw 舵角オフセット成分は方位保持器で打ち消すので省く。

- v_{cR} は潮流成分が参照方位に直交する速度成分になる。
- v_o は yaw と sway の舵角オフセット成分の差に起因する sway 速度成分になる。
- sway 舵角オフセット成分は推定できないため，v_o の推定値は陽に誤差をもつ。v_{cR}，v_o による航路誤差をそれぞれの推定値から修正する方法を明らかにする。

フィードバックゲインの算出　航路保持器のフィードバックゲインは方位保持器のフィードバックゲイン，航路ゲインと積分ゲインからなる。航路ゲインは閉ループ安定化のために必須で，積分ゲインは航路誤差修正に用いるが随意である。本論文では，航路誤差修正は潮流補償を推奨している。

– 航路ゲイン　航路ゲインは特性多項式に設計パラメータを与えて求める。設計パラメータは減衰係数になる。特性多項式の共役根は減衰係数を小さくすると，不安定側に移動する。そこで，減衰係数は方位保持器のものと同じ値を設定する。その共通化が可能であることを解析し説明する。

– 積分ゲイン　積分ゲインは求めた航路ゲインと設計パラメータの減衰係数を与えて，航路ゲインと同様に求める。

(2)　外乱除去性

$\hat{v}_{cR}$ の推定　潮流推定の原理は，地球固定座標系の船体位置 $\bar{x}$, $\bar{y}$ は船体の対地速度と潮流速度によって移動することに基づく。対地速度は対水速度を船首方位 $\bar{\psi}$ によって座標変換して求める。よって，対水速 $\bar{u}$, $\hat{v}$ が取得できれば，潮流成分は求まる。ここで，アクセント $\bar{}$ は検出信号（図 2.10 参照），$\hat{}$ は推定値，$\hat{v}$ は sway 船体モデルと命令舵角 δ_c から求める。したがって，$\hat{v}_{cR}$ は潮流成分 $\hat{u}_c$, $\hat{v}_c$ を参照方位 ψ_R によって座標変換して求まる。

$\hat{v}_o$ の推定　$\hat{v}_o$ は sway 船体モデル $P_v(s)$ と推定 yaw 舵角オフセット成分 $\hat{\delta}_{ro}$ から求める。

外乱修正の効果　$\hat{v}_{cR}$ と $\hat{v}_o$ は sway 舵角オフセット成分 δ_{vo} が未知なので，それぞれ推定誤差を生じる。しかしながら，解析結果から δ_{vo} による誤差項は $\hat{v}_{cR}$ と $\hat{v}_o$ の修正によって相殺されるので，航路誤差は実用上無視できる。

2.6　旋回系

旋回系では方位旋回システムと航路旋回システムからなる。後者は前者に基づき構成する。両者において，本設計手法は開ループの軌道追従制御によって，追従応答性の制御仕様を満足することを説明する。軌道追従制御は参照信号とフィードフォワード制御を利用する。

2.6.1　方位旋回システム

方位旋回システムの構成を図 2.11 に示す。同図で，Setting は設定値ほか，ψ_R は参照方位，ψ は船首方位，ψ_e は方位誤差，δ_{FF} はフィードフォワード舵角，δ_{FB} はフィードバック舵角，δ_c は命令舵角，$RG(D)$ は参照方位発生器，$FF(D)$ はフィードフォワード制御器，$FB(D)$ はフィードバック制御器，$P_\psi(D)$ は方位船体モデル，D は微分演算子，$D^n = \dfrac{d^n}{dt^n}$, $n = 1,\ 2,\ 3,\ \ldots$ である。

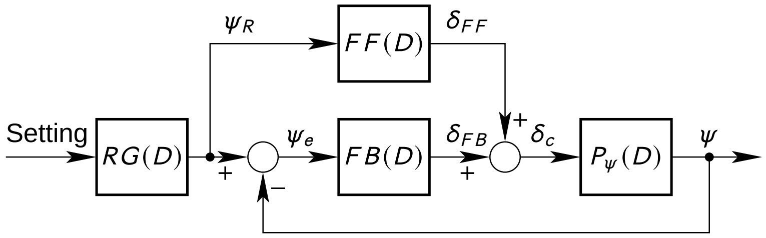


図 2.11　方位旋回システムの構成

フィードフォワード制御に方位船体モデルの逆特性を用いると，船首方位は

$$\psi = P_\psi(D)\delta_{FF} = P_\psi(D)\left(P_\psi(D)\right)^{-1}\psi_R = \psi_R \tag{2.13}$$

になり，参照方位と一致して追従する。上式を用いた文献 [36, 37] がある。同 [36] は簡略化した軌道計画を用い，同 [37] は制御対象モデルによる軌道計画を用いて追従性向上を図っている。いづれもアクチェータの制限特性を陽に組み込まないために実用化の課題が残っている。

また航路旋回において，旋回半径 $\rho = \dfrac{u}{r}$ を一定に保つ要求がある。ここで，u は船速，r は旋回角速度である。u は旋回中舵角や斜航角の抗力により低下する。ρ を一定に保持するためには軌道計画を更新して，r を u に連動して低下させなければならない。このとき，軌道計画は参照方位の初期値を用いて，変針量や旋回角速度を更新する。参照方位はその角加速度と角速度の初期値を取り込むことによって，連続的な変針動作が可能になる。

したがって，方位旋回システムに式（2.13）を実適用するためには，軌道計画に旋回条件を取り込む必要がある。旋回条件は次の項目からなる。

変針条件　変針量 $\psi_{\rm set}$ と旋回角速度 $r_{\rm set}$ の各設定値（添字 $_{\rm set}$）

操舵機制限　操舵機特性を考慮したフィードフォワード舵角 $\delta_{\rm set}$ と舵速度 $\dot{\delta}_{\rm set}$ の各設定値

初期方位　変針時の方位初期値の角加速度 $C_{1a} = \ddot{\psi}_R(0)$ と角速度 $C_{2a} = \dot{\psi}_R(0)$

船体パラメータ　方位船体モデルのノミナル値 K_r，T_r，T_{r3}

ここで，操舵機制限と船体パラメータについて補足する。

- 操舵機は入力した命令舵角とその舵速度に対してそれぞれ振幅制限をもつ。その振幅制限を考慮しないと，飽和現象の発生によって船首方位は参照方位に追従できない状況を生じる。
- 式（2.13）の伝達特性は方位船体モデルの実際値とノミナル値にパラメータ誤差がないことを仮定している。誤差があるとき，方位誤差が生じるが，方位保持システムの働きでゼロに収斂する。パラメータ誤差は船体パラメータ同定によって実際値を推定しノミナル値を更新することで修正する。

軌道計画の構成例を図 2.12 に示す。同図で，参照舵角 $\delta_R = \delta_{FF}$ とする。同図から，ψ_R，δ_R は時間関数になり，旋回条件を満足するように生成される。

方位旋回システムは次のプロセスを経て設計する。

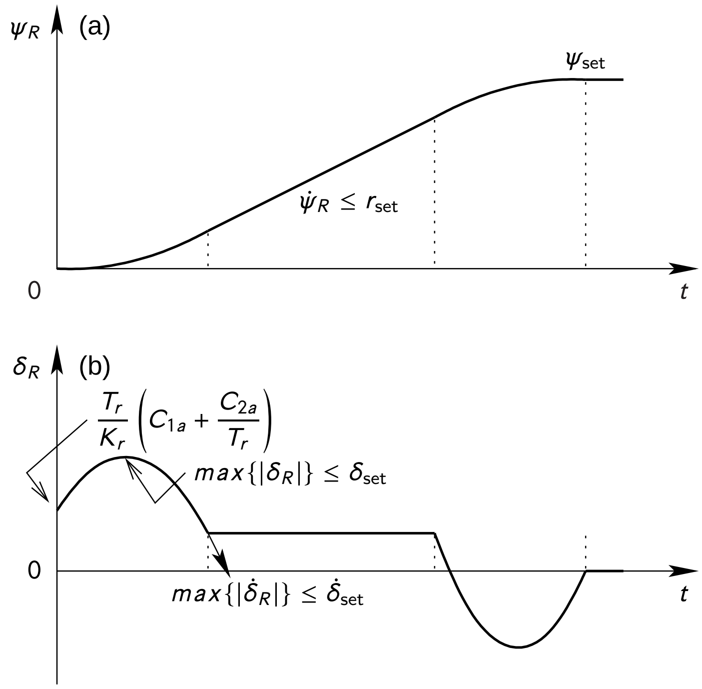


図 2.12　方位旋回の軌道計画

課題　追従応答性の制御仕様は，旋回条件を満足する軌道計画を構成する。

解決策　参照方位とフィードフォワード舵角を一体化し，解析手法によって旋回条件を取り込んだ軌道計画を設計する。

実施方法　軌道計画の設計は次の手順になる。

1. 参照方位とフィードフォワード舵角の特性を調べる。
2. 旋回条件を満足する軌道計画を求める。
   (a) 初期方位をゼロとして，基準になる軌道計画を求める。
   (b) 基準軌道計画に基づいて，初期方位を取り込む。

2.6.2　航路旋回システム

航路旋回システムは開ループ制御の軌道追従方式（Trajectory Tracking Method）によって円弧追従（Curverd Tracking，半径一定）を実現する。航路旋回システムは図 2.13 に示すように，図 2.11 の方位旋回システムに航路誤差制御を加えて構成する。同図で，y_e は航路誤差，u は船速，x，y は船体位置，アクセント $^-$ は検出信号，添字 ^{t} は航路制御，Update は軌道計画の更新である。

文献 [35] は参照方位とフィードフォワード制御を用いて，Wheel Over Point（WOP，図 2.14 を参照）から変針を開始して航路旋回を実施している。WOP は円弧開始点からリーチ量だけ手前に位置する。リーチ量は船体横流れ速度によって船体航跡が円弧航路の外側に移動する量と等価になる。リーチ量の設定は旋回中に横流れ速度を修正しないことを意味

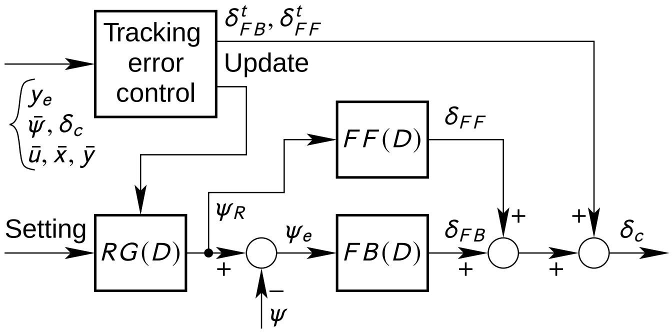


図 2.13 航路旋回システムの構成

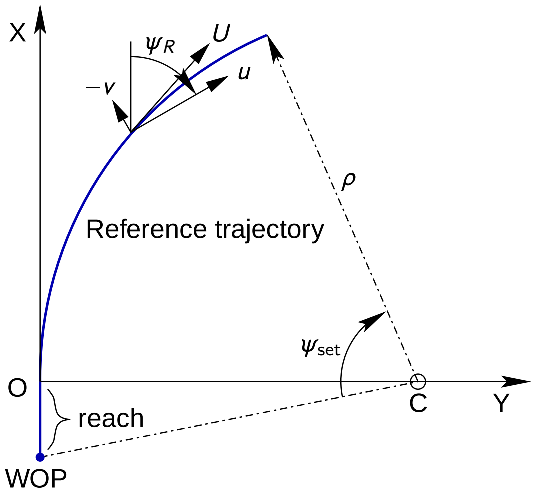


図 2.14 参照軌跡の様子

する。

しかしながら，同 [35] を実適用するためには，次の課題を解決する必要がある。

1. 旋回角が大きいとき命令舵角の印加時間が長くなり，斜航角や舵角の流体抗力による船速低下が生じる。そのため，旋回角速度が一定のままでは，航跡は渦巻き状に縮小するので半径一定旋回が維持できなくなる。
2. 船位を移動させる外乱成分（風や潮流）において，参照方位（開ループ制御基準）に関する法線方向成分は航路誤差を発生させる。その接線方向成分は対地船速を変化させ，半径一定旋回を妨げる。リーチ量は横流れ速度，潮流成分と旋回条件の影響を受けて変動するので，旋回直前に更新して精度を向上させる必要がある。

本航路旋回システムは次の設計手法によって上記課題を解決する。

- 航路保持システムで示した潮流成分の推定手法を利用する。潮流推定は直線航路，曲線航路で動作できる。
- 参照方位に関する対地速度成分を求めて，潮流成分による航路誤差の発生を抑制する。
  - その接線方向成分から旋回角速度，および変針量と初期方位を求めて旋回条件を

更新し，参照方位とフィードフォワード制御の軌道計画を更新する。
  - その法線方向成分から潮流成分を修正する潮流斜航角を求めて，命令舵角に加える。
- リーチ量を旋回直前に数値計算から求める。参照軌跡は方位旋回が $\psi = \psi_R$ になる条件を用いて，船体速度成分に横流れ速度，潮流成分とその修正値を加えて積分して求める。その修正値は，上記の参照方位の更新値と潮流斜航角の修正値からなる。

解決策の実施方法を説明する。参照方位に関する対地速度成分を求める。対地速度成分は船体速度成分と潮流成分からなる。ただし，船体 surge 速度は一定とし，潮流成分は潮流推定から求める。

旋回角速度修正　半径一定の旋回軌跡を実現するため，参照旋回角速度を

$$r_R = \frac{u_{gR}}{\rho} \tag{2.14}$$

と設定する。ここで，u_{gR} は接線方向参照速度，ρ は旋回半径である。r_R は u_{gR} の変動に応じて，修正する必要がある。参照方位は旋回角，参照角速度と初期方位の設定値に基づき，参照舵角と共に軌道計画によって更新する。

斜航角修正　参照方位の法線方向において，潮流速度成分 v_{cR} を打ち消す潮流斜航角は

$$\beta_c = -\frac{v_{cR}}{u} \qquad (u\beta_c + v_{cR} = 0) \tag{2.15}$$

になる。β_c の修正はフィードフォワード制御 δ^t_{FF} とフィードバック制御 δ^t_{FB} を用いると

$$\delta^t_{FF} = \beta_c \tag{2.16}$$

$$\delta^t_{FB} = +f_1\beta_c + f_2\dot{\beta}_c \tag{2.17}$$

になる。ここで，f_1，f_2 は方位制御ループのそれぞれ比例ゲイン，微分ゲインである。

リーチ修正　参照軌跡は船体速度と潮流成分の和を積分して求めると，次式になる。

$$\begin{bmatrix} x_R \\ y_R \end{bmatrix} = \int_0^\tau \left(U \begin{bmatrix} \cos\theta_R \\ \sin\theta_R \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} \right) dt \tag{2.18}$$

ここで，τ は ψ_R が $\psi_{\rm set}$ に達するまでの時間，θ_R は修正方位で，

$$\theta_R = \psi_R + \beta + \beta_c \tag{2.19}$$

である。ψ_R は旋回角速度修正，β_c は斜航角修正を実施する。

2.7　応用例

応用例は提案した設計手法を具体的に利用したもので，ここでは 3 つの場合を取り上げる。

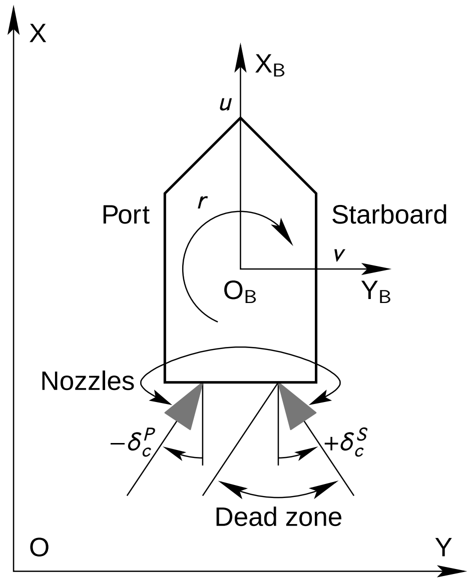


図 2.15 ウォータジェット推進船モデル

2.7.1 ウォータジェット推進船の不感帯補償

ウォータジェット推進船（Water Jet Propulsion Craft, WJPC）の不感帯（Dead zone）を補償して，オートパイロット（方位制御，航路制御）を適切に実現する手法を提案する。

WJPC モデルは図 2.15 に示すように，ノズルを 2 基装備する。WJPC はノズルから水流を噴射して推進力を発生させるもので，そのノズルは筒状のダクト形状である。船体はその向きによって，前後進し，左右旋回することができる。

ノズルは開度範囲の中央付近に不感帯域（不感帯）をもつ。ノズルの向き（ノズル角）が不感帯内に位置すると，推進力の指向性が低下して適切に操船しにくい状況になる。オートパイロットにおいて，不感帯の存在が保持・旋回の性能に直結し，船体制御性能を劣化させる要因につながる。そのため，WJPC では不感帯を補償する方法が必須となる。

不感帯は流体機構から生じる。そのため制御信号によって，それ自体を除去することは難しい。だが，それは見かけ上相殺することができる。不感帯対策において，特許 [38] はノズル角の入力に不感帯相当の逆特性を加えて，その影響を取り除くものである。これはノズルに過大なかつ急激な入力を与えるため，その機構部は過度の負荷を受けることになる。文献 [39] はノズル角を外向き（ハの字とよぶ）に配置する対策である。だが同文献では，ハの字に関する記述が示されていない。

そこで，本課題は不感帯を補償する，ハの字の方策を提案する。本提案法は不感帯のノズル角を求め，それをバイアスとしてノズル角に与えるものである。本提案法によって，WJPC の不感帯が補償され，オートパイロットの性能向上が図られる。

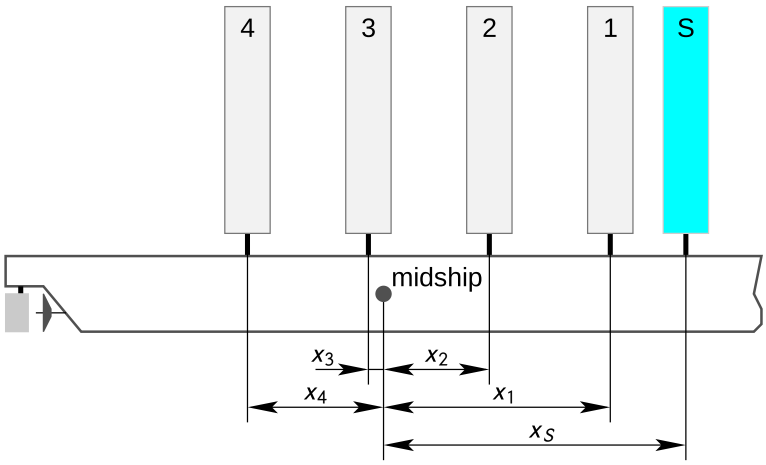


図 2.16　風力推進船モデル

2.7.2　風力推進船における制御システムの評価

風力推進船（帆装船）において，船体運動とオートパイロット（方位制御，航路制御）との関係を評価する。内容は硬翼帆が発生する力とモーメント，船体運動への影響，オートパイロットの違いによる影響からなる。風力推進船モデルは図 2.16 に示すように，単帆翼（記号 S，船首付近）と複帆翼（4 枚帆）になる。本例では主に単帆を扱う。

風力推進船は，燃料消費や CO_2 排出の削減効果が期待されている [40, 41, 42]。その理由は翼帆が発生する力から推進力を得て，主機関の負荷を下げることによって実現できるからである。同文献は硬翼帆の空力特性やその装備に伴なう船体特性を検討されている。帆装船も運航時オートパイロットを利用するので，方位制御と航路制御による特性評価は必要である。よって，本評価は風力推進船をオートパイロットの観点から検討する。

翼帆力は船体に対して横方向から相対風力を受けると，揚力を生じて船体の前進方向の推進力になる。同時に翼帆の抗力も生じて横力と方位周りのモーメントになる。

風力推進船において，方位制御と航路制御の差異は船首方位と対地方位によって発生することを明らかにする。そのために次の項目を検討する。

- 相対風速と相対風向の作用を通して，硬翼帆が発生する揚力と抗力を求める。
- 揚力と抗力を用いて，船体に作用する推進力，横力と方位モーメントへの影響を調べる。

航路制御の前進方向は船首方位に斜航角をもたせるので，対地方位と一致する。そのため，航路制御のほうが方位制御に比べて横力と方位周りのモーメントが大きくなり，制御量である命令舵角が大きくなる傾向をもつ。一方，方位制御のほうは方位モーメントを制御するが，横力の影響によりリーウェイが発生して船位が流される傾向をもつ。

したがって，風力推進船において，航路計画にオートパイロットの選択・運用を取り込むことが肝要になる。

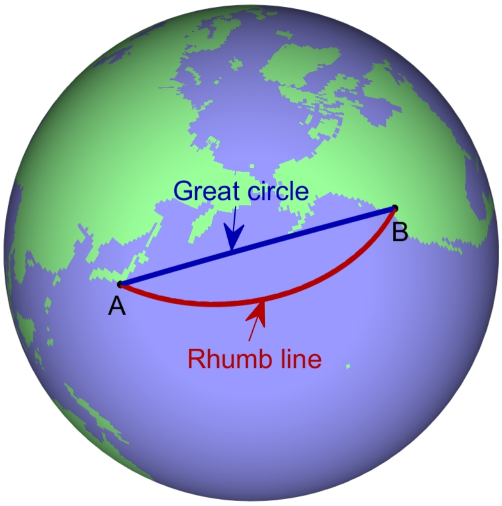


図 2.17　大圏航路と等角航路

2.7.3　大圏航路用制御システムの評価

大圏航路用制御システムを評価する。内容は大圏航路の特性，航路保持制御の旋回角速度追従性能と潮流補償の評価からなる。

紐の両端を引張ったときの長さは最短になる。図 2.17 に示すように，大圏航路（Great circle route）はその状態を地球表面に置いた場合に相当し，2 点間を最短距離で結ぶものになる。一方，等角航路は航程線（Rhumb line）ともよばれ，2 点間を方位一定で結ぶものになる。メルカトル図法において，航程線は直線に大圏航路は曲線（方位角変化）にそれぞれ描画される。大圏航路は等角航路に比べて，航海時間の短縮，燃料消費の削減につながる。

大圏航路追従は現状 ECDIS 上で大圏航路を適当に分割して直線と円弧の計画航路（近似大圏航路とよぶ）を作成し，航路制御システム（保持と旋回のモード）によって近似大圏航路に船体位置を追従させるために操舵する。近似大圏航路は大圏航路に比べて航程距離が長くなり，モード切り替えによる過渡現象が生じて航程距離を延長させる。

大圏航海において，操船モードが 2 つあることは，管理作業が増えて好ましからざる状況といえる。したがって，ひとつの操船モードで対応できることが課題となる。

そこで，文献 [43, 44] は Line-Of-Sight（LOS）方式によってその課題を解決している。LOS 方式は方位制御信号を方位制御ループに入力するものである。方位制御信号は大圏航路追従ループからの航路誤差を含むフィードバック信号になる。

しかしながら，本設計手法は LOS 方式と異なり，方位制御信号は大圏航路の方位になる。その方位変化が時間当たり 1 度以下であることに着目して，その航路を目標軌道に設定し，それに船位を追従させる制御システムを提案する。本提案法は，大圏航路に関する測地計算と航路保持システムを組み合わせることによって，実現できる。

航路保持システムが上記方位変化（角速度）と潮流外乱の入力による航路誤差が実用上無

視できることを確認する。

2.8　結言

本章では，本設計手法の特徴を現行技術と比較して明らかにした。

制御技術の見地をとおして，現行技術を適用した場合の問題点・課題を指摘にして，その解決策である本設計手法の特徴を目的，方針と方策から説明した。

本設計手法の活用法や有効性を具体的に示すため，その応用例を説明した。

第 3 章

制御対象

3.1　緒言

本論文において，制御システムの設計は制御対象のモデルに基づいて設計する方法，すなわちモデルベース設計（Model-based design）を採用している。モデルベース設計の利点はモデルのパラメータを与えれば，同一の制御システムで対応できることである。対象船が多種多様な船種になるので，その効果は制御システムを実適用する上で期待できる。同時にその利用は，モデルのパラメータを同定することが必須であることを示す。したがって本章の目的は，設計の第一歩である制御対象のモデルを定めることになる。モデルは制御対象の本質的な特性をもち，かつ実現性をもつ必要がある。

制御対象は船体運動モデル（以降，船体モデルとよぶ）と外乱成分モデル（外乱モデル）からなる。船体モデルは船体運動と操舵機制約の特性を合わせたものである。外乱モデルは方位誤差や航路誤差を発生させる成分になる。モデルのパラメータは同定系によって推定される。

3.2　船体運動モデル

船体モデルは船体運動方程式に基づいて導出する。だが実適用のために，次数を低減した近似モデルが必要になる。野本の 1 次モデル（野本モデル）[20, 21] が報告されている。だが本論文では，方位旋回で追従応答性向上のため，船体モデルの逆モデルによるフィードフォワード制御を採用している。船体モデルに 1 次モデルを用いると，モデル化誤差の影響から過渡現象を発生する。そこで，モデルの次数を増加ぜすにモデル化誤差を低減させるため，船体モデルは 1 次モデルに 1 次進み要素を付加したものを提案する。

3.2.1　船体運動方程式

利用する座標系は図 3.1 に示すように，右手系直交 3 軸において，次の 2 つを定める。

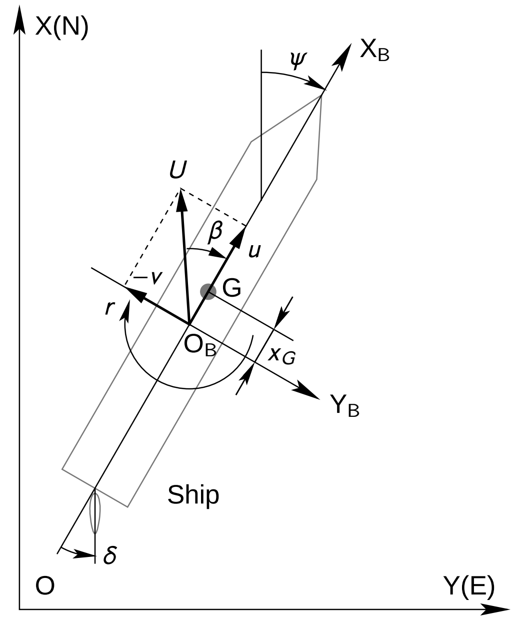


図 3.1　座標系と船体運動

地球固定座標系 XOY　点 O を原点，X 軸を北向き，Y 軸を西向きと Z 軸（図示せず）を重力方向に定める。簡単に地球座標とよぶ。

船体固定座標系 $X_BO_BY_B$　運動座標系で，原点 O_B を船体中央部（Midship），X_B 軸を船首方向（surge），Y_B 軸を右舷方向（sway）と Z_B 軸（図示せず）を重力方向に定める。Z_B 軸周りの回転を yaw 軸周りとする。簡単に船体座標とよぶ。

各軸の回転方向は右ねじ方向を正符号にとり，座標位置は便宜上平面座標を用いる。

図 3.1 において，u は surge 速度，v は sway 速度，r は yaw 角速度，ψ は船首方位，δ は舵角，点 G は重心，x_G は船体中央から重心までの距離で船首方向を正にとり，U は対水速度で $U = \sqrt{u^2 + v^2}$，β は斜航角で $\beta = \tan^{-1}(-v/u) \approx -v/u$ である。

角度の符号について補足する。同図で，舵を右舷側（Starboard side）に移動させると，yaw 角速度は右回りに，sway 速度は左舷側（Port side）にそれぞれ生じる。ここでは慣用に則って，舵角を正にとると斜航角も正に定める。

船体運動方程式 [45, 46] は，次式を用いる。

$$\begin{cases} m(\dot{u} - vr - x_G r^2) = X_H + X_R + X_P + X_{\mathrm{non}} \\ m(\dot{v} + ur + x_G \dot{r}) = Y_H + Y_R + Y_{\mathrm{non}} \\ (I_z + m x_G^2)\dot{r} + m x_G(\dot{v} + ur) = N_H + N_R + N_{\mathrm{non}} \end{cases} \tag{3.1}$$

ここで，m は船体質量，I_z は yaw 周りの慣性モーメント，X, Y はそれぞれ surge 方向と sway 方向に働く力，N は yaw 周りに働くモーメントであり，添字 H，R，P はそれぞれ船体，舵，プロペラ，添字 non は非線形項を意味し，時間 t は省略する。

線形成分は上式から，

$$
\begin{cases}
X_P = T_P(n) \\
X_H + X_R = X(\dot{u}, u, v, r, \delta) \\
Y_H + Y_R = Y(\dot{v}, \dot{r}, v, r, \delta) \\
N_H + N_R = N(\dot{v}, \dot{r}, v, r, \delta)
\end{cases}
\tag{3.2}
$$

と定める。ここで，右辺はそれぞれの変数による流体微係数の関数，T_P はプロペラ回転による推進力，n はその回転数である。

surge 方向の線形モデルの定常値は式（3.1）から，次式になる。

$$
(m - X_{\dot{u}})\dot{u} = X_u u + T_P(n_0) = 0 \tag{3.3}
$$

ここで，$X_{\dot{u}}$，X_u は流体微係数，添字 0 は一定値である。速力の定常値は上式から，

$$
u = -\frac{T_P(n_0)}{X_u} = u_0 \tag{3.4}
$$

になる。ここで，$X_u < 0$ である。

sway 方向と yaw 周りの連成運動の線形モデルは式（3.1）において，前進速度 u を $u + u_0$（u_0 は一定値）に置き換えると

$$
\boldsymbol{M}\dot{\boldsymbol{\xi}} + \boldsymbol{D}\boldsymbol{\xi} = \boldsymbol{B}\delta \tag{3.5}
$$

になる。ここで，$\boldsymbol{\xi} = [\,v \;\; r\,]^T$ は状態量，添字 ^{T} は転置行列，

$$
\begin{cases}
\boldsymbol{M} = \begin{bmatrix} m_{11} & m_{12} \\ m_{21} & m_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} m - Y_{\dot{v}} & m x_G - Y_{\dot{r}} \\ m x_G - N_{\dot{v}} & I_z + m x_G^2 - N_{\dot{r}} \end{bmatrix} \\
\boldsymbol{D} = \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} \\ d_{21} & d_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -Y_v & m u_0 - Y_r \\ -N_v & m u_0 x_G - N_r \end{bmatrix} \\
\boldsymbol{B} = \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_\delta \\ N_\delta \end{bmatrix}
\end{cases}
\tag{3.6}
$$

$Y_{\dot{v}}$，$Y_{\dot{r}}$，$N_{\dot{v}}$，$N_{\dot{r}}$，Y_r，Y_v，N_v，N_r，Y_δ，N_δ は流体微係数である。

式（3.5）をラプラス変換すると，応答モデルは

$$
\boldsymbol{\Xi}(s) = \begin{bmatrix} V(s) \\ R(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \widetilde{P}_v(s) \\ \widetilde{P}_r(s) \end{bmatrix} \Delta(s) \tag{3.7}
$$

になる。ここで，s はラプラス演算子，$\widetilde{P}_v(s)$ は sway 運動の伝達関数（sway 船体モデル）で，$\widetilde{P}_r(s)$ は yaw 運動の伝達関数（yaw 船体モデル）で，

$$
\begin{aligned}
\begin{bmatrix} \widetilde{P}_v(s) \\ \widetilde{P}_r(s) \end{bmatrix} &= (s\boldsymbol{I} + \boldsymbol{M}^{-1}\boldsymbol{D})^{-1}\boldsymbol{M}^{-1}\boldsymbol{B} \\
&= \frac{1}{\widetilde{T}_1\widetilde{T}_2 s^2 + (\widetilde{T}_1 + \widetilde{T}_2)s + 1} \begin{bmatrix} \widetilde{K}_v\widetilde{T}_{v3}s + \widetilde{K}_v \\ \widetilde{K}_r\widetilde{T}_{r3}s + \widetilde{K}_r \end{bmatrix}
\end{aligned}
\tag{3.8}
$$

添字 -1 は逆行列を示し，$\boldsymbol{I}$ は 2×2 の単位行列，$\widetilde{K}_v$ は横流れゲイン，$\widetilde{K}_r$ は旋回力ゲイン，$\widetilde{T}_1$，$\widetilde{T}_2$，$\widetilde{T}_{v3}$，$\widetilde{T}_{r3}$ は時定数，

$$\begin{cases} \widetilde{T}_1\widetilde{T}_2 = \dfrac{\det \boldsymbol{M}}{\det \boldsymbol{D}} \\ \widetilde{T}_1 + \widetilde{T}_2 = \dfrac{m_{22}d_{11} - m_{12}d_{21} - m_{21}d_{12} + m_{11}d_{22}}{\det \boldsymbol{D}} \\ \widetilde{K}_v\widetilde{T}_{v3} = \dfrac{m_{22}b_1 - m_{12}b_2}{\det \boldsymbol{D}}, \qquad \widetilde{K}_v = \dfrac{d_{22}b_1 - d_{12}b_2}{\det \boldsymbol{D}} \\ \widetilde{K}_r\widetilde{T}_{r3} = \dfrac{-m_{21}b_1 + m_{11}b_2}{\det \boldsymbol{D}}, \qquad \widetilde{K}_r = \dfrac{-d_{21}b_1 + d_{11}b_2}{\det \boldsymbol{D}} \end{cases} \tag{3.9}$$

det は行列式である。上記時定数は文献 [26] から，次式の関係をもつ。

$$|\widetilde{T}_1| > \widetilde{T}_{r3} > \widetilde{T}_2 > 0, \quad \widetilde{T}_{v3} \approx 0.3\widetilde{T}_{r3} > \widetilde{T}_2 \tag{3.10}$$

3.2.2　船体モデル

モデル次数とパラメータ数は少ないほど扱い易く，制御系設計にとって都合がよい。式（3.8）を 1 次遅れ要素で近似したものは野本の 1 次モデル（野本モデル）[20, 21][*1] と呼ばれ，

$$\begin{cases} P_r^N(s) = \dfrac{K_r^N}{T_r^N s + 1} \\ P_v^N(s) = \dfrac{K_v^N}{T_v^N s + 1} \end{cases} \tag{3.11}$$

になる。ここで，添字 N は野本モデルを示し，パラメータは既知として次式になる。

$$\begin{cases} K_r^N = \widetilde{K}_r, \quad T_r^N = \widetilde{T}_1 + \widetilde{T}_2 - \widetilde{T}_{r3} \\ K_v^N = \widetilde{K}_v, \quad T_v^N = \widetilde{T}_1 + \widetilde{T}_2 - \widetilde{T}_{v3} \end{cases} \tag{3.12}$$

船体モデルに野本モデルを適用した場合，問題点が変針制御で生じることを明らかにし，改善策を講じた船体モデルを提案する。

(1)　変針応答からのモデル化

変針制御は図 3.2 に示すように，フィードフォワード制御によって追従応答性を向上させている。詳細は第 8 章を参照のこと。フィードフォワード制御は船体モデルの逆モデルになる。このとき，船首方位は，

$$\Psi(s) = P_\psi(s)\Delta_{FF}(s) = P_\psi(s)P_\psi^{-1}(s)\Psi_R(s) = \Psi_R(s) \tag{3.13}$$

になり，参照方位と一致する。ここで，$P_\psi(s)$ は舵角から船首方位までの伝達関数である。この変針制御は船体モデルを用いるため，モデル化の適合度が陽に現れる特徴をもつ。

[*1] 舵角から角速度までの伝達関数は 1 次式で表されるが，舵角から方位までの伝達関数は 2（=1+1）次式で表される。

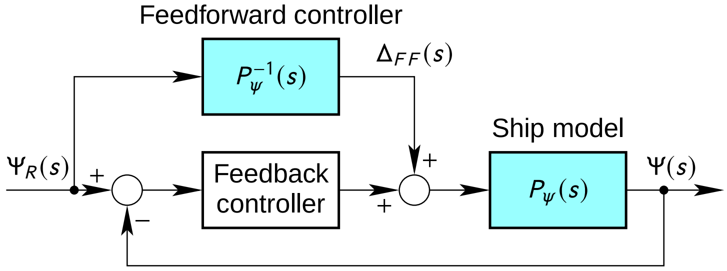


図 3.2　フィードフォワード制御による方位変針

いま，上式で船体モデルに野本モデルを用いた場合は，式（3.8)，（3.11）から，

$$\Psi(s) = \frac{\widetilde{P}_r(s)}{s}\frac{s}{P_r^N(s)}\Psi_R(s) = \frac{\widetilde{K}_r}{K_r}\frac{(\widetilde{T}_{r3}s+1)}{(\widetilde{T}_1 s+1)(\widetilde{T}_2 s+1)}\frac{(T_r^N s+1)}{1}\Psi_R(s) \tag{3.14}$$

$$= \frac{T_r^N\widetilde{T}_{r3}s^2 + (\widetilde{T}_1+\widetilde{T}_2)s+1}{\widetilde{T}_1\widetilde{T}_2 s^2 + (\widetilde{T}_1+\widetilde{T}_2)s+1}\Psi_R(s) \tag{3.15}$$

になる。上式で s^2 の係数（安定船の場合，$T_r^N\widetilde{T}_{r3} > \widetilde{T}_1\widetilde{T}_2$)[*2]が異なるため，変針時に過渡現象が生じる。過渡現象は変針開始時では方位が変化しているため目立たないが，その終了時では参照方位が一定になるため目立つ。野本モデルは方位と舵角がゆっくりと変化すると仮定して導出したためである。参照方位の角加速度 $s^2\Psi_R(s)$ を十分に小さくすれば，その応答誤差は改善する。だがそのような変針応答は実用に適さない。

そこで，yaw 船体モデル $P_r(s)$ は次式とする。

$$P_r(s) = \frac{K_r(T_{r3}s+1)}{T_r s+1} \tag{3.16}$$

ここで，上式は次の項目を満足する。

- 制御系設計は相対的に時定数が大きく，閉ループ安定性に影響するパラメータを対象とする。よって，$\widetilde{T}_2$ は式（3.10）を考慮して省く。
- 式（3.14）から過渡応答を抑制するため，1 次遅れ要素 $(T_{r3}s+1)$ を分子に加える。

一方，sway 船体モデル $P_v(s)$ は次式となる。

$$\begin{aligned} P_v(s) &= \frac{K_v(T_{v3}s+1)}{T_v s+1}, \quad T_{v3}=0, \quad T_v = T_r \\ &= \frac{K_v}{T_r s+1} \end{aligned} \tag{3.17}$$

ここで，上式は次の項目を満足する。

[*2] $\widetilde{T}_2 = \alpha\widetilde{T}_{r3}$，$0<\alpha<1$ を次式に代入すると，次式になる。

$$T_r^N\widetilde{T}_{r3} - \widetilde{T}_1\widetilde{T}_2 = (\widetilde{T}_1+\alpha\widetilde{T}_{r3}-\widetilde{T}_{r3})\widetilde{T}_{r3} - \widetilde{T}_1\alpha\widetilde{T}_{r3} = (1-\alpha)(\widetilde{T}_1-\widetilde{T}_{r3})\widetilde{T}_{r3} > 0$$

- 式（3.8）の分母が共通であることから，$T_v = T_r$ とする。
- $\widetilde{T}_{v3}$ は式（3.10）から $\widetilde{T}_{r3}$ に比べて小さいことから，$\widetilde{T}_{v3} = 0$ とする。

提案した船体モデル $P_r(s)$，$P_v(s)$ のパラメータは次式になる。

$$\begin{cases} \{K_r,\ T_r,\ T_{r3}\} \in \{P_r(s)\} \\ \{K_v,\ T_r\} \in \{P_v(s)\} \end{cases} \tag{3.18}$$

船体モデルは上記パラメータを与えて，はじめて利用できる。よって，その課題は

1. 船体パラメータを取得すること。これは第 4 章で扱う。船体パラメータを旋回応答から推定する手法を提案する。
2. モデル化誤差やパラメータ不確かさを考慮すること。これは第 6，7 章で扱う。方位および航路の閉ループ制御系はそれらの誤差の影響を陽に考慮した手法を提案する。

となる。

3.2.3　操舵機モデル

操舵機モデルは図 3.3 に示すように，命令舵角 δ_c に船体の舵角 δ を追従させる装置で，アクチュエータとして動作する。図 3.3 は構成要素を簡単にしたもので，非線形要素である舵角入力制限（Rudder limiter）$|\delta_{\max}|$ および舵速度入力制限（Speed limiter）$|\dot{\delta}_{\max}|$ をもつ。命令舵角は δ_c および $\dot{\delta}_c$ の大きさから入力制限の影響を受ける。たとえば，手動による変針で δ_c をステップ状に操作すると，δ はランプ状に追従する。加えて，舵角はサーボ機構の積分動作に起因して，命令舵角に対して遅れて追従する。しかし操舵機の仕様は船体の形状に応じて選ばれるので，追従遅れ時間は方位船体運動の応答時間に比べて十分に短くなっている。操舵機を静的モデルと動的モデルによって定める。

静的モデルは入力制限を用いて，

$$\begin{cases} \{x = \delta_c,\quad x_{\max} = \delta_{\max},\quad y = \delta\} & \text{（舵角入力制限）} \\ \{x = \dot{\delta}_c,\quad x_{\max} = \dot{\delta}_{\max},\quad y = \dot{\delta}\} & \text{（舵速度入力制限）} \\ y = \begin{cases} x & (|x| \le x_{\max}) \\ \mathrm{sgn}(x) \cdot x_{\max} & (|x| > x_{\max}) \end{cases}, & \mathrm{sgn}(x) = \begin{cases} 1 & (x \ge 0) \\ -1 & (x < 0) \end{cases} \end{cases} \tag{3.19}$$

とする。ここで，$\mathrm{sgn}(x)$ は符号関数である。

動的モデルは 1 次遅れの伝達関数

$$\Delta(s) = \frac{1}{T_{\mathrm{SM}} s + 1} \Delta_c(s) \tag{3.20}$$

で近似する。ここで，T_{SM} は時定数で，T_r に比べて十分に小さいとする。

したがって，操舵機モデルは，$|\delta_c|$，$|\dot{\delta}_c|$ の大きさがそれらの入力制限以下になれば，T_{SM} は船体モデルの T_r に含めるまたは省けることができる。このとき見かけ上操舵機モデルは

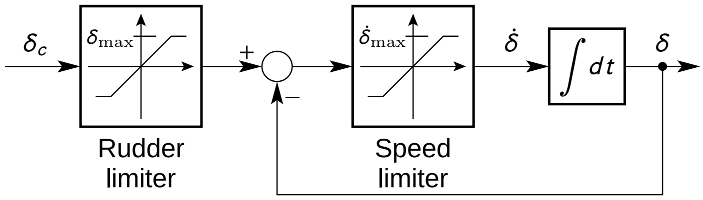


図 3.3　操舵機モデル [47]

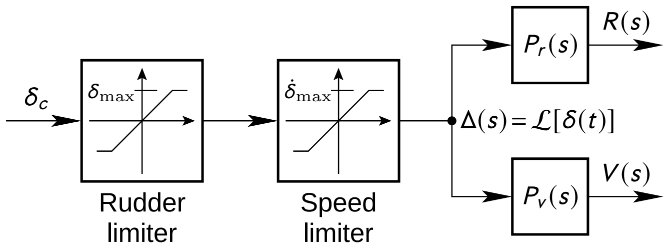


図 3.4　船体運動モデルの提案

省略されたようになり，$\delta_c \approx \delta$ と扱える。よって，操舵機モデルの課題は，旋回系において，フィードフォワード舵角 $|\delta_{FF}|$ とその角速度 $|\dot{\delta}_{FF}|$ の大きさをそれらの設定値以下に制限する手法を提案することになる。

3.2.4　提案モデル

本論文で利用する船体運動モデルを図 3.4 に示す。同図で，$\mathcal{L}$ はラプラス変換である。よって，提案モデルは式（3.19）の操舵機モデルと，式（3.16），（3.17）の船体運動モデルから構成するものを提案する。

3.3　外乱モデル

外乱モデルを紹介する。外乱モデルは舵角オフセット δ_{ro}，δ_{vo}，波浪成分 ψ_w および潮流成分 u_c，v_c とし，風力成分を除く。それらの特性はつぎのようになる。

- δ_{ro} は風浪や船体特性などに誘起された，yaw 軸まわりに作用する角速度を舵角換算したもので，方位誤差を発生させる。
- δ_{vo} は上記と同様に，sway 方向に作用する速度を舵角換算したもので，航路誤差を発生させる。
- ψ_w は白色ノイズが入力した狭帯域フィルタの出力を方位換算したもの [18] で，命令舵角 δ_c に波浪成分を混入して無効舵を発生させる。狭帯域フィルタが波浪モデルに

相当し，中心周波数と減衰係数のパラメータをもつ。海象が荒天になると，中心周波数は低くなり減衰係数は小さくなる傾向をもつ。

- u_c, v_c は図 3.8 に示すように，対地速度成分で，船体を移動させて航路誤差を発生させる。
- 風力成分では，一様流の場合は潮流成分と同じ作用になるので，それに含められる。ガストの場合は対策しないので，風力外乱になる。その対策は風力が船体に与える力やモーメントを求めてフィードフォワード制御で修正するものがある [23]。だが，標準的な船舶に搭載されるオートパイロットにとっては風力対策は過大負担になる。

外乱モデルを定式化すると，次式になる。

$$\begin{cases} \dot{\delta}_{ro} = 0 \\ \dot{\delta}_{vo} = 0 \end{cases} \tag{3.21}$$

$$\begin{cases} \dot{u}_c = 0 \\ \dot{v}_c = 0 \end{cases} \tag{3.22}$$

$$\dot{\boldsymbol{x}}_w = \boldsymbol{A}_w \boldsymbol{x}_w + \boldsymbol{B}_w w, \quad \psi_w = \boldsymbol{C}_w \boldsymbol{x}_w \tag{3.23}$$

ここで，$\boldsymbol{x}_w = [\,\xi,\, \psi_w\,]^T$，$\xi$ は変数，w は白色ノイズ

$$\boldsymbol{A}_w = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\omega_w^2 & -2\zeta_w\omega_w \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{B}_w = \begin{bmatrix} 0 \\ \sigma_w \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{C}_w = \begin{bmatrix} 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{3.24}$$

ζ_w，ω_w は波浪モデルのそれぞれ減衰係数，中心周波数，σ_w は波浪の強さを表す定数である。波浪モデルを伝達関数で表わすと

$$\Psi_w(s) = G_w(s)W(s), \qquad G_w(s) = \frac{2\zeta_w\omega_w s}{s^2 + 2\zeta_w\omega_w s + \omega_w^2}\sigma_w \tag{3.25}$$

になる。波浪パラメータ ω_w，ζ_w は未知のため，取得する必要がある（σ_w は用いない）。ω_w をカルマンフィルタから推定する方法 [6] が報告されている。その際 ζ_w は固定され，海象変化に対応できない。そのため，波浪モデルはパラメータ誤差をもつ。よって，ω_w，ζ_w をその海象状態ごとに求める手法が必要になる。

舵角オフセットおよび潮流成分はパラメータをもたない。利用するには，それらの変数を推定する必要がある。潮流成分は船首方位を介して船体速度の対地成分になる。

これより，外乱モデルのパラメータに関する解決策を次のように講じる。

- 同定系の波浪パラメータ同定システムで，中心周波数 ω_w，減衰係数 ζ_w のパラメータを保持状態の検出方位から推定する。
- 保持系において，
  - 方位保持システムで，舵角オフセット δ_{ro} と波浪モデルを組み込んだ状態推定器から推定する。
  - 航路保持システムで，潮流成分を船位情報から推定する。

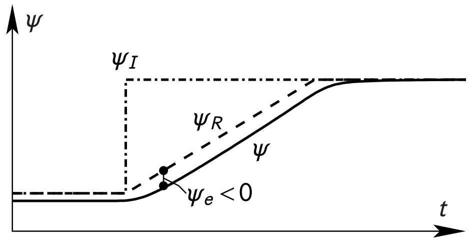


図 3.5　方位誤差

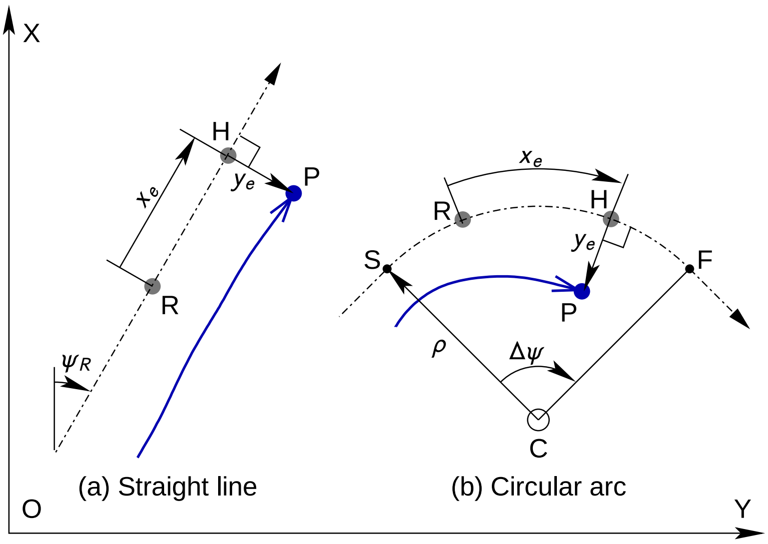


図 3.6　航路誤差

3.4　誤差モデル

制御システムは誤差モデルに基づいて設計する，モデルベース設計を採用している。本節では，その誤差モデルを定める。

3.4.1　方位誤差と航路誤差

オートパイロットの機能は目標値に対する保持と旋回になる。目標値は外部から設定され，方位制御では一定の設定方位（設定針路）と方位変針に相当し，航路制御では計画航路の直線航路（航程線）と円弧航路に相当する。

方位制御は図 3.5 に示すように，船首方位 ψ を設定方位 ψ_I に追従させず，参照方位 ψ_R に追従させる。参照方位は一定状態と変針状態をもち，方位誤差（方位偏差）は

$$\psi_e = \psi - \psi_R \tag{3.26}$$

になる。ここで，ψ は船首方位，ψ_R は参照方位，ψ_e は方位偏差である。

航路制御は図 3.6 に示すように，（a）直線と（b）円弧の計画航路から生成した参照軌道に船体位置を追跡させる。同図で，点 R は参照位置，点 P は船位，点 H は P から計画航路に下した垂線の足（垂足），点 S，F は旋回の開始点と終端点，点 C は旋回中心，$\Delta\psi$ は旋回角，ρ は旋回半径である。x_e，y_e は航路誤差で接線方向成分（Tangential tracking error），垂線方向成分（円弧では法線方向，Cross-track error，XTE）になり，平面座標で直線と円弧ごとに定めると，次式になる。

$$\begin{bmatrix} x_e \\ y_e \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi_T) \begin{bmatrix} x_H - x_R \\ y_H - y_R \end{bmatrix} \tag{3.27}$$

$$\psi_T = \begin{cases} \psi_R & \text{(straight line)} \\ \psi_C & \text{(circle arc line)} \end{cases} \tag{3.28}$$

ここで，x_H，y_H は垂足位置，x_R，y_R は参照位置，$\boldsymbol{\Omega}_B^E$ は地球固定座標から船体固定座標に変換する行列，ψ_T は航路誤差角，ψ_C は円弧上の点 H と点 C の角度，

$$\boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi) = \begin{bmatrix} \cos\psi & \sin\psi \\ -\sin\psi & \cos\psi \end{bmatrix} \tag{3.29}$$

$$\psi_C = \tan^{-1}\left[\frac{x_H - x_C}{-(y_H - y_C)}\right] \tag{3.30}$$

x_C，y_C は旋回中心位置であり，$\tan^{-1}[\ ]$ の分母分子の変数に注意する。

参照軌道速度は次式になる。

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_R \\ \dot{y}_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_R \\ v_R \end{bmatrix} = U_R \begin{bmatrix} \cos\psi_R \\ \sin\psi_R \end{bmatrix} \tag{3.31}$$

ここで，u_R，v_R は参照軌道速度，U_R は参照速度である。

航路制御で取り扱う航路誤差は式（3.27）から y_e に相当し，x_e を利用しない（位置制御では用いる）。よって，航路誤差は y_e を指し，垂足の長さ $\overline{\mathrm{PH}}$ に相当する。

航路誤差は GNSS 出力を用いる場合，緯度経度座標の測地系で計算する。

3.4.2　方位誤差モデル

方位偏差を用いた方位誤差モデルを定める。

式（3.16）の方位運動モデルを状態空間表現に変更すると，

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{x}}_r = \boldsymbol{A}_r \boldsymbol{x}_r + \boldsymbol{B}_r(\delta_c + \delta_{ro}) \\ \psi_e = \boldsymbol{C}_r \boldsymbol{x}_r \end{cases} \tag{3.32}$$

になる。ここで，$\boldsymbol{x}_r = [\,\psi_e,\ r_x\,]^T$，$r_x$ は式（3.16）から 1 次進みを取った船体モデル $\dfrac{K_r}{T_r s + 1}$

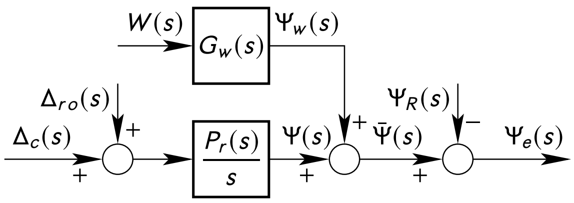


図 3.7　方位誤差モデルのブロック線図

を用い，

$$
\boldsymbol{A}_r = \begin{bmatrix} 0 & 1-\dfrac{T_{r3}}{T_r} \\ 0 & -\dfrac{1}{T_r} \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{B}_r = \frac{K_r}{T_r}\begin{bmatrix} T_{r3} \\ 1 \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{C}_r = \begin{bmatrix} 1 & 0 \end{bmatrix} \tag{3.33}
$$

である。

r と r_x の関係は次式になる。

$$
r = \left(1 - \frac{T_{r3}}{T_r}\right) r_x + K_r \frac{T_{r3}}{T_r}(\delta_c + \delta_{ro}) \tag{3.34}
$$

方位誤差モデルは式（3.32）と外乱モデル（3.3 節）からなり，

$$
\begin{cases} \dot{\boldsymbol{x}}_h = \boldsymbol{A}_h \boldsymbol{x}_h + \boldsymbol{B}_h(\delta_c + \delta_{ro}) + \boldsymbol{B}_h^w w \\ \bar{\psi} = \boldsymbol{C}_h \boldsymbol{x}_h \end{cases} \tag{3.35}
$$

になる。ここで，添字 h は方位制御を表し，$\boldsymbol{x}_h = [\,\boldsymbol{x}_r,\ \boldsymbol{x}_w\,]^T$，$\bar{\psi} = \psi + \psi_w$ は検出方位，アクセント $^{-}$ は検出信号，

$$
\begin{cases} \boldsymbol{A}_h = \begin{bmatrix} \boldsymbol{A}_r & \boldsymbol{O}_{2\times 2} \\ \boldsymbol{O}_{2\times 2} & \boldsymbol{A}_w \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{B}_h = \begin{bmatrix} \boldsymbol{B}_r \\ \boldsymbol{O}_{2\times 1} \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{B}_h^w = \begin{bmatrix} \boldsymbol{O}_{2\times 1} \\ \boldsymbol{B}_w \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{C}_h = -\begin{bmatrix} \boldsymbol{C}_r & \boldsymbol{C}_w \end{bmatrix} \end{cases} \tag{3.36}
$$

$\boldsymbol{O}_{i\times j}$ は i 行 j 列のゼロ行列である。なお，潮流成分は影響しないとして含めず，$\boldsymbol{C}_h$ の符号は方位偏差 ψ_e の符号をマイナスとしている。形式 $\psi_e = \psi_R - \psi$ は目標に方位を追従する表現で，その形式を引き継いでいるためである。誤差モデルのブロック線図を図 3.7 に示す。

3.4.3　航路誤差モデル

航路誤差モデルを導出する。航路誤差モデルは方位誤差モデルと組み合わせて構成する。航路誤差の速度成分を求める。船体運動と潮流の対地速度成分は図 3.8 に示すように

$$
\begin{bmatrix} u_n \\ v_n \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi) \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} \tag{3.37}
$$

$$
\begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} = U_c \begin{bmatrix} \cos\psi_c \\ \sin\psi_c \end{bmatrix} \tag{3.38}
$$

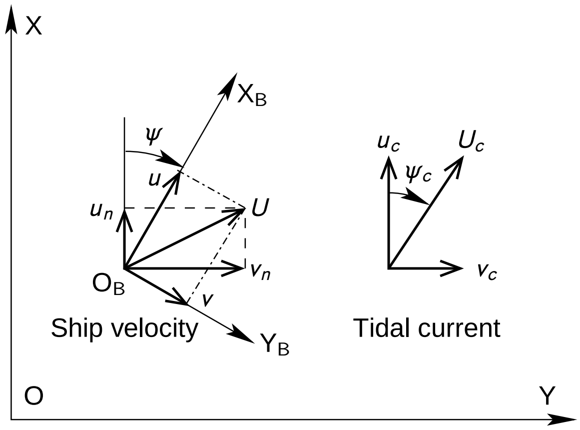


図 3.8　船体速度成分と潮流成分

になる。ここで，u_n，v_n はそれぞれ北向き，東向きの船体速度成分，U_c は潮流速度，ψ_c は潮流方位，$\boldsymbol{\Omega}_E^B$ は船体固定座標から地球固定座標に変換する行列で

$$\boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi) = \left(\boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi)\right)^T \tag{3.39}$$

である。よって，対地速度は船体運動成分と潮流成分のそれの和になるから

$$\begin{bmatrix} u_g \\ v_g \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_n \\ v_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} \tag{3.40}$$

になる。ここで，u_g，v_g はそれぞれ北向き，東向きの対地速度成分である。

参照方位における対地速度は次式になる。

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} u_{gR} \\ v_{gR} \end{bmatrix} &= \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi_R) \begin{bmatrix} u_g \\ v_g \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi_e) \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} + \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi_R) \begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} u\cos\psi_e - v\sin\psi_e + u_{cR} \\ u\sin\psi_e + v\cos\psi_e + v_{cR} \end{bmatrix} \end{aligned} \tag{3.41}$$

ここで，u_{gR}，v_{gR} は参照方位のそれぞれ前進方向，右手方向の速度成分

$$\boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi_e) = \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi_R)\boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi) \tag{3.42}$$

$$\begin{bmatrix} u_{cR} \\ v_{cR} \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi_R) \begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} \tag{3.43}$$

である。

式（3.41）を次の仮定で線形化する。

- 方位偏差 ψ_e を微小とすれば，$\cos\psi_e \approx 1$，$\sin\psi_e \approx \psi_e$ になる。
- 前進速度を $u = u_0 + \Delta u$ で置き換える。ここで，u_0 は一定値，Δu は変数である。
- 変数の 2 次以上を省略する。

このとき，与式は次式に近似できる。

$$\begin{bmatrix} u_{gR} \\ v_{gR} \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} u_0 + u_{cR} \\ u_0\psi_e + v + v_{cR} \end{bmatrix} \tag{3.44}$$

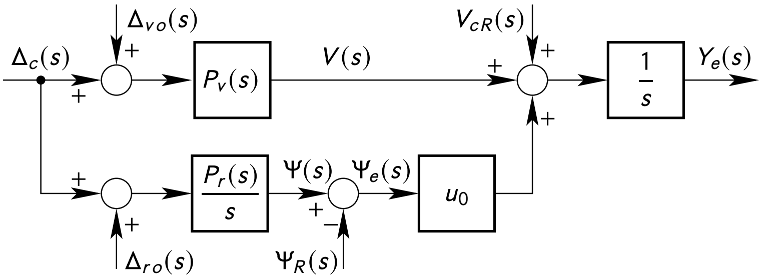


図 3.9　航路誤差モデルのブロック線図

ここで，ψ_e は式（3.35）から $\psi_e+\psi_w$ になるが，ψ_w の平均をゼロとするためそれを省いている。航路制御では航路誤差の前進方向成分 x_e を無視し，横方向成分 y_e をゼロに収斂させることである。y_e の微分が上式の速度成分 v_{gR} に相当するから，次式になる。

$$\dot{y}_e = v_{gR} = u_0\psi_e + v + v_{cR} \tag{3.45}$$

上式の右辺は，3 つの項からなる。

1. 方位偏差の項 $u_0\psi_e$ は方位誤差モデルと連結する。
2. 横流れ速度 v は式（3.17）から設定する。
3. 潮流成分 v_{cR} は状態量でなく，入力信号とする。

よって，航路誤差モデルは次式になる。

$$\begin{bmatrix} \dot{\boldsymbol{x}}_h \\ \hline \dot{\boldsymbol{x}}_t \end{bmatrix} = \left[\begin{array}{c|c} \boldsymbol{A}_h & \boldsymbol{O}_{4\times 2} \\ \hline \boldsymbol{A}_t^h & \boldsymbol{A}_t \end{array}\right] \begin{bmatrix} \boldsymbol{x}_h \\ \hline \boldsymbol{x}_t \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \boldsymbol{B}_h(\delta_c+\delta_{ro}) \\ \hline \boldsymbol{B}_t(\delta_c+\delta_{vo}) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \boldsymbol{B}_h^w w \\ \hline \boldsymbol{B}_t^c v_{cR} \end{bmatrix} \tag{3.46}$$

$$\begin{bmatrix} \psi_e \\ \hline y_e \end{bmatrix} = \left[\begin{array}{c|c} \boldsymbol{C}_t^h & \boldsymbol{O}_{1\times 2} \\ \hline \boldsymbol{O}_{1\times 4} & \boldsymbol{C}_t \end{array}\right] \begin{bmatrix} \boldsymbol{x}_h \\ \hline \boldsymbol{x}_t \end{bmatrix} \tag{3.47}$$

ここで，添字 t は航路制御を表し，$\boldsymbol{x}_t = [\,y_e,\ v\,]^T$，$\delta_{vo}$ は外乱入力扱いで

$$\begin{cases} \boldsymbol{A}_t = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 0 & -\dfrac{1}{T_v} \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{B}_t = \begin{bmatrix} 0 \\ \dfrac{K_v}{T_v} \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{B}_t^c = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{C}_t = \begin{bmatrix} 1 & 0 \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{A}_t^h = \begin{bmatrix} u_0 & \boldsymbol{O}_{1\times 3} \\ 0 & \boldsymbol{O}_{1\times 3} \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{C}_t^h = \begin{bmatrix} 1 & \boldsymbol{O}_{1\times 3} \end{bmatrix} \end{cases} \tag{3.48}$$

である。航路誤差モデルのブロック線図を図 3.9 に示す。

3.5　結言

制御対象を検討した。その結果をまとめると，つぎのようになる。

1. yaw と sway の船体運動モデルでは，1 次式の応答モデル型を採用する。

(a) yaw 船体モデルでは，変針時のフィードフォワード制御を考慮して，その分子に1 次進み要素を付加する。変針応答の過渡現象が野本モデルより低減できる。

(b) 操舵機モデルでは，舵角と舵速度に入力制限を設定した。命令舵角はそれらの入力制限以下に制御することで，操舵機特性は見かけ上無視できる。

(c) 提案モデルでは，操舵機モデルと船体モデルを合わせたものである。

2. 外乱モデルでは，3 つの成分，舵角オフセット，波浪成分と潮流成分を定めた。
3. 誤差モデルでは，モデルベース設計のために設定した。

(a) 方位誤差と航路誤差では，それぞれ方位制御と航路制御に対応して設定した。

(b) 方位誤差モデルでは，yaw 船体モデル，舵角オフセットと波浪成分から構成した。

(c) 航路誤差モデルでは，方位誤差モデルの方位誤差と，sway 船体モデル，舵角オフセットと潮流成分から構成した。

付録 3.A　対象船の特性

シミュレーションで用いる対象船は 2 種類を定める。1 つは文献 [48, 49] の非線形特性を有する mariner class，船長 $L = 160.93$ m である。他方はそれを $L = 70$ m の特性に変更したものである。

(1)　$L = 160.93$ m の場合

本船の微係数は非線形成分を除き，表 3.1 にまとめる。同表で，添字 $'$ は無次元数，$Y_r' = Y_r' - m'u_0'$, $N_r' = N_r' - m'u_0'x_G'$ とする。

応答モデルの有次元パラメータは表 3.2 にまとめる。同表の数値は，表 3.1 のものを式(3.6)，(3.9) に代入して求める。ここで，添字 $\tilde{}$ は 2 次モデル，添字 ^{N} は野本モデル（パラメータは式（3.12)），パラメータの有次元化は次式によって変換する。

$$T = \frac{L}{U}T', \quad K_r = \frac{U}{L}K_r', \quad K_v = UK_v' \tag{3.49}$$

U は船速（速力），T は時定数，K_r は旋回力ゲイン，K_v は横流れゲインである。

本船のスパイラル特性を図 3.10 に示す。同図で，直線は線形二次モデルの場合を，曲線は非線形モデルの場合をそれぞれ示す。直線の傾斜は表 3.2 の $\widetilde{K}_r, \widetilde{K}_v$ の値に一致する。舵角オフセットがそれぞれ $\delta_{ro} = \delta_{vo} = -1$ deg をもつ。

(2)　$L = 70$ m の場合

本船の微係数は $L = 160.93$ m のものを変更する。

- 船長 L を 160.93 m から 70 m に変更する。
- 式（3.6）において，，$\boldsymbol{M} = 0.3\boldsymbol{M}$ とする。

表 3.1　線形微係数（$u'_0 = 1$）

$m' = 798 \times 10^{-5}$	$I'_z = 39.2 \times 10^{-5}$	$x'_G = -0.023$	
$Y'_{\dot{v}} = -748 \times 10^{-5}$	$Y'_{\dot{r}} = -9.354 \times 10^{-5}$	$Y'_v = -1160 \times 10^{-5}$	$Y'_r = 1297 \times 10^{-5}$
$N'_{\dot{v}} = 4.646 \times 10^{-5}$	$N'_{\dot{r}} = -43.8 \times 10^{-5}$	$N'_v = -264 \times 10^{-5}$	$N'_r = 147.65 \times 10^{-5}$
$Y'_\delta = 278 \times 10^{-5}$	$N'_\delta = -139 \times 10^{-5}$		

表 3.2　応答モデルのパラメータ

U_0 [kn] [kn]	$\widetilde{K}_r$ [1/s]	$\widetilde{K}_v$ [m/s]	$\widetilde{T}_1$ [s]	$\widetilde{T}_2$ [s]	$\widetilde{T}_{r3}$ [s]	$\widetilde{T}_{v3}$ [s]	T_r^N [s]	T_v^N [s]
10	0.123	-9.8	177.0	11.6	27.8	5.9	160.8	182.7
15	0.185	-14.7	118.0	7.8	18.5	3.9	107.2	121.8
20	0.247	-19.5	88.5	5.8	13.9	3.0	80.4	91.4

- 表 3.2 において，次式にする。

$$\left\{\begin{aligned} &\begin{bmatrix} Y'_\delta \\ N'_\delta \end{bmatrix} = c_\delta \begin{bmatrix} Y'_\delta \\ N'_\delta \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} Y'_{\delta\delta\delta} \\ N'_{\delta\delta\delta} \end{bmatrix} = c_\delta \begin{bmatrix} Y'_{\delta\delta\delta} \\ N'_{\delta\delta\delta} \end{bmatrix} \\ &\begin{bmatrix} Y'_0 \\ N'_0 \end{bmatrix} = c_0 \begin{bmatrix} Y'_0 \\ N'_0 \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} Y'_{0u} \\ N'_{0u} \end{bmatrix} = c_0 \begin{bmatrix} Y'_{0u} \\ N'_{0u} \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} Y'_{0uu} \\ N'_{0uu} \end{bmatrix} = c_0 \begin{bmatrix} Y'_{0uu} \\ N'_{0uu} \end{bmatrix} \end{aligned}\right. \tag{3.50}$$

ここで，添字 $_{\delta\delta\delta}$，$_{0u}$，$_{0uu}$ は非線形係数，$c_\delta = 0.2$，$c_0 = 0.05$ である。

- 2 次モデルパラメータに換算した値は船速 $U_0 = 20$ kn のとき，次式になる。

$$\widetilde{K}_r = 0.113\ \mathrm{s}^{-1}, \quad \widetilde{T}_1 = 38.5\ \mathrm{s}, \quad \widetilde{T}_2 = 2.5\ \mathrm{s}, \quad \widetilde{T}_{r3} = 6.0\ \mathrm{s} \tag{3.51}$$

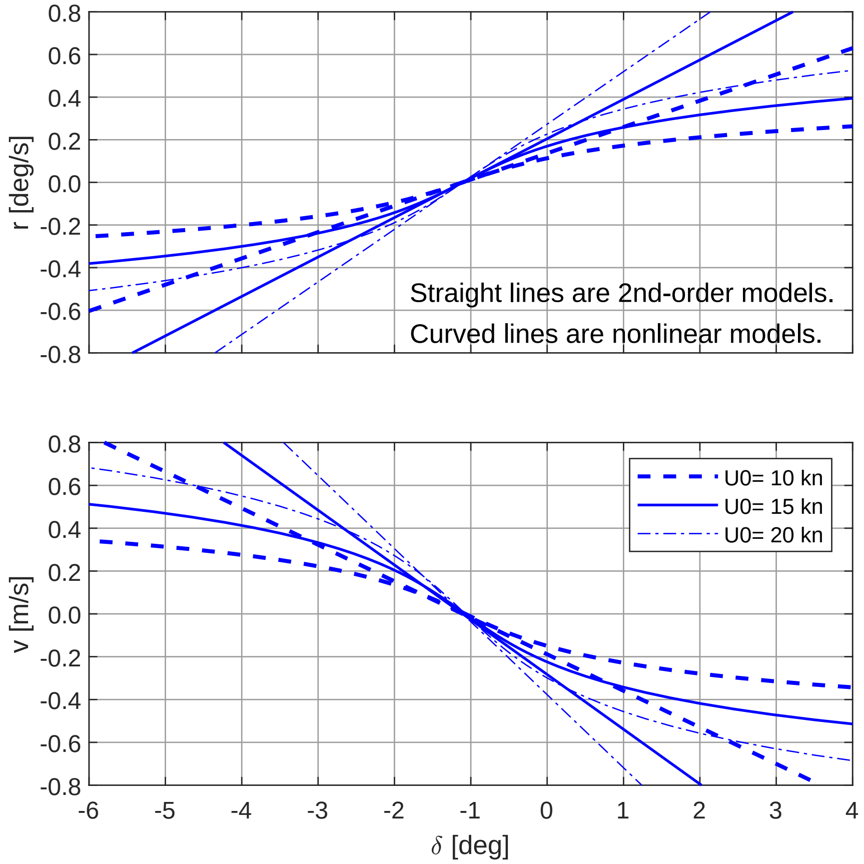


図 3.10　対象船のスパイラル特性

第 I 部

同定系

第 4 章

船体モデルのパラメータ同定

4.1 緒言

本適応型オートパイロットの制御システムはモデルベース設計（MBD）を採用し，その構成を図 4.1 に示す。同図において，その制御対象（3 章参照）は船体運動モデル（船体モデル）と波浪外乱モデル（波浪モデル）からなる。制御対象のパラメータはパラメータ同定器によって求める。それらのパラメータを制御システムに入力することで，オートパイロットは機能できる。すなわち，パラメータ同定器が MBD を具現化している。本章は船体モデルのパラメータを同定する手法を提案するものである。

対象船は船速，喫水やトリムの状態により，その船体特性が変化する。そのため，同定システムは船体パラメータを変針状態から求めて，制御システムに反映させる必要がある。変針状態は舵角操作量と船体運動量のダイナミックレンジが大きく（SN 比が高く），同定計算にとって都合がよい。その変針には，手動操船と自動操船がある。

yaw 運動モデルの船体パラメータの同定方法には，Model Reference Adaptive System（MRAS）[11] や反復最小二乗法 Recursive Least Squares（RLS）[50] などがある。MRAS は複数回の変針操舵が必要のため，通常の変針動作から同定できない。RLS は 1 回の変針動作で同定できるが，パラメータの同定範囲を制限しにくい。また，sway 運動モデルのパラメータ同定は，応答モデルを用いた文献が発見できなかった。拡張カルマンフィルタ（Extended Kalman Filter，EKF）[51, 28] は制御対象の状態とパラメータを同時に推定できる。だが，本論文の方針は状態推定とパラメータ同定とを独立して構築するため，EKF を割愛する。

求まった同定値は変針条件や外乱成分などに起因する変動や誤差をもつ。そのため，同定値を制御システムにそのまま更新することは避けなければならない。

本制御システムは MBD のため，船体パラメータが不可欠である。対象船の船体特性は船速などの航行状態が変動したら，その状態の船体パラメータを利用する必要がある。船体パラメータは yaw と sway のモデルのものである。よって，本章の課題を次のように定める。

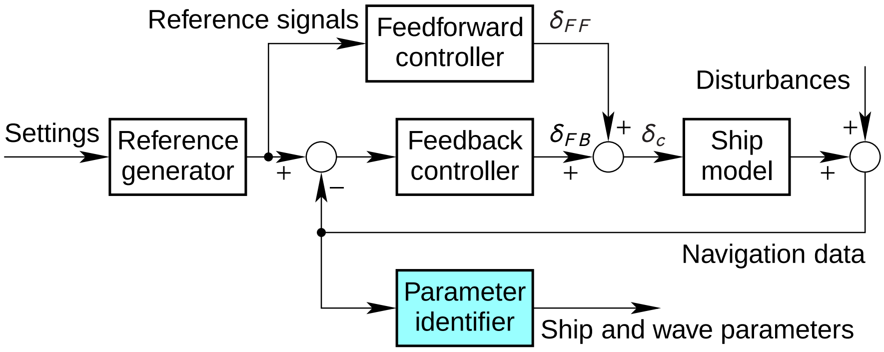


図 4.1　適応型オートパイロットの構成

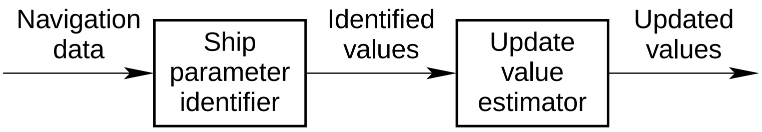


図 4.2　船体パラメータの同定システムの構成

1. 船体パラメータを変針時の応答から同定する。
2. その同定値から適切な更新値を推定する。

上記課題を解決する方策は，課題の番号に呼応して，次のようになる。

1. パラメータ同定方法を提案する。本提案法は変針時の時系列データを用いて，同定モデル，同定算法と，同定誤差の特性と低減策からなる。その有効性をシミュレーションによって検証する。
2. 更新値を推定する方法を提案する。本提案法は同定値のデータ列を用いて，速度変化修正，喫水変化対策と更新関数からなる。その有効性をシミュレーションと実船試験データによって検証する。

したがって，本同定手法は上記方策に基づき，図 4.2 に示すような構成をもつ。

なお，本章は文献 [52]（初期方式）と [53] を加筆修正したものである。

4.2　パラメータ同定

4.2.1　緒言

本節は図 4.2 に示す，前段の船体運動モデルのパラメータ同定について説明する。

同定システムは制御システムに適応機能を与えるもので，船体モデルのパラメータを変針時の時系列データから同定する手法である。同定値は制御システムにおいて，設定値や制御ゲインを算出するために利用される。船体モデル（第 3 章参考）は 2 次運動モデルから yaw，sway の 1 次モデルを提案したものである。

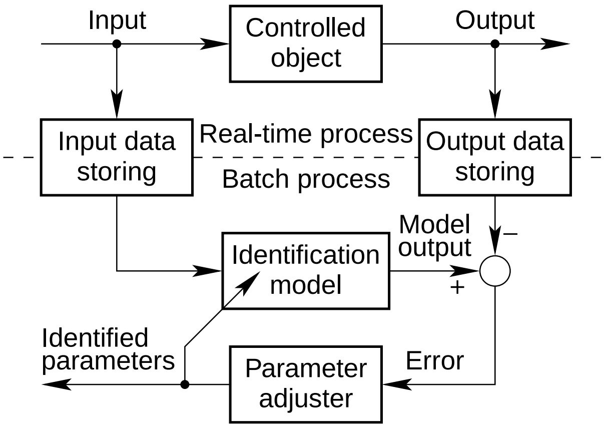


図 4.3　船体パラメータ同定の構成

本節は，次のことを目的とする。

- 船体モデルのパラメータを同定する手法を提案する。
- 同定手法の誤差特性とその低減策を明らかにする。
- 同定手法の有効性をシミュレーションによって確認する。

その達成のため，次のことを考慮して検討する。

- 同定手法において，対象船の横流れ速度信号を利用しないこと，計算を 1 回の変針応答で完結すること，針路安定船・不安定船のパラメータに対応することなどである。
- 誤差特性では，変針量と船速による影響，波浪外乱による影響を明らかにする。誤差低減策では収録データ，計算方法や手動操船時の取り扱いになる。
- 有効性では，提案法を他の同定算法と比較し，変針量，船速と制御モードによる影響を検証する。制御モードは方位制御，航路制御である。

船体パラメータ同定の構成を図 4.3 に示す。同図において，動作は次のようになる。

1. 変針時から制御対象（船体運動）の入出力時系列データを収録する。
2. 同定計算はバッチ処理で行なう。制御対象の入力データを同定モデルに入力し，そのモデル出力データを制御対象のものと比較して，誤差を求める。
3. その誤差が最小になるように，同定モデルの船体パラメータを調整する。

4.2.2　同定モデル

同定モデルは船体運動モデルと外乱モデルに基づいて定める。

船体運動モデルの構成を 3 章 3.2 節から図 4.4 に示す。同図で，$\mathcal{L}[\delta(t)]$ は舵角のラプラス変換を意味する。yaw と sway の船体運動モデルは命令舵角とその舵速度が操舵機の入力制限以下と仮定すれば，

$$R(s) = P_r(s)\Delta_c(s) \tag{4.1}$$

$$V(s) = P_v(s)\Delta_c(s) \tag{4.2}$$

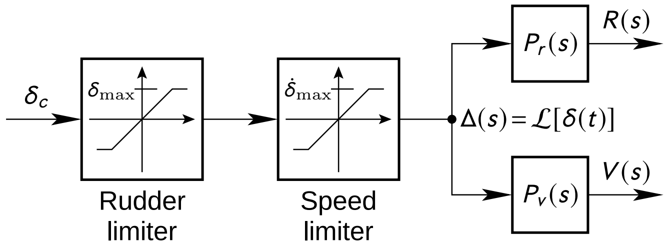


図 4.4　船体運動モデルの構成

が成り立つ。ここで，s はラプラス演算子，$\Delta_c(s)$ は命令舵角，$R(s)$ は旋回角速度，$V(s)$ は横流れ速度，P_r(s) は yaw 運動モデル，P_v(s) は sway 運動モデルで，

$$P_r(s) = \frac{K_r(T_{r3}s+1)}{T_r s+1} \tag{4.3}$$

$$P_v(s) = \frac{K_v}{T_v s+1}, \qquad T_v = T_r \tag{4.4}$$

K_r は旋回力ゲイン，K_v は横流れゲイン，T_r, T_{r3}, T_v は時定数で $T_{r3} \ll |T_r|$ である。

したがって，船体運動モデルのパラメータは次式になる。

$$\{K_r,\ T_r,\ T_{r3}\} \in P_r(s), \qquad \{K_v,\ T_v\ (=T_r)\} \in P_v(s)$$

船体特性が安定船・不安定船（針路を便宜的に省く）の場合により，パラメータの符号は

$$\begin{cases} T_r > 0, \quad K_r > 0, \quad K_v < 0 \quad \text{(Stable ship)} \\ T_r < 0, \quad K_r < 0, \quad K_v > 0 \quad \text{(Unstable ship)} \end{cases} \tag{4.5}$$

になる。ここで，$T_{r3} > 0$ である。上式の符号は，舵角がゼロ付近での特性に基づく。

一方，外乱モデルは 3 章 3.3 節から，旋回角速度の舵角オフセット成分 δ_{ro} と横流れ速度のもの δ_{vo}，北向きの潮流オフセット成分 u_{co} と東向きのもの v_{co} である。

同定モデルの出力は航海センサーの検出信号に相当する必要がある。検出信号は，ログ船速計出力の船速，コンパス出力の検出方位と GNSS 出力の位置情報を利用する。なお，横流れ速度信号は利用しないものとする。

同定モデルを yaw のものと sway のものに分けて設定する。

（1） yaw 同定モデル

yaw 同定モデルは図 4.5 に示すように，次式となる。

$$\begin{cases} \dot{\psi} = r, \qquad r = \left(1 - \dfrac{T_{r3}}{T_r}\right) r_x + K_r \dfrac{T_{r3}}{T_r}(\delta_c + \delta_{ro}) \\ \dot{r}_x = -\dfrac{1}{T_r} r_x + \dfrac{K_r}{T_r}(\delta_c + \delta_{ro}), \qquad r_x(0) = r_0 \end{cases} \tag{4.6}$$

ここで，r_0 は旋回角速度の初期値である。r_0 は保持の静定が十分でない場合に生じる。このとき，角速度の初期値応答 $r_0 \exp(-t/T_r)$ が生じる。δ_{ro} は外乱成分などによる角速度の

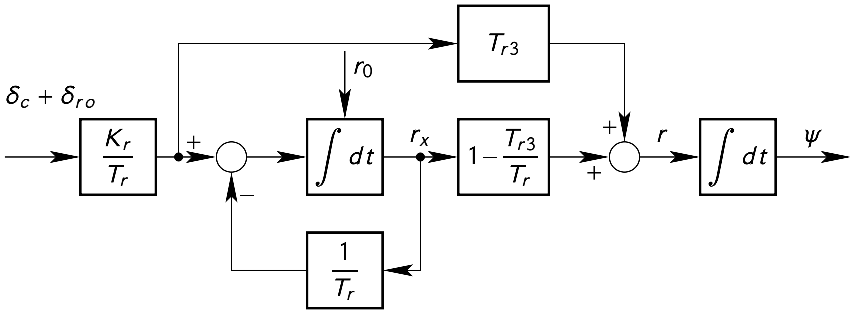


図 4.5　yaw 同定モデル

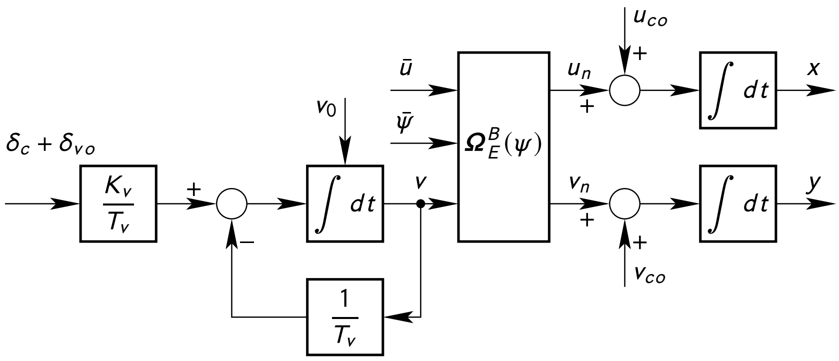


図 4.6　sway 同定モデル

発生に相当するもので，外乱の大きさと等価になる。よって，同定するパラメータは

$$\boldsymbol{X}_r = \left\{T_r, \quad \frac{K_r}{T_r}, \quad \frac{T_{r3}}{T_r}, \quad \delta_{ro}, \quad r_0\right\} \tag{4.7}$$

となる。モデル方位 $\psi(t)$ の時系列データは，上式の設定値と命令舵角 $\delta_c(t)$ の時系列データを式（4.6）に代入して数値積分することで得られる。

(2)　sway 同定モデル

sway 同定モデルは図 4.6 に示すように，船体固定座標の速度成分を地球固定座標のものに変換し積分して，位置に至るまでをモデル化する。横流れ速度は式（4.2）から生成する。船体パラメータ K_v/T_v は船体位置（船位）によって同定する。よって，sway 同定モデルは

$$\begin{cases} \dot{v} = -\dfrac{1}{T_v}v + \dfrac{K_v}{T_v}(\delta_c + \delta_{vo}), \quad v(0) = v_0 \\ \begin{bmatrix} u_n \\ v_n \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_E^B(\bar{\psi}) \begin{bmatrix} \bar{u} \\ v \end{bmatrix}, \qquad \boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi) = \begin{bmatrix} \cos\psi & -\sin\psi \\ \sin\psi & \cos\psi \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_n \\ v_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} u_{co} \\ v_{co} \end{bmatrix} \end{cases} \tag{4.8}$$

となる。ここで，v_0 は横流れ速度 v の初期値で初期値応答 $v_0 \exp(-t/T_v)$ を生じ，u_{co}，v_{co} は船体を移動させる速度オフセット，x，y はそれぞれ北方向，東方向の船位，$\bar{\psi}$ は方位検出信号，$\bar{u}$ は船速検出信号，$\boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi)$ は船体座標から地球座標に変換する行列である。よって，同定するパラメータは

$$\boldsymbol{X}_v = \left\{ \frac{K_v}{T_v}, \quad \delta_{vo}, \quad v_0, \quad u_{co}, \quad v_{co} \right\} \tag{4.9}$$

となる。モデル船位 $x(t)$，$y(t)$ の各時系列データは上式の設定値，$\delta_c(t)$ と $\bar{\psi}(t)$，$\bar{u}(t)$ の各時系列データを式（4.8）に代入して数値積分することで得られる。

4.2.3　同定算法

本節では，船体パラメータを同定する算法と，その計算方法を示す。

同定算法は，変針動作からの船体運動の時系列データに，同定モデルのものをそのパラメータで調整して一致させるものである。その調整手法は，パラメータを多変数関数の極小化問題 [29, 30] に帰着させて，同定誤差の評価量が最小になるパラメータを求めるものである。同定誤差は，船体運動の出力と同定モデルの出力との誤差である。

計算方法は，同定値を求める手順によって示す。

(1)　多変数関数の極小値

同定算法の評価量を同定誤差の二乗和で表わすと

$$J_r = \sum_{i=1}^{n} (\psi_i - \bar{\psi}_i)^2 \tag{4.10}$$

$$J_v = \sum_{i=1}^{n} (x_i - \bar{x}_i)^2 + \sum_{i=1}^{n} (y_i - \bar{y}_i)^2 \tag{4.11}$$

になる。ここで，J_r，J_v はそれぞれ yaw，sway の同定モデルの評価量，添字 i，n はそれぞれ時系列データの番号と大きさ，添字 $^-$ は検出量である。

評価量 J_r，J_v はそれぞれ同定パラメータ $\boldsymbol{X}_r$，$\boldsymbol{X}_v$ を変数とする関数になる。変数は初期値から収束値に達する。そのとき，評価量の極小値は，変数に関する偏微係数（勾配ベクトル）がゼロになるときの値に相当し

$$\min\{J_r\} \Longleftrightarrow \frac{\partial J_r}{\partial \boldsymbol{X}_r} = 2\sum_{i=1}^{n} (\psi_i - \bar{\psi}_i) \frac{\partial \psi_i}{\partial \boldsymbol{X}_r} = \boldsymbol{0} \tag{4.12}$$

$$\min\{J_v\} \Longleftrightarrow \frac{\partial J_v}{\partial \boldsymbol{X}_v} = 2\sum_{i=1}^{n} (x_i - \bar{x}_i) \frac{\partial x_i}{\partial \boldsymbol{X}_v} + 2\sum_{i=1}^{n} (y_i - \bar{y}_i) \frac{\partial y_i}{\partial \boldsymbol{X}_v} = \boldsymbol{0} \tag{4.13}$$

になる。ここで，$\partial/\partial \boldsymbol{X}$ は勾配ベクトル，$\boldsymbol{0}$ はゼロベクトル，min は極小値である。

パラメータは工学上の扱いのため，有限値になる。そこで，パラメータに制約条件（付帯条件）を加える。制約条件はラグランジェの未定乗数法（method of Lagrange multiplier）

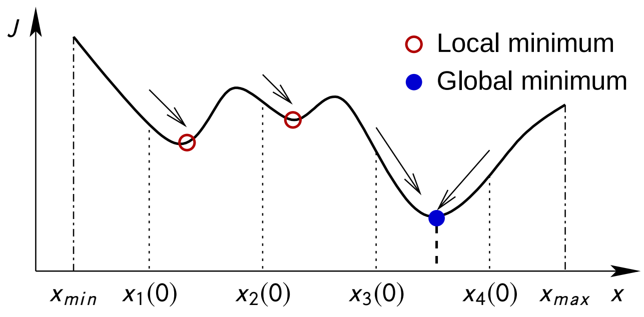


図 4.7　評価量の探索

[30] を用いると，次式のように多変数関数に組み込める。

$$J_{r\lambda} = J_r - \boldsymbol{\Lambda}_r \boldsymbol{\mathcal{X}}_r, \qquad \boldsymbol{\mathcal{X}}_r = \begin{bmatrix} \boldsymbol{X}_{r\,\max} \\ \boldsymbol{X}_{r\,\min} \end{bmatrix} \tag{4.14}$$

$$J_{v\lambda} = J_v - \boldsymbol{\Lambda}_v \boldsymbol{\mathcal{X}}_v, \qquad \boldsymbol{\mathcal{X}}_v = \begin{bmatrix} \boldsymbol{X}_{v\,\max} \\ \boldsymbol{X}_{v\,\min} \end{bmatrix} \tag{4.15}$$

ここで，$\boldsymbol{\Lambda}_r$，$\boldsymbol{\Lambda}_v$ はラグランジェの未定乗数のベクトル，$\boldsymbol{\mathcal{X}}_r$，$\boldsymbol{\mathcal{X}}_v$ は変数制約のベクトルで，その最大値と最小値で定める。このとき，$\boldsymbol{\Lambda}_r$，$\boldsymbol{\Lambda}_v$ は同定変数として追加され，極小値は

$$\min\{J_{r\lambda}\} \Longleftrightarrow \left\{ \frac{\partial J_{r\lambda}}{\partial \boldsymbol{X}_r} = \boldsymbol{0},\ \frac{\partial J_{r\lambda}}{\partial \boldsymbol{\Lambda}_r} = \boldsymbol{0} \right\} \tag{4.16}$$

$$\min\{J_{v\lambda}\} \Longleftrightarrow \left\{ \frac{\partial J_{v\lambda}}{\partial \boldsymbol{X}_v} = \boldsymbol{0},\ \frac{\partial J_{v\lambda}}{\partial \boldsymbol{\Lambda}_v} = \boldsymbol{0} \right\} \tag{4.17}$$

になる。

(2)　最小評価量の探索

同定値は評価量が最小になるものを選ぶ。その探索方法を図 4.7 を用いて説明する。同図は簡単化のため，x の 1 変数とする。ここで，$x_{\min}$，$x_{\max}$ は制約値の最小値と最大値，$x(0)$ は初期値である。評価量 J の極小値（Local minimum）は初期値が起点になり，勾配ベクトルの導関数（2 回微分）が正になる極値を探索する。その結果，その J は制約条件の範囲で，最小値（Global minimum）であることが保証できない。

そこで，複数の初期値 $x_i(0)$ に対する極小値の評価量 J_i を求めて，その中から最小値の $\min\{J_i\}$ を選び出し，そのときの変数 x をパラメータの同定値とする。$\min\{J_i\}$ は検出信号に外乱成分を含むと，外乱相当量以下にはならない。付録 4.A は波浪成分の場合を示す。

(3)　同定値の計算手順

本節では，同定値の計算手順を示す。その手順は図 4.8 に示すように，旋回操舵の時系列データを用いて，yaw パラメータの同定計算（yaw 同定）を実施し，次に sway パラメータの同定計算（sway 同定）を実施する。yaw 同定は検出方位に，sway 同定は船位信号にそれぞれのパラメータで調整して同定モデルの出力をフィッテングさせて求める。旋回操舵は保

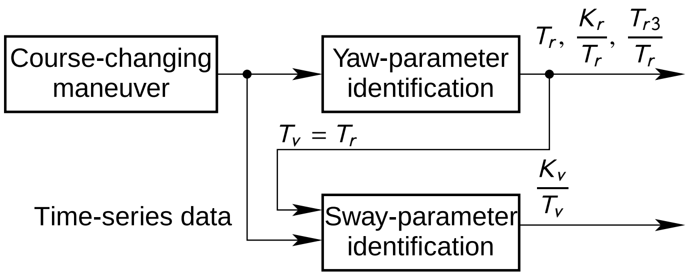


図 4.8 船体パラメータの同定手順

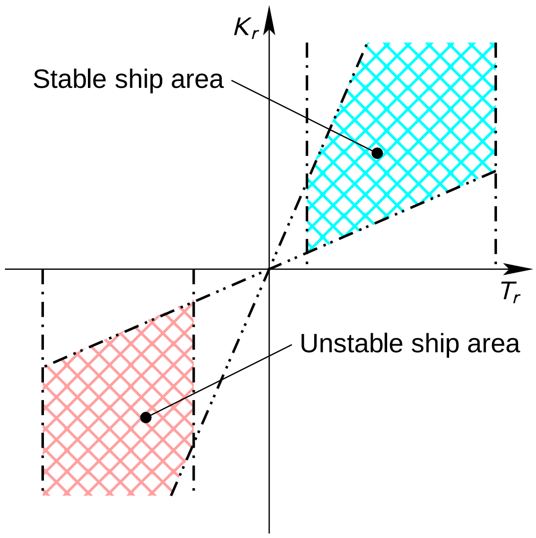


図 4.9 船体パラメータ T_r，K_r の範囲

持操舵に比べて，信号のダイナミックレンジが大きい。旋回操舵には方位制御と航路制御の場合があり，共に参照方位に基づいて旋回する。

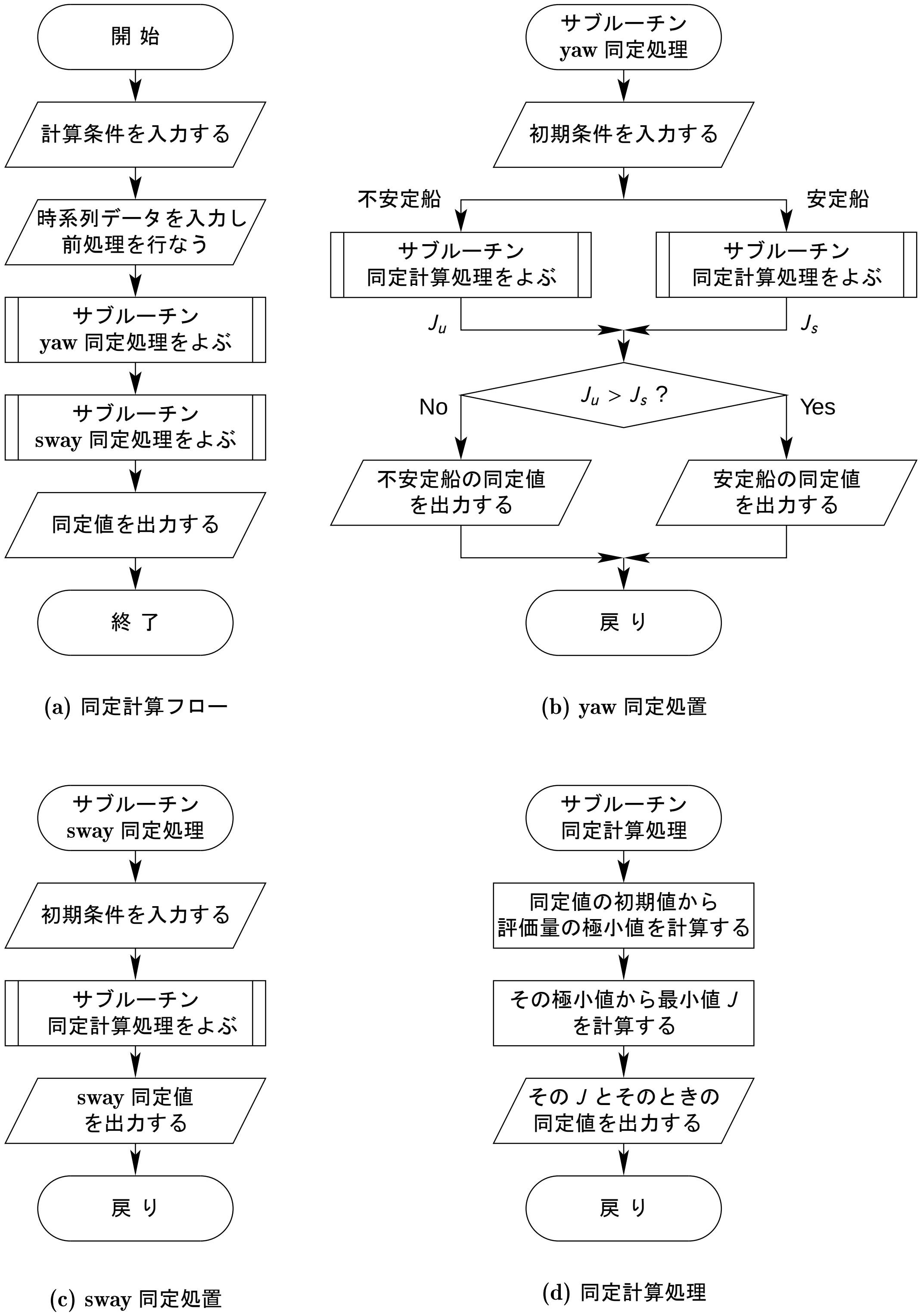
yaw 同定では，図 4.9 に示すように，対象船の船体特性が安定船か不安定船かを判断する。それぞれのパラメータ範囲で評価量を求め，その小さいほうのパラメータを選択する。

sway 同定では，K_v/T_v は $T_v = T_r$ に基づいて計算する。$K_v/T_r < 0$ なので，T_r の符号から K_v のものは決まる。

(4) 同定計算のフローチャート

同定計算のフローチャートを図 4.10 に示す。同図において，(a) はメインフロー，(b), (c) と (d) はサブフローである。

- (a) は図 4.8 に相当するものである。
- (b) は yaw 同定で，対象船の船体特性を判断しその同定値を求める。同図で，添字 s は安定船，u は不安定船である。
- (c) は sway 同定で，K_v/T_v は $T_v = T_r$ に基づき計算する。T_v の符号は決定しているので，$K_v/T_v < 0$ の条件から K_v の符号は決定する。



(a) 同定計算フロー　(b) yaw 同定処置　(c) sway 同定処置　(d) 同定計算処理

図 4.10　パラメータ同定のフローチャート

- (d) はパラメータの初期値から評価量の極小値を求めて，その極小値から最小値を求める。その最小値の評価量と同定値を出力する。

4.2.4　同定誤差の特性と低減策

船体パラメータは，オートパイロットの運用状態により変動する。そのため，そのパラメータの同定値もまた同様である。同定値は加えて，モデル化誤差や外乱成分による誤差を生じる。

本節では，同定値の誤差（同定誤差）の定性特性とその低減方策を説明する。前者は変動特性と誤差特性に関して次の（1），（2）で，後者は誤差特性を抑制する対策に関して次の（3）～（6）で説明する。変動特性は操舵状態に依存するため，それ自体を抑制することは難しい。4.3 節では，変動成分を含んだ同定値から適切な値を推定する方策について説明する。

同定計算は図 4.11 に示す方位変針からの時系列データを用いる。時系列データは yaw 同定の場合，検出方位 $\bar{\psi} = \psi + \psi_w$ と命令舵角 δ_c になる。ここで，ψ_w は波浪成分である。変針量が十分に大きければ，変針時間は長くなる。同定値は変針時間に比例して

$$K_r \to \widetilde{K}_r, \qquad K_v \to \widetilde{K}_v, \qquad T_r \to \widetilde{T}_r, \qquad T_{r3} \to \widetilde{T}_{r3} \tag{4.18}$$

のように近づくものと仮定する。ここで，$\widetilde{K}_r$，$\widetilde{K}_v$，$\widetilde{T}_r$，$\widetilde{T}_{r3}$ は式（4.3），（4.4）のパラメータの真値とする。ただし，比 $K_r/T_r \approx \widetilde{K}_r/\widetilde{T}_r$，$K_v/T_v \approx \widetilde{K}_v/\widetilde{T}_r$ として，その比が変針量の影響を受けにくいとする。単体の同定値変動は変針量に比例する傾向をもつが，両者の比をとるとそれが相殺するためである。

（1）　変針量と船速による変動特性

同定値は外部要因である変針量と船速によって変動する。同定値の変動（同定変動）を

$$\varepsilon_{ex} = f\left(\Delta\psi_{\mathrm{set}},\ u\right) \tag{4.19}$$

とする。ここで，ε_{ex} は同定変動，f は関数，$\Delta\psi_{\mathrm{set}}$ は変針量，u は船速である。

船速 u はパラメータ K_r，T_r に影響する。K_r は u に比例し，T_r は反比例する傾向をもつ。よって，比 (K_r/T_r) は u の 2 乗に比例する傾向をもつ。

変針時間 T_t は図 4.12 に示すように変針量に比例し，8 章 8.4.1 節から

$$T_t = g\left(\left(\frac{K_r}{T_r}\right)^{-1/3},\ (\Delta\psi_{\mathrm{set}})^{1/3}\right) \tag{4.20}$$

になる。ここで，g は関数である。T_t は (K_r/T_r) の 1/3 乗に反比例し，$\Delta\psi_{\mathrm{set}}$ の 1/3 乗に比例する。また，u と (K_r/T_r) の関係から，T_t は u の 2/3 乗に反比例する傾向をもつ。よって，変針時間は船速が速いほど変針量が小さいほど，短くなる。

したがって，変針量や船速が変針ごとに変化すると，同定値は変動する。

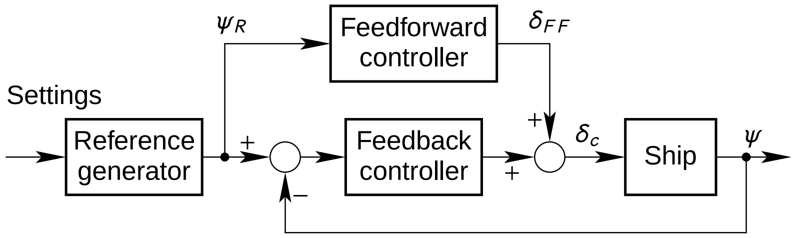


図 4.11　方位変針のブロック線図

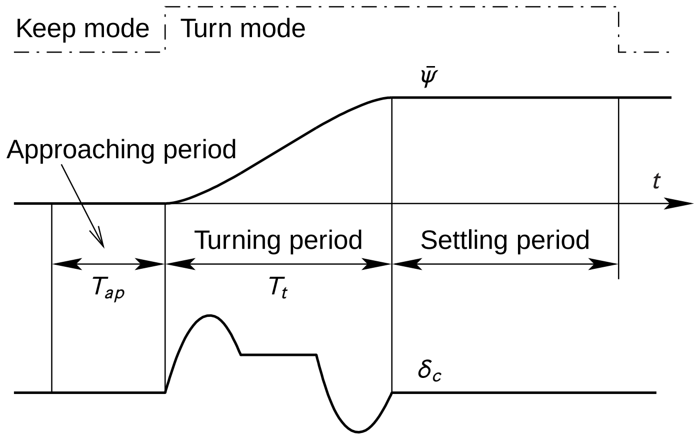


図 4.12　収録データの時系列

(2) 波浪外乱による誤差特性

同定値は波浪成分によって誤差を生じる。波浪外乱は検出方位に含まれ，制御システムを経て命令舵角に含まれる。波浪外乱を

$$\psi_w = a_w \sin(\omega_w t + \theta_w) \tag{4.21}$$

とする。ここで，ψ_w は波浪外乱，a_w は振幅，ω_w は周波数，θ_w は位相である。

波浪同定誤差を

$$\varepsilon_w = h\left(\left(\frac{a_w}{\Delta\psi_{\mathrm{set}}}\right), \left(\frac{p_w}{T_t}\right)\right) \tag{4.22}$$

