

令和5年度 博士論文

# 1軸1舵船の離着岸性能に関する研究

Study on berthing and unberthing performance of  
a single-propeller and single-rudder ship

2024年3月

広島大学大学院先進理工系科学研究科

輸送・環境システムプログラム

海上輸送システム研究室

奥田 隆輔

# Study on berthing and unberthing performance of a single-propeller and single-rudder ship

## Abstract

Department of Transportation and Environmental System  
Marine Transportation System Laboratory  
D213770  
Ryusuke Okuda

One of the research and development tasks aimed at unmanned ships in recent years is automating the berthing and unberthing of ships. For that purpose, I require calculation tools for studying motion prediction and control. A method called the maneuvering modeling group (MMG) method has been presented for predicting ordinary maneuvering motions such as turning and zig-zag maneuvers. However, the MMG method assumes that the ship forward speed is dominant and the drift angle and yaw rate are not excessively large. In restricted water areas such as harbors and canals, the ship speed must be low. During the berthing and unberthing in the harbor, the ship motion accompanies a large drift angle. In addition, in situations where the ship is moving at low speeds, the water depth is shallower than in open seas, and the presence of obstacles such as banks makes it impossible to ignore their effects. Therefore, a mathematical model that covers low-speed maneuvering is needed.

Furthermore, there are only a few cases in which the berthing and unberthing motions, which is a typical example of low-speed maneuvering, has been experimentally determined or verified by maneuvering simulations. Based on these considerations, this research focuses on the following three points.

- (1) Determine a new mathematical model that encompasses low-speed maneuvering. Then, in addition to the ordinary maneuvering motion, maneuvering simulations were performed for the low-speed maneuvering. The simulation results were compared with free-running model tests to verify the estimation accuracy of the developed mathematical model.
- (2) Free-running model tests in shallow water were conducted to investigate the berthing and unberthing performance of a single-propeller and single-rudder ship with a bow thruster. Specifically, the effects of flap rudder, water depth, and rudder angle on berthing and unberthing performance were investigated. Then, conduct the berthing simulations using the mathematical model presented in Item (1) to verify the accuracy of the simulations.
- (3) To investigate the bank effect on a ship during berthing and unberthing, a vertical wall bank model was installed in a shallow water square tank, and the hydrodynamic forces acting on the ship hull during berthing and unberthing were measured by captive model tests. And also, propose a method for estimating the bank effect using captive model test results and theoretical values to improve the accuracy of maneuvering simulations.

Supervisor Prof. H. Yasukawa

# 目次

<b>第1章 緒言</b>	<b>5</b>
1.1 研究背景	5
1.2 低速運動時の主船体流体力モデルに関する先行研究	5
1.3 離着岸シミュレーション計算に関する先行研究	6
1.4 離着岸する船に作用する岸壁影響に関する先行研究	7
1.5 本研究の目的	7
1.6 本論文の構成	8
<b>第2章 対象船</b>	<b>10</b>
2.1 船体・プロペラ	10
2.2 バウスラスタ	10
2.3 フラップ舵	11
<b>第3章 操縦運動シミュレーション計算法</b>	<b>14</b>
3.1 座標系	14
3.2 運動方程式と流体力の表示	15
3.3 主船体に作用する流体力	15
3.4 プロペラによる流体力	15
3.5 操舵による流体力	16
3.5.1 舵への長さ方向流入速度 $u_R$	16
3.5.2 舵への横方向流入速度 $v_R$	17
3.6 バウスラスタによる流体力	17
<b>第4章 拘束模型試験</b>	<b>18</b>
4.1 4象限プロペラ単独試験	18
4.2 舵単独試験	19
4.3 荷重度変更舵角試験	20
4.4 整流係数試験	22
4.5 大斜航・旋回運動試験	22
4.6 プロペラ逆転時付加流体力試験	23
4.7 直進時バウスラスタ試験	24
4.8 大斜航時における流体力係数の取り扱い	24
4.8.1 推力減少率 $t_P$	25
4.8.2 有効伴流率 $w_P$	25
4.8.3 船体・舵干渉係数 $t_R, a_H, x'_H$	25
<b>第5章 大斜航角を伴う船の操縦運動シミュレーション</b>	<b>27</b>
5.1 計算に用いる各種パラメータ	27
5.2 自由航走模型試験	28

5.3	前進速度を有する運動	28
5.3.1	旋回試験	29
5.3.2	Zig-zag 試験	31
5.4	停止状態からの運動	33
5.4.1	$\delta = \pm 35^\circ$ その場旋回試験	33
5.4.2	バウスラストによるその場旋回試験	37
5.5	後進を含む運動：プロペラ逆転停止試験	39
5.6	本章のまとめ	40
<b>第6章</b>	<b>バウスラストを有する1軸1舵船の離着岸性能</b>	<b>42</b>
6.1	自由航走模型試験	42
6.1.1	試験概要	42
6.1.2	操船シナリオ	43
6.2	自由航走模型試験結果	44
6.2.1	フラップ舵の影響	44
6.2.2	舵角影響	48
6.2.3	水深影響	52
6.3	離着岸運動シミュレーション	55
6.3.1	計算に用いる各種パラメータ	55
6.3.2	バウスラストインペラ回転数制御モデル	57
6.3.3	深水域における横移動操船	58
6.3.4	浅水域における着岸操船：フラップ舵の影響	61
6.3.5	浅水域における着岸運動：水深の影響	63
6.4	本章のまとめ	65
<b>第7章</b>	<b>離着岸する1軸1舵船の過渡的な流体力</b>	<b>66</b>
7.1	離着岸を模擬した拘束模型試験	66
7.2	離着岸時の船に作用する流体力特性	69
7.2.1	操縦流体力の理論的推定	69
7.2.2	付加質量の距離変化	70
7.2.3	岸壁吸引力	72
7.3	拘束模型試験結果：離着岸時の過渡応答	74
7.4	岸壁影響による付加流体力	83
7.5	1次遅れを導入した履歴影響の推定	86
7.5.1	1次遅れとむだ時間系のモデル	86
7.5.2	履歴影響の推定	86
7.6	履歴影響を考慮した離岸シミュレーション計算	96
7.7	本章のまとめ	99
<b>第8章</b>	<b>結 言</b>	<b>100</b>
8.1	本論文のまとめ	100
8.2	今後の課題	101
	謝辞	103
	参考文献	104

<b>付録 A</b>	<b>従来法による主船体流体力の表示</b>	<b>112</b>
A.1	微係数表示法 . . . . .	112
A.2	簡易 cross-flow drag model . . . . .	112
<b>付録 B</b>	<b>浅水域における操縦運動</b>	<b>114</b>
B.1	荷重度変更舵角試験 . . . . .	114
B.2	整流係数試験 . . . . .	116
B.3	浅水域での旋回運動 . . . . .	117
<b>付録 C</b>	<b>岸壁近くを航行する船の操縦流体力</b>	<b>120</b>
C.1	流体力の基礎式 . . . . .	120
C.2	付加質量と流体力 . . . . .	121
C.3	操縦運動方程式 . . . . .	123
C.4	一様な岸壁への離着岸時の運動方程式 . . . . .	123

# 第1章 緒 言

## 1.1 研究背景

船舶の無人化に向けた研究開発課題の一つとして、船舶の自動離着岸技術が挙げられる。その自動化の為に、その運動予測や制御を高精度で実施できる計算手法が必要である。船の運動予測には、現在 MMG-model[1] と呼ばれる操縦運動予測モデルが広く用いられている。この計算手法により、船の旋回運動や zig-zag 運動といった通常の操縦運動は精度よく推定することができる。ただし MMG-model は、船がある程度の前進速度を有し、船の斜航角や回頭角速度があまり大きくないことを前提とするので、港湾内や運河内のような、斜航角が大きな低速運動時の予測には使用できないとされている。加えて、船が低速運動するような場面では、オープンシーと比べて水深が浅く、岸壁等の障害物が存在する為、それらの影響は無視できない。

これまでに、船の低速運動時の操縦運動に関する研究は種々行われてきた。ただし、大斜航角状態での主船体流体力については、近似的な手法で推定することが多く、またプロペラ・舵モデルに関する議論は少ない。さらに、低速運動の代表例である離着岸操船に関して、自由航走模型試験によりその性能を把握、またシミュレーション計算による検証といったことはほとんど行われていないのが現状である。

さらに、船が岸壁近くで操縦運動を行う場面では、岸壁が存在することにより船体に非対称な流体力が作用することになる。船が岸壁に接近すると一般に岸壁に接近する方向に横力が作用し、回頭モーメントは岸壁から船首が離れる方向に作用する。これらはそれぞれ、bank suction force, bow-out moment と呼ばれる。この岸壁影響は、主に船が岸壁に接近することによって付加質量が変化することで生じるとされている。そのような場所では、岸壁影響や浅水影響によって船が思わぬ挙動を示す恐れがあるため、操船には注意が必要となる。ただし、岸壁近くの流体力に関する研究は、直進時若しくは真横移動時によるものに限られている。1軸1舵船が離着岸するような場面では、プロペラ推力の影響により行き足が生じるが、様々な斜航角に対する流体力の計測に関しては行われていないのが現状である。

## 1.2 低速運動時の主船体流体力モデルに関する先行研究

低速運動時の主船体流体力モデルは、大きく以下の3つに大別される。

- 微係数表示法
- cross-flow drag モデル
- テーブルモデル

微係数表示法は、従来の微係数表示に対して、より高次の項を追加したものである。主船体に

作用する前後力，横力，回頭モーメント ( $X_H, Y_H, N_H$ ) は，一例として次のように表される。

$$\left. \begin{aligned} X_H &= (\rho/2)LdU^2(X'_u u' + X'_{vr} v'_m r') \\ Y_H &= (\rho/2)LdU^2(Y'_v v'_m + Y'_{vvv} v_m^3 + Y'_{vvvv} v_m^5 \\ &\quad + Y'_{uv} u' r' + Y'_{ur|r|} u' r' |r'| + Y'_{v|r|} v'_m |r'|) \\ N_H &= (\rho/2)L^2 dU^2(N'_v v'_m + N'_{uv} u' v'_m + N'_{vvv} v_m^3 + N'_{uvvv} u' v_m^3 \\ &\quad + N'_r r' + N'_{r|r|} r' |r'| + N'_{uv|r|} u' v' |r'| + N'_{vvr} v_m^2 r') \end{aligned} \right\} \quad (1.1)$$

小瀬ら [2] や高品 [3] による研究が微係数表示法の代表例である。これらは CMT・PMM 試験から得られた主船体流体力から，フーリエ級数等を用いることで微係数を算出している。原理は簡単であるが一般的な MMG-model に対して項数が多い為取り扱いが煩雑であること，斜航角が  $90^\circ$  近い場合には精度が低下してしまうデメリットがある。その上，追加した高次の項は，船速  $U \approx 0$  のときに，計算が破綻する場合があり，その対策が煩雑となる。

cross-flow drag モデルは，細長船理論の仮定の下，船体の 2 次元断面の横移動時の流体力特性をもとに船体流体力を計算する手法である。主船体流体力は，次のように表される。

$$\left. \begin{aligned} X_H &= (1/2)\rho Ld\{-R'_0 uU + (m'_y + X'_{vr} + X'_{vvr} |\sin\beta|)Lrv_m\} \\ Y_H &= (1/2)\rho Ld\{Y'_v v_m |u| + (Y'_r - m'_x)Lru\} \\ &\quad - (1/2)\rho d C_{D0} \int_{-L/2}^{L/2} |v_m + C_{rY} r x| (v_m + C_{rY} r x) dx \\ N_H &= (1/2)\rho L^2 d\{N'_v v_m u + N'_r Lr |u|\} \\ &\quad - (1/2)\rho d C_{D0} \int_{-L/2}^{L/2} |v_m + C_{rN} r x| (v_m + C_{rN} r x) x dx \end{aligned} \right\} \quad (1.2)$$

ここで， $C_{D0}$ ， $C_{rY}$ ， $C_{rN}$  は cross-flow drag 係数である。cross-flow drag モデルは微係数表示に比べて取り扱うパラメータ数が少ない為モデルの構造を簡略化させることができ，例えば小川ら [4] や Oltmann and Sharma[5]，取り扱いを簡略化した芳村 [6] のモデルがある。ただし，導入した一定の流体力係数の根拠は明確ではなく，あくまで近似的な手法であることに留意する必要がある。

テーブルモデルは，大斜航時の船体に働く流体力特性を，拘束模型試験等によって求め，それらのデータを基に，数式表示を用いずに，直接シミュレーション計算に使用するものである。流体力係数が離散化された表形式の値として取り扱われることから，テーブルモデルと呼ばれる。具体的には，Sutulo and Soares[7] のモデル，それに Oltmann and Sharma[5] による yaw rate angle を組み合わせた Yasukawa et al.[8][9] のモデル，取り扱いをより一般化した Delefortrie et al.[10] のモデルがある。主船体流体力は，次のように表される。

$$\left. \begin{aligned} X_H &= (\rho/2)Ld[U^2 + (Lr)^2] C_{HX}(\beta, \alpha_r) - (\rho/2)LdU^2 R'_0 \cos\beta \\ Y_H &= (\rho/2)Ld[U^2 + (Lr)^2] C_{HY}(\beta, \alpha_r) \\ N_H &= (\rho/2)L^2 d[U^2 + (Lr)^2] C_{HY}(\beta, \alpha_r) \end{aligned} \right\} \quad (1.3)$$

テーブルモデルにおいても， $U = 0$  のときに計算が破綻しないように，流体力や運動パラメータにおける無次元化に注意が払われている。

### 1.3 離着岸シミュレーション計算に関する先行研究

船が離着岸する時，他船や岸壁との衝突が発生しやすい場面であり，安全な操船が求められる。離着岸操船を自動化し，安全性を向上させるような試みは，1980 年代に始まり現在まで幅広く行われてきた。小瀬ら [11] は，初めに着岸航路を計画し，それを追従するようなシミュレーション

計算を行っている。この研究では、複数のタグボートの支援を受けながら着岸するシナリオとなっている。1軸1舵船単体での離着岸シミュレーションは、小山ら [12] や大和ら [13] がある。ただし、これらの研究の対象船はバウスラスタに加えスターンスラスタも搭載されており、離着岸を容易に行うことが可能である。

原則として、1軸1舵船はバウスラスタとスターンスラスタの両方を搭載していないと、プロペラ推力の影響により前進・後進の行き足が付いてしまい真横移動することができないとされている。その為、1軸1舵船における離着岸は容易ではないと考えることができる。スターンスラスタを持たない1軸1舵船を対象とした離着岸操船に関する研究は、長谷川・木寺 [14] や Maki et al. [15], Sawada et al. [16] によるものがある。これらの研究により、1軸1舵船の場合でも安全に着岸できることがシミュレーション計算や実験等によって示されている。ただしこれらの研究では模型船や小型船を用いてプロペラ正逆を頻繁に行うことによって着岸させているが、大型船舶の主機で同様の操作を行うのはあまり現実的ではないと考えられる。加えて、船が離着岸するような場面では、浅水影響や岸壁影響等は無視できないと考えられるが、これらについて議論された例はほとんどないと思われる。

## 1.4 離着岸する船に作用する岸壁影響に関する先行研究

離着岸時の流体力特性を検討した例として、烏野ら [17] は船体を真横移動 (即ち、斜航角が  $90^\circ$ ) させながら岸壁から離岸する時の加速度を系統的に変化させた水槽試験を行い、船体・岸壁間距離の違いが付加質量の及ぼす変化について示している。Yoneda et al. [18] は、津波発生時の離岸を想定し、水深や加速度、船型を変化させて真横移動に曳航する水槽試験を行っている。水槽試験結果より、離岸時に作用する岸壁吸引力や、付加質量の変化について示されている。また先行研究では、船が停止時から真横移動する場合、加速から定速状態になる時の横力には応答遅れが発生し、水深が浅くなる程それは大きくなることが実験により示されている [19][20]。さらに、李ら [21] は、船が真横移動する場合に生じる横力の応答遅れを CFD 計算から求め、水槽試験結果と比較をすることでその妥当性を検証している。新谷ら [23] は、岸壁からの離岸運動時に生じる横力の応答遅れは履歴影響によるものであることを、水槽試験と CFD 計算結果によって示している。これらの先行研究例によって、船が真横移動するときには横力に応答遅れが生じ、それは履歴影響が寄与していることは明かされてきた。さらに松田ら [22] により、真横移動時では側壁からの反射波によって、定常速度においても非定常な流体力が生じることが水槽試験により示されている。これは離岸時に作用する流体力を複雑にする一因としても考えることができる。ただし先行研究では、船の真横移動時を対象とした流体力特性であることに留意する必要がある。

## 1.5 本研究の目的

本研究では、主船体流体力モデルとして Oltmann and Sharma による yaw rate angle [5] を組み合わせた Yasukawa et al. [8] のモデルを採用する。また舵力モデルとして Yasukawa et al. の水槽試験結果 [24] を参考にしたモデルを提案する。この計算法を、バウスラスタとフラップ舵を備えた1軸の内航型コンテナ船の操縦運動推定に適用する。まずは通常の操縦運動 (旋回・zig-zag 運動) に加えて、低速運動時 (その場旋回、バウスラスタによる旋回、プロペラ逆転停止) の予測を行い、本計算法の妥当性を確認するため、自由航走模型試験結果と比較する。

次に、浅水域における1軸1舵船の離着岸性能を把握するために、離着岸操船に関する自由航走模型試験を実施する。その後、本研究で提示したモデル [25] にバウスラスタインペラ回転数の制御を追加し、浅水域における離着岸操船の予測と本モデルの離着岸時における計算精度の検証を行う。

さらに、着岸、離岸それぞれの運動を模擬した拘束模型試験を実施し、主船体に生じる離着岸時の過渡的な流体力特性について把握する。具体的には、浅水域水槽上に垂直壁の岸壁模型を設置し、水深、斜航角等のパラメータを種々変更させた離着岸運動を行う。拘束模型試験により得られた流体力は、ポテンシャル理論に基づく岸壁影響を考慮した主船体流体力の推定値 [27] と比較することで、実験値に生じる理論値に対する誤差について検討する。また実験値に現れる横移動時に生じる履歴影響の応答遅れを、1次遅れとむだ時間制御を導入しその近似を試みる。加えて、主船体流体力に1次遅れ制御を導入した離岸運動シミュレーション計算を実施し、自由航走模型試験結果 [26] と比較することで、履歴影響考慮の有無が離岸シミュレーションの計算精度に及ぼす影響について検討する。

## 1.6 本論文の構成

本論文は、以下の8章で構成される。

第1章は、本研究の研究背景と、低速運動時の操縦運動モデルに関する先行研究、離着岸シミュレーションに関する先行研究、岸壁影響に関する先行研究について記載する。さらに、これらを踏まえて本研究を遂行する目的について記載する。

第2章は、本研究で用いる対象船について記載する。具体的には、本研究で用いるフラップ舵をバウスラスタを有する内航型コンテナ船の主要目、バウスラスタの説明、フラップ舵の詳細について記載する。

第3章は、本研究で用いる座標系、運動方程式と使用する低速運動モデルの詳細について記載する。ここでは、使用するモデルの主船体、プロペラ、舵、バウスラスタの流体力に関する取り扱いについてそれぞれ記載する。

第4章は、低速運動のシミュレーション計算を実施するにあたり使用する各種係数を導出するために実施した拘束模型試験に関して記載する。加えて、先行研究例を参考に策定した大斜航時におけるプロペラ、舵に関する流体力係数の取り扱いについて記載する。さらに、拘束模型試験では対象船のフラップ角をゼロとした状態 (zeroF と表記) でも同様の試験を行い、フラップ角の有無が拘束模型試験結果に及ぼす影響について記載する。

第5章は、大斜航角を伴う船の操縦運動シミュレーション計算結果について記載する。シミュレーション計算結果は、自由航走模型試験結果と比較することで評価する。ここでは、船の通常運動 (旋回・zig-zag 運動) に加えて、低速運動 (その場旋回、バウスラスタによる旋回、プロペラ逆転停止運動) を行う。さらに、通常運動は MMG-model [1]、低速運動では簡易 cross-flow drag model [6] の計算結果と比較し、本研究で策定した操縦運動モデルと他の操縦運動モデルと比較した時の計算精度に関する評価を行う。

第6章は、バウスラスタを有する1軸1舵船の離着岸性能について記載する。具体的には、まず対象船の離着岸時におけるフラップ舵の影響、舵角影響、水深影響について自由航走模型試験により調査する。次に、第3章で策定した操縦運動モデルにバウスラスタインペラ回転数の制御を導入し、着岸運動シミュレーション計算を行い、計算精度と着岸性能を評価する。

第7章は、対象船の離着岸時に生じる岸壁影響について記載する。具体的には、浅水域水槽内に岸壁模型を設置し、離着岸を模擬した拘束模型試験を実施することで、1軸1舵船の離着岸時に主船体に作用する流体力について実験的に調査する。また理論式を用いて岸壁近くを航行する船の主船体流体力を推定し、実験により計測された主船体流体力と比較することで岸壁影響について評価する。次に履歴影響による応答遅れを、1次遅れとむだ時間制御モデルを用いて近似的に推定した後、1次遅れ制御を離岸シミュレーション計算に導入し推定精度の向上に関して検討する。

第 8 章は，本論文のまとめと，今後の課題について記載する。

## 第2章 対象船

### 2.1 船体・プロペラ

本研究では、「すざく」と呼ばれる内航型コンテナ船を対象とする。Table 2.1 に本船ならびに水槽試験に使用した模型船の主要目を示す。表中、 $L$ は垂線間長、 $B$ は船の幅、 $d$ は喫水、 $\nabla$ は排水容積、 $C_b$ は方形係数、 $x_G$ は浮心位置、 $\overline{GM}$ はメタセンター高さ、 $D_P$ はプロペラ直径、 $p$ はプロペラピッチ比、 $Z$ はプロペラ翼数である。模型縮尺比は1/27.667、载荷状態は満載状態である。Fig.2.1に模型船の写真を示す。S.S.3.15 - 6.76 の位置に長さ 1084.3 mm、幅 23.5 mm のビルジキールが取り付けられている。

Table 2.1: Principal particulars of the subject ship (Suzaku)

	Full-scale	Model
$L$ [m]	83.0	3.000
$B$ [m]	13.5	0.488
$d$ [m]	3.8	0.1376
$\nabla$ [m <sup>3</sup> ]	3146	0.1486
$C_b$	0.7369	
$x_G$ [m]	0.930	0.034
$\overline{GM}$ [m]	0.91	0.0329
$D_P$ [m]	2.80	0.101
$p$	0.694	
$Z$	5	



Fig. 2.1: Side view of ship model (Suzaku)

### 2.2 バウスラスタ

模型船には、S.S.9.43 の位置に直径 55.0 mm (実船で 1.52 m)、4 翼のバウスラスタ模型が取り付けられている。Fig.2.2 にバウスラスタ模型の写真を示す。バウスラスタの最大出力は模型船で 3.04 N(実船 6.5 ton 相当)とした。

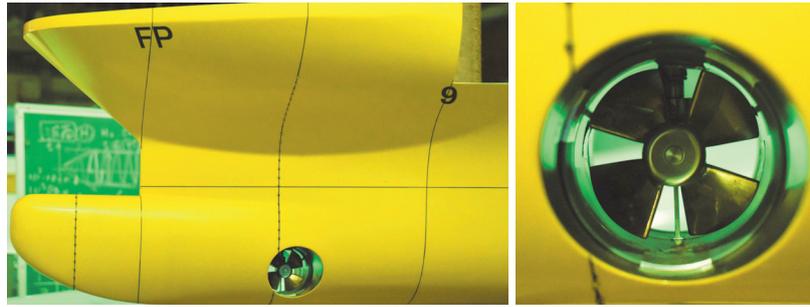


Fig. 2.2: A bow thruster model

### 2.3 フラップ舵

対象船には、Fig.2.3 に示すようなフラップ舵が搭載されている。フラップ舵は、操舵を行う際に舵本体の舵角とは別にフラップ部が舵角(フラップ角)をとることにより、通常の舵と比較して、舵力の増大が期待できる。フラップ舵の主要目を Table 2.2 に、フラップ舵模型の図面を Fig.2.4 示す。表中、 $H_R$  は舵高さ、 $B_R$  は舵コード長、 $A_R$  は舵面積である。

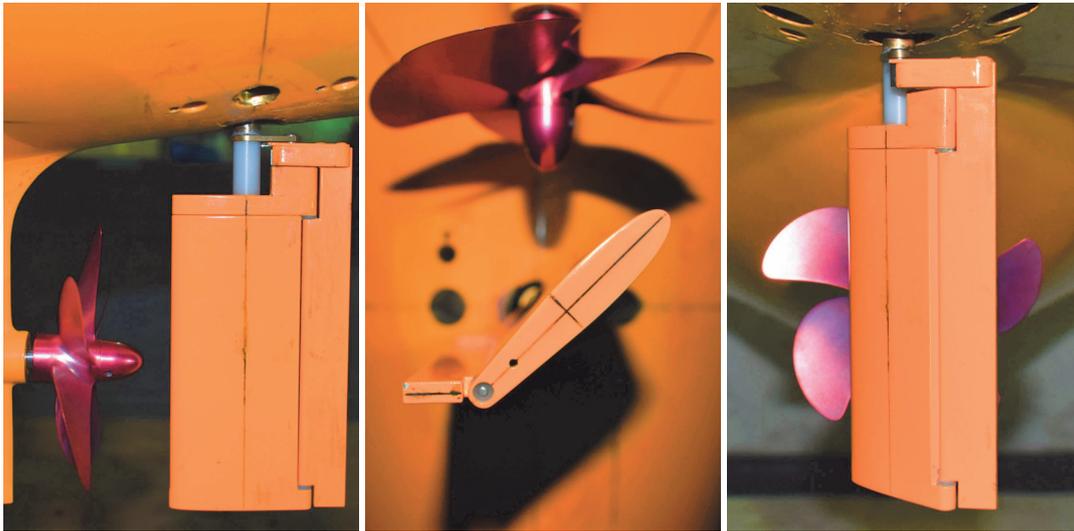


Fig. 2.3: A flap rudder model

Table 2.2: Principal dimensions of rudder

	Full-scale	Model
$H_R$ [m]	3.49	0.126
$B_R$ [m]	1.80	0.065
$A_R$ [m <sup>2</sup> ]	6.282	0.00821

本舵模型のメインの舵部と flap 部の間は、実船と同じようなリンク機構で結ばれており、舵角  $\delta$  に応じたフラップ角  $\delta_F$  がとれる。ここで、舵角  $\delta$  に対するフラップ舵  $\delta_F$  は、次式で定義される。

$$\delta_F = \tan^{-1} \left( \frac{l_2 \sin \delta}{l_2 - l_1 \cos \delta} \right) \quad (2.1)$$

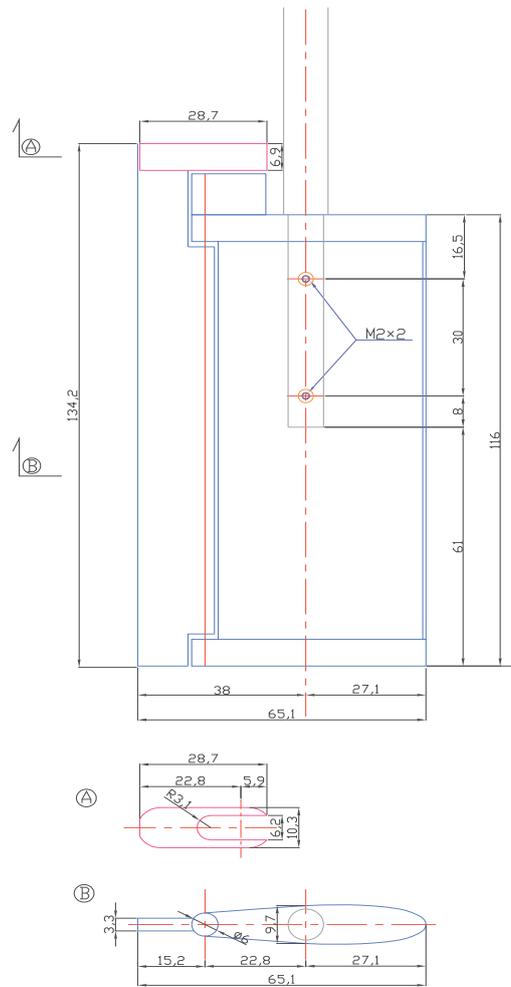


Fig. 2.4: Profile and rudder cross-sectional shape of a flapped rudder model

本舵の場合,  $l_1 = 15.2$  mm,  $l_2 = 22.8$  mm である。Fig.2.5 に, 本舵における  $\delta$  に対する  $\delta_F$  の値を示す。

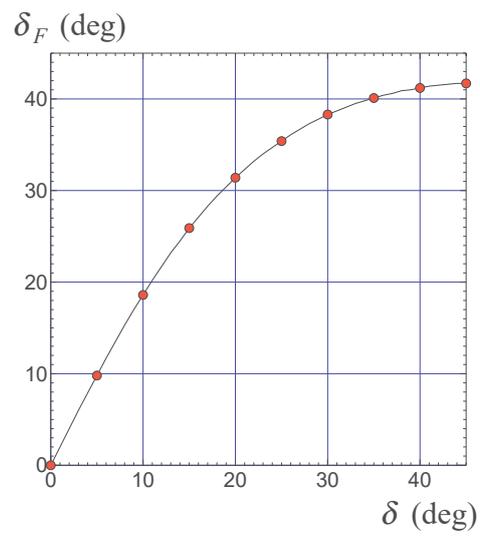


Fig. 2.5: Flap angle ( $\delta_F$ ) versus rudder angle ( $\delta$ )



### 3.2 運動方程式と流体力の表示

低速運動時には、発生する船のヒールは小さいと考えられる。そこで、船の操縦運動の基礎式として、surge, sway, yawに関する運動方程式を考える。それらは次のように表される [1]。

$$\left. \begin{aligned} (m + m_x)\dot{u} - (m + m_y)v_m r - m x_G r^2 &= X \\ (m + m_y)\dot{v}_m + (m + m_x)ur + x_G m \dot{r} &= Y \\ (I_{zz} + J_{zz} + m x_G^2)\dot{r} + m x_G(\dot{v}_m + ur) &= N \end{aligned} \right\} \quad (3.1)$$

ここで、 $m$ は船の質量、 $I_{zz}$ はyawに関する慣性モーメントである、 $m_x, m_y$ はそれぞれ前後方向、横方向の付加質量、 $J_{zz}$ はyawに関する付加慣性モーメントである。本論文では、この運動方程式を基礎とする。 $X, Y, N$ は次の形で表す。

$$\left. \begin{aligned} X &= X_H + X_P + X_R + X_B \\ Y &= Y_H + Y_P + Y_R + Y_B \\ N &= N_H + N_P + N_R + N_B \end{aligned} \right\} \quad (3.2)$$

添え字  $H, P, R, B$  はそれぞれ船体、プロペラ、舵、バウスラスタを意味する。

### 3.3 主船体に作用する流体力

主船体に働く流体力 ( $X_H, Y_H, N_H$ ) を考える。本研究では、Sutulo and Soares[7]を参考に、次式で表す。

$$\left. \begin{aligned} X_H &= (\rho/2)Ld \left[ U^2 + (Lr)^2 \right] C_{HX}(\beta, \alpha_r) - (\rho/2)LdU^2 R'_0 \cos \beta \\ Y_H &= (\rho/2)Ld \left[ U^2 + (Lr)^2 \right] C_{HY}(\beta, \alpha_r) \\ N_H &= (\rho/2)L^2 d \left[ U^2 + (Lr)^2 \right] C_{HN}(\beta, \alpha_r) \end{aligned} \right\} \quad (3.3)$$

ここで、 $R'_0$ は直進時の抵抗係数である。 $R'_0$ は、前進時 ( $|\beta| \leq 90^\circ$ ) と後進時 ( $90^\circ < |\beta| \leq 180^\circ$ ) で異なる値をとる。 $C_{HX}, C_{HY}$  並びに  $C_{HN}$  は流体力係数であり、斜航角  $\beta$  と次式で表される  $\alpha_r$  の関数で表す [5]。

$$\alpha_r = \tan^{-1}(rL/U) \quad (3.4)$$

この式は、 $\tan^{-1}$  関数を用いているので、 $U = 0$  のときにも問題無く計算できる上に、計算値は常に  $-\pi \sim \pi$  の範囲にとどまる。ただし、 $r$  と  $U$  がともにゼロとなるときには計算が破綻する。そのときには、 $(rL)^2 + U^2$  を計算し、これがある閾値よりも小さくなったときには、強制的に  $\alpha_r = 0$  とする。

### 3.4 プロペラによる流体力

プロペラによる流体力 ( $X_P, Y_P, N_P$ ) は次のように表す [28]。

$$\left. \begin{aligned} X_P &= (\rho/2)S_P V_r^2 [(1 - t_P)K_T(\theta_P)C_T(\theta_P)] \\ Y_P &= (\rho/2)S_P V_r^2 C_{PY}(\theta_P) \\ N_P &= (\rho/2)S_P L V_r^2 C_{PN}(\theta_P) \end{aligned} \right\} \quad (3.5)$$

ここで、 $t_P$  は推力減少率、 $K_T$  はプロペラ推力の単独特性である。 $S_P$  はプロペラディスク面積であり、 $S_P = \pi D_P^2/4$  と定義される。 $C_T$  はプロペラ逆転時における推力変化の係数を意味する。なお、 $u > 0, n_P > 0$  の通常航行時には  $C_T = 1$  とする。 $C_{PY}, C_{PN}$  は、それぞれプロペラ作動による付加横力と付加回頭モーメント係数であり、プロペラ逆転時の船体に誘起される付加流体力やプロペラ正転時におけるプロペラ横力やそれによる回頭モーメント成分から成る。それらは流体力学的ピッチ角  $\theta_P$  の関数として表示する。 $V_r$  は見かけのプロペラ流入速度である。それらは次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} \theta_P &= \tan^{-1} \left( \frac{u_P}{0.7\pi n_P D_P} \right) \\ V_r &= \sqrt{u_P^2 + (0.7\pi n_P D_P)^2} \end{aligned} \right\} \quad (3.6)$$

ここで、 $u_P$  はプロペラへの流入速度であり、 $u_P = (1 - w_P)u$  と定義される。 $w_P$  は有効伴流率である。通常、 $K_T$  は前進数  $J_P$  の関数として表される。本研究では、Eq.(3.5) に示したように、 $\theta_P$  の関数としている。これは、 $n_P = 0$  の時に値が発散してしまうことを防ぐためである。

### 3.5 操舵による流体力

操舵による流体力 ( $X_R, Y_R, N_R$ ) は次のように表す。

$$\left. \begin{aligned} X_R &= -(1 - t_R)F_N \sin \delta \\ Y_R &= -(1 + a_H)F_N \cos \delta \\ N_R &= -(x_R + a_H x_H)F_N \cos \delta \end{aligned} \right\} \quad (3.7)$$

ここで、 $t_R, a_H, x_H$  は船体と舵の干渉を表すパラメータである。プロペラ正転時におけるフラップ舵の舵直圧力  $F_N$  は、加藤・元良 [29] や芳村ら [30] に倣い、次のように表す。

$$F_N = (\rho/2)A_R U_R^2 [f_\alpha(\delta_F) \sin \alpha_R + C_{L0}(\delta_F)] \quad (3.8)$$

式中、 $A_R$  は舵面積、 $f_\alpha$  は舵直圧力勾配係数である。フラップを有する場合には、 $f_\alpha$  とフラップ角に関する舵直圧力係数  $C_{L0}$  がフラップ角  $\delta_F$  の関数として導入される。 $U_R$  は舵への流入速度、 $\alpha_R$  は舵への流入角であり、それらは次式で表される。

$$U_R = \sqrt{u_R^2 + v_R^2} \quad (3.9)$$

$$\alpha_R = \delta - \tan^{-1} \left( \frac{v_R}{u_R} \right) \quad (3.10)$$

$u_R$  は舵に流入する速度成分、 $v_R$  は横方向速度成分である。なお、プロペラ逆転時 ( $n_P < 0$ ) には、プロペラ後流が舵に当たらず、直圧力は小さいと考えられるので、 $F_N = 0$  として取り扱う。

#### 3.5.1 舵への長さ方向流入速度 $u_R$

舵への長さ方向流入速度  $u_R$  は、Yasukawa らが提示したモデル [24] を用いる。船速がゼロでないとき ( $u \neq 0$ )、 $u_R$  を次のように表す。

$$u_R^* = \varepsilon u_P \left[ \eta_K \left\{ \operatorname{sgn}(u) \sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_P^2}} - 1 \right\} + 1 \right] \quad (3.11)$$

ただし、 $\varepsilon$ は舵位置とプロペラ位置での伴流係数の比、 $\kappa$ は実験定数、 $\eta$ はプロペラ直径と舵高さの比である。なお、 $n_P = 0$ のときには、 $J_P$ は無大となることから、Eq.(3.11)は $u_R = \varepsilon u_P$ となる。ポラードブル状態( $u = 0$ )では、流入速度は次式で表す。

$$\tilde{u}_R = 0.7C_{UR}\pi n_P D_P \quad (3.12)$$

ここで、 $C_{UR}$ は停止時でプロペラ荷重度を変化させた際の $u_R$ の解析結果を無次元化したもので、回転数によらずおおよそ一定とされている。本研究では、Yasukawaらが示した $C_{UR} = 0.14$ を採用する[24]。

これらをまとめると、次のようになる。

$$u_R = \begin{cases} \tilde{u}_R & (u = 0) \\ u_R^* & (u \neq 0 \text{ and } (\tilde{u}_R - u_R^*)\text{sgn}(u) < 0) \\ \tilde{u}_R & (u \neq 0 \text{ and } (\tilde{u}_R - u_R^*)\text{sgn}(u) > 0) \end{cases} \quad (3.13)$$

### 3.5.2 舵への横方向流入速度 $v_R$

舵への横方向流入速度 $v_R$ は、MMG-modelでは、次式のように舵位置での幾何学的な流入角 $\beta_R(\equiv \beta - l_{Rr}')$ に比例する整流係数 $\gamma_R$ を導入して表している。

$$\begin{aligned} v_R &= U\gamma_R\beta_R \\ &= \gamma_R(U\beta - l_{Rr}') \end{aligned} \quad (3.14)$$

$\beta = 20^\circ$ 程度の通常の操縦運動では、この式で $v_R$ を問題なく計算することができる。しかしながら、大斜航時には、 $\beta$ に比例して $v_R$ も増加してしまう。例えば、 $\beta = 180^\circ$ のときには、まっすぐ後進している状態であることから、理論上 $v_R$ はゼロであるにもかかわらず、Eq.(3.14)を用いると非常に大きな値となる。そこで本研究では、 $\beta$ の代わりに $\sin\beta$ を用いた次式を用いることとした。

$$v_R = \gamma_R(U \sin\beta - l_{Rr}') \quad (3.15)$$

## 3.6 バウスラストによる流体力

バウスラストによる流体力( $X_B, Y_B, N_B$ )は、安川らに倣い、次式で表す[31]。

$$\left. \begin{aligned} X_B &= Y_{B0}f_X(u) \\ Y_B &= Y_{B0}f_Y(u) \\ N_B &= N_{B0}f_N(u) \end{aligned} \right\} \quad (3.16)$$

ここで、 $Y_{B0}$ は停止時のバウスラスト横力、 $N_{B0}$ は停止時の回頭モーメントである。一般に、バウスラストの効果に対する船速影響は無視できないことが知られている[32]。そこで、 $Y_{B0}, N_{B0}$ に対する前進速度 $u$ による変化率を表す係数 $f_X, f_Y, f_N$ を導入する。停止時( $u = 0$ )には、 $f_X$ は0、 $f_Y$ と $f_N$ は1とする。

## 第4章 拘束模型試験

計算に用いる各種流体力係数を決定するため、以下に示す拘束模型試験を広島大学曳航水槽で実施した。

- 4象限プロペラ単独試験
- 舵単独試験
- 荷重度変更舵角試験
- 整流係数試験
- 大斜航・旋回運動試験
- プロペラ逆転時付加流体力試験
- 直進時バウスラスト試験

### 4.1 4象限プロペラ単独試験

対象とする5翼のプロペラに関するプロペラ推力の4象限特性を把握した。Fig.4.1にプロペラ推力単独特性を示す。縦軸に推力係数  $K_T$ ，横軸に流体力学的ピッチ角  $\theta_P$  を取っている。船速  $u$  とプロペラ回転数  $n_P$  の符号と  $\theta_P$  との関連は、Table 4.1 に示す通りである。

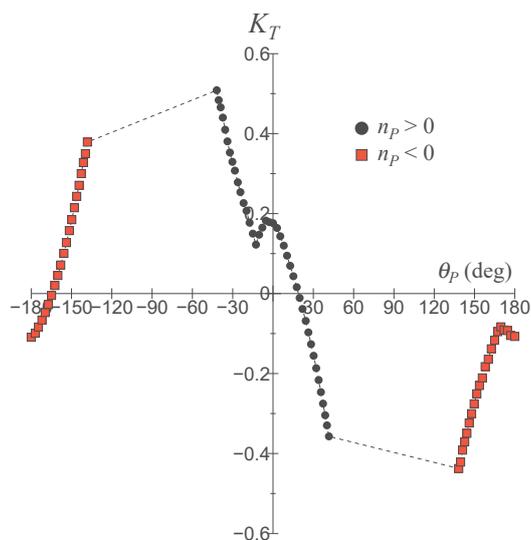


Fig. 4.1: Characteristics of propeller thrust coefficients ( $K_T$ ) versus  $\theta_P$

Table 4.1: Signs of  $u$  and  $n_P$  and relation to  $\theta_P$

$u$	$n_P$	range of $\theta_P$
-	-	-180° ~ -90°
-	+	-90° ~ 0°
+	+	0° ~ 90°
+	-	90° ~ 180°

## 4.2 舵単独試験

フラップ舵単独の揚力(舵直圧力)特性を把握するため、舵単独試験を実施した。試験は、フラップ角  $\delta_F$  を  $0, \pm 9.8^\circ, \pm 18.6^\circ, \pm 31.4^\circ, \pm 40.1^\circ$  と変化させ、それぞれにおいて、舵角  $\delta$  を種々変化させて、舵直圧力を計測した。船速  $U$  は、実船 13 kn 相当である 1.272 m/s とした。

Fig.4.2 に、水槽試験で得られた舵直圧力係数  $F'_{NA}$  を示す。 $F'_{NA}$  は舵直圧力を  $(\rho/2)A_R U^2$  ( $A_R$  は舵面積) で割って係数化したものである。図中の点線で表される 3 本のラインは、 $\delta_F$  がゼロおよび左右最大 flap 角時 ( $\pm 40.1^\circ$ ) における舵角  $\delta$  に対する舵直圧力の傾き(舵直圧力勾配係数  $f_\alpha$ )を示している。これは、失速が起こる前の舵角の絶対値が小さい範囲での舵直圧力の計測結果を基に求めたものである。フラップ角が付くと、フラップ角が付かない場合と比較して、 $\delta$  に対する舵直圧力の傾き(すなわち  $f_\alpha$ )は小さくなる傾向がある。それぞれの  $\delta_F$  における  $f_\alpha$  の結果を Fig.4.3 の左図に示す。また、 $\delta = 0$  における  $F'_{NA}$  を  $C_{L0}$  と表し、それを  $\delta_F$  をベースに図示したのが Fig.4.3 の右図である。 $f_\alpha$  は前述の通り、 $\delta_F$  の絶対値が大きくなると小さくなる傾向がある。また、 $C_{L0}$  は  $\delta_F$  の絶対値が大きくなると頭打ちとなる傾向が見られ、失速が起こり易くなるためと考えられる。 $f_\alpha$  は  $\delta_F$  に対して対称であるが、 $C_{L0}$  は非対称である。そこで、 $f_\alpha$  は  $\delta_F$  の 2 次関数、 $C_{L0}$  は  $\delta_F$  の 3 次関数で、次のように近似する。

$$f_\alpha(\delta_F) = f_{\alpha 0} + f_{\alpha 2} \delta_F^2 \quad (4.1)$$

$$C_{L0}(\delta_F) = C_{L1} \delta_F + C_{L3} \delta_F^3 \quad (4.2)$$

式に現れる係数は、 $f_{\alpha 0} = 2.411, f_{\alpha 2} = -0.381, C_{L1} = 1.164, C_{L3} = -0.933$  とした。

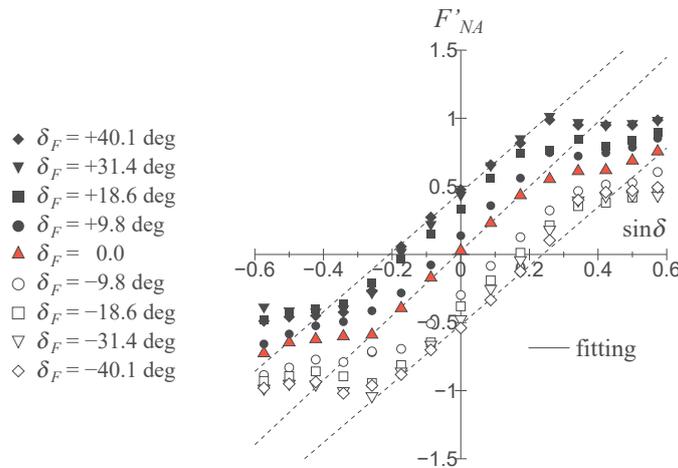


Fig. 4.2: Rudder normal force coefficients in open water versus rudder angle for different flap angles

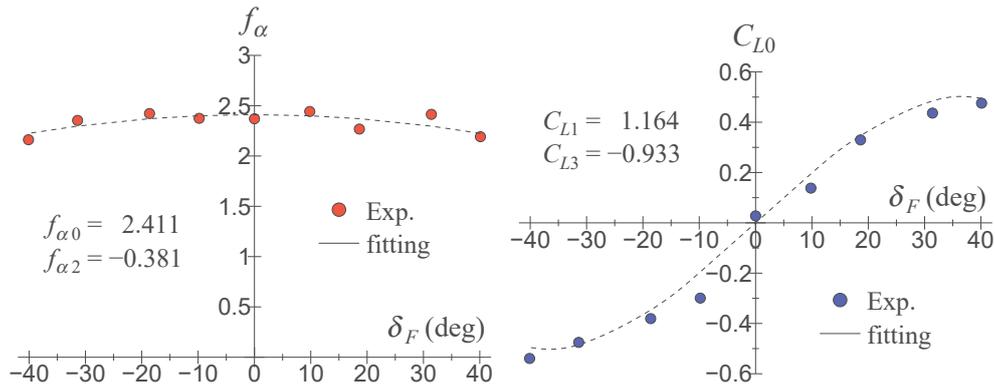


Fig. 4.3:  $f_\alpha$  and  $C_{L0}$  for different flap angles

### 4.3 荷重度変更舵角試験

荷重度変更舵角試験は、船を直進航行させ、操舵した場合の発生する流体力を計測する試験である。計測結果から、船体・舵干渉係数 ( $t_R, a_H, x'_H$ ) と舵力パラメータ ( $\varepsilon, \kappa$ ) を把握する。フラップ舵での試験とともに、フラップの影響を把握するため、フラップ角をゼロに固定した状態の舵についても同様の試験を実施した。このような状態を「zero flap angle cond. ('zeroF')」と称する。一方、フラップ舵の状態を'FLAP' と記載する。

試験での船速  $U$  は、実船 13 knot 相当 (模型船で  $U = 1.272$  m/s) をベースとした。そのときの自航プロペラ回転数  $n_P$  は 21.7 rps であった。さらに、13 kn に加え、9.5 kn ( $U = 0.929$  m/s), 6.0 kn ( $U = 0.587$  m/s) の 3 種の船速で試験を実施し、プロペラ荷重度を変化させた。

Fig.B.1 に、操舵によって船に作用する流体力係数 (前後力  $X'$ , 横力  $Y'$ , ミドシップ周りの回頭モーメント  $N'$ ) を示す。力は  $(\rho/2)LdU^2$ , モーメントは  $(\rho/2)L^2dU^2$  で割ることで無次元化している。横軸は、 $X'$  については  $-F'_N \sin \delta$ ,  $Y'$  と  $N'$  については  $-F'_N \cos \delta$  である。グラフの傾きから、船体・舵干渉係数 ( $t_R, a_H, x'_H$ ) を求めることができる [1]。Table 4.2 に、舵角試験により求めた FLAP と zeroF の  $t_R, a_H, x'_H$  の比較を示す。操舵による  $Y'$  や  $N'$  の変化は、フラップ角の有無によって大きな違いはなく、そのため  $a_H$  は近い値となる。ただし、 $X'$  はフラップ角の有無による影響は大きく、その結果、 $t_R$  の違いとして現れる。Table 4.2 を見ると、zeroF の  $t_R$  は正の値であり、見かけ上舵抵抗が減少しているが、FLAP の  $t_R$  は負となっており、操舵により明らかに抵抗が増えることが分かる。

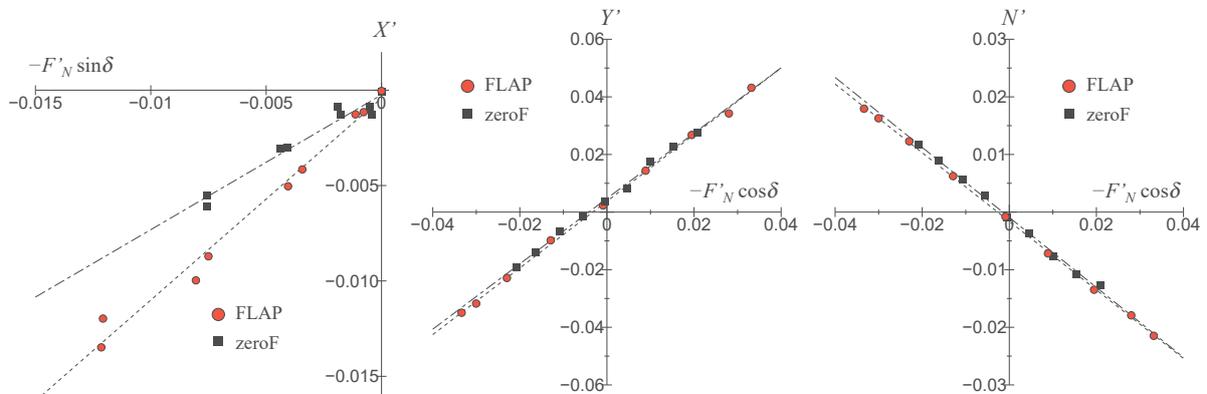


Fig. 4.4: Comparison of rudder force test results for with/without flap angle ( $U = 1.272$  m/s)

