

# 荒天下の操船評価手法の開発

鈴木 良介\*, 塚田 吉昭\*, 上野 道雄\*\*

## Evaluation Methods for Maneuverability of a Ship in Adverse Weather Conditions

by

SUZUKI Ryosuke\*, TSUKADA Yoshiaki\* and UENO Michio\*\*

### Abstract

The requirements for GHG emission reduction in international shipping have become more stringent over the years. While low-speed operation ships have an engine with small output in order to easily meet the emission regulation, they may be unmaneuverable in adverse weather conditions due to lack of room in the engine output. The International Maritime Organization (IMO) introduced interim guidelines in 2013 for determining the minimum propulsion power required to avoid such situations. Although the interim guidelines were amended in 2021, the committee also agreed to keep the guidelines under review. Against this background, the authors conducted experimental and theoretical studies on the maneuverability of ships in wind and waves over the past seven years (FY 2016-2022), which are summarized in this paper. In the experimental study, the authors first developed a free-running model test (FRMT) method that considers the rudder effectiveness of the full-scale ship and variation in the propeller rotational speed due to operational limits of the engine. In addition, the authors developed a wind load simulator that directly provides a free-running ship model with simulated wind loads for investigating wind effects on ship performance in tank tests. Then, the maneuverability of a very large crude carrier (VLCC) in adverse weather conditions was investigated based on the results of the FRMT adopting both developed methods in short-crested irregular waves. These findings reflect the possibility that the FRMT can replace complicated numerical simulation as a direct evaluation method of full-scale ship maneuverability in adverse weather. In the theoretical study, the authors proposed a numerical prediction method of 6-degrees-of-freedom motions for a ship maneuvering in wind and waves, based on so-called the unified method. The validation against the FRMT results, including conditions of the full-scale equivalent rudder effectiveness, showed that the proposed method can approximately predict maneuvering and wave-induced oscillatory motions of a ship in regular and irregular waves. Next, factors to ensure the safety of a VLCC navigating in adverse weather were investigated based on the proposed prediction method. These results can contribute to a more rational evaluation of the ship maneuverability in adverse weather conditions for the IMO guidelines.

---

\* 流体性能評価系, \*\* 流体性能評価系および研究統括監 (研究当時)

原稿受付 令和6年6月11日

審査日 令和6年7月22日

## 目 次

1. 緒言	2
2. 実海域環境下での操縦性能を推定する模型実験法の開発	3
2.1 はじめに	3
2.2 模型実験の方法	3
2.2.1 実船舵効き状態および主機の作動制限の考慮	3
2.2.2 風荷重模擬装置	5
2.3 模型実験結果と数値シミュレーションの比較	6
2.4 荒天下操船運動評価への適用	10
2.5 まとめ	11
3. 荒天下操船運動評価プログラムの開発	11
3.1 はじめに	11
3.2 計算法	12
3.3 計算法の検証	15
3.4 荒天下操船限界の考察	15
3.5 まとめ	18
4. 結言	19
謝 辞	19
References	19

## 1. 緒 言

2011年に開催された国際海事機構(IMO)の第62回海洋環境保護委員会(MEPC62)において、国際海運からの温室効果ガス(GHG)の排出の抑制を目的に、船舶のエネルギー効率設計指標(EEDI)による規制案が採択され、2013年に発行された。それ以降この規制は段階的に強化され、2023年のIMO/MEPC80において採択された新たなGHG戦略により、2050年頃までの船舶の実質的なゼロエミッション化が確定した。EEDI規制の開始に伴い省エネ技術等の開発・普及が見込まれた。一方で、このEEDI規制を満足するための簡単な方法の一つとして、機関出力の小さい主機を搭載し航行時のプロペラ回転数を低下させるという方法があるため、荒天下において操船性能を維持するための機関出力の余裕がなく操船不能に陥る船舶が増える可能性があるとの懸念が船主国・国際船主団体から指摘された。そこで、2013年のIMO/MEPC65において、これを防止するための暫定最低出力ガイドラインが採択された。しかし、その暫定ガイドラインにおける必要最低機関出力の簡易計算法は必ずしも理論的に十分に検討されたものではなかったうえに、特段事故が発生していない既存船舶の多くが評価で不合格と判定されるなどの問題があった。このような状況を踏まえ、この最低出力の正式ガイドライン検討の研究のためのプロジェクトが、世界中で実施された(SHOPERA(EU), JASNAOE(日本), MacRAW(オランダ), PerSee(ドイツ)等)。これらの研究成果もあり、その後2021年に、IMO/MEPC76において暫定ガイドラインの改正案が承認された。一方で、より合理的な荒天下操船性能評価のためにも、その最新のガイドラインは今後も引き続き見直していく方針となっている。

このような背景の下、2016～2022年度の7ヵ年における国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所 海上技術安全研究所(以下、当所)の第1期中長期計画の重点研究として、著者らは、合理的な荒天下の操船評価手法の開発を目的に、波風併存下の船舶の操縦性能推定に関する実験的および理論的研究を実施した。本稿ではその内容及び成果の概要を報告する。

## 2. 実海域環境下での操縦性能を推定する模型実験法の開発

### 2.1 はじめに

船舶の操縦性能を把握するための物理シミュレーションとして、実船と幾何形状が同じ縮尺模型(模型船)を試験水槽で自走させる自由航走模型試験がある。これは、結果として計測される船体運動等に模型船に生じるべき全ての流体现象が反映されているため、数値計算と比べて時間と費用がかかるものの、非常に貴重な手段である。自由航走模型試験によって波風併存下における荒天下の操船限界を調べた数少ない例として、梅田らの研究<sup>1)</sup>がある。梅田ら<sup>1)</sup>は、水槽壁面に設置された分割式の造波装置および定置型の送風装置を用いて、一方向不規則波と変動風を正面から受けた場合に模型船の前進速度がほぼゼロとなるプロペラ回転数を求めた。一方で、特に前進速度を有する状態での実船の波風併存下における操縦性能を自由航走模型試験で直接評価可能とするには、以下の技術的課題を解決する必要があると考えられる。

- ・ 模型船の操縦運動における尺度影響および実船との推進器作動状態の違いの影響
- ・ 精度の高い風環境の再現

実船とレイノルズ数の違いから、模型船の操縦運動は実船と相似にならず尺度影響が含まれることが知られている<sup>(例えば 2)</sup>。また、一般に自由航走模型試験では、推進器の状態をプロペラ回転数やトルク・馬力一定<sup>(例えば 3)</sup>等として簡易化して実施されるため、荒天下において主機の過負荷を防止するためのいわゆるトルクリミットならびにそれによるプロペラ回転数の低下を考慮することが困難である。Uenoら<sup>4)</sup>は、操縦運動における尺度影響を解決するための自由航走模型試験方法として、舵効き船速修正(Rudder effectiveness and speed correction: RSC)を開発した。概要は後述するが、この試験法では、模型船の船長方向に補助的な力(補助推力)を付加する必要があり、この力とプロペラ回転数が計測される船速に応じて制御される。また、著者らは、塚田らの開発したダクトファン型の補助推力装置<sup>5)</sup>を用いて、実際に舵効き船速修正(RSC)を適用した自由航走試験を行った<sup>6)</sup>。しかし、これらの研究<sup>4)6)</sup>では、模型船のプロペラ回転数は時々刻々変化するものの、想定する実船の推進器の作動状態はプロペラ回転数やトルク・馬力一定としているため、トルクリミットの影響による操縦運動の変化を考慮できない。

風環境を水槽試験で再現する方法として、送風装置により実際に風を発生させる方向が挙げられる<sup>(例えば 1), 7)-10)</sup>。ただし、送風装置と模型船の位置関係が変わると風の状況が大きく変化する<sup>7)8)</sup>ことから、模型船が広い空間を動く自由航走試験では、定置型送風装置を使うのは適当ではない。送風装置を曳航台車に取り付け、模型船位置の変化に応じて台車をその動きに追従させる<sup>9)10)</sup>ことで、模型船と送風装置との相対位置関係を可能な限り一定に保つことが可能である。しかし、このような方法であっても、送風装置からの模型船各部の距離が異なる場合には見かけの相対風向・風速が一樣にならない<sup>9)</sup>、移動速度・方向が変化し得る状態の送風装置では対地の真風速・風向を一定に保つことは困難<sup>10)</sup>等の課題がある。更には、定常風など理想的な風環境を実現することができたとしても、風圧抵抗に対するレイノルズ数(粘性)影響の問題が残る。

以上の背景から、本研究では、波風併存下の船舶の操縦性能推定のための実験的研究として、第一に、過去に提案した舵効き船速修正(RSC)<sup>4)6)</sup>を基に、操縦運動の尺度影響を補正すると同時に主機の作動制限(トルクリミット)を考慮することのできる自由航走模型試験法の開発<sup>11)</sup>を行った。第二に、風圧抵抗を模型船に与える方法として、風自体を再現する送風装置とは異なり、風荷重に相当する力およびモーメントを模型船上に設置した複数のファンによって直接付加する方法(風荷重模擬装置)の開発<sup>12)</sup>を行った。本章では、これらの実験方法を示すとともに、これらの実験方法を活用した荒天下操船運動評価への適用<sup>13)</sup>について述べる。

## 2.2 模型実験の方法

### 2.2.1 実船舵効き状態および主機の作動制限の考慮

舵効き船速修正(RSC)<sup>4)6)</sup>では、模型船の瞬時の前進速度  $u_m$  に対して次式を満たすように、補助推力  $T_A$  とプロペラ回転数  $n_m$  が制御される。

$$\begin{cases} (1-t)T'_s - R'_s = (1-t)T'_m + T'_A - R'_m & \text{for } u' = u'_s = u'_m \\ u'_R{}_s = u'_R{}_m & \text{for } u' = u'_s = u'_m \end{cases} \quad (2.1)$$

ここに、 $1-t$  は推力減少率、 $T$  はプロペラ推力、 $R$  は平水中の船の抵抗、 $u_R$  は船長方向の舵有効流入速度を表す。これらは、平水中の拘束模型試験の結果や ITTC の推奨法<sup>14)</sup>、船舶操縦運動予測のための Maneuvering Modeling Group(MMG)モデルの標準法<sup>15)</sup>等により算出可能である。また、下添え字の  $s$  と  $m$  は、それぞれ実船と模型船の変数を表す。上添え字の ' は、無次元表記の変数を意味する。プロペラ推力  $T$  と船長方向の舵有効流入速度  $u_R$  はプロペラ回転数に依存するため、 $T'_m$  と  $u'_R{}_m$  は制御変数の 1 つである  $n_m$  の関数となる。前進船速  $u'$  を助変数として  $T'_A$  と  $n'_m$  について(2.1)式を解くためには、同上の理由により、任意の  $u'$  に対する実船のプロペラ回転数  $n'_s$  を与える必要がある。これは、入力としての  $n'_s$  と  $u'$  の関係を通じて任意の実船の航行状態における操縦運動を舵効き船速修正(RSC)で表すことが出来ることを意味している。従って、実船の主機の作動制限を反映した  $n'_s$  と  $u'$  の関係を得ることが出来れば、自由航走模型船でも実船の主機の作動制限を準定常的に考慮可能となる。

実船の主機の作動制限を反映した  $n'_s$  と  $u'$  の関係の導出の概念図を図 1 に示す。ここでは簡略化のために、主機の作動制限として、torque/speed limit  $P_B^{T/S}$  と平均有効圧力による制限  $P_B^{MEP}$  から構成される連続運転の制限(いわゆるトルクリミット)  $P_E^{LIM}$  のみを考慮することとする。低速ディーゼル機関の例を次式に示すように、連続運転の制限  $P_E^{LIM}$  は、連続最大出力(MCR)とその時の回転数  $n_{MCR}$  が既知であれば、一意に定めることが出来る<sup>例えば16)</sup>。

$$\begin{cases} P_E^{LIM} = \min\{P_B^{MEP}, P_B^{T/S}\} \\ P_B^{MEP} = (P_{B,MCR}/n_{MCR,S})n_s \\ P_B^{T/S} = \left\{ P_B^{MEP} \Big|_{n_s=0.977n_{MCR,S}} / (0.977n_{MCR,S})^2 \right\} n_s^2 \end{cases} \quad (2.2)$$