とする。ここで，ε_w は波浪同定誤差，h は関数，$p_w = 2\pi/\omega_w$ は周期，$\Delta\psi_{\mathrm{set}}$ は変針量，T_t は変針時間，右辺の第 1 項は振幅比相当，その第 2 項は時間比相当である。ε_w は振幅比，時間比に比例する傾向をもつ。

したがって，a_w，p_w を一定におけば，変針量が小さいほど船速が速いほど，波浪外乱による波浪同定誤差は大きくなる。

(3) 収録データの対象期間

収録データの対象期間を図 4.12 に示す，アプローチ期間 T_{ap} と変針期間 T_t の合計とする。T_{ap} は変針前の保持期間で，船体運動の初期応答を把握するためである。T_t は検出方位

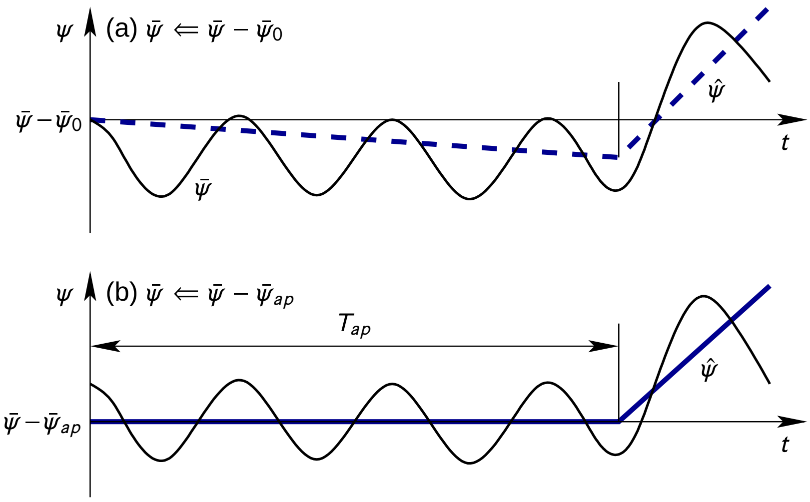


図 4.13　方位データの前処理

$\bar{\psi}$ と命令舵角 δ_c の信号のダイナミックレンジが大きい範囲になる。その信号の変化が大きいほど，同定誤差の感度は下がるので同定精度が向上する。変針後の静定期間 T_{settle} は保持状態なので，そのレンジが小さいため利用しない。T_{settle} と方位評価量 J_r との関係を 4.3 節，検証，実船試験データ A で調べたところ，$T_{\mathrm{settle}} = 0$ のとき J_r が最小になった。

よって，その対象期間は $(T_{ap} + T_t)$ にすることで，誤差の発生は抑えられる。

(4)　収録データの前処理

波浪外乱の周期成分が図 4.13 (a) に示すように，方位データ $\bar{\psi}$ の初期値 $\bar{\psi}_0$ を含むと，同定パラメータの角速度初期値 r_0 が等価的に発生して，そのほかの同定値に誤差を生じさせる。ここで，添字 ^ は同定値，周期成分は平均値ゼロとする。

そこで，r_0 の発生を抑えるため，図 4.13 (b) に示すように，方位データを

$$\bar{\psi} \Leftarrow \bar{\psi} - \bar{\psi}_{ap} \tag{4.23}$$

によって修正する。ここで，$\bar{\psi}_{ap}$ は期間 T_{ap} での $\bar{\psi}$ の平均で

$$\bar{\psi}_{ap} = \frac{1}{n_{ap}} \sum_{i=1}^{n_{ap}} \bar{\psi}_i \tag{4.24}$$

n_{ap} は T_{ap} のデータ数である。

なお，sway 同定の $\bar{x}$, $\bar{y}$ のアプローチ期間は一定でないので，修正しない。

(5)　手動操船時の対策

手動操船時の同定では，手動舵角ではなく実舵角を利用することで，同定誤差は低減できる。そのときの操舵機の応答を図 4.14 に示す。同図で，δ_m は手動舵角の入力，δ は実舵角の出力である。δ_m がステップ状にとられた場合，δ は操舵機の舵速度制限を受けてランプ状に追従する。そのため，δ_m を用いた同定値はその制限を受けて，誤差を生じる。

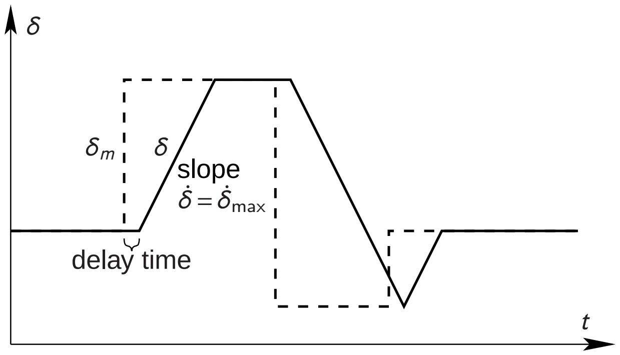


図 4.14　手動操船時の操舵機応答

実舵角を利用する場合，操舵機の時定数は船体パラメータ T_r の同定値に反映されない。だが，その時定数は T_r に比べて十分に小さいとすれば，その影響は無視できる。

(6) 船体パラメータの左右舷特性

同定手法はひとつの変針状態を利用するため，船体パラメータは片舷（左舷，右舷）または両舷の変針状態から同定できる。左舷や右舷のパラメータを独立に同定できることは，対象船の運動特性を詳細に把握できる利点をもつ。だが，左舷右舷特性はその不釣り合い状態が尋常でない場合を除いて分別しない。その分別は特殊船では実施できる場合があり得る。だが，一般船舶ではできない場合が普通である。同定値は変動特性や誤差特性をもつため，左右舷特性の把握には変針動作を繰り返す必要がある。

4.2.5　検証

本節では，船体モデルと同定手法からなる提案法の有効性をシミュレーションによって検証する。その評価内容を次に示す。

1. 提案した同定手法を他の方法と比較する。
2. 提案した船体モデルを野本の 1 次モデルと比較する。船体パラメータは前者が未知で，後者が既知である。前者のパラメータは本同定手法によって求める。
3. 提案法の同定特性を線形・非線形の対象船，方位制御・航路制御の制御モード，波浪外乱の有無などから比較する。

なお，多変数関数の極小化計算は Matlab™ の fmincon を用いる。fmincon では，逐次二次計画法（Sequential Quadratic Programming，SQP）を採用する。

(1) シミュレーションの方法

シミュレーションの構成を図 4.15 に示す。同図で，制御システムは上記の制御モードをもつ。対象船は線形・非線形の特性をもつ（3 章参照）。同定計算に必要な収録データは変針応答（図 4.11 参照）から求める。初期方位は 40 deg，刻み時間は 0.2 s である。

- 評価量の制限値は付録 4.A から $J_r = 0.5\ \mathrm{deg}^2$，$J_v = 0.5\ \mathrm{m}^2$ とする。同定値が制限

表 4.1　安定船の初期値と制約

	min.	No.1	No.2	No.3	No.4	max.
T_r [s]	5	11.34	25.718	58.326	132.28	300
K_r/T_r [s^{-2}]	0.0004	0.0010048	0.0025238	0.0063396	0.015924	0.04

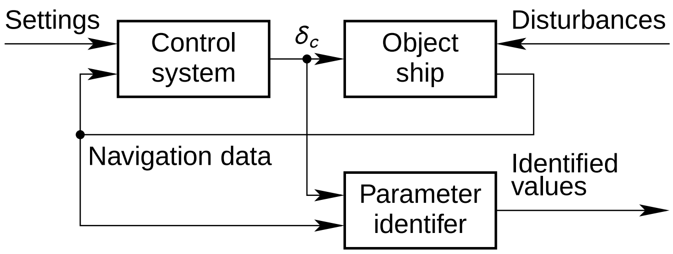


図 4.15　シミュレーションの構成

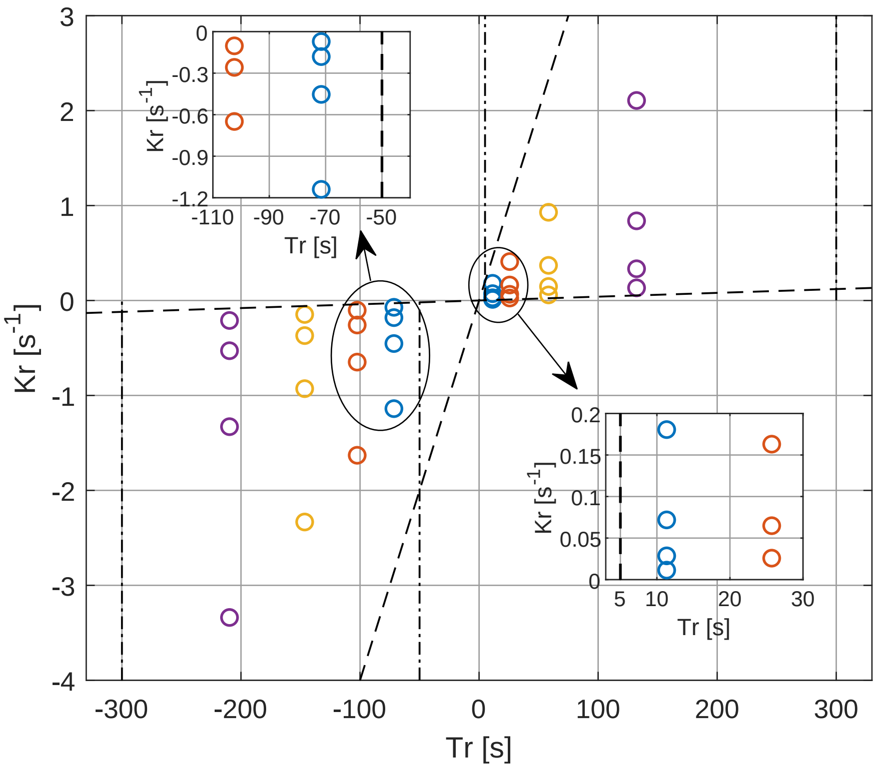


図 4.16　T_r，K_r の初期値と制約範囲

値を超えたら，無効となる。

- 収録データは，サンプリング時間が 1 秒，期間が $T_{ap} = 60$ 秒と T_t の合計になり（図 4.12 参照），yaw 同定では δ_c，$\bar{\psi}$，sway 同定では δ_c，$\bar{\psi}$，$\bar{u}$，$\bar{x}$，$\bar{y}$ になる。ここで，添字 $^-$ は検出量である。

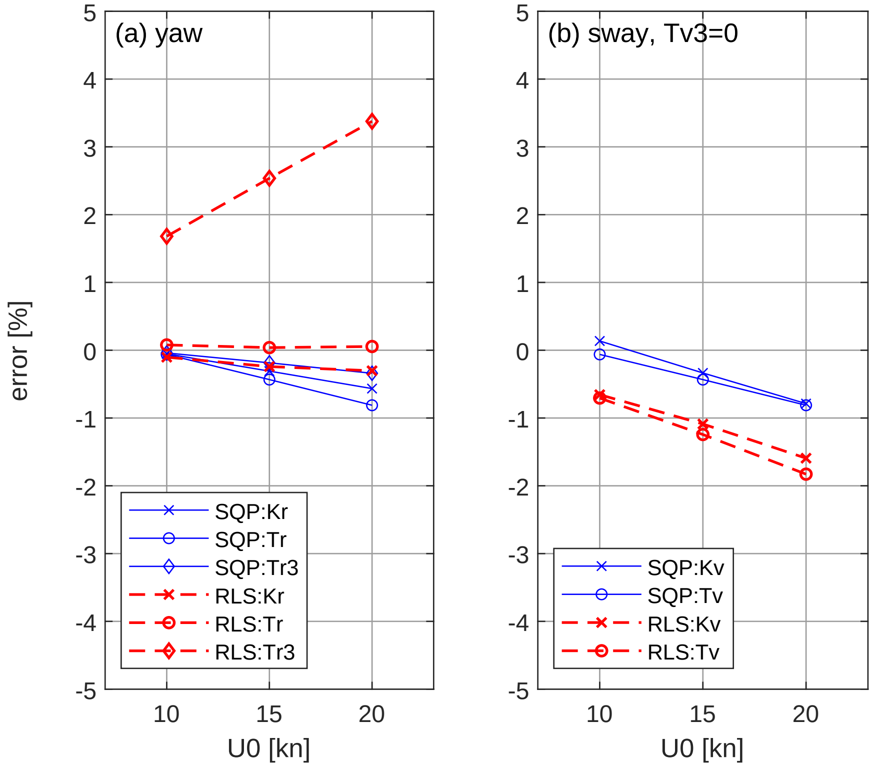


図 4.17　同定算法 SQP と RLS の比較

- 同定パラメータの初期値と制約範囲を定める。

  yaw 同定では，$\{T_r,\ K_r\}$ のものは安定船・不安定船ごとに $4 \times 4 = 16$ 組を設定する。安定船の場合は表 4.1 にまとめる。不安定船の場合は T_r の初期値が表 4.1 の値の負で，最小値が -300 s，最大値が -50 s になる。それらの $\{T_r,\ K_r\}$ を図 4.16 に示す。(T_{r3}/T_r)，δ_{ro}，r_0 の初期値はゼロ，その制約範囲は $0 \le (T_{r3}/T_r) \le 0.3$，$|\delta_{ro}| \le 0.1$ rad，$|r_0| \le 0.01$ rad·s^{-1} を設定する。

  sway 同定では，(K_v/T_v) の初期値と制約範囲は同定値 $(\hat{K}_r/\hat{T}_r)$ を用いて

  $$\left(\frac{K_v}{T_v}\right)_0 = \{-200,\ -92.8,\ -43.1,\ -20\} \times \frac{\hat{K}_r}{\hat{T}_r},\quad \left\{-300\frac{\hat{K}_r}{\hat{T}_r} \le \frac{K_v}{T_v} \le -3\frac{\hat{K}_r}{\hat{T}_r}\right\}$$

  とする。ここで，添字 $_0$ は初期値，$\hat{}$ は同定値である。δ_{vo}，v_0，u_{co}，v_{co} の初期値はゼロ，その範囲は $|\delta_{vo}| \le 0.1$ rad，$|v_0| = |u_{co}| = |v_{co}| \le 6$ m·s^{-1} を設定する。

(2)　同定算法の有効性

提案した同定算法（SQP）の有効性を付録 4.B の逐次最小二乗法（RLS）と比較して確認する。同定値計算から算法以外の誤差因子を排除するため，次のような取り扱いとする。

- 対象船はモデル化誤差をなくすため，同定モデルと同一にすると

$$\widetilde{P}_r(s) = \frac{\widetilde{K}_r(\widetilde{T}_{r3}s+1)}{(\widetilde{T}_1+\widetilde{T}_2)s+1},\quad \widetilde{P}_v(s) = \frac{\widetilde{K}_v}{(\widetilde{T}_1+\widetilde{T}_2)s+1} \tag{4.25}$$

  になる。ここで，船体パラメータは 3 章の付録 3.A の表 3.2 に示し，$\widetilde{T}_{v3} = 0$ とする。

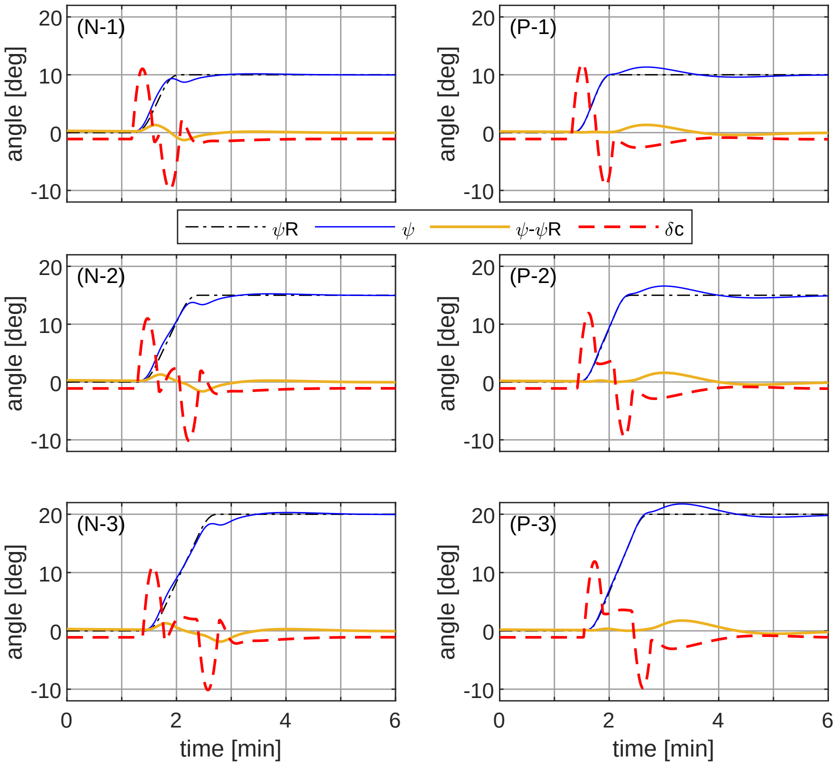


図 4.18　野本モデルと提案法の応答比較

- 方位と位置の積分演算や座標変換などをなくすため，検出量は $\bar{r}$, $\bar{v}$ を用いて，同定モデルの出力 r, v から直接に同定計算する。

両算法の同定誤差を図 4.17 に示す。同図で，同定誤差 error は 同定値 ÷ 真値 − 1，変針量は 10 deg である。同図から，(a)，(b) の場合において，

- 双方の誤差は船速に比例する傾向をもつが，実用範囲に収まっている。
- 微細にみれば，双方の特性差がありそうであるが，無視できるとする。

上記の結果から，提案算法 SQP は基準とする RLS と同等な精度をもつことが確認できた。よって，これ以降，同定算法は SQP を利用する。

(３)　提案法の有効性

提案法の有効性を野本の 1 次モデル（野本モデル）と比較して確認する。提案法は同定モデルとパラメータ同定手法からなる。同定モデルは提案した yaw 運動モデルに基づく。両者の船体モデルは 2 次モデルを 1 次モデルに近似したものでモデル化誤差をもつ。

図 4.18 は変針応答を示す。同図で，N は野本モデル，P は提案法，制御モードは方位制御，対象船は 2 次モデル，船速は 15 kn，ψ は方位，ψ_R は参照方位，δ_c は命令舵角，変針量 $\Delta\psi_{\mathrm{set}}$ は上段より 10, 15, 20 度である。野本モデルのパラメータは既知で表 3.2 の値を用いる。提案法のものは 5 回更新した同定値（十分に静定したとする）を用いる。

- 野本モデル N では，変針中に ψ が ψ_R に一致せず，δ_c は変動が大きい。そのパラメータは変針特性に無関係なので，変針状態を評価するような場合には適さない。

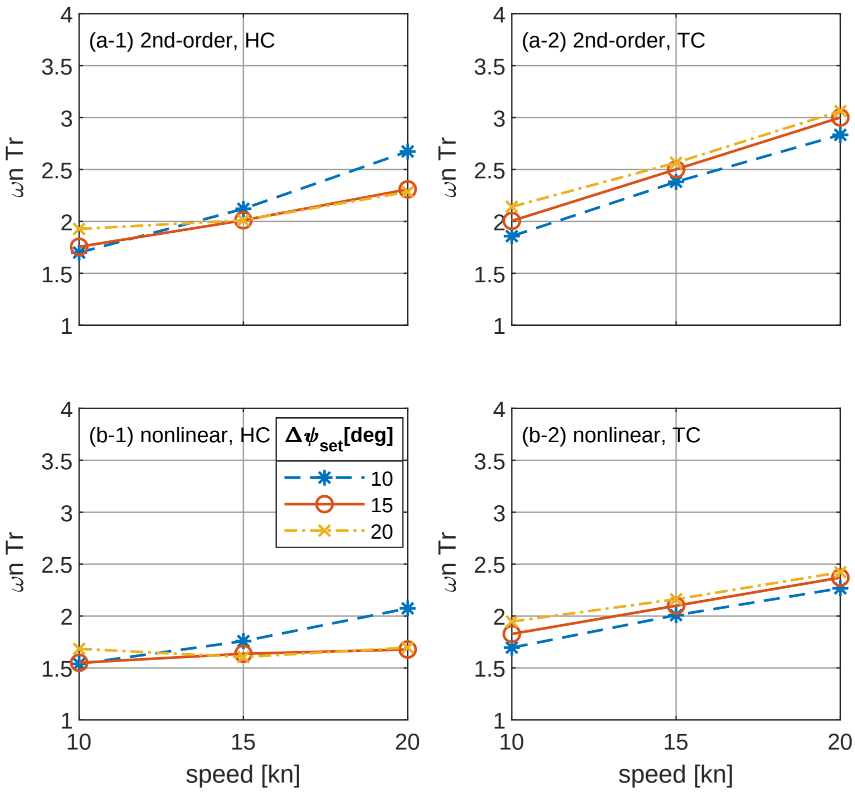


図 4.19　指標 $\omega_n T_r$ の比較

- 提案法 P では，ψ が ψ_R に一致して，δ_c は変動が小さい。そのパラメータは方位応答に一致させる同定値なので，参照方位を用いた変針には適切である。
- 変針後の応答では，N はアンダーシュート，P はオーバーシュートになっている。N ではパラメータの不一致から生じ，P では変針終了時の角速度 r の残余による過渡応答が生じる。その残余はモデル化誤差から生じる。
- P の過渡応答の抑制は同定範囲を変針後（静定状態）まで含めると，抑制できるようにみえる。だが，同定値全体が大きくなり，同定誤差が増加する傾向をもつ。
- 両者の応答誤差は，片振幅で共に変針量の 10 %になる。

よって，変針応答からパラメータを同定する，提案法の妥当性が確認できた。

(４)　制御モードと対象船の影響

提案法における制御モードと対象船の影響を確認する。制御モードは方位制御と航路制御，対象船は 2 次モデルと非線形モデルである。

パラメータ同定の結果を図 4.20，4.21 に示す。同図で，船速は 10，15，20 kn，変針量は 10，15，20 deg，パラメータは 5 回更新した同定値である。同図から，4.2.4 節の特性（パラメータは船速や変針量で変動すること）が確認できる。

図 4.20 において，(a) 方位制御は (b) 航路制御に比べ，K_r，T_r，K_v が小さくなる。(a) では，図 4.15 に示す命令舵角 δ_c は方位制御の信号になる。一方 (b) では，δ_c は航路制御

の信号も含まれる。よって，同定値は制御モードによる影響を受ける。比 K_r/T_r の変動は分母分子の変動分相殺によって，その単項に比べ小さい。

図 4.21 において，図 4.20 と同じ傾向をもつ。ただし，図 4.21 の K_r，T_r，K_v は図 4.20 に比べて小さくなる。その要因は対象船の船体パラメータは 3 章の付録 3.A の図 3.10 に示すように，δ_c に対して飽和特性をもち，一様に大きくならないことによる。

パラメータが閉ループ安定性に与える影響を示す。図 4.19 は指標 $\omega_n T_r$ の比較を示す。ここで，$\omega_n = \sqrt{K_r/T_r}$ である。同図で，2nd-order は 2 次モデル，nonlinear は非線形モデル，HC は方位制御，TC は航路制御である。指標は閉ループ安定性の尺度のひとつで，大きいほど代表根の減衰係数が低下しにくいことを示す（6 章 6.3.4 節を参照）。図 4.19 から，$\omega_n T_r$ は船速が速くなるほど大きくなる。その傾向は 2 次モデルのほうが非線形モデルより強い。

したがって，次のことが確認できた。

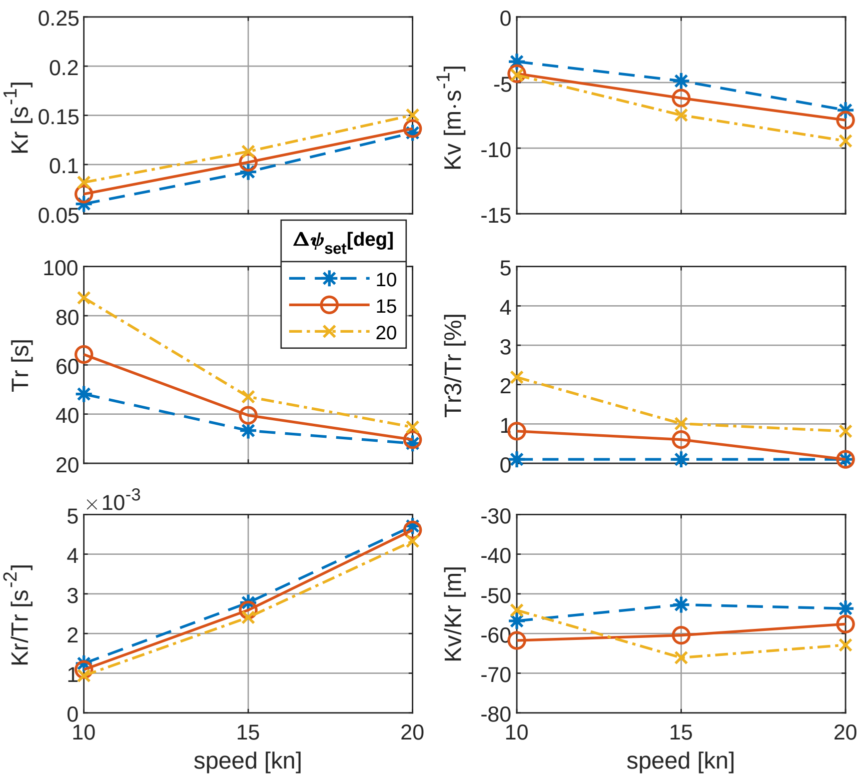
- 提案法による同定値は制御モード，対象船や変針条件の影響を受ける。
- 閉ループ安定性への悪影響は非線形モデル，方位制御，低船速，小変針量の場合，大きくなる傾向をもつ。

(5)　波浪外乱入力の影響

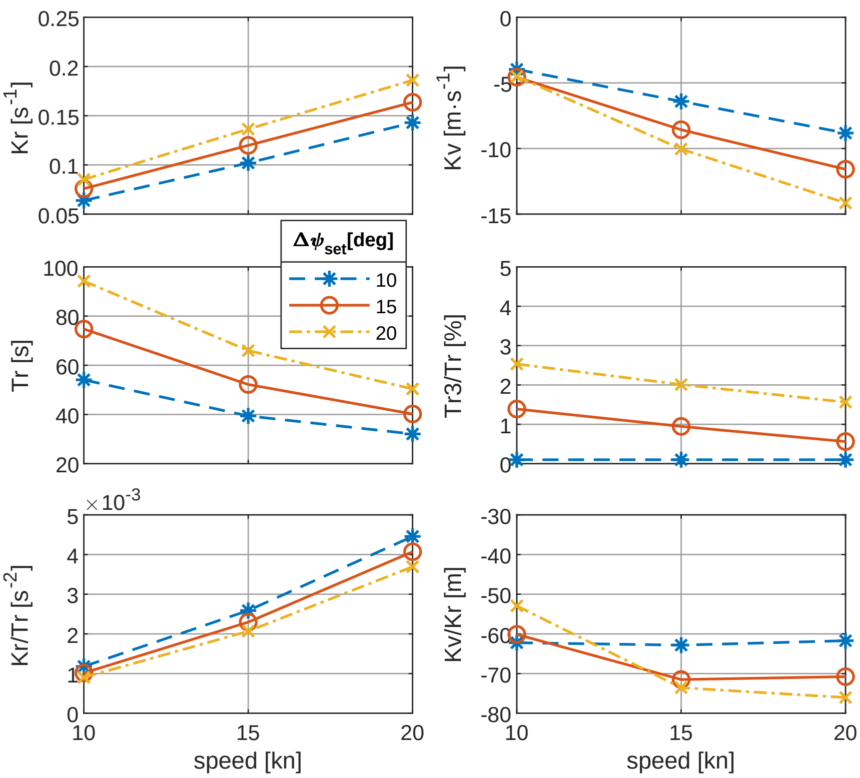
波浪外乱入力による同定値の誤差特性を検証する。同定値は波浪外乱入力によって誤差を生じる。条件は対象船が非線形モデル，更新回数が 5 回，波浪外乱が式（4.21）で $\omega_w = 2\pi \div 13$ rad/s，$a_w = \{0,\ 0.5,\ 1.0\}$ deg，$\theta_w = \{354.3,\ 60.2,\ 38.2,\ 134.1,\ 71.3,\ 176.3\}$ deg である。位相は外乱入力にランダム性を与える。

図 4.22 と 4.23 は基本となるパラメータ T_r，K_r/T_r の更新履歴を示す。同図から，同定誤差は次の特性をもつことが確認できた。

- 方位制御と航路制御は同じ傾向を示し，振幅 a_w が 0.5 から 1.0 deg になると増大する。誤差は振幅の 2 乗に比例する傾向を示す。
- T_r は激しく変動するが，比 K_r/T_r は変動量の比による相殺で穏やかに変化する。
- 4.2.4 節の特性（パラメータは変針量が小さいほど船速が速いほど，波浪外乱による同定誤差は大きくなる）に示したように，T_r の変動は変針量 10 deg，船速 20 kn の場合，最大になっている。

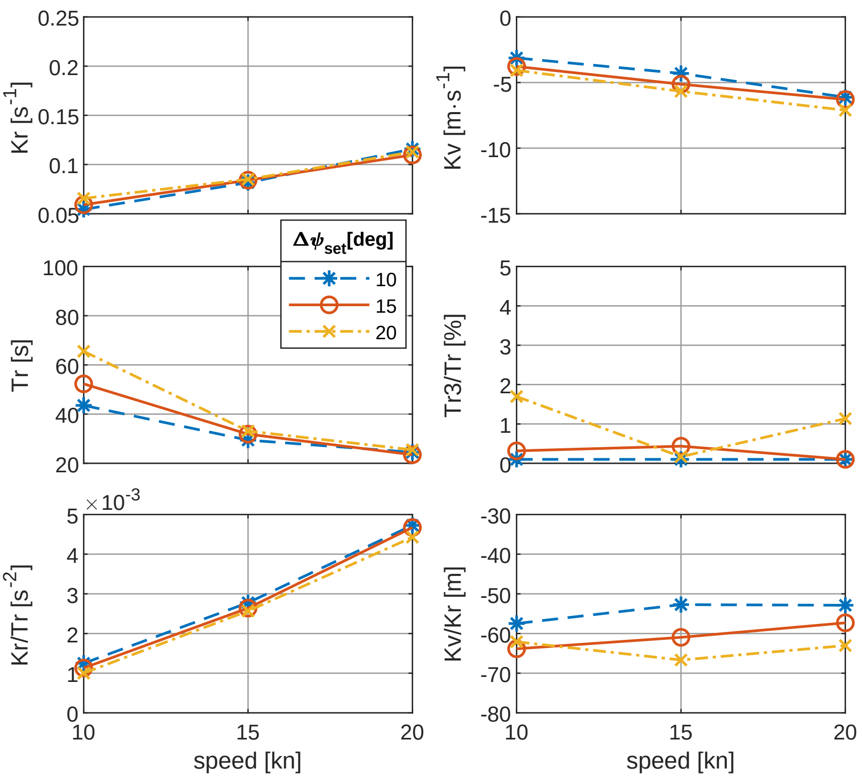


(a) 方位制御

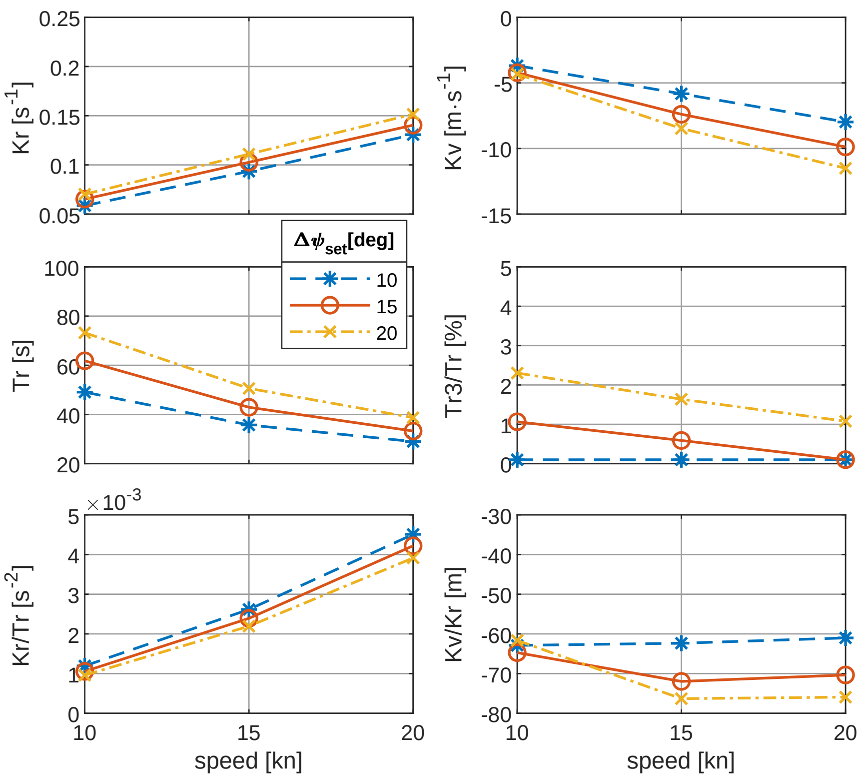


(b) 航路制御

図 4.20　対象船は 2 次モデルの場合

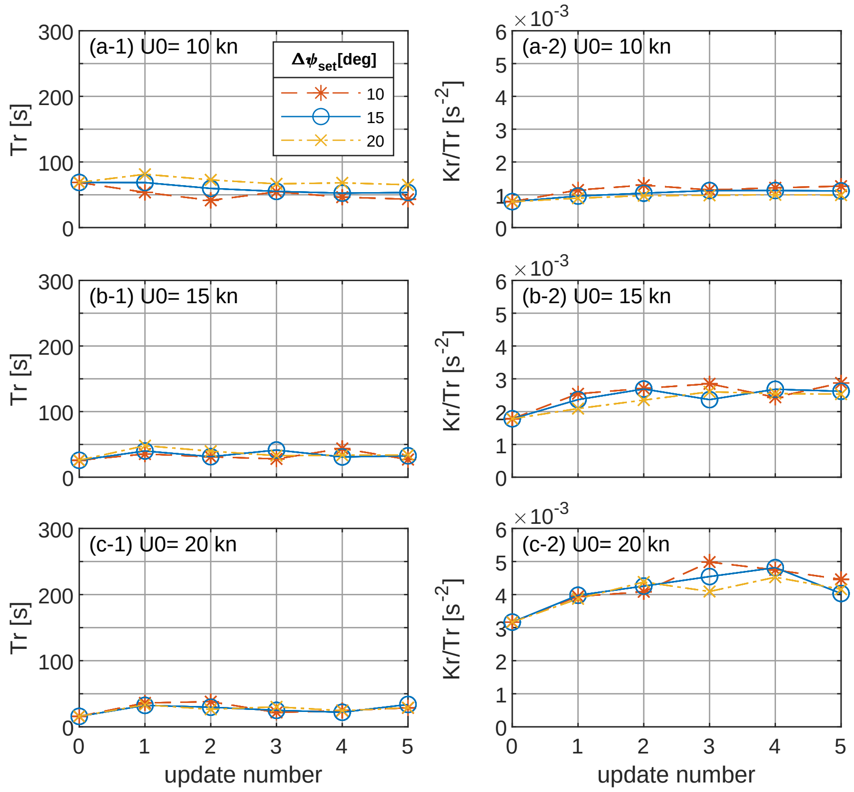


(a) 方位制御

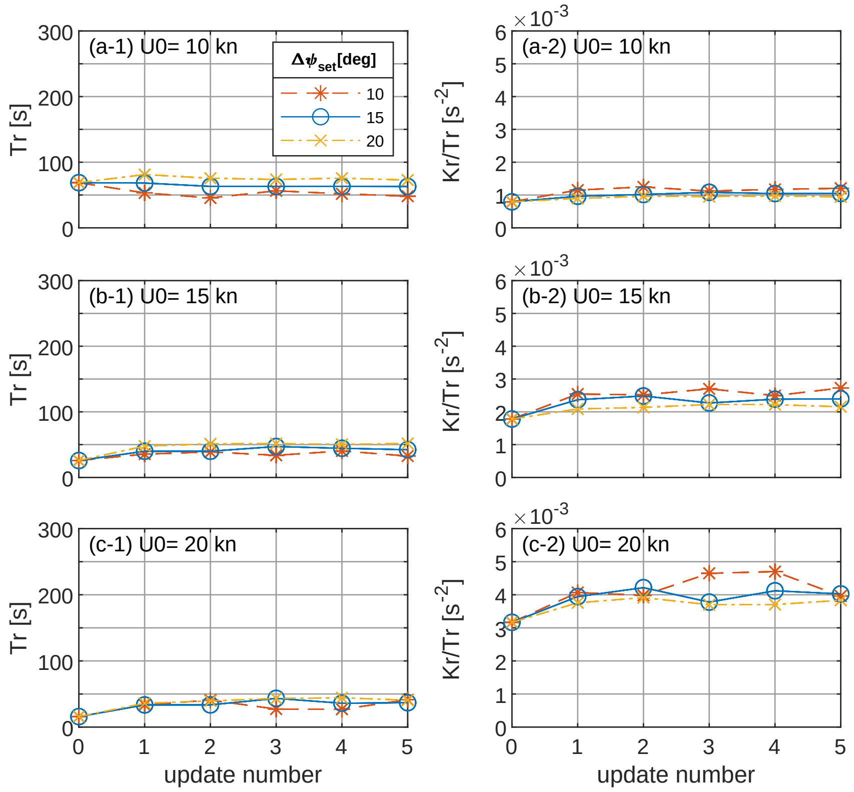


(b) 航路制御

図 4.21　対象船は非線形モデルの場合

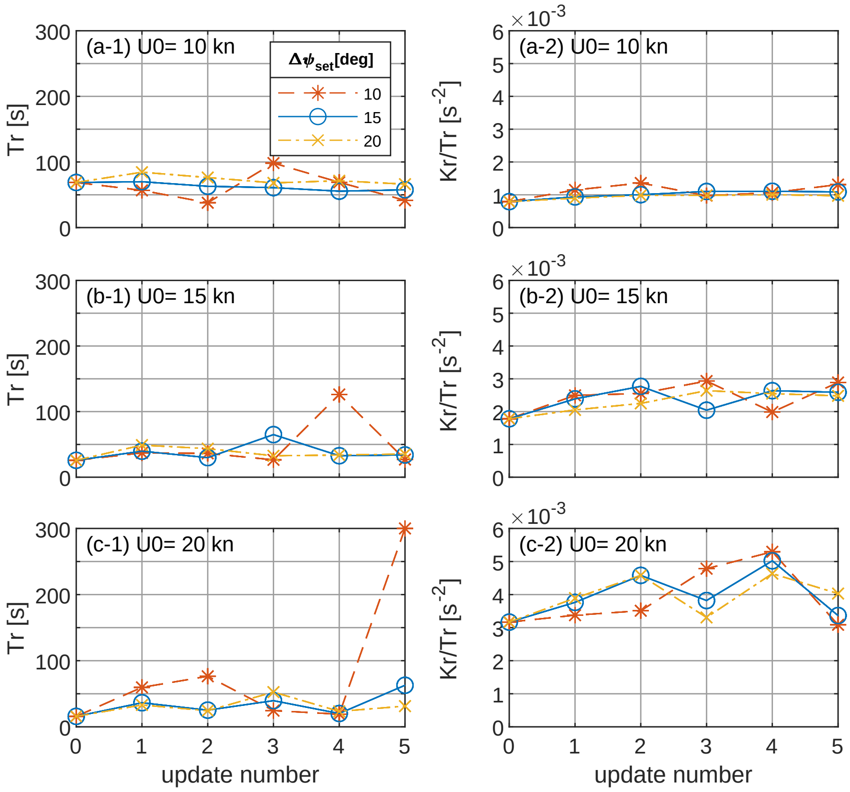


(a) 方位制御

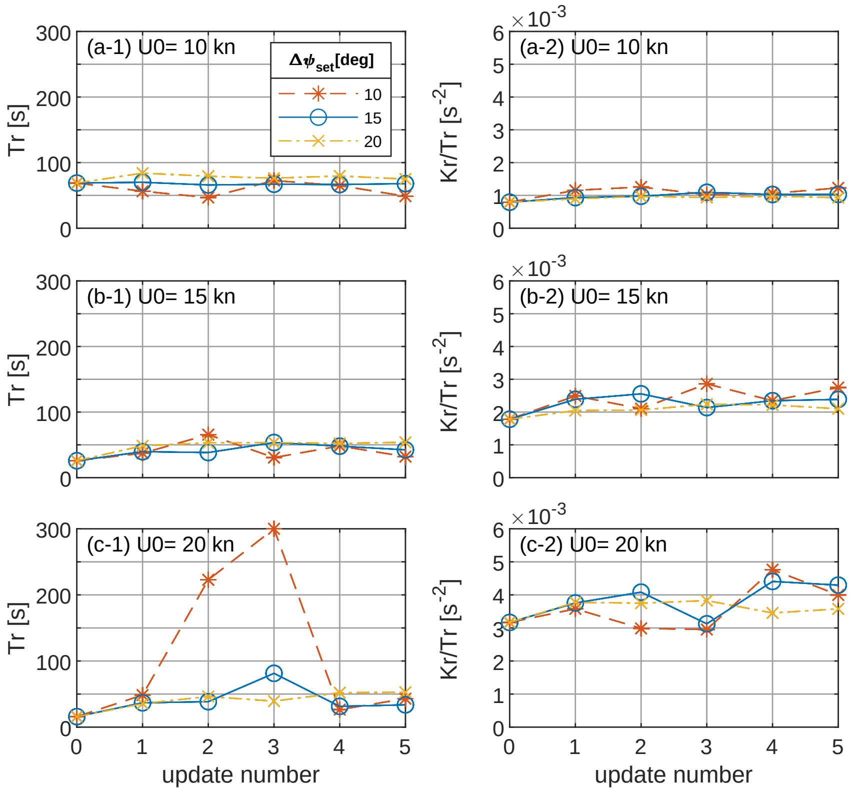


(b) 航路制御

図 4.22　対象船は非線形モデル，波浪振幅は $a_w = 0.5$ deg



(a) 方位制御



(b) 航路制御

図 4.23　対象船は非線形モデル，波浪振幅は $a_w = 1.0$ deg

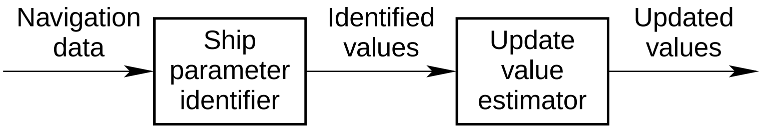


図 4.24　船体モデルの同定システムの構成

4.2.6　結言

本節では，船体パラメータの同定手法を提案し，シミュレーションによってその有効性を検証した。

提案手法は，変針応答の時系列データから yaw と sway の船体運動モデルのパラメータを同定するものであり，同定モデル，同定算法および同定誤差特性と低減対策から構成した。

提案手法をシミュレーションによって，次の項目を評価した。

1. 船体運動モデルを含む同定モデルと同定算法の有効性を確認した。
2. 制御モード（方位制御，航路制御）と対象船（2 次モデル，非線形モデル）の影響，および波浪外乱入力の影響を把握した。

その結果，提案手法の性能は設計どおりであること，実適用に対応できることを確認できた。

4.3　更新値推定

4.3.1　緒言

船体パラメータの同定システムの構成を図 4.24 に再掲する。前節では，同図の前段部に示す，変針時の時系列データから船体パラメータの同定値を計算する手法について説明した。本節では，その後段部に示す，同定値から更新値を推定する方法について説明する。

更新値は制御システムの船体パラメータに利用する。制御システムにおいて，船体パラメータのノミナル値は操舵性能の良否を決定するものである。よって，更新値は適切なものでなければならない。

更新値推定の課題は，同定値がもつ不適正な特性や誤差を把握し，低減策を講ずることである。同定値の性質把握は，次の 3 つの項目になる。

1. 船速変化の影響を受ける。
   船体モデルは 2 次式から近似した 1 次式を用いる。2 次式は運動方程式から導出され，そのパラメータは船速と船長で無次元化できるので，船速に比例する。だが，1 次式のパラメータはモデル化誤差をもつ。そのため，その比例関係は 2 次式に比べて，曖昧になる。
2. 喫水変化の影響を受ける。

喫水変化は原材料を運搬する船舶（タンカー船やバラ積み船に相当する）で，バラスト状態から満載状態にあるいはその逆のときに生じる。積み荷の上げ下ろし（荷役）後，喫水が変化し，それが同定値に反映する。したがって，更新値は同定値の変化に追従する必要がある。そうでないと，制御システムのパラメータは喫水変化による誤差をもち続ける。なお，喫水状況は外部から与えられないとする。

3. 変動特性，誤差特性と船体特性をもつ。

変動特性は変針量や船速の変化による同定値の変動である。誤差特性は外乱入力による同定値の誤差である。両者の特性は不可避である。後者は評価量によって外乱入力の大きさを見積もれるので，同定値を管理できる。評価量は対象船と同定モデルとの出力差の 2 乗和である。評価量と同定誤差には比例に近い関係が認められる。だが，同定値は必然的に変動特性をもつため，評価量で一意的に判断することは得策でない。結局，同定値はバラツキをもつことになる。

さらに同定値は安定船・不安定船の特性をもつため，その対応も必要である。対象船がどちらの特性であるかは同定値によってはじめて認識できる。

上記の性質把握を考慮して，更新値を適切に推定する方策を講ずる。方策は上記番号に呼応して，次のようになる。

1. 船速変化のモデル化

船速変化が船体パラメータに及ぼす影響をモデル化する。その影響は単純な比例関係で表せない。そこで，船速を既知の変数として，更新値の関数をモデル化する。更新値の関数化は，統計処理の利用を可能にする。

2. 喫水変化の予測

喫水変化の発生を停泊監視によって予測する。喫水変化は荷役に同期するものとする。荷役作業は長時間の停泊を伴なうので，停泊監視によって喫水変化を予測できる。長時間の停泊が生じたら，ひとつの航海が終了し喫水変化が発生したとする。そのとき更新関数を初期化する。その後，更新関数は喫水変化を生じた同定値に更新値を追従する。

3. 同定値のバラツキ対策

同定値から船速に関する更新関数を求めて，更新値を推定する。更新関数は 1 つの同定値ではなく，複数のものから最小二乗法によって直線近似したものである。更新値は近似直線の係数として特性づけられ，船速を与えると求まる。

また，安定船・不安定船の特性を判別して，それぞれの更新関数に反映させる。

上記更新関数の効果を，シミュレーションデータと実船試験データによって検証したところ，その有効性が確認できた。

上記の方策により，次の効果が期待できる。

1. 対象船のパラメータ特性が更新値の関数化によって，定量的に把握できる。
2. 更新値はバラツキをもつ同定値から，更新関数によって適切に推定できる。

3. 対象船が喫水変化の小さい場合でも，停泊監視の設定値を変更するだけで対応できる。

4.3.2　速度変化の影響

船体運動方程式において，前進速度（surge 速度）u を一定として，方位まわりと横方向の連成運動を応答モデルで表すと

$$\begin{bmatrix} V(s) \\ R(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \widetilde{P}_v(s) \\ \widetilde{P}_r(s) \end{bmatrix} \Delta_c(s) \tag{4.26}$$

$$\begin{bmatrix} \widetilde{P}_v(s) \\ \widetilde{P}_r(s) \end{bmatrix} = \frac{1}{\widetilde{T}_1\widetilde{T}_2 s^2 + (\widetilde{T}_1 + \widetilde{T}_2)s + 1} \begin{bmatrix} \widetilde{K}_v\widetilde{T}_{v3}s + \widetilde{K}_v \\ \widetilde{K}_r\widetilde{T}_{r3}s + \widetilde{K}_r \end{bmatrix} \tag{4.27}$$

になる。ここで，s はラプラス演算子，$R(s)$ は旋回角速度（yaw 角速度），$V(s)$ は横流れ速度（sway 速度），$\Delta_c(s)$ は命令舵角，$\widetilde{P}_v(s)$ は sway 運動の伝達関数（sway 船体モデル），$\widetilde{P}_r(s)$ は yaw 運動の伝達関数（yaw 船体モデル），$\widetilde{K}_v$ は横流れゲイン，$\widetilde{K}_r$ は旋回力ゲイン，$\widetilde{T}_1$，$\widetilde{T}_2$，$\widetilde{T}_{v3}$，$\widetilde{T}_{r3}$ は時定数である。そのパラメータは次式の関係をもつとする。

$$\begin{cases} \widetilde{K}_v < 0, \quad \widetilde{K}_r > 0, \quad \widetilde{T}_1 > 0 \quad \text{（安定船）} \\ \widetilde{K}_v > 0, \quad \widetilde{K}_r < 0, \quad \widetilde{T}_1 < 0 \quad \text{（不安定船）} \end{cases} \tag{4.28}$$

$$|\widetilde{T}_1| > \widetilde{T}_{r3} > \widetilde{T}_2 > 0, \quad \widetilde{T}_{v3} \approx 0.3\widetilde{T}_{r3} \tag{4.29}$$

パラメータは式（4.27）において，船長 L，船速 u によって無次元化できる。

一つの対象船を扱うならば，パラメータの速度変化は

$$\begin{cases} \widetilde{K}_r = \widetilde{K}_{r0}\dfrac{u}{u_0}, \quad \widetilde{K}_v = \widetilde{K}_{v0}\dfrac{u}{u_0} \\ \widetilde{T}_1 = \widetilde{T}_{10}\dfrac{u_0}{u}, \quad \widetilde{T}_2 = \widetilde{T}_{20}\dfrac{u_0}{u}, \quad \widetilde{T}_{v3} = \widetilde{T}_{v30}\dfrac{u_0}{u}, \quad \widetilde{T}_{r3} = \widetilde{T}_{r30}\dfrac{u_0}{u} \end{cases} \tag{4.30}$$

になり，u に比例または反比例する。ここで，添字 $_0$ は初期値である。

船体モデルは式（4.27）から近似した次式と定めている。

$$R(s) = P_r(s)\Delta_c(s), \quad P_r(s) = \frac{K_r(T_{r3}s + 1)}{T_r s + 1} \tag{4.31}$$

$$V(s) = P_v(s)\Delta_c(s), \quad P_v(s) = \frac{K_v}{T_r s + 1} \tag{4.32}$$

ここで，K_r は旋回力ゲイン，K_v は横流れゲイン，T_r，T_{r3} は時定数，$P(s)$ は伝達関数であり，添字 r, v はそれぞれ yaw，sway の運動を意味する。そのパラメータは

$$\begin{cases} K_v < 0, \quad K_r > 0, \quad T_r > 0 \quad \text{（安定船）} \\ K_v > 0, \quad K_r < 0, \quad T_r < 0 \quad \text{（不安定船）} \end{cases} \tag{4.33}$$

$$|T_r| \gg T_{r3} > 0 \tag{4.34}$$

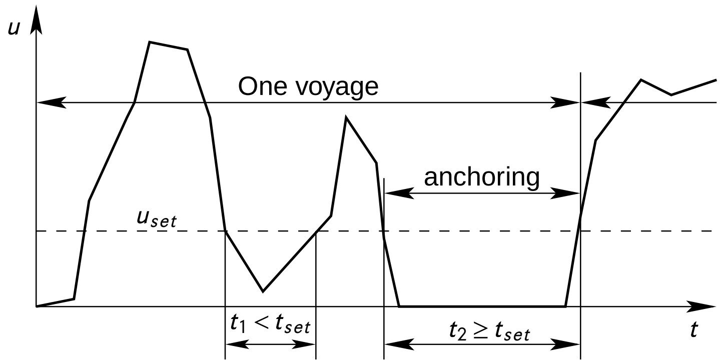


図 4.25　船速利用の場合

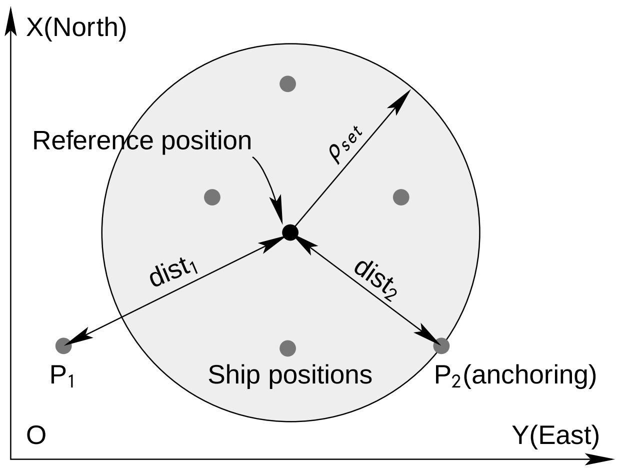


図 4.26　船位利用の場合，監視時間 $t \geq t_{\mathrm{set}}$

の関係をもつとする。上記のパラメータはモデル化誤差のため，式（4.30）を適用できない。だが，そのパラメータは次式の傾向をもつことが仮定できる。

$$
\begin{cases}
K_r \propto K_{r0}\dfrac{u}{u_0}, & K_v \propto K_{v0}\dfrac{u}{u_0} \\
T_r \propto T_{r0}\dfrac{u_0}{u}, & T_{r3} \propto T_{r30}\dfrac{u_0}{u}
\end{cases}
\tag{4.35}
$$

よって，船体モデルのパラメータは船速に依存する関係をもつ。その関係を速度修正に利用する。

4.3.3　喫水変化の対策

喫水変化は積載量の変化に伴って発生する。積み荷の上げ下ろしは停泊状態で実施される。よって，喫水変化は停泊状態で発生すると仮定する。停泊状態を対象船の船体運動とその停泊時間によって把握する（停泊監視とよぶ）。船体運動は船速と船位を用いる。停泊状態とは長時間にわたり，低速でその位置付近に留まる状況である。その様子を図 4.25，4.26

に示す。図 4.26 で，点 P は船位，dist は船位と基準位置の距離である。両図において，1 つの航海（One voyage）とは喫水状態がほぼ同一であり（燃料消費の影響は無視する），船速と船位を利用して判断すると，次式になる。

$$1\text{ つの航海} = \begin{cases} \begin{cases} \text{終了した} & (u \leq u_{\text{set}}) \cap (t \geq t_{\text{set}}) \\ \text{継続中} & (u > u_{\text{set}}) \cup (t < t_{\text{set}}) \end{cases} & \text{（船速利用）} \\ \begin{cases} \text{終了した} & (\text{dist} \leq \rho_{\text{set}}) \cap (t \geq t_{\text{set}}) \\ \text{継続中} & (\text{dist} > \rho_{\text{set}}) \cup (t < t_{\text{set}}) \end{cases} & \text{（船位利用）} \end{cases} \tag{4.36}$$

ここで，u_{set} は速度条件で 0 ～ 3 kn，ρ_{set} は移動半径で 0 ～ 3 M（1 M = 1852 m），t_{set} は停泊時間で 5 ～ 10 h である。停泊監視は，船速と船位のどちらか一方の利用も可能である。

停泊状態は，u_{set}，ρ_{set}，t_{set} の設定値によって決定する。上記の設定値は目安であり，対象船の運航形態に則り，操船者によって適切に調整されるものである。

4.3.4　更新関数

(1)　更新関数の定義

同定データ S は船速と同定値からなり，次式とする。

$$S_i = \{u_{\text{ave}\,i},\ P_i\} \tag{4.37}$$

ここで，i はデータ番号，u_{ave} は同定計算時の平均速度，P は船体パラメータの同定値，

$$u_{\text{ave}} = \frac{1}{n_{\text{ave}}}\sum_{j=1}^{n_{\text{ave}}} \bar{u}_j \tag{4.38}$$

$$P_i = \{T_{ri},\ K_{ri},\ T_{r3i},\ K_{vi}\} \tag{4.39}$$

n_{ave} は同定期間（$T_{ap} + T_t$）のデータ数（4.2.4 節参照），$\bar{u}$ は検出速度である。同定データ列 Σ は次式になる。

$$\boldsymbol{\Sigma}_i = \{S_1,\ S_2,\ S_3,\ \cdots,\ S_i\} \tag{4.40}$$

更新関数 $\widehat{P}_i$ は図 4.27 に示すように，u_{ave} の 1 次関数

$$\widehat{P}_i = \begin{cases} A_i u_H + B_i & (u_H < u_{\text{ave}}) \\ A_i u_{\text{ave}\,i} + B_i & (u_L \leq u_{\text{ave}} \leq u_H) \\ A_i u_L + B_i & (u_{\text{ave}} < u_L) \end{cases} \tag{4.41}$$

で表す。ここで，添字 ^ は推定値，A，B は係数でそれぞれ傾斜，切片，u_H，u_L は u_{ave} の

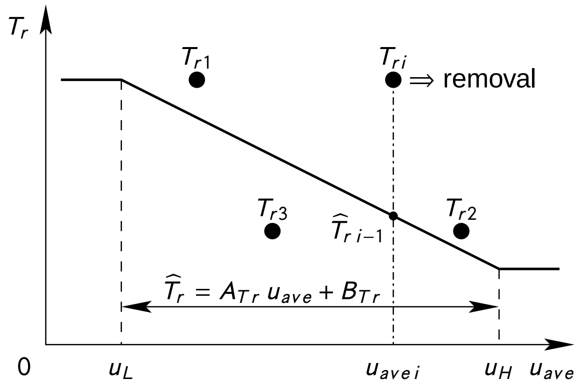


図 4.27　更新関数，時定数 T_r の場合

制限値でそれぞれ上限値，下限値，

$$\begin{cases} A = \{A_{Tr},\ A_{Kr},\ A_{Tr3},\ A_{Kv}\} \\ B = \{B_{Tr},\ B_{Kr},\ B_{Tr3},\ B_{Kv}\} \\ u_H = \text{巡航速度の 1.5 倍相当} \\ u_L = \text{巡航速度の 0.5 倍相当} \end{cases} \tag{4.42}$$

である。係数の初期値は次式である。

$$\begin{cases} A_{Tr} = A_{Kr} = A_{Tr3} = A_{Kv} = 0 \\ B_{Tr} = B_{Kr} = B_{Tr3} = B_{Kv} = 0 \end{cases} \tag{4.43}$$

よって，推定値は船速を与えると，式（4.41）によって求まる。

(2)　異常値の除去

入力した同定値は変動成分や誤差成分を含んでいる。同定値が大きく変化した場合は異常値と見なして除去し，更新関数に利用しない。その判断は，次の条件

$$\text{同定値} = \begin{cases} \text{採用する} & ((R_{\text{set}}^{-1} \leq R_T \leq R_{\text{set}}) \cap (R_{\text{set}}^{-1} \leq R_{K/T} \leq R_{\text{set}})) \\ \text{除去する} & (\overline{(R_{\text{set}}^{-1} \leq R_T \leq R_{\text{set}})} \cup \overline{(R_{\text{set}}^{-1} \leq R_{K/T} \leq R_{\text{set}})}) \end{cases} \tag{4.44}$$

によって定める。ここで，$\overline{(\quad)}$ は集合条件の否定，R_T，$R_{K/T}$ は変動比，R_{set} はしきい値

$$R_T = \frac{T_{ri}}{\widehat{T}_{ri-1}}, \qquad R_{K/T} = \left(\frac{K_{ri}}{T_{ri}}\right) \Bigg/ \left(\frac{\widehat{K}_{ri-1}}{\widehat{T}_{ri-1}}\right) \tag{4.45}$$

$$R_{\text{set}} = 2.5 \tag{4.46}$$

K_{ri}，T_{ri} は同定値，$\widehat{K}_{ri-1}, \widehat{T}_{ri-1}$ はその船速での更新値で（$i-1$）個の更新関数から求める。R_{set} は $\widehat{K}_{ri-1}/\widehat{T}_{ri-1}$ の周期換算で 0.63 倍から 1.6 倍までの変化に相当する。

異常値除去の様子を図 4.27 に示す。$u_{\text{ave}i}$ での比 $T_{ri}/\widehat{T}_{ri-1}$ が式（4.44）の「除去する」に適合したとして，その T_{ri} を含む同定データ S_i は同定値から除去する。

(3)　係数の算法

係数 A, B は式（4.40）の同定データ列を用いて，最小二乗法（Least Squares Method）による直線近似 [29] によって求める。A, B の変動はデータ数に比例して減少する。データ数は最新の 30 個とする。その算法は公知のために詳細を割愛する。

得られた係数による更新値は図 4.27 に示す場合，次式になる。

$$\widehat{T}_r = A_{Tr} u_{\mathrm{ave}} + B_{Tr} \tag{4.47}$$

(4)　更新値の操作

同定値 P は T_r の符号から安定船・不安定船の場合に分けて，順番に蓄積する。更新値 $\widehat{P}$ はそれぞれの場合において，蓄積した同定値 P_i から推定したものになる。入力回数 i によって，推定方法が異なる。

$\widehat{P}_1$, $i = 1$ の場合　更新値は次式で置き換える。

$$\widehat{P}_1 = \frac{P_0 + P_1}{2} \tag{4.48}$$

ここで，P_0 は初期値で，u_{ave0} でなく u_{ave1} から求めて（P_0, P_1 は同じ u_{ave1} を用いる）

$$P_0 = \begin{cases} \begin{cases} \text{船体パラメータ初期値} & \text{（安定船）} \\ P_1 & \text{（不安定船）} \end{cases} & \text{（装備時）} \\ \text{更新関数} & \text{（上記以外）} \end{cases} \tag{4.49}$$

である。上式を次のように補足する。

- 船体パラメータ初期値は付録 4.C に示すように，対象船の船長と船速を入力してパラメータを出力する。
- 不安定船の場合は初回の同定値 P_1 を用いるため，結果として $\widehat{P}_1 = P_1$ になる。
- 更新関数の係数は前回の航海データの値である。

$\widehat{P}_i$, $i \geq 2$ の場合　更新値 $\widehat{P}_i$ は 2 つの段階を経て推定する。

1. 係数 A_i, B_i は同定データ列 Σ_i を用いて計算する。
2. 更新値 $\widehat{P}_i$ は船速 $u_{\mathrm{ave}i}$ を用いて計算する。

(5)　算法のフローチャート

更新値推定のメインルーチンを図 4.28 に，更新関数処理のサブルーチンを図 4.29 にそれぞれ示す。

- 図 4.28 は，安定船・不安定船の分岐，停泊監視の対応を示す。見かけ上エンドレスループになっている。
  - その分岐は時定数 T_r の符号を利用する。分岐後は，安定船・不安定船ごとに対応する。

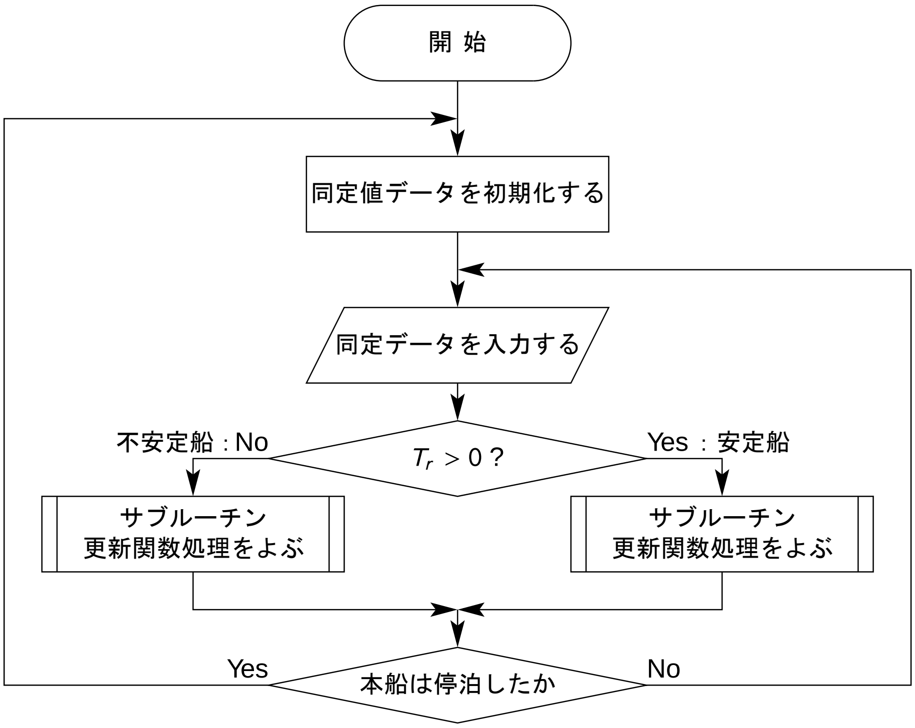


図 4.28　更新値推定のメインルーチン

– 停泊条件を満足したら（ひとつの航海が終了した），
  1. 更新関数の前回の係数を保持して，入力回数をゼロ，同定データを初期化する。
  2. 1 回目の更新値を求めたら，前回の係数に今回のものを更新する。
- 図 4.29 は，同定値の異常値を除去して，更新関数の係数を更新し更新値を出力する。
  – その異常値は，式（4.44）によって除去する。
  – 更新関数は蓄積した同定データ列 Σ を用いて，
    1. $i = 1$ の場合，P_0 は式（4.49）から，$\widehat{P}_1$ は式（4.48）から，それぞれ求める。
    2. $i \geq 2$ の場合，係数を求めて，更新値を計算する。

4.3.5　検証

本提案法の有効性をシミュレーションデータと 2 つの実船試験データ A, B によって検証する。本提案法は同定値計算と更新値推定である。

(1)　シミュレーションデータの結果

シミュレーションデータの同定値は波浪外乱を入力した，図 4.23 を利用する。その更新値を図 4.30 に示す。同図で，変針量 $\Delta\psi_{\mathrm{set}} = 10$ deg，(a) は船速 $U_0 = 15$ kn，(b) は $U_0 = 20$ kn，(a-1) と (a-2) は方位制御，(b-1) と (b-2) は航路制御，横軸は更新回数，縦軸はパラメータ T_r，K_r/T_r，波浪外乱の振幅 a_w は $\{0.0,\ 1.0\}$ deg である。更新値推定は

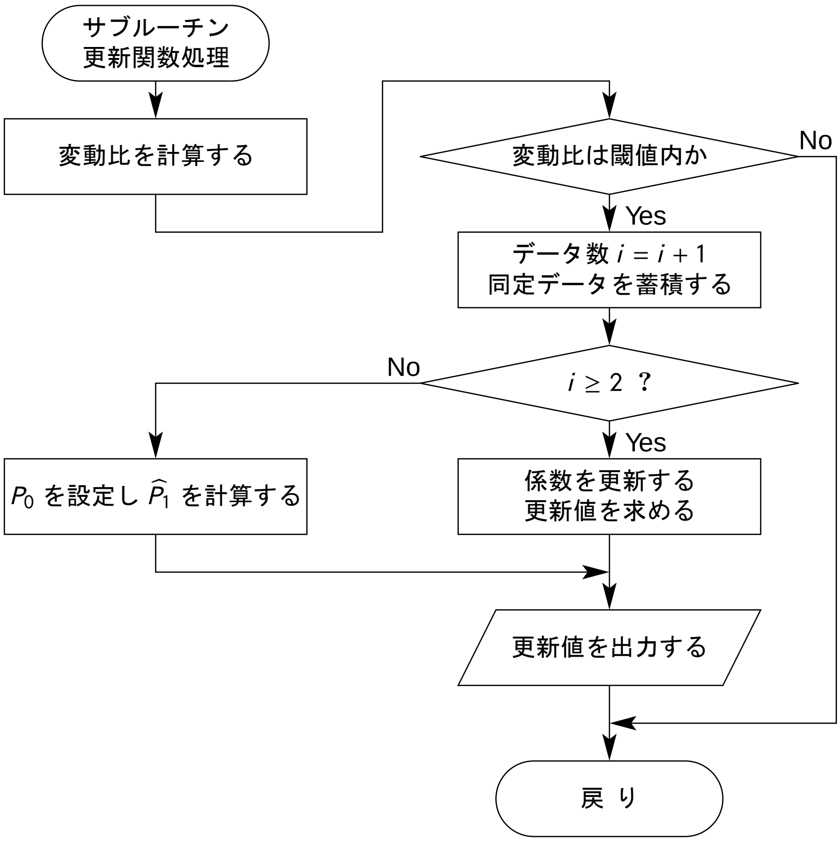


図 4.29　更新関数処理のサブルーチン

$a_w = 1$ deg の場合に適用している。

次のことが同図から確認できる。

- (a) では，更新値は同定値のバラツキとその異常値を抑制し，凹凸のない値を推定している。更新値は外乱ゼロの同定値とほぼ等価である。
- (b) では，同定値の異常値が頻発し，更新値は異常値を除去し抑制している。利用できる同定値が限られているため，更新値は外乱ゼロの同定値と誤差をもつ。誤差は (a) に比べてバイアス誤差が大きくなっている。
- 更新値推定は設計どおり機能している。

(２)　実船試験データ A の結果

実船試験データ A に提案手法を適用する。

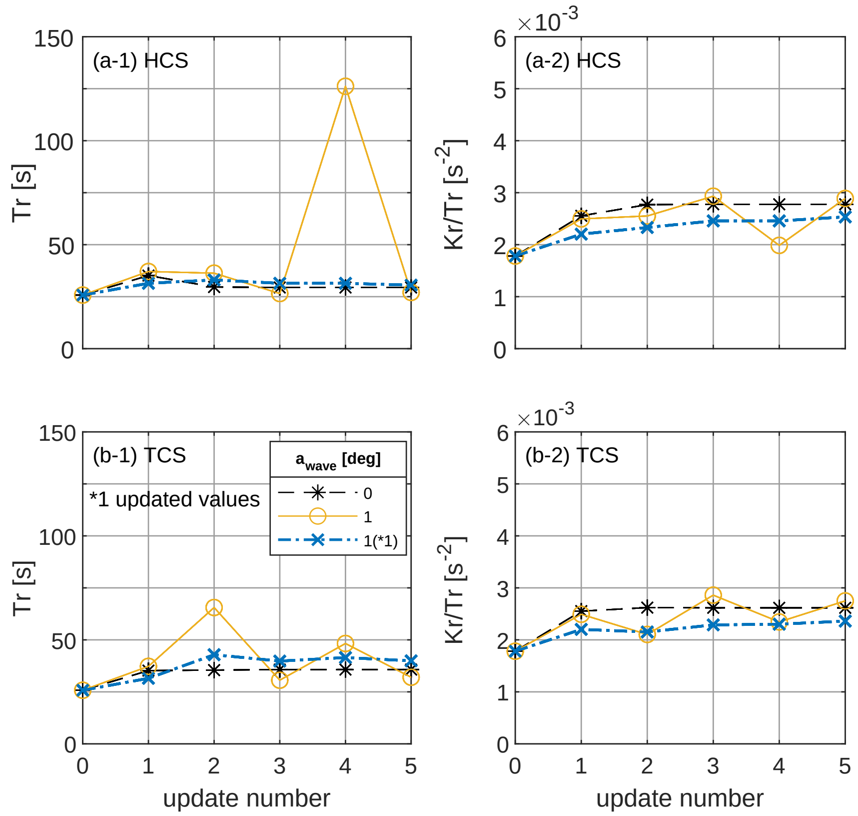
対象船 A の要目は貨物船，$\mathrm{L} = 159.5\,\mathrm{m}$，$\mathrm{B} = 25.0\,\mathrm{m}$，$\mathrm{D} = 12.8\,\mathrm{m}$，$\mathrm{GT} = 13,400\,\mathrm{ton}$，$\mathrm{DW} = 17,200\,\mathrm{ton}$ である。試験は 2006 年 3 月 4 ～ 5 日，ハワイ北西付近，波浪は Moderate sea で実施された。時系列データを図 4.31 に示す。同図で，サンプルは 10 個，その番号は時系列の順である。なお，sway 同定計算用の船位の時系列データは省く。

次のことが時系列データから同定すると確認できる。

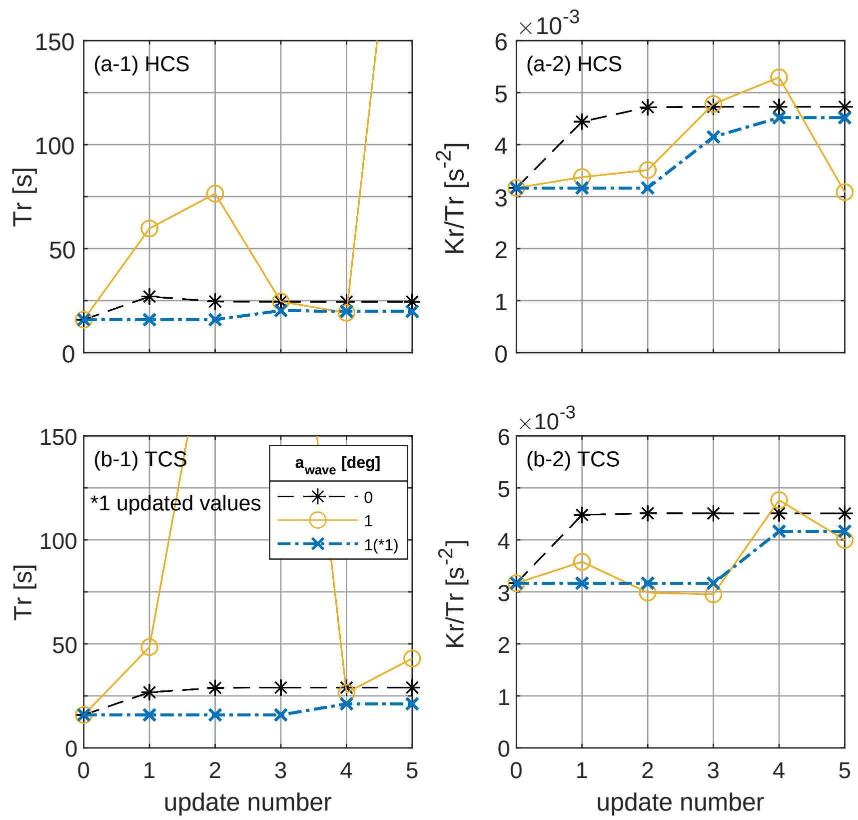
- 同定値の時間応答の結果を図 4.32 に示す。同図は更新値ではなく，同定値である。

同図で，同定誤差は (a) に方位を，(b) に航路を，同定値は (c) に角速度を，(d) に横流れ速度を示す。すべての応答は適切にみえる。

- 同定値と更新値の結果を 4.33 (a) に示す。同図で，更新番号はサンプル順になる。評価量 J_r，J_v はその制限値以下になり，同定値は有効である。パラメータは安定船の符号である。更新値は同定値の凹凸が平滑になり，その効果が現れている。
- 同定値と更新関数の結果を図 4.33 (b) に示す。同図は更新回数が 9 回の場合である。同定値はバラツキをもつが，更新関数は適切に更新値を推定している。K_r，K_v が船速に反比例している。T_r の変化率が大きいため，K_r/T_r，K_v/T_r は 2 次曲線になる。なお，K_r，K_v の傾向が予測に反している。その分析にはもっと多くのデータが必要である。本論文ではこの傾向を受け入れる。
- 更新値推定は実船試験データ A に対して，適切に機能している。



(a) U_0 = 15 kn の場合



(b) U_0 = 20 kn の場合

図 4.30　シミュレーションデータの結果，$\Delta\psi_{set}$ = 10 deg

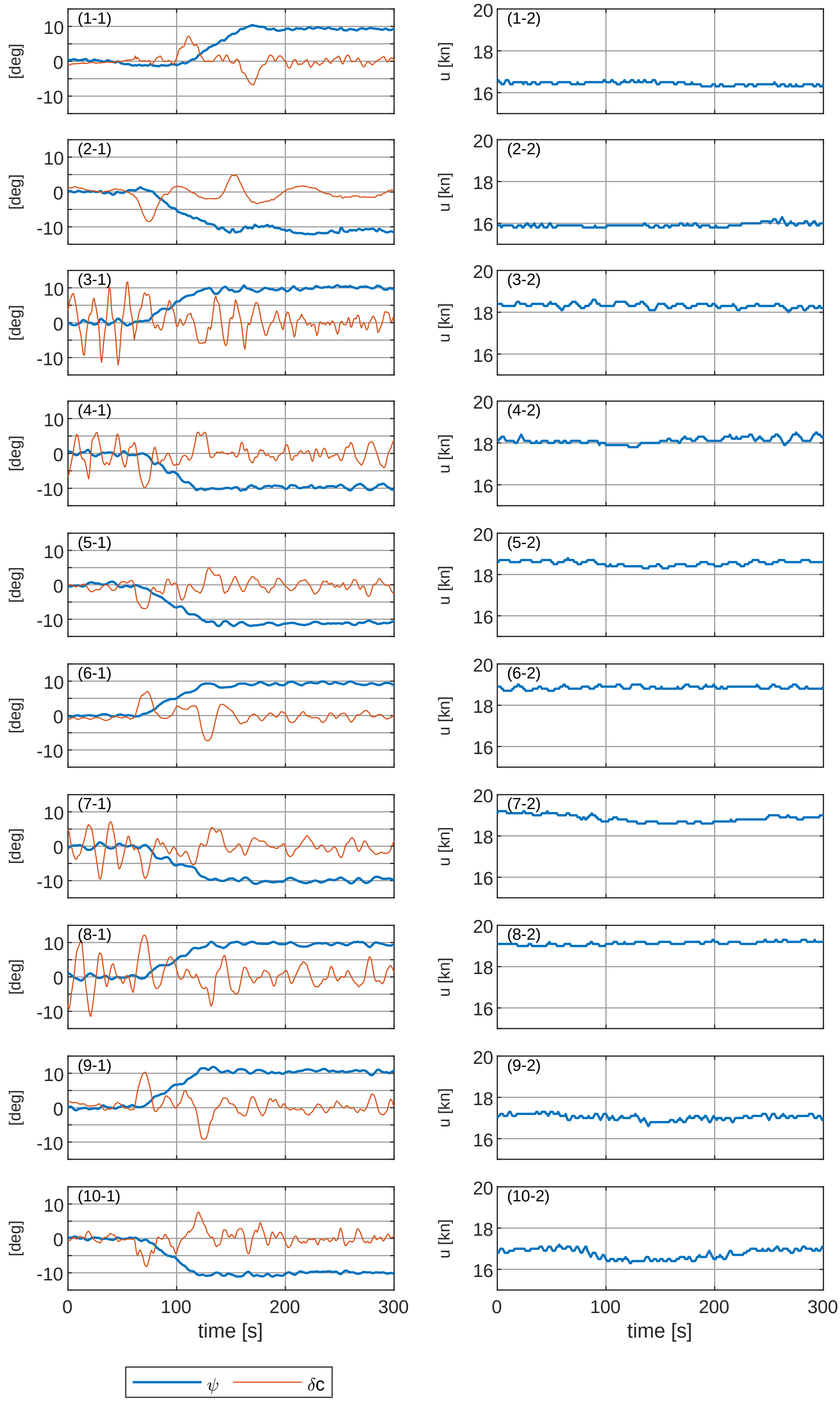
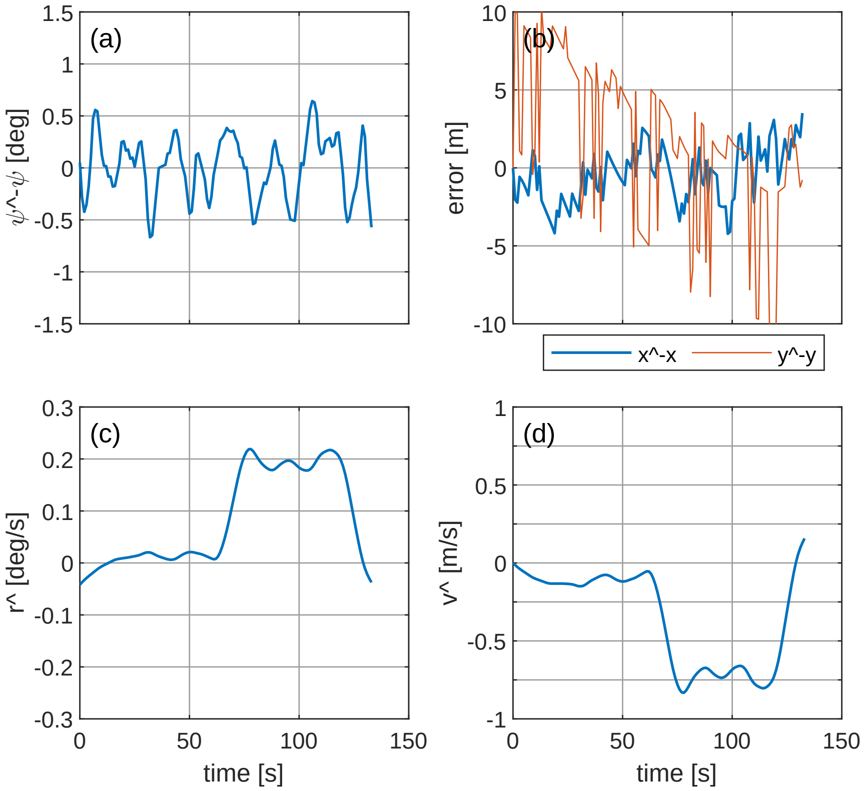
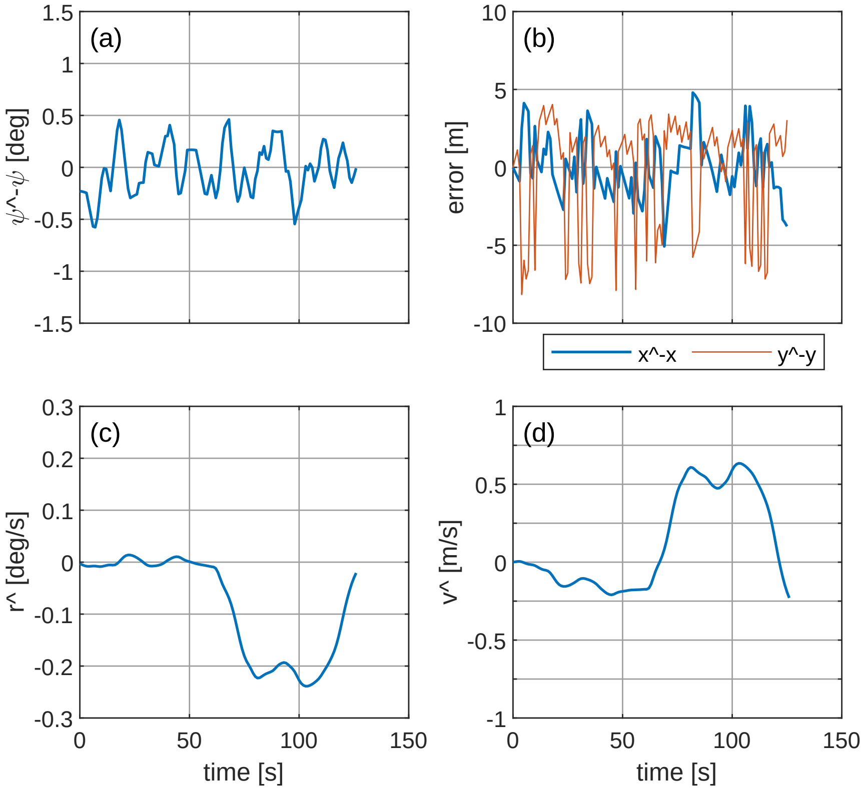


図 4.31　対象船 A の時系列データ

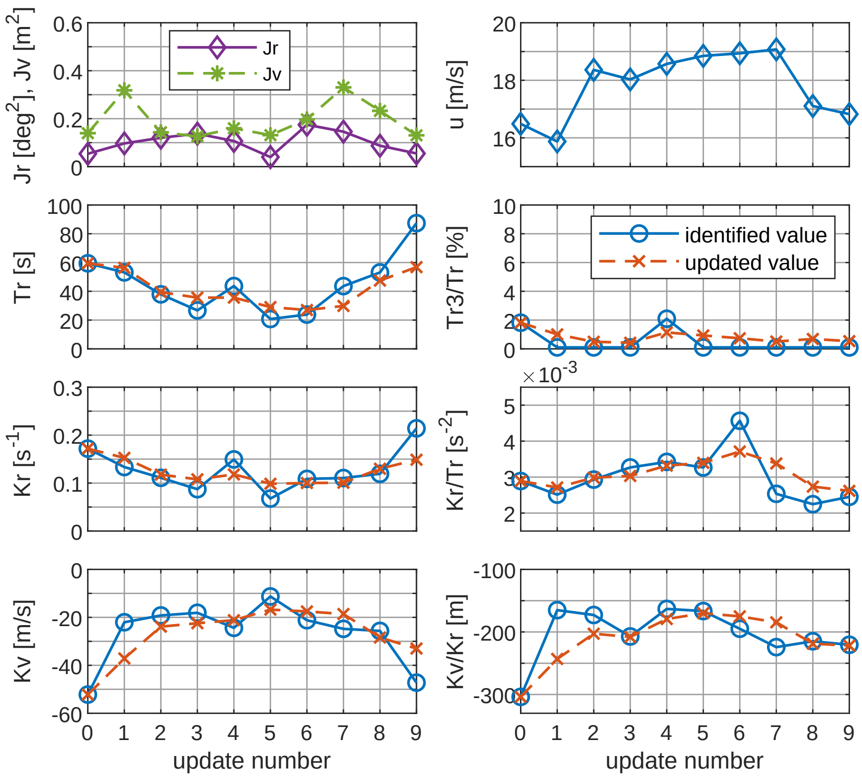


(a) サンプルデータ (5-1) の場合

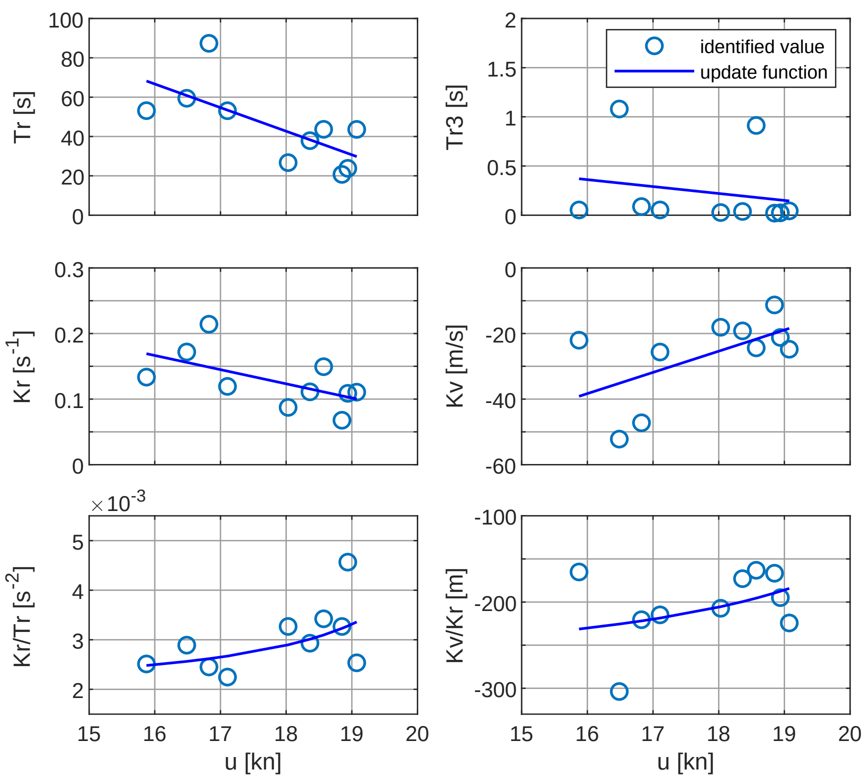


(b) サンプルデータ (5-2) の場合

図 4.32　対象船 A の同定値の時間応答



(a) 同定値と更新値の結果



(b) 同定値と更新関数の結果

図 4.33　対象船 A の場合

表 4.2　対象船 B の評価量

変針応答 No.	変針量 $\Delta\psi$ [deg]	評価量 J_r [deg^2] 安定船	不安定船
1	$+20$	0.150	0.023
2	-15	0.296	0.089
3	-9	0.710	0.107

(3)　実船試験データ B の結果

対象船 B の要目はコンテナ船で，$\mathrm{L} = 186.4$ m，$\mathrm{B} = 27.6$ m，$\mathrm{D} = 10.3$ m，$\mathrm{NT} = 22,900$ ton，$\mathrm{DW} = 28,200$ ton である。試験は 2008 年 7 月 10 日，横浜・上海間海域，波浪記録不明で実施された。船位データがないため，sway 同定値はない。

時系列データを図 4.34 (a) に示す。同図で，ψ_I は設定方位，サンプルは 3 個，No.3 は逆方向を含む多段変針である。次のことが時系列データから同定すると確認できる。

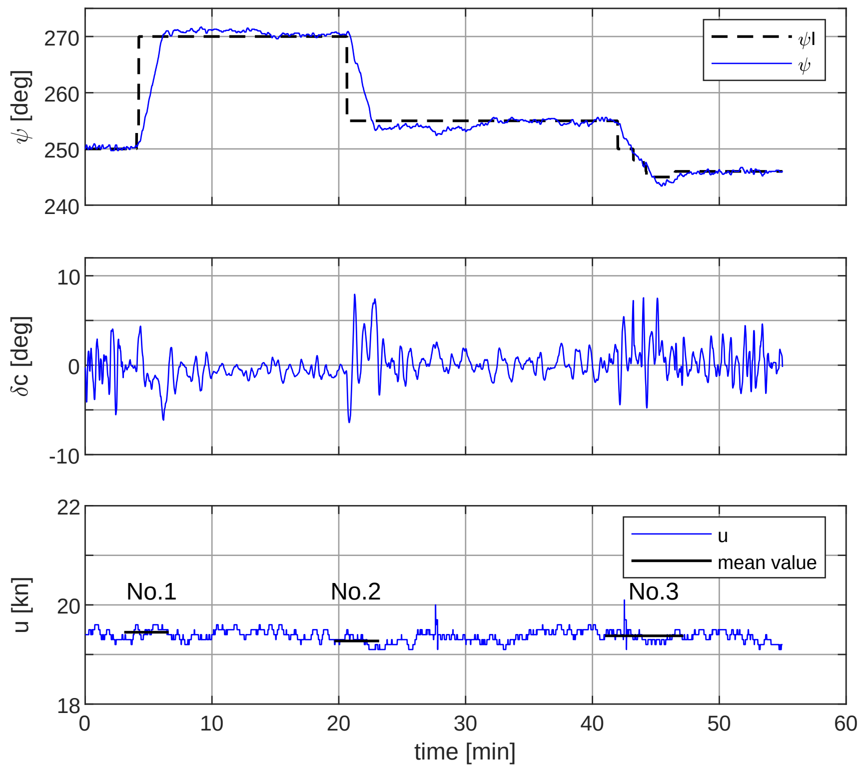
- サンプルの評価量 J_r を表 4.2 にまとめる。同表から，対象船 B の船体パラメータは不安定船のものになる。同定値は $J_r < 0.5\,\mathrm{deg}^2$ により有効である。
- 同定値の結果を図 4.34 (b) に示す。同図から船速変動が小さく，その影響は無視できる。表 4.2 から，No.1 の変針量は No.2 より大きいため，その同定値は大きくなる。4.2.4 節（同定値の大きさは変針量に比例する）は妥当である。ただし，No.3 では特有の変針の影響が表われ，3 つのサンプル数では少なく，更なる検証が必要である。
- 更新値は図 4.34 (b) により，同定値の凹凸が平滑になり，その効果が現れている。その結果，更新値 T_r と K_r/T_r は平準化されている。
- パラメータ同定は不安定船に対して機能し，更新値推定は同定値変動を抑制している。

4.3.6　結言

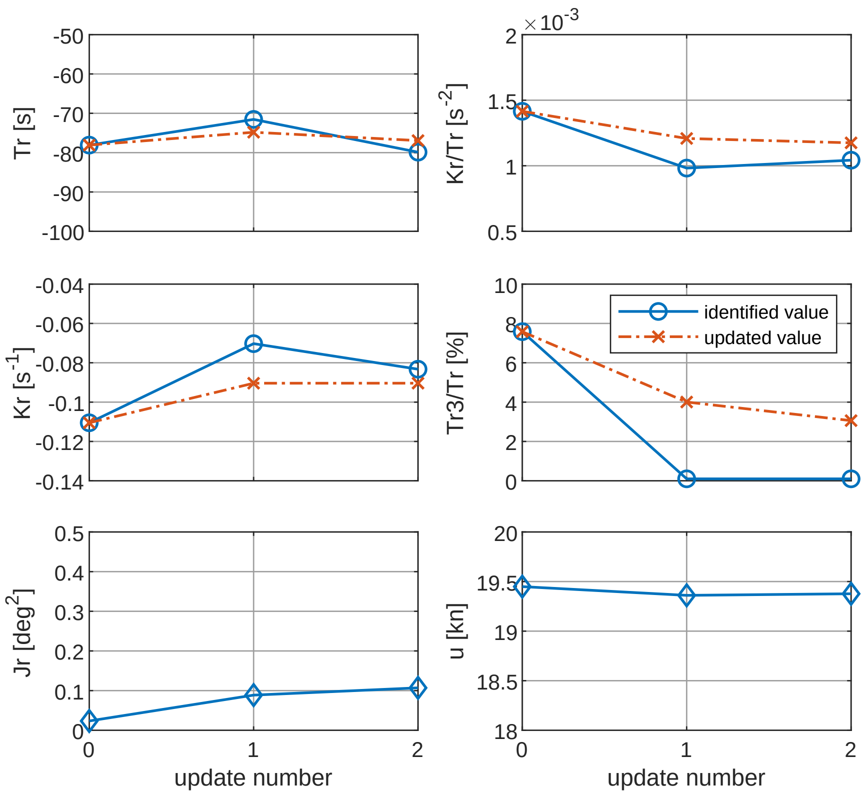
本節では，船体パラメータの同定値から更新値を推定する手法を提案し，シミュレーションデータと実船試験データによって検証した。

提案法は同定値の変動特性，船速変化の影響と喫水変化の対策を考慮した，更新値推定と停泊監視によるものである。その結果，次のことが確認できた。

- 更新値推定は更新関数に基づく方法である。更新関数は同定値を船速の関数として，最小二乗法を応用したものである。
- 停泊監視は喫水変化の発生を停泊時間と船位移動量で予測する方法である。更新値が喫水変化後の同定値に追従できる。
- 提案法の有効性はシミュレーションデータと実船試験データによって確認できた。



(a) 時系列データ



(b) 同定値と更新値

図 4.34　対象船 B の場合

4.4　結言

本章は，船体パラメータを求める手法について提案したものである。その提案手法は，パラメータ同定と更新値推定からなる。

前者において，船体パラメータを変針時の時系列データから同定する方法を明らかにし，その有効性をシミュレーションによって確認した。

後者において，同定値から更新値を推定する方法を明らかにし，その有効性をシミュレーションデータと実船試験データによって確認した。

したがって，本提案手法の有効性が確認できた。

付録 4.A　波浪外乱の評価量

波浪外乱 ψ_w の評価量を見積もる。検出方位 $\bar{\psi}$ を

$$\bar{\psi} = \psi + \psi_w \tag{4.50}$$

$$\psi_w = a_w \sin(\omega_w t) \tag{4.51}$$

とおく。ここで，ψ は船首方位，a_w は振幅，ω_w は周波数である。

方位同定の評価量 J_r は式（4.10）に上式を代入すると

$$J_r = \sum_{i=1}^{n}(\psi_{ei} - \psi_{wi})^2 = \sum_{i=1}^{n}(\psi_{ei}^2 - 2\psi_{ei}\psi_{wi}) + \sum_{i=1}^{n}\psi_{wi}^2 \tag{4.52}$$

になる。ここで，添字 i, n はそれぞれデータ番号とその個数，$\psi_e = \hat{\psi} - \psi$ は方位誤差，$\hat{\psi}$ は同定モデルの方位である。よって，J_r は ψ_w の影響を受ける。上式は

$$\overline{J}_r \geq \overline{J}_w \tag{4.53}$$

なる関係をもつ。ここで，添字 $^-$ はデータ数当たりの平均，J_w は波浪外乱の評価量である。$\overline{J}_w$ は ψ_w^2 の 1 周期の積分値をその周期で割ったものから近似すると

$$\overline{J}_w = \frac{1}{n}\sum_{i}\psi_{wi}^2 \approx \frac{a_w^2}{\pi/\omega_w}\int_0^{\pi/\omega_w}(\sin(\omega_w t))^2 dt = \frac{a_w^2}{2} \tag{4.54}$$

になる。よって，波浪外乱はバイアス成分になり，評価量 $\overline{J}_r$ は少なくとも $\overline{J}_w$ 以上になる。$a_w = 1$ deg のとき $\overline{J}_r$ は $\overline{J}_w = 0.5$ deg^2 相当増加する。

ψ_w の位置誤差を見積もる。船体運動速度 u, v は次式のように，$\bar{\psi}$ の座標変換によって地球固定座標の成分 u_n, v_n になる。

$$\begin{bmatrix} u_n \\ v_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\psi_w & -\sin\psi_w \\ \sin\psi_w & \cos\psi_w \end{bmatrix}\begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} u_0 \\ \psi_w u_0 \end{bmatrix} \tag{4.55}$$

ここで，簡単化のため $\psi = 0$，$u \approx u_0$，$\sin\psi_w \approx \psi_w$ とし，u_0 は一定船速である。上式から v_n を積分すると次式になる。

$$y = \int v_n dt = -\frac{a_w u_0}{\omega_w}\cos(\omega_w t) + C \tag{4.56}$$

ここで，$\omega_w = 2\pi/\mathrm{per}$，per は周期，$C = 0$ は積分定数である。$u = 10$ kn，$a_w = 1$ deg，per $= 13$ s のとき，上式の振幅は 0.19 m になる。よって，波浪外乱の位置誤差による影響は小さく，実用上無視できる。

付録 4.B　逐次最小二乗法

逐次最小二乗法（Recursive Least-Squares method, RLS）は文献 [6] を参照し，繰り返し計算（i は回数）と評価量 J_{RLSi} を加えている。

方位同定モデルを次式と定める。

$$T\dot{x}(t) + x(t) = K(T_3\dot{u}(t) + u(t)) \tag{4.57}$$

ここで，tは時間, u は入力，x は出力，K, T, T_3 はパラメータである。入出力信号のサンプル値 $u(k)$, $x(k)$ からパラメータを推定する。ここで，k はサンプル番号である。サンプル時間 $st = 1$ s とする 1 次差分式

$$\dot{x}(t) = \frac{x(k+1) - x(k)}{st}, \quad \dot{u}(t) = \frac{u(k+1) - u(k)}{st} \tag{4.58}$$

を式（4.57）に代入すると，次式を得る。

$$\begin{aligned}
&\hat{x}(k) = \boldsymbol{\phi}^T \cdot \hat{\boldsymbol{\theta}} && (^T\text{: transpose}) \\
&\boldsymbol{\phi}^T = \left[x(k-1), \quad u(k), \quad u(k-1)\right] && \text{(sample data)} \\
&\hat{\boldsymbol{\theta}}^T = \left[1 - \frac{st}{\widehat{T}}, \quad \widehat{K}\frac{\widehat{T}_3}{\widehat{T}}, \quad \widehat{K}\frac{st - \widehat{T}_3}{\widehat{T}}\right] && \text{(parameter vector)}
\end{aligned} \tag{4.59}$$

ここで，^ は推定値である。これより，パラメータを推定する算法はつぎのとおりになる。

1. 初期値 $\widehat{K} = 0.1$, $\widehat{T} = 100$, $\widehat{T}_3 = 0$, $\lambda = 0.965$, $\boldsymbol{P} = 10^3 \cdot \mathrm{diag}(10,\ 1,1)$ を設定する。
2. for $i = 1 : 10$ に対して，次の（a)，（b）を計算する。
   （a）for $k = 2 : st : k9$（k9 はデータ数）に対して，次式を計算する。

$$\begin{cases}
\hat{x}(k) = \boldsymbol{\phi}^T \cdot \hat{\boldsymbol{\theta}} \\
e(k) = x(k) - \hat{x}(k), \quad J_{RLSi} = \sum_{k=2}^{k9} (e(k))^2 \\
\hat{\boldsymbol{\theta}} = \hat{\boldsymbol{\theta}} + \boldsymbol{P}\boldsymbol{\phi}e(k) \\
\boldsymbol{P} = \lambda^{-1}[\boldsymbol{P} - \boldsymbol{P}\boldsymbol{\phi}(\lambda - \boldsymbol{\phi}^T\boldsymbol{P}\boldsymbol{\phi})^{-1}\boldsymbol{\phi}^T\boldsymbol{P}]
\end{cases} \tag{4.60}$$

   （b）評価量 J_{RLSi} を求め，$\boldsymbol{P}$ を更新する。

表 4.3　定数の一覧

a_1	a_2	b_2 [s^{-1}]	K_{rL} [s^{-1}]	T_{rL} [s]	T_{rH} [s]
0.7748	1.725	-0.034	0.14	8	100

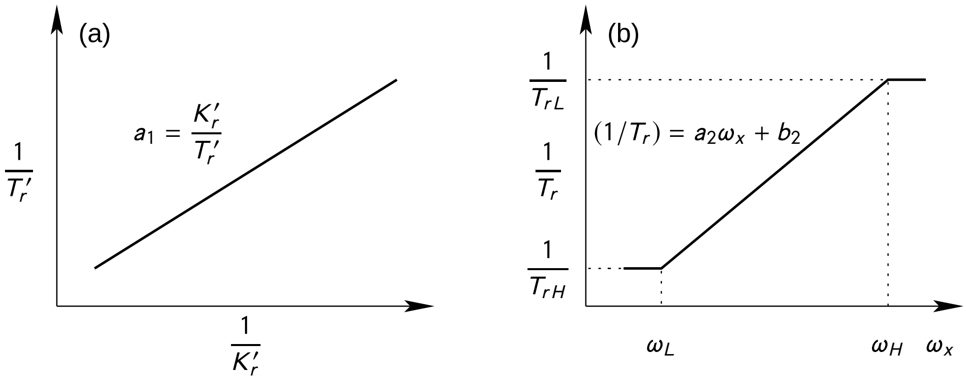


図 4.35　定数の特性

3. 最小の評価量 $\min\{J_{RLSi}\}$ を与える $\hat{\boldsymbol{\theta}}$ を用いて，船体パラメータを次式より得る。

$$\begin{cases} \widehat{T} = st/(1-\hat{\boldsymbol{\theta}}(1)), & \widehat{K/T} = \widehat{K}/\widehat{T} = (\hat{\boldsymbol{\theta}}(2)+\hat{\boldsymbol{\theta}}(3))/st \\ \widehat{K} = \widehat{T} \times \widehat{K/T}, & \widehat{T}_3 = \hat{\boldsymbol{\theta}}(2)/\widehat{K/T} \end{cases} \tag{4.61}$$