Table 4.2: Analysis results of hull-rudder interaction coefficients ( $U = 1.272$  m/s)

	FLAP	zeroF
$t_R$	-0.058	0.293
$a_H$	0.158	0.135
$x'_H$	-0.605	-0.800

Fig.B.2に、荷重量変更舵角試験によって得られた舵直圧力係数  $F'_N$  と、そのフィッティングの結果を示す。FLAPとzeroFは、フラップ角の有無以外は条件が同じであるため、 $\varepsilon$ と $\kappa$ は同一の値となる。試験結果より、 $\varepsilon = 1.27, \kappa = 0.5$ とした。Eq.(3.8)式によって、FLAPとzeroFの舵直圧力特性を実用上の精度で再現できることが分かる。

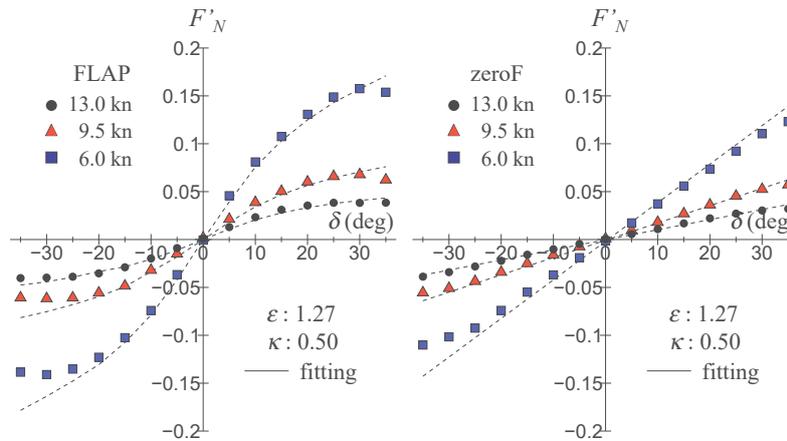


Fig. 4.5: Rudder normal force coefficient in various propeller load for FLAP and zeroF

## 4.4 整流係数試験

整流係数試験は、斜航時に舵に流入する横方向速度 ( $v_R$ ) を把握し、整流係数  $\gamma_R$  を求めるための試験である。 $U = 1.272$  m/s,  $n_P = 21.7$  rps で試験を実施した。舵への流入速度は、FLAP と zeroF で同じと考えられるので、試験は zeroF の状態で試験を行った。

Fig.4.6 に、整流係数試験によって得られた  $v'_R (= v_R/U)$  を示す。整流係数  $\gamma_R$  は、 $\beta$  が正の時 0.483, 負の時 0.308 とした。 $\beta$  の絶対値が概ね  $10^\circ$  を超えると、 $v'_R$  が  $\beta$  に対して直線的に変化しなくなり、複雑な振る舞いを示す。ここでは、 $\beta$  が比較的小さい部分の傾きから整流係数  $\gamma$  を算出した。図中、Eq.(3.14)(図中 MMG と記載) と Eq.(3.15)(図中 Present と記載) を用いた推定値が図示されているが、 $\beta$  の絶対値が  $20^\circ$  以下と比較的小さいこともあり、両者に大きな差は見られない。

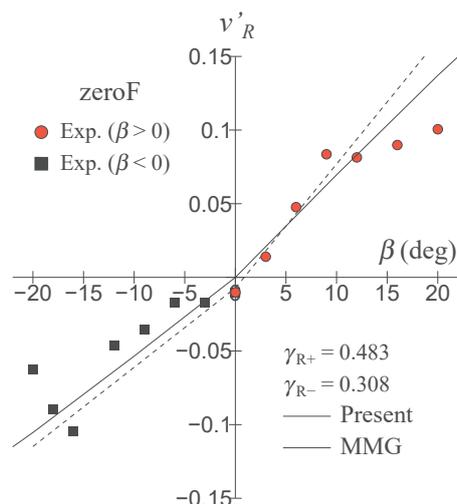


Fig. 4.6: Rudder lateral inflow velocity ( $u'_R$ ) versus drift angle  $\beta$  ( $U = 1.272$  m/s)

## 4.5 大斜航・旋回運動試験

大斜航・旋回運動試験は  $0^\circ \leq \beta \leq 180^\circ$ ,  $-90^\circ \leq \alpha_r \leq 90^\circ$  といった大きな斜航や旋回を伴う運動時に、船体に作用する流体力を把握する試験である。力は  $(\rho/2)Ld[U^2 + (Lr)^2]$ , モーメントは  $(\rho/2)L^2d[U^2 + (Lr)^2]$  で割って無次元化される。大斜航・旋回運動試験は、低速時の船体流体力を把握するため、実船 4 knot 相当 (模型船で  $U = 0.391$  m/s) で実施した。プロペラ・舵は装着していない裸殻で試験を行った。

Fig.6.14 に、得られた前後力係数  $C_{HX}$ , 横力係数  $C_{HY}$  および回頭モーメント係数  $C_{HN}$  を示す。それらは、 $\beta$  と  $\alpha_r (\equiv \tan^{-1}(rL/U))$  の関数として表される。なお、それらに付加質量に関する項は含まれていない。 $\alpha_r = 0$  では、 $\beta = 90^\circ$  において  $C_{HY}$  が最も大きくなり、 $C_{HN}$  は  $\beta = \pm 45^\circ$  において、ピークを迎える。また  $C_{HX}$  は比較的小さい値であるが、 $\beta$  によって正負が変化する。 $\alpha_r \neq 0$  となると、それらは複雑に変化する。

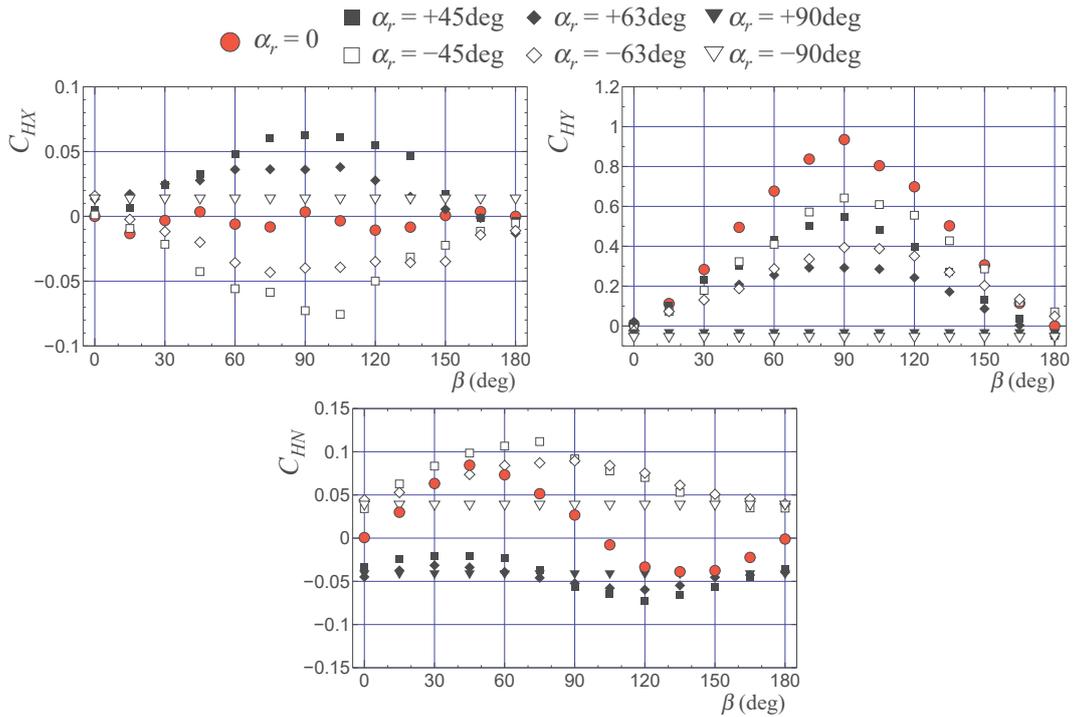


Fig. 4.7: Hull force coefficients in large drift conditions with yaw rate

#### 4.6 プロペラ逆転時付加流体力試験

プロペラ逆転時付加流体力試験は、船速やプロペラ回転数を系統的に変化させて、プロペラ推力とともに、船体に作用する流体力を計測する試験である。船は直進航行させる(後進時の試験は実施していない)。船速(フルード数) $F_n$ は0~0.14, プロペラ回転数 $n_p$ は-12.5 rps~12.5 rpsの間を系統的に変化させた。得られた流体力から、 $\theta_p$  毎の付加推力係数  $C_T$ , 付加横力係数  $C_{PY}$  ならびに付加回頭モーメント係数  $C_{PN}$  を求めた。それらを Fig.4.8 に示す。比較のために、ばら積み船(Y-BC)の満載状態における付加流体力の試験結果を図示している [33]。Y-BC の  $C_b$  は0.84 と、本船よりもかなり肥えた船型である。

本船の  $C_T$  は、プロペラ正転時 ( $0 \leq \theta_p \leq 90^\circ$ ) には1であり、プロペラ逆転時 ( $90 < \theta_p \leq 180^\circ$ ) には1以下の値となる。プロペラ逆転時には、有効推力が大きく減少することが分かる。 $\theta_p = 170^\circ$  付近で負の値を取ったのち、再び増大するという傾向は、Y-BC も同じである。 $C_T$  は船型によらずおおよそ同じ傾向で変化することが分かる。プロペラ正転時においても本船の  $C_{PY}$  は、プロペラ自身が横力を発生する。プロペラ逆転時においても、一定以上の横力が発生していることがわかる。 $C_{PN}$  はプロペラ正転時および  $\theta_p < 150^\circ$  の範囲では負の値をとる。一方、 $\theta_p > 150^\circ$  のプロペラ逆転時には、おおよそ  $C_{PY}$  は負、 $C_{PN}$  は正となり、左舷側方向の横力とともに右舷側への回頭モーメントが作用することが分かる。Y-BC の  $C_{PY}$  は、 $\theta_p$  が概ね  $30^\circ$  以下もしくは  $150^\circ$  よりも大きい時、本船の  $C_{PY}$  と同じような変化を示す。一方、Y-BC の  $C_{PN}$  は、 $\theta_p$  が  $90^\circ$  よりも大きい時、本船の  $C_{PN}$  とは傾向が異なる。船型の違いの影響は、 $C_{PN}$  に顕著に現れることが分かる。

シミュレーション計算では、Fig.4.8 に示す  $C_T$ ,  $C_{PY}$ ,  $C_{PN}$  の試験結果をベースに、時々刻々変化する  $\theta_p$  に対する  $C_T$ ,  $C_{PY}$ ,  $C_{PN}$  を補間にて求めた。

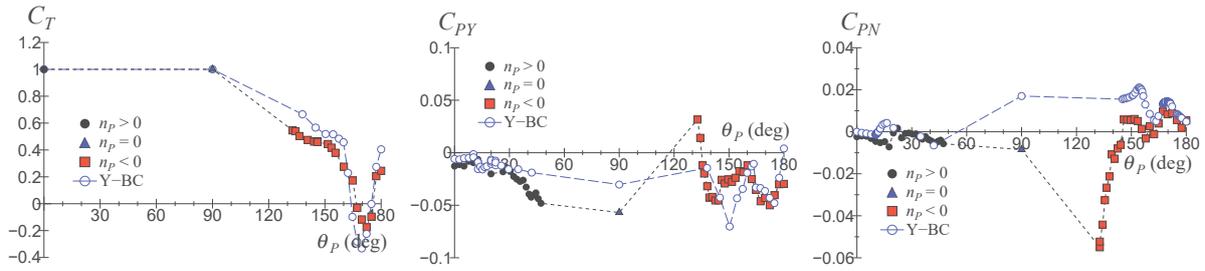


Fig. 4.8: Effective thrust coefficient ( $C_T$ ) and additional lateral force and yaw moment coefficients ( $C_{PY}, C_{PN}$ ) versus  $\theta_p$

#### 4.7 直進時バウスラスタ試験

直進時バウスラスタ試験は、直進時にバウスラスタ推力を発生させて、船体に作用する流体力を計測する試験である。そのとき、船速を  $F_n = 0 \sim 0.12$  の間で変更させて、前進速度影響を把握する。試験では、停止時 3.04N(実船 6.5 ton 相当) のバウスラスタ推力を発生させた。そのとき、模型インペラ回転数は、右舷側推力では 37.0 rps, 左舷側推力では 32.6 rps であった。バウスラスタ模型装置のインペラ配置が完全な左右対称ではないため、左右でインペラ回転数が異なるものとなった。

Fig.6.16 にバウスラスタによる流体力に及ぼす前進速度影響を表す係数  $f_X, f_Y, f_N$  を示す。横軸はフルード数  $F_n$  である。 $f_X$  は、負の値となっており、バウスラスタの作動に伴い船体に抵抗が作用することが分かる。この抵抗は、前進速度の増加とともに大きくなり、 $F_n = 0.12$  ではバウスラスタ推力の 3 割程度の大きさとなる。

$f_Y, f_N$  は速度の増加に伴い横力や回頭モーメントは減少している。ただし、 $f_Y$  は最大で停止時の 20% 程度まで落ち込んでいるのに対し、 $f_N$  は 70% 程度でとどまっている。さらに、 $F_n$  がおよそ 0.07 よりも大きくなると、回頭モーメントは再び増大するという傾向がある。このような傾向は、先行研究による試験結果と同様である [31][32]。

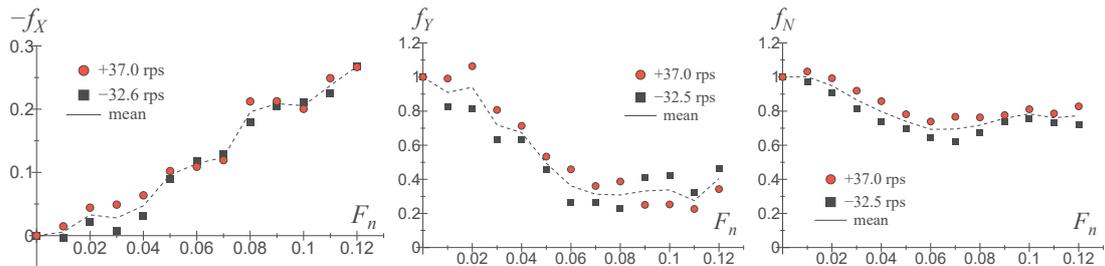


Fig. 4.9: Hydrodynamic forces and moment coefficients by bow thruster while straight moving

#### 4.8 大斜航時における流体力係数の取り扱い

シミュレーション計算に必要な大斜航時の自航要素や船体・舵干渉係数といった流体力パラメータのモデルについて述べる。モデルの策定に対し、十分と言える試験結果は無いので、ばら積み船を対象として実施されたの大斜航時の拘束模型試験結果 [24] を参考にする。

#### 4.8.1 推力減少率 $t_p$

Yasukawa ら [24] によると、推力減少率  $t_p$  は斜航角 ( $\beta$ ) によらずほぼ一定であることから、本研究では  $\beta$  や回頭角速度  $r$  が変化しても  $t_p$  は一定値とした。

#### 4.8.2 有効伴流率 $w_p$

有効伴流率  $w_p$  は  $\beta$  の絶対値がおおよそ  $60^\circ$  よりも大きい時にはプロペラが船体の伴流の影響を受けないとされている。そこで、プロペラへの流入角  $\beta_p (= \beta - l'_p r')$  の絶対値が  $90^\circ$  よりも大きくなると、 $w_p$  は 0 とする。一方、 $90^\circ$  よりも小さくなると、MMG-model[1] で用いられる次式を用いる。

$$w_p = w_{p0} \exp(C_0 \beta_p^2) \quad (4.3)$$

実験定数  $C_0$  は、 $\beta = \pm 90^\circ$  において、 $w_p \approx 0$  となるように決定する。Fig.4.10 に、本船の大斜航時の  $w_p$  の変化を示す。直進時の有効伴流率  $w_{p0}$  は 0.422 である。 $C_0$  は -2.0 とした。

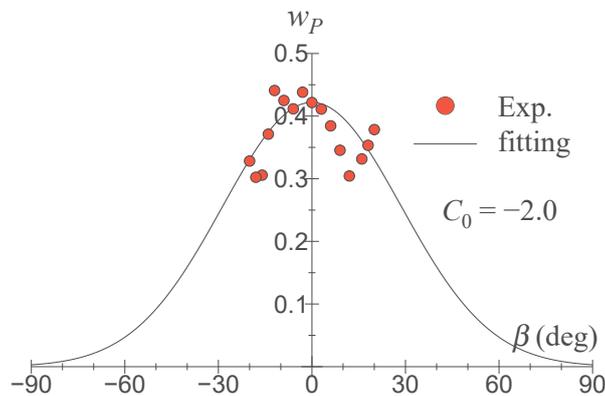


Fig. 4.10: A model of wake fraction in large drift angle ( $r' = 0$ )

#### 4.8.3 船体・舵干渉係数 $t_R, a_H, x'_H$

Yasukawa らの水槽試験結果 [24] によると、斜航角  $\beta$  が変化しても  $t_R$  と  $x'_H$  はあまり変化しないことが示されている。そこで、MMG モデルでの扱いと同じように、 $\beta$  が変化しても、 $t_R$  と  $x'_H$  は一定値とする。

一方、 $a_H$  は、概ね  $|\beta| < 60^\circ$  では横ばいであるが、それ以上に  $\beta$  が大きくなると、 $a_H$  は小さくなる傾向を示す。そこで本研究では、 $|\beta| < 60^\circ$  では、MMG モデルに倣い  $a_H$  は一定値とし、 $|\beta|$  が  $90^\circ$  よりも大きい場合には、 $a_H = 0$  とする。 $60^\circ < |\beta| < 90^\circ$  の範囲では、それらの値間を直線で補間して取り扱う。 $\beta$  に対する  $a_H$  の変化を Fig.4.11 に示す。

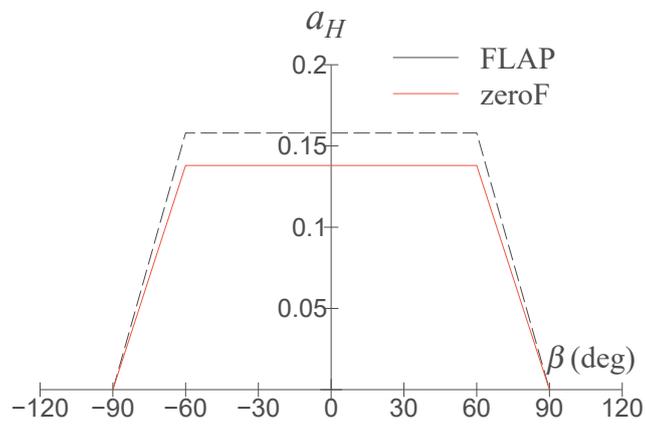


Fig. 4.11: A model of  $a_H$  in large drift angle

# 第5章 大斜航角を伴う船の操縦運動シミュレーション

本論文で述べた大斜航時の操縦運動計算法を用いて、操縦運動シミュレーション計算を実施した。計算結果は、自由航走模型試験結果と比較する。

## 5.1 計算に用いる各種パラメータ

Table 5.1 に、シミュレーション係数に用いた係数一覧を示す。それらのほとんどは、前述の拘束模型試験による計測値をベースに求めたものである。なお、付加質量と付加慣性モーメント係数 ( $m'_x, m'_y, J'_{zz}$ ) は、ポテンシャルベースの境界要素法で算出した [34]。また、 $l'_R$  は、文献 [35] に示された方法で推定した。

Table 5.1: Parameters used in the maneuvering simulation

	FLAP	zeroF
$m'_x$	0.010	
$m'_y$	0.168	
$J'_{zz}$	0.010	
$t_P$	0.080	
$w_{P0}$	0.422	
$C_0$	-2.0	
$t_R$	-0.058	0.293
$a_H$	0.158	0.135
$x'_H$	-0.605	-0.800
$\varepsilon$	1.27	
$\kappa$	0.50	
$\gamma_{R+}$	0.483	
$\gamma_{R-}$	0.172	
$l'_R$	-0.888	

## 5.2 自由航走模型試験

水産技術研究所海洋工学総合実験棟の角水槽 (Marine Dynamic Basin; 長さ 60 m, 幅 20 m, 深さ 3.2 m) を使用して, 以下に示す操縦性能に関する自由航走模型試験を実施した。

- 前進速度を有する運動
  - $\delta = \pm 35^\circ$  旋回試験
  - $+10^\circ/10^\circ$  zig-zag 試験
  - $+20^\circ/20^\circ$  zig-zag 試験
- 停止状態からの運動
  - $\delta = \pm 35^\circ$  その場旋回試験
  - バウスラストによる旋回試験
- 後進を含む運動
  - プロペラ逆転停止試験

試験は, 原則として, フラップ角の有無の両方 (FLAP, zeroF) で実施された。プロペラ逆転停止運動, バウスラストによるその場旋回試験では, 舵を切らないので, FLAP と zeroF の結果に区別はない。

試験では, 操舵速度は  $12.2^\circ/\text{s}$  (実船  $2.32^\circ/\text{s}$  相当) とした。これは SOLAS 条約で定められた操舵速度の下限値である。y 軸回りの慣動半径 ( $k_{yy}$ ) は  $0.25L$  とした。

Table 5.2 に, 水槽試験で使用した機材一覧を示す。水槽内での船の位置計測にはトータルステーションを使用した。船の船首付近とミッドシップにターゲット (プリズム) を設置し, それを追尾することで船の位置を計測した [36][37]。2つのプリズムを追尾することで, 横移動操船開始時の空間固定座標系における初期方位を算出している。船の方位ならびに回頭角速度の計測には光ファイバージャイロ, プロペラ推力並びに舵直圧力の計測にはひずみゲージ式検力計を使用した。これらは陸上に設置されたコンピューターと無線通信を行うことでリアルタイム計測を行っている。

Table 5.2: Measurement items in free-running model tests

equipment	item
Total station	Position of ship model ( $x_0, y_0$ )
Fiber-optics gyroscope (FOG)	Heading ( $\psi$ ), yaw rate ( $r$ ), roll ( $\phi$ )
Propeller dynamometer	Propeller thrusts ( $T$ )
Rudder dynamometer	Rudder normal forces ( $F_N$ )

## 5.3 前進速度を有する運動

前進速度を有する試験のアプローチ船速  $U_0$  は実船 6.0 kn 相当 (模型船で 0.587 m/s) とした。その時のプロペラ回転数は 9.3 rps であった。比較のために, 船体流体力モデルとして, MMG-model[1] における微係数表示を用いた計算結果と比較する。船体流体力モデル以外は, 本論文で述べた方法を用いた。微係数表示の詳細については付録を参照されたい。

### 5.3.1 旋回試験

Fig.5.1に、 $\delta = \pm 35^\circ$ の旋回航跡の比較を示す。FLAPの旋回半径の水槽試験結果(Exp.)は約 $2.0L$ であり、zeroFのそれよりも非常に小さい。FLAPの旋回性能が非常に優れていることが分かる。FLAPの場合、本計算結果(Present)は水槽試験結果とおおよそ一致している。MMG-modelによる計算結果(MMG)もまた水槽試験結果とおおよそ一致している。zeroFの場合、本計算結果は、左右どちらの旋回半径も水槽試験結果よりも小さく、計算精度が悪化している。ただし、本計算は、左舷側よりも右舷側の旋回半径が大きいという定性的な傾向を捉えている。MMG-modelの計算結果は、本計算結果よりも水槽試験結果に近いものとなっている。

Fig.5.2に、旋回縦距 $A_D$ や旋回圏 $D_T$ といった旋回指標の比較を示す。FLAPの旋回指標は、zeroFのそれよりも明確に小さくなる。本計算による結果は、特にFLAPの $A_D/L$ において $0.1L$ 以内で、水槽試験結果に一致している。一方、MMG-modelによる計算結果は、全般的に、本計算結果よりも水槽試験結果に近い値となっている。

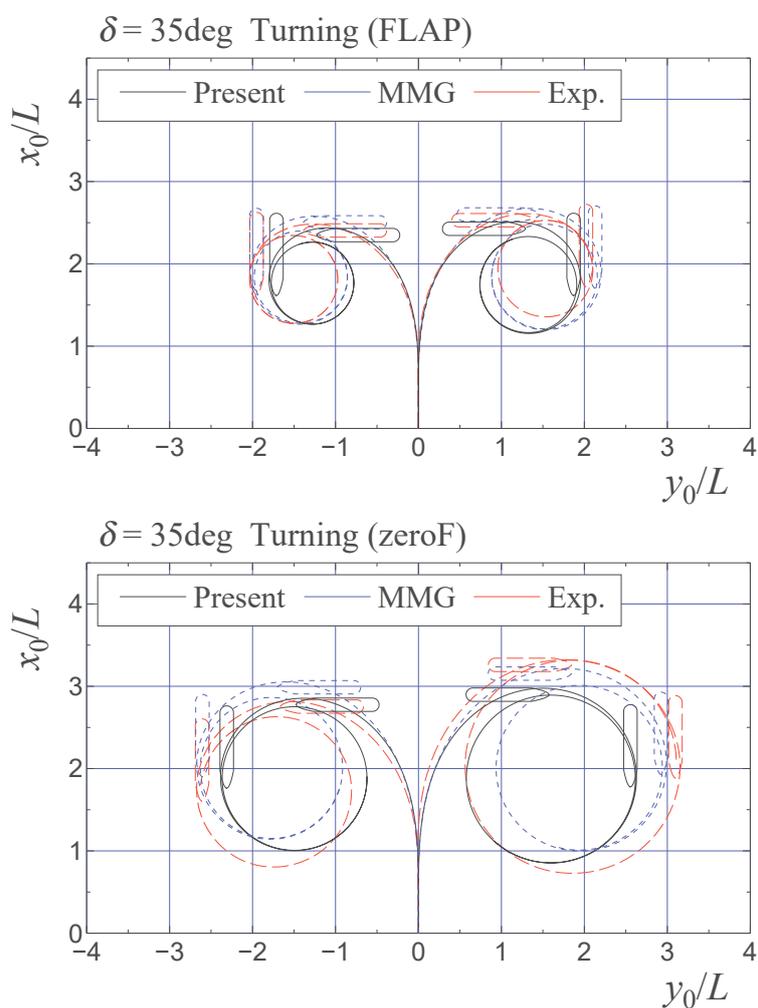


Fig. 5.1: Comparison of ship trajectories in  $\delta = \pm 35^\circ$  turning

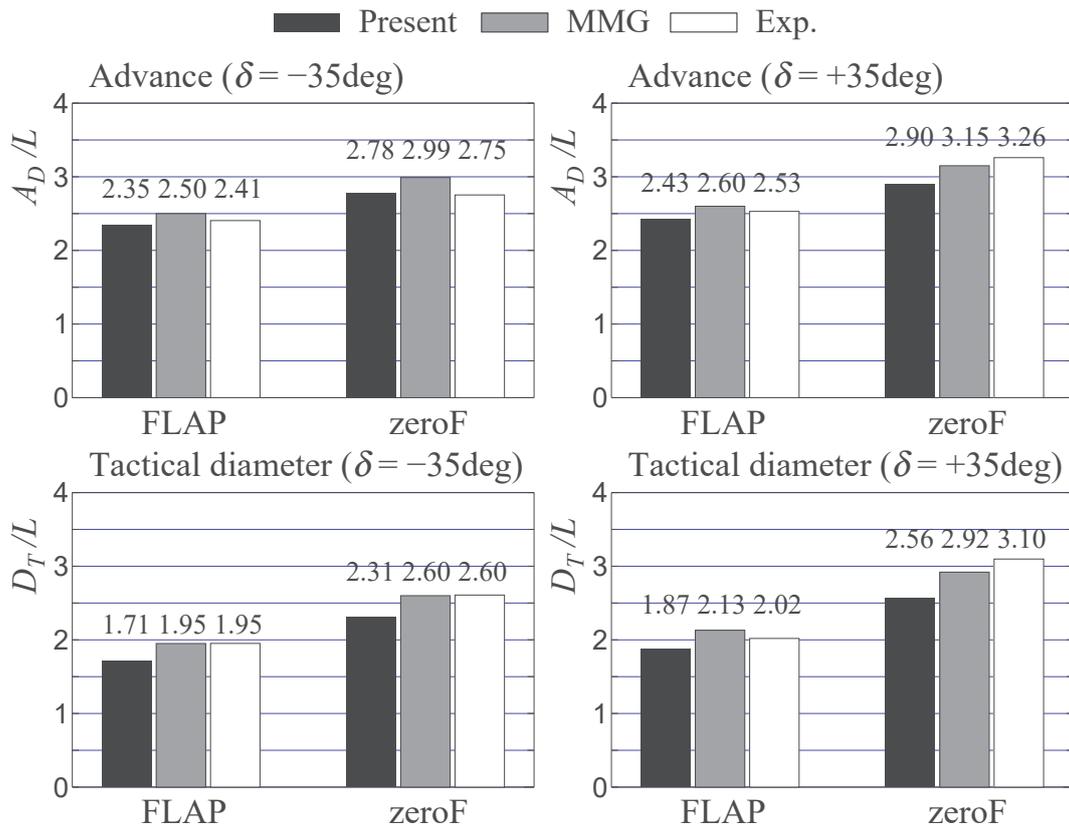


Fig. 5.2: Comparison of turning indicatess( $A_D/L, D_T/L$ ) while  $\delta = \pm 35^\circ$  turning

### 5.3.2 Zig-zag 試験

Fig.5.3 に  $+10^\circ/10^\circ(+10Z)$  ならびに  $+20^\circ/20^\circ(+20Z)$  zig-zag 運動における方位角 ( $\psi$ ) と舵角 ( $\delta$ ) の時刻歴結果を示す。 $+10Z, +20Z$  ともに、FLAP の舵の切り返しのタイミングは、zeroF のそれよりも早く、追従性に優れることが分かる。

Fig.5.4 に行き過ぎ角 (OSA) の比較を示す。FLAP の 1stOSA は、 $+10Z, +20Z$  ともに、zeroF よりも大きくなっており、zig-zag 性能が悪化している。FLAP 舵によって、追従性は改善されているので、針路安定性が悪化したとは考えにくい。FLAP の舵力係数は、zeroF のそれと比較して、約 2 倍も増加しており (Fig.4.5 参照)、その影響によって、方位角も大きく増加したと考えられる。本計算法による行き過ぎ角の計算結果は、いずれの場合も水槽試験結果よりも大きく、MMG-model による計算結果は、水槽試験結果よりも小さいという傾向が見られる。ただし、その差異は、数度であり、本計算ならびに MMG-model による計算は実用上の精度を持つと言える。

以上をまとめると、本計算法は、旋回運動や zig-zag 運動を実用上の精度で推定することが可能である。しかし、MMG モデルよりは、計算精度がやや劣るようである。一般的な MMG-model では、斜航角  $\beta$  に対する流体力微係数を求める場合、 $3^\circ$  刻みなどの比較的密な間隔で得られた流体力特性を使用する。一方、本計算法で用いるテーブルモデルでは、船体に作用する流体力を  $\beta$  で  $15^\circ$  刻みのデータをもとに計算している。そのような取り扱いの違いが、計算精度の差異となって表れていると考えられる。

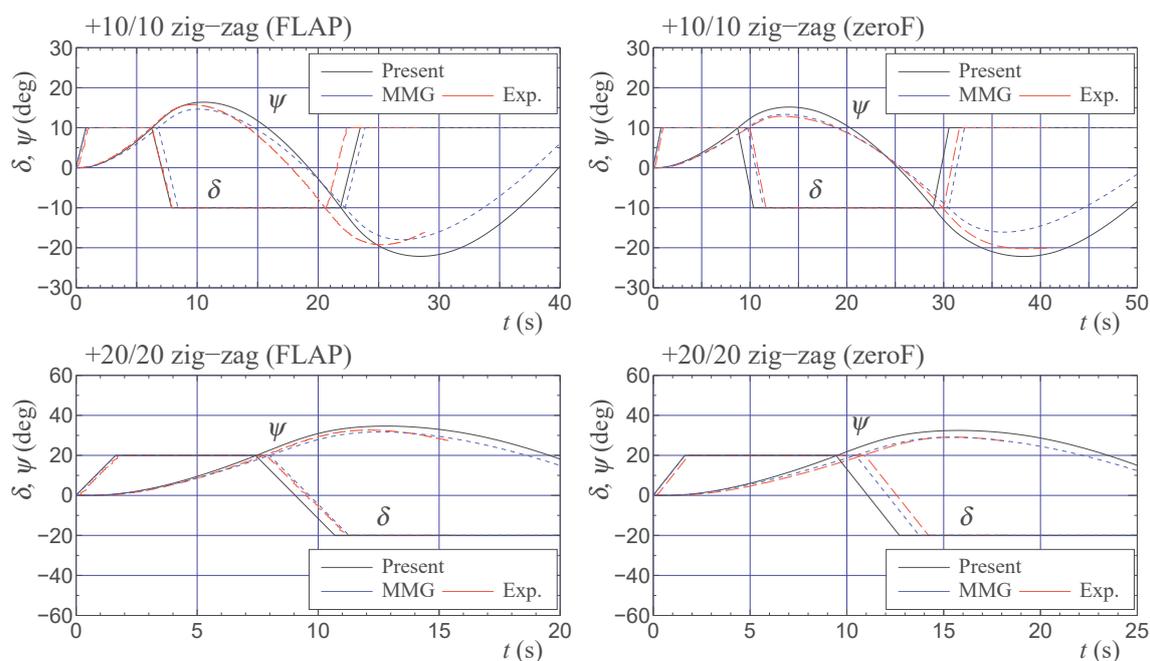


Fig. 5.3: Comparison of time histories of heading ( $\psi$ ) and rudder angle ( $\delta$ ) during zig-zag maneuver (left: FLAP, right: zeroF)

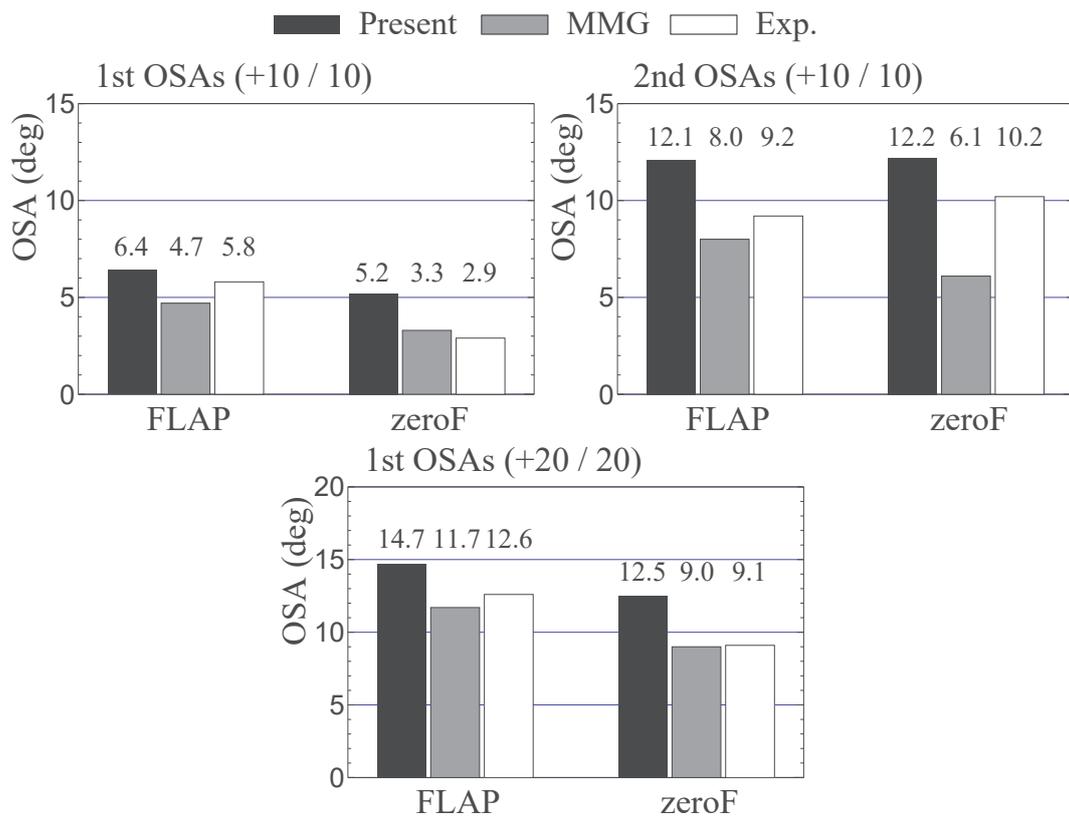


Fig. 5.4: Comparison of overshoot angles(OSAs)

## 5.4 停止状態からの運動

次に、停止状態からの操縦運動として、その場旋回とバウスラストによるその場旋回を考える。その場旋回においては、比較のため、船体流体力モデルとして、芳村の簡易 cross-flow drag モデル (A simplified cross-flow drag model) による計算結果 (SCD)[6] を追加する。なお、船体流体力モデル以外は、本論文で述べた方法を用いる。SCD-model の詳細については付録を参照されたい。

### 5.4.1 $\delta = \pm 35^\circ$ その場旋回試験

Fig.5.5 に、 $\delta = \pm 35^\circ$  のその場旋回の航跡の比較を示す。プロペラ回転数のゼロからの立ち上げ速度は、自由航走試験と同じく、 $\dot{n}_p = 3.6 \text{ rps/s}$  とした。FLAP では、Fig.5.1 に示した前進速度を有する場合の旋回航跡の比較と同様に、本計算法による航跡の結果は、水槽試験結果と良い一致を示している。SCD-model による計算結果は、本計算法のそれよりも旋回半径が大きく、計算精度がやや劣る。zeroF では、本計算法による航跡は、水槽試験結果よりやや小さくなる。SCD-model による航跡の計算結果は、水槽試験結果よりも大きくなる。なお、zeroF では、左舷側よりも右舷側の旋回半径が大きく、これは Fig.5.1 に示した通常の旋回航跡と同じ傾向である。

Fig.5.6 に示す旋回指標を比較すると、TBL では  $A_D/L$ 、 $D_T/L$  とともに全ての場合において計算結果の方が小さくなっている。SCD-model では  $D_T/L$  において計算結果の方が大きくなるといった傾向がある。ただし、FLAP の場合では全て  $0.1L$  以内の精度で推定することができている。フラップ舵のような高揚力舵では、本計算法と SCD-model の計算結果にはあまり違いはなく、旋回指標を精度よく推定できている。zeroF の場合、SCD-model の方が精度自体はよい。

Fig.5.7 に、 $\delta = +35^\circ$  における前後方向速度  $u$ 、斜航角  $\beta$ 、回頭角速度  $r$ 、プロペラ推力  $T$ 、並びに舵直圧力  $F_N$  の時刻歴結果を示す。定常旋回時の  $u$  は、FLAP では僅かに計算の方が大きく、zeroF では計算と実験結果はほとんど同じである。 $u$  がゼロに近い時でも、本計算法に不具合は発生していない。定常旋回時の  $\beta$  は計算結果の方がやや大きいが、実用上の精度を有していると言える。運動初期において、瞬間的に  $40^\circ$  を超えるような大きな  $\beta$  となっているが、問題無く計算できている。 $r$  は、FLAP、zeroF とともに、計算結果の方が  $1^\circ/\text{s}$  程度大きく、この差が旋回航跡の違いを生んだと考えられる。 $T$  と  $F_N$  は、本計算法によって精度良く推定できている。

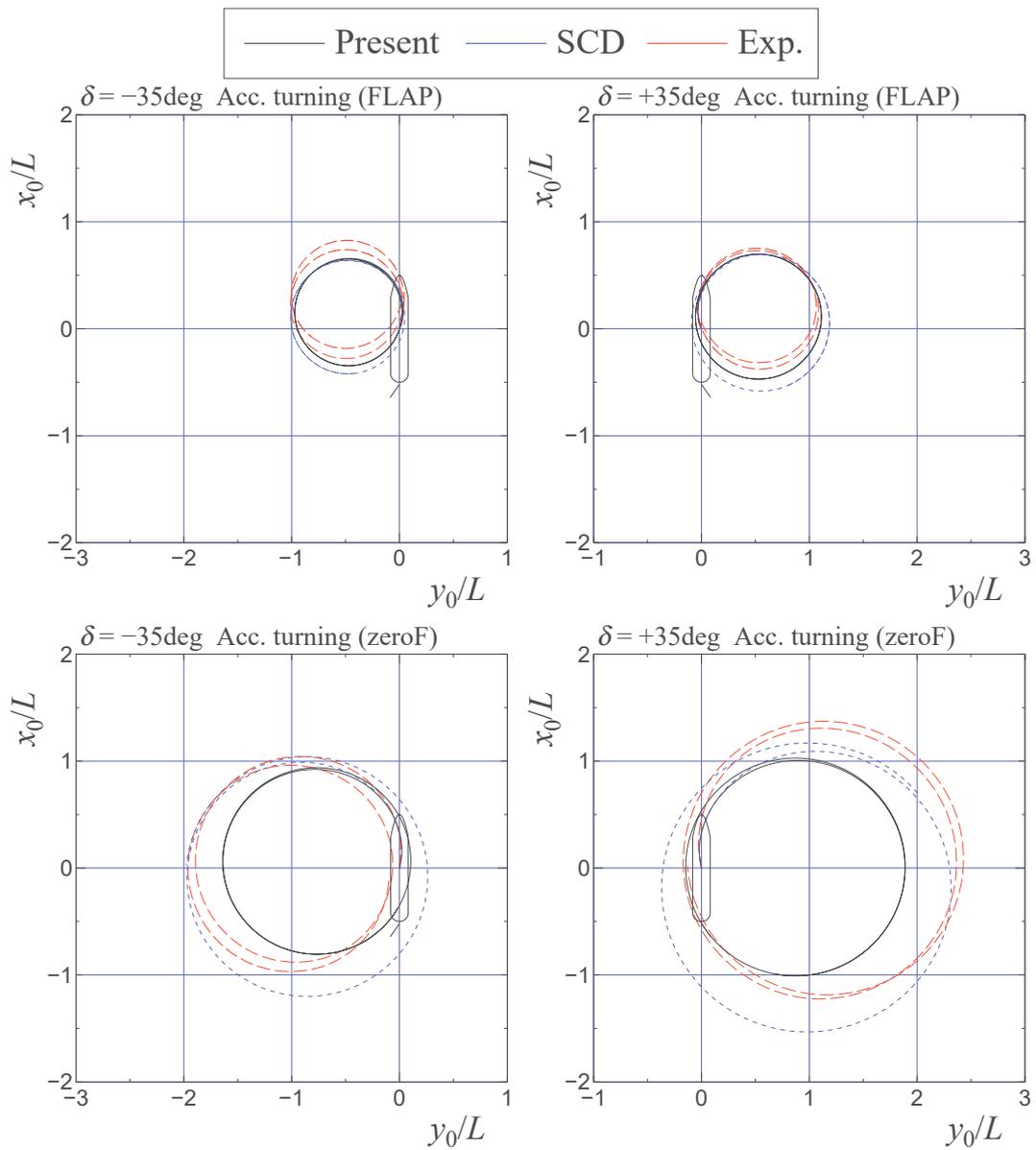


Fig. 5.5: Comparison of ship trajectories in  $\delta = \pm 35^\circ$  accelerating turn test

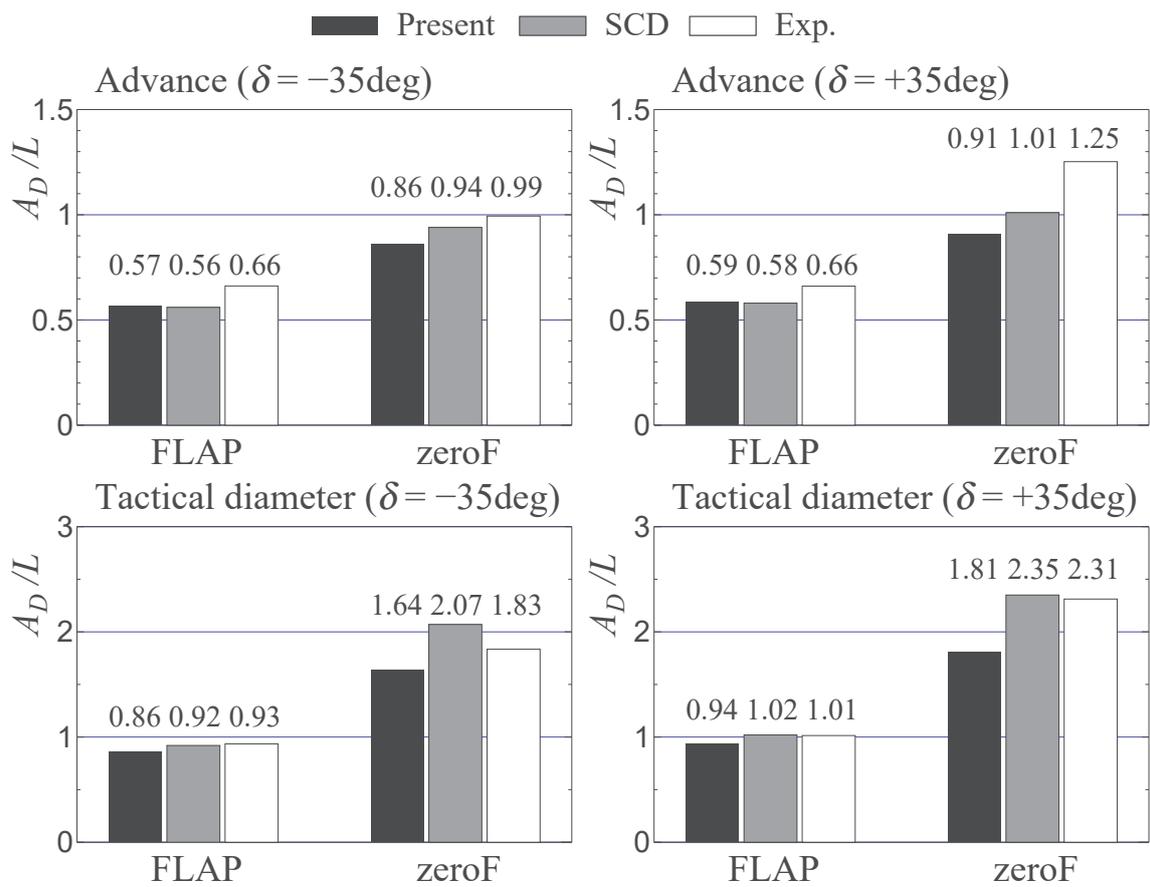


Fig. 5.6: Comparison of turning indicatess( $A_D/L, D_T/L$ ) while  $\delta = \pm 35^\circ$  accerating turning

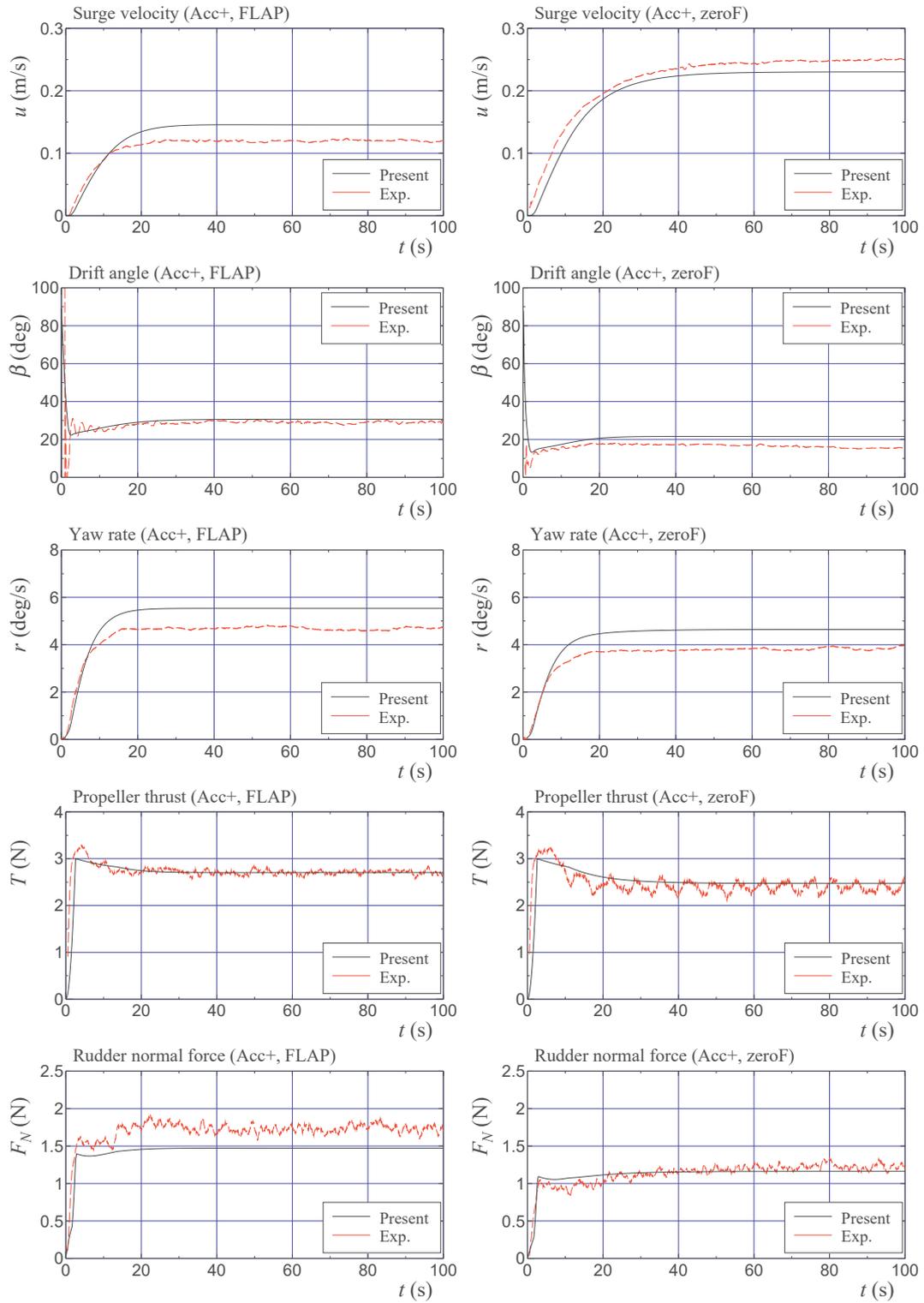


Fig. 5.7: Time histories of surge velocity ( $u$ ), drift angle ( $\beta$ ), yaw rate ( $r$ ), propeller thrust ( $T$ ), and rudder normal force ( $F_N$ ) while  $\delta = +35^\circ$  accelerating turn test (left: FLAP, right: zeroF)