他方、出会い波周波数あるいはそれ以上の周波数での主機トルク負荷変動を無視すると、プロペラ単独特性や自航要素・種々の効率が既知のとき、任意の前進船速  $u'$  および実船のプロペラ回転数  $n'_s$  における制動馬力  $P_B'$  は算出可能である。制動馬力  $P_B'$  は、 $u'$  によらず(図 1 の一点鎖線  $u'_1, u'_2$  など)連続運転の制限  $P_E^{LIM}$  (図 1 の実線)の値を超えることはできないので、 $P_B'$  と  $P_E^{LIM}$  の交点(図 1 の点 A, B)における実船のプロペラ回転数  $n'_s$  は、各  $u'$  において連続運転の観点から許容できる上限値  $n_s^{LIM}$  を意味する。従って、この手順で  $u'$  に対して連続的に  $n_s^{LIM}$  を計算すれば、主機の連続運転による制限を反映した  $n'_s$  と  $u'$  の関係を得る。

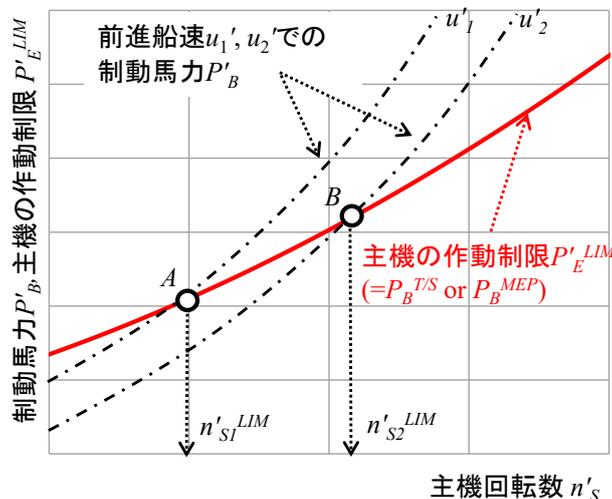


図 1 制動馬力と主機の作動制限の比較

2.2.2 風荷重模擬装置

風荷重模擬装置の概念図および本装置を搭載した自由航走模型を、それぞれ図2<sup>12)</sup>と図3に示す。本装置では、風によって生じる船体の前後力・横力・回頭モーメントを、甲板上に設置した6台のダクトファンによって模型船に与える。個々のファンは前項の尺度影響補正等の際に用いる補助推力装置<sup>9)</sup>と同じであり、ファンの回転方向を変えることが出来ないため、2台1対とすることで力の発生方向を切り替える。船首と船尾位置に船長方向に配置した1対のファンによって前後力を、船幅方向に配置した2対のファンによって横力と回頭モーメントを制御する。風荷重の目標値は、船の回頭角速度によって生じる風圧力の変化(yaw damping force)は、風圧下の船の操縦運動に与える影響は小さい<sup>10)</sup>との報告に基づき、準定常的に推定される。すなわち、風洞試験や回帰式等によって予め準備した風圧力係数の3成分を、各タイムステップにおいて見かけの風向で内挿と、見かけの風速で有次元化することで推定する。この際、対地の真風向と風速は事前の想定値としながらも、見かけの風向と風速は、船の前進速度・横流れ速度・船首方位によって変化するため、これらの変数は模型実験での時々刻々の計測値とする必要がある。模型実験においても無風状態での自船速力による空気抵抗が少なからず模型船の水面上乾舷部および甲板上計測機器等に作用するため、厳密にはこれを除去する必要がある。しかし、これらは模擬する風荷重に対して小さいと仮定して、その除去は行っていない。なお、ファンの取り付け高さを風圧力左右成分の着力点に合わせることで、横傾斜モーメントも模擬することが可能である。ただし、試験中にファンの高さの変更はできないため、横風などの横力が主要となる風向き等でファンの取り付け高さを代表する必要がある。

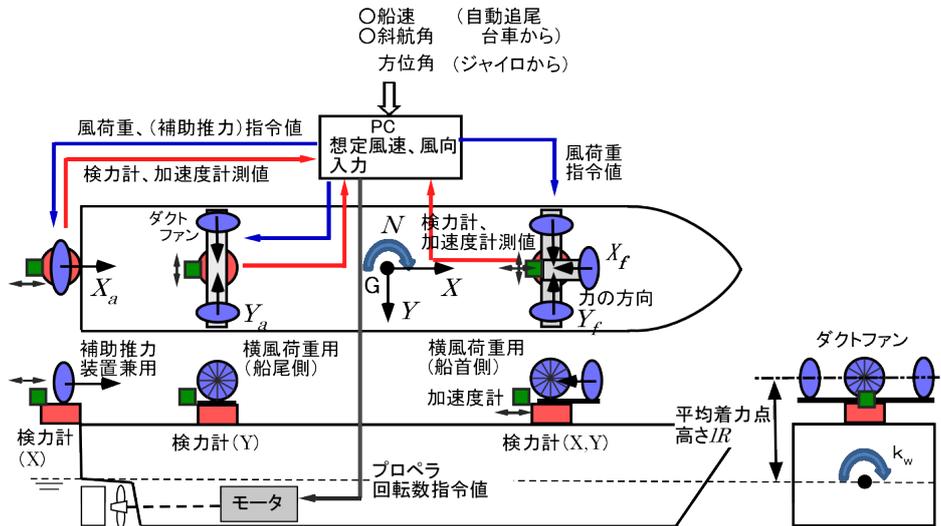


図2 風荷重模擬装置の概念図<sup>12)</sup>



図3 風荷重模擬装置を搭載した自由航走模型船

自由航走試験で風環境を模擬するために風圧力に相当する力を直接模型船に与えるこのような方法は、以前より提案されている<sup>17)</sup>。先行研究<sup>17)</sup>では、陸上試験で事前に確認したファンの発生する力に基づいてファンの回転

数を制御していたのに対して、本装置では、模型船の操縦運動に伴い動くファンでもより正確に力を発生できるように、実験中に実際にファンが発生した力を下部に設置した検力計によって計測し、フィードバック制御する方法を採用したところに大きな違いがある。またその際、船体動揺を伴う波浪中においても本制御が適用可能なように、各ファン直近に取り付けた加速度計によって、模型船の運動に起因するファンの慣性力成分を検力計の計測値から補正する点にも新規性がある。

### 2.3 模型実験結果と数値シミュレーションの比較

本節の模型実験と数値シミュレーションの結果は、図4の座標系に従って示す。  $O-X_0Y_0$  は空間固定座標系である。  $G-xy$  は、原点が船体重心位置に一致する船体固定座標であり、船首方向を  $x$  軸の正、右舷方向を  $y$  軸の正と定義する。船体へ働く  $x$  軸方向と  $y$  軸方向の力および重心周りの回頭モーメント(右回頭を正)を、それぞれ  $X, Y, N$  で表す。  $V$  と  $\beta$  は、それぞれ重心位置における合成船速と斜航角である。斜航角  $\beta$  は、船体が左舷方向に横流れする場合を正とする。舵角  $\delta$  は、上面から見て反時計回りを正と定義する。プロペラ回転数  $n$  は、船尾から見て時計回りを正とする。時刻  $t = 0$  において、  $O-X_0Y_0$  と  $G-xy$  の原点、  $X_0$  軸と  $x$  軸の向き、  $Y_0$  軸と  $y$  軸の向きがそれぞれ一致するものとする。  $O-X_0Y_0$  と  $G-xy$  のなす角度に一致する船の回頭角  $\psi$  は、右回頭を正と定義する。  $\chi$  は船首方位を基準とした波向きおよび真風向であり、  $0$  度を正面向波・風、  $90$  度を右舷からの横波・風と定義する。

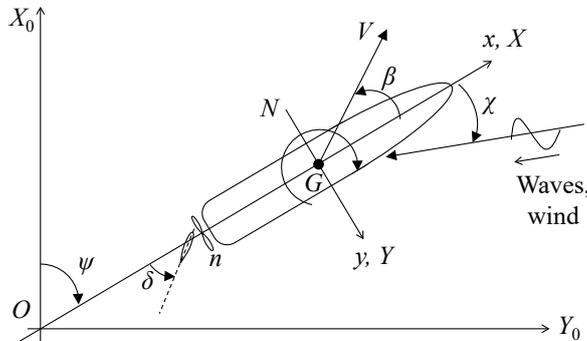


図4 2章の座標系

主機の連続運転による制限を考慮した舵効き船速修正(RSC)を用いた自由航走試験模型結果の例を、模型および実船尺度の数値計算結果と比較して、図5と図6に示す。ここに、  $L$  は船長を表す。図5は平水中の右35度旋回試験結果、図6は規則波(波長船長比0.4、波高船長比1/58.2)中保針航行状態における定常値の結果を示す。対象船はいずれも供試船型として公開されているVLCCで、模型船の縮尺は1/110である。自由航走試験は、当所の実海域再現水槽で実施した。平水中の数値計算は、標準的な3自由度のMMGモデル<sup>15)</sup>に基づいており、波浪中の計算ではこれに波の影響として外力項に定常波力(高次の波力の時間平均値)のみを考慮した。平水中の計算に必要な係数および定常波力は、同対象船を用いた拘束模型試験結果に基づいて決定されているが、実船尺度の計算では、平水中の摩擦抵抗・有効伴流率・プロペラ単独特性に尺度影響を考慮した。更に実船尺度の計算では、主機・プロペラ軸系の運動方程式を解くことはせずに、模型実験同様に、主機の連続運転の制限によるプロペラ回転数の変化を準定常的に考慮した。なお、本対象船の実船は存在しないため、連続最大出力とその回転数  $n_{MCR}$  は、抵抗および自航試験結果から推定した値である。自由航走模型試験の手順および数値計算の詳細については、文献11)を参照されたい。

図5,6の模型実験結果より、舵効き船速修正(RSC)<sup>4),6)</sup>を適用することで、また主機の作動制限を考慮することで、旋回航跡が大きくなり、また正面～横波中において保針航行状態での船速、斜航角、当舵の全てが増加することが分かる。これらの操縦運動の影響は、主にプロペラ回転数の違いにより舵力やプロペラ推力が変化したことに因るものである。次に、数値計算結果に注目すると、主機の作動制限を考慮した場合においても、模型尺度と実船尺度の操縦運動の推定値が、相似になっていることが分かる。これは、主機の作動制限による実船のプロペラ回転数  $n_s'$  の準定常的な変化を、舵効き船速修正(RSC)<sup>4),6)</sup>における入力としての  $n_s'$  と船速  $u'$  の関係を通じて模型尺度において考慮することの妥当性を裏付けるものである。また、前述の模型実験で確認された舵効き状態

の違いおよび主機の作動制限の考慮の有無による操縦運動の変化は、数値計算においても生じており、実験と計算で定量的にも近い結果となっていることが分かる。ただし、詳細に見ると全体的に旋回航跡は数値計算の方が僅かに小さい等の差が見られる。従来の模型船の自航点で行った結果にも見られる同様の差は、数値計算に用いた操縦流体力等による精度や、数学モデルそのものの不完全性によるものである。舵効き船速修正(RSC)<sup>4),6)</sup>を適用した場合、模型試験と数値計算とで与える船速  $u'$  ~ 補助推力  $T_A'$  およびプロペラ回転数  $n_m'$  の関係自体は同一の数学モデルから算出しており、全く変わらない。則ち、仮に時々刻々に生じた  $u'$  が模型試験と数値計算間で同じなら、 $T_A'$  および  $n_m'$  の定量的な差は理論上生じない。加えて、模型試験において、各船速で  $T_A'$  と  $n_m'$  は目標値通りに精度よく制御されていることを確認している。そのため、時々刻々に生じた  $u'$  が模型試験と数値計算間で異なるのは、数値計算に用いた操縦流体力等による精度や、数学モデルそのものの不完全性によることから、舵効き船速修正(RSC)<sup>4),6)</sup>を適用した場合の操縦運動の差の原因も、前述の模型船の自航点の場合と同様と判断できる。提案する試験法を直接的に検証するには、実船実験との比較が望まれる。一方で、ここで用いたような尺度影響を考慮した実船尺度の操縦運動計算法の妥当性については過去より明らかにされている<sup>(例えば 18),19)</sup>。また、主機の連続運転の制限も既存のモデル<sup>(例えば 16)</sup>を用いていることから、本実船尺度の計算結果および提案した自由航走模型試験結果は、従来の模型船自航点による結果などと比べて、より実船に近い操縦運動を評価できていると考えられる。