付録 4.C　船体パラメータ初期値

船体パラメータの初期値を定める。初期値は手動操船時や船体パラメータの更新値が設定されていない場合に利用する。初期値には K_r，T_r，T_{r3} と K_v があり，対象船の船長，船速と操縦性指数によって計算する。船速は船速信号をローパスフィルタによって平滑化したものを用いる。ローパスフィルタは時定数 $T_f = 10$ s，2 段とする。船速信号がない場合は手動入力による値を船速にする。

(1)　操縦性指数

操縦性指数を表 4.3 にまとめ，その特性を図 4.35 に示す。同表と同図において，

- a_1，a_2，b_2 は文献 [54] から引用した操縦性指数から求めた値である。
  - (a) で，a_1 は無次元定数の傾斜 K_r'/T_r' である。
  - (b) で，a_2，b_2 は有次元定数で，それぞれ傾斜と切片である。
- T_{rH} は $T_r < 0$ にならない対策である。これより初期値は安定船に設定される。
- T_{rL}，K_{rL} は小型船相当に対応させる。

表 4.4　初期値の計算例，船長 $L = 160.93\,\mathrm{m}$

U_0 [kn]	U_0/L [s^{-1}]	period [s]	K_r [s^{-1}]	T_r [s]
10	0.032	223.3	0.054	68.8
15	0.048	148.9	0.046	25.8
20	0.064	111.7	0.050	15.9

(2)　設定方法

船体パラメータの初期値は装備時に設定される。対象船は通常，手動操船（Hand）を経て自動操船 (Auto) に移る。その過程において，船速に適応した船体パラメータの初期値が適時更新される。そのため船速は手動操船から計算を開始する。

(3)　船体パラメータ

船体パラメータは，表 4.3 の定数と，船速 U [m/s] と船長 L [m] とを用いて計算する。有次元の K_r/T_r は無次元の K_r'/T_r' である傾斜 a_1 から求まり，周波数 ω_x を定めると

$$\left(\frac{K_r}{T_r}\right) = a_1\left(\frac{U}{L}\right)^2, \qquad \omega_x = \sqrt{\frac{K_r}{T_r}} \tag{4.62}$$

になる。ω_x に対して制限を設定したものを ω とおくと

$$\omega = \begin{cases} \omega_L & (\omega_x < \omega_L) \\ \omega_x & (\omega_L \leq \omega_x \leq \omega_H) \\ \omega_H & (\omega_H < \omega_x) \end{cases} \tag{4.63}$$

になる。ここで，

$$\omega_L = \frac{1/T_{rH} - b_2}{a_2}, \quad \omega_H = \sqrt{\frac{K_{rL}}{T_{rL}}} \tag{4.64}$$

を示す。このとき時定数 T_{rx} は

$$T_{rx} = \frac{1}{a_2\omega + b_2} \tag{4.65}$$

になる。よって求める時定数 T_r は T_{rx} に対して制限を設定したもので

$$T_r = \begin{cases} T_{rL} & (T_{rx} < T_{rL}) \\ T_{rx} & (T_{rx} \geq T_{rL}) \end{cases} \tag{4.66}$$

になる。ここで，T_{rH} による制限は既に式（4.63）で実施されている。

さらに旋回力ゲイン K_r，横流れゲイン K_v と時定数 T_{r3} は，次式によって定める。

$$K_r = \omega^2 T_r, \quad K_v = -60, \quad K_r T_{r3} = 0 \tag{4.67}$$

船体パラメータの初期値の例を表 4.4 にまとめる。

第 5 章

波浪モデルのパラメータ同定

5.1　緒言

本章は，波浪モデルのパラメータを同定する手法を提案するものである。波浪モデル [18] は，検出された方位信号に含まれる周期成分をモデル化したものである。モデル化はランダム信号によって駆動された狭帯域フィルタの出力に相当する。波浪モデルは方位船体モデルとともに制御対象になり，方位保持システムの推定器に組み込まれる。推定器の働きのひとつは，検出方位信号を船首方位と波浪成分とに分離することである。

船舶用オートパイロットにおいて，方位信号に含まれる外乱成分の周波数は，潮流成分などの低域，波浪成分などの中域とランダム状態に近い高域に分けられる。このうち，波浪成分の帯域が無効舵の原因になる。

方位制御システム（Heading Control System，HCS）は検出方位に含まれる波浪成分を除去する方策を編み出してきた。波浪成分は制御器からの出力である命令舵角を通して，操舵機に無効な入力（無駄舵）を与える。無駄舵は操舵周期に比べて短周期なので，船体運動に影響をあまり与えない。だが，操舵機に不要な負荷や動作を強制する。HCS の外乱除去性能は命令舵角に含まれる外乱成分の振幅で評価される。従前の方法は，PID 制御にデュアルゲイン（舵角ゼロ付近でゲインを下げる），ローパスフィルタやノッチフィルタなどを直列に結合するカスケード接続のものである（PID ベースとよぶ）。だが，それらの対策は閉ループ安定性とのトレードオフ制約を受けて，その大幅な向上が期待できない状況である。

一方，文献 [18, 6] は検出方位を方位成分と波浪成分とに分離する方式を紹介している。その方式はモデルベースに基づき，方位船体運動と波浪外乱でモデル化した制御対象を状態推定器に組み込むものである。その性能は PID ベースに比べて，閉ループ安定性を損なわずに高い外乱除去性が得られる。外乱除去性の効果は，推定器の波浪モデルに起因するノッチフィルタ特性による。だが，パラメータの同定精度が低ければ，それらの効果は期待できない。

波浪モデルを制御システムに応用する際，その 2 つのパラメータ，中心周波数と減衰係数

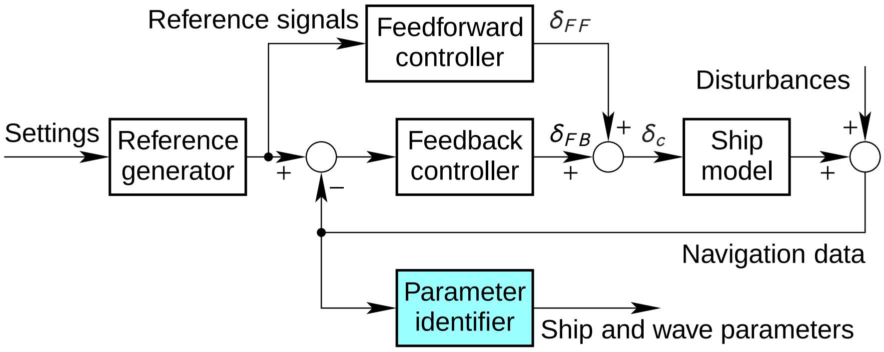


図 5.1　適応型オートパイロットの構成

が必要になる。波浪周波数追尾法 [6] は，中心周波数をリアルタイム処理により求める方法である。もうひとつの減衰係数は固定値としている。本章の目的は次の観点を考慮した，波浪パラメータの同定方法を提案することである。

- 波浪成分は海象の影響を受けて緩慢に変化するので，リアルタイム処理は必須ではない。
- 波浪モデルの減衰係数は，波浪成分に適応した値を同定すべきである。

本提案法は，波浪成分の時系列データのスペクトル波形と，波浪モデルの伝達関数のゲインの 2 乗とが等価になることに着目したものである。オンライン処理で検出方位信号の時系列データを蓄積して，オフライン処理でその時系列データをスペクトル波形に変換して，その波形に基づいて波浪モデルの 2 つのパラメータを同定する手法である。

その解決方法を次に示す。

1. パラメータ同定の仕様を推定器の等価ノッチフィルタの伝達特性から定める。
2. 時系列データとスペクトル変換の条件を求める。
3. 凹凸状のスペクトル波形から凸部のものを取り出した集合（包絡点）を求める。
4. その包絡点から同定値を求める。先に中心周波数を求めて，次に減衰係数を求める。
5. 同定値の変動を抑制するため，平滑化処理したものを更新値として出力する。

適応型オートパイロットの構成を図 5.1 に示す。同図において，パラメータ同定器は制御器に併設し，船体モデルと波浪モデルのそれぞれのパラメータの更新値を出力する。更新値が制御器に入力することで，適応機能が動作できる。

なお，本章は文献 [55] を加筆修正したものである。

5.2　波浪モデル

本節では，波浪特性，波浪成分と波浪モデルを説明する。波浪特性は海面上の波に関する一般的な特性とする。船体運動は船速，大きさや重量により，波浪特性の影響が異なる。波浪成分は船体運動の yaw 周りの波として検出する。波浪特性と波浪成分は強い関連性をも

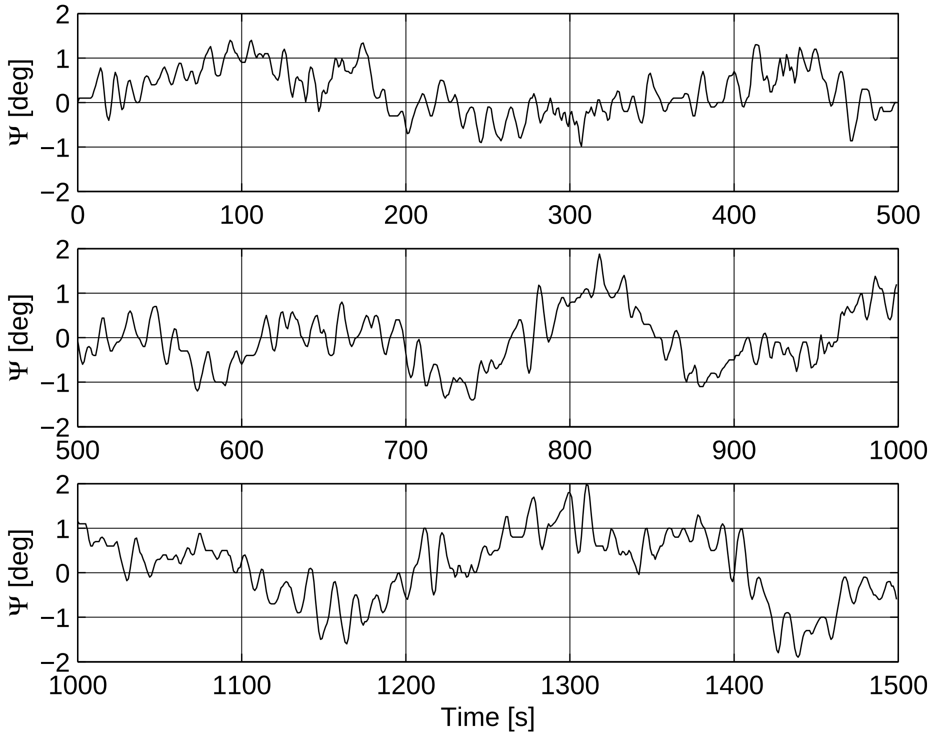


図 5.2　検出した方位信号 $\bar{\psi}$

つが，異なるものである。波浪モデルは波浪成分を模擬的に出力するものである。

5.2.1　波浪特性

(1)　実際の波浪成分

検出した方位信号 $\bar{\psi}$ を図 5.2 に示す。同図は，石灰石運搬船，バラスト状態，船速 13.2 〜 13.8 kn，Moderate sea，遠州灘，1998 年 07 月 25 日で取得したものである。同図で，長く波打っているほうが船体の方位成分 ψ で，短いほうが波浪の外乱成分 ψ_w である。よって，検出方位は次式とする。

$$\bar{\psi} = \psi + \psi_w \tag{5.1}$$

(2)　出会い周波数

上記波浪成分は船速の影響を受ける。文献 [45]，97 頁を引用する。図 5.3 に示すように，船が速度 U で波が角周波数 ω_{w0} で前進している。両者の相対角を χ とする。

このとき，船が受ける波の角周波数 ω_w（出会い角周波数とよぶ）は

$$\omega_w = \omega_{w0}\left(1 + \frac{2\pi}{\lambda\omega_{w0}}U\cos\chi\right) \tag{5.2}$$

になる。ここで，λ は波の波長，$\omega_{w0} = 2\pi f_{w0}$ は波の元の角周波数，f_{w0} はその周波数であ

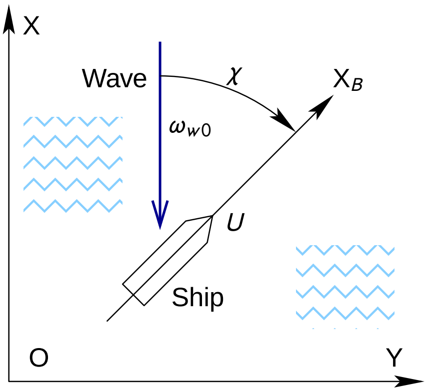


図 5.3　出会い角周波数

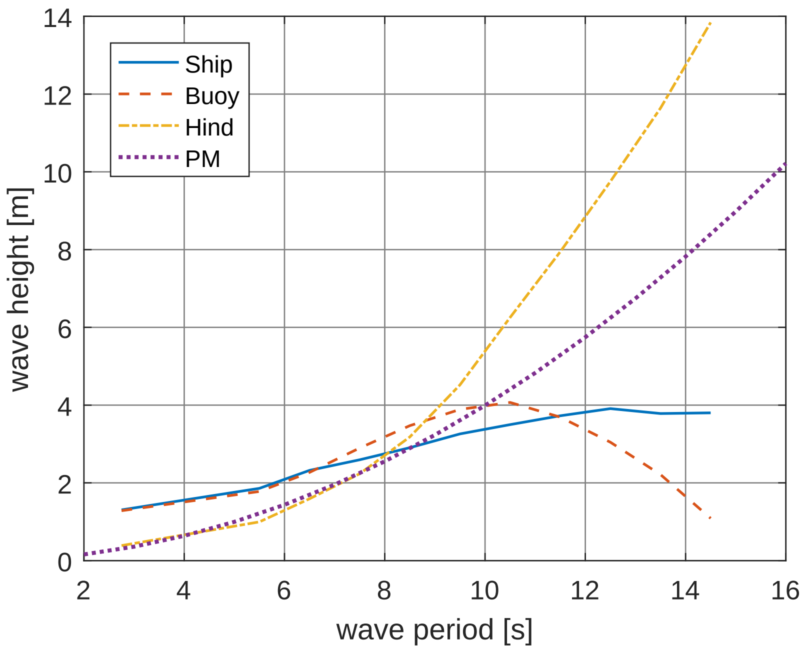


図 5.4　波浪の周期と波高

る。上式から，$|\chi| < \pi/2$ のときは ω_w が高くなり，$\pi/2 < \chi < 3\pi/2$ のときは ω_w が低くなる。船速や船首方位が変化すれば，ω_w は連動して変化する。よって，検出する ω_w は船体の運動状態の影響を受けることになる。

(3) 波浪の周期と波高

波浪成分は文献 [56] で，実海面上の波浪特性に関係性をもつことが報告されている。北太平洋海域の波浪特性は文献 [57] から，船舶気象通報データ（Ship），ブイ計測データ（Buoy）および波浪追算データ（Hind）ごとにデータベース化されている。Ship は一般商船による目視観測で，精度は良くないがデータは膨大である。Buoy は海洋観測ブイによる計器計測で，測定点は極少であるが精度は良い。Hind は気象データを基に波のエネルギー方程式の

解で，気象観測技術の向上により高精度化している。

図 5.4 は文献 [57] のデータを用いて，波浪の周期と高さの関係を求めたものである。高さはその頻度分布から加重平均で求めた。同図で，PM は Pierson-Moskowitz スペクトル（式（5.14)，（5.15)）を用いる。同図から，高さは数値解析（Hind，PM）の場合周期の 2 乗に比例し，実測結果（Ship，Buoy）の場合周期 10 秒以降でピーク値をもつ。台風による荒天時の波浪成分は，大きな振幅と伴った周期 10 秒以上になることがわかる。

5.2.2　波浪モデル

(1)　波浪モデル

波浪モデル [6] を伝達関数 $G_w(s)$ で表すと，次式になる。

$$\Psi_w(s) = G_w(s)N_w(s) \tag{5.3}$$

ここで，添字 $_w$ は波浪を示し，s はラプラス演算子，$\Psi_w(s)$ は波浪成分，$N_w(s)$ は白色ノイズ，

$$G_w(s) = \frac{2\zeta_w \omega_w s}{s^2 + 2\zeta_w \omega_w s + \omega_w^2} k_w \tag{5.4}$$

ζ_w，ω_w，k_w は波浪モデルのパラメータで，それぞれ減衰係数，中心周波数とゲインである。式（5.3）は，白色ノイズが入力した狭帯域フィルタの出力を方位換算したものである。

(2)　パラメータ同定の仕様

波浪モデルのパラメータ同定では，周期は 5 ～ 20 秒，減衰係数は 0.05 ～ 0.5 の範囲とする。設計の基準値を周期 12 秒と減衰係数 0.1 とおく。

波浪モデルは 6 章の方位保持システムに組み込む。その状態推定器において，波浪成分に対応する等価ノッチフィルタが構成され，波浪成分がそのフィルタ効果によって除去される。等価ノッチフィルタの伝達関数 $G_{\mathrm{notch}}(s)$ は，

$$G_{\mathrm{notch}}(s) = \frac{D_w(s)}{D_{ew}(s)} \tag{5.5}$$

になる。ここで，$D_w(s)$ は波浪モデルから派生した特性多項式，$D_{ew}(s)$ はそれに対応する推定器の特性多項式で，

$$D_w(s) = s^2 + 2\zeta_w \omega_w s + \omega_w^2 \tag{5.6}$$

$$D_{ew}(s) = s^2 + 2\zeta_{ew} \omega_{ew} s + \omega_{ew}^2 \tag{5.7}$$

ζ_{ew}，ω_{ew} は推定器の減衰係数と固有角周波数で，その仕様から $\zeta_{ew} = 1/\sqrt{2}$，$\omega_{ew} = \omega_w$ である。このとき，式（6.83）のゲイン（外乱除去率）は

$$|G_{\mathrm{notch}}(j\omega)| = \sqrt{\frac{\left[1 - (\omega/\omega_w)^2\right]^2 + \left[2\zeta_w(\omega/\omega_w)\right]^2}{\left[1 - (\omega/\omega_w)^2\right]^2 + \left[2\zeta_{ew}(\omega/\omega_w)\right]^2}} \tag{5.8}$$

になる。上式で，$\omega = \omega_w$，$\zeta_w = 0.1$ ならば，外乱除去率は約 0.14 になり，波浪成分を効果的に除去できる。

パラメータ同定値の仕様を設定する。外乱除去率を

$$\begin{cases} g_{\mathrm{spec}} = \sqrt{\dfrac{\left[1-(\omega/\hat{\omega}_w)^2\right]^2 + [2\hat{\zeta}_w(\omega/\hat{\omega}_w)]^2}{\left[1-(\omega/\hat{\omega}_w)^2\right]^2 + [2\zeta_{ew}(\omega/\hat{\omega}_w)]^2}} \equiv \dfrac{\zeta_w}{\zeta_{ew}}(1+\mathrm{spec}) \\ \hat{\omega}_w = \omega_w(1+\Delta\omega), \qquad |\Delta\omega| \le 1 \\ \hat{\zeta}_w = \zeta_w(1+\Delta\zeta), \qquad |\Delta\zeta| \le 1 \end{cases} \tag{5.9}$$

と定める。ここで，spec は仕様，$\hat{\zeta}_w$，$\hat{\omega}_w$ は同定値，$\Delta\omega$，$\Delta\zeta$ は仕様を満たすパラメータ不確かさで同定値の仕様になる。上式を用いて

$\hat{\zeta}_w$ の場合　spec が直接パラメータ不確かさに作用する。よって，仕様を次式とする。

$$\Delta\zeta \le |0.05| \qquad (\Delta\omega = 0) \tag{5.10}$$

$\hat{\omega}_w$ の場合　spec を満足する解が $\Delta\zeta = 0$ の場合，次の $\Delta\omega$ の 4 次式になる。

$$\begin{cases} f(\Delta\omega) = a(\Delta\omega)^4 + 4a(\Delta\omega)^3 + 4(a+b)(\Delta\omega)^2 + 8b(\Delta\omega) + 4b \\ a = (1-g_{\mathrm{spec}}^2)\omega_w^4 \\ b = (\zeta_w^2 - g_{\mathrm{spec}}^2\zeta_{ew}^2)\omega_w^2 \end{cases} \tag{5.11}$$

上式に基準値と $\mathrm{spec} = -0.1$ を代入し解くと，根は

$$\Delta\omega = \{-2.0925,\ -1.9153,\ -0.084682,\ 0.092517\}$$

になる。ここで，$\omega_w^2 = 0.27416$，$g_{\mathrm{spec}}^2 = 0.0242$，$a = 0.073342$，$b = -0.00057573$ である。よって，解は次式になる。

$$\Delta\omega = \{-0.084682,\ 0.092517\} \tag{5.12}$$

$$\hat{\omega}_w = 2\pi/12 \times \{0.91532,\ 1.0925\}\ [\mathrm{rad/s}] \tag{5.13}$$

5.3　波浪パラメータ同定

本節は図 5.5 に示す，波浪モデルのパラメータ同定について説明する。

同定システムは同図で，次の要素から構成する。

1. スペクトル変換では，時系列データをスペクトルデータに変換する。
2. 波浪パラメータ計算では，スペクトルデータを用いて波浪パラメータを求める。
3. 平滑化処理では，波浪パラメータの変動成分を移動平均によって平滑する。

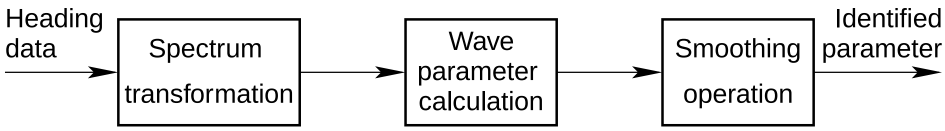


図 5.5　波浪パラメータの同定システム

5.3.1　スペクトル変換

検出方位信号の時系列データの条件を定める。

(1) サンプリング間隔

Pierson-Moskowitz [58] による波浪スペクトルは

$$\begin{cases} S_w(\omega) = A\omega^{-5}\exp(-B\omega^{-4}) \\ A = 8.1\cdot 10^{-3}g^2, \qquad B = 0.0323\left(\dfrac{g}{h}\right)^2 \end{cases} \tag{5.14}$$

で表される。ここで，$S_w(\omega)$ はスペクトル，g は重力加速度で 9.8 $\mathrm{m/s^2}$，h は波浪の高さ [m] である。波高のピーク周波数 ω_p を求めるため，上式を周波数で微分しゼロと置けば

$$\left.\frac{dS_w(\omega)}{d\omega}\right|_{\omega=\omega_p} = A\omega_p^{-6}\exp(-B\omega_p^{-4})(-5+4B\omega_p^{-4}) = 0$$

$$\omega_p = \left(\frac{4B}{5}\right)^{1/4}, \qquad per_p = \frac{2\pi}{\omega_p} = 2\pi\left(\frac{5}{4B}\right)^{1/4} \tag{5.15}$$

になる。ここで，per_p はピーク周期 [s] である。上式から凪状態（Calm sea）の波高を $h = 0.1\,\mathrm{m}$ とおけば，周期は 1.6 秒になる。よって，サンプリング間隔 st はサンプリング定理により，$st = 1.6/2 \approx 1.0\,\mathrm{s}$ を選ぶ。ナイキスト周波数（Nyquist Frequency）f_{nyq} は 0.5 Hz になる。

(2) エイリアシング対策

波浪成分の周波数にナイキスト周波数 f_{nyq} より高い成分が含まれるとき，変換したスペクトル波形はエイリアシング誤差をもつ。

エイリアシング対策の方法は，方位信号を刻み時間 $\Delta\tau = 0.2\,\mathrm{s}$ とし移動平均処理して，サンプリング間隔 $st = 1\,\mathrm{s}$ で取り出す。

この場合，f_{nyq} でのゲインの減衰を -20 dB にすれば，文献 [59] から $f\tau = 0.9$ を得て，$\tau = 0.9/f_{\mathrm{nyq}} = 1.8\,\mathrm{s}$ になる。ここで，τ は移動平均の時間幅である。平均化の個数を M として $\tau = M\cdot\Delta\tau$ により，$M = 1.8/\Delta\tau = 9$ を得る。このとき移動平均の遮断（カットオフ）周波数は $f_c = 0.443/\tau = 0.246 < f_{\mathrm{nyq}}$ [Hz]，カットオフ周期は $1/f_c = 4.07\,\mathrm{s}$ になり，パラメータ同定の周期範囲の下限以下に相当する。ここで，係数 0.443 は sinc 関数，$\sin(\pi x)/(\pi x) = 1/\sqrt{2}$ の解に相当する。よって，スペクトル波形は移動平均処理でエイリ

アシング対策ができる。移動平均の処理式は，次式になる。

$$\bar{\psi}_i' = \frac{1}{M}\left\{\bar{\psi}_i + \sum_{j=1}^{k}\left(\bar{\psi}_{i-j} + \bar{\psi}_{i+j}\right)\right\} \tag{5.16}$$

ここで，$M = 2k+1 = 9$，$k = 4$，$\bar{\psi}$ は $\Delta\tau = 0.2\,\mathrm{s}$ の検出方位，$\bar{\psi}'$ は $st = 1\,\mathrm{s}$ の同定用時系列データである。上式は 9 個の中間が基準になる。

(3) データサイズ

時系列データのサイズ N を決める。高速フーリエ変換（Fast Fourier Transform, FFT）を用いるため，N は 2^n 個にすると都合がよい。波浪周期 12 秒付近での周波数分解能を 1% とすれば, $\Delta f_w = 0.01/12 = 8.33\cdot 10^{-4}\,\mathrm{Hz}$ になる。指数 n による分解能 $\Delta f = f_{\mathrm{nyq}}/(2^n/2)$ と比 $\Delta f/\Delta f_w$ は

$$\Delta f = \begin{cases} 3.91\times 10^{-3} & (n=8) \\ 1.95\times 10^{-3} & (n=9) \\ 0.977\times 10^{-3} & (n=10) \end{cases}, \qquad \frac{\Delta f}{\Delta f_w} = \begin{cases} 4.7 & (n=8) \\ 2.3 & (n=9) \\ 1.2 & (n=10) \end{cases} \tag{5.17}$$

になる。また収録時間は $n = 8$ で 256 秒，$n = 9$ で 512 秒，$n = 10$ で 1024 秒になる。上式，収録時間および後述する平滑化処理の時間を考慮して，$N = 2^n = 512$，$n = 9$ を採用する。その分解能は $2.3 > 1$ % になり，その不足分は平滑化の効果で解消できるとする。

(4) 窓関数の不使用

時系列データの開始値と終端値とが一致しないと，その不連続の影響はスペクトルの低周波数域に現われる。その影響を回避するため窓関数を用いる場合がある。窓関数の Hanning Window の利用は時系列データの連続性を確保するが，スペクトル波形を歪ませる。パラメータ同定に与える影響は，その歪みのほうがデータの不連続より大きいとみなす。波浪周波数域は直流周波数より高いからである。よって，窓関数は用いない。不連続による影響は平滑化処理で対策する。

5.3.2 パラメータ同定

(1) 同定原理

波浪モデルの伝達関数 $G_w(s)$ は式（5.4）を用いる。波浪モデルのスペクトル $S_w(\omega)$ はその伝達関数のゲインの 2 乗に相当するから，

$$S_w(\omega) = |G_w(j\omega)|^2 = \frac{(2\zeta_w\omega_w\omega)^2}{(\omega_w^2-\omega^2)^2 + (2\zeta_w\omega_w\omega)^2} \le 1 \tag{5.18}$$

になる。ここで，k_w は除いている。上式から，$S_w(\omega)$ の最大値は $\omega = \omega_w$ で生じる。

一方，検出方位から変換したスペクトル $S(\omega)$ を正規化すると，

$$\overline{S}(\omega) = \frac{S(\omega)}{\max\limits_{\omega}\{S(\omega)\}} \le 1 \tag{5.19}$$

で定める。ここで，$\overline{S}(\omega)$ は正規化スペクトルとよび，$\max_\omega\{S(\omega)\}$ は同定周波数範囲での最大値である。

よって，同定原理はスペクトル誤差

$$S_{\rm err}(\omega) = S_w(\omega) - \overline{S}(\omega) \tag{5.20}$$

を最小にすることである。パラメータ同定は上式を用いて，時系列データからの $\bar{S}(\omega)$ に波浪モデルの $S_w(\omega)$ を波浪パラメータ ζ_w，ω_w の調整によって一致させる方法である。

(2)　包絡点

時系列データのスペクトル波形の一例を図 5.6 に示す。その波形は同図（a）のように凹凸状になり，操舵成分と波浪成分に別れる。凹凸波形は周波数に対する波浪成分の大きさに相当する。同定計算は凸のスペクトルを用いる。凹のものは信号成分が小さい（SN 比が低い）ので，利用しない。

その波浪成分を拡大した図は（b）に示す。計算に用いるスペクトルはその波形の上方から布を被せたとき，布に接触するものになる。その布は接触点のみで曲がるとする。その点を集めたものを包絡点 envelope とよぶ。包絡点は同定周波数範囲で，スペクトルのピーク値とその周波数に基づいて求める。最大ピーク値の周波数（ピーク周波数）を境にして，低域側と高域側とのそれぞれで包絡点が最大数になる場合を求める。

包絡点はある周波数を開始位置としてピーク周波数に至るまでに，隣り合う 2 点のスペルトルが等しいまたはより大きくなるような周波数とスペクトルの組の集合で，開始周波数の関数になっている。低域側の包絡点は下限周波数からピーク周波数に向かって，高域側のそれは上限周波数からピーク周波数に向かって，それぞれを求める。よって，両者の包絡点を合わせたものがそのスペクトルの包絡点になる。

(3)　中心周波数

中心周波数 f_w は波浪パラメータのひとつで，次式の加重平均によって求める。

$$f_w = \frac{\displaystyle\sum_{i=1}^{n}\left(\bar{S}(\omega_i)\cdot f_i\right)}{\displaystyle\sum_{i=1}^{n}\bar{S}(\omega_i)} \qquad (\bar{S}(\omega_i) \ge S_H) \tag{5.21}$$

ここで，$\bar{S}(\omega_i)$，f_i は包絡点の集合でそれぞれスペクトル値とその周波数，S_H は上部しきい値，n は包絡点の数である。S_H は図 5.7（便宜上波浪モデルを利用する）に示す。f_w は S_H 以上の包絡点を用いることで，高周波域の小さいスペクトルによる変動（誤差）を抑制する。

(4)　減衰係数

減衰係数 ζ_w はもうひとつの波浪パラメータで，求めた中心角周波数 $\omega_w = 2\pi f_w$ に基づき，包絡点に波浪モデルのスペクトル値を一致させる値として求める。その算法は黄金分割

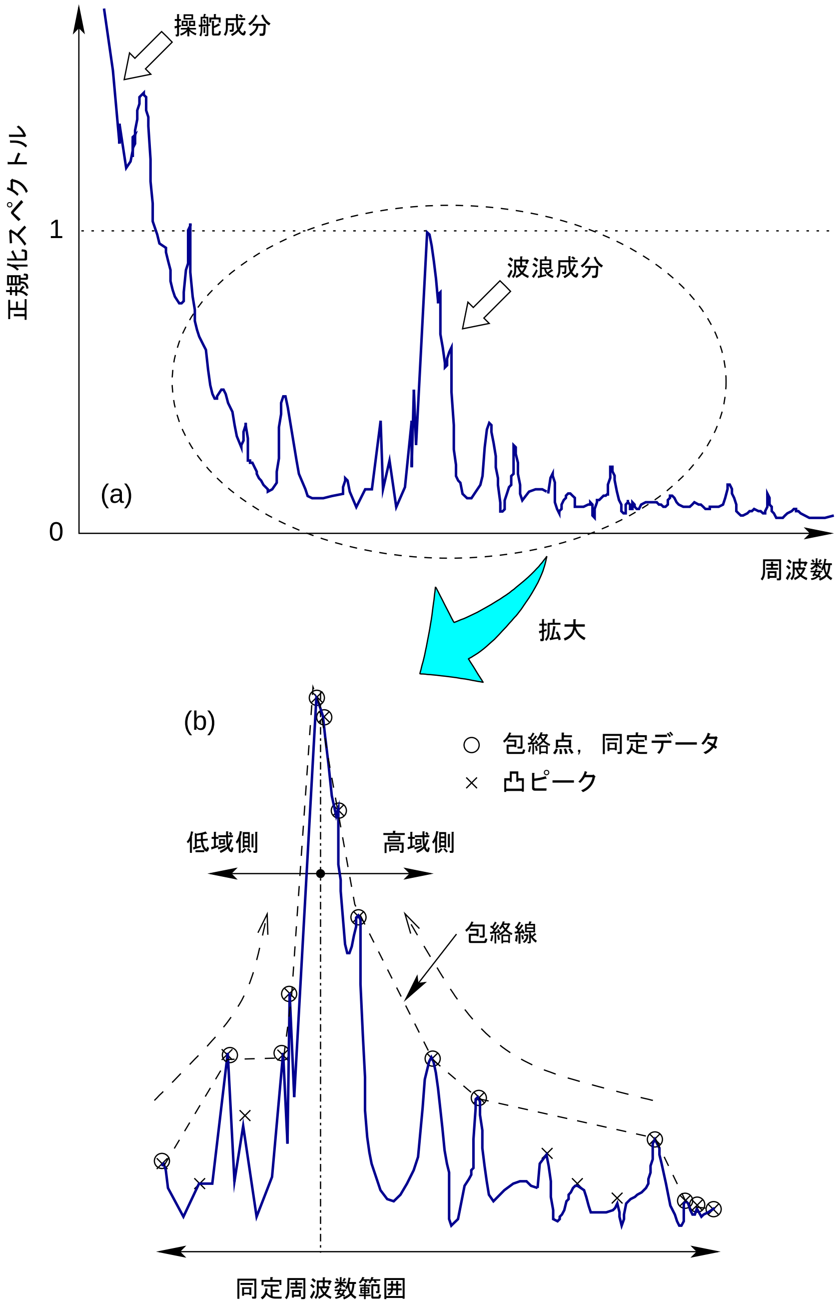


図 5.6 検出方位のスペクトル波形

法（Golden Section Method，GSM）[29] によって，両者の偏差の 2 乗和からなる評価関数 J_ζ を最小化にするもので，

$$\min\{J_\zeta\} = \sum_{i=1}^{n} \left(S_w(\omega_i) - \overline{S}(\omega_i)\right)^2 \tag{5.22}$$

になる。ここで，$S_w(\omega_i)$ は式（5.18）から

$$S_w(\omega_i) = h(\omega_i,\ \omega_w,\ \zeta_w) \tag{5.23}$$

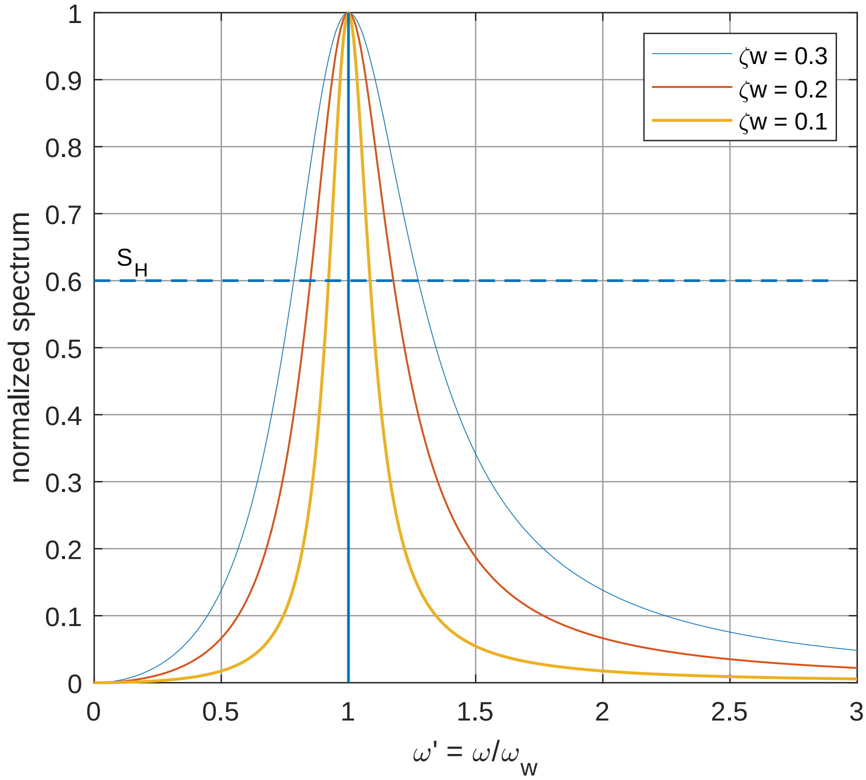


図 5.7　波浪モデルの正規化スペクトル波形

の関数である。上式に ζ_w を与えると解が求まる。よって，J_ζ の最小値は GSM を用いて，ζ_w を $0.05 \leq \zeta_w \leq 0.5$ の範囲から求めることである。

なお，包絡点はスペクトルのバックグラウンドノイズの上方に位置して，その影響を受けない。それで，下部しきい値を設けずそのまま利用する。

図 5.7 に，$\zeta_w = \{0.1,\ 0.2,\ 0.3\}$ の場合を示す。ζ_w は小さくなるほど，尖頭的になる。

(5)　平滑化処理

波浪スペクトル波形は滑らかな山状ではなく凹凸状である。包絡点はその波形から間引くため，さらに粗くなる。パラメータ同定は時系列データの不連続性によるスペクトル成分，包絡点形状による誤差および波浪成分のランダム性による変動などから，誤差をもつ。同定値の誤差を低減するため，移動平均処理により平滑化すると，

$$\begin{cases} \hat{f}_{w\,i} = \dfrac{1}{n}\left(f_{w\,i} + \displaystyle\sum_{j=1}^{k} f_{w\,i-j}\right) \\ \hat{\zeta}_{w\,i} = \dfrac{1}{n}\left(\zeta_{w\,i} + \displaystyle\sum_{j=1}^{k} \zeta_{w\,i-j}\right) \end{cases} \tag{5.24}$$

になる。ここで，$\hat{}$ は平滑化を意味し，n は移動平均数で $n = 5$，$k = 4$ である。

よって，平滑値を波浪パラメータの更新値として，出力する。

表 5.1　波浪パラメータの同定仕様

項目	設定値
同定範囲	波浪周波数：$5 \leq f_w^{-1} \leq 20\,\mathrm{s}$，減衰係数：$0.05 \leq \zeta_w \leq 0.5$
同定誤差	$\Delta\zeta$：spec$= \pm 0.05$，$\Delta\omega$：spec$= -0.1$
スペクトル変換	$st = 1.0\,\mathrm{s}$, $N = 2^9 = 512$
パラメータ同定	$S_H = 0.6$
平滑化処理	$n = 5$

(6)　計算の流れ

同定計算の流れを次にまとめる。

1. オンライン処理で，検出方位を保持中に蓄積して時系列データを作成する。
2. オフライン処理で，時系列データを FFT でスペクトル波形に変換する。
3. スペクトル波形から包絡点の集まりを求める。
4. 包絡点から波浪パラメータの同定値を中心周波数，減衰係数の順で求める。
5. 同定値に平滑化処理を施し，それを更新値とする。

5.4　検証

提案法の有効性をシミュレーションによって検証する。

5.4.1　シミュレーション条件

波浪パラメータの同定仕様を表 5.1 にまとめる。

方位の時系列データは操舵成分と波浪成分からなる。操舵成分は振幅 1 度，周期 200 秒とする。波浪成分は式（5.3）に波浪パラメータを与えて白色ノイズを入力して生成する。時系列データは，No.1 ～ No.10 の 10 ケを用いて評価する。

5.4.2　シミュレーション結果

(1)　波浪パラメータの同定値

図 5.8，5.9 は，それぞれ上段に時系列データを，下段にスペクトル波形，包絡線と同定モデルを示す。2 つ図の時系列データは同じようにみえる。だが，両図のスペクトル波形は異なり，同定値は変動している。同定した波浪モデルは波浪スペクトル波形を包み込んでいる。よって，本提案手法は波浪成分の特性を解析して，そのパラメータを同定している。

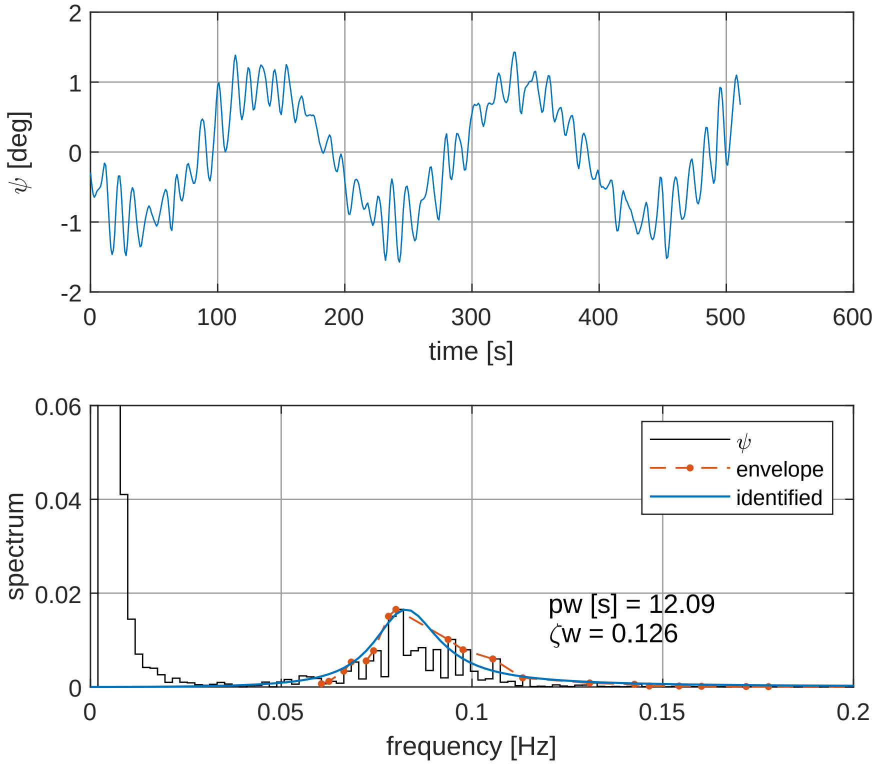


図 5.8　時系列データ No.2 の波浪同定値

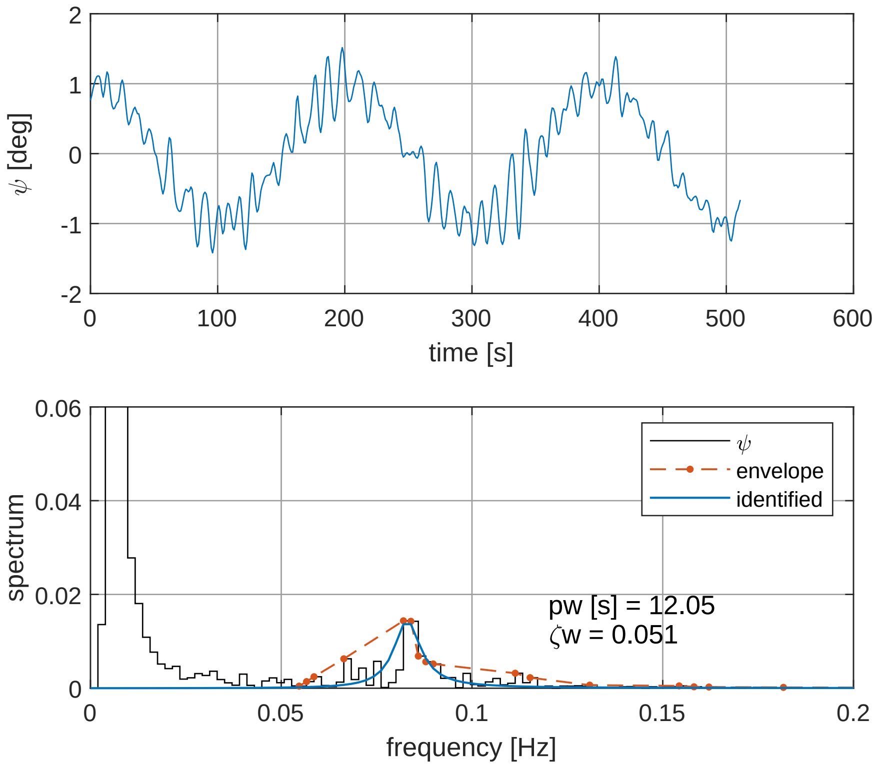


図 5.9　時系列データ No.5 の波浪同定値

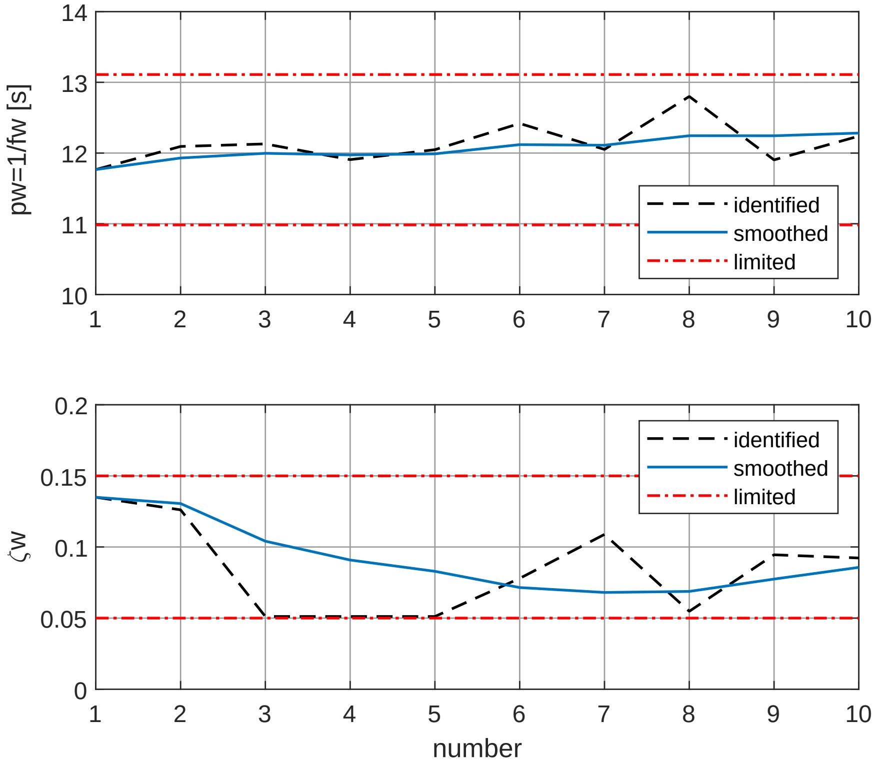


図 5.10　波浪同定値の平滑化

(２)　波浪パラメータの更新値

図 5.10 は，上段に波浪周波数を，下段に波浪減衰係数を，横軸に時系列データ番号を，それぞれ示す。

- 波浪周波数では，同定値は仕様（一点鎖線で挟まれた領域）を満足している。
- 波浪減衰係数では，上記の場合と同様になるが，変動幅が大きい傾向をもつ。
- 両者の平滑値では，同定値の変動を抑制し，仕様を満たしている。

5.5　結言

波浪モデルのパラメータを同定する手法を提案し，シミュレーションで検証した。その結果，次の項目を確認した。

- 波浪パラメータでは，スペクトル波形に基づく同定手法で推定した。
- スペクトル波形の凹凸の影響では，包絡点の導入によって対策した。
- 波浪パラメータの中心周波数では，包絡点の加重平均を用いて算出した。
- その減衰係数では，包絡点に波浪モデルのスペクトル値を一致させて算出した。
- 同定値の変動成分では，移動平均処理によって平滑化した。
- 検証結果から，同定値変動は中心周波数に比べ減衰係数のほうが大きいが，両者の平滑値はともに仕様を満足した。

第Ⅱ部

保持系

第 6 章

方位保持システム

6.1　緒言

本章は，方位保持システム（Course-Keeping System，CKS）をロバスト制御のレギュレータ問題として設計する。ロバスト制御は制御対象のパラメータに不確かさを加えて，閉ループ安定性を確保するものである。

CKS は方位制御システム（Heading Control System, HCS）を方位旋回システム（Course-Changing System，8 章参照）と組み合わせて構成する。HCS は設定方位に船首方位を追従させるために命令舵角を制御するものである。CKS の役割は，閉ループ安定性と外乱除去性の確保である。

制御対象 [60]（3 章参照）は船体モデルと外乱モデルからなる。船体モデルは船体特性を応答モデルによって，外乱モデルは波浪特性を狭帯域フィルタによってそれぞれモデリングしている。そのため，制御対象は低次元化などによるモデル化誤差と，同定手法（4 章と 5 章参照）によるパラメータ誤差を含む。閉ループ安定性は船体モデルの状態量を推定しフィードバックすることで，外乱除去性は波浪モデルの状態量を推定し分離することでそれぞれ達成できる。

このようなモデル化誤差とパラメータ誤差をもつ制御対象をロバスト制御する方法は文献 [61, 62, 63, 64] に報告されている。[61] は定量的フィードバック理論（Quantitative feedback theory，QFT）を応用して船体パラメータの変動域を考慮した伝達関数型制御器を提案し，[62, 63] は Norrbin の非線形モデルから非線形項を外部入力に変更して線形化した制御対象においてフィードバック制御と推定器をそれぞれ設計し，および [64] は [62, 63] と同様に線形化した制御対象において外乱成分を舵角バイアスにまとめ推定器ベースの制御器を設計している。

方位保持システムはレギュレータ問題なので，制御システムと閉ループ安定性の関係が重要である。前記文献はその関係を陽に触れていないようにみえ，実適用できる状況が難しい。よって，本章では誤差をもつ制御対象と制御システムによる閉ループ安定性を明瞭に設

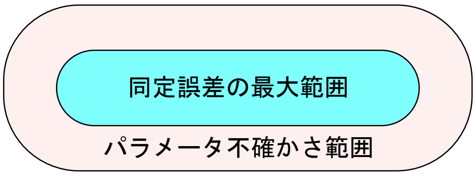


図 6.1　パラメータ不確かさの範囲

計できる手法を提案することを課題とする。

制御対象の状態量がすべて既知ならば，閉ループ特性はフィードバック制御によって十分なロバスト安定性をもつ。だが，外乱成分がそのまま命令舵角に含まれるので，外乱除去性は確保できず実用上充分でない。本論文では状態量が未知なので，その推定値を推定器によって求める。推定値は閉ループ安定性に必要な船体モデル信号と外乱除去性に必要な波浪モデル信号とからなる。だが，推定器は制御対象に含まれるモデル化誤差やパラメータ誤差により，推定値に誤差を生じる。そのため，閉ループ安定性はその推定値をフィードバックすることにより劣化する。推定誤差が減れば，閉ループ安定性は向上する。よって，本提案手法は推定器の固有周波数を高くすれば，推定誤差を低減できることに着目して，次の方策を講ずる。

1. モデル化誤差やパラメータ誤差をパラメータ不確かさに置き換える。パラメータ不確かさの範囲は図 2.9 に示すように，同定誤差の最大範囲を包括する。
2. 閉ループ制御系はパラメータ不確かさを加えた制御対象とノミナル値の制御システムからなる。その閉ループ安定性を把握するため，特性多項式の根（特性根）を求める。
3. 推定係数とよぶ設計パラメータを用いて，特性根のうちで共役根の最小減衰係数を仕様に一致させる。

本章の構成は次のようになる。

- 2 節では，方位保持システムを制御対象と制御システムから説明する。
- 3 節では，制御システムを構成する状態フィードバックと状態推定器を説明し，それぞれの制御ゲインを導出する。
- 4 節では，推定係数による本提案手法を説明する。パラメータ不確かさと最小減衰係数の関係や仕様を満足する推定係数の計算方法などを明らかにする。
- 5 節では，設計した制御システムに則って，その外乱除去性能を明らかにする。
- 6 節では，提案法の有効性をシミュレーションによって検証する。
- 7 節では，本章の検討結果を結言にまとめる。
- 付録では，推定係数の数値解法アルゴリズムを説明する。加えて，対象船が小型船であるときの対応策を提案する。

提案法の制御システムは図 6.2 に示すフィードバック制御器に相当する。船体パラメータと波浪パラメータはパラメータ同定器からノミナル値として出力する。フィードバック制御器でノミナル値から係数や制御ゲインを設定し，入力した方位誤差から命令舵角を求めて操

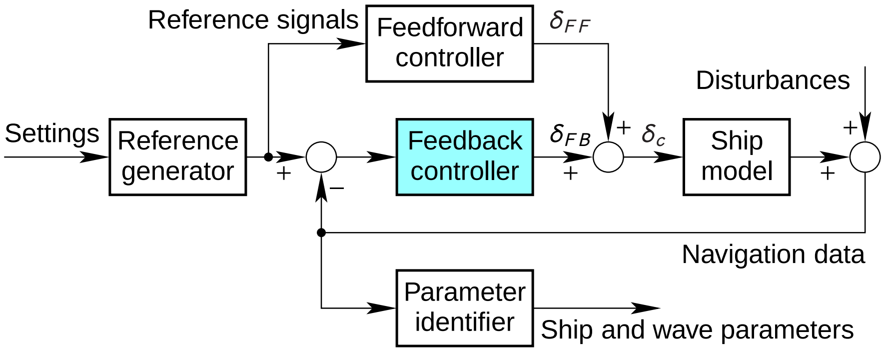


図 6.2　方位制御システムの構成

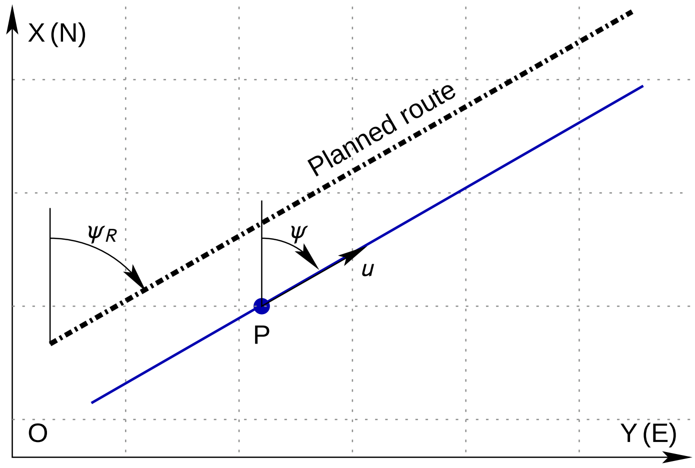


図 6.3　方位保持の動作

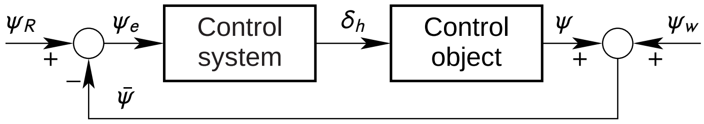


図 6.4　方位保持システムの構成

舵機（図示なし）に出力する。操舵機からの出力である舵角が船体モデルに作用し方位角になる。その検出信号をフィードバックすることで閉ループ制御系が構成できる。ただし，命令舵角の大きさは操舵機の入力制限以下とする。

なお，本章は文献 [65] を加筆修正したものである。

6.2　方位保持システム

方位保持の動作を図 6.3 に示す。同図で，ψ_R は参照方位（設定方位と一致する），ψ は船首方位，XOY は地球固定座標，点 P は船体位置，u は surge 速度である。船位は $\psi = \psi_R$

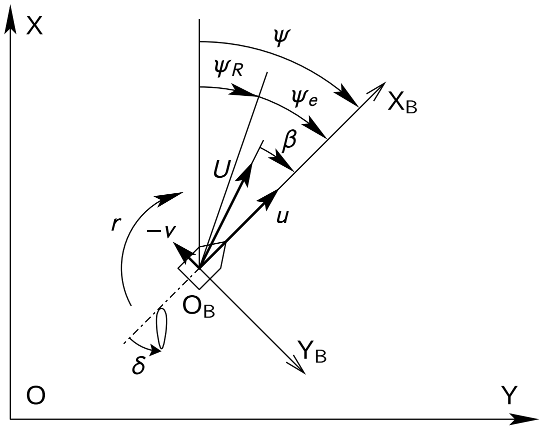


図 6.5　船体運動と方位誤差

を保持して，計画航路に平行して航行する。船位を計画航路上に航行させるには，変針制御（8 章参照）あるいは航路保持制御（7 章参照）を用いる必要がある。

方位保持システムは図 6.4 に示すように，制御対象と制御システムから構成する。同図で，ψ_w は波浪成分，$\bar{\psi} = \psi + \psi_w$ は検出方位，ψ_e は方位誤差，$\delta_h = \delta_c$ は命令舵角である。制御対象は 3 章を参照する。制御システムは次の目的をもつ。

1. 参照方位と検出方位による方位誤差を
$$\psi_e = \psi_R - \bar{\psi} \tag{6.1}$$
に定めて，それをゼロに収斂させる。以降，簡単化のために $\psi_R = 0$ とおく。
2. 閉ループ安定性と外乱除去性を確保する。

6.2.1　制御対象

制御対象を船体モデルと外乱モデルから構成する。

船体モデルを図 6.5 に示すように，yaw 運動モデルで surge 速度を一定として，

$$\Psi(s) = \frac{1}{s} P_r(s) \Delta_h(s), \qquad P_r(s) = \frac{K_r(T_{r3}s + 1)}{T_r s + 1} \tag{6.2}$$

と定める。ここで，添字 $_r$ は yaw 船体モデルを意味し，s はラプラス演算子，$P_r(s)$ は伝達関数，K_r は旋回力ゲイン，T_r，T_{r3} は時定数である。船体モデルは野本 1 次モデル [20, 21, 46] に比べて，T_{r3} をもつ。上式を状態空間表現にすると

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{x}}_r = \boldsymbol{A}_r \boldsymbol{x}_r + \boldsymbol{B}_r \delta_h \\ \psi = \boldsymbol{C}_r \boldsymbol{x}_r \end{cases} \tag{6.3}$$

になる。ここで，$\boldsymbol{x}_r = [\psi,\ r_x]^T$，添字 ^{T} は転置行列，$r_x$は角速度，

$$\boldsymbol{A}_r = \begin{bmatrix} 0 & 1 - \dfrac{T_{r3}}{T_r} \\ 0 & -\dfrac{1}{T_r} \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{B}_r = \frac{K_r}{T_r}\begin{bmatrix} T_{r3} \\ 1 \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{C}_r = \begin{bmatrix} 1 & 0 \end{bmatrix} \tag{6.4}$$

である。

外乱モデルを yaw 舵角オフセット δ_{ro} と波浪成分 ψ_w にする。潮流成分は方位軸まわりに影響しないとする。よって，外乱モデルは

$$\dot{\delta}_{ro} = 0 \tag{6.5}$$

$$\dot{\boldsymbol{x}}_w = \boldsymbol{A}_w \boldsymbol{x}_w + \boldsymbol{B}_w w, \quad \psi_w = \boldsymbol{C}_w \boldsymbol{x}_w \tag{6.6}$$

になる。ここで，$\boldsymbol{x}_w = [\xi,\ \psi_w]^T$，$\xi$ は変数，w は白色ノイズ，

$$\boldsymbol{A}_w = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\omega_w^2 & -2\zeta_w\omega_w \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{B}_w = \begin{bmatrix} 0 \\ \sigma_w \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{C}_w = \begin{bmatrix} 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{6.7}$$

添字 $_w$ は波浪成分を意味し，ζ_w，ω_w はそれぞれ減衰係数，中心角周波数，σ_w は波浪の強さを表す定数である。

したがって，制御対象は次式になる。

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{x}}_h = \boldsymbol{A}_h \boldsymbol{x}_h + \boldsymbol{B}_h \delta_h + \boldsymbol{B}_h^w w \\ \psi_e = \boldsymbol{C}_h \boldsymbol{x}_h \end{cases} \tag{6.8}$$

ここで，添字 $_h$ は方位制御を意味し，$\boldsymbol{x}_h = [\boldsymbol{x}_r,\ \boldsymbol{x}_w,\ \delta_{ro}]^T$，$\psi_e = -\psi - \psi_w$ は方位誤差，

$$\begin{cases} \boldsymbol{A}_h = \begin{bmatrix} \boldsymbol{A}_r & \boldsymbol{O}_{2\times2} & \boldsymbol{B}_r \\ \boldsymbol{O}_{2\times2} & \boldsymbol{A}_w & \boldsymbol{O}_{2\times1} \\ \boldsymbol{O}_{1\times2} & \boldsymbol{O}_{1\times2} & 0 \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{B}_h = \begin{bmatrix} \boldsymbol{B}_r \\ \boldsymbol{O}_{2\times1} \\ 0 \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{B}_h^w = \begin{bmatrix} \boldsymbol{O}_{2\times1} \\ \boldsymbol{B}_w \\ 0 \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{C}_h = -\begin{bmatrix} \boldsymbol{C}_r & \boldsymbol{C}_w & 0 \end{bmatrix} \end{cases} \tag{6.9}$$

$\boldsymbol{O}_{i\times j}$ は i 行 j 列のゼロ行列である。なお，$\boldsymbol{C}_h$ にマイナス符号があることに注意されたい。

6.2.2　制御システム

制御システムは線形の状態推定器と状態フィードバックからなり，閉ループ制御系を構成して閉ループ安定性および外乱除去性を確保する。推定器は制御対象の状態を推定する。フィードバックは状態推定値にフィードバックゲインを乗じて命令舵角を出力する。

推定器は確定系連続型恒等オブザーバ [34] を採用する。恒等オブザーバは推定する状態と同じ次元数をもつ。低次元オブザーバは検出量の次元数だけ小さくなり，検出量（検出方

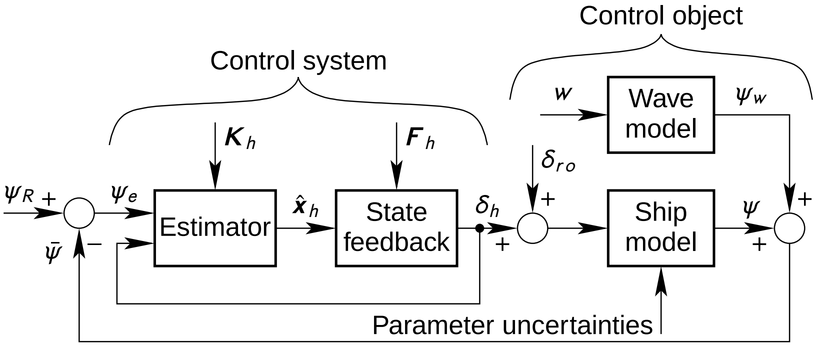


図 6.6　方位保持システムの詳細

位）をそのまま利用する。そのため，波浪成分の外乱除去効果は得られない。加えて，本論文は連続系で設計しているので，推定器は離散型を用いない。閉ループ系を連続系で表して，制御ゲインを求めたり安定性を評価する。

よって，制御システムは状態空間表現で表すと，次式になる。

$$\begin{cases} \dot{\hat{\boldsymbol{x}}}_h = \boldsymbol{A}_h\hat{\boldsymbol{x}}_h + \boldsymbol{B}_h\delta_h + \boldsymbol{K}_h\left(\psi_e - \boldsymbol{C}_h\hat{\boldsymbol{x}}_h\right) & \text{(observer)} \\ \delta_h = -\boldsymbol{F}_h\hat{\boldsymbol{x}}_h & \text{(feedback)} \end{cases} \tag{6.10}$$

ここで，$\hat{\boldsymbol{x}}_h = [\hat{\boldsymbol{x}}_r,\ \hat{\boldsymbol{x}}_w,\ \hat{\delta}_{ro}]^T$，$\hat{}$ は推定値，$\boldsymbol{K}_h$ は 5 行 1 列の推定ゲイン，$\boldsymbol{F}_h$ は 1 行 5 列のフィードバックゲインである。

これより，閉ループ制御系は式（6.8），（6.10）を合わせたもので，図 6.6 に示す。

6.3　制御システム

本節では，制御システムを構成する状態フィードバックと状態推定器を説明し，それぞれの制御ゲインを導出する。制御ゲインは制御対象のパラメータ（ノミナル値）が与えられると，はじめて数値化するので，そのパラメータの関数である。

制御ゲインは，まずフィードバックのものを求めて，つぎに推定器のものを求める。その設計には極配置法 [25, 24] を利用する。極配置法は閉ループ制御系の特性多項式の根（特性根）に着目したもので，仕様を満足する極に特性根を指定する方法である。仕様は設計パラメータで定める。

6.3.1　状態フィードバック

状態フィードバックは閉ループを構成し，その安定性を確保するものである。それに該当する式（6.10）は制御対象の状態推定量にフィードバックゲインを乗じている。閉ループ安定性に必要な状態は船体運動に関するもの $\hat{\boldsymbol{x}}_r$，$\hat{\delta}_{ro}$ である。その状態が既知として，推定器と波浪成分を除いた方位保持システムを図 6.7 に示す。ここで，$\Gamma_h(s)$ は舵角オフセットの修正量である。

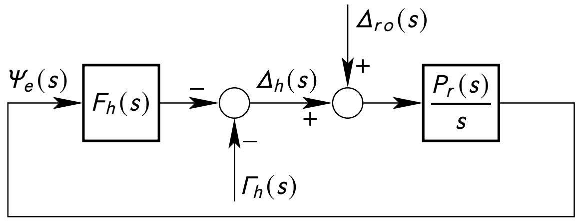


図 6.7　簡単化した方位保持システム

簡単化した方位保持システムは同図より，次式になる。

$$s\Psi_e(s) = P_r(s)\left(\Delta_h(s) + \Delta_{ro}(s)\right) \tag{6.11}$$

$$\Delta_h(s) = -F_h(s)\Psi_e(s) - \Gamma_h(s) \tag{6.12}$$

$$F_h(s) = K_d s + K_p \tag{6.13}$$

ここで，$F_h(s)$ はフィードバックゲイン，K_p は比例ゲイン，K_d は微分ゲインである。

船体モデルの次数は方位誤差まで含めると 2 次元なので，閉ループを安定化するためには PD 制御（P は比例を，D は微分を意味する）で十分である。$\Gamma_h(s)$ を求めるには $\Delta_{ro}(s)$ 相当が必要である。よって，命令舵角から方位誤差までの伝達関数は上式から，

$$\Psi_e(s) = \frac{P_r(s)}{s + F_h(s)P_r(s)}\left(\Delta_h(s) + \Delta_{ro}(s)\right) \tag{6.14}$$

になる。フィードバックゲインは閉ループの特性多項式とその仕様を比較し，設計パラメータを与えて求める。よって，両者の特性多項式は上式から

$$D_h(s) = s^2 + \frac{1 + K_r(K_d + K_pT_{r3})}{\mu T_r}s + \frac{K_pK_r}{\mu T_r} \qquad \text{(closed loop)} \tag{6.15}$$

$$= s^2 + 2\zeta_h\omega_h s + \omega_h^2 \qquad \text{(specification)} \tag{6.16}$$

になる。ここで，$D_h(s)$ は特性多項式，ζ_h は減衰係数，ω_h は固有角周波数，

$$\mu = 1 + K_dT_{r3}\frac{K_r}{T_r} \tag{6.17}$$

である。

オートパイロットが受動制御であることを考慮して，設計パラメータは，

$$\begin{cases} 1 \leq K_p \leq 2 \\ \zeta_h = \dfrac{1}{\sqrt{2}} = 0.707 \end{cases} \tag{6.18}$$

を既定する。よって，式（6.15），（6.16）と上式から，次式が求まる。

$$\begin{cases} K_d = 2\zeta_h\sqrt{(T_r - T_{r3})\dfrac{K_p}{K_r} - (1-\zeta_h^2)(K_pT_{r3})^2} \\ \qquad\qquad\qquad\qquad - \left[\dfrac{1}{K_r} + \left(1-2\zeta_h^2\right)K_pT_{r3}\right] \\ \omega_h = \sqrt{\dfrac{K_pK_r}{\mu T_r}} \end{cases} \tag{6.19}$$

K_d，ω_h は T_{r3} に比例して小さくなる。制御ゲインは上記 ω_h を基準にして設定する。

だが，式（6.13）のフィードバック制御は旋回角速度 $r = \dot{\psi}$ の利用を前提としているため，式（6.3）の r_x の利用に変更する。r と r_x の関係は

$$r = \left(1 - \frac{T_{r3}}{T_r}\right)r_x + K_r\frac{T_{r3}}{T_r}\delta_h \tag{6.20}$$

になるから，式（6.12）に代入すると（γ_h を省く）

$$\delta_h = -\begin{bmatrix}K_p & K_d\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\psi_e \\ r\end{bmatrix} = -K_p\psi_e - K_d\left(1 - \frac{T_{r3}}{T_r}\right)r_x - K_dK_r\frac{T_{r3}}{T_r}\delta_h \tag{6.21}$$

になる。よって，上式から，r_x を用いたときの命令舵角は次式になる。

$$\delta_h = -\frac{1}{\mu}\begin{bmatrix}K_p & K_d\left(1 - \dfrac{T_{r3}}{T_r}\right)\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\psi_e \\ r_x\end{bmatrix} \tag{6.22}$$

舵角オフセットの修正量に対応するフィードバックゲインを求める。方位誤差の定常値を式（6.14）から求めると

$$\lim_{t\to\infty}\left[\psi_e(t)\right] = \left[s\Psi_e(s)\right]_{s=0} = \frac{\delta_{ro}(0) - \gamma_h(0)}{K_p} \tag{6.23}$$

になる。ここで，$\delta_{ro}(0)$，$\gamma_h(0)$ はそれぞれ初期値で次式になる。

$$\Delta_{ro}(s) = \frac{\delta_{ro}(0)}{s}, \qquad \Gamma_h(s) = \frac{\gamma_h(0)}{s} \tag{6.24}$$

よって，方位誤差は舵角オフセットから生じる。修正量を

$$\gamma_h = \delta_{ro} \tag{6.25}$$

にすれば，方位誤差は相殺でき，舵角オフセットに対して 1 形サーボ特性になる。その修正量には推定器において，$\hat{\delta}_{ro} = \delta_{ro}$ を推定する必要がある。なお，1 形サーボ特性にする方法は PD 制御に積分動作を加えても実現できる。だが，推定器で対応できるため検討しない。また，波浪成分 ψ_w は外乱除去のため，フィードバックしない。したがって，式（6.10）のフィードバックゲインは式（6.22），（6.25）から

$$\boldsymbol{F}_h = \begin{bmatrix}\dfrac{K_p}{\mu} & \dfrac{K_d}{\mu}\left(1 - \dfrac{T_{r3}}{T_r}\right) & 0 & 0 & 1\end{bmatrix} \tag{6.26}$$

になる。なお $\boldsymbol{F}_h$ と $F_h(s)$ とは異なることに注意されたい。

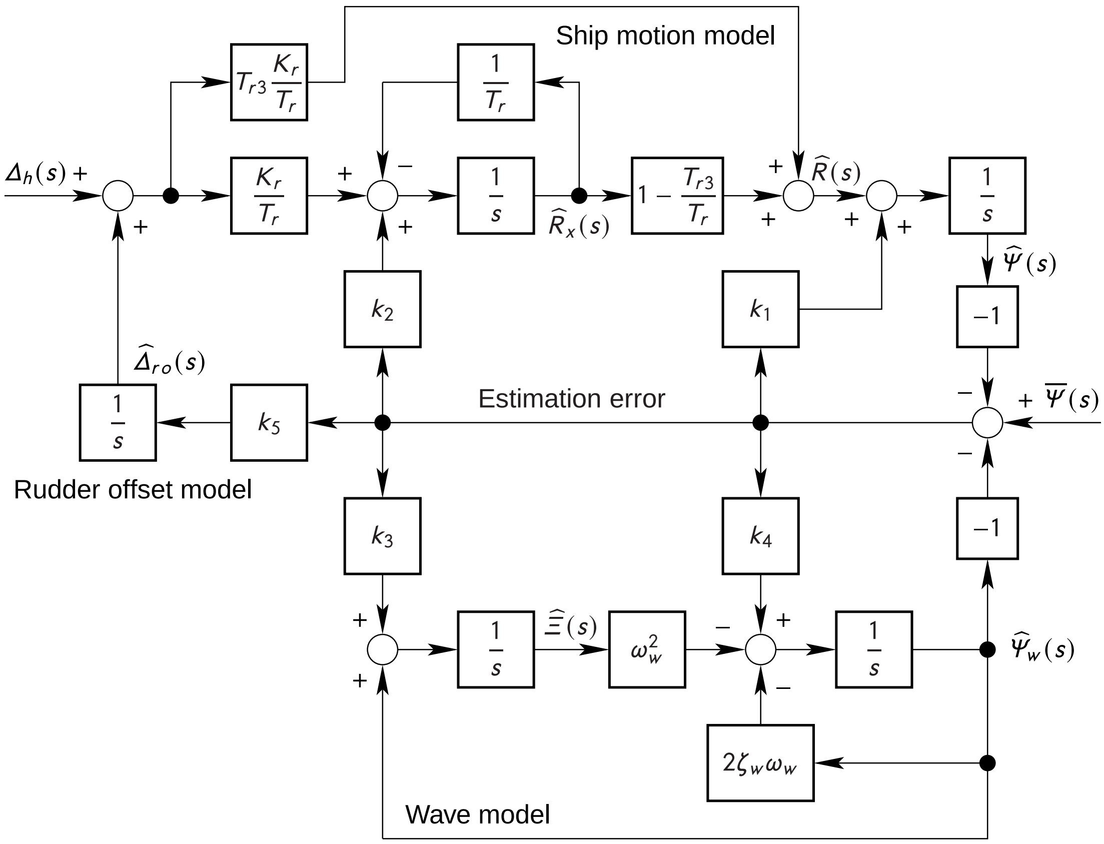


図 6.8　推定器のブロック線図

6.3.2　状態推定器

状態推定器は，式（6.8）の制御対象の状態を推定する（付録 6.A 参照）。推定した状態は式（6.26）のフィードバックゲインを乗じて，命令舵角になる。

推定器の構成は式（6.10）からなり，そのブロック線図を図 6.8 に示す。同図で，$k_{i,\ i=1\sim5}$ は推定ゲインである。同図から，波浪モデルは自励発振ループに減衰ループを付加したものになる。舵角オフセットは推定誤差に k_5 を乗じて積分したもので，閉ループ制御系に影響を与える。だがその推定速度は遅くてよい。そのため k_5 は他の推定ゲインより十分に小さくなる。推定ゲインは推定器の特性多項式をその仕様に一致させることによって求める。

推定器の特性多項式はその行列式に相当し，仕様に対応させると

$$
\begin{aligned}
D_{\mathrm{est}}(s) &= \det(s\boldsymbol{I} - \boldsymbol{A}_h + \boldsymbol{K}_h\boldsymbol{C}_h) && \text{(estimator)} \qquad (6.27)\\
&= D_{eh}(s)D_{ew}(s)D_{eo}(s) && \text{(specification)} \qquad (6.28)
\end{aligned}
$$

になる。ここで，$D_{\mathrm{est}}(s)$ は推定器の特性多項式，det は行列式，$\boldsymbol{I}$ は適当な次元をもつ単位行列，$D_{eh}(s)$，$D_{ew}(s)$，$D_{eo}(s)$ は仕様の特性多項式で，それぞれ方位推定（$\hat{\psi}_e$，$\hat{r}_x$，添字 $_{eh}$），波浪推定（$\hat{\xi}$，$\hat{\psi}_w$，添字 $_{ew}$）と舵角オフセット推定（$\hat{\delta}_{ro}$，添字 $_{eo}$）に対応する。

仕様の特性多項式は，それぞれ次式となる。

$$\begin{cases} D_{eh}(s) = s^2 + 2\zeta_{eh}\omega_{eh}s + \omega_{eh}^2 \\ D_{ew}(s) = s^2 + 2\zeta_{ew}\omega_{ew}s + \omega_{ew}^2 \\ D_{eo}(s) = s + \omega_{eo} \end{cases} \tag{6.29}$$

ここで，固有角周波数および減衰係数を次のように設定する。

- $D_{eh}(s)$ では，ω_{eh}，ζ_{eh} は設計パラメータを用いて次式となる。

$$\begin{cases} \omega_{eh} = \rho_h\omega_h \quad (3 \le \rho_h \le 10) \\ \zeta_{eh} = \zeta_h \end{cases} \tag{6.30}$$

  ここで，ρ_h は推定係数とよぶ設計パラメータである。推定器の設計において，その固有角周波数はフィードバックループのものより，少なくとも数倍以上大きくする。

- $D_{ew}(s)$ では，波浪成分をノッチフィルタで除去するため，ノッチフィルタ条件

$$\begin{cases} \omega_{ew} = \omega_w \\ \zeta_{ew} = \zeta_{eh} \end{cases} \tag{6.31}$$

  を設定する。6.5 節を参照されたい。波浪モデルの特性多項式は式（6.6）から

$$D_w(s) = \det(s\boldsymbol{I} - \boldsymbol{A}_w) = s^2 + 2\zeta_w\omega_w s + \omega_w^2 \tag{6.32}$$

  になる。ここで，波浪パラメータ ζ_w，ω_w は次の制約を受ける。

$$5 \le p_w \text{ [s]} \le 20, \qquad \omega_w = \frac{2\pi}{p_w} \tag{6.33}$$

$$\begin{cases} 0.1 \le \zeta_w \le \zeta_{eh} & (\omega_w > \omega_{eh}) \\ \zeta_w = \zeta_{eh} & (\omega_w \le \omega_{eh}) \end{cases} \tag{6.34}$$

  この制約は閉ループ安定性を外乱除去性より優先させるものである。ζ_w の最小値は上式から既定する。その値が小さくなると，式（6.106）から推定係数が大きくなる傾向をもつ。その結果，ノッチフィルタ条件に適合しにくくなるため，最小値を設ける。

- $D_{eo}(s)$ では，ω_{eo} は推定係数 ρ_{ho} を用いて次式となる。

$$\omega_{eo} = \rho_{ho}\omega_h, \qquad \rho_{ho} = 0.1 \tag{6.35}$$

  $\rho_{ho} \ll \rho_h$ のため，$\hat{\delta}_{ro}$ は $\hat{\psi}_e$，$\hat{r}_x$ に比べてゆっくりと推定する。

推定ゲイン $\boldsymbol{K}_h$ を導出する。

推定器の特性多項式は式（6.27）の右辺を展開すると

$$\det(s\boldsymbol{I} - \boldsymbol{A}_h + \boldsymbol{K}_h\boldsymbol{C}_h) = s^5 + h_4s^4 + h_3s^3 + h_2s^2 + h_1s + h_0 \tag{6.36}$$

になる。右辺の係数を $\boldsymbol{H} = [h_4,\ h_3,\ h_2,\ h_1,\ h_0]^T$ とすれば

$$\boldsymbol{H} = \boldsymbol{P}\boldsymbol{K}_h + \boldsymbol{Q} \tag{6.37}$$

になる。ここで，$\boldsymbol{K}_h$，$\boldsymbol{P}$，$\boldsymbol{Q}$ は次式になる。

$$c_{T3} = 1 - \frac{T_{r3}}{T_r} \tag{6.38}$$

$$\boldsymbol{K}_h = \begin{bmatrix} k_1 & k_2 & k_3 & k_4 & k_5 \end{bmatrix}^T \tag{6.39}$$

$$\boldsymbol{P} = -\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ \dfrac{1}{T_r} + 2\zeta_w\omega_w & c_{T3} & -\omega_w^2 & \dfrac{1}{T_r} & T_{r3}\dfrac{K_r}{T_r} \\ \dfrac{2\zeta_w\omega_w}{T_r} + \omega_w^2 & 2\zeta_w\omega_w c_{T3} & -\dfrac{\omega_w^2}{T_r} & 0 & (1 + T_{r3}2\zeta_w\omega_w)\dfrac{K_r}{T_r} \\ \dfrac{\omega_w^2}{T_r} & \omega_w^2 c_{T3} & 0 & 0 & \left(T_{r3}\omega_w^2 + 2\zeta_w\omega_w\right)\dfrac{K_r}{T_r} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \omega_w^2\dfrac{K_r}{T_r} \end{bmatrix} \tag{6.40}$$

$$\boldsymbol{Q} = -\begin{bmatrix} \boldsymbol{P}(2,1) & \boldsymbol{P}(3,1) & \boldsymbol{P}(4,1) & \boldsymbol{P}(5,1) & 0 \end{bmatrix}^T \tag{6.41}$$

一方，仕様の特性多項式は式（6.28）の右辺を展開すると

$$D_{eh}(s)D_{ew}(s)D_{eo}(s) = s^5 + e_4s^4 + e_3s^3 + e_2s^2 + e_1s + e_0 \tag{6.42}$$

になる。ここで，右辺の係数を $\boldsymbol{E} = [e_4,\ e_3,\ e_2,\ e_1,\ e_0]^T$ とすれば，次式になる。

$$\boldsymbol{E} = \begin{bmatrix} 2(\zeta_{eh}\omega_{eh} + \zeta_{ew}\omega_{ew}) + \omega_{eo} \\ \omega_{eh}^2 + 4\zeta_{eh}\zeta_{ew}\omega_{eh}\omega_{ew} + \omega_{ew}^2 + 2(\zeta_{eh}\omega_{eh} + \zeta_{ew}\omega_{ew})\omega_{eo} \\ 2(\zeta_{eh}\omega_{ew} + \zeta_{ew}\omega_{eh})\omega_{eh}\omega_{ew} + (\omega_{eh}^2 + 4\zeta_{eh}\zeta_{ew}\omega_{eh}\omega_{ew} + \omega_{ew}^2)\omega_{eo} \\ \omega_{eh}^2\omega_{ew}^2 + 2(\zeta_{eh}\omega_{ew} + \zeta_{ew}\omega_{eh})\omega_{eh}\omega_{ew}\omega_{eo} \\ \omega_{eh}^2\omega_{ew}^2\omega_{eo} \end{bmatrix} \tag{6.43}$$

よって，推定ゲインは上記の係数 $\boldsymbol{H}$，$\boldsymbol{E}$ を一致させることで

$$\boldsymbol{K}_h = \boldsymbol{P}^{-1}(\boldsymbol{E} - \boldsymbol{Q}) \tag{6.44}$$

として求まる。ここで，添字 $^{-1}$ は逆行列である。

6.3.3　制御ゲイン

制御システムのフィードバックゲイン $\boldsymbol{F}_h$ および推定ゲイン $\boldsymbol{K}_h$ を設定するための条件を表 6.1 にまとめる。ここで，制御対象のパラメータは既知とする。

$\boldsymbol{F}_h$ は比例ゲイン K_p を，$\boldsymbol{K}_h$ は推定係数 ρ_h をそれぞれ与えれば，算出できる。

表 6.1　方位保持システムの制御ゲイン設定

Polynomial	Parameter	Setting
$D_h(s)$	$K_p = 1 \sim 2$, $\zeta_h = 1/\sqrt{2}$	ω_h, K_d
$D_{eh}(s)$	$3 \leq \rho_h \leq 10$, $\zeta_{eh} = \zeta_h$	$\omega_{eh} = \rho_h \omega_h$
$D_{eo}(s)$	$\rho_{ho} = 0.1$	$\omega_{eo} = \rho_{ho} \omega_h$
$D_{ew}(s)$	$\omega_{ew} = \omega_w$, $\zeta_{ew} = \zeta_{eh}$	Notch filter condition
$D_w(s)$	Eqs.(6.33), (6.34)	Wave parameter restriction

6.3.4　推定係数

推定係数 ρ_h をロバスト制御に則り設定する。ρ_h が決定すれば，制御ゲインはノミナル値を用いて確定する。

船体モデルは次数低減の近似に起因するモデル化誤差をもつ。船体パラメータはパラメータ同定時の変動成分（変針量など）に起因するパラメータ誤差をもつ。モデル化誤差やパラメータ誤差は閉ループ安定性に影響を与え，閉ループ系を不安定化させる場合がある。そこで，それらの誤差をパラメータ不確かさとして集約し，制御対象に組み込む。その制御対象と制御システムによる閉ループ制御系の安定性を保証する。このとき，推定係数はその安定性が仕様を満足するように設定する。

制御システムでは，フィードバックゲインを船体パラメータのノミナル値から求め，推定ゲインをパラメータ不確かさを考慮した閉ループ安定性から求める。パラメータ不確かさに対する閉ループ安定性のロバスト性は，推定器を除いたフィードバックループでは高いが，推定器を含んだフィードバックループでは低下する。推定器はパラメータ不確かさがあると，推定誤差を生じるからである。したがって，推定係数の設定はパラメータ不確かさを含んだ閉ループ系を用いて求める必要がある。

6.4　推定係数

6.4.1　仕様と方針

推定係数 ρ_h の設定に関する仕様と方針を説明する。

(1)　仕様

1. 船体パラメータの不確かさの大きさをノミナル値の変動幅として定める。その変動幅は図 2.9 に示すように，同定誤差の最大範囲より大きく設定する。その最大範囲は船体のモデル化誤差，初期値誤差や同定誤差を包括するものと仮定する。

2. 同定値の誤差範囲は 4 章の式（4.44）から同定値の 1/2.5 から 2.5 倍までになるので，同定値と等価なノミナル値の変動幅は同定値の 1/3 から 3 倍までとする。このとき，パラメータ不確かさ（簡単に不確かさとよぶ）の範囲は次式になる。

$$-\frac{2}{T_r} \leq \Delta_a \leq \frac{2}{3T_r} \qquad \left(\frac{1}{3}T_r \leq \widetilde{T}_r \leq 3T_r\right) \tag{6.45}$$

$$-\frac{2}{3}\frac{K_r}{T_r} \leq \Delta_b \leq 2\frac{K_r}{T_r} \qquad \left(\frac{1}{3}\frac{K_r}{T_r} \leq \frac{\widetilde{K}_r}{\widetilde{T}_r} \leq 3\frac{K_r}{T_r}\right) \tag{6.46}$$

ここで，Δ_a，Δ_b は不確かさで想定値（$\tilde{}$）とノミナル値の差で表し，

$$\Delta_a = -\frac{1}{\widetilde{T}_r} - \left(-\frac{1}{T_r}\right), \qquad \Delta_b = \frac{\widetilde{K}_r}{\widetilde{T}_r} - \frac{K_r}{T_r} \tag{6.47}$$

である。T_{r3} の不確かさは $T_{r3} \ll |T_r|$ として影響を与えにくいため省く。

3. 閉ループ安定性の仕様は上記不確かさの下で，その特性多項式の共役根の減衰係数を

$$\zeta^{\Delta}_{\text{spec}} = 0.4 \tag{6.48}$$

と定める。ここで，添字 $^{\Delta}$ は不確かさの考慮を意味する。式（6.16）の 2 次標準系で，$\zeta_h = 0.4$ はステップ応答のオーバシュート 25% に相当し，負の実軸に対して偏角 $\cos^{-1}(0.4) = 66.4$ deg になる。比較として，$\zeta_h = 1/\sqrt{2}$ はオーバシュート 5%，偏角 45 deg になる。推定係数 ρ_h は閉ループ系の特性多項式を因数分解して，その共役根の最小の減衰係数をその仕様に一致させることによって求める。すなわち，

$$D^{\Delta}_{\text{clh}}(s) = D^{\Delta}_h(s) D^{\Delta}_{eh}(s) D^{\Delta}_{ew}(s) D^{\Delta}_{eo}(s) \tag{6.49}$$

$$\zeta^{\Delta}_{\min} = \min\left\{\zeta^{\Delta}_h,\ \zeta^{\Delta}_{eh},\ \zeta^{\Delta}_{ew}\right\} = \zeta^{\Delta}_{\text{spec}} \tag{6.50}$$

ここで，$D^{\Delta}_{\text{clh}}(s)$ は閉ループ特性多項式，$D^{\Delta}_h(s)$，$D^{\Delta}_{eh}(s)$，$D^{\Delta}_{ew}(s)$，$D^{\Delta}_{eo}(s)$ はそれぞれ $D_h(s)$，$D_{eh}(s)$，$D_{ew}(s)$，$D_{eo}(s)$ に対応するもので，次式になる。

$$\begin{cases} D^{\Delta}_h(s) = s^2 + 2\zeta^{\Delta}_h \omega^{\Delta}_h s + \left(\omega^{\Delta}_h\right)^2 \\ D^{\Delta}_{eh}(s) = s^2 + 2\zeta^{\Delta}_{eh} \omega^{\Delta}_{eh} s + \left(\omega^{\Delta}_{eh}\right)^2 \\ D^{\Delta}_{ew}(s) = s^2 + 2\zeta^{\Delta}_{ew} \omega^{\Delta}_{ew} s + \left(\omega^{\Delta}_{ew}\right)^2 \\ D^{\Delta}_{eo}(s) = s + \omega^{\Delta}_{eo} \end{cases} \tag{6.51}$$

（2）　方針

1. パラメータ不確かさ Δ_a，Δ_b を船体パラメータのノミナル値に加えて，閉ループ系の 7 次と 4 次の特性多項式を導出する。7 次式は制御対象に外乱モデルがある場合，4 次式は外乱モデルがない場合である。
2. 4 次特性多項式において，Δ_a，Δ_b が最小減衰係数に与える影響をそれぞれ調べる。両者のうちで，減衰係数に関する感度がより強いほうを選択する。
3. 7 次特性多項式において，推定係数 ρ_h は選ばれたパラメータ不確かさを用いて，式（6.49）を因数分解して求め，式（6.50）を満足させることによって求める。

6.4.2　パラメータ不確かさをもつ特性多項式

(1)　7 次特性多項式の導出

船体モデルのパラメータはモデル化誤差の影響を受け，パラメータ同定による誤差をもつ。それらの誤差因子をパラメータ不確かさに置き換え，式（6.3）に与えると

$$
\begin{cases}
\dot{\boldsymbol{x}}_r^{\Delta} = (\boldsymbol{A}_r + \Delta\boldsymbol{A})\boldsymbol{x}_r^{\Delta} + (\boldsymbol{B}_r + \Delta\boldsymbol{B})\delta_h \\
\psi = \boldsymbol{C}_r\boldsymbol{x}_r^{\Delta}
\end{cases}
\tag{6.52}
$$

になる。ここで，

$$
\Delta\boldsymbol{A} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & \Delta_a \end{bmatrix}, \qquad \Delta\boldsymbol{B} = \begin{bmatrix} 0 \\ \Delta_b \end{bmatrix}
\tag{6.53}
$$

である。

閉ループ制御系は式（6.8），（6.10）を参照すると，

$$
\begin{cases}
\dot{\boldsymbol{x}}_h^{\Delta} = \boldsymbol{A}_h^{\Delta}\boldsymbol{x}_h^{\Delta} + \boldsymbol{B}_h^{\Delta}\delta_h + \boldsymbol{B}_h^{w}w \\
\bar{\psi} = \boldsymbol{C}_h\boldsymbol{x}_h^{\Delta} \\
\dot{\hat{\boldsymbol{x}}}_h = \boldsymbol{A}_h\hat{\boldsymbol{x}}_h + \boldsymbol{B}_h\delta_h + \boldsymbol{K}_h\left(\bar{\psi} - \boldsymbol{C}_h\hat{\boldsymbol{x}}_h\right) \\
\delta_h = -\boldsymbol{F}_h\hat{\boldsymbol{x}}_h
\end{cases}
\tag{6.54}
$$

になる。ここで，$\boldsymbol{x}_h^{\Delta} = [\boldsymbol{x}_r^{\Delta},\ \boldsymbol{x}_w,\ \delta_{ro}]^T$，

$$
\begin{cases}
\boldsymbol{A}_h^{\Delta} = \boldsymbol{A}_h + \Delta\boldsymbol{A}_h, & \boldsymbol{B}_h^{\Delta} = \boldsymbol{B}_h + \Delta\boldsymbol{B}_h \\
\Delta\boldsymbol{A}_h = \begin{bmatrix} \Delta\boldsymbol{A} & \boldsymbol{O}_{2\times 2} & \Delta\boldsymbol{B} \\ \boldsymbol{O}_{2\times 2} & \boldsymbol{O}_{2\times 2} & \boldsymbol{O}_{2\times 1} \\ \boldsymbol{O}_{1\times 2} & \boldsymbol{O}_{1\times 2} & 0 \end{bmatrix}, & \Delta\boldsymbol{B}_h = \begin{bmatrix} \Delta\boldsymbol{B} \\ \boldsymbol{O}_{2\times 1} \\ 0 \end{bmatrix}
\end{cases}
\tag{6.55}
$$

である。

拡大系の特性行列 $\boldsymbol{\mathcal{A}}_h^{\Delta}$ を式（6.54）から

$$
\begin{bmatrix} \dot{\boldsymbol{x}}_h^{\Delta} \\ \dot{\boldsymbol{\eta}} \end{bmatrix} = \boldsymbol{\mathcal{A}}_h^{\Delta}\begin{bmatrix} \boldsymbol{x}_h^{\Delta} \\ \boldsymbol{\eta} \end{bmatrix}, \qquad \boldsymbol{\mathcal{A}}_h^{\Delta} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\mathcal{A}}_{11} & \boldsymbol{\mathcal{A}}_{12} \\ \boldsymbol{\mathcal{A}}_{21} & \boldsymbol{\mathcal{A}}_{22} \end{bmatrix}
\tag{6.56}
$$

と定める。ここで，$\boldsymbol{\eta} = \boldsymbol{x}_h^{\Delta} - \hat{\boldsymbol{x}}_h$ は推定誤差，$\boldsymbol{\mathcal{A}}_h^{\Delta}$ の要素は

$$
\begin{cases}
\boldsymbol{\mathcal{A}}_{11} = \boldsymbol{A}_h^{\Delta} + \boldsymbol{B}_h^{\Delta}\boldsymbol{F}_h, & \boldsymbol{\mathcal{A}}_{12} = -\boldsymbol{B}_h^{\Delta}\boldsymbol{F}_h \\
\boldsymbol{\mathcal{A}}_{21} = \Delta\boldsymbol{A} + \Delta\boldsymbol{B}\boldsymbol{F}_h, & \boldsymbol{\mathcal{A}}_{22} = \boldsymbol{A}_h^{\Delta} - \boldsymbol{K}_h\boldsymbol{C}_h - \Delta\boldsymbol{B}\boldsymbol{F}_h
\end{cases}
\tag{6.57}
$$

である。

$\boldsymbol{\mathcal{A}}_h^{\Delta}$ の特性多項式 $D_{\mathrm{clh}}^{\Delta}(s)$ をノミナル項とパラメータ不確かさ項とに分離すると

$$\begin{aligned} D_{\mathrm{clh}}^{\Delta}(s) &= \det(s\boldsymbol{I} - \boldsymbol{\mathcal{A}}_h^{\Delta}) \\ &\approx D_h(s)D_{eh}(s)D_{ew}(s)D_{eo}(s) \\ &\quad - \Delta_a \Big[D_w(s)\left(D_{eh}(s)s^2 + A(s)s\right) \\ &\qquad\quad - D_h(s)\left(k_4 s^3 - \omega_w^2 k_3 s^2 + D_w(s)T_{r3}\frac{K_r}{T_r}k_5\right)\Big] \\ &\quad - \Delta_b c_{t3} D_w(s)\left[B(s)s + D_h(s)k_5\right] \end{aligned} \tag{6.58}$$

になる。ここで，積 $\Delta_a \times \Delta_b$ 項は微小として省き，

$$c_{t3} = 1 - \frac{T_{r3}}{T_r} \tag{6.59}$$

$$\begin{cases} A(s) = \left(a_2 s^2 + a_1 s + a_0\right)\dfrac{K_r}{T_r} \\ a_2 = f_2 + f_1 T_{r3} \\ a_1 = f_1 - a_2 k_1 \\ a_0 = -f_1 T_{r3}\left(\dfrac{k_1}{T_r} + c_{t3}k_2\right) \end{cases}, \qquad \begin{cases} B(s) = b_1 s + b_0 \\ b_1 = f_1 k_1 + f_2 k_2 \\ b_0 = f_1\left(\dfrac{k_1}{T_r} + c_{t3}k_2\right) \end{cases} \tag{6.60}$$

$$f_1 = \boldsymbol{F}_h(1), \qquad f_2 = \boldsymbol{F}_h(2) \tag{6.61}$$

である。

式（6.58）には外乱モデルが含まれている。閉ループ安定性に対するパラメータ不確かさの影響を定性的に評価するため，外乱モデルを除いた 4 次特性多項式を用いる。

(2)　4 次特性多項式の導出

パラメータ不確かさ Δ_a，Δ_b が閉ループ特性根での共役根の減衰係数に与える影響を評価して，より強いほうを選ぶ。閉ループ系は 7 次系であるため，解析が複雑になる。表 6.1 から外乱成分の角周波数 ω_{eo}，ω_{ew} は ω_{eh} から十分に離れているとする。そこで，7 次系から外乱モデルを除いた 4 次系を利用して解析する。その推定器は 2 次系になる。閉ループ安定性 [24] は，原点に最も近い共役根（代表根 Dominant roots）に支配される。

よって，4 次特性多項式は

$$D_{\mathrm{clh4}}^{\Delta a}(s) = D_h(s)D_{eh2}(s) - \Delta_a\left[D_{eh2}(s)s + \left(a_2 s^2 + a_1 s + a_0\right)\frac{K_r}{T_r}\right] \tag{6.62}$$

$$D_{\mathrm{clh4}}^{\Delta b}(s) = D_h(s)D_{eh2}(s) - \Delta_b c_{t3}\left(b_1 s + b_0\right) \tag{6.63}$$

になる。ここで，添字 $_4$ は閉ループ系の次数，添字 $_2$ は推定器の次数，

$$\begin{cases} a_2 = f_2 + f_1 T_{r3} \\ a_1 = f_1 - a_2 k_{1|2}, \\ a_0 = f_1 \omega_{eh}^2 T_{r3} \end{cases} \qquad \begin{cases} b_1 = f_1 k_{1|2} + f_2 k_{2|2} \\ b_0 = -f_1 \omega_{eh}^2 \end{cases} \tag{6.64}$$

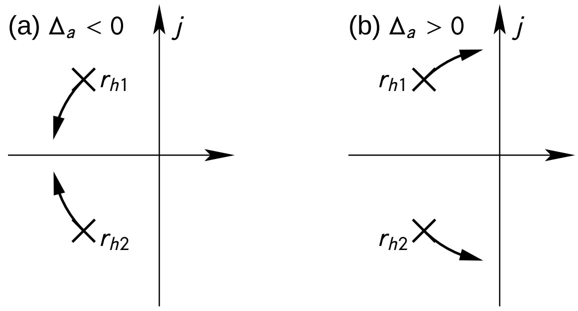


図 6.9　$GH_{h4}^{\Delta_a}(s)$ における Δ_a による根軌跡

である。

2 次推定ゲイン $\boldsymbol{K}_{h2}$ を求める。その特性多項式は

$$D_{eh2}(s) = \det(s\boldsymbol{I} - \boldsymbol{A}_r - \boldsymbol{K}_{h2}\boldsymbol{C}_r)$$

$$= s^2 + \left(\frac{1}{T_r} - k_{1|2}\right) s - \frac{k_{1|2}}{T_r} - c_{t3}k_{2|2} \tag{6.65}$$

$$= s^2 + 2\zeta_{eh}\omega_{eh2}s + \omega_{eh2}^2 \tag{6.66}$$

になる。ここで，ω_{eh2} は 2 次推定ゲインの固有角周波数で，2 次推定係数 ρ_{h2} を用いて

$$\omega_{eh2} = \rho_{h2}\omega_h \qquad (3 \leq \rho_{h2} \leq 10) \tag{6.67}$$

になる。式（6.65）と式（6.66）から s の係数を比較すると，2 次推定ゲインは次式になる。

$$\begin{cases} k_{1|2} = -2\zeta_{eh}\omega_{eh2} + \dfrac{1}{T_r} \\ k_{2|2} = c_{t3}^{-1}\left(-\omega_{eh2}^2 - \dfrac{k_{1|2}}{T_r}\right) \end{cases} \tag{6.68}$$

パラメータ不確かさ Δ_a，Δ_b が代表根に与える影響をそれぞれ調べる。

（3）　パラメータ不確かさ Δ_a の場合

Δ_a の場合は推定係数を十分に大きくすれば，式（6.62）から，

$$D_{\text{clh4}}^{\Delta_a}(s) \approx (D_h(s) - \Delta_a s)\, D_{eh2}(s)$$

$$= \left[s^2 + 2\left(\zeta_h - \frac{\Delta_a}{2\omega_h}\right)\omega_h s + \omega_h^2\right] D_{eh2}(s) \tag{6.69}$$

と近似できる。ここで，項 $\left(a_2s^2 + a_1s + a_0\right)\frac{K_r}{T_r}$ は項 $D_{eh2}(s)s$ に比べて小さいとして省く。よって，Δ_a は上式から方位運動ループの減衰係数に作用し，固有周波数に作用しない。

その減衰係数の最小値は式（6.45）で $\widetilde{T}_r = 3T_r$ のときに

$$\zeta_{h4}^{\Delta_a} = \zeta_h - \frac{\Delta_a}{2\omega_h} = \zeta_h - \frac{1}{3\omega_h T_r} \qquad \left(\Delta_a = \frac{2}{3T_r}\right) \tag{6.70}$$

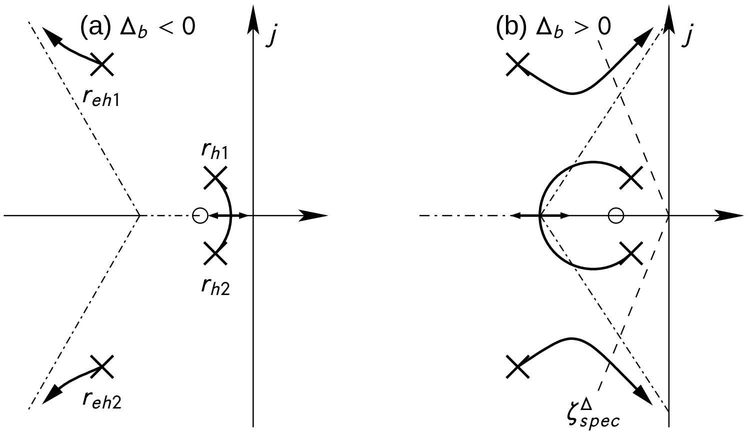


図 6.10　$GH_{h4}^{\Delta b}(s)$ における Δ_b による根軌跡

になる。$\zeta_{h4}^{\Delta a}$ の低減を防止するには，ω_h を大きくする（K_P を大きくする）。

数値例をあげる。4 章での図 4.19 から $\omega_h T_r = 1.5$ とすれば，上式は $\zeta_{h4}^{\Delta a} = 1/\sqrt{2} - 1/(3 \times 1.5) = 0.48$ になり，仕様 $\zeta_{\rm spec}^{\Delta} = 0.4$ を満足する。

