

博士論文

重合格子法を応用した局所的細密化格子による
船舶操縦性試験の CFD シミュレーション

CFD Simulations of Maneuvering Tests of Ships using
Local Grid Refinement with an Overset Grid Method

横浜国立大学大学院

工学府

新井 祐司

Yuji Arai

14SB201

2017 年 3 月

March 2017

重合格子法を応用した局所的細密化格子による船舶操縦性試験の CFD シミュレーション
CFD simulations of maneuvering tests of ships using local grid refinement applying
an overset grid method

Yuji Arai

Yokohama National University

Abstract

To study the influence of the vortical flow around a ship on the hydrodynamic forces and maneuvering performance, PMM tests are simulated by CFD with local grid refinement method. It is confirmed that the local grid refinement method is effective for computing the detail of vortical flow and also the refined grid gives slightly better hydrodynamic forces than the original grid. All hydrodynamic derivatives and hydrodynamic interaction factors required for the maneuvering simulation are calculated from the present CFD results and simulations of zig-zag tests and turning circle tests are performed by the MMG model with the obtained derivatives and interaction factors. The simulation results show reasonable agreement with the experimental data. In order to improve the accuracy of maneuvering simulations, it is considered that discrepancies of some hydrodynamic derivatives and hydrodynamic interaction factors between CFD and experiments must be reduced. By utilizing the obtained knowledge, free running tests are directly simulated by CFD. The CFD simulation results are compared with free running test results and the usability of this calculation technique are confirmed. It is confirmed that this calculation method makes it possible to estimate ship's maneuvering performance easily and quickly.

Key Words: CFD, Local grid refinement, Overset grid method, Free running test

目次

第 1 章 緒言	
1.1 研究背景	・・・ 5
1.2 研究目的	・・・ 10
1.3 研究の構成	・・・ 12
第 2 章 計算手法	
2.1 座標系	・・・ 13
2.2 MMG モデル	
2.2.1 運動方程式	・・・ 14
2.2.2 船体に作用する流体力	・・・ 15
2.2.3 プロペラによる流体力	・・・ 16
2.2.4 舵による流体力	・・・ 17
2.2.5 操縦運動シミュレーション	・・・ 18
2.2.6 10/10 Zig-zag 試験, 20/20 Zig-zag 試験	・・・ 19
2.2.7 35 Turning Circle 試験	・・・ 21
2.3 格子生成	・・・ 23
2.4 CFD ソルバー	・・・ 26
2.5 第 2 章のまとめ	・・・ 27
第 3 章 計算用格子の検討	
3.1 感度解析	・・・ 28
3.2 不確かさ解析	
3.2.1 不確かさ解析手法	・・・ 31
3.2.2 不確かさ解析結果	・・・ 32
3.3 Refinement 格子	・・・ 36
3.4 第 3 章のまとめ	・・・ 40
第 4 章 PMM 試験計算及び操縦性微係数の解析	
4.1 対象船型	・・・ 41
4.2 回流水槽における PMM 試験	・・・ 42
4.3 計算条件	・・・ 43
4.4 格子細密化の効果検証	・・・ 47
4.5 慣性力の考慮	・・・ 49
4.6 操縦性微係数の検証	
4.6.1 解析結果	・・・ 50
4.6.2 a_H (舵力増加係数) の検証	・・・ 51
4.6.3 κ (舵位置流速を表すための実験定数) の検証	・・・ 53
4.6.4 γ_R (船体の整流係数) の検証	・・・ 56

4.7 自由航走試験の MMG シミュレーション	
4.7.1 Zig-zag 試験	・・・ 59
4.7.2 Turning circle 試験	・・・ 61
4.8 第 4 章のまとめ	・・・ 64
第 5 章 自由航走試験の直接シミュレーション	
5.1 対象船型	・・・ 65
5.2 水槽試験	・・・ 67
5.3 計算手法	・・・ 69
5.4 計算条件	
5.4.1 10/10 Zig-zag 試験	・・・ 73
5.4.2 20/20 Zig-zag 試験	・・・ 76
5.4.3 35 Turning circle 試験	・・・ 79
5.5 第 5 章のまとめ	・・・ 82
第 6 章 結言	・・・ 83

第1章 緒言

本研究は重合格子法を応用した局所的細密化格子によるCFD(Computational Fluid Dynamics)での船舶操縦性推定に関する研究である。

1.1 研究背景

操縦性能は船舶が安全に航海するために重要な要素の一つであり、従来は模型船を拘束して斜航試験、舵角試験、Pure Swaying 試験、Pure Yawing 試験を実施するPMM (Planar Motion Mechanism) 試験や旋回運動試験を実施するCMT (Circular Motion Test)、模型船を拘束しないZig-zag 試験や旋回試験などの自由航走試験によって操縦性能の確認を行っていた。近年はCFD (Computational Fluid Dynamics)の発達に伴い、操縦性能をCFD計算した事例も増えてきている。例えばSIMMAN2008¹⁾ではタンカー船やコンテナ船、戦闘艦を対象としたベンチマーク船型を設定し、大学や研究機関、企業が各々の手法で操縦性能を推定した結果を持ち寄り、Fig.1.1に示すように操縦性能試験結果とCFDや操縦性モデルによる操縦性能推定結果の比較と検証を行っている。

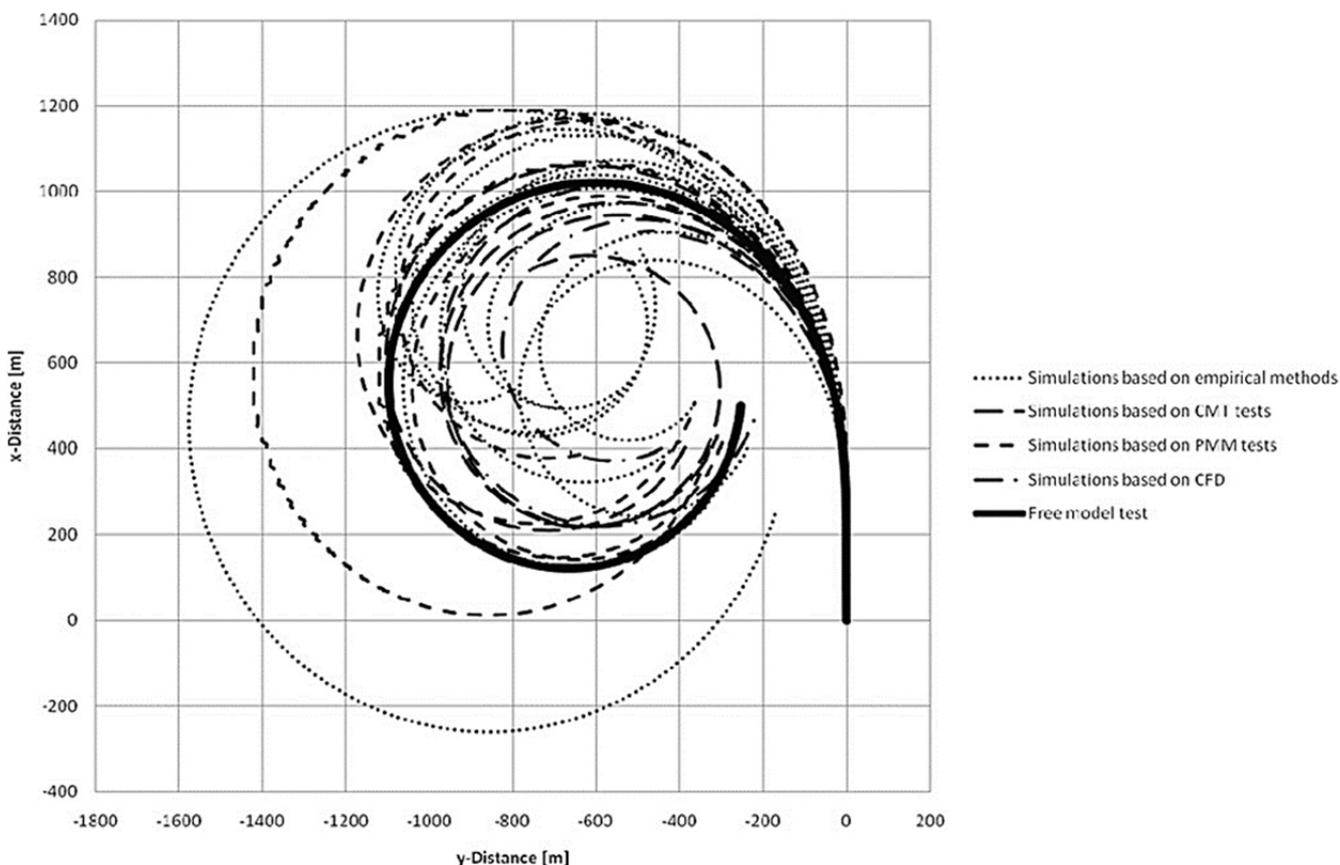


Fig.1.1 KVLCC1 simulations of 35 deg turning circle to port side (F. Stern, *et al*, 2011)

CFD にはモデル化の手法に種類があり、近年は船体運動により生じる剥離渦を高精度に解析できる DES (Detached Eddy Simulation) や LES (Large Eddy Simulation) といった手法を用いた計算例²⁾が増えてきている。しかし、DES や LES を用いて計算した例は直進時や Fig.1.2 のように特定の斜航時における流場構造の解析や流体力の比較検証をしたものが多く、一つの船型の操縦性能を総合的に推定するまでには至っていない。

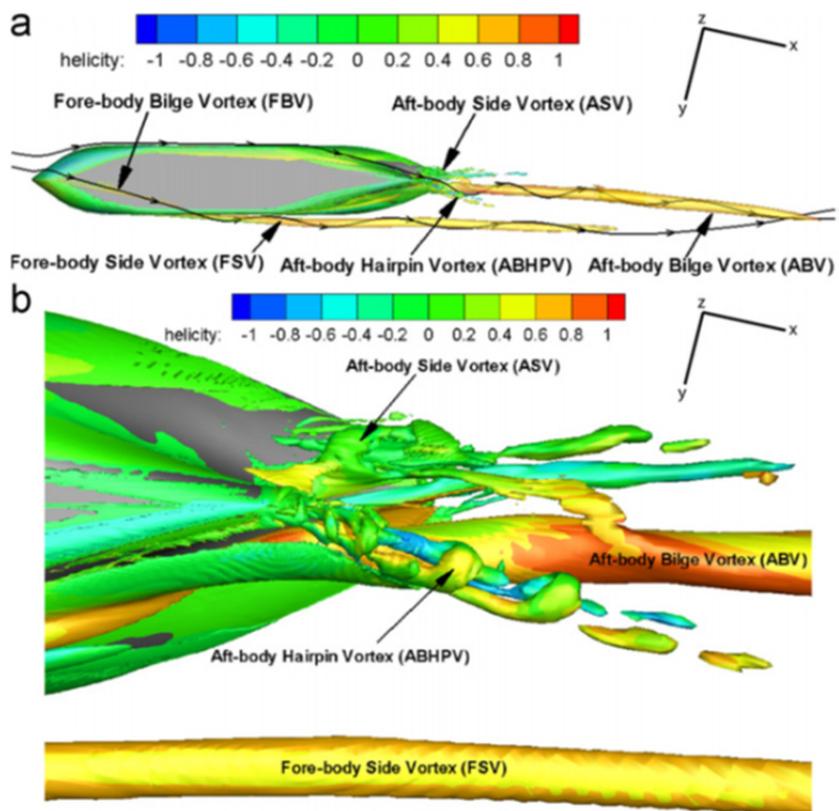


Fig.1.2 Vortical systems around the ship hull at $\beta=12^\circ$ (T. Xing, *et al.*, 2012)

これは DES や LES を用いた手法は必要計算リソースが過大であり、設計業務で操縦性能を推定する手法として使用することはまだ実用的ではないためと考えられる。そのため、操縦性を総合的に推定する場合は平均流れを求める RANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) 法を用いることが多い。RANS を用いた操縦性推定の例として Shenoï ら³⁾ は Fig.1.3 に示す重合格子を用いて裸殻での船体運動を RANS で計算し、操縦シミュレーションに用いる微係数を解析している。しかし、Shenoï らの研究では舵やプロペラによる干渉力は考慮されておらず、操縦シミュレーションに用いる操縦流体力微係数の一部を CFD から得ることに留まっている。

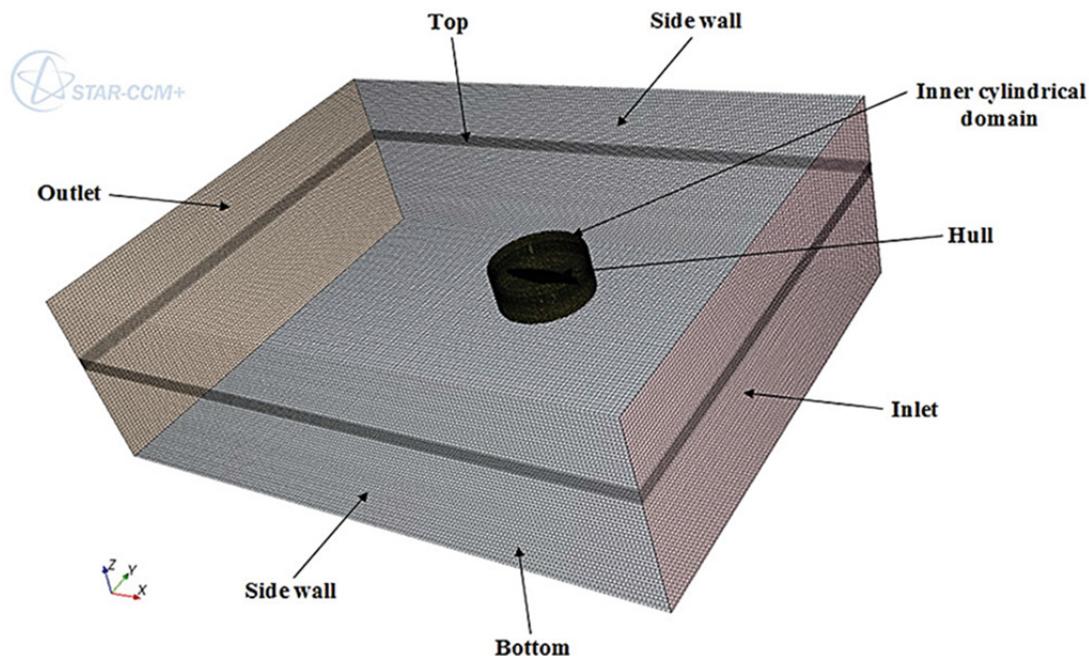


Fig.1.3 Meshed fluid domain with boundaries labelled for dynamic simulation (R. Sheno, *et al.*, 2014)

また、坂本ら⁴⁾は舵を含めた船体運動を計算し、操縦シミュレーションに用いる操縦流体力微係数を解析している。この研究では Fig.1.4 に示すように舵周辺に対し格子の細分化を施しているが、この細分化は重合格子法において船体側の格子と舵側の格子の間の流場情報のスムーズな受け渡しを目的としている。

Example of hull-rudder overset grid arrangement (KVLCC2)

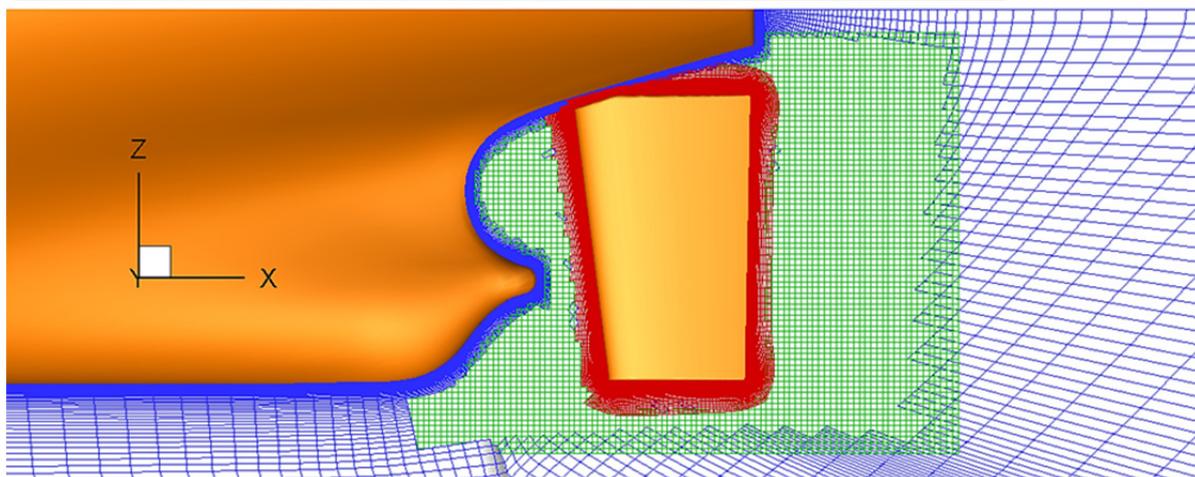


Fig.1.4 Computational grid in the stern vicinity (N. Sakamoto, *et al.*, 2014)

重合格子法を用いた CFD で操縦性能を検討した研究として、舵の干渉影響に着目して舵角試験の計算を RANS で実施した荒木ら⁵⁾の研究がある。ただし、この研究は操縦性シミュレーションに用いる係数のうち、舵やプロペラに関する係数を Fig.1.5 に示す流場情報から解析したのみで船体運動は検討対象となっていない。

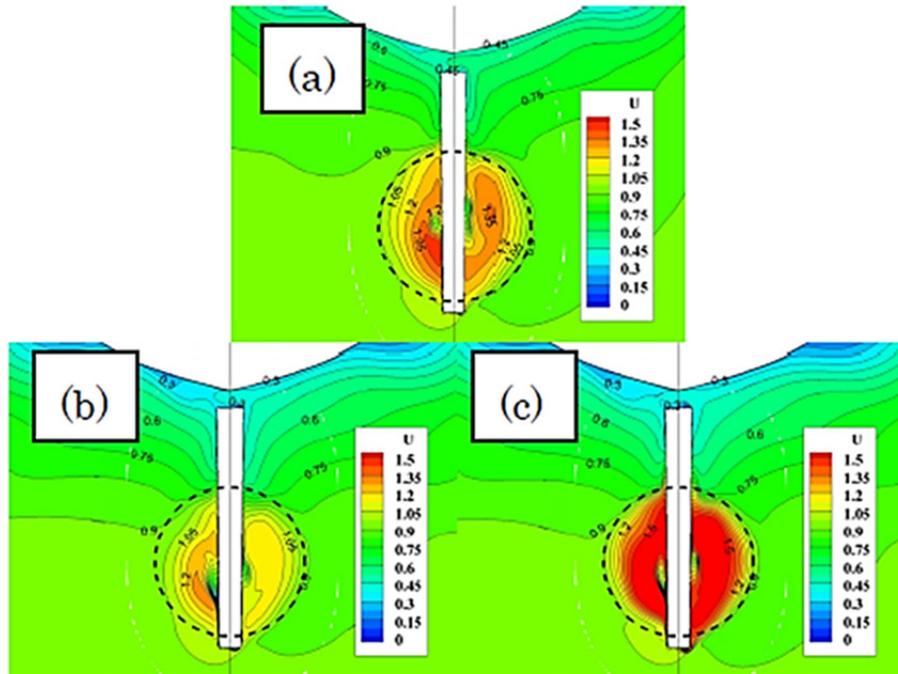


Fig.1.5 Streamwise flow velocity at A.P. (a) full scale; (b) model scale with ship point; (c) model scale with model point (M. Araki, *et al.*, 2014)

CFD を用いて自由航走試験の直接シミュレーションを実施した研究として、和泉ら⁶⁾の研究がある。ただし、和泉らの研究では舵やプロペラに起因する流体力や相互干渉の計算に操縦性能推定用の数学モデルを用いるという手法を採用し、Fig.1.6 に示すフローチャートを用いて自由航走試験のシミュレーションを実施している。