## 5.4.2 バウスラストによるその場旋回試験

バウスラストによるその場旋回は、プロペラ・舵を使用せず、バウスラストのみで旋回を行うものである。バウスラストインペラ回転数 ( $n_B$ ) は、自由航走模型試験と同じく、右旋回では 37.0 rps, 左旋回では 32.6 rps とした。

Fig.5.8 に、バウスラストによるその場旋回の航跡の比較を示す。比較のため、自由航走模型試験結果に加えて、(3.16) 式において、 $f_x = 0, f_y = f_N = 1$  として、前進速度影響を考慮しない場合の計算結果 ('w/o speed effect' と表記) を追加する。本計算法による旋回半径は、水槽試験結果よりも大きく、またその航跡は  $x_0/L$  の負の方向へ張り出している。ただし、前進速度影響を考慮しない場合と比べ、本計算法は実験値と近くなっている。バウスラストによる操縦運動を把握する際、前進速度影響を考慮する必要があるといえる。

Fig.5.9 に、前後方向速度  $u$ , 斜航角  $\beta$ , 回頭角速度  $r$  の時刻歴結果を示す。定常旋回時の  $u$  は、本計算結果の方が大きく、水槽試験結果と 0.05 m/s 程違いが見られる。ただし  $u$  が小さく、大斜航状態となる旋回開始直後では、 $u$  を精度よく捉えることができている。定常旋回時の  $\beta$  の絶対値は、実験値では  $10^\circ$  程度であるのに対して、計算ではほぼゼロとなっており、差異が見られる。停止状態から旋回開始直後の  $\beta$  は  $90^\circ$  近い大斜航状態にあるにもかかわらず、計算は精度良く捉えることができている。 $r$  は、計算と実験結果は良い一致を示している。本計算法は、停止状態から始まる運動を問題無くかつ実用上の精度で求めることができる。

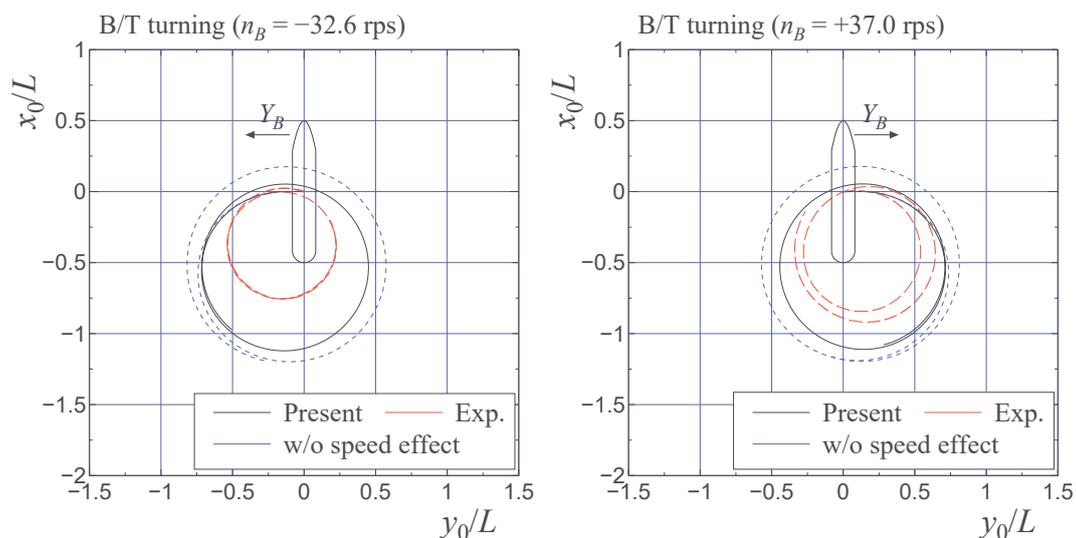


Fig. 5.8: Comparison of ship trajectories in accelerating turn test by bow thruster

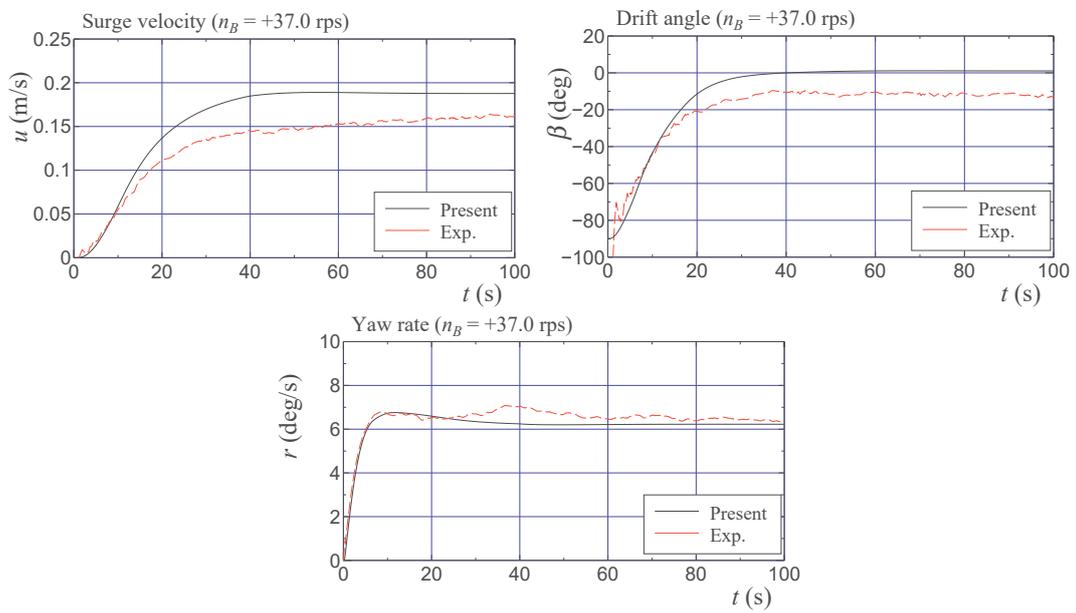


Fig. 5.9: Comparison of time histories of surge velocity ( $u$ ), drift angle ( $\beta$ ), and yaw rate ( $r$ ) while accelerating turn test by bow thruster (starboard turn)

## 5.5 後進を含む運動：プロペラ逆転停止試験

次に、後進を含む操縦運動として、プロペラ逆転停止運動を考える。比較のため、船体流体力モデルとして、前述の芳村のSCD-model[6]による計算結果を追加する。プロペラ逆転停止運動でのプロペラ回転数は、自由航走試験と同じく、Fig.5.10に示すように変化させた。アプローチ船速  $U_0$  は実船 6.0 kn 相当 (模型船で 0.587 m/s) とした。その時のプロペラ回転数は 9.3 rps であった。プロペラ回転数の変化速度  $\dot{n}_p$  は、4.23 rps/s であった。実船では約 23.2 秒で逆転が完了することになる。

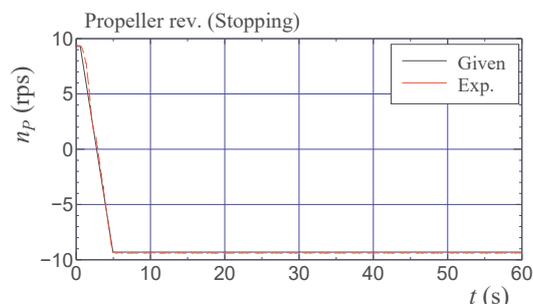


Fig. 5.10: Change of propeller revolution while propeller reverse stopping test

Fig.5.11 に、本計算法と SCD-model によるそれぞれのプロペラ逆転停止試験の航跡の比較を示す。船影は試験開始から 10 秒ごとの船の位置、○印は  $u = 0$  となった停止位置を示している。本計算法と SCD-model による結果は似たようなものとなっており、どちらも水槽試験結果とおおよそ一致している。Table 5.3 に、head reach ( $R_H/L$ ), side reach ( $R_S/L$ ), track reach ( $R_T/L$ ) という停止運動の指標と停止時間 ( $t_s$ ) の比較を示す。本計算法による  $R_H/L$  は、水槽試験結果に対し、僅かに計算結果の方が大きく、 $R_S/L$  は僅かに小さい。 $R_T/L$  は水槽試験結果に一致している。SCD-model による停止運動の指標と停止時間の結果は、本計算法よりも、水槽試験結果との差異が大きい。

Fig.5.12 に、プロペラ逆転時の前後方向速度  $u$ , 斜航角  $\beta$ , 方位角  $\psi$ , 回頭角速度  $r$ , プロペラ推力  $T$  ならびに舵直圧力  $F_N$  の時刻歴結果の比較を示す。 $u$  は、プロペラ逆転開始とともに、船速が落ちて行き、後進に至るまで、計算結果は試験結果と良い一致を示している。 $\beta$  は、0 から  $180^\circ$  近くまで大きく変化する様子を、本計算法は精度よく推定できている。 $r$  は、逆転を開始すると一度正の方向へ増大したのち減少する傾向があり、計算においてもこれを定性的に捉えることができている。 $\psi$  は、停止時には、右舷側に変針するといった方位の特性を、計算においても捉えることができている。計算による  $T$  は、水槽試験結果と良い一致を示している。 $F_N$  は、プロペラ逆転時にはほとんどゼロに近く、本計算モデルでの  $F_N = 0$  は妥当である。

まとめると、本計算法は、 $\beta$  が非常に大きくなるプロペラ逆転停止運動を実用上の精度で推定可能である。SCD-model による計算も、プロペラ逆転停止運動を実用上の精度で推定可能であるが、本計算法よりも精度が劣る。

Table 5.3: Parameters related to the propeller reverse stopping

	Present	SCD	Exp.
$R_H/L$	3.63	3.75	3.53
$R_S/L$	0.13	0.06	0.15
$R_T/L$	3.65	3.76	3.65
$t_s(s)$	39.2	41.1	37.5

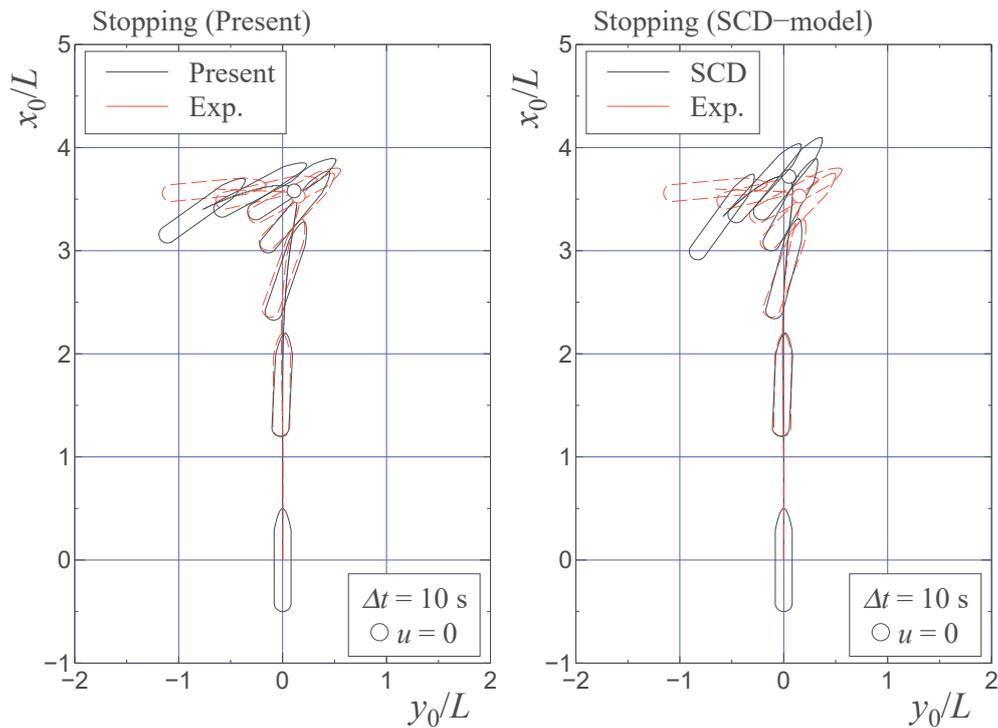


Fig. 5.11: Comparison of stopping trajectories by propeller reversing (left; present, right; SCD-model)

## 5.6 本章のまとめ

本章では、船体流体力モデルとして、Yasukawa らのテーブルモデル [8][9] を採用し、舵力モデルとして、Yasukawa らの検討例 [24] を参考にした大斜航角を伴う船の操縦運動シミュレーション計算法を提案した。この計算法を、バウスラスタとフラップ舵を備えた 1 軸の内航型コンテナ船の操縦運動推定に適用した。通常の操縦運動 (旋回・zig-zag 運動) に加えて、低速運動時 (その場旋回、バウスラスタによる旋回、プロペラ逆転停止) の予測を行い、計算法の検証のため、自由航走模型試験結果と比較した。

その結果、本計算法は、旋回運動や zig-zag 運動のような通常の操縦運動に加えて、停止状態から始まるその場旋回運動や、後進を含み、船体斜航角が非常に大きくなるプロペラ逆転停止運動を実用上の精度で推定可能であることが分かった。ただし、本計算法は、通常の操縦運動については、MMG-model[1] よりも、計算精度がやや劣る。一方、低速運動時の操縦運動については、芳村の簡易 cross-flow drag model よりも、計算精度が向上することを示した。

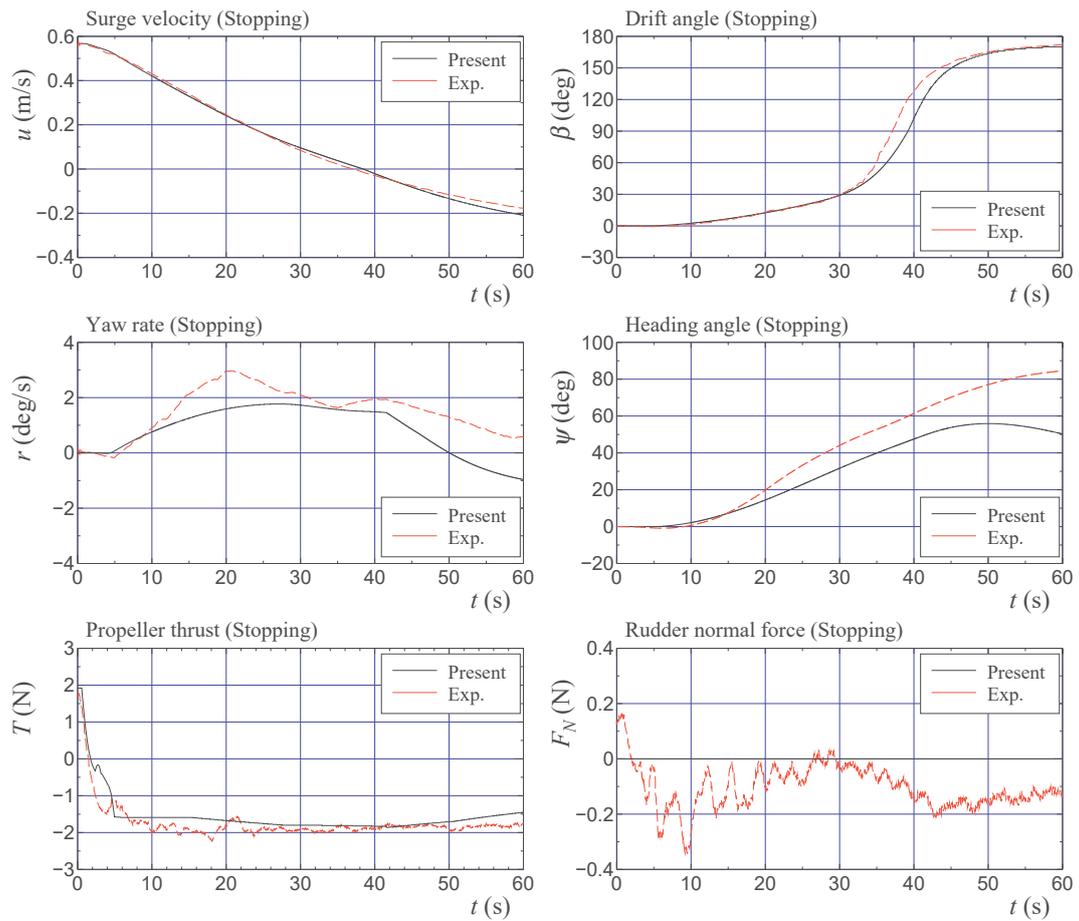


Fig. 5.12: Time histories of surge velocity ( $u$ ), drift angle ( $\beta$ ), heading angle ( $\beta$ ), yaw rate ( $r$ ), and propeller thrust ( $T$ ) while propeller reverse stopping

# 第6章 バウスラスタを有する1軸1舵船の離着岸性能

## 6.1 自由航走模型試験

### 6.1.1 試験概要

水産技術研究所が保有する2つの角水槽を使用して、離着岸運動に関する自由航走模型試験を実施した。深水域における試験は海洋工学総合実験棟の角水槽 (Marine Dynamic Basin; 長さ 60 m, 幅 20 m, 深さ 3.2 m), 浅水域における試験は波浪平面水槽実験棟の角水槽 (Coastal Wave Test Basin; 長さ 40 m, 幅 30 m, 深さ最大 0.8 m) を使用した。具体的には、舵とバウスラスタを使用した横移動操船試験を深水域並びに浅水域で実施する。なお、浅水域での横移動操船は港湾内での離着岸を想定し、岸壁模型を使用し着岸並びに離岸操船を行う。岸壁模型は、Fig.6.1 に示すように角水槽の長さ方向 0 m から 13.3 m の間に垂直壁 (Pier) を設置した。垂直壁の長さは 13.3m (実船相当 368 m, 4.44L) である。

水深は深水域ならびに水深・喫水比 ( $h/d$ ) が 1.5, 1.2 の3種類で実施する。Table 6.1 に浅水域における水深の一覧を示す。

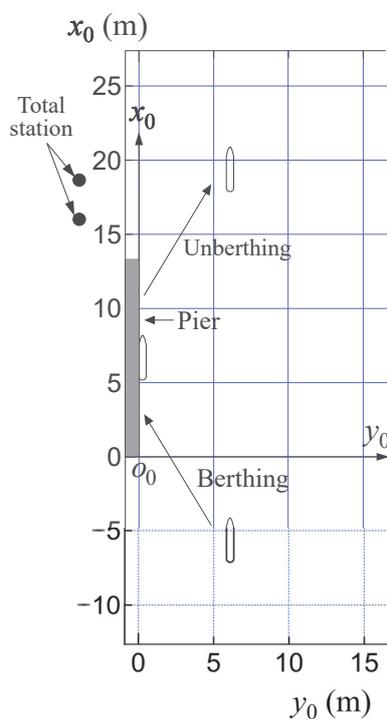


Fig. 6.1: Bank location of the berthing and unberthing tests in shallow water

Table 6.1: Condition of water depth

$h/d$	Full-scale [m]	Model [m]
1.5	5.70	0.207
1.2	4.56	0.166

試験の詳細は、以下に記載のとおりである。

- プロペラ回転数は深水域において実船 4 kn 相当 (模型船で 0.391 m/s) で航行できる 5.8 rps とした。浅水域においても同様の回転数で試験を実施した。またプロペラ回転数の変化率は  $\dot{n}_P = 3.6$  rps/s とした。
- 操舵速度は 12.2°/s(実船 2.32°/s 相当) とした。
- バウスラスタの最大出力は左右ともに 3.04N(実船 6.5 tonf 相当) とした。その時のインペラ回転数は、右舷側推力では 37.0 rps, 左舷側推力では 32.6 rps であった。
- $y$  軸回りの慣動半径 ( $k_{yy}$ ) は  $0.25L$  とした。
- $x$  軸回りの慣動半径 ( $k_{xx}$ ) は横揺れ減衰試験結果から求めた。Table 6.2 に水深ごとの  $k_{xx}/B$  の一覧を示す。なお、これらは付加質量が含まれた値である。

Table 6.2: Radius of roll gyration  $k_{xx}$  in deep and shallow water

	deep	$h/d = 1.5$	$h/d = 1.2$
$k_{xx}/B$	0.472	0.479	0.502

### 6.1.2 操船シナリオ

自由航走模型試験における離着岸操船のシナリオを以下に示す。

- (1) 左舷側に横移動を行う場合、Fig.6.2 に示すように、舵を正の方向にとり、舵角は一定とする。同時に、左舷側に力が発生するようにバウスラスタを作動させる。バウスラスタのインペラ回転数は、船の方位角が岸壁と平行になるように、マニュアルで調整する。なお、右舷側に横移動を行う場合には、舵角とバウスラスタ回転数の符号が逆となる。
- (2) プロペラ回転数は、所定の値 (5.8 rps) のまま固定する。そのとき、プロペラ推力  $T$  が発生するので、船は少しずつ前進することとなる。しかし、本船のような 1 軸 1 舵船の場合、プロペラ回転数の変化無しには、これを止めることはできない。従って、本船の離着岸操船は、岸壁近くに他船などが存在しないことが前提となる。
- (3) 船は、岸壁と平行になるようにバウスラスタを制御しているので、船は斜航の状態、斜めに動くこととなる。接岸の場合、Fig.6.2 に示すように、船は前進しつつも、徐々に岸壁に接近することとなる。試験は模型船が岸壁に衝突する直前に終了させる。離岸の場合は、岸壁から十分に離れたら試験終了とする。

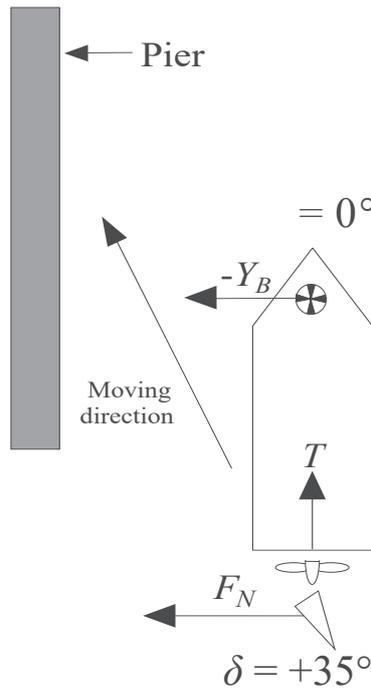


Fig. 6.2: Schematic diagram of a berthing maneuver

## 6.2 自由航走模型試験結果

以下にフラップ舵とバウスラスタを有する船の横移動操船に関する試験結果を示す。ベースとなる条件は、

- フラップ舵を装着
- 舵角は  $\delta = \pm 35^\circ$
- 水深は  $h/d = 1.5$

である。

### 6.2.1 フラップ舵の影響

Fig.6.3 に、フラップ舵 (FLAP) の状態と、舵形状は同じであるがフラップ角をゼロとした状態 (zeroF: zero flap angle cond.) それぞれの離着岸時の航跡の比較を示す。zeroF は通常舵とみなせる。船影は、試験開始から 10 秒ごとの船の位置と方位を示している。FLAP と zeroF で、離着岸時の運動に大きな違いが見られる。FLAP は、zeroF より、前方への行き足が小さく、より横方向へ移動している。

横移動を定量的に把握する為に、移動開始時間をゼロとした  $y_0$  方向の移動量  $y_s$  で評価する。 $y_s$  は次式で定義される。

$$y_s(t) = |y_0(t) - y_0(0)| \quad (6.1)$$

なお、 $t$  は時間である。Fig.6.4 に、横方向移動量 ( $y_s/L$ ) の時刻歴結果の比較を示す。FLAP の  $y_s/L$  は zeroF のそれよりも大きく、FLAP の方が横方向へ速く移動していることが分かる。具体的には、 $t = 60$  s の地点で、FLAP の  $y_s/L$  は zeroF のそれよりも着岸時で  $0.2L$ 、離岸時で  $0.3L$  程度大きい。

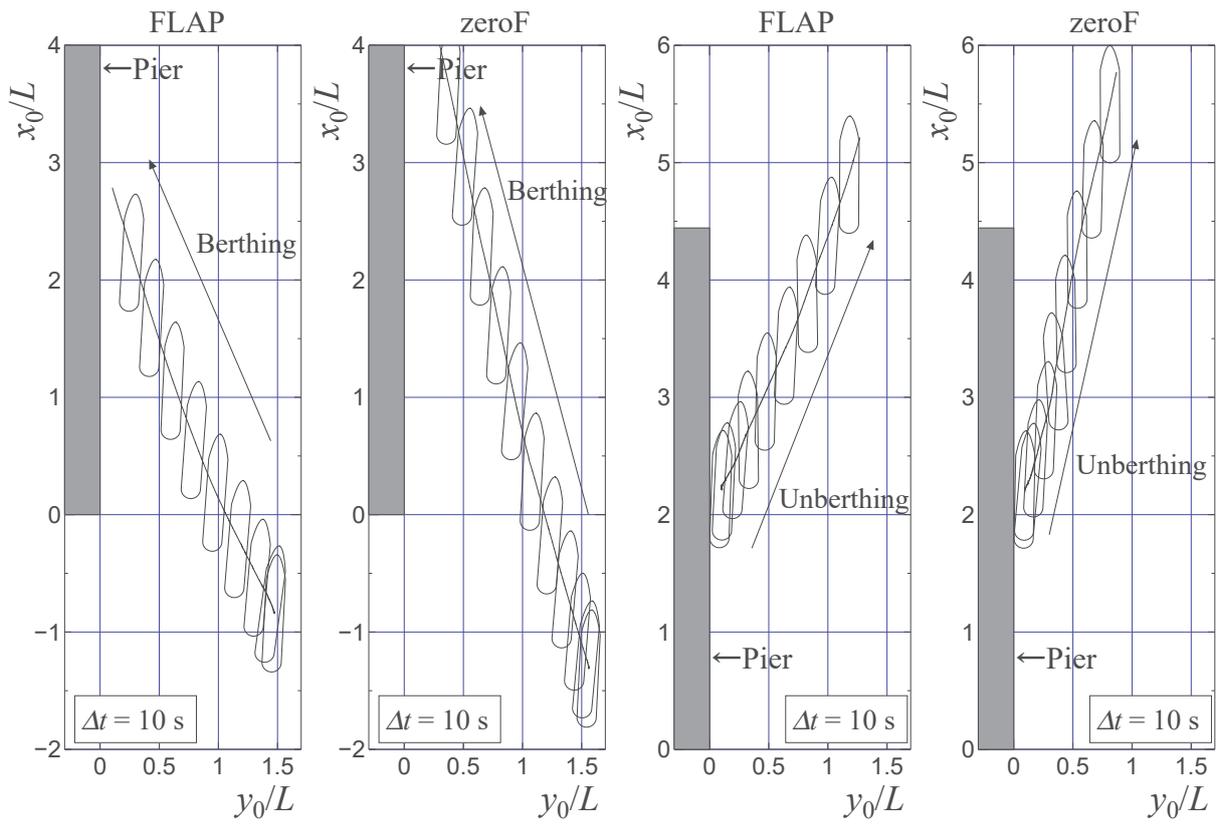


Fig. 6.3: Comparison of ship trajectories while berthing and unberthing for with/without the flap angle in  $h/d = 1.5$

横移動操船に及ぼすFLAPとzeroFの違いの影響は、離岸時の方がやや大きい。また離岸時の $y_s/L$ の時間変化は、着岸時のそれと比較して、FLAPとzeroFの両方で小さくなっている。離岸時の方が、操船開始時の運動の立ち上がりが遅く、横移動しにくいことが分かる。

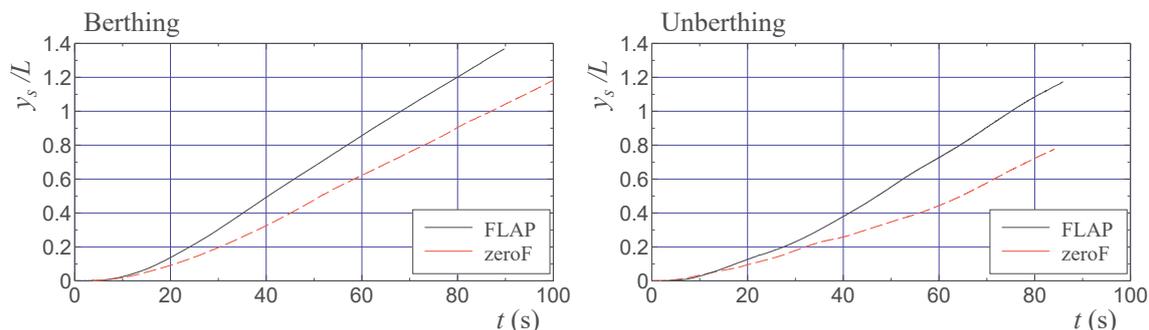


Fig. 6.4: Comparison of time histories of lateral deviation  $y_s/L$  for both FLAP and zeroF in  $h/d = 1.5$

Fig.6.5 に、離着岸時における斜航角  $\beta$ 、舵直圧力  $F_N$  ならびにバウスラストインペラ回転数  $n_B$  の時刻歴結果を示す。FLAP の  $\beta$  の絶対値は、離着岸時ともに、zeroF よりも大きい。60 s 地点での  $\beta$  は、FLAP の方が着岸時では約  $5^\circ$ 、離岸時では約  $10^\circ$  程度 zeroF よりも大きい。zeroF と比較して、FLAP の離着岸性能が優れていることが分かる。FLAP の  $F_N$  の絶対値も、zeroF のそれよりも大きい。FLAP の  $n_B$  の絶対値は、横移動開始直後では zeroF のそれよりも大きい。 $n_B$  は、発生するバウスラスト推力が  $F_N$  と釣り合うように決定されるため、 $F_N$  がより大きい FLAP の  $n_B$  は、zeroF のそれよりも大きくなる。ただし、横移動開始から十分に時間が経過すると、FLAP の  $n_B$  は zeroF のそれとほとんど変わらなくなる。

FLAP と zeroF の舵直圧力の大きさの違いを把握するため、 $h/d = 1.5$  における  $\delta = \pm 35^\circ$  での  $F_N$  を比較する。Fig. 6.6 に、直進時舵力試験で求めた FLAP と zeroF の  $F_N$  の計測結果を示す。モデルポイント回転数での結果である。FLAP の  $F_N$  は、 $\delta > 0$  の時で約 21%、 $\delta < 0$  の時で約 13%、zeroF のそれよりも大きい。このように、FLAP の舵力は zeroF よりも明らかに大きく、離着岸性能の見地からは、FLAP が優れていることが分かる。

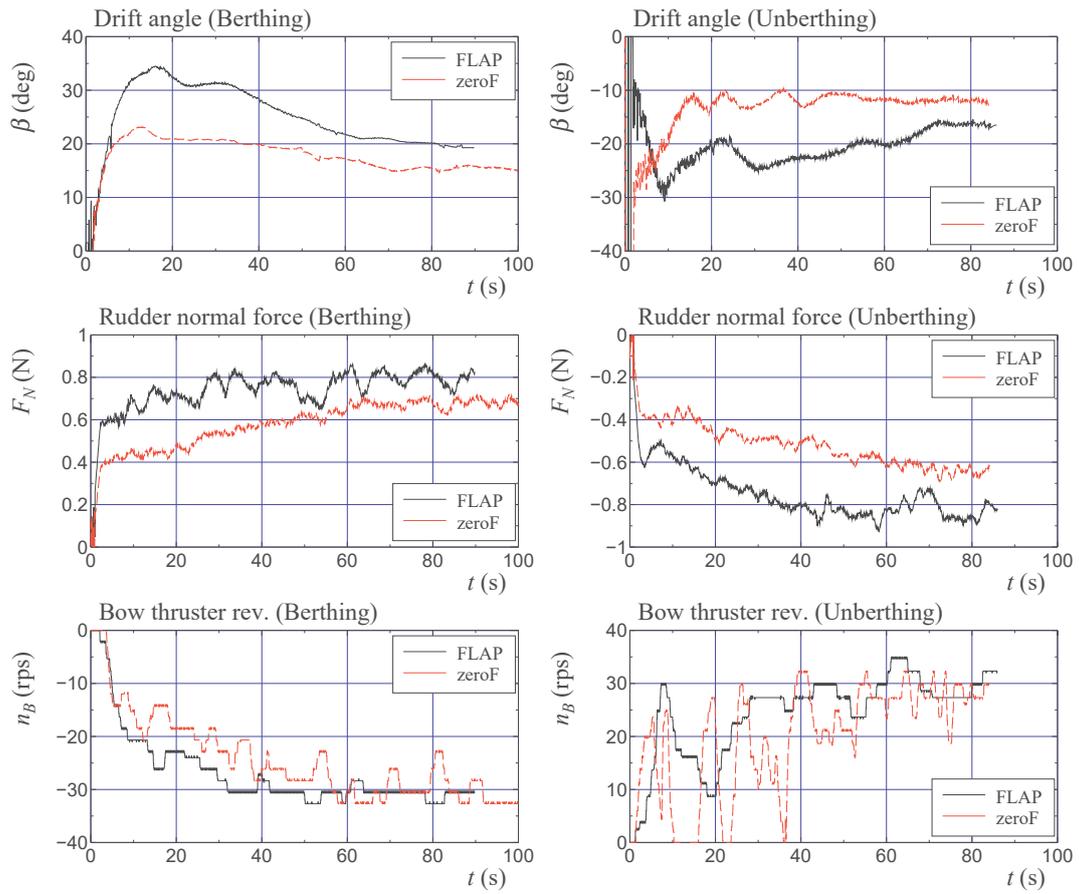


Fig. 6.5: Time histories of drift angle ( $\beta$ ), rudder normal force ( $F_N$ ), and bow thruster impeller revolution ( $n_B$ ) for FLAP and zeroF in  $h/d = 1.5$  (left row: berthing, right row: unberthing)

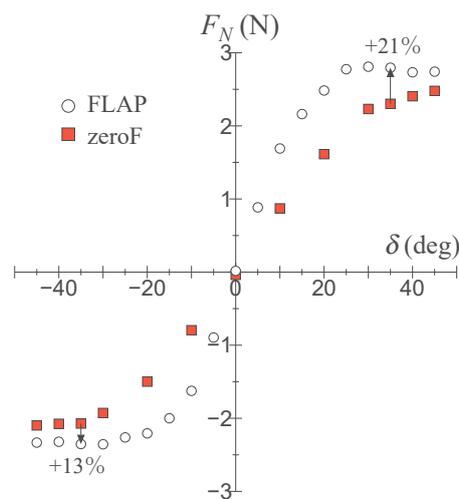


Fig. 6.6: Comparison of rudder normal force ( $F_N$ ) obtained by rudder force test in  $h/d = 1.5$

## 6.2.2 舵角影響

Fig.6.7 に、舵角  $\delta$  を  $\pm 35^\circ$  の状態に加え、 $\pm 25^\circ$ 、 $\pm 45^\circ$  と変化させた場合の離着岸時の航跡の比較を示す。3つの舵角に対して、航跡に大きな違いは見られないが、 $\delta \pm 35^\circ$  のときに、行き足が最も小さい。一方、 $\delta \pm 25^\circ$  のときには、行き足が最も大きいことが分かる。

Fig.6.8 に、 $y_s/L$  の時刻歴結果の比較を示す。着岸時の  $y_s/L$  は、 $\delta = +35^\circ$  の時が最も大きく、 $\delta = +25^\circ$ 、 $\delta = +45^\circ$  の順で小さくなる。Fig. 6.7 において、着岸直前の船の位置を見ると、 $\delta = +35^\circ$  の結果と比べて  $\delta = +45^\circ$  の結果は約  $0.5L$ 、 $\delta = +25^\circ$  の結果は約  $1L$ 、前方に進んでいる。前述の通り、 $\delta = +35^\circ$  のとき最も行き足が小さい。離岸時の  $y_s/L$  は、 $\delta = -25^\circ$  と  $\delta = -35^\circ$  でほぼ同じである。しかし、前述の通り、 $\delta = -25^\circ$  のときには、行き足が大きく、船が前進している。 $\delta = -45^\circ$  の  $y_s/L$  は、 $\delta = -25^\circ$  と  $\delta = -35^\circ$  のそれらと比較して、一般的に横移動量が小さい。

Fig.6.9 に、離着岸時における斜航角  $\beta$ 、舵直圧力  $F_N$ 、バウスラストインペラ回転数  $n_B$  ならびに船速  $U$  の時刻歴結果を示す。着岸時、横移動開始 18s からおよそ 60s までは、 $\delta = +35^\circ$  の  $\beta$  が最も大きく、 $\delta = +45^\circ$ 、 $\delta = +25^\circ$  の順で  $\beta$  は小さくなる。その後、3つの  $\beta$  はおおよそ同じ大きさとなる。離岸時は、横移動開始時を除くと、着岸時の  $\beta$  の符号を逆にしたような結果となっている。着岸時の  $F_N$  は舵角の大きさに関わらず、おおよそ同じようにふるまう。ただし、50s 以降は、 $\delta = +45^\circ$  の  $F_N$  が最も小さくなる。離岸時の  $F_N$  もまた、着岸時の  $F_N$  の符号を逆にしたような結果となっている。50s 以降、 $\delta = \pm 45^\circ$  における  $F_N$  の絶対値は最も小さく、それと釣り合せながら、方位を一定に保つために必要なバウスラスト推力は小さくなる。そのため  $\delta = \pm 45^\circ$  での  $n_B$  の絶対値は、他と比べて少し低い回転数となる。離着岸時ともに、時間とともに  $U$  は大きくなり、ある一定値に近づいてゆく。その大きさは、 $\delta$  の絶対値が大きくなるほど小さくなる。

一般には、舵角を大きくする程舵力は大きくなり、横移動しやすくなると考えられるが、本船の場合、舵角を大きくしすぎると、逆に横移動性能が悪化するという現象が見られた。その理由を探るため、直進時舵角試験を実施し、舵角の違いが船体に作用する流体力に及ぼす影響を調査した。Fig.6.10 に、直進時舵角試験の計測結果と、操舵によって誘起される前後力  $X$ 、横力  $Y$  の比較を示す。 $X$  は、舵角  $\delta$  の絶対値が大きくなる程、負の方向へ増大し、船体抵抗が増加する。これは、一般的に知られている傾向と同じである (例えば [1])。  $Y$  の絶対値は、 $\delta = +25^\circ$  付近で最も大きくなる。さらに舵角が大きくなると、 $Y$  の絶対値はむしろ小さくなる。特に  $\delta = +45^\circ$  の時の  $Y$  は、 $\delta = +25^\circ$  のときよりも、約 30% 低下している。これは、本船に装着した舵がフラップ舵であり、大舵角時に顕著な失速が起きたためと考えられる。まとめると、 $\delta = +25^\circ$  のときに  $Y$  の絶対値は最も大きくなるが、 $X$  の絶対値は最も小さくなる。そのため行き足が付きやすくなり、発生する横力の効果を十分に発揮できない。反対に  $\delta = +45^\circ$  のとき、 $X$  の絶対値は最も大きくなり、行き足は小さくなるが、 $Y$  の絶対値も小さくなり、横移動性能が低下する。本船の場合、 $\delta = +35^\circ$  のとき、 $X$  と  $Y$  のバランスが最も良く、効率の良い横移動が可能となったと考えられる。

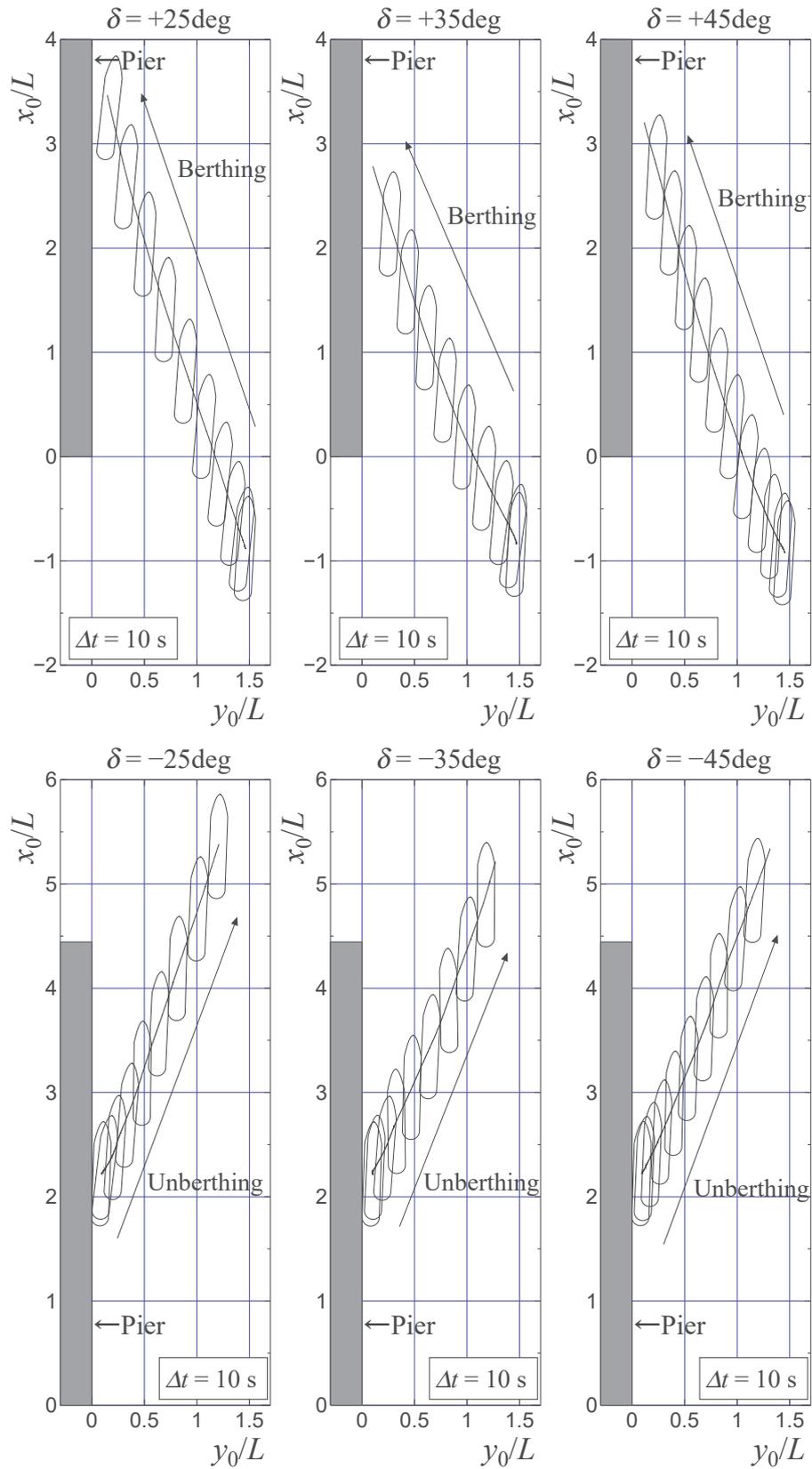


Fig. 6.7: Comparison of ship trajectories while berthing and unberthing for three different rudder angles in  $h/d = 1.5$

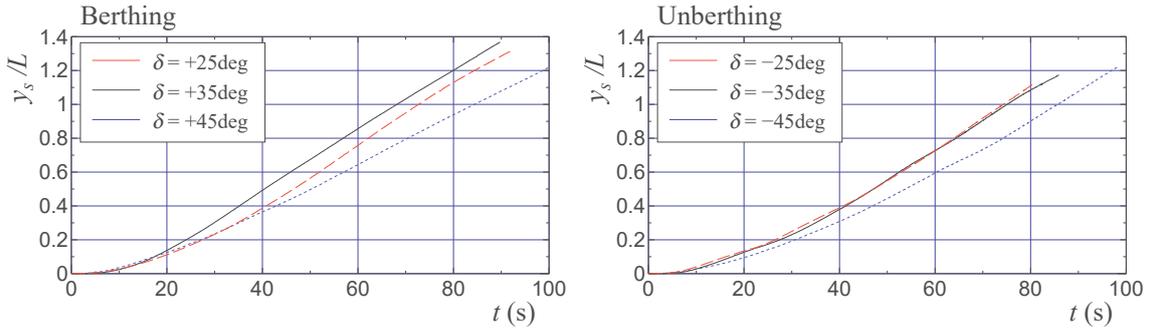


Fig. 6.8: Comparison of time histories of lateral deviation  $y_s/L$  for three different rudder angles in  $h/d = 1.5$

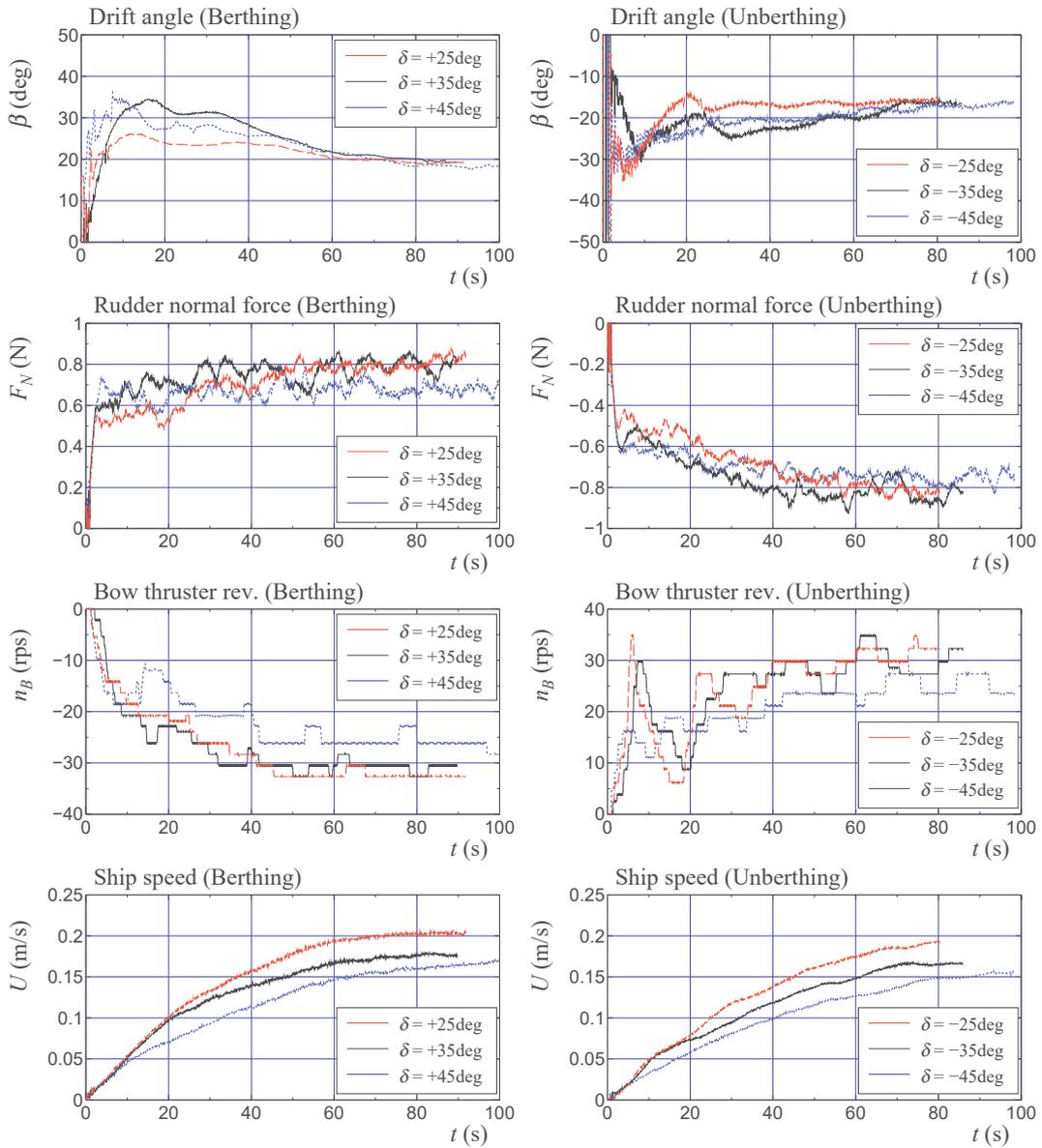


Fig. 6.9: Time histories of drift angle ( $\beta$ ), rudder normal force ( $F_N$ ), bow thruster inPELLER revolution ( $n_B$ ), and ship speed ( $U$ ) for three different rudder angles (left row: berthing, right row: unberthing)

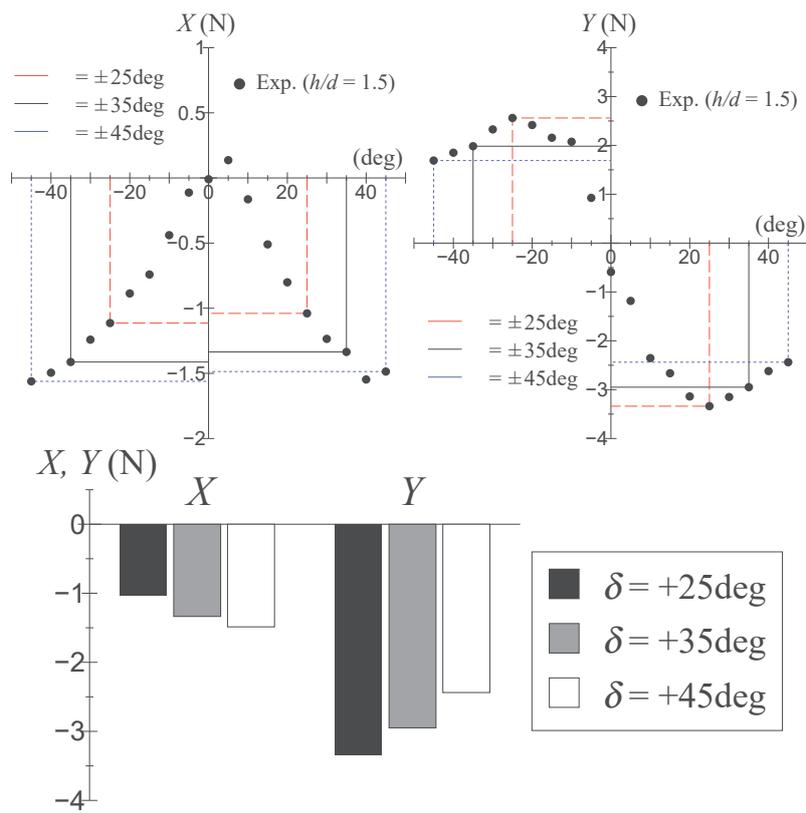


Fig. 6.10: Comparison of surge force  $X$  and lateral force  $Y$  acting on ship model in rudder force tests ( $h/d = 1.5$ )