式（6.69）において，Δ_a をゲインとして開ループ伝達関数は次式になる。

$$GH_{h4}^{\Delta a}(s) = -\frac{sD_{eh2}(s)}{D_h(s)D_{eh2}(s)} \tag{6.71}$$

特性多項式は $D_{h4}^{\Delta a}(s) = 1 + \Delta_a GH_{h4}^{\Delta a}(s)$ に表せる。上式の根軌跡 Root-Locus [25] を図 6.9 に示す。同図で，印 × は $D_h(s)$ の極 $r_{h1,\,h2} = -\zeta_h\omega_h \pm \omega_h \left(1 - \zeta_h^2\right)^{0.5}$，$D_{eh2}(s)$ の極は左方に十分に離れている。その代表根はその極から原点まわりに半径 ω_h 上を移動し，その減衰係数が変化する。$\Delta_a > 0$ の場合は減衰係数を減少させ，$\Delta_a < 0$ の場合は増加させる。

(4)　パラメータ不確かさ Δ_b の場合

Δ_b の根軌跡を調べる。式（6.63）において，Δ_b をゲインとして開ループ伝達関数は

$$GH_{h4}^{\Delta b}(s) = -\frac{c_{t3}\left(b_1 s + b_0\right)}{D_h(s)D_{eh2}(s)} \tag{6.72}$$

になり，$D_{h4}^{\Delta b}(s) = 1 + \Delta_b GH_{h4}^{\Delta b}(s)$ の関係をもつ。上式の根軌跡の一例を図 6.10 に示す。同図で，× は $D_h(s)$ の極 $r_{h1,\,h2}$ と $D_{eh}(s)$ の極 $r_{eh1,\,eh2} = -\zeta_{eh}\omega_{eh} \pm \omega_{eh}\left(1 - \zeta_{eh}^2\right)^{0.5}$，◯ はゼロ点，1 点鎖線は漸近線，破線は減衰係数の仕様である。漸近線の本数は分母の極数から分子のゼロ点数を差し引いた数で，同図では 3 本になり，Δ_b の符号で左右対称になる。ここで，$b_1 < 0$，$b_2 < 0$ とする。代表根が右方（不安定方向）に移動する状況を調べる。

$\Delta_b < 0$ の場合は図 6.10 (a) で，r_h の根は実軸上で左右に分かれ，一方がゼロ点に他方が原点に向かう。r_{eh} の根は漸近線（実軸の正方向に対して ±120 度傾斜）に沿って左方に移動する。特性多項式 $D_{\rm clh4}^{\Delta b}(s)$ で Δ_b を含む s^1，s^0 係数を調べると，

$$c_1 = 2\zeta_h\omega_h\omega_{eh2}^2 + \omega_h^2 2\zeta_{eh2}\omega_{eh2} - \Delta_b c_{t3} b_1$$

$$= \frac{2}{3}\left[\omega_h^2\left(\zeta_{eh2}\omega_{eh2} + \frac{1}{T_r}\right) + \zeta_h\omega_h\omega_{eh2}^2 + K_d\frac{K_r}{T_r}\left(-\frac{k_{1|2}}{T_r}\right) + \frac{\omega_{eh2}^2}{T_r}\right] > 0 \tag{6.73}$$

$$c_0 = \omega_h^2\omega_{eh2}^2 - \Delta_b c_{t3} b_0 = \omega_h^2\omega_{eh2}^2\left(1 - \frac{2}{3}\right) > 0 \tag{6.74}$$

になる。ここで，c_1，c_0 はそれぞれ s^1，s^0 の係数，$\Delta_b = -\frac{2}{3}\frac{K_r}{T_r}$，$b_0 = -f_1\omega_{eh2}^2$ であり，$K_d > 0$，$k_{1|2} < 0$ として，T_{r3} は簡単化のためゼロとする。上式から，$D_{\mathrm{clh4}}^{\Delta b}(s)$ の係数はすべて正になる。根軌跡特性によって，原点に向かう根は原点より左方に位置する（図 6.10 (a) 参照)。よって，$\Delta_b = -\frac{2}{3}\frac{K_r}{T_r} < 0$ の場合では，$D_{\mathrm{clh4}}^{\Delta b}(s)$ は不安定にならない。

$\Delta_b > 0$ の場合は図 6.10 (b) で，r_h の根は $\Delta_b < 0$ の場合と同様に，一方が左方に他方がゼロ点に向かう。r_{eh} の根は漸近線（同様に ±60 度傾斜）に沿って右方に移動する。よって，代表根の安定性はその共役根の減衰係数 ζ，偏角$\beta = \cos^{-1}\zeta$ によって指定できる。

したがって，パラメータ不確かさの条件を次式とする。

$$\Delta_a = 0, \qquad \Delta_b = 2\frac{K_r}{T_r} > 0 \tag{6.75}$$

6.4.3　計算方法

推定係数は数値計算によって求める。パラメータ不確かさの条件は式（6.75）から設定し，算法の手順は次のようになる。

1. パラメータ不確かさを含んだ特性多項式は式（6.49）のように因数分解して，最小の減衰係数を求める。
2. 推定係数は，その減衰係数を式（6.50）のように仕様に一致させることによって求める。そのために収束計算を用いる。

上記 7 次式の因数分解には適切な初期値が必要である。そこで，提案手法は推定係数を 2 段階で求める。各段階とも，上記 1. と 2. の手順に従う。

ステップ 1　4 次特性多項式の 2 次推定係数 ρ_{h2} を求める。4 次式の解法には初期値が不要で代数的に求まる。

ステップ 2　7 次特性多項式の推定係数 ρ_h を求める。7 次式の初期値は ρ_{h2} から設定する。

なお，具体的な計算方法は付録 6.B を参照されたい。

6.5　外乱除去性

本提案法の制御系設計は閉ループ安定性の確保を主に，外乱除去性の効果を従にしている。そのため，外乱除去性能は設定した制御システムの評価になる。

外乱入力と閉ループ系の関係を図 6.11 に示す。同図で，制御対象はパラメータ不確かさをもち，外乱入力は舵角オフセット $\Delta_{ro}(s)$，波浪成分 $\Psi_w(s)$ である。

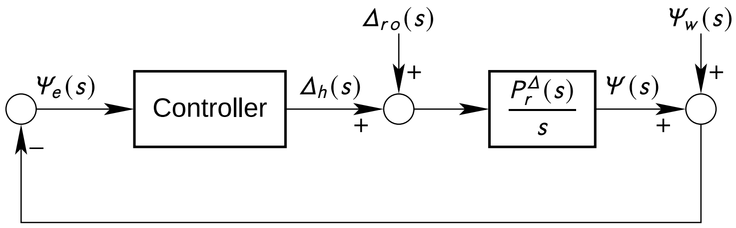


図 6.11　外乱が入力する方位保持システム

舵角オフセットと波浪成分は推定器の状態量に組み込まれる。推定舵角オフセットは修正量としてフィードバック舵角に加えて，舵角オフセットによる誤差を打ち消している。一方，推定波浪成分は分離抽出して，フィードバック舵角から波浪成分を除去している。波浪モデルの組み込みによる効果を明らかにする。

波浪成分の除去性効果を閉ループ系ではなく，推定器によって説明する。

6.5.1　伝達関数

推定器の伝達関数は，船首方位と外乱成分の入力から状態推定の出力までになる。推定器で用いる推定方位誤差 $\widehat{\Psi}_e(s)$ と命令舵角 $\Delta_h(s)$ は，次式になる。

$$\begin{cases} \widehat{\Psi}_e(s) = -\Psi(s) - \Psi_w(s) + \widehat{\Psi}(s) + \widehat{\Psi}_w(s) \\ \Delta_h(s) = \dfrac{s(\widetilde{T}_r s + 1)}{\widetilde{K}_r}\Psi(s) - \Delta_{ro}(s) \end{cases} \tag{6.76}$$

ここで，添字˜は想定値，s はラプラス演算子，$\Psi(s)$ は船首方位，$\Psi_w(s)$ は波浪成分，$\Delta_{ro}(s)$ は舵角オフセット（ただし，省く），簡単化のため $T_{r3} = 0$ とする。

4 次推定器は，2 次推定器に推定波浪成分 $\widehat{\Psi}_w(s)$ を加えたもので，次式になる。

$$\begin{cases} s\widehat{\Psi}(s) = \widehat{R}(s) + k_{1|4}\widehat{\Psi}_e(s) \\ s\widehat{R}(s) = -\dfrac{1}{T_r}\widehat{R}(s) + \dfrac{K_r}{T_r}\Delta_h(s) + k_{2|4}\widehat{\Psi}_e(s) \\ s\widehat{\Xi}(s) = \widehat{\Psi}_w(s) + k_{3|4}\widehat{\Psi}_e(s) \\ s\widehat{\Psi}_w(s) = -\omega_w^2\widehat{\Xi}(s) - 2\zeta_w\omega_w\widehat{\Psi}_w(s) + k_{4|4}\widehat{\Psi}_e(s) \end{cases} \tag{6.77}$$

ここで，添字 $_4$ は推定器の次数，k_i，$_{i=1\sim4}$ は推定ゲインである。伝達関数は上式から，

$$\begin{bmatrix} \widehat{\Psi}(s) \\ \widehat{R}(s) \\ \widehat{\Psi}_w(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_{\psi}^{\hat{\psi}}|_4(s) \\ G_{\psi}^{\hat{r}}|_4(s) \\ 0 \end{bmatrix} \Psi(s) + \begin{bmatrix} G_{\psi w}^{\hat{\psi}}|_4(s) \\ G_{\psi w}^{\hat{r}}|_4(s) \\ G_{\psi w}^{\hat{\psi}w}|_4(s) \end{bmatrix} \Psi_w(s) \tag{6.78}$$

になる。ここで，$\widehat{\Xi}(s)$ は省き，

$$\begin{bmatrix} G_{\psi}^{\hat{\psi}}|_4(s) \\ G_{\psi}^{\hat{r}}|_4(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{e|4}^{\Delta}(s) \\ R_{e|4}^{\Delta}(s)\left(s - k_{1|4}\right) + k_{1|4} \end{bmatrix}, \quad R_{e|4}^{\Delta}(s) = \frac{D_{e|4}^{\Delta}(s)}{D_{e|4}(s)} \tag{6.79}$$

$$\begin{bmatrix} G_{\psi w}^{\hat{\psi}}|_4(s) \\ G_{\psi w}^{\hat{r}}|_4(s) \\ G_{\psi w}^{\hat{\psi} w}|_4(s) \end{bmatrix} = \frac{1}{D_{e|4}(s)} \begin{bmatrix} C_{e|4}(s) D_w(s) \\ \left(s C_{e|4}(s) + k_{1|4} C_{\psi}(s)\right) D_w(s) \\ C_{e|4}(s) C_{\psi}(s) \end{bmatrix} \tag{6.80}$$

$$\begin{cases} D_{e|4}^{\Delta}(s) = \left(C_{\psi}^{\Delta}(s) + C_{e|4}(s)\right)\left(D_w(s) + C_{ew|4}(s)\right) - C_{e|4}(s) C_{ew|4}(s) \\ D_{e|4}(s) = \left(C_{\psi}(s) + C_{e|4}(s)\right)\left(D_w(s) + C_{ew|4}(s)\right) - C_{e|4}(s) C_{ew|4}(s) \\ \qquad\quad = \left(s^2 + 2\zeta_e \omega_{e|4} s + \omega_{e|4}^2\right) D_{ew}(s) \\ C_{e|4}(s) = -\left(s + \dfrac{1}{T_r}\right) k_{1|4} - k_{2|4} \\ C_{ew|4}(s) = k_{4|4} s - \omega_w^2 k_{3|4} \end{cases} \tag{6.81}$$

である。

6.5.2　性能評価

推定値 $\hat{\psi}$, $\hat{r}$ を式（6.78）から評価する。推定値はパラメータ不確かさがあると，推定誤差を生じる。それらと波浪成分 ψ_w の伝達特性は，次式になる。

$$\begin{bmatrix} \widehat{\Psi}(s) \\ \widehat{R}(s) \end{bmatrix} = \frac{D_w(s)}{D_{e|4}(s)} \begin{bmatrix} C_{e|4}(s) \\ s C_{e|4}(s) + k_{1|4} C_{\psi}(s) \end{bmatrix}_4 \Psi_w(s) \tag{6.82}$$

波浪成分の周波数除去特性は，上式から次のようになる。

- 推定器の次数において，分子・分母の次数差が 1 次になり，$\widehat{\Psi}(jw)$, $\widehat{R}(jw)$ のゲインは $\Psi_w(jw)$ の高域において -20 dB/dec に漸近する。
- 波浪モデルの組み込みにより，等価ノッチフィルタ伝達関数

$$G_{notch}(s) = \frac{D_w(s)}{D_{ew}(s)} \tag{6.83}$$

が構成される。ここで，ノッチフィルタ条件は

$$\begin{cases} \zeta_{ew} = 1/\sqrt{2} \\ \omega_{ew} = \omega_w \end{cases} \tag{6.84}$$

である。このとき，$\omega = \omega_w$ でのゲイン（外乱除去比）は，次式になる。

$$|G_{notch}(j\omega_w)| = \frac{2\zeta_w}{\sqrt{[1 - (\omega_w/\omega_{ew})^2]^2 + [2\zeta_{ew}(\omega_w/\omega_{ew})]^2}} = \frac{\zeta_w}{\zeta_{ew}} \tag{6.85}$$

よって，外乱除去比は $\zeta_w = 0.1$ ならば 0.14 になり，大幅な改善が見込める。

表 6.2　船体パラメータおよび制御パラメータ

U_0 [kn]	K_r [1/s]	T_r [s]	T_{r3} [s]	K_d [s]	ω_h [rad/s]	ρ_{h2}	ρ_h
10	0.059	52.1	0.15	25.0	0.0336	4.80	6.27
15	0.084	31.9	0.14	15.6	0.0512	4.63	6.61
20	0.110	23.5	0.02	11.6	0.0683	4.61	7.34

6.6　検証

設計した方位保持システムの制御性能をシミュレーションによって検証する。制御性能は閉ループ安定性および外乱除去性である。推定係数の数値計算は付録 6.B を用いる。

シミュレーションで用いる船体運動モデルは 3 章を参照する。船体パラメータと主要な制御パラメータを表 6.2 にまとめる。同表で，U_0 は初期速力，K_r，T_r，T_{r3} は船体パラメータ，K_d は微分ゲイン，ω_h は角周波数，ρ_{h2}，ρ_h はそれぞれ 2 次と 5 次の推定係数である。推定係数は表 6.1 から $K_p = 1$，$\omega_w = 2\pi/10$ rad/s，$\zeta_w = 0.1$，仕様は式（6.48），パラメータ不確かさは式（6.75）を用いて求めている。

6.6.1　閉ループ安定性

設計に用いるパラメータ不確かさは式（6.75）を選択している。その妥当性を検証する。最小減衰係数 $\zeta^{\Delta}_{\min}$ は与えるパラメータ不確かさによって異なる。パラメータ不確かさを

$$\Delta_a = \Delta'_a \frac{1}{T_r}, \qquad \Delta'_a = \left\{-2,\ \frac{2}{3}\right\} \tag{6.86}$$

$$\Delta_b = \Delta'_b \frac{K_r}{T_r}, \qquad \Delta'_b = \left\{-\frac{2}{3},\ 2\right\} \tag{6.87}$$

に設定する。ここで，片方の不確かさはゼロにする。このとき，$\zeta^{\Delta}_{\min}$ の結果を図 6.12 に示す。同図は表 6.2 の ρ_h を用いる。

同図から，次のことが確認できた。

- ρ_h の計算には $\Delta'_b =\ 2$ を選択したので，その $\zeta^{\Delta}_{\min}$ が仕様と一致し，かつ最小になっている。
- $\zeta^{\Delta}_{\min}$ の 2 番目に小さい値は $\Delta'_a = \dfrac{2}{3}$ になっている。

したがって，提案手法の設計内容は適切である。

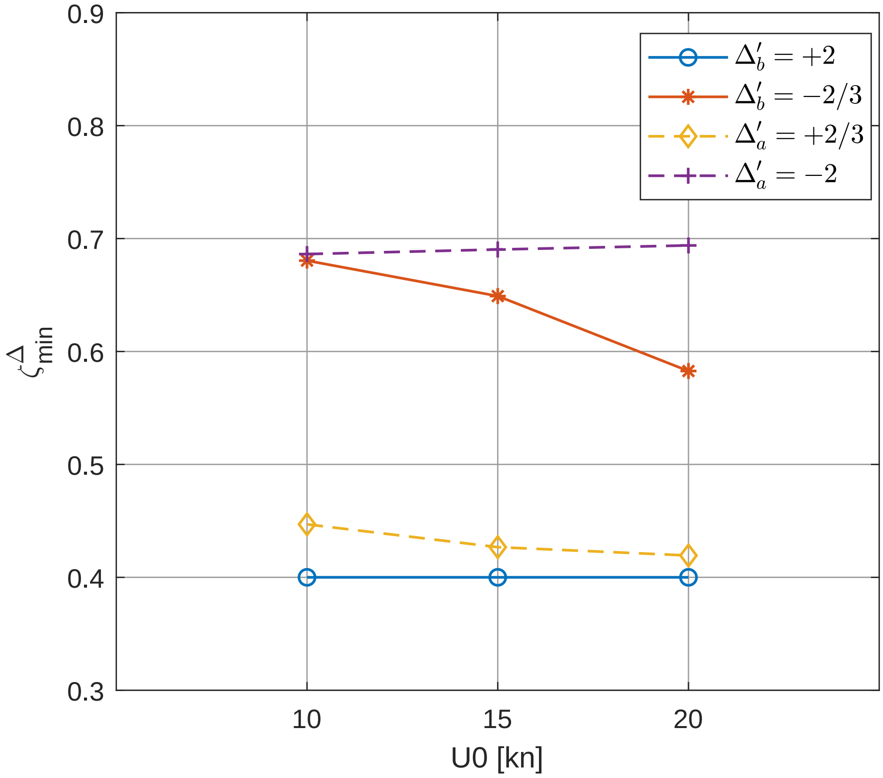


図 6.12　閉ループ安定性

6.6.2　外乱除去性

外乱除去性は 6.5 節の波浪モデルのノッチフィルタ効果を検証する。

船体パラメータは表 6.2 から $U_0 = 15\,\mathrm{kn}$ の場合を用い，パラメータ不確かさはゼロとする。波浪パラメータは，周期 $p_w = \{10,\ 20,\ 30\}\ \mathrm{s}$，$\zeta_w = 0.1$ とする。p_w に対する ρ_h は，

$$\rho_h = \begin{cases} 6.61 & (p_w = 10\,\mathrm{s}) \\ 7.91 & (p_w = 15\,\mathrm{s}) \\ 5.10 & (p_w = 20\,\mathrm{s}) \end{cases} \tag{6.88}$$

になる。ここで，$p_w = 20\,\mathrm{s}$ のときノッチフィルタ条件 $\omega_w > \omega_{eh}$ が満足できない。このとき，ρ_h の近似値は式（6.106）から，次式になる。

$$\rho_h \approx \rho_{h2}(1 + \rho_{ho}) = 4.63 \times 1.1 = 5.09 \tag{6.89}$$

ここで，ρ_{ho} は表 6.1 に示す。ρ_h は p_w に比例して大きくなる。だが，制限 $\omega_w \le \omega_{eh}$ を受けたとき，ρ_h は上式に近似する。

外乱除去性の評価は式（6.54）の 5 次推定器を用い，波浪成分入力に対して，

$$\dot{\hat{\boldsymbol{x}}}_h = (\boldsymbol{A}_h - \boldsymbol{K}_h\boldsymbol{C}_h)\,\hat{\boldsymbol{x}}_h + \boldsymbol{K}_h\psi_w \tag{6.90}$$

になる。ここで，δ_h と ψ は省く。評価量は $\hat{\xi}$ を除き，$\{\hat{\psi}_e,\ \hat{r}_x,\ \hat{\psi}_w,\ \hat{\delta}_{ro}\}$ である。

図 6.13 ~ 6.16 は，上式のボード線図を示す。同図から，周期 $p_w = 10$，$15\,\mathrm{s}$ ではノッチフィルタ効果が有効であり，$p_w = 20\,\mathrm{s}$ では無効である。

- その効果は $\omega = \omega_w$ で $\hat{\psi}_e$，$\hat{r}_x$ のゲインが $20\log(\zeta_w/\zeta_{ew}) = -17\,\mathrm{dB}$ に減衰している。また $\hat{\psi}_w$ のゲインはその周波数で $0\,\mathrm{dB}$ になり，ψ_w を 1 対 1 で推定する。
- 無効の場合は ρ_h が低いためカットオフ周波数が下がり，高域のゲイン傾斜（$-20\,\mathrm{dB/dec}$）が最も低くなる。
- $\hat{\delta}_{ro}$ は図 6.16 に示すように，波浪モデルの影響を他の場合と同様に受ける。またゲインのピークは $0\,\mathrm{dB}$ に達しない特徴をもつ。

したがって，提案手法の外乱除去性は 6.5 節の結果と一致し，適切な効果が得られる。

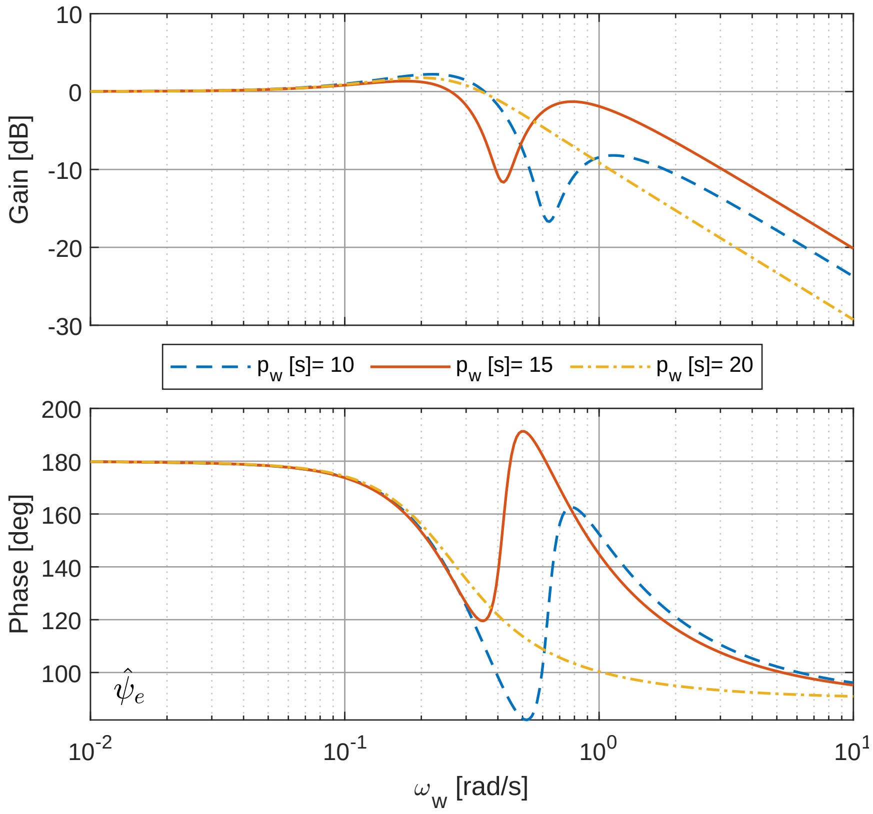


図 6.13　外乱除去特性 1：$\hat{\psi}_e$ の場合

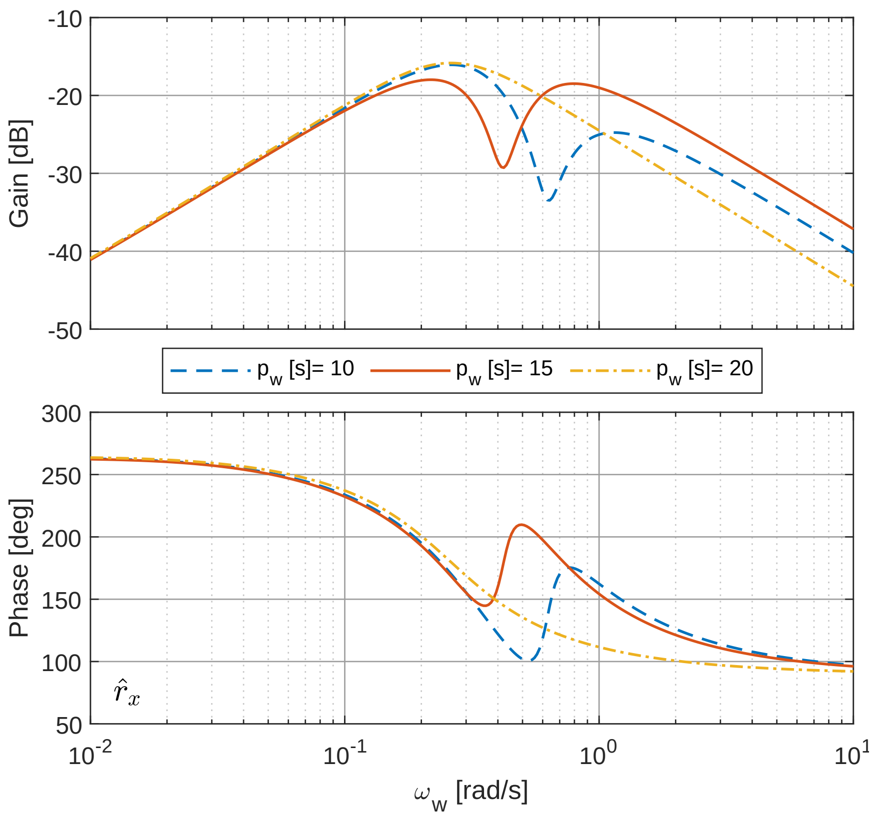


図 6.14　外乱除去特性 2：$\hat{r}_x$ の場合

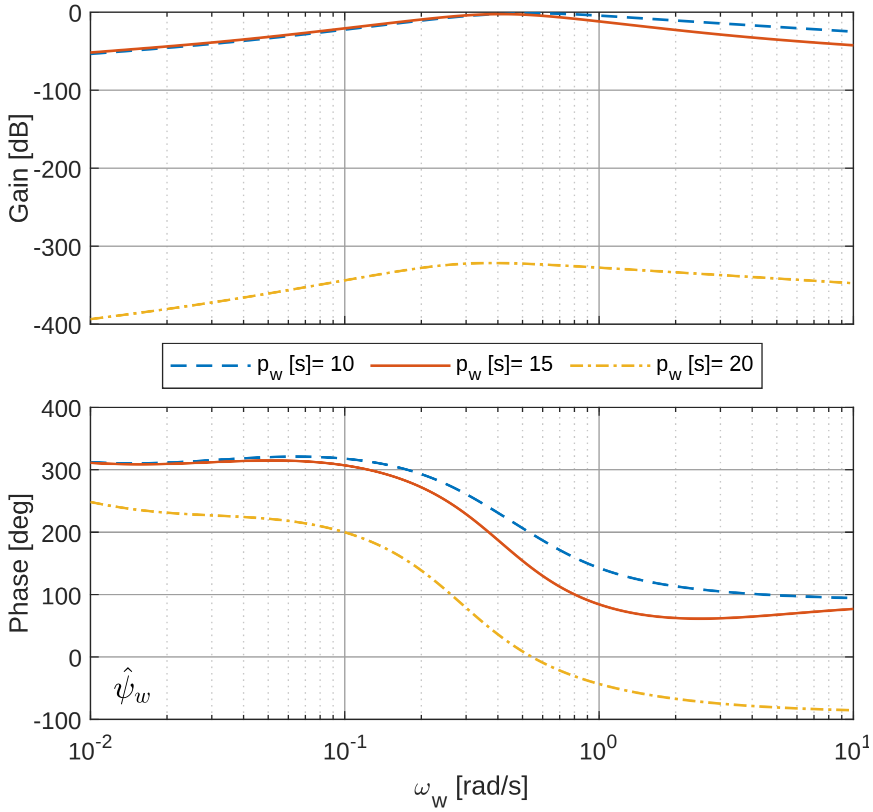


図 6.15　外乱除去特性 3：$\hat{\psi}_w$ の場合

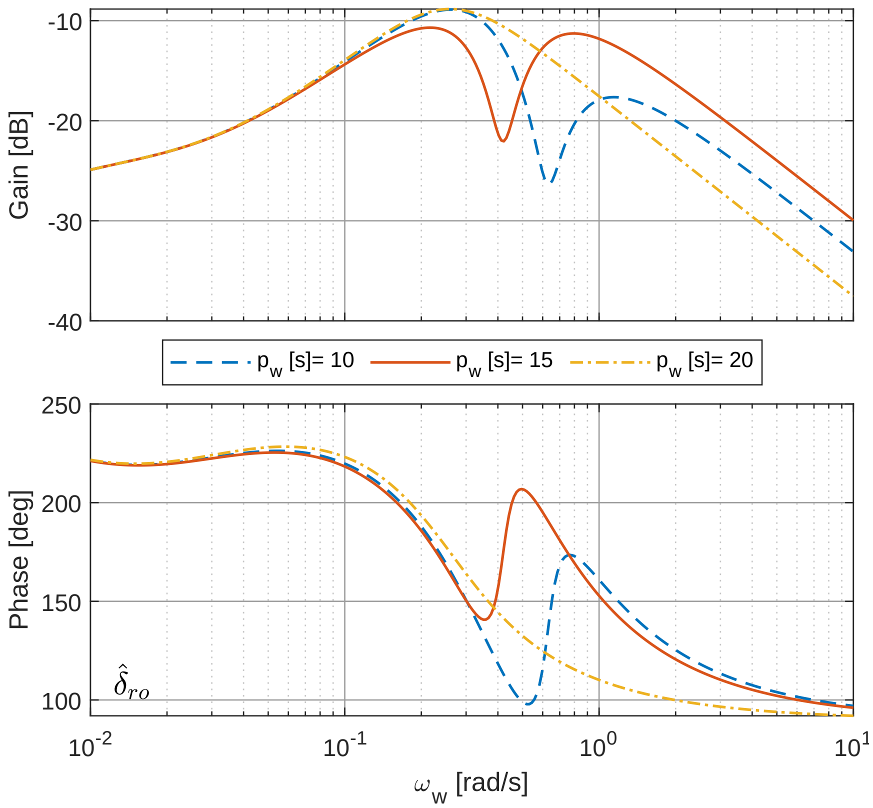


図 6.16　外乱除去特性 4：$\hat{\delta}_{ro}$ の場合

6.7　結言

方位保持システムの制御システムをロバスト制御によって設計し，その有効性を数値計算によって確認した。

本提案法は，パラメータ不確かさを船体パラメータに加え，閉ループ特性多項式の代表根の減衰係数を仕様に一致させる手法である。本章の成果をまとめると，次のようになる。

1. 方位保持システムの閉ループ制御系を設定した。閉ループ制御系は制御対象と制御システムからなる。制御システムはフィードバック制御と状態推定器によって構成する。制御ゲインは設計パラメータである推定係数によって求まることを示した。
2. パラメータ不確かさをもつ閉ループ制御系が代表根の減衰係数によって安定化できることを明らかにした。特性多項式の代表根を導出し，安定性に最も強く影響するパラメータ不確かさを選択し，代表根（共役根）の減衰係数と閉ループ安定性の関係を示した。
3. 代表根の減衰係数と特性多項式の最小減衰係数が一致することから，推定係数は最小減衰係数を仕様に一致させることで求める算法を示した。
4. 制御性能は閉ループ安定性と外乱除去性で評価した。前者は提案手法が仕様を満足することであり，後者は該当する伝達関数を導出し解析した。シミュレーションによって，制御性能を評価したところ，設計どおりの性能を示した。

したがって，本制御システムは仕様を満足することが確認できた。

付録 6.A　推定器の可観測性

推定器が状態量を推定できることを説明する。制御対象は式（6.8）の状態量と順番が異なるので，添字 $'$ をつけて次式に現わす。

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{x}}'_h = \boldsymbol{A}'_h \boldsymbol{x}'_h + \boldsymbol{B}'_h \delta_h \\ \psi_e = \boldsymbol{C}'_h \boldsymbol{x}'_h \end{cases} \tag{6.91}$$

ここで，添字 $_h$ は方位制御を意味し，$\boldsymbol{x}'_h = [\boldsymbol{x}_r,\ \delta_{ro},\ \boldsymbol{x}_w]^T$，

$$\begin{cases} \boldsymbol{A}'_h = \left[\begin{array}{cc|c} \boldsymbol{A}_r & \boldsymbol{B}_r & \boldsymbol{O}_{2\times2} \\ \boldsymbol{O}_{1\times2} & 0 & \boldsymbol{O}_{1\times2} \\ \hline \boldsymbol{O}_{2\times2} & \boldsymbol{O}_{2\times1} & \boldsymbol{A}_w \end{array}\right] \overset{\text{def}}{=} \left[\begin{array}{c|c} \boldsymbol{A}_{11} & \boldsymbol{O}_{3\times2} \\ \hline \boldsymbol{O}_{2\times3} & \boldsymbol{A}_{22} \end{array}\right] \\ \boldsymbol{B}'_h = \left[\begin{array}{c} \boldsymbol{B}_r \\ 0 \\ \hline \boldsymbol{O}_{2\times1} \end{array}\right] \\ \boldsymbol{C}'_h = -\left[\begin{array}{cc|c} \boldsymbol{C}_r & 0 & \boldsymbol{C}_w \end{array}\right] \overset{\text{def}}{=} \left[\begin{array}{c|c} \boldsymbol{C}_1 & \boldsymbol{C}_2 \end{array}\right] \end{cases} \tag{6.92}$$

$\boldsymbol{O}_{i\times j}$ は i 行 j 列のゼロ行列である。

2 入力 1 出力 5 状態の制御対象の可観測性 [34] を調べる。可観測行列 Q は

$$Q = \begin{bmatrix} \boldsymbol{C}'_h \\ \boldsymbol{C}'_h\boldsymbol{A}'_h \\ \boldsymbol{C}'_h\left(\boldsymbol{A}'_h\right)^2 \\ \boldsymbol{C}'_h\left(\boldsymbol{A}'_h\right)^3 \\ \boldsymbol{C}'_h\left(\boldsymbol{A}'_h\right)^4 \\ \cdots \end{bmatrix} = \left[\begin{array}{c|c} \boldsymbol{C}_1 & \boldsymbol{C}_2 \\ \boldsymbol{C}_1\boldsymbol{A}_{11} & \boldsymbol{C}_2\boldsymbol{A}_{22} \\ \boldsymbol{C}_1\boldsymbol{A}_{11}^2 & \boldsymbol{C}_2\boldsymbol{A}_{22}^2 \\ \boldsymbol{C}_1\boldsymbol{A}_{11}^3 & \boldsymbol{C}_2\boldsymbol{A}_{22}^3 \\ \boldsymbol{C}_1\boldsymbol{A}_{11}^4 & \boldsymbol{C}_2\boldsymbol{A}_{22}^4 \\ \cdots & \cdots \end{array}\right] \tag{6.93}$$

になる。Q を 5 行まで展開すると

$$\begin{aligned} &Q = \\ &-\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & a_{12} & a_{13} & b_{21} & b_{22} \\ 0 & a_{12}a_{22} & a_{12}a_{23} & b_{21}b_{22} & b_{21}+b_{22}^2 \\ 0 & a_{12}a_{22}^2 & a_{12}a_{23}^2 & b_{21}\left(b_{21}+b_{22}^2\right) & b_{22}\left(2b_{21}+b_{22}^2\right) \\ 0 & a_{12}a_{22}^3 & a_{12}a_{23}^3 & b_{21}b_{22}\left(2b_{21}+b_{22}^2\right) & b_{21}^2+\left(3b_{21}+b_{22}^2\right)b_{22}^2 \end{bmatrix} \end{aligned} \tag{6.94}$$

になる。ここで，

$$\begin{cases} a_{12} = 1 - \dfrac{T_{r3}}{T_r}, & a_{13} = T_{r3}\dfrac{K_r}{T_r} \\ a_{22} = -\dfrac{1}{T_r}, & a_{23} = \dfrac{K_r}{T_r} \end{cases} \tag{6.95}$$

$$b_{21} = -\omega_w^2, \qquad b_{22} = -2\zeta_w\omega_w^2 \tag{6.96}$$

である。

よって，Q の階数は少なくとも $\mathrm{rank}Q = 5$ になり，推定器は状態量を推定できる。

付録 6.B　推定係数の数値解法

推定係数 ρ_h を 6.4.3 節に基づき，数値解法によって求める方法を示す。方法は図 6.17 に示すように，3 つの部分から構成する。

(a) **構成**　本方法の流れを示す。推定係数は 3 つの段階を経て求まる。

(b) **算法**　推定係数の初期値を与え，多項式を因数分解し，最小の減衰係数 $\zeta_{\mathrm{min}}^{\Delta}$ を仕様 $\zeta_{\mathrm{spec}}^{\Delta}$ に一致させる。

(c) **収斂方法**　推定係数は 2 つの段階の調整によって収束する。
まず，$\zeta_{\mathrm{spec}}^{\Delta}$ を挟む $\zeta_{\mathrm{min}}^{\Delta}$ に相当する 2 つの推定係数を求める。
次に，その 2 点から $\zeta_{\mathrm{min}}^{\Delta} = \zeta_{\mathrm{spec}}^{\Delta}$ に相当する推定係数を求める。

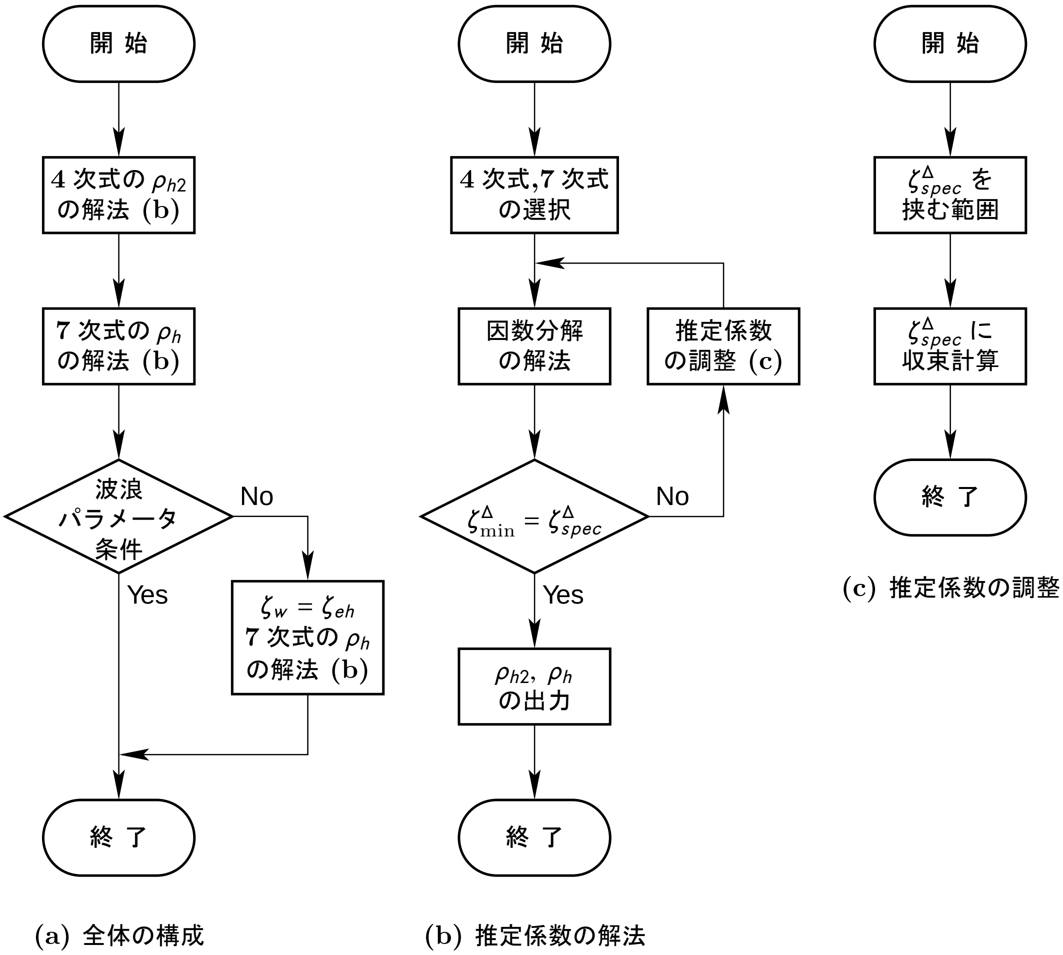


図 6.17　推定係数の数値解法

仕様は，次式である。

$$3 \leq \{\rho_{h2},\ \rho_h\} \leq 10, \qquad \zeta^{\Delta}_{\mathrm{spec}} = 0.4, \qquad \Delta_a = 0, \qquad \Delta_b = 2\frac{K_r}{T_r} \tag{6.97}$$

6.B.1　構成

構成は図 6.17（a）に示すように，3 つの段階からなる。7 次式の因数分解で，適切な初期値を 4 次式の 2 次推定係数から設定する。そのため，初めに 2 次推定係数を求め，次に 7 次式の推定係数を求め，最後に，波浪パラメータ条件に適合させる。

Step 1　式（6.63）の 4 次式の推定係数 ρ_{h2} を解法する。

$$\begin{aligned} D^{\Delta b}_{clh4}(s) &= D_h(s)D_{eh2}(s) - \Delta_b c_{t3}\,(b_1 s + b_0) \\ &= D^{\Delta}_{h2}(s)D^{\Delta}_{eh2}(s) \end{aligned} \tag{6.98}$$

になる。ここで，$\omega_{eh2} = \rho_{h2}\omega_h$

$$\begin{cases} D_{h2}^{\Delta}(s) = s^2 + 2\zeta_{h2}^{\Delta}\omega_{h2}^{\Delta}s + \left(\omega_{h2}^{\Delta}\right)^2 \\ D_{eh2}^{\Delta}(s) = s^2 + 2\zeta_{eh2}^{\Delta}\omega_{eh2}^{\Delta}s + \left(\omega_{eh2}^{\Delta}\right)^2 \\ \zeta_{\min}^{\Delta} = \min\left\{\zeta_{h2}^{\Delta},\ \zeta_{eh2}^{\Delta}\right\} = \zeta_{\text{spec}}^{\Delta} \end{cases} \tag{6.99}$$

である。

Step 2　式（6.58）の 7 次式の推定係数 ρ_h を解法する。

$$\begin{aligned} D_{clh}^{\Delta b}(s) = &D_h(s)D_{eh}(s)D_{ew}(s)D_{eo}(s) \\ &- \Delta_b c_{t3}D_w(s)\left(B(s)s + D_h(s)k_5\right) \\ = &D_h^{\Delta}(s)D_{eh}^{\Delta}(s)D_{ew}^{\Delta}(s)D_{eo}^{\Delta}(s) \end{aligned} \tag{6.100}$$

になる。ここで，$\omega_{eh} = \rho_h\omega_h$

$$\begin{cases} D_h^{\Delta}(s)(s) = s^2 + 2\zeta_h^{\Delta}\omega_h^{\Delta}s + \left(\omega_h^{\Delta}\right)^2 \\ D_{eh}^{\Delta}(s) = s^2 + 2\zeta_{eh}^{\Delta}\omega_{eh}^{\Delta}s + \left(\omega_{eh}^{\Delta}\right)^2 \\ D_{ew}^{\Delta}(s) = s^2 + 2\zeta_{ew}^{\Delta}\omega_{ew}^{\Delta}s + \left(\omega_{ew}^{\Delta}\right)^2 \\ D_{eo}^{\Delta}(s) = s + \omega_{eo}^{\Delta} \\ \zeta_{\min}^{\Delta} = \min\left\{\zeta_h^{\Delta},\ \zeta_{eh}^{\Delta},\ \zeta_{ew}^{\Delta}\right\} = \zeta_{\text{spec}}^{\Delta} \end{cases} \tag{6.101}$$

である。

Step 3　波浪パラメータ条件は表 6.1 に示すように，推定角周波数 ω_{eh} が外乱角周波数 ω_w より高くなることを防止する。$D_h^{\Delta b}(s)$ において，$\omega_{eh} = \rho_h\omega_h \geq \omega_w$ になった場合は，ノッチフィルタ条件に反する。そのとき，波浪パラメータを

$$\begin{cases} \omega_w = \omega_{ew} \\ \zeta_w = \zeta_{eh} \end{cases} \qquad (\omega_{eh} \geq \omega_w) \tag{6.102}$$

に変更して，再度 ρ_h を求める。この操作によってノッチフィルタ効果を失うが，ρ_h が小さくなるためにローパスフィルタ効果が大きくなる。このとき，$D_w(s) = D_{ew}(s)$ から，式（6.83）は $G_{notch}(s) = 1$ になり，推定器は等価的に 3 次多項式になる。よって，その 7 次特性多項式は，次式になる。

$$\begin{aligned} &D_{clh}^{\Delta b}(s) \\ =&D_{ew}(s) \times \left[D_h(s)D_{eh}(s)D_{eo}(s) - \Delta_b c_{t3}\left(B(s)s + D_h(s)k_5\right)\right] \\ =&D_{ew}(s)D_h^{\Delta}(s) \times \underbrace{D_{eh}^{\Delta}(s)D_{eo}^{\Delta}(s)}_{\text{3rd-order polynomial}} \end{aligned} \tag{6.103}$$

6.B.2　算法

算法は図 6.17（b）に示すように，与式を設定し，式（6.97）の仕様を満足する推定係数を求めることである。

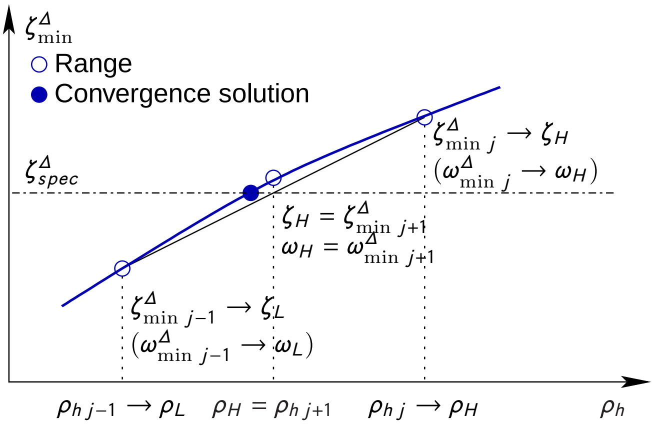


図 6.18　推定係数を求める算法

Step 1　4 次式あるいは 7 次式の与式を設定する。

Step 2　与式を数値計算と組立除法を用いて，因数分解する。

4 次式　代数解法（Brown 法 [66]）によって，2 つの 2 次式に分ける。

7 次式　次の 3 段階を経て，3 つの 2 次式と 1 次式に分ける。

1. 7 次式は，Bairstow 法 [67] を用いて，2 次式と 5 次式に分ける。
2. 5 次式は，Newton-Raphson 法 [66] を用いて，1 次式と 4 次式に分ける。
3. 4 次式は，上記 **4 次式**の場合を利用する。

Step 3　最小の減衰係数 $\zeta^{\Delta}_{\min}$ を因数分解された特性多項式から抽出する。

4 次式　$\zeta^{\Delta}_{\min} = \min\left\{\zeta^{\Delta}_{h2},\ \zeta^{\Delta}_{eh2}\right\}$

7 次式　$\zeta^{\Delta}_{\min} = \min\left\{\zeta^{\Delta}_{h},\ \zeta^{\Delta}_{eh},\ \zeta^{\Delta}_{ew}\right\}$

$\zeta^{\Delta}_{\min}$ を仕様 $\zeta^{\Delta}_{\rm spec}$ と比較して，

$\zeta^{\Delta}_{\min} \neq \zeta^{\Delta}_{\rm spec}$ のとき，推定係数を調整して Step 2 に戻る。

$\zeta^{\Delta}_{\min} = \zeta^{\Delta}_{\rm spec}$ のとき，推定係数を出力する。

6.B.3　収斂方法

収斂方法は適切な初期値を設定して，図 6.17（c）に示すように，2 つの段階の調整からなる。

Step 1　$\zeta^{\Delta}_{\rm spec}$ を挟む推定係数の範囲を求める。推定係数は

$$\rho_h = \rho_{h0} + \Delta\rho \times (j-1) \tag{6.104}$$

になる。ここで，ρ は 2 次と 5 次の場合を兼ねてあり，j は正の整数の番号，$\Delta\rho = 0.5$ は刻み幅，ρ_{h0} は初期値で

$$\rho_{h0} = 2 \qquad （4 次式） \tag{6.105}$$

$$\begin{cases} \rho_{h\,0} = \rho_{h2}(1+\rho_o)\left[1+(\zeta_{eh}-\zeta_w)\left(\dfrac{\omega_{eh2}^{\Delta}}{\omega_w}\right)\right] \\ \omega_{eh\,0}^{\Delta} = \omega_{eh2}^{\Delta}(1+\rho_o), \qquad \zeta_{eh\,0}^{\Delta} = \zeta_{\mathrm{spec}}^{\Delta} \end{cases} \quad \text{（7 次式）} \tag{6.106}$$

である。4 次式の場合は，代数解の利用によって初期値が不用になる。7 次式の場合は，4 次式の解 ρ_{h2}，舵角オフセット仕様 ρ_o および波浪パラメータ ζ_w，ω_w を用いる。挟む範囲が見つかったら，次式の置換をする。

$$\rho_L = \rho_{j-1}, \qquad \zeta_L = \zeta_{eh\,j-1}^{\Delta}, \qquad \omega_L = \omega_{eh\,j-1}^{\Delta} \tag{6.107}$$

$$\rho_H = \rho_j, \qquad \zeta_H = \zeta_{eh\,j}^{\Delta}, \qquad \omega_H = \omega_{eh\,j}^{\Delta} \tag{6.108}$$

ここで，添字 $_L$，$_H$ はそれぞれ下限値，上限値を意味する。

Step 2　$\zeta_{\mathrm{spec}}^{\Delta}$ に一致する推定係数 ρ_h を求める。$\zeta_{\mathrm{min}}^{\Delta}$ は図 6.18 に示すように，$\zeta_{\mathrm{spec}}^{\Delta}$ 付近において ρ_h に比例すると仮定する。このとき，ρ_h は

$$\rho_h = a_\rho(\zeta_{\mathrm{spec}}^{\Delta} - \zeta_L) + \rho_L, \qquad a_\rho = \frac{\rho_H - \rho_L}{\zeta_H - \zeta_L} \tag{6.109}$$

$$\omega_{eh}^{\Delta} = a_\omega(\rho_h - \rho_L) + \omega_L, \qquad a_\omega = \frac{\omega_H - \omega_L}{\rho_H - \rho_L} \tag{6.110}$$

によって更新し，$\zeta_{\mathrm{min}}^{\Delta}$ を求める。このとき，収束誤差

$$e_\zeta = \zeta_{\mathrm{min}}^{\Delta} - \zeta_{\mathrm{spec}}^{\Delta} \tag{6.111}$$

の絶対値が所定値以内に収束するまで上式を繰り返す。範囲の置換は次式になる。

$$\rho_L = \rho_h, \qquad \zeta_L = \zeta_{eh}^{\Delta}, \qquad \omega_L = \omega_{eh}^{\Delta} \qquad (e_\zeta < 0) \tag{6.112}$$

$$\rho_H = \rho_h, \qquad \zeta_H = \zeta_{eh}^{\Delta}, \qquad \omega_H = \omega_{eh}^{\Delta} \qquad (e_\zeta > 0) \tag{6.113}$$

付録 6.C　小型船対応

6.C.1　はじめに

本制御システムは小型船から大型船までの船舶を対象にしている。船体の大きさは通常，船長や排水量などから判断される。一方，本制御システムの判断は物理的な尺度ではなく，船体パラメータに基づいている。船体パラメータによっては，微分ゲインが負になり，推定係数が大きくなってその設定範囲を越える場合が生じる。そのような場合を本船が小型船であるとする。

本節は，小型船の推定係数が適切に算出できる方策を講じる。

対策 1　微分ゲイン K_d を制限する。

対策 2　不確かさパラメータ Δ_b を小さくする。

上記以外は本方位保持システムの設定どおりである。なお，船体時定数が数秒程度の極端に小さい場合は，除外する。

6.C.2 微分ゲインの影響

yaw 周りの船体運動モデルは，次式になる。

$$\Psi(s) = \frac{1}{s}P_r(s)\Delta_h(s), \qquad P_r(s) = \frac{K_r(T_{r3}s+1)}{T_rs+1} \tag{6.114}$$

ここで，添字 $_r$ は yaw 船体モデル，$_h$ は方位制御を意味し，s はラプラス演算子，$P_r(s)$ は伝達関数，K_r は旋回力ゲイン，T_r，T_{r3} は時定数である。$T_r \gg T_{r3}$ から $T_{r3} = 0$ とする。

このとき，フィードバック制御の微分ゲインは，次式になる。

$$K_d = \frac{2\zeta_h\omega_hT_r - 1}{K_r}, \qquad \omega_h = \sqrt{K_p\frac{K_r}{T_r}} \tag{6.115}$$

ここで，K_p は比例ゲイン，K_d は微分ゲイン，ζ_h は減衰係数，ω_h は固有角周波数，設計パラメータは $K_p \geq 1$，$\zeta_h = 1/\sqrt{2}$ になる。微分ゲインがゼロ以上になる条件は上式から，

$$4\zeta_h^2K_pK_rT_r \begin{cases} > 1 & (K_d > 0) \\ \leq 1 & (K_d \leq 0) \end{cases} \tag{6.116}$$

になる。船体パラメータ積 K_rT_r が大きいほど K_p が大きいほど，K_d は大きくなる。逆に K_rT_r が小さくなると，K_d はゼロ以下になる場合を生じる。微分ゲインが特性多項式に与える影響を示す。

方位保持システムは 7 次系になるが，制御対象から外乱モデルを除くと 4 次系になる。4 次系は閉ループ制御系の基本特性を示し，2 次系の船体モデルと 2 次系の推定器からなる。その 4 次特性多項式は

$$D_{h4}^{\Delta b}(s) = D_h(s)D_{eh2}(s) - \Delta_b\left(b_{12}s + b_{02}\right) \tag{6.117}$$

で与えられる。ここで，添字 $_2$ は推定器が 2 次系を意味し，Δ_b はパラメータ不確かさ，

$$\begin{cases} D_h(s) = s^2 + 2\zeta_h\omega_hs + \omega_h^2 \\ D_{eh2}(s) = s^2 + 2\zeta_{eh2}\omega_{eh2}s + \omega_{eh2}^2 \end{cases} \tag{6.118}$$

$$\begin{cases} b_{12} = f_1k_{1|2} + f_2k_{2|2} < 0 \\ b_{02} = -f_1\omega_{eh2}^2 < 0 \end{cases} \tag{6.119}$$

$\zeta_{eh2} = \zeta_h$，$\omega_{eh2} = \rho_{h2}\omega_h$，$\rho_{h2}$ は推定係数，$k_{1|2}$，$k_{2|2}$ は推定ゲイン，

$$\begin{cases} f_1 = K_p \\ f_2 = K_d \end{cases} \tag{6.120}$$

$$\begin{cases} k_{1|2} = -2\zeta_{eh2}\omega_{eh2} + \dfrac{1}{T_r} \\ k_{2|2} = -\omega_{eh2}^2 - \dfrac{k_{1|2}}{T_r} \end{cases} \tag{6.121}$$

である。

推定ゲインは，推定係数が下記条件を満たすと，

$$k_{1|2} < 0 \qquad \left(\rho_{h2} > \frac{1}{2\zeta_h\omega_h T_r} > 0\right) \tag{6.122}$$

$$k_{2|2} = -\left[\left(\omega_{eh2} - \frac{\zeta_h}{T_r}\right)^2 + \frac{1-\zeta_h^2}{T_r^2}\right] < 0 \qquad (\rho_{h2} > 0) \tag{6.123}$$

になる。f_2 が小さくなると，b_{12} は負値からゼロに向かって変化しその絶対値は小さくなる。ただし，b_{12} の符号は反転しないとする。

6.C.3　ゼロ点の影響

ゼロ点が閉ループ安定性に与える影響を説明する。次の特性方程式を定める。

$$D_h(s)D_{eh2}(s) + K\,(s+z) = 0 \tag{6.124}$$

ここで，$K > 0$ は根軌跡のゲイン，z はゼロ点で

$$z = \frac{b_{02}}{b_{12}} > 0 \tag{6.125}$$

である。b_{12} が負値からゼロに近づくほど，z は大きくなる。

式（6.124）を式（6.117）から展開すると，次式になる。

$$s^4 + a_1 s^3 + a_2 s^2 + a_3 s + a_4 = 0 \tag{6.126}$$

ここで，簡単化のため $\omega_h = 1$，$\omega_{eh2} = \rho_{h2}$，$\zeta_h = \zeta_{eh2} = 1/\sqrt{2}$ を用いて

$$\begin{cases} a_1 = \sqrt{2}(\rho_{h2}+1) \\ a_2 = (\rho_{h2}+1)^2 \\ a_3 = \sqrt{2}\rho_{h2}(\rho_{h2}+1) + K \\ a_4 = \rho_{h2}^2 + KZ \end{cases} \tag{6.127}$$

である。

ゲイン K の安定範囲を Hurwitz の安定判別法 [24][*1] によって求める。K が大きいほど，

---

*1 Hurwitz の安定判別法は閉ループの特性根が虚軸から左側にある条件を与える。特性方程式の係数はすべて正を前提にする。4 次方程式の場合は次の 3 つの行列式になる。

$$H_1 = a_1 > 0$$

$$H_2 = \begin{bmatrix} a_1 & a_3 \\ 1 & a_2 \end{bmatrix} = a_1 a_2 - a_3 > 0$$

$$H_3 = \begin{bmatrix} a_1 & a_3 & 0 \\ 1 & a_2 & a_4 \\ 0 & a_1 & a_3 \end{bmatrix} = H_2 a_3 - a_1^2 a_4 > 0$$

閉ループ系の安定範囲が広い。安定判別式は H_1，H_2 を包括する H_3 を調べると，

$$H_3 = -K^2 + bK + c > 0 \tag{6.128}$$

になる。ここで，

$$\begin{cases} b = (\rho_{h2}+1)[\sqrt{2}(\rho_{h2}^2+1) - 2z(\rho_{h2}+1)] > 0 \\ c = 2\rho_{h2}(\rho_{h2}^2+1)(\rho_{h2}+1)^2 > 0 \end{cases} \tag{6.129}$$

である。式（6.128）は上に凸で ρ_{h2} と z の関数になる。よって，K は

$$\frac{-b-\sqrt{b^2+4c}}{2} < 0 < K < \frac{-b+\sqrt{b^2+4c}}{2} \tag{6.130}$$

の範囲になる。K は z がゼロのとき最大になり，z が大きくなると小さくなる。したがって，微分ゲインが小さくなると，閉ループ安定性の範囲が減少する。

推定係数 ρ_{h2} を大きくすると，その範囲は拡大する。b, c は 式（6.129）から ρ_{h2} に関して単調増加になる。ρ_{h2} を大きくすると，b のゼロ点 z の影響は相対的に減少し，K の範囲は広がる。ρ_{h2} の設定は仕様を満足させるため，数値計算によって実施する。

6.C.4　対応策

小型船の推定係数 ρ_{h2} をその範囲内に収めるため，次の対策を講ずる。

対策 1　ゼロ点 z を大きくしないため，微分ゲインを

$$K_d = 0 \qquad (K_d < 0) \tag{6.131}$$

に制限する。このとき，対象船は小型船と扱い，$\zeta_h > 1/\sqrt{2}$ になる。$f_2 = 0$ は b_{12} と z に無関係になり，ρ_{h2} は抑えられ，その上限値に達しにくくなる。

対策 2　対策 1 を実施したら，パラメータ不確かさの仕様 Δ_b, Δ_b' を

$$\Delta_b = \frac{\widetilde{K}_r}{\widetilde{T}_r} - \frac{K_r}{T_r} = \frac{K_r}{T_r} \qquad \left(\frac{\widetilde{K}_r}{\widetilde{T}_r} = \Delta_b'\frac{K_r}{T_r},\ \Delta_b' = 2\right) \tag{6.132}$$

とする。ここで，装飾 $\tilde{}$ は想定値，非小型船は $\Delta_b' = 3$ である。Δ_b が小さくなると，ρ_{h2} は小さくなる。

6.C.5　検証とまとめ

（1）　数値検証

対応策の効果を数値検証する。対策以外の仕様は変更しない。小型船の船体パラメータを

$$K_r = 0.05\ \mathrm{s}^{-1}, \qquad T_r = 7\ \mathrm{s}, \qquad T_{r3} = 0\ \mathrm{s} \tag{6.133}$$

表 6.3　小型船対応の効果

No.	Δ_b'	K_d [s]	ρ_{h2}	b_{12}	b_{02}	z
1	3	−3.3	—	—	—	—
2	3	0	10.1	−1.07	−0.733	−0.69
3	2	−3.3	4.4	−0.11	−0.137	−1.24
4	2	0	2.9	−0.20	−0.060	−0.29

とする。$K_p = 1$ にする。$K_d = 0$ のとき，$\zeta_h = 0.845 > 1/\sqrt{2}$ である。この結果を表 6.3 にまとめる。同表で，印 — は所定内で計算できなかったことを示す。同表から，小型船対策の効果は次のようになる。

- $\Delta_b' = 3$ において，ρ_{h2} は No.1 では求まらず，No.2（対策 1）では求まるがその範囲（$3 \leq \rho_{h2} \leq 10$）を超えている。よって，対策 1 は ρ_{h2} 計算を改善できる。
- $\Delta_b' = 2$（対策 2）においては，ρ_{h2} は No.3，4 で正常に計算できる。No.4（対策 1）は No.3 に比べて，ゼロ点 z と ρ_{h2} が小さくなる。よって，本解析法は適切である。

（2） まとめ

本制御システムを小型船に応用する際，推定係数がその設定範囲を超える課題を検討した。その内容は小型船と微分ゲイン，微分ゲインとゼロ点，およびゼロ点と閉ループ安定性などの解析から，微分ゲインと閉ループ安定性の関係を導き，課題の対応策を定めた。数値計算で対策の有効性を確認した。

第 7 章

航路保持システム

7.1　緒言

本章は，航路保持システム（Track-Keeping System, TKS）を方位保持システム（CKS, 6 章参照）に基づいて設計する手法を提案する。TKS は，航路旋回システム（9 章参照）と組み合わせて航路制御システム（Track Control System，TCS）を構成する。TCS は航行中，計画航路に船体位置を追従させるために命令舵角を制御するものである。TKS の目的は，閉ループ安定性と外乱除去性の確保で，外乱成分に起因する航路誤差も含めてゼロに収斂させる。外乱成分は船位を移動させる潮流成分や舵角オフセットなどが主対象になり，波浪成分は陽に扱わない。よって，本設計手法は CKS との組み合わせに基づいて，航路誤差制御に焦点を充てたものになる。

制御対象は方位保持システムと等価なモデルと航路誤差モデルから定める。後者は航路誤差を対地成分の船体速度と潮流速度から表したものである。航路誤差は地球固定座標で定めるため，潮流成分の影響が無視できない。潮流成分には，船体を移動させる風力などの外乱成分も含んでいるとする。

TKS の文献 [68, 69] は制御ゲインを最適制御理論 [34, 24] によって求めている。文献 [70, 71] は制御対象に船首方位を含んだ非線形システムとして扱っている。閉ループ系の制御ゲインを求めるとき，汎用の制御理論を利用することが通例である。最適制御理論ならば，重み関数はシミュレーションによって試行錯誤を経て求める。設計はその過程をできる限り減らして，解析的に対処すべきである。制御特性はその特性根のすべてが均等に作用するのではなく，その代表根によって支配される。代表根は根軌跡で原点に近い安定根である。CKS では代表根による設計手法を採用している。そうすることで，閉ループ系の本質的な特性が把握でき適切な設計が実現できるからである。

したがって，本 TKS は CKS に基づき設計する手法を提案する。CKS の設計知見を TKS に活かすことで，閉ループ制御系の仕様を満足する設計を解析的手法で確立する。

航路制御システムは潮流成分による航路誤差が無視できない。航路ゲインが小さいため，

航路誤差が大きく生じる。その対策には従前から積分器による補償がある。積分補償は簡単かつ強力な誤差低減特性をもつ。だが，積分ゲインはとても小さく取り扱いが難しい。そのため，積分補償は利用しにくい側面がある。また，潮流成分は船首方位の sin, cos 関数によって航路誤差モデルに加わる。航路誤差モデルは非線形項を含むため，線形制御システムの導入を阻んでいる。

本課題をまとめると，次のようになる。

閉ループ安定性　航路保持システムの制御対象を示し，制御ゲイン（航路ゲインや推定ゲインなど）の解法と設計パラメータの妥当性を明らかにする。

外乱除去性　潮流成分による航路誤差を閉ループ解析から求めて，潮流誤差を修正する方法を明らかにする。その方法は，取り扱いが容易な線形制御システムを利用する。

本解決方法は，次のようになる。

1. 閉ループ制御システムの誤差モデルから，潮流成分に対する航路誤差特性とその修正量を導出する。設計パラメータに基づく制御ゲインの解法を示す。
2. 航路ゲインの設計パラメータ特性を根軌跡解析によって明らかにし，その設定値の妥当性を示す。
3. 潮流成分の推定・修正の方法を示す。潮流推定は船位と推定船位の差異から推定式によって求める。潮流修正は潮流推定の誤差を考慮した修正量を求める。

本章の構成は次のようになっている。

- 2 節では，制御対象と制御システムを説明する。
- 3 節では，制御システムを航路誤差特性，フィードバック制御と状態推定器から説明し，制御ゲインを導出する。潮流推定と潮流修正の方法を明らかにする。
- 4 節では，設計パラメータを方位保持システムのものと共通化させる。そのために必要な設計パラメータの特性を解析する。
- 5 節では，本航路保持システムの外乱除去性能を明らかにする。
- 6 節では，提案法の有効性をシミュレーションによって検証する。
- 7 節では，本章の検討結果を結言にまとめる。

提案法の制御システムは 6 章の図 4.1 に示すフィードバック制御器に相当する。

本章は，文献 [65] を加筆修正したものである。

7.2　航路保持システム

7.2.1　方位誤差と航路誤差

航路保持の動作を図 7.1 で説明する。同図において，XOY 軸は右手系地球固定座標系で X 軸を北向きに，Y 軸を東向きに，Z 軸（図示せず）を重力方向にそれぞれ対応する。座標系は緯度経度による測地座標系で表される。ただし，便宜上平面座標系を用いる。

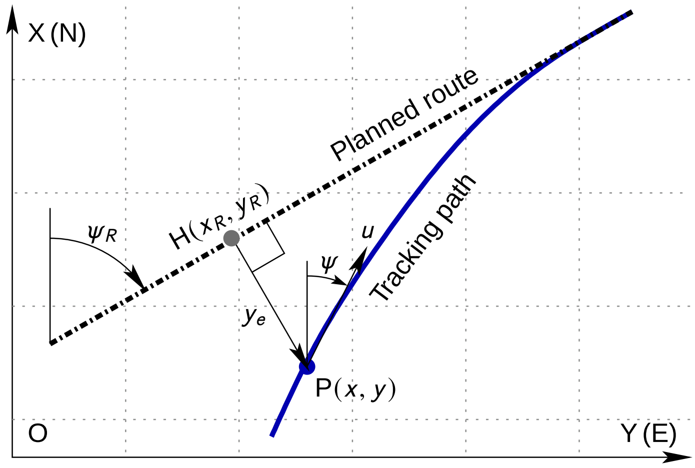


図 7.1　航路保持の動作

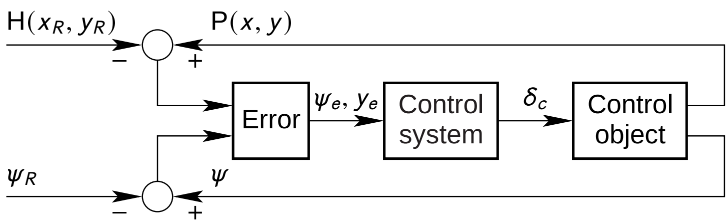


図 7.2　航路保持ループの概要

計画航路は，ECDIS 表示上でウェイポイント（Way-points）によって定まり，直線航路と円弧航路から構成する。参照信号は参照方位と参照位置からなり，計画航路に基づいて設定する。本章では直線航路を扱うので，参照方位が一定，参照航路が直線になる。

同図で，船体位置 P は前進速度 u，船首方位 ψ で航行している。このとき，船位 P から計画航路上に垂線の足 H を下ろし，足の長さ $\overline{\mathrm{PH}}$ を航路誤差 y_e とする。航路保持は，y_e をゼロに収束するように船体の舵角 δ を制御するものである。

航路保持の制御ループの概要を図 7.2 に示す。同図で，点 P での船首方位 ψ，船位 x, y と点 H での参照方位 ψ_R，参照位置 x_R, y_R から，方位偏差 ψ_e と航路誤差 y_e を求めると

$$\psi_e = \psi - \psi_R \tag{7.1}$$

$$\begin{bmatrix} x_e \\ y_e \end{bmatrix} = \mathbf{\Omega}_B^E(\psi_R) \begin{bmatrix} x - x_R \\ y - y_R \end{bmatrix} \tag{7.2}$$

になる。ここで，$\mathbf{\Omega}_B^E(\psi)$ は地球固定座標から船体固定座標に変換する行列で，

$$\mathbf{\Omega}_B^E(\psi) = \begin{bmatrix} \cos\psi & \sin\psi \\ -\sin\psi & \cos\psi \end{bmatrix} \tag{7.3}$$

である。

制御システムは ψ_e と y_e を入力し，命令舵角 δ_c を出力する。制御対象（船体運動）は δ_c を入力し，ψ と x, y を出力して，閉ループ制御系を構成する。

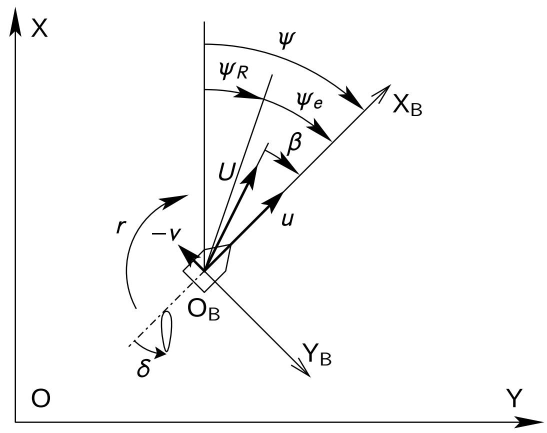


図 7.3　船体運動と方位誤差

航路制御は点 H が $x_e = 0$ とおくため，surge 方向位置を制御しない。なお，航路誤差はクロストラック誤差（Cross Track Error，XTE）ともよばれる。

よって，本制御システムは次の目的をもつ。

1. 方位まわりと横方向の船体運動モデルを用いて，航路誤差 y_e をゼロに収斂させる。そのとき，方位偏差 ψ_e はゼロに収斂するとは限らない。
2. 船体位置を横方向に移動させる外乱成分による y_e を修正する。外乱成分は舵角オフセットや潮流成分に相当する。
3. 外乱成分による y_e は，船体速力と船首方位の向き（斜航角）で修正する。

7.2.2　制御対象

制御対象を対象モデルと航路誤差モデルから定める。

（1）　対象モデル

対象モデルは船体運動モデルと外乱モデルからなる。

船体固定座標は図 7.3 に示すように，中央位置（Midship）を原点 $\mathrm{O_B}$ におき，前進（surge）方向を $\mathrm{X_B}$ 軸に，右舷（sway）方向を $\mathrm{Y_B}$ 軸，方位（yaw）軸を $\mathrm{Z_B}$ 軸（図示せず）にそれぞれ定める。

船体モデルは surge 速度 u を一定として，応答モデルによって

$$R(s) = P_r(s)\Delta_c(s), \quad P_r(s) = \frac{K_r(T_{r3}s+1)}{T_r s+1}, \quad \Psi(s) = \frac{1}{s}R(s) \tag{7.4}$$

$$V(s) = P_v(s)\Delta_c(s), \quad P_v(s) = \frac{K_v(T_{v3}s+1)}{T_v s+1}, \quad T_v = T_r, \quad T_{v3} = 0 \tag{7.5}$$

と定める。ここで，s はラプラス演算子，$\Psi(s)$，ψ は船首方位，$R(s)$，r は旋回角速度，$V(s)$，v は横流れ速度，$\Delta_c(s)$，δ_c は命令舵角，K_r は旋回力ゲイン，K_v は横流れゲイン，T_r，T_{r3}，T_v，T_{v3} は時定数，$P(s)$ は伝達関数，添字 r，v はそれぞれ yaw，sway に関する

ことを意味する。船体モデルは安定船とし，δ_c は操舵機応答が方位制御応答に比べ十分に速いとして $\delta_c \approx \delta$ とする。船体モデルは野本 1 次モデル [20, 21, 46] と比べて，T_{r3} の存在と $T_v = T_r$ の特徴をもつ。また，β は斜航角，U は船速で次式になる。

$$\beta = -\tan^{-1}\left(\frac{v}{u}\right) \approx -\frac{v}{u} \tag{7.6}$$

$$U = \sqrt{u^2 + v^2} \tag{7.7}$$

上式の方位運動を状態空間表現で表すと，

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{x}}_r = \boldsymbol{A}_r \boldsymbol{x}_r + \boldsymbol{B}_r \delta_c \\ \psi = \boldsymbol{C}_r \boldsymbol{x}_r \end{cases} \tag{7.8}$$

になる。ここで，$\boldsymbol{x}_r = [\psi,\ r_x]^T$，添字 ^{T} は転置行列を意味し，

$$\boldsymbol{A}_r = \begin{bmatrix} 0 & 1 - \dfrac{T_{r3}}{T_r} \\ 0 & -\dfrac{1}{T_r} \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{B}_r = \frac{K_r}{T_r}\begin{bmatrix} T_{r3} \\ 1 \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{C}_r = \begin{bmatrix} 1 & 0 \end{bmatrix} \tag{7.9}$$

である。

外乱モデルは，舵角オフセット δ_{ro}，δ_{vo}，波浪成分 ψ_w および図 3.8 に示す潮流成分 u_c，v_c とする。δ_{ro}，δ_{vo} は風や船体特性などに誘起された成分で，方位誤差と航路誤差を発生させる。δ_{ro} は方位軸まわりに作用する角速度を，δ_{vo} は sway 方向に作用する速度をそれぞれ舵角換算したものである。ψ_w は白色ノイズ w が入力した狭帯域フィルタ出力を方位換算したもので，δ_c に無効舵を発生させる。u_c，v_c は航路誤差を発生させる。舵角オフセットと潮流速度は一定とする。よって，外乱モデルは

$$\dot{u}_c = \dot{v}_c = 0 \tag{7.10}$$

$$\dot{\delta}_{ro} = \dot{\delta}_{vo} = 0 \tag{7.11}$$

$$\dot{\boldsymbol{x}}_w = \boldsymbol{A}_w \boldsymbol{x}_w + \boldsymbol{B}_w w, \quad \psi_w = \boldsymbol{C}_w \boldsymbol{x}_w \tag{7.12}$$

となる。ここで，$\boldsymbol{x}_w = [\xi,\ \psi_w]^T$，$\xi$ は変数，w は白色ノイズ，

$$\boldsymbol{A}_w = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\omega_w^2 & -2\zeta_w\omega_w \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{B}_w = \begin{bmatrix} 0 \\ \sigma_w \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{C}_w = \begin{bmatrix} 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{7.13}$$

添字 w は波浪成分を意味し，ζ_w，ω_w はそれぞれ減衰係数，固有周波数，σ_w は波浪の強さを表す定数である。

(2)　航路誤差モデル

航路誤差モデルを船体運動の速度ベクトル成分から導出する。

船体運動の対地速度は図 3.8 に示すように，船体成分と潮流成分の和になるから

$$\begin{bmatrix} u_g \\ v_g \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_n \\ v_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} \tag{7.14}$$

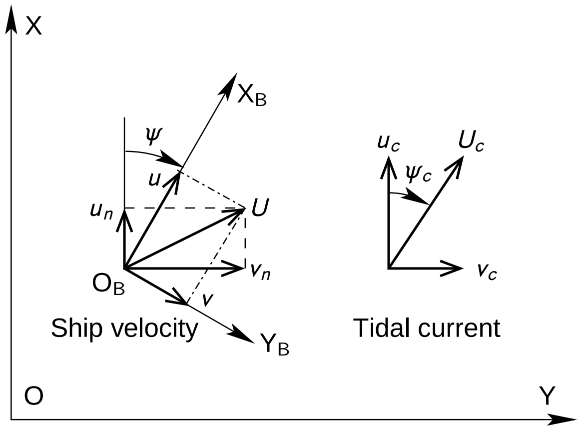


図 7.4　船体速度と潮流成分

になる。ここで，添字 $_g$ は合計した船体速度の対地成分，添字 $_n$ は船体速度の対地成分，添字 $_c$ は潮流成分，u_n，v_n はそれぞれ北向き，東向きの船体速度成分，

$$\begin{bmatrix} u_n \\ v_n \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi) \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} \tag{7.15}$$

$$\begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} = U_c \begin{bmatrix} \cos\psi_c \\ \sin\psi_c \end{bmatrix} \tag{7.16}$$

$\boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi) = \left(\boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi)\right)^T$，$U_c$ は潮流速度，ψ_c は潮流方位である。

参照信号における速度誤差成分は次式になる。

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} u_{eR} \\ v_{eR} \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} u_{gR} \\ v_{gR} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} u_R \\ v_R \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} -v\sin\psi_e \\ u\sin\psi_e + v\cos\psi_e + v_{cR} \end{bmatrix} \end{aligned} \tag{7.17}$$

ここで，添字 $_R$ は参照信号に関し，u_R，v_R は参照速度で点 H の移動速度と等価になり，

$$\begin{bmatrix} u_{gR} \\ v_{gR} \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi_R) \begin{bmatrix} u_g \\ v_g \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi_e) \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} u_{cR} \\ v_{cR} \end{bmatrix} \tag{7.18}$$

$$\begin{bmatrix} u_R \\ v_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u\cos\psi_e \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} u_{cR} \\ 0 \end{bmatrix} \tag{7.19}$$

参照速度の前進速度は $u_R = u\cos\psi_e + u_{cR}$ になり，その横向き速度は $v_R = 0$ になり，

$$\boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi_e) = \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi_R)\boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi) \tag{7.20}$$

$$\begin{bmatrix} u_{cR} \\ v_{cR} \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi_R) \begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} = U_c \begin{bmatrix} \cos\psi_{cR} \\ \sin\psi_{cR} \end{bmatrix} \tag{7.21}$$

$\psi_{cR} = \psi_c - \psi_R$ である。

式 (7.17) を線形近似する。方位偏差 ψ_e を微小角として，線形化 $\cos\psi_e \approx 1$，$\sin\psi_e \approx \psi_e$ から，$v\psi_e \approx 0$，$u\psi_e \approx u_0\psi_e$ となる。u_0 は一定値である。よって，与式は次式になる。

$$\begin{bmatrix} u_{eR} \\ v_{eR} \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} -\psi_e v \\ v + \psi_e u + v_{cR} \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} 0 \\ v + \psi_e u_0 + v_{cR} \end{bmatrix} \tag{7.22}$$

したがって，航路誤差モデルは上式から，u_{eR} が無視でき，v_{eR} が対象になる。

(3)　制御対象

航路誤差モデルは式（7.22）に方位偏差を含むため，航路保持システムは方位保持システムに基づいて構成する。よって，制御対象は対象モデルと航路誤差モデルを用いて，

$$\left[\begin{array}{c}\dot{\boldsymbol{x}}_h\\ \hline \dot{\boldsymbol{x}}_t\end{array}\right]=\left[\begin{array}{c|c}\boldsymbol{A}_h & \boldsymbol{O}_{5\times 3}\\ \hline \boldsymbol{A}_t^h & \boldsymbol{A}_t\end{array}\right]\left[\begin{array}{c}\boldsymbol{x}_h\\ \hline \boldsymbol{x}_t\end{array}\right]+\left[\begin{array}{c}\boldsymbol{B}_h\\ \hline \boldsymbol{B}_t\end{array}\right]\delta_c+\left[\begin{array}{c}\boldsymbol{B}_h^w w\\ \hline \boldsymbol{B}_t^c\boldsymbol{U}_c\end{array}\right] \tag{7.23}$$

$$\left[\begin{array}{c}y_h\\ \hline y_t\end{array}\right]=\left[\begin{array}{c|c}\boldsymbol{C}_h & \boldsymbol{O}_{1\times 4}\\ \hline \boldsymbol{O}_{1\times 5} & \boldsymbol{C}_t\end{array}\right]\left[\begin{array}{c}\boldsymbol{x}_h\\ \hline \boldsymbol{x}_t\end{array}\right] \tag{7.24}$$

になる。ここで，添字 h, t はそれぞれ方位制御，航路制御を表し，$\boldsymbol{x}_h=[\boldsymbol{x}_r,\ \boldsymbol{x}_w,\ \delta_{ro}]^T$，$\boldsymbol{x}_r=[\psi_e,\ r_x]^T$，$\boldsymbol{x}_t=[y_e,\ v,\ \delta_{vo}]^T$，$\boldsymbol{U}_c=[u_c,\ v_c]^T$，$\boldsymbol{O}_{i\times j}$ は i 行 j 列のゼロ行列，

$$\left\{\begin{array}{l}\boldsymbol{A}_h=\begin{bmatrix}\boldsymbol{A}_r & \boldsymbol{O}_{2\times 2} & \boldsymbol{B}_r\\ \boldsymbol{O}_{2\times 2} & \boldsymbol{A}_w & \boldsymbol{O}_{2\times 1}\\ \boldsymbol{O}_{1\times 2} & \boldsymbol{O}_{1\times 2} & 0\end{bmatrix},\quad \boldsymbol{B}_h=\begin{bmatrix}\boldsymbol{B}_r\\ \boldsymbol{O}_{2\times 1}\\ 0\end{bmatrix},\quad \boldsymbol{B}_h^w=\begin{bmatrix}\boldsymbol{O}_{2\times 1}\\ \boldsymbol{B}_w\\ 0\end{bmatrix}\\ \boldsymbol{C}_h=-\begin{bmatrix}\boldsymbol{C}_r & \boldsymbol{C}_w & 0\end{bmatrix}\end{array}\right. \tag{7.25}$$

$$\left\{\begin{array}{l}\boldsymbol{A}_t=\begin{bmatrix}0 & 1 & 0\\ 0 & -\dfrac{1}{T_v} & \dfrac{K_v}{T_v}\\ 0 & 0 & 0\end{bmatrix},\qquad \boldsymbol{B}_t=\begin{bmatrix}0\\ \dfrac{K_v}{T_v}\\ 0\end{bmatrix}\\ \boldsymbol{A}_t^h=\begin{bmatrix}0 & 0 & 0 & 0 & 0\\ u_0 & 0 & 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0\end{bmatrix},\qquad \boldsymbol{B}_t^c=\begin{bmatrix}0 & 0\\ -\sin\psi_R & \cos\psi_R\\ 0 & 0\end{bmatrix}\\ \boldsymbol{C}_t=\begin{bmatrix}1 & 0 & 0\end{bmatrix}\end{array}\right. \tag{7.26}$$

である。

式（7.23），（7.24）の制御対象は，次の特徴をもつ。

- 8 行 8 列のシステム行列は上三角のブロック行列になる。よって，方位保持システムは独立で扱え，その設計済みの内容を利用できる。
- 航路誤差モデルは，添字 t に関する与式を扱うことになる。
- 外乱成分による航路誤差は，舵角オフセット δ_{ro}，δ_{vo} と潮流成分 $\boldsymbol{U}_c$ によって発生する。船体位置を横方向に移動させる成分が航路誤差の発生源になる。
- 2 軸の対水速度計は装備しないとする。速度検出は surge 速度信号になる。

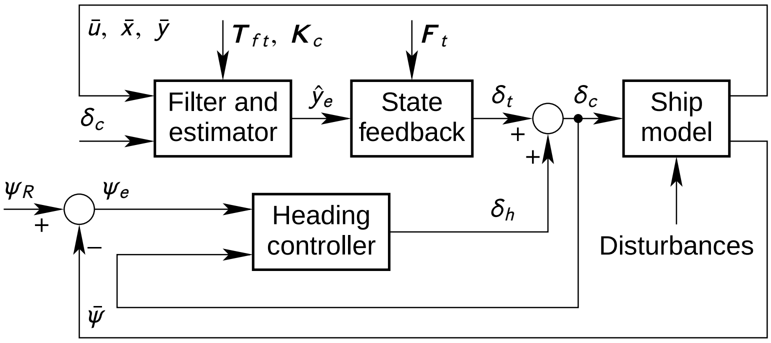


図 7.5　閉ループ制御系の構成

7.2.3　閉ループ制御系

閉ループ制御系の構成を図 7.5 に示す。閉ループ制御系は制御対象，方位制御器と航路制御器から構成し，方位保持システムおよび航路誤差システムに分ける。航路制御器はフィルタ・推定器と状態フィードバックからなる。

方位保持システムは 6 章を引用して，

$$\begin{cases} \dot{\boldsymbol{x}}_h = \boldsymbol{A}_h \boldsymbol{x}_h + \boldsymbol{B}_h \delta_h + \boldsymbol{B}_h^w w \\ \bar{\psi} = \boldsymbol{C}_h \boldsymbol{x}_h \\ \dot{\hat{\boldsymbol{x}}}_h = \boldsymbol{A}_h \hat{\boldsymbol{x}}_h + \boldsymbol{B}_h \delta_h + \boldsymbol{K}_h \left(\bar{\psi} - \boldsymbol{C}_h \hat{\boldsymbol{x}}_h \right) \\ \delta_h = -\boldsymbol{F}_h \hat{\boldsymbol{x}}_h \end{cases} \tag{7.27}$$

になる。ここで，添字 $^-$ は検出量，$\hat{}$ は推定量を意味し，$\boldsymbol{K}_h$ は 5 行 1 列の推定ゲイン，$\boldsymbol{F}_h$ は 1 行 5 列のフィードバックゲインである。

航路誤差システムは，

$$\begin{cases} \dot{y}_e = u_0 \psi_e + v + v_{cR} \\ \dot{\hat{y}}_e = \dfrac{1}{T_y} \left(\bar{y}_e - \hat{y}_e \right) \\ \delta_t = -\boldsymbol{F}_t \begin{bmatrix} \hat{y}_e & \hat{y}_{e\int} \end{bmatrix}^T - \gamma_t \end{cases} \tag{7.28}$$

$$\delta_c = \delta_h + \delta_t \tag{7.29}$$

になる。ここで，T_y はフィルタ時定数，$\hat{y}_{e\int}$ は $\hat{y}_e$ の積分量，$\boldsymbol{F}_t = [f_y,\ f_y f_i]$ は 1 行 2 列のフィードバックゲイン，f_y は航路ゲイン，f_i は積分ゲイン，γ_t は修正量である。また図 7.5 で $\boldsymbol{K}_c$ は潮流成分を推定する推定器のゲインを示し，7.3.3 節の状態推定器で説明する。上式は，積分器と潮流成分による航路誤差修正を併せている。実際には，両者は併用しない。

したがって，航路保持システムは式（7.28）の制御ゲイン T_y，$\boldsymbol{F}_t$，$\boldsymbol{K}_c$ と修正量 γ_t を設定すれば，動作できる。制御ゲインや修正量を次節で求める。

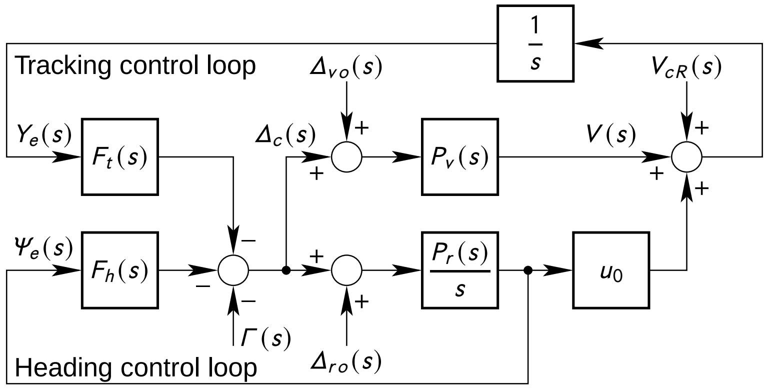


図 7.6　航路保持システムの誤差モデル

7.3　制御システム

本節では，式（7.28）の制御システムを設定する。その内容は，次のようになる。

1. 航路保持システムの誤差特性を明らかにする。
2. フィードバック制御のゲイン f_y，f_i を設計パラメータ（7.4 節参照）から求める。
3. 推定器の構成とゲイン，フィルタ時定数を設計パラメータ（同上）から求める。
4. 潮流成分の補償方式を評価する。

7.3.1　航路誤差特性

航路保持システムの誤差特性を解析する。その誤差モデルは図 7.6 に示し，式（7.27）〜（7.29）から次式になる。ただし，簡単化のため $\psi_R = 0$ を用い，外乱モデルの波浪成分は平均値がゼロのため除き，推定器とフィルタは定常値に影響しないとして除く。

$$R(s) = P_r(s)(\Delta_c(s) + \Delta_{ro}(s)) \tag{7.30}$$

$$V(s) = P_v(s)(\Delta_c(s) + \Delta_{vo}(s)) \tag{7.31}$$

$$sY_e(s) = u_0\Psi_e(s) + V(s) + V_{cR}(s) \tag{7.32}$$

$$\Delta_c(s) = -F_h(s)\Psi_e(s) - F_t(s)Y_e(s) - \Gamma(s) \tag{7.33}$$

ここで，s はラプラス演算子，$F_h(s)$ は方位フィードバックゲイン，$F_t(s)$ は航路フィードバックゲイン，$\Gamma(s)$ は修正項で

$$F_h(s) = sK_d + K_p \tag{7.34}$$

$$F_t(s) = f_y\left(1 + f_i\frac{1}{s}\right) \tag{7.35}$$

$$\Gamma(s) = \Gamma_h(s) + \Gamma_t(s) \tag{7.36}$$

K_p は比例ゲイン，K_d は微分ゲイン，f_y は航路ゲイン，f_i は積分ゲインである。K_p と K_d は推定器がないので用いる。また，$V(s)$ は式（7.30），（7.31）から

$$V(s) = \frac{P_v(s)}{P_r(s)}R(s) + V_o(s) \tag{7.37}$$

になる。ここで，$V_o(s)$ は sway 速度オフセット成分で，次式になる。

$$V_o(s) = P_v(s)(\Delta_{vo}(s) - \Delta_{ro}(s)) \tag{7.38}$$

よって，方位偏差と航路誤差の伝達特性は式（7.30）～（7.33）と式（7.37）を用いて

$$\begin{bmatrix} \Psi_e(s) \\ Y_e(s) \end{bmatrix} = \frac{1}{\widetilde{D}_t(s)} \begin{bmatrix} sP_r(s) & -F_t(s)P_r(s) \\ u_0P_r(s) + sP_v(s) & s + F_h(s)P_r(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta_{ro}(s) - \Gamma(s) \\ V_o(s) + V_{cR}(s) \end{bmatrix} \tag{7.39}$$

になる。ここで，$\widetilde{D}_t(s)$ は航路保持ループの特性多項式に相当し，次式になる。

$$\widetilde{D}_t(s) = s^2 + sF_h(s)P_r(s) + F_t(s)\left(u_0P_r(s) + sP_v(s)\right) \tag{7.40}$$

式（7.39）で，外乱成分と修正量に対する定常値を求めると

$$\lim_{t\to\infty}[\psi_e(t)] = [s\Psi_e(s)]_{s=0} = -\frac{v_o(0) + v_{cR}(0)}{u_0} \tag{7.41}$$

$$\lim_{t\to\infty}[y_e(t)] = \begin{cases} 0 & (f_i \neq 0) \\ \dfrac{\delta_{ro}(0) - \gamma(0)}{f_y} + K_p\dfrac{v_o(0) + v_{cR}(0)}{f_y u_0} & (f_i = 0) \end{cases} \tag{7.42}$$

になる。ここで，$\widetilde{D}_t(s)$ の特性根は安定（根の実数部は負値である）とし，添字 (0) は初期値，$v_o(0) = K_v(\delta_{vo}(0) - \delta_{ro}(0))$ である。上式から，次の誤差特性をもつ。

- 方位偏差は方位周り外乱成分に起因する誤差を生じないが，横方向外乱成分に起因する誤差を生じる。その誤差は斜航角として現れる。
- 航路誤差は積分器の有無で差が現れる。積分器なしでは修正量による対策を講ずる。
  - 積分器ありは，外乱成分から航路誤差 y_e を生じず，1 形サーボ特性をもつ。
  - 積分器なしは，外乱成分から y_e が生じる。y_e を次式の修正量 $\gamma(0) = \gamma_h(0) + \gamma_t(0)$ によって補償する。ここで，添字 ^ は推定値である。

$$\begin{cases} \gamma_h(0) = \hat{\delta}_{ro}(0) \\ \gamma_t(0) = K_p\dfrac{\hat{v}_o(0) + \hat{v}_{cR}(0)}{u_0} \end{cases} \tag{7.43}$$

7.3.2　フィードバック制御

フィードバック制御は閉ループ制御系の安定化を確保するものである。閉ループ制御系は式（7.27）〜（7.29）に示すように，方位系と航路系に分離されている。前者のフィードバック制御は 6 章で設計済みなので，本節では後者のものを設定する。

特性多項式 $D_t(s)$ は式（7.40）から，次式になる。

$$\begin{aligned} D_t(s) &= \frac{T_r s + 1}{\mu T_r} \widetilde{D}_t(s) \\ &= s D_h(s) + \frac{1}{\mu T_r} F_t(s) \left(u_0 K_r + s K_v \right) \end{aligned} \tag{7.44}$$

ここで，$\widetilde{D}_t(s)$ を

$$s + F_h(s) P_r(s) = \frac{\mu T_r}{T_r s + 1} D_h(s) \tag{7.45}$$

$$\begin{aligned} u_0 P_r(s) + s P_v(s) &= \frac{1}{T_r s + 1} \left[u_0 K_r \left(T_{r3} s + 1 \right) + s K_v \left(T_{v3} s + 1 \right) \right] \\ &\approx \frac{1}{T_r s + 1} \left(u_0 K_r + s K_v \right) \end{aligned} \tag{7.46}$$

で置き換え，次式の方位保持システムの結果を用いて

$$\mu = 1 + K_d T_{r3} \frac{K_r}{T_r} \tag{7.47}$$

$$D_h(s) = s^2 + 2\zeta_h \omega_h s + \omega_h^2 \tag{7.48}$$

ζ_h は減衰係数，ω_h は固有角周波数である。なお式（7.46）で，T_{r3}, T_{v3} を $0 < T_{r3} \ll |T_r|$, $0 < T_{v3} \ll |T_r|$ の関係から省いても，航路保持ループに与える影響は無視できるとする。

（1）　航路ゲイン

航路ゲイン f_y は航路誤差を減衰し，航路保持ループを安定化する。f_y は $D_t(s)$ に設計パラメータの減衰係数 ζ_t を与えて求める。このとき積分ゲインを $f_i = 0$ として，式（7.44）を因数分解すれば，

$$\begin{aligned} D_t(s) &= s D_h(s) + f_y C_t \left(s + z_t \right) &\quad (7.49)\\ &= \left(s + a_t \right) \left(s^2 + 2\zeta_t \omega_t s + \omega_t^2 \right) &\quad (7.50) \end{aligned}$$

となる。ここで，z_t はゼロ点，a_t は正の係数，ζ_t は減衰係数，ω_t は固有周波数，

$$C_t = \frac{K_v}{\mu T_r} < 0, \qquad z_t = u_0 \frac{K_r}{K_v} < 0 \tag{7.51}$$

である。航路保持ループの特徴は C_t と z_t が負になるため，f_y が大きくなると不安定になることである。式（7.49），（7.50）において s の係数を比較すると，次式を得る。

$$\begin{cases} s^2: & 2\zeta_t\omega_t + a_t &=& 2\zeta_h\omega_h \\ s^1: & \omega_t^2 + a_t 2\zeta_t\omega_t &=& \omega_h^2 + f_y C_t \\ s^0: & a_t\omega_t^2 &=& f_y C_t z_t \end{cases} \tag{7.52}$$

上式から ω_t に関して解くと，3 次方程式が得られ，次式になる。

$$2\zeta_t\omega_t^3 + \left[\left(1 - 4\zeta_t^2\right) z_t - 2\zeta_h\omega_h\right]\omega_t^2 + 2\zeta_h\omega_h 2\zeta_t\omega_t z_t - \omega_h^2 z_t = 0 \tag{7.53}$$

上式で係数の符号には正負があるため，解も同様である。よって，上式に ζ_t を与えると，ω_t の解は正の最小値として求まる。その正の最大値は ω_h から派生した値で，$a_t \leq 0$ になるため除かれる。解 ω_t を用いて，a_t，f_y は次式から求まる。

$$\begin{cases} a_t = 2\zeta_h\omega_h - 2\zeta_t\omega_t \\ f_y = a_t\omega_t^2 \left(C_t z_t\right)^{-1} \end{cases} \tag{7.54}$$

（2） 積分ゲイン

積分ゲイン f_i は式（7.42）に示すように，舵角オフセット成分や潮流成分に起因する航路誤差を除去する。f_i は既に求めた航路ゲイン f_y を用いて，設計パラメータの減衰係数 ζ_i を与えて求める。特性多項式は積分器の導入によって 3 次式から 4 次式になり，新たに原点付近に共役根が派生する。

積分ゲインをもつ特性多項式 $D_{ti}(s)$ は式（7.44）を因数分解すれば，

$$D_{ti}(s) = s^2 D_h(s) + f_y C_t (s + f_i)(s + z_t) \tag{7.55}$$

$$= \left(s^2 + 2\zeta_{ti}\omega_{ti}s + \omega_{ti}^2\right)\left(s^2 + 2\zeta_i\omega_i s + \omega_i^2\right) \tag{7.56}$$

となる。ここで，添字 ti, i はそれぞれ 3 次根の共役根 ω_t および実根 a_t から派生したものである。式（7.55），（7.56）において，s の係数を比較すると，次式を得る。

$$\begin{cases} s^3: & 2\zeta_{ti}\omega_{ti} + 2\zeta_i\omega_i &=& 2\zeta_h\omega_h \\ s^2: & \omega_{ti}^2 + 2\zeta_{ti}\omega_{ti}2\zeta_i\omega_i + \omega_i^2 &=& \omega_h^2 + f_y C_t \\ s^1: & 2\zeta_{ti}\omega_{ti}\omega_i^2 + 2\zeta_i\omega_i\omega_{ti}^2 &=& f_y C_t \left(f_i + z_t\right) \\ s^0: & \omega_{ti}^2\omega_i^2 &=& f_y C_t f_i z_t \end{cases} \tag{7.57}$$

上式から ω_i に関して解くと，4 次方程式が得られ，次式になる。

$$\begin{aligned} &\left(4\zeta_i^2 - 1\right)\omega_i^4 + 2\zeta_i\left[\left(2 - 4\zeta_i^2\right) z_t - 2\zeta_h\omega_h\right]\omega_i^3 \\ &\quad + \left[\left(4\zeta_i^2 - 1\right) 2\zeta_h\omega_h z_t + \omega_h^2 + f_y C_t\right]\omega_i^2 \\ &\qquad - 2\zeta_i z_t\left(\omega_h^2 + f_y C_t\right)\omega_i + f_y C_t z_t^2 = 0 \end{aligned} \tag{7.58}$$

上式で，係数の符号には正負があるため，解は正の 3 根と負の 1 根になる。よって，上式に ζ_i を与えると，ω_i の解は正の最小値として求まる。その他の正の根は ζ_{ti} が負または虚数になるため適切でない。解 ω_i を用いて，ω_{ti}，ζ_{ti} と f_i は次式から求まる。

$$\begin{cases} \omega_{ti} = \left[\omega_h^2 + f_y C_t - 2\zeta_h\omega_h 2\zeta_i\omega_i + \left(4\zeta_i^2 - 1\right)\omega_i^2\right]^{1/2} \\ \zeta_{ti} = \left(\zeta_h\omega_h - \zeta_i\omega_i\right)\left(\omega_{ti}\right)^{-1} \\ f_i = \omega_i^2\omega_{ti}^2\left(f_y C_t z_t\right)^{-1} \end{cases} \tag{7.59}$$

7.3.3　状態推定器

航路保持制御ループは，航路誤差のローパスフィルタおよび潮流成分の状態推定器をもつ。前者はその検出信号に含まれる外乱成分（GNSS による位置信号のポジションジャンプ，波浪成分など）をろ過する。後者は潮流成分と，船速以外に船体位置を移動させる成分とを合わせて推定し，航路保持中だけでなく航路旋回中でも動作する。推定した潮流成分は航路誤差を修正するために利用する。

フィルタ時定数および推定ゲインは航路保持ループの固有角周波数 ω_t を与えて求める。

(1)　航路誤差フィルタ

航路誤差フィルタ（ローパスフィルタ，LPF）は式（7.28）から，

$$\dot{\hat{y}}_e = \frac{1}{T_y}\left(\bar{y}_e - \hat{y}_e\right) \tag{7.60}$$

になる。ここで，添字 $^-$ は検出値，$\hat{}$ は推定値，T_y はフィルタ時定数，

$$T_y = \frac{1}{\rho_t\omega_t} \tag{7.61}$$

ρ_t は設計パラメータの推定係数，ω_t は式（7.53）の解である。

(2)　潮流成分の推定

潮流成分は保持や旋回の航行中に関係なく変化するため，航路制御においてそれを常に推定できることが要求される。潮流成分は式（7.21）から参照方位の変換行列を介して，航路誤差ループに入力する。参照方位が変化する旋回時では，潮流成分に非線形要素 sin, cos が含まれ，線形推定器では取り扱いが難しくなる。

そこで，潮流成分の推定動作を航路誤差ループから独立して構成することによって，線形方程式で対応できる。なお，潮流推定は船体位置の変化から求めるため，潮流成分は風力などの外乱成分と分離できない。風力成分は未知とするためである。

潮流成分の推定（潮流推定）を対地座標で構成する。船位移動速度は式（7.14）になり，その位置情報は GNSS から検出される。よって，その推定値（添字 $\hat{}$）は次式になる。

$$\begin{bmatrix} \dot{\hat{x}} \\ \dot{\hat{y}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \hat{u}_n \\ \hat{v}_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \hat{u}_c \\ \hat{v}_c \end{bmatrix} \tag{7.62}$$

ここで，$\dot{\hat{x}}$, $\dot{\hat{y}}$ は船位移動速度，$\hat{u}_c$, $\hat{v}_c$ は潮流成分，$\hat{u}_n$，$\hat{v}_n$ は船体対地速度である。