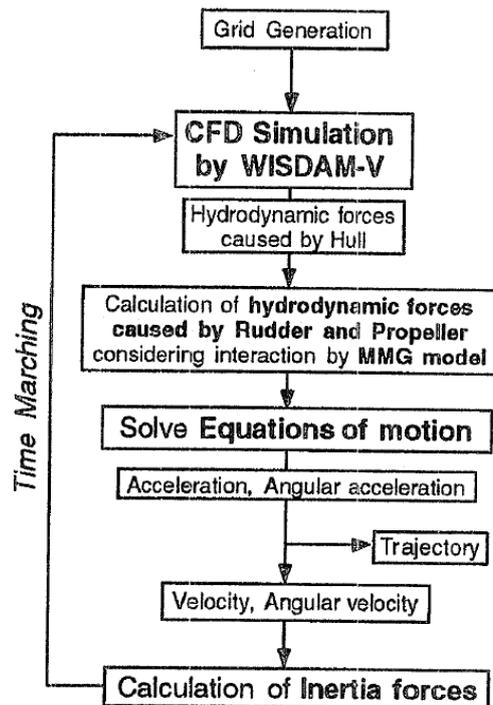


Fig.1.6 Flow chart (K. Izumi, *et al.*, 1998)

近年では坂本ら⁷⁾が Zig-zag 試験を対象に CFD による直接シミュレーションに取り組んでいる。坂本らは Fig.1.7 に示すように舵を縮小、変形した計算を実施し、実験と比較を行った結果を Fig.1.8 として示しているが、CFD 計算と実験との間に若干の差が確認でき、これが現状の計算精度であると考えられる。

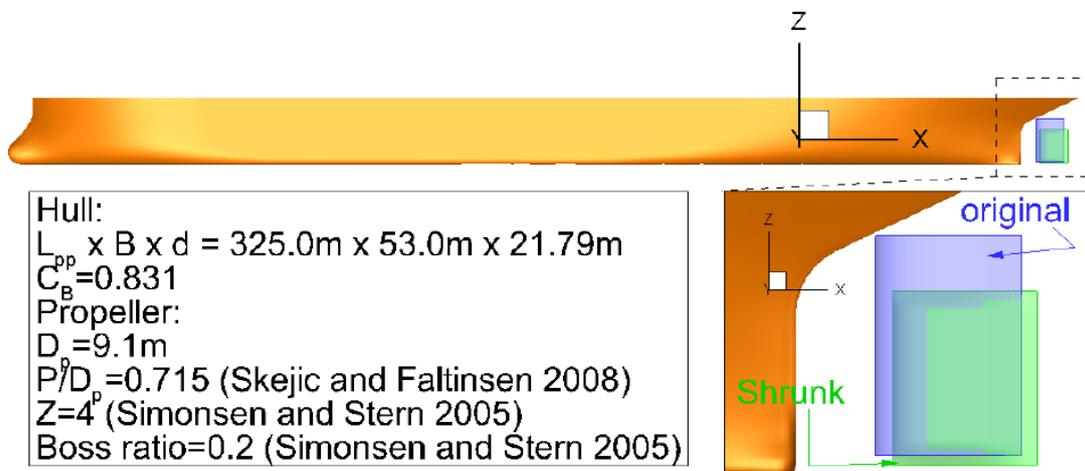


Fig.1.7 Side view of ESSO OSAKA (N. Sakamoto, *et al.*, 2015)

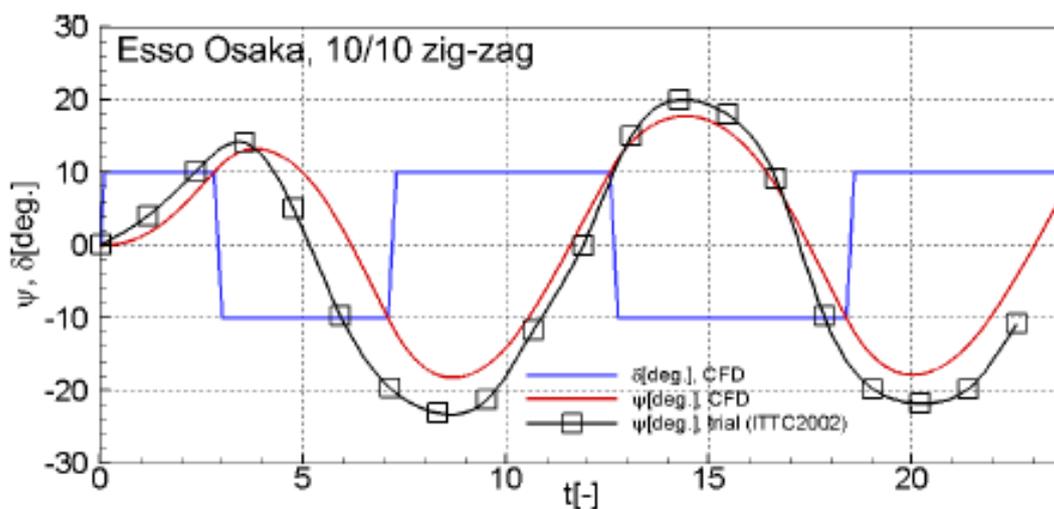


Fig.1.8 Comparison of Zig-zag test (N. Sakamoto, *et al.*, 2015)

1.2 研究目的

本研究では RANS を従来の研究よりさらに実用的な操縦性能評価手法として用いるための方策を検討する。1 船型の総合的な操縦性能を推定するために、計算対象には船体のみならず重合格子法によってモデル化された舵を含めることとした。これは Shenoi ら³⁾の研究では検討されていなかった舵やプロペラの干渉影響を解析し、評価するためである。荒木ら⁵⁾の研究では舵をモデル化し舵の干渉影響を解析しているが船体の操縦流体力微係数は考慮されておらず、1 船型の総合的な操縦性能の推定には至っていなかったため、本研究では船体の流体力微係数も含めて総合的な操縦性能推定を検討対象とした。また、操縦運動中は船体運動に伴い、船体から非定常な剥離渦が生じ、この渦が流体力にも影響を与えると考えられる。剥離渦の挙動を高精度に解析できる DES や LES に対し、RANS は剥離渦の解析精度が劣ると考えられるが、坂本ら⁴⁾による RANS を用いた研究では剥離渦に着目した計算はされておらず、剥離渦の影響が十分に解析されていない可能性がある。そこで本研究では船体運動により生じる渦の周辺に重合格子を応用した局所的格子細密化手法 (Local Grid Refinement with an Overset Grid Method)⁸⁾⁹⁾を適用することとした。重合格子を用いない局所的格子細密化手法との違いを Fig.1.9 に示す。

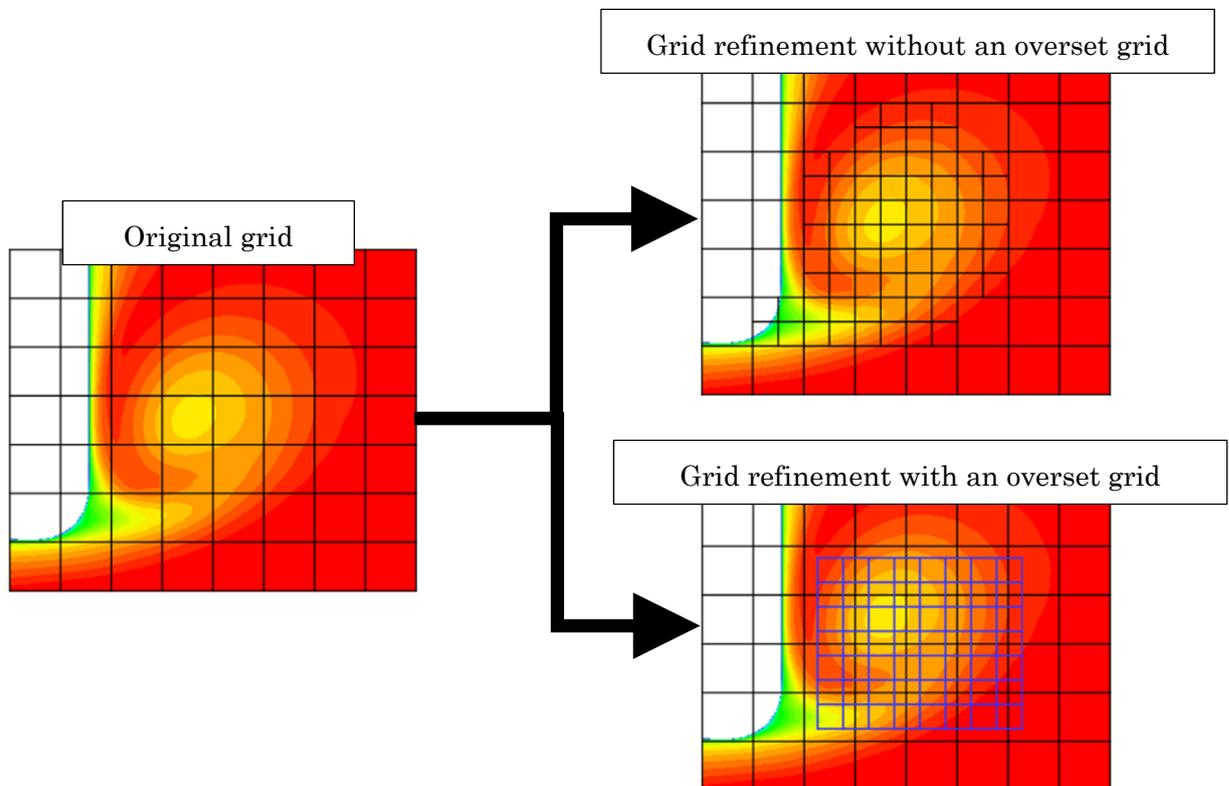


Fig.1.9 A sample of grid refinement method

重合格子を用いず局所的格子細密化を実施する場合は原型となる格子を変形する必要があるため、細密化範囲を指示する方法の他、格子番号の順番や流場情報の補間に注意を払って計算プログラムを書き換えなければならない。プログラムの書き換えには高度な知識と技術、そして時間が必要となることが予想される。重合格子法による局所的格子細密化を行う場合、原型となる格子を変形させる必要は無く、細密化範囲の指示や流場情報の補間も容易であると考えられるためプログラムの書き換えも最小限で済ませることが可能である。

この重合格子法による局所的細密化手法を用いることで、解析上必要と考えられる場所の計算格子の高解像度化を容易にし、RANSを用いた従来の研究に対し計算時間の増加を最小にしながら船体周辺の流場や船体に働く流体力を詳細に解析する事が可能となる。

ここでは、局所的格子細密化重合格子法によるCFDでPMM試験相当の計算を実施し、CFD計算結果からMMG (Maneuvering Modeling Group) モデル^{10) 11)}で使用する操縦流体力微係数を算出した。PMM試験の計算から微係数を求めた理由は運動性能水槽を必要とするCMTに対し曳航水槽や回流水槽で実施可能なPMM試験は今後も需要が高いと考えられ、そして試験結果とCFD計算結果を時系列データや微係数で比較が可能のためである。解析により得られた操縦流体力微係数を用いてMMGモデルによる操縦性能試験のシミュレーションを実施し、試験結果と比較し検証を行った。さらに自由航走試験のCFDによるシミュレーションを実施し、試験結果と比較を行い本計算手法の有用性を確認した。実業務において本計算手法を取り入れることで操縦性試験を実際に実施するより手軽に、かつ早く、操縦性の推定と評価を行える展望が開けた。

1.3 研究の構成

本研究を以下の項目で構成する.

- (1) 計算手法の選定 (第2章)
- (2) CFD 計算用格子の諸検討 (第3章)
- (3) PMM 試験計算結果の解析及び評価 (第4章)
- (4) 自由航走試験計算結果の解析及び評価 (第5章)

第2章では本研究において操縦性能推定を研究対象にすることから操縦性能推定に用いられる操縦モデルと CFD を扱うことから計算用の格子生成やソルバーについてそれぞれ本研究目的に合致したものを選定する. 第3章では感度解析により流体力に要求される精度を確認し, 不確かさ解析を用いて要求精度を満たす格子密度の検討を行う. この格子密度と同等の流場推定を実現するために重合格子法による局所的細密化を施した計算格子を作成する. 第4章では第3章で作成した計算格子を用いた PMM 試験の計算を実施し, 計算結果を解析し考察を行う. また, 操縦モデルを用いたシミュレーションを実施し実験結果との比較を行う. 第5章では CFD による自由航走試験の直接計算を行い, 計算結果と実験結果を比較して確認する. 第6章はまとめである.

第2章 計算手法

本研究では操縦性能推定計算を実施するにあたり、座標系の取り扱いや操縦性シミュレーションに用いる数学モデル、CFD 計算のための格子生成法、CFD ソルバーが必要となる。次節より操縦性能推定計算に用いた手法について記載する。

2.1 座標系

操縦性能の評価には検討対象となる空間に対し座標系を定義しなければならない。後述する MMG モデルによるシミュレーションへの適用の容易さから座標系は MMG モデルにおける定義に従い決定した。計算座標系を Fig.2.1 に示す。原点を船体の Midship, 左右対称面, 静止水面にとり, 船首方向に向かって x 軸, 船幅右舷方向に向かって y 軸, 鉛直上向きに向かって z 軸をとった。また, 回転方向は時計回りを正として船が船速 (U) で進む際の進行方向と x 軸の為す角を斜航角 (β), 原点周りに旋回角速度 (r), 舵のコード方向と x 軸の為す角を舵角 (δ) と定義し, 空間に固定された座標系に対し x 軸の為す角を回頭角 (ψ) と定義する。

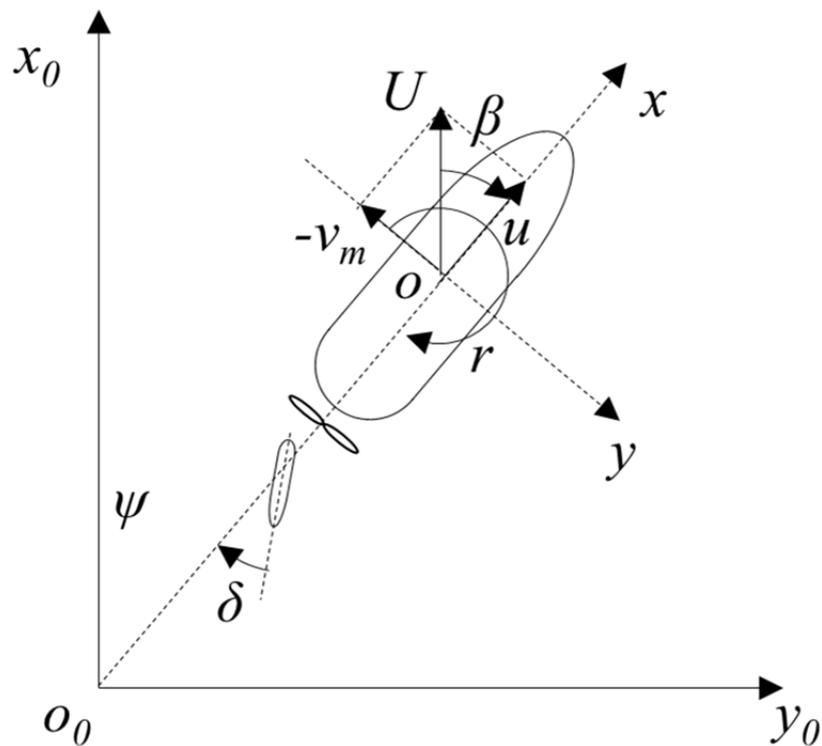


Fig.2.1 Coordinate systems

2.2 MMG モデル

本研究で操縦性シミュレーションに用いる MMG モデルについて述べる。

2.2.1 運動方程式

MMG モデルは船に作用する流体力を船体、プロペラ、舵のそれぞれに単独に作用する流体力と各々の相互の干渉力から構成されると考えて操縦運動がモデル化されている。

船の操縦運動を運動方程式の形で表現すると(2.1)式となる。

$$\left. \begin{aligned} (m + m_x)\dot{u} - (m + m_y)vr - x_G mr^2 &= X \\ (m + m_y)\dot{v} + (m + m_x)ur + x_G m\dot{r} &= Y \\ (I_{ZZ} + x_G^2 m + i_{zz})\dot{r} + x_G m(\dot{v} + ur) &= N \end{aligned} \right\} \quad (2.1)$$

ただし

m, m_x, m_y : 船の質量, x 軸及び y 軸方向の付加質量

u, v : x 軸及び y 軸方向速度成分

r : 回頭角速度

I_{ZZ}, i_{zz} : 船の慣性モーメント及び付加慣性モーメント

X, Y : x 軸及び y 軸方向の外力

N : z 軸周りモーメント

x_G : x 方向重心位置

(2.1)式の右辺を船体、舵、プロペラに作用する流体力として(2.2)式の形で表現する。

$$\left. \begin{aligned} X &= X_H + X_P + X_R \\ Y &= Y_H + Y_P + Y_R \\ N &= N_H + N_P + N_R \end{aligned} \right\} \quad (2.2)$$

(2.2)式中の添字の H, P, R はそれぞれ船体、プロペラ、舵に作用する流体力を表しており、これには干渉力も含まれている。(2.2)式をさらに詳細に表現するために船体に作用する流体力を斜航角や回頭角速度の関数として表現する場合や舵の干渉力を表現する場合に様々な係数が定義されている。これらの係数を得るために従来は PMM 試験や CMT が実施される。

2.2.2 船体に作用する流体力

船体に作用する流体力は(2.3)式のように無次元化して表す。

$$\left. \begin{aligned} X_H &= (1/2)\rho L d U^2 X'_H \\ Y_H &= (1/2)\rho L d U^2 Y'_H \\ N_H &= (1/2)\rho L^2 d U^2 N'_H \end{aligned} \right\} \quad (2.3)$$

(2.3)式中, ρ は水の密度, L は船長, d は喫水である. X'_H, Y'_H, N'_H は(2.4)式のように表す。

$$\left. \begin{aligned} X'_H &= X'_0 + X'_{\beta\beta}\beta^2 + X'_{\beta r}\beta r' + X'_{rr}r'^2 + X'_{\beta\beta\beta\beta}\beta^4 \\ Y'_H &= Y'_{\beta}\beta + Y'_r r' + Y'_{\beta\beta\beta}\beta'^3 + Y'_{\beta\beta r}\beta^2 r' + Y'_{\beta rr}\beta r'^2 + Y'_{rrr}r'^3 \\ N'_H &= N'_{\beta}\beta + N'_r r' + N'_{\beta\beta\beta}\beta'^3 + N'_{\beta\beta r}\beta^2 r' + N'_{\beta rr}\beta r'^2 + N'_{rrr}r'^3 \end{aligned} \right\} \quad (2.4)$$

(2.4)式中, r' は $r' = rL/U$ で表される無次元回頭角速度である. X'_0 は直進時の抵抗係数を表し, $X'_{\beta\beta}, Y'_{\beta}, N'_{\beta}$ 等は操縦流体力微係数である。

2.2.3 プロペラによる流体力

プロペラによる流体力は(2.5)式のように表される.

$$X_p = (1 - t)T \quad (2.5)$$

(2.5)式中, $1 - t$ は推力減少係数, T はプロペラの推力であり, (2.6)式のように表される.

$$T = \rho n^2 D_p^4 K_T \quad (2.6)$$

(2.6)式中, n はプロペラ回転数, D_p はプロペラ直径, K_T は推力係数である. K_T は前進係数 J_p とプロペラ推力の単独特性を表す係数 k_2, k_1, k_0 を用いて(2.7)式のように表される.