### 6.2.3 水深影響

Fig.6.11 に、 $h/d = 1.5$  に加え、 $h/d = 1.2$  並びに深水域における離着岸時の航跡の比較を示す。また Fig.6.12 に、 $y_s/L$  の時刻歴結果の比較を示す。着岸時、離岸時ともに、水深の影響は顕著であり、水深が浅くなる程行き足が大きくなり、横移動が難しくなる。 $h/d = 1.5$  の着岸時には、方位を一定に保ちながら接岸することができた。 $h/d = 1.2$  では、船が岸壁に接近すると方位を一定に保つことができず、岸壁から離れるように回頭運動した。今回の着岸の自由航走試験において、水深が浅くなる程船体に作用する横力が増加し、方位を一定に保つのに必要なバウスラスト推力が、その最大限界推力を超え、制御不能になったと考えられる。なお、離岸は水深に関係なく可能であった。水深が浅く、岸壁が存在するような海域では、水深の変化によって船の流体力特性が大きく変化し、着岸が非常に困難となる場合もあるので注意が必要である。

Fig.6.13 に、離着岸時における斜航角  $\beta$ 、舵直圧力  $F_N$ 、バウスラストインペラ回転数  $n_B$  ならびに船速  $U$  の時刻歴結果を示す。 $\beta$  の絶対値は、着岸時、離岸時ともに水深が浅くなるにつれて小さくなる。着岸時、時刻 40s での  $\beta$  は、深水域で  $40^\circ$  を超えている。 $h/d = 1.5$  で約  $30^\circ$ 、 $h/d = 1.2$  では約  $25^\circ$  である。 $F_N$  は、深水域と  $h/d = 1.5$  で似た振る舞いを見せる。しかし、 $h/d = 1.2$  での  $F_N$  の絶対値は、他の水深のそれと比べて小さい。 $n_B$  は、水深が異なっても大きな違いは見られない。着岸時の  $U$  は、どの水深においても同じようなふるまいを示す。離岸時の  $U$  は、深水域だけがやや大きく、 $h/d = 1.5$  と  $h/d = 1.2$  ではほぼ同じである。

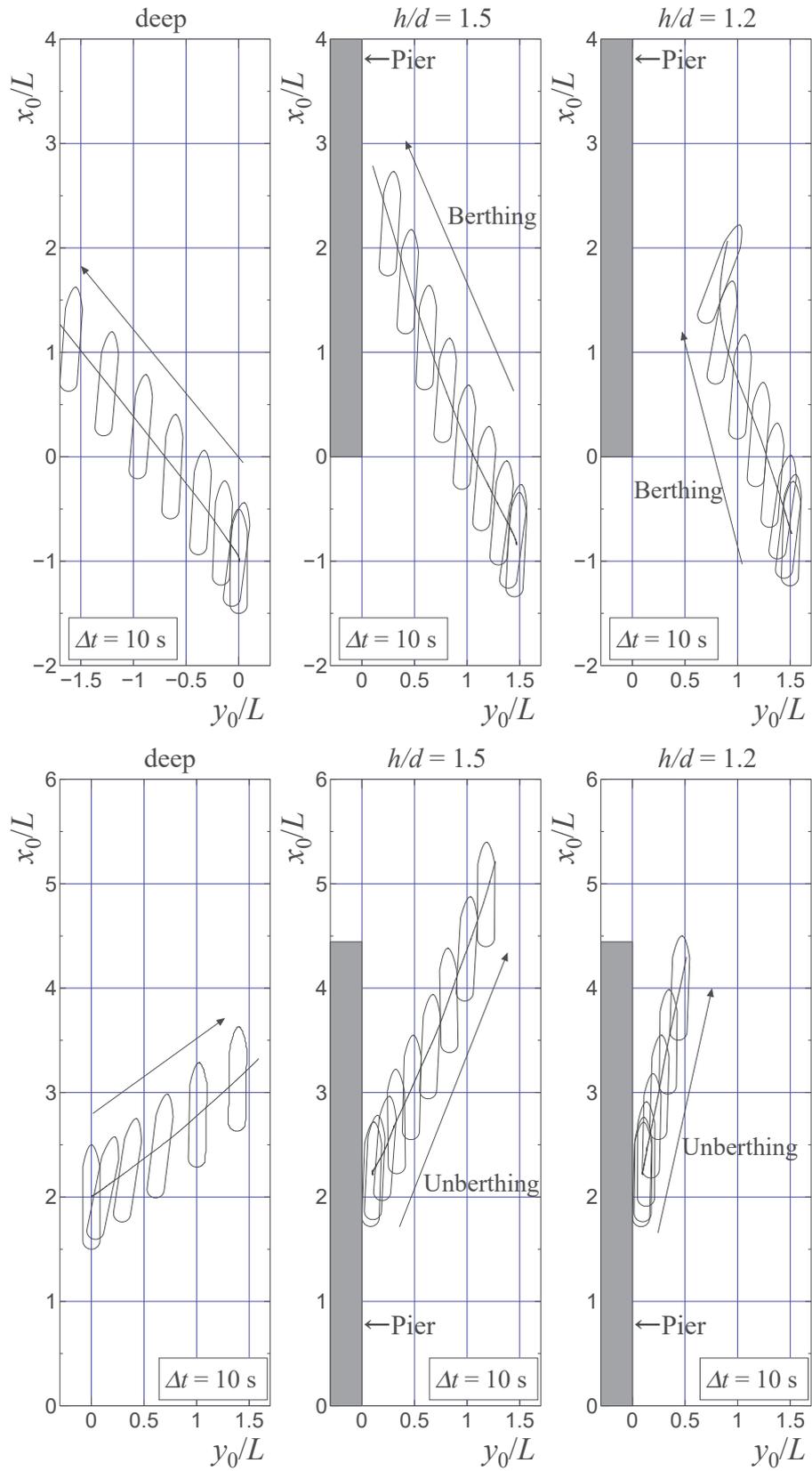


Fig. 6.11: Comparison of ship trajectories while berthing and unberthing for three different water depths

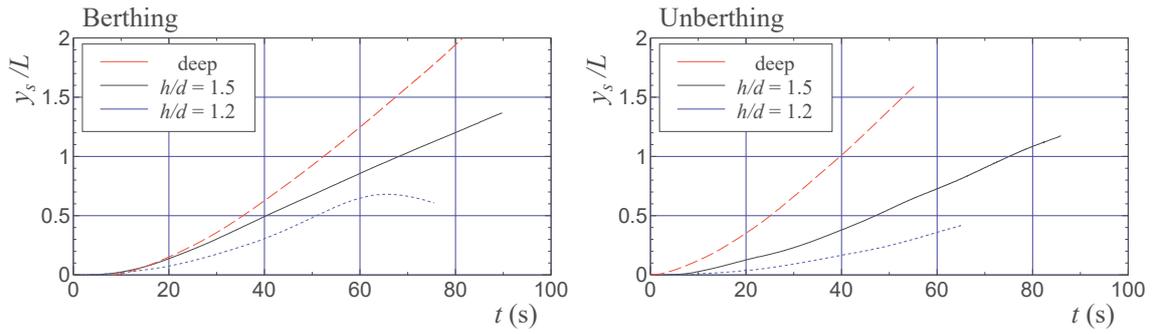


Fig. 6.12: Comparison of time histories of lateral deviation  $y_s/L$  for three different water depths

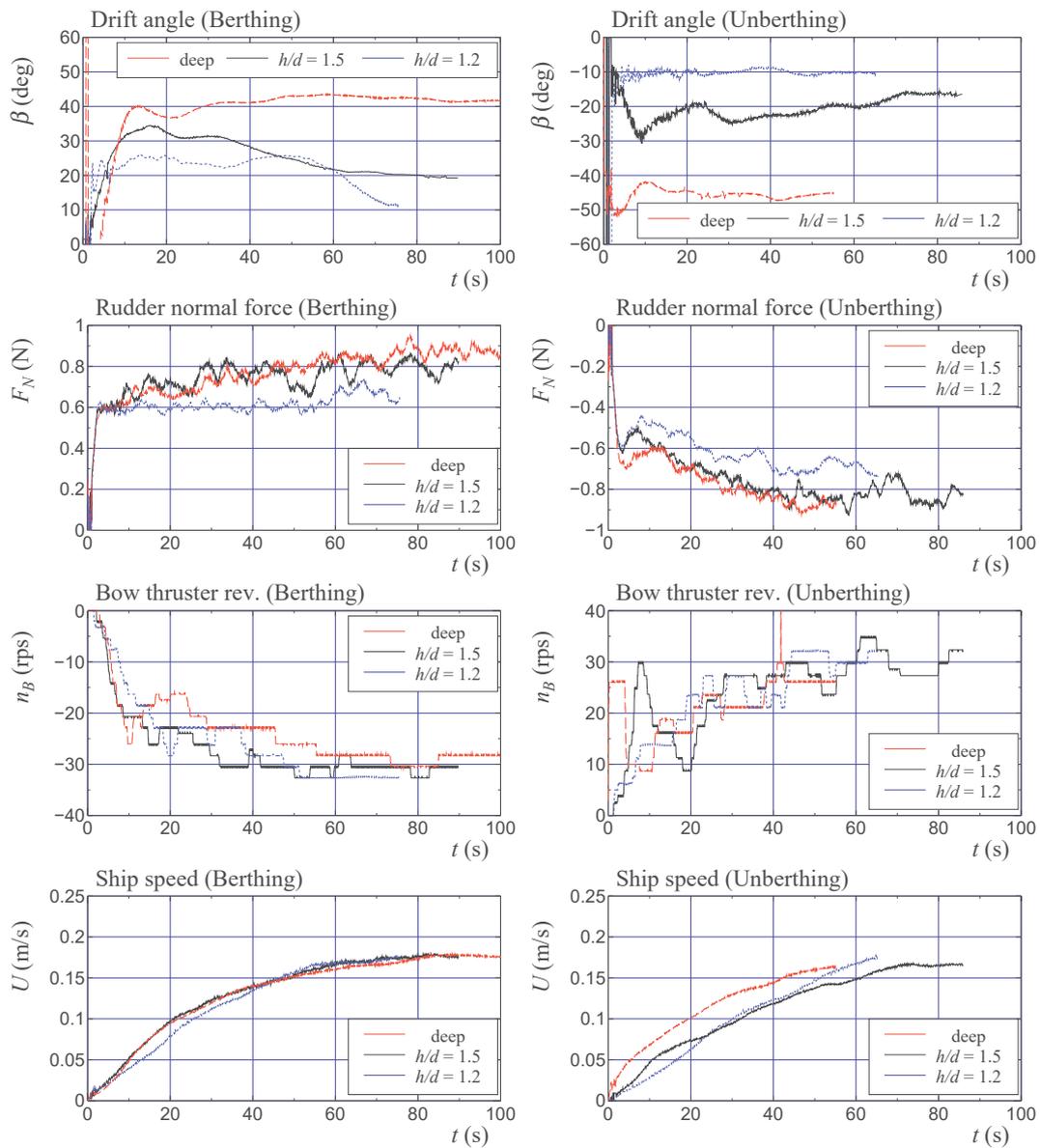


Fig. 6.13: Time histories of drift angle ( $\beta$ ), rudder normal force ( $F_N$ ), bow thruster impeller revolution ( $n_B$ ), and ship speed ( $U$ ) for three different water depths (left row: berthing, right row: unberthing)

## 6.3 離着岸運動シミュレーション

Okuda et al. が示した低速かつ大斜航時の操縦運動計算法 [25] を用いて、離着岸運動のシミュレーション計算を実施した。計算結果は、自由航走試験結果との比較を行い、計算法の検証を行った。なお、この計算法は、船が open sea を航行するときの操縦運動を対象としているので、操縦運動時の船に作用する流体力に岸壁の影響は考慮されない。

### 6.3.1 計算に用いる各種パラメータ

Table 6.3 に、今回のシミュレーション計算において用いた係数の一覧を示す。なお、深水域における計算で用いた流体力係数は、Okuda et al.[25] の論文に示したものと同一である。浅水域における流体力係数の多くは、拘束模型試験を実施して決定した。付加質量と付加慣性モーメント ( $m'_x, m'_y, J'_{zz}$ ) は、ポテンシャルベースの境界要素法 [34] で算出した。操縦運動時のプロペラ推力に関する係数 ( $t_P, w_{P0}, C_0$ ) は、斜航・旋回運動試験結果を基に算出した。船体・舵干渉係数 ( $t_R, a_H, x'_H$ ) と舵力パラメータ ( $\varepsilon, \kappa$ ) は舵角試験、整流係数 ( $\gamma_{R+}, \gamma_{R-}$ ) は整流係数試験により算出した。なお、 $\gamma_{R+}$  は右旋回時の整流係数、 $\gamma_{R-}$  は左旋回時の整流係数であり、左右旋回運動の違いによって異なる値をとるとした。 $l'_R$  は、芳村・桜井の実験結果 [38] を参考に決定した。浅水域における拘束模型試験の詳細は、付録に記載する。

Table 6.3: Parameters used in the maneuvering simulation

	deep	$h/d = 1.5$		$h/d = 1.2$
	FLAP	FLAP	zeroF	FLAP
$m'_x$	0.010	0.027		0.034
$m'_y$	0.168	0.330		0.542
$J'_{zz}$	0.010	0.008		0.013
$t_P$	0.080	0.115		0.206
$w_{P0}$	0.422	0.710		0.850
$C_0$	-2.0	-4.0		-8.0
$t_R$	-0.058	-0.126	0.231	0.036
$a_H$	0.158	0.257	0.251	0.317
$x'_H$	-0.605	-0.436	-0.415	-0.410
$\varepsilon$	1.27	1.26		1.28
$\kappa$	0.50	0.55		0.53
$\gamma_{R+}$	0.483	0.713		0.566
$\gamma_{R-}$	0.308	0.470		0.449
$l'_R$	-0.888	-0.598		-0.518

Okuda et al. の操縦運動計算法 [25] では、船体の流体力モデルとして、いわゆるデーブルモデルが使われている。これは、大きな斜航や旋回を伴う運動時の船体に作用する流体力を、斜航角  $\beta$  や yaw-rate angle  $\alpha_r (\equiv \tan^{-1}(rL/U))$  をパラメータとしたデータベースとして整理し、それを基に、新たな  $\beta$  や  $\alpha_r$  に対し、時々刻々補間で流体力特性を求めるものである。Fig.6.14 に、シミュレーション計算に用いた船体に作用する前後力係数  $C_{HX}$ 、横力係数  $C_{HY}$ 、回頭モーメント係数  $C_{HN}$  を示す。それらは、力は  $(\rho/2)Ld[U^2 + (Lr)^2]$  で、モーメントは  $(\rho/2)L^2d[U^2 + (Lr)^2]$  で割って無次元化されている。

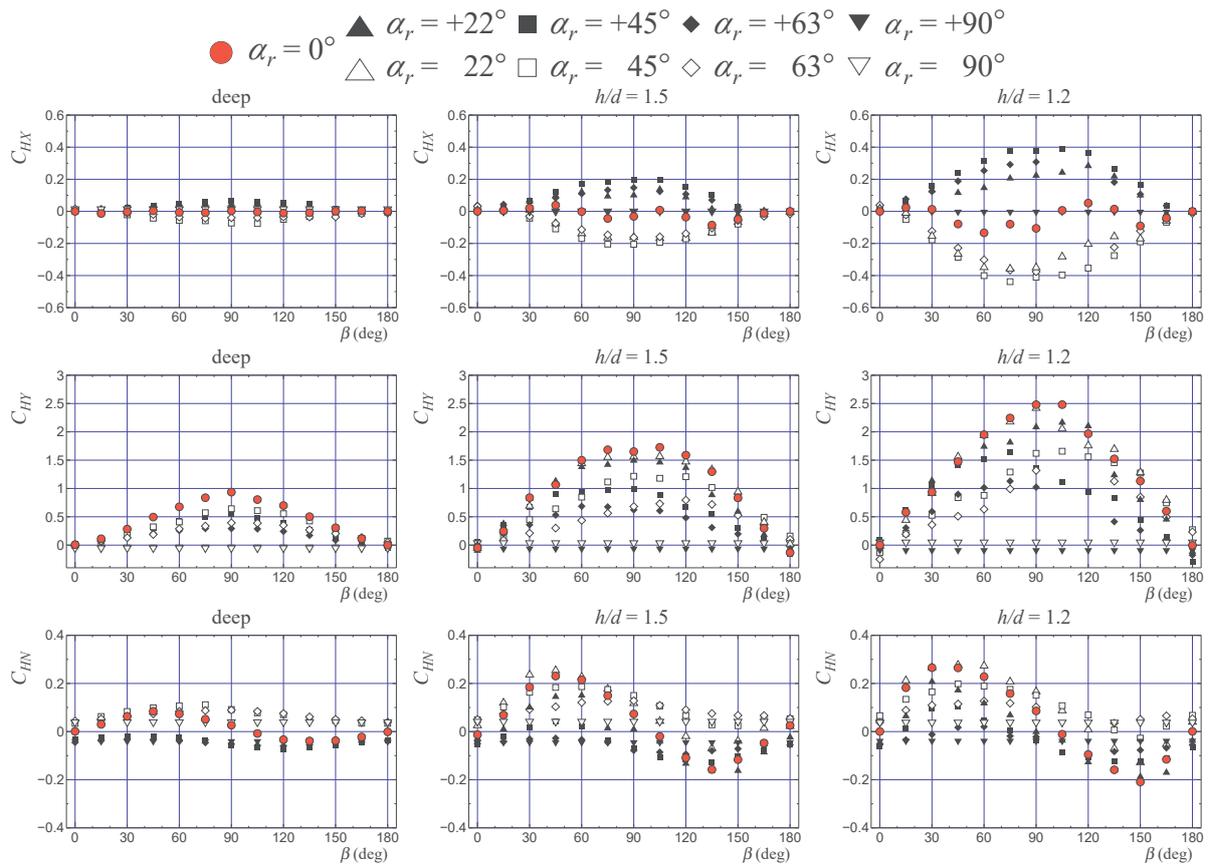


Fig. 6.14: Hull hydrodynamic force coefficients in large drift angle

バウスラスタの作動による船に働く流体力特性は、拘束模型試験によって求め、その結果を基にバウスラスタインペラ回転数  $n_B$  とフルード数  $F_n$  の関数としてデータベースを作成し、補間によって流体力特性を求めた [25]。Fig.6.15 に停止時のバウスラスタ作動によって誘起される船体横力  $Y_{B0}$  と回頭モーメント  $N_{B0}$  を示す。水深によって、 $Y_{B0}$  と  $N_{B0}$  はあまり変化しない。Fig.6.16 に船に作用する流体力の前進速度影響係数 ( $f_X, f_Y, f_N$ ) を示す。 $f_X$  は抵抗増加係数、 $f_Y$  と  $f_N$  は横力と回頭モーメントの減少係数である。 $F_n$  が増加すると、抵抗が増加し、横力と回頭モーメントは減少する。そのとき、バウスラスタの作動による船に誘起される流体力 ( $X_B, Y_B, N_B$ ) は、

$$\left. \begin{aligned} X_B &= Y_{B0} f_X \\ Y_B &= Y_{B0} f_Y \\ N_B &= N_{B0} f_N \end{aligned} \right\} \quad (6.2)$$

と表される。

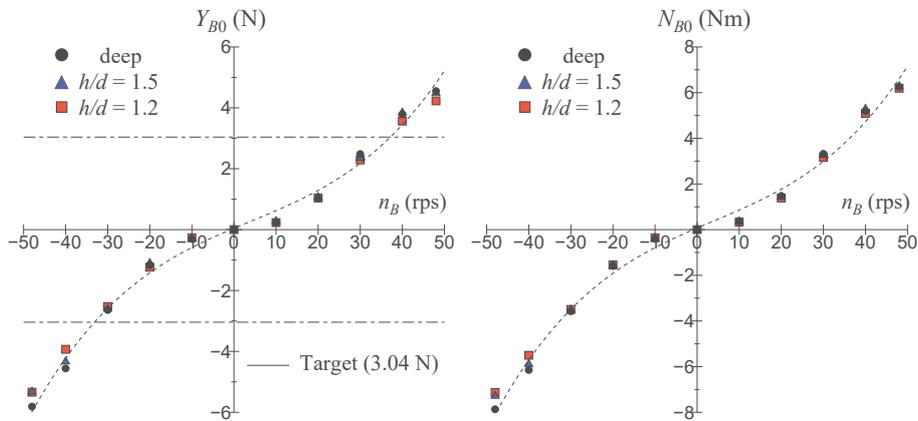


Fig. 6.15: Lateral force  $Y_{B0}$  and yaw moment  $N_{B0}$  generated by bow thruster at  $U = 0$

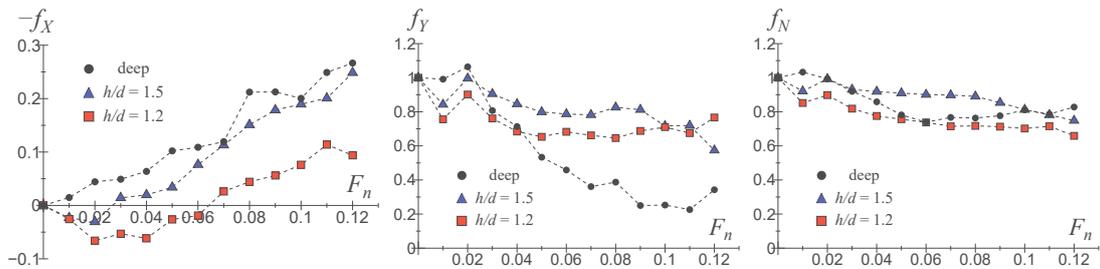


Fig. 6.16:  $f_X, f_Y,$  and  $f_N$  representing the forward speed effect on the hydrodynamic forces generated by bow thruster in a straight moving

### 6.3.2 バウスラスタインペラ回転数制御モデル

離着機運動のシミュレーション計算では、バウスラスタ推力の制御が必要である。本研究では、フィードフォワード補正付きのPD制御を用いて、バウスラスタ推力を与えることとした。具体的には、バウスラスタインペラ回転数  $n_B$  を次式で与える。

$$n_B = n_{B0} - \psi G_{PB} - r G_{DB} \quad (6.3)$$

$G_{PB}$  は方位  $\psi$  に関する比例ゲイン,  $G_{DB}$  は  $\psi$  の微分 (すなわち回頭角速度  $r$ ) ゲインである。  $n_{B0}$  は船の  $\psi$  をゼロに保つために必要であると予測されるバウスラスタインペラ回転数であり, 次のような計算式を用いて推定する。

$\psi$  をゼロに保つためには, 船に作用する回頭モーメントはゼロでなくてはならない。すなわち, 以下の関係式が成り立つ。

$$N_H + N_R + N_B = 0 \quad (6.4)$$

ここで,  $N_H$  は船体に作用する回頭モーメント,  $N_R$  は操舵により誘起される回頭モーメント,  $N_B$  はバウスラスタによる回頭モーメントである。Eq.(6.4) が成り立つためには,  $N_B$  は次のような関係を満たす必要がある。

$$N_B = -(N_H + N_R) \quad (6.5)$$

操縦運動シミュレーション計算では,  $N_H$  と  $N_R$  は時々刻々計算できるので,  $N_B$  は既知となる。バウスラスタは, ボラードプル状態にあるとすれば,  $n_{B0}$  は次式で計算できる。

$$n_{B0} = \text{sgn}(N_B) \sqrt{\frac{|N_B|}{\rho D_B^4 L_B K_{NB}}} \quad (6.6)$$

ここで,  $D_B$  はインペラ直径,  $L_B$  はバウスラスタの前後位置座標,  $K_{NB}$  は停止時のバウスラスタ推力単独特性である。

Table 6.4 にシミュレーション計算に使用した  $K_{NB}$  を示す。  $K_{NB}$  は Fig.6.15 に示した停止時の水槽試験により求めた。本船での  $K_{NB}$  は,  $n_B > 0$  のときよりも  $n_B < 0$  の方が大きく, 同一回転数の場合左舷側推力 (負の推力) の方が大きいという特徴がある。また水深が浅くなるにつれて,  $K_{NB}$  は僅かながら小さくなる。

Table 6.4:  $K_{NB}$  in different water depths

$h/d$	deep	1.5	1.2
$n_B > 0$	0.302	0.296	0.282
$n_B < 0$	0.327	0.323	0.309

シミュレーション計算において, 制御ゲインは  $G_{PB} = 1$  rps/deg,  $G_{DB} = 1$  rps/(deg/s) とした。なお,  $n_B$  の絶対値が, 右舷側に推力を発生するとき 37.0 rps, 左舷側に推力を発生するとき 32.6 rps を超える場合には, 強制的にそのインペラ回転数になるとするリミッターを設けた。なお, 自由航走模型試験で使用したバウスラスタのモータは, 入力に対する応答遅れはほとんどない為, その影響は考慮していない。

### 6.3.3 深水域における横移動操船

Fig.6.17 に, 深水域における  $\delta = \pm 35^\circ$  での横移動の航跡の比較を示す。舵はフラップ舵である。船影は, 横移動開始から 10 秒ごとの船の位置を示している。計算による左移動時の航跡は, 実用上の精度で実験値と一致している。右移動時の航跡は, 実験値よりも行き足が大きく, 同じ時間で比較すると前進している。バウスラスタインペラ回転数の時刻歴変化の比較を Fig.6.18 に示す。計算による  $n_B$  は, 実験時の  $n_B$  の時間的变化をおおよそ捉えている。用いたインペラ回転数の制御モデルの妥当性が確認できる。

Fig.6.19 に、左移動時 ( $\delta = +35^\circ$ ) の斜航角 ( $\beta$ )、方位 ( $\psi$ )、プロペラ推力 ( $T$ ) ならびに舵直圧力 ( $F_N$ ) の時刻歴結果の比較を示す。計算での  $\beta$  は、その後時間が経過すると、約  $30^\circ$  に落ち着いているが、実験による  $\beta$  は約  $40^\circ$  で一定となるなど差が見られる。計算での  $\psi$  は、初期の横移動時に若干の変動が見られるが、その絶対値は最大  $1^\circ$  程度である。時間が経過すると  $\psi$  はほぼゼロに収束している。一方、実験での  $\psi$  は、初期移動時に最大約  $5^\circ$  となっている。  $\psi = 0$  となるようバウスラストインペラを調整しているものの、それがマニュアルで行われているため、ある程度の誤差はやむを得ない。計算での  $T$  や  $F_N$  は、実験値と良い一致を示している。提示したバウスラストインペラ回転数の制御モデルにより、深水域における横移動を実用上の精度で推定できることを確認した。

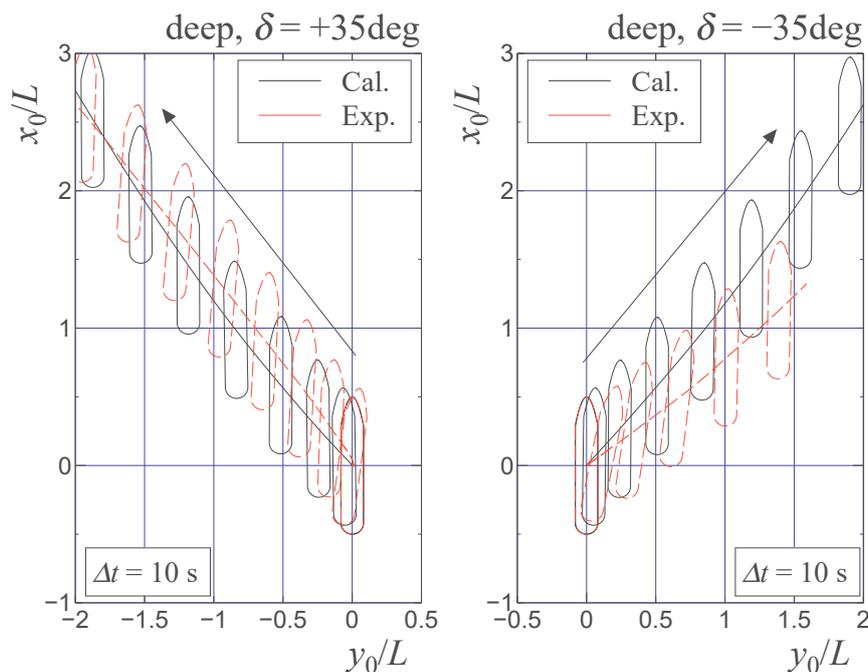


Fig. 6.17: Comparison of ship trajectories for lateral moving with  $\delta = \pm 35^\circ$  between calculation and experiment in deep water

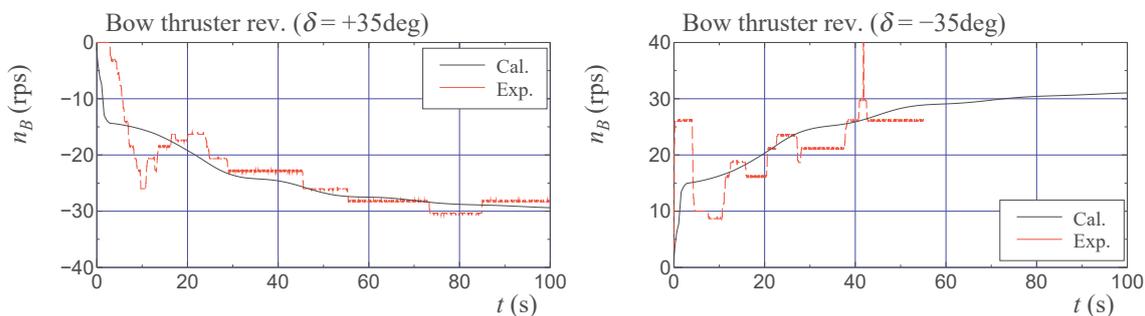


Fig. 6.18: Comparison of time histories of bow thruster impeller revolution  $n_B$  between calculation and experiment in deep water

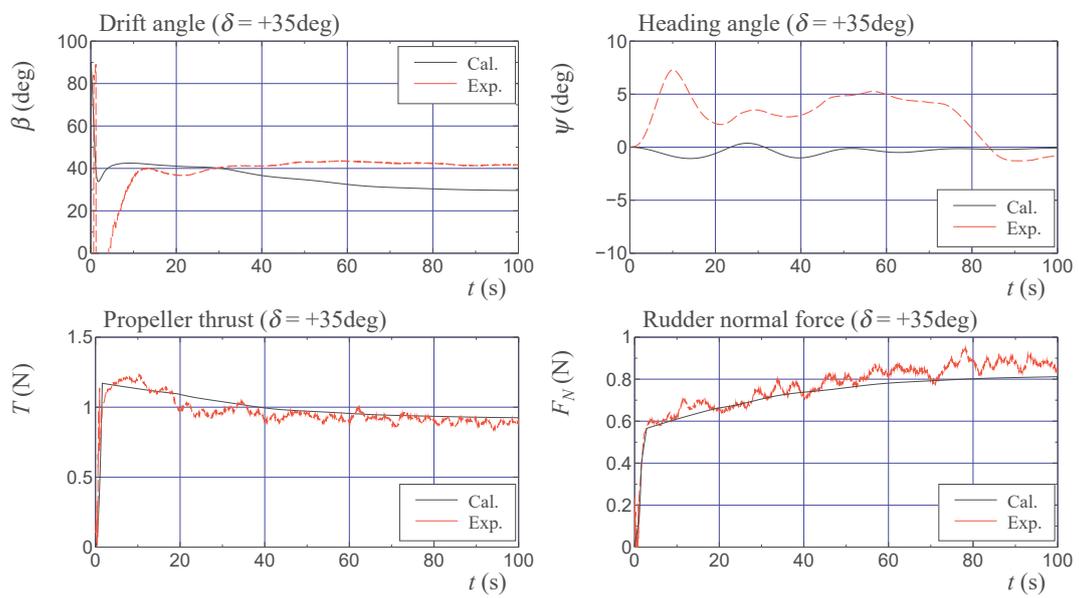


Fig. 6.19: Comparison of time histories of drift angle ( $\beta$ ), heading angle ( $\psi$ ), propeller thrust ( $T$ ), and rudder normal force ( $F_N$ ) between calculation and experiment in deep water

### 6.3.4 浅水域における着岸操船：フラップ舵の影響

Fig.6.20 に、フラップ舵 (FLAP) とフラップ角をゼロにした状態 (zeroF) における着岸時の航跡の比較を示す。なお、zeroF は通常舵とみなせる。水深は  $h/d = 1.5$  相当であり、舵角は  $\delta = +35^\circ$  とした。船は岸壁に対して左舷付けとし、シミュレーション計算では  $(x_0/L, y_0/L) = (-1.0, 1.5)$  の位置から着岸操船を開始させた。zeroF の航跡は、FLAP のそれと比べると、行き足が大きく、前方に出たようなものとなる。シミュレーション計算は、着岸時の FLAP と zeroF の航跡の違いを、定性的に捉えることができる。ただし、計算は実験よりも全般的に行き足が小さく、着岸しやすいという傾向がある。Fig.6.21 にインペラ回転数  $n_B$  の時刻歴結果の比較を示す。計算による  $n_B$  は、FLAP, zeroF とともに、実験結果とおおよそ一致している。

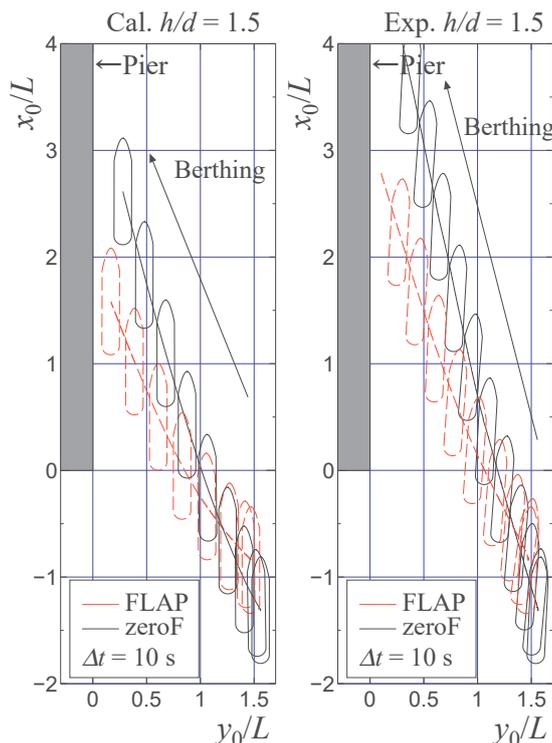


Fig. 6.20: Comparison of berthing trajectories between calculation and experiment for FLAP and zeroF conditions

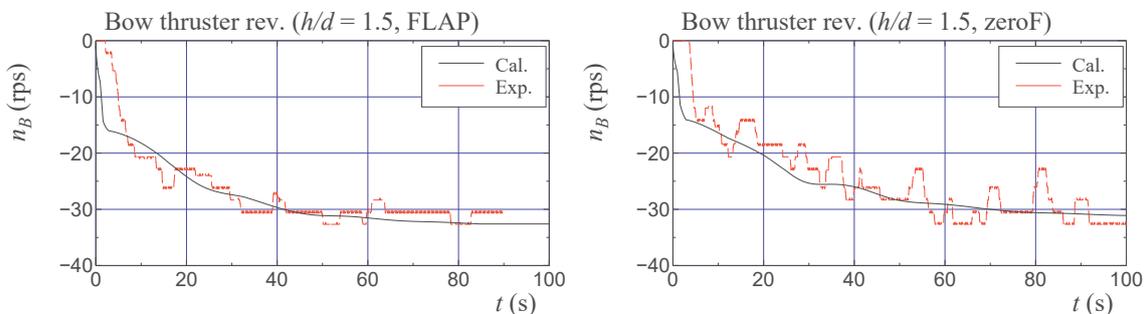


Fig. 6.21: Comparison of time histories of bow thruster impeller revolutions  $n_B$  between calculation and experiment for FLAP and zeroF conditions

Fig.6.22 に、斜航角 ( $\beta$ )、方位 ( $\psi$ )、プロペラ推力 ( $T$ ) ならびに舵直圧力 ( $F_N$ ) の時刻歴結果の比較を示す。横移動開始時付近での計算による  $\beta$  は、FLAP, zeroF とともに、実験によるそれよりも大きく、差が見られる。しかし、時間が経つと、計算による  $\beta$  は実験値に一致する。計算による  $\psi$  は、FLAP, zeroF とともにほぼゼロであり、方位を一定に保つことができている。一方、実験による  $\psi$  は、FLAP において最大  $8^\circ$  程度、zeroF で最大  $5^\circ$  程度になる場合があるものの、その後約  $3^\circ$  で落ち着いてくる。計算値は、実験値との間に定量的な差があるが、やむを得ないと考える。 $T$  の計算結果は、FLAP, zeroF とともに、実験値と良い一致を示す。計算による  $F_N$  は、FLAP, zeroF とともに、実験値を精度よく捉えることができている。全般的に見ると、航跡において、定量的に改良の余地があるものの、計算は実験とおおよそ一致している。

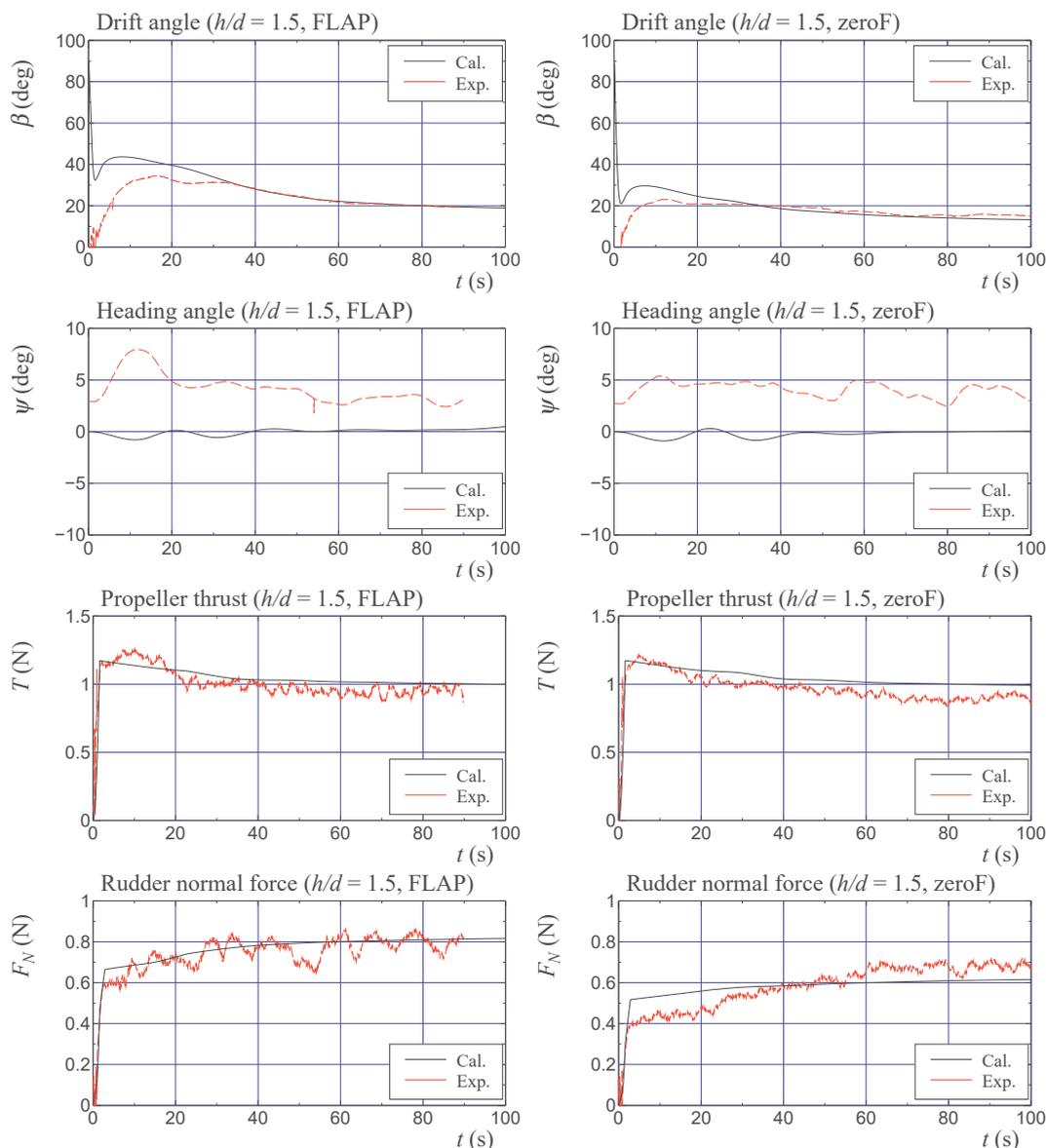


Fig. 6.22: Comparison of time histories of drift angle ( $\beta$ ), heading angle ( $\psi$ ), propeller thrust ( $T$ ), and rudder normal force ( $F_N$ ) between calculation and experiment for FLAP and zeroF conditions

### 6.3.5 浅水域における着岸運動：水深の影響

Fig.6.23 に、 $h/d = 1.5$  と  $h/d = 1.2$  における着岸操船時の航跡の比較を示す。舵は FLAP、舵角は  $\delta = +35^\circ$  とした。 $h/d = 1.5$  において、計算による航跡は実験によるそれよりも行き足が小さく、着岸がしやすいという結果となっている。 $h/d = 1.2$  のシミュレーション計算は、岸壁に接近する途中で船が横方向へ進むことができずに、回頭してしまう現象を捉えている。なお、シミュレーション計算では岸壁影響が考慮されていないため、この回頭現象は岸壁の存在とは無関係である。今回、着岸ができなかった理由として、設定した舵力やバウスラスト推力が大きすぎた可能性がある。それらを小さくして、横移動速度を小さくすると、着岸は可能であると考えられる。Fig.6.24 にバウスラストインペラ回転数  $n_B$  の時刻歴結果の比較を示す。 $h/d = 1.2$  における  $n_B$  は、時刻 40s 以降は一定値となり、リミッターにかかっていることが分かる。

Fig.6.25 に、着岸操船時の斜航角 ( $\beta$ )、方位 ( $\psi$ )、プロペラ推力 ( $T$ ) ならびに舵直圧力 ( $F_N$ ) の時刻歴結果の比較を示す。横移動開始時付近での計算による  $\beta$  は、 $h/d = 1.5$ ,  $h/d = 1.2$  とともに、実験によるそれよりも大きく、差が見られる。しかし、時間が経つと、計算による  $\beta$  は実験値に近い値となる。計算による  $\psi$  は、 $h/d = 1.5$  ではほぼゼロであり、方位を一定に保つことができている。一方、実験による  $\psi$  は最大で  $8^\circ$  程度になるものの、その後  $3^\circ$  で落ち着いている。 $h/d = 1.2$  での実験による  $\psi$  は、時刻 40s 付近で急に増加し、回頭していることが分かる。計算による  $\psi$  もまた似た振る舞いを示す。 $T$  の計算結果は、どの水深においても実験値と良い一致を示す。計算による  $F_N$  は、 $h/d = 1.5$  では実験値を精度よく捉えることができている。しかし、 $h/d = 1.2$  では、計算による  $F_N$  は実験値よりも大きい。全般的に見ると、定量的に改良の余地があるものの、計算は実験とおおよそ一致している。

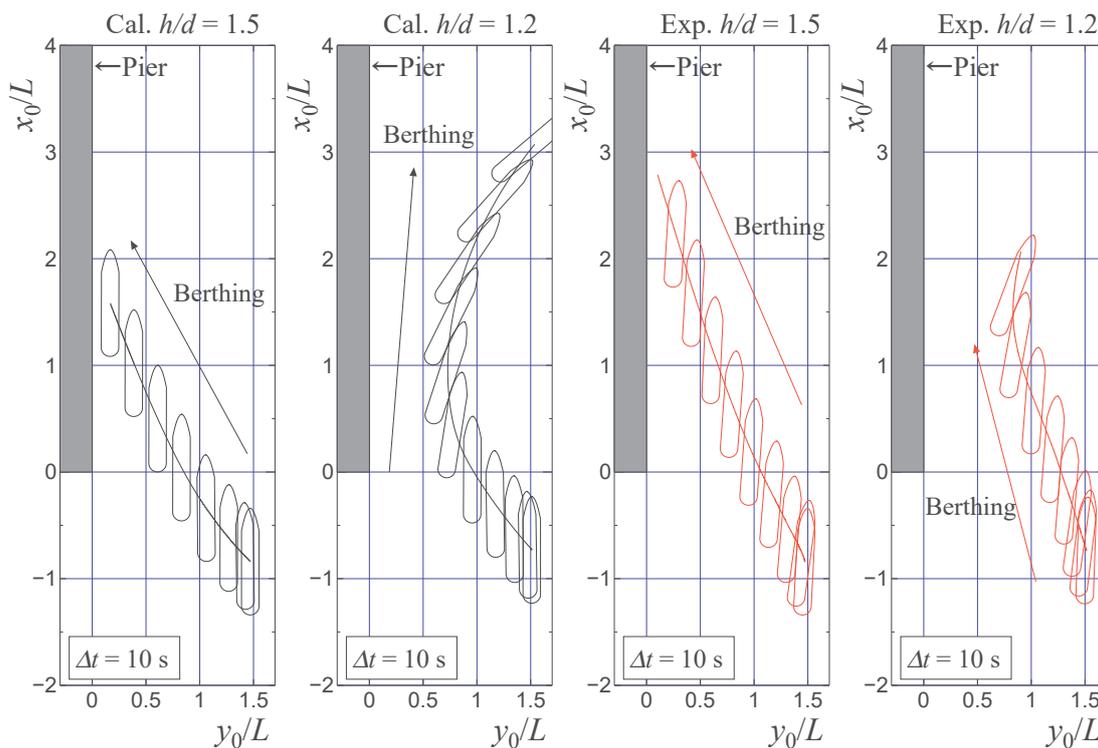


Fig. 6.23: Comparison of berthing trajectories between calculation and experiment in  $h/d = 1.5$  and  $1.2$

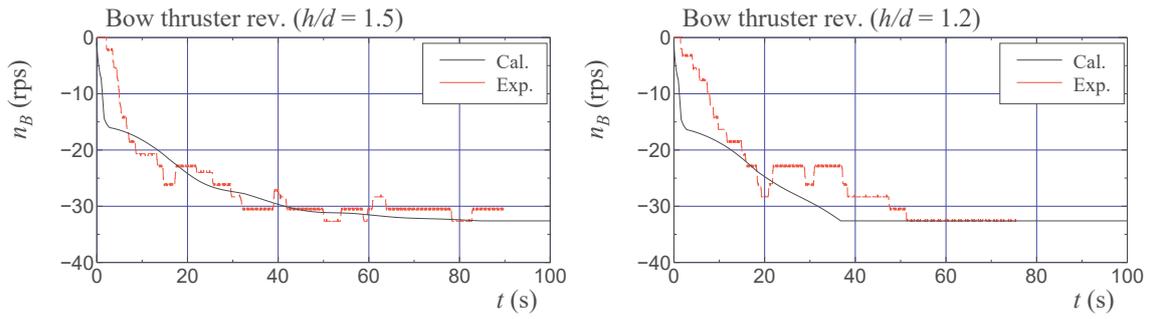


Fig. 6.24: Comparison of time histories of bow thruster impeller revolutions  $n_B$  between calculation and experiment in  $h/d = 1.5$  and  $1.2$

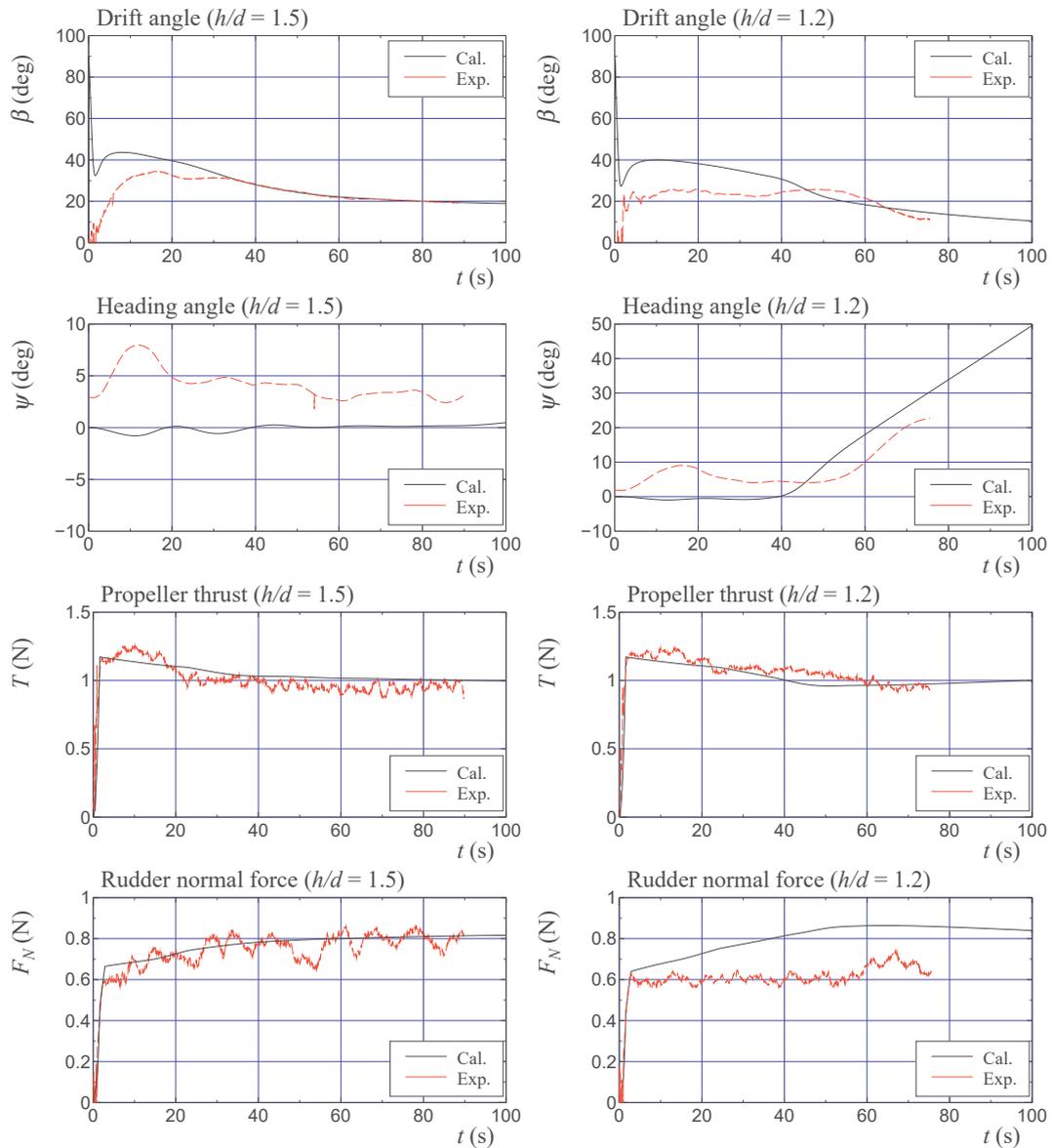


Fig. 6.25: Comparison of time histories of drift angle ( $\beta$ ), heading angle ( $\psi$ ), propeller thrust ( $T$ ), and rudder normal force ( $F_N$ ) between calculation and experiment in  $h/d = 1.5$  and  $1.2$