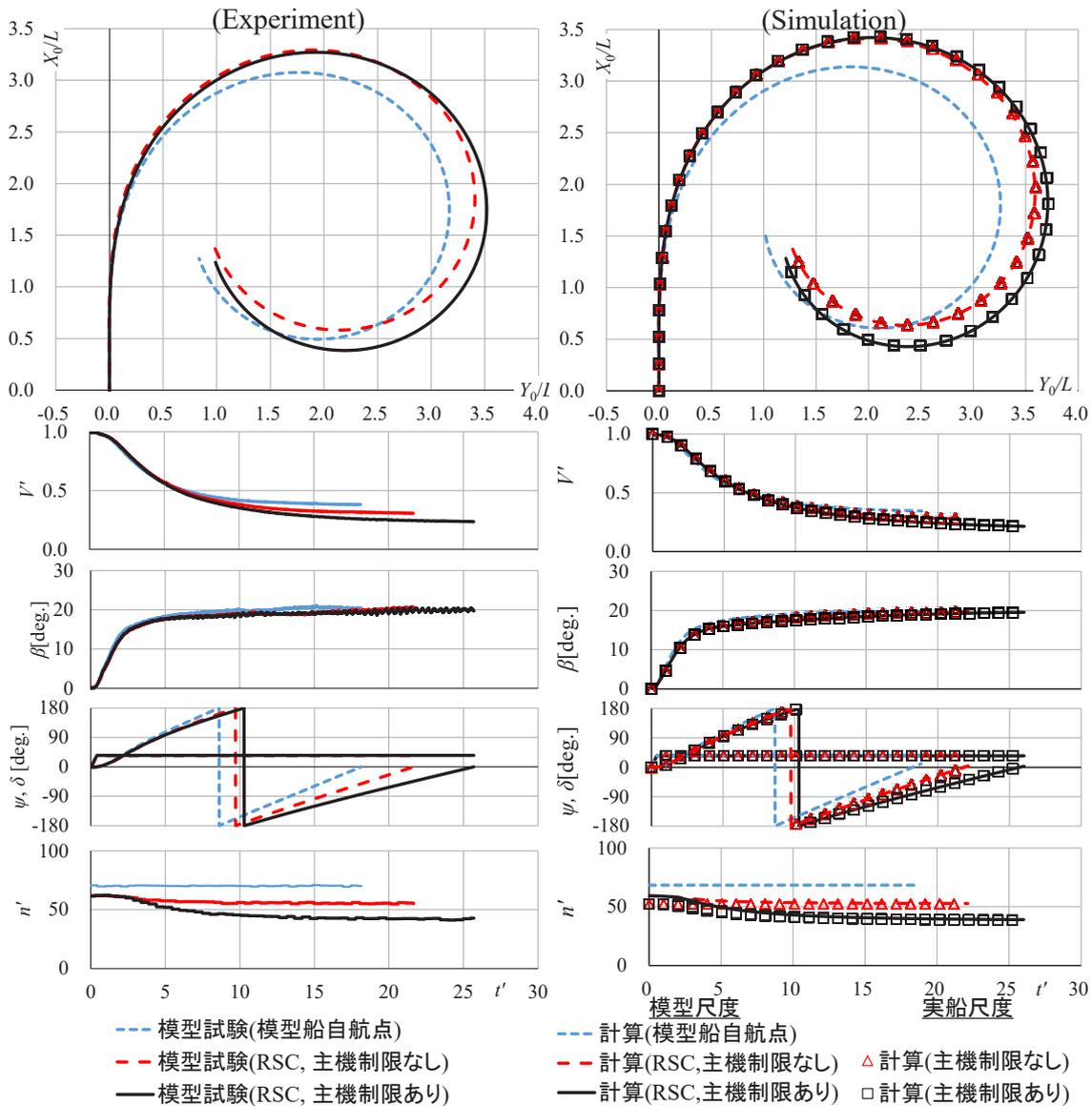


図5 提案した試験法を用いたVLCCの平水中右35度旋回試験結果および模型・実船尺度での数値計算結果

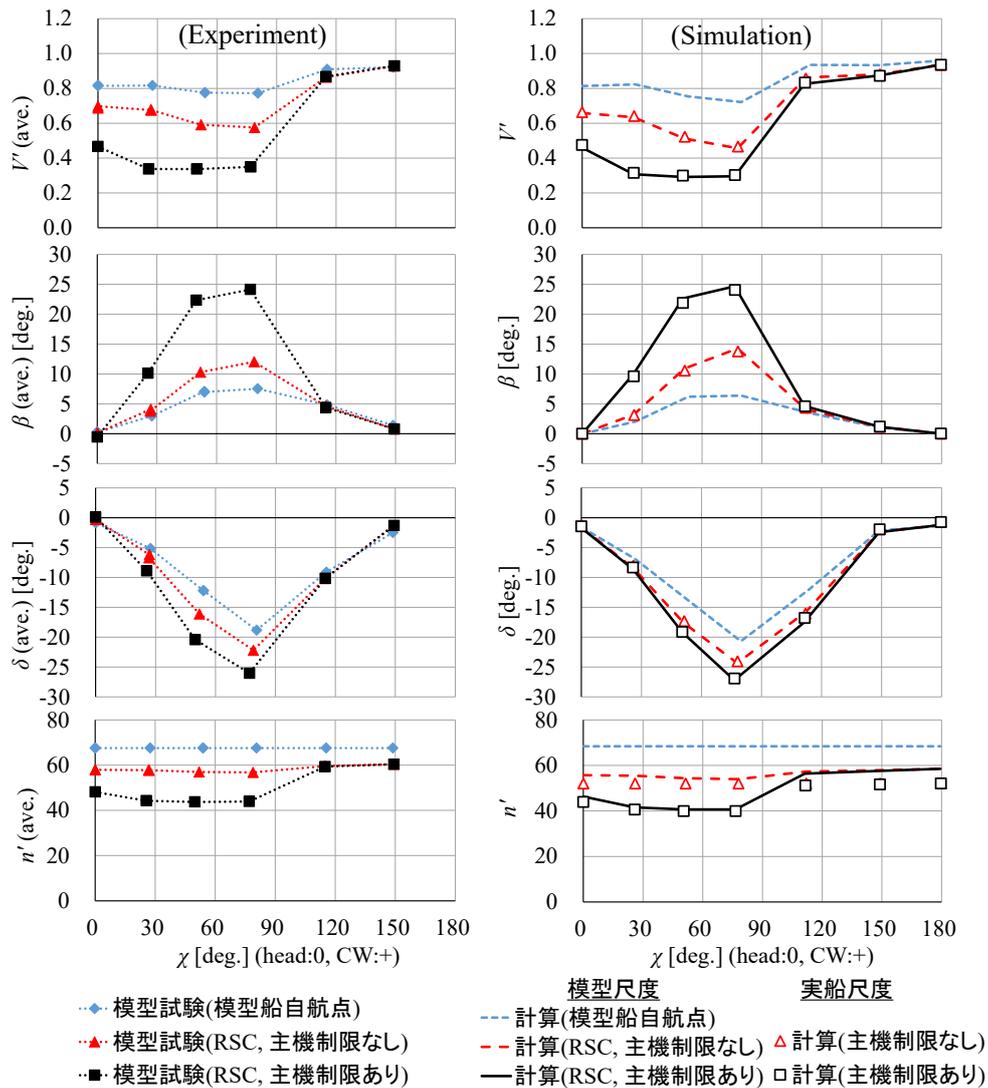


図6 提案した試験法を用いたVLCCの規則波(波長船長比0.4, 波高船長比1/58.2)中保針航行試験における定常状態および模型・実船尺度での数値計算結果

風荷重模擬装置を用いた自由航走模型試験結果の1例として、VLCCに対する(模擬)定常風中の右35度巡回試験における船体航跡および運動を、数値計算結果と比較して、図7に示す。ここに、凡例の”Exp.1”と”Exp.2”は、繰り返し試験の結果である。また、本試験時における風圧抵抗(前後力  $X_A$ , 横力  $Y_A$ , 回頭モーメント  $N_A$ )の計測値を目標値と比較して図8(a)に示す。操舵開始時の初期真風向は正面向風であり、風による操縦運動の変化が明確になるように真風速は実船尺度で40m/sとした。なお、波は発生させておらず、プロペラ回転数については、舵効き船速修正を用いていない従来の模型船自航点の値で一定とした。本自由航走試験も、当所の実海域再現水槽で実施した。数値計算は基本的に前述の方法に従うが、風の影響として外力項に風圧抵抗を準定常的に考慮している。なお、風圧力係数は模型実験同様に藤原の回帰式<sup>20)</sup>で推定し、その計算に必要な上部構造物の主要目は、Kitamuraらの回帰式<sup>21)</sup>による値を用いた。

図7より、2回行った計測結果は良い再現性を示しており、風荷重模擬装置を用いた試験が安定して行えることが確認できる。また、図8(a)より、実際に発生した風圧力の各方向成分は、目標値に対してほぼ遅れがなくかつ定量的にも精度良く制御されていることがわかる。これは、フィードバック制御による成果であると考えられる。詳細に見ると、各方向成分でファンの出力方向が切り替わる0近傍の計測値の波形に不連続性が見られるが、これは装置固有の不感帯による影響である。ただし、図7から分かるように航跡や操縦運動の時系列が計算と実験で精度良く一致していることから、この不連続性が船体運動に与える影響は小さいと考えられる。なお、模型試験と数値計算の差には、風荷重模擬装置の制御の僅かなずれによるものだけでなく、数値計算に用いた係数の影

響等による平水中の操縦運動の推定誤差によるものも含まれている。以上の点を考慮すれば、風荷重模擬装置は平水中の過渡的な操縦運動時に適用可能であるといえる。

定常風(真風速 40m/s, 初期真風向: 正面向風)・規則波(波長船長比 0.6, 波高船長比 1/97, 操舵開始時正面向波)中右 35 度旋回中において風荷重模擬装置の発生した風圧力を、目標値と比較して図 8(b)に示す。本図より、計測値の生データには、波による船体動揺の影響によって生じた装置の慣性力や自重成分が含まれることから、生データは目標値周りに高周波で振動していることが分かる。一方、加速度計の計測値によって補正して求めた値には慣性力や自重成分はほぼ含まれておらず、これをフィードバック制御に用いることで、波浪中においても風荷重模擬装置は概ね平水中と同程度の精度で、目標値通りに制御できることが確認できる。

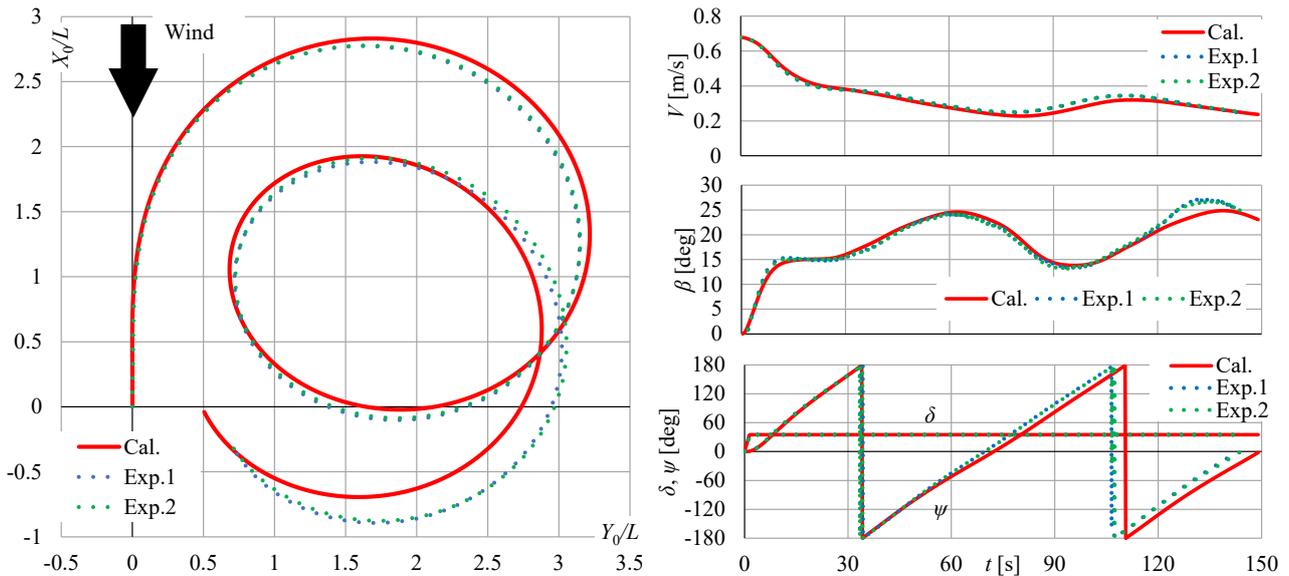
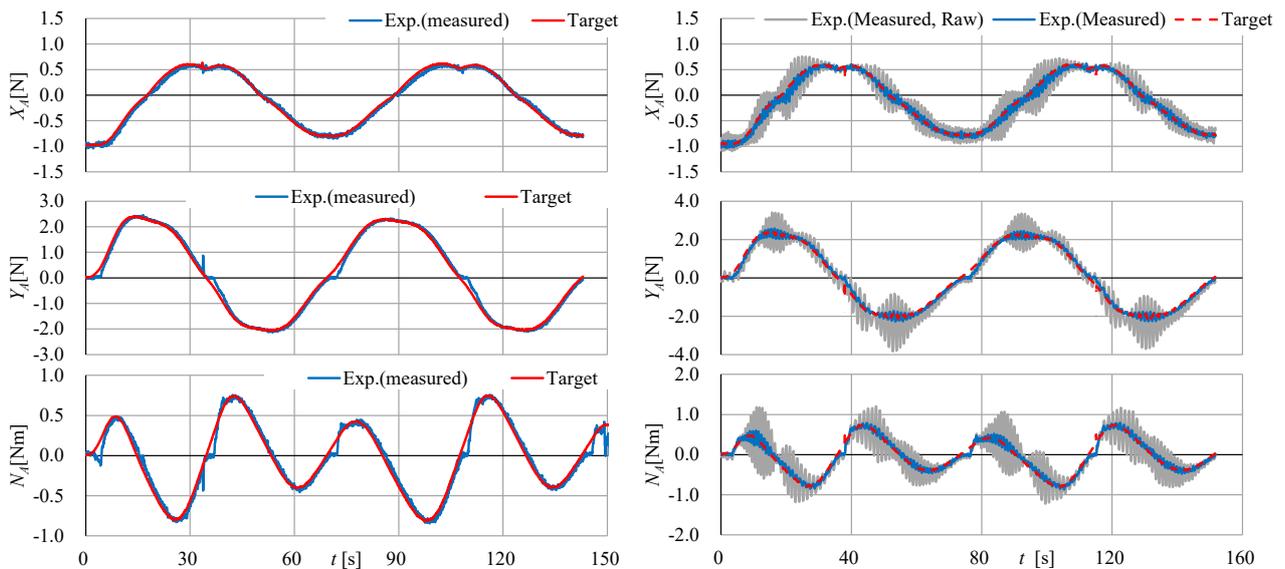