$$K_T = k_2 J_p^2 + k_1 J_p + k_0 \quad (2.7)$$

前進係数 J_p は伴流係数 $(1 - w_p)$ を用いて(2.8)式のように表される.

$$J_p = \frac{u(1 - w_p)}{nD_p} \quad (2.8)$$

2.2.4 舵による流体力

舵によって発生する流体力は(2.9)式のように表される.

$$\left. \begin{aligned} X_R &= -(1 - t_R)F_N \sin \delta \\ Y_R &= -(1 + a_H)F_N \cos \delta \\ N_R &= -(x_R + a_H x_H)F_N \cos \delta \end{aligned} \right\} \quad (2.9)$$

(2.9)式において t_R, a_H, x_H は舵が船体に及ぼす干渉を表す係数であり, 舵干渉係数と呼ばれる. F_N は舵直圧力であり, (2.10)式のように表される.

$$F_N = \frac{1}{2} \rho A_R U_R^2 f_\alpha \sin \alpha_R \quad (2.10)$$

ただし

A_R : 舵面積

U_R : 舵への流入速度 ($U_R = \sqrt{u_R^2 + v_R^2}$)

u_R, v_R : 舵に流入する速度成分, 舵位置での横方向速度成分

f_α : 舵直圧力勾配係数 ($f_\alpha = \frac{6.13\Lambda}{2.25+\Lambda}$)

Λ : 舵アスペクト比

α_R : 舵への流入角

なお, u_R は(2.11)式と(2.12)式に示す2種類の表現があり, (2.12)式中にある舵位置流速を表すための実験定数(κ)と舵位置とプロペラ位置での伴流係数の比(ε)を解析する際は(2.11)式で得られた u_R が用いられる.

$$u_R = U \gamma_R (\beta - l'_R r') \quad (2.11)$$

$$u_R = \varepsilon u (1 - w_p) \sqrt{\eta \left\{ 1 + \kappa \left(\sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_P^2}} - 1 \right) \right\}^2 + (1 - \eta)} \quad (2.12)$$

ただし

γ_R : 船体の整流係数

l'_R : L で無次元化された舵の前後位置座標

η : プロペラ直径と舵高さの比

2.2.5 操縦運動シミュレーション

2.2.1 節から 2.2.4 節にかけて述べた運動方程式を解くことで u , v , r が得られる。これらの値をもとに空間固定系に対する値として船の位置や回頭角を得る必要がある。 x_0, y_0, ψ に関して u , v , r を用いて(2.13)式のように表される。

$$\left. \begin{aligned} \frac{dx_0}{dt} &= u \cos \psi - v \sin \psi \\ \frac{dy_0}{dt} &= u \sin \psi + v \cos \psi \\ \frac{d\psi}{dt} &= r \end{aligned} \right\} \quad (2.13)$$

本研究では操縦性能評価のために(13)式を用いて 10/10 Zig-zag 試験, 20/20 Zig-zag 試験及び 35 Turning Circle 試験のシミュレーションを実施する。Zig-zag 試験と Turning Circle 試験の 2 種類を実施するのは各試験で確認できる操縦性能が異なるためである。Zig-zag 試験は保針性能を評価するために実施され, Turning Circle 試験は旋回性能を評価するために実施される。これらの試験の手順について解説を加える。

2.2.6 10/10 Zig-zag 試験, 20/20 Zig-zag 試験

Zig-zag 試験は直進状態から開始し、舵を左右に交互に切ることによって船をジグザグに運動させる試験のことである。ただし、舵角の大きさや転舵するタイミングがあらかじめ決められていることに特徴がある。10/10 Zig-zag 試験を例に具体的な手順を解説する。

- (1) 試験開始時は直進状態とし、その状態における回頭角を 0° とする。
- (2) 試験開始直後に舵角を 10° 取り、そのまま舵角 10° を維持する。
- (3) 回頭角が次第に増大していき、回頭角が 10° に達したところで舵を反対側に 10° 、すなわち -10° に取る。
- (4) 転舵後はしばらく慣性で回頭角は増大するが、いずれ回頭角は減少を始める。
- (5) 左旋回が続き、回頭角が -10° に達したときに再び転舵を行い、回頭舵角を -10° から 10° へ変更する。
- (6) 以降、(3)から(5)の作業を繰り返す。

以上の手順から回頭角と舵角の時系列データが得られる。10/10 Zig-zag 試験における時系列の例を Fig.2.2 に示す。

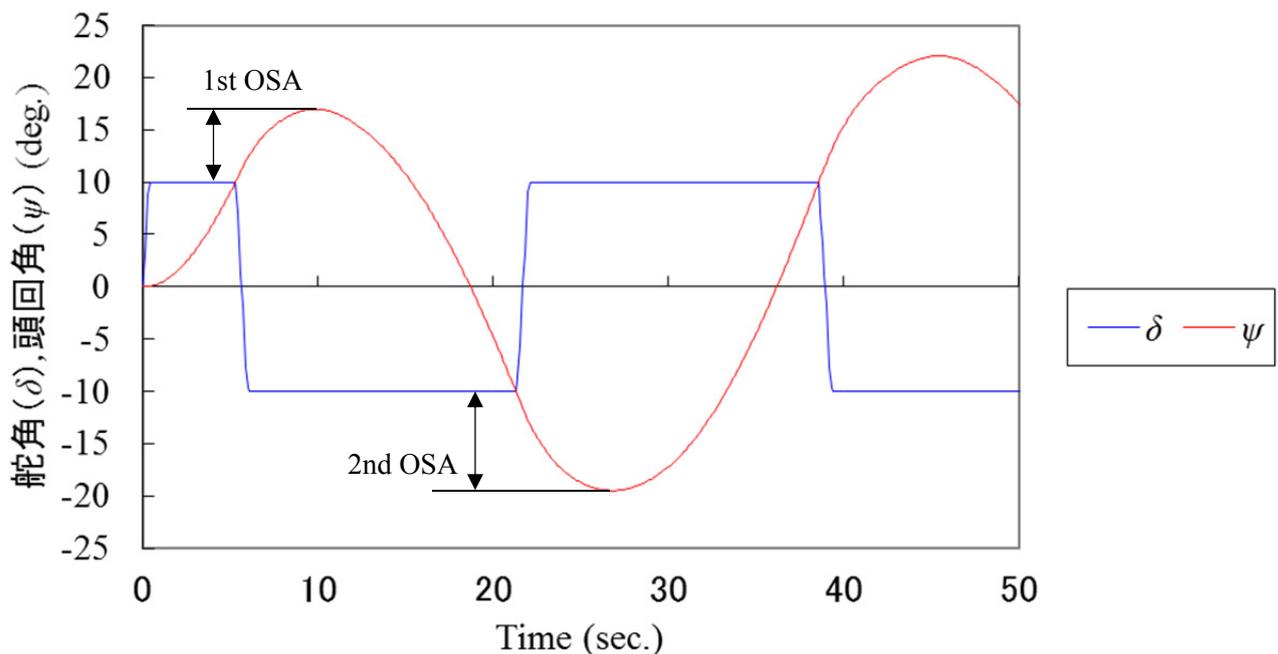


Fig.2.2 10/10 Zig-zag test

Fig.2.2において ψ の最大値と舵角 10° の差を 1st OSA (Over Shoot Angle) と呼び、 ψ の最小値と舵角 -10° の差の絶対値を 2nd OSA と呼ぶ。これらの値が船の針路安定性の評価に用いられ、IMO (International Maritime Organization) では OSA に関して Table 2.1 に示す基準が定められている。

Table 2.1 IMO criteria for zig-zag test

Test	Criteria	
10/10 Zig-zag	1st OSA	$<10^\circ$ ($L/U < 10\text{sec.}$)
		$<5^\circ+0.5L/U$ ($10\text{sec.} < L/U < 30\text{sec.}$)
		$<20^\circ$ ($30\text{sec.} < L/U$)
	2nd OSA	$<25^\circ$ ($L/U < 10\text{sec.}$)
		$<20^\circ+0.5L/U$ ($10\text{sec.} < L/U < 30\text{sec.}$)
		$<35^\circ$ ($30\text{sec.} <$)
20/20 Zig-zag	1st OSA	$<25^\circ$

2.2.7 35 Turning Circle 試験

旋回試験は直進状態から開始し、舵を左右いずれかに決められた舵角を取り、旋回性能を確認する試験のことである。35 Turning Circle 試験を例に具体的な手順を解説する。

- (1) 試験開始時は直進状態とし、その状態における回頭角を 0° とする。
- (2) 試験開始直後に舵角を 35° 取る。
- (3) 回頭角が次第に増大していき、回頭角が 90° に達したところで試験開始時の針路方向に向かって進んだ距離 (Advance)、横方向移動距離 (Transfer) を計測する。
- (4) 回頭角はさらに増大を続け、回頭角が 180° に達したところで横方向の移動距離 (Tactical Diameter) を計測する。

以上の手順から船の位置や回頭角を得る。35 Turning Circle 試験における航跡の例を Fig.2.3 に示す。

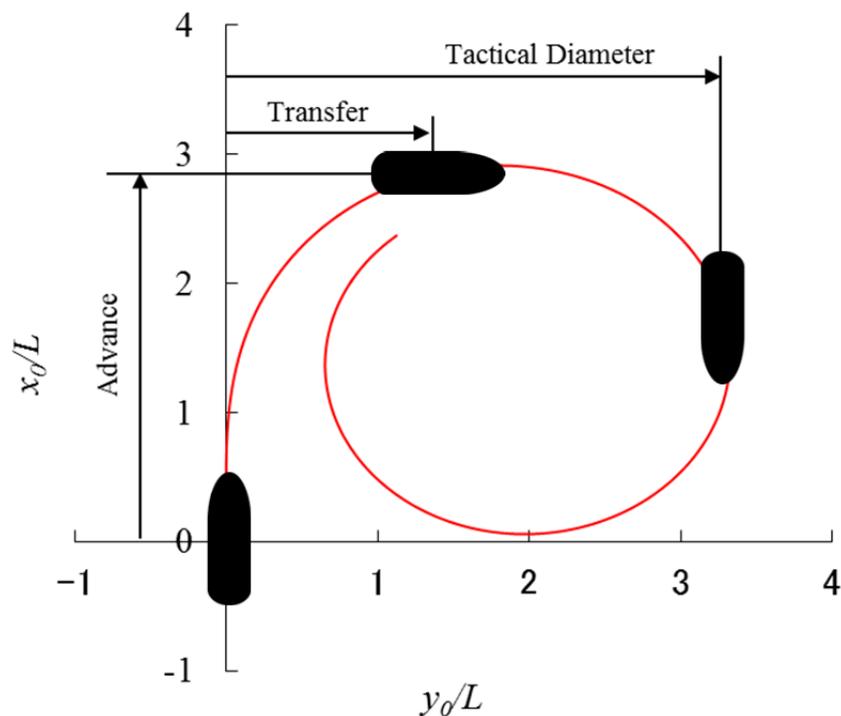


Fig.2.3 Track of 35 turning circle test

旋回性能の評価には Advance や Tactical Diameter が用いられ、IMO ではこれらの値に対して基準が定められている。基準を Table2.2 に示す。

Table2.2 IMO criteria for turning circle test

Test	Criteria
35 Turning Circle	Advance < $4.5L$
	Tactical Diameter < $5.0L$

2.3 格子生成

CFD 計算用の格子生成には海上技術安全研究所（以下, NMRI）開発の重合格子計算用前後処理システム“ up_grid ”¹²⁾ を使用した. up_grid は構造格子を作成する up_wing, 構造格子を変形する up_mod, 格子の重合情報を作成する up_ovs からなる. up_grid で計算格子を作成する流れを Fig.2.4 に, 計算格子作成中の様子を Fig.2.5 に示す.

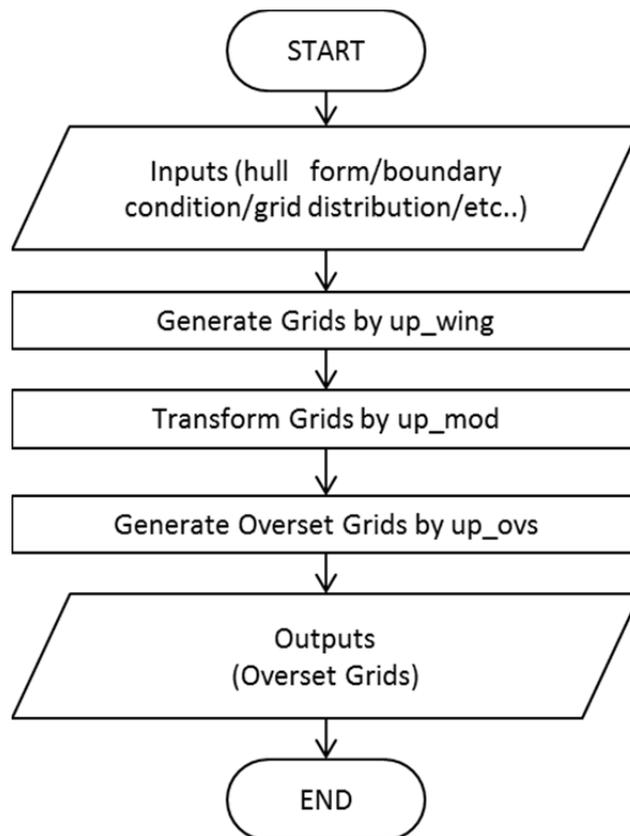


Fig.2.4 Flow of Overset grid generation

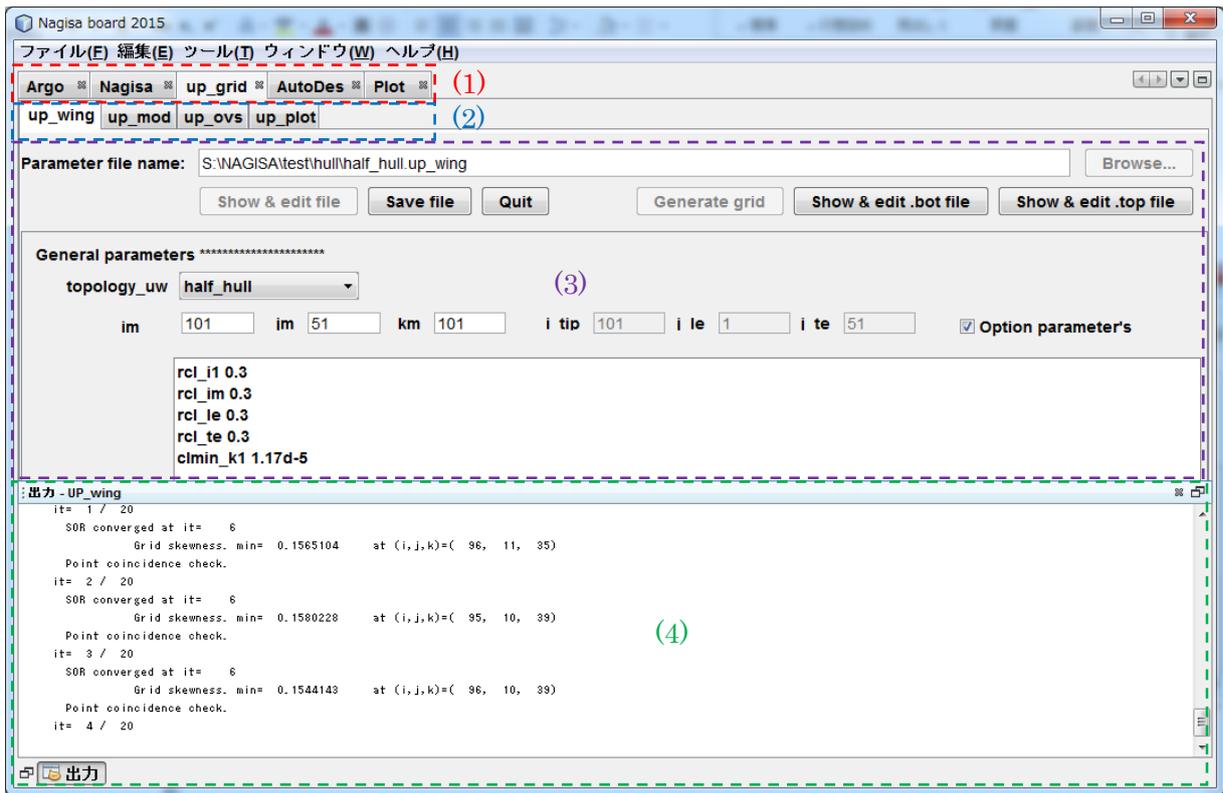


Fig.2.5 Screenshot of up_grid

格子生成を行う際は Fig.2.5 において(1)のタブから up_grid を選択する。次に(2)のタブで目的に沿うツールを選択する。船体や舵の格子生成を行なう場合は up_wing を選択し、up_wing で作成した格子を変形する場合は up_mod を選択する。up_ovs は up_wing で作成した格子や up_mod で変形した格子を重合させる際に使用する。(3)の領域では(2)で選択されたツールを実行するための条件設定を行う。up_wing を使用する場合は解析形状の定義や計算領域の指示、格子数とその分布、境界層格子の第一層目格子高さ等を規定する。(4)の領域では(3)までに設定した条件に従い、各ツールが実行されている様子が表示される。

本研究では up_wing による重合格子作成機能を用いて船体周りや舵周りの格子をそれぞれ作成し、格子を重合させた。

up_grid によって作成した格子の計算領域は Broglia ら¹³⁾ や ITTC Recommended Procedures and Guidelines¹⁴⁾ を参考に船長方向と船幅方向にそれぞれ 3 船長分、深さ方向には 1.5 船長分を取った。また、船体表面からの第一層目格子厚さは $y^+=1$ となるように設定した。格子の全体図を Fig.2.6 に示す。

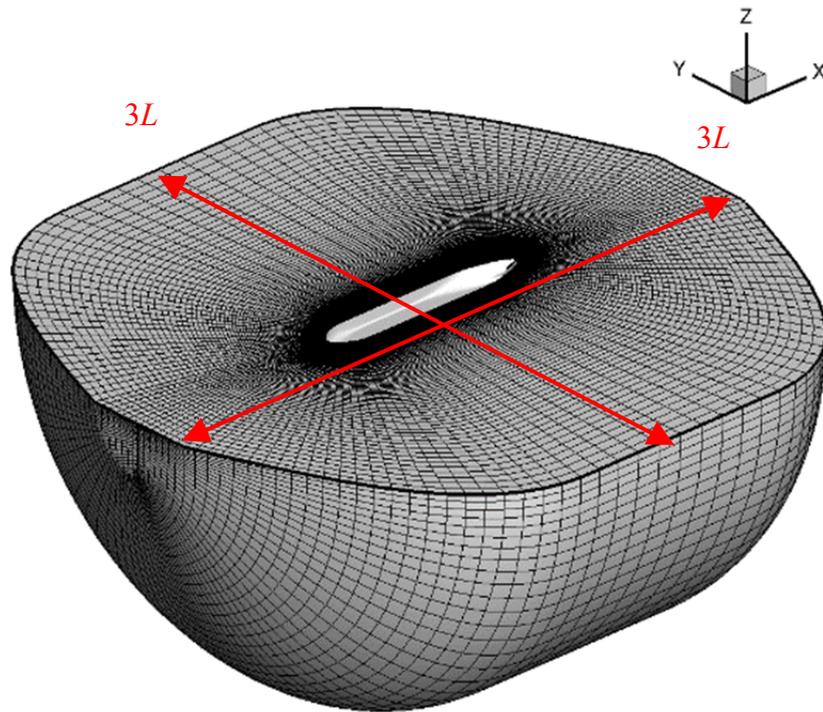


Fig.2.6 Grid overview

2.4 CFD ソルバー

CFD ソルバーには NMRI 開発の “NAGISA Ver.3.1”¹⁵⁾ を使用した。NAGISA は構造格子による重合格子法に対応した CFD ソルバーである。本研究では NAGISA の以下の機能から必要と考えられたものを選択し使用した。