潮流推定式を上式から構成すると，次式のように x 系，y 系に関して相互干渉せずに同形に分離され，参照方位を含まない線形式で記述できる。

$$\begin{cases} \dot{\hat{\boldsymbol{x}}}_c = \boldsymbol{A}_c\hat{\boldsymbol{x}}_c + \boldsymbol{B}_c\hat{u}_n + \boldsymbol{K}_c(\bar{x} - \hat{x}) \\ \hat{x} = \boldsymbol{C}_c\hat{\boldsymbol{x}}_c \end{cases} \tag{7.63}$$

$$\begin{cases} \dot{\hat{\boldsymbol{y}}}_c = \boldsymbol{A}_c\hat{\boldsymbol{y}}_c + \boldsymbol{B}_c\hat{v}_n + \boldsymbol{K}_c(\bar{y} - \hat{y}) \\ \hat{y} = \boldsymbol{C}_c\hat{\boldsymbol{y}}_c \end{cases} \tag{7.64}$$

ここで，$\boldsymbol{K}_c$ は潮流推定ゲイン，

$$\hat{\boldsymbol{x}}_c = \begin{bmatrix} \hat{x} \\ \hat{u}_c \end{bmatrix}, \qquad \hat{\boldsymbol{y}}_c = \begin{bmatrix} \hat{y} \\ \hat{v}_c \end{bmatrix}, \qquad \boldsymbol{K}_c = \begin{bmatrix} k_{c1} \\ k_{c2} \end{bmatrix} \tag{7.65}$$

$$\boldsymbol{A}_c = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}, \qquad \boldsymbol{B}_c = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix}, \qquad \boldsymbol{C}_c = \begin{bmatrix} 1 & 0 \end{bmatrix} \tag{7.66}$$

$$\begin{bmatrix} \hat{u}_n \\ \hat{v}_n \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_E^B(\bar{\psi}) \begin{bmatrix} \bar{u} \\ \hat{v} \end{bmatrix} \tag{7.67}$$

$\bar{u}$ は前進速度（対水船速）, $\hat{v}$ は横流れ速度で式（7.5）から求める。潮流推定式は式（7.63），（7.64）でパラメータは $\boldsymbol{K}_c$ のみになり，$\hat{u}_n$，$\hat{v}_n$ と船体位置とを入力して，潮流推定値 $\hat{u}_c$，$\hat{v}_c$ を出力する。

推定ゲイン $\boldsymbol{K}_c$ は，潮流推定式の特性多項式から求める。その特性多項式は次式になる。

$$\begin{aligned} D_{ec}(s) &= \det(s\boldsymbol{I} - \boldsymbol{A}_c + \boldsymbol{K}_c\boldsymbol{C}_c) \\ &= \det \begin{bmatrix} s + k_{c1} & -1 \\ k_{c2} & s \end{bmatrix} = s^2 + k_{c1}s + k_{c2} \\ &= (s + \omega_{ec})(s + \omega_{eco}) \end{aligned} \tag{7.68}$$

ここで，det は行列式，$\boldsymbol{I}$ は 2×2 の単位行列，ω_{ec}，ω_{eco} は角周波数で，

$$\begin{cases} \omega_{ec} = \rho_c\omega_t \\ \omega_{eco} = \rho_{co}\omega_t \end{cases} \tag{7.69}$$

ρ_c，ρ_{co} は設計パラメータの推定係数である。よって，潮流推定ゲインは次式になる。

$$\begin{cases} k_{c1} = \omega_{ec} + \omega_{eco} \\ k_{c2} = \omega_{ec}\omega_{eco} \end{cases} \tag{7.70}$$

(3) 潮流成分の修正

潮流成分による航路誤差は式（7.43）に $\hat{v}_{cR}$ を代入して修正する。潮流成分の推定値は式（7.63），（7.64）から求める。横流れ速度 v は検出しないので，その推定値 $\hat{v}$ は未知の sway 舵角オフセット成分 δ_{vo} による誤差をもつ。そのため，潮流推定値もまた δ_{vo} による推定誤差をもつ。$\hat{v}_{cR}$ は推定潮流成分を式（7.21）に代入し，参照方位 ψ_R で座標変換して求める。

(4)　sway 速度オフセット成分の修正

sway 速度オフセット成分 v_o の推定値 $\hat{v}_o$ は式（7.38）に yaw 舵角オフセット成分 $\hat{\delta}_{ro}$ を代入して求める。δ_{vo} は未知なので，$\hat{v}_o$ は推定誤差をもつ。v_o による航路誤差は $\hat{v}_o$ を式（7.43）に代入して修正する。

7.3.4　外乱修正の効果

推定値 $\hat{v}_{cR}$，$\hat{v}_o$ は横流れ速度 v を使用しないので，その推定値 $\hat{v}$ を用いて求める。$\hat{v}$ は未知の δ_{vo} による誤差をもつ。そのため，$\hat{v}_{cR}$ は式（7.67）の $\hat{v}$ から式（3.43）を経て，$\hat{v}_o$ は式（7.38）の δ_{vo} からそれぞれ推定誤差をもつ。

外乱成分による航路誤差は式（7.43）の修正量 γ_t に推定値 $\hat{v}_{cR}$，$\hat{v}_o$ を与えて修正する。このとき，γ_t は $\hat{v}_{cR}$，$\hat{v}_o$ の推定誤差を相殺し，適切な修正ができることを説明する。

潮流推定の誤差を求める。対地速度の定常値は式（7.62）から，

$$\begin{bmatrix} u_g \\ v_g \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \hat{u}_g \\ \hat{v}_g \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \hat{u}_n \\ \hat{v}_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \hat{u}_c \\ \hat{v}_c \end{bmatrix} \tag{7.71}$$

になる。上式の推定値を真値と誤差で定めると，次式になる。

$$\begin{bmatrix} \hat{u}_n \\ \hat{v}_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_n \\ v_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Delta u_n \\ \Delta v_n \end{bmatrix} \tag{7.72}$$

$$\begin{bmatrix} \hat{u}_c \\ \hat{v}_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Delta u_c \\ \Delta v_c \end{bmatrix} \tag{7.73}$$

ここで，Δ は誤差項を意味する。上式を式（7.71）に代入すると，誤差項の条件は

$$\begin{bmatrix} \Delta u_n \\ \Delta v_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Delta u_c \\ \Delta v_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} \tag{7.74}$$

になるから，潮流推定誤差は

$$\begin{bmatrix} \Delta u_c \\ \Delta v_c \end{bmatrix} = -\begin{bmatrix} \Delta u_n \\ \Delta v_n \end{bmatrix} = -\boldsymbol{\Omega}_E^B(\bar{\psi}) \begin{bmatrix} \Delta u \\ \Delta v \end{bmatrix} \tag{7.75}$$

として求まる。ここで，Δu，Δv はそれぞれ surge 速度と sway 速度の誤差である。

修正量 γ_t を求める。上式を参照方位で行列変換すると，潮流推定誤差は式（7.20）から，

$$\begin{bmatrix} \Delta u_{cR} \\ \Delta v_{cR} \end{bmatrix} = -\boldsymbol{\Omega}_E^B(\bar{\psi}_e) \begin{bmatrix} \Delta u \\ \Delta v \end{bmatrix} \approx -\begin{bmatrix} 1 & -\bar{\psi}_e \\ \bar{\psi}_e & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta u \\ \Delta v \end{bmatrix} \approx -\begin{bmatrix} \Delta u \\ \Delta v \end{bmatrix} \tag{7.76}$$

となる。ここで，$\bar{\psi}_e$ は微小として省く。いま，仮修正量 $\tilde{\gamma}_t$ を

$$\begin{cases} \tilde{\gamma}_t = K_p \dfrac{\hat{v}_{cR}}{u_0} \\ \hat{v}_{cR} = v_{cR} + \Delta v_{cR} \end{cases} \tag{7.77}$$

とおく。仮修正量の残差は式（7.43）から，

$$\tilde{\gamma}_t - \gamma_t = \frac{K_p}{u_0}\left[v_{cR} + \Delta v_{cR} - (v_o + v_{cR})\right] = \frac{K_p}{u_0}\left(-\Delta v - v_o\right) \tag{7.78}$$

になる。また，Δv は $\hat{\delta}_{ro} = \delta_{ro}$，$\delta_{vo}$ は未知と式（7.38）の定常値から，

$$\begin{cases} \Delta v = \hat{v}_o - v_o \\ \hat{v}_o = -K_v \hat{\delta}_{ro} \\ v_o = K_v(\delta_{vo} - \delta_{ro}) \end{cases} \tag{7.79}$$

になる。上式から $\hat{v}_o = v_o + \Delta v$ になる。修正量 γ_t は式（7.78）から仮修正量 $\tilde{\gamma}_t$ に既知の $\hat{v}_o$ を加えれば，$\gamma_t = \tilde{\gamma}_t + \hat{v}_o$ になる。したがって，修正量 γ は次式になる。

$$\begin{cases} \gamma = \gamma_h + \gamma_t \\ \gamma_h = \hat{\delta}_{ro} \\ \gamma_t = K_p \dfrac{\hat{v}_{cR} + \hat{v}_o}{u} + K_d \dfrac{\dot{\hat{v}}_{cR}}{u} \end{cases} \tag{7.80}$$

ここで，$\dot{\hat{v}}_{cR}$ は航路旋回時の潮流修正に対応する（9 章参照）。

よって，外乱成分を修正する推定値 $\hat{v}_{cR}$，$\hat{v}_o$ に未知の δ_{vo} による誤差がある場合でも，修正量 γ_t は両者の推定値を用いることでその誤差が相殺されて，航路誤差が生じない。

7.3.5　潮流補償方式の評価

航路誤差制御において，潮流成分の補償方式について評価する。

(1)　積分器有無の比較

その補償方式をまとめると，航路保持システムの性能は次のようになる。

1. 積分器の有無によるサーボ特性を 7.3.1 節の結果から表 7.1 にまとめる。同表から，積分器有り場合は，無し場合よりサーボ特性が向上する。
2. 積分器有りは 7.3.2 節の結果から，無しより閉ループ安定性を低下させる傾向をもつ。
   (a) 有りは，閉ループの次数が 1 つ増えて代表根が共役根になる。共役根はパラメータ誤差により，その減衰係数が小さくなり安定性が下がる場合を生じる。
   (b) 無しは，推定値の修正量を用いるため，有りに比べ代表根がパラメータ誤差に影響しにくい。航路旋回でも潮流推定ができるため，誤差修正に利用できる。
3. 両者の比較から，設定の簡便さよりも閉ループ安定性を重視するので，潮流推定方式を選択する。ただし，修正量は近似誤差を含むため，微小の航路誤差を生じる。

(2)　潮流成分の補償方法

航路誤差制御は図 7.7 に示すように，ケース（a），（b）と（c）[72] の潮流補償の方法がある。ケース（b）は潮流成分に，（a）と（c）は航路誤差に着目したものである。同図で，

表 7.1　積分器の有無によるサーボ特性

積分ゲイン	$f_i \neq 0$		$f_i = 0$	
入力	ψ_R	v_{cR}	ψ_R	v_{cR}
ψ_e	1 型	0 型	1 型	0 型
y_e	2 型	1 型	1 型	1 型

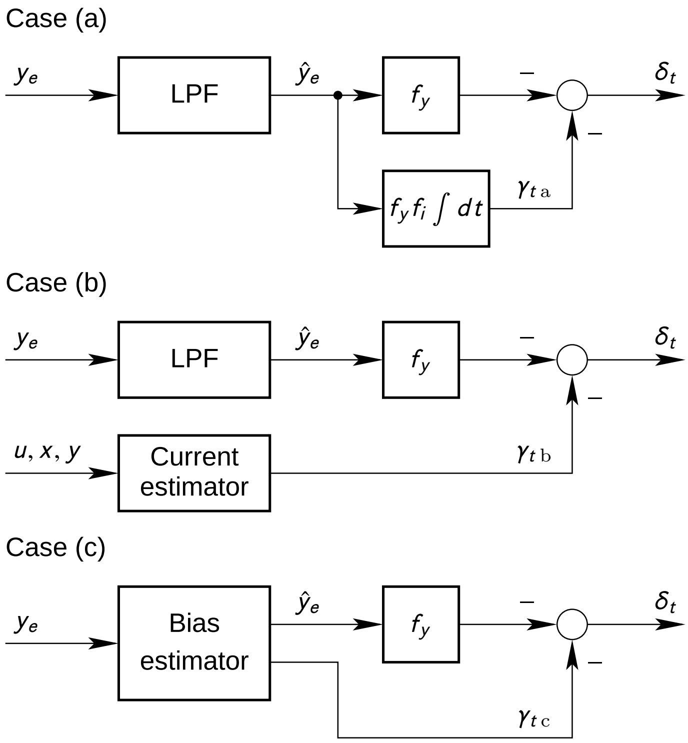


図 7.7　航路誤差制御の補償方法

LPF はローパスフィルタ，estimator は推定器，添字 ^ は推定値，¯ は検出値，γ_t は修正量である。

ケース（a）　積分方式である。

- 積分器の極は閉ループの代表根（共役根）になるため，その安定性に影響する。
- 修正量 $\gamma_{t\,\mathrm{a}}$ は積分器出力に相当する。

$$\gamma_{t\,\mathrm{a}} = f_y f_i \int \hat{y}_e dt \tag{7.81}$$

ここで，$\hat{y}_e$ は y_e の LPF 出力，f_y は航路ゲイン，f_i は積分ゲインである。

ケース（b）　潮流方式である。

- 潮流成分の推定値を潮流推定器で求めてから，推定潮流成分 $\hat{v}_{cR}$ に変換する。
- $\hat{v}_{cR}$ は閉ループと弱く結びつくため，ケース（a）に比べて安定性に影響しにくい。
- 修正量 $\gamma_{t\,\mathrm{b}}$ は次式になる。

$$\gamma_{t\,\mathrm{b}} = f_1 \frac{\hat{v}_o + \hat{v}_{cR}}{\bar{u}} \tag{7.82}$$

ここで，f_1 は比例ゲイン，$\hat{v}_o$ は推定 sway 速度オフセット，$\bar{u}$ は検出対水船速，

$$\begin{cases} \hat{v}_o = -K_v \hat{\delta}_{ro} \\ \begin{bmatrix} \hat{u}_{cR} \\ \hat{v}_{cR} \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi_R) \begin{bmatrix} \hat{u}_c \\ \hat{v}_c \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi) = \begin{bmatrix} \cos\psi & \sin\psi \\ -\sin\psi & \cos\psi \end{bmatrix} \end{cases} \tag{7.83}$$

$\hat{u}_c$, $\hat{v}_c$ は推定潮流成分，K_v は横流れゲイン，$\hat{\delta}_{ro}$ は推定 yaw 舵角オフセットである。

ケース（c）　バイアス方式である。

- 航路誤差 y_e に含まれる一定バイアス成分（$\hat{v}_{cR}$と等価）を推定する。ψ_R が一定の航路保持では有効であるが，ψ_R が変化する航路旋回では推定誤差が生じる。
- バイアス推定器は潮流推定器と同一の構成とゲインからなる。その極は閉ループの代表根から充分に離れているので，（a）に比べて閉ループ安定性に影響しにくい。
- 補償方法は，次式になる。

$$\begin{bmatrix} \dot{\hat{y}}_e \\ \dot{\hat{v}}_b \end{bmatrix} = \boldsymbol{A}_c \begin{bmatrix} \hat{y}_e \\ \hat{v}_b \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \hat{v}_e \\ 0 \end{bmatrix} + \boldsymbol{K}_c(y_e - \hat{y}_e) \tag{7.84}$$

$$\delta_t = -(f_y \hat{y}_e + \gamma_{t\,\mathrm{c}}) \tag{7.85}$$

$$\gamma_{t\,\mathrm{c}} = f_1 \frac{\hat{v}_o + \hat{v}_b}{\bar{u}} \tag{7.86}$$

ここで，$\hat{v}_b$ は y_e に含まれるバイアス成分の推定値，$\boldsymbol{A}_c$, $\boldsymbol{K}_c$ は式（7.65），（7.66），

$$\begin{cases} \hat{v}_e = \hat{v} + \hat{\psi}_e \bar{u} \\ \widehat{V}(s) = P_v(s)\Delta_c(s) \end{cases} \tag{7.87}$$

$\hat{v}$ は推定 sway 速度，$P_v(s)$ は sway 伝達関数である。

各ケースの修正量　各ケースの修正量の定常値は参照方位と潮流成分が一定ならば，

$$\gamma_{t\,\mathrm{a}} = \gamma_{t\,\mathrm{b}} = \gamma_{t\,\mathrm{c}} \tag{7.88}$$

のように同一になる。ただし，$\gamma_{t\,\mathrm{b}}$ は実用的上問題ない近似誤差をもつ。

(3)　潮流補償の評価

3 つの潮流補償方式を表 7.2 に比較する。同表から，ケース（b）は保持と旋回の航行で最適な性能をもち，推奨できる。ケース（b）のみが潮流成分を直接推定できるからである。

表 7.2　潮流補償方式の比較

ケース	方式	閉ループ安定性	旋回航行	評価
(a)	航路誤差の積分	影響する	過渡現象発生	△
(b)	潮流成分の推定	同上少ない	同上抑制	○
(c)	バイアス成分の推定	↑	同上発生	△

表 7.3　航路保持ループの設計パラメータ

Polynomial	Parameter	Setting
$D_t(s)$	$\zeta_t = \zeta_h = 1/\sqrt{2}$	ω_t，a_t，f_y
$D_i(s)$	$\zeta_i = 0.9$	ω_i，ω_{ti}，ζ_{ti}，f_i
T_y	$\rho_t = \rho_h$	$T_y = 1/(\rho_t \omega_t)$
$D_{ec}(s)$	$\rho_c = \rho_h$，$\rho_{co} = \rho_{ho}$	$\omega_{ec} = \rho_c \omega_t$，$\omega_{eco} = \rho_{co}\omega_t$

7.4　減衰係数

航路保持システムの制御ゲインを設定する設計パラメータについて説明する。その設計パラメータは方位保持システムのもの（6 章の表 6.1 参照）に基づき，表 7.3 にまとめる。方位保持システムの制御ゲインを求めてから，航路保持システムのものを求める。

航路ゲイン f_y は減衰係数 ζ_t を与えて計算する。ζ_t は設計パラメータの 1 つであり，閉ループ安定性に影響するため，その特性を明らかにしておく。その解析には根軌跡法 [25] を利用する。

航路保持ループの特性多項式は式（7.49）において，sway 船体運動から起因した係数が $C_t < 0$ およびゼロ点が $z_t < 0$ になる特徴をもつ。そのため，航路ゲイン f_y が大きくなると，特性根の共役根は不安定側に移動し閉ループ安定性は低下する。

式（7.49）にゼロ点なしの場合を追加すると，次式になる。

$$D_t(s) = \begin{cases} sD_h(s) + f_y C_t\,(s + z_t) & \text{(with zero)} \\ sD_h(s) + f_y C_t z_t & \text{(without zero)} \end{cases} \tag{7.89}$$

ここで，$D_h(s)$ の共役根は $r_{h1,\,h2} = -\zeta_h \omega_h \pm \omega_h \left(1 - \zeta_h^2\right)^{0.5}$，$C_t z_t = u_0 \dfrac{K_r}{\mu T_r} > 0$ である。

上式と等価な開ループ伝達関数は f_y をゲインとして，次式になる。

$$GH_t(s) = \frac{C_t}{sD_h(s)} \times \begin{cases} (s + z_t) & \text{(with zero)} \\ 1 & \text{(without zero)} \end{cases} \tag{7.90}$$

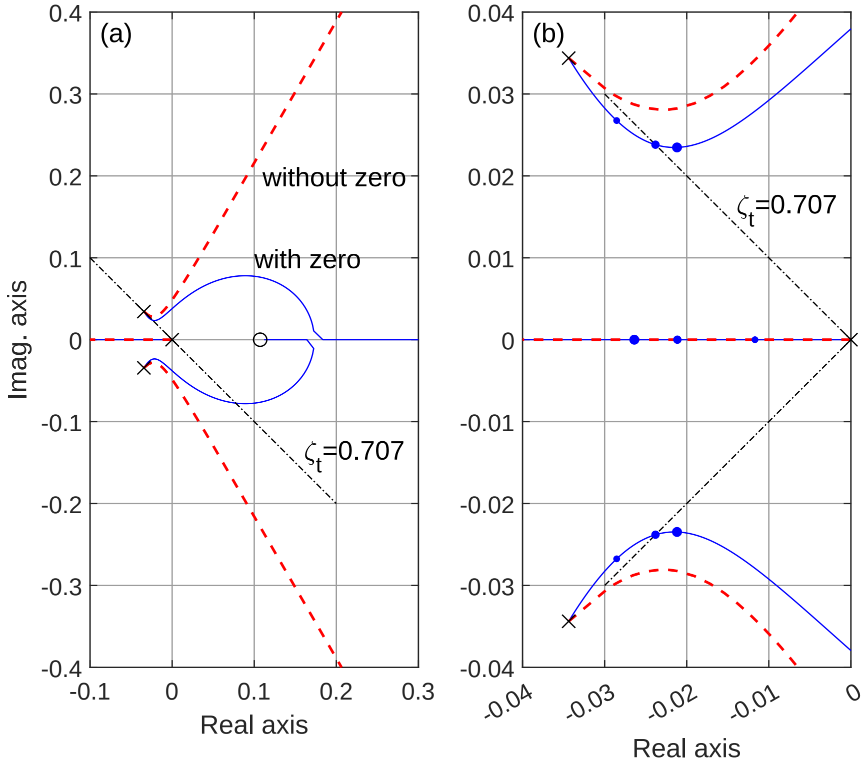


図 7.8　$GH_t(s)$ の根軌跡の 1 例

ここで，$D_t(s) = 1 + f_y GH_t(s)$ である。

上式の根軌跡の 1 例を図 7.8 に示す（数値は 7.6 節を参照）。同図で，印 × は極，◯ はゼロ点，ゼロ点がある場合は実線，ない場合は破線，(a) は広範囲，(b) は原点付近の拡大をそれぞれ示す。f_y が大きくなると，共役根は極から移動する。(a) では，共役根 $r_{h1,\,h2}$ はゼロ点がない場合は漸近線 ±60 度（実軸の正方向に対して）に収束し，ゼロ点がある場合はそのゼロ点と正の値に向かう。(b) では，ゼロ点がある場合の根軌跡はゼロ点がない場合に比べて，より実軸側に移動する。

式（7.89）のゼロ点がある場合で，f_y に関する根の感度を求める。与式を微分すると，

$$\frac{dD_t(s)}{df_y} = \left[\frac{d\left(sD_h(s)\right)}{ds} + f_y C_t\right]\frac{ds}{df_y} + C_t\left(s + z_t\right) = 0 \tag{7.91}$$

になる。ここで，

$$\frac{d\left(sD_h(s)\right)}{ds} = 2D_h(s) + s^2 - \omega_h^2 \tag{7.92}$$

である。

根の感度 $s_{f_y}^s$ は f_y に関する s の微係数に相当するので，

$$s_{f_y}^s = \frac{ds}{df_y} = -C_t\frac{N(s)}{D(s)} \tag{7.93}$$

になる。ここで，

$$\begin{cases} N\left(s\right)=s+z_t \\ D(s)=2D_h(s)+s^2-\omega_h^2+f_yC_t \end{cases} \tag{7.94}$$

である。

$f_y=0$ での共役根の感度を求める。共役根は方位保持ループの根に相当し，その 1 つを

$$r_1=-\zeta_h\omega_h+j\omega_h\sqrt{1-\zeta_h^2}=a_{r_1}(\cos\theta_{r_1}+j\sin\theta_{r_1}) \tag{7.95}$$

にする。ここで，減衰係数 $\zeta_{r_1}=\zeta_h$ と偏角 θ_{r_1} の関係は $\zeta_{r_1}=\cos\theta_{r_1}$ になり，

$$a_{r_1}=\omega_h^2, \qquad \theta_{r_1}=\frac{1}{4}\pi \tag{7.96}$$

である。偏角の取り方は図 7.9 に示す。r_1 を式（7.94）に代入すると

$$N(s)|_{s=r_1}=-\zeta_h\omega_h+z_t+j\omega_h\sqrt{1-\zeta_h^2}=a_n(\cos\theta_n+j\sin\theta_n) \tag{7.97}$$

$$D(s)|_{s=r_1}=\omega_h^2(-1-j)=a_d(\cos\theta_d+j\sin\theta_d) \tag{7.98}$$

になる。ここで，

$$\begin{cases} a_n=\sqrt{\left(-\zeta_h\omega_h+z_t\right)^2+\omega_h^2\left(1-\zeta_h^2\right)} \\ \theta_n=\tan^{-1}\left(\dfrac{\omega_h\sqrt{1-\zeta_h^2}}{-\zeta_h\omega_h+z_t}\right)=\begin{cases} \dfrac{\pi}{4} & (z_t=0) \\ 0 & (z_t=-\infty) \end{cases} \end{cases} \tag{7.99}$$

$$a_d=\sqrt{2}\omega_h^2, \qquad \theta_d=-\frac{1}{4}\pi \tag{7.100}$$

になる。ここで，$z_t=-\infty$ は式（7.89）でゼロ点なしの場合に相当する。よって，極 r_1 での感度は式（7.93）から，次式になる。

$$s_{f_y}^{r_1}=-C_t\left.\frac{N\left(s\right)}{D(s)}\right|_{s=r_1}=-C_t\frac{a_n}{a_d}(\cos\theta+j\sin\theta) \tag{7.101}$$

ここで，$\theta=\theta_n-\theta_d$ である。このとき，感度の偏角は次式になる。

$$\frac{\pi}{4}\leq\theta\leq\frac{\pi}{2} \quad (-\infty\leq z_t\leq 0) \tag{7.102}$$

よって，偏角 θ はゼロ点の存在によって，45 度より大きくなる。

このとき，極 r_1 の位置変化は航路ゲイン Δf_y を微小とすれば，

$$r_1'\approx r_1+s_{f_y}^{r_1}\Delta f_y \tag{7.103}$$

に近似できる。上式の関係を図 7.9 に示す。r_1' の減衰係数は $\theta_{r1}'<\pi/4$ なので，$\zeta_t'>\zeta_h$ になる。また，共役根は図 7.8 に示すように，f_y が大きくなると，不安定になる傾向をもつ。

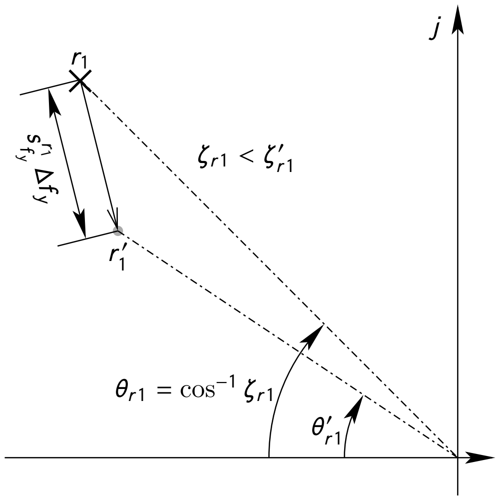


図 7.9　r_1 と r'_1 のベクトル表示

この結果，ζ_t は ζ_h から増加し最大値に達して，その後減少し ζ_h を通過する。図 7.8（b）から，ζ_t は ζ_h と比べて，黒丸の小が最大，中が等価，大が根軌跡曲線の極値を示す。

よって，減衰係数 ζ_t は設定の単純化および統一化を考慮して，つぎの条件を選ぶ。

$$\zeta_t = \zeta_h \tag{7.104}$$

このとき，ω_t の 3 根は図 7.8 で，ゼロ点あり（実線）と角 $\theta_{r1} = \cos^{-1}\zeta_t$ の右下がり線（1 点鎖線）との交点になり，求める解は正の最小値に相当する。また式（7.53）は $(\omega_t - \omega_h)$ で因数分解でき，$\omega_h > \omega_t > 0$ は次の 2 次式からも求まる。

$$\sqrt{2}\omega_t^2 - z_t\omega_t + \omega_h z_t = 0 \tag{7.105}$$

7.5　外乱除去性

航路保持制御システムの外乱除去性を説明する。

外乱成分の影響は，次の 3 つについて示す。制御システムで補償できるものと，できないものに分ける。前者には，舵角オフセット δ_{ro}, δ_{vo}，潮流成分 u_c, v_c がある。後者には，波浪成分 ψ_w，GNSS の船位誤差成分がある。後者において，外乱成分の影響は次に示すように厳しいものでない。

(1)　オフセット成分の影響

オフセット（バイアス）成分には，舵角成分 δ_{ro}, δ_{vo}，潮流成分 u_c, v_c がある。航路フィードバックの積分器あるいは修正量 γ を利用して，航路誤差の発生を防止できる。

(2)　波浪成分の影響

検出方位 $\bar{\psi} = \psi + \psi_w$ が図 7.6 で，u_0 を介して航路誤差ループに入力する。波浪成分 ψ_w はそのループの積分器で十分に減衰する。よって，波浪成分の影響は，方位保持システムの

表 7.4 船体パラメータと制御ゲイン

h/t	K_r [1/s]	T_r [s]	T_{r3} [s]	K_v [m/s]	K_r/T_r [s^{-2}]	K_v/K_r [m]		
h	0.0841	31.9	0.138	-5.13	0.00264	-61.0		
t	0.103	43.0	0.258	-7.39	0.00239	-72.0		
	K_d [s]	f_1	f_2 [s]	ω_h [rad/s]	p_h [s]	ρ_{h2}	ρ_h	
h	15.6	0.994	15.4	0.0512	122.6	4.63	7.29	
t	19.1	0.988	18.8	0.0486	129.2	5.16	8.21	
	f_y [rad/m]	ω_t [rad/s]	a_t [rad/s]	ω_t/ω_h	f_i	ω_i [rad/s]	ζ_{ti}	ω_{ti} [rad/s]
h	0.00136	0.0364	0.0210	0.711	0.00527	0.00993	0.758	0.0386
t	0.00130	0.0337	0.0211	0.692	0.00505	0.00967	0.766	0.0360

場合とほぼ等価になる。

(3) GNSS の船位誤差成分の影響

GNSS の分解能を $0.001' = 1.852$ m（プライム $'$ は弧度法の 1 分を示す）とする。航路ゲインを $f_y = 0.1$ deg/m とすれば，舵角換算で 0.2 deg になる。よって，その分解能による舵角誤差はほぼ無視できる。

GNSS はポジション ジャンプとよばれる位置誤差が発生する。ポジション ジャンプは突発的なもので，事前策を講じにくい。発生時の対応に特許文献 [73] が利用できる。

7.6 検証

提案した航路保持システムの制御性能をシミュレーションによって検証する。制御性能は船体パラメータ，波浪外乱と潮流修正についての影響を評価する。

シミュレーション条件を示す。参照方位は $\psi_R = 0$ deg，初期方位は $\psi = 3$ deg，方位誤差は $\psi_e = 3$ deg，初期船速は $U_0 = 15$ kn，刻み時間は 0.2 s である。

船体運動モデルは mariner class で $L = 160.93$ m，第 3 章の非線形モデルを用いる。外乱成分は，舵角オフセット成分は船体モデル由来で $\delta_{ro} = \delta_{vo} = 1.1$ deg，波浪成分の振幅は $a_w = 1$ deg，その周期は 13 s，潮流成分の速度は $U_c = 3$ kn，その角度は $\psi_c = 90$ deg である。

船体パラメータは方位制御と航路制御によるパラメータ同定から求めたもので，初期船速 15 kn，変針量 15 deg，更新回数 5 回目の同定値である。波浪パラメータの周期はその外乱成分と一致し $p_w = 13$ s（角周波数は $\omega_w = 2\pi/p_w$ [rad/s]），その減衰係数は $\zeta_w = 0.1$ である。

制御ゲインは，方位保持システムのものは 6 章を参照し，航路誤差システムのものは 7.3 節と表 7.3 を参照する。船体パラメータと制御ゲインを表 7.4 にまとめる。同表で，h は方位制御を，t は航路制御をそれぞれ意味する。推定係数 ρ_h は h と t の場合でノッチフィルタ条件に適合している。潮流成分の修正方法は特記しない限り，潮流補償を利用する。なお，方位保持システムと潮流推定のそれぞれの推定ゲインは割愛する。

7.6.1　船体パラメータ

方位制御 HC と航路制御 TC の場合で，船体パラメータの同定値 h，t による影響を図 7.10 に示す。同図はそれぞれの場合の応答結果で，次のことがわかる。

- HC と TC の場合で，パラメータ h，t による大きな差異は生じない。h，t の差異は制御システムに影響をほとんど及ぼさない。
- 命令舵角 δ_c は，船体モデルの舵角オフセット δ_{ro} を相殺する値に迅速に収斂している。δ_c は舵角オフセット δ_{vo} による影響を受けない。
- 船体速度 u，v の変動はそれぞれのオフセットにより，固定分が生じる。

7.6.2　波浪外乱

前節で，命令舵角の定常値は HC と TC で差異が生じない。波浪外乱がある場合の影響を示す。波浪外乱 ψ_w は次式によって，航路保持システムに入力する。

$$\bar{\psi} = \psi + \psi_w, \qquad \psi_w = a_w \sin(\omega_w t) \tag{7.106}$$

ここで，ψ は船首方位，$\bar{\psi}$ は検出方位である。図 7.11 は，船体パラメータが同じである HC：t と TC：t の場合での応答結果を示す。同図から，次のことがわかる。

- 両者とも，図 7.10 と比べて波浪成分を除けば，大きな差異はない。
- 命令舵角 δ_c では，HC と TC の差異がほとんど生じない。両者の δ_c の定常値は船体パラメータが同じならば，波浪外乱がある場合でもほぼ同じ値になる。
- 上記理由は，表 7.4 の航路ゲインが $f_y = 0.0013$ であるため，δ_c に含まれる航路制御成分の影響が小さくなるからである（7.5 節参照）。

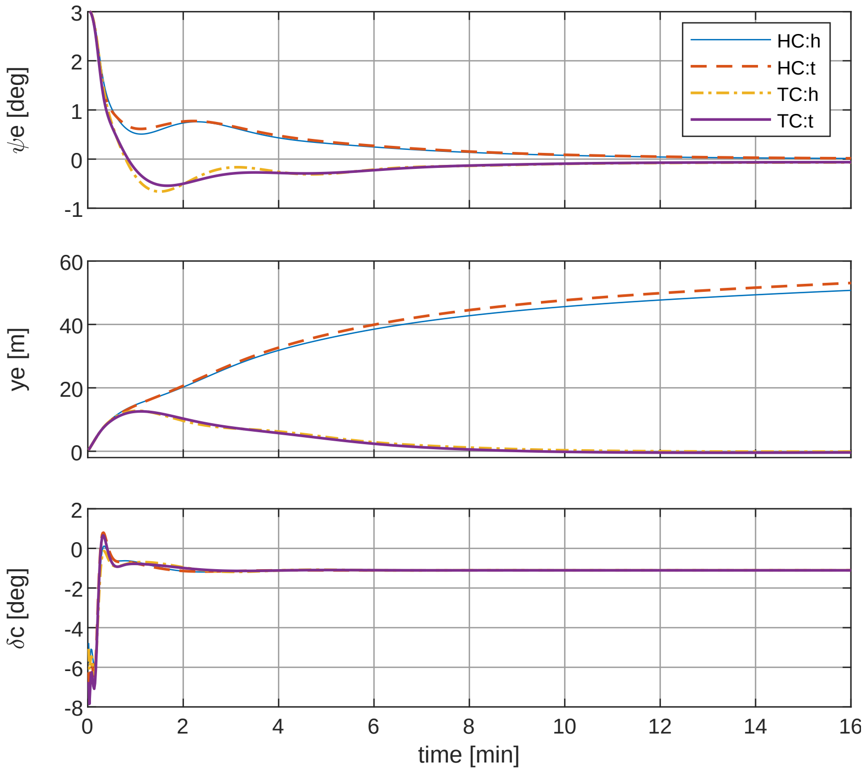
7.6.3　潮流修正

潮流成分を修正する方法は 7.3.5 節で 3 つのものを提案している。それらの修正量をまとめると，次式になる。

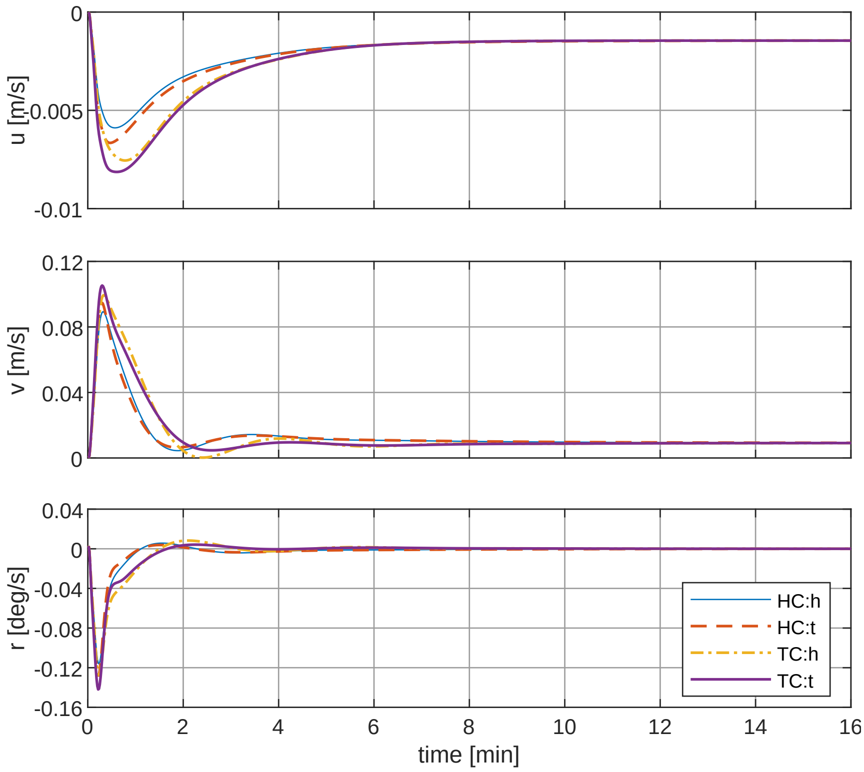
$$\gamma_t = \begin{cases} f_y f_i \int y_e(t)dt & \text{(integral)} \\ f_1 \dfrac{\hat{v}_{cR} + \hat{v}_o}{u} + f_2 \dfrac{\dot{\hat{v}}_{cR}}{u} & \text{(current)} \\ f_1 \dfrac{\hat{v}_b + \hat{v}_o}{u} & \text{(bias)} \end{cases} \tag{7.107}$$

それらの潮流修正の評価を TC：t の場合で，図 7.12 と 7.13 に示す。同図で，3 つの修正方法の応答結果から，次のことがわかる。

- 図 7.12 (a) は船体運動で，積分方式が他のものに比べて運動量が大きくなっている。
- 図 7.12 (b) の誤差量は，積分方式が共役根による減衰振動で，他のものはバイアス成分による指数減衰で，それぞれ同じ定常値に収束している。航路誤差はゼロになる。
- 図 7.12 (b) の舵角量は，積分方式が他のものより振動的になっている。
- 図 7.13 の潮流推定値は推定誤差をもつ。だが図 7.12 (b) の潮流方式の航路誤差は生じない。よって，7.3.3 節の検討が適切であることを示す。
- 図 7.13 の修正量は，3 つとも同一の値に収束している。式（7.88）を確認できた。

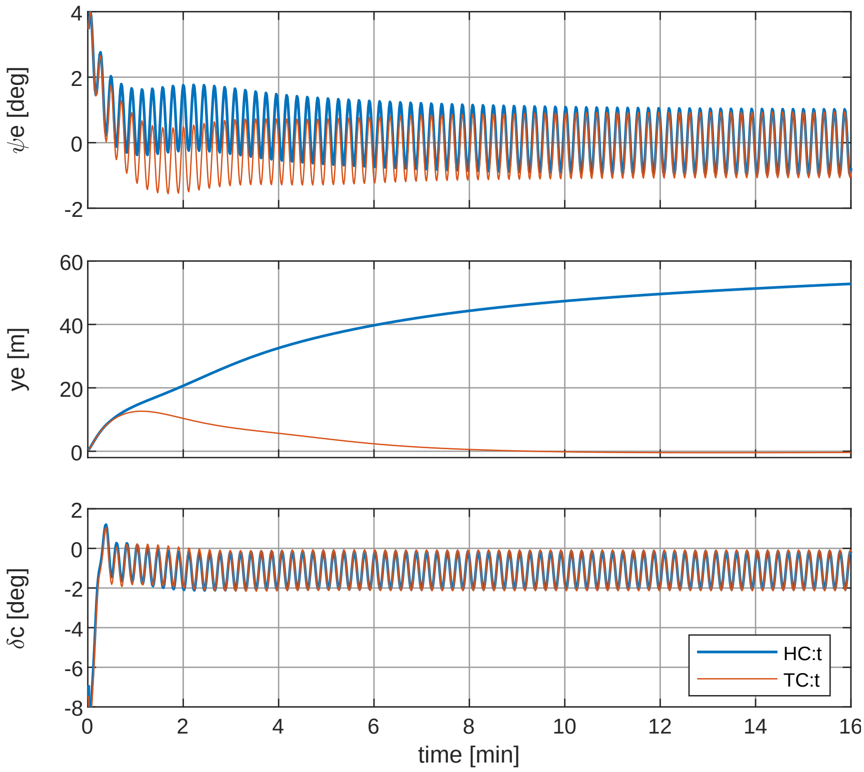


(a) 制御量

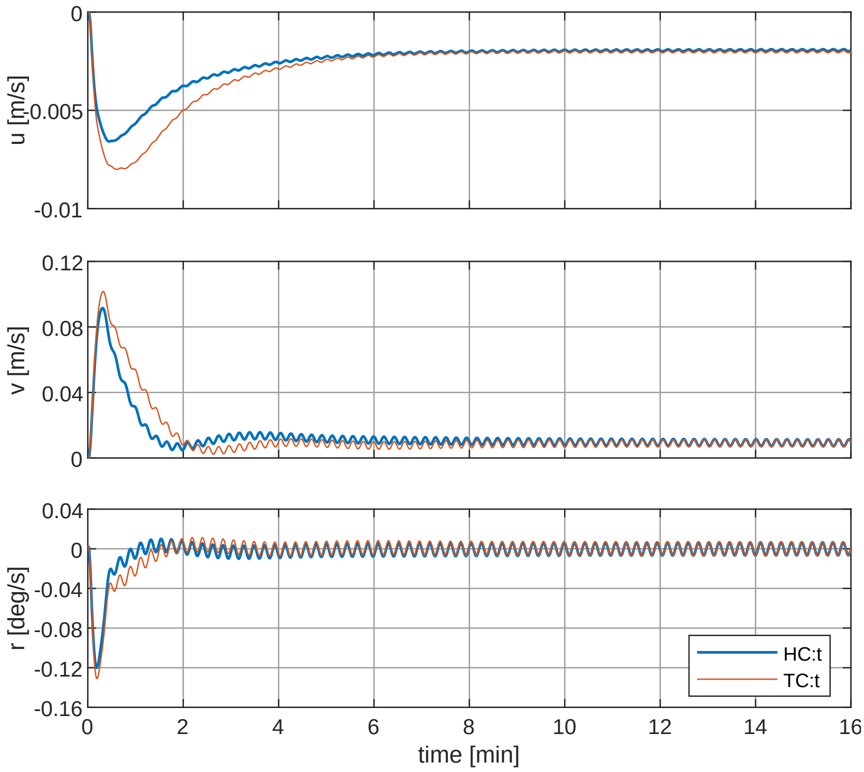


(b) 運動量

図 7.10　船体パラメータの影響

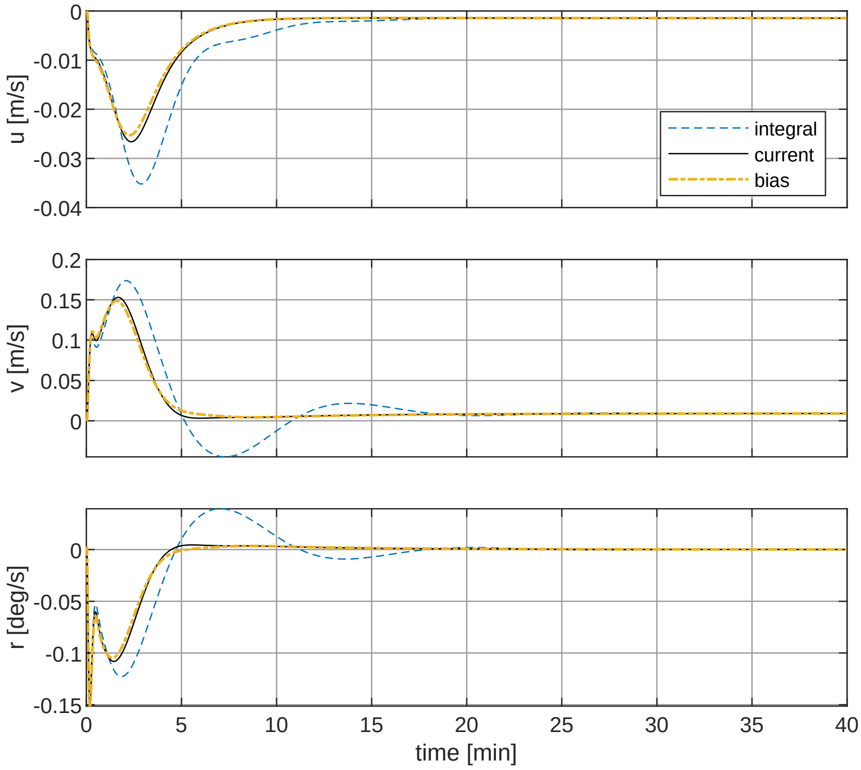


(a) 制御量

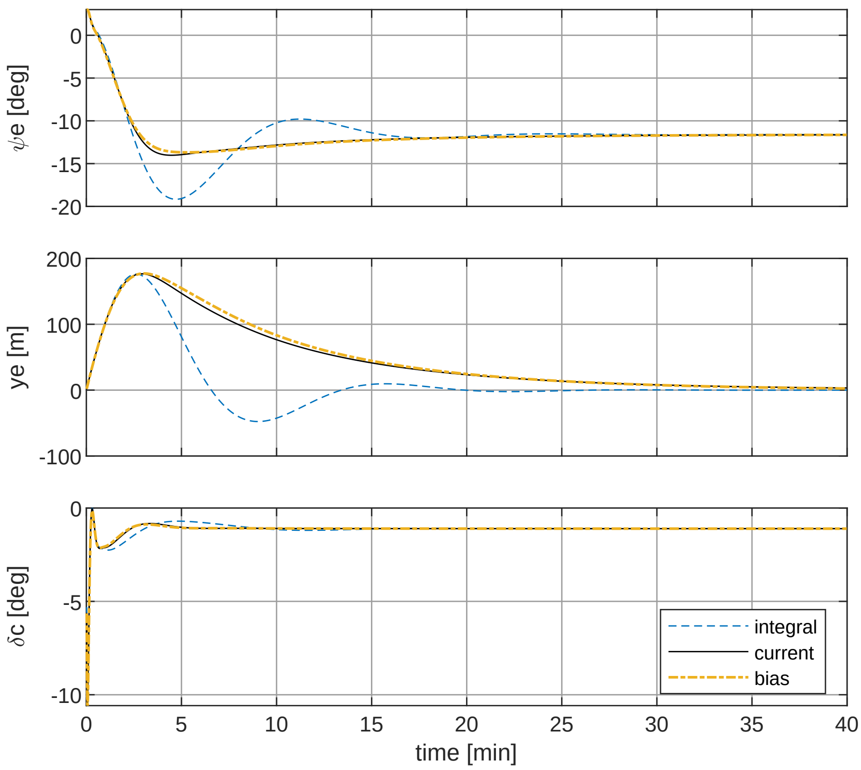


(b) 運動量

図 7.11　波浪外乱の影響



(a) 運動量



(b) 誤差量と制御量

図 7.12　潮流修正の評価 1

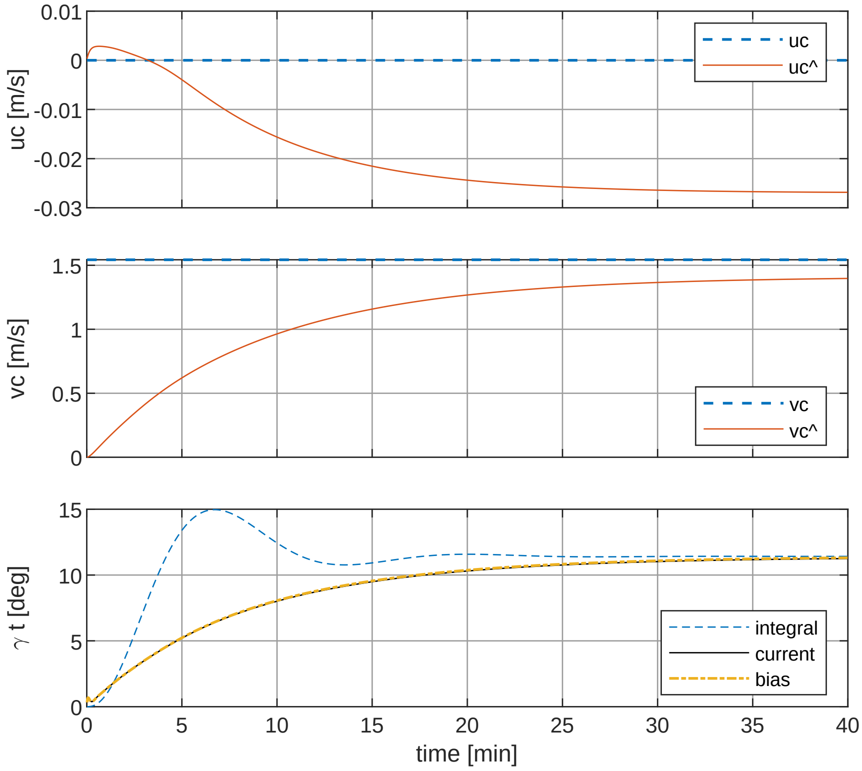


図 7.13　潮流修正の評価 2，潮流推定と修正量

7.7　結言

本章は，航路保持システムの設計手法を提案し，その有効性をシミュレーションによって検証した。方位保持システムは 6 章で解析的に設計した。本提案手法はその解析知見を航路保持システムに適用したものである。

本内容は次のようになった。

- 制御対象を方位保持モデルと航路誤差モデルから構成し，閉ループ制御系を設定した。
- 制御システムはフィードバック制御，フィルタと潮流推定からなる。潮流誤差の修正方法は積分器の利用より，潮流推定値のほうが閉ループ安定性が高いことを示した。
- 制御ゲインは設計パラメータによって求める。設計パラメータは方位保持システムのものと共有化を図るため，フィードバック制御の減衰係数特性を解析して定めた。
- 外乱除去性は航路誤差の初期値による過渡現象を除くと，方位保持システムとほぼ同等であることを示した。
- シミュレーション検証では船体パラメータ，波浪外乱と潮流修正方法の影響に関して実施した。その結果，本提案手法の有効性が確認できた。

第 III 部

旋回系

第 8 章

方位旋回システム

8.1　緒言

方位制御システム（Heading Control System）は，設定方位に船首方位を追従させるもので，保針と変針の機能をもつ。設定方位が別の値に更新されたら，変針が開始する。本章は，その動作を実現する方位旋回システム（Course-changing system）を設計する。方位旋回システムは開ループ型軌道追従制御である。変針条件は変針量，旋回角速度，舵角，舵速度と初期方位が与えられる。

変針機能は従前の場合，フィードバック制御による閉ループ制御システムに，設定方位と船首方位との方位誤差を入力することで実現している。フィードバック制御が積分器をもつならば，設定方位が一定のとき 1 形サーボ系に，ランプのとき 0 形サーボ系（追従遅れが生じる）にそれぞれなる。フィードバック制御は保針機能も兼ねるため，サーボ問題（追従性）とレギュレータ問題（閉ループ安定性と外乱除去性）の双方を適切に対処できない。それは，両者の性能がトレードオフの関係をもつからである。

変針機能は昨今，性能向上への要求が高まっている。たとえば，旋回角速度一定や旋回半径一定などの実現である。それらを実現するための課題は，

1. フィードバック制御の影響を直接受けないで変針できる。
2. 変針中の船首方位を制御できる。
3. 変針途中で別の変針に連続的に移行できる。
4. 変針中の命令舵角は操舵機の入力制限の影響を受けない。

などに対処する必要がある。

それらの課題を解決する方策は，課題の番号に呼応して

1. フィードバック制御とフィードフォワード制御による 2 自由度制御系 [19] を採用する。フィードフォワード制御は船体モデルの逆特性を用いるもので，迅速な変針を実現する。フィードバック制御はレギュレータ問題に対応する。
2. 船首方位を設定方位ではなく，参照方位に追従させる。参照方位は変針条件を満足す

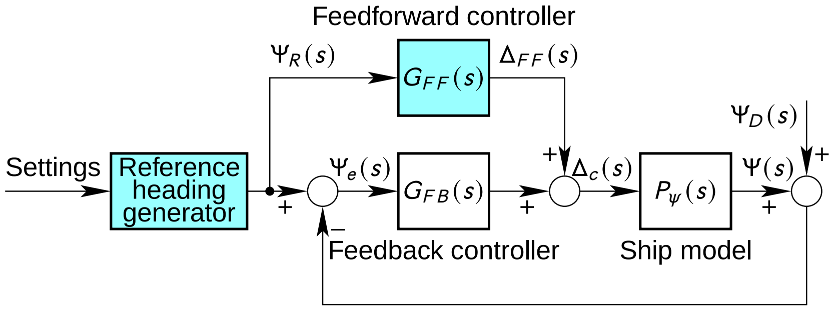


図 8.1　方位制御システムの構成

る参照軌道からなり，軌道計画によって生成する。

3. 軌道計画に参照方位の初期値を取り込むことによって，連続的な変針軌道を生成する。
4. 軌道計画にフィードフォワード舵角とその舵速度の絶対値の最大値を考慮することによって，操舵機の飽和特性を無視できる。

などである。したがって，本方位旋回システムは上記の方策を講じたものを提案する。

本提案手法による方位旋回システムは，次の効果が期待できる。

- 変針条件と操舵機条件を満足できる。閉ループ制御システムによる変針機能ではその対応が難しい。
- 変針応答はフィードフォワード制御によるものが支配的になるので，船体モデルやそのパラメータの適合具合が直接確認できる。その際に生じた方位誤差はパラメータ同定システムによって修正する。

本提案手法は，文献 [74] を加筆修正したものである。

8.2　軌道追従制御

本提案手法は参照方位に船首方位を追従させるもので，軌道追従制御に属するものである。その実現のために必要な仕様を示す。

8.2.1　方位旋回システム

方位制御システムの構成を図 8.1 に示す。同図で，その制御システムは参照方位生成器と，フィードフォワード制御器とフィードバック制御器の 2 自由度制御系（Two-egree-of-freedom Control System）から構成する。参照方位生成器は入力された変針条件から参照方位を出力し，フィードフォワード制御器は入力した参照方位からフィードフォワード舵角を出力する。フィードバック制御器は方位保持ループを安定化し，外乱を除去する。

方位旋回システムは参照方位に船首方位を追従させるため，軌道追従方式の開ループ制御

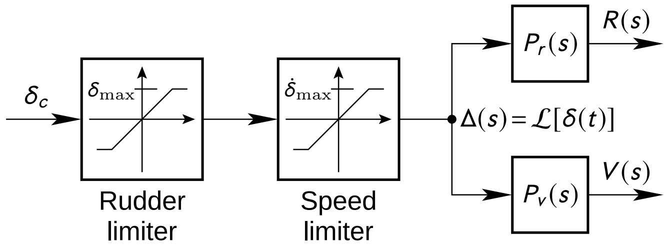


図 8.2　船体運動モデルの構成

システムを採用する。方位誤差の伝達特性は

$$\Psi_e(s) = \frac{1 - P_\psi(s)G_{FF}(s)}{1 + P_\psi(s)G_{FB}(s)}\Psi_R(s) - \frac{1}{1 + P_\psi(s)G_{FB}(s)}\Psi_D(s) \tag{8.1}$$

になる。ここで，s はラプラス演算子，$\Psi_R(s)$ は参照方位，$\Psi(s)$ は船首方位，$\Psi_e(s) = \Psi_R(s) - \Psi(s)$ は方位誤差，$\Psi_D(s)$ は外乱成分，$G_{FF}(s)$ はフィードフォワード制御器，$G_{FB}(s)$ はフィードバック制御器，$P_\psi(s)$ は方位船体モデルである。$G_{FF}(s)$，$G_{FB}(s)$ と $P_\psi(s)$ は伝達関数である。上式より，閉ループ安定性および外乱除去性は $G_{FB}(s)$ に依存する。参照方位はそれらの性能に影響しないが，変針応答に影響を与える。

フィードフォワード舵角 $\Delta_{FF}(s)$ は

$$\Delta_{FF}(s) = G_{FF}(s)\Psi_R(s) \tag{8.2}$$

になる。ここで，フィードフォワード制御器は方位船体モデルの逆特性に相当して

$$G_{FF}(s) = P_\psi^{-1}(s) \tag{8.3}$$

である。よって，船首方位は

$$\Psi(s) = P_\psi(s)\Delta_{FF}(s) = \Psi_R(s) \tag{8.4}$$

になり，参照方位に一致する。なお，方位誤差が方位船体モデルのパラメータ誤差に起因する場合，パラメータ誤差は同定系によって修正される。

船体運動モデルの構成を図 4.4 に示す。同図で，船体運動モデルは操舵機特性を含むので，命令舵角 δ_c はその入力制限を受ける。入力制限は舵角振幅と舵速度振幅からなる。そのため，フィードフォワード舵角はそれらの入力制限以下に収まるように，参照方位を生成する必要がある。加えて，参照方位にその初期値を考慮することによって，変針途中で別の変針に変更することができる。参照方位生成器は参照方位にそれらの入力制限やその初期値を組み込む一連の処理を実施する。

方位船体モデルは，フィードフォワード舵角が操舵機の入力制限以下の場合

$$P_\psi(s) = \frac{P_r(\mathrm{s})}{s} = \frac{K_r(T_{r3}s + 1)}{s(T_r s + 1)} \tag{8.5}$$

表 8.1　旋回条件と参照信号の関係

旋回条件	参照信号	設定値	達成基準
変針量	$\Delta\psi_R$	$\Delta\psi_{\mathrm{set}}$	$\lvert\Delta\psi_R\rvert = \Delta\psi_{\mathrm{set}}$
角速度	$r_R = \dot{\psi}_R$	r_{set}	$\max\{\lvert r_R\rvert\} \leq r_{\mathrm{set}}$
舵角	δ_R	δ_{set}	$\max\{\lvert\delta_R\rvert\} \leq \delta_{\mathrm{set}}$
舵速度	$\dot{\delta}_R$	$\dot{\delta}_{\mathrm{set}}$	$\max\{\lvert\dot{\delta}_R\rvert\} = \dot{\delta}_{\mathrm{set}}$

になる。ここで，$P_r(\mathrm{s})$ は yaw 運動モデル，K_r は旋回力ゲイン，T_r，T_{r3} は時定数で

$$0 < T_{r3} \ll |T_r| \tag{8.6}$$

である。なお，$P_v(s)$ は sway 運動モデルである。

フィードフォワード舵角を

$$\Delta_{FF}(s) = \frac{1}{T_{r3}s+1}\Delta_R(s) \tag{8.7}$$

とする。ここで，$\Delta_R(s)$ は参照舵角とよび

$$\Delta_R(s) = \frac{T_r}{K_r}\left(s^2 + \frac{1}{T_r}s\right)\Psi_R(s) \tag{8.8}$$

である。$\Delta_{FF}(s)$ は $\Delta_R(s)$ の 1 次遅れ出力に相当する。

フィードフォワード舵角と参照舵角の関係は，式（8.7）から次式になる。

$$\begin{cases}\max\{|\delta_R|\} > \max\{|\delta_{FF}|\} \\ \max\{|\dot{\delta}_R|\} > \max\{|\dot{\delta}_{FF}|\}\end{cases} \tag{8.9}$$

ここで，参照方位は一定でないとする。上式の大小関係は式（8.6）から小さな差になる。だが，参照舵角を用いることは操舵機の入力制限が狭くなり（仕様が厳しくなる），かつ T_{r3} が省ける利点をもつ（手順が簡素化できる）ことになる。

よって，方位旋回システムは参照舵角を用いて設計する。参照方位 ψ_R と参照舵角 δ_R を合わせて，参照信号（添字 $_R$）とよぶ。

8.2.2　軌道計画の仕様

軌道計画は，変針（旋回）仕様を満足する参照信号を構築することである。その仕様は，船体モデルのパラメータ（安定船，不安定船），変針条件（変針量 $\Delta\psi_{\mathrm{set}}$，旋回角速度 r_{set}），操舵機制約（舵角設定値 δ_{set}，舵速度設定値 $\dot{\delta}_{\mathrm{set}}$）と初期値（参照方位 $\ddot{\psi}_R(0)$，$\dot{\psi}_R(0)$ およびその 1 次遅れ信号 $\ddot{\psi}_{Rf}(0)$，$\dot{\psi}_{Rf}(0)$）からなり，その一部を表 8.1 にまとめる。ここで，

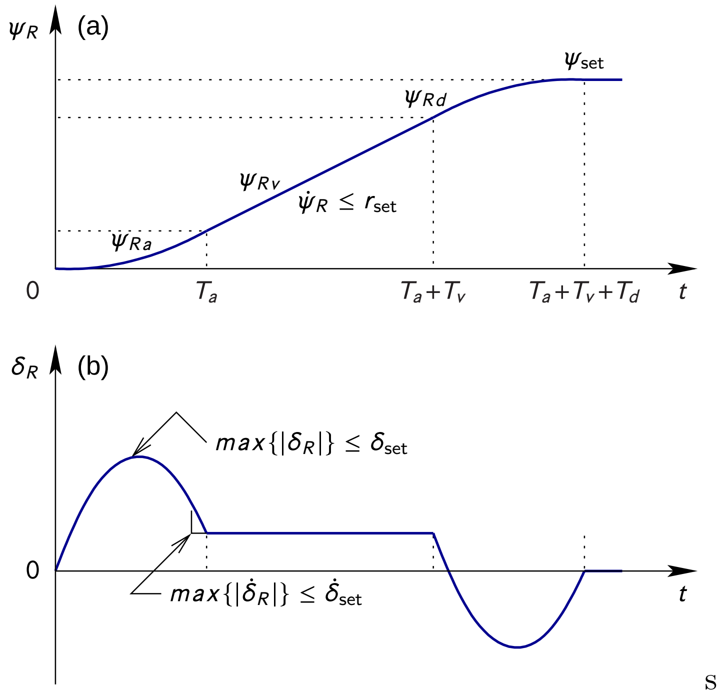


図 8.3　参照信号の時系列

$\ddot{\psi}_{Rf}(0)$, $\dot{\psi}_{Rf}(0)$ はフィードフォワード舵角の初期値を設定するために用いる。詳細は付録 8.A 節を参照されたい。旋回角速度と舵速度は調整量になり，それらの設定値より低く設定する場合がある。角速度設定値を充分に高くすることは，角速度を最大にすることと等価になる。

参照方位は，次の要件を満たす 4 次の時間関数になる。

- 加速，等速と減速の各モードから構成する。等速モードは角速度が一定になる。
- フィードフォワード制御の関係から，方位船体モデルの次数で微分するため，2 階微分可能が必要になる。
- その 2 階微分値がモード間の連続性を保証するため，各モードの終端とその次の開始とでゼロになる必要がある。

参照信号の時系列の一例を図 8.3 に示す。変針量の符号は式の煩雑化を防ぐため，$\Delta\psi_{set} > 0$ とする。同図は，安定船（$K_r > 0$, $T_r > 0$）の場合で，(a) は参照方位，(b) は参照舵角，t は時間，開始時間は簡略化のためゼロとし，添字 $_a$，$_v$，$_d$ はそれぞれ加速モード，等速モードと減速モード，T_a，T_v，T_d はそれぞれ対応するモードの時間である。なお，減速モードの後に静定モードがある。静定モードは変針量が一定であるため省く。変針時間 T_t は各モード時間の総和になり，次式になる。

$$T_t = T_a + T_v + T_d \tag{8.10}$$

次に，参照信号である参照方位と参照舵角の関係式を導出する。

8.3　参照信号の関係式

8.3.1　参照方位

参照方位の時間関数は次式になる。

$$\psi_{Ra}(t_a) = \frac{-\mu_a - C_{1a}}{T_a^2}\frac{t_a^4}{12} + \frac{\mu_a}{T_a}\frac{t_a^3}{6} + C_{1a}\frac{t_a^2}{2} + C_{2a}t_a \qquad \text{（加速モード）} \tag{8.11}$$

$$\psi_{Rv}(t_v) = r_R t_v + C_{3v} \qquad \text{（等速モード）} \tag{8.12}$$

$$\psi_{Rd}(t_d) = \frac{\mu_d}{T_d^2}\frac{t_d^4}{12} - \frac{\mu_d}{T_d}\frac{t_d^3}{6} + C_{2d}t_d + C_{3d} \qquad \text{（減速モード）} \tag{8.13}$$

ここで，μ は軌道係数とよび，r_R は角速度，t_a は $\{0 \le t_a < T_a\}$，t_v は $\{0 \le t_v < T_v\}$，t_d は $\{0 \le t_d < T_d\}$，C は初期値，添字 $_1$，$_2$，$_3$ はそれぞれ角加速度，角速度と角度である。例えば $C_{1a} = \ddot{\psi}_R(0), C_{2a} = \dot{\psi}_R(0)$ になる。変針量の符号が正ならば，$\mu_a > 0$ ($C_{1a} = C_{2a} = 0$ の場合)，$\mu_d > 0$ になる。

式（8.11）の導関数はそれぞれ，次式になる。

$$\dot{\psi}_{Ra}(t_a) = \frac{-\mu_a - C_{1a}}{T_a^2}\frac{t_a^3}{3} + \frac{\mu_a}{T_a}\frac{t_a^2}{2} + C_{1a}t_a + C_{2a} \tag{8.14}$$

$$\ddot{\psi}_{Ra}(t_a) = \frac{-\mu_a - C_{1a}}{T_a^2}t_a^2 + \frac{\mu_a}{T_a}t_a + C_{1a} \tag{8.15}$$

$$\dddot{\psi}_{Ra}(t_a) = 2\frac{-\mu_a - C_{1a}}{T_a^2}t_a + \frac{\mu_a}{T_a} \tag{8.16}$$

式（8.13）の導関数はそれぞれ，次式になる。

$$\dot{\psi}_{Rd}(t_d) = \frac{\mu_d}{T_d^2}\frac{t_d^3}{3} - \frac{\mu_d}{T_d}\frac{t_d^2}{2} + C_{2d} \tag{8.17}$$

$$\ddot{\psi}_{Rd}(t_d) = \frac{\mu_d}{T_d^2}t_d^2 - \frac{\mu_d}{T_d}t_d \tag{8.18}$$

$$\dddot{\psi}_{Rd}(t_d) = 2\frac{\mu_d}{T_d^2}t_d - \frac{\mu_d}{T_d} \tag{8.19}$$

式（8.15），（8.12）と（8.18）の角加速度の初期値と終端値はそれぞれ，

$$\ddot{\psi}_{Ra}(T_a) = \ddot{\psi}_{Rv}(0) = \ddot{\psi}_{Rv}(T_v) = \ddot{\psi}_{Rd}(0) = \ddot{\psi}_{Rd}(T_d) = 0 \tag{8.20}$$

になり，連続性を満たす。

式（8.12）の r_R，C_{3v} はそれぞれ，次式になる。

$$r_R = \frac{T_a}{6}(\mu_a + 4C_{1a}) + C_{2a} \qquad (\dot{\psi}_{Ra}(T_a) = \dot{\psi}_{Rv}(0)) \tag{8.21}$$

$$C_{3v} = \frac{T_a^2}{12}(\mu_a + 5C_{1a}) + C_{2a}T_a \qquad (\psi_{Ra}(T_a) = \psi_{Rv}(0)) \tag{8.22}$$

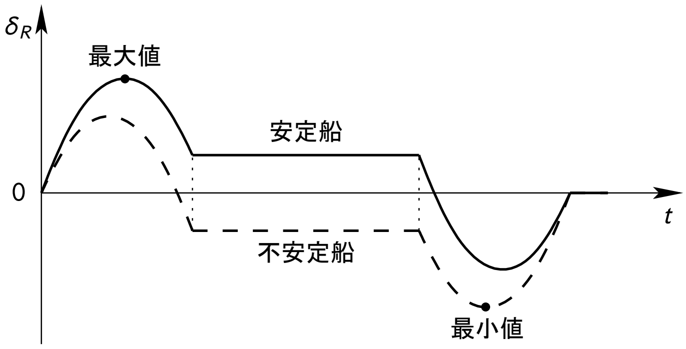


図 8.4　参照舵角の最大値と最小値

式（8.13）の C_{2d}，C_{3d} はそれぞれ，次式になる。

$$C_{2d} = r_R \qquad (\dot{\psi}_{Rv}(T_v) = \dot{\psi}_{Rd}(0)) \tag{8.23}$$

$$C_{3d} = r_R T_v + C_{3v} \qquad (\psi_{Rv}(T_v) = \psi_{Rd}(0)) \tag{8.24}$$

式（8.17）の終端条件から，参照角速度は次式でも示せる。

$$r_R = \frac{1}{6}\mu_d T_d \qquad (\dot{\psi}_{Rd}(T_d) = 0) \tag{8.25}$$

変針量 $\Delta\psi_{\mathrm{set}}$ は各モードの変針量の総和になるから，次式になる。

$$\begin{cases} \Delta\psi_{Ra} = C_{3v} \\ \Delta\psi_{Rv} = r_R T_v \\ \Delta\psi_{Rd} = 0.5 r_R T_d \\ \Delta\psi_{\mathrm{set}} = \Delta\psi_{Ra} + \Delta\psi_{Rv} + \Delta\psi_{Rd} \end{cases} \tag{8.26}$$

8.3.2　参照舵角

参照舵角と参照方位は式（8.8）によって

$$\delta_R(t) = \frac{T_r}{K_r}\left(\ddot{\psi}_R(t) + \frac{1}{T_r}\dot{\psi}_R(t)\right) \tag{8.27}$$

に関係づけられる。ここで，船体パラメータ K_r，T_r の符号は次式である。

$$\begin{cases} K_r > 0,\ T_r > 0 & （安定船） \\ K_r < 0,\ T_r < 0 & （不安定船） \end{cases} \tag{8.28}$$

参照舵角の仕様は表 8.1 に示す。ただし，針路安定船と針路不安定船を便宜的にそれぞれ安定船と不安定船とよぶ。

$\ddot{\psi}_R(t)$ は 2 次関数であるから，$\delta_R(t)$ の極値と $\dot{\delta}_R(t)$ の最大値・最小値は，それぞれ加速と減速のモードで生じる。$\delta_R(t)$ の極値は式（8.27）から，$\ddot{\psi}_R(t)$ の極値を $\dot{\psi}_R(t)$ の影響

分だけずらした位置にある。その影響は K_r，T_r に依存する。参照舵角の絶対値の最大値 $\max\{|\delta_R|\}$ を図 8.4 に示す。ただし，$\Delta\psi_{\mathrm{set}} > 0$，$C_{1a} = C_{2a} = 0$ とする。$\max\{|\delta_R|\}$ は安定船の場合が加速モードの最大値に，不安定船の場合が減速モードの最小値にそれぞれ相当する。安定船と不安定船の船体パラメータの絶対値がそれぞれ等しければ，同図の最大値と最小値の大きさは等しくなる。

参照舵角と参照舵速度は式（8.27）に式（8.11）と（8.13）をそれぞれ代入すると

$$\delta_R(t) = \frac{T_r}{K_r}\left(a_3\frac{t^3}{3} + a_2\frac{t^2}{2} + a_1 t + a_0\right) \tag{8.29}$$

$$\dot{\delta}_R(t) = \frac{T_r}{K_r}\left(a_3 t^2 + a_2 t + a_1\right) \tag{8.30}$$

になる。ここで，a_3，a_2，a_1，a_0 はそれぞれ

$$\begin{cases} a_{3a} = \dfrac{1}{T_r}\dfrac{-\mu_a - C_{1a}}{T_a^2}, \\ a_{2a} = \dfrac{1}{T_a}\left(2\dfrac{-\mu_a - C_{1a}}{T_a} + \dfrac{\mu_a}{T_r}\right) \\ a_{1a} = \dfrac{\mu_a}{T_a} + \dfrac{C_{1a}}{T_r} \\ a_{0a} = C_{1a} + \dfrac{C_{2a}}{T_r} \end{cases}, \quad \begin{cases} a_{3d} = \dfrac{1}{T_r}\dfrac{\mu_d}{T_d^2} \\ a_{2d} = \dfrac{1}{T_d}\left(\dfrac{2\mu_d}{T_d} - \dfrac{\mu_d}{T_r}\right) \\ a_{1d} = -\dfrac{\mu_d}{T_d} \\ a_{0d} = \dfrac{C_{2d}}{T_r} \end{cases} \tag{8.31}$$

添字 $_a$ は加速モード，添字 $_d$ は減速モードである。

(1)　参照舵速度の極値と初期値

参照舵速度は式（8.30）から 2 次関数になるので，極値をもつ。その極値の時間 $t_p^{\dot{\delta}}$ は $\ddot{\delta}_R = 0$ によって次式になる。

$$t_p^{\dot{\delta}} = -\frac{a_{2a}}{2a_{3a}} = \frac{T_a}{2} - T_r \tag{8.32}$$

$$\begin{cases} < 0 & (T_a < 2T_r) \\ = 0 & (T_a = 2T_r) \\ > 0 & (T_a > 2T_r) \end{cases} \tag{8.33}$$

ここで，簡単化のために安定船，加速モード，$C_{1a} = C_{2a} = 0$ とする。変針量が大きいと，T_a が大きくなり $\dot{\delta}_R$ は極値を生じる。極値は $t_p^{\dot{\delta}} = 0$ のとき，次式になる。

$$\dot{\delta}_R^{\mathrm{peak}} = \frac{\mu_a}{K_r}\left(\frac{T_r^2}{T_a^2} + \frac{1}{4}\right) \tag{8.34}$$

$$= \frac{\mu_a}{2K_r} \qquad (T_a = 2T_r) \tag{8.35}$$

参照舵速度の初期値は加速モードと減速モードのそれぞれの開始時または終端時で，

$$\dot{\delta}_{Ra}(0) = \frac{T_r}{K_r}\left(\frac{\mu_a}{T_a} + \frac{C_{1a}}{T_r}\right), \qquad \dot{\delta}_{Ra}(T_a) = -\frac{T_r}{K_r}\frac{\mu_a + 2C_{1a}}{T_a} \tag{8.36}$$

$$\dot{\delta}_{Rd}(0) = -\frac{T_r}{K_r}\frac{\mu_d}{T_d}, \qquad \dot{\delta}_{Rd}(T_d) = -\dot{\delta}_{Rd}(0) \tag{8.37}$$

になる。加速モードの開始時と終端時の値は初期方位 C_{1a} の影響を受ける。

(2) 参照舵角の極値時間

参照舵角の極値は参照舵速度がゼロになるときに生じる。極値時間は式（8.30）から

$$t_p = \frac{-a_2 \pm \sqrt{a_2^2 - 4a_3a_1}}{2a_3} > 0 \tag{8.38}$$

になる。ここで，t_p は極値時間である。$\pm$ 符号は $-$ が安定船，$+$ が不安定船にそれぞれ対応する。参照舵角の極値は上式を式（8.29）に代入すると

$$\delta_R^{\mathrm{peak}} = \delta_R(t_p) \tag{8.39}$$

から得られる。

式（8.38）は平方根を含むため，解析する上で容易でない。そこで近似解を用いる。

安定船の最大値は加速モードで生じる。その極値時間は次式になる。

$$t_{pa} = -T_r + \frac{T_a}{2} + T_r\sqrt{1+x^2}, \qquad x = \frac{T_a}{2T_r} < 1 \tag{8.40}$$

ここで，t_{pa} は加速モードの極値時間，$C_{1a} = 0$ とする。上式の平方根に Taylor 級数展開

$$f(x) = \sqrt{1+x^2} = 1 + \frac{1}{2}x^2 - \frac{1}{8}x^4 + \frac{1}{16}x^6 - \cdots \tag{8.41}$$

を用いる。有限個 m 項の打ち切り誤差 $|e_{xm}| < |f^{(m+1)}(0)/(m+1)! \times x^{(m+1)}|$[66] は $T_a = 20$ s，$T_r = 30$ s，$C_{1a} = 0$，$x = 0.33 < 1$ とすれば，次式になる。

$$\begin{cases} |e_{x2}| < |-x^4/8| = 1.5 \times 10^{-3} \\ |e_{x3}| < |+x^6/16| = 8.6 \times 10^{-5} \end{cases}$$

$m = 2$ を選べば，打ち切り誤差は十分に小さい。よって，式（8.40）は

$$t_{pa} = \frac{T_a}{2} + \frac{T_a^2}{8T_r} \tag{8.42}$$

に近似できる。式（8.40）において，$C_{1a} \neq 0$ の場合は

$$x = \frac{T_a(\mu_a + 2C_{1a})}{2T_r(\mu_a + C_{1a})} \tag{8.43}$$

になるが，近似解を用いない。上式で μ_a と C_{1a} は共に変数であり，線形分離ができないからである。したがって，$C_{1a} \neq 0$ の場合，舵角の極値は数値解によって求める。

不安定船の最小値は減速モードで生じる。その極値時間は次式になる。

$$t_{pd} = -T_r + \frac{T_d}{2} - \left|T_r + \frac{T_d^2}{8T_r}\right| = \frac{T_d}{2} - \frac{T_d^2}{8|T_r|} < \frac{T_d}{2} \qquad (T_r < 0) \tag{8.44}$$

(3) 参照舵角の極値の近似解

安定船の参照舵角の最大値は式（8.42）を式（8.27）に代入すると

$$\delta_{Ra}^{\max}\frac{K_r}{T_r} = \mu_a\left(\frac{1}{4}+\frac{1}{12}\frac{T_a}{T_r}+\frac{1}{64}\frac{T_a^2}{T_r^2}\right) \tag{8.45}$$

になる。ここで，添字 $^{\max}$ は最大値を意味し，T_a/T_r の 3 乗項は削除する。

不安定船のその最小値は式（8.44）を式（8.27）に代入すると

$$\begin{aligned}\delta_{Rd}^{\min}\frac{K_r}{T_r} &= \mu_d\left(-\frac{1}{4}+\frac{1}{12}\frac{T_d}{|T_r|}-\frac{1}{64}\frac{T_d^2}{T_r^2}+\frac{1}{1536}\frac{T_d^4}{T_r^4}\right)-\frac{r_R}{|T_r|}\\ &= -\mu_d\left(\frac{1}{4}+\frac{1}{12}\frac{T_d}{|T_r|}+\frac{1}{64}\frac{T_d^2}{T_r^2}\right)<0\end{aligned} \tag{8.46}$$

になる。ここで，添字 $^{\min}$ は最小値を意味し，T_d/T_r の 4 乗以上の項は削除する。

上記の最大値と最小値は，符号の違いを除けば同形になっている。

(4) 参照舵角の極値の数値解

上記の近似解では，精度不足のとき数値計算を用いる。参照舵角の極値 δ_R^{peak} を数値計算で求める。その係数は式（8.31）から

$$\{a_3,\ a_2,\ a_1,\ a_0\} = \begin{cases}\{a_{3a},\ a_{2a},\ a_{1a},\ a_{0a}\} & (\text{安定船，加速モード})\\ \{a_{3d},\ a_{2d},\ a_{1d},\ a_{0d}\} & (\text{不安定船})\end{cases} \tag{8.47}$$

に設定する。極値時間は式（8.38）の 2 根 t_{p1}，t_{p2} から選択して

$$t_p = \begin{cases}\begin{cases}t_{p1} & (t_{p1}>t_{p2})\\ t_{p2} & (t_{p1}\le t_{p2})\end{cases} & (\text{安定船})\\ \begin{cases}t_{p2} & (t_{p1}>t_{p2})\\ t_{p1} & (t_{p1}\le t_{p2})\end{cases} & (\text{不安定船})\end{cases} \tag{8.48}$$

になる。ここで，$t_p<0$ ならば $t_p=0$ とする。t_p を式（8.39）に代入し，δ_R^{peak} を求める。

8.4 軌道計画の構築

前節で導出した参照信号を用いて，仕様を満足する軌道計画を構築する。軌道計画は，初期方位をゼロとした場合と，初期方位を組み込んだ場合とに分けて説明する。

前者は軌道計画の基本に相当し，加速・減速のモードが対称になり，変針量に対応する角速度と舵速度を求める。後者は軌道計画の応用に相当し，加速・減速のモードが非対称になり，前者の角速度と舵速度を用いる。

8.4.1　初期方位をゼロとした場合

初期方位を $C_{1a} = C_{2a} = 0$ とした場合，軌道計画の関係を示す。簡単化のため，安定船で，$\Delta\psi_{\rm set} > 0$ とする。このとき，加速モードと減速モードの変数は 8.3 節から次式になる。

$$\begin{cases} T_a = T_d, \quad \mu_a = \mu_d, \quad \Delta\psi_{Ra} = \Delta\psi_{Rd} \\ \dot\delta_{Ra}(0) = -\dot\delta_{Ra}(T_a) = -\dot\delta_{Rd}(T_d) = \dot\delta_{Rd}(T_d) \end{cases} \tag{8.49}$$

(1)　舵速度を固定にした場合

舵速度を固定にした場合を示す。式（8.49）から，加速モード（添字 $_a$）の場合を用いると，角速度，変針量と変針時間は

$$r_R = \frac{1}{6}\mu_a T_a \tag{8.50}$$

$$\Delta\psi_{Ra} = \frac{1}{12}\mu_a T_a^2 = \frac{1}{2}r_R T_a \tag{8.51}$$

$$\Delta\psi_{\rm set} = 2\Delta\psi_{Ra} + \Delta\psi_{Rv} = r_R T_a(1 + R_{Tvd}) \tag{8.52}$$

$$T_t = T_a(2 + R_{Tvd}) \tag{8.53}$$

になる。ここで，R_{Tvd} は等速減速の時間比率で

$$R_{Tvd} = \frac{T_v}{T_d} \geq 0 \tag{8.54}$$

である。

参照舵速度は式（8.31）を用いると，参照角速度と変針時間は

$$\dot\delta_R = 6\frac{T_r}{K_r}\frac{r_R}{T_a^2} = 6r_R^3\frac{T_r}{K_r}C_{\Delta\psi}^{-2} \tag{8.55}$$

$$r_R = \sqrt[3]{\frac{1}{6}C_{\dot\delta}\left(C_{\Delta\psi}\right)^2} \tag{8.56}$$

$$T_t = \frac{\Delta\psi_{\rm set}}{r_R}\frac{2 + R_{Tvd}}{1 + R_{Tvd}} = (2 + R_{Tvd})\left(6\frac{C_{\Delta\psi}}{C_{\dot\delta}}\right)^{1/3} \tag{8.57}$$

になる。ここで，

$$C_{\dot\delta} = \dot\delta_{\rm set}\frac{K_r}{T_r} \tag{8.58}$$

$$C_{\Delta\psi} = \frac{\Delta\psi_{\rm set}}{1 + R_{Tvd}} \tag{8.59}$$

である。

上式から，$\dot\delta_{\rm set}$ を一定とすれば，次の特性をもつ。

- r_R はそれぞれ (K_r/T_r) の $1/3$ 乗に，$C_{\Delta\psi}$ の $2/3$ 乗に比例する。
- T_t はそれぞれ (K_r/T_r) の $-1/3$ 乗に，$C_{\Delta\psi}$ の $1/3$ 乗に比例する。

(2) 舵速度を可変にした場合

舵速度と旋回角速度の関係を求める。舵速度が一定の場合，角速度の設定が制限される。舵速度を可変にして，その設定上限を上げる。

舵速度の範囲を次式で定める。

$$\dot{\delta}^L_{\mathrm{set}} \leq \dot{\delta}_R \leq \dot{\delta}_{\mathrm{set}} \tag{8.60}$$

ここで，$\dot{\delta}_R$ は参照舵速度，$\dot{\delta}_{\mathrm{set}}$ は舵速度設定値，添字 ^{L} は下限値であり，

$$\dot{\delta}^L_{\mathrm{set}} = \eta\dot{\delta}_{\mathrm{set}} \tag{8.61}$$

である。η は係数で，次の範囲を推奨する。

$$\frac{1}{3} \leq \eta \leq \frac{1}{2} \tag{8.62}$$

旋回角速度の範囲を次式で定める。

$$0 < r_{\mathrm{set}} \leq r^H_{\mathrm{set}} \tag{8.63}$$

ここで，r_{set} は角速度設定値，添字 ^{H} は上限値で，

$$r^H_{\mathrm{set}} = f^{\dot{\delta}}_r(\dot{\delta}^L_{\mathrm{set}}) \tag{8.64}$$

から設定する。$f^{\dot{\delta}}_r$ は旋回条件を用いた関数である。

したがって，角速度設定値に対する舵速度の関係は図 8.5 に示すようになり，

$$\dot{\delta}_R = \begin{cases} \dot{\delta}^L_{\mathrm{set}} & (r^H_{\mathrm{set}} = r_{\mathrm{set}}) \\ \dot{\delta}_{\mathrm{cal}} & (r^L_{\mathrm{set}} < r_{\mathrm{set}} < r^H_{\mathrm{set}}) \\ \dot{\delta}_{\mathrm{set}} & (r_{\mathrm{set}} \leq r^L_{\mathrm{set}}) \end{cases} \tag{8.65}$$

になる。ここで，$\dot{\delta}_{\mathrm{cal}}$ は計算値で

$$r^L_{\mathrm{set}} = f^{\dot{\delta}}_r(\dot{\delta}_{\mathrm{set}}) \tag{8.66}$$

$$\dot{\delta}_{\mathrm{cal}} = g^r_{\dot{\delta}}(r_{\mathrm{set}}) \tag{8.67}$$

$g^r_{\dot{\delta}}$ は旋回条件を用いた関数である。

関数 $f^{\dot{\delta}}_r$ の計算　$f^{\dot{\delta}}_r$ は舵速度に対する旋回角速度を旋回条件で算出する。

加速時間 T_a の近似値 $\widehat{T}_a$ を参照舵速度と参照舵角の極値の近似解から求める。$\widehat{T}_a$ は式（8.36）を式（8.45）に代入すると，次式になる。

$$\widehat{T}_a = \frac{1}{2}\left(-3T_r + \sqrt{9T_r^2 + 48T_r\frac{\delta_{\mathrm{set}}}{\dot{\delta}_{\mathrm{set}}}}\right) \tag{8.68}$$

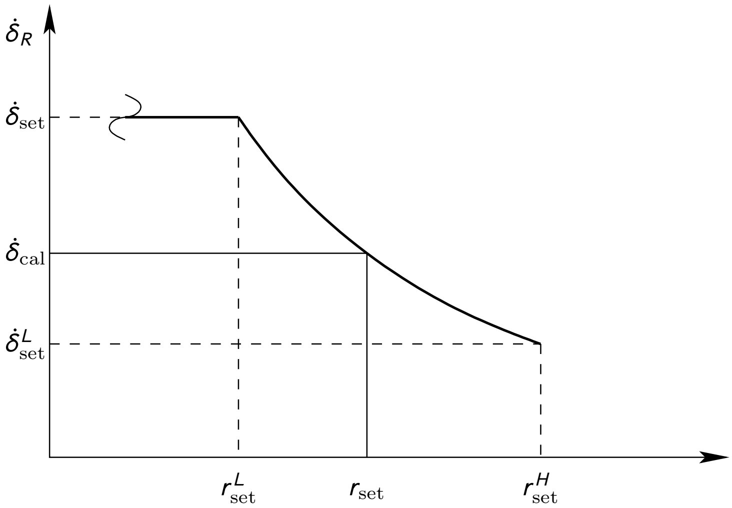


図 8.5　角速度設定値に対する舵速度の関係

上式は式（8.42）の舵角ピーク時間 t_{pa} を用いて導出している。t_{pa} の打ち切り誤差のために T_a は $\widehat{T}_a$ より小さいので，T_a の時間範囲は次式で定める。

$$\frac{1}{2}\widehat{T}_a < T_a < \widehat{T}_a \tag{8.69}$$

よって，$f_r^{\dot{\delta}}$ の計算は次のステップを数値計算によって実行する。

1. 舵速度 $\dot{\delta}_{\mathrm{set}}$ を与え，加速時間 T_a の近似値 $\widehat{T}_a$ を式（8.68）から求めて，T_a の時間範囲を式（8.69）から設定する。
2. その時間範囲で，舵角ピーク値 δ_R^{peak} を設定値 δ_{set} に収斂させて誤差 $\delta_R - \delta_{\mathrm{set}}$ を最小にする。そのときの T_a から軌道係数を

$$\mu_a = \dot{\delta}_{\mathrm{set}}\frac{T_r}{K_r}T_a$$

から求める。旋回角速度 r は T_a と μ_a を式（8.50）に代入して求める。

関数 $g_{\dot{\delta}}^r$ の計算　$g_{\dot{\delta}}^r$ は旋回角速度に対する舵速度を旋回条件で算出する。$g_{\dot{\delta}}^r$ の計算は次のステップを数値計算によって実行する。

1. 舵速度 $\dot{\delta}_R$ を式（8.60）の範囲から与え，上記「関数 $f_r^{\dot{\delta}}$ の計算」で旋回角速度 r_R を求める。
2. $\dot{\delta}_R$ の範囲で，r_R を設定値 r_{set} に収斂させて誤差 $r_R - r_{\mathrm{set}}$ を最小にする。そのときの舵速度を $\dot{\delta}_{\mathrm{cal}}$ として出力する。

（3）　軌道計画の構築

軌道計画の構築は次のステップを経て，変数 r_R，T_a，μ_a，$\dot{\delta}_R$ を決定することである。舵速度はステップ 1 からステップ 3 まで一定に，ステップ 4 から可変にそれぞれ設定する。

ステップ 1　r_R の概算を δ_{set} の制限条件で求める。δ_{set} は式（8.45），（8.46）の近似式から，

$$\begin{aligned}\delta_{\mathrm{set}} &= \delta_{Ra}^{\max} = |\delta_{Rd}^{\min}| \\ &= \frac{3}{2}\frac{T_r}{K_r}\left(\frac{1+R_{Tvd}}{\Delta\psi_{\mathrm{set}}}r_R^2 + \frac{r_R}{3|T_r|} + \frac{1}{16T_r^2}\frac{\Delta\psi_{\mathrm{set}}}{1+R_{Tvd}}\right)\end{aligned} \tag{8.70}$$

になる。上式を R_{Tvd} で整理すると，

$$aR_{Tvd}^2 + bR_{Tvd} + c = 0 \tag{8.71}$$

を得る。ここで，

$$a = c_2, \quad b = 2c_2 - c_1, \quad c = c_2 - c_1 + 1/(16c_2) \tag{8.72}$$

$$c_1 = \frac{2}{3}\frac{\delta_{\mathrm{set}}|K_r|}{r_R} - \frac{1}{3}, \qquad c_2 = \frac{r_R|T_r|}{\Delta\psi_{\mathrm{set}}} \tag{8.73}$$

である。よって，式（8.71）の判別式が，

$$D = b^2 - 4ac = c_1^2 - 1/4 \geq 0 \tag{8.74}$$

のとき，r_R は $\max\{|r_R|\} \leq r_{\mathrm{set}}$ である。上式を解くと，

$$4\frac{\delta_{\mathrm{set}}|K_r|}{r_R} \leq -1, \qquad 5 \leq 4\frac{\delta_{\mathrm{set}}|K_r|}{r_R} \tag{8.75}$$

になる。よって，r_R は次式で設定する。ただし，$r_R > 0$ とする。

$$r_R = \begin{cases} r_{\mathrm{set}} & (D > 0) \\ 0.8\delta_{\mathrm{set}}|K_r| & (D \leq 0) \end{cases} \tag{8.76}$$

ステップ 2　上式の r_R は δ_{set} の制限を満足する。次にその r_R に $\dot{\delta}_{\mathrm{set}}$ の制限を加える。式（8.55）の $\dot{\delta}_R$ を $\dot{\delta}_{\mathrm{set}}$ に置き換え，式（8.52）に代入すると

$$R'_{Tvd} = -1 + \Delta\psi_{\mathrm{set}}\sqrt{\frac{C_{\dot{\delta}}}{6r_R^3}} \tag{8.77}$$

を得る。よって，R_{Tvd} は次式になる。

$$R_{Tvd} = \begin{cases} R'_{Tvd} & (R'_{Tvd} \geq 0) \\ 0 & (R'_{Tvd} < 0) \end{cases} \tag{8.78}$$

$R_{Tvd} = 0$ のとき，角速度は式（8.56）から求める。

ステップ 3　T_a，μ_a はそれぞれ式（8.55），（8.30）から

$$\begin{cases} T_a = \sqrt{\dfrac{6r_R}{C_{\dot{\delta}}}} \\ \mu_a = C_{\dot{\delta}} T_a \end{cases} \tag{8.79}$$

になる。T_a，μ_a は r_R の関数である。よって，軌道計画の変数 r_R，T_a，μ_a が求まる。それらの変数を用いて，参照舵角の極値 δ_R^{peak} を 8.3.2 節 (4) から求める。$|\delta_R^{\text{peak}}| \leq \delta_{\text{set}}$ ならば，それらの変数は適切である。$|\delta_R^{\text{peak}}| > \delta_{\text{set}}$ ならば，r_R を調整して $|\delta_R^{\text{peak}}| \leq \delta_{\text{set}}$ に適合させる。適合した r_R を式（8.79）に代入し，T_a，μ_a を更新する。

$(|\delta_R^{\text{peak}}| - \delta_{\text{set}})^2$ を最小にする探索は範囲 $\{0 < r_R \leq r_{\text{set}}\}$ で r_R を求める。算法は黄金分割 [29] を用いる。

ステップ 4　ステップ 4 は，次の場合以外に動作する。

$$\begin{cases} \text{角速度 } r_R \text{ がその設定値 } r_{\text{set}} \text{ に一致している} \\ \text{または} \\ \text{等減速の時間比率 } R_{Tvd} \text{ がゼロになっている} \end{cases}$$

r_R が r_{set} に近づくように $\dot{\delta}_R$ を調整する。r_{set} に対する $\dot{\delta}_R$ を式（8.65）によって求める。その過程において，軌道計画の変数 $\dot{\delta}_R$，δ_R，r_R，T_a，μ_a が求まる。

8.4.2　初期方位を組み込んだ場合

初期方位を含んだ加速モードの軌道計画を構築する。参照角速度 r_R と参照舵速度 $\dot{\delta}_R$ は前節の結果を用いる。加速モードの特徴を次に示す。

1. その回数が 1 回から必要な回数にすることで，初期方位を許容できる範囲が広がる。
2. $\ddot{\psi}_{Ra}$ は 2 次関数であるが，1 次関数に近い場合が生じる。

初期方位は変針中の参照方位 $\tilde{\psi}_R$ から新しい参照方位 ψ_R に更新された場合に発生し

$$\begin{cases} C_{1a} = \ddot{\tilde{\psi}}_R(t)|_{t=T_{\text{break}}} \\ C_{2a} = \dot{\tilde{\psi}}_R(t)|_{t=T_{\text{break}}} \end{cases}, \qquad \begin{cases} \ddot{\psi}_{Ra}(0) = C_{1a} \\ \dot{\psi}_{Ra}(0) = C_{2a} \end{cases} \tag{8.80}$$

である。ここで，C_{1a}，C_{2a} は初期方位，T_{break} は該当するモードの打ち切り時間である。

(1)　舵速度に基づく関係式

参照舵速度の最大値と最小値は式（8.36）を用いて

$$C_{\dot{\delta}a} = \begin{cases} \text{flg}_a C_{\dot{\delta}} - \dfrac{C_{1a}}{T_r} & (t_a = 0) \\ \text{flg}_a C_{\dot{\delta}} & (t_a = T_a) \end{cases} \tag{8.81}$$

$$\mu_a = \begin{cases} C_{\dot{\delta}a} T_a & (t_a = 0) \\ C_{\dot{\delta}a} T_a - 2C_{1a} & (t_a = T_a) \end{cases} \tag{8.82}$$

表 8.2　加速モードでの最大舵速度の発生時刻

初期方位		flg_a	発生時刻 [s]	補足
	$C_{1a} = 0$	—	—	加速モードなし
$C_{2a} = r_R$	$C_{1a} > 0$	-1	$t_a = 0$	
	$C_{1a} < 0$	$+1$	$t_a = 0$	
	$C_{1a} = 0$	-1	$t_a = 0 = T_a$	
$C_{2a} > r_R$	$C_{1a} > 0$	-1	$t_a = 0$	
	$C_{1a} < 0$	-1	$t_a = T_a$	(2) 参照
	$C_{1a} = 0$	$+1$	$t_a = 0 = T_a$	
$C_{2a} < r_R$	$C_{1a} > 0$	$+1$	$t_a = T_a$	(2) 参照
	$C_{1a} < 0$	$+1$	$t_a = 0$	

とする。ここで，$C_{\dot{\delta}a}$ は新たに定義し，flg_a は符号である。式（8.82）は項 $C_{\dot{\delta}a}T_a$ を括り出している。μ_a は上式から求める。

$T_a \geq 0$ は式（8.82）を式（8.21）に代入すると

$$\begin{cases} C_{\dot{\delta}a}T_a^2 + 4C_{1a}T_a + 6(C_{2a} - r_R) = 0 & (t_a = 0) \\ C_{\dot{\delta}a}T_a^2 + 2C_{1a}T_a + 6(C_{2a} - r_R) = 0 & (t_a = T_a) \end{cases} \tag{8.83}$$

になる。T_a は上式から求める。$C_{\dot{\delta}a}$ の符号を $C_{2a} = r_R$ と $C_{2a} \neq r_R$ の場合で求める。

$C_{2a} = r_R$ の場合，上式から次式の関係を得る。

$$T_a = \begin{cases} 0 & & (C_{1a} = 0) \\ -4\dfrac{C_{1a}}{C_{\dot{\delta}a}} \quad \therefore \dfrac{C_{1a}}{C_{\dot{\delta}a}} < 0 \quad (t_a = 0) & & (C_{1a} \neq 0) \end{cases} \tag{8.84}$$

$C_{2a} \neq r_R$ の場合，式（8.83）の判別式はゼロ以上であり，$C_{1a}^2 \geq 0$ を考慮すると

$$\begin{aligned} (C_{2a} - r_R)C_{\dot{\delta}a} &\leq \frac{1}{6}C_{1a}^2 \times \begin{cases} 4 & (t_a = 0) \\ 1 & (t_a = T_a) \end{cases} \\ &< 0 \end{aligned} \tag{8.85}$$

の関係を得る。よって，flg_a の符号は決まり，表 8.2 にまとめる。

(2)　C_{2a} と r_R が近接した場合

$\{C_{2a} > r_R,\ C_{1a} < 0\}$ と $\{C_{2a} < r_R,\ C_{1a} > 0\}$ の場合，C_{2a} と r_R の両者が近接すると，開始時間の参照舵速度が変化し，$|\dot{\delta}_{Ra}(0)| = |\dot{\delta}_{Ra}(T_a)| = \dot{\delta}_R$ の制限に至る。その制限を受けた場合，$\dot{\psi}_R = r_R$ は構成できない。その対策を図 8.6 によって説明する。

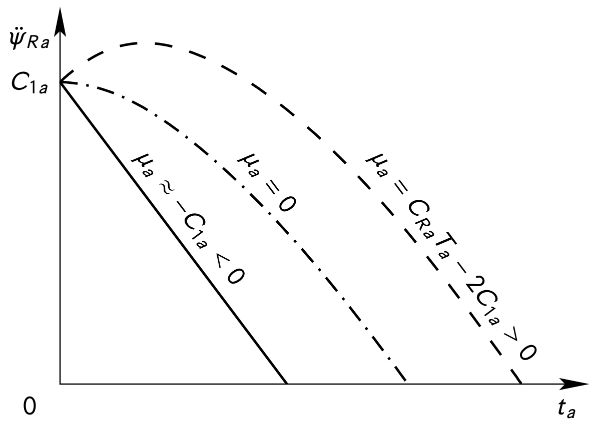


図 8.6　$\ddot{\psi}_{Ra}$ の特性，　$C_{2a} < r_R$，$C_{1a} > 0$ の場合

差 $(C_{2a} - r_R)$ が小さくなるに従って，$\ddot{\psi}_{Ra}$ の μ_a の符号は $+$（破線），0（1 点鎖線），$-$（実線）に変化する。実線の場合，$\ddot{\psi}_{Ra}$ はほぼ直線になるので，t_a^2 の係数は微小になる。その μ_a の概算値 μ_a^{app} は式（8.15）から

$$\mu_a^{\mathrm{app}} \approx -C_{1a} \tag{8.86}$$

になる。上式と式（8.81），（8.82）から，T_a の概算値 T_a^{app} は次式になる。

$$T_a^{\mathrm{app}} \approx \frac{C_{1a}}{C_{\dot{\delta}a}} = \frac{C_{1a}}{\mathrm{flg}_a \dot{\delta}_{\mathrm{set}}} \frac{T_r}{K_r}(> 0) \qquad (t_a = T_a) \tag{8.87}$$

次に精算値を求める。開始時と終端時の舵速度は同値になるから，

$$\dot{\delta}_{Ra}(0) = \frac{T_r}{K_r}\left(\frac{\mu_a}{T_a} + \frac{C_{1a}}{T_r}\right) = -\mathrm{flg}_a \dot{\delta}_R \tag{8.88}$$

に定める。上式に式（8.81），（8.82）を用いると

$$\begin{cases} C_{\dot{\delta}x} = -\mathrm{flg}_a C_{\dot{\delta}} - \dfrac{C_{1a}}{T_r} \\ \mu_{ax} = C_{\dot{\delta}x} T_{ax} \end{cases} \qquad (t_a = 0) \tag{8.89}$$

を得る。ここで，添字 $_x$ は新たな変数を意味する。上式の μ_{ax}，T_{ax} と式（8.82）の μ_a，$T_{a,}$ $(t_a = T_a)$ の両組は等しくなるので

$$(C_{\dot{\delta}a} - C_{\dot{\delta}x})T_a = 2C_{1a} \qquad (t_a = 0) \tag{8.90}$$

になる。上式の T_a と式（8.83）の T_a，$(t_a = T_a)$ を等しくおくと，

$$\frac{2C_{1a}}{C_{\dot{\delta}a} - C_{\dot{\delta}x}} = \frac{-C_{1a} + \sqrt{C_{1a}^2 - 6(C_{2a} - r_R)C_{\dot{\delta}a}}}{C_{\dot{\delta}a}} \tag{8.91}$$