## 6.4 本章のまとめ

本章では、フラップ舵とバウスラストを有する1軸1舵の内航コンテナ船を対象とし、自由航走模型試験によって離着岸性能の検討を行った。具体的には、方位を岸壁に平行となるようにバウスラストを調整し、その状態のまま斜航しながら離着岸を行うという操船法を用いて、対象船の離着岸性能に及ぼすフラップ舵と通常舵の違いの影響、取るべき舵角の影響、水深の影響について調査した。さらに、前述の Okuda et al. が提案した低速運動モデル [25] に、バウスラストインペラ回転数の制御モデルを組み込み、横移動操船運動のシミュレーション計算を実施した。シミュレーション計算結果は、自由航走試験結果と比較し、操縦運動モデルの検証を行った。

その結果提案した操船方法は、行き足が付いた状態での離着岸となるものの、 $h/d = 1.5$  の水域において、離着岸が可能であった。このような自由航走試験は、バウスラストを有する1軸1舵船の離着岸性能の評価に有効である。本船の場合、離着岸のための最適な舵角は $\pm 35^\circ$ で、離着岸運動のためには、フラップ舵がより適していることがわかった。通常舵を使用する場合には、行き足が大きくなる為、離着岸は難しくなる。また、水深が浅くなると、離着岸時の斜航角は小さく、行き足は大きくなるため、離着岸は難しくなる。シミュレーション計算において、バウスラストインペラ回転数の制御モデルを組み込んだ低速操縦運動モデルによって、フラップ舵とバウスラストを有する1軸1舵船の離着岸運動を、実用上の精度で、計算できることが分かった。ただし、水深が浅くなると、航跡の計算精度が悪化し、改良の余地がある。計算精度を向上させるには、離着岸運動時の船に作用する流体力に及ぼす岸壁影響の考慮が必要であると考えられる。

## 第7章 離着岸する1軸1舵船の過渡的な流体力

### 7.1 離着岸を模擬した拘束模型試験

船が岸壁から離着岸する時など、岸壁近くを航行する時には通常の操縦運動とは異なる流体力特性が生じることは、これまでの先行研究から知られている(例えば文献 [39])。岸壁近くでは通常の操縦運動時と異なる操縦流体力が生じる理由は、岸壁の存在により船体・岸壁間の距離に応じて付加質量が変化したり、岸壁吸引力やバウアウト・モーメントが発生するためである。それらの影響が主船体に付加流体力として作用する為、岸壁近くでは通常の操縦運動とは異なる挙動を示す。これらは一般に、岸壁影響(側壁影響)と呼ばれ、以下に示す条件が変化するとその影響により船体に作用する流体力も変化すると考えられる。

- (1) 船体・岸壁間距離  $\eta_0$  の違い
- (2) 着岸/離岸の違い
- (3) 斜航角の違い
- (4) 水深の違い

これらの仮定を元に、離着岸時に作用する岸壁影響を実験的に調査するため、九州大学船舶運動性能試験水槽(長さ; 38 m, 幅; 24.4 m, 深さ; 最大 2 m)で離着岸を模擬した拘束模型試験を実施した。具体的には、角水槽の水を抜き浅水域にした水槽(true bottom)上に垂直壁の岸壁模型を設置し、離着岸操船を前述のパラメータを系統的に変化させて実施した。Fig.7.1に、岸壁模型に模型船が接岸している様子を示す。岸壁模型の長さは約 13.3 m とし、これは実船に換算すると約 368 m である。離着岸時の岸壁へのアプローチ角度(斜航角  $\beta$ )は、 $20^\circ \sim 120^\circ$ の間を種々変更させて実施した。本船は1軸1舵船である為、実際の操船では船単体で離着岸する時に行き足がついてしまいが、タグボート等のアシストがあり真横移動に近い状態で離着岸する場合を想定し  $\beta = 90^\circ$ でも計測を行う。拘束模型試験の詳細を以下に記載する。また Table 7.1 に、試験条件の一覧を示す。

- 模型船は、プロペラ・舵を装着していない裸殻の状態を実施した。試験では、主船体に作用する前後力  $X$ , 横力  $Y$ , 回頭モーメント  $N$  を計測する。
- 着岸時は岸壁中央に着岸するように、離岸時は岸壁中央から離岸するように曳航電車の初期位置を設定した。船体は岸壁に対して左舷付けとし、水深は  $h/d = 1.5, 1.2$  の2種類で行った。
- 離着岸時における斜航角  $\beta$  は  $20^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 120^\circ$ (ただし、 $h/d = 1.2$  の離岸時には  $90^\circ$  以上で触底が発生したため除外している)の5種類で実施した。Fig.7.2に示すように模型船を曳航し、離着岸操船を模擬した。
- 曳航速度は  $U = 0.170$  m/s(実船約 1.7 kn 相当)とした。これは、自由航走模型試験(Okuda et al., 2023a)[25]での定常横移動時の  $U$  である。Fig.7.3に、加減速を含めた曳航速度の変化を示す。

- 着岸時は、ミドシップ位置が  $\eta_0/L = 0.2$  よりも岸壁より接近した時点で船は減速を開始し、 $\eta_0/L = 0.105$  付近で停止する。これは、岸壁-船体左舷間の距離  $\eta_0$  が実船換算で約 10 m のところで減速を開始し、残り 2 m のところで着岸するシナリオである。
- 離岸時は、 $\eta_0/L = 0.105$  に停泊している状態から加速し、横移動を開始する。 $\eta_0/L = 0.2$  のところで  $U$  が定常となるように設定した。

Table 7.1: Test conditions for captive model tests

	Berthing	Unberthing
$\beta [^\circ] (h/d = 1.5)$	+20, +45, +60, +90, +120	-20, -45, -60, -90, -120
$\beta [^\circ] (h/d = 1.2)$	+20, +45, +60, +90, +120	-20, -45, -60



Fig. 7.1: A photograph of captive model tests

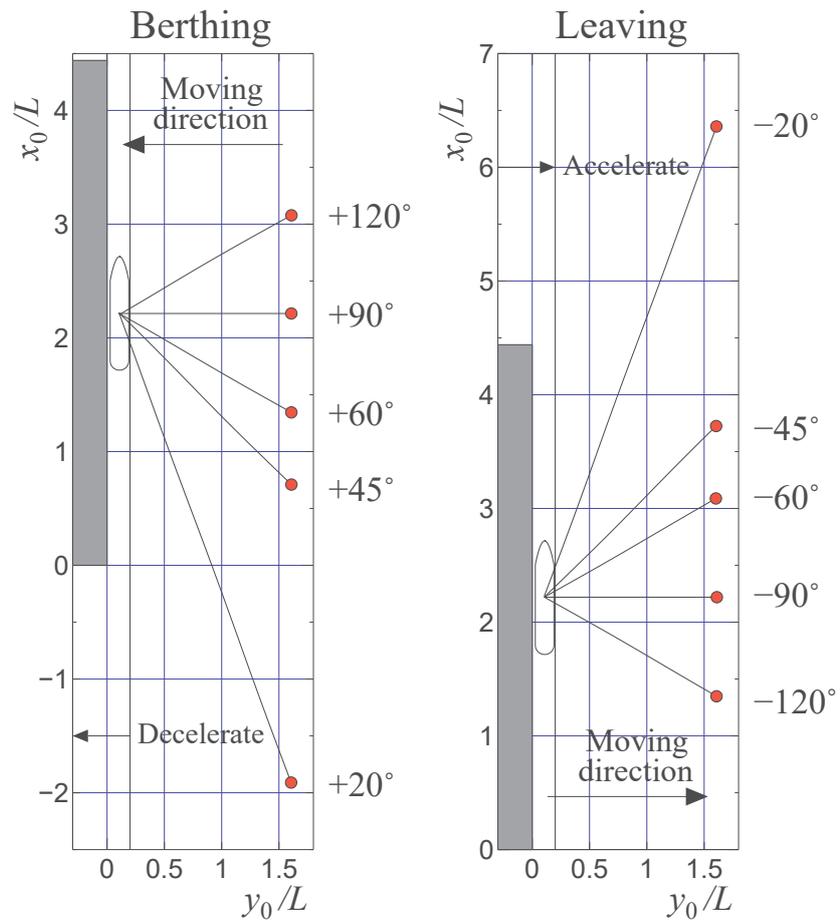


Fig. 7.2: Initial and finish positions of berthing/unberthing

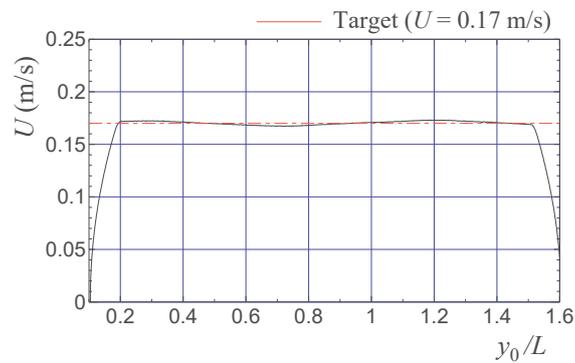


Fig. 7.3: Towing speed of the oblique towing condition for captive model tests

## 7.2 離着岸時の船に作用する流体力特性

### 7.2.1 操縦流体力の理論的推定

拘束模型試験では離着岸時に作用する流体力特性を把握するため、主船体に作用する前後力  $X$ 、横力  $Y$ 、回頭モーメント  $N$  を計測した。同時に、安川による岸壁影響の理論式 [27] を元に、実験値に対する岸壁影響の理論値を定性的、定量的に把握するため、離着岸時に主船体に作用する流体力の理論値を推定した。ここで、船の付加質量成分を除く前後力、横力、回頭モーメントの運動方程式は次式で表される [1]。

$$\left. \begin{aligned} (m + m_{11})\dot{u} - (m + m_{22})v_m r - m x_G r^2 &= F_{V1} + F_{B1} \\ (m + m_{22})\dot{v}_m + (m + m_{11})ur + x_G m \dot{r} &= F_{V2} + F_{B2} \\ (I_{zz} + m_{33} + m x_G^2)\dot{r} + m x_G (\dot{v}_m + ur) &= F_{V3} + F_{B3} \end{aligned} \right\} \quad (7.1)$$

式中、 $m$  は船の質量、 $I_{zz}$  は yaw に関する慣性モーメントである。 $m_{11}$ 、 $m_{22}$  はそれぞれ前後方向、横方向の付加質量、 $m_{33}$  は yaw に関する付加慣性モーメントである ( $m'_x$ 、 $m'_y$ 、 $J'_{zz}$  と同義)。本試験では、回頭運動は行わない為、 $r$  が含まれる項はゼロになる。 $F_{V1}$ 、 $F_{V2}$ 、 $F_{V3}$  は主船体に働く流体力、 $F_{B1}$ 、 $F_{B2}$ 、 $F_{B3}$  は岸壁による付加流体力である。主船体に働く流体力は、大斜航試験より得られた流体力係数から次式により算出する [7]。その際、主船体流体力は Okuda et al. の大斜航・旋回運動試験結果 [26] を用いて推定した。

$$\left. \begin{aligned} F_{V1} &= (\rho/2)Ld \left[ U^2 + (Lr)^2 \right] C_{HX}(\beta, \alpha_r) - (\rho/2)LdU^2 R'_0 \cos \beta \\ F_{V2} &= (\rho/2)Ld \left[ U^2 + (Lr)^2 \right] C_{HY}(\beta, \alpha_r) \\ F_{V3} &= (\rho/2)L^2 d \left[ U^2 + (Lr)^2 \right] C_{HN}(\beta, \alpha_r) \end{aligned} \right\} \quad (7.2)$$

ここで、 $R'_0$  は直進時の抵抗係数である。 $R_0$  は、前進時 ( $|\beta| \leq 90^\circ$ ) と後進時 ( $90^\circ < |\beta| \leq 180^\circ$ ) で異なる値をとる。 $C_{HX}$ 、 $C_{HY}$  並びに  $C_{HN}$  は、斜航角  $\beta$  と次式で表される  $\alpha_r$  の関数で表す [5]。

$$\alpha_r = \tan^{-1}(rL/U) \quad (7.3)$$

本試験では、方位を一定に保ちながら離着岸するため回頭運動は発生しない。その為、Eq.(7.2) は、 $\beta$  のみの関数となる。岸壁による付加流体力は、次式により算出する。

$$\left. \begin{aligned} F_{B1} &\simeq -m_{11y}uv - m_{12y}v^2 + D_{11}^{(1)}u|u|/2 \\ F_{B2} &\simeq -m_{21y}uv - m_{22y}v^2 + D_{11}^{(2)}u^2/2 \\ F_{B3} &\simeq -m_{31y}uv - m_{32y}v^2 + D_{11}^{(3)}u|u|/2 \end{aligned} \right\} \quad (7.4)$$

ここで、 $m_{21y}$  と  $m_{31y}$  は岸壁影響による  $v$  の微係数変化、 $m_{11y}$  と  $m_{12y}$  は横移動時の抵抗変化、 $m_{22y}$  と  $m_{32y}$  は横移動時の横力変化と回頭モーメント変化である。 $D_{11}^{(i)}$  は岸壁に沿って走ることによる抵抗変化、付加横力 (bank suction force)、付加回頭モーメント (bow out moment) である。これらの詳細については、付録を参照されたい。

ここで拘束模型試験により計測された実験値には、加減速に伴う付加質量が含まれている為、計算により求めた流体力を付加質量を考慮した実際の計測値 ( $X, Y, N$ ) に変換する必要がある。さらに、岸壁が存在することを考慮すると、安川に倣い、次式のようなになる [27]。

$$\left. \begin{aligned} (m + m_{11})\dot{u} + m_{12}\dot{v}_m &= F_{V1} + F_{B1} - X \\ m_{21}\dot{u} + (m + m_{22})\dot{v}_m &= F_{V2} + F_{B2} - Y \\ m_{31}\dot{u} + m_{23}\dot{v}_m + m x_G \dot{v}_m &= F_{V3} + F_{B3} - N \end{aligned} \right\} \quad (7.5)$$

このことから、求めるべき流体力は次式のようになる。

$$\left. \begin{aligned} X &= F_{V1} + F_{B1} - (m + m_{11})\dot{u} - m_{12}\dot{v}_m \\ Y &= F_{V2} + F_{B2} - m_{21}\dot{u} - (m + m_{22})\dot{v}_m \\ N &= F_{V3} + F_{B3} - m_{31}\dot{u} - m_{23}\dot{v}_m - mx_G\dot{v}_m \end{aligned} \right\} \quad (7.6)$$

## 7.2.2 付加質量の距離変化

本船の付加質量は、ポテンシャルベースの境界要素法を解き求めた [34]。Fig.7.4 に付加質量と付加慣性モーメントの距離変化を示す。 $m'_{11}, m'_{22}, m'_{33}$  はそれぞれ surge, sway, yaw の付加質量ならびに付加慣性モーメント、 $m'_{21}, m'_{31}, m'_{32}$  はそれぞれ surge-sway, surge-yaw, sway-yaw の付加質量連成項を表す。付加質量は  $(\rho/2)L^2d$ 、付加慣性モーメントは  $(\rho/2)L^4d$ 、yaw に関する連成項 ( $m'_{31}, m'_{23}$ ) は  $(\rho/2)L^3d$  で割ることで無次元化しており、' は無次元化された値であることを示す。付加質量のうち  $m'_{11}$  と  $m'_{22}$  は、 $\eta_0/L > 1$  ではほとんど横ばいである。それよりも岸壁に接近すると、付加質量は緩やかに増加し始める。概ね  $\eta_0/L < 0.5$  になると、付加質量は急激に増大する。 $m'_{33}$  は、他と比較すると岸壁近くで付加質量が上昇し始めるため、船がかなり岸壁に接岸するまではほとんど変化しない。付加質量連成項のうち  $m'_{21}$  と  $m'_{31}$  は、岸壁から離れた場所 (概ね  $\eta_0/L > 1$ ) ではほぼゼロである。それよりも岸壁に接近すると、付加質量の増加が見られる。 $m'_{23}$  は、岸壁に  $\eta_0/L < 0.2$  程度まで接近した時に、付加質量は変化する。それよりも岸壁から離れると、付加質量の値はほぼ変化せず一定になる。ただし他の連成項とは異なり、 $m'_{23}$  は岸壁から十分に離れても、その値はゼロにはならない。また付加質量連成項は、付加質量と比べるとそのオーダーは小さい。なお全ての場合において、より水深の浅い  $h/d = 1.2$  の方が付加質量の絶対値は大きくなる。

Fig.7.5 に付加質量の  $y_0$  距離微分の船体・岸壁間距離  $\eta_0/L$  の距離変化を示す。付加質量の微分は  $(\rho/2)LdU$ 、付加慣性モーメントの微分は  $(\rho/2)L^3dU$ 、yaw に関する連成項の微分は  $(\rho/2)L^2dU$  で割ることで無次元化している。それぞれの微分項は、岸壁が接岸するにつれて付加質量が増えていく方向とは反対方向に増加していく。また概ね  $\eta_0/L > 1.0$  まで、全ての微分項はほとんどゼロであり、岸壁影響は見られない。それよりも岸壁に近づくと、これらの値は負の方向に増加し、それは水深が浅くなる程大きくなる。ただし  $m'_{21y}$  は、岸壁に接岸するに従って一旦負の方向に増大するが、 $\eta_0/L < 0.2$  となるとその値は減少するような傾向がある。ある一定以上岸壁に接岸すると、 $m'_{21}$  の増加量は小さくなる為である。

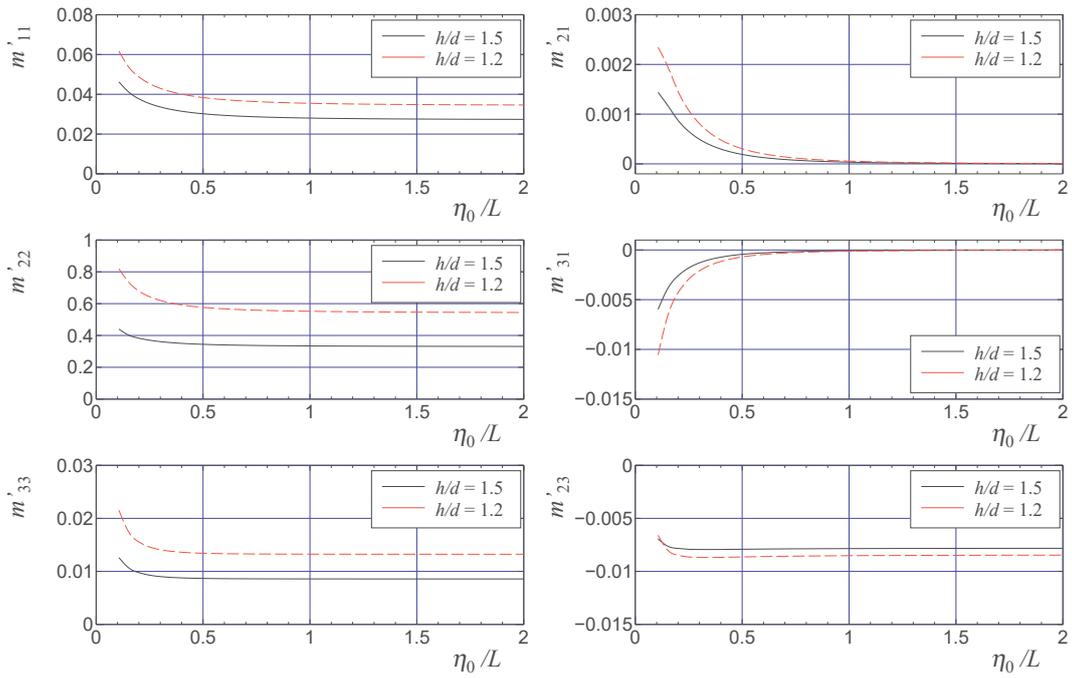


Fig. 7.4: Variation of added mass with ship-bank distance

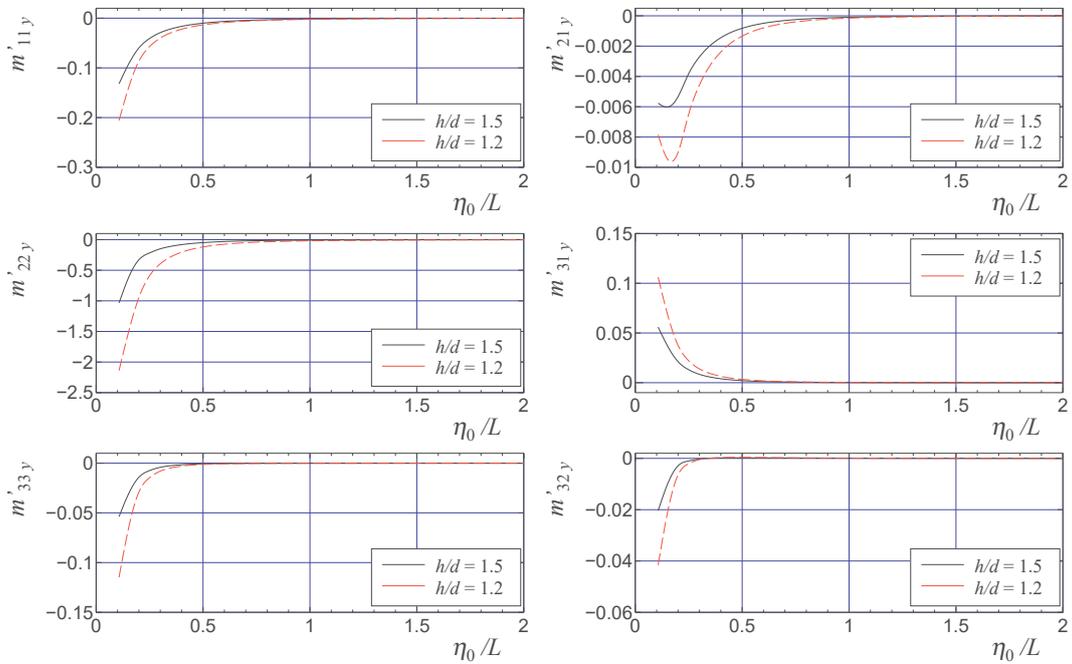


Fig. 7.5: Variation of added mass derivative terms with ship-bank distance

### 7.2.3 岸壁吸引力

岸壁近傍を直進航行する時の岸壁吸引力 ( $D_{11}^{(1)}, D_{11}^{(2)}, D_{11}^{(3)}$ ) を把握するため、船体・岸壁間距離  $\eta_0/L$  と船速を系統的に変化させた拘束模型試験を実施した。この時の空間固定座標系は、Fig.7.6 のように定義する。試験条件について、以下に記載する。

- 水深は、 $h/d = 1.5$  と  $1.2$  の2種類とする。
- 船速は、 $F_n = 0.031$  (0.170 m/s) に加えて、 $F_n = 0.04$  (0.217 m/s),  $F_n = 0.06$  (0.325 m/s) の3船速とする。
- 船体・岸壁間距離  $\eta_0/L$  は、0.105~1.5の間で系統的に変化させる。その時の主船体に作用する前後力  $X$ , 横力  $Y$ , 回頭モーメント  $N$  を計測する。

Fig.7.7 に、直進航行時における岸壁吸引力 ( $D_{11}'^{(1)}, D_{11}'^{(2)}, D_{11}'^{(3)}$ ) の解析結果を示す。 $D_{11}'^{(1)}$  と  $D_{11}'^{(2)}$  は  $\rho Ld$ ,  $D_{11}'^{(3)}$  は  $\rho L^2d$  で割ることで無次元化しており、' は無次元化された値であることを示している。 $h/d = 1.5$  の前後力  $D_{11}'^{(1)}$  は、 $\eta_0/L > 0.4$  まではばらつきは見られるが、大きな抵抗増加は見られず影響は小さい。それよりも岸壁に接近した場所を航行する場合、 $\eta_0/L$  の変化に応じて船体抵抗は増加する。 $h/d = 1.2$  では、 $\eta_0/L = 0.8$  付近から岸壁影響による船体抵抗の増加し、それは岸壁に接近するほど大きくなる。最も接岸した所 (本試験では  $\eta_0/L = 0.105$ ) では、船体抵抗は岸壁影響により約2倍増加する。前後力に生じる岸壁影響は、水深が浅くなる程顕著に見られる。 $h/d = 1.5$  の横力  $D_{11}'^{(2)}$  は、 $\eta_0/L > 0.6$  まではほとんど岸壁影響による横力増加はほとんど見られない。それよりも岸壁に接近すると、横力の絶対値は増加し、岸壁影響は顕著に見られる。本実験では、船体左舷側に岸壁模型が存在する為、船体は岸壁に引き寄せられる方向に付加横力が作用することになる。さらに水深が浅い  $h/d = 1.2$  でも、 $h/d = 1.5$  と同様の傾向が見られる。ただし、最も接岸した時の横力の絶対値は、 $h/d = 1.5$  の時よりも小さい。岸壁影響による横力の増加は、前後力の場合とは異なり、水深が浅くなるほど作用する付加横力は大きくなるとは一概には言えない。また  $F_n = 0.031$  の横力は、他の2つの船速と比較するとばらつく傾向がある。回頭モーメント  $D_{11}'^{(3)}$  は、どちらの水深でも  $\eta_0/L > 0.8$  までは  $D_{11}'^{(2)}$  と同様にほとんど変化しない。それよりも接岸すると、回頭モーメントは急激に増加する。その増加は  $D_{11}'^{(2)}$  よりも顕著に見られる。本実験では、接岸に伴う付加回頭モーメントは正方向に増加しており、これは岸壁から船首を離すような方向に回頭モーメントが作用することになる。本研究においても、一般的に知られているバウアウトモーメントの傾向を確認できる。また  $h/d = 1.5$  の値と比べて、 $h/d = 1.2$  では最大3倍以上も  $D_{11}'^{(3)}$  は大きく、付加回頭モーメントの増加は水深に依存する。岸壁近くを航行する船の岸壁吸引力について、特に  $D_{11}'^{(3)}$  が大きく寄与しているといえる。後述するシミュレーション計算には、これらの変化を図中で示した通り近似 (fitting) して組み込む。

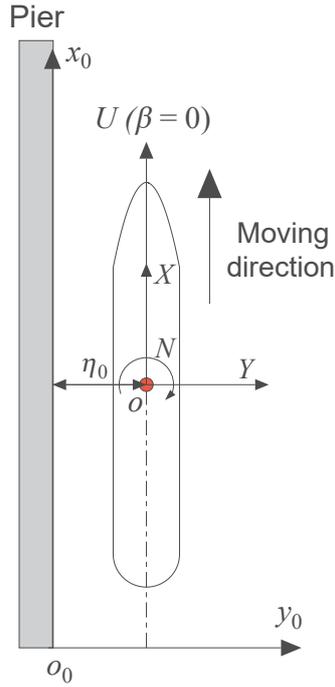


Fig. 7.6: Coordinate systems for close to pier in straight moving

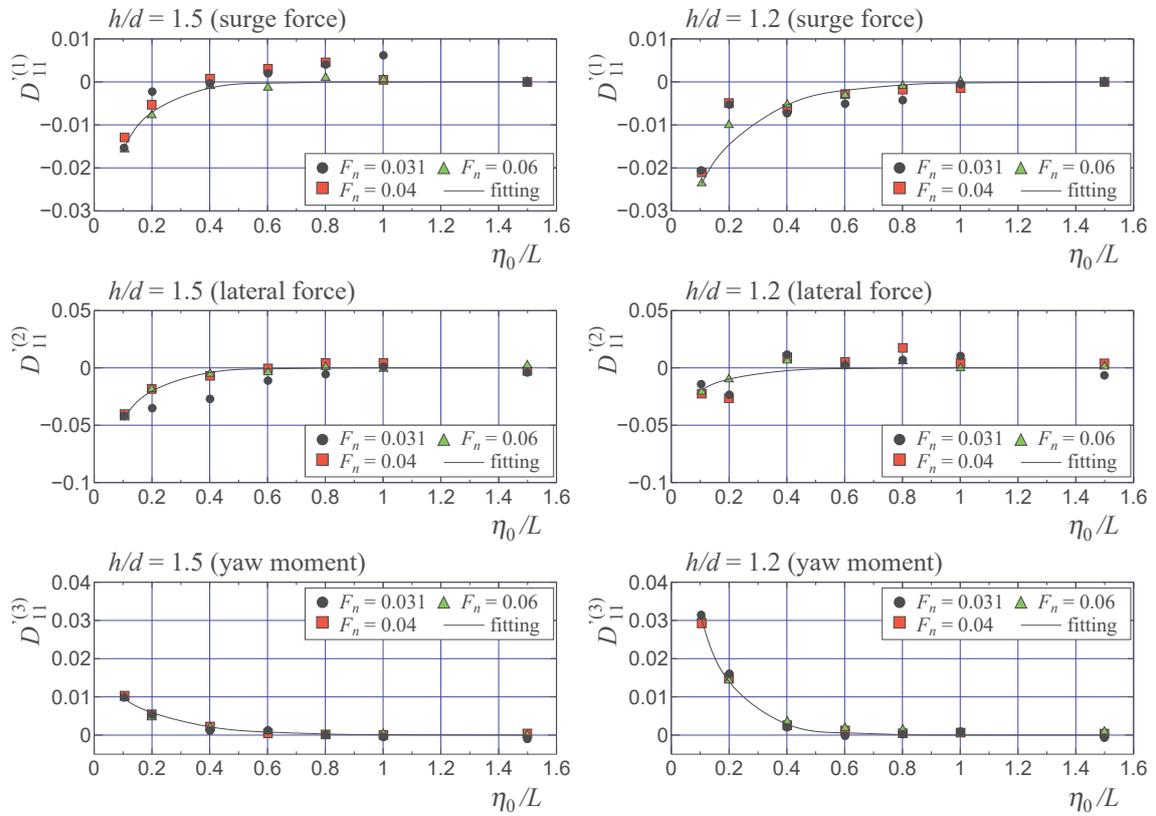


Fig. 7.7: Experimental results of bank suction force and bow out moment

### 7.3 拘束模型試験結果：離着岸時の過渡応答

Figs.7.8~7.10 に、着岸時に作用する過渡的な船体流体力 ( $X', Y', N'$ ) を示す。計測された力は  $(\rho/2)LdU_0^2$ , モーメントは  $(\rho/2)L^2dU_0^2$  で割ることで無次元化されており、プライムは無次元化された値である。なお  $U_0 = 0.170$  である。図中、Eq.(7.6) から算出した船体流体力の推定値 (Cal. (with  $F_B$ ) と表記) と、比較のため岸壁影響や付加質量変化を考慮していない船体流体力の推定値 (Cal. (w/o  $F_B$ ) と表記) を記載している。着岸時の  $X'$  は、 $\beta = +20^\circ$  のような比較的斜航角が小さい場合、定常時の実験結果は水深によらず推定値とよい一致を示している。実験値は岸壁に接岸していくと僅かに抵抗が増加する傾向があり、岸壁影響を考慮した推定値においても実験の傾向を捉えることができている。特に  $h/d = 1.5$  の場合、岸壁影響を考慮した推定値の方が、実験値を精度よく捉えることができている。斜航角が  $+45^\circ$  よりも大きくなる時、 $h/d = 1.5$  の推定値では実験で見られた変化の傾向を捉えることができている。ただし  $h/d = 1.2$  では、 $h/d = 1.5$  と比べると実験値と推定値の誤差は大きく、実験と比べて推定値は低くなる (抵抗が大きい) ような傾向がある。また斜航角が大きい場合は、主船体に作用する抵抗値も同時に大きくなることから、岸壁影響考慮の有無が推定値に及ぼす影響は相対的に小さくなる。着岸時の  $Y'$  は、実験では概ね  $\eta_0/L = 0.6$  よりも接岸すると主船体に作用する横力は増加し、接岸を妨げるような流体力が作用することが確認できた。横力の増加は、水深が浅くなる、または斜航角が大きくなるほど、その増加量が大きくなる傾向にある。岸壁影響を考慮した推定値も、実験で見られた接岸に伴う横力の増加を定性的には捉えることができている。しかしながら、その増加量は実験値と比べるとかなり小さい。着岸時の  $N'$  は、 $Y'$  と同様に接岸するに従いその値は増加しており、岸壁から船首を離すような方向に回頭モーメントが作用している。岸壁影響を考慮した推定値も、接岸に伴い  $N'$  が増加するような傾向を捉えることができている。ただし、実験値と比べると  $Y'$  と同様に推定値は小さくなる。さらに  $h/d = 1.5$  の大斜航状態の推定値は、比較的实验値を定量的に捉えることができている。着岸時での  $X', Y', N'$  全てに共通した変化の特徴としては、加速を開始して定常速度になった後や、 $\eta_0/L < 0.2$  の減速が始まってから停止するまでの間、実験で計測された流体力には遅れが生じ、変動を続ける所にある。これは斜航角が大きくなるほど、この遅れは顕著に見られる。運動方程式を元に計算した理論値は、減速が始まり船速が遅くなるに従って船体流体力も小さくなるという傾向を示しているが、この遅れまでは捉えることができていない。

Figs.7.11~7.13 に、離岸時に作用する過渡的な船体流体力 ( $X', Y', N'$ ) を示す。離岸時の  $X'$  は、着岸時と同様に  $\beta = -20^\circ$  の推定値は、定常時での実験値を精度よく捉えることができている。さらに  $h/d = 1.5$  の推定値は、斜航角の違いによらず、定常状態では実験値の傾向を定性的に捉えることができている。また  $\eta_0/L < 0.2$  の離岸直後の加速状態において、岸壁影響を考慮した推定値は考慮前よりも実験値に近くなる。 $h/d = 1.2$  の実験値は、大斜航状態では計測にばらつきが見られ、離岸後定常になってから  $X'$  が一度推力側に振れたのち、値は定常状態に向かう低下していく傾向がある。離岸時の  $Y'$  は、 $h/d = 1.5$  の  $\beta = -20^\circ$  のような斜航角が比較的小さい場合、岸壁影響を考慮した推定値は実験値の変化を精度よく捉えることができている。ただしそれよりも斜航角が大きい、もしくは水深が浅いような時では、実験値と比べて推定値の方が横力の絶対値は小さい。離岸時の  $N'$  では、どちらの水深においても  $\beta = -20^\circ$  の推定値は実験値の変化を定性的に捉えることができている。 $h/d = 1.5$  の  $\beta = -60^\circ$  までは、推定値は実験値を概ね捉えることができている。ただしそれよりも斜航角が大きくなる、または水深が浅くなると、実験値の方が推定値と比べてその絶対値は明らかに大きくなっている。また  $N'$  は、岸壁影響の有無による推定値の違いは、 $Y'$  の場合と比べると小さくなる。着岸時と同様に、離岸時でも理論式から算出した推定値と比べて、実験値の船体流体力には定常速度に達した後も応答遅れが見られる。 $\eta_0/L > 0.2$  のように離岸開始から加速が終了し、船速が定常になった後も、加速により生じる流体力の変動が残っており、特に大斜航状態では  $\eta_0/L$  が 0.4 を超えた後までその影響が及ぶ場合がある。着岸時と比べて、離岸

時の方が横移動に生じる履歴影響を顕著に受けていることがわかる。

Fig.7.14 に、 $\beta = 20^\circ$  における推定値と実験値の  $\eta_0/L = 0.3$  における流体力の比較を示す。これは着岸時には減速を開始する直前、離岸時は加速が終了し定常速度になる位置である。 $h/d = 1.5$  の  $X'$  は、着岸時では岸壁影響を考慮することで実験値と近くなる。離岸時と  $h/d = 1.2$  では、岸壁影響を考慮すると反対に実験値との誤差は大きくなる。また着岸時と離岸時の実験結果を比べると、どちらの水深でも離岸時の方が船体抵抗は小さく、 $h/d = 1.2$  では推力方向にさようしている。 $Y'$  は、どの条件においても岸壁影響を考慮すると僅かではあるが実験値と近くなる。 $h/d = 1.5$  の離岸は、推定値は実験値を捉えることができている。ただし、定量的に見ると推定値に対して実験値は最大約 1.5 倍大きくなることから、岸壁影響の考慮のみでは不十分である。 $h/d = 1.5$  の  $N'$  は、推定値は実験値と比べて小さいが、 $X'$  や  $Y'$  と比較するとそのオーダーを捉えることができている。ただし  $h/d = 1.2$  では、推定値に対して実験値の方が大きくなり、岸壁影響の考慮のみでは不十分である。

勝井らの CFD 計算 [40] によると、水深が浅くなる程真横移動時における負圧領域は大きくなることが示されている。これを参考にすると、着岸時は船体・岸壁間が正圧になるのに対し、離岸時は負圧となる。さらに新谷ら [23] は、CFD 計算により離着岸時には履歴影響による応答遅れに関して示唆している。一般に離着岸のような大斜航状態では、船体後方に渦が発生することで履歴影響が生じる。特に離岸時では、船体と岸壁間の狭い空間に後方渦が発生する事から、着岸時よりも大きな履歴影響が生じたと考えられる。本実験においても、水深がより浅い  $h/d = 1.2$  の方が履歴影響による応答遅れが顕著に見られる。浅水域における離着岸シミュレーション計算を高精度で行うには、船体に作用する履歴影響を無視することができない為、将来的に Free-run CFD 等による検討が必要になる。

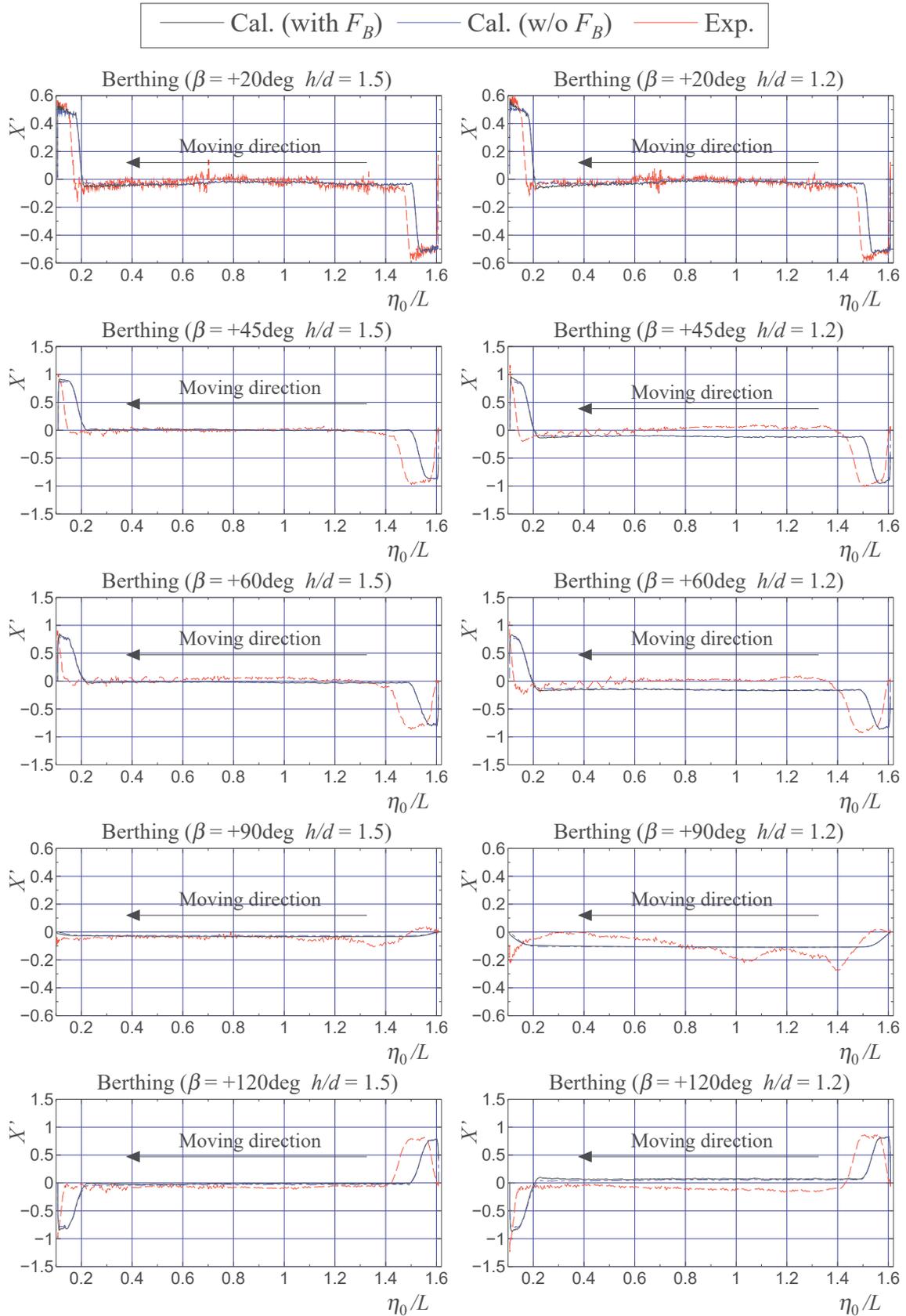


Fig. 7.8: Experimental result and estimated value of surge force  $X$  while berthing (left:  $h/d = 1.5$ , right:  $h/d = 1.2$ )

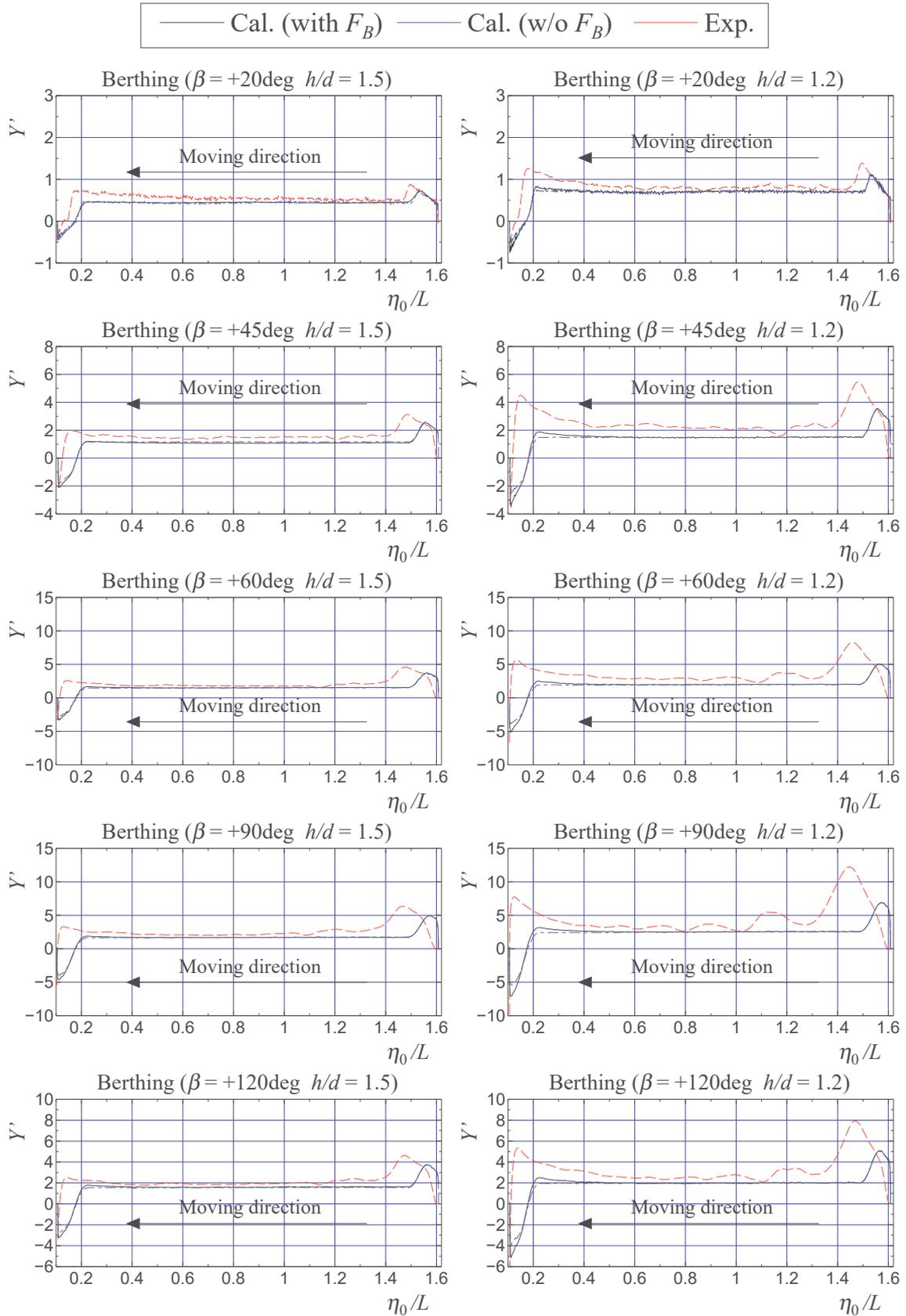


Fig. 7.9: Experimental result and estimated value of lateral force  $Y$  while berthing (left:  $h/d = 1.5$ , right:  $h/d = 1.2$ )

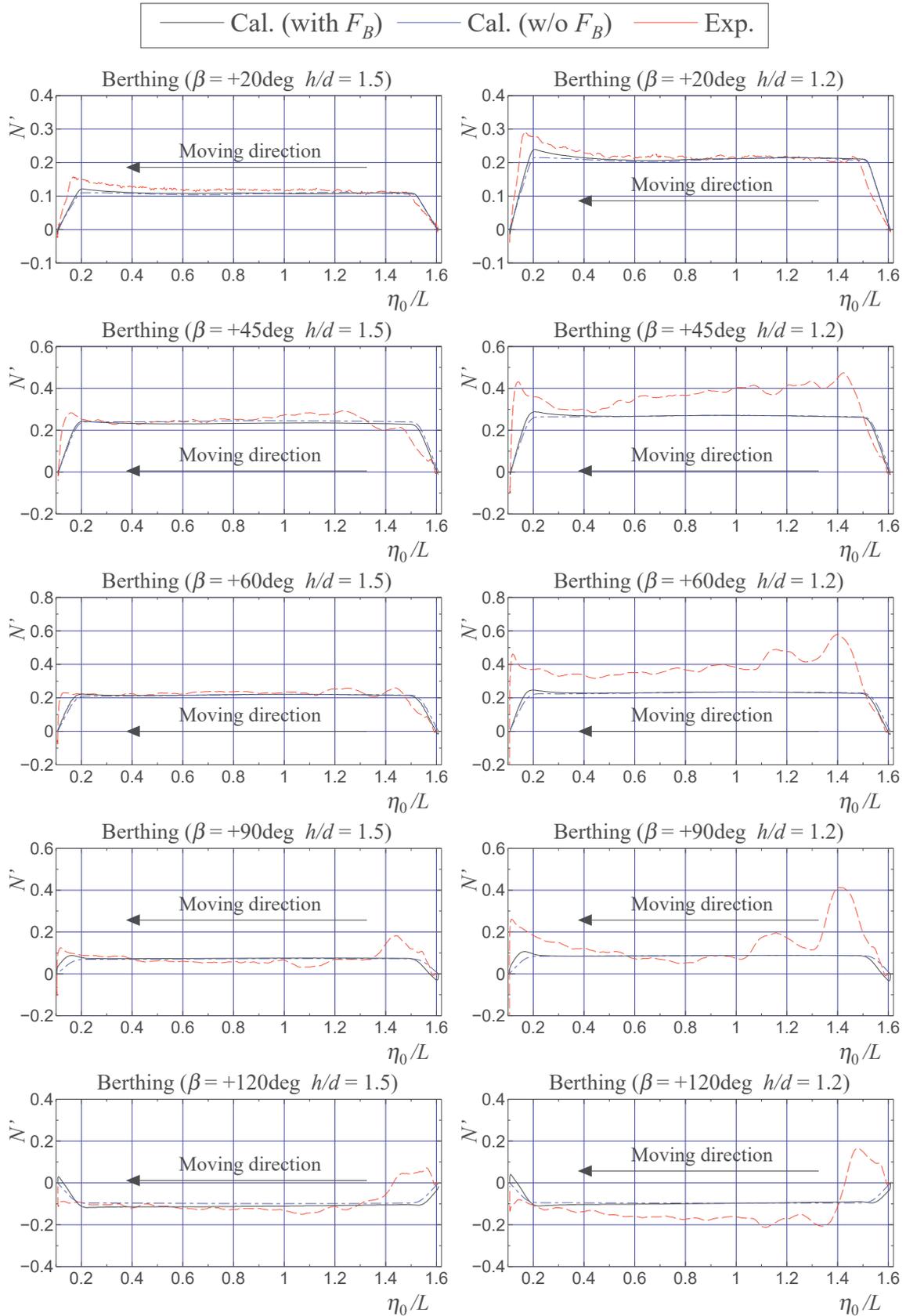


Fig. 7.10: Experimental result and estimated value of yaw moment  $N$  while berthing (left:  $h/d = 1.5$ , right:  $h/d = 1.2$ )