- ・非定常流れ計算

NAGISA は非圧縮性レイノルズ平均ナビエ・ストークス方程式に擬似圧縮性を導入して定常解を求める機能を持つが、擬似時間と実時間の 2 種類の時間刻みを導入することで非定常計算を実施する機能も持つ。本研究では PMM 試験の計算や自由航走試験の計算において非定常計算を実施した。

- ・スキーム

対流項は 3 次風上差分、拡散項は 2 次中心差分を用いる。

- ・重合格子法

重合格子法を用いる利点として舵と船体を別の格子とすることで舵角を取った状態の計算が容易となることが挙げられる。また、本研究では局所的に格子の解像度を上げる Refinement の手段としても重合格子法を応用した。

- ・移動格子法

本研究では船体運動を伴う試験状態の計算を実施している。船体運動に伴う格子の移動、変形を考慮できるよう移動格子法を使用した。

- ・乱流モデル

Spalart-Allmaras モデル、修正 Spalart-Allmaras モデル、 $k-\omega$ BSL モデル、 $k-\omega$ SST モデル、EASM-BSL モデル、EASM-SST モデルが組み込まれている。本研究においては $k-\omega$ SST モデル¹⁶⁾ を使用した。

- ・プロペラの推力

無限翼数プロペラ理論¹⁷⁾に基づく簡易プロペラモデル、翼素理論によるモデル、プロペラ面推力一定モデル、Hough-Ordway モデルが組み込まれている。本研究では無限翼数理論に基づく体積力としてプロペラ推力を与える手法を使用した。

- ・自由表面影響

計算対象はタンカー船型であり、造波の影響は限定的と考えて自由表面の計算法は使用していない。

- ・6 自由度運動モデル

本研究では自由航走試験の計算を行う際に 6 自由度運動モデルを使用した。

2.5 第2章のまとめ

本章では操縦性能推定計算を実施するに当たり、計算手法の選定を行った。すなわち、座標軸を定義し、MMG モデルを用いた操縦運動シミュレーションを実施するために必要となる操縦性微係数の取り扱い及びシミュレーションを行う操縦性能試験手順について選定し、選定した内容を確認した。また、CFD 計算を行うために計算格子の作成方法及び CFD 計算手法を選定した。次章以降、本章で確認した計算手法に従い操縦性能推定計算を実施した。

第3章 計算用格子の検討

CFD で計算操縦性試験の計算を実施するため、計算に必要な格子の検討を行う。まず感度解析により流体力に要求される計算精度を確認し、要求精度を満たす格子密度について不確かさ解析を用いて検討する。この格子密度と同等の流場推定を実現するために重合格子法による局所的細密化を施した計算格子を作成する。

3.1 感度解析

実用的な操縦性能推定において許容できる不確かさを把握する目的で感度解析を実施した。

感度解析の手法として、MMG モデルによるシミュレーションを行う際に抵抗 ($X' = X/0.5\rho LDU^2$)、横力 ($Y' = Y/0.5\rho LdU^2$)、モーメント ($N' = N/0.5\rho L^2 dU^2$) を増減させて 10/10 zig-zag 試験における 2nd OSA の変化を確認し、2nd OSA への影響が 1° 以内となる X', Y', N' の変動の許容値を確認した。なお、変動前の値として NMRI で KVLCC2 タンカー船型^{18) 19)} を対象に実施された CMT 結果²⁰⁾ の操縦性微係数を用いた。

Table 3.1 に KVLCC2 の船体要目を、Table 3.2 にプロペラ要目を示す。模型の要目は後述する住友重機械マリンエンジニアリング (以後 SHI-ME) の回流水槽で操縦性能試験を実施したものである。供試模型船の概観を Fig.3.1 に示す。

Table 3.1 Particulars of KVLCC2

Hull	Full Scale	Model Scale
Scale	1/1	1/123
Ship Length (m)	320.0	2.5963
Breath (m)	58.0	0.4706
Draught (m)	20.8	0.1688
Ship Speed (knots)	15.5	
Rudder Area (m ²)	112.5	0.0074
Rudder Height (m)	15.8	0.1282
Rudder Aspect Ratio	1.8265	
Ship Speed (m/s)	7.97	0.730
Froude Number	0.142	0.142
Reynolds Number	2.24×10^9	1.64×10^6

Table 3.2 Particulars of propeller of KVLCC2

Propeller	Full Scale	Model Scale
Diameter (m)	9.86	0.080
Pitch Ratio	0.721	
Expanded Area Ratio	0.431	
Number of Blade	4	



Fig.3.1 Model of KVLCC2

感度解析の一例として、 Y' に 5%の変更を加えたシミュレーションと Y' に変更を加えず実施した 10/10 zig-zag 試験シミュレーションの結果の比較を Fig.3.2 に、 N' に 6%の変更を加えたシミュレーションと N' に変更を加えず実施した 10/10 zig-zag 試験シミュレーションの結果の比較を Fig.3.3 に示す。

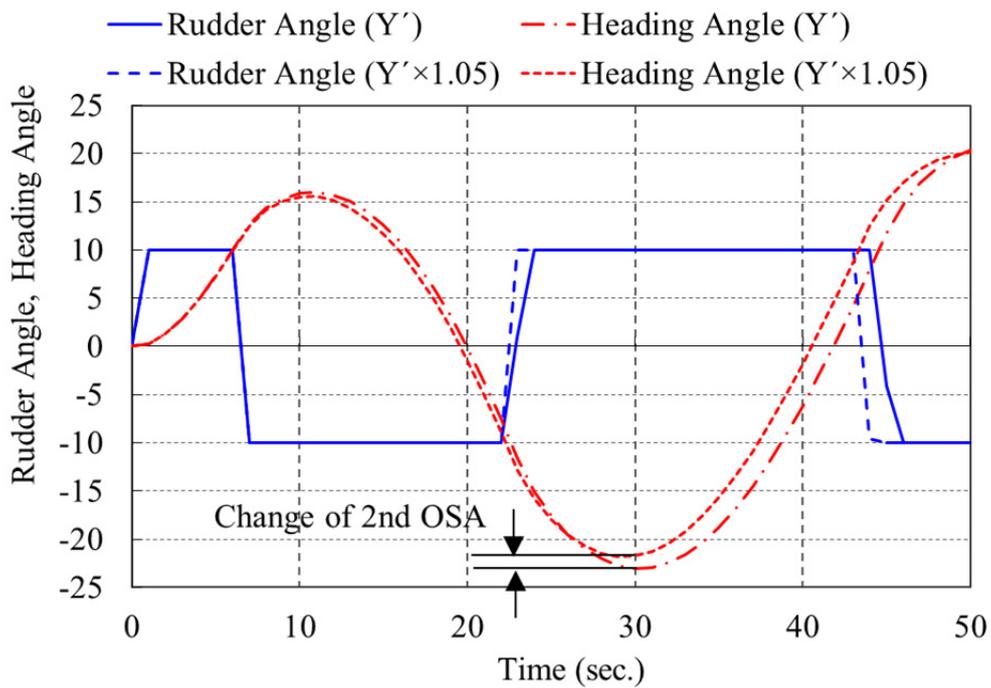


Fig.3.2 Influence of Y' for simulation results of 10/10 zig-zag test

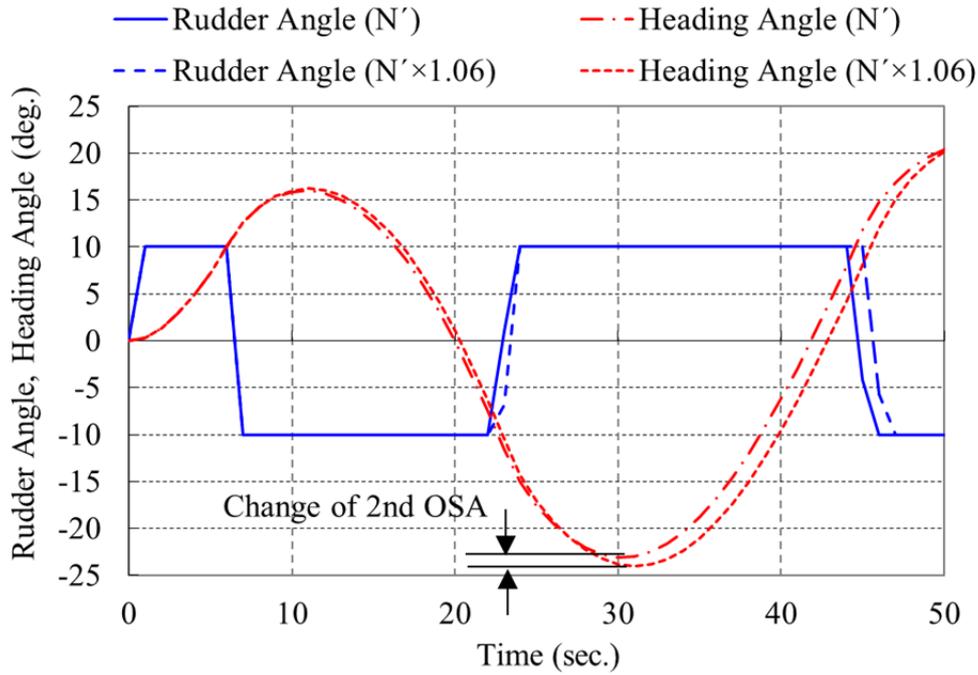


Fig.3.3 Influence of N' for simulation results of 10/10 zig-zag test

Fig.3.2 より Y を増加させた場合は 2nd OSA が減少傾向となり, N' を増加させた場合は 2nd OSA が増加傾向となることが分かる. Y', N' を変化させずに実施したシミュレーション結果に対する 2nd OSA の変化の絶対量を感度解析で検討する対象とした.

X', Y', N' を $\pm 10\%$ の範囲で増減した感度解析の結果を Fig.3.4 に示す. 10/10 zig-zag test における 2nd OSA への影響を $\pm 1^\circ$ 以内とするには, Y' は $\pm 5\%$, N' は $\pm 6\%$ 以内とする必要があり, X' は 2nd OSA への影響が小さいことが分かる. 従って CFD 解析における格子密度は Y' 及び N' に注目し不確かさがこの範囲内になるように設定する必要がある.

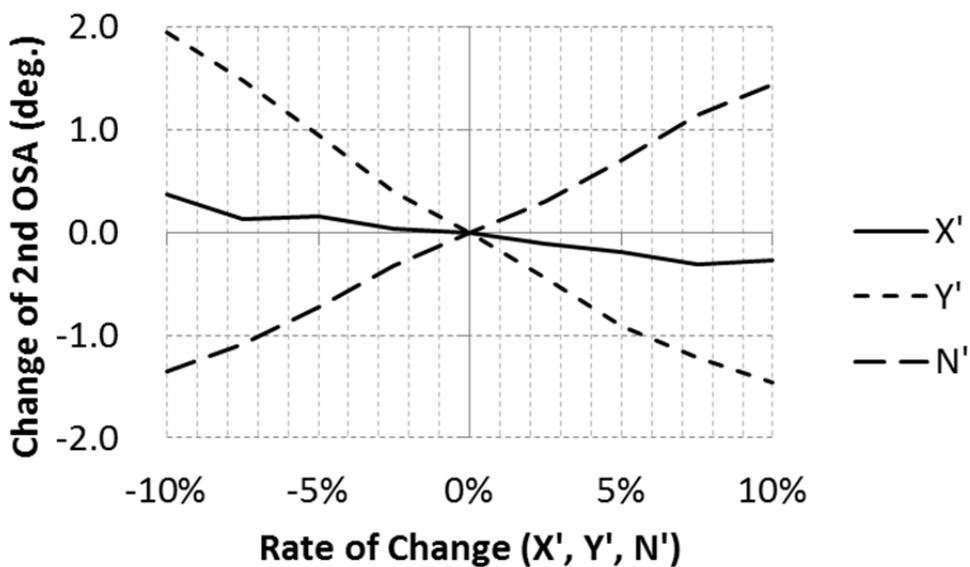


Fig.3.4 Influence of hydrodynamic forces and moment

3.2 不確かさ解析

計算格子密度決定のため、不確かさ解析を実施した。使用する不確かさ解析手法とその手順について解説し、不確かさ解析の結果について述べる。

3.2.1 不確かさ解析手法

本研究で不確かさ解析を実施するに当たり、解析手法は ITTC Recommended Procedures and Guidelines ^{21) 22)} 及び Xing ら ²³⁾ の手法に従った。解析手順について述べる。

一定の割合 (Refinement Ratio : r) で格子数が異なる格子を少なくとも 3 種類用意する。用意した細かい格子から順に 1,2,3 と格子番号 (i) をつけるものとする。まずは Solution (S) に対し(3.1)式のように Solution Change (ε) を求める。

$$\varepsilon_i = S_{i+1} - S_i \quad (3.1)$$

次に Convergence ratio (R_G) を(3.2)式より得る。

$$R_G = \varepsilon_{i+1} - \varepsilon_i \quad (3.2)$$

Estimated Order of Accuracy (p_{RE}) 及び Distance Metric to the Asymptotic Range (P) を(3.3)式より得る。

$$\left. \begin{aligned} p_{RE} &= \frac{\ln(\varepsilon_{i+1}/\varepsilon_i)}{\ln(r)} \\ P &= p_{RE}/2 \end{aligned} \right\} \quad (3.3)$$

Error Estimate (δ_{RE}) は(3.4)式より計算される。

$$\delta_{RE} = \frac{\varepsilon_{i+1}}{r^{p_{RE}} - 1} \quad (3.4)$$

Xing ら ²¹⁾ が提案する Factors of Safety Method (FS Method) に従った Uncertainty (U_{FS}) は(3.5)式より計算される。

$$U_{FS} = \begin{cases} (2.45 - 0.85P)|\delta_{RE}|, & 0 < P \leq 1 \\ (16.4P - 14.8)|\delta_{RE}|, & P > 1 \end{cases} \quad (3.5)$$

3.2.2 不確かさ解析結果

船体周り格子について検討を行った。格子数については i, j, k 方向に格子点数をそれぞれ $\sqrt{2}$ 倍させることで 60 万から 1300 万まで 4 種類 (Very Coarse, Coarse, Medium, Fine) を用意した。各格子数を Table 3.1 に示す。

作成した 4 種類の格子に対し、斜航角が 4° における Y' , N' について不確かさ解析した結果を Fig.3.5, Table 3.2 及び Table 3.3 に示す。

Table 3.1 The number of grid points of hull

Grid density	The number of grid points
Very Coarse	559,360
Coarse	1,586,520
Medium	4,474,880
Fine	12,692,160

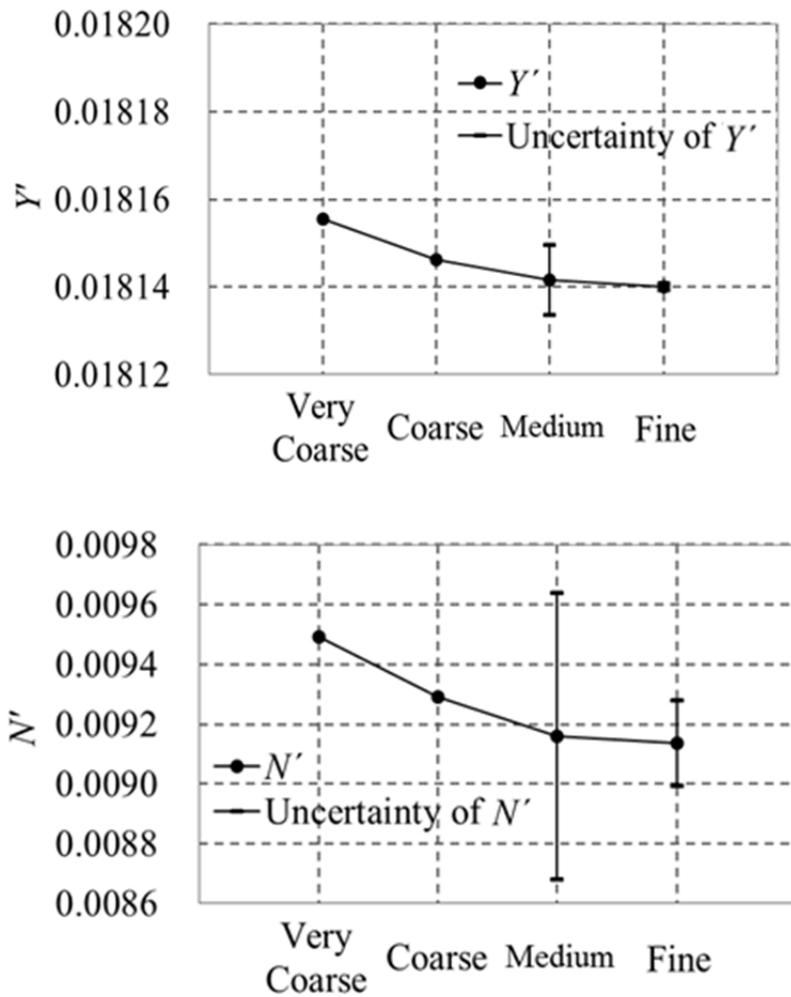


Fig.3.5 Results of uncertainty analysis of hull grid

Table 3.2 Results of uncertainty analysis of hull grid (Medium)

		Y'	N'
Solution	S_4 (Very Coarse)	1.81554E-02	9.49154E-03
	S_3 (Coarse)	1.81462E-02	9.29077E-03
	S_2 (Medium)	1.81415E-02	9.15954E-03
Solution change	ϵ_{43}	9.200E-06	2.008E-04
	ϵ_{32}	4.700E-06	1.312E-04
Convergence ratio	R_G	5.109E-01	6.536E-01
Estimated order of accuracy	p_{RE}	1.938E+00	1.227E+00
Distance metric to the asymptotic range	P	9.690E-01	6.134E-01
Error estimate	δ_{RE}	4.909E-06	2.476E-04
Uncertainty estimate for FS method	U_{FS} (% S_2)	0.044%	5.214%

Table 3.3 Results of uncertainty analysis of hull grid (Fine)

		Y'	N'
Solution	S_3 (Coarse)	1.81462E-02	9.29077E-03
	S_2 (Medium)	1.81415E-02	9.15954E-03
	S_1 (Fine)	1.81400E-02	9.13462E-03
Solution change	ϵ_{32}	4.700E-06	1.312E-04
	ϵ_{21}	1.500E-06	2.492E-05
Convergence ratio	R_G	3.191E-01	1.899E-01
Estimated order of accuracy	p_{RE}	3.295E+00	4.793E+00
Distance metric to the asymptotic range	P	1.648E+00	2.396E+00
Error estimate	δ_{RE}	7.031E-07	5.844E-06
Uncertainty estimate for FS method	U_{FS} (% S_1)	0.004%	1.568%

Y' については Medium 格子の不確かさが 0.044%と十分に小さい。 N' は Medium 格子の不確かさが 5.214%となり、3.1 節で定めた閾値内となった。

次に船体格子に舵格子及び矩形格子を重合させた場合の不確かさ解析を実施した。なお、矩形格子とは船体格子と舵格子の間の流場情報の授受を円滑に行うために用意した格子である。舵格子は i, j, k 方向に格子数をそれぞれ $\sqrt{2}$ 倍させることで 8 万から 180 万まで、矩形格子は同様にして 5 万から 120 万まで、4 種類 (Very Coarse, Coarse, Medium, Fine) について検討した。各格子数を Table 3.4 に示す。

舵角 5° における不確かさ解析結果を Fig.3.6, Table 3.5 及び Table 3.6 に示す。

Table 3.4 The number of grid points of rudder and grid points of rectangular

Grid density	Rudder	Rectangular
Very Coarse	81,600	53,176
Coarse	225,792	147,456
Medium	652,800	425,408
Fine	1,806,336	1,179,648