図7 風荷重模擬装置を用いた定常風(真風速  $U_T=40\text{m/s}$ , 初期真風向 0 度)中の右 35 度旋回試験における模型船の航跡と操縦運動の計測結果および数値計算結果 (VLCC, 波なし, 模型船自航点)



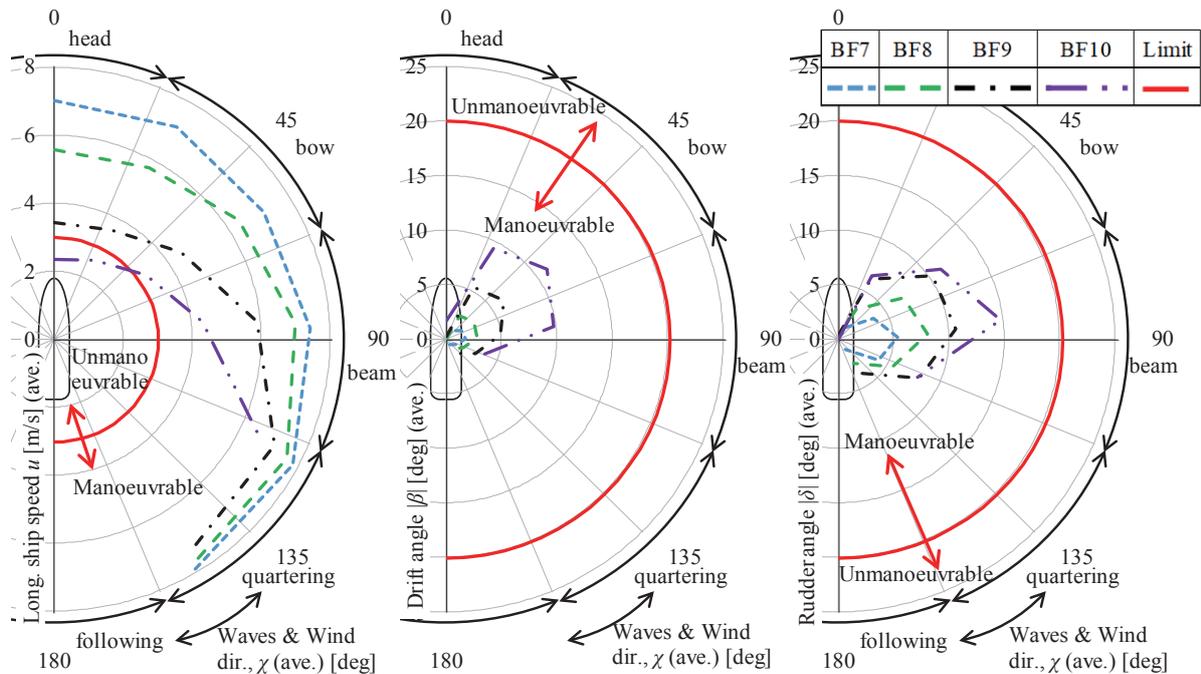
(a) 波なし

(b) 規則波(波長船長比 0.6, 波高船長比 1/97)中

図8 定常風(真風速  $U_T=40\text{m/s}$ , 初期真風向正面向風)中右 35 度旋回試験時の風圧抵抗の計測値と目標値の比較 (VLCC, 模型船自航点)

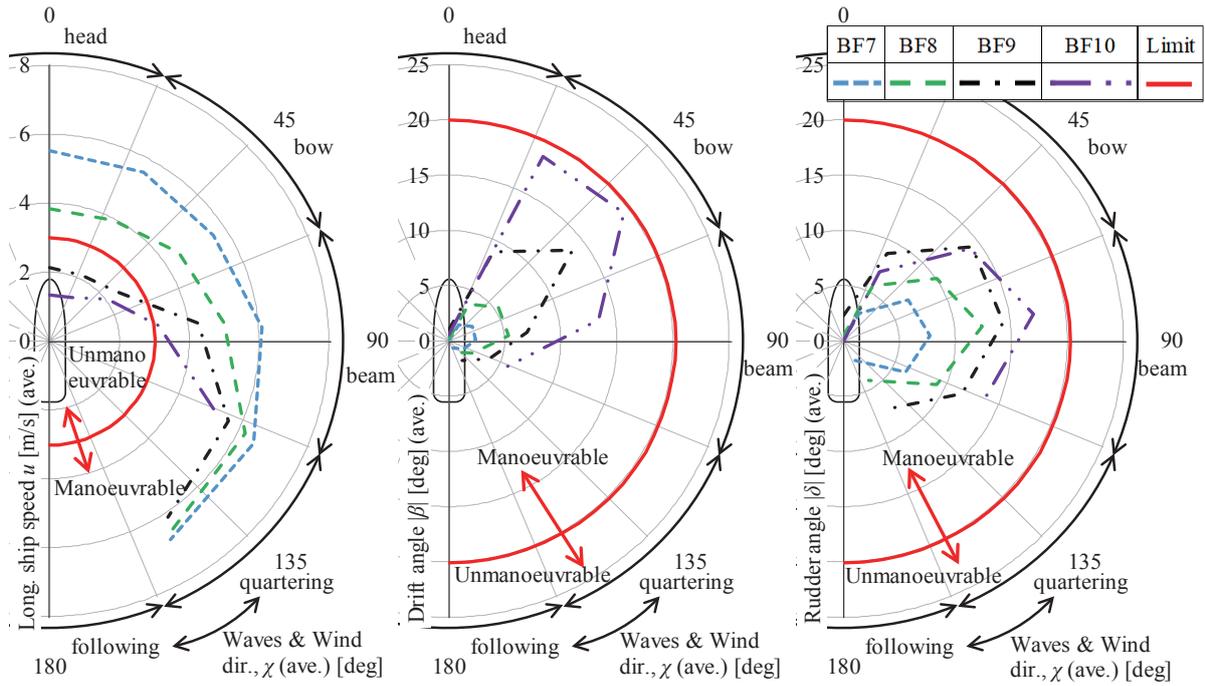
## 2.4 荒天下操船運動評価への適用

波風併存時の荒天下の操船性能の直接評価を目的に、前節までに提案した2つの実験方法(すなわち、主機の連続運転による制限を考慮した舵効き船速修正(RSC)と風荷重模擬装置)を採用した多方向不規則波中の自由航走模型試験を行った。これまで同様に、自由航走模型試験は縮尺 1/110 の VLCC を対象に当所の実海域再現水槽で実施した。その結果の一例として、ビューフォート風力階級(BF)7-10 相当の正面から追い波・風での種々の外乱条件においてオートパイロットで保針航行した際の前進速度  $u$ (実船尺度)および斜航角  $\beta$ (絶対値)・舵角  $\delta$ (絶対値)の時間平均値を図9に示す。図9(a)は、設計船速における抵抗・自航試験結果から推定した連続最大出力を有する通常の主機の搭載を想定した場合の結果、図9(b)はその60%の最大出力を有する主機の搭載を想定した場合の結果である。前述の通り、自由航走模型試験では、これらの主機出力の違いは模型船の制御変数としてのプロペラ回転数と補助推力の値の違いによって考慮されることになる。図9より、主機出力が小さくなると、同じ波条件であっても前進速度は低下し、斜航角と針路保持に必要な舵角は大きくなることを確認できる。図9には、荒天下の操船限界に関する閾値を併せて示した。最低船速は、正面向波・風を対象とした2013年のIMO暫定ガイドラインの式を全ての波・風向きに適用して定義した。斜航角と舵角の許容上限値は、門松ら<sup>22)</sup>に従い、20度とした。これらの閾値を始めとした荒天下を航行する船舶の安全確保に必要な要素や性能自体を検討することも不可欠ではあるが、それらは今後の課題として、ここでは単純に上述の閾値を基に操船限界の考察を行った。図9より、これらの閾値に基づけば、通常の主機出力の場合には、BF10の向波付近のみで十分な船速が確保できずに操船限界に達するが、主機出力を小さくした場合には、その限界が横波付近やBF9にまで拡大することがわかる。また、通常の主機出力の場合には、BF10の荒天下においても斜航角や舵角の限界まで余裕があるのに対して、主機出力を小さくした場合には、斜め向波～横波付近では上限付近まで斜航角が増加し、操船限界に達する可能性があることがわかる。ここで示した結果は1船型に対するもののみではあるが、このように、提案した実験方法を用いることで、複雑な数値計算に依存することなく、任意の想定した実船について荒天下の操船性能に与える機関出力の影響や、操船性能確保に必要な最低主機出力の評価が可能である。また、荒天下の操船限界の評価には、水平面内運動の操縦性能だけでなく、船体動揺やそれに伴って発生する加速度やプロペラレーシング、海水打ち込みといった耐航性能の考慮も不可欠であり、自由航走模型試験に基づけばそれらを複合的に評価することも可能であろう。



(a) 主機出力：通常

図9 自由航走模型試験による波風併存時の荒天下における荒天下の操船性能評価



(b) 主機出力：小

図9 続き

### 2.5 まとめ

本章では、波風併存下における実船の操縦性能の直接評価を目的として著者らが開発した、操縦運動の尺度影響を補正すると同時に主機の作動制限を考慮することのできる自由航走模型試験法<sup>11)</sup>、ならびに自由航走試験で風の影響を考慮するために風荷重に相当する力およびモーメントを模型船に付加する風荷重模擬装置<sup>12)</sup>に関して、概要の紹介をした。また、実際の自由航走模型試験結果ならびに数値計算との比較の例に基づいて、開発した2つの実験法の妥当性と実用性を示した。最後に、これら2つの方法を採用した多方向不規則波中の自由航走模型試験による荒天下操船運動評価について、VLCCの1船型を例に紹介した。

## 3. 荒天下操船運動評価プログラムの開発

### 3.1 はじめに

前章で紹介した自由航走模型試験による荒天下操船運動評価法は、複雑な流体现象のモデル化が不要等の利点がある一方で、その実施に大きな人的コストや費用がかかる。従って、実験的手法は、種々の船型に対して幅広い操舵・外乱条件での実験を実施して、荒天下を航行する船舶の安全確保に必要な要素や「荒天海象」の定義を検討する等に不向きであり、これらを可能とするためにも数値計算による評価方法が不可欠である。