になる。ここで，$\sqrt{\ }$ の符号は $+$ をとる。上式を整理すると，次式になる。

$$C_{2a} - r_R = -\frac{2}{3}\frac{(2C_{\dot{\delta}a} - C_{\dot{\delta}x})C_{1a}^2}{(C_{\dot{\delta}a} - C_{\dot{\delta}x})^2} = r_C \tag{8.92}$$

$$r_{Rx} = C_{2a} - r_C \tag{8.93}$$

これより，式（8.88）の場合，終端時の角速度 r_{Rx} は与えられた参照角速度 $r_{R0} = r_R$ にならない。そこで，初期方位の影響を下げるため，参照角速度を

$$r_R = r_{Rx} \qquad (|C_{2a} - r_R| \le r_C) \tag{8.94}$$

に設定し，加速モードを再度実施する。このとき，加速モードの更新値は次式になる。

$$\begin{cases} r_R = r_{R0} \\ C_{1a} = 0 \\ C_{2a} = r_{Rx} \end{cases} \tag{8.95}$$

加速モードを実施すると，初期方位の C_{2a} の影響が残る場合がある。だが，C_{1a} の影響が消えるので，2 回目の軌道計画の構築は単純化される。

8.5　軌道計画の計算手順

前節までの軌道計画に基づいて，その計算手順をフローチャート（流れ図）によって説明する。フローチャートは次に示すような構成をもつ。

メインルーチン　　軌道計画

サブルーチン
- 減衰モード処理
- 標準モード処理

サブルーチン関数 1
- 加速モード処理 I
- 加速モード処理 II
- 初期方位をゼロとした場合

サブルーチン関数 2
- 舵速度設定
- 関数 $f_r^{\dot{\delta}}$ の計算
- 関数 $g_{\dot{\delta}}^r$ の計算

8.5.1　メインルーチン

本提案法のメインルーチン（メイン処理）を図 8.7 に示す。メイン処理は同図で，変針量 $\Delta\psi_{\mathrm{set}}$ と減衰変針量 $\Delta\psi_{\mathrm{damp}}$ の大小関係で判断（分岐）して，2 つのサブルーチン（モジュール），減衰モード処理と標準モード処理を実行して軌道計画を求めて，最後にその時系列データを求める。

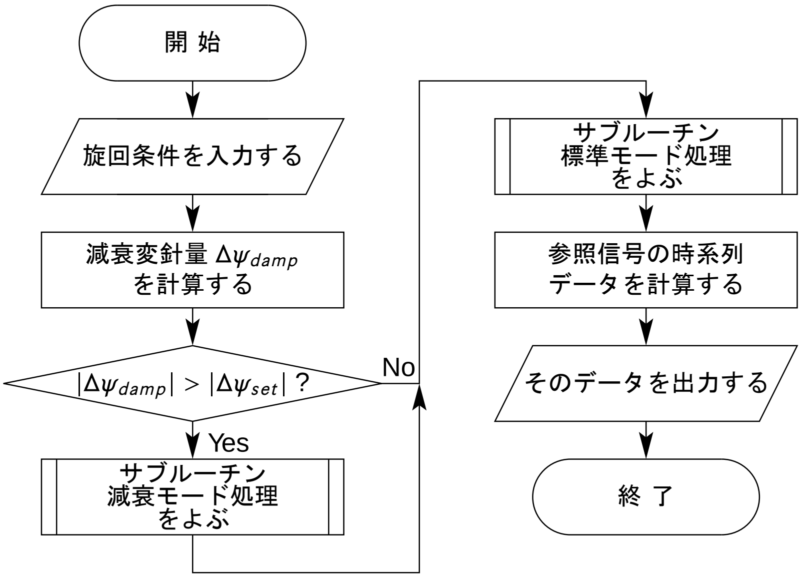


図 8.7　本提案法のメインルーチン

- 減衰変針量は見積もり値で，初期方位による加速モードの方位変化である。式（8.11）に $t_a = T_a$ を代入すると，次式になる。

$$\Delta\psi_{\rm damp} = \frac{T_a^2}{12}(\mu_a + 5C_{1a}) + C_{2a}T_a \tag{8.96}$$

- 減衰モード処理は初期方位をゼロにする軌道計画を求める。
- 標準モード処理は変針条件を満足する軌道計画を求める。
- 参照信号から時系列データを求める手順は付録 8.A に示す。

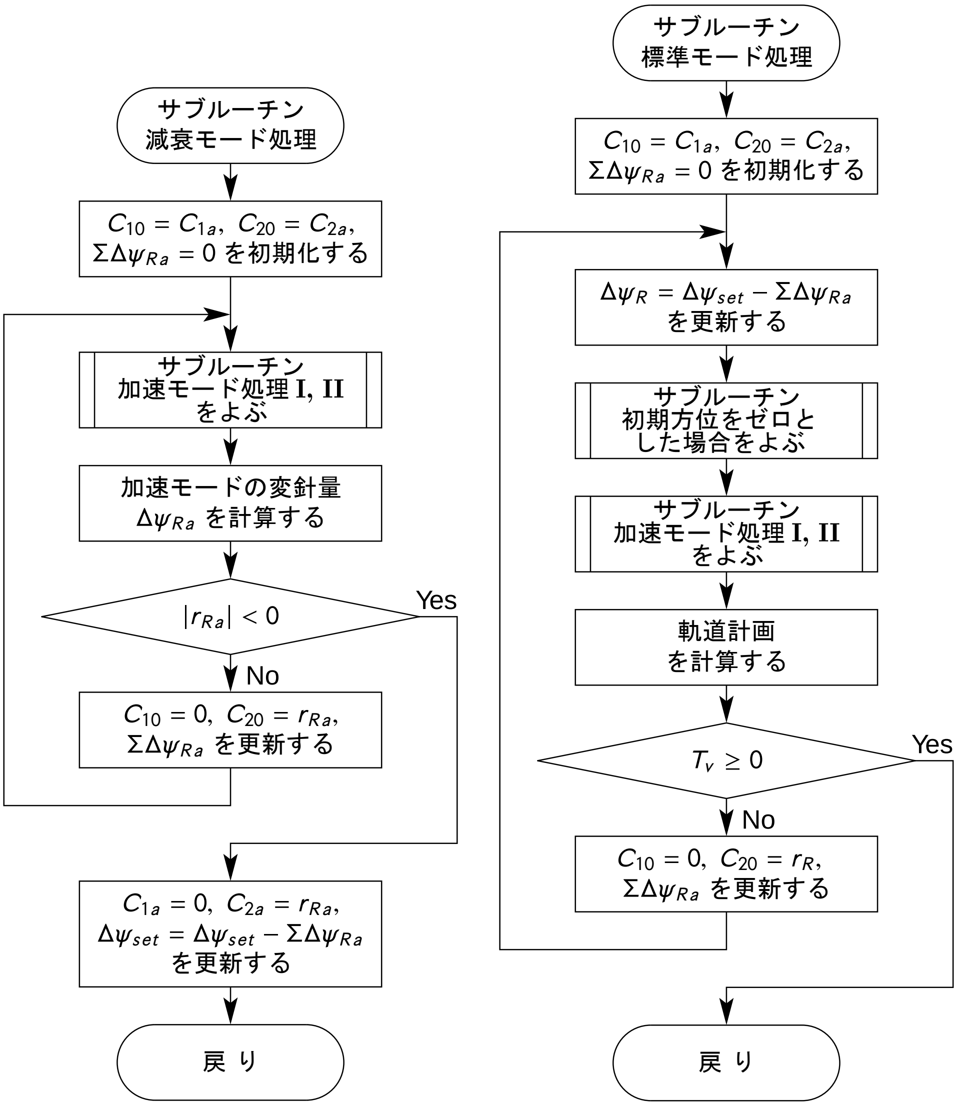
8.5.2　サブルーチン

サブルーチンを図 8.8 に示す。同図は，(a) 減衰モード処理と (b) 標準モード処理をもつ。

(1)　減衰モード処理

減衰モード処理は加速モードで初期方位 C_{1a}，C_{2a} をゼロに減衰させるものである。C_{1a} は加速モードの終端値でゼロになる。よって，旋回角速度をゼロに設定することで，C_{2a} はゼロに収斂する。その過程で変化した方位量をその設定値である変針量から減算して，設定値として更新する。

- 「加速モード処理 I」は 8.4.2 節を用いて，変数 r_R，T_a，μ_a を求める。
- 「加速モード処理 II」はその変数を用いて，加速モードでの参照舵角の極値がその設定値以下になるように，変数を調整する。
- 累積方位量 $\Sigma\Delta\psi_{Ra}$ は変針に伴う方位量を累積したものである。



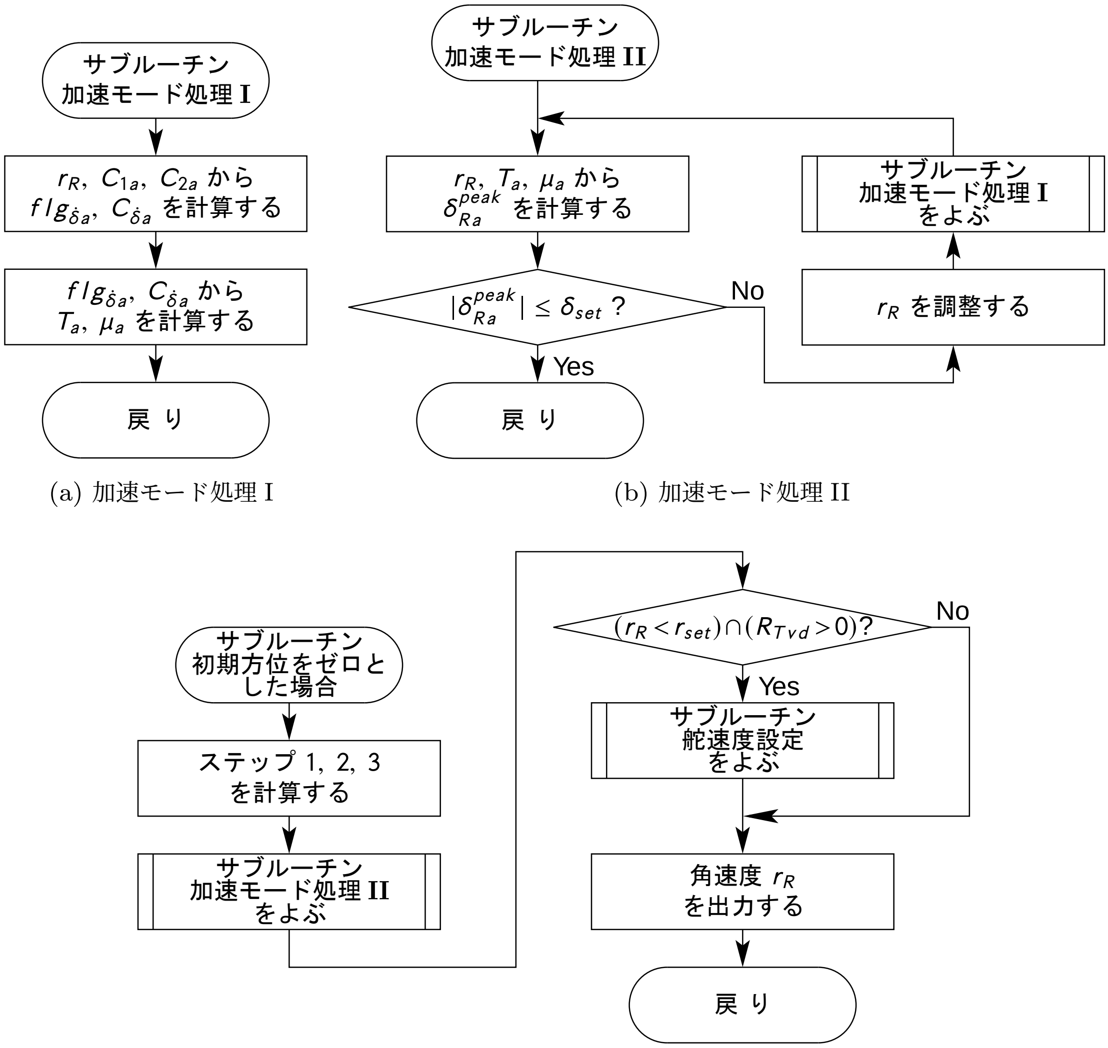
(a) 減衰モード処理　　(b) 標準モード処理

図 8.8　サブルーチン

(2)　標準モード処理

標準モード処理は変針条件を満足する軌道計画を求めることである。変針量をその設定値に合わせるために，旋回角速度を調整する。その過程において，加速モードがゼロから複数回生じる。軌道計画の計算は等速時間が $T_v \geq 0$ のとき完了する。

- 初期方位をゼロとした場合は，変針量の変化に伴い 8.4.1 節を用いて，角速度をその変針量に適切に対応させるものである。
- 軌道計画の計算は参照方位の加速，等速と減速の各モードの時間と係数を求めることである。



(a) 加速モード処理 I　　(b) 加速モード処理 II

(c) 初期方位をゼロとした場合

図 8.9　サブルーチン関数 1

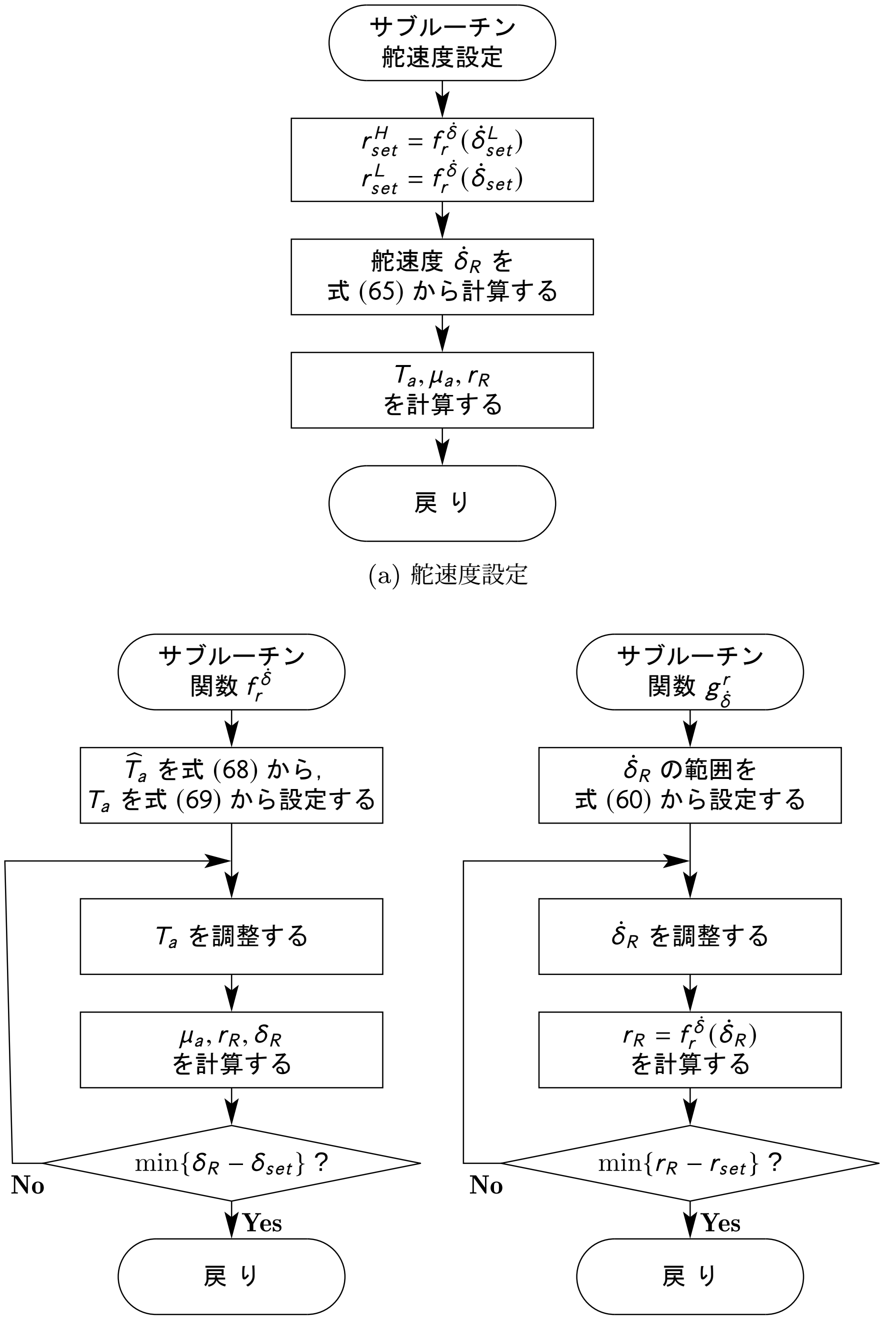
8.5.3　サブルーチン関数

サブルーチン関数は 2 つあり，その 1 を図 8.9 に，その 2 を図 8.10 にそれぞれ示す。図 8.9 は（a）加速モード処理 I，（b）加速モード処理 II と（c）初期方位をゼロとした場合からなる。図 8.10 は（a）舵速度設定，（b）関数 $f_r^{\dot{\delta}}$ の計算と（c）関数 $g_{\dot{\delta}}^r$ の計算からなる。

(1)　加速モード処理 I

本処理は 8.4.2 節のもので，変数 r_R，T_a，μ_a を求める。

- 変数 r_R，C_{1a}，C_{2a} を用いて，表 8.2 から flg_a，$C_{\dot{\delta}}$ を求める。
- flg_a，$C_{\dot{\delta}}$ から同節 (1) を用いて，r_R，T_a，μ_a を求める。



(a) 舵速度設定

(b) 関数 $f_r^{\dot{\delta}}$ の計算

(c) 関数 $g_{\dot{\delta}}^r$ の計算

図 8.10　サブルーチン関数 2

（2）　加速モード処理 II

本処理は，参照舵角の極値が $\max\left\{\left|\delta_{Ra}^{\text{peak}}\right|\right\} \leq \delta_{\text{set}}$ になるように，角速度 r_R を調整する。その r_R から T_a，μ_a を求める。

- $\delta_{Ra}^{\text{peak}}$ は 8.3.2 節（4）を用いて求める。
- r_R は 8.4.1 節ステップ 3 の収束計算を用いて求める。

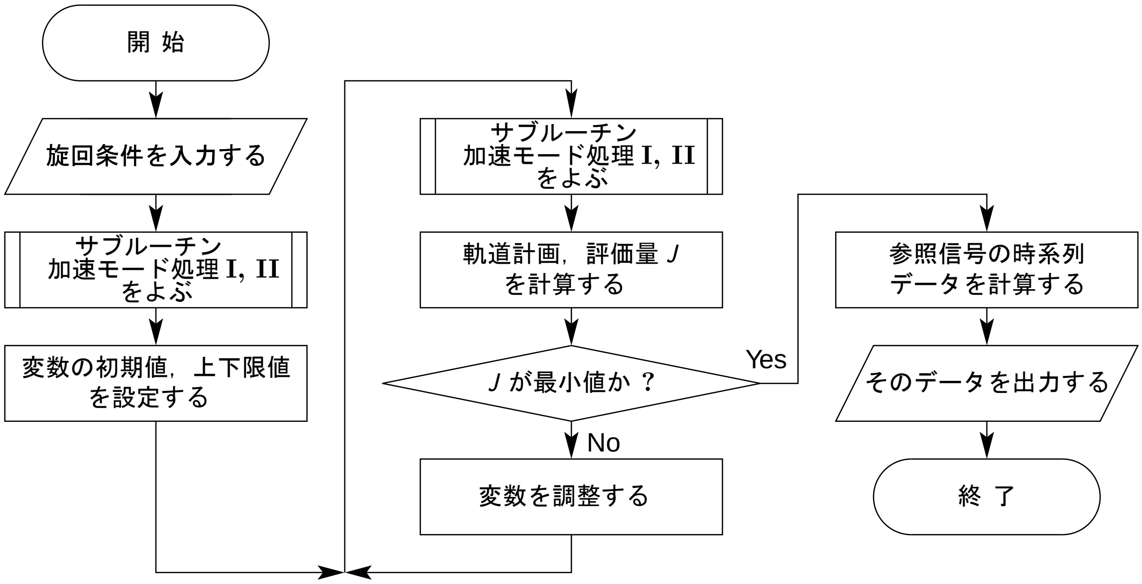


図 8.11　別案法のメインルーチン

(3)　初期方位をゼロとした場合

本処理は，変針量の設定値 $\Delta\psi_{\rm set}$ に対応する角速度 r_R を求めるものである。その r_R は初期方位をゼロとした場合なので，基準値になる。本処理を利用しないと，初期方位の影響により，角速度が極端に大きくなったり小さくなったりする場合を生じる。r_R は 8.4.1 節を用いて，求める。

(4)　舵速度設定

本処理は，角速度 r_R に対応する舵速度 $\dot{\delta}_R$ を求めるものである。$\dot{\delta}_R$ を可変にすることで旋回条件への適合性は向上する。

(5)　関数 $f_r^{\dot{\delta}}$ の計算

本処理は，変針条件を満足する加速モードの変数を求めるものである。舵角 δ_R は加速時間 T_a を媒介変数として計算する。

(6)　関数 $g_{\dot{\delta}}^r$ の計算

本処理は，$\dot{\delta}_R$ の範囲に対する r_R の適正値を求めるものである。収束ループで $f_r^{\dot{\delta}}$ を利用している。

8.5.4　別案法のメインルーチン

本節では，提案手法（図 8.7）と異なる算法である別案法を図 8.11 に示す。別案法は軌道計画の構成を多変数関数の最小化問題 [29, 30] に帰着させて求めるものである。

多変数関数 f は次式とする。

$$J = f(\boldsymbol{X}_R) \tag{8.97}$$

ここで，$\boldsymbol{X}_R$ は変数で求める解，J は最小化する評価量で

$$\boldsymbol{X}_R = \{r_R,\ R_{Tvd}\} \tag{8.98}$$

$$J = (\Delta\psi_R - \Delta\psi_{\mathrm{set}})^2 + (r_R - r_{\mathrm{set}})^2 \tag{8.99}$$

である。J が最小値になったときの $\boldsymbol{X}_R$ から軌道計画を求める。

変数を調整して評価量を最小化することは，軌道計画の条件に適合させることと等価になる。別案法は数値計算に基づいて，解に直接的に到達するものである。一方，本提案法は解析結果に基づいて，解に段階を経て到達するものである。

- 変数 $\boldsymbol{X}_R$ の初期値，上限値と下限値は

$$\begin{cases} r_R^0 = r_{\mathrm{set}} \\ r_R^{\mathrm{high}} = r_{\mathrm{set}} \\ r_R^{\mathrm{low}} = r_{\mathrm{set}} \times 0.1 \end{cases},\qquad \begin{cases} R_{Tvd}^0 = 3 \\ R_{Tvd}^{\mathrm{high}} = 10 \\ R_{Tvd}^{\mathrm{low}} = 0 \end{cases} \tag{8.100}$$

  とする。ここで，添字 ^{0}，$^{\mathrm{high}}$，$^{\mathrm{low}}$ はそれぞれ初期値，上限値と下限値である。
- 図 8.11 で，「サブルーチン加速モード処理 I, II をよぶ」は角速度設定値を設定可能な範囲に絞るためである。
- 評価量は式（8.99）から求め，変数の調整は Matlab® の fmincon を用いる。

8.6　検証

軌道計画を構築する算法である本提案法の有効性を数値計算によって検証する。その内容は次のものである。

1. 舵速度可変による旋回角速度の向上を示す。
2. 別案法との比較によって，提案法の優位性を示す。
3. 提案法の標準軌道によって，8.4.2 節 (2) の対策の効果を示す。
4. 提案法の小角度軌道によって，提案法の対処能力を示す。

計算条件

船体パラメータは安定船で $K_r = 0.05\ \mathrm{s}^{-1}$，$T_r = 30\ \mathrm{s}$，$T_{r3} = 3.0\ \mathrm{s}$，
変針量は $\Delta\psi_{\mathrm{set}} = \{10,\ 1.0\}\ \mathrm{deg}$，旋回角速度は $r_{\mathrm{set}} = 0.25\ \mathrm{deg/s}$，
操舵機制限値は $\delta_{\mathrm{set}} = 15\ \mathrm{deg}$，$\dot{\delta}_{\mathrm{set}} = 2.0\ \mathrm{deg/s}$，刻み時間は 0.2 s である。

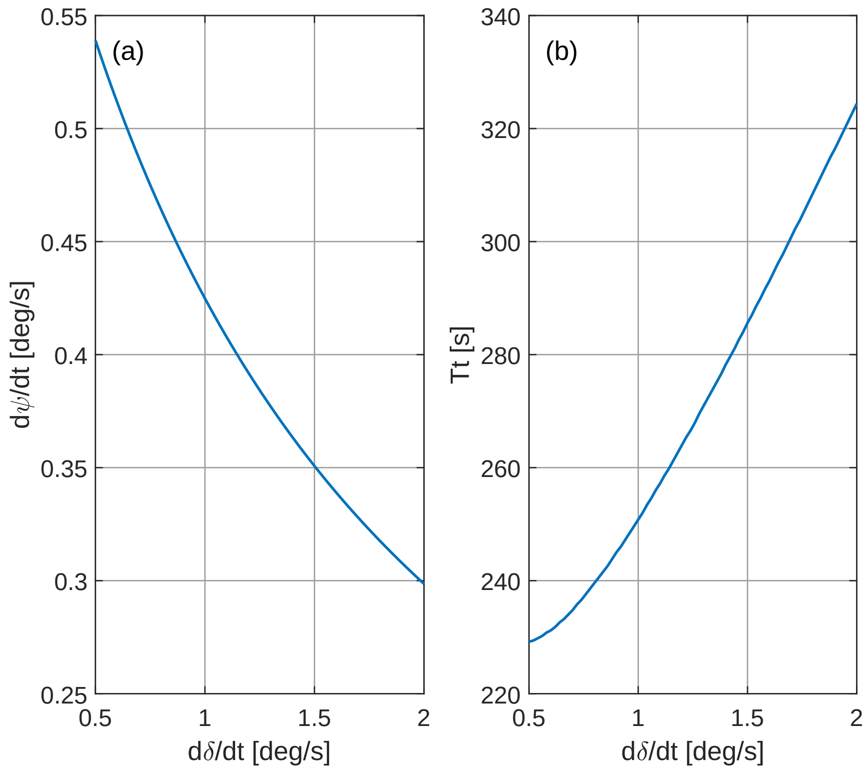


図 8.12　舵速度特性，$0.5 \le \dot{\delta}_R \le 2.0$ deg/s

8.6.1　舵速度可変の効果

舵速度可変の効果を図 8.12 に示す。同図で，$\Delta\psi_{\rm set} = 90$ deg，$\dot{\psi}_{\rm set} = 1$ deg/s，舵速度の下限値は式（8.61）で $\eta = 1/4$ に相当する。その上限値 2 deg/s と比較して，同図（a）から角速度比が 1.42（1.0），1.80（0.5）に，（b）から変針時間比が 0.77（1.0），0.71（0.5）に変化している。ここで，括弧は角速度 [deg/s] である。よって，舵速度の下限範囲を設定することで，角速度を高く設定でき，変針時間も改善できる。

舵速度がピークをもつ例は図 8.13 に示すように，大きな変針量のときである。同図で，$\Delta\psi_{\rm set} = 200$ deg，$r_{\rm set} = 1$ deg/s，舵速度の下限値は 0.2 deg/s である。同図（d）から，舵速度にピークをもち，式（8.33）で $T_a > 2T_r$ に相当する。ここで，$T_r = 30$ s，$T_a = 107.7$ s である。よって，本例では，舵速度に加速モードと減速モードでピークが発生する。

8.6.2　別案法との比較

本提案法と別案法とによる軌道計画の結果を図 8.14，図 8.15 と図 8.16 に示す。同図で，本提案法は青い実線，別案法は赤い破線で示す。

- 図 8.14 では，両者の結果が一致して，仕様を満たしている。
- 図 8.15 では，提案法は仕様を満たし，別案法は角速度仕様を満たしていない。

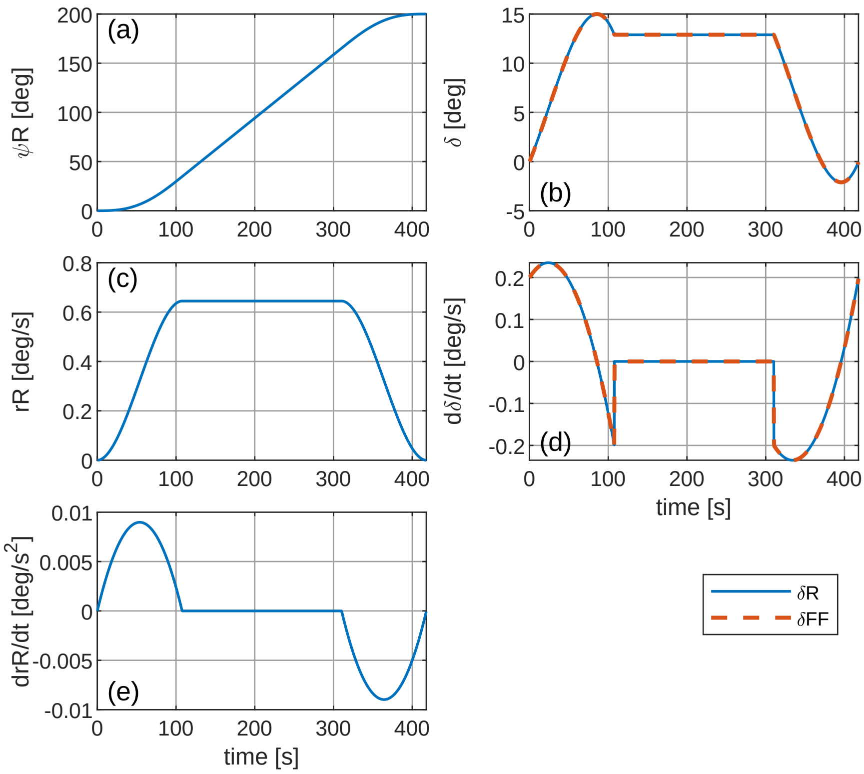


図 8.13　舵速度がピークをもつ例，$\dot{\delta}_R = 0.2$ deg/s

- 提案法は加速モードを 2 回で構成している。1 回目が減衰モードで 2 回目が標準モードになる。
- 別案法は加速モードを 1 回で構成するため，参照舵角がその設定値に達し参照角速度がその仕様に達しない。

- 図 8.16 では，図 8.15 の場合と同様である。
  - 提案法は加速モードの 1 回目が 8.4.2 節 (2) の修正を実施している。
  - 別案法は仕様より低い角速度を設定し，提案法より旋回時間が長くなっている。

初期方位の条件によっては，両者の結果が一致し仕様を満たす場合がある。だが，別案法は提案法に比べ，初期方位の適応性が劣っている。その改善策は，初期方位に場合分けなどの処理が必要である。よって，本提案法は別案法より，適切な軌道計画を構成できる。

8.6.3　提案法の標準軌道

本提案法による標準軌道の結果を図 8.17 に示す。同図で，参照舵角 δ_R は青実線，フィードフォワード舵角 δ_{FF} は赤破線で示す。δ_{FF} とその舵速度 $\dot{\delta}_{FF}$ は δ_R と $\dot{\delta}_R$ の 1 次遅れ出力（時定数 T_{r3}）である。ただし，$\dot{\delta}_R$ と $\dot{\delta}_{FF}$ は実際には出力しない参考信号である。

- $r_R = 0.25$ deg/s と $C_{2a} = 0.24$ deg/s とが近接する場合で 8.4.2 節 (2) に該当する。加速モードは 2 回実施。その対策によって，軌道計画は仕様を満たしている。
- δ_R，δ_{FF} のピーク値と $\dot{\delta}_R$，$\dot{\delta}_{FF}$ のピーク値は式（8.9）を満足している。本提案法に

よれば，$\delta_{FF} < \delta_{\mathrm{set}}$，$\dot{\delta}_{FF} < \dot{\delta}_{\mathrm{set}}$ が確保できる。

- 舵速度 $\dot{\delta}_R$ はステップ状に変化する。だが，$\dot{\delta}_{FF}$ は 1 次遅れの影響を受け，滑らかになり，操舵機への負荷が減少する。

8.6.4　提案法の小角度軌道

本提案法による小角度変針軌道の結果を図 8.18 と図 8.19 に示す。変針量の設定値は $\Delta\psi_{\mathrm{set}} = 1$ deg である。小角度変針は変針中に新しい軌道計画を再構成する際に生じ易い。小角度軌道のフロー処理は図 8.7 になる。

- 図 8.18 は，加速モードが 1 回の場合である。減衰変針量 $\Delta\psi_{\mathrm{damp}}$ が変針量 $\Delta\psi_{\mathrm{set}}$ より小さいと判断して，標準モードによって軌道計画を構成し，仕様を満たしている。同図から方位変化量 $\Delta\psi_{R\mathrm{a}} = -0.54$ deg になり，その判断は適切である。
- 図 8.19 は，加速モードが 2 回の場合である。1 回目の減衰モードで，初期方位を $C_{1a} = C_{2a} = 0$ に減衰させる。2 回目の標準モードで，減衰モードの方位変化量 $\Delta\psi_{R\mathrm{a}} = -2.7$ deg を変針量 $\Delta\psi_{\mathrm{set}}$ に加味して，軌道計画を構成し仕様を満たしている。

8.7　結言

本提案手法は，方位旋回システムに軌道追従制御方式を応用したものである。その有効性はシミュレーションによって確認できた。

検討した内容は，次のとおりである。

- 軌道追従制御方式ではフィードフォワード制御と参照信号から構成した。前者では方位船体モデルの逆特性で，後者では旋回条件を満足する軌道計画に基づく。
- 参照信号では参照方位と参照舵角からなり，両者の関係式を導出した。
- 軌道計画では初期方位の有無に分けて，構築する方法を示した。
- 軌道計画を求める算法では本提案法と別案法をそれぞれ明らかにした。
- 提案法の有効性ではシミュレーションによって，確認できた。

以上の結果により，方位旋回システムが本提案手法によって構築できた。

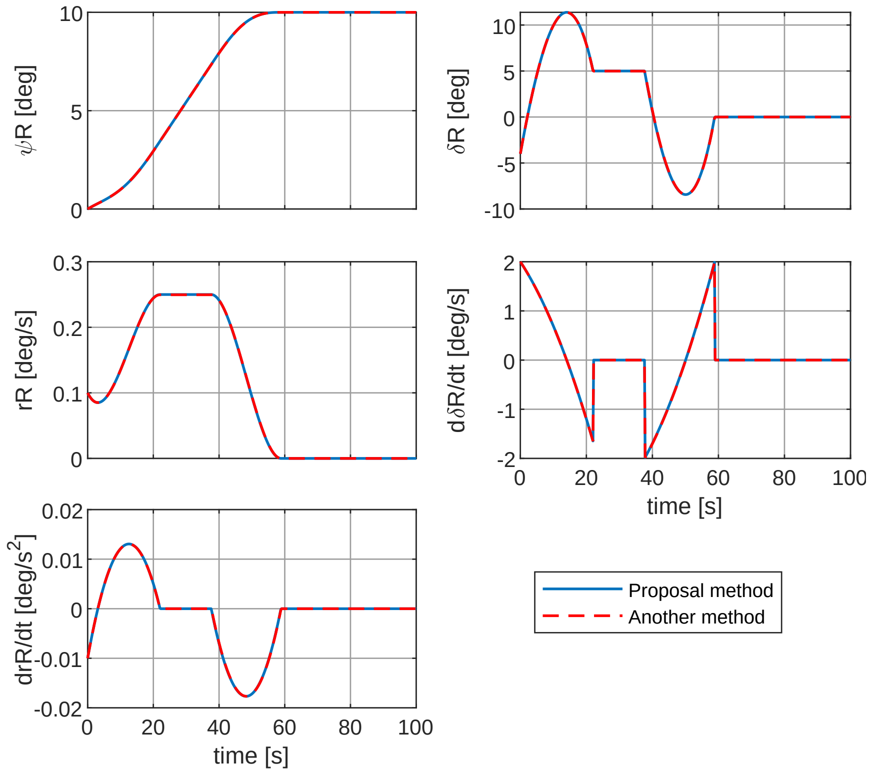


図 8.14　方式の比較結果 1，$C_{1a} = -0.01\ \mathrm{deg/s^2}$，$C_{2a} = 0.1\ \mathrm{deg/s}$

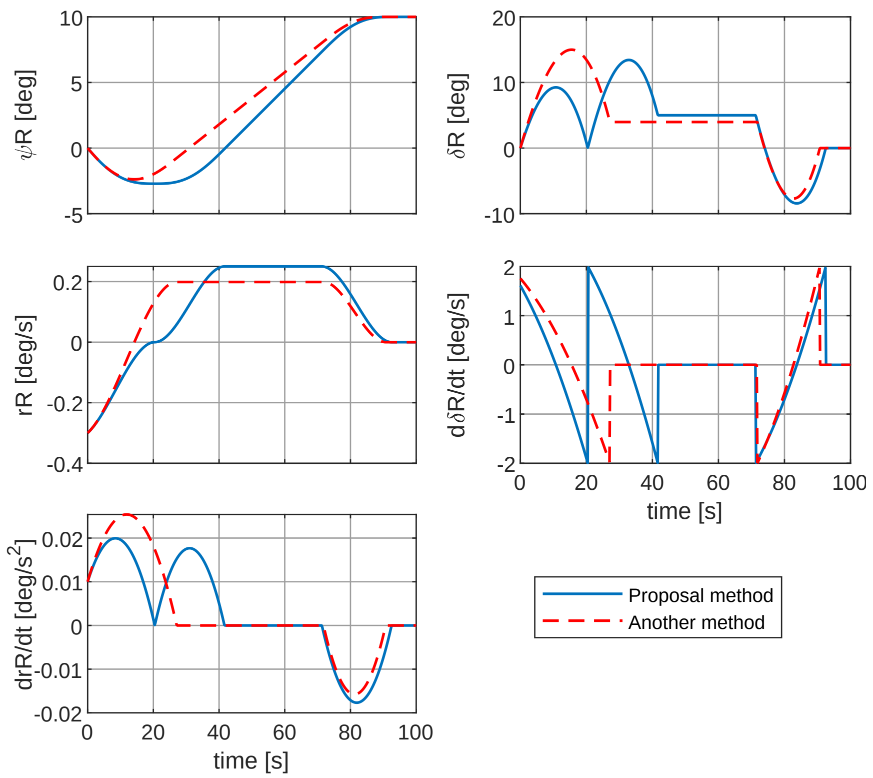


図 8.15　方式の比較結果 2，$C_{1a} = 0.01\ \mathrm{deg/s^2}$，$C_{2a} = 0.2\ \mathrm{deg/s}$

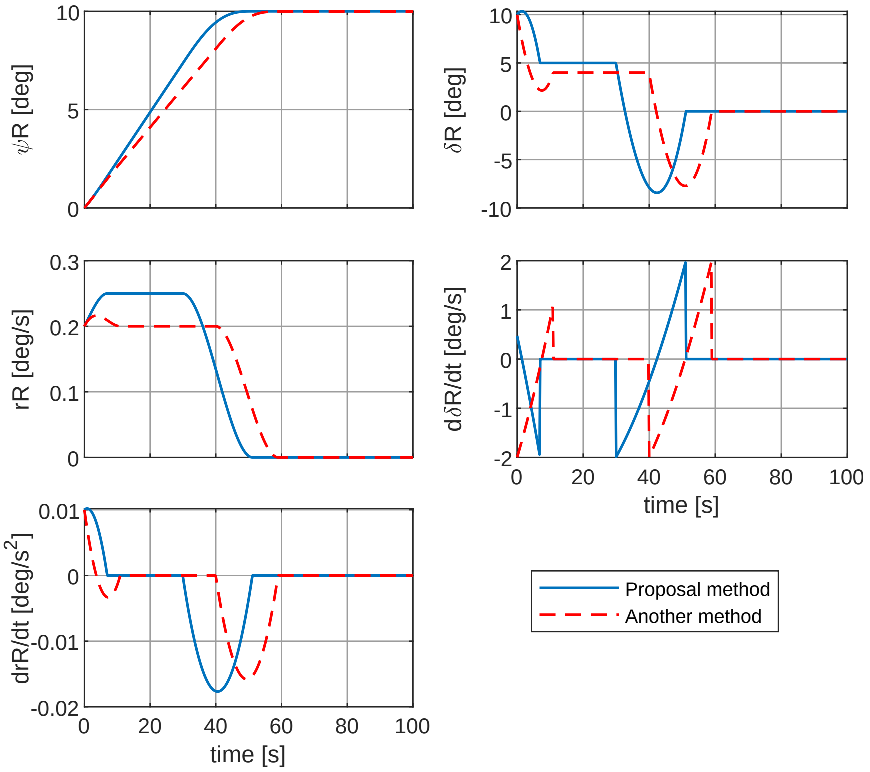


図 8.16　方式の比較結果 3，$C_{1a} = 0.01$ deg/s^2，$C_{2a} = -0.3$ deg/s

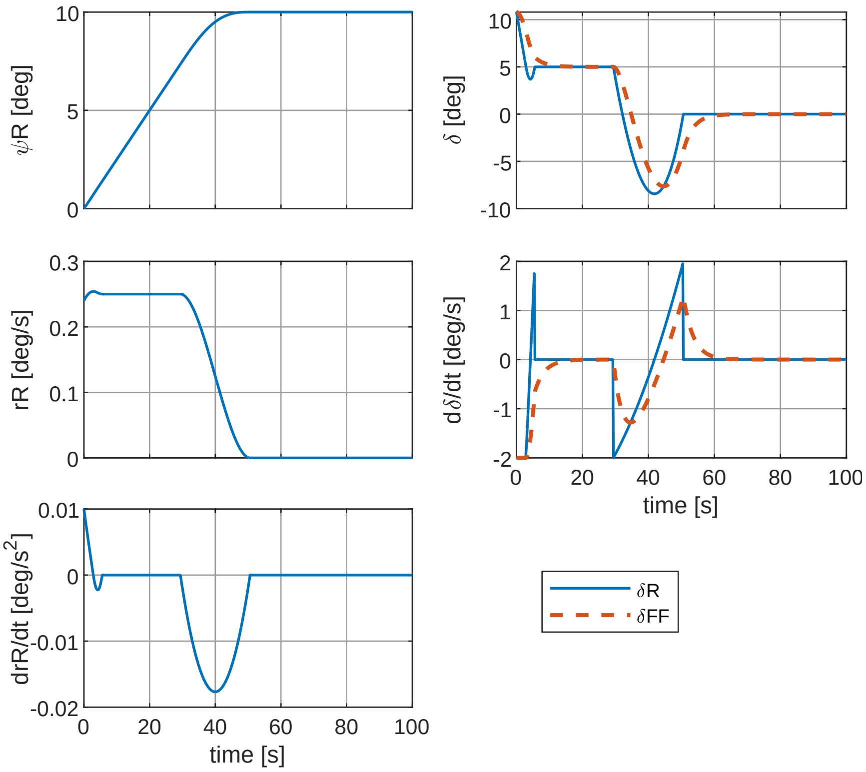


図 8.17　標準軌道による結果，$C_{1a} = 0.01$ deg/s^2，$C_{2a} = 0.24$ deg/s

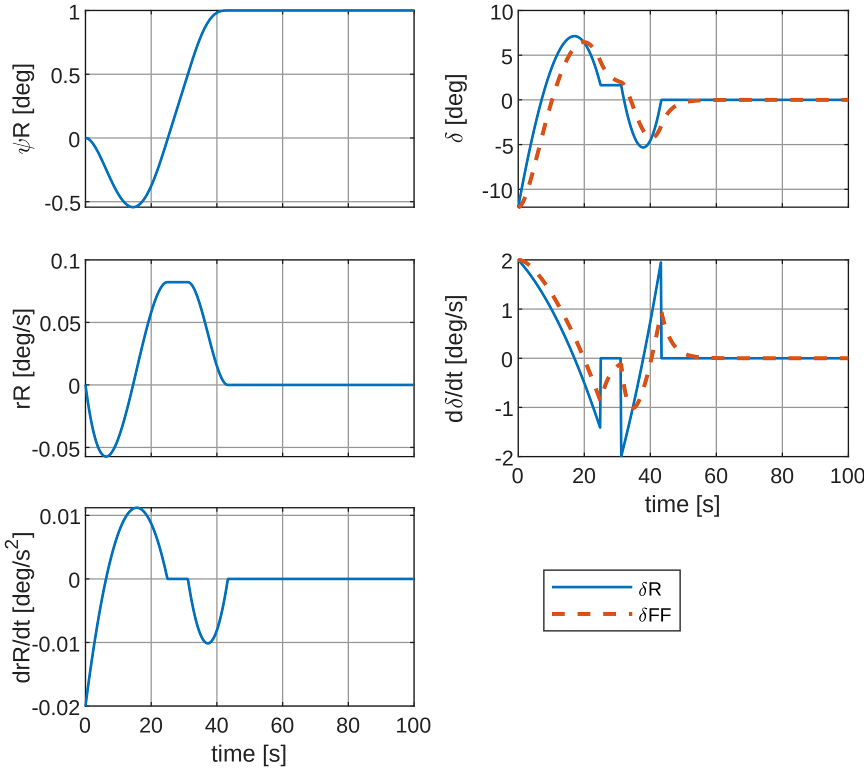


図 8.18　小角度軌道の結果 1，$C_{1a} = -0.02\ \mathrm{deg/s^2}$，$C_{2a} = 0.0\ \mathrm{deg/s}$

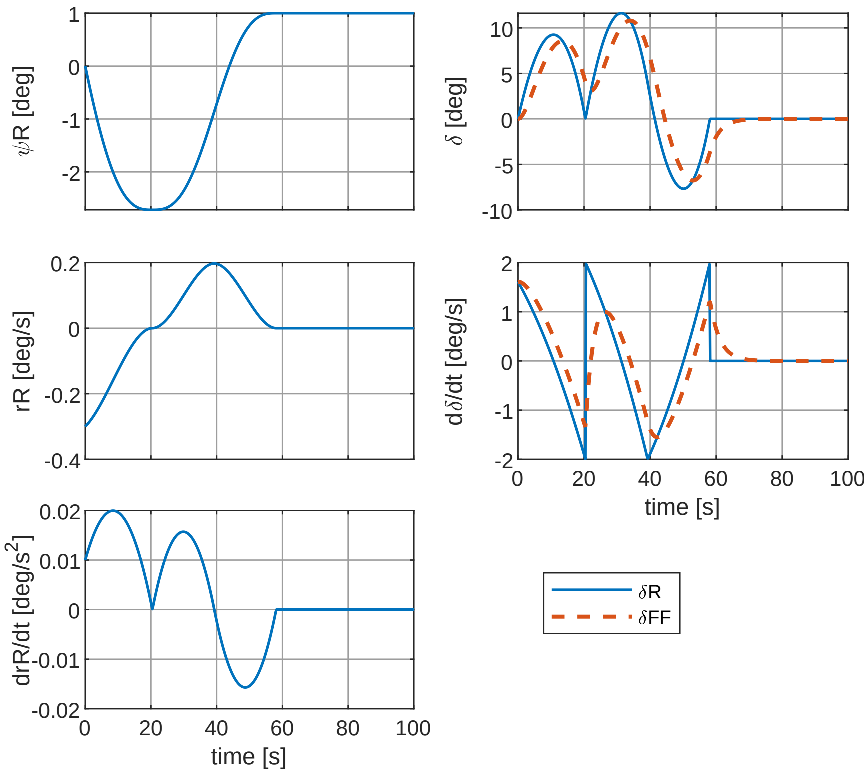


図 8.19　小角度軌道の結果 2，$C_{1a} = 0.01\ \mathrm{deg/s^2}$，$C_{2a} = -0.3\ \mathrm{deg/s}$

付録 8.A　フィードフォワード舵角の時間解

フィードフォワード舵角の時間解を求める。フィードフォワード舵角 δ_{FF} は参照舵角 δ_R の 1 次遅れ出力である。その時間解の導出において，次のことを考慮する。

- 加速・等速・減速のモードごとで過渡現象を生じさせないため，それぞれに初期値を設定する。
- 舵速度 $\dot{\delta}_{FF}$ は $\dot{\delta}_R$ の 1 次遅れ出力であり，実際に利用しないが，参考として求める。

8.A.1　フィードフォワード舵角のラプラス解

フィードフォワード舵角のラプラス表示は次式になる。

$$\Delta_{FF}(s) = \frac{1}{T_{r3}s+1}\Delta_R(s) \tag{8.101}$$

ここで，s はラプラス演算子，T_{r3} は船体パラメータの時定数，$\Delta_R(s)$ は参照舵角で

$$\Delta_R(s) = \frac{T_r}{K_r}\left(s^2 + \frac{1}{T_r}s\right)\Psi_R(s) \tag{8.102}$$

$\Psi_R(s)$ は参照方位，T_r, K_r は船体パラメータのそれぞれ時定数，旋回力ゲインである。

上式を式（8.101）に代入すると

$$\Delta_{FF}(s) = \frac{1}{K_r}\frac{T_rs+1}{T_{r3}s+1}s\Psi_R(s) \tag{8.103}$$

になる。上式に

$$T_rs+1 = \frac{T_r}{T_{r3}}(T_{r3}s+1) + \left(1-\frac{T_r}{T_{r3}}\right) \tag{8.104}$$

を代入すると

$$\Delta_{FF}(s) = \frac{1}{K_r}\left[\frac{T_r}{T_{r3}}s\Psi_R(s) + \left(1-\frac{T_r}{T_{r3}}\right)s\Psi_{Rf}(s)\right] \tag{8.105}$$

になる。ここで，$\Psi_{Rf}(s)$ は $\Psi_R(s)$ の 1 次遅れ出力で

$$\Psi_{Rf}(s) = \frac{1}{T_{r3}s+1}\Psi_R(s) \tag{8.106}$$

である。フィードフォワード舵角の舵速度は

$$s\Delta_{FF}(s) = \frac{1}{K_r}\left[\frac{T_r}{T_{r3}}s^2\Psi_R(s) + \left(1-\frac{T_r}{T_{r3}}\right)s^2\Psi_{Rf}(s)\right] \tag{8.107}$$

になる。

よって，フィードフォワード舵角とその舵速度は，それぞれ参照方位とその 1 次遅れ出力から構成できる。次にその 1 次遅れ出力を求める。

表 8.3　参照方位の係数

モード	R_5	R_4	R_3	R_2	R_1
加速	$2\dfrac{-\mu_a - C_{1a}}{T_a^2}$	$\dfrac{\mu_a}{T_a}$	C_{1a}	C_{2a}	0
等速	0	0	0	C_{2v}	C_{3v}
減速	$2\dfrac{\mu_d}{T_d^2}$	$-\dfrac{\mu_d}{T_d}$	0	C_{2d}	C_{3d}

8.A.2　参照方位の 1 次遅れ出力

参照方位のラプラス表示と時間表示 [25] は

$$\Psi_R(s) = \frac{R_5}{s^5} + \frac{R_4}{s^4} + \frac{R_3}{s^3} + \frac{R_2}{s^2} + \frac{R_1}{s} \tag{8.108}$$

$$\psi_R(t) = \frac{R_5}{24}t^4 + \frac{R_4}{6}t^3 + \frac{R_3}{2}t^2 + R_2 t + R_1 \tag{8.109}$$

になる。ここで，係数 R_i, $i = 1 \sim 5$ は 8.3.1 節から表 8.3 にまとめる。

参照方位の 1 次遅れ出力は式（8.106）に初期値を加えると，

$$\Psi_{Rf}(s) = \frac{\Psi_R(s) + T_{r3}\psi_{Rf}(0)}{T_{r3}s + 1} \tag{8.110}$$

になる。ここで，$\psi_{Rf}(0)$ は初期値である。上式に式（8.108）を代入して，ラプラス解と時間解を求めると

$$\Psi_{Rf}(s) = \frac{T_{r3}(\psi_{Rf}(0) - K_1)}{T_{r3}s + 1} + \frac{K_5}{s^5} + \frac{K_4}{s^4} + \frac{K_3}{s^3} + \frac{K_2}{s^2} + \frac{K_1}{s} \tag{8.111}$$

$$\psi_{Rf}(t) = (\psi_{Rf}(0) - K_1)e^{-t/T_{r3}} + \frac{K_5}{24}t^4 + \frac{K_4}{6}t^3 + \frac{K_3}{2}t^2 + K_2 t + K_1 \tag{8.112}$$

になる。ここで，係数 $K_i, i = 1 \sim 5$ は

$$\begin{cases} K_5 = R_5 \\ K_4 = R_4 - K_5 T_{r3} \\ K_3 = R_3 - K_4 T_{r3} \\ K_2 = R_2 - K_3 T_{r3} \\ K_1 = R_1 - K_2 T_{r3} \end{cases} \tag{8.113}$$

である。

参照方位の角速度の 1 次遅れ出力は

$$s\Psi_{Rf}(s) = \frac{s\Psi_R(s) + T_{r3}\dot{\psi}_{Rf}(0)}{T_{r3}s + 1} \tag{8.114}$$

になる。ここで，$\dot{\psi}_{Rf}(0)$ は初期値である。上式のラプラス解と時間解は

$$s\Psi_{Rf}(s) = \frac{T_{r3}(\dot{\psi}_{Rf}(0) - K_2)}{T_{r3}s + 1} + \frac{K_5}{s^4} + \frac{K_4}{s^3} + \frac{K_3}{s^2} + \frac{K_2}{s} \tag{8.115}$$

$$\dot{\psi}_{Rf}(t) = (\dot{\psi}_{Rf}(0) - K_2)e^{-t/T_{r3}} + \frac{K_5}{6}t^3 + \frac{K_4}{2}t^2 + K_3 t + K_2 \tag{8.116}$$

になる。

参照方位の角加速度の 1 次遅れ出力は

$$s^2\Psi_{Rf}(s) = \frac{s^2\Psi_R(s) + T_{r3}\ddot{\psi}_{Rf}(0)}{T_{r3}s + 1} \tag{8.117}$$

になる。ここで，$\ddot{\psi}_{Rf}(0)$ は初期値である。上式のラプラス解と時間解は

$$s^2\Psi_{Rf}(s) = \frac{T_{r3}(\ddot{\psi}_{Rf}(0) - K_3)}{T_{r3}s + 1} + \frac{K_5}{s^3} + \frac{K_4}{s^2} + \frac{K_3}{s} \tag{8.118}$$

$$\ddot{\psi}_{Rf}(t) = (\ddot{\psi}_{Rf}(0) - K_3)e^{-t/T_{r3}} + \frac{K_5}{2}t^2 + K_4 t + K_3 \tag{8.119}$$

になる。

8.A.3　フィードフォワード舵角の時間解

フィードフォワード舵角の時間解は式（8.105）から

$$\delta_{FF}(t) = \frac{1}{K_r}\left[\frac{T_r}{T_{r3}}\dot{\psi}_R(t) + \left(1 - \frac{T_r}{T_{r3}}\right)\dot{\psi}_{Rf}(t)\right] \tag{8.120}$$

になり，上式に式（8.116）と

$$\dot{\psi}_R(t) = \frac{R_5}{6}t^3 + \frac{R_4}{2}t^2 + R_3 t + R_2 \tag{8.121}$$

を代入することで求まる。

その舵速度の時間解は式（8.107）から

$$\dot{\delta}_{FF}(t) = \frac{1}{K_r}\left[\frac{T_r}{T_{r3}}\ddot{\psi}_R(t) + \left(1 - \frac{T_r}{T_{r3}}\right)\ddot{\psi}_{Rf}(t)\right] \tag{8.122}$$

になり，上式に式（8.119）と

$$\ddot{\psi}_R(t) = \frac{R_5}{2}t^2 + R_4 t + R_3 \tag{8.123}$$

を代入することで求まる。

変針途中から別の変針に移行する際，初期値 $\delta_{FF}(0)$，$\dot{\delta}_{FF}(0)$ は（8.120），（8.122）式に初期値 $\dot{\psi}_R(0)$，$\dot{\psi}_{Rf}(0)$，$\ddot{\psi}_R(0)$，$\ddot{\psi}_{Rf}(0)$ をそれぞれ与えて設定する。

一次遅れの初期値を求める。

参照方位は図 8.3 に示すように，加速，等速，減速と静定の各モードから構成する。各モードは時刻 $t_a = \{0 \le t_a < T_a\}$，$t_v = \{0 \le t_v < T_v\}$，$t_d = \{0 \le t_d < T_d\}$，$t_s = \{0 \le t_s < T_s\}$ によって定まる。ここで，添字 a，v，d，s はそれぞれ加速，等速，減速と静定のモードである。

参照方位の初期値は表 8.3 から，その 1 次遅れ出力の初期値は

$$\begin{cases} \psi_{Rf}^{a}(0) = \psi_{Rf}(0) \\ \psi_{Rf}^{v}(0) = \psi_{Rf}^{a}(t_a = T_a) \\ \psi_{Rf}^{d}(0) = \psi_{Rf}^{v}(t_v = T_v) \\ \psi_{Rf}^{s}(0) = \psi_{Rf}^{d}(t_d = T_d) \end{cases}, \quad \begin{cases} \dot\psi_{Rf}^{a}(0) = \dot\psi_{Rf}(0) \\ \dot\psi_{Rf}^{v}(0) = \dot\psi_{Rf}^{a}(t_a = T_a) \\ \dot\psi_{Rf}^{d}(0) = \dot\psi_{Rf}^{v}(t_v = T_v) \\ \dot\psi_{Rf}^{s}(0) = \dot\psi_{Rf}^{d}(t_d = T_d) \end{cases}, \quad \begin{cases} \ddot\psi_{Rf}^{a}(0) = \ddot\psi_{Rf}(0) \\ \ddot\psi_{Rf}^{v}(0) = \ddot\psi_{Rf}^{a}(t_a = T_a) \\ \ddot\psi_{Rf}^{d}(0) = \ddot\psi_{Rf}^{v}(t_v = T_v) \\ \ddot\psi_{Rf}^{s}(0) = \ddot\psi_{Rf}^{d}(t_d = T_d) \end{cases} \tag{8.124}$$

から定まる。よって，加速モードの初期値以外は参照方位とその 1 次遅れ出力の時間解から設定できる。

加速モードの初期値は，軌道計画が初めての場合と変針中の場合にわける。

前者の場合は，フィードバック舵角と参照舵角の初期値を一致させて求める。

$$\begin{cases} \delta_{FF}(0) = \delta_R(0) \\ \dot\delta_{FF}(0) = \dot\delta_R(0) \end{cases} \tag{8.125}$$

に式（8.105），（8.27）をそれぞれ代入すると

$$\begin{cases} \dfrac{1}{K_r}\left[\dfrac{T_r}{T_{r3}}\dot\psi_R(0) + \left(1 - \dfrac{T_r}{T_{r3}}\right)\dot\psi_{Rf}(0)\right] = \dfrac{T_r}{K_r}\left(\ddot\psi_R(0) + \dfrac{1}{T_r}\dot\psi_R(0)\right) \\ \dfrac{1}{K_r}\left[\dfrac{T_r}{T_{r3}}\ddot\psi_R(0) + \left(1 - \dfrac{T_r}{T_{r3}}\right)\ddot\psi_{Rf}(0)\right] = \dfrac{T_r}{K_r}\left(\dddot\psi_R(0) + \dfrac{1}{T_r}\ddot\psi_R(0)\right) \end{cases} \tag{8.126}$$

になる。上式を整理すると，1 次遅れ出力の初期値は

$$\begin{cases} \dot\psi_{Rf}(0) = \dot\psi_R(0) + T_r\left(1 - \dfrac{T_r}{T_{r3}}\right)^{-1}\ddot\psi_R(0) \\ \ddot\psi_{Rf}(0) = \ddot\psi_R(0) + T_r\left(1 - \dfrac{T_r}{T_{r3}}\right)^{-1}\dddot\psi_R(0) \end{cases} \tag{8.127}$$

になる。

後者の場合は

$$\begin{cases} \dot\psi_R(0) = \dot\psi_R(t)|_{t=T_{\mathrm{break}}} = C_{2a}, & \ddot\psi_R(0) = \ddot\psi_R(t)|_{t=T_{\mathrm{break}}} = C_{1a} \\ \dot\psi_{Rf}(0) = \dot\psi_{Rf}(t)|_{t=T_{\mathrm{break}}}, & \ddot\psi_{Rf}(0) = \ddot\psi_{Rf}(t)|_{t=T_{\mathrm{break}}} \end{cases} \tag{8.128}$$

になる。ここで，T_{break} は現在の信号から初期値を切り出す時刻で

$$T_{\mathrm{break}} = \{0 < T_{\mathrm{break}} < (T_a + T_v + T_d + T_s)\} \tag{8.129}$$

である。

第 9 章

航路旋回システム

9.1　緒言

航路制御システム（Track Control System，TCS）は，計画航路に船体位置（船位）を操舵によって追従させるもので，保持と旋回の機能をもつ。計画航路は直線と円弧からなる。計画航路が直線から円弧に移るとき，その直線航路から変針動作が開始する。本章は，その動作を実現する航路旋回システム（Curved-Tracking System）を設計する。航路旋回システムは開ループ制御の軌道追従方式（Trajectory Tracking Method）になる。円弧航路は旋回の開始と終端のウェイポイント，旋回の半径と角度が与えられる。

航路旋回システムの制御方式は文献 [75, 76, 77] のように，閉ループ制御によるものが多い。だが，閉ループ方式では旋回半径一定を実現することは難しい。閉ループ制御は閉ループ安定性と外乱除去性を実現するレギュレータ問題が主目的であり，旋回運動のような追従応答性を実現するサーボ問題は充分に補えない。フィードバック制御のみではレギュレータ問題とサーボ問題の双方にトレードオフ関係が存在するため，両者を満足することが難しい。そのため，旋回時の方位変化や潮流成分などの外乱変化に十分に追従できず，方位誤差や航路誤差を生じてしまう。

そこで，著者は追従性能向上のため，開ループ制御の軌道追従方式 [78] を報告している。同文献は軌道計画による参照信号と 2 自由度制御系を用いたもので，航路保持システムに航路旋回システムを利用して，半径一定旋回を実現するものである。航路旋回システムは方位旋回システム（8 章を参照）に基づいて設計している。

しかしながら，文献 [78] は旋回時のフィードフォワード舵角が大きくなり，実適用を阻んでいる。舵角が大きいことは制御システムの評価を下げるだけでなく，様々な弊害を招く。船体に過度な運動を与え，操舵機に余分な負担をかける。船体制御では，舵角は必要最小限であるべきだ。

したがって，本航路旋回システムは方位旋回システムの舵角相当によって，半径一定の旋回を実現するものを提案する。

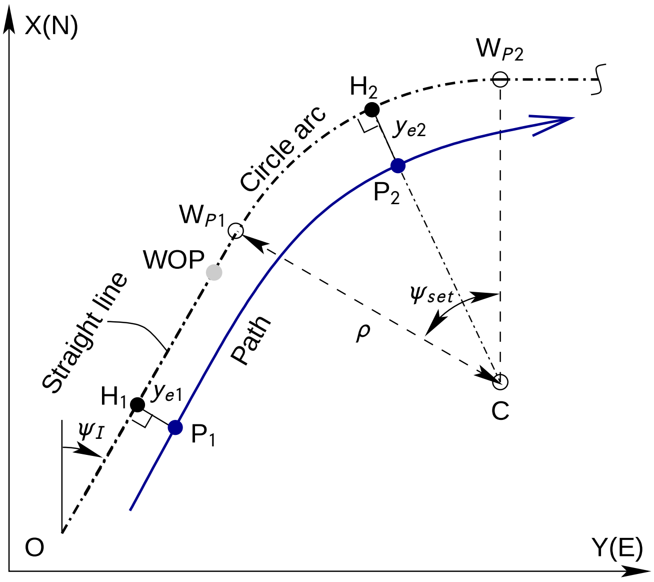


図 9.1　航路旋回システムの動作

本提案手法は方位旋回システムを航路旋回システムに応用して，開ループ制御によって

$$\rho = \frac{U}{r} \tag{9.1}$$

$$|\delta_c| \le \delta_h^{\max} \tag{9.2}$$

を達成する。ここで，ρ は旋回半径，$U = \sqrt{u^2 + v^2}$ は船速，r は旋回角速度，δ_c は命令舵角，$\delta_h^{\max}$ は方位旋回システムの最大舵角である。上式を満足させ，航路誤差の発生を抑制させるために，3 つの方策を講じる。

1. 旋回角速度の修正は式（9.1）を満たすべく，対地船速変化に対応する。
2. 斜航角の修正は式（9.2）を満たしつつ，潮流成分による横流れ速度を相殺する。
3. リーチ量の修正は船体運動の横流れ速度による航路誤差を取り除くため，変針開始位置を円弧開始点から手前にリーチ量だけ移動する。

上記対策は，外乱の潮流成分と横流れ速度に関連する。潮流成分は船位を移動させるもので，風力などによる成分も含む。潮流成分があると，船位は計画航路から外れて航路誤差が生じる。直線航路では，参照方位が一定のため，船体に作用する潮流成分は一定になる。一方曲線航路では，その潮流成分は参照方位に従属するため，変化する。

航路旋回システムは図 9.1 に示すように，計画航路の円弧に船体航跡を追従させる。計画航路（Planned route）は ECDIS 上でウェイポイント S, F によって指定され，直線（Straight line）と円弧（Circular arc）から構成される。円弧は S F 間で，中心 C，半径 ρ と旋回角 ψ_{set} からなる。変針動作は，船体位置（点 P）から計画航路に垂線の足（垂足）を下した位置（点 H）が WOP に達したら開始する。WOP は Wheel Over Point の略で，円弧航路の開始位置からリーチ量だけ手前の直線航路の位置である。垂足の長さ $\overline{\mathrm{PH}}$ を航路誤差 y_e とする。y_e は航路保持システムによって制御される。航路旋回システムは軌道追従制

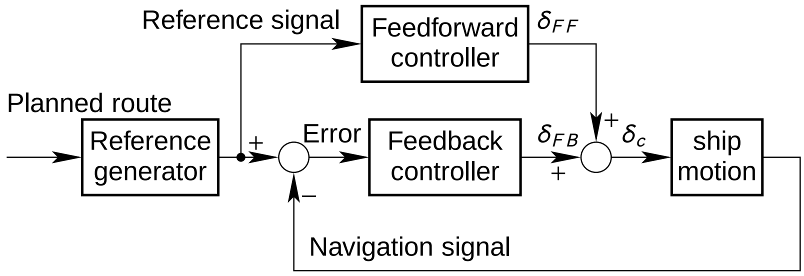


図 9.2　航路制御システムの構成

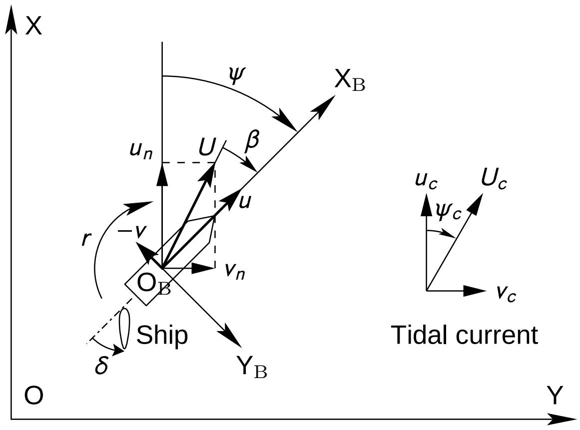


図 9.3　船体運動と潮流成分

御によって，旋回中で y_e の発生を抑制しつつ半径一定旋回を実施する。

航路制御システムの構成を図 9.2 に示す。航路保持システムはフィードバック制御器によって閉ループ制御系を構成して，y_e をゼロに収束させるようにフィードバック舵角 δ_{FB} を制御する。一方，航路旋回システムは参照信号生成器とフィードフォワード制御器によって開ループ制御系を構成して，旋回中で y_e の発生を抑え半径一定旋回を実現するようにフィードフォワード舵角 δ_{FF} を制御する。操舵機（図示せず）は命令舵角 $\delta_c = \delta_{FF} + \delta_{FB}$ を入力し舵角を出力して，船体運動を生じさせる。

9.2　航路旋回システム

9.2.1　制御対象

制御対象は図 3.1 に示すように，船体運動と潮流成分からなる。

船体運動において，u は前進速度（surge 速度）をほぼ一定として，ψ は船首方位，r は旋回角速度（yaw 角速度），v は横流れ速度（sway 速度），δ は舵角である。また，添字 $_n$ は対地速度成分，u_n，v_n はそれぞれ北向き，東向きの船体速度である。

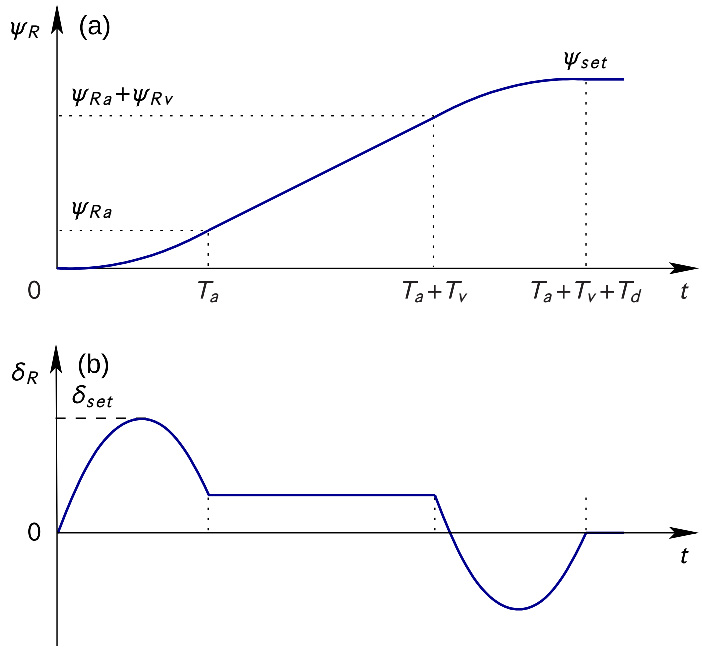


図 9.4　参照信号 ψ_R, δ_R の時系列

surge 速度と sway 速度は，次の関係をもつとする。

$$U^2 = u^2 + v^2 = \text{constant} \tag{9.3}$$

$$\beta = -\tan^{-1}\left(\frac{v}{u}\right) \approx -\frac{v}{u} \tag{9.4}$$

ここで，U は船体速度で一定とし，β は斜航角で右旋回のとき正とする。

潮流成分は対地速度で，風力などが船体を移動させる成分も含み，

$$\begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} = U_c \begin{bmatrix} \cos\psi_c \\ \sin\psi_c \end{bmatrix}, \qquad \begin{bmatrix} \dot{u}_c \\ \dot{v}_c \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix} \tag{9.5}$$

とする。ここで，添字 $_c$ は潮流成分，u_c，v_c はそれぞれ北向き，東向きの潮流速度，U_c は潮流速度，ψ_c は潮流方位である。潮流成分は 7 章 7.3.3 節の潮流推定によって，その推定値

$$\begin{bmatrix} \hat{u}_c \\ \hat{v}_c \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} \tag{9.6}$$

が得られる。ここで，添字 ^ は推定値である。

9.2.2　参照軌道

参照信号による参照軌道について説明する。

(1)　参照信号

方位旋回システム（8 章を参照）の参照信号は図 9.4 に示すように，参照方位 ψ_R と参照舵角 δ_R からなり（添字 $_R$ は参照信号である），方位旋回の変針条件を満足する。変針条件

は変針量，旋回角速度，舵角，舵速度と初期方位からなる。ψ_R と δ_R は時間関数で，

$$\psi_R = f(t) \tag{9.7}$$

$$\delta_R = \frac{T_r}{K_r}\ddot{\psi}_R + \frac{1}{K_r}\dot{\psi}_R \tag{9.8}$$

になる。ここで，f は 4 次の関数，t は時間，添字 r は yaw 周りの船体運動を意味し，K_r は旋回力ゲイン，T_r は時定数である。また，次式の関係をもつ。

$$\begin{cases} r_R = \dot{\psi}_R \\ v_R = \dfrac{K_v}{K_r} r_R \end{cases} \tag{9.9}$$

ここで，添字 v は sway 方向の船体運動を意味し，K_v は横流れゲインである。

参照信号の特性を，以下に示す。

1. 変針量以外の変針条件が同じならば，変針量が増えても加速モードの ψ_{Ra} は変わらず，等速モードの ψ_{Rv} が増える（等速時間 T_v が長くなる）。
2. 参照舵角は船速が上がると小さくなる。船速が上がると，船体パラメータ T_r/K_r，$1/K_r$ が共に小さくなるためである。

(2)　参照軌道

参照信号は加速と減速の各モードがないとして，等速モードのみの場合について述べる。

船体の参照速度は，u, v を一定として参照方位 ψ_R によって，

$$\begin{bmatrix} u_R \\ v_R \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u\cos\psi_R + v\sin\psi_R \\ -u\sin\psi_R + v\cos\psi_R \end{bmatrix} \tag{9.10}$$

になる。ここで，添字 $_R$ は参照方位による成分である。上式を時刻 $[0, \tau]$（τ は変針時間に相当する）で積分すると，参照軌道は

$$\begin{bmatrix} x_R \\ y_R \end{bmatrix} = \int_0^\tau \begin{bmatrix} u_R \\ v_R \end{bmatrix} dt = \frac{1}{r_R}\begin{bmatrix} +u\sin\psi_R - v\cos\psi_R \\ +u\cos\psi_R + v\sin\psi_R \end{bmatrix}_0^\tau \tag{9.11}$$

になる。ここで，参照方位は単純化した $\psi_R = r_R t$ を用いる。上式に式（9.3），（9.4）から

$$\begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} = U\begin{bmatrix} \cos\beta \\ -\sin\beta \end{bmatrix} \tag{9.12}$$

を代入すると，参照軌道は図 9.5 に示すように，

$$\begin{bmatrix} x_R \\ y_R \end{bmatrix} = \rho\begin{bmatrix} \sin(\psi_{\mathrm{set}} + \beta) + \sin\beta \\ \cos(\psi_{\mathrm{set}} + \beta) + \cos\beta \end{bmatrix} \tag{9.13}$$

になる。ここで，ρ は旋回半径で，

$$\rho = U \div r_R \tag{9.14}$$

$$\psi_{\mathrm{set}} = r_R \times \tau \tag{9.15}$$

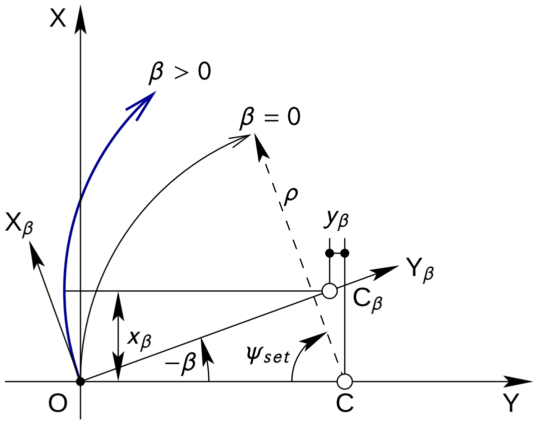


図 9.5　斜航角による参照軌道

である。

参照軌道の特性を説明する。図 9.5 において，$\beta=0$（XOY 座標）は計画航路の円弧（中心 C，半径 ρ）であり，$\beta>0$（$X_\beta OY_\beta$ 座標）はその円弧を $-\beta$ だけ座標回転したものである。斜航角をもつ参照軌道は次のような特性をもつ。

1. 参照軌道は横流れ速度により，計画航路の外側に $-\beta$ 回転する。
2. 旋回中心 C_β の座標は $(\ \rho\sin\beta,\quad \rho\cos\beta\ )$ になる。
3. C_β の移動量は β を微小角とすれば，次式になる。

$$x_\beta=\rho\sin\beta\approx\rho\beta=-\frac{v}{r}\approx-\frac{K_v}{K_r}>0 \tag{9.16}$$

$$y_\beta=\rho(\cos\beta-1)\approx-\frac{1}{2}\rho\beta^2=-\frac{1}{2}\frac{x_\beta^2}{\rho}<0 \tag{9.17}$$

ここで，x_β は理想リーチ量とよび，船体パラメータの K_v，K_r の比になる。y_β はキック（kick）に相当し，時刻 $r_R\tau-\beta=0$ で生じた負の小さい値になる。数値例は，$\rho=1852\,\mathrm{m}$，$u=15\,\mathrm{kn}$，$K_r=0.1\,\mathrm{s}^{-1}$，$K_v=-7.4\,\mathrm{m{\cdot}s}^{-1}$，$u=\rho r$ から，$x_\beta=74\,\mathrm{m}$，$y_\beta=-1.48\,\mathrm{m}$，$|y_\beta|\ll x_\beta$ になる。

上記は理想状態で解析したもので，参照軌道の理想特性とよぶ。理想特性では，参照方位が等速モードのみで，理想リーチ量は横流れ速度と旋回角速度の比になり，変針量に無関係で一定値になる。

(３)　参照方位とリーチ量の関係

参照方位とリーチ量の関係を説明する。実際の参照方位は加速，等速と減速の各モードからなる。加速と減速の各モードでは方位変化が小さいので，前者の時間はリーチ量を伸長させ，後者の時間はリーチ量に影響しない（図 9.4 を参照)。したがって，リーチ量は，加速モードの開始時から求めると，

$$d_r=d_{\psi Ra}+x_\beta \tag{9.18}$$

になる。ここで，d_r はリーチ量，$d_{\psi Ra}$ は加速モードの移動量で

$$d_{\psi Ra} = \int_0^{T_a} u(t)\cos(\psi_R(t))dt \approx u_0 T_a \tag{9.19}$$

$u(t) = u_0$，u_0 は一定値，$\cos(\psi_R(t)) \approx 1 - 0.5\,(\psi_R(t))^2 \approx 1$，$\psi_R(T_a) \ll 1$ である。

よって，リーチ量 d_r の特性を，以下に示す。

1. d_r は変動量である $d_{\psi Ra}$ と固定量である x_β の和になる。$d_{\psi Ra}$ は船速と加速時間に比例し，x_β は比 $-K_v/K_r$ になる。よって，d_r は $d_{\psi Ra}$ に比例する。
2. 変針量以外の変針条件（$d_{\psi Ra}$ が変わらない）および船速が同じならば，変針量が増えてもリーチ量は同じである。よって，リーチ量は変針量に依存しない。
3. 船速が同じでならば，参照舵角は同じになる。船体パラメータが変わらないためである。

9.2.3 航路誤差モデル

参照軌道上の速度成分を用いて，航路誤差モデルを説明する。

船体の対地速度は図 3.1 に示すように，船体成分と潮流成分の和になるから

$$\begin{bmatrix} u_g \\ v_g \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_n \\ v_n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} \tag{9.20}$$

になる。ここで，添字 $_g$ は船体速度の対地成分，添字 $_n$ は船体速度の対地成分，

$$\begin{bmatrix} u_n \\ v_n \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi) \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} \tag{9.21}$$

$\boldsymbol{\Omega}_E^B$ は船体固定座標から地球固定座標に変換する行列で，

$$\boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi) = \left(\boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi)\right)^T, \quad \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi) = \begin{bmatrix} \cos\psi & \sin\psi \\ -\sin\psi & \cos\psi \end{bmatrix} \tag{9.22}$$

添字 ^{T} は転置行列である。

参照方位における船体の対地速度は次式になる。

$$\begin{bmatrix} u_{gR} \\ v_{gR} \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi_R) \begin{bmatrix} u_g \\ v_g \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi_e) \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} + \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi_R) \begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} \tag{9.23}$$

ここで，添字 $_R$ は参照方位に関し，$\psi_e = \psi - \psi_R$ は方位偏差，

$$\boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi_e) = \boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi_R)\boldsymbol{\Omega}_E^B(\psi) \tag{9.24}$$

である。式（9.23）を線形近似すると，航路誤差モデルは次式になる。

$$\begin{bmatrix} u_{gR} \\ v_{gR} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u\cos\psi_e - v\sin\psi_e + u_{cR} \\ u\sin\psi_e + v\cos\psi_e + v_{cR} \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} u_0 + u_{cR} \\ u_0\psi_e + v + v_{cR} \end{bmatrix} \tag{9.25}$$

ここで，ψ_e は微小角として線形化 $\cos\psi_e \approx 1$，$\sin\psi_e \approx \psi_e$，$u\psi_e \approx u_0\psi_e$ を行ない，u_0 は一定値，u_{cR}，v_{cR} は参照方位でのそれぞれ接線方向，法線方向の速度成分で，

$$\begin{bmatrix} u_{cR} \\ v_{cR} \end{bmatrix} = \mathbf{\Omega}_B^E(\psi_R) \begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix} = U_c \begin{bmatrix} \cos\psi_{cR} \\ \sin\psi_{cR} \end{bmatrix} \tag{9.26}$$

$\psi_{cR} = \psi_c - \psi_R$ である。

航路旋回での誤差因子は式（9.25）から，潮流成分に起因するものと，横流れ速度に起因するものに大別できる。

- 前者では，u_{cR} が船体の前進方向に，v_{cR} がその横方向にそれぞれ作用する。
- 後者では，前述の参照軌道で説明したように，それを計画航路の外側に移動させる。

よって，半径一定の旋回軌道を実現するためには，上記の対策を講じる必要がある。また，項 $u_0\psi_e$ は航路保持システムで取り扱っている。

9.3　航路誤差修正

船体が旋回運動する時に生じる誤差因子を修正する方法を説明する。その方法は，

1. u_{cR} は潮流の接線方向成分で，前進速度に作用するため，旋回角速度を修正する。
2. v_{cR} は潮流の法線方向成分で，横方向速度に作用するため，斜航角によって相殺する。
3. 横流れ速度の修正は，式（9.18）のリーチ量 d_r を求めて，変針開始位置をリーチ量だけ手前に移動する。これをリーチ修正とよぶ。

となる。

9.3.1　旋回角速度修正

半径一定の旋回軌道を実現するため，旋回角速度を

$$r = \frac{u_{gR}}{\rho} \tag{9.27}$$

と設定する。ここで，r は旋回角速度，u_{gR} は接線方向参照速度，ρ は旋回半径である。u_{gR} は，式（9.25）から船体の surge 速度と潮流成分 u_{cR} になる。surge 速度は変針動作のため，操舵量が航路保持より増加し抵抗になるため，減速する傾向をもつ。u_{cR} は式（9.26）から参照方位の関数になるため，旋回中に変化する。したがって，参照角速度は u_{gR} の変動に応じて，修正する必要がある。参照方位は残りの旋回角，参照角速度と初期方位の設定値に基づき，参照舵角と共に軌道計画によって計算する。

旋回角速度の修正は u_{gR} が次の条件に達したら，更新値 u_{gR}^{up} を用いて行う。すなわち，

$$u_{gR}^{up} = u_{gR} \qquad \left(\left\{\left|u_{gR} - u_{gR}^{up}\right| \geq u_{\mathrm{set}}\right\} \cup \{\dot{u}_{gR} = 0\}\right) \tag{9.28}$$

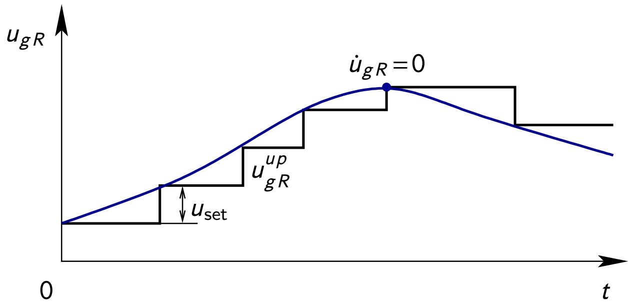


図 9.6　u_{gR}^{up} の時系列の一例

ここで，添字 ^{up} は初期値または更新値，$u_{\rm set}$ は速度しきい値である。このとき，変針条件を

$$r_{\rm set}^{up} = \frac{u_{gR}^{up}}{\rho} \tag{9.29}$$

$$\psi_{\rm set}^{up} = \psi_{\rm set} - \psi_R \tag{9.30}$$

に更新する。ここで，$r_{\rm set}^{up}$ は旋回角速度更新値，$\psi_{\rm set}^{up}$ は変針量更新値である。よって，旋回角速度の修正は $\psi_{\rm set}^{up}$ がゼロになるまで繰り返す。

u_{gR}^{up} の時系列の一例を図 9.6 に示す。同図で，u_{gR}^{up}（階段状波形）は u_{gR} の変化に従って間欠的に更新するため，u_{gR} 波形との誤差をもつ。旋回角速度は更新時の u_{gR}^{up} から求めるため，更新後の速度変化が旋回半径に歪み誤差を生じさせる場合がある。

9.3.2　斜航角修正

参照速度の法線方向において，潮流速度成分 v_{cR} を打ち消す必要がある。v_{cR} は参照方位 ψ_R に連動して変化する。v_{cR} を相殺する斜航角 β_c は式（9.25）から，

$$\beta_c = -\frac{v_{cR}}{u} \qquad (u\beta_c + v_{cR} = 0) \tag{9.31}$$

になる。ここで，添字 $_c$ は潮流成分を示す。β_c の修正はフィードフォワード制御とフィードバック制御を利用する。

命令舵角 δ_c は図 9.2 に示すように，次式の関係をもつ。

$$\begin{cases} \delta_c = \delta_{FB} + \delta_{FF} \\ \delta_{FB} = \delta_h + \delta_t \\ \delta_{FF} = \delta_{FF}^h + \delta_{FF}^t \end{cases} \tag{9.32}$$

ここで，δ_{FB}，δ_h，δ_t はフィードバック舵角，δ_{FF}，$\delta_{FF}^h = \delta_R$，δ_{FF}^t はフィードフォワード舵角，添字 h，t はそれぞれ方位制御，航路制御である。

β_c 修正のフィードフォワード制御は，次式に示すようにゼロとなる。

$$\delta_{FF}^t = 0 \times \delta_R^{\beta c} \tag{9.33}$$

ここで，$\delta_R^{\beta c}$ は式（9.38）で，β_c のフィードフォワード舵角に相当する。

同じくフィードバック制御は，

$$\delta_t = +f_1\beta_c + f_2\dot{\beta}_c \tag{9.34}$$

になる。ここで，f_1，f_2 は方位制御ループのそれぞれ比例ゲイン，微分ゲイン，修正量のフィードバック項を省いている。

上式の $\dot{\beta}_c$ 項を説明する。上式によって，β_c 相当分が船首方位に加わる。そのため，方位偏差は

$$\psi_e = (\psi + \beta_c) - \psi_R = \beta_c \tag{9.35}$$

になる。一方，δ_h は推定値や修正量を除くと，ψ_e にフィードバックゲインを乗じて，

$$\delta_h = -f_1\psi_e - f_2\dot{\psi}_e \tag{9.36}$$

になる。よって，δ_t の $\dot{\beta}_c$ 項は，上式の $\dot{\psi}_e$ 項に対応させるために設定する。

なお，β_c に参照方位と同様の方法を応用できる。追従応答が改善でき過渡誤差も減少できる。だが，その δ_{FF}^t が大きくなるため採用しない。詳細は次節で説明する。命令舵角は船体運動の制御に必要最低限とすべきである。

潮流修正の斜航角は航路旋回システムと航路保持システムにおいて，式（9.34）になり本質的に同一である。

9.3.3 斜航角修正のフィードフォワード舵角

本節では，斜航角修正 β_c にフィードフォワード舵角 $\delta_R^{\beta c}$ を適用した場合を説明する。$\delta_R^{\beta c}$ は参照方位 ψ_R の参照舵角 δ_R から生成できる。

β_c は式（9.31）から ψ_R の関数になるため，δ_R と関連する。β_c のフィードフォワード舵角 $\delta_R^{\beta c}$ を利用すれば，β_c の応答は改善できる。だが，航路旋回システムのフィードフォワード舵角は

$$\delta_{FF} = \delta_R + \delta_R^{\beta c} \tag{9.37}$$

になり，舵角設定値 δ_{set} を超える場合を生じる。その場合，δ_{FF} は操舵機の制限を受け，正しく動作できない状況になる。

(1) フィードフォワード舵角

斜航角修正 β_c のフィードフォワード舵角 $\delta_R^{\beta c}$ は式（9.8）を用いて

$$\begin{aligned}\delta_R^{\beta c} &= \frac{T_r}{K_r}\left(\ddot{\beta}_c + \frac{1}{T_r}\dot{\beta}_c\right)\\ &= \frac{T_r}{K_r}\frac{1}{u}\left[u_{cR}\left(\ddot{\psi}_R + \frac{1}{T_r}\dot{\psi}_R\right) + v_{cR}\dot{\psi}_R^2\right]\end{aligned} \tag{9.38}$$

になる。ここで，$\dot{u}=0$，コリオリ項 $\dot{\psi}_R^2$ を含み，β_c の導関数は

$$\dot{\beta}_c = -\frac{\dot{v}_{cR}}{u} = \frac{1}{u}u_{cR}\dot{\psi}_R \tag{9.39}$$

$$\ddot{\beta}_c = -\frac{\ddot{v}_{cR}}{u} = \frac{1}{u}\left(u_{cR}\ddot{\psi}_R + v_{cR}\dot{\psi}_R^2\right) \tag{9.40}$$

である。また，u_{cR}，v_{cR} の導関数は

$$\begin{cases} \dot{u}_{cR} = -U_c \sin\psi_{cR}\cdot\dot{\psi}_R = v_{cR}\dot{\psi}_R \\ \dot{v}_{cR} = -U_c \cos\psi_{cR}\cdot\dot{\psi}_R = -u_{cR}\dot{\psi}_R \\ \ddot{v}_{cR} = -\left(u_{cR}\dot{\psi}_R\right)' = -v_{cR}\dot{\psi}_R^2 - u_{cR}\ddot{\psi}_R \end{cases} \tag{9.41}$$

である。ここで，$\dot{U}_c = 0$ である。

式（9.38）に式（3.43）を代入すると

$$\delta_R^{\beta c} = \frac{U_c}{u}\left(\cos\psi_{cR} + C_{\beta c}\sin\psi_{cR}\right)\delta_R \tag{9.42}$$

になる。ここで，$C_{\beta c}$ は係数で，

$$C_{\beta c} = \frac{\dot{\psi}_R^2}{\ddot{\psi}_R + \dfrac{1}{T_r}\dot{\psi}_R} \tag{9.43}$$

である。

（2）　フィードフォワード舵角 $\delta_R^{\beta c}$ の近似

$C_{\beta c}$ の大きさを安定船（$K_r > 0$，$T_r > 0$）の場合で調べる。式（9.43）の分子分母は

$$\ddot{\psi}_R + \frac{1}{T_r}\dot{\psi}_R = \frac{K_r}{T_r}\delta_{\text{set}} \tag{9.44}$$

$$\dot{\psi}_R = \frac{u_{gR}}{\rho} \tag{9.45}$$

になる。数値例を示す。上式に $K_r = 0.1\,\text{s}^{-1}$，$T_r = 30\,\text{s}$，$\delta_{\text{set}} = 13\,\text{deg}$，$u = 10\,\text{kn}$，$U_c = 5\,\text{kn}$，$\rho = 1\,\text{Nm}$，$u_{gR} = u + U_c$ を代入すると

$$C_{\beta c} = \left(\frac{15\cdot 0.5144}{1852}\right)^2 \div \left(\frac{0.1}{30}\,\frac{13}{57.3}\right) = 0.023$$

になる。これより，式（9.42）の右辺において，sin 項は無視でき cos 項が支配的になり，

$$\delta_R^{\beta c} \approx \delta_R\frac{U_c}{u}\cos\psi_{cR} \tag{9.46}$$

となる。上式の最大値は $\psi_{cR} = \psi_c - \psi_R$ から，$\psi_{cR} = 0$ または $\psi_c = \psi_R$ のとき生じる。よって，δ_{FF} の近似解は式（9.37）から次式になる。

$$\delta_{FF} \approx \left(1 + \frac{U_c}{u}\cos\psi_{cR}\right)\delta_R \tag{9.47}$$

上記の数値例と $\psi_{cR}=0$，$\delta_R=\delta_{\rm set}$ を用いると，$\delta_{FF}=1.5\times 13=19.5\,\rm deg$ になる。$\delta_{FF}=13\,\rm deg$ にするためには，$\delta_{\rm set}=13/1.5=8.6\,\rm deg$ にする必要がある。$\delta_R^{\beta c}$ の利用は上式を考慮して，$\delta_{\rm set}$ を修正しなければならない。

だが，変針条件が潮流成分の大きさによって，変更されることは適切でない。ただし，旋回角速度修正の場合を除く。変針量が同じでも舵角設定値が違えば，変針応答が変化する。そのとき，船体パラメータ同定を実施すれば，同定値もまた変動する。

したがって，斜航角修正のフィードフォワード舵角 δ_{FF}^t は式（9.38）ではなく，式（9.33）を用いたほうがより適切になる。

9.3.4　リーチ修正

（1）　修正の重要性

リーチ修正は図 9.7 に示すように，横流れ速度による旋回縦距の最大値（最大縦距，advance）の位置を修正するものである。最大縦距（リーチ）は参照軌道（実船では船体航跡）と計画航路の前進方向のズレである。リーチ見積もりに誤差があると，計画航路と船体航跡の航路誤差に直結する。

リーチ量は軌道計画，船速や潮流成分の影響を受けるため，式（9.16）を利用せずに，開ループ制御系で船位を数値計算して見積もる。その計算において，船体運動は質点運動として扱う。横方向のズレである最大横距（キック，kick）は小さいため，修正しない。

見積もり計算は少なくとも二回行なうべきである。一回目は計画航路が立案されたときに概算値として求め，二回目はその概算値を参考にして変針直前に精算値を求める。二回目の計算はリーチ量を船速と潮流成分の変化にできるだけ適応させるためである。変針動作は図 9.1 に示すように，船体位置（点 P）の垂足位置（点 H）が WOP に達したら開始する。

（2）　リーチの計算手順

リーチ量は次の手順によって求める。

ステップ 1　計算は簡単化のため，図 9.7 に示すように，直線航路の計画方位 $\psi_{\rm plan}$ を X 軸に一致させる。船体運動は船体速度，参照方位と潮流成分に基づく。

初期船速は旋回開始時の値で，次式になる。

$$U_0=\sqrt{u^2+v^2} \tag{9.48}$$

ここで，$u=u_0$（初期値），$v=K_v\delta_{ro}$，δ_{ro} は舵角オフセットである。推定した潮流速度 $\hat{u}_c$，$\hat{v}_c$ を $\psi_{\rm plan}$ で座標変換し，それを U_c，ψ_c' に変換すると，

$$\begin{bmatrix} u_c' \\ v_c' \end{bmatrix}=\boldsymbol{\Omega}_B^E(\psi_{\rm plan})\begin{bmatrix} u_c \\ v_c \end{bmatrix}=U_c\begin{bmatrix} \cos\psi_c' \\ \sin\psi_c' \end{bmatrix} \tag{9.49}$$

になる。

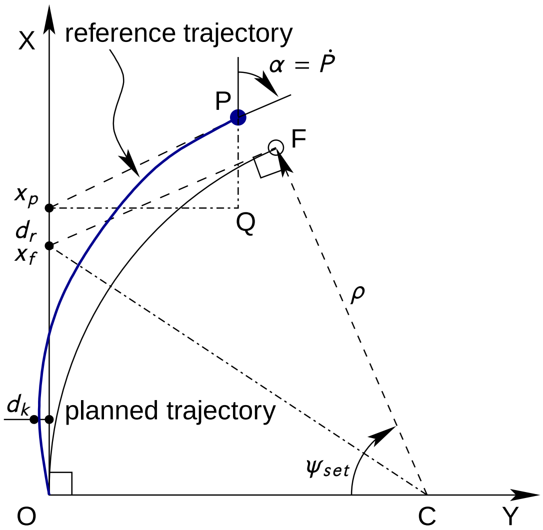


図 9.7　参照軌道のリーチ見積もり

前進方向速度 $u_{gR} = u + u'_c$ と変針条件（変針量 ψ_{set}，旋回角速度初期値 $r_{\text{set}} = u_{gR} \div \rho$，舵速度設定値 $\dot{\delta}_{\text{set}}$，舵角設定値 δ_{set}）を設定し，式（9.7）の参照方位 ψ_R を求める。

ステップ 2　参照軌道は船体速度と潮流成分の和を積分すると，

$$\begin{bmatrix} x_R \\ y_R \end{bmatrix} = \int_0^{\tau} \left(U_0 \begin{bmatrix} \cos\theta_R \\ \sin\theta_R \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} u'_c \\ v'_c \end{bmatrix} \right) dt \tag{9.50}$$

になる。ここで，τ は ψ_R が ψ_{set} に達するまでの時間，θ_R は修正方位で，

$$\theta_R = \psi_R + \beta + \beta_c \tag{9.51}$$

になる。ここで，β は式（9.4），（9.9）を用い，旋回角速度修正と斜航角修正は実施する。

ステップ 3　リーチ量を式（9.50）の船体軌道と円弧航路から計算する。リーチ量 d_r は図 9.7 において，船位終端点 P と旋回終端点 F でそれぞれの接線の切片 x_p, x_f から

$$\begin{cases} d_r = x_p - x_f \\ x_p = P_x - \dfrac{P_y}{\tan\alpha}, \quad \alpha \approx \dfrac{\Delta P_y}{\Delta P_x} \\ x_f = \rho \tan \dfrac{|\psi_{\text{set}}|}{2} \end{cases} \tag{9.52}$$

になる。ここで，P_x, P_y は点 P の位置 $(x,\ y)$，α は点 P の傾き，Δ は微小な変化量，ψ_{set} は変針量である。上式は $\psi_{\text{set}} < 0$ にも対応する。ただし，右手座標系，右ねじ方向を正とする。なお d_k はキック量である。リーチ量は参照方位の変針条件，船速と潮流成分の影響，および旋回角速度修正の効果により変動する。

(3)　リーチ誤差の抑制方法

リーチ計算は船体運動を質点運動に置き換え，その対地速度を積分した位置から求める。

変針量の影響　変針量がリーチ量に与える影響をまとめる。

- リーチ量は変針量以外の変針条件が同じならば，変針量の大きさに依存しない。
- 旋回角速度修正は対地速度 u_{gR} の変化が速度しきい値 u_{set} で実施する。そのとき，旋回角速度を更新するので，参照軌跡の曲率が変化し，リーチ計算の際に誤差を生じる。変針量が小さいほど，その修正の機会が減る。

船速と潮流成分の影響　船速と潮流成分がリーチ量に与える影響をまとめる。

- リーチ量は船速に比例する。変針条件や旋回半径が同じでも，船速が変わればリーチ量は変化する。ただし，リーチ量の変動は比 U_c/U に比例する。
- リーチ量は潮流成分で変化する。参照軌跡は（9.50）式から潮流成分があるとその曲率に歪みを生じる。リーチ量はその歪みの大きさによって誤差を生じる場合がある。

リーチ誤差の抑制方法　リーチ見積もりの計算において，上記の考察からリーチ誤差の抑制方法を 2 つ示す。

1. **変針量の対策**　変針量はリーチ変針量

$$\psi_{\mathrm{set}}^{dr} = \begin{cases} \psi_{\mathrm{set}} & (\psi_{\mathrm{set}} < \tilde{\psi}_{\mathrm{set}}) \\ \tilde{\psi}_{\mathrm{set}} & (\psi_{\mathrm{set}} \geq \tilde{\psi}_{\mathrm{set}}) \end{cases} \tag{9.53}$$

を設定する。ここで，$\tilde{\psi}_{\mathrm{set}}$ は制限値で，次の範囲から設定する。

$$0 < \tilde{\psi}_{\mathrm{set}} < 30\ \mathrm{deg} \tag{9.54}$$

2. **潮流成分の対策**　潮流成分はリーチ潮流成分

$$U_c^{dr} = \begin{cases} U_c & (U_c < \widetilde{U}_c) \\ \widetilde{U}_c & (U_c \geq \widetilde{U}_c) \end{cases} \tag{9.55}$$

を設定する。ここで，$\widetilde{U}_c$ は制限値で

$$\widetilde{U}_c = (U_c/U)_{\mathrm{set}} \times U \tag{9.56}$$

$(U_c/U)_{\mathrm{set}}$ は船速 U と潮流成分 U_c の比率の設定値で，次の範囲から設定する。

$$0 < (U_c/U)_{\mathrm{set}} < 1 \tag{9.57}$$

(4)　リーチ修正の評価

リーチ修正は，図 9.8 に示すように，参照方位の開始位置を点 O′ に移動させるものである。同図で，便宜上キック量も移動しているが，キック修正は行わない。よって，リーチ量だけ手前に移動することで，参照軌道は円弧に近づき，航路誤差の発生が低減できる。

リーチ修正は，旋回時の船体運動の軌道を推測することで，航路誤差を効果的に抑制し，かつ舵角の制御を必要としない利点がある。なお，横流れ速度を斜航角に換算してフィード

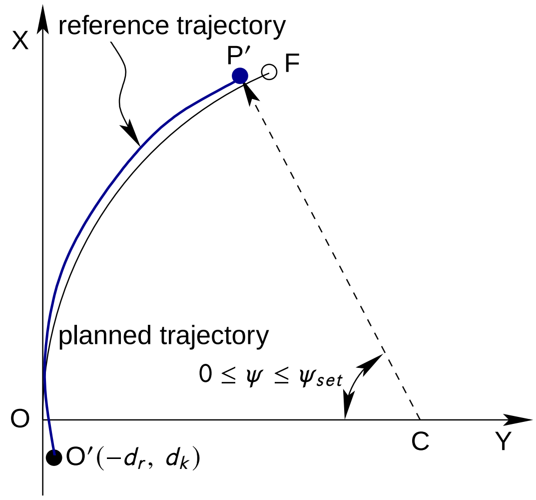


図 9.8　リーチ修正による参照軌道

フォワード舵角によって修正する方法も可能である。だが，斜航角修正の場合と同様な理由から，採用しない。

リーチ計算において，同時に旋回角速度修正と斜航角修正を利用する。その結果となるリーチ修正を包括的に評価するため，旋回半径誤差を用いる。旋回半径誤差は図 9.8 から，

$$e = \sqrt{P_x^2 + (\rho - P_y)^2} - \rho \qquad (0 \le \psi \le \psi_{\mathrm{set}}) \tag{9.58}$$

$$\mu = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} e_i \tag{9.59}$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n}(e_i - \mu)^2} \tag{9.60}$$

とする。ここで，e は半径誤差，μ は平均，σ は標準偏差，n はデータ数である。

9.4　検証

航路旋回システムを開ループ制御の軌道追従方式によって実現するため，旋回角速度修正，斜航角修正とリーチ修正を提案した。その有効性をシミュレーション結果から検証する。内容は次の項目を確認する。

1. 本提案手法による航路旋回応答の効果
2. 解析したリーチ特性の妥当性
3. 開ループ制御において，本提案手法の妥当性
4. 閉ループ制御において，本提案手法の有効性

シミュレーション条件　数値計算の条件は次のようになる。

- 仕様：$|y_e| \le 60$ m，$|\delta_c| \le 15$ deg。

表 9.1　対象船の船体パラメータと制御ゲイン

U_0 [kn]	K_r [s^{-1}]	T_r [s]	T_{r3} [s]	K_v [$\mathrm{m{\cdot}s}^{-1}$]	f_1	f_2 [s]	f_y [m^{-1}]
10	0.0653	62.0	0.66	-4.15	0.98	27.2	0.00126
15	0.103	43.2	0.24	-7.38	0.99	18.9	0.00130
20	0.141	33.3	0.04	-9.88	1.00	14.6	0.00131