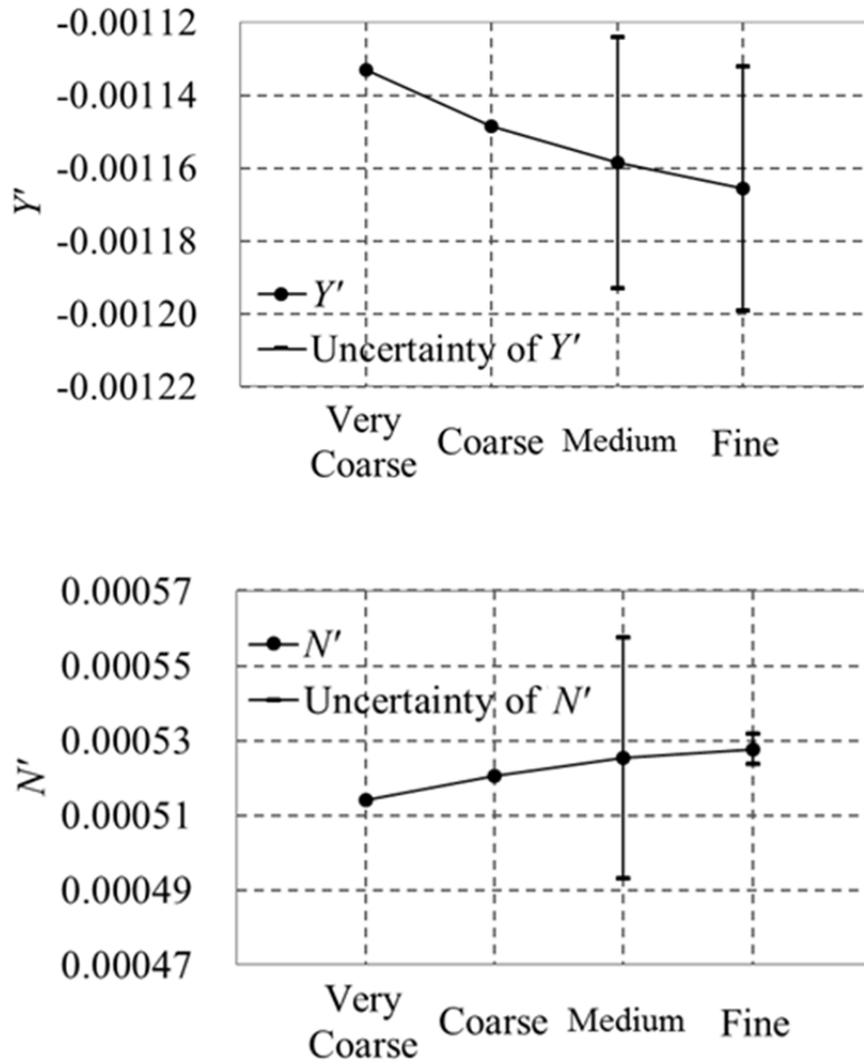


Fig.3.6 Results of uncertainty analysis of rudder and rectangular grid

Table 3.5 Results of uncertainty analysis of rudder and rectangular grid (Medium)

		Y'	N'
Solution	S_4 (Very Coarse)	-1.13321E-03	5.14091E-04
	S_3 (Coarse)	-1.14865E-03	5.20474E-04
	S_2 (Medium)	-1.15860E-03	5.25319E-04
Solution change	ε_{43}	1.544E-05	-6.383E-06
	ε_{32}	9.950E-06	-4.845E-06
Convergence ratio	R_G	6.444E-01	7.590E-01
Estimated order of accuracy	p_{RE}	1.268E+00	7.956E-01
Distance metric to the asymptotic range	P	6.339E-01	3.978E-01
Error estimate	δ_{RE}	1.803E-05	-1.526E-05
Uncertainty estimate for FS method	U_{FS} (% S_2)	2.975%	6.134%

Table 3.6 Results of uncertainty analysis of rudder and rectangular grid (Fine)

		Y'	N'
Solution	S_3 (Coarse)	-1.14865E-03	5.20474E-04
	S_2 (Medium)	-1.15860E-03	5.25319E-04
	S_1 (Fine)	-1.16560E-03	5.27734E-04
Solution change	ε_{32}	9.950E-06	-4.845E-06
	ε_{21}	7.000E-06	-2.415E-06
Convergence ratio	R_G	7.035E-01	4.985E-01
Estimated order of accuracy	p_{RE}	1.015E+00	2.009E+00
Distance metric to the asymptotic range	P	5.073E-01	1.004E+00
Error estimate	δ_{RE}	1.661E-05	-2.400E-06
Uncertainty estimate for FS method	U_{FS} (% S_1)	2.877%	0.761%

感度解析から得られた閾値 (Y' は $\pm 5\%$, N' は $\pm 6\%$) と不確かさ解析結果を比較すると Medium 格子の不確かさはその閾値を満たしている。格子の作成方法に特に工夫をしない限り、操縦性能推定において実用的な精度を達成するには船体、舵、矩形の格子を合わせて 500 万点からなる計算格子を用いる必要があることが分かった。

3.3 Refinement 格子

3.2 節の不確かさ解析結果によれば、操縦運動を精度良く推定するために十分な計算格子密度は総数で 500 万点を超えることになる。この場合には計算負荷が過大となり、実用上の問題が生じる。この問題に対し、格子密度が必要と思われる場所を限定してその領域に Grid Refinement (格子細密化) を適用することで、計算負荷を無駄に増加させることなく船体周りの流場を詳細に解析する手法が有効であると考えられる。具体的には、船体から生じる渦に着目し、その渦の存在範囲に細かな格子を重合させることで局所的に格子密度を増加させる効果を得られると考えた。

船体周りの流場情報からヘリシティ H 及び速度勾配テンソルの第二不変量 Q を計算し、 H と Q から渦領域を設定した。Fig.3.7 に周期 10 秒、振幅 0.3m の条件で Sway 運動中の最大振幅位置での可視化例を示す。Fig.3.7 は $Q=50$ の等値面上に H の値で色づけしたものである。

H は(3.6)式から、 Q は(3.7)式からそれぞれ計算した。

$$H = \frac{|u \cdot \zeta|}{|u||\zeta|} \quad (3.6)$$

ただし ζ : 渦度

$$\left. \begin{aligned} A_{ij} &= \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = S_{ij} + W_{ij} \\ S_{ij} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \\ W_{ij} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \\ Q &= \frac{1}{2} (-S_{ij}S_{ij} + W_{ij}W_{ij}) \end{aligned} \right\} \quad (3.7)$$

ただし A_{ij} : 速度勾配テンソル

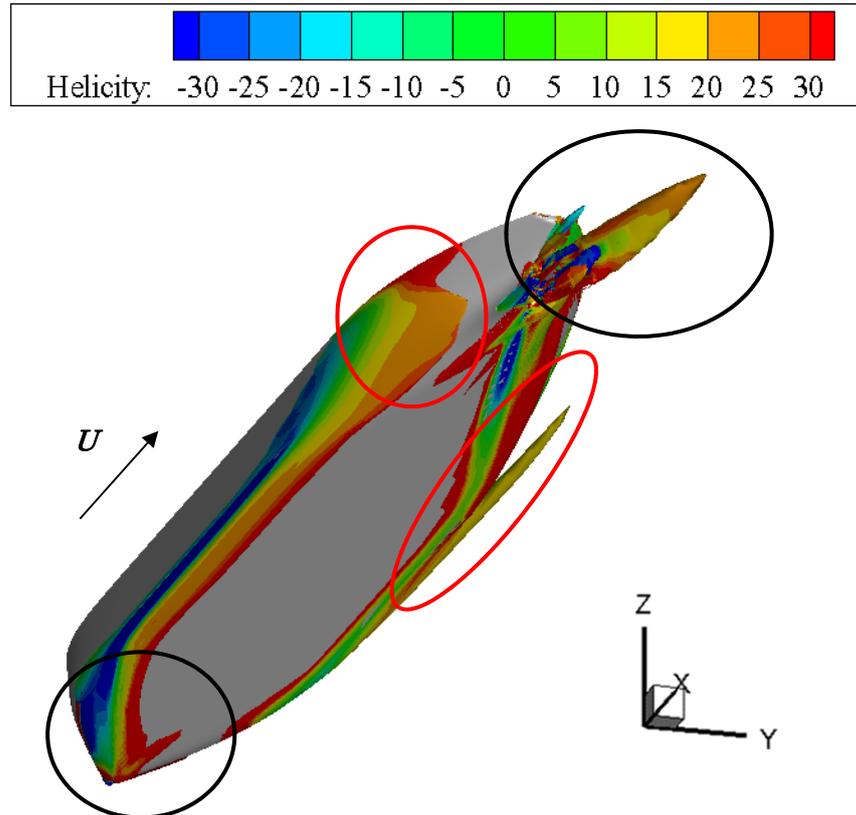


Fig.3.7 Visualization of vortex structure in pure swaying condition (sway=0.3m, period=10sec.)

Fig.3.7 より以下の渦が生じていることが分かる。(~ の番号は Fig.3.7 の渦領域と対応している)

Midship 前後のビルジ部から発生する渦. ただし船体から離れると渦は急激に減衰している.

Midship から船尾の間で発生する渦. この渦は船体運動に伴ってプロペラ, 舵方向へと流れていく.

船首部船底から発生する渦. この渦は船底を滑るように後方へと流れていく.

舵後方に発生する大規模な渦.

このうち、及び は Refinement の対象としたが、及び の渦は Refinement の対象外とした. これは の渦は船体近傍を流れるが、船体近傍は境界層の計算に応じて格子が十分に細かく Refinement は不要と考えられるため、また MARSIM2015 の Arai ら²⁴⁾の研究によると の渦は船体より後方にあり流体力への影響は微小であると考えられるためである.

同様に Sway 運動中の他に斜航時や Yaw 運動中についても Refinement をかけるべき範囲の調査を行い、Fig.3.8 に示すように格子ブロックを配置した. 各格子ブロックの格子数を Table 3.7 に示す. 以下、Fig.3.8 及び Table 3.7 に示した格子を Standard 格子と呼ぶ.

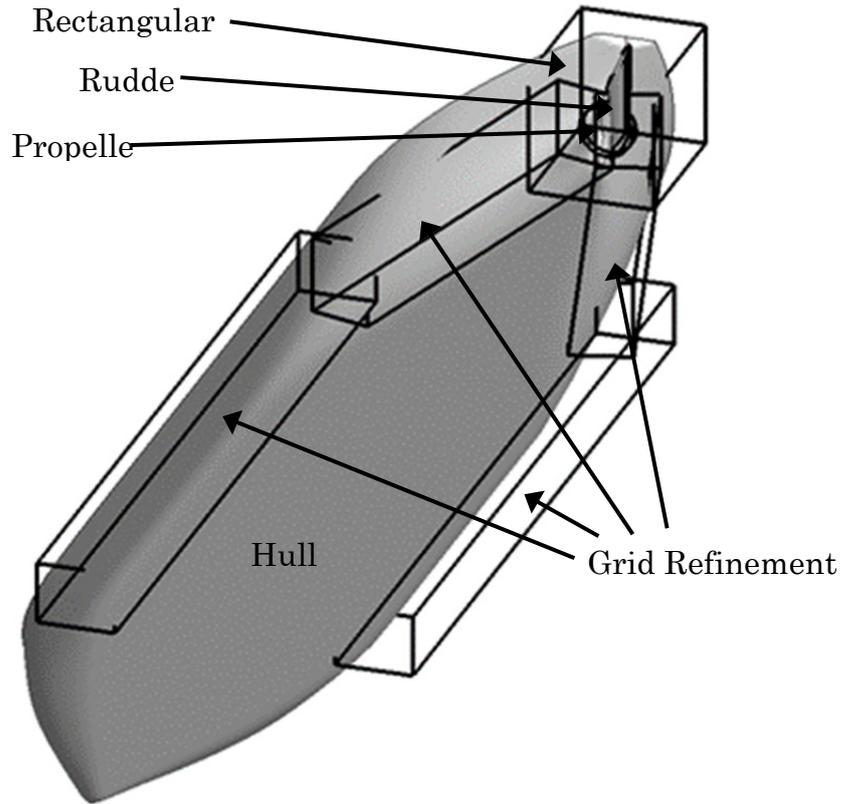


Fig.3.8 Sketch of overset grids

Table 3.7 The number of grid points

	Grids	$i \times j \times k$
Hull	921,600	$72 \times 64 \times 200$
Rudder	163,840	$40 \times 64 \times 64$
Propeller	8,192	$32 \times 32 \times 8$
Rectangular	147,456	$64 \times 48 \times 48$
Grid Refinement 1	245,760	$320 \times 24 \times 32$
Grid Refinement 2	245,760	$320 \times 24 \times 32$
Grid Refinement 3	245,760	$240 \times 32 \times 32$
Grid Refinement 4	245,760	$240 \times 32 \times 32$
Total	2,224,128	

Standard 格子の格子点数は 3.2 節で不確かさ解析により必要とされた格子点数より少ないが、付加された Refinement ブロックの格子密度は Medium 格子と同等あるいはそれ以上としたために Medium 格子と同等の流場の解析が可能であると考えられる。Medium 格子と Standard 格子の比較を Fig.3.9 に示す。

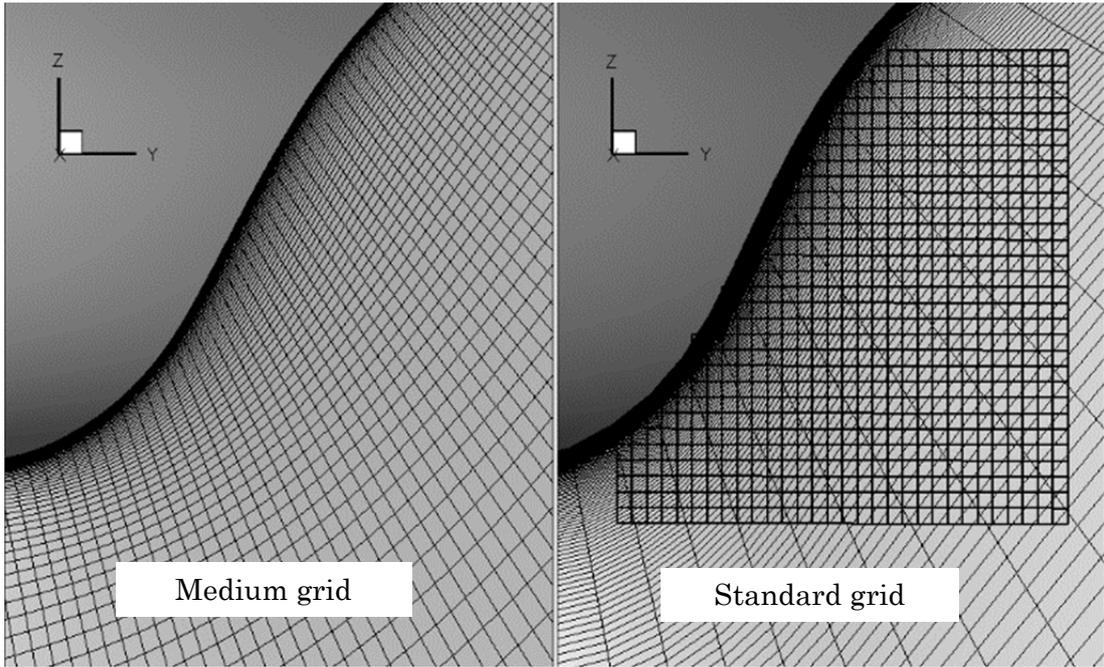


Fig.3.9 Comparison of grid density at $x/L=0.4$

3.4 第3章のまとめ

本章では操縦性能推定に必要な精度を確認する目的で感度解析を実施し、船体抵抗が操縦性能へ与える影響は小さいが、横力は5%、モーメントは6%の精度以内とすることで10/10 zig-zag試験における2nd OSAの変化量が1°以下となることを確認した。

次に格子密度による不確かさ解析を実施し、感度解析で得られた閾値を満たす格子密度の確認を実施した。不確かさ解析により500万点を超える格子密度が必要であることが分かった。

500万点からなら格子によるCFD計算を実施することは計算負荷が非常に高く現実的でなかったため、船体から生じる渦に注目し渦の周囲を不確かさ解析で得られた格子密度相当にGrid Refinementをかけた格子を作成した。Grid Refinementをかけた格子をStandard格子と呼称し、次章でPMM試験のCFD計算を実施することとした。

第4章 PMM 試験計算及び操縦性微係数の解析

第3章で作成した計算格子を用いて PMM 試験の計算を実施し、計算結果を MMG モデルに従った解析を行い、操縦性微係数を算出し考察を行う。また、解析により得られた操縦性微係数を用いたシミュレーションを実施し実験結果との比較を行う。

4.1 対象船型

対象船型は操縦性能試験結果が公表されベンチマークとして広く使われている KVLCC2 とした。SHI-ME で実施した PMM 試験結果と比較するため、CFD 計算は SHI-ME で試験を実施した縮尺 1/123 の模型船相当で計算を実施した。船及びプロペラの要目を Table 4.1 及び Table 4.2 に再掲する。

Table 4.1 Particulars of KVLCC2

Hull	Full Scale	Model Scale
Scale	1/1	1/123
Ship Length (m)	320.0	2.5963
Breath (m)	58.0	0.4706
Draught (m)	20.8	0.1688
Ship Speed (knots)	15.5	
Rudder Area (m ²)	112.5	0.0074
Rudder Height (m)	15.8	0.1282
Rudder Aspect Ratio	1.8265	
Ship Speed (m/s)	7.97	0.730
Froude Number	0.142	0.142
Reynolds Number	2.24×10^9	1.64×10^6

Table 4.2 Particulars of propeller of KVLCC2

Propeller	Full Scale	Model Scale
Diameter (m)	9.86	0.080
Pitch Ratio	0.721	
Expanded Area Ratio	0.431	
Number of Blades	4	

4.2 回流水槽における PMM 試験

CFD 計算評価用のデータ取得を目的として実施した PMM 試験について記述する。試験は SHI-ME の回流水槽（全長 21m×全幅 4.5m×全高 7.5m, 観測部長さ 6m×幅 2.0m×水深 1.4m）で実施した。模型船は 3 分力計を介してパンタグラフで拘束され、船体前後方向の力や横方向の力、船体中央での Z 軸周りのモーメントが計測される。その他、プロペラ推力やトルク、プロペラ回転数が模型船に搭載した自航動力計によって計測され、舵直圧力が舵検力計によって計測される。パンタグラフによって模型船の Heave, Pitch 運動を自由とし, Sway 及び Roll, Surge を拘束した。