計算機の発達に伴い、数値流体力学(Computational fluid dynamics: CFD)を風圧力の推定<sup>(例えば23)</sup>や波浪中の操縦運動計算<sup>(例えば24)</sup>に適用する研究が近年では見られる。一方で、波風併存下の操縦運動を実船尺度で推定するという段階までには、現在のところは至っていない。そのため、荒天下の操船運動評価には、平水中の操縦運動モデル(例えばMMGモデル<sup>15)</sup>)の外力項に外乱の影響を考慮したシステムベースの計算法を用いることが有力である。前章で述べた通り、風圧抵抗を外力項に準定常的に考慮することで、システムベースの計算法で風中の船の操縦運動を概ね妥当に評価できること<sup>(例えば10)</sup>が一般的に知られている。波の影響として、出会い波周波数の高周波で時間変動する波浪動揺だけでなく、船体の漂流や船速低下といった低周波の操縦運動の変化を評価するためには、波振幅に対して高次の波力の影響を考慮する必要がある。そのための方法として、波浪動揺を扱う高周波数の運動方程式と操縦運動を扱う低周波数の運動方程式を完全に分離し個別に解き、その解を足し合わせることで波浪中の船体運動を表現する2タイムスケール法<sup>(例えば25)</sup>が最も幅広く用いられている。またこの方法では、前者は耐

航性能分野で広く知られているストリップ法を基に推定され、後者は平水中のシステムベースの計算法の外力に、高次の波力の時間平均的成分としての定常波力のみを考慮した方法で推定される。2 タイムスケール法は簡便である一方で、その計算法の根本にある周波数の違いによる運動の分離は、理論的には微小振幅波中のみで成り立つ仮定<sup>26)</sup>であるため、荒天下のような大波高中でも十分妥当に推定できるかは疑問である。波浪中における6自由度の波浪動揺および操縦運動を推定するための他の手法として、低周波数と高周波数の運動を分離せずに1組の運動方程式から求める計算法(Unified法)<sup>27)</sup>がある。この計算法は、上述の2 タイムスケール法の仮定を用いていないため、大波高や大きな船体動揺中の計算にも適用可能であると考えられる。一方で、本計算法は、波乗りやブローチングといった特殊な現象<sup>(例えば 28)</sup>の推定に用いられることが多く、かつそのための流体力等の近似が用いられており、旋回運動のような一般的な波浪中の操縦運動に対して適用し、検証した研究はこれまでに殆どない。

以上の背景から、本研究では、荒天下の操縦性能の理論的評価方法の開発を目的に、浜本等の Unified法<sup>27)</sup>をベースとして、波風併存下における船の操縦運動および波浪動揺の推定計算法<sup>29),30)</sup>の提案を行った。本章では、この計算法の概要と検証の一例を示すとともに、提案した計算法を基に行った荒天下を航行する船舶の安全確保に必要な要素の検討について述べる。

### 3.2 計算法

本章では、図10に示す空間固定座標系(Earth fixed axes system: EFA) $O-\xi\eta\zeta$ 、物体固定座標系(General body axes system: GBA) $G-xyz$ と船体水面固定座標系(Horizontal body axes system: HBA)<sup>27)</sup> $G-x'y'z'$ の3つの座標系を導入する。EFAの原点は初期位置での重心を通る鉛直方向の直線と静水面との交点に一致しており、鉛直下向きを $\zeta$ の正と定義する。GBAの原点は重心位置 $G$ に一致しており、船首方向、右舷方向、鉛直下向きを $x, y, z$ の正と定義する。HBAの原点は重心位置 $G$ に一致しており、本座標系は船首方位の変化に伴い回頭するが、横揺れ及び縦揺れはしない点がGBAと異なる<sup>27)</sup>。すなわち、HBAでは並進運動について、常に静水面と平行な面で前後および左右の運動を記述し、上下運動はこれに垂直な方向で記述する。 $(u, v, w)$ および $(U, V, W)$ は、それぞれGBAとHBAにおける前後・左右・上下方向の船体重心位置での並進速度を表す。また、 $(\phi, \theta, \psi)$ はオイラー角であり、EFAをyaw  $\psi$ , pitch  $\theta$ , roll  $\phi$ の順で各軸回りに回転し、GBAに一致させたときの角度を表す。

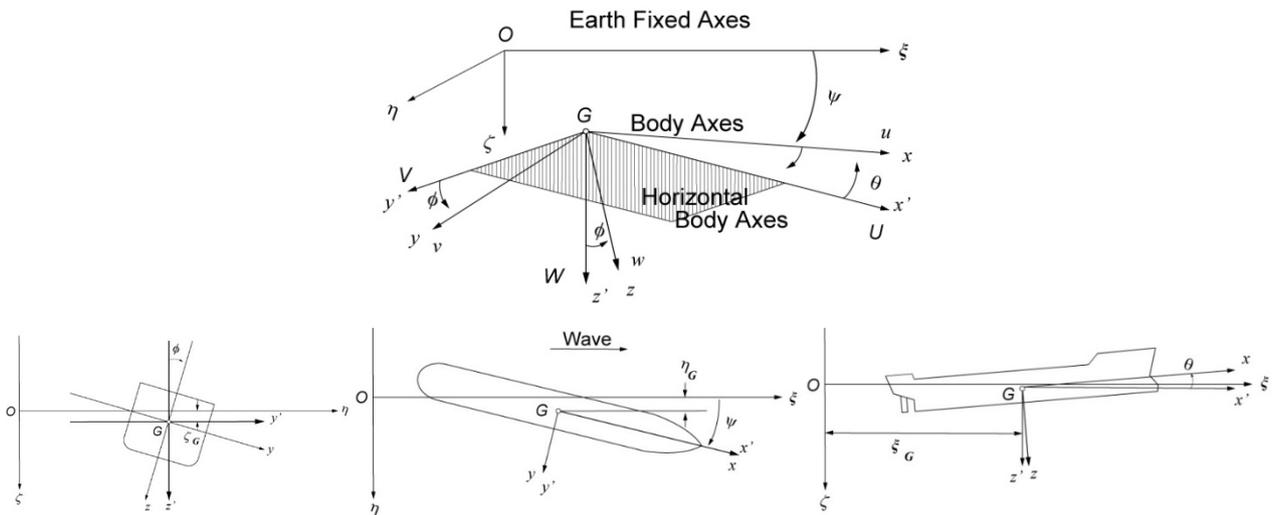


図10 3章の座標系<sup>27)</sup>

ニュートンの第二法則により、HBAにおける船体の6自由度運動方程式は次式で与えられる。

$$\begin{cases} m(\dot{U} - V\dot{\Psi}) = X' \\ m(\dot{V} + U\dot{\Psi}) = Y' \\ m\dot{W} = Z' + mg \end{cases} \quad (3.1)$$

$$\begin{cases} (I_{xx} \cos^2 \theta + I_{yy} \sin^2 \theta) \ddot{\Phi} - I_{yy} \dot{\Phi} \dot{\Psi} - (I_{xx} - I_{yy}) (\ddot{\Psi} \sin \theta \cos \theta + \dot{\theta} \dot{\Phi} \sin 2\theta + \dot{\theta} \dot{\Psi} \cos 2\theta) = K' \\ I_{yy} \ddot{\Theta} + (I_{xx} \cos^2 \theta + I_{yy} \sin^2 \theta) \dot{\Phi} \dot{\Psi} - (I_{xx} - I_{yy}) \dot{\Psi}^2 \sin \theta \cos \theta = M' \\ (I_{xx} \sin^2 \theta + I_{yy} \cos^2 \theta) \ddot{\Psi} - (I_{xx} - I_{yy}) (\ddot{\Phi} \sin \theta \cos \theta + \dot{\theta} \dot{\Phi} \cos 2\theta - \dot{\theta} \dot{\Psi} \sin 2\theta) = N' \end{cases} \quad (3.2)$$

ここに、 $g$  は重力加速度、 $m$  は船の質量、 $I_{xx}$  と  $I_{yy}$  はそれぞれ GBA での  $x$  軸および  $y$  軸回りの慣性モーメントを表す。 $(\dot{\Phi}, \dot{\Theta}, \dot{\Psi})$  は、HBA における各軸回りの角速度であり、変数の上について  $\cdot$  は時間微分を意味する。本式の導出に当たっては、船体の左右対称性および細長体の仮定により、GBA での船体の慣性乗積は全てゼロかつ  $I_{xz}=I_{yy}$  と見なしている。(3.1)および(3.2)の右辺である船体に働く HBA での力とモーメントは、各制御系(舵・プロペラ)や各流体力による成分の重ね合わせで表せるとした(3.3)式で計算する。

$$\begin{cases} X' = X'_0 + X'_P + X'_R + X'_{f.k.} + X'_{f.i.} + X'_{f.d.} + X'_{W.D.} + X'_A \\ Y' = Y'_R + Y'_{f.k.} + Y'_{dif.} + Y'_{f.i.} + Y'_{f.d.} + Y'_{W.D.} + Y'_A \\ Z' = Z'_{f.k.} + Z'_{dif.} + Z'_{f.i.} + Z'_{f.d.} \\ K' = K'_R + K'_{f.k.} + K'_{dif.} + K'_{f.i.} + K'_{f.d.} + K'_A \\ M' = M'_{f.k.} + M'_{dif.} + M'_{f.i.} + M'_{f.d.} \\ N' = N'_R + N'_{f.k.} + N'_{dif.} + N'_{f.i.} + N'_{f.d.} + N'_{W.D.} + N'_A \end{cases} \quad (3.3)$$

ただし、下添え字 0 は平水中船体抵抗、 $P$  は船体に働くプロペラ推力、 $R$  は舵による力、 $f.k.$  は静水圧を含むフルードクリロフ力、 $dif$  はディフラクション力の線形成分を示す。下添え字  $f.i.$  と  $f.d.$  は船体運動の反力として船体に働く流体の慣性力と減衰力(造波減衰、粘性減衰を含む)を表す。下添え字  $W.D.$  は入射波が船体の存在により反射することで生じる高次の波力の時間平均成分(定常波力の反射波成分と呼ぶ)を表す。下添え字  $A$  は風圧抵抗を表す。

平水中船体抵抗(0)、船体に働くプロペラ推力( $P$ )、舵による力( $R$ )は、横定傾斜の影響を考慮した平水中のモデル<sup>31)</sup>を用いて計算した。その際、実船尺度の場合には、船体の摩擦抵抗・有効伴流率・プロペラ単独特性に尺度影響を考慮した。また、(2.2)式に基づいて実船の主機の連続運転の制限を考慮し、これによるプロペラ回転数の変化は、出会い波周波数あるいはそれ以上の周波数での主機トルク負荷変動を無視した上で、準定常的に算出した。風圧抵抗( $A$ )は、風圧力係数を各タイムステップにおいて見かけの風向で内挿と、見かけの風速で有次元化することで準定常的に推定した。規則波中の計算の場合、静水圧を含むフルードクリロフ力( $f.k.$ )は、静水圧と入射波圧を瞬時の入射波面ならびに姿勢変化を考慮した船体表面に沿って積分して求めた。また、ディフラクション力( $dif$ )は、前後成分を除く線形項のみを対象にストリップ法(STF 法)を基に推定し、出会い波周波数の変化を準定常的に考慮した。そのため、この時間変動するディフラクション力からは直流成分は生じないことから、別途その影響として定常波力の反射波成分( $W.D.$ )を考慮した。定常波力の反射波成分( $W.D.$ )は、波長の極めて短い波の中に直立した柱状体に船体近傍の流れの影響を考慮した試算式に基づく上野らの方法<sup>32)</sup>で計算した。不規則波中の計算の場合には、上記の各波力成分( $f.k.$ ,  $dif.$ ,  $W.D.$ )は、与えた波のパワースペクトルに基づいた各規則波成分波の重ね合わせで表現する<sup>33),34)</sup>こととし、各成分波の計算は規則波中の計算に従った。船体運動の反力として船体に働く流体の慣性力( $f.i.$ )は、浜本ら<sup>27)</sup>の導出に基づきながらも、前進速度を含む項と前後・左右・横揺れ・回頭方向の連成項のみを主要項として考慮した次式で計算した。

$$\begin{cases} X_{f.i.} = -m_{11}\dot{U} - m_{15}\ddot{\theta} - m_{15}\dot{\phi}\dot{\psi} + m_{24}\dot{\phi}\dot{\psi} \\ Y_{f.i.} = -m_{22}\dot{V} - m_{24}\ddot{\phi} - m_{26}(\ddot{\psi} - \dot{\theta}\dot{\phi}) \\ Z_{f.i.} = -m_{33}\dot{W} - m_{35}\ddot{\theta} - m_{33}U\dot{\theta} + m_{11}U\dot{\theta} \\ K_{f.i.} = -m_{42}\dot{V} - m_{44}\ddot{\phi} - m_{46}(\ddot{\psi} - \dot{\theta}\dot{\phi}) + m_{51}U\dot{\psi} \\ M_{f.i.} = -m_{51}\dot{U} - m_{53}\dot{W} - m_{55}\ddot{\theta} - m_{11}UW + m_{33}WU \\ N_{f.i.} = -m_{62}\dot{V} - m_{64}\ddot{\phi} - m_{66}(\ddot{\psi} - \dot{\theta}\dot{\phi}) - m_{51}U\dot{\phi} - m_{24}\dot{\phi}\dot{U} \end{cases} \quad (3.4)$$