- 設定値：$\psi_{\mathrm{set}}^{dr} = 10$ deg，$(U_c/U)_{\mathrm{set}} = 0.25$ を設定する。
- 船体運動モデルは 1 次モデルと非線形モデル [49]（マリナー船，船長 L = 161 m）。
- 変針条件：$\psi_{\mathrm{set}} = \{10, 15, 20, 30\}$ deg，$\delta_{\mathrm{set}} = 13$ deg，$\dot{\delta}_{\mathrm{set}} = 2\ \mathrm{deg{\cdot}s}^{-1}$。
- 旋回条件：$U_0 = \{10, 15, 20\}$ kn，$\rho = 1$ Nm，$u_{\mathrm{set}} = 1$ kn，1 Nm= 1852 m。
- 潮流成分：$U_c/U = \{0, 0.1, 0.2, 0.25, 0.3\}$，$\psi_c = 0 \sim 360$ deg，刻み 10 deg，波浪成分なし。
- 対象船の船体パラメータと代表的な制御ゲインを表 9.1 にまとめる。同表で，U_0 は初期船速，f_y は航路ゲインである。船体パラメータは同定したノミナル値である。

9.4.1　航路旋回応答

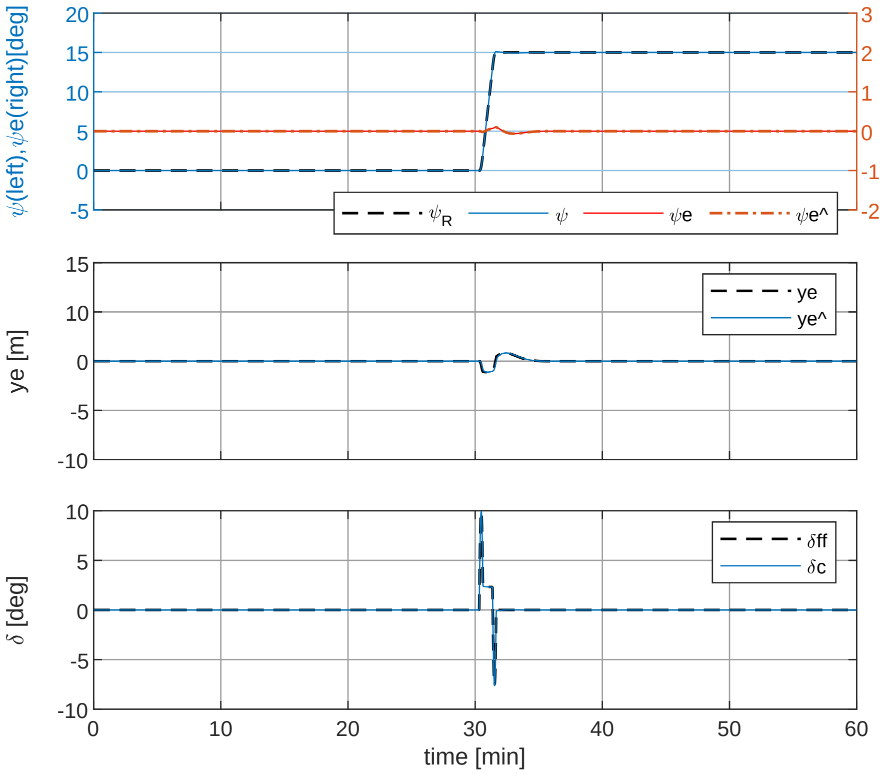
本提案手法による航路旋回応答の結果を図 9.9（1 次モデルの場合），図 9.10（非線形モデルの場合）にそれぞれ示す。ここで，1 次モデルは制御システムの船体モデルと一致し，一方非線形モデルはそれと異なり舵角オフセット成分を含む。

旋回条件は $U_0 = 15$ kn, $\psi_{\mathrm{set}} = 15$ deg で，リーチ量 $d_r = 140.6$ m, キック量 $d_k = -1.1$ m になる。リーチ量は制御対象モデルが異なっても，そのパラメータが同一ならば同じ値になる。旋回は時刻 30 分から開始し，それ以降の誤差を注視する。

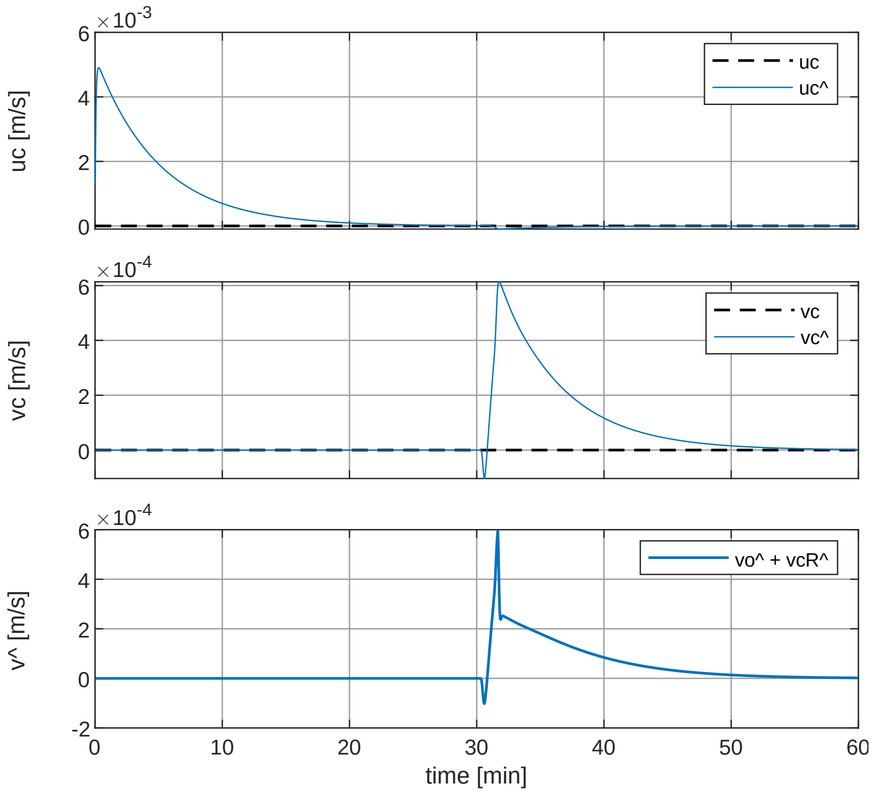
図 9.9 から，船首方位 ψ は参照方位 ψ_R に追従し方位誤差 $\psi_e = \psi - \psi_R$ はゼロになり，航路誤差 y_e はほぼゼロになり，命令舵角 δ_c はフィードフォワード舵角 δ_{FF} になる。よって，本旋回結果は仕様を満足し，提案手法は適切である。

図 9.10 から，同定されたノミナル値（表 9.1 参照）を用いると，ψ_e と y_e は共に無視できる量に収まり，δ_c は δ_{FF} と同じになる。よって，本旋回結果は 1 次モデルの場合とほぼ等価になる。ノミナル値が適正であれば，提案手法は非線形モデルに対しても，仕様を満足し実用的に十分な精度をもつ。なお，潮流成分の推定値に関しては 7 章 7.3.3 節を参照のこと。

したがって，本提案手法は，旋回時の航路誤差を抑制する効果が期待できる。

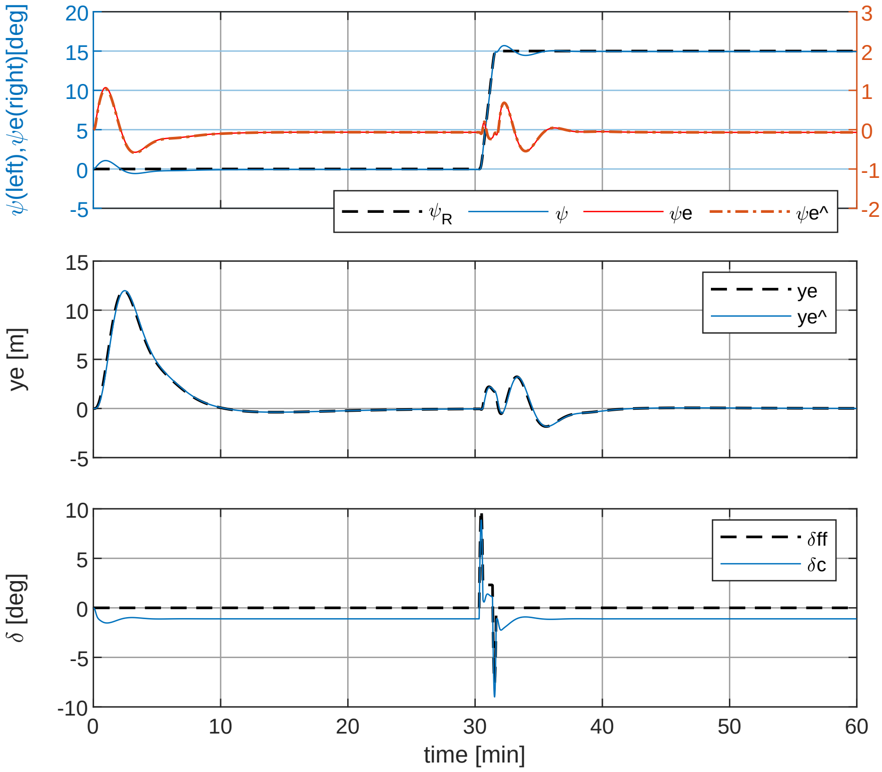


(a) 方位誤差，航路誤差と命令舵角

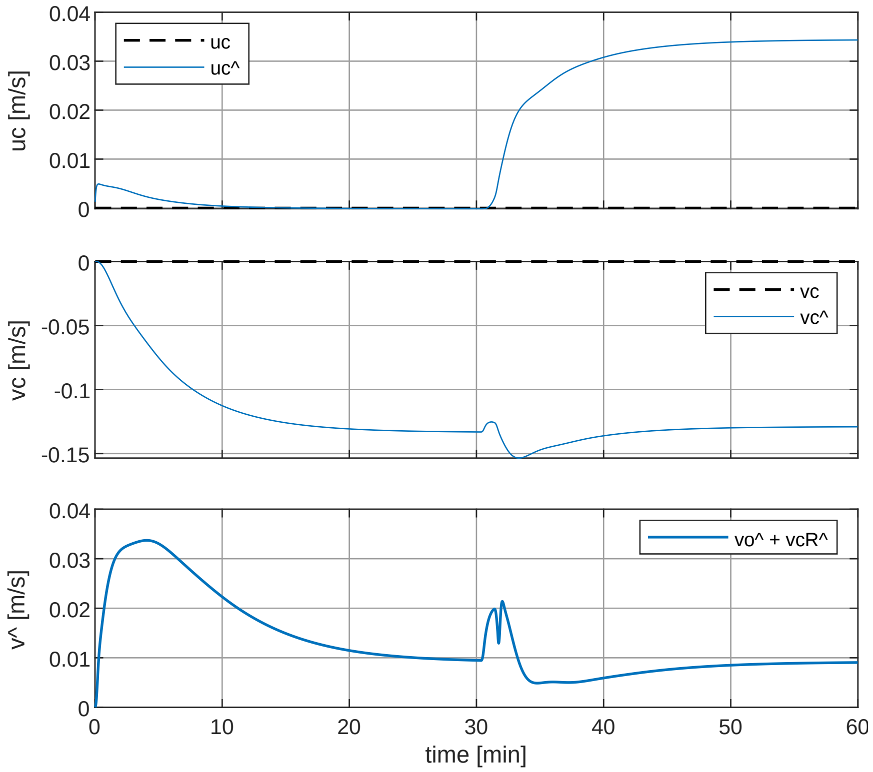


(b) 潮流推定と sway 速度バイアス推定

図 9.9　航路旋回応答 1：1 次モデルの場合

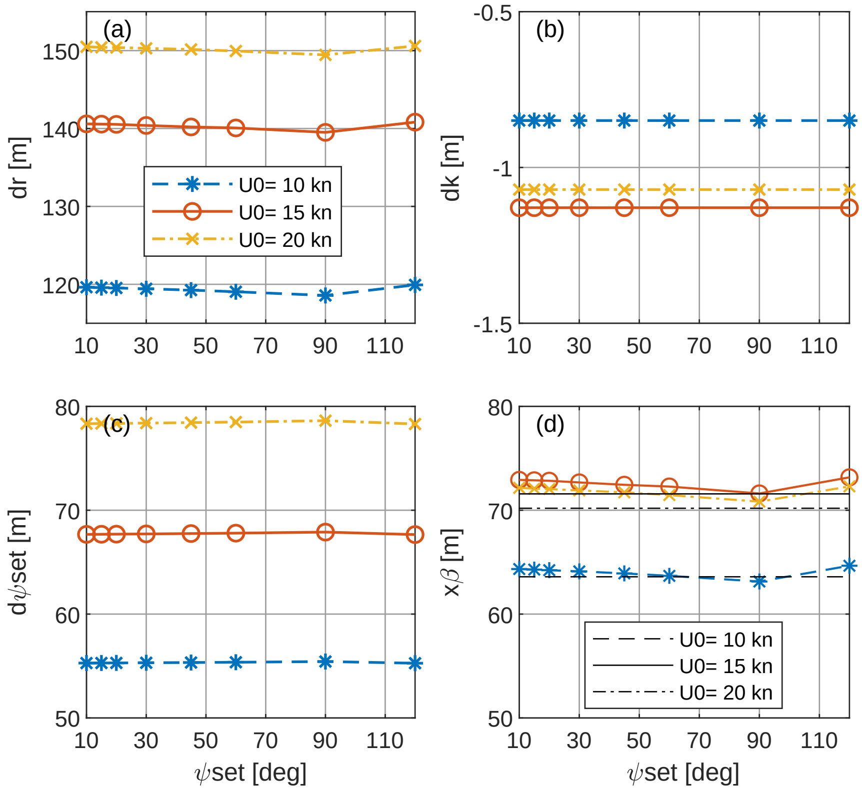


(a) 方位誤差，航路誤差と命令舵角

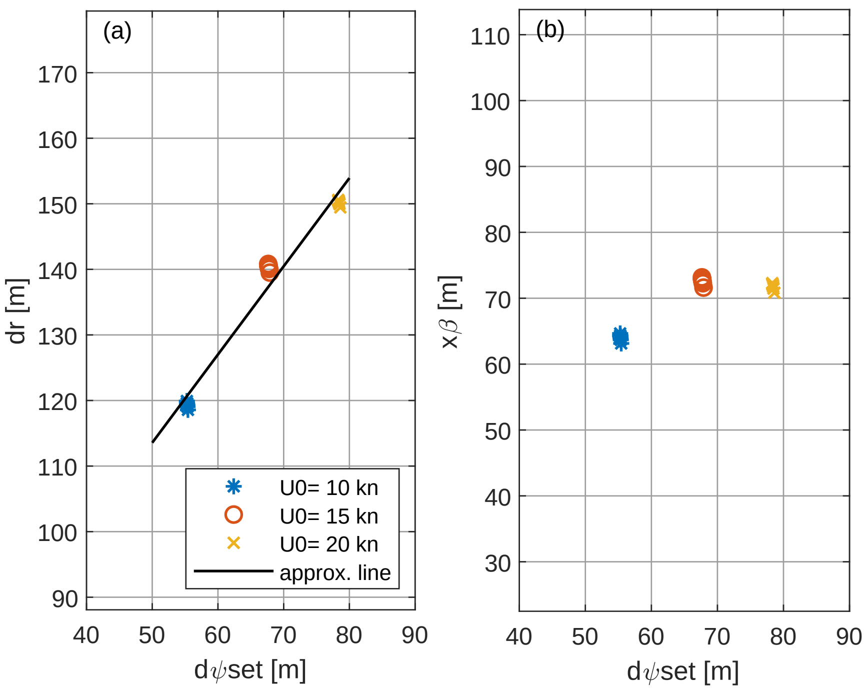


(b) 潮流推定と sway 速度バイアス推定

図 9.10　航路旋回応答 2：非線形モデルの場合



(a) 変針量に対する船体移動量



(b) 参照移動量に対するリーチ量

図 9.11　リーチ特性

9.4.2　リーチ特性評価

解析したリーチ特性の妥当性を評価する。リーチ量に関して計算した結果を図 9.11（a），（b）にそれぞれ示す。同図（a）は変針量 ψ_{set} に対して，リーチ量 d_r，キック量 d_k，参照方位の移動量 $d_{\psi\mathrm{set}} \approx d_{\psi Ra}$ と理想リーチ量 x_β を示し，同図（b）は $d_{\psi\mathrm{set}}$ に対して，d_r と x_β を示したものである。

9.2.2 節の参照方位とリーチ量の関係の項は次の結果から適切であることが確認できる。

- 同図（a）から，変針量以外の変針条件（$d_{\psi Ra}$ が変わらない）および船速が同じならば，変針量が増えてもリーチ量は同じである。
- 同図（b）から，d_r は変動量である $d_{\psi R}$ と固定量である x_β の和になり，d_r は $d_{\psi R}$ に比例する。

9.4.3　開ループ制御結果

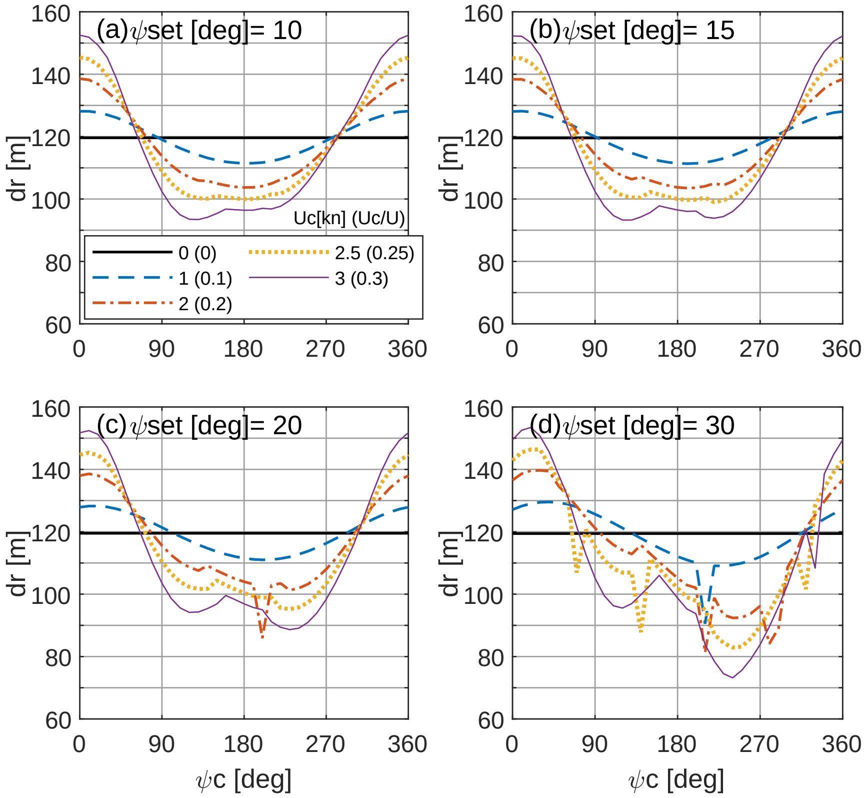
開ループ制御の結果を図 9.12 と 9.13 に示す。図 9.12 は変針量と潮流成分によるリーチ量への影響に関して，同図（a）が船速 10 kn，（b）が 15 kn の場合である。（a）と（b）において，変針量が 10 度から 30 度まで変化する。ここでは，航路誤差の修正方法は旋回角速度修正とリーチ修正になる。

変針量 ψ_{set} の影響　9.3.4 節の変針量の影響の項が適切であることを図 9.12 から次のように確認できる。

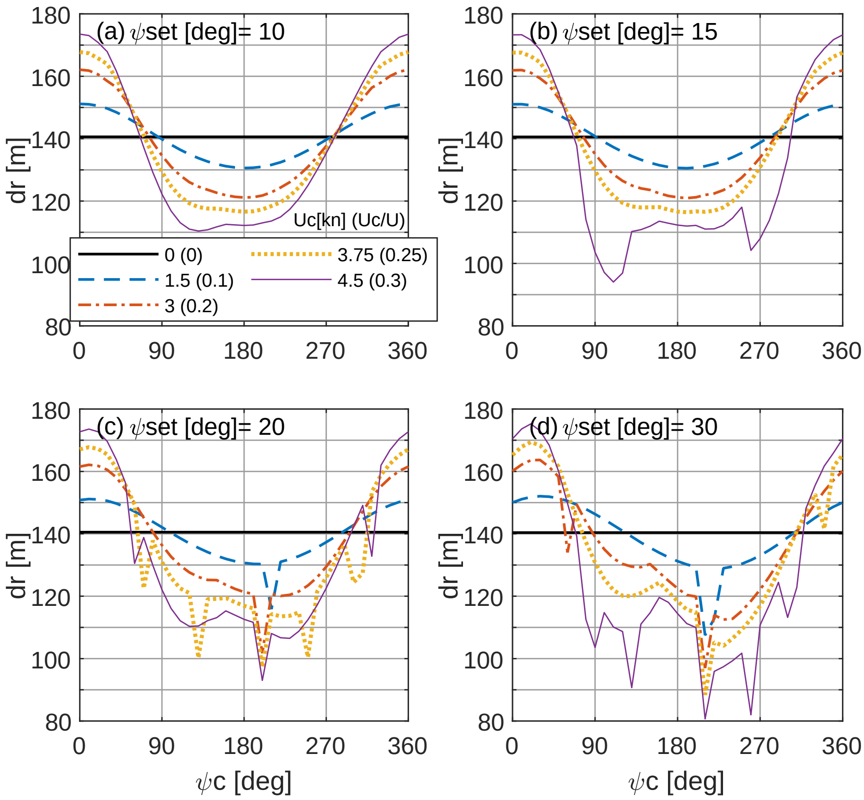
- d_r は ψ_{set} にほとんど影響されない。ただし，$Uc/U = \{0,\ 0.1\}$ とする。
- d_r の歪みは ψ_{set} に比例して増加する。旋回角速度修正の機会が増えるためである。ただし，$Uc \neq 0$ とする。

船速 U と潮流成分 U_c の影響　9.3.4 節の船速と潮流成分の影響の項が適切であることを図 9.12 から次のように確認できる。

- d_r は U に比例する。
- d_r の変動は $U_c \cos(\psi_c - \psi_{\mathrm{plan}})$ に比例する。ただし，$\psi_{\mathrm{plan}} = 0$ とする。
- d_r の歪みは U_c に比例して増加する。旋回角速度修正が増え歪みが大きくなる。



(a) 船速 10 kn



(b) 船速 15 kn

図 9.12　開ループ特性 1：変針量と潮流成分によるリーチ量

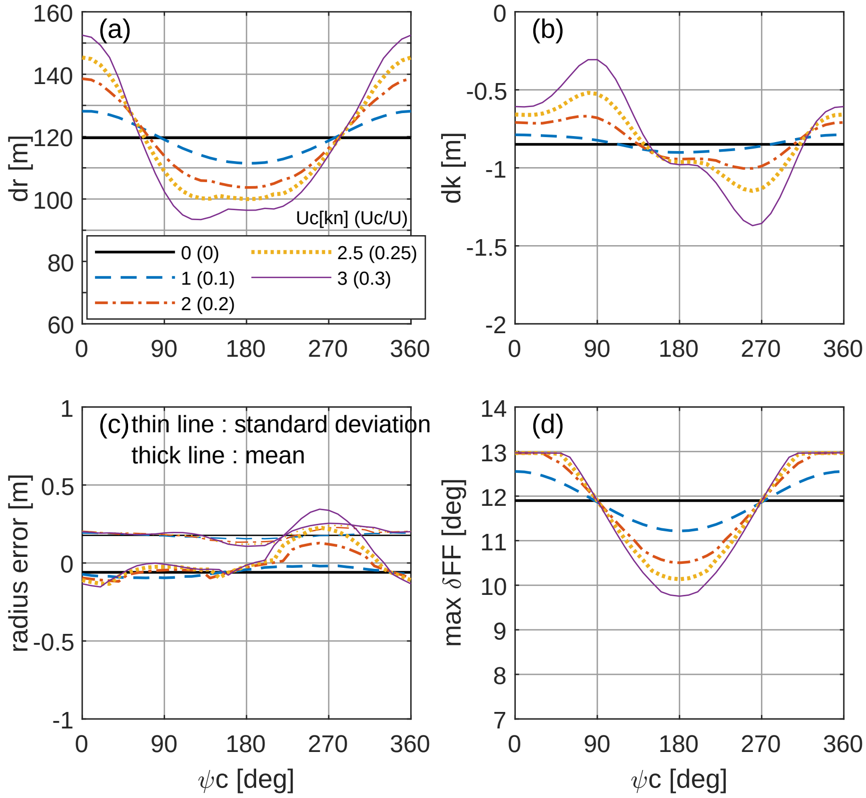


図 9.13　開ループ特性 2：旋回性能，船速 10 kn，変針量 10 deg の場合

旋回性能向上　図 9.13 は船速 10 kn，変針量 10 deg の場合の旋回性能を示す。同図で（a）は d_r，（b）は d_k，（c）は半径誤差，（d）はフィードフォワード舵角の最大値である。

同図から，次のように確認できる。

- d_r の変動は比 $U_0/U = 0.25$ まで比例するが，それ以上になると歪みが大きくなる。
- d_k は小さいので，実用上問題ない。
- μ，σ は共に小さいので，実用上問題ない。
- δ_{FF} は $U_c \cos(\psi_c - \psi_{\rm plan})$ に比例する。U_c が大きくなると，旋回角速度 $r_R = (U_0 + U_c) \div \rho$ に対する δ_{FF} がその最大値に設定される。

したがって，9.3.4 節は上記の結果から妥当であり，同節のリーチ誤差の抑制方法は有効であることが確認できた。

9.4.4　閉ループ制御結果

閉ループ制御では，9.3.4 節のリーチ誤差の抑制方法を実施し，その結果を図 9.14 と 9.15 に示す。図 9.14 は船速が 15 kn で，変針量が変化する場合で，図 9.15 は変針量が 15 deg で，船速が変化する場合である。ここでは，航路誤差の修正方法は旋回角速度修正，斜航角修正とリーチ修正になる。リーチ誤差の抑制方法によって，比 $U_0/U = 0.3$ の場合は $(U_0/U)_{\mathrm{set}} = 0.25$ に置換する。

制御対象は非線形モデルを利用するため，舵角オフセットが 1 度程度含まれる。

変針量 ψ_{set} の影響　図 9.14 から，次のように確認できる。

- (a) の d_r と (b) の δ_c では，潮流成分による変動は比例的に生じるが，歪み誤差はほとんど生じていない。
- (c) から (f) までの航路誤差 y_e は，変針量の増加に比例する。
- 上記 y_e は旋回中に発生するもので，その開始時から y_e が累積する。ψ_{set} が 30 度で y_e は 30 m になるため，その誤差対策は必要なしとする。ただし対策としては，リーチ量を強制的に移動させて，その誤差を半減化させる方法がある。

船速 U と潮流成分 U_c の影響　図 9.14 の $\psi_{\mathrm{set}} = 15$ deg と図 9.15 から，次のように確認できる。

- d_r は船速に比例し，δ_c は反比例する。ただし，$U_0 = 10$ kn の δ_c は舵角オフセットがあるため，飽和しない。
- y_e は変針量が同じ場合，船速に無関係になる。ただし，$(U_c/U)_{\mathrm{set}}$ は同一である。

したがって，本提案法による航路旋回システムは仕様を満足でき，実用上有効である。

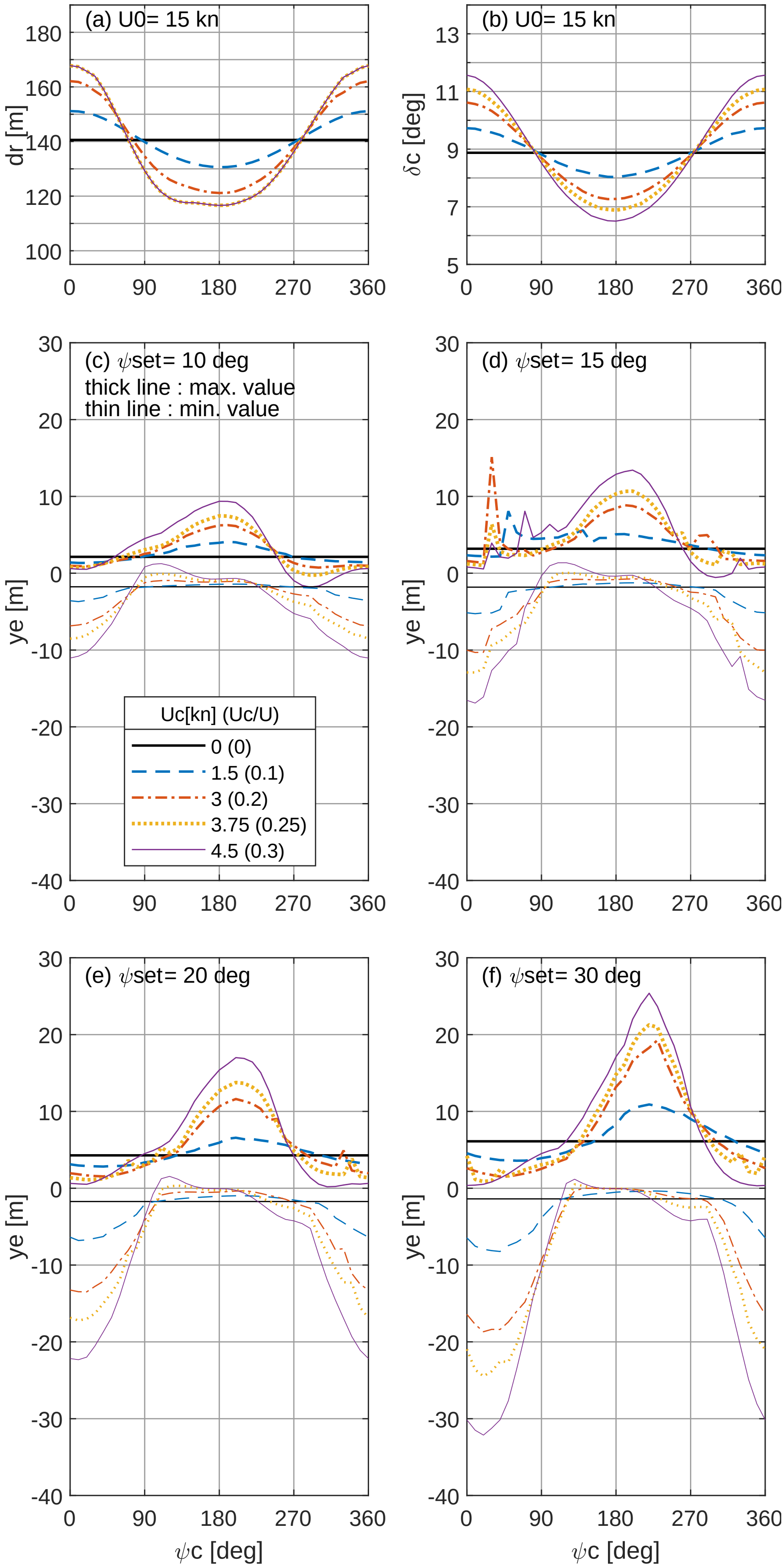


図 9.14　閉ループ特性 1：船速 15 kn，変針量が変化する場合

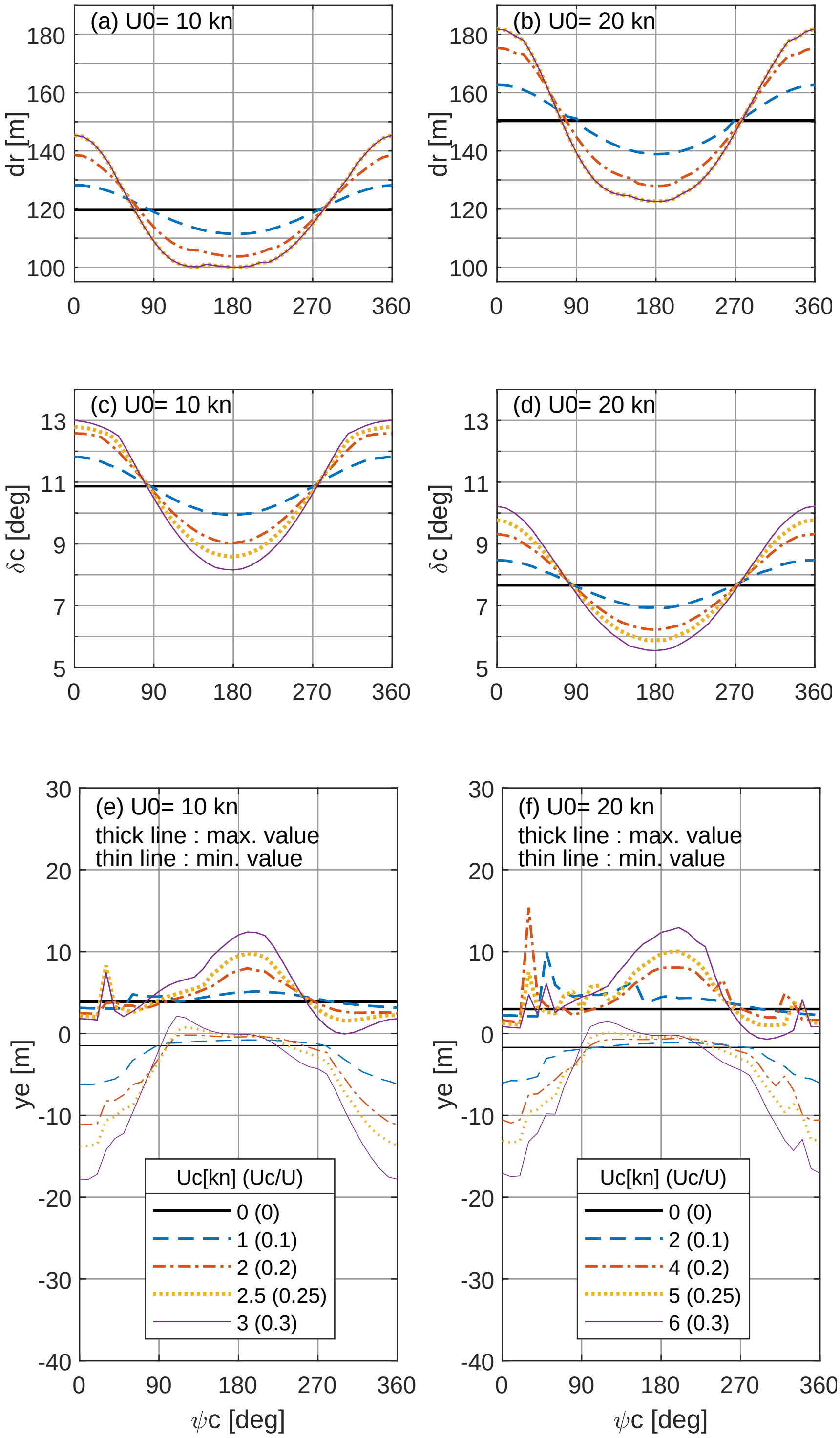


図 9.15 閉ループ特性 2：船速 10 kn, 20 kn，変針量 15 deg の場合

9.5　結言

航路旋回システムを設計した。航路旋回システムは開ループ制御の軌道追従方式において，仕様（式（9.1）と（9.2））を満足させるため，航路誤差の修正方法を提案した。その有効性をシミュレーションによって検証した。その結果，次の項目を実施した。

1. 航路旋回システムを制御対象，参照軌道と航路誤差モデルから説明した。
2. 提案方法を旋回角速度修正，斜航角修正とリーチ修正から講じた。
3. 本提案法の有効性をシミュレーション結果によって確認した。

したがって，本航路旋回システムは半径一定旋回中に発生する航路誤差を抑制し，仕様を満足した。

第 IV 部

応用例

第 10 章

ウォータジェット推進船の不感帯補償

10.1　緒言

本章は，ウォータジェット推進船（Water Jet Propulsion Craft, WJPC）の不感帯（Dead zone, DZ）を補償して，オートパイロット（方位制御，航路制御）を実現する手法を提案する。

WJPC はノズルから水流を噴射して推進力を発生させるもので，プロペラ推進船に比べて燃料消費効率では劣るが，高速航行では適するとされている。そのノズルは筒状のダクト形状である。船体はその向きによって，前後進し，左右旋回することができる。

ノズルは開度範囲の中央付近に不感帯域（不感帯）をもつ。ノズルの向き（ノズル角）が不感帯内に位置すると，推進力の指向性が低下して適切に操船しにくい状況になる。オートパイロットにおいて，不感帯の存在が保持・旋回の性能に直結し，船体制御性能を劣化させる要因につながる。そのため，WJPC では不感帯を補償する方法が必須となる。

不感帯は流体機構から生じる。そのため制御信号によって，それ自体を除去することは難しいが，見かけ上相殺することはできる。不感帯対策において，特許 [38] はノズル角の入力に不感帯相当の逆特性を加えて，その影響を取り除くものである。これはノズルに過大なかつ急激な入力を与えるため，その機構部は過度の負荷を受けることになる。文献 [39] はノズル角を外向き（ハの字とよぶ）にする対策である。だが同文献では，ハの字に関する記述が示されていない。よって，本課題は不感帯を補償する，ハの字の方策を提案することになる。

本提案法は，不感帯相当のノズル角を求め，それをバイアスとしてノズル角に与えるものである。その方法を次に示す。

1. ノズルモデルを定めて，それと船体モデルから制御対象を構成する。
2. ノズルモデルにバイアスを与えて，不感帯補償の効果と誤差を解析する。
3. 不感帯モデルをもつ同定モデルとそのパラメータ同定値の計算方法を設定する。同定

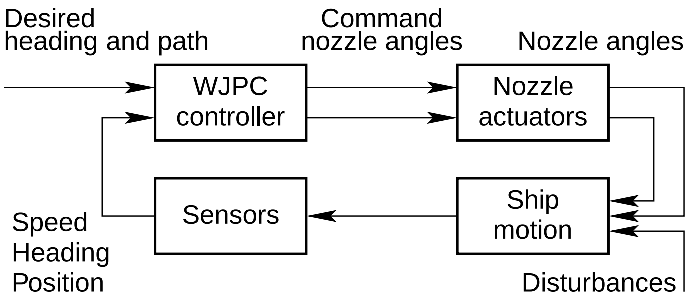


図 10.1　WJPC の制御構成

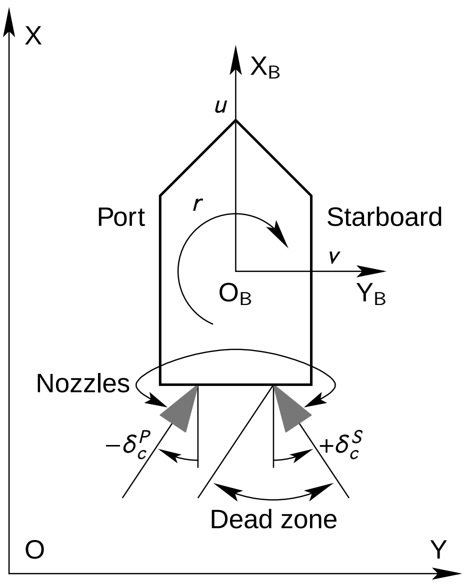


図 10.2　WJPC モデル

計算は 4 章を参照する。

4. 本提案法の有効性をシミュレーションによって検証する。

よって，本効果から不感帯の影響が相殺でき，オートパイロットが適切に実施できる。

(1)　制御構成

制御構成を図 10.1 に示す。同図で，本船は一対のノズルをもつとするため，左舷右舷のノズル角を制御する命令ノズル角が 2 系統になる。制御器には不感帯補償が追加される。ノズル駆動機は操舵機から代わったものである。

同図は，方位制御（HC）と航路制御（TC）の両方を実現する構成になっている。不感帯補償は HC で実施すると，TC にも反映する。TC は HC に基づいているからである。

(2)　WJPC モデル

WJPC モデルは図 2.15 に示すように，船尾に一対のノズルを配置し，ハの字による補償が施されている。同図で，XOY は地球固定座標系，$X_BO_BY_B$ は船体固定座標系，r は yaw

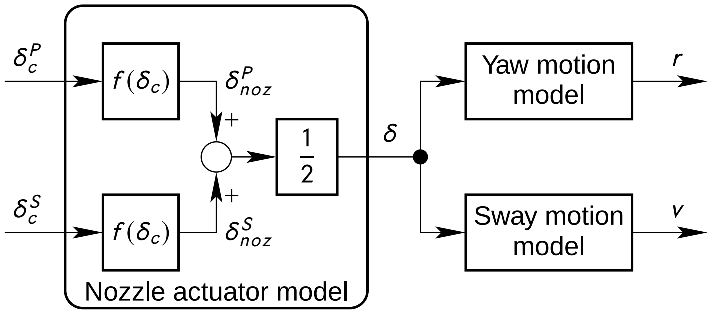


図 10.3　制御対象

角速度，u は surge 速度，v は sway 速度，δ_c は命令ノズル角，添字 P, S はそれぞれ左舷方向 Port，右舷方向 Starboard である。

なお，本章は文献 [79] に基づき，加筆・訂正をしたものである。

10.2　制御対象

本節では，WJPC の制御対象を定める。制御対象は図 10.3 に示すように，yaw，sway の船体モデルとノズル駆動モデルからなる。なお，外乱モデルは割愛する。

10.2.1　船体モデル

船体モデルは，次式になる。

$$R(s) = P_r(s)\Delta(s) = s\Psi(s) \qquad \text{(Yaw model)} \tag{10.1}$$
$$V(s) = P_v(s)\Delta(s) \qquad \text{(Sway model)} \tag{10.2}$$

ここで，s はラプラス演算子，$R(s)$ は旋回角速度，$V(s)$ は横流れ速度，$\Psi(s)$ は船首方位，$\Delta(s)$ はノズル角，$P(s)$ は伝達関数，添字 r, v はそれぞれ yaw，sway で

$$P_r(s) = \frac{K_r(T_{r3}s+1)}{T_r s+1} \tag{10.3}$$
$$P_v(s) = \frac{K_v}{T_v s+1} \tag{10.4}$$

K_r は旋回力ゲイン，K_v は横流れゲイン，T_r，T_{r3}，$T_v = T_r$ はそれぞれ時定数である。また，船体パラメータは安定船仕様（変数は正）とする。

10.2.2　ノズル駆動モデル

ノズル駆動モデルは図 10.3 に示すように，1 対のノズルモデルからなる。命令ノズル角から角速度までの関係は図 10.4 に示すような不感帯特性をもつ。不感帯特性は入出力関係が非線形性になり，DZ 付近のゲイン傾斜が低くなる。

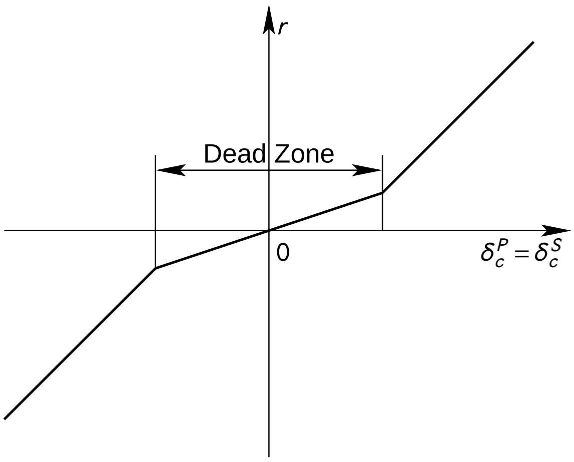


図 10.4　不感帯特性

図 10.3 において，ノズル角 δ は 1 対のノズル角の和になり，

$$\delta = \frac{1}{2}\left(\delta_{\mathrm{noz}}^P + \delta_{\mathrm{noz}}^S\right) \tag{10.5}$$

で示す。ここで，δ は通常舵の舵角に相当し，1/2 はゲイン調整値，δ_{noz} はノズルモデル角である。

ノズルモデル　ノズルモデルは不感帯特性を模式化したもので，図 10.5 に示す。ノズルモデルは次の仮定が成り立つとする。

- 1 対のノズルは同じ特性をもつ。
- 不感帯特性は原点対称になる。
- ノズル角の応答は船体の角速度運動に比べて，十分に速い。

よって，ノズルモデル角を次式と定める。

$$\begin{aligned}\delta_{\mathrm{noz}} &= f(\delta_c) \\ &\stackrel{\mathrm{def}}{=} \begin{cases} \delta_c - W + \alpha W & (\delta_c > W) \\ \alpha\delta_c & (|\delta_c| \leq W) \\ \delta_c + W - \alpha W & (\delta_c < -W) \end{cases}\end{aligned} \tag{10.6}$$

ここで，f は関数，δ_c は命令ノズル角，W は不感帯の片側幅（角度），α はその入出力比率で

$$0 < \alpha \ll 1 \tag{10.7}$$

である。

ノズルモデルは不感帯パラメータ W, α をもつ。図 10.5 は式（10.6）に基づく。

10.3　不感帯補償の解析

本節では，不感帯補償の効果と誤差を解析する。

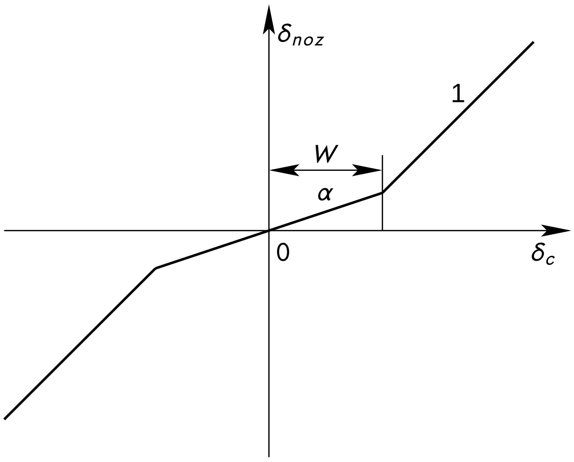


図 10.5　模式化したノズルモデル

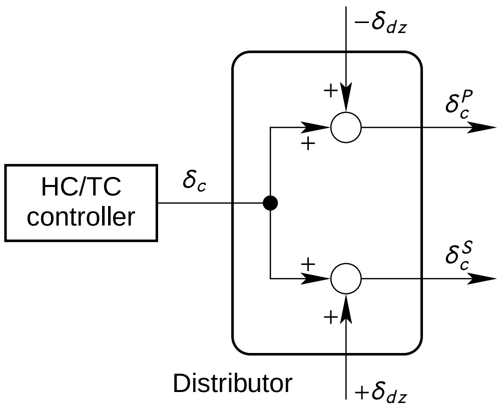


図 10.6　不感帯補償の方策

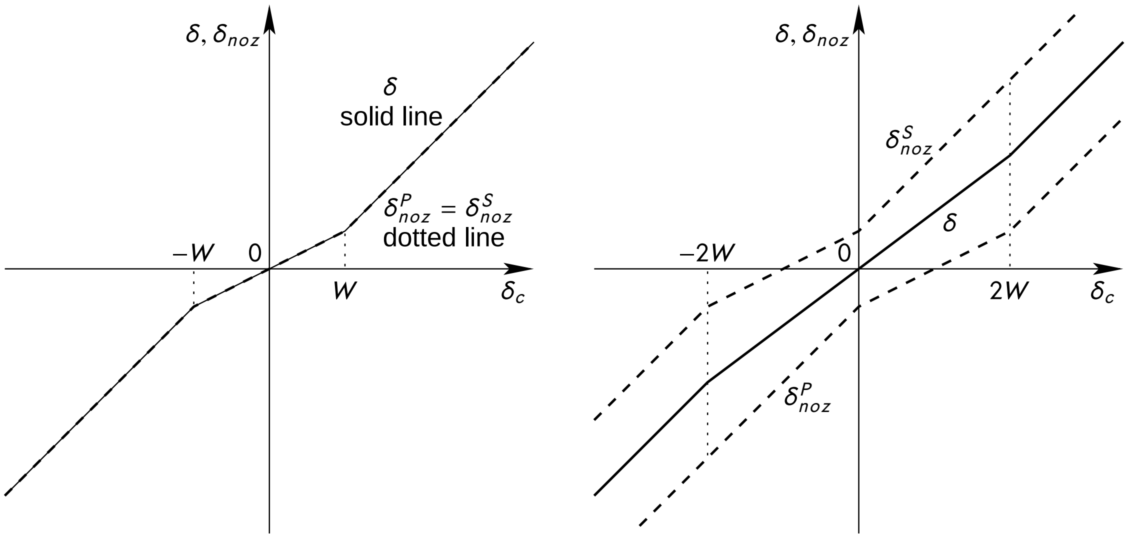
補償の目的は，DZ 付近で適切なゲイン傾斜をもつ線形領域を確保することである。その方策は図 10.6 に示すように，分配器において，命令ノズル角 δ_c に補償ノズル角 δ_{dz} を加減算して，左右舷のノズル角 δ_c^P，δ_c^S に分配することである。分配器は制御システムにある。このとき，ノズル角は式（10.5）から次式になる。

$$\delta = \frac{1}{2}\delta_c \qquad (|\delta_c| \leq 2W) \tag{10.8}$$

ここで，$\delta_{dz} = W$，$\alpha = 0$ の場合である。ノズルモデルの不感帯は補償ノズル角によって相殺され，不感帯の幅は 2 倍に拡がる。

10.3.1　補償の効果

補償の効果を詳細に調べる。補償ノズル角 $\delta_{dz} = W$ を式（10.6）に代入すると，左右舷のノズルモデル角は



(a) 補償ノズル角 $\delta_{dz} = 0$　　(b) 補償ノズル角 $\delta_{dz} = W$

図 10.7　不感帯補償の効果

$$
\begin{aligned}
\delta^S_{\mathrm{noz}} &= f(\delta_c + \delta_{dz}) \\
&= \begin{cases} \delta_c + \alpha W & (0 < \delta_c) \\ \alpha(\delta_c + W) & (-2W \le \delta_c \le 0) \\ \delta_c + 2W - \alpha W & (\delta_c < -2W) \end{cases}
\end{aligned} \tag{10.9}
$$

$$
\begin{aligned}
\delta^P_{\mathrm{noz}} &= f(\delta_c - \delta_{dz}) \\
&= \begin{cases} \delta_c - 2W + \alpha W & (2W < \delta_c) \\ \alpha(\delta_c - W) & (0 \le \delta_c \le 2W) \\ \delta_c - \alpha W & (\delta_c < 0) \end{cases}
\end{aligned} \tag{10.10}
$$

になる。よって，補償したノズル角は式（10.5）から，次式になる。

$$
\delta = \frac{1}{2} \begin{cases} 2(\delta_c - W + \alpha W) & (\delta_c > 2W) \\ (1 + \alpha)\delta_c & (|\delta_c| \le 2W) \\ 2(\delta_c + W - \alpha W) & (\delta_c < -2W) \end{cases} \tag{10.11}
$$

上式から，不感帯幅の 2 倍の範囲で，不感帯が相殺される。

その効果を図 10.7 に示す。同図で，(a) は補償がない場合，(b) は補償がある場合になる。よって，(b) の場合をまとめると，つぎのようになる。

- 不感帯幅の 2 倍まで線形範囲が拡がる。
- 上記範囲で，ノズル角のゲイン（入出力比）は $0.5(1 + \alpha)$ 倍になる。

補償時の駆動状態　不感帯補償時は片舷駆動状態になる。

船体に働く力 F とモーメント M は図 10.8 から

$$\begin{cases} F_x = F_x^S + F_x^P \\ F_y = F_y^S + F_y^P \\ M_z = l_g F_y + l(-F_x^S + F_x^P) \end{cases} \tag{10.12}$$

になる。ここで，添字 $_x$，$_y$，$_z$ はそれぞれ surge，sway 方向と yaw 軸，l，l_g は支点から作用点までの距離（$l \ll l_g$）である。

各ノズルの力は

$$\begin{bmatrix} F_x^S \\ F_y^S \end{bmatrix} = F_{\mathrm{noz}} \begin{bmatrix} \cos(\delta_c + \alpha W) \\ \sin(\delta_c + \alpha W) \end{bmatrix} \approx F_{\mathrm{noz}} \begin{bmatrix} 1 \\ \delta_c + \alpha W \end{bmatrix} \tag{10.13}$$

$$\begin{bmatrix} F_x^P \\ F_y^P \end{bmatrix} \approx F_{\mathrm{noz}} \begin{bmatrix} 1 \\ \alpha\delta_c - \alpha W \end{bmatrix} \tag{10.14}$$

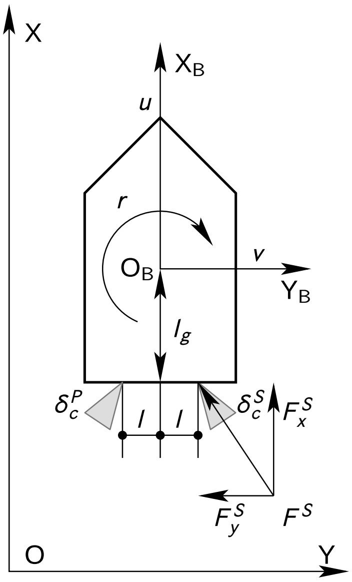


図 10.8　補償時に生じる力とモーメント

になる。ここで，F_{noz} は 1 機の推進力，δ_c は小角（$0 \le \delta_c \le 2W$）として近似する。上の 2 式を式（10.12）に代入すると，次式になる。

$$\begin{cases} F_x \approx 2F_{\mathrm{noz}} \\ F_y \approx F_{\mathrm{noz}}\delta_c(1+\alpha) \\ M_z \approx l_g F_y \end{cases} \tag{10.15}$$

よって，不感帯補償時の F_y，M_z は舵角 δ_c に比例するので，sway 方向と yaw 周りの運動を制御できる。

10.3.2　補償の誤差

補償したノズル角に誤差がある場合の影響を説明する。補償ノズル角を

$$\delta_{dz} = W + \Delta W \tag{10.16}$$

とおく。ここで，ΔW は誤差 $|\Delta W| \le W$ である。

上式を式（10.5），（10.6）に代入すると，ノズル角は次式になる。

$$\delta|_{\Delta W>0} = \frac{1}{2}\begin{cases} 2(\delta_c - W + \alpha W) & (2W + \Delta W < \delta_c) \\ \delta_c(1+\alpha) + \Delta W(1-\alpha) & (\Delta W < \delta_c \le 2W + \Delta W) \\ 2\delta_c & (-\Delta W \le \delta_c \le \Delta W) \\ \delta_c(1+\alpha) - \Delta W(1-\alpha) & (-2W - \Delta W \le \delta_c < -\Delta W) \\ 2(\delta_c + W - \alpha W) & (\delta_c < -2W - \Delta W) \end{cases} \tag{10.17}$$

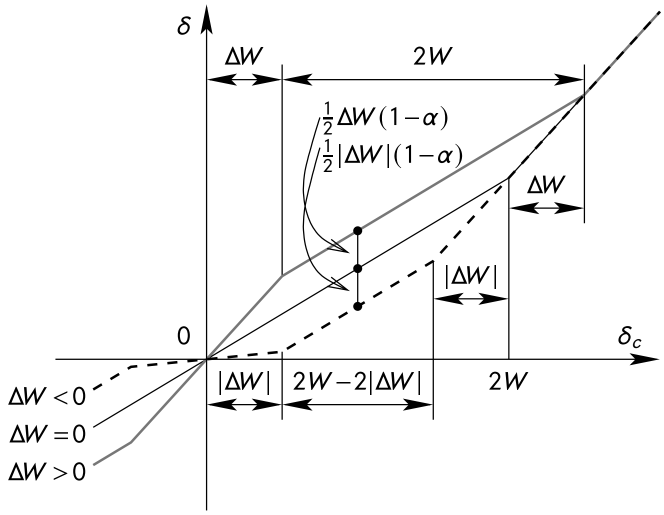


図 10.9　補償ノズル角に誤差 ΔW がある場合

$$\delta|_{\Delta W<0} = \frac{1}{2}\begin{cases} 2(\delta_c - W + \alpha W) & (2W - |\Delta W| < \delta_c) \\ \delta_c(1+\alpha) - |\Delta W|(1-\alpha) & (|\Delta W| < \delta_c \leq 2W - |\Delta W|) \\ \alpha\delta_c & (-|\Delta W| \leq \delta_c \leq |\Delta W|) \\ \delta_c(1+\alpha) + |\Delta W|(1-\alpha) & (-2W + |\Delta W| \leq \delta_c < -|\Delta W|) \\ 2(\delta_c + W - \alpha W) & (\delta_c < -2W + |\Delta W|) \end{cases} \tag{10.18}$$

上式の結果を図 10.9 に示す。ΔW は δ_c と δ に影響する。同図は式（10.11）（$\Delta W = 0$）および図 10.7 に比べると，次のようになる。

$\Delta W < 0$　原点付近で不感帯が残り，$2W$ 範囲が $-|\Delta W|$ 分だけ狭くなる。

$\Delta W > 0$　同付近で伝達ゲインが大きくなるが不感帯は生じず，$2W$ 範囲は変わらない。

よって，不感帯の有無に着目すれば，$\Delta W < 0$ の場合は補償効果が得られない。

10.4　不感帯パラメータ同定

本節では，不感帯パラメータを同定する方法を示す。その方法は 4 章の yaw パラメータ同定システムに不感帯パラメータを加えるものである。

同定モデル　同定モデルは，ノズル駆動モデルと yaw 同定モデルから構成し，

$$\begin{cases} \delta = \dfrac{1}{2}\left(\delta^P_{\mathrm{noz}} + \delta^S_{\mathrm{noz}}\right) \\ \dot{\psi} = r, \quad r = \left(1 - \dfrac{T_{r3}}{T_r}\right) r_x + K_r \dfrac{T_{r3}}{T_r}(\delta + \delta_{ro}) \\ \dot{r}_x = -\dfrac{1}{T_r} r_x + \dfrac{K_r}{T_r}(\delta + \delta_{ro}) \end{cases} \tag{10.19}$$

と定める。ここで，δ_{ro} はノズル角オフセットである。

10.4.1　同定手順

同定手順は式（10.19）を用いて，次のように実施する。

(1)　補償前の不感帯と yaw のパラメータ同定

補償ノズル角は $\delta_{dz}=0$ の状態にする。$\delta_{dz}\neq 0$ とすれば，対象船の運動に補償ノズル角の影響が含まれ同定誤差を生じさせる。よって，同定するパラメータ $\boldsymbol{X}_{r7}^{dz}$ は

$$\boldsymbol{X}_{r7}^{dz}=\left\{T_r \quad \frac{K_r}{T_r} \quad \frac{T_{r3}}{T_r} \quad \delta_{ro} \quad r_0 \quad W \quad \alpha\right\} \qquad (\delta_{dz}=0) \tag{10.20}$$

になる。ここで，添字 ^{dz} は不感帯パラメータを含み，添字 $_{r7}$ は yaw 同定で 7 個の変数を示し，r_0 は角速度 r_x の初期値，$\delta_{dz}=0$ である。

yaw パラメータ同定の手順に則って上式の同定値を求めたら，パラメータを

$$K_r=\frac{1}{2}\widehat{K}_r(1+\widehat{\alpha}),\quad T_r=\widehat{T}_r,\quad T_{r3}=\widehat{T}_{r3},\quad \delta_{dz}=\widehat{W} \tag{10.21}$$

に置換し，更新値推定を経てノミナル値を更新する。ここで，添字 ˆ は同定値である。旋回力ゲイン K_r は不感帯補償するとき，同定値 $\widehat{K}_r$ の半分に設定する。

(2)　補償後の yaw パラメータ同定

式（10.21）の更新後，yaw パラメータ $\boldsymbol{X}_{r5}^{dz}$ は次式になる。

$$\boldsymbol{X}_{r5}^{dz}=\left\{T_r \quad \frac{K_r}{T_r} \quad \frac{T_{r3}}{T_r} \quad \delta_{ro} \quad r_0\right\} \qquad (\delta_{dz}=\widehat{W}) \tag{10.22}$$

ここで，不感帯パラメータは含まれない。上式の同定値は更新値推定後ノミナル値を更新する。

(3)　補償後の sway パラメータ同定

sway 船体モデルのパラメータは補償後の yaw パラメータに連動する。よって，式（10.21）が定まれば，sway パラメータ同定の手法がそのまま適用できる。

10.4.2　同定計算

変針条件を 4 章と比べて示す。

- 変針応答の時系列を図 10.10 に示す。同図で，参照方位は $10<|\psi_R|<20$ deg，T_{ap} はアプローチ時間で 60 s，T_{t1}，T_{t2} は変針時間，T_s は静定時間で 30 ∼ 60 s である。
- その舵角設定値は補償前では $10\leq\delta_{\rm set}\leq 20$ deg（$\delta_{\rm set}\gg W$）に，補償後では $\delta_{\rm set}=2\widehat{W}$ にすることによって，対応するパラメータは同定できる。
- 刻み時間は WJCP の船体運動の応答が速いため，0.4 秒とする。標準は 1 秒。

表 10.1　WJPC の同定計算条件

parameter	min. value	initial value	max. value	unit
T_r	5.0	$\{5.7,\ 12.9\}$	100	s
K_r/T_r	0.002	$\{0.0030, 0.0076, 0.019, 0.048\}$	0.05	s^{-2}
T_{r3}/T_r	0.0	0.0	0.3	
δ_{ro}	-0.1	0.0	0.1	rad
r_0	-0.01	0.0	0.01	$\mathrm{rad{\cdot}s^{-1}}$
W	0.0	0.0	10	deg
α	0.0	0.0	0.5	

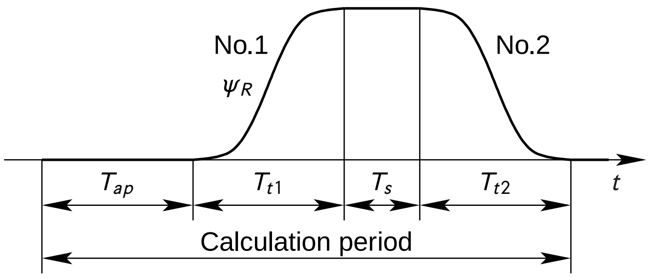


図 10.10　収録データの時系列

- 航海データは同じものになり，船速，方位，命令ノズル角 δ_c と船位である。

計算条件を次のようにする。

- 対象の WJPC は船長 100 m 以下，重量 600 ton 以下を想定する。
- その初期値，制限値を表 10.1 に示す。同表で，船体パラメータは安定船として，初期値は 8 組になる。T_r と K_r/T_r のものがそれぞれ 2 組と 4 組である。

10.5　検証

本不感帯補償の有効性をシミュレーションによって検証する。

(1)　条件

- 制御対象は，船長 $L = 70$ m，初期船速 $U_0 = 20$ kn，不感帯の幅 $W = 3$ deg，その傾斜 $\alpha = 0.1$ で，その船体パラメータを表 3.2 にまとめる。同表で，非線形モデルは流体微係数の線形項から 2 次モデルに変換した値で，シミュレーションの際はさらに流

表 10.2　制御対象の船体パラメータ

1st order model				nonlinear model			
U_0 [kn]	$\widetilde{K}_r$ [s^{-1}]	$\widetilde{T}_r$ [s]	$\widetilde{T}_{r3}$ [s]	$\widetilde{K}_r$ [s^{-1}]	$\widetilde{T}_1$ [s]	$\widetilde{T}_2$ [s]	$\widetilde{T}_{r3}$ [s]
20	0.1	10.0	0.1	0.113	38.5	2.5	6.0

表 10.3　同定結果，1 次モデルの場合

(a) 船体と不感帯のパラメータ，$\delta_{dz} = 0$

No.	$\widehat{K}_r$	$\widehat{T}_r$	$\widehat{T}_{r3}$	$\widehat{W}$	$\widehat{\alpha}$
1	0.101	10.0	0.01	3.03	0.10
2	0.100	9.98	0.01	2.99	0.10
3	0.100	9.97	0.01	3.02	0.10
4	0.100	9.98	0.01	2.99	0.10
5	0.100	9.98	0.01	3.02	0.10

(b) 船体パラメータ，$\delta_{dz} = \widehat{W}$

No.	$\widehat{K}_r$	$\widehat{T}_r$	$\widehat{T}_{r3}$
1	0.055	10.1	0.10
2	0.055	10.1	0.01
3	0.055	10.1	0.01
4	0.055	10.1	0.01
5	0.055	10.1	0.01

体微係数の非線形項を加える。3 章 3.A 節の $L = 70$ m の場合を参照。

- 制御システムにおいて，船体パラメータの初期値は次式とする。

$$K_r = 0.13\,\mathrm{s}^{-1}, \quad T_r = 8.0\,\mathrm{s}, \quad T_{r3} = 0.1\,\mathrm{s} \qquad (U_0 = 20\,\mathrm{kn}) \tag{10.23}$$

  波浪パラメータの初期値は，周期 13 s，減衰係数 0.1 である。
- 主な制御パラメータは，比例ゲイン $K_p = 1$，減衰係数 $\zeta_f = 1/\sqrt{2}$ である。
- 波浪外乱は，sin 状で，周期 13 秒，振幅 $a_w = \{\,0,\ 0.5,\ 0.7,\ 1.0\,\}$ deg で，位相の初期値は異なる。非線形モデルはノズル角オフセットをもつ。
- 変針条件は設定方位 $\psi_I = 40$deg, 変針量 $\psi_{\mathrm{set}} = 15$deg, 舵角設定値 $\delta_{\mathrm{set}} = 8\,(\approx 2W)$ deg，角速度設定値 $\dot{\delta}_{\mathrm{set}} = 3\,\mathrm{deg{\cdot}s^{-1}}$ である。
- 変針は 5 回実施し，同定算法の更新回数は 5 回になる。

(2)　結果

結果は，不感帯補償の有効性と波浪外乱の影響を評価する。

不感帯補償の有効性　10.4 節での内容を評価する。

1. 船体と不感帯のパラメータは式（10.20）を用いれば，同定できる。
2. 不感帯補償時の船体パラメータの同定値は式（10.21）に一致する。

表 10.4　同定結果，非線形モデルの場合

(a) 船体と不感帯のパラメータ，$\delta_{dz} = 0$

No.	$\widehat{K}_r$	$\widehat{T}_r$	$\widehat{T}_{r3}$	$\widehat{W}$	$\widehat{\alpha}$
1	0.100	10.8	0.12	2.94	0.12
2	0.106	10.8	0.01	3.02	0.11
3	0.105	10.9	0.11	3.01	0.11
4	0.111	10.4	0.04	3.20	0.11
5	0.104	10.8	0.06	2.99	0.11

(b) 船体パラメータ，$\delta_{dz} = \widehat{W}$

No.	$\widehat{K}_r$	$\widehat{T}_r$	$\widehat{T}_{r3}$
1	0.052	11.4	0.37
2	0.055	11.5	0.01
3	0.055	11.5	0.01
4	0.055	11.5	0.01
5	0.055	11.5	0.01

上記に関する同定結果を表 10.3，表 10.4 にまとめる。同表で，No. は更新回数である。

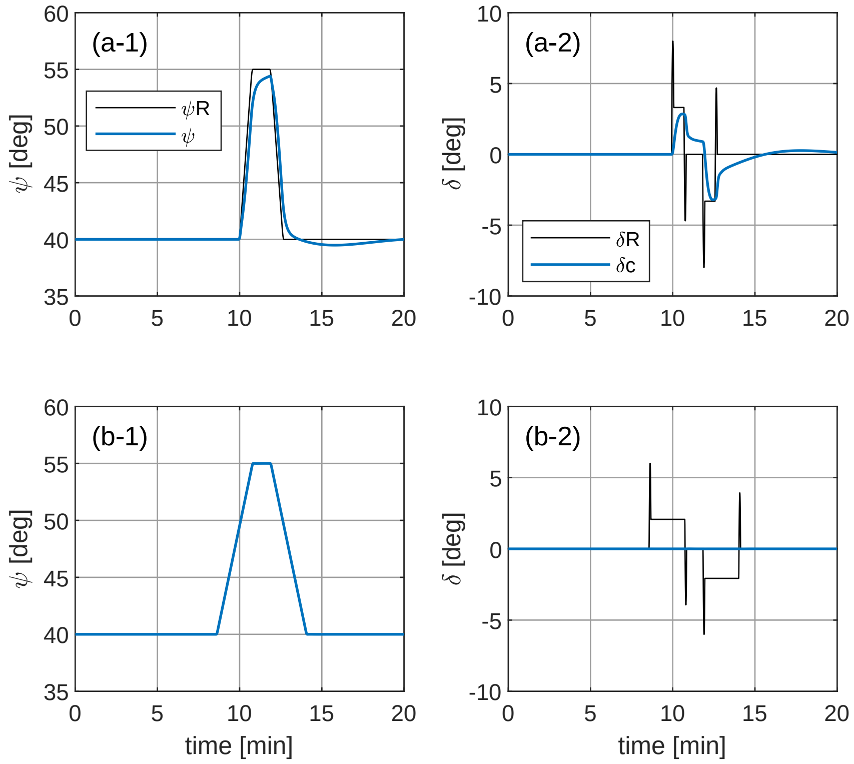
- 表 10.3（a）で，船体と不感帯のパラメータ同定値は更新 1 回目から真値になっている。同表（b）で，船体の同定値は更新 1 回目から真値になり，$\widehat{K}_r$ が式（10.21）と一致している。
- 表 10.4（a）と（b）は，表 10.3 と同様な傾向を示し，適切な値になっている。
- 図 10.11 は，更新 5 回目の同定値を用いた変針応答の時系列を示す。各（a），（b）の上段（a-1），（a-2）は $\delta_{dz} = 0$ の場合，下段（b-1），（b-2）は $\delta_{dz} = \widehat{W}$ の場合である。各上段の応答には，不感帯の影響が現れている。だが，各下段の応答には現れていない。

よって，不感帯補償が有効であることを確認できた。

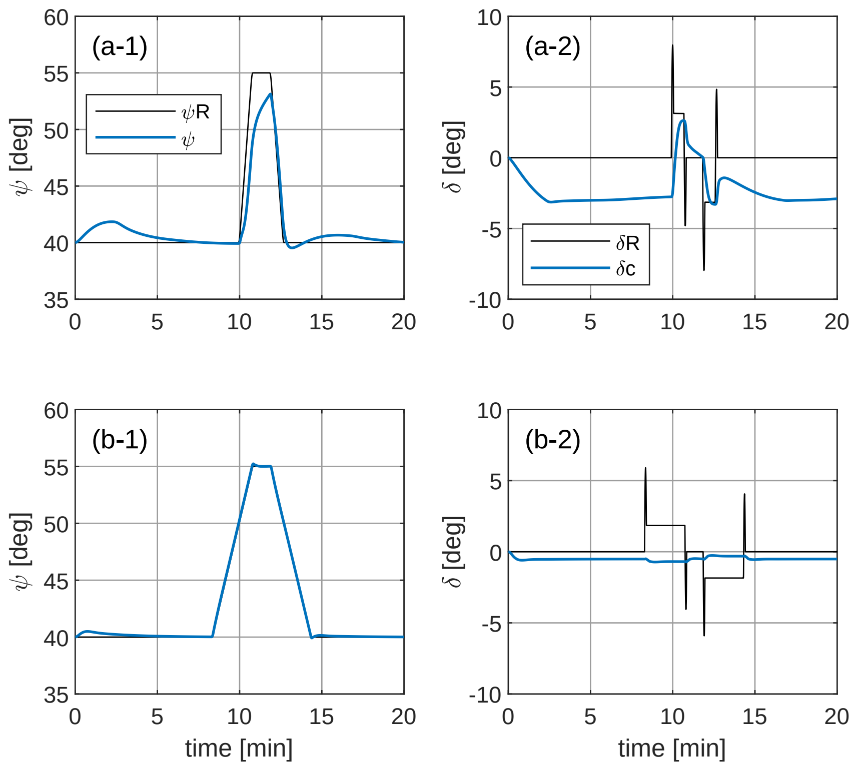
波浪外乱の影響　波浪外乱による同定誤差を評価する。図 10.12 は波浪振幅に対する同定値の更新履歴を示す。

- 同定誤差は，（a）と（b）とも波浪振幅の大きさに比例し，ほぼすべて $\Delta W > 0$ の傾向を示す。
- 同定誤差の大きさは（a）のほうが（b）より大きいようにみえるが，対象モデルによる同定誤差の違いは必ずしも明瞭でない。

よって，波浪振幅 $a_w \leq 0.5$ deg（評価量 $J \leq 0.5a_w^2 = 0.125$ deg^2）を通常の海象とすれば，（a）の不感帯幅 W の推定誤差は 25 % になり，実用上十分な精度をもつ。

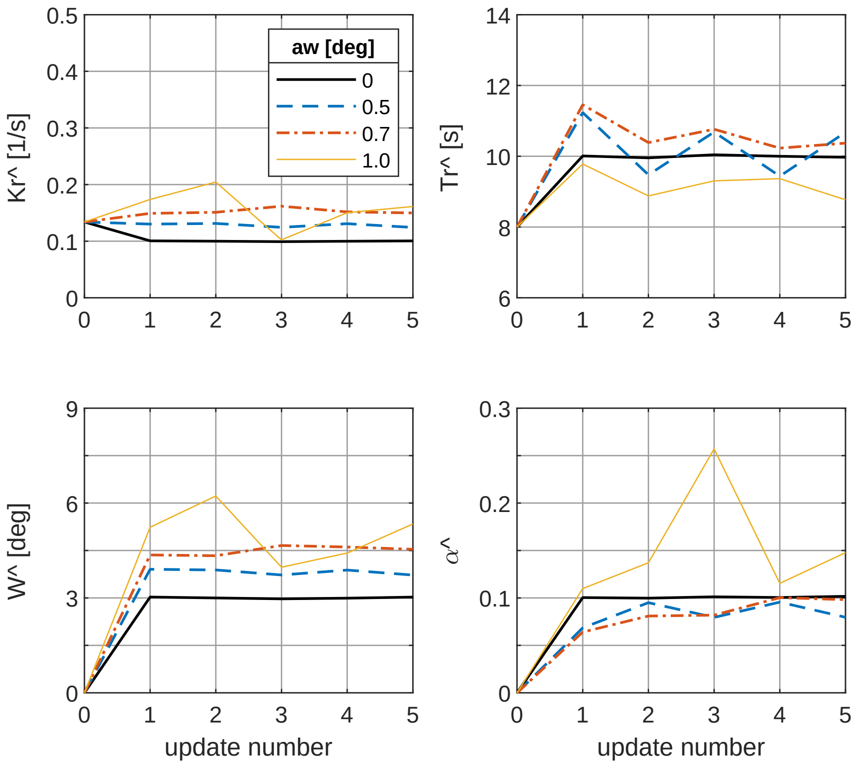


(a) 1 次モデルの場合

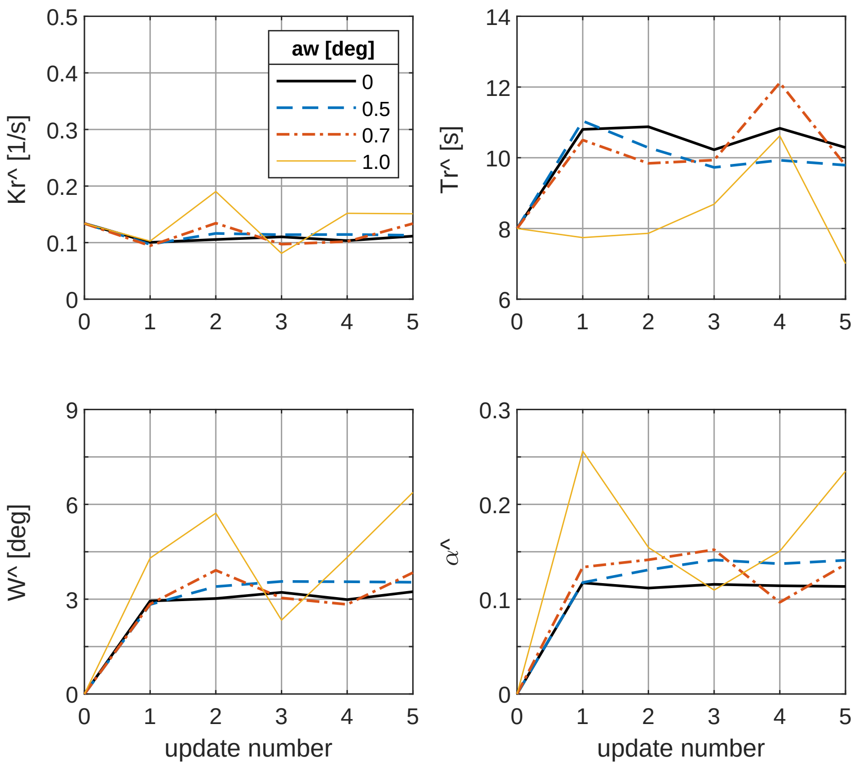


(b) 非線形モデルの場合

図 10.11　同定値を用いた変針応答



(a) 1 次モデルの場合



(b) 非線形モデルの場合

図 10.12　波浪外乱入力の影響

10.6　結言

WJPC の不感帯を補償する手法を提案し，その有効性をシミュレーションで検証した。

- 不感帯特性では，幅とその傾斜でモデル化した。
- 不感帯補償の解析では，補償の効果と誤差について行なった。不感帯幅の見積もり誤差が正ならばその影響は小さいが，負ならばその影響が残ることを示した。
- 船体と不感帯のパラメータを同定する算法を示した。
- 検証の結果，提案法の有効性が確認でき，波浪外乱による同定誤差は実用範囲に収まった。

したがって，提案した不感帯補償は有効であることが確認できた。

第 11 章

風力推進船における制御システムの評価

11.1　緒言

風力推進船は，燃料消費や CO_2 排出の削減効果が期待されている [41, 42]。その理由は翼帆が発生する力から推進力を得て，主機関の負荷を下げることによって実現できるからである。また，翼帆力を積極的に活用して操船能力を向上させる報告 [80] もある。その報告では，風力や潮流が既知で一様であることを前提としている。それらの外部要因は長時間に亘って一定ではなく，状況に応じて対応する必要がある。船舶は大洋航海を運航する際，オートパイロット（Auto-Pilot, AP）を利用する。AP は制御システムによって海象状況に応じた操船を実施する。著者は文献 [81] で風力推進船に AP を適用した場合について報告している。本章はそれに基づき新たな成果を加えたもので，風力による船体運動と制御システムの相互関係を評価することを目的とする。

AP の制御システムは方位制御（Heading Control, HC）と航路制御（Tracking Control, TC）である。両者は高速航行中に舵角を制御して，HC は設定方位に船首方位を，TC は計画航路に船体位置をそれぞれ追従させる。両者の違いは潮流下で現れる。船体横方向に作用する潮流成分によって，HC では船位に横流れを生じ，TC では生じない。TC は船首方位に斜航角を加えて，潮流成分を船速で相殺するからである。なお，HC は設定方位が一定，TC は設定航路が一定の場合を扱う。

風力推進船モデルは図 11.1 に示すように，翼帆が単帆（S）と複帆（4 枚帆）の場合がある。本章は主に単帆を扱う。

本内容を次に示す。

- 翼帆の発生する力が船体運動に作用する変動成分となることを示す。
- 制御システムの違いが変動成分の抑制に与える影響を示す。
- 評価した内容をシミュレーションによって検証し，その妥当性を確認する。

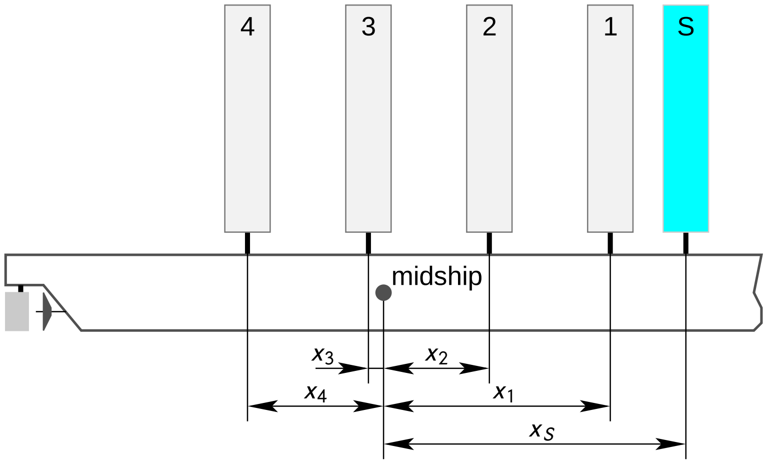


図 11.1　風力推進船の翼帆配置

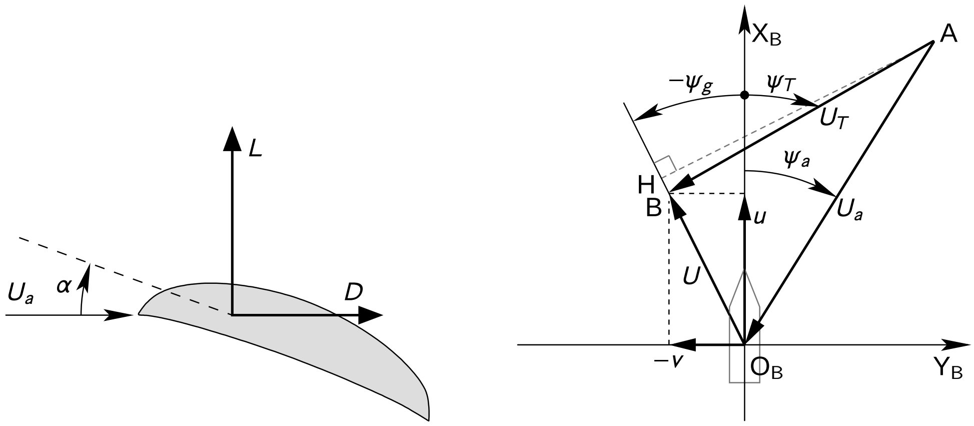


図 11.2　翼帆力と風力三角形

11.2　翼帆の発生する力とモーメント

翼帆が発生する揚力 L と抗力 D は図 11.2（a）に示すように，次式になる。

$$\begin{cases} L = \dfrac{1}{2}\rho_a C_L(\alpha) S U_a^2 \\ D = \dfrac{1}{2}\rho_a C_D(\alpha) S U_a^2 \end{cases} \tag{11.1}$$

ここで，α は迎角（Attack angle），ρ_a は大気密度，C_L は揚力係数，C_D は抗力係数，C_L と C_D は α の関数，$S = b \times c$ は翼面積，b は高さ，c は幅，U_a は相対風速（Apparent Wind Speed）である。翼帆には α を傾けるモーメント（紙面に垂直方向の周り）が生じるが，無視する。そのモーメントは L と D の作用点が前縁側にあるため起こる。

風力三角形（Wind triangle）[82] を図 11.2（b）に示す。同図で，O$_\mathrm{B}$-X$_\mathrm{B}$Y$_\mathrm{B}$ は船体固定座標で簡単化のため地球固定座標 O-XY と一致させる。このとき船首方位は $\psi = 0$ である。相対風速 U_a と相対風向 ψ_a（Apparent Wind Angle）は風力三角形の関係[*1]を用いて

$$\begin{cases} U_a = \sqrt{U_T + U^2 + 2U_T U \cos(\psi_T - \psi_g)} \\ \psi_a = \sin^{-1}\left[U_T/U_a \sin(\psi_T - \psi_g)\right] + \psi_g \end{cases} \tag{11.7}$$

から求める。ここで，$U = \sqrt{u^2 + v^2}$ は対地速度（Speed Over Ground, SOG）とし，U_T は真風速（True Wind Speed），ψ_g は対地方位（Course Over Ground, COG）とし，ψ_T は真風向（True Wind Angle），u は surge 速度，v は sway 速度である。ただし，潮流成分はないとする。対地方位は次式になる。

$$\psi_g = \tan^{-1}\left(-\frac{v_g}{u_g}\right) \tag{11.8}$$

$$\begin{bmatrix} u_g \\ v_g \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\psi & \sin\psi \\ -\sin\psi & \cos\psi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} \tag{11.9}$$

ここで，u_g，v_g はそれぞれ北向き，東向きの速度成分である。なお，斜航角は次式になる。

$$\beta = \tan^{-1}\left(-\frac{v}{u}\right) \tag{11.10}$$

船体固定座標に作用する力とモーメントは，図 11.3 に示すように

$$\begin{cases} X_S = L\sin\psi_S - D\cos\psi_S \\ Y_S = -L\cos\psi_S - D\sin\psi_S \\ N_S = x_S Y_S \end{cases} \tag{11.11}$$

[*1] 式（11.7）を導出する。図 11.2（b）において，点 H は点 A からの垂足の位置である。
△ABH において

$$\overline{\mathrm{AH}} = U_T \sin(\psi_T - \psi_g) \tag{11.2}$$

$$\overline{\mathrm{BH}} = U_T \cos(\psi_T - \psi_g) \tag{11.3}$$

になる。△AHO において，$\overline{\mathrm{AO}}^2 = \overline{\mathrm{AH}}^2 + \overline{\mathrm{HO}}^2$ に上式を代入すると

$$\begin{aligned} U_a^2 &= \left[U_T \sin(\psi_T - \psi_g)\right]^2 + \left[U + U_T \cos(\psi_T - \psi_g)\right]^2 \\ &= U_T + U^2 + 2U_T U \cos(\psi_T - \psi_g) \end{aligned} \tag{11.4}$$

になる。上式は余弦定理に相当する。
△AHO において

$$\overline{\mathrm{AH}} = U_a \sin(\psi_a - \psi_g) \tag{11.5}$$

になるから，上式と式（11.2）を用いると次式になる。

$$\begin{aligned} &\sin(\psi_a - \psi_g) = U_T/U_a \sin(\psi_T - \psi_g) \\ &\psi_a = \sin^{-1}\left[U_T/U_a \sin(\psi_T - \psi_g)\right] + \psi_g \end{aligned} \tag{11.6}$$

になる。ここで，X_S, Y_S は翼帆力による力，N_S はそのモーメント，x_S は船体中央から翼帆までの距離（船首方向を正とする），ψ_S は翼帆作用角とよび，

$$\psi_S = \psi_a - \psi \tag{11.12}$$

である。ここで，ψ は船首方位である。ψ_S は ψ に依存し，X_S, Y_S, N_S もまたその影響を受ける。よって，ψ は制御システム HC と TC によって異なるため，本船の風力特性は制御システムの影響を受ける。その詳細は 11.4 節で説明する。

単帆と複帆の差異　単帆と 4 枚複帆の配置を図 11.1 に示す。配置は船体中央からの距離で定める。複帆の単体特性は単帆と同一にする。このとき，複帆が発生する X_{S4}, Y_{S4} と N_{S4} は

$$\begin{cases} X_{S4} = 4 \times X_S \\ Y_{S4} = 4 \times Y_S \\ N_{S4} = N_S \times \dfrac{\sum_{i=1}^{4} x_i}{x_S} \approx N_S \times \dfrac{x_1}{x_S} < N_S \end{cases} \tag{11.13}$$

になる。ここで，添字 4 は帆枚数，$x_1 < x_S$, $x_2 \approx x_1/2$, $x_3 \approx 0$, $x_4 \approx -x_2$ である。X_{S4}, Y_{S4} は X_S, Y_S の枚数倍になり，N_{S4} は N_S より小さくなる。N_{S4}, N_S は船体の方位周りに作用し，舵角にオフセットを加えて釣り合いをとる。よって，複帆はその配置を工夫すれば $N_{S4} \approx 0$ が可能になり，舵への負担を単帆より減らせる。

以降，単帆の場合を扱う。

11.3　船体運動への影響

翼帆力による船体運動の変化を説明する。図 11.3 は，単翼帆の力とモーメントが船体座標に作用する様子を示す。同図で，$x_S > 0$ は船体中央から単翼帆設置までの距離である。このとき，船体に働く力とモーメンは 3 章を参照すると

$$\begin{cases} X = X_H + X_R + X_P + X_S \\ Y = Y_H + Y_R + Y_S \\ N = N_H + N_R + N_S \end{cases} \tag{11.14}$$

になる。ここで，X, Y はそれぞれ surge 方向，sway 方向に働く力，N は yaw 周りに働くモーメント，添字 H, R, P, S はそれぞれ船体，舵，プロペラ，翼帆である。

surge 速度の定常値（$\dot{u} = 0$）は船体微係数の線形項を用いると

$$X_u u + X_P(n_0) + X_S = 0 \tag{11.15}$$

になる。ここで，X_u は surge 流体微係数，X_P はプロペラによる推力，n はその回転数，添

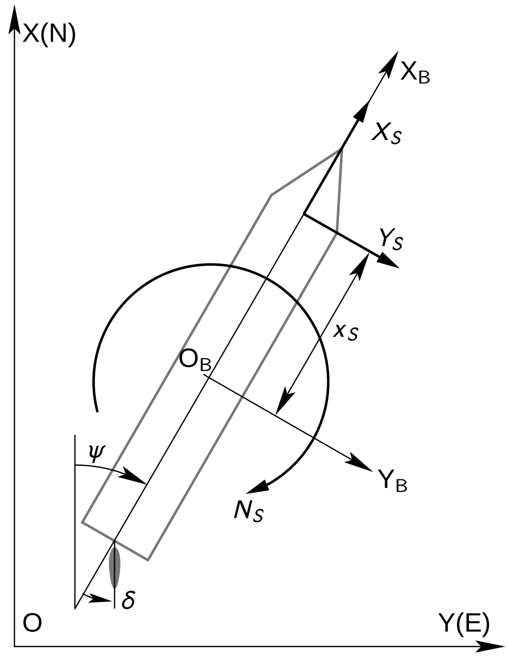


図 11.3　船体に働く翼帆の力とモーメント

字 0 は一定値である。上式から，速力の定常値は

$$u = u_0 + \Delta u \tag{11.16}$$

$$u_0 = -\frac{X_P(n_0)}{X_u}, \qquad \Delta u = -\frac{X_S}{X_u} \tag{11.17}$$

になる。ここで，$X_u < 0$，Δu は翼帆力による速度変化である。よって，$X_S > 0$ ならば，船速は上がる。

sway 速度と yaw 角速度の定常値（$\dot{v} = 0$, $\dot{r} = 0$）は

$$\boldsymbol{D}\boldsymbol{\xi} = \boldsymbol{B}\delta + \boldsymbol{B}_S \tag{11.18}$$

になる。ここで，$\boldsymbol{\xi} = [\,v,\ r\,]^T$ は状態量，添字 ^{T} は転置行列，δ は舵角，

$$\begin{cases} \boldsymbol{D} = \begin{bmatrix} -Y_v & mu_0 - Y_r \\ -N_v & mu_0 x_G - N_r \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{B} = \begin{bmatrix} Y_\delta \\ N_\delta \end{bmatrix}, \qquad \boldsymbol{B}_S = \begin{bmatrix} Y_S \\ N_S \end{bmatrix} \end{cases} \tag{11.19}$$

m は船体質量，x_G は船体中央から重心までの距離（船首方向を正とする），Y_r, Y_v, N_r, N_v, Y_δ, N_δ は流体微係数である。

式（11.18）の状態を舵角による項 $\boldsymbol{\xi}_\delta$ と翼帆による項 $\boldsymbol{\xi}_S$ に分けると

$$\boldsymbol{\xi} = \boldsymbol{\xi}_\delta + \boldsymbol{\xi}_S \tag{11.20}$$

$$\boldsymbol{\xi}_\delta = \boldsymbol{D}^{-1} \begin{bmatrix} Y_\delta \\ N_\delta \end{bmatrix} \delta, \qquad \boldsymbol{\xi}_S = \boldsymbol{D}^{-1} \begin{bmatrix} Y_S \\ N_S \end{bmatrix} \tag{11.21}$$

になる。よって，翼帆力による状態変化は上式の $\boldsymbol{\xi}_S$ を用いて

$$\begin{bmatrix}\Delta v\\ \Delta r\end{bmatrix} = \boldsymbol{D}^{-1}\begin{bmatrix}Y_S\\ N_S\end{bmatrix} = \frac{1}{\det \boldsymbol{D}}\begin{bmatrix}mu_0x_G - N_r & -mu_0 + Y_r\\ N_v & -Y_v\end{bmatrix}\begin{bmatrix}1\\ x_S\end{bmatrix}Y_S \tag{11.22}$$

になる。ここで，Δv は速度変化，Δr は角速度変化，添字 $^{-1}$ は逆行列，det は行列式である。その変化は大きさ $|Y_S|$ に比例し，設置距離 x_S の関数になっている。x_S は Y_S と N_S の関係をつなぐもので，風力推進船の設計段階で考慮されるものである。

設置距離 x_S の適値　単翼帆の力とモーメントの中で，Y_S，N_S が小さいほど，船体運動に悪影響を与えない。x_S の適値を式（11.22）から求めると，次式になる。

$$x'_S = \begin{cases} \dfrac{m'u'_0x'_G - N'_r}{m'u'_0 - Y'_r} \approx \dfrac{166}{499} = 0.333 & (\Delta v = 0)\\[2ex] \dfrac{N'_v}{Y'_v} \approx \dfrac{264}{1160} = 0.228 & (\Delta r = 0)\end{cases} \tag{11.23}$$

ここで，添字 $'$ は無次元を示し，数値は 3 章の表 3.1 を用いる。本船の設置距離を 0.435（公称値）とすれば，N_S，Y_S の値より多少大きい。設置距離の変更は難しいので，制御システムがその影響を負担することになる。

Δv を打ち消すため，TC では斜航角を当てる。一方 Δr を打ち消すため，舵角を当てる。HC の舵角変化は式（11.18）から

$$\Delta\delta = -\frac{\Delta r}{N_S} \qquad (\boldsymbol{B}\delta + \boldsymbol{B}_S = \boldsymbol{0}) \tag{11.24}$$

になる。ここで，$\boldsymbol{0} = [0,\ 0]^T$ である。

よって，翼帆力による影響は，船体運動に速度 Δu，Δv，角速度 Δr を発生させる。風力推進船に適用するための制御性能（仕様）は次のようになる。

- Δu は制御しない。制御システムは船速 $u = u_0 + \Delta u$ に従う。
- Δv は等価的に潮流成分と見なせる。その成分は TC で修正できる。
- Δr は等価的に舵角オフセットと見なせる。その成分は HC で修正できる。

ここで，TC は HC と航路誤差制御から構成される。

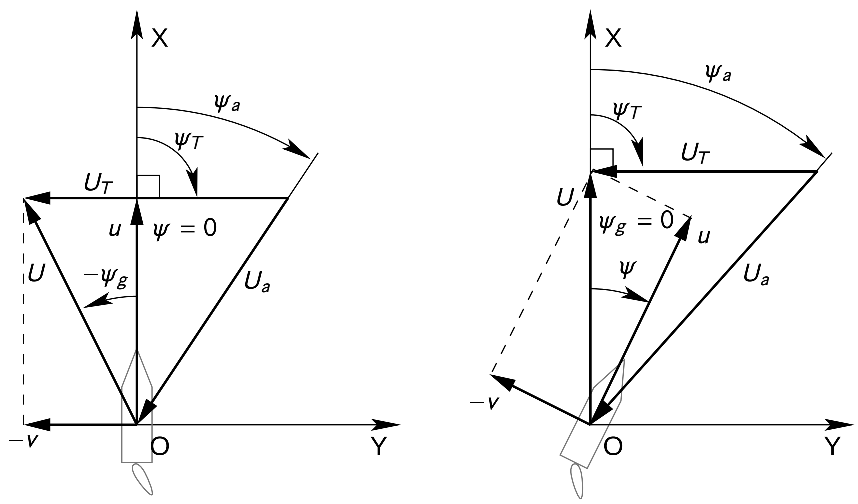
11.4　制御システムの影響

制御システムが風力推進船に与える影響を明らかにする。制御システムは方位制御 HC と航路制御 TC である。翼帆力は図 11.3 に示すように，船体に力 X_S，Y_S とモーメント N_S を作用させる。

制御システムの翼帆力に対する抑制効果を表 11.1 にまとめる。同表で，印 × は無効，印 ◯ は有効である。X_S は前進方向のため，制御対象外となる。HC は N_S を，TC は Y_S，N_S をそれぞれ抑制できる。

表 11.1　制御システムの翼帆力抑制効果

制御システム	翼帆力		
	X_S	Y_S	N_S
方位制御	×	×	○
航路制御	×	○	○



(a) HC　　(b) TC

図 11.4　風力三角形での HC と TC の差異

抑制方法において，N_S によるモーメントは舵が発生するカウンター（反作用）トルクによって，Y_S による横流れ速度は船首方位に斜航角を加えて船速の横流れ成分によって，それぞれ打ち消すものである。

(1)　相対風速と相対風向への影響

HC と TC が相対風速 U_a と相対風向 ψ_a に与える影響を図 11.4 で説明する。同図で，設定方位は北向き，真風向は西向き（$\psi_T = \pi/2$），一定状態とする。このとき，対地方位は

$$\psi_g^h = -\beta \tag{11.25}$$

$$\psi_g^t = 0 \tag{11.26}$$

になる。ここで，添字 h, t はそれぞれ HC，TC である。上式を式（11.7）に適用すると

$$\begin{cases} U_a^h < U_a^t & (\cos(\psi_T - \psi_g^h) < 0,\ \cos(\psi_T - \psi_g^t) = 0) \\ \psi_a^h < \psi_a^t & (\sin(\psi_T - \psi_g^h) < \sin(\psi_T - \psi_g^t)) \end{cases} \tag{11.27}$$

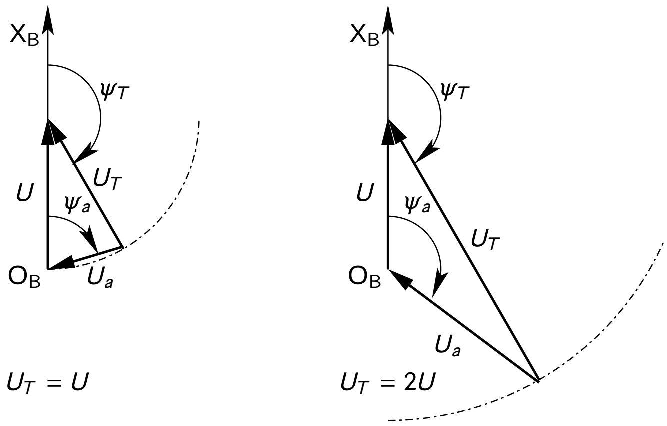


図 11.5　相対風向 ψ_a および U と U_T の関係

になる。また，揚力と抗力は式（11.1）と上式から

$$\begin{cases} L^h < L^t \\ D^h < D^t \end{cases} \tag{11.28}$$

の関係になる。よって，揚力と抗力は航路制御のほうが方位制御より大きくなる。

ψ_T を π まで変化させると，U_a，ψ_a は図 11.5 に示すように，U と U_T の大小関係に影響を受ける。まとめると

$$\lim_{\psi t \to \pi} U_a = \begin{cases} U - U_T & (0 \leq U_T < U) \\ 0 & (U_T = U) \\ U_T - U & (U_T > U) \end{cases}, \quad \lim_{\psi t \to \pi} \psi_a = \begin{cases} [0,\ \pi/2) & (0 \leq U_T < U) \\ \pi/2 & (U_T = U) \\ (\pi/2,\ \pi) & (U_T > U) \end{cases} \tag{11.29}$$

になる。ここで，$[0,\ \pi/2) = \{0 \leq \psi_a < \pi/2\}$，$(\pi/2,\ \pi) = \{\pi/2 < \psi_a < \pi\}$ である。

(2)　船体に作用する力 X_S, Y_S への影響

力 X_S, Y_S は図 11.6 に示すように，次式になる。

$$\begin{bmatrix} X_S \\ Y_S \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin\psi_S & -\cos\psi_S \\ -\cos\psi_S & -\sin\psi_S \end{bmatrix} \begin{bmatrix} L \\ D \end{bmatrix} \qquad (L \gg D) \tag{11.30}$$

ここで，ψ_S は翼帆作用角で式（11.12）から定める。このとき，翼帆作用角と横力は

$$\left|\psi_S^h = \psi_a^h\right| > \left|\psi_S^t = \psi_a^t - \psi^t\right| \tag{11.31}$$

$$\left|Y_S^h \approx -L\cos\psi_S^h\right| < \left|Y_S^t \approx -L\cos\psi_S^t\right| \tag{11.32}$$

になる。よって，Y_S は航路制御のほうが方位制御より大きくなり，N_S も同様になる。

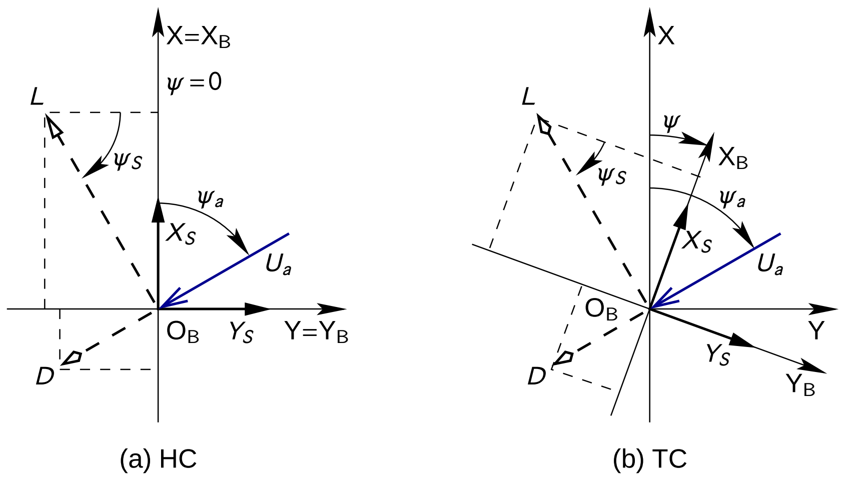


図 11.6　力 X_S, Y_S による HC と TC の差異，ただし $x_S = 0$ とする

表 11.2　船体運動パラメータ，船速 $u_0 = 10$ kn

mode	K_r [1/s]	T_r [s]	T_{r3} [s]	K_v [m/s]
HC	0.0591	52.2	0.16	-3.77
TC	0.0652	61.8	0.65	-4.22

(３)　船体に作用するモーメント N_S への影響

モーメント $N_S = x_S \times Y_S$ は舵角 δ で相殺する。δ の大きさは N_S のそれに比例するから

$$\left|\delta_S^h \propto N_S^h\right| < \left|\delta_S^t \propto N_S^t\right| \tag{11.33}$$

になる。ここで，δ_S は翼帆作用舵角とよぶ。よって，δ は許容できる大きさ（最大舵角）をもつため，その制限は航路制御のほうが方位制御より受けやすい。

11.5　検証

評価・検討した内容をシミュレーションによって検証し，その妥当性を確認する。

シミュレーション構成を図 11.7 に示す。同図で，制御器は HC，TC から選択し，翼帆力計算は入力した変数から翼帆力を出力する。そのため，船体運動と制御器は翼帆力の影響を受ける。