Fig.4.1 に回流水槽における計測システムを示し, PMM 装置を用いた試験の様子を Fig.4.2 に示す。

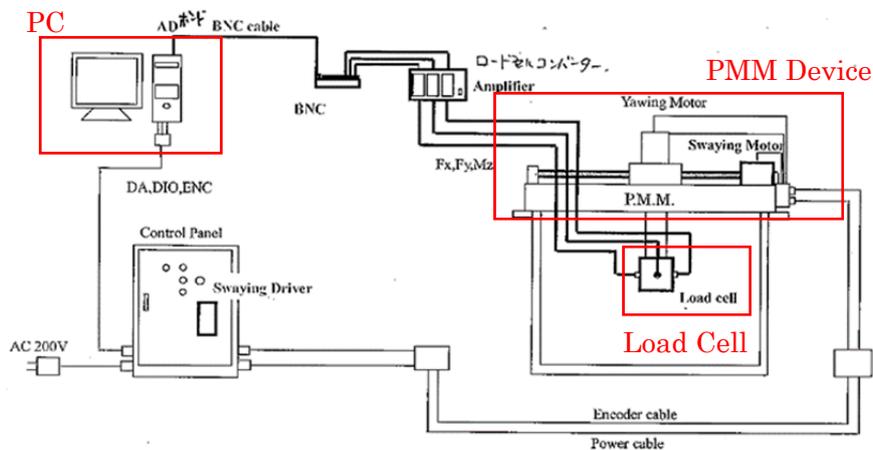


Fig.4.1 Measurement system of PMM test in circular water channel

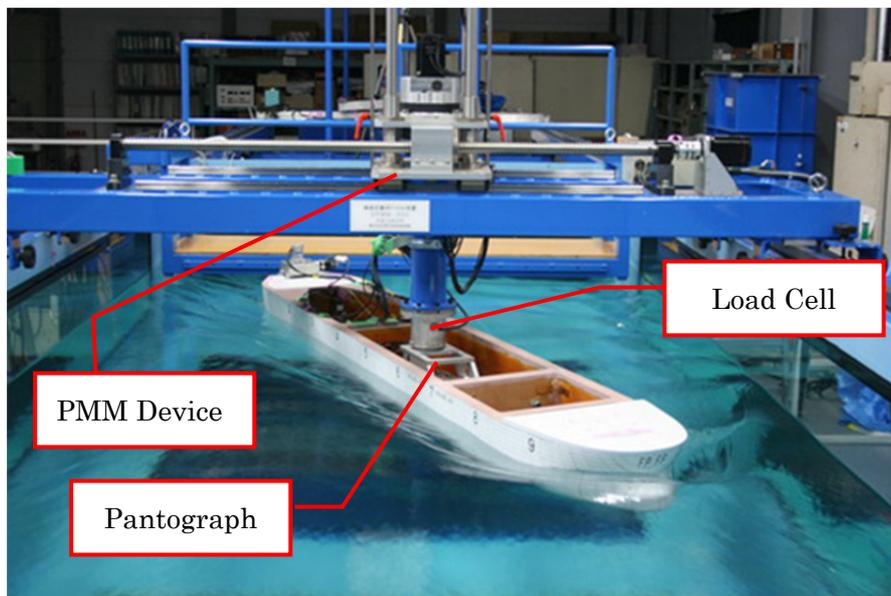


Fig.4.2 Look of ship model under PMM test

4.3 計算条件

MMG モデルで使用する操縦性微係数を CFD 計算結果から得るため、3.3 節で示した Grid Refinement を施した Standard 格子を用いて模型スケールでの PMM 試験の計算を実施した。PMM 試験とは斜航試験、舵角試験、舵角付き斜航試験からなる Static 試験と Pure Swaying 試験、Pure Yawing 試験、斜航角付き Yawing 試験からなる Dynamic 試験の双方を含む。計算条件を Table 4.3 及び Table 4.4 に示す。

Table 4.3 Calculation conditions for static test

Kind of Test	Load Condition	Drift Angle β (deg.)	Rudder Angle δ (deg.)
Self Propulsion	Model Point	0	0
	Ship Point	0	0
Rudder Angle	Model Point	0	-20, -15, -10, -5 0, 5, 10, 15, 20
	Ship Point	0	-20, -15, -10, -5 0, 5, 10, 15, 20
Drift Angle	Model Point	-20, -15, -10, -5 0, 5, 10, 15, 20	0
Rudder Angle + Drift Angle	Model Point	5, 10, 15, 20	10
		-5, -10, -15, -20	-10

Table 4.4 Calculation conditions for dynamic test

Kind of Test	Load Condition	Drift Angle β (deg.)	Sway Amplitude (m)	Yaw Rate r'
Pure Sway	Model Point	0	0.10, 0.15, 0.20, 0.25, 0.30	0
Pure Yaw	Model Point	0	0.05	0.10
		0	0.08	0.15
		0	0.10	0.20
		0	0.13	0.25
		0	0.16	0.30
		0	0.55	1.00
Yaw + Drift Angle	Model Point	-12, -8, -4 0, 4, 8, 12	0.10	0.20

Table 4.3 に示した Dynamic 試験状態の計算について全て運動周期は 10 秒とした。Pure Swaying 試験における運動振幅が最大となる状態は斜航角にして 15.6° に相当する。 35° 旋回試験において r' が 1.0 前後になることが多いことから、Pure Yawing 試験における r' は 1.0 まで計算を実施した。計算上の時間刻みは 1 周期を 200 分割、すなわち 0.05 秒とした。

Table 4.3, 4.4 に示した計算条件における計算結果の収束判定法を述べる。Static 試験の計算は船体の運動が伴わないため、計算ステップ数を十分に確保することで圧力や流速の残差が減少していく。そこで Static 試験の計算については残差が 1.0×10^{-5} 程度まで値が減少したことを確認して計算を終了している。Ship Point の自航計算を実施した際の残差の減少の履歴を Fig.4.3 に示す。

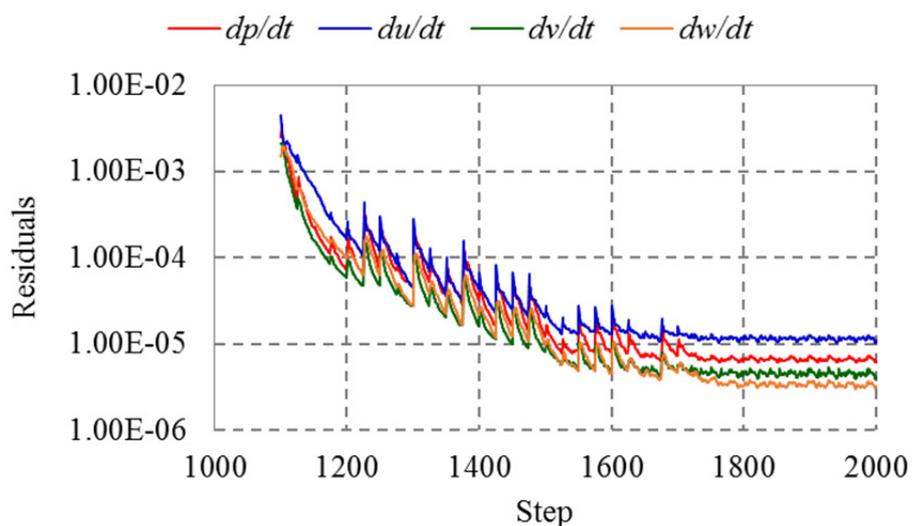


Fig.4.3 Residuals of CFD calculation at self propulsion test (Ship point)

Fig. 4.3 において特定のタイムステップで瞬間的に残差が増加しているのは、そのタイミングで自航状態となるようにプロペラ回転数調整が行われているためである。

Static 試験の計算では残差が順調に減少するが、Dynamic 試験の計算では Static 試験の計算のように残差が減少しない。Sway 振幅 0.3m における残差を Fig.4.4 に示す。

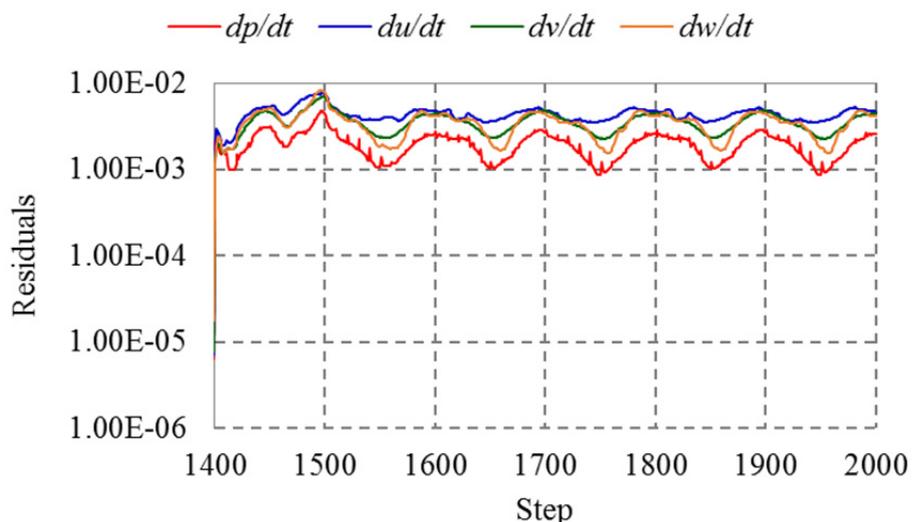


Fig.4.4 Residuals of CFD calculation at pure swaying test (sway=0.3m, period=10sec.)

残差が減少しない理由はDynamic試験では非定常流れを扱っていることから、 dp/dt や du/dt が0にならないためである。よってDynamic試験の計算結果の収束を判断するには残差を確認する方法は使えず、他の方法を考える必要がある。

Dynamic試験は周期的な運動を与える試験であることから、本研究では周期的な値の変動と前周期における変動の相関を取ることで計算の収束判定を行うことにした。すなわち3周期分について計算を行い2周期目と3周期目の計算結果について相関係数を計算し収束の判定を行った。全てのDynamic試験の計算結果について相関係数は0.999~1.000の間に収まっており、計算は十分に収束していたと考えられる。そこで2~3周期目の計算結果を操縦性微係数の解析に用いた。Sway振幅0.3m, 周期10秒の計算結果から相関係数を計算した例をFig.4.5及びFig.4.6に示す。

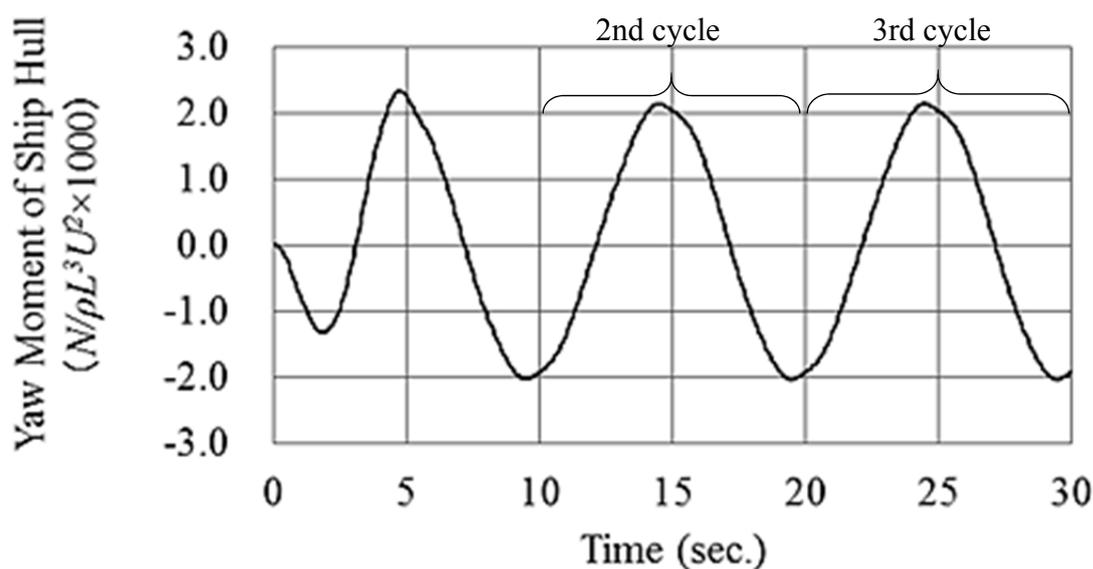


Fig.4.5 Time history of moment in pure swaying condition (sway=0.3m, period=10sec.)

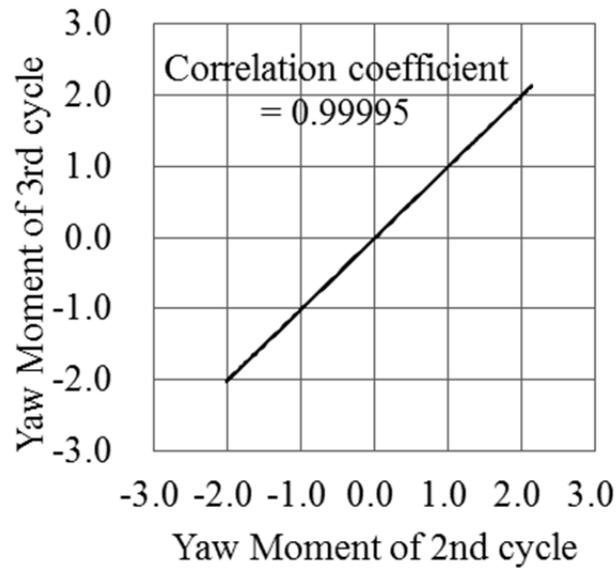


Fig.4.6 Calculation of correlation coefficient of moment in pure swaying condition (sway=0.3m, period=10sec.)

CFD 計算結果を解析する手順は『船舶操縦性予測モデルの標準化に関する研究委員会報告書』²⁵⁾ (以下, 操縦性標準化報告書) に従った。

4.4 格子細密化の効果検証

Grid Refinement の効果を流場及び流体力の比較によって確認した。Fig.4.7 に Sway 振幅 0.3m, 周期 10 秒の運動中の渦を可視化した結果を比較して示す。

Fig.4.7 において黒破線で囲んだ Mid Ship より前方から生じた渦に着目すると Grid Refinement が無い状態では渦は x/L が 0.25 付近で減衰して消滅してしまっているが, Grid Refinement をかけることによって渦は x/L が 0.35 付近まで延びる様子が確認できる。Grid Refinement によって船体周りの流場構造をより詳細に捉えることが可能となったと考えられる。

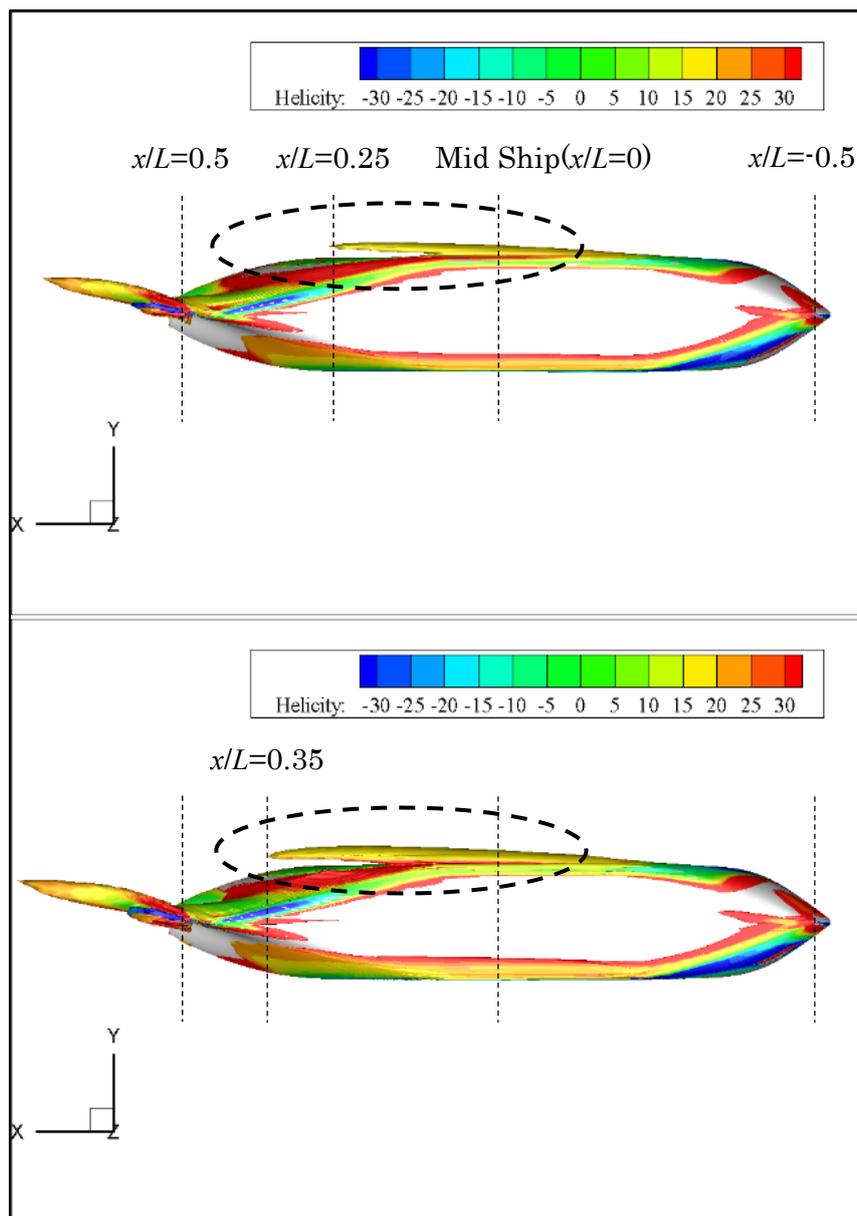


Fig.4.7 Comparison of vortex structure (Iso-surface of $Q=50$) in pure swaying condition (sway=0.3m, period=10sec.)

Fig.4.8 に Sway 振幅 0.3m, 周期 10 秒の運動中の船体モーメントの比較結果, Fig.4.9 に Yaw ($r'=0.3$), 周期 10 秒の運動中の舵直圧力 (F_N') の比較結果を示す.

Sway 運動中, Yaw 運動中ともに船体や舵に働く流体力に Grid Refinement の有無により 2 ~ 5% の差が生じる事を確認した.

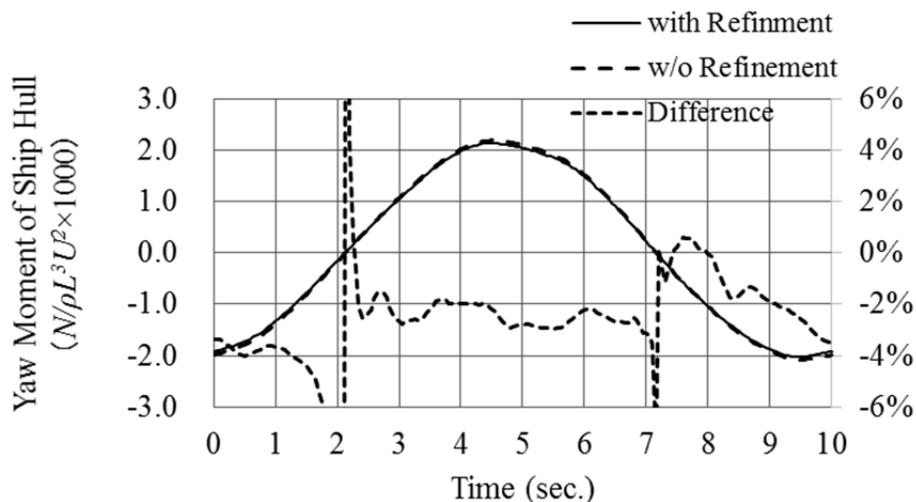


Fig.4.8 Comparison of moment around ship hull in pure swaying condition (sway=0.3m, period=10sec.)

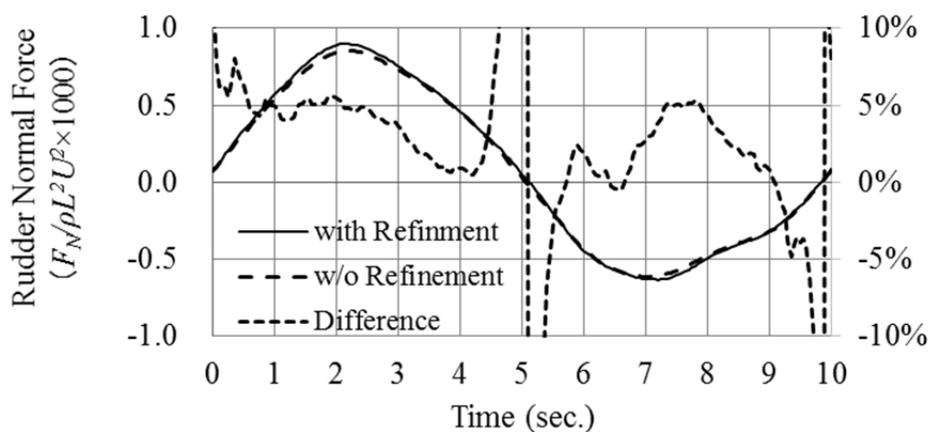


Fig.4.9 Comparison of rudder normal force in pure yawing condition ($r'=0.3$, period=10sec.)