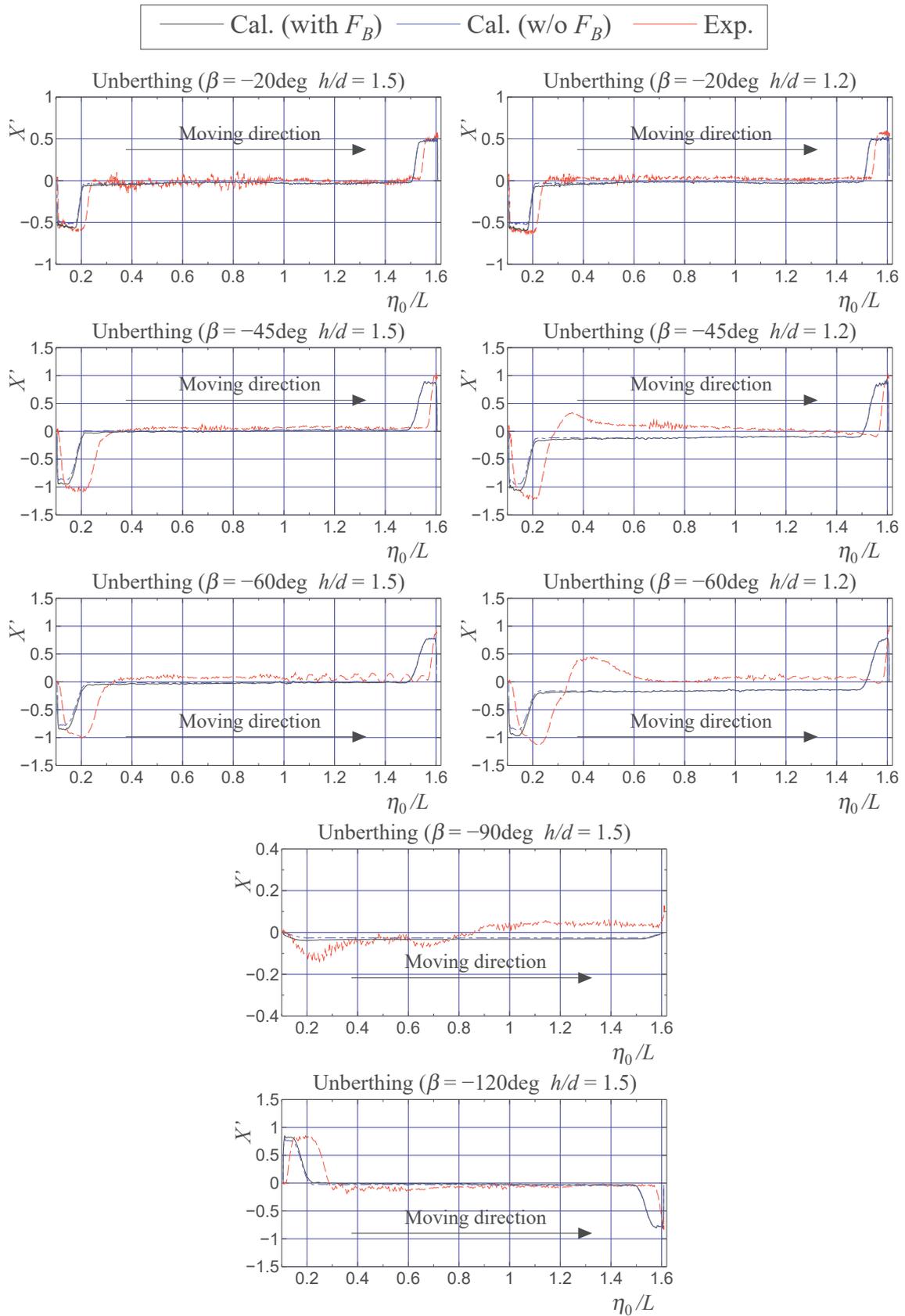


Fig. 7.11: Experimental result and estimated value of surge force  $X$  while unberthing (left:  $h/d = 1.5$ , right:  $h/d = 1.2$ )

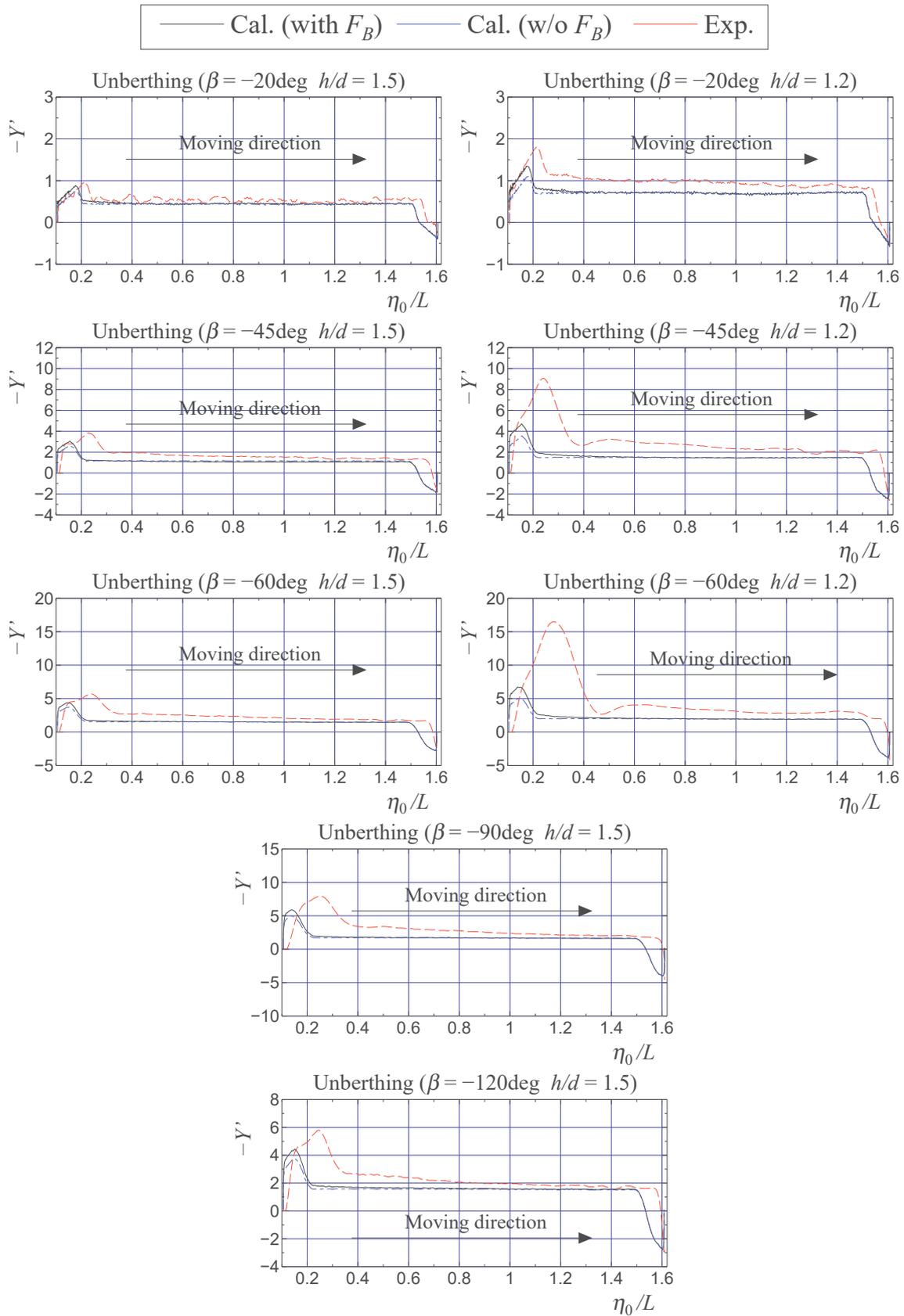


Fig. 7.12: Experimental result and estimated value of lateral force  $Y$  while unberthing (left:  $h/d = 1.5$ , right:  $h/d = 1.2$ )

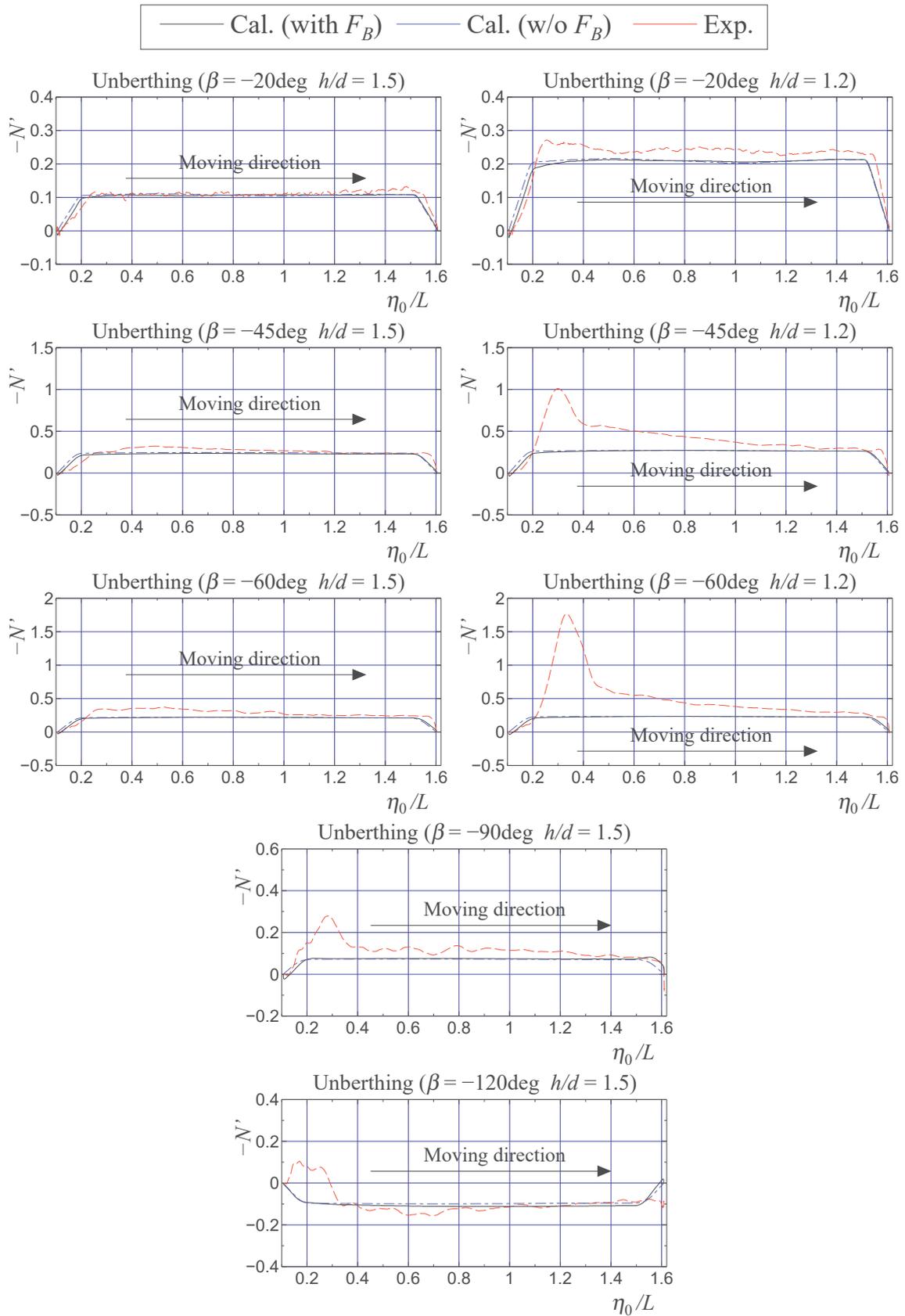


Fig. 7.13: Experimental result and estimated value of yaw moment  $N$  while unberthing (left:  $h/d = 1.5$ , right:  $h/d = 1.2$ )

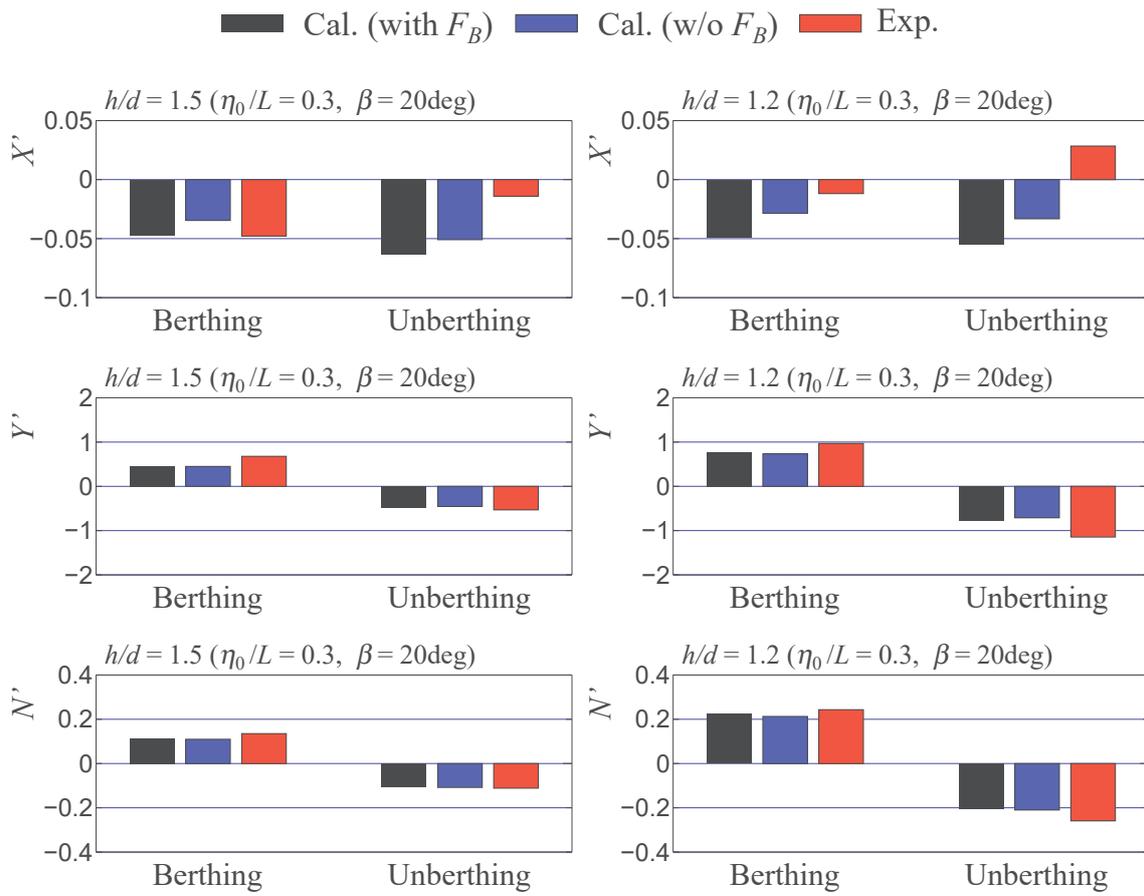


Fig. 7.14: Comparison of experimental and estimated value at  $\eta_0/L = 0.3$

## 7.4 岸壁影響による付加流体力

Figs.7.15, 7.16 に,  $\beta = \pm 20^\circ$  と  $\beta = \pm 90^\circ$  で離着岸する時に生じる岸壁影響による付加流体力 ( $F'_{B1}, F'_{B2}, F'_{B3}$ ) の変化を示す。これらは, 力は  $(\rho/2)LdU_0^2$ , モーメントは  $(\rho/2)L^2dU_0^2$  で割ること  
で無次元した値である。付加流体力は, どちらの  $\beta$  においても前後力と横力 ( $F'_{B1}, F'_{B2}$ ) はおよ  
そ  $\eta_0/L < 1.0$ , 回頭モーメント ( $F'_{B3}$ ) はおよそ  $\eta_0/L < 0.8$  から岸壁影響がに伴い, 流体力絶対値  
は増加する。 $\beta = \pm 20^\circ$  における前後力  $F'_{B1}$  は, 岸壁に接近するにつれて負方向に増大している。  
またその増加量の最大値は, どちらの水深においても離岸時の方がわずかに大きくなる。これは,  
岸壁吸引力  $D_{11}^{(1)}$  は着岸, 離岸によらず負の値となるため, 離岸を妨げる流体力に岸壁吸引力が作  
用するためである。 $\beta = \pm 20^\circ$  における横力  $F'_{B2}$  は, 着岸時は正, 離岸時は負方向に増大する。こ  
れは, 着岸時には着岸を妨げる方向に, 離岸時には離岸を妨げる方向に横力が作用することを示  
している。またその絶対値を比較すると, 離岸時の方が大きくなっている。これは,  $D_{11}^{(2)}$  は着岸,  
離岸によらず船体を岸壁にひきつける方向へ作用する為, 離岸時に付加質量の変化により作用す  
る付加流体力が同じ方向に作用している為であると考えられる。 $\beta = \pm 20^\circ$  における回頭モーメン  
ト  $F'_{B3}$  は, 正方向に増大している。回頭モーメントは, 接岸に伴う  $D_{11}^{(3)}$  の変動が大きく, 付加質  
量の変動よりもバウアウトモーメントによる影響を大きく受けていると考えられる。その最大値  
は着岸時の方が大きくなっており, 前述の拘束模型試験結果においても着岸時の方が回頭モーメ  
ントが接岸により大きく変動する傾向が見られた。本計算においても, 接岸に伴う流体力の変化  
を定性的に捉えることができている。

$\beta = \pm 90^\circ$  の場合は, 着岸と離岸で符号は反転するが, 流体力の大きさ自体は変わらない。これ  
は, 真横移動時は  $u = 0$  となるため, Eq.(7.4) において  $v^2$  の項しか存在しないことになる。これは  
偶関数であるため, 横方向速度  $v$  によらず同じ符号を取るようになる。そのため,  $u = 0$  では岸壁  
吸引力の影響は理論上受けず, 付加質量の変動のみが岸壁影響として現れることになる。

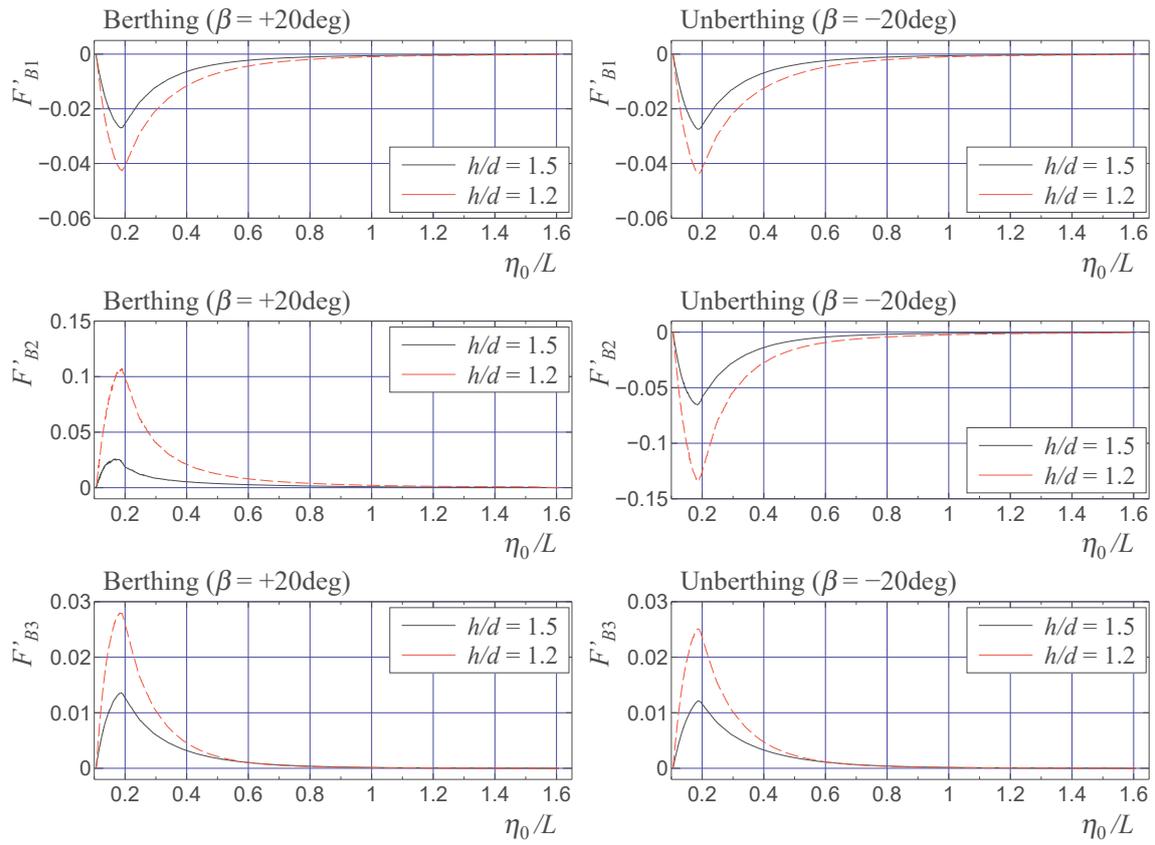


Fig. 7.15: Estimated results of added hydrodynamic force and moment owing to bank effect ( $\beta = \pm 20^\circ$ )

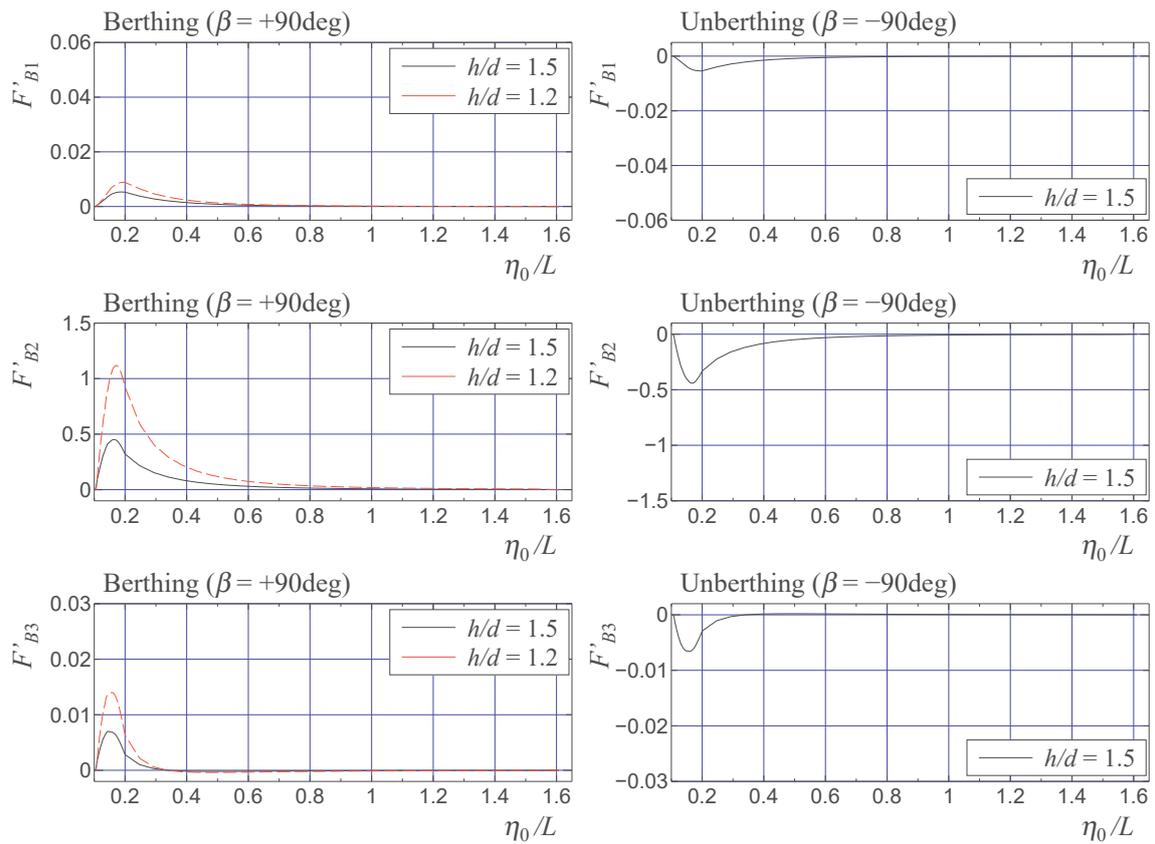


Fig. 7.16: Estimated results of added hydrodynamic force and moment owing to bank effect ( $\beta = \pm 90^\circ$ )

## 7.5 1次遅れを導入した履歴影響の推定

前述の拘束模型試験結果から、特に離岸時において計測された操縦流体力には履歴影響による応答遅れが生じることがわかった。本章では、Eq.(7.6)で示される推定値に1次遅れとむだ時間モデルを導入し、離着岸時に生じる履歴影響を近似的に捉える手法について提案する。

### 7.5.1 1次遅れとむだ時間系のモデル

1次遅れとむだ時間系では、制御対象を次式で近似したモデルが用いられる。

$$A(s) = \frac{K}{1 + T_1 s} e^{-L_1 s} B(s) + D(s) \quad (7.7)$$

ここで、 $K$ はシステムゲイン、 $T_1$ は時定数、 $L_1$ はむだ時間を表したシステムパラメータである。 $A(s)$ 、 $B(s)$ 、 $D(s)$ はそれぞれ制御量、操作量、外乱を表す。ただし、実際にモデルに実装するのはこの伝達関数ではなく、その微分方程式となる。微分方程式は、次式で表される。

$$a(t) + T_1 \frac{da(t)}{dt} = Kb(t - L_1) \quad (7.8)$$

$a$ は遅れを考慮した出力値、 $b$ は入力値(即ち  $X, Y, N$ )である。Eq.(7.8)を後進差分近似により離散化すると、次式を解くことにより求まる。

$$\begin{aligned} a(k) + T_1 \frac{a(k) - a(k-1)}{T_s} &= Kb(k - t_d - 1) \\ a(k) &= -c_1 a(k-1) + c_2 b(k - t_d - 1) \end{aligned} \quad (7.9)$$

ここで、

$$c_1 = -\frac{T_1}{T_s + T_1}, \quad c_2 = \frac{KT_s}{T_s + T_1}, \quad t_d = \frac{L_1}{T_s}$$

$T_s$ はサンプリング時間、 $k$ はサンプル時刻を表す。拘束模型試験における  $T_s$ は0.1 sであり、本計算もこの値を用いる。ここでは、 $K$ 、 $T_1$ 、 $L_1$ の3つのパラメータをそれぞれの条件ごとに算出し、履歴影響の近似を試みる。

### 7.5.2 履歴影響の推定

Figs.7.17~7.19に、着岸時における1次遅れを考慮した流体力の推定値とその実験値を示す。図中、“original”は1次遅れを考慮していない計算による推定値、“1st lag”は1次遅れを考慮した推定値であることを示している。着岸時の  $X'$  の推定値は、 $\eta_0 < 0.2$  の減速時に生じる流体力の履歴影響を、斜航角によらず1次遅れを導入することにより精度よく捉えることができている。また加速時も同様に、1次遅れを考慮した推定値は実験値で見られた流体力の応答遅れを捉えることができている。 $h/d = 1.5$ における定常時の  $X'$  は、どの斜航角においても推定値は、実験の計測結果を良い精度で捉えることができている。ただし  $h/d = 1.2$  の定常時は、 $\beta = +20^\circ$  では推定値は実験値を捉えることができているが、それよりも斜航角が大きくなると推定値と実験値では誤差が見られる。定常時における  $X'$  の変化の傾向は、水深が浅くかつ斜航角が大きい場合、1次遅れモデルだけでは十分ではない。着岸時の  $Y'$  の推定値は、加速時に生じる履歴影響による応答遅れを、どちらの水深においても捉えることができている。定常時の  $Y'$  は、 $h/d = 1.5$ では実験値の傾向を精度よく捉えることができている。ただし  $h/d = 1.2$ は、実験値と比べて推定値の方が  $Y'$  のオーダーは大きくなる。接岸に伴う減速時は、減速に伴う  $Y'$  の低下する場所の応答遅れについ

て、どの場合でも捉えることができている。また  $h/d = 1.5$  は、接岸に伴う横力の増加も推定値は捉えることができている。ただし  $h/d = 1.2$  の推定値は、定常時とは反対に接岸により生じる  $Y'$  の増加量は実験値と比べて小さくなるただし、original の推定値と比べると、1次遅れを考慮した方が流体力の推定精度は明らかに向上している。着岸時の  $N'$  の推定値は、斜航角が比較的小さい場合には、どちらの水深においても実験値で見られた応答遅れを精度よく捉えることができている。 $\beta \geq 90^\circ$  のような大斜航状態では、特に加速時に見られる  $N'$  の急激な上昇までは、1次遅れモデルではうまくとらえることができなかつた。

Figs.7.20~7.22 に、離岸時における1次遅れを考慮した流体力の推定値とその実験値を示す。離岸時の  $X'$  の推定値は、着岸時と同様に離岸開始の加速時に生じる流体力の応答遅れについては、どの斜航角においても実験値を精度よく捉えることができている。また加速時の  $X'$  は、特に斜航角が大きい場合 original の理論値よりもその絶対値は大きくなるが、1次遅れを導入することでその傾向を捉えることができている。 $h/d = 1.5$  では、推定値は定常時の流体力も概ね良い精度で捉えることができている。ただし  $h/d = 1.2$  では、 $\beta \leq -45^\circ$  のような大斜航状態で見られる、定常後に一度推力側へ  $X'$  が振れるような傾向は、1次遅れモデルでは捉えることができなかつた。離岸時の  $Y'$  の推定値は、水深や斜航角の違いによらず加減速時に生じる履歴影響による応答遅れを、1次遅れモデルを用いることで精度よく捉えることができている。 $h/d = 1.5$  での定常時の  $Y'$  は、推定値はどの斜航角でも実験値を良い精度で捉えることができている。ただし  $h/d = 1.2$  では、 $\beta = -20^\circ$  を除いて定常時における推定値は実験値よりも  $Y'$  は大きくなる。これは離岸時では水深が浅く、かつ斜航角が大きくなると、離岸後に  $Y'$  が増大する時のピーク値も大きくなり、ゆえに離岸直後と定常時との振れ幅も他と比べても大きくなる。その為、水深が浅く、かつ大斜航時では1次遅れモデルを用いた近似は精度が悪くなる。離岸時の  $N'$  の推定値は、 $h/d = 1.5$  の  $\beta \geq -60^\circ$  と  $h/d = 1.2$  の  $\beta = -20^\circ$  の条件下では、実験値での流体力の傾向を比較的精度よく捉えることができている。ただし、それよりも斜航角の絶対値が大きい場合、実験値の  $N'$  は加速開始後に跳ね上がるように増大する傾向が見られるが、1次遅れモデルではそのような複雑な変化の傾向まではうまく近似することができなかつた。

Fig.7.23 に、 $\beta = 20^\circ$  における推定値と実験値の  $\eta_0/L = 0.3$  における流体力の比較を示す。 $h/d = 1.5$  の  $X'$  は、離岸時では1次遅れを考慮することで実験値と近くなる。しかしながら、 $X'$  は定速状態では1次遅れの考慮はあまり影響はない。1次遅れを考慮した  $Y'$  は、どちらの水深、離着岸においても original と比べて実験値に近くなる。特に  $h/d = 1.2$  の場合は、1次遅れを考慮することにより実験値を精度良く捉えることができている。1次遅れを考慮した  $N'$  は、 $Y'$  と同様に original と比べて推定精度は向上していることがわかる。このことから、離着岸時に作用する主船体流体力を推定するにあたり、特に横力と回頭モーメントに生じる履歴影響による応答遅れの推定については、1次遅れモデルを導入することは有用であるといえる。

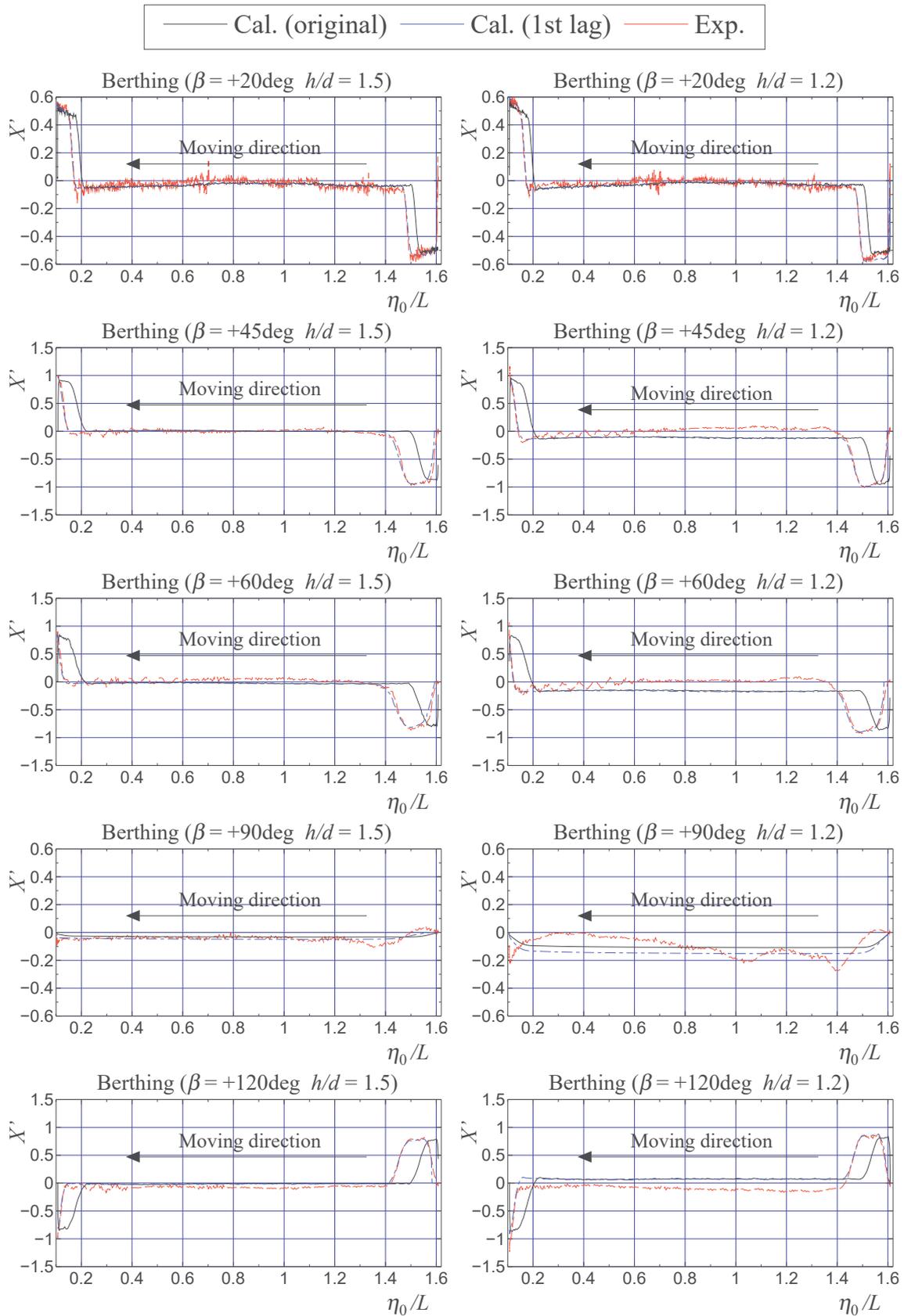


Fig. 7.17: Estimated value considering 1st order lag for memory effect of surge force  $X$  while berthing (left:  $h/d = 1.5$ , right:  $h/d = 1.2$ )

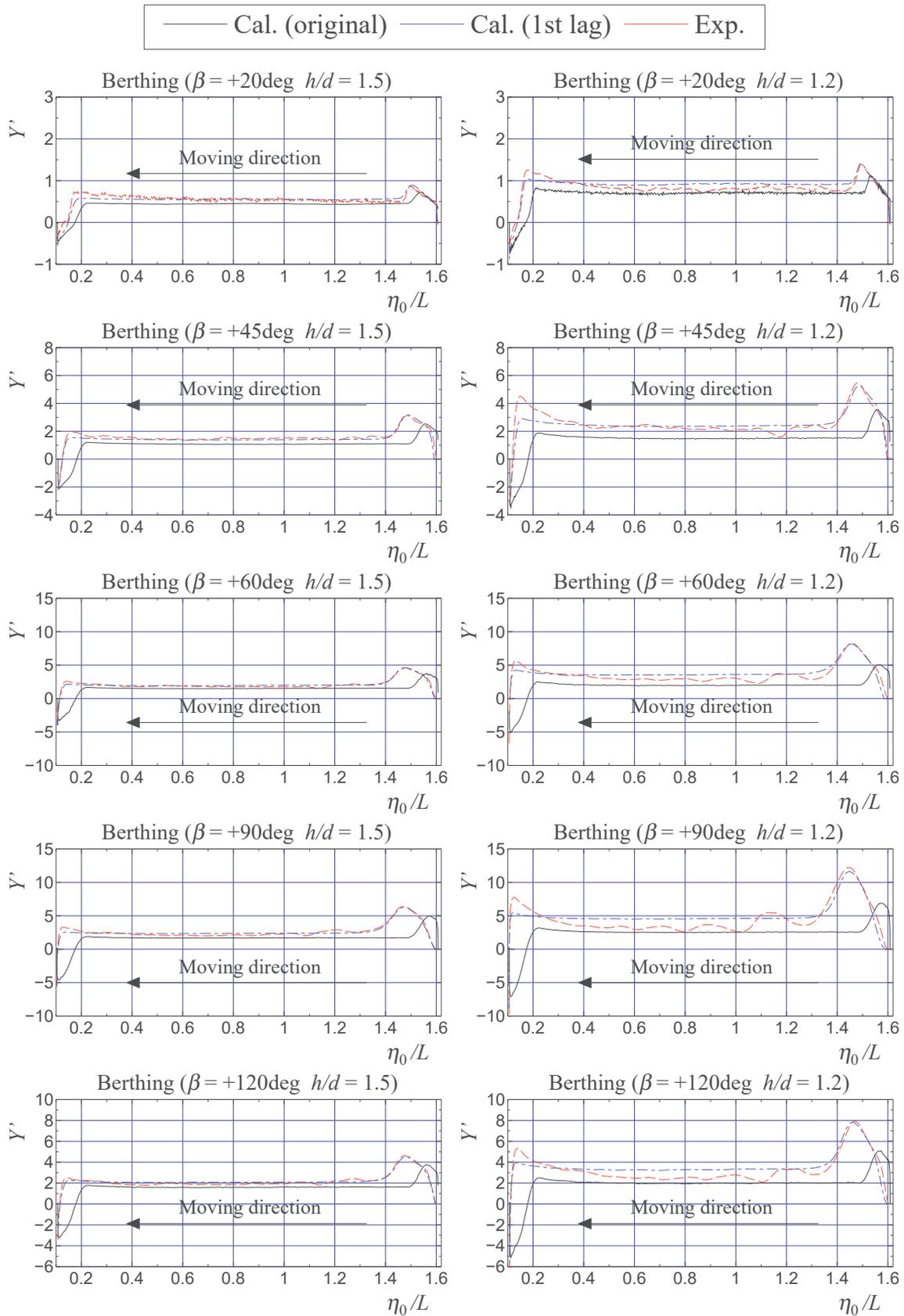


Fig. 7.18: Estimated value considering 1st order lag for memory effect of lateral force  $Y$  while berthing (left:  $h/d = 1.5$ , right:  $h/d = 1.2$ )

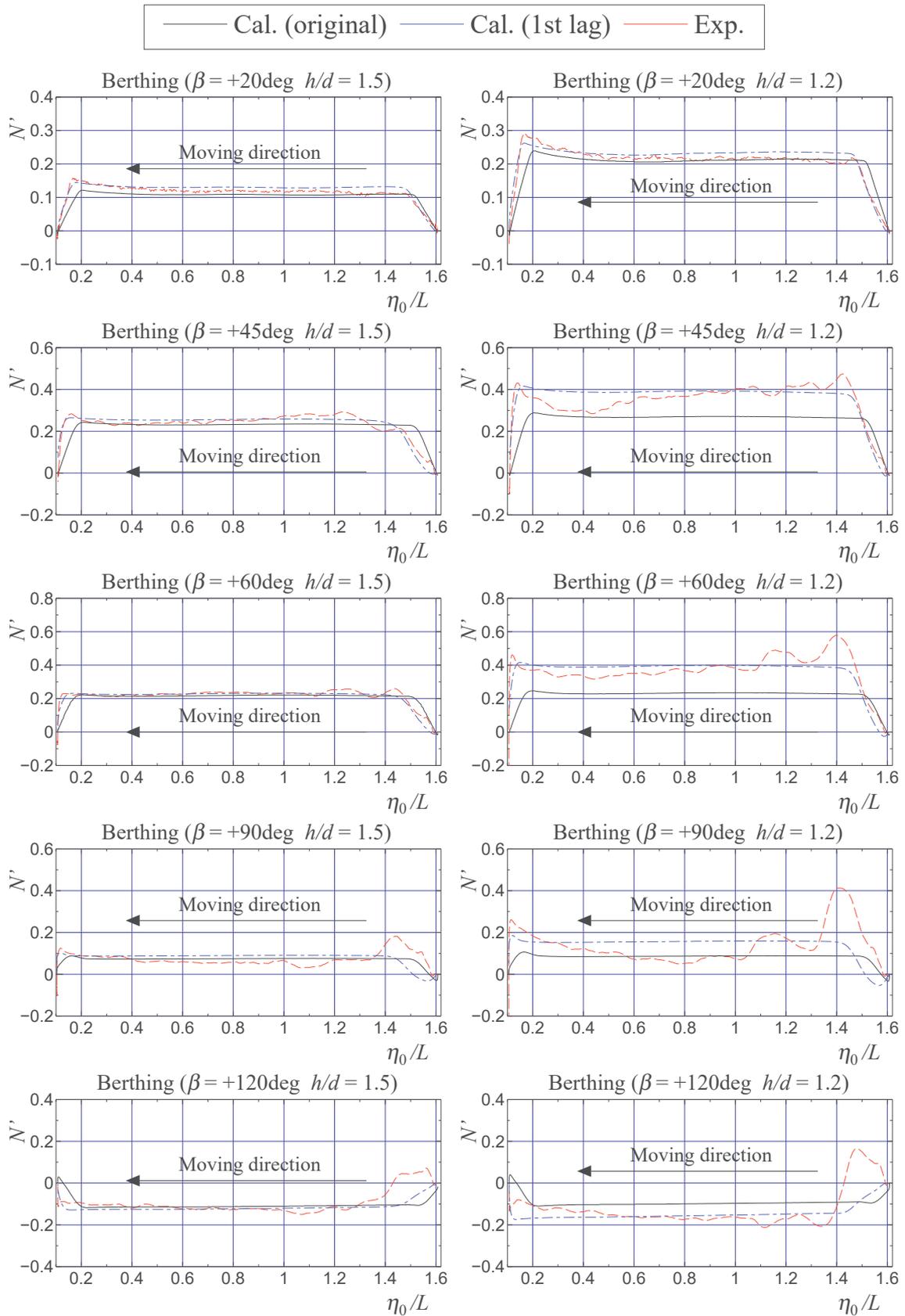


Fig. 7.19: Estimated value considering 1st order lag for memory effect of yaw moment  $N$  while berthing (left:  $h/d = 1.5$ , right:  $h/d = 1.2$ )

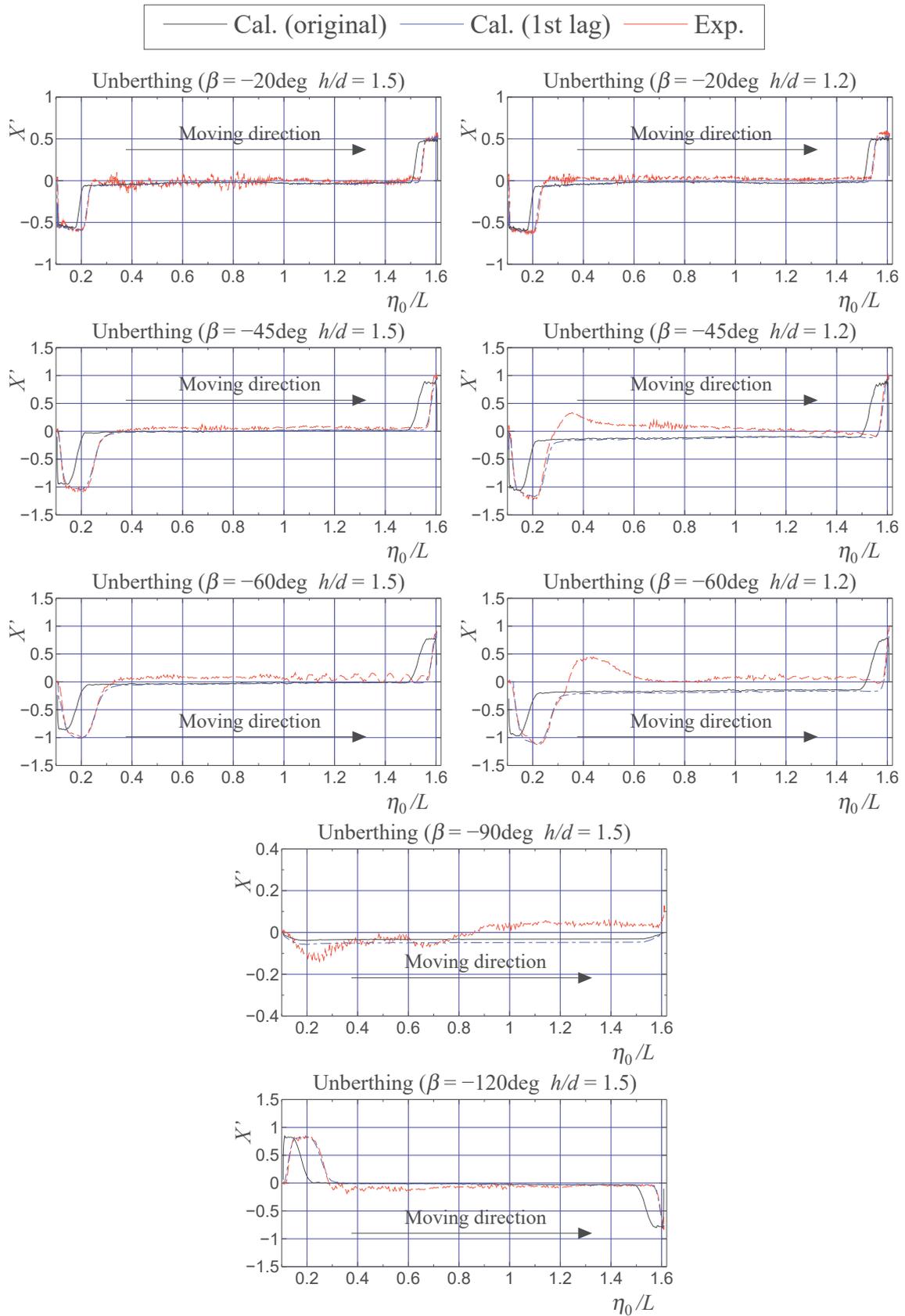


Fig. 7.20: Estimated value considering 1st order lag for memory effect of surge force  $X$  while unberthing (left:  $h/d = 1.5$ , right:  $h/d = 1.2$ )

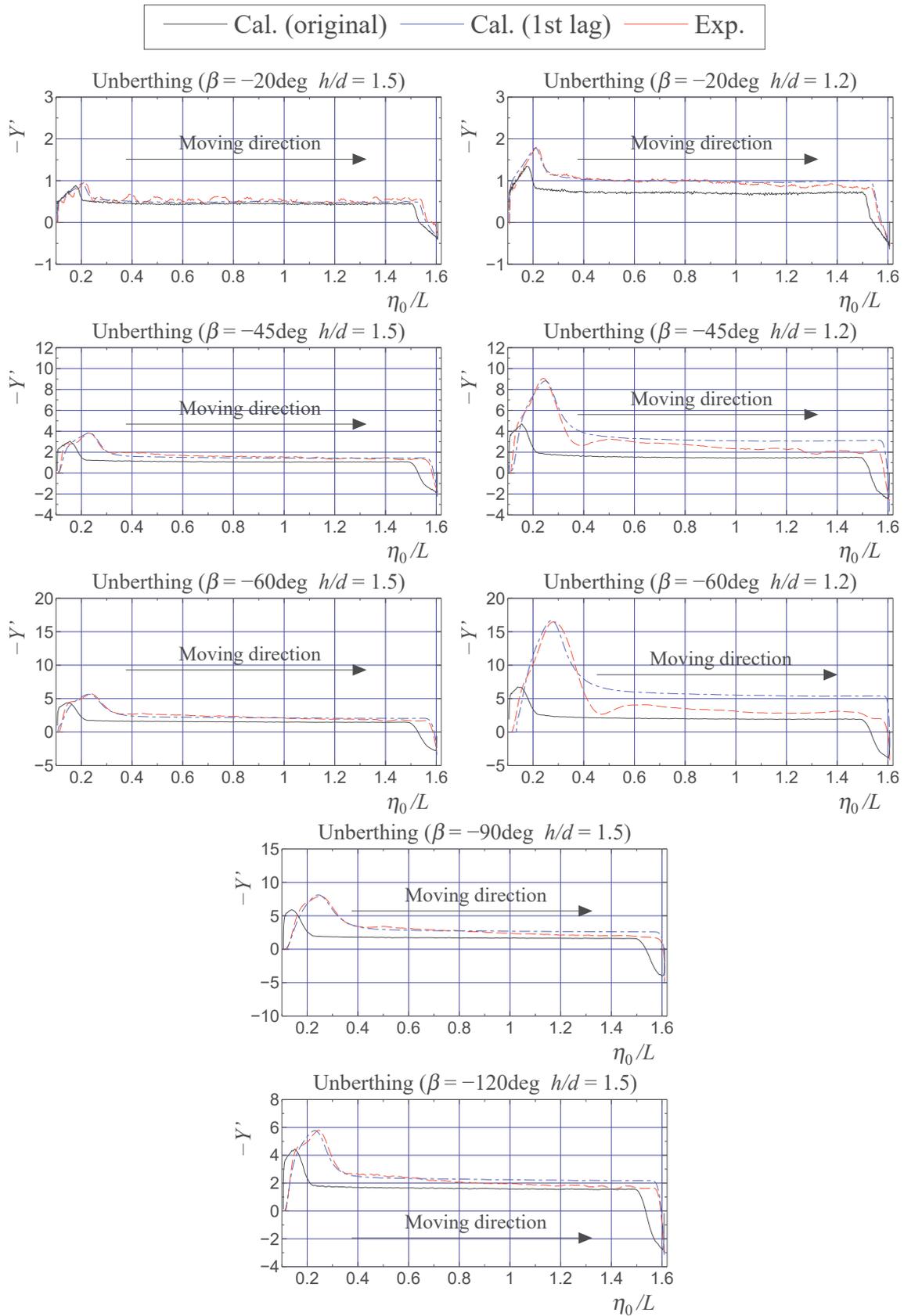


Fig. 7.21: Estimated value considering 1st order lag for memory effect of lateral force  $Y$  while unberthing (left:  $h/d = 1.5$ , right:  $h/d = 1.2$ )