ここに、 $m_{ij}$  ( $i, j = 1$ :surge,  $2$ :sway,  $3$ :heave,  $4$ :roll,  $5$ :pitch,  $6$ :yaw)は、 $j$ 方向の運動による $i$ 方向の付加質量及び付加慣性モーメントを表す。出会い波周波数 $\omega_e$ が時々刻々と変化し得る波浪中の操縦運動計算においては、船体運動の反力に運動履歴影響(メモリー影響)を厳密には考慮する必要がある。しかし、規則波中の計算の場合にはその影響を無視できるものとして、 $m_{1j}$ ,  $m_{i1}$ ,  $m_{22}$ ,  $m_{66}$ は周波数0の値で代表し、その他の付加質量成分についてSTF法を基に出会い波周波数 $\omega_e$ の変化の準定常的に考慮して求めた。船体運動の反力として船体に働く流体の減衰力( $f.d.$ )は、低周波数の運動に伴う成分は粘性の影響が支配的であり、高周波数の運動に伴う成分は造波の影響が支配的と考えた上で、規則波中の計算では運動履歴影響を無視して次式で計算した。

$$\begin{cases} X_{f.d.} = X_H^{(L)} \\ Y_{f.d.} = Y_H^{(L)} - b_{22}[\omega_e]V^{(H)} - b_{24}[\omega_e]\dot{\Phi}^{(H)} - b_{26}[\omega_e]\dot{\Psi}^{(H)} \\ Z_{f.d.} = -b_{33}[\omega_e]W - b_{35}[\omega_e]\dot{\Theta} \\ K_{f.d.} = K_H^{(L)} - b_{42}[\omega_e]V^{(H)} - b_{44}^*[\omega_e]\dot{\Phi}^{(H)} - b_{46}[\omega_e]\dot{\Psi}^{(H)} \\ M_{f.d.} = -b_{53}[\omega_e]W - b_{55}[\omega_e]\dot{\Theta} \\ N_{f.d.} = N_H^{(L)} - b_{62}[\omega_e]V^{(H)} - b_{64}[\omega_e]\dot{\Phi}^{(H)} - b_{66}[\omega_e]\dot{\Psi}^{(H)} \end{cases} \quad \text{for regular waves} \quad (3.5)$$

ここに、上添え字( $L$ ), ( $H$ )はそれぞれ操縦運動に伴う低周波数と船体の波浪動揺に伴う高周波数の運動による成分を表す。 $X_H^{(L)}$ ,  $Y_H^{(L)}$ ,  $K_H^{(L)}$ ,  $N_H^{(L)}$ は、低周波数の運動に伴う粘性による減衰力としての操縦流体力であり、波の影響を無視して、横定傾斜の影響を考慮した平水中のモデル<sup>31)</sup>を用いて計算した。 $b_{ij}[\omega_e]$ は、瞬時の出会い波周波数 $\omega_e$ における造波減衰係数であり、STF法を基に計算した。 $b_{44}^*[\omega_e]$ は、造波と粘性の両方の影響を含んだ等価線形横揺れ減衰係数であり、模型実験等により求める必要がある。不規則波中の計算においても、規則波中と同様に、当初は船体運動の反力における運動履歴影響を無視した定式化を試みたが、その場合必ずしも船体動揺および操縦運動を必ずしも妥当に推定できなかつた。そのため、不規則波中の場合には、船体運動の反力として船体に働く流体の慣性力( $f.i.$ )と減衰力( $f.d.$ )は、規則波中での計算を基にしながらも、既存の線形システムに対するメモリー影響関数<sup>35)</sup>に倣い、波浪に伴う船体動揺の高周波成分に対して運動履歴影響を考慮した計算とした。すなわち、流体の慣性力については、(3.4)式において出会い波周波数 $\omega_e$ の関数として与えた付加質量を周波数無限大の値で代表することとし、流体の減衰力については次式で計算することとした。

$$\begin{cases} X_{f.d.} = X_H^{(L)} \\ Y_{f.d.} = Y_H^{(L)} - \int_0^\infty L_{22}(\tau)V^{(H)}(t-\tau)d\tau - \int_0^\infty L_{24}(\tau)\dot{\Phi}(t-\tau)d\tau - \int_0^\infty L_{26}(\tau)\dot{\Psi}^{(H)}(t-\tau)d\tau \\ Z_{f.d.} = - \int_0^\infty L_{33}(\tau)W(t-\tau)d\tau - \int_0^\infty L_{35}(\tau)\dot{\Theta}(t-\tau)d\tau \\ K_{f.d.} = K_H^{(L)} - \int_0^\infty L_{42}(\tau)V^{(H)}(t-\tau)d\tau - \int_0^\infty L_{44}(\tau)\dot{\Phi}(t-\tau)d\tau - \int_0^\infty L_{46}(\tau)\dot{\Psi}^{(H)}(t-\tau)d\tau \\ \quad - (b_{44}^* - b_{44}[\omega_{T\phi}])\dot{\Phi}(t) \\ M_{f.d.} = - \int_0^\infty L_{53}(\tau)W(t-\tau)d\tau - \int_0^\infty L_{55}(\tau)\dot{\Theta}(t-\tau)d\tau \\ N_{f.d.} = N_H^{(L)} - \int_0^\infty L_{62}(\tau)V^{(H)}(t-\tau)d\tau - \int_0^\infty L_{64}(\tau)\dot{\Phi}(t-\tau)d\tau - \int_0^\infty L_{66}(\tau)\dot{\Psi}^{(H)}(t-\tau)d\tau \end{cases} \quad \text{for irregular waves} \quad (3.6)$$

ここに、 $\omega_{T\phi}$ は横揺れ固有周波数を表す。また、 $L_{ij}$ は次式で与えられるメモリー影響関数を表す。

$$L_{i,j}(\tau) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} b_{i,j}[\omega_e] \cos(\omega_e \tau) d\omega_e \quad (3.7)$$

### 3.3 計算法の検証

提案した計算法を検証するために、当所の実海域再現水槽において、前章同様のVLCC模型を用いた自由航走試験を実施した。実験結果と計算結果の比較の一例として、最初に、規則波(波長船長比 0.5, 波高船長比 1/100, 操舵開始時正面向波)中右 35 度旋回試験の結果を図 11 に示す。なお、風はなしで、プロペラ回転数については平水中で設計船速となる模型船自航点の値で一定とした。本図より、実験で確認される旋回航跡の波下側への漂流を、提案した計算法で定量的によく推定できることがわかる。また、船速や斜航角・回頭角の時系列の推定結果も、実験結果を捉えている。実験結果と計算結果ともに、上下揺れ・横揺れ・縦揺れといった船体動揺の時系列の包絡線は周期的に変化しているように見られるが、これは操縦運動に伴い、船速や回頭角が変化することで出会い波周波数が変化したことによるものである。提案した数値計算では、平面的な操縦運動だけでなく、このような波による船体動揺を精度良く捉えられることが確認できる。この他、図は省略するが、提案した計算法は、不規則波中旋回試験時の操縦運動や船体動揺も概ね妥当に推定できることを確認している<sup>30)</sup>。

次に、主機のトルクリミットを考慮した実船舵効き状態におけるBF9相当の短波頂不規則波と定常風中の保針航行試験結果を図 12 に示す。上段とはほぼ定常と見なせる範囲での各応答の時間平均値であり、下段はその範囲における各応答の時系列の極値間振幅(変動成分)の有義値である。数値計算は実船尺度での結果である。他方、自由航走模型試験では、風荷重模擬装置<sup>12)</sup>によって風の影響を考慮しており、また、主機のトルクリミットを考慮した実船舵効き状態も前章で紹介した手法<sup>11)</sup>によって再現している。そのため、図 12 の実験データの一部(船速・斜航角・舵角の平均値)は、前章の荒天下の操船運動評価<sup>13)</sup>の際に示した結果(図 9 上段)と同一である。図 12 より、提案した計算法は、荒天海象下における時間平均的な操縦運動や変動する船体動揺等も、概ね推定できることがわかる。数値計算における主機のトルクリミットや尺度影響・風圧抵抗の考慮の方法は、模型試験と根本的には同様であることから、本比較は、これらのモデル化の妥当性を示すものではない。一方で、舵効きの違いから、模型船と比較して時間平均的な波浪外力の影響をより受けやすいような実船の状態にも、提案した波浪中の計算法を適用可能であることを明らかにできた点に、図 11 のような単なる模型船自航点での波浪中自由航走模型試験による以上の本検証の意義がある。

### 3.4 荒天下操船限界の考察

提案した計算法を基に荒天下を航行する船舶の安全確保に必要な要素の検討を行った。2021 年の最低出力ガイドラインでは、向波・風(0~30 度)における必要船速 (2.0knot)が定義されている。しかし、実海域を航行する船が出会う波・風の向きは横波から追波まで様々であることから、向波・風以外でも安全航行に必要な要素の定義が不可欠である。とりわけ、横波・風中では、向波・風よりも針路保持に必要な当舵が増加することから、任意の方位に変針するための舵力の十分な余裕がなくなる可能性があると考えられる。そこで第一に、VLCC を対象として横波・風中の許容当舵の検討を行った。その結果の一例を図 13 に示す。

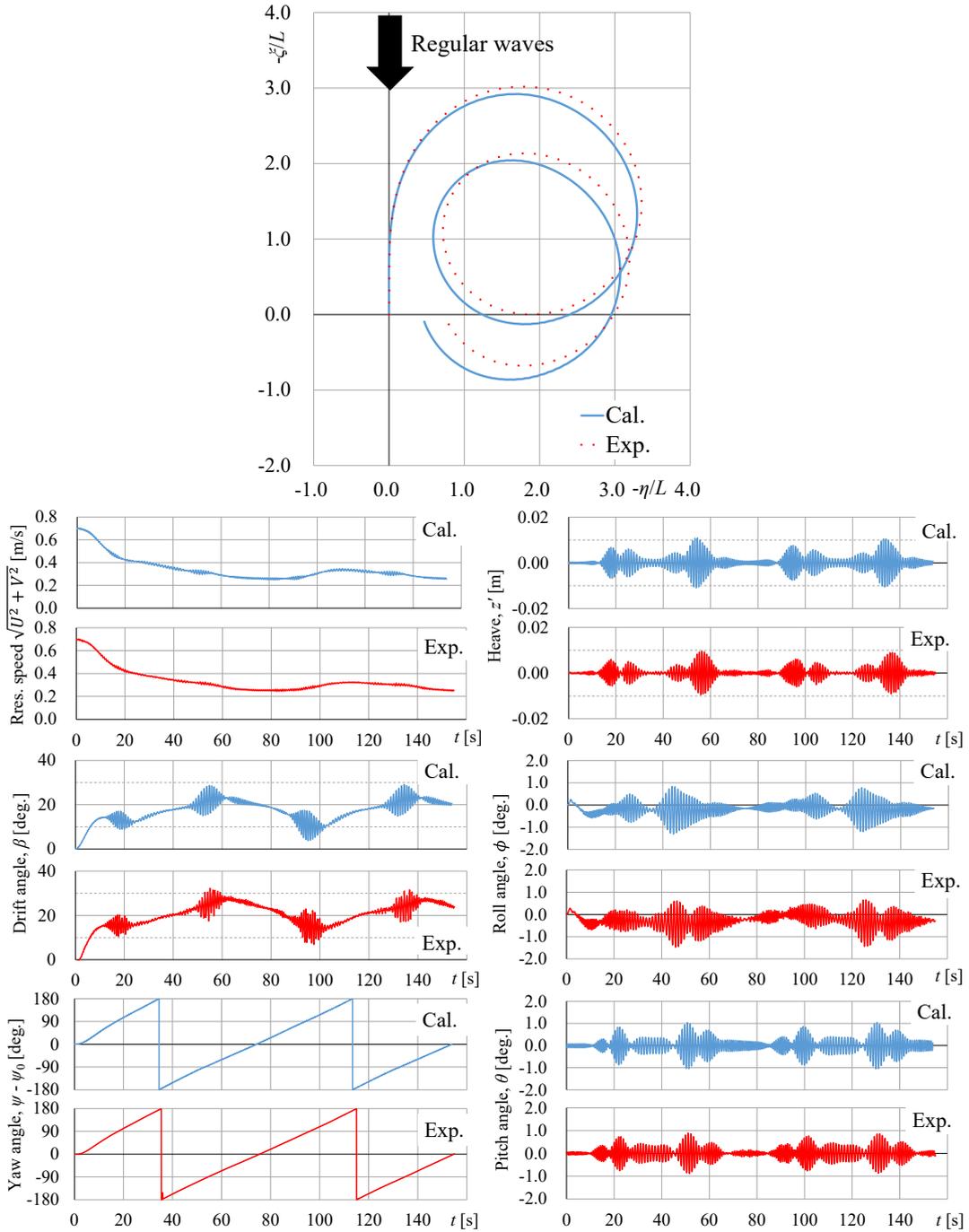


図 11 規則波(波長船長比 0.5, 波高船長比 1/100, 操舵開始時正面向波)中右 35 度旋回試験における提案した計算法の検証結果 (VLCC, 波なし, 模型船自航点)