4.5 慣性力の考慮

NAGISA による CFD 計算では流体力のみが計算されるので、計算結果と実験結果を比較するには慣性力も考慮する必要がある。慣性力の計算法は操縦性標準化報告書²⁵⁾ に詳しく記載されており、本研究では(4.1)式をもとに慣性力を計算した。

$$\left. \begin{aligned} X &= X_C + m\dot{u}_m - mv_m r_m + m(x_m - x_G)r_m^2 \\ Y &= Y_C + m\{\dot{v}_m - (x_m - x_G)\dot{r}_m\} + mu_m r_m \\ N &= N_C + x_m[Y_C + m\{\dot{v}_m - (x_m - x_G)\dot{r}_m\}] + mx_G u_m r_m \\ &\quad + \{I_{ZZ} + m(x_m - x_G)^2\}\dot{r}_m - m(x_m - x_G)\dot{v}_m \end{aligned} \right\} (4.1)$$

Pure Yaw ($r'=0.3$, 周期 10 秒)で慣性力を考慮することによる影響を PMM 試験結果と比較し確認する。結果の比較を Fig.4.10 に示す。慣性力を加えた後の計算結果は実験結果とよく一致することを確認した。

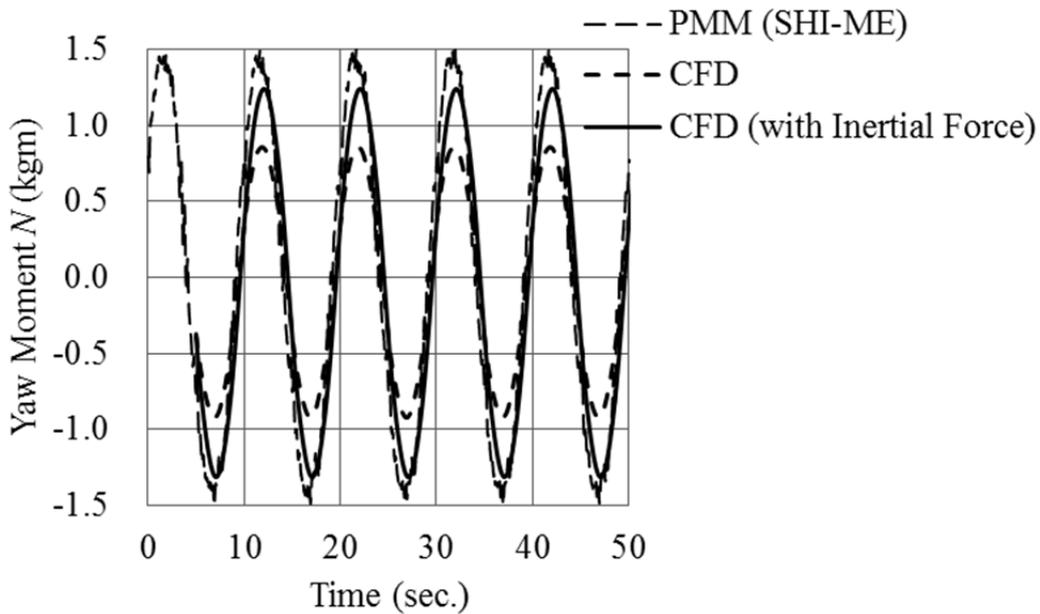


Fig.4.10 Comparison of yaw moment in pure yawing condition ($r'=0.3$)

4.6 操縦性微係数の検証

Local Grid Refinement Method を用いた Standard 格子に対して CFD 計算を実施し、操縦性標準化報告書²⁵⁾に従い CFD 計算結果を解析した。解析によって得られた操縦性微係数に対し、考察を行う。

4.6.1 解析結果

解析により得られた MMG モデルに用いる操縦性微係数を Table 4.5 に示す。荷重度変更舵角試験からは舵位置流速を表すための実験定数 (κ) と舵位置とプロペラ位置での伴流係数の比 (ε) と舵と船体の干渉係数 ($1-t_R, 1+a_H, x'_H$) を解析し、斜航試験からは操縦流体力微係数のうち、添え字に β のみが付くものを解析した。斜航舵角試験からは船体の整流係数 (γ_R) を解析し、Dynamic 試験からは操縦流体力微係数のうち添え字に r が付くものを解析した。 κ と ε の解析については荷重度変更舵角試験から得られる舵位置流速 (u'_R) と κ と ε から計算される u'_R の誤差が最小となるように κ と ε を反復計算によって求めている。また、 x 軸方向の付加質量 m'_x は元良チャート²⁶⁾より求めた。解析により得られた操縦性微係数は NMRI で実施された CMT 結果²⁰⁾と比較した。

例えば $N'_{\beta\beta\beta}$ は CFD 結果と実験結果で 2000% を超える誤差が確認されるが、これは船体周りの流体力を表現する際に用いる 3 次の微係数であるため、操縦性への影響は小さいと考えられる。他にも誤差 100% を超える微係数があるが、その多くは 2 次以上の微係数であり、影響は小さいと考えられる。

Table 4.5 において実験結果と誤差が大きく、操縦性シミュレーションへの影響が大きいと考えられる係数 κ, γ_R, a_H について次節以降で検証を行う。

Table 4.5 Comparison of hydrodynamic force coefficients

	CFD	CMT (NMRI)	Error
K	-0.025	0.507	-105%
E	1.451	1.056	37%
$\gamma_R (+)$	0.700	0.557	26%
(-)	0.384	0.340	13%
$1-t_R$	0.677	0.772	-12%
a_H	0.202	0.442	-54%
x'_H	-0.321	-0.390	18%
X'_0	-0.0202	-0.0212	5%
$X'_{\beta\beta}$	-0.0456	-0.0372	-23%
$X'_{\beta r} m'_y$	-0.2109	-0.2230	5%
X'_{rr}	-0.0105	0.0107	-198%
$X'_{\beta\beta\beta}$	0.6182	0.7021	-12%

	CFD	CMT (NMRI)	Error
Y'_β	0.3161	0.3123	1%
$Y'_r m'_x$	0.0457	0.0587	-22%
$Y'_{\beta\beta\beta}$	0.9226	1.4447	-36%
$Y'_{\beta\beta r}$	0.2495	0.2252	11%
$Y'_{\beta rr}$	-0.0200	0.3912	-105%
Y'_{rrr}	0.0124	0.0083	49%
N'_β	0.1262	0.1375	-8%
N'_r	-0.0346	-0.0476	27%
$N'_{\beta\beta\beta}$	-0.1120	0.0049	-2386%
$N'_{\beta\beta r}$	-0.2163	-0.2931	26%
$N'_{\beta rr}$	0.0102	-0.0544	119%
N'_{rrr}	-0.0143	-0.0136	-5%

4.6.2 a_H (舵力増加係数) の検証

Table 4.5 において舵力増加係数 (a_H) が実験結果に比べて半分程度であることが確認できる。これは舵とホーンを分離せず一体で計算していることが原因であると考えた。ホーンを分離することで a_H の推定精度が改善される可能性が指摘^{27) 28)} されており、確認のためにホーンを分離し舵格子とホーン格子を船体格子と重合させて計算を行った。表面格子の図を Fig.4.11 に、格子数を Table 4.6 に示す。なお、Fig.4.11 において左図が舵とホーンを分離せずに作成した格子、右図が舵とホーンを分離した格子である。右図の場合、ホーンに働く流体力は船体側に含めて解析される。また、ホーンについては前端位置を変えずに x 軸方向及び z 軸方向に 15%縮小することで舵との間に実船スケールにして約 600mm の隙間を設けた。これは本来のホーン形状を再現する場合に舵とホーンの間が狭く、この狭い区間に流場情報を適切に補間できる重合格子を配置することが難しいためである。

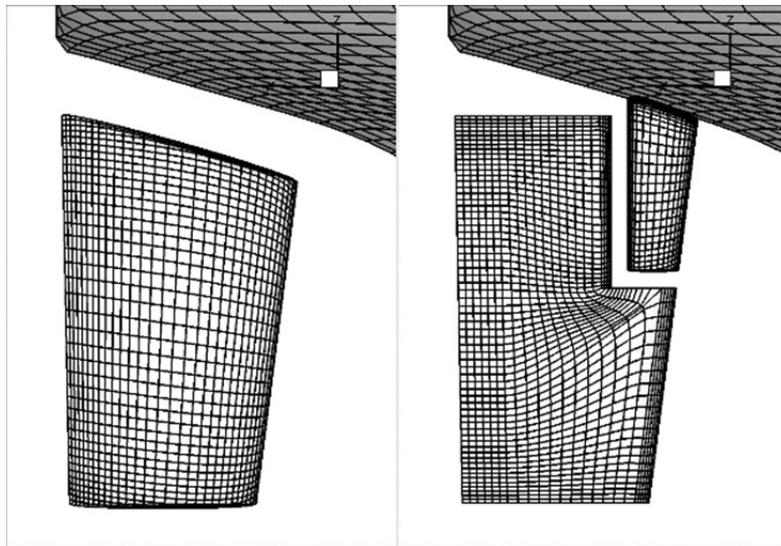


Fig.4.11 Comparison of rudder grids and horn grid

Table 4.6 The number of rudder grid and horn grid

	Grids	$i \times j \times k$
Rudder	165,888	$72 \times 48 \times 48$
Horn	41,472	$36 \times 36 \times 32$

舵とホーンを分離した格子で舵角 $-20 \sim 20^\circ$ まで計算し、 a_H を解析した結果を Fig.4.12 及び Table 4.7 に示す。

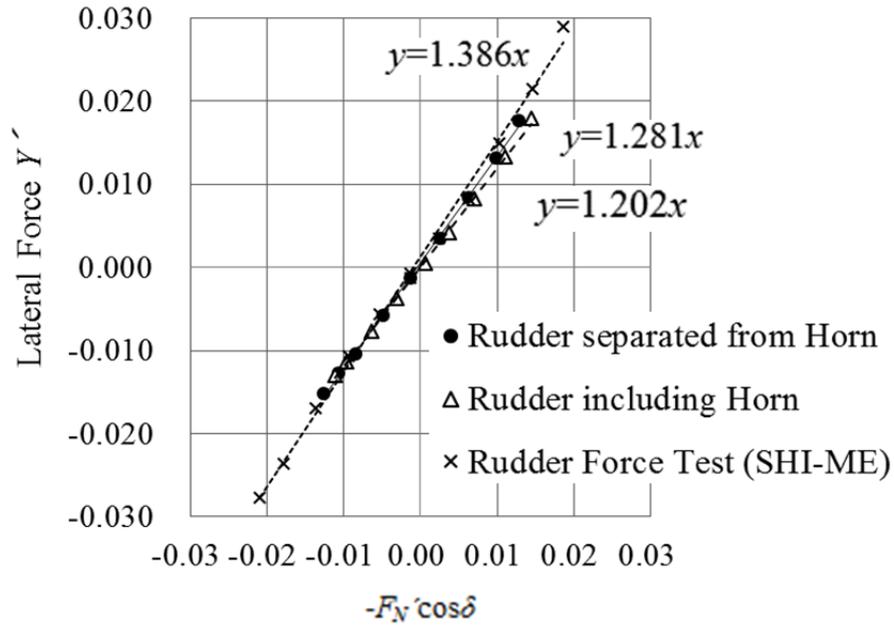


Fig.4.12 Analysis of rudder force increase factor (a_H)

Table 4.7 Comparison of rudder force increase factor (a_H)

	CFD (Rudder including Horn)	CFD (Rudder separated from Horn)	CMT (NMRI)
a_H	0.202	0.281	0.442

Fig.4.12 におけるグラフの傾きが $1+a_H$ となる。 a_H は 0.202 から 0.281 と 40%程度増加し実験結果に近づく傾向が確認された。ただし、NMRI の CMT 結果から得られた a_H は 0.442 であるため舵とホーンを分離した計算結果でもまだ乖離がある。その原因としてホーンを縮小したことが考えられる。ホーンを本来の形状に戻した計算により船体側の流体力が増加し、 a_H の値が改善されることが見込まれるが、今後の検討課題である。

4.6.3 κ (舵位置流速を表すための実験定数) の検証

Table 4.5 において a_H 以外に特に CFD と実験結果とで乖離の大きい κ について考察を加える. CFD から得られた κ は負になってしまっている. κ が負の値と解析されたことは荷重度の高い状態の方が、舵位置流速が遅いという可能性があることを示している. 確認のために舵位置流速を可視化した図を Fig.4.13 に示す. Fig.4.13 を見る限り Model Point の方が流速は高くなっており, κ が負になる原因は確認できない.

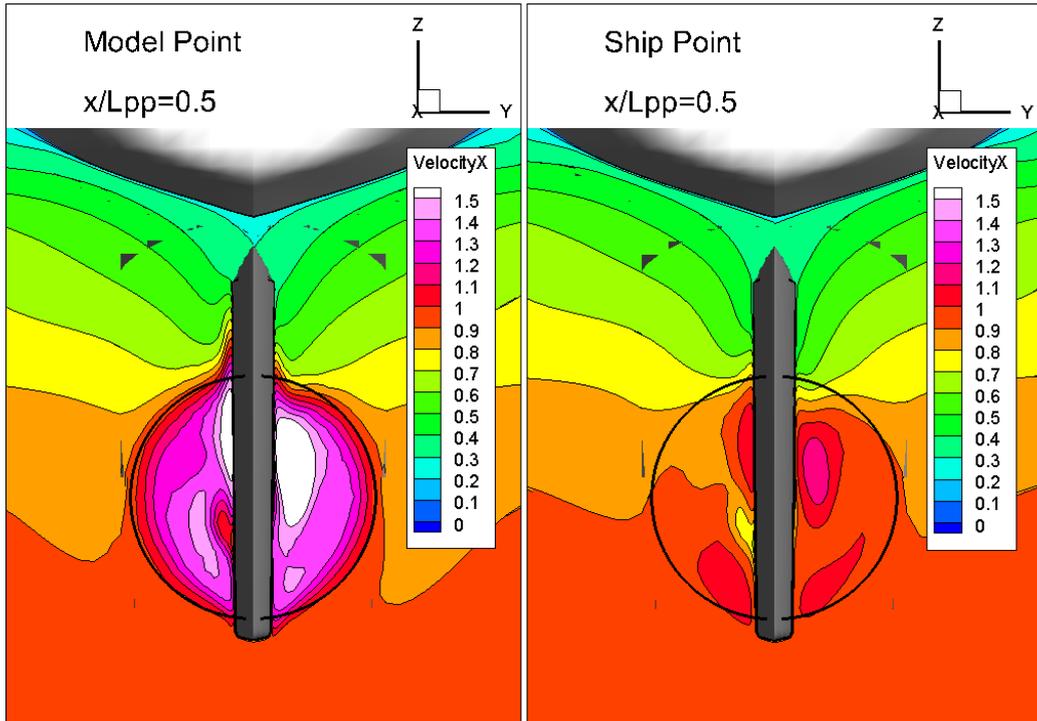


Fig.4.13 Comparison of velocity X at A.P.

κ, ε の解析には伴流係数 $(1-w_p)$ が使用され、この係数も解析結果に影響するため実験結果と CFD の比較を行った. プロペラが無い状態における直進時の伴流の違いを確認した. Fig.4.14 に本計算結果と Winら²⁹⁾ が PIV (Particle Image Velocimetry) を用いた伴流計測と CFDSHIP-IOWA を用いた CFD 計算を比較した結果を示す. 本計算から得られた伴流は PIV 計測結果と良い一致を見せている.

次に自航直進時における推力減少係数 $(1-t)$ 及び $1-w_p$ について、CFD 計算結果と SHI-ME での実験結果を比較した. 比較結果を Table 4.8 に示す.

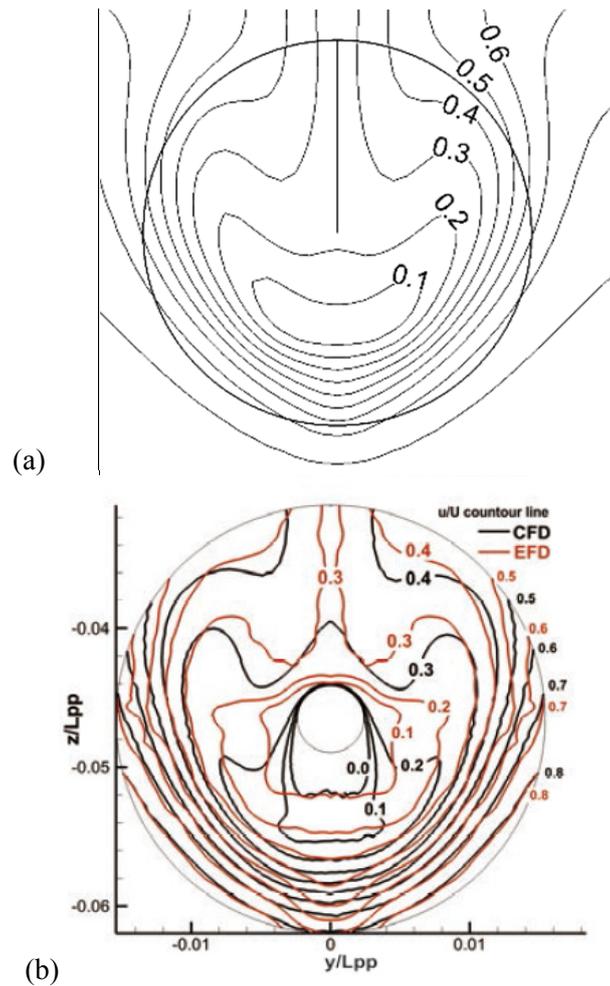


Fig.4.14 Comparison of wake flow field at $x/L=0.48$
 (a) Present CFD (b) CFD and PIV comparison (Win *et al.*)

Table 4.8 Comparison of $1-t$, $1-w_p$.