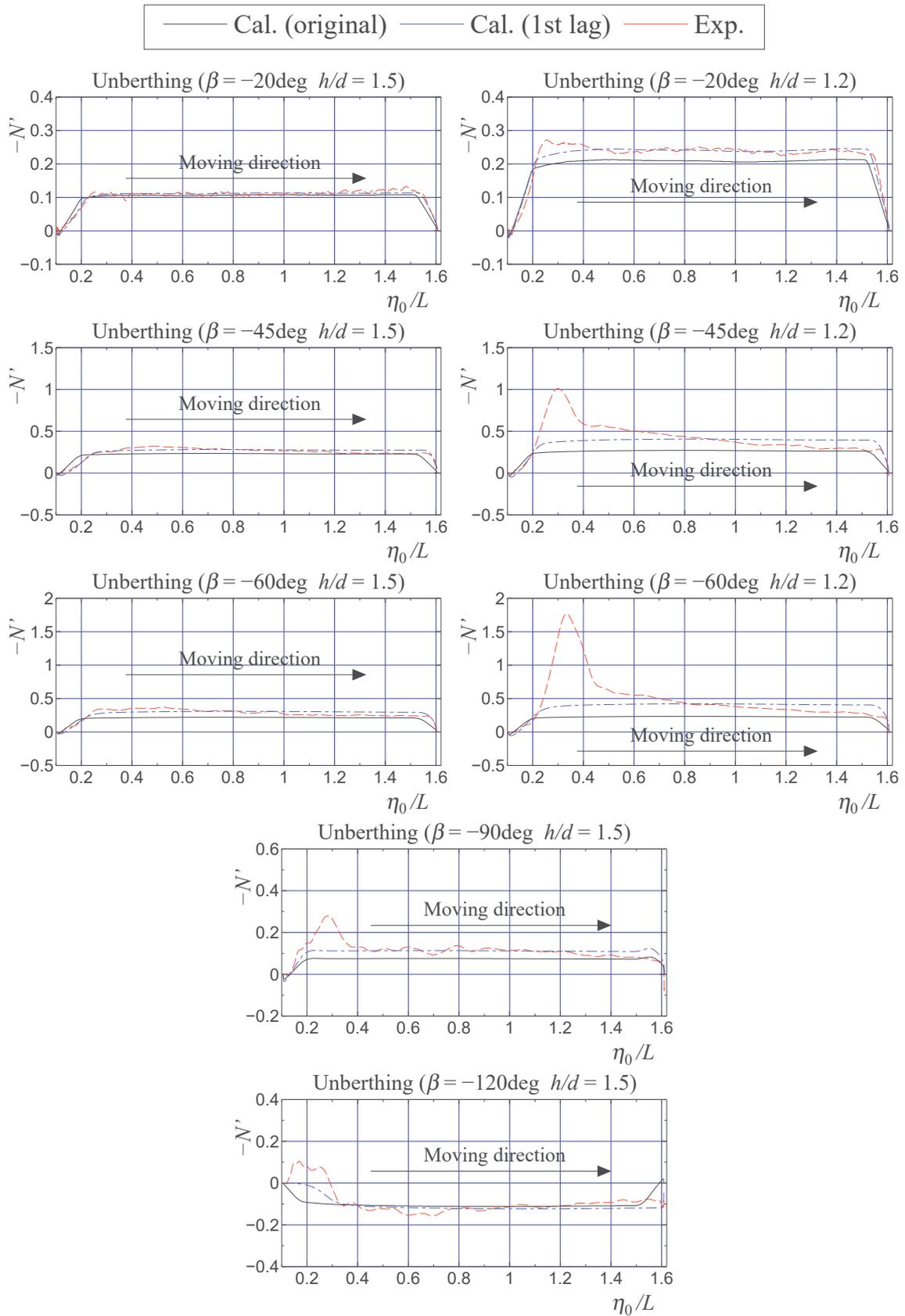


Fig. 7.22: Estimated value considering 1st order lag for memory effect yaw moment  $N$  while unberthing (left:  $h/d = 1.5$ , right:  $h/d = 1.2$ )

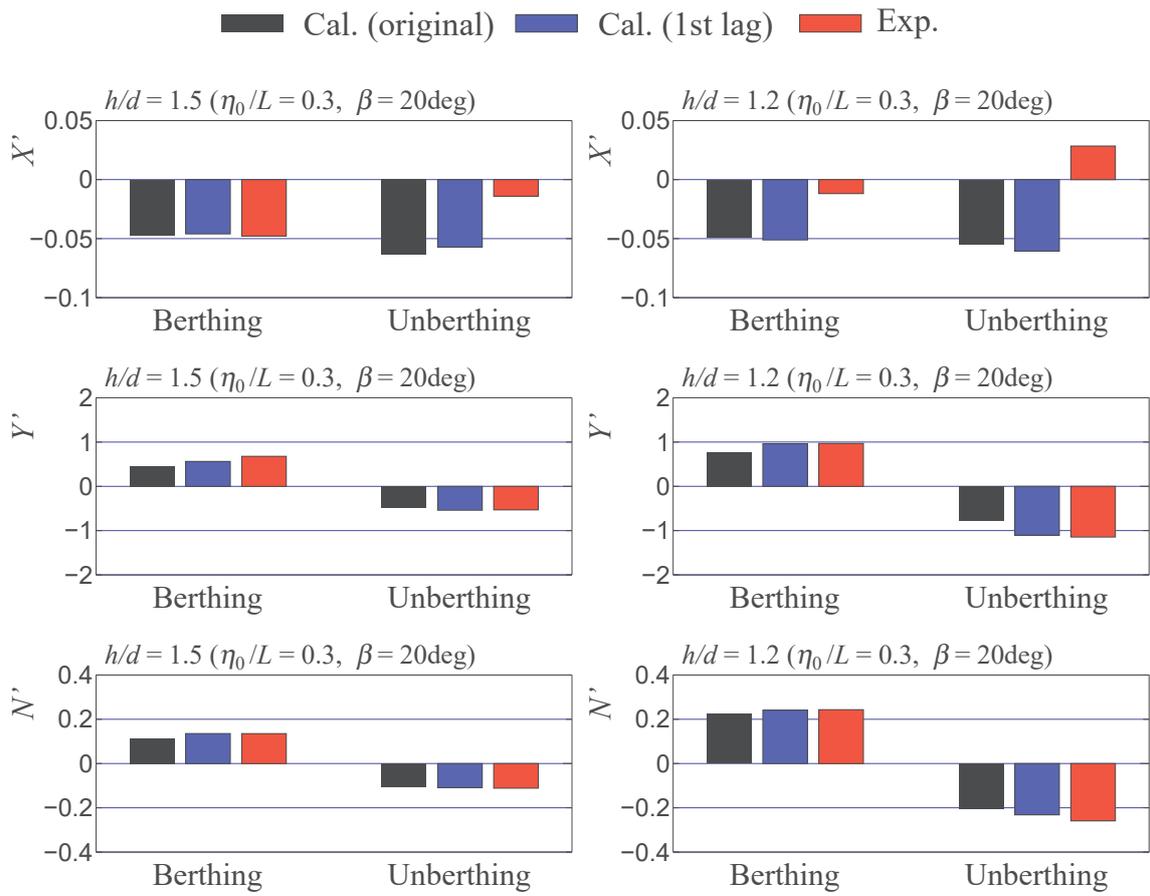


Fig. 7.23: Comparison of experimental and estimated value considering 1st order lag at  $\eta_0/L = 0.3$

Fig.7.24 に、1次遅れモデルで用いた前後力  $X'$ 、横力  $Y'$  ならびに回頭モーメント  $N'$  それぞれのシステムゲイン  $K$ 、時定数  $T_1$ 、むだ時間  $L_1$  の比較を示す。これらを導出するにあたり、まず拘束模型試験結果を元に、離着岸時に生じる流体力のピーク値に合うようにシステムゲインを決定する。次に、流体力の応答遅れに合わせて時定数やむだ時間のパラメータを決定し、過渡的な流体力を近似する。 $X'$  の  $K$  は、水深、離岸棧の違いによらず  $\beta = 90^\circ$  の時に少し大きくなるが、他はほとんど同じ値である。対して  $Y'$  と  $N'$  の  $K$  は、斜航角の増大に伴い値も増加し、 $\beta = 90^\circ$  の時に最も大きくなる。またゲインの大きさは、水深が浅い方が大きく、また着岸と比べて離岸の方が大きくなる。 $T_1$  は  $K$  と比べるとばらつきは大きく、斜航角による変化の傾向はつかみにくい。ただし、 $X'$  では  $0.5\text{ s}$ 、 $Y'$  と  $N'$  では  $1\text{ s}$  以内に収まっており、加速開始から定常になるまでは、水深や斜航角が異なっても時定数にはほとんど違いが生じない。 $L_1$  に関しては、 $X'$  では  $\beta = 90^\circ$  の時にほぼゼロになる。それ以外では、おおよそ  $1.5\sim 2.5\text{ s}$  の間を取る。 $Y'$  も同様に、 $g/d = 1.2$  離岸の  $\beta = 60^\circ$  を除いて、 $2\text{ s}$  前後である。 $N'$  は他と比べると少し低く、大半の値が  $1.0\sim 2.0\text{ s}$  の間となる。 $L_1$  は制御系のむだ時間を示しており、 $X'$  と  $Y'$  では original の推定値に対して  $2\text{ s}$  程度、 $N'$  は  $1.5\text{ s}$  程度のタイムラグが生じていることを示している。

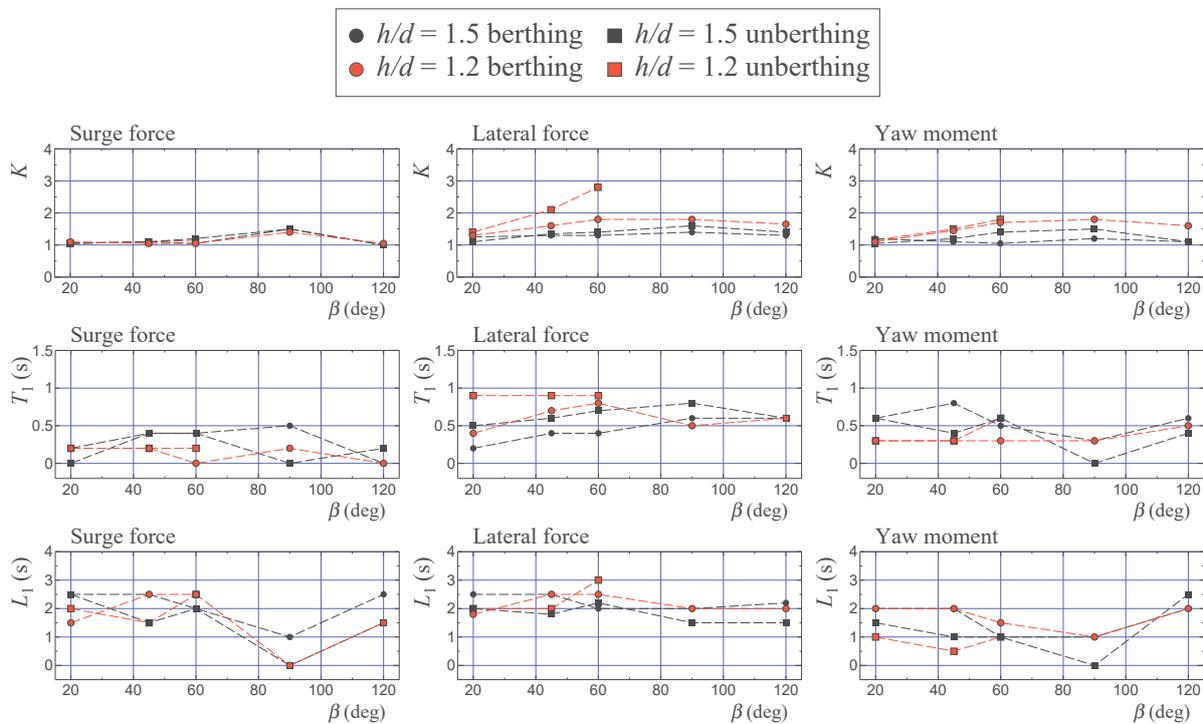


Fig. 7.24: Coefficients used in 1st order lag calculation

これらを纏めると、1次遅れモデルを導入することで、斜航角が比較的小さい場合には履歴影響により生じる流体力の応答遅れについて近似的によく捉えることができている。ただし斜航角が大きい場合や水深が浅い場合に生じる流体力の特異的な変化は、1次遅れモデルで近似するには精度が不十分であるといえる。また推定に用いた係数は、特に時間に関する係数 ( $T_1, L_1$ ) については、水深や斜航角が異なっても大きな違いは見られなかった。1次遅れモデルを用いて履歴影響を近似する時には、システムゲイン  $K$  のチューニングが重要になる。

## 7.6 履歴影響を考慮した離岸シミュレーション計算

Okuda et al. の低速運動モデル [25] に、Eq.(7.9) で示した 1 次遅れ制御モデルを導入して離岸シミュレーションを実施する。計算に用いる係数は、Okuda et al.[26] から引用しており、シミュレーション計算の開始位置は自由航走模型試験と同じである。Fig.7.24 で示したゲイン  $K$ 、時定数  $T_1$  ならびにむだ時間  $L_1$  は、斜航角ごとに補間し、計算に組み込んだ。Fig.7.25 に、離岸シミュレーション計算と自由航走模型試験の航跡を示す。図中、船影は横移動開始から 10 秒ごとの船の位置を示しており、凡例の Present は岸壁影響と 1 次遅れモデルを考慮した結果、Original は浅水影響のみ考慮した結果を意味する。 $h/d = 1.5$  の計算結果は、Present の航跡は Original と比べて自由航走模型試験結果と近くなり、計算精度は向上した。 $h/d = 1.2$  の計算結果は、 $h/d = 1.5$  と同様に Present の航跡の方が実験結果に近く、計算精度自体は向上している。ただし、 $h/d = 1.5$  と比べると、Present の計算結果より実験値の方が行き足は明らかに大きい。これは、Fig.7.20 で示した前後力  $X'$  で見られた、離岸開始後に  $X'$  が推力側に作用する傾向までは 1 次遅れモデルで捉えることができなかった為である。

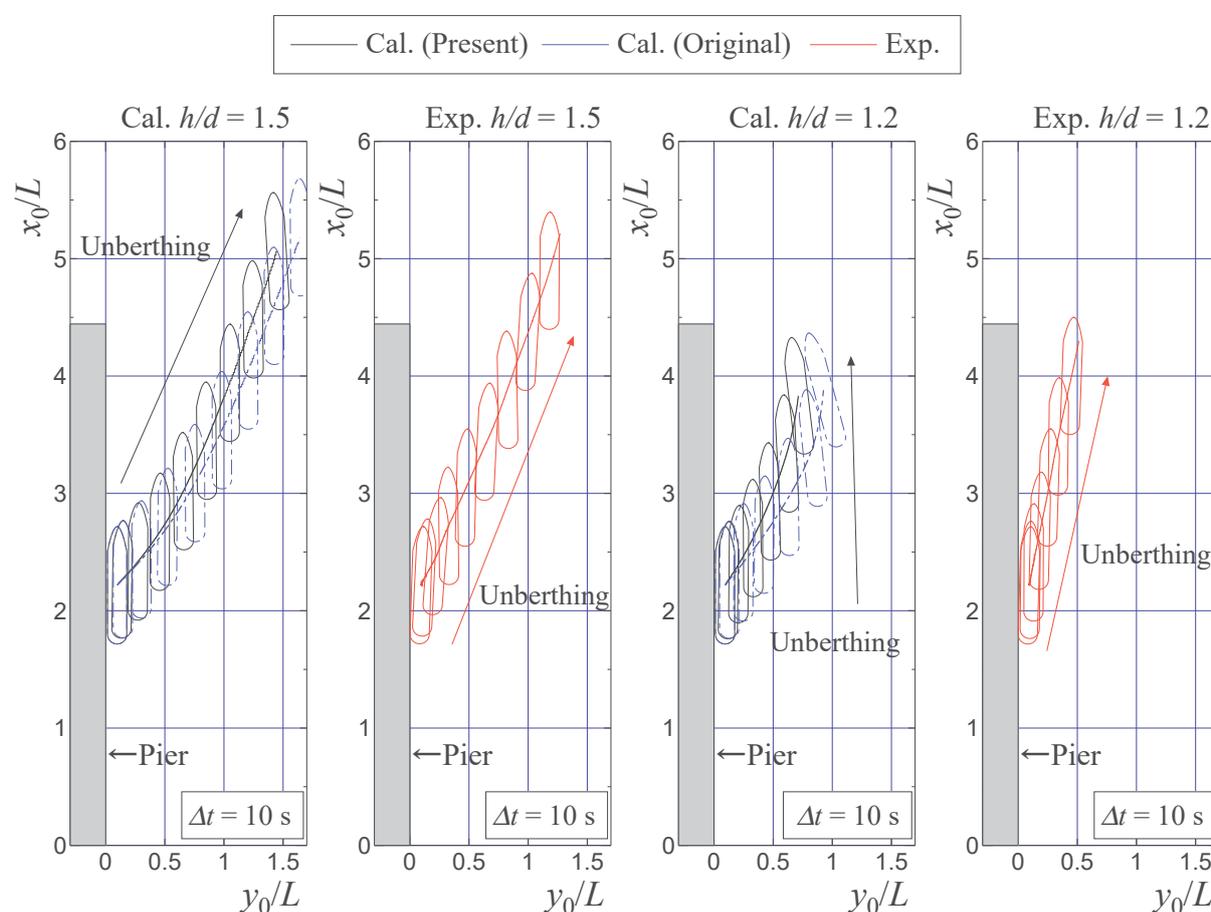


Fig. 7.25: Unberthing trajectories both calculations and experiments

離岸性能を定量的に把握するため、横移動変位  $y_s$  で評価する。ここで、 $y_s$  は次式で定義される [26]。

$$y_s(t) = |y_0(t) - y_0(t)| \quad (7.10)$$

Fig.7.26 に、水深ごとの  $y_s$  の時刻歴結果を示す。Original に対して、Present は実験値と近くなり、横移動開始から 50 s の地点で  $h/d = 1.5$  では約 39%、 $h/d = 1.2$  では約 45% の計算精度向上が見ら

れた。岸壁影響と1次遅れモデルを導入することで、離岸シミュレーション計算精度の大幅な向上が期待できる。ただし、前述の拘束模型試験結果において見られた、複雑な流体力の変化は1次遅れモデルでは捉えることができないため、将来的に Free-run CFD 等を併用することで精度向上が期待できる。

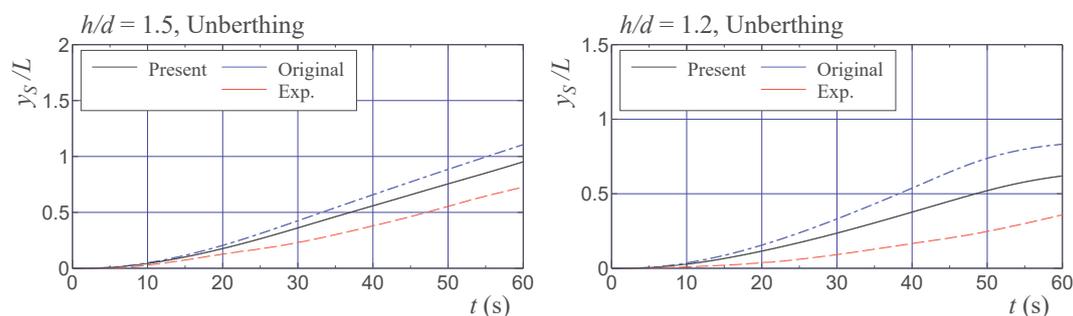


Fig. 7.26: Comparison of time histories of non-dimensional lateral distance

Fig.7.27 に、離岸時の斜航角  $\beta$ 、方位角  $\psi$ 、バウスラストインペラ回転数  $n_B$ 、プロペラ推力  $T$  ならびに舵直圧力  $F_N$  の時刻歴結果を示す。Present の  $\beta$  は、どちらの水深においても Original よりも実験値と近くなり、計算精度が向上していることがわかる。Present の  $\psi$  は、 $h/d = 1.5$  では Original と比べると方位の収束は遅い。実験値は離岸時では時間が経過しても方位があまり収束せず、 $\pm 5^\circ$  の範囲内を変動している。前章の着岸シミュレーション計算では、時間の経過に伴い方位は収束しているため、履歴影響を受けている為であると考えられる。変動のオーダーは実験値よりも小さいが、Present は定性的に捉えることができている。 $h/d = 1.2$  の Present は、およそ 50 秒後から回頭運動が見られるが、Original と比べると小さい。計算では、離岸直後の回頭モーメントが実験よりも小さく作用し、横移動しやすいことから横方向速度が大きく、バウスラストの容量を超えた為であると考えられる。Present の  $n_B$  は、Original と比べると実験結果と近くなる。 $h/d = 1.5$  の Present は、実験値の  $n_B$  変化を平均的に捉えることができている。 $h/d = 1.2$  では、Original と比べて精度は向上するが、実験値の方が小さな値となる。 $T$  の計算結果は、どちらも実験値を良い精度で捉えることができているが、時間が経過した後の変化は Present の方が精度よく推定できている。 $F_N$  の Present は、 $h/d = 1.5$  では Original と比べて実験値と近くなっており、特に 30 秒以降では良い一致を示している。対して  $h/d = 1.2$  は、どちらの計算結果も実験値よりその絶対値は大きくなっており、ゆえに横方向へ進みやすくなったと考えられる。また実験値の方が舵力は小さい為、ゆえにそれに釣り合う  $n_B$  も小さくなった。また実験値の舵力が小さくなった理由として、舵力にも履歴影響による応答遅れが生じている可能性がある。

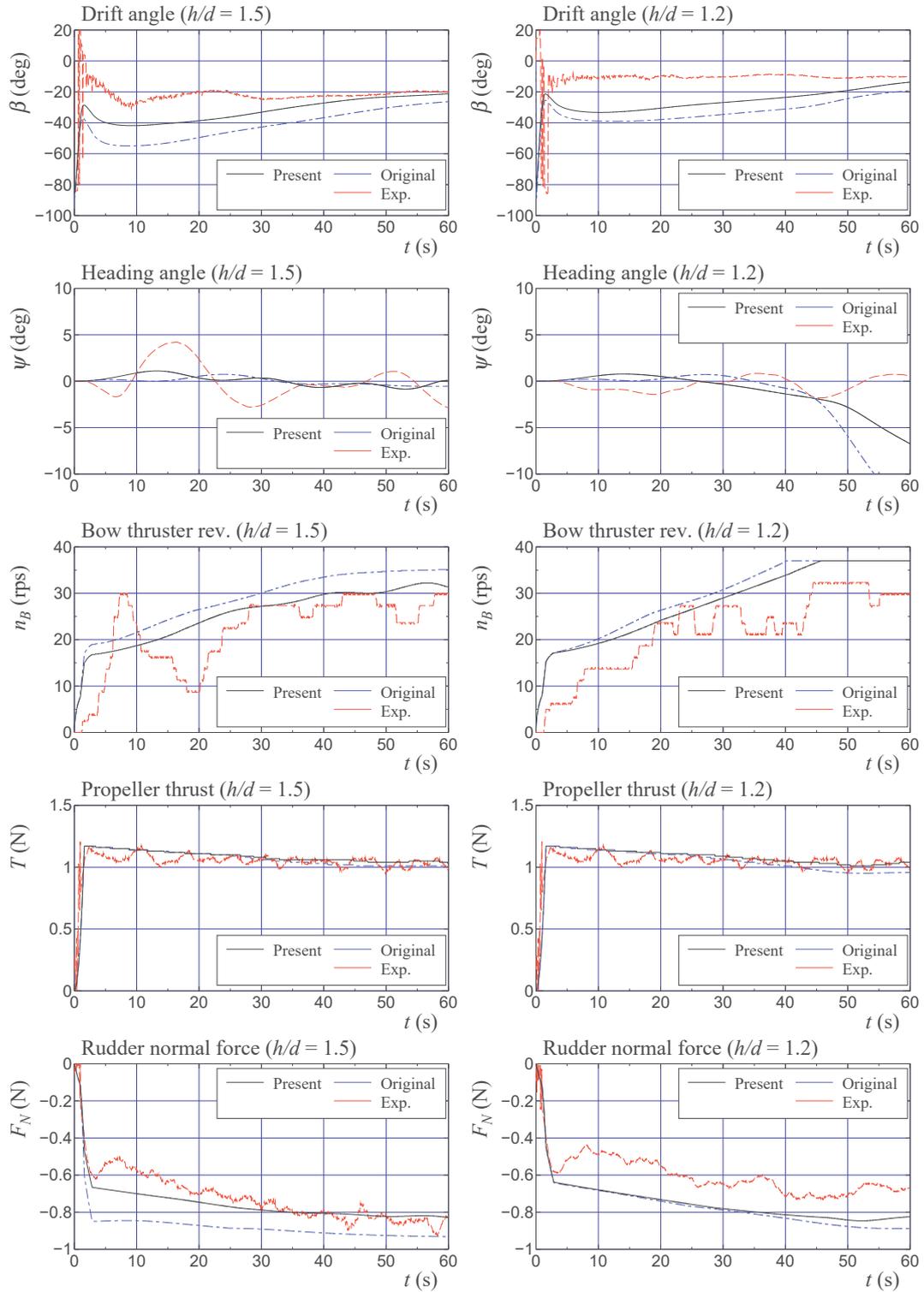


Fig. 7.27: Comparison of time histories of drift angle  $\beta$ , heading  $\psi$ , B/T impeller revolution  $n_B$ , propeller thrust  $T$ , and rudder normal force  $F_N$

## 7.7 本章のまとめ

本研究では、1軸1舵船の離着岸時に作用する主船体流体力を、拘束模型試験を実施して把握した。また同様の運動をさせた場合に作用する岸壁影響を含めた流体力の理論値を、運動方程式を解くことで算出し、実験結果と比較することで考察を行った。実験結果から、船体が岸壁に接近するほど離着岸を妨げるような流体力が大きく作用し、特に水深が浅くなる程その傾向は顕著に見られた。斜航角の絶対値が $20^\circ$ 程度の比較的斜航角が小さい場合での操船は、理論値は岸壁影響による流体力の変動を定性的に捉えることができた。ただし大斜航状態では、理論値は実験値と比べてその流体力の絶対値は小さくなり、推定精度は悪くなる。また、着岸時と比べて離岸時の方が岸壁影響が大きく受け、加速時に作用する流体力は岸壁なしの場合より大きくなる。また特に大斜航状態での離着岸では、履歴影響を大きく受けることになり、先行研究例と同様に実験で計測された流体力は理論値よりも応答遅れが生じることになる。

その応答遅れを定性的および定量的に把握するべく、1次遅れとむだ時間を考慮したモデルを導入した近似を行い、離岸シミュレーション計算の推定精度の向上に関する検討を行った。その結果、1次遅れモデルを導入することで、斜航角が比較的小さい場合では履歴影響により生じる流体力の応答遅れについて精度よく捉えることができている。ただし斜航角が大きい場合や水深が浅い場合に生じる流体力の特異的な変化に関しては、1次遅れモデルでは履歴影響を近似する精度が不十分である。また、1次遅れモデルを導入した離岸シミュレーション計算を実施したところ、導入前と比べて計算精度は向上することを確認した。

# 第8章 結 言

## 8.1 本論文のまとめ

本論文では、1軸1舵船の離着岸性能に着目し、大別すると、

- 離着岸を含む低速運動を予測する数学モデル
- フラップ舵とバウスラストを有する1軸1舵船の離着岸性能の把握
- 離着岸する船に作用する岸壁影響

の3つのトピックに関してそれぞれ検討を行った。これらの詳細を以下に記載する。

離着岸を含む低速運動を予測する数学モデルの策定と、操縦運動シミュレーション計算の為の拘束模型試験を実施した。試験により得られた結果を用いて、各種係数を算出するとともに、大斜航時におけるプロペラや舵に関する各種係数の取り扱い、フラップ舵を有する船の舵揚力勾配係数等の特性について示した。

策定した低速運動モデルの計算精度を検証するため、拘束模型試験により得られた係数を用いて、操縦運動シミュレーション計算を実施した。具体的には、策定したモデルを用いて通常運動(旋回・zig-zag運動)と低速運動(その場旋回、バウスラストによる旋回、プロペラ逆転停止運動)のシミュレーション計算を実施し、計算結果は自由航走模型試験結果と比較し精度の検証を行った。さらに、通常運動ではMMG-model[1]による計算結果、低速運動は芳村のSCD-model[6]による計算結果と比較することで、従来法と比較した計算精度のついて検討した。その結果、策定した低速運動モデルは通常運動ではMMG-modelと比べて運動の推定精度は劣るが、実用上の精度で運動を推定することができた。これは、MMG-modelでは一般的に数度刻みの斜航角ごとに主船体流体力を把握し、近似して用いるのに対し、本モデルは大斜航時にも対応するため15°刻みの主船体流体力を近似して用いている。そのため操縦運動中の斜航角が概ね20°以下の運動では、MMG-modelの方が推定精度は良くなる。低速運動は、SCD-modelと比べて良い精度で操縦運動を推定することができた。これは、SCD-modelでは大斜航時の流体力を近似的に推定しているのに対して、本モデルでは水槽試験によって得られた大斜航時の主船体流体力を直接補間して推定しているため、推定精度は向上した。本研究で策定した低速運動モデルは、通常運動・低速運動の両方を実用上の精度で推定できることを確認した。

加えて、操舵を行う運動ではフラップ角が操縦運動に及ぼす影響を把握する為、フラップ角をゼロにした言わば通常舵の状態でも同様のシミュレーション計算と自由航走模型試験を実施し比較を行った。その結果、本研究で提示したフラップ角の取り扱いを用いることで、フラップ舵と通常舵の両方の場合において操縦運動を実用上の精度で推定できることを確認した。

フラップ舵とバウスラストを有する1軸1舵船の離着岸性能を把握するため、深水域及び浅水域において離着岸を模擬した自由航走模型試験を実施した。具体的には、離着岸性能に及ぼすフラップ角の影響、舵角影響、水深影響について着岸、離岸それぞれについて検討した。浅水域試験では垂直壁の岸壁模型を設置し実際の離接岸を模擬した。操船方法は、ベースとなる舵角は35°とし、プロペラを正転させることで舵による横力を発生させる。同時に、操舵による回頭モーメ

ントを抑えるようにバウスラストインペラ回転数を調節しながら、船の方位が岸壁と平行になるように横移動操船を実施した。その為、船は行き足が付いた状態での横移動となる。試験結果から、フラップ角の有無が1軸1舵船の横移動に及ぼす影響は大きく、フラップ舵を装備することで離着岸性能が大幅に向上すること、舵角の違いにより船の行き足は異なり、舵角が大きすぎる場合にはストールが生じ逆に横移動しにくくなること、水深が浅くなるほど横移動しにくくなり、着岸できなくなる場合があることを示した。また、離岸時は着岸時と比べて横移動しにくくなることを示した。浅水域で離着岸する場合、プロペラ出力を落として速度を遅くする等の工夫が必要になる。

また前述の低速運動モデルに、バウスラストインペラ回転数の制御を導入し、着岸シミュレーション計算を実施した。計算結果は自由航走模型試験結果と比較することで、計算精度を検証した。その結果、着岸シミュレーション計算結果は実験での横移動操船の運動を定性的に捉えることができることを確認した。深水域の場合、実験で得られた横移動時の航跡や各種時刻歴結果を、本研究で策定した低速運動モデルを用いることで、実用上の精度で推定できることを確認した。浅水域におけるシミュレーション計算においても、実験で見られた運動の傾向を良い精度で捉えることができていた。しかしながら、深水域と比較するとその推定精度は低下する。水深が浅くなる程、計算結果での船の行き足は実験値と比べると小さくなる傾向があり、着岸シミュレーション計算では接岸により生じる岸壁影響については考慮していないことが原因である。ただし、着岸時においては岸壁影響を考慮しない場合においても、船の離着岸運動について実用上の精度で推定できることを確認した。

離着岸する船に作用する岸壁影響を把握するため、離着岸を模擬した拘束模型試験を実施した。具体的には、浅水域水槽上に自由航走模型試験と同様の岸壁模型を設置し、水深、斜航角、離接岸のパラメータを種々変更し、その時に模型船に作用する過渡的な主船体流体力を計測した。また安川の定式化 [27] の定式化に基づき岸壁影響の推定値を算出し、拘束模型試験結果との比較を行った。その結果、実験により計測された値は、推定値と比べてその絶対値は大きくなり、また加減速時の流体力応答遅れが生じた。また着岸によりも離岸時の方が、特に横力や回頭モーメントに大きな岸壁影響が生じることを示した。

離接岸に伴う岸壁影響を捉えるため、1次遅れとむだ時間制御モデルを導入し、岸壁影響やその応答遅れを近似することを試みた。1次遅れを考慮することで、過渡的な主船体流体力の岸壁影響や応答遅れについて捉えることができることをしめた。ただし、複雑な流体力の変動までは捉えることはできないため、あくまで近似的な手法であることに留意することが必要である。

さらに、1次遅れとむだ時間制御モデルを導入し、離岸シミュレーション計算を実施した。その結果、計算結果は1次遅れを考慮することにより、実験値に近くなることを示した。ただし、計算精度にはまだ改善余地があると考えられる。

## 8.2 今後の課題

本論文から得られた結果より、考えられる今後の課題について以下に記載する。

### (1) 提示した離着岸シミュレーション計算手法の応用

本論文で提示した手法を用いることで、フラップ舵とバウスラストを有する1軸1舵船の離着岸運動を実用上の精度で推定できることを示した。本手法を、例えばスターンスラスト装備船、1軸2舵船、2軸2舵船の横移動シミュレーション計算に拡張することで、より汎用性の高いものになると考えられる。

### (2) 実船スケールでの離着岸シミュレーション

本研究では模型スケールのシミュレーション計算であるため、今後は離着岸時に作用する風

圧力等を考慮した実船スケールのシミュレーション計算を実施することは、将来的に本手法を実船へ適用する上で有用であると考えられる。

(3) 岸壁影響の推定精度の向上

本研究では、離着岸時に現れる岸壁影響や流体力の応答遅れを、1次遅れとむだ時間制御モデルを導入することで近似的に推定した。この手法で流体力の変動をおおよそ捉えることができるが、複雑な流体力の変動までは捉えることができない。将来的には、Free-run CFD等の技術を用いて、離着岸時に作用する過渡的な流体力について検討することで、更なる精度向上が期待できると考えられる。

## 謝辞

本研究を行うにあたり、多くの方々より多大なご指導、ご協力を受け賜りましたことを心より感謝いたします。

研究を進めるにあたり、指導教官として学部時代から6年間に渡り懇切丁寧なご指導をいただきました海上輸送システム研究室教授 安川宏紀先生には心より感謝し、ここで厚く御礼申し上げます。船や研究について何も知らなかった私が、その魅力や醍醐味に取り付かれ、博士号を取得できるまで成長できたは先生のお陰です。今後とも、ご指導ご鞭撻のほどよろしくお願いいたします。

大変多忙の中、様々な場面で多くの助言、ご協力をしてくださった准教授 佐野将昭先生には心より感謝いたします。今後も先生の奥様を交えた懇親会に招待していただけるのを楽しみに、これからも研究者として精進して参ります。

水槽試験を実施するにあたり、土橋誠技官には日頃から様々なご協力を頂きました。私は将来、土橋さんのような子煩悩な父親になるのが目標です。

輸送システム計画学研究室元助教 平田法隆先生には、実験機材の取り扱いに関して多大なご協力をいただきました。また、出張の際には色々連れて行ってくださりありがとうございました。

自由航走模型試験に際して、水産技術研究所主幹研究員 松田秋彦様には6年間公私ともにお世話になりました。美味しいお店を沢山紹介していただいたお陰で、波崎や銚子が大好きになりました。

浅水域における水槽試験では、九州大学大学院工学府海洋システム専攻教授 古川芳孝先生ならびに助教 茨木洋先生に多大なご協力を頂きました。また九大2講座学生諸氏には、福岡滞在中において実験のみならず様々な面でお世話になりました。外様の私が楽しく九大に通うことができたのは皆様のおかげです。

博士論文の学位審査では、航空輸送・海洋システム研究室教授 岩下英嗣先生、愛媛大学理工学研究科教授 田中進先生から有益な助言を頂きました。この場を借りて、御礼申し上げます。

ご自身の研究で忙しい中、様々な場面で多くの助言、協力をいただきました海上輸送システム研究室の皆様には心より感謝いたします。既にご卒業された方々を含め、苦楽を共にできたことは長いようであつという間だった研究室生活のかけがえのない思い出となりました。特に学部・修士時代の同期である飯塚大貴氏、上村航大氏、江縫賢司氏、武井建叡氏、藤原隆氏、柳生周亮氏には本当にお世話になりました。出遅れましたが、春からは皆と同じ海事産業に携わる社会人の一員として、頑張っていきます。

また本研究の一部は、日本財団 MEGURI2040 プロジェクトの一環として実施されました。研究を実施するにあたり、造船学術研究推進機構 (REDAS) ならびに文部科学省 科学技術イノベーション創出に向けた大学フェローシップ創設事業 (広島大学リサーチフェローシップ) から助成を受けました。関係各位に御礼申し上げます。

最後に、息子の大学院進学に理解を示してくれた遠い故郷の両親をはじめ、博士課程後期在籍中に出会い、お世話になった全ての方々には心から感謝申し上げます。皆様の支えがあったお陰で、無事に博士論文を完成させることができました。

## 参考文献

- [1] Yasukawa, H. and Yoshimura, Y. (2015), Introduction of MMG standard method for ship maneuvering prediction, *J. Marine Science and Technology* 20, 37-52.
- [2] 小瀬邦治, 日當博喜, 橋詰泰久, 二川栄二郎 (1984), 低速で航行する時の操縦運動モデルについて, *日本造船学会論文集*, 第 155 号, 132-138.
- [3] 高品純志 (1986), タグによる操縦運動とその計算法について, *日本造船学会論文集*, 第 160 号, 93-102.
- [4] 小川陽弘, 小山健夫, 貴島勝郎 (1977), MMG 報告-I 操縦運動の数学モデルについて, *日本造船学会誌*, 第 575 号, 192-198.
- [5] Oltmann, P. and Sharma, S. D. (1984), Simulation of combined engine and rudder manoeuvres using an improved model of hull-propeller-rudder interactions, *Proc. 15th Symposium on Naval Hydrodynamics, Hamburg*, 83-108.
- [6] 芳村康男 (1988), 浅水域の操縦運動数学モデルの検討 (第 2 報): 低速操船時、主船体に働く流体力について, *関西造船協会誌*, 第 210 号, 77-84.
- [7] Sutulo, S. and Soares, C. G. (2015), Development of a core mathematical model for arbitrary manoeuvres of a shuttle tanker, *Applied Ocean Research* 51, 293-308.
- [8] Yasukawa, H., Hirata, N., Nakayama, Y. and Matsuda, A. (2023a), Drifting of a dead ship in wind, *Ship Technology Research* 70(1), 26-45.
- [9] Yasukawa, H., Okuda, R., Hasnan, M. A. A., Nakayama, Y. and Matsuda, A. (2023b), 6-DOF motion simulations of a deadship drifting in wind and waves, *Ocean Engineering* 275, 114158.
- [10] Delefortrie, G., Eloit, K., Lataire, E., Van Hoydonck, W. and Vantorre, M. (2016), Captive model tests based 6 DOF shallow water manoeuvring model, *Proc. 4th International Conference on Ship Manoeuvring in Shallow and Confined Water with Special Focus on Ship Bottom Interaction (4th MASHCON), Hamburg*, 273-286.
- [11] 小瀬邦治, 福戸淳司, 菅野賢治, 赤木 茂, 原田美秀子 (1986), 船の自動離着棧システムに関する研究, *日本造船学会論文集*, 第 160 号, 103-110.
- [12] 小山健夫, 金 雁, 金 奎煥 (1987), 船の自動離着棧システムの考察 (第 1 報), *日本造船学会論文集*, 第 162 号, 201-210.
- [13] 大和裕幸, 小山健夫, 中川武彦 (1993), エキスパートシステムによる自動着棧制御, *日本造船学会論文集*, 第 174 号, 327-337.
- [14] 長谷川和彦, 木寺啓治 (1993), ニューラルネットワークと知識ベースを併用した自動着棧システム, *関西造船協会誌*, 第 220 号, 135-143.

- [15] Maki, A., Sakamoto, N., Akimoto, Y., Nishikawa, H. and Umeda, N. (2020), Application of optimal control theory based on the evolution strategy (CMA-ES) to automatic berthing, *J. Marine Science and Technology* 25, 221-233.
- [16] Sawada, R., Hirata, K., Kitagawa, Y., Saito, E., Ueno, M., Tanizawa, K. and Fukuto, J. (2021), Path following algorithm application to automatic berthing control, *J. Marine Science and Technology* 26, 541-554.
- [17] 烏野慶一, 蛇沼俊二, 米田国三郎 (1988), 模型船による離着機時の船体横方向流体力に関する実験的研究, *関西造船協会誌* 第 209 号, 103-109.
- [18] Yoneda, S., Hashimoto, H. and Kobayashi, E. (2018), Experimental study on the wall effect on ship during emergency unberthing for tsunami evacuation, *Transaction of Navigation* 3(1), 15-24.
- [19] Sadakane, H. and Tsuruta, H. (1993), Transitional lateral drag acting on ship moving from rest -An experimental study by using a ship's model-, *J. Japan Institute of Navigation* 90, 273-279. (in Japanese)
- [20] 定兼廣行 (1996), 静止から横移動を開始する船体の横力係数に関する検討, *日本航海学会論文集* 第 95 号, 193-200.
- [21] 李 允石, 戸田保幸, 定兼廣行 (2003), 低速横移動下の船体に働く流体力に関する研究-IV : 3次元CFD法を用いた浅水域の計算, *日本航海学会論文集* 第 108 号, 59-66.
- [22] 松田識史, 西尾 茂, 志道敏雄, 高木俊宏 (2009), 離着岸時における非定常流体力解析法の開発, *日本船舶海洋工学会論文集* 第 10 号, 153-158.
- [23] 新谷咲貴, 西尾 茂, 勝井辰博 (2020), 離着岸船舶に作用する操縦流体力の極浅水域における特性変化 (第 2 報) 時系列応答特性の分析と水槽実験による検証 *日本船舶海洋工学会講演会論文集* 第 30 号, 589-592.
- [24] Yasukawa, H., Ishikawa, T. and Yoshimura, Y (2021), Investigation on the rudder force of a ship in large drifting conditions with the MMG model, *J. Marine Science and Technology* 26, 1078-1095.
- [25] Okuda, R., Yasukawa, H., Yamashita, T. and Matsuda, A. (2023a), Maneuvering simulations at large drift angles of a ship with a flapped rudder, *Applied Ocean Research* 135, 103567.
- [26] Okuda, R., Yasukawa, H., Hirata, N. and Matsuda, A. (2023b), A study on berthing and unberthing of a single-shaft ship with bow thruster, *J. Marine Science and Technology*, published online.
- [27] 安川宏紀 (2002), 岸壁近くを航行する船の操縦運動, *西部造船会会報* 第 104 号, 41-52.
- [28] van Lammeren, W. P. A., van Manen, J. D. and Oosterveld, M. W. C. (1969), The wagenengen B-screw series, *Trans. SNAME* 77, 269-317.
- [29] 加藤洋治, 元良誠三 (1968), フラップ付きの舵の研究 (第 1 報 : 単独試験の結果), *日本造船学会論文集*, 第 124 号, 93-104.
- [30] 芳村康男, 佐々木紀幸, 竹川正夫 (1997), フラップ舵を装備する船舶の操縦性能とその推定, *日本造船学会論文集*, 第 181 号, 191-196.
- [31] 安川宏紀, 平田法隆, 田中 進, 伊藤聡志 (2011), バウスラスタを有する 2 軸 2 舵船の操縦流体力特性, *日本航海学会論文集*, 第 125 号, 209-219.126

- [32] 藤野正隆, 猿田俊彦, 伊田 力 (1978), サイド・スラスターの効果に関する実験的研究, 関西造船協会誌, 第 168 号, 35-44.
- [33] Yasukawa, H., Fujiwara, R., Hirata, N., Tanaka, S. and Matsuda, A. (2022), Influence of initial disturbance on ship stopping performance by propeller reverse rotation, *J. Marine Science and Technology* 27(1), 740-758.
- [34] Yasukawa, H., Kawamura, S., Tanaka, S. and Sano, M. (2009), Evaluation of ship-bank and ship-ship interaction force using a 3D panel method, *Int. Conf. on Ship Manoeuvring in Shallow Water and Confined Water*, Antwerp, Belgium, 127-133.
- [35] Okuda, R., Yasukawa, H., Sano, M., Hirata, N., Yoshimura, Y., Furukawa, Y. and Matsuda, A. (2022), Maneuvering simulations of twin-propeller and twin-rudder ship using an equivalent-single rudder model, *J. Marine Science and Technology* 27(2), 948-970.
- [36] Matsuda, A., Hashimoto, H., Terada, D. and Taniguchi, Y. (2016), Validation of free-running model experiments in heavy seas, *Proc. 3rd International Conference on Violent Flows*, Osaka, Japan.
- [37] Hasnan, M. A. A., Yasukawa, H., Hirata, N., Terada, D. and Matsuda, A. (2020), Study of ship turning in irregular waves, *J. Marine Science and Technology* 25(4), 1024-1043.
- [38] 芳村康男, 桜井 仁 (1989), 浅水域の操縦運動数学モデルの検討 (第 3 報): 2 軸 2 舵船の操縦性能について, 関西造船協会誌, 第 211 号, 115-126.
- [39] 藤野正隆 (1968), 制限水路における船の操縦性について, 日本造船学会論文集, 第 124 号, 51-72.
- [40] 勝井辰博, 西尾 茂, 尾崎瑠菜, 中村梓乃 (2015), 極浅水域における横移動船舶に作用する流体力の特性変化に関する研究, 日本船舶海洋工学会論文集 第 22 号, 67-73.
- [41] Newman, J. N. (1977), *Marine Hydrodynamics*, The MIT Press, 132-140.
- [42] Newman, J. N. (1992), The green function for potential flow in a rectangular channel, *J. Engineering Mathematics* 26, 51-59.