図 13(a)は、横波・風中の様々な外乱条件での表に示した保針航行状態(初期状態)において、最大の 35 度の転舵後の船の旋回航跡を図示したものである。本図より、転舵時の横波・風中の初期平均船速が小さくなると、また平均当舵が大きくなると、旋回航跡が大きくなる傾向を確認できる。これは、前述のように当舵の増加に伴い変針するための舵力の余裕が減少したことに加えて、船速の低下に伴いトルクリミットによりプロペラ回転数さらには舵流入速度も低下したことからも当然の結果と判断できる。図 13(b)の上・中段は、図 13(a)のような横波・風中の変針の計算を主機の最大出力を変更して行うことで求めた、初期平均当舵と縦距(90 度変針するまでの前後方向移動距離)・旋回圏(180 度変針するまでの横方向移動距離)の関係を図示したものである。提案した計算法において、これら結果は、不規則波を構成する成分波の位相の違いに起因する旋回時の船の 1 波 1 波の出会い波および転舵の瞬間の船速や当舵の違いにより変動するため、成分波の位相を複数変えた結果の平均値を点で、95%

信頼区間をエラーバーで示した。本図より、平均当舵が15度を越えた辺りから縦距と旋回圏が急増する傾向を確認できる。また、1波1波の出会い波によるばらつきも大きくなっていることがわかる。横波・風中の許容当舵ならびに変針性能は、沿岸域における座礁や過剰な船体動揺等によるリスクを回避できるほどの十分な時間以内に変針できるかで、定義されるべきであろう。しかし、その十分な時間を求めるには、過去の海難事故等の統計的な調査をする必要があることから、それは今後の課題として、本研究ではIMO(2002)の平水中操縦性能基準における旋回性能(縦距<4.5船長, 旋回圏<5.0船長)を基に判断することとした。図12(b)に基づけば横波・風中の許容当舵は約17度であることがわかる。参考に、横波・風中の計算を実施した各外乱および主機の最大出力における正面向波・風中保針航行状態での前進速度の平均値を、図13(b)の下段に示す。本図より、主機の最大出力によって違いはあるものの、保針航行状態における横波・風中の平均当舵が17度付近の場合、正面向波・風での前進速度は2021年の最低出力ガイドラインにおける必要船速(2.0knot)~2013年の暫定ガイドラインにおけるminimum navigational speed(4.0knot)の範囲内にあることが確認できる。なお、この検討に基づく横波・風中の許容当舵は、平水中の操縦性能にも依存することから、今回VLCC1隻を対象として求めた許容当舵約17度が、どの程度既存の他船型にまで当てはまるかは併せて今後調査する必要がある。

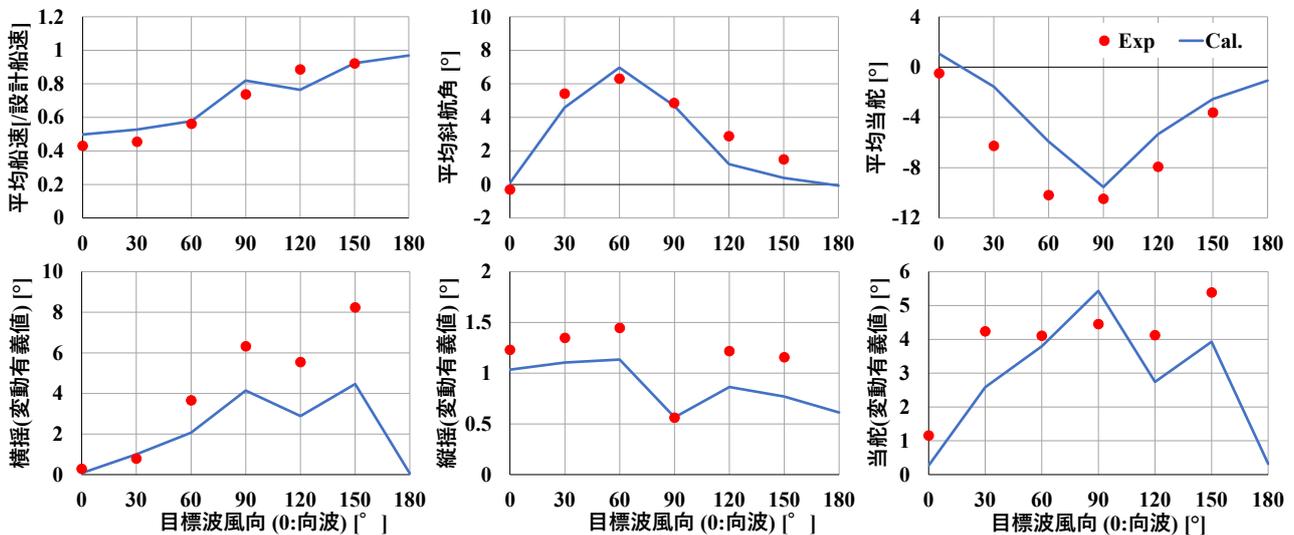
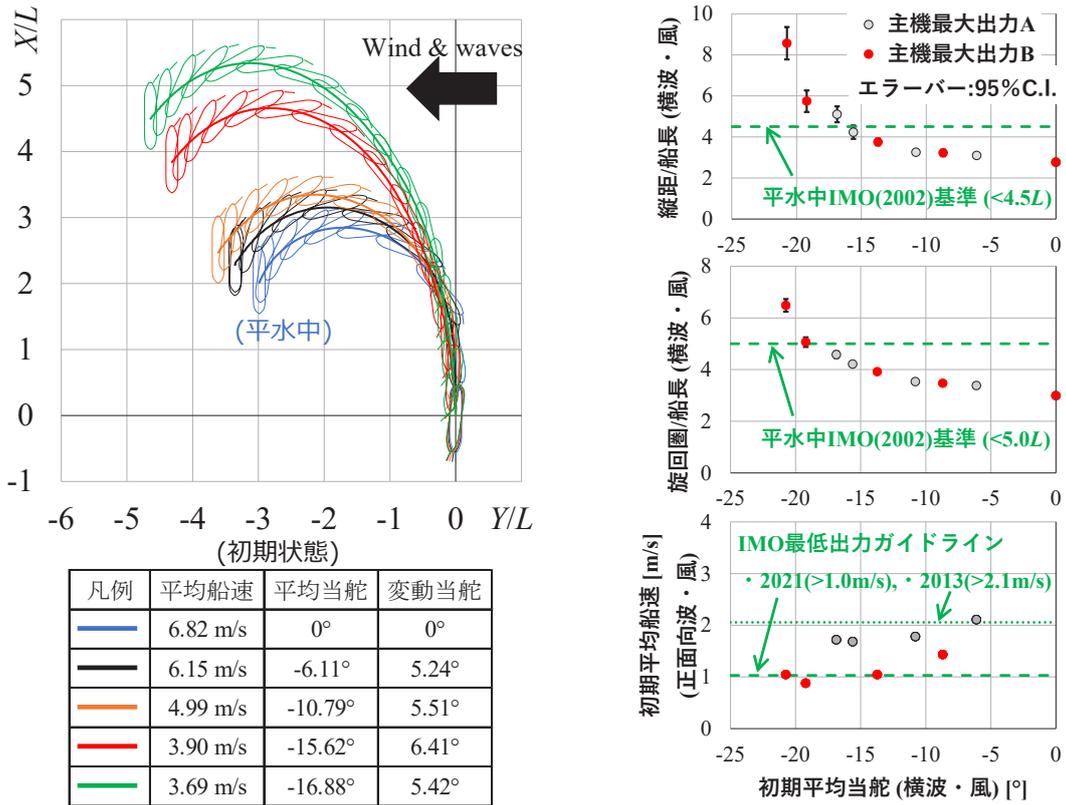


図12 主機のトルクリミットを考慮した実船舵効き状態でのBF9相当の短波頂不規則波と定常風中の保針航行試験における提案した計算法の検証結果 (VLCC)

提案した計算法の利点の一つに、前述の船速や当舵といった従来の操縦運動に関する項目に加えて、波浪動揺も評価できることが挙げられる。そこで次に、過大加速度やプロペラレーシング・海水打ち込み等の耐航性能に関わる運航限界の、操船限界との関係性について検討を行った。その結果の一例として、BF9相当の波・風中を主機のトルクリミットの範囲内で保針航行するVLCCの平均船速(左図)と海水打ち込みの可能性(右図)を図14に示す。後者は、瞬時の姿勢変化を考慮した船首部乾舷と波面の差に対する期待値を、平水中静止状態での乾舷に対する比率で示した。また、相対水位を求める際の波面としては、簡易的に入射波のみを考慮した結果(船首部での反射波や運動によって生じる波の影響を無視)である。本図より、向波付近では海水打ち込みの可能性があることがわかる。2021年の最低出力ガイドラインによれば、本船に対する荒天海象は本計算のBF9に一致する。そのため、耐航性能の観点からも、本船に対する荒天海象はBF9であるべきと判断できる。海水打ち込みの対策として、船速をより下げることが考えられる。しかし、その場合短い波周期において、船速による操船限界に達する可能性があることが図14から伺える。従って、向かい波付近では、操船限界と耐航性能に関わる運航限界は波周期に対してトレードオフの関係にあり、実際の航行安全性を評価するには別途後者の考慮も必要であると言える。



(a) 様々な外乱条件における 35 度巡回航跡 (b) 初期平均当舵と巡回性能の関係および対応する向波・風中での平均船速

図 13 VLCC に対する横波・風中の許容当舵に関する荒天下操船限界検討例

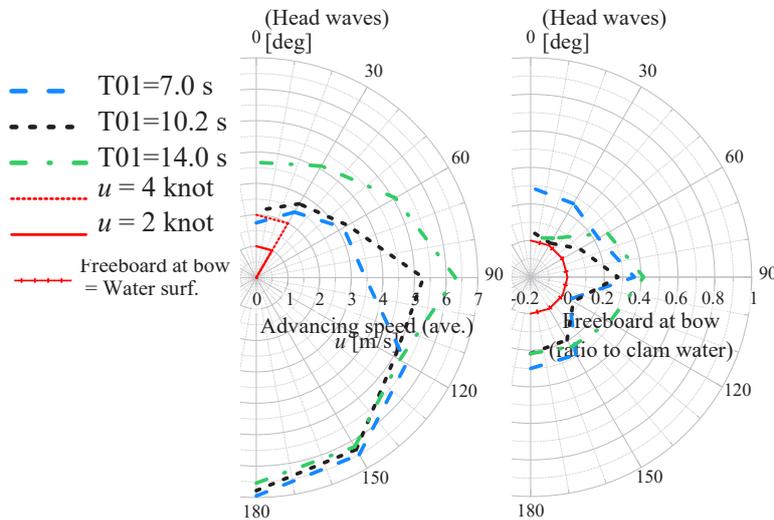


図 14 BF9 相当の波・風中を保針航行する VLCC の平均船速(左図)と海水打ち込みの可能性(右図)