シミュレーション結果から，評価・検討した内容が適切であることを確認できた。

(１)　条件

制御対象：

- 本船要目は貨物船で，船長 $L = 161$ m である。3 章，表 3.1 を参照のこと。

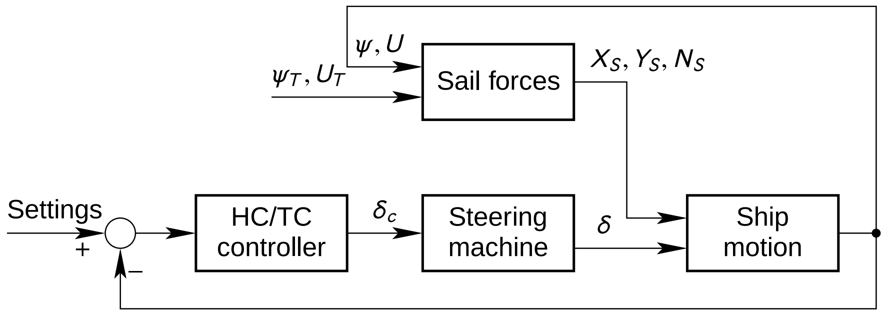


図 11.7　風力推進船のシミュレーション構成

- 翼帆要目 [83] は単翼帆，$x_S = 70\,\mathrm{m}$，$x'_S = x_S \div L = 0.435$，$\alpha = 10\,\mathrm{deg}$ で $C_L = 1.5$，$C_D = 0.2$，$C_L/C_D = 7.5$，$b = 60\,\mathrm{m}$，$c = 13\,\mathrm{m}$，$S_a = 780\,\mathrm{m}^2$，アスペクト比 $AR = b \div c = 4.62$ である。翼帆装置は船体運動パラメータに影響を与えないとする。
- 外乱成分はなし。

制御システム：

- 船体運動パラメータを表 11.2 にまとめる。同表は翼帆なしで，HC と TC ごとに同定したものである。
- 制御ゲインはフィードバックの比例ゲイン $K_p = 1.0$ に設定する。詳細は 7 章を参照のこと。波浪パラメータの初期値は，周期 13 s，減衰係数 0.1 である。

初期値：

- 初期船速 $u_0 = 10$ kn，初期方位 $\psi_0 = 0$ deg，真風速 $U_T = 10$，15 kn，真風向 $\psi_T = 40 \sim 180$ deg（きざみ幅 5 deg）とする。
- 命令舵角 δ_c は最大値 35 deg で飽和する。

(2)　結果

図 11.8 の場合

- (b) の左図から δ_c が飽和しない領域（$80 < \psi_T < 170$ deg）を対象とする。
- (a) の左右図から，式（11.27）は妥当である。
- (a) の左右図の $\psi_T = \pi$ 付近から，式（11.29）は適切である。
- (b) の左右図から，式（11.32)，（11.33）はそれぞれ妥当である。
- (b) の左図から δ_c の飽和現象は，HC では $\psi_T < 55$ deg，TC では $\psi_T < 80$ deg で発生している。よって，(2) 節および (3) 節の検討は適切である。

図 11.9 の場合：真風速 10 kn

- (a) の左図から式（11.28）は妥当である。右図から，X_S では TC と HC がほぼ同じ（TC が HC よりわずかに大きい)，$|Y_S|$ では TC が HC より大きい式（(11.32))。

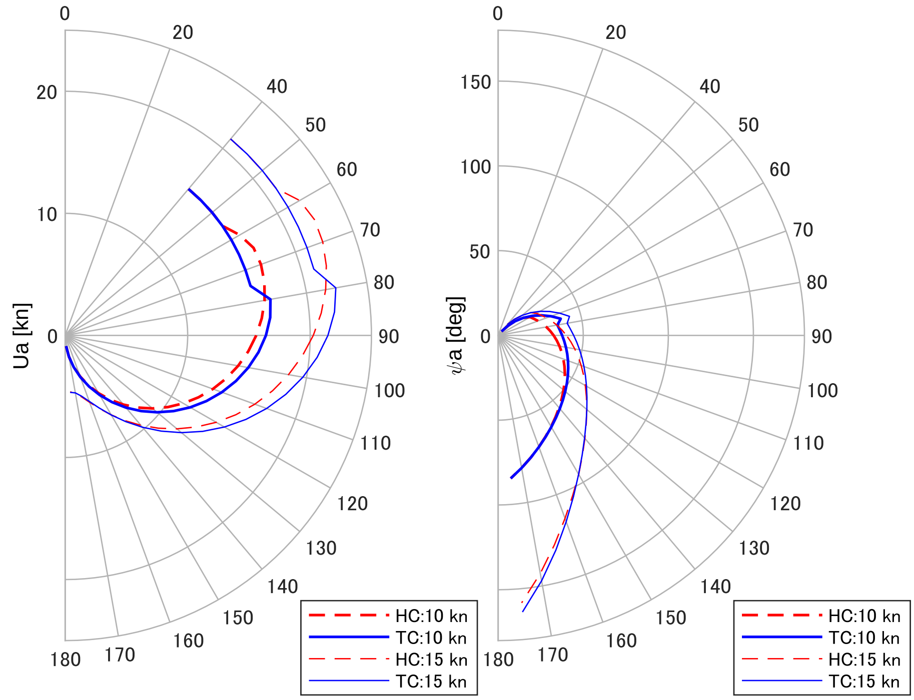
- （b）の左図から，つぎのようになる。ただし，δ_c の飽和分を除く。

$$\mathrm{speed}(HC) > \mathrm{SOG}(TC) \quad (\psi_T < 100 \text{ deg})$$
$$\mathrm{speed}(HC) \lesssim \mathrm{SOG}(TC) \quad (\psi_T > 100 \text{ deg})$$

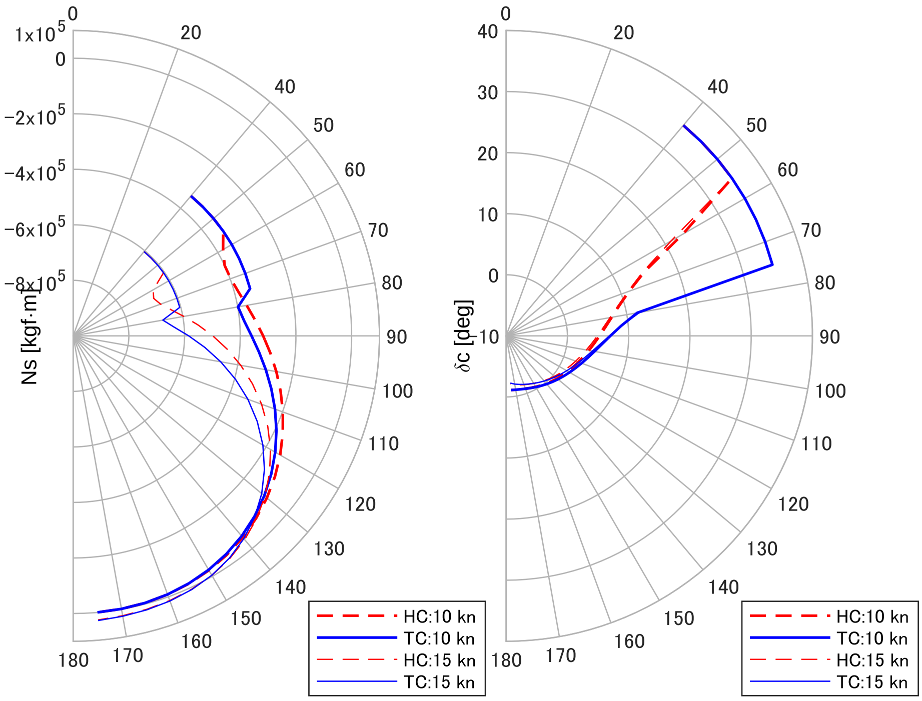
- （b）の右図から，HC では $\psi = 0$, $\beta < 0$ に，TC では $\mathrm{COG} = 0$, $\psi > 0$ にそれぞれなっているので，制御システムは適切に動作している。（図 11.4 を参照）

図 11.10 の場合：真風速 15 kn

- 同図は図 11.9 に比べて，その特性（δ_c の飽和も含む）は図 11.9 と同じ傾向を示す。

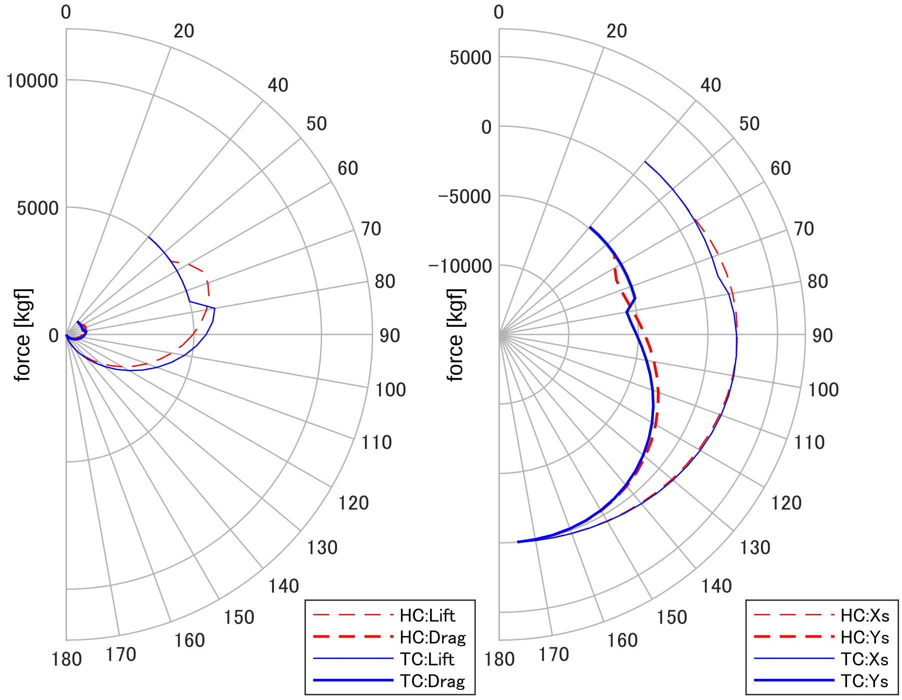


(a) 相対風速 U_a と相対風向 ψ_a

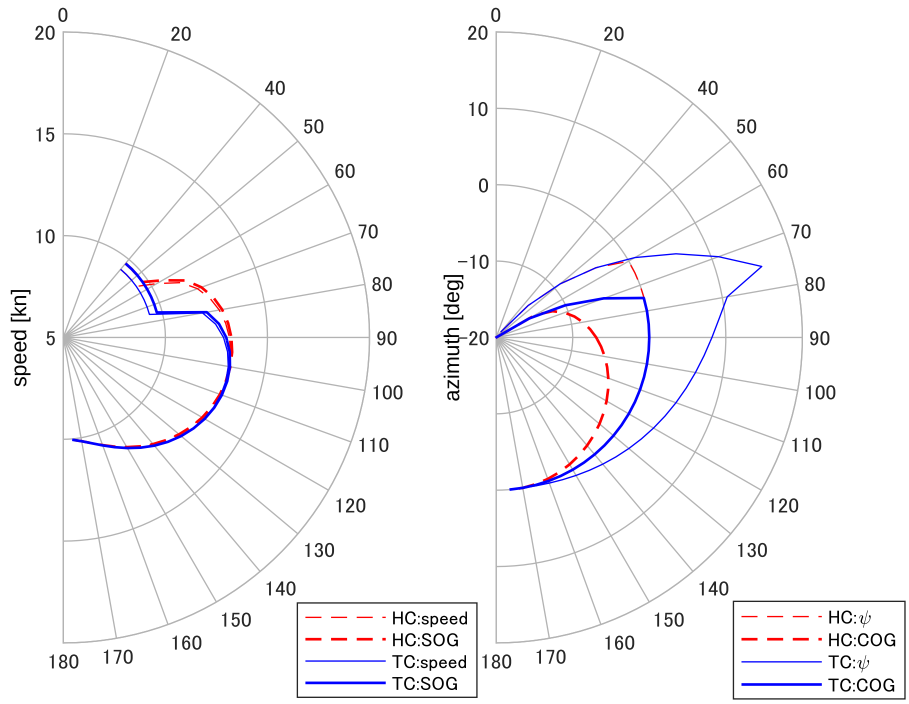


(b) 翼帆モーメント N_S と命令舵角 δ_c

図 11.8　真風速と真風向の影響

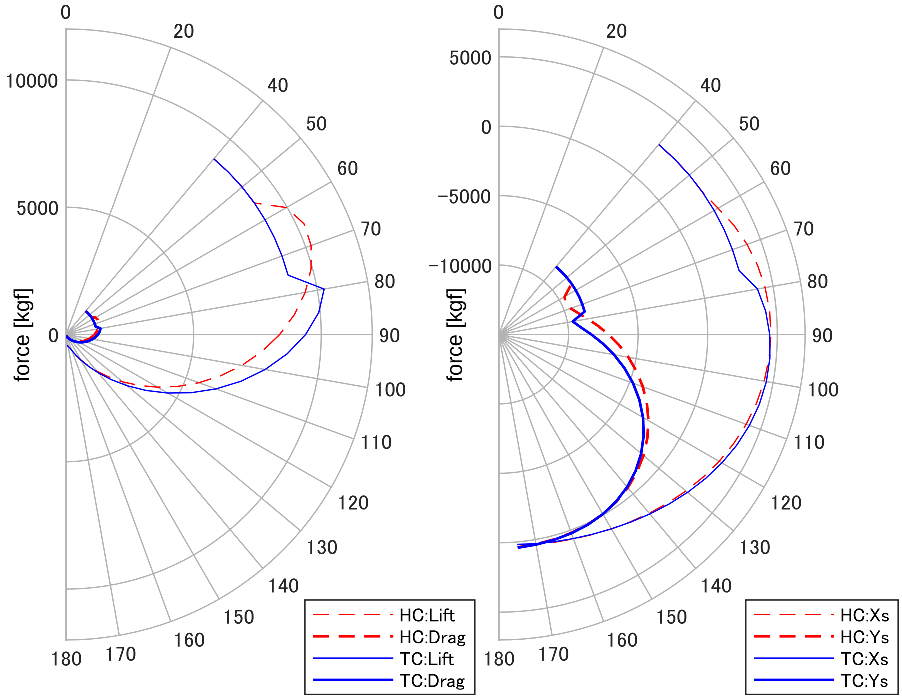


(a) 揚力 L と抗力 D，翼帆力 X_S，Y_S

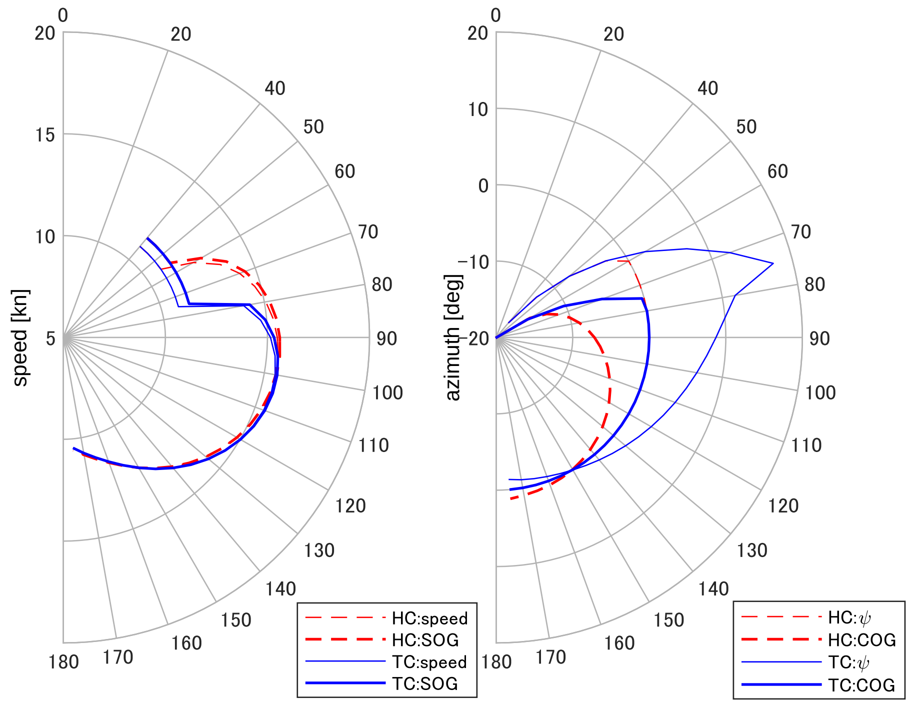


(b) 船体速度 speed, SOG と船首方位 ψ, COG

図 11.9　真風速 10 kn の場合



(a) 揚力 L と抗力 D，翼帆力 X_S，Y_S



(b) 船体速度 speed, SOG と船首方位 ψ, COG

図 11.10　真風速 15 kn の場合

11.6　結言

本章は風力推進船における，オートパイロットの制御システムの影響を評価・検討したものである。制御システムは方位制御と航路制御である。その結果は次の項目を明らかにした。

- 翼帆の発生する力とモーメント，およびその翼帆力から船体に作用する力とモーメントが制御システムの影響を受ける。
- 翼帆の設置位置が制御システムの性能に重要である。
- 翼帆力は船体運動に速度 Δu, Δv，角速度 Δr を発生させる。
- 方位制御は Δr を，航路制御は Δv, Δr をそれぞれ相殺できる。
- 航路制御のほうが方位制御より，最大舵角の要求が大きくなる。
- 検討内容の有効性・妥当性をシミュレーションによって確認した。

制御システム HC, TC を選ぶときは，海象や運航の形態を考慮する必要がある。

HC の場合，舵角の許容範囲が TC より広く，風力を有効に利用できる。だが，風力や潮流による横流れを修正するため，設定方位を適宜修正する必要がある。

一方 TC の場合，舵角の許容範囲が HC より狭く，風力を限定して利用せざるを得ない。だが，横流れを修正できるため，設定航路に追従できる利点がある。

したがって，HC, TC の選択は，海象の風向風力の状況によって適切に切り替えて利用すべきである。

第 12 章

大圏航路用制御システムの評価

12.1　緒言

昨今，船舶の運航において，省人化船や自律化船の話題 [84, 85] が散見される。その背景には，乗船員の不足を補い，安全航海をより推進し，さらに気象・海象を考慮した最適航路を選択するなどの目的がある。加えて，その実現には本船と陸上基地の相互通信技術によって，省人化船を一元的に管理することも含まれる。

本章は大洋航海中のオートパイロット技術に関する。大洋航海は沿岸付近に比べて他船や物標の影響が少ないため，大圏航路に船体位置（船位）を追従させるように操船する。

紐の両端を引張ったときの長さは最短になる。大圏航路はその状態を地球表面上に置いた場合に相当し，2 点間を最短距離で結ぶものである。一方，等角航路は航程線ともよばれ，2 点間を一定方位で結ぶものである。メルカトル図法において，航程線は直線に，大圏航路は曲線に，それぞれ描画される。大圏航路はその行程が長くなるほど，等角航路（方位角一定，直線）に比べて航路長が短くなる特徴をもつ。なお，地球形状は球体より楕円球体に近いとされる。されど，本章では簡単化のため，真球体を用いる。

従前では，大圏航路を紙海図に描くことは手間がかかった [86]。現在では，電子海図表示情報装置（ECDIS）上でその描画は簡単にできるようになっている。

ECDIS は大圏航路を適当に分割して，直線と円弧の計画航路（近似大圏航路とよぶ）を作成し，オートパイロットにその情報を送る。オートパイロットはその計画航路に船位を追従させるため，舵を制御する。その制御システムは航路制御システム（Track Control System, TCS）であり，直線と円弧の航路に対応する操船モードをもつ。計画航路は大圏航路に比べて航程距離が長くなり，モード切り替えによる過渡現象が生じて航程距離を延長させる。

大圏航海において，操船モードが 2 つあることは，管理作業が増えて好ましからざる状況といえる。操船は単純なものほど，使いやすく誤りを起こしにくい。したがって，ひとつの操船モードで対応できることが有人船・省人化船を問わず，期待される。

そこで，大圏航路の方位変化が時間当たり 1 度以下であることに着目して，その航路を目

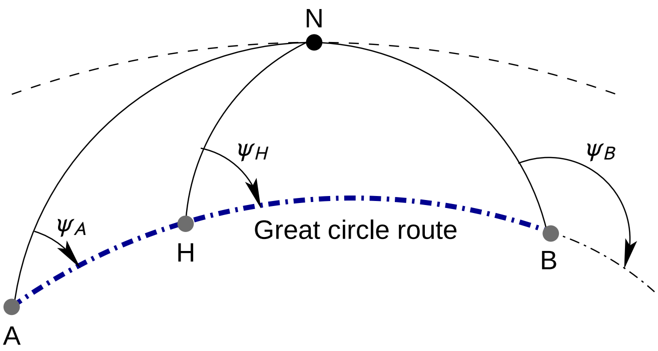


図 12.1　大圏航路

標軌道に設定し，それに船位を追従させる制御システムを提案する。本提案法は，大圏航路に関する測地計算と航路保持システム（7 章参照）を組み合わせることによって，実現できる。この場合，そのシステムの設定方位は一定ではなく，変化する。

したがって，本提案法では，次のことを確認する。

- 大圏航路の旋回角速度が 1 deg /h 以下になる。
- 航路保持システムで，上記角速度と潮流外乱の入力による航路誤差が実用上無視できる。

本章は筆者の文献 [81] に基づき，加筆・修正したものである。

12.2　動作原理

12.2.1　大圏航路

大圏航路（Great Circle Route，GCR）を図 12.1 に示す。同図において，地球を半径一定の球体と扱い，N 点は北極，A 点は出発位置，B 点は着達位置，H 点は航路上の位置，ψ_A は出発針路，ψ_B は着達針路，ψ_H は起程針路である。位置は緯度・経度の座標によって与えられ，針路は子午線との角度でその位置から計算される。よって，大圏航路は 2 点が与えられると，航路上の位置とその針路が決定できる。なお，針路は方位と同意語とする。

12.2.2　近似大圏航路

近似大圏航路（Approximated GCR，AGCR）は図 12.2 に示すように，大圏航路から設定する。同図において，AGCR は GCR を適当な距離（50 ∼ 100 M，1M = 1,852 m）ごとに分割され，直線と円弧によって構成される。円弧は点の位置にあり，拡大すれば円弧曲線（Circular arc line）になる。直線航路は設定方位が一定になる等角航路または航程線（Rhumb line，RL）になる。TCS は，AGCR を計画航路に用いている。

図 12.3 は GCR と RL の行程距離を，図 12.4 は両者の行程差をそれぞれ描画したもので

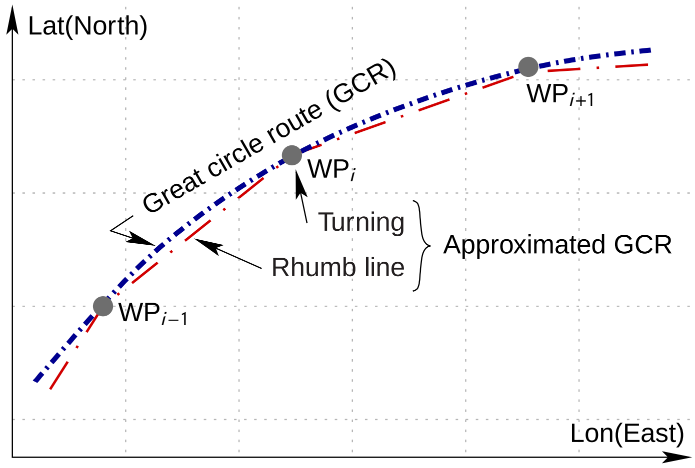


図 12.2　近似大圏航路

ある。GCR と RL の算法は付録 12.A に示す。同図で，出発位置は緯度 36 度，経度 140 度（東京付近）である。両図から

- 到達緯度 -24 度は地球の輪切り状態に近い航路で，両者の距離差が最小になる。
- 到達緯度 66 度，到達経度 180 度のとき，RL 航路は GCR より 1.3 % 長くなる。

よって，AGCR は円弧旋回による距離の増加も見込まれるため，GCR の利用は適切である。

12.2.3　課題と解決策

現状利用されている AGCR は GCR に比べて，次のような課題をもつ。

1. 航路距離（distAGCR $>$ distGCR）が長くなる。
2. 円弧の旋回角は小さいが，そのための操船モードが必要になる。

上記課題を解決する方策として，GCR に船位を追従させる大圏航路用オートパイロット（G-CAP とよぶ）を提案する。

提案法の原理を図 12.5 に示す。同図において，船体位置は P 点にあり，前進速度 u，船首方位 ψ で航行している。P 点から大圏航路上に垂線の足を下ろし，その点を H とする。垂足の長さが航路誤差 y_e になる。航路誤差はクロストラックエラー（Cross Track Error, XTE）ともよばれる。H 点の起程針路を参照方位 ψ_R に置き換える。よって，制御システムは ψ_R に対して船首方位を $\psi = \psi_R$ に，航路誤差を $y_e = 0$ にそれぞれ追従させる。その作用は，次のようになる。

- 方位制御によって，ψ が ψ_R に漸近して，船体航跡は GCR と並進する。
- 航路誤差制御によって，y_e がゼロに漸近して，船体航跡は GCR 上を追従する。

よって，TCS と G-CAP の差異は，参照方位が一定であるか変化するかだけである。

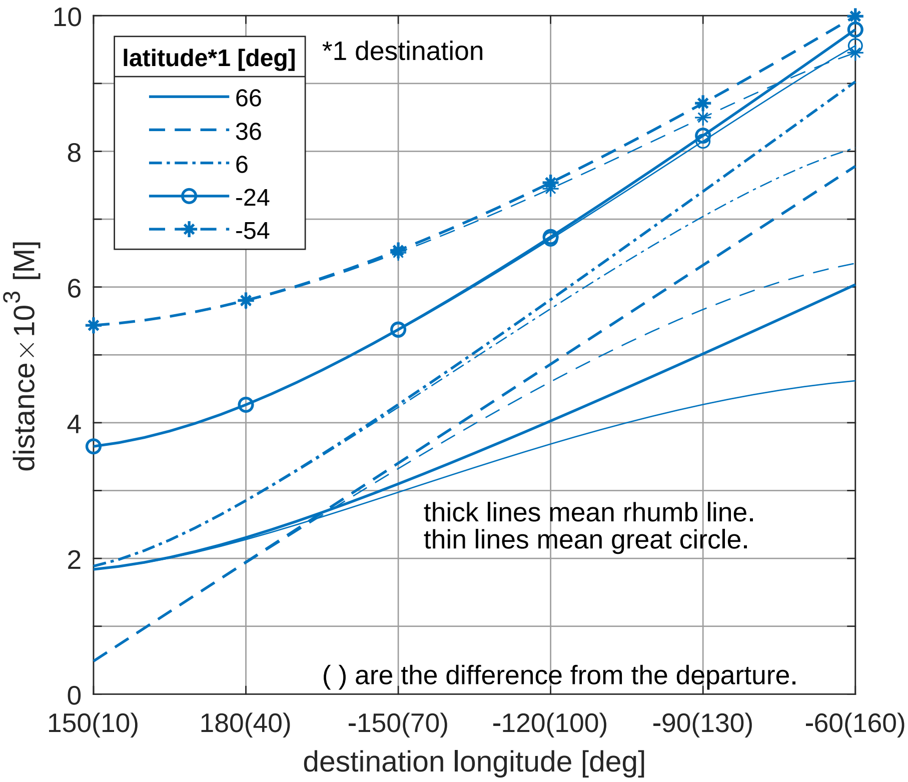


図 12.3　大圏航路と等角航路の行程

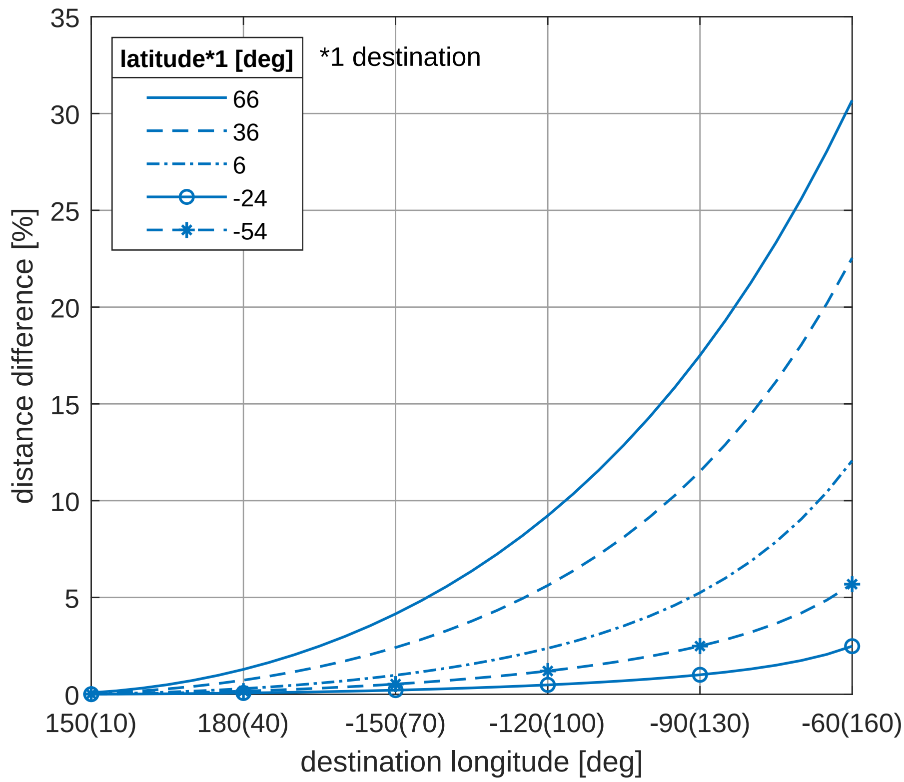


図 12.4　大圏航路と等角航路の行程差

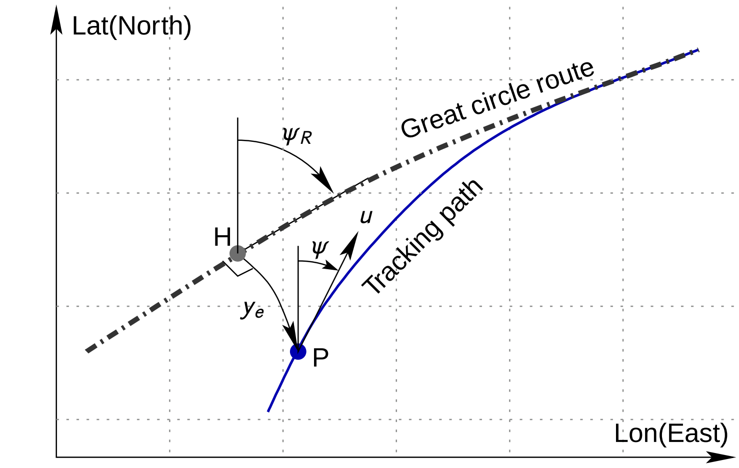


図 12.5　提案法の原理

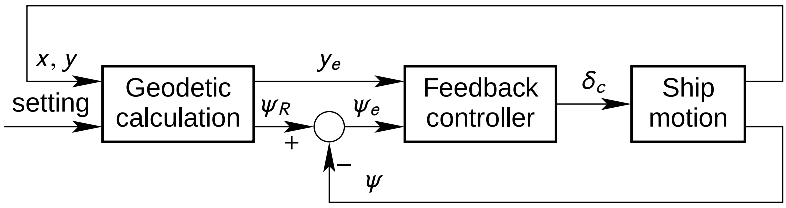


図 12.6　大圏航路追従システムの構成

12.3　制御システム

12.3.1　システム構成

本制御システムは大圏航路 GCR に船位 P を追従させる。その閉ループ制御システムを図 12.6 に示す。同図で，制御システムは測地計算とフィードバック制御器から構成する。

測地計算は初期設定と船位 x, y を入力し，参照方位 ψ_R と航路誤差 y_e を出力する。初期設定は出発位置と到着位置である。フィードバック制御器は方位偏差 $\psi_e = \psi - \psi_R$ と y_e を入力し，命令舵角 δ_c を出力する。δ_c は船体の操舵機に入力し，yaw 周りと sway 方向の船体運動を発生させる。船体に装備されたジャイロコンパスから船首方位 ψ を，衛星測位システム（GNSS）から船位 x, y をそれぞれ出力する。

測地計算は図 12.7 に示すように，GCR 計算と航路誤差 XTE 計算からなり，文献 [87, 88] の計算方法を用いる。測地計算の手順は次のようになる。

- GCR 計算では，出発位置，着達位置を入力し，出発針路，着達針路と参照航路 x_R, y_R を求める。
- XTE 計算では，船位 x, y から参照航路上の垂足 H を求め，参照方位 $\psi_R = \psi_H$ と航路誤差 y_e を求める。

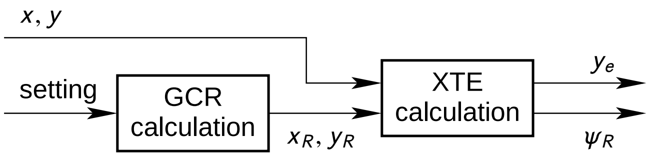


図 12.7　測位計算の構成

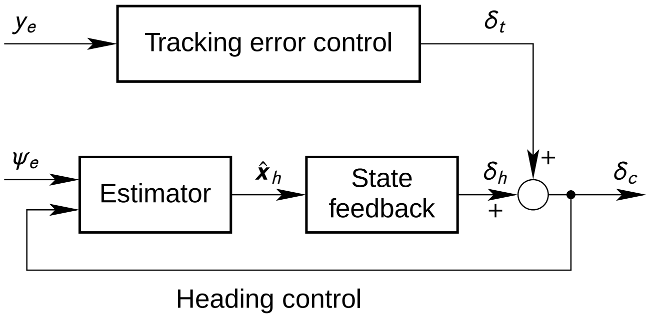


図 12.8　フィードバック制御器の構成

フィードバック制御器は図 12.8 に示すように，TCS の航路保持制御と同じ構成をもち，方位制御と航路誤差制御からなる。同図で，添字 r, v はそれぞれ yaw 周り，sway 方向である。航路保持制御は 7 章を参照する。

12.3.2　誤差解析と仕様

図 12.6 において，参照方位 ψ_R の角速度 $r = \dot{\psi}_R$ が一定状態で入力した場合を説明する。その船体運動 u, v, r，方位偏差 $\psi_e = \psi - \psi_R$ と航路誤差 y_e を図 12.9 に示す。同図で，O-XY は地球固定座標，$\mathrm{O_B}$-$\mathrm{X_B Y_B}$ は船体固定座標，$\rho = U/r$ は旋回半径，$U^2 = u^2 + v^2$ である。

（1）　追従角速度の概算

制御システムが追従できる旋回角速度 r を概算する。航路制御の固有角周波数を表 12.2 から $\omega_t = 0.0337\,\mathrm{rad/s}$ に設定する。制御システムは r が ω_t の 10 分の 1 以下でないと追従できないと仮定すれば，次式に概算できる。

$$r < \omega_t/10 = 3.4 \cdot 10^{-3}\ \mathrm{rad/s} \approx 2.9 \cdot 10^{-3}\ \mathrm{rad/s} = 10\ \mathrm{deg/min} \tag{12.1}$$

（2）　角速度誤差特性

旋回角速度 r の入力による方位偏差 ψ_e と航路誤差 y_e の定常特性は 7 章 7.3.1 節で式（7.41），（7.42）から外乱成分がゼロならば，過渡誤差が ψ_e，y_e に生じて時間とともに $\lim\limits_{t\to\infty} [\psi_e(t)] = 0$ と $\lim\limits_{t\to\infty} [y_e(t)] = 0$ に収斂する。ただし，誤差修正を実施している。

表 12.1　旋回角速度入力に対する航路誤差仕様

角速度追従	入力時の航路誤差
10 deg/min 以下	1.0 m 以下

図 12.9 の定常状態では，斜航角 βで釣り合うので，

$$\beta = -\frac{K_v}{uK_r} r_R \tag{12.2}$$

ここで，u は船速，K_r は旋回力ゲイン，$K_v < 0$ は横流れゲイン，r_R は参照角速度，

$$\begin{cases} \beta = -\tan^{-1}\dfrac{v}{u} \approx -\dfrac{v}{u} \\ v = \dfrac{K_v}{K_r} r \end{cases} \tag{12.3}$$

斜航角は旋回角速度に比例し，船速に反比例する。

旋回開始時の航路誤差 y_e を求める。y_e は参照方位 ψ_R が船首方位 ψ に追従する形に変更する。7 章 7.3.1 節で図 7.6 において，ψ_e を $\psi - \psi_R$ に置き換えると航路誤差は

$$Y_e(s) = \frac{F_h(s)P_v(s) - u}{\widetilde{D}_t(s)} s\Psi_R(s) \tag{12.4}$$

になる。ここで，s はラプラス演算子，$F_h(s)$ は式（7.35），$P_v(s)$ は式（7.5），$\widetilde{D}_t(s)$ は式（7.40），式番号は 7 章を引用する。上式の定常解を求めると，次式になる。

$$\lim_{t\to\infty} [y_e(t)] = \frac{f_1 K_v - u}{f_y K_r u} r_R(0) \tag{12.5}$$

ここで，f_1 は比例ゲイン，f_y は航路ゲインである。旋回開始時の y_e は角速度に比例し，船速の 2 乗に反比例する。その y_e は旋回時の最大誤差に相当するので，仕様に用いる。

大圏航路用制御システムの仕様を表 12.1 に定める。旋回時の航路誤差は本制御モードへの切換えに伴って発生するので，充分に抑制する必要がある。

12.4　検証

本提案法の有効性を数値計算とシミュレーションで検証する。検証は次の項目になる。

1. 大圏航路の旋回角速度 r_{GCR} が 1 deg/h 以下になる。
2. 航路保持システムにおいて，r_{GCR} による航路誤差 y_e が表 12.1 を満足する。
3. 同システムにおいて，潮流外乱入力による y_e が実用上無視できる。

計算条件を示す。定数は，1 海里（M）は $1{,}852$ m，地球半径は $6{,}371 \times 10^3$ m とする。
制御対象：

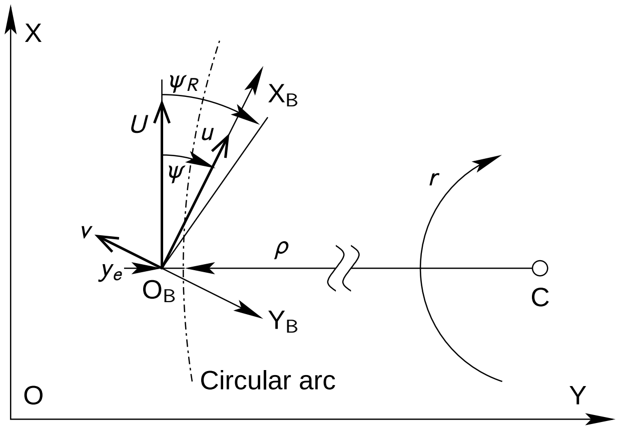


図 12.9　旋回角速度入力時の運動状態

表 12.2　船体パラメータと制御ゲイン，船速 $u = 15$ kn

h/t	K_r [1/s]	T_r [s]	T_{r3} [s]	K_v [m/s]	K_r/T_r [s^{-2}]	K_v/K_r [m]		
t	0.103	43.0	0.258	-7.39	0.00239	-72.0		
	K_d [s]	f_1	f_2 [s]	ω_h [rad/s]	p_h [s]	ρ_{h2}	ρ_h	
t	19.1	0.988	18.8	0.0486	129.2	5.16	8.21	
	f_y [rad/m]	ω_t [rad/s]	a_t [rad/s]	ω_t/ω_h	f_i	ω_i [rad/s]	ζ_{ti}	ω_{ti} [rad/s]
t	0.00130	0.0337	0.0211	0.692	0.00505	0.00967	0.766	0.0360

- 本船要目は貨物船，船長 161 m である。詳細は 3 章を参照。
- 上記 2. の検証では，本船の特性から舵角オフセット項をゼロとする。
- 外乱は，潮流成分が $U_c = 3$ kn，$\psi_c = 0$ deg，波浪成分がなしとする。

制御システム：

- 船体パラメータと制御ゲインは，表 12.2 にまとめる。同表は，7 章の表 7.4 から抜粋したもので，t は航路制御，船速 $u = 15$ kn である。
- 波浪パラメータは，周期 10 s，減衰係数 0.1 である。

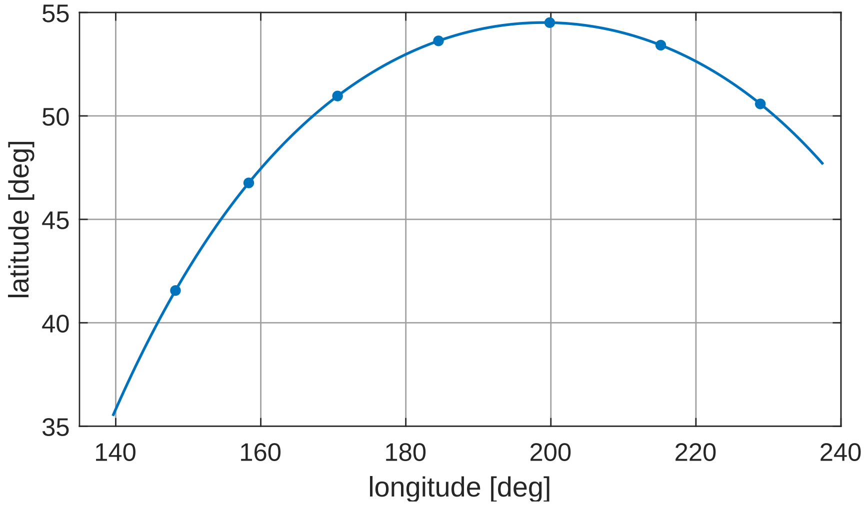


図 12.10　大圏航路の緯度経度，北米航路

12.4.1　大圏航路の特性

計算地域は北米航路で，出発位置が横浜（緯度 35.5 deg，経度 139.6 deg），到達位置がシアトル（緯度 47.6 deg，経度 −122.3 deg）である。その区間距離は，等角航路で 4,470 M，大圏航路で 4,168.2 M，差異は 302 M になる。大圏航路の距離は等角航路に比べて −6.8% 短縮される。なお，大圏航路の計算は付録 12.A，文献 [88] を利用する。

その緯度経度を図 12.10 に示す。同図において，経度は負のとき 360 度を加え，7 点は 1,000 km ごとに航程距離の印を示す。頂点は緯度 54.5 度，経度 198.9 度になる。

大圏航路の起程針路（参照方位 ψ_R）を図 12.11 に示す。同図において，横軸は航程距離である。初期針路は 45.5 度，到達針路は 120.4 度になり，その変化量は 74.9 度である。角度傾斜は，距離が中央付近または針路が 90 度付近で大きくなっている。

大圏航路の旋回角速度 $r_{\mathrm{GCR}} = \dot{\psi}_R$ を図 12.12 に示す。同図において，r_{GCR} は船速 U_0 に比例し，$U_0 = 20$ kn で $r_{\mathrm{GCR}} = 0.52$ deg/h になる。よって，$r_{\mathrm{GCR}} < 1.0$ deg/h と扱える。

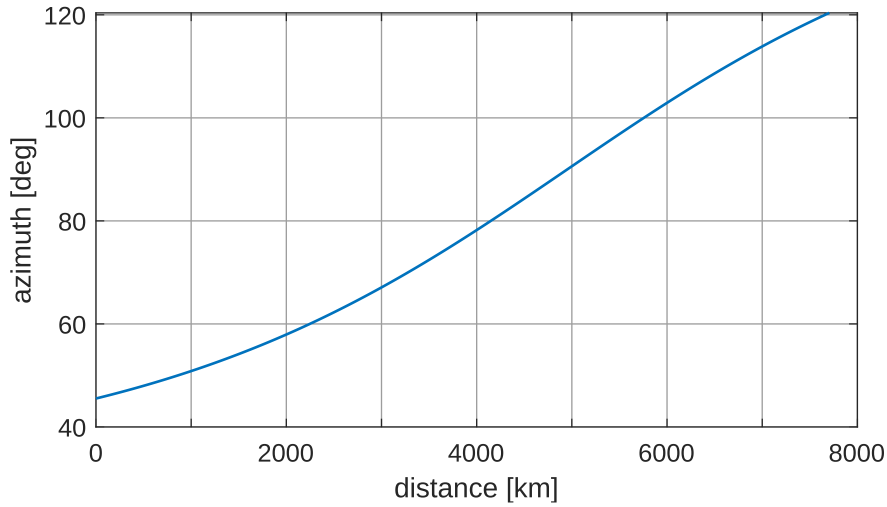


図 12.11　大圏航路の起程針路，北米航路

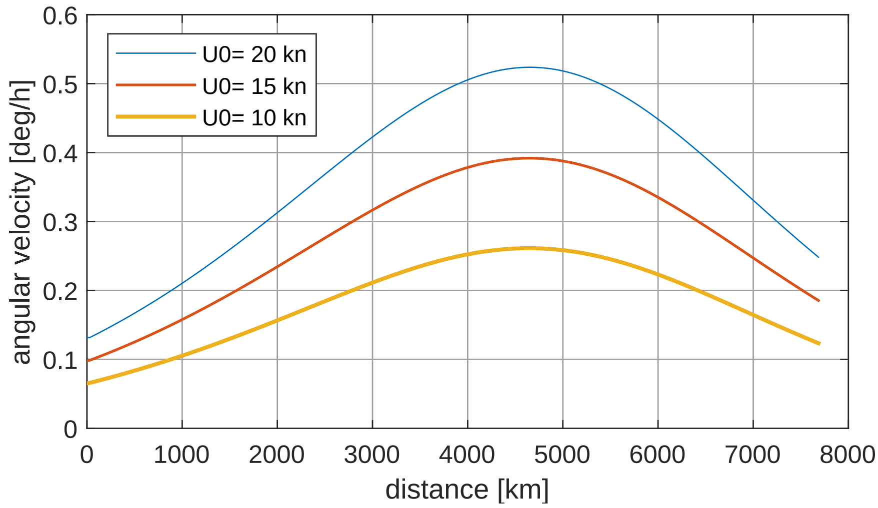


図 12.12　大圏航路の旋回角速度 r_{GCR}，北米航路

12.4.2　制御システムの追従性能

参照方位 ψ_R の角速度 $r_R = \dot{\psi}_R$ を航路保持システムにステップ入力したとき，航路誤差 y_e を求めて評価する。条件は $u = 15$ kn，$0 \leq \psi_R \leq 360$ deg とする。

(1)　ステップ応答結果

図 12.13，12.14 は，それぞれ旋回角速度 20，10 deg/min が入力した場合を示す。同図で，current は潮流推定，integral は積分器による潮流誤差修正を示す。詳細は 7 章を参照。

- 図 12.13 において，両者ともに過渡誤差が大きく 1 回転時間で収束できない。current のほうは integral に比べて，減衰性が良い。

- 図 12.14 において，両者ともに 1 回転時間で収束できている。

よって，式（12.1）の概算は妥当である。潮流推定のほうが積分器より減衰性能が良く，潮流誤差修正に推奨している。

（2） 旋回角速度による誤差結果

図 12.15 は旋回角速度に対応した航路誤差を示す。同図で，solution は式（12.5）を用いる。

- 図 12.15 において，solution，current と integral はほぼ同値になっている。y_e の推定には式（12.5）を利用できる。
- 表 12.1 を満足する旋回角速度は 0.1 deg/min = 6 deg/h になる。

よって，本航路保持システムは大圏航路の角速度 $r_{\mathrm{GCR}} < 1.0$ deg/h に対して充分に追従できる。

したがって，この追従性能の結果は誤差解析の方法が妥当であることを示した。

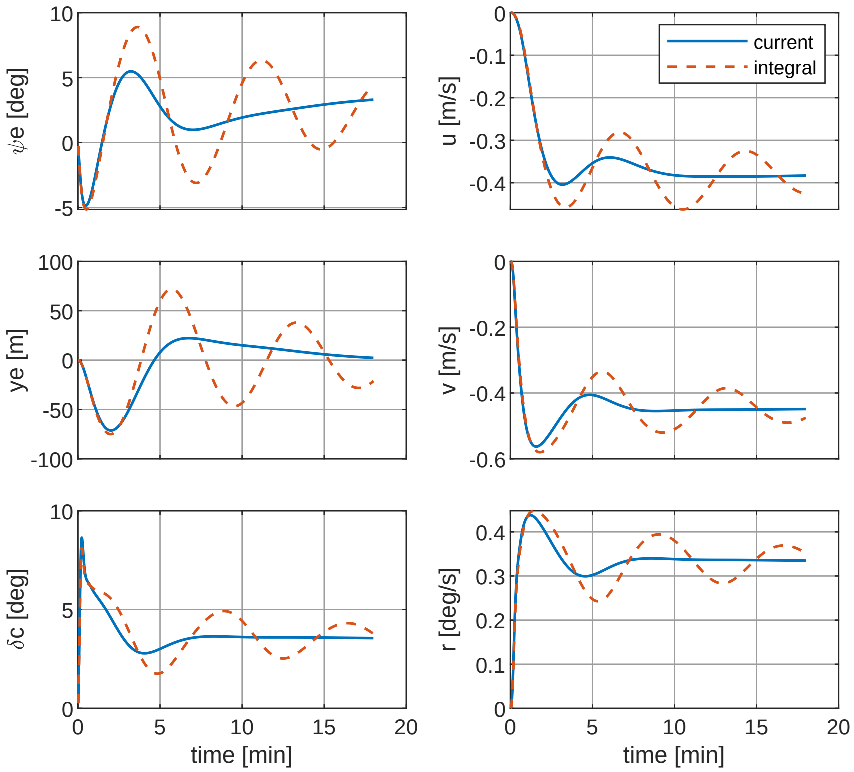


図 12.13　旋回角速度 20 deg/min の場合

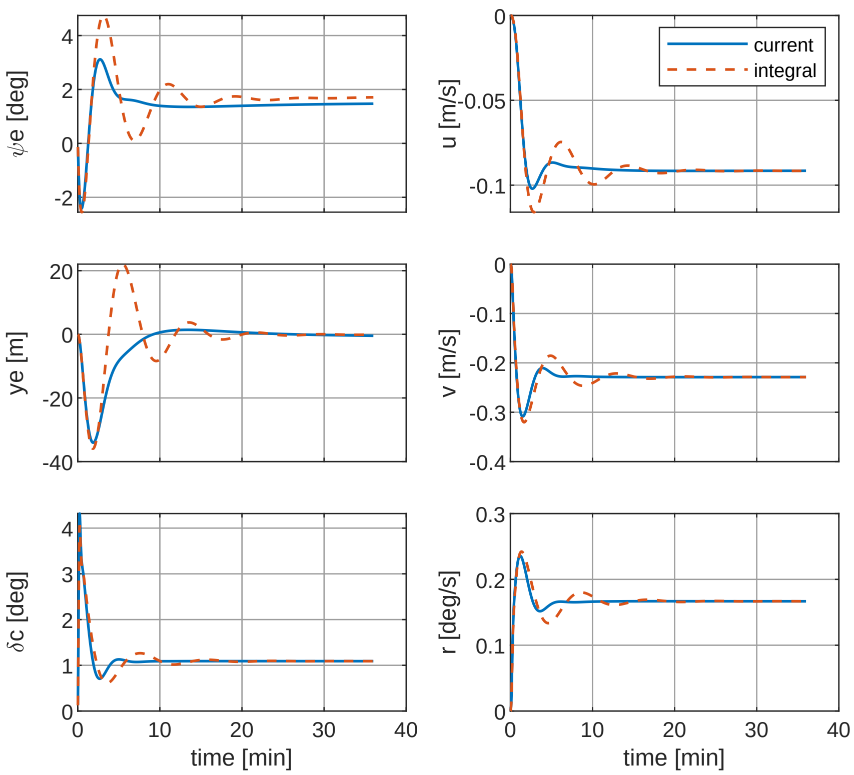


図 12.14　旋回角速度 10 deg/min の場合

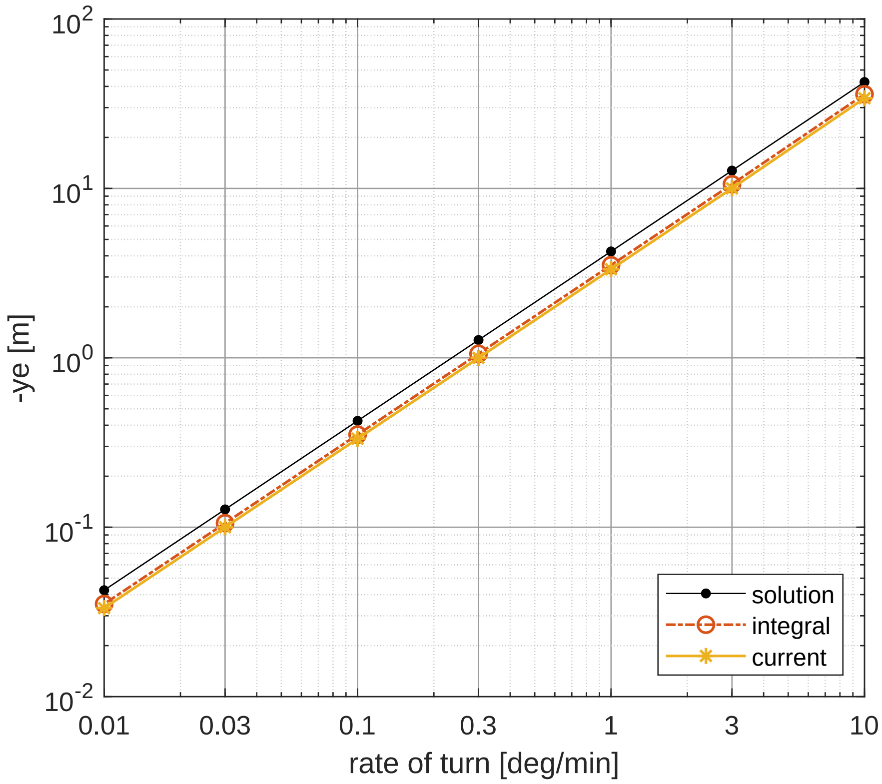


図 12.15 旋回角速度に対する航路誤差

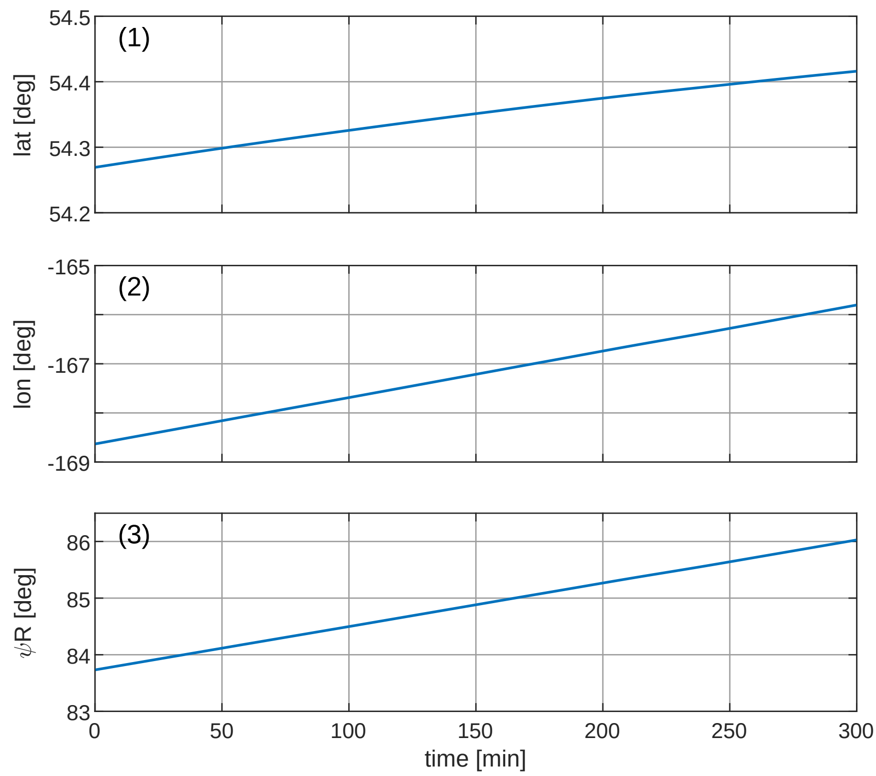


図 12.16 潮流補償の計算範囲

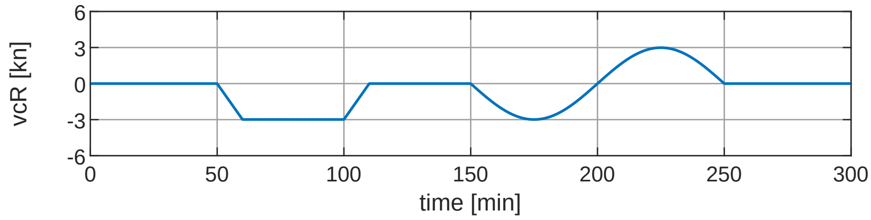


図 12.17　潮流成分の時系列

12.4.3　潮流補償の評価

大圏航路に潮流外乱を印加したとき，航路保持システムの潮流補償を評価する。

その評価区間は旋回角速度が図 12.12 でピークを迎える航程距離 4,000∼5,000 km から選ぶと，図 12.16 に示すようになる。同図において，（1）は緯度 lat，（2）は経度 lon，（3）は参照方位 ψ_R，計算時間は 6 h，移動距離は 222 km，参照方位はほぼ西向きである。

図 12.17 は潮流成分（3 kn，北向き）の時系列で，台形とサイン状の入力波形になる。台形入力は傾斜時間 10 min（加速度入力状態），サイン状入力は周期 100 min である。

潮流補償の結果を図 12.18 に示す。同図で，（1）の surge 速度変化 Δu（$u_0 = 15$ kn を差し引く）は変動が小さく，（2）の sway 速度変化 Δv は制御対象のモデル特性からオフセット 0.01 m/s をもっている。（3）は方位誤差 ψ_e，（4）は航路誤差 y_e で初期値が 50 m である。（5）は航路誤差制御の修正量 γ_t，（6）は命令舵角 δ_c である。

- （1）から（6）で，潮流補償の潮流推定 current と積分器 integral の差異が現れている。（6）の差は微小である。
- 積分器のほうが潮流推定より，y_e が小さい。それは（6）の γ_t の応答性が良いことからわかる。
- 潮流推定の応答性はその推定ゲインを調整すれば，改善できる。
- この評価結果から，大圏航路特有の影響を見つけることができない。

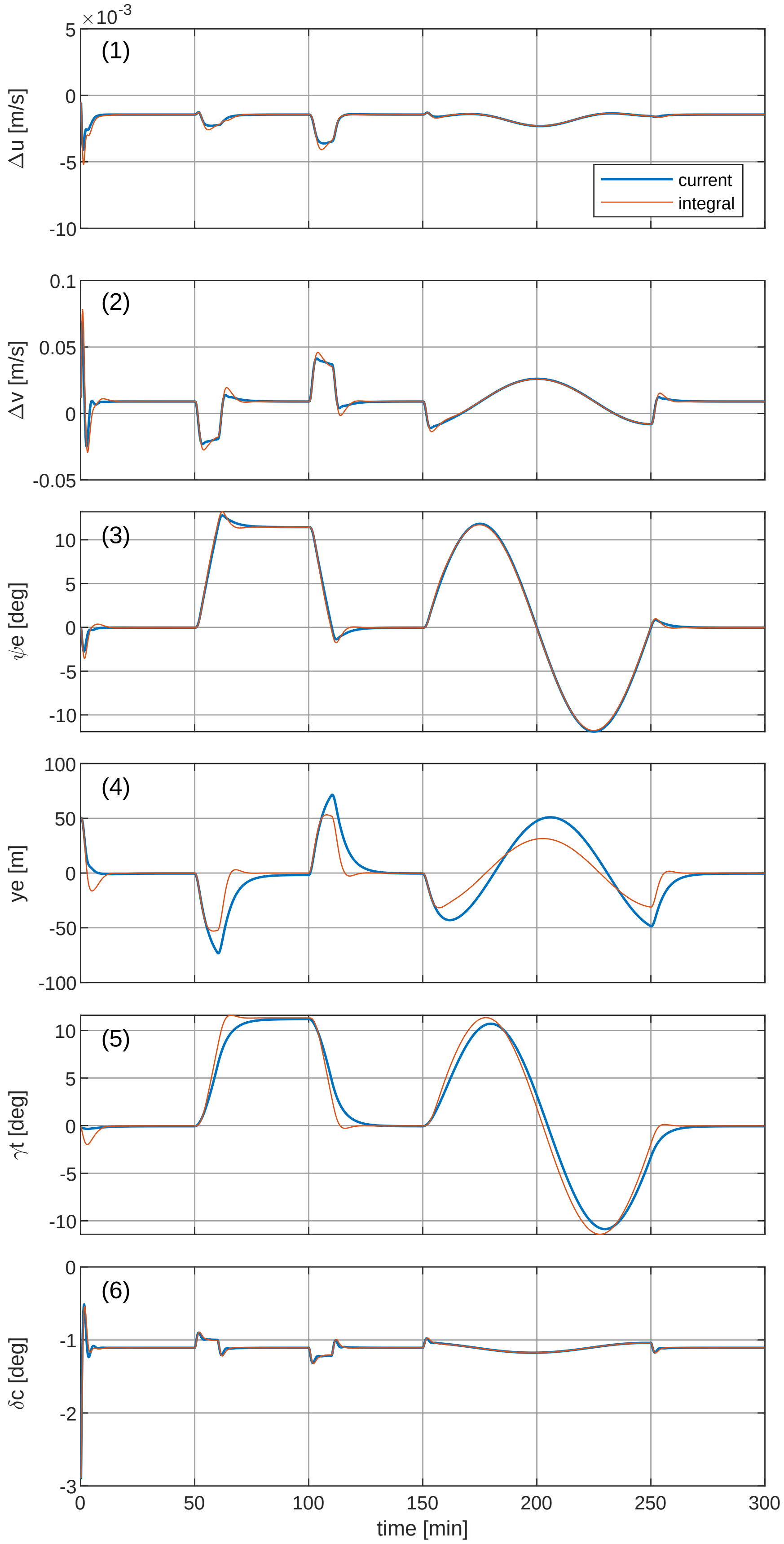


図 12.18　潮流成分に対する補償方法

12.5　結言

大圏航路に追従できる制御システムを提案し，シミュレーションでその有効性を確認した。制御システムは，測地計算と航路保持システムから構成する。

前者において，大圏航路の旋回角速度 r_{GCR} は 1 deg /h 以下になる。

後者において，航路保持システムは r_{GCR} と潮流外乱の入力による航路誤差が実用上無視でき，修正なしで利用できる。

よって，本提案法は大圏航路に追従できることを確認した。

本提案法の効果により，航程線航路（参照方位一定）から大圏航路への切り替えは過渡現象を抑えて遷移し，最短航路を実現できる。

付録 12.A　球面上の航路

グリニッジ基準の緯度 ϕ' と経度 λ' を，次式のように換算する。

$$\phi = \frac{\pi}{2} - \phi' \tag{12.6}$$
$$\lambda = 2\pi + \lambda' \tag{12.7}$$

ここで，ϕ, λ は計算時の緯度と経度である。λ の変換は西経（$\lambda' < 0$）のときに用いる。

12.A.1　大圏航路

大圏航路は図 12.1 を参照する。文献 [89] から次式を得る。

$$\cos\angle'\mathrm{ANB} = \sin\phi'_A \cdot \sin\phi'_B + \cos\phi'_A \cdot \cos\phi'_B \cdot \cos(\lambda'_B - \lambda'_A) \tag{12.8}$$

ここで，添字 $_A$ は出発位置，同 $_B$ は到着位置，$\angle'\mathrm{ANB}$ は航路の角度である。

上式に式（12.6）を代入すると，次式のように換算できる。

$$\cos\angle\mathrm{ANB} = \cos\phi_A \cdot \cos\phi_B + \sin\phi_A \cdot \sin\phi_B \cdot \cos\Delta\lambda \tag{12.9}$$
$$\Delta\lambda = \lambda_B - \lambda_A \tag{12.10}$$

2 点間距離 dist_{GC}，出発針路 ψ_A（起程針路 ψ_R）と到達針路 ψ_B は，それぞれ

$$\mathrm{dist}_{GC} = \rho \times (\cos\angle\mathrm{ANB})^{-1} \tag{12.11}$$
$$\sin\psi_A = \frac{\sin\Delta\lambda \cdot \sin\phi_B}{\sin\angle\mathrm{ANB}} \tag{12.12}$$
$$\sin\psi_B = \frac{\sin\Delta\lambda \cdot \sin\phi_A}{\sin\angle\mathrm{ANB}} \tag{12.13}$$

になる。ここで，ρ は地球半径，$\psi_R = \psi_A$ である。

12.A.2　等角航路

グリニッジ基準の等角航路（航程線）[89] の方位角は，次式になる。

$$\tan\psi'_{RL} = \frac{\lambda'_B - \lambda'_A}{\ln\left[\tan\left(\dfrac{\phi'_B}{2} + \dfrac{\pi}{4}\right)\right] - \ln\left[\tan\left(\dfrac{\phi'_A}{2} + \dfrac{\pi}{4}\right)\right]} \tag{12.14}$$

ここで，添字 $_{RL}$ は航程線，ψ_{RL} はその方位角である。

上式に式（12.6）を代入すると，ψ_{RL} と 2 点間距離 dist_{RL} は次式のようになる。

$$\tan\psi_{RL} = \frac{\Delta\lambda}{\ln\left[\cot\left(\dfrac{\phi_B}{2}\right)\right] - \ln\left[\cot\left(\dfrac{\phi_A}{2}\right)\right]} \tag{12.15}$$

$$\mathrm{dist}_{RL} = \rho \times (\phi_B - \phi_A) \cdot (\cos\psi_{RL})^{-1} \tag{12.16}$$

第 13 章

結言

本章は，本論文のまとめである。その内容は次のようになる。

1. 本論文の目的と成果では，各章を概説する。
2. 本論文の技術的貢献では，船体制御への波及効果を説明する。
3. 本論文の限界，今後の課題と将来の方針では，現状把握と更なる展開を提示する。

13.1　本論文の目的と成果

船舶用オートパイロットは高速航行中，舵角指令によって方位制御と航路制御を実現する。方位制御は設定方位に船首方位を，航路制御は計画航路に船体位置をそれぞれ追従させる。双方とも保持と旋回の機能をもつ。

本論文の目的は，船舶用オートパイロットの制御システムを設計する手法を提案することである。その制御システムは

- 実適用性：実際の操船に適用できる
- 適応機能：運航状況や海象環境に適応できる
- 制御性能：制御仕様を満足できる

からなる特性を有し，通常操船状態から船体パラメータや制御ゲインなどを自動調節できる自己完結型を目指した。

制御仕様はレギュレータ問題（閉ループ安定性と外乱除去性）とサーボ問題（追従応答性）から設定した。

本設計手法は上記特性を獲得するため，次の手段を講じた。

- 実適用性のため，制御対象を船体モデルと外乱モデルから構成した。前者では yaw 運動，sway 運動と操舵機の各モデルで設定した。運動モデルとしては１次応答モデルを用い，さらに新規性のある sway モデルも導入した。外乱モデルの波浪モデルは方位信号の波浪成分除去に利用した。さらに，操舵機モデルは指令舵角とその舵速度に入力制限を与えた。

- 適応機能のため，制御対象のパラメータをロバスト推定する同定手法を提案した。同定手法は船体モデルと波浪モデルの各パラメータをバッチ処理で算出した。バッチ処理は高精度な数理演算の利用を可能にした。
- 制御性能のため，レギュレータ問題を閉ループ制御の方位保持と航路保持に，サーボ問題を開ループ制御の方位旋回と航路旋回にそれぞれ分離して課題の解決を図った。前者では，閉ループ安定性はパラメータ不確かさを考慮したロバスト制御で，外乱除去性は波浪モデルのノッチフィルタ効果や潮流補償でそれぞれ解決した。後者では，変針条件を満足する参照方位を用いた軌道追従方式と参照方位に基づく航路誤差修正で解決した。

その結果，本設計手法は上記 3 つの特性を有する制御システムを提案でき，本論文の目的は達成できた。ここに，船舶用オートパイロットの制御システムに自己完結型の設計手法を提案できた。

本論文は以下の 13 章で構成した。

第 1 章は緒言で，本論文の目的，技術背景，設計のアイデア，方針と方策，および本文構成について示した。

第 2 章では，本設計手法の特徴を制御技術の見地から，現行技術と比較して明らかにした。

第 3 章では，船体，波浪と操舵機の各モデルを説明した。

第 4 章では，yaw 運動と sway 運動の船体パラメータを変針時の時系列データから同定する手法を提案し，それらの有効性を確認した。

第 5 章では，波浪パラメータを保持状態の時系列データから同定する手法と，同定値から更新値を算出する手法をそれぞれ提案し，それらの有効性を確認した。

第 6 章では，方位保持において，パラメータ不確かさをもつ制御対象の閉ループ安定性が明瞭に設計できる固有値解析手法を提案した。この手法は，閉ループ安定性を決定する要因が推定器の固有周波数であることに着目したものとなった。

第 7 章では，航路保持の閉ループ安定性について，各制御ゲインの算出方法とそれら設計変数の妥当性を示した。また，外乱除去性についても潮流成分による航路誤差を閉ループ解析し潮流誤差を修正する方法を示した。

第 8 章では，角速度一定の方位旋回を，現実的な参照方位の設定とフィードフォワード制御を用いることで実現した。参照方位は軌道計画から生成しており，入力の飽和対策もとられたものとなった。

第 9 章では，半径一定の航路旋回を，航路誤差の発生を抑制する方策のもとで実現した。

第 10 章では，ウォータジェット推進船の不感帯補償のハの字方策に本設計手法を応用し，有効性を確認した。

第 11 章では，風力推進船での制御システムの評価に本設計手法を応用し，風力推進による船体運動を評価した。

第 12 章では，大圏航路用制御システムの評価に本設計手法を応用した。

第 13 章では，本論文を総括し，その目的と成果，技術的貢献と限界，今後の課題と将来の方針を示した。

13.2　本論文の技術的貢献

本論文は船舶用オートパイロットを実践的に設計したものである。具体的には，その制御システムを設計する手法を提案した。制御システムは制御対象，同定系，保持系と旋回系から構成した。本設計手法は 3 つの目的，すなわち実適用性，適応性と制御性を満足したことによって，船体制御への技術的貢献が期待できる。

インターネットで「marine ship autopilot book」を検索すると，数多くの専門書が検索できる。それらの専門書には，船体制御に関する様々な技術が記述されている。事実，本論文は多くの図書から有益な知見を参照している。船体制御の具体的な一例として，本設計手法を参考にすることによって，学術図書のつながりや内容が明瞭になり，理解がより深く進むことが可能になるだろう。そのことから，本論文は指南書的な側面も有している。

13.2.1　貢献 1：実適用性

船舶用オートパイロットは舶用機器のひとつであり，実際に運用されるものである。本目的の第 1 項には実適用性を挙げた。実適用性とは，船体制御をオートパイロット自体によって完結できることを意味する。オートパイロットが本船に装備され初期設定後，その制御システムによって方位制御や航路制御を実施できることである。

よって，装備品への実適用を念頭に置いた設計手法なので，実務者や開発者において参考になりうる。

13.2.2　貢献 2：適応機能

船舶用オートパイロットは様々な船種，運航状況や海象環境のもとで運用される。オートパイロットが他の航海機器と異なる点は，単体では機能できないことである。その制御システムを本船の運動特性や外乱成分の特性に合わせることで初めて機能できるからである。本目的の第 2 項には適応性（適応機能）を挙げた。適応機能とは，制御対象のパラメータを運航状況から同定することを意味する。パラメータは運航状況や海象環境によって変動する。制御システムは現在の運用状態におけるパラメータを同定することによって，適応機能が与えられる。

本同定手法は，リアルタイム処理の制御システムから分離独立したバッチ処理上で構成した。バッチ処理は蓄えたデータを繰り返し利用でき，数値計算法を比較的容易に組み込めるなどの利点がある。これは，通常航海のように同定機会が多くない場合に有効に対応できる。

13.2.3　貢献 3：制御性能

適応機能が対象船のパラメータを同定すると，制御システムは本船に特化し，制御性能を満たさなければばならない。本目的の第 3 項には制御性能を挙げた。制御性能は制御仕様（制御問題ともよばれる）を満足することである。制御仕様はレギュレータ問題およびサーボ問題からなり，それぞれ閉ループ安定性と外乱除去性，および追従応答性に対応する。

両者はトレードオフの関係をもち，制御性能を制限する。トレードオフによる制限を解決するため，制御システムに軌道追従方式と 2 自由度制御系を採用した。前者は軌道計画を満足する参照信号に船体の方位や位置を追従させる。後者はフィードバック制御とフィードフォワード制御からなる。その結果，制御設計は 2 つある制御問題を独立して実施できた。

本手法は初めに方位制御を設計した後，次に航路制御を方位制御に基づいて設計するものである。制御システムはこの方法によって，制御性能を効率よく達成できた。

(1)　レギュレータ問題

レギュレータ問題は保持系に該当し，フィードバック制御による閉ループ系になり，方位保持と航路保持を実現する。フィードバック制御は状態推定と状態フィードバックから構成する。

(1.1) 方位保持

方位保持をロバスト制御として設計した。ロバスト制御は制御対象のパラメータに不確かさを加えて，閉ループ安定性を確保するものである。外乱除去性は波浪モデルの状態量を推定し分離することで達成した。

パラメータ不確かさの導入　制御対象は低次元化などによるモデル化誤差をもち，制御対象のノミナル値は同定手法によるパラメータ誤差を含む。両者の誤差を合せたものをノミナル値のパラメータ不確かさとして置き換える。パラメータ不確かさの範囲は同定誤差の最大範囲を包括するように設定する。制御システムはこの設定によって同定誤差を許容し，ロバスト性を確保できる。

積み重ね方式の採用　フィードバック制御システムを最適制御で設計する場合を例にあげる。最適制御ではコスト関数に含ませた重みを調整することによって，仕様に対応する。しかしながら，この重みの選択が難しく，試行錯誤して決めざるをえない。

一方，本設計手法は閉ループ安定性を解析することによって，制御システムを求めるものである。これを積み重ね方式とよび，試行錯誤なしで段階を踏んで進めることができた。

(1.2) 航路保持

航路保持を前述の方位保持に航路誤差制御を加えた構成によって設計する手法を提案した。本目的は，航路誤差を外乱成分による影響も含めてゼロに収斂させることである。外乱成分は一定値をもつ舵角オフセットと潮流成分になる。本設計手法は航路誤差制御に焦点をあて，航路誤差モデルを導出して解析することによって実施した。その主たる内容は，航路

保持制御と潮流補償のそれぞれの実現になる。

航路保持制御　航路制御は航路誤差を Line Of Sight（LOS）のように方位換算した入力で修正する方式を散見する。これは航路制御を方位制御に置き換えて実施するもので，簡単かつ有効のようにみえる。だが，方位誤差の代わりに航路誤差を間接的に入力するため，航路制御の閉ループ特性が判りづらくなり，方位誤差がない場合でも航路誤差の静定のために方位制御の閉ループ系が応答しなければばならない。よって，方位制御は航路制御を考慮する必要が生じる。

一方，本設計手法は，sway 運動モデルを利用できるため，航路誤差を舵角換算して航路保持制御ループに直接的に入力できる。その結果，航路保持は方位保持と航路誤差制御に分離でき，LOS 方式に比べて取り扱いが容易になる。

潮流補償　船体制御において，風力風向による外乱成分がよく利用された。その成分は船体の上部構造物に作用して，surge と sway の方向に力を，yaw 周りにモーメントを発生し，船体を移動させる。その風力風向特性は突風ではなく，一様流であることを前提とする。風力成分の利用は船体の空力特性，風力風向計の設置そして移動速度換算した数値などを必要とする。したがって，その利用には不確定要素があるため，検証には活用できるが，設計には不適当と考える。そこで，本設計手法は潮流成分を採用した。潮流成分は直接船体を移動させるもので，風力成分による影響も等価的に含めることができる。

航路保持制御では潮流成分による航路誤差が無視できない。フィードバック制御の航路ゲインが小さいため，航路誤差が大きく生じる。本設計手法は潮流補償を提案した。潮流補償は，取り扱いが容易な線形制御システムを利用し，潮流成分の推定と修正を行なう。潮流推定はフィードバック制御と併設し，船位と推定船位の差異を用いて推定式によって求める。潮流修正は推定誤差を考慮した修正量を求め，フィードバック制御に加算する。修正量は舵角オフセットと潮流成分の推定値からなり，解析によって求めた。本潮流補償は航路保持だけでなく，航路旋回でも利用できる特徴をもつ。

(2)　サーボ問題

サーボ問題は旋回系に該当し，開ループ制御による軌道追従方式を用いて，方位旋回と航路旋回を実現した。軌道追従方式は参照信号とフィードフォワード制御から構成する。参照信号は，旋回条件を満足する軌道計画から生成する。フィードフォワード制御は，旋回応答をフィードフォワード舵角によって遅れなく追従させる。旋回中に発生した方位誤差や航路誤差は，前述した保持系によって修正される。

(2.1)　方位旋回

船体制御の変針は他の航行体制御と比較して，変針特性を充分に評価していなかったといえる。それは船体制御が受動的であることに起因するようにみえる。PID 制御の変針はフィードバック制御による閉ループ系において，変針量を加えた設定方位に，船首方位を命

令舵角によって追従させる。操舵機は，命令舵角とその舵速度の入力に対して振幅制限をもつ。そのため，舵に作用する実舵角は制限を受けた命令舵角に追従する。その結果，実舵角は命令舵角と違う角度に変換されるため，変針特性を定量的に評価しにくかった。変針特性は旋回角速度や最大舵角などを把握することであって，変針を短期間で終了させることを重視しないとする。

昨今変針機能の要求に，旋回角速度一定や旋回半径一定などの実現がある。これらを実現するため，本設計手法は軌道計画と 2 自由度制御系を導入した。変針機能は船首方位を設定方位ではなく，参照方位に追従させることによって解決を図った。参照方位は軌道計画を満足し，フィードフォワード舵角と共に利用する。軌道計画は変針特性を方位運動から解析したもので，船体パラメータと変針条件を入力して，参照信号を出力する。変針条件は変針量，旋回角速度，舵角と舵速度の各設定値，および参照信号の初期値になる。参照信号は軌道計画から生成された，参照方位とフィードフォワード舵角になる。フィードフォワード舵角は参照方位と方位船体モデルの逆特性から生成する。この結果，変針特性は参照信号によって追従応答性が改善され，サーボ問題が対策された。

(2.2）航路旋回

計画航路は直線と円弧からなる。航路旋回は円弧航路に船体航跡を追従させるように操舵機を制御する。本航路旋回はサーボ問題に該当し，方位旋回に基づいた開ループ制御による軌道追従方式である。本航路旋回システムは半径一定旋回を実現させるため，航路誤差を修正する対策を講じた。

この結果，本航路旋回技術は実用化の段階に到達した。

1. リーチ設定が自動化できた。
2. 潮流成分が補償できた。
3. 航路旋回の命令舵角が方位旋回のものと等価にできた。

13.3　本論文の限界，今後の課題と将来の方針

13.3.1　本論文の限界

本論文は，船舶用オートパイロットの制御システムを設計するために必要な理論，技術と手法について明らかにしたものである。本論文を参照することで，本制御システムと等価なものを構築できるはずである。しかしながら，本論文には次に示すような限界がある。

- 本設計手法は解析と統合の思想に則って実施したものである。その際，船体制御特有の経験則，工学的判断に基づく仮定・仮説や過度の簡単化などが不正確不適切であったかもしれない。その結果，設計過程においてミスリードや誤解が多少なりとも生じた可能性は否定できない。ただし，それは検証用のシミュレーションを通じて極力排除したつもりである。

- 本設計手法では最小限の航海センサーを利用したため，喫水計測計は用いない。タンカーなどがバラストとフルロードの積載状態を繰り返す場合，停泊監視によって積載状態を予測し，パラメータ変動に対する更新値の追従性を向上させた。停泊監視は船体モデルのパラメータ同定に組み込まれた。もちろん，本保持系はその変動が生じても閉ループ安定性を確保した。だが，状況によっては喫水計測計が必要になる場合があるかもしれない。

13.3.2　今後の課題

本設計手法は方位制御システムと航路制御システムを実現した。前者では実船試験を実施し，実用上問題ない評価を既に得た。

一方後者では，実船試験による評価を実施する予定である。特に，後者の実現には sway 運動モデルの導入による効果が絶大である。したがって，sway パラメータの同定精度がその実用化を判断するカギとなる。

13.3.3　将来の方針

本設計手法は実適用性，適応機能と制御性能を満足できた自己完結型なので，自律化操船への応用が期待できる。

また，本設計手法は自動操舵装置用であるが，その手法を自動船位保持装置（Dynamic Positioning System，DP システム）にも応用できる。DP システムでは一般的に精密な船体モデルを利用する傾向がある。一方，本設計手法ではシンプルな 1 次モデルを採用したので，本手法の応用は逆方向の流れになる。だが，DP システムの動作は極低速になるからこそ，本設計手法のような船体モデルが有効になると考える。なぜなら，船体モデルが簡素なモデルだからこそ，適応機能が実現し易いからである。

参考文献

[1] P Hugon, Trying out the loran system, *The International Hydrographic Review*, 1949.

[2] Nicolas Minorsky, Directional stability of automatically steered bodies, *Naval Engineers Journal*, Vol. 32, No. 2, 1922.

[3] Anschütz & Co., *The Anschütz Gyro Compass*, Anschütz & Co., 1910.

[4] Sperry Gyroscope Company, *The Sperry Gyro-compass and Navigation Equipment*, Sperry Gyroscope Company, 1912.

[5] 大津皓平, 長谷川和彦, オートパイロットの評価と展望, 日本造船学会, 第 3 回操縦性シンポジウム, 1981.

[6] Thor I. Fossen, *Guidance and control of ocean vehicles*, John Wiley & Sons Inc, 1994.

[7] 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, 1990.

[8] 前野仁, 山川烈, ファジィ理論を用いた小型船舶用適応型オートパイロット, 知能と情報, Vol. 17, No. 6, pp. 719–734, 2005.

[9] MH Moradi and MR Katebi, Predictive pid control for ship autopilot design, *IFAC Proceedings Volumes*, Vol. 34, No. 7, pp. 375–380, 2001.

[10] Svein P Berge and Thor I Fossen, Robust control allocation of overactuated ships; experiments with a model ship, *IFAC Proceedings Volumes*, Vol. 30, No. 22, pp. 193–198, 1997.

[11] 堀籠教夫, モデル規範形適応系によるオートパイロットについて (i), 航海, No. 63, pp. 87–92, 1980.

[12] 堀籠教夫, モデル規範形適応系によるオートパイロットについて (ii), 航海, No. 64, pp. 65–71, 1980.

[13] Karl Johan Åström, Theory and applications of adaptive control - a survey, *automatica*, Vol. 19, No. 5, pp. 471–486, 1983.

[14] 大津皓平, 北川源四郎, 堀籠教夫, 保針運動の統計的同定と最適操舵, 日本造船学会論文集, Vol. 1976, No. 139, pp. 31–43, 1976.

[15] 大津皓平, 堀籠教夫, 北川源四郎, 原誠, 保針運動の統計的同定と最適操舵 (続), 日本造船学会論文集, Vol. 1978, No. 143, pp. 216–224, 1978.

[16] 大津皓平, 船体運動の統計的最適制御に関する研究 (1), 日本造船学会論文集, Vol. 1982, No. 152, pp. 216–228, 1982.

[17] 大津皓平, 船体運動の統計的最適制御に関する研究 (2), 日本造船学会論文集, Vol. 1983, No. 153, pp. 135–141, 1983.

[18] Jens G Balchen, Nils A Jenssen, and S Sælid, Dynamic positioning using kalman filtering and optimal control theory, In *IFAC/IFIP symposium on automation in offshore oil field operation*, Vol. 183, p. 186, 1976.

[19] 山本茂, 西田隆男, 木村英紀, 二次安定化トラッキング制御とその高速位置決め装置への応用, 計測自動制御学会論文集, Vol. 29, No. 1, pp. 55–62, 1993.

[20] 野本謙作, 田口賢士, 本田啓之輔, 平野進, 船の操縦性に就いて (1), 造船協會論文集, No. 99, pp. 75–82, jul 1956.

[21] 野本謙作, 田口賢士, 船の操縦性に就いて (2), 造船協會論文集, No. 101, pp. 57–66, aug 1957.

[22] Jacob Van Amerongen, Adaptive steering of ships: a model-reference approach to improved manoeuvring and economical course keeping, 1982.

[23] 藤原敏文, 上野道雄, 二村正, 船体に働く風圧力の推定, 日本造船学会論文集, Vol. 1998, No. 183, pp. 77–90, 1998.

[24] 早勢実, システム制御工学入門, オーム社, 1980.

[25] Francis H. Raven, *Automatic Control Engineering*, McGraw-Hill, Inc., New York, NY, USA, 3rd edition, 1978.

[26] 藤井斉, 野本謙作, I. 操縦性試験法, 第 2 回操縦性シンポジウム, Vol. 25, , 1970.

[27] 岩井善太, 適応観測器と適応同定, 計測と制御, Vol. 23, No. 5, pp. 422–427, 1984.

[28] 片山徹, 非線形カルマンフィルタの基礎, 計測と制御, Vol. 56, No. 9, pp. 638–643, 2017.

[29] 刀根薫, BASIC, プレイマイコン・シリーズ 1, 培風館, 1981.

[30] 小形正男, 理工系数学のキーポイント 7: キーポイント多変数の微分積分, 理工系数学のキーポイント, 岩波書店, 1996.

[31] Paul T. Boggs and Jon W. Tolle, Sequential quadratic programming, *Acta numerica*, Vol. 4, pp. 1–51, 1995.

[32] 藤井隆雄, 2 次安定化とロバスト制御, 計測と制御, Vol. 29, No. 2, pp. 142–150, 1990.

[33] David Luenberger, An introduction to observers, *IEEE Transactions on automatic control*, Vol. 16, No. 6, pp. 596–602, 1971.

[34] 坂和愛幸, 線形システム制御論, 朝倉書店, 1979.

[35] Thomas Holzhüter and Roland Schultze, Operating experience with a high precision

track controller for commercial ships, *IFAC Proceedings Volumes*, Vol. 28, No. 2, pp. 270–277, 1995.

[36] T Holzhüter, A high precision track controller for ships, *IFAC Proceedings Volumes*, Vol. 23, No. 8, pp. 425–430, 1990.

[37] 山本茂, 西田隆男, 木村英紀, 二次安定化トラッキング制御とその高速位置決め装置への応用, 計測自動制御学会論文集, Vol. 29, No. 1, pp. 55–62, 1 1993.

[38] Jason O Burkholder, Adaptive dead-zone compensation for steering systems, June 9 2009, US Patent 7,546,190.

[39] Claes G Källström, Autopilot and track-keeping algorithms for high-speed craft, *Control Engineering Practice*, Vol. 8, No. 2, pp. 185–190, 2000.

[40] 上野道雄, 藤原敏文, 辻本勝, 北村文俊, 南佳成, 二村正, 平田宏一, 宮崎英樹, 次世代型帆装船の基礎研究, マリンエンジニアリング, Vol. 40, No. 1, pp. 129–134, 2005.

[41] 大内一之, 船舶における風力の利用, 日本風工学会誌, Vol. 36, No. 3, pp. 271–277, 2011.

[42] 松田識史, 喜多代顕彦, 平山明仁, Co2 削減を目的とした新型帆装船舶の性能評価技術の開発, 三井造船技報, No. 206, pp. 1–6, 2012.

[43] 関根兆五, 北條晴正, 諏訪頼久, トータルナビゲーションシステム, 航海, Vol. 70, pp. 19–27, 1981.

[44] 関根兆五, 北條晴正, トータルナビゲーション・システム, 日本舶用機関学会誌, Vol. 20, No. 2, pp. 94–99, 1985.

[45] 元良誠三, 船体運動力学（電子訂正版）, 2007.

[46] 小林英一, 第 6 回造船技術者社会人教育, 力学・運動学コーステキスト, 造船技術者社会人教育センター, 2006.

[47] Jacob Van Amerongen, *Adaptive steering of ships: a model-reference approach to improved manoeuvring and economical course keeping*, PhD thesis, TU Delft, Delft University of Technology, 1982.

[48] Tristian Perez, Øyvind N Smogeli, Thor I Fossen, and Asgeir J Sørensen, An overview of the marine systems simulator (mss), *Modeling, identification and Control*, Vol. 27, No. 4, pp. 259–275, 2006.

[49] T. I. Fossen and T. Perez, Marine systems simulator, basic libraries and system examples for guidance, navigation and control, 2008.

[50] 土井正好, 永本和寿, 出縄憲一, 森泰親, 船舶の低速航行時における操舵応答性を改善する一般化最小分散制御の設計, 計測自動制御学会論文集, Vol. 47, No. 9, pp. 396–403, 2011.

[51] 片山徹, 応用カルマンフィルタ, 1983.

[52] HANE Fuyuki and MASUZAWA Isao, A technique of parameter identification via

mean value and variance and its application to course changes of a ship, *Proc. of the 14th KACC*, Vol. 5, pp. 153–156, 1999.

[53] 羽根冬希, 船体運動パラメータの包括的同定手法, 日本船舶海洋工学会論文集, Vol. 20, pp. 27–38, dec 2014.

[54] 大島康次郎編, サーボ技術マニュアル（下巻）, 新技術開発センター, 1981.

[55] 羽根冬希, オートパイロット用の波浪外乱パラメータの同定手法, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, No. 23, pp. 461–465, 2016.

[56] 峯松宏明, 気象庁で現業運用している波浪モデル (気象業務の窓), 天気, Vol. 56, No. 8, pp. 669–674, 2009.

[57] 海上技術安全研究所, 北太平洋海象データベース, http://www.nmri.go.jp/wavedb/wave2.html, 2009.

[58] Willard J Pierson Jr and Lionel Moskowitz, A proposed spectral form for fully developed wind seas based on the similarity theory of sa kitaigorodskii, *Journal of geophysical research*, Vol. 69, No. 24, pp. 5181–5190, 1964.

[59] 江原義郎, ユーザーズディジタル信号処理, 東京電機大学出版局, 1991.

[60] Thor I Fossen, *Marine Control Systems–Guidance. Navigation, and Control of Ships, Rigs and Underwater Vehicles*, Marine Cybernetics, 2002.

[61] Viorel Nicolau, Constantin Miholca, Dorel Aiordachioaie, and Emil Ceanga, Qft autopilot design for robust control of ship course-keeping and course-changing problems, *Journal of Control Engineering and Applied Informatics*, Vol. 7, No. 1, pp. 44–56, 2006.

[62] Zenon Zwierzewicz, On the ship course-keeping control system design by using robust feedback linearization, *Polish Maritime Research*, Vol. 20, No. 1, pp. 70–76, 2013.

[63] Zenon Zwierzewicz, The design of ship autopilot by applying observer-based feedback linearization, *Polish Maritime Research*, Vol. 22, No. 1, pp. 16–21, 2015.

[64] Swarup Das and Sanjay E Talole, Robust steering autopilot design for marine surface vessels, *IEEE Journal of oceanic engineering*, Vol. 41, No. 4, pp. 913–922, 2016.

[65] 羽根冬希, 航路保持システムのための保針制御に基づく解析的方法による設計, 日本船舶海洋工学会論文集, Vol. 23, pp. 33–44, jun 2016.

[66] J.M. マコーミク, M.G. サルバドリ, 清水留三郎訳, FORTRAN による数値計算プログラム, サイエンスライブラリ情報電算機, サイエンス社, 1970.

[67] 大熊政明, 中原健志, 機械工学のための数学 II 基礎数値解析法, 朝倉書店, 2007.

[68] 赤坂則之, 山本真生, 船舶の航路保持制御系設計法と実船試験結果, 計測自動制御学会論文集, Vol. 35, No. 7, pp. 934–942, jul 1999.

[69] 三好晋太郎, 原洋輔, 大津皓平, カルマンフィルタを用いた最適トラッキング制御に関する研究, 日本航海学会論文集, Vol. 118, pp. 47–53, 2008.

[70] 浜松正典, 加賀谷博昭, 河野行伸, 非線形 receding horizon 制御の自動操船システムへの適用, 計測自動制御学会論文集, Vol. 44, No. 8, pp. 685–691, 2008.

[71] Michiel Wondergem, Erjen Lefeber, Kristin Y Pettersen, and Henk Nijmeijer, Output feedback tracking of ships, *IEEE transactions on control systems technology*, Vol. 19, No. 2, pp. 442–448, 2011.

[72] 羽根冬希, 米田哲治, 方位制御系を基本にした航路制御系の設計, 第 7 回計測自動制御学会制御部門大会, No. 84-1-1, 2007.

[73] 羽根冬希, 植竹啓延, 全地球航法衛星システム用フィルタ, 特開 2015-094626, 05 2015.

[74] 羽根冬希, 方位初期条件および操舵機制約を考慮した参照信号の設計：船体の変針操縦への適用, 計測自動制御学会論文集, Vol. 44, No. 4, pp. 333–342, 2008.

[75] Wlodzimierz Chocianowicz and Jerzy Pejaś, Adaptive control system for steering the ship along the desired trajectory-based on the optimal control and filtering theory, *IFAC Proceedings Volumes*, Vol. 25, No. 3, pp. 319–335, 1992.

[76] KY Pettersen and Henk Nijmeijer, Tracking control of an underactuated surface vessel, In *Proceedings of the 37th IEEE Conference on Decision and Control (Cat. No. 98CH36171)*, Vol. 4, pp. 4561–4566, IEEE, 1998.

[77] Yong Liu, Renxiang Bu, and Xiaori Gao, Ship trajectory tracking control system design based on sliding mode control algorithm, *Polish Maritime Research*, Vol. 25, No. 3, pp. 26 – 34, 01 Sep. 2018.

[78] 羽根冬希, 曲線追従における潮海流の推定と制御, 計測自動制御学会論文集, Vol. 49, No. 3, pp. 326–335, 2013.

[79] 羽根冬希, ウォータジェット推進船の適応型不感帯補償, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, No. 22, pp. 183–188, 2016.

[80] 高岡俊輔, 村山雄二郎, 久保雅義, 帆装型船舶の帆の利用による操船能力について: 帆の積極的利用によるシミュレータスタディ, 日本航海学会論文集, Vol. 98, pp. 265–276, 1998.

[81] 羽根冬希, 大圏航路用オートパイロットの開発: 無人化船の要素技術, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, No. 26, pp. 517–522, 2018.

[82] 増山豊, 470 級の帆走性能解析, JSAF 技術委員会, http//www.jsaf.or.jp, 2006.

[83] 金井亮浩, 大内一之, 芳村康男, 硬翼帆の単独特性に関する模型実験と cfd, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, No. 18, pp. 7–10, 2014.

[84] 福戸淳司, 自律船研究の動向 (創刊 200 号記念特集 自動化・自律化研究の現状と展望), 日本航海学会誌, No. 200, pp. 4–11, apr 2017.

[85] 松田秋彦, 橋本博公, 谷口裕樹, 寺田大介, 三好潤, 溝口弘泰, 長谷川勝男, 世良亘, 無人

航行制御技術の最前線, 海洋理工学会誌, Vol. 23, No. 1, pp. 47–51, 2017.

[86] 進士晃, 航法と図法, 地図, Vol. 4, No. 1, pp. 1–9, 1966.

[87] The n-vector page, position calculations - simple and exact solutions by means of n-vector, http://www.navlab.net/nvector/, 2016.2.2 access.

[88] Kenneth Gade, A non-singular horizontal position representation, *The journal of navigation*, Vol. 63, No. 3, pp. 395–417, 2010.

[89] Ed Williams, Aviation formulary v1. 42, *Aviation*, Vol. 1, p. 42, 2011.

研究業績

本論文に直接関係のある研究業績を以下の分類・順序で記載する。

- 原著論文（査読があるもの）
- 講演会論文（査読がないもの）
- 寄稿論文
- 特許

原著論文

1. 羽根冬希, 方位初期条件および操舵機制約を考慮した参照信号の設計：船体の変針操縦への適用, 計測自動制御学会論文集, Vol. 44, No. 4, pp. 333–342, 2008.
2. 羽根冬希, 方位制御システムに基づく航路制御システムにおける潮海流の推定と制御, 計測自動制御学会論文集, Vol. 46, No. 8, pp. 420–429, 2010.
3. 羽根冬希, 曲線追従における潮海流の推定と制御, 計測自動制御学会論文集, Vol. 49, No. 3, pp. 326–335, 2013.
4. 羽根冬希, 船体運動パラメータの包括的同定手法, 日本船舶海洋工学会論文集, Vol. 20, pp. 27–38, dec 2014.
5. 羽根冬希, 航路保持システムのための保針制御に基づく解析的方法による設計, 日本船舶海洋工学会論文集, Vol. 23, pp. 33–44, jun 2016.

講演論文

1. HANE Fuyuki and MASUZAWA Isao, A Technique of Parameter Identification via Mean Value and Variance and Its Application to Course Changes of a Ship, Proc. of the 14th KACC, Vol. 5, pp. 153–156, 1999.
2. 羽根冬希, 米田哲治, 方位制御系を基本にした航路制御系の設計, 第 7 回計測自動制御学会制御部門大会, No. 84-1-1, 2007.
3. 羽根冬希, 横滑り角を考慮した参照針路を用いた航路旋回の方式, 第 7 回計測自動制御学会制御部門大会, No. 84-1-2, 2007.
4. 羽根冬希, オートパイロットのための船体パラメータ同定, 日本船舶海洋工学会講演

会論文集, No. 18, pp. 215–218, 2014.

5. 羽根冬希, 対水速度を用いない航路保持制御システムの設計, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, No. 19, pp. 407–410, 2014.
6. 羽根冬希, 準航路制御システムの設計, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, No. 20, pp. 445–448, 2015.
7. 羽根冬希, 青木伊知郎, 大内一之, 帆装船用オートパイロットの開発, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, No. 21, pp. 171–176, 2015.
8. 羽根冬希, ウォータジェット推進船の適応型不感帯補償, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, No. 22, pp. 183–188, 2016.
9. 羽根冬希, オートパイロット用の波浪外乱パラメータの同定手法, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, No. 23, pp. 461–465, 2016.
10. 羽根冬希, 大圏航路用オートパイロットの開発: 無人化船の要素技術, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, No. 26, pp. 517–522, 2018.

寄稿論文

- 羽根冬希, リレー解説《第 13 回》船舶用オートパイロットの制御技術, 計測と制御, Vol. 51, No. 11, pp. 1086–1091, 2012.

特許

本論文に関連する特許を表 13.1 にまとめる。

表 13.1　出願リスト

項番	文献番号	発明の名称	備考
1	特許 6605677	船舶用自動操舵装置	
2	再表 2019/203335	船舶用自動操舵装置	
3	特開 2018-034590	船舶用自動操舵装置	
4	特開 2017-178052	船舶用自動操舵装置	
5	特開 2016-206979	ウェイポイント生成装置	
6	特開 2016-159695	船舶用自動操舵装置	
7	特開 2016-016712	船舶用自動操舵装置	
8	特開 2016-008038	船舶用自動操舵装置	
9	特開 2015-196406	船舶用自動操舵装置	
10	特開 2015-160606	船舶用自動操舵装置	
11	特開 2015-094626	全地球航法衛星システム用フィルタ	
12	特開 2014-015174	船舶用自動操舵装置	
13	特開 2013-086745	船舶用自動操舵装置	
14	特開 2013-056658	船舶用自動操舵装置	
15	特開 2012-210942	船舶用自動操舵装置	
16	特開 2012-210941	船舶用自動操舵装置	
17	特開 2012-210875	船舶用自動操舵装置	
18	特開 2012-071621	船舶用自動操舵装置	
19	特開 2009-248897	船舶用自動操舵装置	
20	特開 2009-248896	船舶用自動操舵装置	
21	特開 2008-213682	船舶用自動操舵装置	
22	特開 2008-213681	船舶用自動操舵装置	
23	特開 2008-137545	船舶用自動操舵装置	
24	特開 2007-290695	船舶用自動操舵装置	
25	特開 2007-118828	船舶用自動操舵装置およびその設計方法	
26	特開 2006-321455	船舶用自動操舵装置	
27	特開 2006-188095	船舶用自動操舵装置	
28	特開 2006-044411	船舶用自動操舵装置および船舶用自動操舵装置用 推定器の設計方法	
29	特開 2001-018893	推定器の設計方法	
30	特開平 09-226689	船舶用自動操舵装置	
31	特開平 09-207889	船舶用自動操舵装置	
32	特開平 09-142390	船舶用自動操舵装置	
33	特開平 08-207894	船舶用自動操舵装置	

謝辞

本論文は，著者が大阪大学大学院工学研究科地球総合工学専攻に研究成果をまとめて提出したものである。論文審査において，同専攻教授 牧 敦生先生には主査を，同専攻教授 鈴木 博善先生，並びに，同専攻教授 箕浦 宗彦先生には副主査をそれぞれご担当して戴くとともに，本論文の細部にわたり有益なご助言を戴いた。ここに各先生に対して深謝の意を表する。特に牧 敦生先生には，本論文の提出に際しご相談し，その提出まで終始丁寧かつ適切なご指導を戴いた。ここに深謝の意を表する。

本論文は，著者が船舶用オートパイロットの開発に着手してから四半世紀にわたる成果物であり，その間他の業務などにより中断を余儀なくされ，成し遂げる意思を持続させることは大変なことであった。本開発研究の目標は当初方位制御への$H \infty$ 最適制御の適用であったが，参照方位による軌道追従制御を加え，さらには昨今の船体制御を取り巻く動向も考慮して航路制御まで機能を拡げ，ついには自己完結型のシステム構成までも視野に入れたものに推移した。そのため，本論文は，船舶用オートパイロットの制御システムを設計する手法を網羅させるべく時間を要したことは否めない。本開発研究がかろうじて遂行できたのは，ひとえに励ましと支援の賜物であった。

北海道大学 名誉教授 芳村 康男先生には船体運動の基本をご教示して戴いた。元日立造船株式会社 山田 孝三郎博士には航海における船舶用オートパイロットの必要性をご教示して戴いた。元防衛装備庁 佐久間 俊博士には実装備への適用を目指したオートパイロット開発の重要性を説いて戴いた。各位の励ましによって，本論文は完成まで到達できた。ここに各位に対して深謝の意を表する。

最後に，東京計器株式会社舶用カンパニー，並びに，同社同僚諸氏による支援があったこそ，本論文を提出できた。舶用カンパニーの前身においては，著者にオートパイロット開発を託して戴き，その完成まで忍耐強く支援して戴いた。同僚諸氏においては，ソフトウェア設計や実船試験の準備など様々なことを支援して戴いた。その関係者のご氏名は枚挙にいとまがなく，やむを得ず割愛させて戴く。ここに同社および同僚諸氏に対して深謝の意を表する。また，同社技術顧問 山田 秀光博士には本論文の草稿をご校閲しご助言して戴き，深謝の意を表する。