# 表 目 次

2.1	Principal particulars of the subject ship (Suzaku) . . . . .	10
2.2	Principal dimensions of rudder . . . . .	11
4.1	Signs of $u$ and $n_P$ and relation to $\theta_P$ . . . . .	19
4.2	Analysis results of hull-rudder interaction coefficients ( $U = 1.272$ m/s) . . . . .	21
5.1	Parameters used in the maneuvering simulation . . . . .	27
5.2	Measurement items in free-running model tests . . . . .	28
5.3	Parameters related to the propeller reverse stopping . . . . .	39
6.1	Condition of water depth . . . . .	43
6.2	Radius of roll gyration $k_{xx}$ in deep and shallow water . . . . .	43
6.3	Parameters used in the maneuvering simulation . . . . .	55
6.4	$K_{NB}$ in different water depths . . . . .	58
7.1	Test conditions for captive model tests . . . . .	67
A.1	Hydrodynamic derivatives used for MMG-model . . . . .	112
A.2	Analysis derivatives and parameters in SCD-model . . . . .	113
B.1	$t_R, a_H,$ and $x'_H$ for different water depths . . . . .	115
B.2	$\varepsilon, \kappa,$ and $k_x$ for different water depths . . . . .	116
B.3	$\gamma_R$ for different water depths . . . . .	116

# 目次

2.1	Side view of ship model (Suzaku) . . . . .	10
2.2	A bow thruster model . . . . .	11
2.3	A flap rudder model . . . . .	11
2.4	Profile and rudder cross-sectional shape of a flapped rudder model . . . . .	12
2.5	Flap angle ( $\delta_F$ ) versus rudder angle ( $\delta$ ) . . . . .	13
3.1	Coordinate systems . . . . .	14
4.1	Characteristics of propeller thrust coefficients ( $K_T$ ) versus $\theta_P$ . . . . .	18
4.2	Rudder normal force coefficients in open water versus rudder angle for different flap angles . . . . .	19
4.3	$f_\alpha$ and $C_{L0}$ for different flap angles . . . . .	20
4.4	Comparison of rudder force test results for with/without flap angle ( $U = 1.272$ m/s) . . .	20
4.5	Rudder normal force coefficient in various propeller load for FLAP and zeroF . . . . .	21
4.6	Rudder lateral inflow velocity ( $u'_R$ ) versus drift angle $\beta$ ( $U = 1.272$ m/s) . . . . .	22
4.7	Hull force coefficients in large drift conditions with yaw rate . . . . .	23
4.8	Effective thrust coefficient ( $C_T$ ) and additional lateral force and yaw moment coefficients ( $C_{PY}, C_{PN}$ ) versus $\theta_P$ . . . . .	24
4.9	Hydrodynamic forces and moment coefficients by bow thruster while straight moving . .	24
4.10	A model of wake fraction in large drift angle ( $r' = 0$ ) . . . . .	25
4.11	A model of $a_H$ in large drift angle . . . . .	26
5.1	Comparison of ship trajectories in $\delta = \pm 35^\circ$ turning . . . . .	29
5.2	Comparison of turning indicatess( $A_D/L, D_T/L$ ) while $\delta = \pm 35^\circ$ turning . . . . .	30
5.3	Comparison of time histories of heading ( $\psi$ ) and rudder angle ( $\delta$ ) during zig-zag maneuver (left: FLAP, right: zeroF) . . . . .	31
5.4	Comparison of overshoot angles(OSAs) . . . . .	32
5.5	Comparison of ship trajectories in $\delta = \pm 35^\circ$ accelerating turn test . . . . .	34
5.6	Comparison of turning indicatess( $A_D/L, D_T/L$ ) while $\delta = \pm 35^\circ$ accelerating turning . . . .	35
5.7	Time histories of surge velocity ( $u$ ), drift angle ( $\beta$ ), yaw rate ( $r$ ), propeller thrust ( $T$ ), and rudder normal force ( $F_N$ ) while $\delta = +35^\circ$ accelerating turn test (left: FLAP, right: zeroF)	36
5.8	Comparison of ship trajectories in accelerating turn test by bow thruster . . . . .	37
5.9	Comparison of time histories of surge velocity ( $u$ ), drift angle ( $\beta$ ), and yaw rate ( $r$ ) while accelerating turn test by bow thruster (starboard turn) . . . . .	38
5.10	Change of propeller revolution while propeller reverse stopping test . . . . .	39
5.11	Comparison of stopping trajectories by propeller reversing (left; present, right; SCD-model)	40
5.12	Time histories of surge velocity ( $u$ ), drift angle ( $\beta$ ), heading angle ( $\beta$ ), yaw rate ( $r$ ), and propeller thrust ( $T$ ) while propeller reverse stopping . . . . .	41

6.1	Bank location of the berthing and unberthing tests in shallow water . . . . .	42
6.2	Schematic diagram of a berthing maneuver . . . . .	44
6.3	Comparison of ship trajectories while berthing and unberthing for with/without the flap angle in $h/d = 1.5$ . . . . .	45
6.4	Comparison of time histories of lateral deviation $y_s/L$ for both FLAP and zeroF in $h/d = 1.5$ . . . . .	46
6.5	Time histories of drift angle ( $\beta$ ), rudder normal force ( $F_N$ ), and bow thruster impeller revolution ( $n_B$ ) for FLAP and zeroF in $h/d = 1.5$ (left row: berthing, right row: unberthing) . . . . .	47
6.6	Comparison of rudder normal force ( $F_N$ ) obtained by rudder force test in $h/d = 1.5$ . . . . .	47
6.7	Comparison of ship trajectories while berthing and unberthing for three different rudder angles in $h/d = 1.5$ . . . . .	49
6.8	Comparison of time histories of lateral deviation $y_s/L$ for three different rudder angles in $h/d = 1.5$ . . . . .	50
6.9	Time histories of drift angle ( $\beta$ ), rudder normal force ( $F_N$ ), bow thruster impeller revolution ( $n_B$ ), and ship speed ( $U$ ) for three different rudder angles (left row: berthing, right row: unberthing) . . . . .	50
6.10	Comparison of surge force $X$ and lateral force $Y$ acting on ship model in rudder force tests ( $h/d = 1.5$ ) . . . . .	51
6.11	Comparison of ship trajectories while berthing and unberthing for three different water depths . . . . .	53
6.12	Comparison of time histories of lateral deviation $y_s/L$ for three different water depths . . . . .	54
6.13	Time histories of drift angle ( $\beta$ ), rudder normal force ( $F_N$ ), bow thruster impeller revolution ( $n_B$ ), and ship speed ( $U$ ) for three different water depths (left row: berthing, right row: unberthing) . . . . .	54
6.14	Hull hydrodynamic force coefficients in large drift angle . . . . .	56
6.15	Lateral force $Y_{B0}$ and yaw moment $N_{B0}$ generated by bow thruster at $U = 0$ . . . . .	57
6.16	$f_X$ , $f_Y$ , and $f_N$ representing the forward speed effect on the hydrodynamic forces generated by bow thruster in a straight moving . . . . .	57
6.17	Comparison of ship trajectories for lateral moving with $\delta = \pm 35^\circ$ between calculation and experiment in deep water . . . . .	59
6.18	Comparison of time histories of bow thruster impeller revolution $n_B$ between calculation and experiment in deep water . . . . .	59
6.19	Comparison of time histories of drift angle ( $\beta$ ), heading angle ( $\psi$ ), propeller thrust ( $T$ ), and rudder normal force ( $F_N$ ) between calculation and experiment in deep water . . . . .	60
6.20	Comparison of berthing trajectories between calculation and experiment for FLAP and zeroF conditions . . . . .	61
6.21	Comparison of time histories of bow thruster impeller revolutions $n_B$ between calculation and experiment for FLAP and zeroF conditions . . . . .	61
6.22	Comparison of time histories of drift angle ( $\beta$ ), heading angle ( $\psi$ ), propeller thrust ( $T$ ), and rudder normal force ( $F_N$ ) between calculation and experiment for FLAP and zeroF conditions . . . . .	62
6.23	Comparison of berthing trajectories between calculation and experiment in $h/d = 1.5$ and $1.2$ . . . . .	63
6.24	Comparison of time histories of bow thruster impeller revolutions $n_B$ between calculation and experiment in $h/d = 1.5$ and $1.2$ . . . . .	64

6.25	Comparison of time histories of drift angle ( $\beta$ ), heading angle ( $\psi$ ), propeller thrust ( $T$ ), and rudder normal force ( $F_N$ ) between calculation and experiment in $h/d = 1.5$ and $1.2$	64
7.1	A photograph of captive model tests	67
7.2	Initial and finish positions of berthing/unberthing	68
7.3	Towing speed of the oblique towing condition for captive model tests	68
7.4	Variation of added mass with ship-bank distance	71
7.5	Variation of added mass derivative terms with ship-bank distance	71
7.6	Coordinate systems for close to pier in straight moving	73
7.7	Experimental results of bank suction force and bow out moment	73
7.8	Experimental result and estimated value of surge force $X$ while berthing (left: $h/d = 1.5$ , right: $h/d = 1.2$ )	76
7.9	Experimental result and estimated value of lateral force $Y$ while berthing (left: $h/d = 1.5$ , right: $h/d = 1.2$ )	77
7.10	Experimental result and estimated value of yaw moment $N$ while berthing (left: $h/d = 1.5$ , right: $h/d = 1.2$ )	78
7.11	Experimental result and estimated value of surge force $X$ while unberthing (left: $h/d = 1.5$ , right: $h/d = 1.2$ )	79
7.12	Experimental result and estimated value of lateral force $Y$ while unberthing (left: $h/d = 1.5$ , right: $h/d = 1.2$ )	80
7.13	Experimental result and estimated value of yaw moment $N$ while unberthing (left: $h/d = 1.5$ , right: $h/d = 1.2$ )	81
7.14	Comparison of experimental and estimated value at $\eta_0/L = 0.3$	82
7.15	Estimated results of added hydrodynamic force and moment owing to bank effect ( $\beta = \pm 20^\circ$ )	84
7.16	Estimated results of added hydrodynamic force and moment owing to bank effect ( $\beta = \pm 90^\circ$ )	85
7.17	Estimated value considering 1st order lag for memory effect of surge force $X$ while berthing (left: $h/d = 1.5$ , right: $h/d = 1.2$ )	88
7.18	Estimated value considering 1st order lag for memory effect of lateral force $Y$ while berthing (left: $h/d = 1.5$ , right: $h/d = 1.2$ )	89
7.19	Estimated value considering 1st order lag for memory effect of yaw moment $N$ while berthing (left: $h/d = 1.5$ , right: $h/d = 1.2$ )	90
7.20	Estimated value considering 1st order lag for memory effect of surge force $X$ while unberthing (left: $h/d = 1.5$ , right: $h/d = 1.2$ )	91
7.21	Estimated value considering 1st order lag for memory effect of lateral force $Y$ while unberthing (left: $h/d = 1.5$ , right: $h/d = 1.2$ )	92
7.22	Estimated value considering 1st order lag for memory effect yaw moment $N$ while unberthing (left: $h/d = 1.5$ , right: $h/d = 1.2$ )	93
7.23	Comparison of experimental and estimated value considering 1st order lag at $\eta_0/L = 0.3$	94
7.24	Coefficients used in 1st order lag calculation	95
7.25	Unberthing trajectories both calculations and experiments	96
7.26	Comparison of time histories of non-dimensional lateral distance	97
7.27	Comparison of time histories of drift angle $\beta$ , heading $\psi$ , B/T impeller revolution $n_B$ , propeller thrust $T$ , and rudder normal force $F_N$	98

B.1	Analysis results of hull rudder interaction coefficients for different water depth . . . . .	115
B.2	Analysis results of $\varepsilon$ and $\kappa$ for different water depth . . . . .	115
B.3	Comparison of $\delta = \pm 35^\circ$ turning trajectories for three different water depth . . . . .	118
B.4	Time histories of surge velocity ( $u$ ), drift angle ( $\beta$ ), yaw rate ( $r$ ), propeller thrust ( $T$ ), and rudder normal force ( $F_N$ ) during $\delta = +35^\circ$ turning . . . . .	119

## 付録A 従来法による主船体流体力の表示

MMG-modelによる微係数表示法ならびに簡易 cross-flow drag modelの概要を示すとともに、本文中での計算において使用した流体力係数を示す。

### A.1 微係数表示法

MMG-modelにおいて、主船体流体力は次式で表される [1]。

$$\left. \begin{aligned} X_H &= (1/2)\rho L d U^2 X'_H(v'_m, r') \\ Y_H &= (1/2)\rho L d U^2 Y'_H(v'_m, r') \\ N_H &= (1/2)\rho L^2 d U^2 N'_H(v'_m, r') \end{aligned} \right\} \quad (\text{A.1})$$

where

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

式中、 $R'_0$ は直進時の抵抗係数、 $X'_{vv}$ 、 $Y'_v$ 、 $N'_v$ 等は操縦流体力微係数である。計算に使用した操縦流体力微係数を Table A.1 に示す。それらは、斜航試験や CMT によって得られた。

Table A.1: Hydrodynamic derivatives used for MMG-model

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

### A.2 簡易 cross-flow drag model

芳村の簡易 cross-flow drag model においては、主船体流体力は次式で表される [6]。

$$\left. \begin{aligned} X_H &= (1/2)\rho L d \{-R'_0 u U + (m'_y + X'_{vr} + X'_{vvr} |\sin \beta|) L r v_m\} \\ Y_H &= (1/2)\rho L d \{Y'_v v_m |u| + (Y'_r - m'_x) L r u\} \\ &\quad - (1/2)\rho d C_{D0} \int_{-L/2}^{L/2} |v_m + C_{rY} r x| (v_m + C_{rY} r x) dx \\ N_H &= (1/2)\rho L^2 d \{N'_v v_m u + N'_r L r |u|\} \\ &\quad - (1/2)\rho d C_{D0} \int_{-L/2}^{L/2} |v_m + C_{rN} r x| (v_m + C_{rN} r x) x dx \end{aligned} \right\} \quad (\text{A.3})$$

式中,  $R'_0$  は直進時の船体に作用する抵抗係数で, 前進時 ( $u > 0$ ) と後進時 ( $u < 0$ ) で異なる値を取る。  $Y'_v$ ,  $Y'_r - m'_x$ ,  $N'_v$ ,  $N'_r$  は線形微係数であり, これらも直進時と後進時で異なる値を取る。  $C_{D0}$ ,  $C_{rY}$ ,  $C_{rN}$  は cross-flow drag 係数である。大斜航試験結果より算出した各種係数を Table A.2 に示す。

Table A.2: Analysis derivatives and parameters in SCD-model

	$u > 0$	$u < 0$
$R'_0$	0.017	0.023
$m'_y + X'_{vvr}$	0.098	
$X'_{vvr}$	-0.037	
$Y'_v$	-0.294	-0.259
$Y'_r - m'_x$	0.003	0.106
$N'_v$	-0.104	-0.098
$N'_r$	-0.053	-0.062
$C_{D0}$	0.932	
$C_{rY}$	1.547	
$C_{rN}$	1.099	

## 付録B 浅水域における操縦運動

浅水域での操縦運動シミュレーション計算に用いる流体力係数を決定するため、浅水域での拘束模型試験を実施した。水深・吃水比 ( $h/d$ ) を 1.5, 1.2 と変化させて、以下に示す試験を実施した。

- 荷重度変更舵角試験
- 整流係数試験
- 大斜航・旋回運動試験
- 直進時バウスラスト試験

大斜航・旋回運動試験は九州大学角水槽、それ以外の試験は広島大学曳航水槽で行われた。

試験における曳航速度  $U$  は、実船 6.0 kn 相当 (模型船で  $U = 0.587$  m/s) とし、船体抵抗と釣り合うモデルポイント回転数は  $h/d = 1.5$  で 10.5 rps,  $h/d = 1.2$  で 11.4 rps であった。大斜航・旋回運動試験は、低速時の船体流体力を把握する為、実船 2.5 kn 相当 (模型船で  $U = 0.243$  m/s) で実施した。その時、プロペラ・舵は装着しない船体裸殻状態で試験を行った。直進時バウスラスト試験は、停止時に実船 6.5 ton 相当 (模型船で 3.04 N) のバウスラスト推力を発生させ、 $F_n = 0 \sim 0.12$  の間で船速を系統的に変化させながら実施された。その時のインペラ回転数は、右舷側推力では 37.0 rps, 左舷側推力では 32.6 rps に設定した。

計測値は、特に記載がない場合、力は  $(\rho/2)LdU^2$ , モーメントは  $(\rho/2)L^2dU^2$  で割ることで無次元化する。' は、無次元値であることを示す。また大斜航・旋回運動試験と直進時バウスラスト試験の試験結果は、本文中に記載している為ここでは割愛する。

### B.1 荷重度変更舵角試験

荷重度変更舵角試験は、操舵時に発生する流体力の計測結果から船体・舵干渉係数 ( $t_R, a_H, x'_H$ ) と舵力パラメータ ( $\varepsilon, \kappa$ ) を把握する試験である。

Fig.B.1 に、舵角試験により求めた水深別の船体・舵干渉係数の傾きを示す。 $-F'_N \sin \delta$  に対する  $X'$  の傾きは、 $h/d = 1.2$  が他と比べて緩やかになっている。また水深が浅くなる程、 $X'$  はばらつきが大きく、操舵による抵抗増加の左右差が大きくなる。 $-F'_N \cos \delta$  に対する  $Y'$  は、深水域と比べて浅水域の方が傾きは大きくなり、 $a_H$  の値は増加する。ただし、 $h/d = 1.5$  と  $h/d = 1.2$  では、傾きに大きな違いはない。 $-F'_N \cos \delta$  に対する  $N'$  は、他と比べると水深による傾きの違いはあまり見られない。Table B.1 に、水深別の船体・舵干渉係数 ( $t_R, a_H, x'_H$ ) を示す。 $t_R$  は、 $h/d = 1.5$  で一旦減少し、 $h/d = 1.2$  での値は深水域のそれよりも大きくなる。 $a_H$  は、水深が浅くなるに従って値は大きくなる。 $x'_H$  は、深水域から  $h/d = 1.5$  にかけてその絶対値は小さくなる。本船の  $h/d = 1.2$  における  $x'_H$  は、 $h/d = 1.5$  と比べてその絶対値は小さくなる。

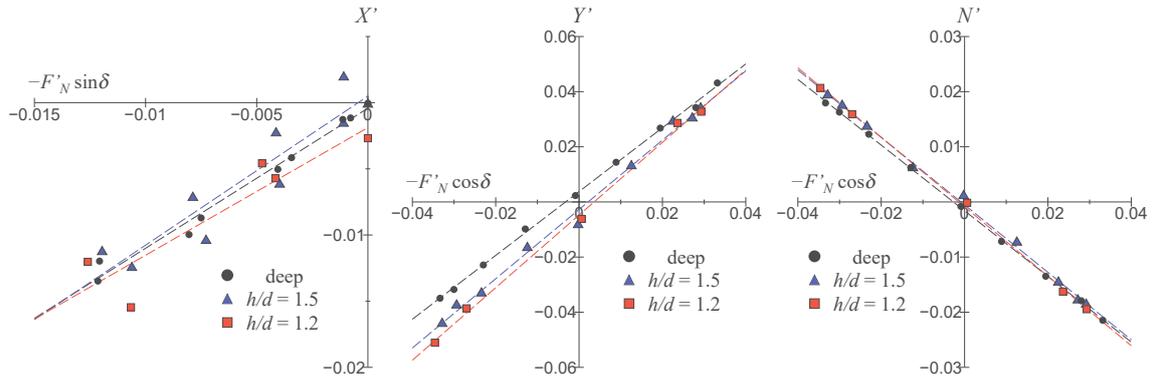


Fig. B.1: Analysis results of hull rudder interaction coefficients for different water depth

Table B.1:  $t_R$ ,  $a_H$ , and  $x'_H$  for different water depths

$h/d$	deep	1.5	1.2
$t_R$	-0.058	-0.126	0.036
$a_H$	0.158	0.257	0.317
$x'_H$	-0.605	-0.436	-0.410

Fig.B.2に、荷重度変更舵角試験における舵直圧力と、解析により求めた $\varepsilon, \kappa$ によるフィッティングラインを示す。 $h/d = 1.5$ では、FLAPに加えてzeroFでも実験やシミュレーション計算を行っている為、その両方の結果を記載する。フィッティングラインは、小舵角時には誤差が見られるが、 $\delta = \pm 35^\circ$ 付近の大舵角時では精度よく推定できている。また、求めた係数は浅水域においてもフラップの有無によらず用いることができる。Table B.2に、水深別の $\varepsilon, \kappa$ と増速率 $k_x (\equiv \varepsilon \kappa)$ を示す。本船の舵力パラメータは水深により多少の変化はあるが、 $k_x$ は水深によらずほとんど同じであった。

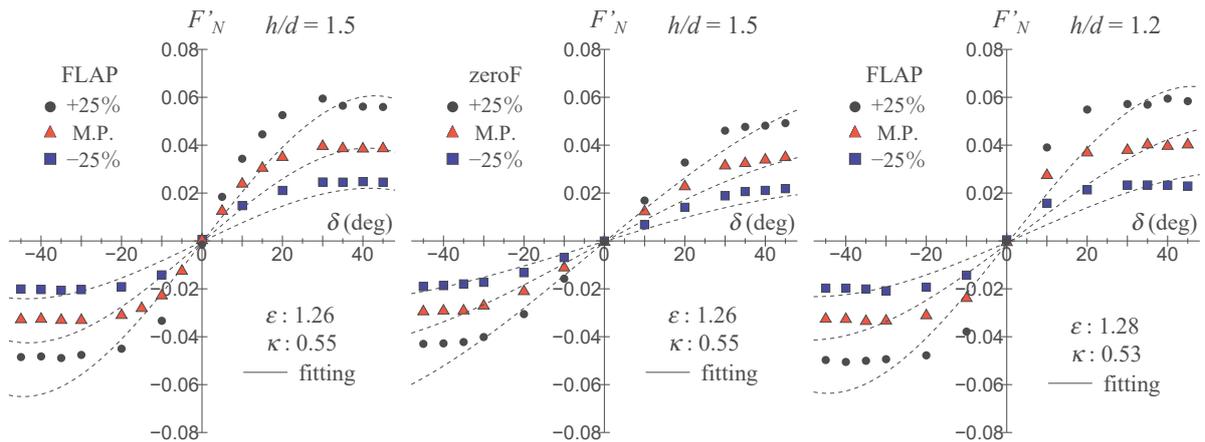


Fig. B.2: Analysis results of  $\varepsilon$  and  $\kappa$  for different water depth

Table B.2:  $\varepsilon, \kappa$ , and  $k_x$  for different water depths

$h/d$	deep	1.5	1.2
$\varepsilon$	1.27	1.26	1.28
$\kappa$	0.50	0.55	0.53
$k_x$	0.64	0.69	0.68

## B.2 整流係数試験

整流係数試験は、斜航時に舵に流入する横方向速度 ( $v'_R$ ) を解析し、整流係数  $\gamma_R$  を把握する試験である。舵の流入速度は、フラップ角の有無によらず変化しないと考える。その為、フラップ角をゼロにした状態 (zeroF) で試験を実施し、整流係数を算出した。

Table B.3 に、整流試験により求めた水深別の整流係数  $\gamma_R$  を示す。本船は1軸1舵であり、プロペラ後流は左右非対称となる。その為、舵角の正負により異なる値を取る。 $\gamma_R$  そのものの値は、どの水深でも舵角が正の時の方が大きくなる。本船は、 $h/d = 1.5$  の時の  $\gamma_R$  が最も大きくなり、 $h/d = 1.2$  では再び低下する。水深の違いによる増減は、舵角が正の時の方が大きくなる。

Table B.3:  $\gamma_R$  for different water depths

$h/d$	deep	1.5	1.2
$\gamma_{R+}$	0.483	0.713	0.566
$\gamma_{R-}$	0.308	0.470	0.449

### B.3 浅水域での旋回運動

浅水域における横移動シミュレーション計算を行うにあたり、拘束模型試験結果より求めた各種係数を用いて通常の旋回運動をどの程度推定できるのか検討した。Fig.B.3に、水深別の $\delta = \pm 35^\circ$ 旋回航跡を示す。プロペラ回転数は9.3 rpsとし、これは深水域において実船6 kn相当(模型船で0.587 m/s)で航行できる回転数である。回転数は水深によらず一定であるため、アプローチ船速は水深によって若干異なる。深水域の結果はOkuda et al.[25]から引用しており、実用上の精度で旋回運動を推定することができている。実験は水深が浅くなるにつれて旋回半径は大きくなっており、一般的に知られている浅水影響をフラップ舵を有する場合でも確認できた。シミュレーション計算結果も同様に、水深が浅くなるにつれて旋回半径は大きくなり、浅水影響の定性的な傾向を捉えることができている。ただし、定量的に評価する場合、深水域と比べると浅水域の推定精度はやや劣る。実験結果では旋回の左右差が見られ、深水域では右旋回の方が旋回半径が大きい。反対に浅水域では、左旋回の方が半径が大きく、水深が浅くなる程その左右差は顕著に現れる。実験と異なりシミュレーション計算では、右旋回の方が全ての水深において旋回半径が大きくなっている。これは、整流係数の左右差によるものである。

Fig.B.4に、 $\delta = +35^\circ$ 旋回中の前後方向速度 $u$ 、斜航角 $\beta$ 、回頭角速度 $r$ 、プロペラ推力 $T$ および舵直圧力 $F_N$ を示す。計算結果の $u$ は、 $h/d = 1.5, 1.2$ ともに実験より速度沈下が小さい。そのため計算結果の旋回縦距が、計算よりも大きくなったと考えられる。計算結果の $\beta$ は、どちらの水深でも実験値と比較的良好一致を示している。計算結果の $r$ は、 $h/d = 1.5$ では実験値よりも明らかに大きくなっている。計算結果と実験値の $T$ は、旋回開始直後ではほとんど同じである。ただし、定常旋回中は計算結果の方が実験値よりも僅かに小さくなっている。 $F_N$ は、どちらの水深でも計算と実験値で良好一致を示している。旋回運動中の舵力は、シミュレーション計算において実験値を精度よく捉えることができている。

浅水域では旋回運動の計算結果の精度が低下した理由の一つとして、主船体流体力、特に前後力に関する係数に差異が見られるためと思われる。また $r$ についても、実験値と計算結果で誤差が見られる。テーブルモデルでは主船体流体力の計測を $\beta$ は $15^\circ$ 刻み、 $r'$ は1刻みで行っている。浅水域では、深水域と比べて $\beta$ や $r'$ の値は小さくなる為、大斜航試験の計測範囲が実際の操縦運動に対して大きかったと考えられる。

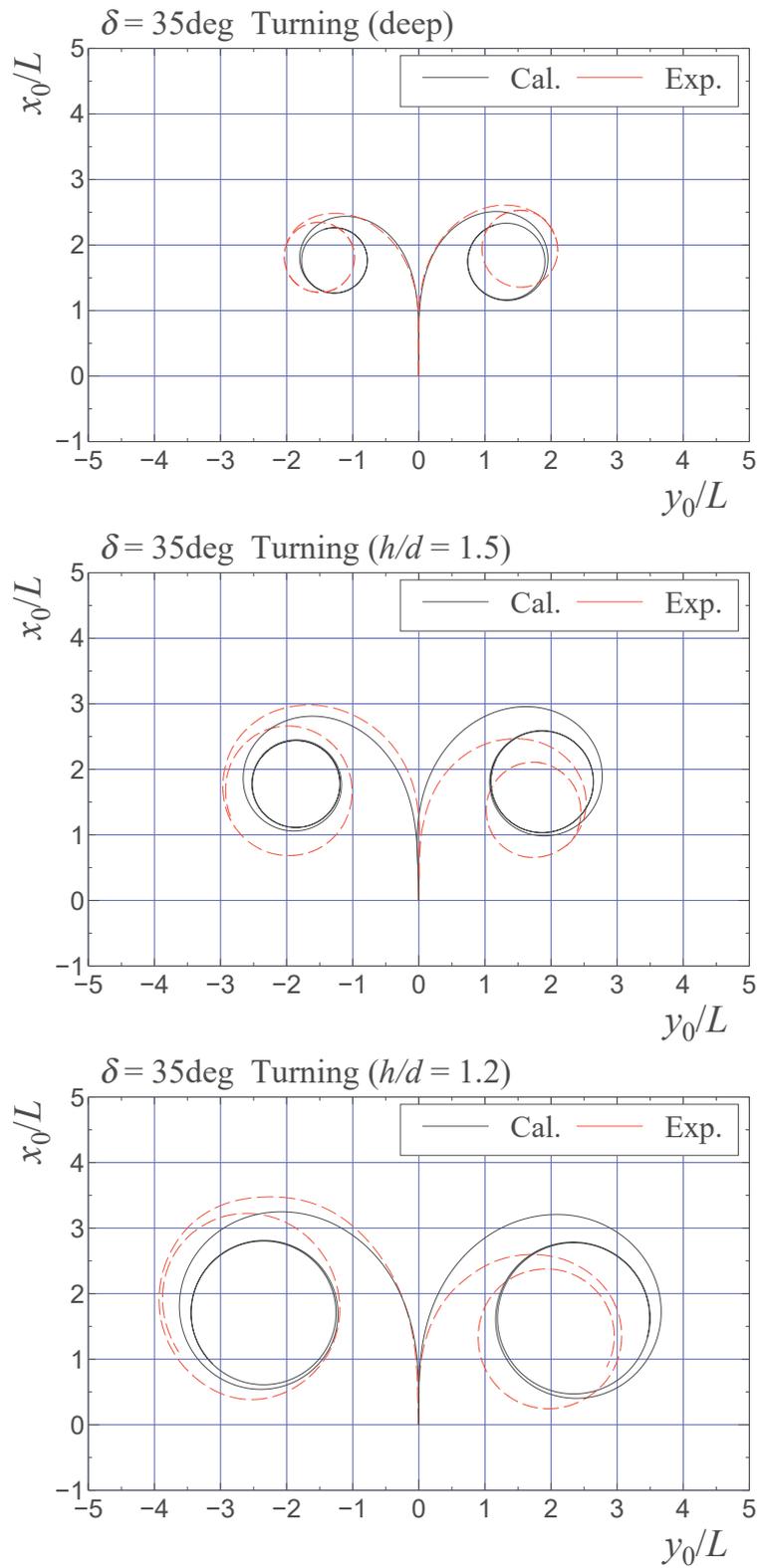


Fig. B.3: Comparison of  $\delta = \pm 35^\circ$  turning trajectories for three different water depth

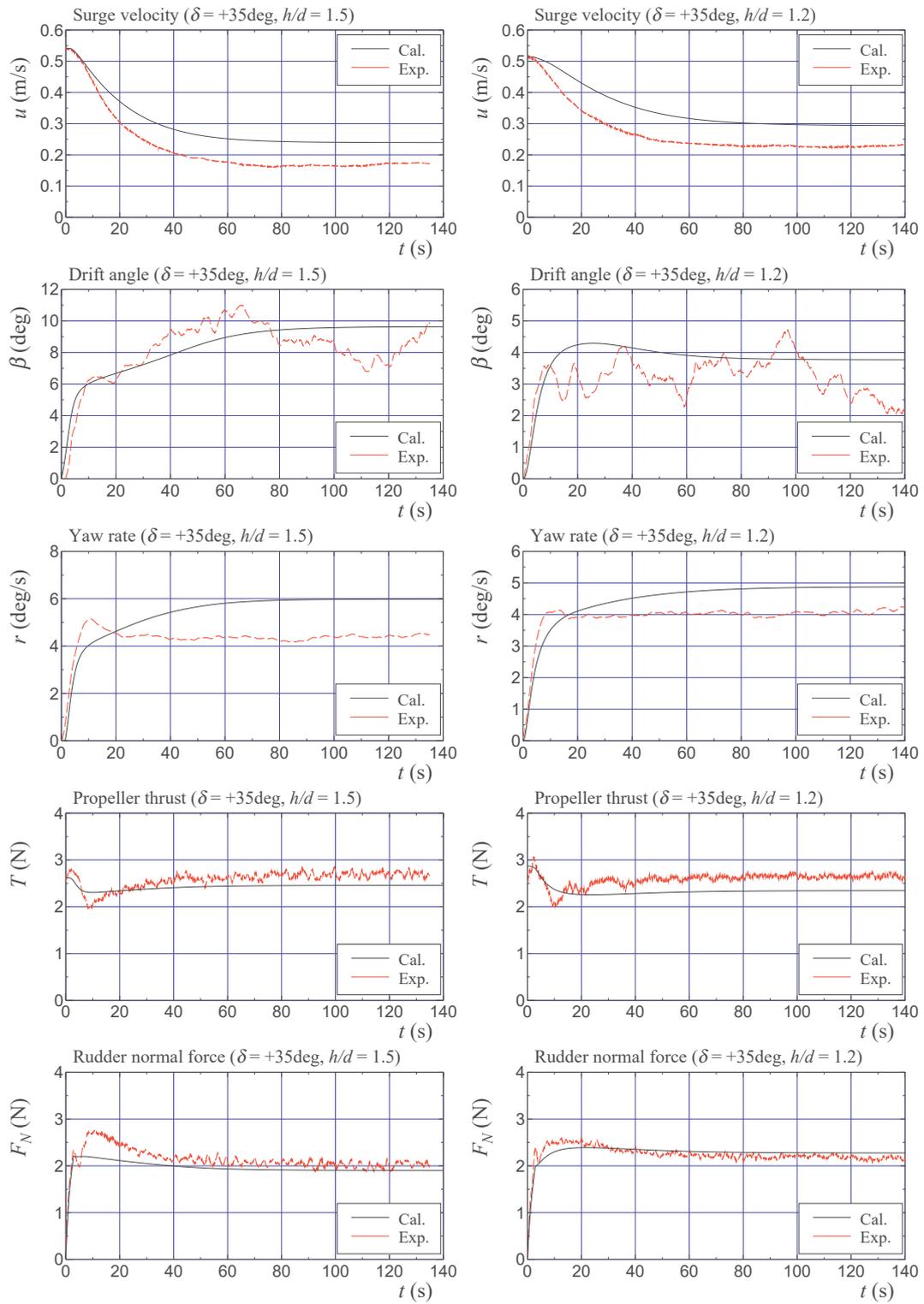


Fig. B.4: Time histories of surge velocity ( $u$ ), drift angle ( $\beta$ ), yaw rate ( $r$ ), propeller thrust ( $T$ ), and rudder normal force ( $F_N$ ) during  $\delta = +35^\circ$  turning

## 付録C 岸壁近くを航行する船の操縦流体力

安川 [27] の定式化を元に考える。船の操縦運動は、水平面ないの運動方程式で表されるものとし、そのときの計算に必要な流体力特性は、ポテンシャル理論計算で求める。任意形状の岸壁近くを航行する船の操縦運動を考えるにあたり次の仮定を設ける。

- 船速は遅く、自由表面は剛壁の条件で置き換えられる。
- 水深は一様で、一定である。
- 船周りの流場は非粘性、非圧縮、非回転のポテンシャル流場で表される。
- 粘性に基づく減衰力は別途考慮することとし、それは水路壁の影響を受けない。

これらの仮定を設けることにより、自由表面や渦によるメモリー影響を考慮する必要がなくなり、準定常的に問題を取り扱うことができる。

### C.1 流体力の基礎式

船は、前後方向速度  $u$ 、横方向速度  $v$ 、回頭角速度  $r$  で操縦運動しているものとする。船体に固定された座標系  $o-xyz$  を考える。船の長さ方向に  $x$  軸、その横方向に  $y$  軸、鉛直下向きに  $z$  軸を取り、静水面は  $z=0$  における  $x-y$  平面に一致させる。推進を  $h$  とすると、 $z=h$  の位置に水底があることとなる。船体回りの流場を、攪乱ポテンシャル  $\phi(t, x, y, z)$  で定義する。 $\phi$  はラプラスの式を満足する。境界条件は次のように表される。

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = un_1 + vn_2 + rn_3 \quad \text{on } S_H \quad (\text{C.1})$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = 0 \quad \text{on } S_W \quad (\text{C.2})$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial z} = 0 \quad \text{on } z=0 \quad (\text{C.3})$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial z} = 0 \quad \text{on } z=h \quad (\text{C.4})$$

(C.1) は船体表面条件、(C.2) は水路壁 (岸壁) 表面の条件、(C.3) は剛壁を仮定した自由表面条件、(C.4) は水底の条件式である。式中、 $S_H$ 、 $S_W$  はそれぞれ船体表面、水路壁表面を表す。Eq.(C.1) において、 $n_1$ 、 $n_2$  は船体表面外向き方向余弦の  $x$  方向成分、 $y$  方向成分、 $n_3$  は  $n_3 = xn_2 - yn_1$  ( $x, y$  は船体表面の座標系) と定義される回頭に関する方向余弦ベクトルである。

船に作用する前後力 ( $\hat{F}_1$ )、横力 ( $\hat{F}_2$ ) と回頭モーメント ( $\hat{F}_3$ ) は、ベルヌーイの式で表される圧力を船体表面で積分することにより次のように表される。

$$\hat{F}_1(t) = -\rho \iint_{S_H} \left[ \frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{1}{2} (\nabla \phi)^2 \right] n_1 dS \quad (\text{C.5})$$

$$\hat{F}_2(t) = -\rho \iint_{S_H} \left[ \frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{1}{2} (\nabla \phi)^2 \right] n_2 dS \quad (\text{C.6})$$

$$\hat{F}_3(t) = -\rho \iint_{S_H} \left[ \frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{1}{2} (\nabla \phi)^2 \right] (xn_2 - yn_1) dS \quad (\text{C.7})$$

$\rho$  は水の密度である。式中、 $\partial\phi/\partial t$  の項を次のように書き換える [41]。

$$\hat{F}_1(t) = -\rho \frac{d}{dt} \iint_{S_H} \phi n_1 dS + \rho \iint_{S_H} \left[ \frac{\partial\phi}{\partial n} \frac{\partial\phi}{\partial x} - \frac{1}{2} (\nabla\phi)^2 n_1 \right] dS \quad (\text{C.8})$$

$$\hat{F}_2(t) = -\rho \frac{d}{dt} \iint_{S_H} \phi n_2 dS + \rho \iint_{S_H} \left[ \frac{\partial\phi}{\partial n} \frac{\partial\phi}{\partial y} - \frac{1}{2} (\nabla\phi)^2 n_2 \right] dS \quad (\text{C.9})$$

$$\begin{aligned} \hat{F}_3(t) = & -\rho \frac{d}{dt} \iint_{S_H} \phi (xn_2 - yn_1) dS \\ & + \rho \iint_{S_H} \left[ \frac{\partial\phi}{\partial n} \left( x \frac{\partial\phi}{\partial y} - y \frac{\partial\phi}{\partial x} \right) - \frac{1}{2} (\nabla\phi)^2 (xn_2 - yn_1) \right] dS \end{aligned} \quad (\text{C.10})$$

以上が、岸壁近くを航行する船に作用する流体力の基礎式である。

## C.2 付加質量と流体力

Eqs.(C.8)~(C.10) には  $d/dt$  の項があり、船の運動加速度に比例する流体力成分が含まれていることがわかる。船の運動計算において数値計算を安定的に進めるため、この加速度に比例する流体力成分を陽に表すことを考える。Eq.(C.1) を参考に、 $\phi(t, x, y, z)$  を次の形で表す。

$$\phi(t, x, y, z) = \sum_{i=1}^3 U_i(t) \phi_i(t, x, y, z) \quad (\text{C.11})$$

ここで  $U_1 = u$ ,  $U_2 = v$ ,  $U_3 = r$  ( $u$  は船の前後方向速度,  $v$  は横方向速度,  $r$  は回頭角速度) を意味する。 $\phi_i (i = 1, 2, 3)$  に関する船体表面条件と水路壁の表面条件は次のように表すことができる。

$$\frac{\partial\phi_i}{\partial n} = n_i \text{ on } S_H \quad (\text{C.12})$$

$$\frac{\partial\phi_1}{\partial n} = 0 \text{ on } S_W \quad (\text{C.13})$$

$\phi_i$  はソース強さ  $\sigma_i$  を媒介として次のように表される。

$$\phi_i(t, P) = \iint_{S_H+S_W} \sigma_i(t, Q) G(P; Q) dS \quad (\text{C.14})$$

ここで、 $P = (x, y, z)$  は場の点,  $Q = (\xi, \eta, \zeta)$  は特異点を表す。 $G(P; Q)$  は Eqs.(C.3)(C.4) の条件を満たすグリーン関数であり、 $z = \pm 2h$  について無限個の鏡像をとったソースを考えればよく、次のように表される [42]。

$$G(x, y, z; \xi, \eta, \zeta) = \frac{1}{h} [G_0(\tilde{x} - \tilde{\xi}, \tilde{y}, \tilde{z} - \tilde{\zeta}) + G_0(\tilde{x} - \tilde{\xi}, \tilde{y}, \tilde{z} + \tilde{\zeta})] \quad (\text{C.15})$$

$\tilde{\cdot}$  は水深  $h$  で無次元化された値を意味し、 $G_0$  は次のように表される。

$$G_0(x, y, z) = [x^2 + y^2 + z^2]^{-1/2} + \sum_{j=1}^{\infty} \{ [x^2 + y^2 + (z + 2j)^2]^{-1/2} + [x^2 + y^2 + (z - 2j)^2]^{-1/2} \} \quad (\text{C.16})$$

Eq.(C.14) を Eqs.(C.12)(C.13) に代入すると、次式が得られる。

$$\iint_{S_H+S_W} \sigma_q(t, Q) \frac{\partial G(P; Q)}{\partial n} dS = f_H(P) \quad (\text{C.17})$$

ただし,

$$f_H(P) = \begin{cases} n_i & \text{for } P \text{ on } S_H \\ 0 & \text{for } P \text{ on } S_W \end{cases} \quad (\text{C.18})$$

Eq.(C.17)が,  $\sigma_i$ を未知数とする船体と水路壁での境界条件を表す積分方程式である。

Eqs.(C.8)~(C.10)で表される空間固定座興系で定義された力とモーメントをベースに, 船体固定系で定義された力とモーメントを考える。ここで, Eqs.(C.8)~(C.10)において, 右辺の積分第1項に相当する船体固定系での流体力を  $F_{Ak}(k=1,2,3)$ , 第2項に相当する流体力を  $F_{Dk}(k=1,2,3)$  とおく。 $F_{Ak}$ は速度ポテンシャルの時間微分に関する項,  $F_{Dk}$ は準定常的に計算されるポテンシャルの2乗に関する項を意味する。

$$\frac{dn_1}{dt} = -U_3n_2, \quad \frac{dn_2}{dt} = U_3n_1$$

の関係に注意して式展開すると,  $F_{Ak}$ は次のように表される。

$$F_{A1} = -\rho \sum_{i=1}^3 \left[ \dot{U}_i \iint_{S_H} \phi_i n_1 dS + U_i \frac{d}{dt} \iint_{S_H} \phi_i n_1 dS - U_i U_3 \iint_{S_H} \phi_i n_2 dS \right] \quad (\text{C.19})$$

$$F_{A2} = -\rho \sum_{i=1}^3 \left[ \dot{U}_i \iint_{S_H} \phi_i n_2 dS + U_i \frac{d}{dt} \iint_{S_H} \phi_i n_2 dS + U_i U_3 \iint_{S_H} \phi_i n_1 dS \right] \quad (\text{C.20})$$

$$F_{A3} = -\rho \sum_{i=1}^3 \left[ \dot{U}_i \iint_{S_H} \phi_i n_3 dS + U_i \frac{d}{dt} \iint_{S_H} \phi_i n_3 dS + U_i U_1 \iint_{S_H} \phi_i n_2 dS - U_i U_2 \iint_{S_H} \phi_i n_1 dS \right] \quad (\text{C.21})$$

式中,  $\dot{\phantom{x}}$ は時間に関する常微分を意味する。

$i$ 方向の運動モードによって,  $j$ 方向に生じる付加質量を

$$m_{ji} = \rho \iint_{S_H} \phi_i \frac{\partial \phi_j}{\partial n} dS \quad (\text{C.22})$$

と定義すると, Eqs.(C.19)~(C.21)は次のように表される。

$$F_{A1} = -\sum_{i=1}^3 \left[ \dot{U}_i m_{1i} + U_1 \dot{m}_{1i} - U_i U_3 m_{2i} \right] \quad (\text{C.23})$$

$$F_{A2} = -\sum_{i=1}^3 \left[ \dot{U}_i m_{2i} + U_1 \dot{m}_{2i} + U_i U_3 m_{1i} \right] \quad (\text{C.24})$$

$$F_{A3} = -\sum_{i=1}^3 \left[ \dot{U}_i m_{3i} + U_1 \dot{m}_{3i} + U_i U_1 m_{2i} - U_i U_2 m_{1i} \right] \quad (\text{C.25})$$

$F_{Ak}$ は船体運動と付加質量ならびにそれらの時間微分値が分かれば計算することができる。

$F_{Dk}$ は次のように表される。

$$F_{Dk} = \rho \iint_{S_H} \left[ \frac{\partial \phi_i}{\partial n} \frac{\partial \phi}{\partial x_k} - \frac{1}{2} (\nabla \phi)^2 n_k \right] dS \quad (\text{C.26})$$

ここで,  $\partial/\partial x_1 = \partial/\partial x$ ,  $\partial/\partial x_2 = \partial/\partial y$ ,  $\partial/\partial x_3 = x\partial/\partial y - y\partial/\partial x$ と定義している。Eq.(C.26)にEq.(C.11)を代入して,

$$D_{ik}^{(j)} = \rho \iint_{S_H} \left[ \frac{\partial \phi_i}{\partial n} \frac{\partial \phi_k}{\partial x_j} + \frac{\partial \phi_k}{\partial n} \frac{\partial \phi_i}{\partial x_j} - \frac{\partial \phi_i}{\partial x_i} \frac{\partial \phi_k}{\partial x_k} \right] n_j dS \quad (\text{C.27})$$

を定義すると、 $F_{Dk}$  は次のように表される。

$$F_{Dj} = \begin{bmatrix} D_{23}^{(1)} & D_{31}^{(1)} & D_{12}^{(1)} \\ D_{23}^{(2)} & D_{31}^{(2)} & D_{12}^{(2)} \\ D_{23}^{(3)} & D_{31}^{(3)} & D_{12}^{(3)} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_2 U_3 \\ U_3 U_1 \\ U_1 U_2 \end{Bmatrix} + \frac{1}{2} \begin{bmatrix} D_{11}^{(1)} & D_{22}^{(1)} & D_{33}^{(1)} \\ D_{11}^{(2)} & D_{22}^{(2)} & D_{33}^{(2)} \\ D_{11}^{(3)} & D_{22}^{(3)} & D_{33}^{(3)} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_1^2 \\ U_2^2 \\ U_3^2 \end{Bmatrix} \quad (\text{C.28})$$

### C.3 操縦運動方程式

船体固定系における船の操縦運動方程式は、次のように表される。

$$\left. \begin{aligned} m(\dot{U}_1 - U_2 U_3) &= F_{A1} + F_{D1} + F_{V1} + F_{E1} \\ m(\dot{U}_2 - U_1 U_3) &= F_{A2} + F_{D2} + F_{V2} + F_{E2} \\ I_z \dot{U}_3 &= F_{A3} + F_{D3} + F_{V3} + F_{E3} \end{aligned} \right\} \quad (\text{C.29})$$

$m$  は船の質量、 $I_z$  は  $z$  軸回りの慣性モーメントである。 $F_{Vk}$  は粘性に基づく減衰力、 $F_{Ek}$  はプロペラ推力、舵力等の外力である。Eq.(C.29) に Eqs.(C.23)~(C.25) ならびに Eq.(C.28) を代入すると次式が得られる。

$$\begin{aligned} & \begin{bmatrix} m + m_{11} & m_{12} & m_{13} \\ m_{21} & m + m_{22} & m_{23} \\ m_{31} & m_{32} & I_z + m_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{U}_1 \\ \dot{U}_2 \\ \dot{U}_3 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \dot{m}_{11} & \dot{m}_{12} & \dot{m}_{13} \\ \dot{m}_{21} & \dot{m}_{22} & \dot{m}_{23} \\ \dot{m}_{31} & \dot{m}_{32} & \dot{m}_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_1 \\ U_2 \\ U_3 \end{Bmatrix} \\ & + \begin{bmatrix} -(m + m_{22}) - D_{23}^{(1)} & -m_{21} - D_{31}^{(1)} & -D_{12}^{(1)} \\ m_{12} - D_{23}^{(2)} & m + m_{11} - D_{31}^{(2)} & -D_{12}^{(2)} \\ -m_{13} - D_{23}^{(3)} & m_{23} - D_{31}^{(3)} & m_{22} - m_{11} - D_{12}^{(3)} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_2 U_3 \\ U_3 U_1 \\ U_1 U_2 \end{Bmatrix} \\ & + \begin{bmatrix} -D_{11}^{(1)}/2 & -D_{22}^{(1)}/2 & -m_{23} - D_{33}^{(1)}/2 \\ -D_{11}^{(2)}/2 & -D_{22}^{(2)}/2 & m_{13} - D_{33}^{(2)}/2 \\ m_{21} - D_{11}^{(3)}/2 & -m_{12} - D_{22}^{(3)}/2 & -D_{33}^{(3)}/2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_1^2 \\ U_2^2 \\ U_3^2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_{V1} + F_{E1} \\ F_{V2} + F_{E2} \\ F_{V3} + F_{E3} \end{Bmatrix} \quad (\text{C.30}) \end{aligned}$$

この式が岸壁近くを航行する船の操縦運動方程式である。ただし、ここで示される流体力係数は、岸壁の存在のために生じる流場の非対称性のため、連成項を含む全ての項が陽に現れ、かつ岸壁と船との位置関係によって変化することに注意が必要である。また、付加質量の時間微分に比例する項が減衰項と同じ形式で存在することが特徴である。

### C.4 一様な岸壁への離着岸時の運動方程式

船が岸壁に対して、平行に斜航している場合を考える。ここで、船は  $u, v$  一定のまま、一様な岸壁近くを  $\psi = r = 0$  を保ちながら運動しているとする。Eq.(C.30) に  $\psi = r = 0$  を代入すると次式が得られる。岸壁に近づくことによる船体に作用する力の変化を  $F_{B1}$ ,  $F_{B2}$ ,  $F_{B3}$  とすれば、それらは次のように表される。

$$F_{B1} = -(\dot{m}_{11}u + \dot{m}_{12}v - D_{12}^{(1)}uv - D_{11}^{(1)}u^2/2 - D_{22}^{(1)}v^2/2) \quad (\text{C.31})$$

$$F_{B2} = -(\dot{m}_{21}u + \dot{m}_{22}v - D_{12}^{(2)}uv - D_{11}^{(2)}u^2/2 - D_{22}^{(2)}v^2/2) \quad (\text{C.32})$$

$$F_{B3} = -[\dot{m}_{31}u + \dot{m}_{32}v + (m_{22} - m_{11} - D_{12}^{(3)})uv + (m_{21} - D_{11}^{(3)}/2)u^2 - (m_{12} + D_{22}^{(3)}/2)v^2] \quad (\text{C.33})$$

ここで,

$$\begin{aligned}
\frac{d}{dt} &= \frac{dy_0}{dt} \frac{d}{dy_0} + \frac{d\psi}{dt} \frac{d}{d\psi} \\
&= (u \sin \psi + v \cos \psi) \frac{d}{dy_0} + r \frac{d}{d\psi} \\
&\simeq v \frac{d}{dy_0}
\end{aligned} \tag{C.34}$$

の関係を利用すると, 次式が得られる。

$$F_{B1} = - \left[ (m_{11y} - D_{12}^{(1)}) uv + (m_{12y} - D_{22}^{(1)}/2) v^2 - D_{11}^{(1)} u^2 / 2 \right] \tag{C.35}$$

$$F_{B2} = - \left[ (m_{21y} - D_{12}^{(2)}) uv + (m_{22y} - D_{22}^{(2)}/2) v^2 - D_{11}^{(2)} u^2 / 2 \right] \tag{C.36}$$

$$\begin{aligned}
F_{B3} &= - \left[ (m_{31y} + m_{22} - m_{11} - D_{12}^{(3)}) uv + (m_{32y} - m_{12} - D_{22}^{(3)}/2) v^2 \right. \\
&\quad \left. + (m_{21} - D_{11}^{(3)}/2) u^2 \right]
\end{aligned} \tag{C.37}$$

ここで, 添え字  $y$  は  $y_0$  に対する微分を表す。これらがポテンシャル理論をベースとした場合の岸壁影響による付加流体力を表す。

さらに実用的な見地から,  $D_{12}^{(i)}$ ,  $D_{22}^{(i)}$  ならびに  $m_{12}$ , またムンクモーメントの項を無視すると, 次のように簡略化される。

$$F_{B1} \simeq -m_{11y} uv - m_{12y} v^2 + D_{11}^{(1)} u|u|/2 \tag{C.38}$$

$$F_{B2} \simeq -m_{21y} uv - m_{22y} v^2 + D_{11}^{(2)} u^2/2 \tag{C.39}$$

$$F_{B3} \simeq -m_{31y} uv - m_{32y} v^2 + D_{11}^{(3)} u|u|/2 \tag{C.40}$$

ここで,  $m_{21y}$  と  $m_{31y}$  は岸壁影響による  $v$  の微係数変化,  $m_{11y}$  と  $m_{12y}$  は横移動時の抵抗変化,  $m_{22y}$  と  $m_{32y}$  は横移動時の横力変化と回頭モーメント変化である。 $D_{11}^{(i)}$  は岸壁に沿って走ることによる抵抗変化, 付加横力 (bank suction force), 付加回頭モーメント (bow out moment) である。

まとめると運動方程式は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned}
(m + m_{11})\dot{u} + m_{12}\dot{v} + m_{13}\dot{r} - (m + m_{22})vr - m_{23}r^2 &= F_{V1} + F_{E1} + F_{B1} \\
m_{21}\dot{u} + (m + m_{22})\dot{v} + m_{23}\dot{r} + (m + m_{11})ur &= F_{V2} + F_{E2} + F_{B2} \\
m_{31}\dot{u} + m_{23}\dot{v} + (I_z + m_{33})\dot{r} + m_{23}ur &= F_{V3} + F_{E3} + F_{B3}
\end{aligned} \right\} \tag{C.41}$$

式中, 付加質量に関連する全ての項ならびに  $F_{Bi}$  は, 船と岸壁との距離  $\eta$  によって変化することに注意が必要である。具体的には, 付加質量に関わる項は理論計算で求め,  $D_{11}^{(i)}$  は水槽試験で求める。