### 3.5 まとめ

本章では、荒天下の操縦性能の理論的評価を目的に著者らが提案した、波風併存下における船の操縦運動および波浪揺の推定計算法<sup>29),30)</sup>について、概要の紹介をした。本計算法は、浜本等の Unified 法<sup>27)</sup>を基にしながらも、巡回運動のような一般的な波浪中の操縦運動に対して適用可能なように主に波浪外力等への改良がなされている。また、自由航走模型試験を実施することで、本計算法の検証を行った。その結果、規則波中だけでなく、大波高の不規則波中や、舵効きの違いから模型船と比較して時間平均的な波浪外力の影響をより受けやすいような実船の状態にも、本計算法は適用可能であることを明らかにした。最後に、提案した計算法を基に行った荒天

下を航行する船舶の安全確保に必要な要素の検討の一例として、VLCCを対象とした横波・風中の許容当舵、操船限界と海水打ち込み等の耐航性能に関わる運航限界の関係性について述べた。

#### 4. 結 言

2013年にIMOで採択された荒天下において操船性能を維持するための船舶機関出力に関する暫定ガイドラインは、2021年にその改正案が承認された一方で、必ずしもそのガイドラインは恒久的なものではなく今後も引き続き見直していく方針となっている。本稿では、このような背景の下、2016～2022年度の7ヵ年における当所の第1期中長期計画の重点研究として、合理的な荒天下の操船評価手法の開発を目的に、著者らが実施した波風併存下の船舶の操縦性能推定に関する実験的および理論的研究<sup>11)-13), 29), 30)</sup>についての総括を行った。

実験的研究では、操縦運動の尺度影響を補正すると同時に主機の作動制限を考慮することのできる自由航走模型試験法<sup>11)</sup>、ならびに自由航走試験で風の影響を考慮するために風荷重に相当する力およびモーメントを模型船に付加する風荷重模擬装置<sup>12)</sup>を開発し、実際の自由航走模型試験結果ならびに数値計算との比較に基づいて、これら2つの実験法の妥当性と実用性を示した。更に、2つの方法を採用した多方向不規則波中の自由航走模型試験によってVLCCに対する荒天下操船運動の評価と操船限界の検討をした<sup>13)</sup>。ここで示した結果は1船型に対するもののみではあるが、この実験方法を採用することで、任意の実船についても同様に、複雑な数値計算に依存することなく、荒天下の操船性能に与える機関出力の影響や操船性能確保に必要な最低主機出力の直接的な評価が可能である。一方で、本実験法にも今後解決すべき課題が残されている。それは、提案した模型実験法を実船実験と比較することで、より直接的に検証することである。更に、本実験法では、リアルタイムの船速の計測値を制御に取り込む必要があるが、当所の実海域再現水槽以外では必ずしもそれは容易ではないため、様々な試験水槽で利用可能なように汎用性のある手法に改良していく必要がある。

理論的研究では、浜本等のUnified法<sup>27)</sup>を基に、波風併存下における船の操縦運動および波浪動揺の推定計算法<sup>29), 30)</sup>を提案した。自由航走模型試験結果と比較することで、規則波中だけでなく、大波高の不規則波中や、舵効きの違いから模型船と比較して時間平均的な波浪外力の影響をより受けやすいような実船の状態においても、旋回航跡の漂流や保針航行中の船速低下・当舵といった操縦運動に加えて、波による波浪動揺も本計算法によって概ね推定できることを示した。更に、荒天下を航行する船舶の安全確保に必要な要素の検討の一例として、提案した計算法を用いて、横波・風中の許容当舵、操船限界と海水打ち込み等の耐航性能に関わる運航限界の関係性についてVLCCを対象に検討した。今後は、その要素に対する船型影響を明らかにすることで、また過去の海難事故等の統計的な調査を行い、その結果と数値計算を組み合わせることで、より合理的な操船限界の提案をしていく必要があると考えられる。また、併せて計算法自体の高精度化のための改良も不可欠である。

今後はこれらの課題に着手することで、引き続き荒天下の操縦性能を始めとした船舶の航行安全性の向上に貢献していきたい。

#### 謝 辞

本研究は、科研費(17K14891)の助成を一部受けたものです。

#### References

- 1) Yasukawa, H., Kashiwagi, M., Yoshimura, Y., Tsujimoto, M., Umeda, N., Ohiwa, S., Kawaida, D., Matsuda, A., Terada, D., Miyake, R. and Muraoka, E.: Report of Strategy Research Committee on IMO Guideline of Minimum Engine Power (2017), the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers (in Japanese).

- 2) Okamoto, H., Tamai, H. and Oniki, H.: Correlation Studies of Manoeuvrability of Full Ships, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.131 (1972), pp.189-202 (in Japanese).
- 3) Viviani, M., Coraddu, A., Dubbioso, G. and Mauro, S.: Analysis of Twin Screw Ships' Asymmetric Propeller Behaviour by Means of Free Running Model Tests, *Ocean Engineering*, Vol. 68 (2013), pp.47-64.
- 4) Ueno, M. and Tsukada, Y.: Rudder Effectiveness and Speed Correction for Scale Model Ship Testing, *Ocean Engineering*, Vol. 109 (2015), pp.495-506.
- 5) Tsukada, Y., Ueno, M., Tanizawa, K., Kitagawa, Y., Miyazaki, H. and Suzuki, R.: Development of an Auxiliary Thruster for Free-running Model Ship Tests, *Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, Vol.20 (2014), pp.59-67 (in Japanese).
- 6) Ueno, M., Suzuki, R. and Tsukada, Y.: Rudder Effectiveness and Speed Correction in Practice at Tank Test, *Ocean Engineering*, Vol. 145 (2017), pp.124-137.
- 7) Yoshimura, Y., Takase, K., Fukui, H., Suzuki, H. and Hirabayashi S.: Simulation of Ship Drift Motion with a Simplified Mathematical Model under the Wind, *Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, Vol.31 (2020), pp.47-57 (in Japanese).
- 8) Yasukawa H, Hirata, N. Nakayama, Y. and Matsuda, A.: Drifting of a Dead Ship in Wind, *Ship Technology Research*, Vol.70. Issue 1 (2023), pp.26-45.
- 9) Fujiwara, T., Nimura, T., Minami, Y., Sasaki, N. and Takagi, K.: Free Running Model Test on a Large Container Ship under Wind and Waves at Towing Tank, *Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, Vol.8 (2008), pp.155-162 (in Japanese).
- 10) Yoshimura, Y. and Nagashima J.: Estimation of the Manoeuvring Behaviour of Ship in Uniform Wind, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.158 (1985), pp.125-136 (in Japanese).
- 11) Suzuki, R., Tsukada, Y. and Ueno, M.: Estimation of Full-scale Ship Manoeuvring Motions from Free-running Model Test with Consideration of the Operational Limit of an Engine. *Ocean Engineering*, Vol. 172 (2019), pp.697-711.
- 12) Tsukada, Y., Suzuki, R. and Ueno, M.: Development of a Wind Loads Simulator and Free-running Model Ship Tests in Actual Sea Conditions, *Papers of National Maritime Research Institute*, Vol.17, No.3 (2018), pp.167-186 (In Japanese).
- 13) Suzuki, R., Tsukada, Y. and Ueno, M.: Estimation of Full-scale Ship Manoeuvrability in Adverse Weather using Free-running Model Test, *Ocean Engineering*, Vol. 213, No. 107562 (2020).
- 14) ITTC Performance Committee: Appendix to the Report of the Performance Committee, *Proceedings of 15th International Towing Tank Conference (ITTC)*, 1978, pp. 388-404.
- 15) Yasukawa, H. and Yoshimura, Y.: Introduction of MMG standard method for ship maneuvering prediction, *Journal of Marine Science and Technology*, Vol. 20, No. 1 (2015), pp.37-52.
- 16) Tsujimoto, M., Kuroda, M. and Sogihara, N.: Development of calculation method for fuel consumption of ships in actual seas with performance evaluation, *Proceedings of ASME 2013 32th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE)*, No. 11297 (2013).
- 17) Hirano, M., Takashina, J. and Moriya, S.: Ship Maneuverability in Wind (1<sup>st</sup> Report: Experimental Study with Wind Force Simulating Device), *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.155 (1984), pp.122-131 (in Japanese).
- 18) Ueno, M., Nimura, T., Miyazaki, H., Fujiwara, T., Nonaka, K. and Yabuki, H.: Model Experiment and Sea Trial for Investigating Manoeuvrability of a Training Ship, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.189 (2001), pp.71-80 (in Japanese).
- 19) ITTC Manoeuvrability Committee: Report of the Manoeuvrability Committee, *Proceedings of the 17th International Towing Tank Conference (ITTC)*, Vol.1(1984), pp.427-434.
- 20) Fujiwara, T., Ueno, M. and Ikeda, Y.: A New Estimation Method of Wind Forces and Moments Acting on Ships on the Basis of Physical Component Models, *Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, Vol.2 (2005), pp.243-255 (in Japanese).
- 21) Kitamura, F., Ueno, M., Fujiwara, T. and Sogihara, N.: Estimation of Above Water Structural Parameters and Wind Loads on Ship, Ships and offshore structures, Vol.12, No.8 (2017), pp. 1-9.

- 22) Kadomatsu, K., Inoue, Y. and Takarada, N.: On the Required Minimum Output of Main Propulsion Engine for Large Fat Ship with Considering Manoeuvrability in Rough Sea, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.168 (1990), pp.171-182 (in Japanese).
- 23) Kobayashi, H., Kume, K., Orihara, H., Ikebuchi, T., Aoki, I., Yoshida, R., Yoshida, H., Ryu, T., Arai, Y., Katagiri, K., Ikeda, S., Yamanaka, S., Akibayashi, H. and Mizokami, S.: CFD Assessment of the Wind Forces and Moments of Superstructures through RANS., *Applied Ocean Research*, Vol.129, No.103364 (2022).
- 24) Wang, J., Zou, L. and Wan, D.: Numerical Simulations of Zigzag Maneuver of Free Running Ship in Waves by RANS-Overset Grid Method, *Ocean Engineering*, Vol.162 (2018), pp.55-79.
- 25) Skejic, R. and Faltinsen, O. M.: A Unified Seakeeping and Maneuvering Analysis of Ships in Regular Waves, *Journal of Marine Science and Technology*, Vol. 13, No.4 (2008), pp.371-394.
- 26) Nonaka, K.: On the Manoeuvring Motion of a Ship in Waves, *Transactions of the West-Japan Society of Naval Architects*, Vol. 80 (1990), pp.73-86 (in Japanese).
- 27) Hamamoto, M. and Kim, Y.-S.: A New Coordinate System and the Equations Describing Manoeuvring Motion of a Ship in Waves, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 173 (1993), pp.209-220 (in Japanese).
- 28) Ayaz, Z., Vassalos, F. and Spyrou, K.J.: Manoeuvring Behaviour of Ships in Extreme Astern Seas, *Ocean Engineering*, Vol. 33 (2005), pp.2381-2434.
- 29) Suzuki, R., Ueno, M. and Tsukada, Y.: Numerical Simulation of 6-degrees-of-freedom Motions for a Manoeuvring Ship in Regular Waves, *Applied Ocean Research*, Vol. 113 (2021), No.102732.
- 30) Suzuki, R. and Tsukada, Y.: One Proposal for Numerical Simulation of 6-degrees-of-freedom Motions for a Ship Turning in Irregular waves, *Papers of National Maritime Research Institute*, Vol.22, separate volume (2022), pp.81-82 (in Japanese).
- 31) Fukui, Y., Yokota, H., Yano, H., Kondo, M., Nakano, T. and Yoshimura, Y.: 4-DOF Mathematical Model for Manoeuvring Simulation including Roll Motion, *Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, Vol. 24 (2016), pp.167-179 (in Japanese).
- 32) Ueno, M., Nimura, T., Miyazaki, H. and Nonaka, K.: Steady Wave Forces and Moment Acting on Ships in Manoeuvring Motion in Short Waves, *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 188 (2000), pp. 163-172 (in Japanese).
- 33) Yamanouchi, Y., *Theory of Irregular Phenomena for Ship and Marine Engineers* (1986), Kaibundo Publishing Co., Ltd (in Japanese).
- 34) Maruo, H.: On the Increase of the Resistance of a Ship in Rough Seas (II The origin of the additional resistance), *Journal of Zosen Kiokai*, Vol.108 (1960), pp.5-13 (in Japanese)
- 35) Cummins, W. E.: The Impulse Response Function and Ship Motions, *Schiffstechnik*, Vol.9, No.47 (1962), pp.101-109.