		$1-t$	$1-w_p$
CFD	Model Point	0.811	0.592
	Ship Point	0.799	0.489
Rudder Force Test (SHI-ME)	Model Point	0.847	0.527
	Ship Point	0.864	0.475

荷重度の相違による $1-w_p$ の差異が CFD では実験に対して過大に解析されている。これはプロペラ作動時の船体抵抗値やプロペラ回転数が実験結果と異なることによる誤差が累積した結果と考えられる。本論文で用いた計算格子は第 3 章において横力やモーメントの感度解析を経て決定されているが、船長方向の流場の解像度に関しては格子密度が不足していた可能性があり、これが $1-w_p$ における荷重度影響が過大に計算された原因と考えられる。

κ , ε の推定精度を向上させるためには、格子密度をさらに増加させた計算格子によって PMM 試験の CFD 計算を実施する、または計算時間の増加を避けるために $1-w_p$ やプロペラ回転数の決定のみ格子密度を増加させた格子による計算を行うことが必要である。ただし、前者の手法は計算時間の大

幅な増加が見込まれることから実用性に欠け、後者の手法は計算格子を使い分けることによる操縦性推定精度への影響の検証が必要である。また、プロペラモデルや乱流モデルの検討を実施することで計算精度を改善する余地があるが、汎用的な伴流推定が可能なモデルについては今後検討を要する課題の一つであると考える。

実験結果と CFD の間に $1-w_p$ の値の差が確認されたので、実験結果の $1-w_p$ を用いることによる κ, ε 解析結果の変化を確認した。修正された κ, ε の結果を Table 4.9 に示す。

Table 4.9 Modified κ and ε

	κ	ε
CFD modified by $1-w_p$	0.238	1.256
Rudder Force Test (SHI-ME)	0.341	1.202

$1-w_p$ に修正を施すことにより κ が実験結果に近い値となることが確認できた。なお、4.7 節において操縦性シミュレーションを実施する際は Table 4.5 に示した CFD から得られた κ, ε を採用する。

4.6.4 γ_R (船体の整流係数) の検証

斜航舵角試験の計算結果から γ_R を解析し、比較した結果を Fig.4.15 に示す。 γ_R の解析には旋回運動による舵への流入角も考慮する必要があるが本解析には含まれていない。船長で無次元化された舵の前後位置座標 (l'_R) は-1 として解析した。Fig.4.15 においてグラフの傾きが γ_R となるが、舵への流入角が - 側 (Fig.4.15 において横軸が - となる側) での γ_R は CFD と実験結果が良く一致している。+ 側では CMT 結果が 0.557 に対し CFD 結果は 0.700 と過大な結果となっている。この結果に対し検証を行った。

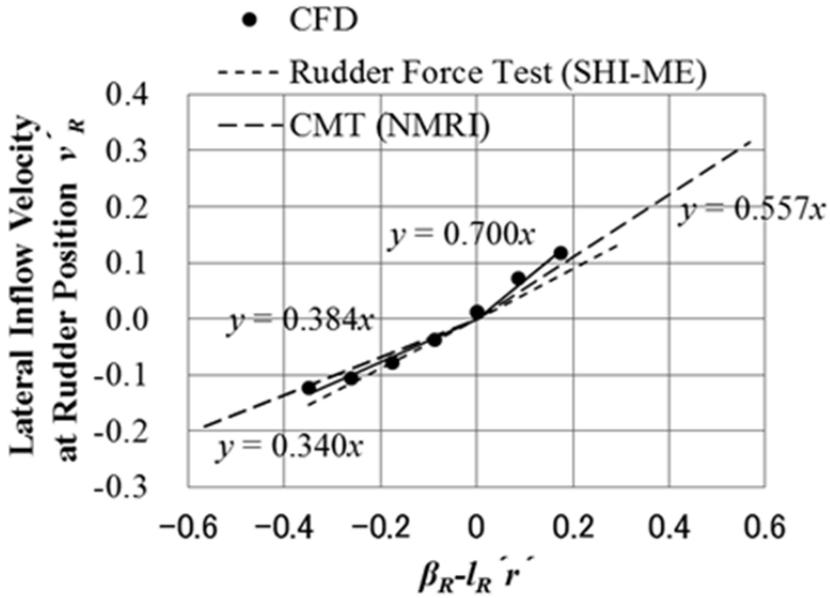


Fig.4.15 Analysis of flow straightening coefficient (γ_R)

解析結果が + 側と - 側で異なった原因について計算結果を可視化し、考察を行う。Fig.4.16 に $\beta=20^\circ$ 及び $\beta=-20^\circ$ での計算結果 ($\delta=0^\circ$) に対し、シャフトセンター高さ (SCH) からプロペラ半径の 0.7 倍上方位置 (+0.7R) と下方位置 (-0.7R) の流速コンター及び流速ベクトルを示す。

SCH+0.7R 位置の流速ベクトルを確認すると β が 20° と -20° のいずれも舵の前端は左舷側 (図の右側が右舷) から流れが当たっている。また、SCH-0.7R 位置の舵前端の流れは β が 20° より -20° の方が流れの横方向成分が大きい。これらの流れの違いが出た理由としてプロペラによる回転流が考えられる。

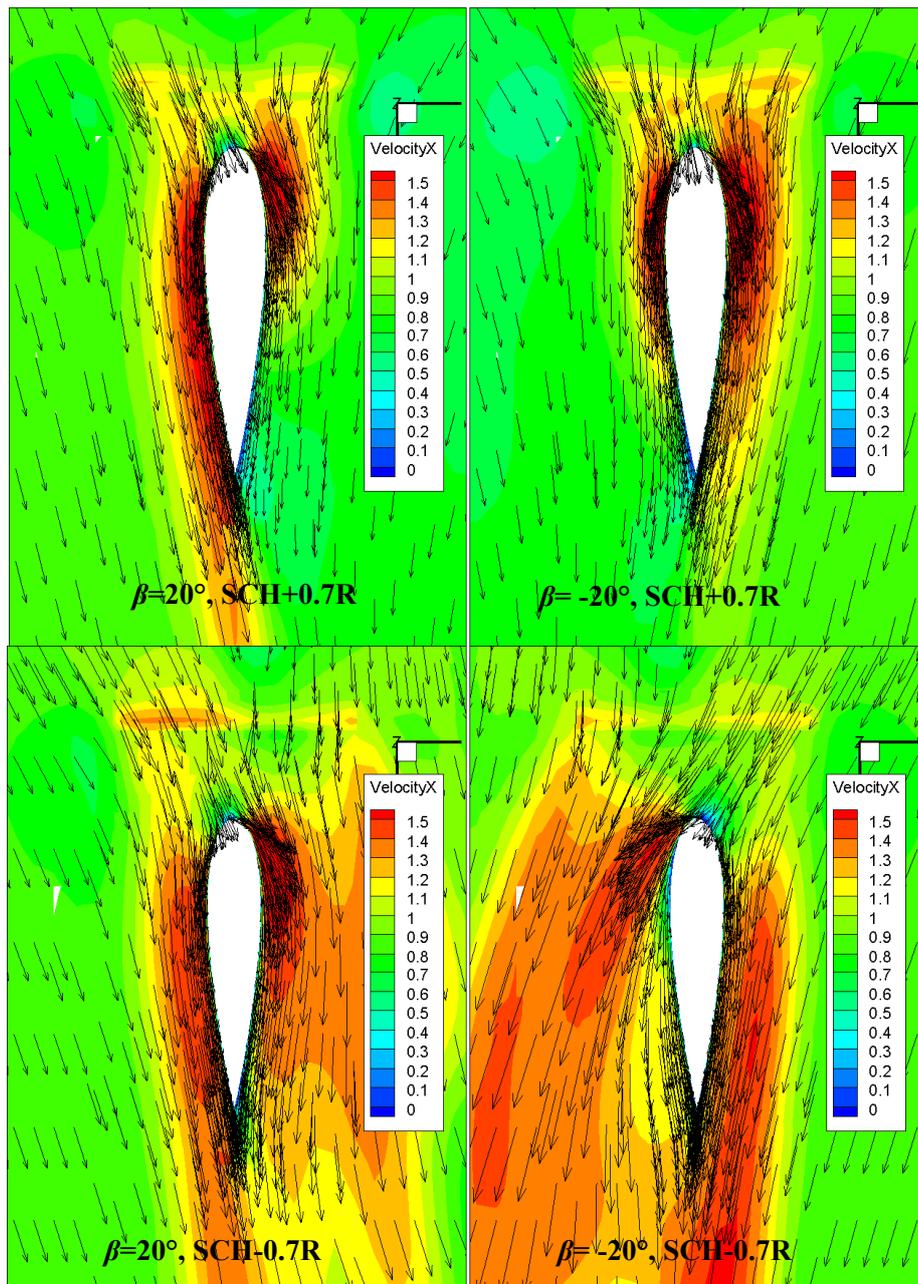


Fig.4.16 Comparison of velocity fields around the rudder

γ_R を求める際は斜航角毎に舵直圧力が 0 となる点を解析により得るため、舵表面の圧力分布についても確認を行った。Fig.4.17 に $\beta=20^\circ$ 及び $\beta=-20^\circ$ での計算結果 ($\delta=0^\circ$) に対し舵表面の圧力コンターを可視化して示す。

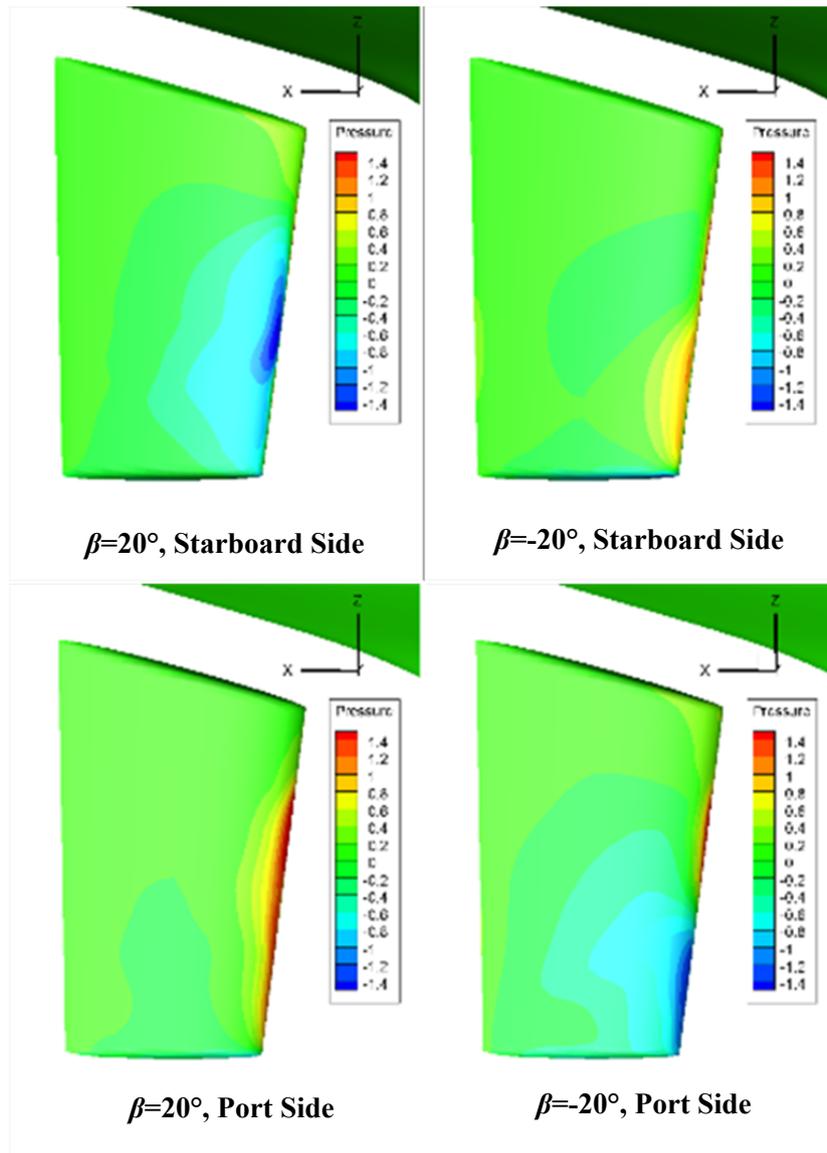


Fig.4.17 Comparison of pressure on the rudder

$\beta=20^\circ$ では右舷側には負圧となる部分のみ確認でき、左舷側は強い正圧となる部分が確認できる。これはすなわち $\delta=0^\circ$ の状態では右舷側に大きな舵力が生じていることを意味する。舵直圧力が 0 となるには大きな舵角が必要になると考えられ、結果として舵への流入角が大きい、すなわち γ_R が過大な値に解析されたと考えられる。計算がどの程度実現象を再現しているか確認するためには、舵周辺の流場計測（例えば PIV : Particle Image Velocimetry）による検証が必要である。

4.7 自由航走試験の MMG シミュレーション

CFD 結果より得られた操縦性微係数を用いて MMG モデルで操縦性シミュレーションを実施し、実験結果との比較、考察を行う。

4.7.1 Zig-zag 試験

Table 4.5 で示した CFD 結果より得られた操縦性微係数を用いて MMG モデルで操縦性シミュレーションを実施した。10/10 Zig-zag 試験における 2nd OSA の比較を Fig.4.18 に、20/20 Zig-zag 試験における 1st OSA の比較を Fig.4.19 に示す。Fig.4.18 及び Fig.4.19 においてシミュレーション結果は CFD+MMG と表記している。なお、比較用のデータ (CTO : Centrum Techniki Okretowej, HSVA : Hamburg Ship Model Basin, MARIN : Maritime Research Institute Nederland) は SIMMAN2008 Part-G³⁰⁾ より抜粋した。

実験結果と比較すると本シミュレーション結果は 10/10 Zig-zag 試験における 2nd OSA が小さく、また 10/10 Zig-zag 試験, 20/20 Zig-zag 試験ともに左右で差が大きい。左右の差が確認された原因については γ_R が + 側と - 側における値の相違が過大であったことが影響していると考えられる。

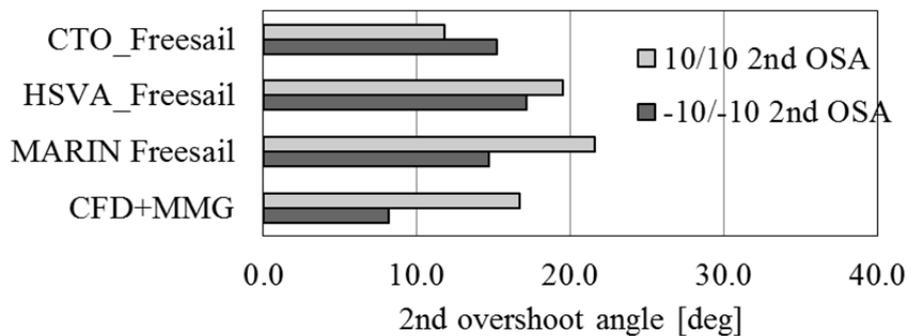


Fig.4.18 2nd OSA in 10/10 Zig-zag test

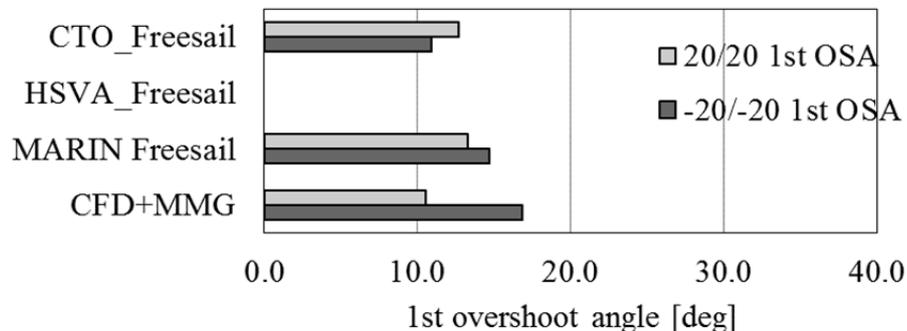


Fig.4.19 1st OSA in 20/20 Zig-zag test

舵角と回頭角の時系列データについて比較を行った. Fig.4.20 に 10/10 Zig-zag 試験の比較図を, Fig.4.21 に-20/-20 Zig-zag 試験の比較図を示す. Fig.4.20 及び Fig.4.21 における実験の時系列データは SIMMAN2008 Part- G³⁰⁾ に示されたグラフから値を読み取ったものである.

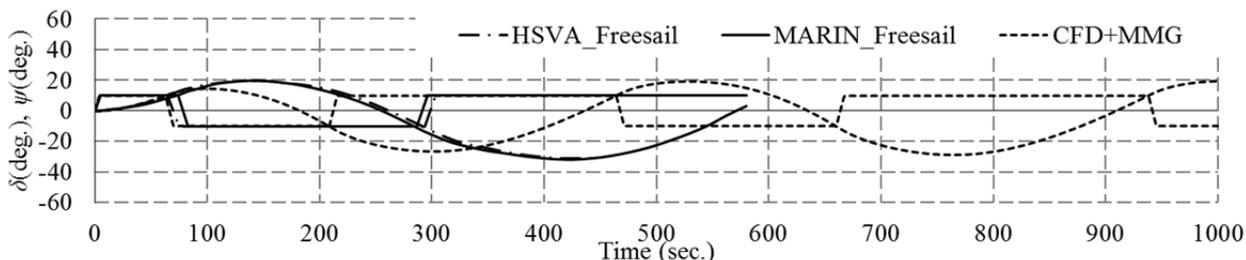


Fig.4.20 Comparison of time histories in 10/10 Zig-zag test

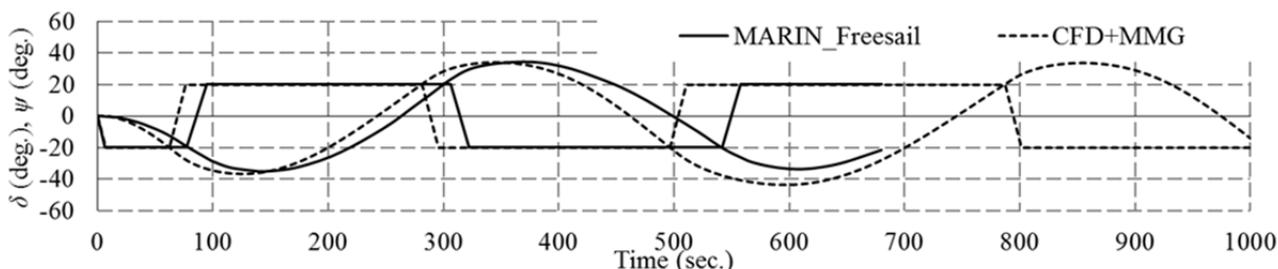


Fig.4.21 Comparison of time histories in -20/-20 Zig-zag test

シミュレーション結果と実験を比較すると, 10/10 Zig-zag 試験では操舵のタイミングや2nd OSA を記録するタイミングが早めであるという傾向が確認された. 対して-20/-20 Zig-zag 試験のシミュレーションは回頭角の値や操舵のタイミングが良く合っている.

a_H や γ_R の値により, 操舵のタイミングや OSA が変わることは十分考えられるので, 特に計算と実験で乖離のある係数について計算精度の向上を図ることが必要である.

4.7.2 Turning Circle 試験

+35/-35 Turning Circle 試験のシミュレーションも実施し、比較を行った。Fig.4.22 に Advance の比較を、Fig.4.23 に Tactical Diameter の比較を示す。Advance, Tactical Diameter 共に実験結果に近い値となっている。

さらに Turning Circle 試験中の航跡についても比較を行った。Fig.4.24 に -35 Turning Circle 試験の比較図を示す。

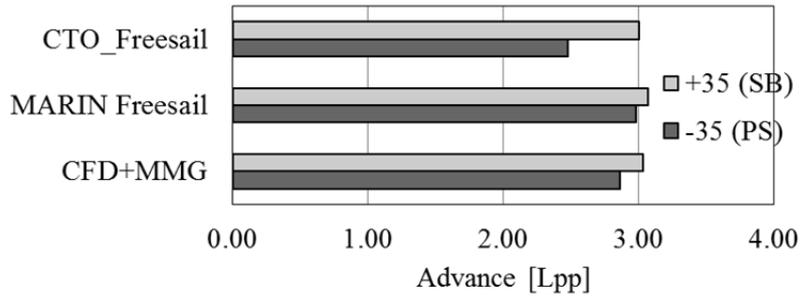


Fig.4.22 Comparison of advance in +35/-35 Turning Circle test

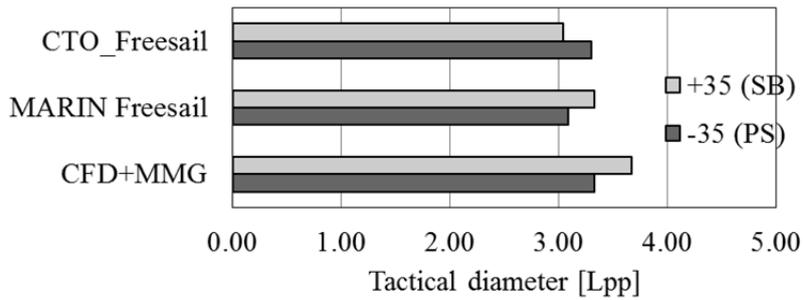


Fig.4.23 Comparison of tactical diameter in +35/-35 Turning Circle test

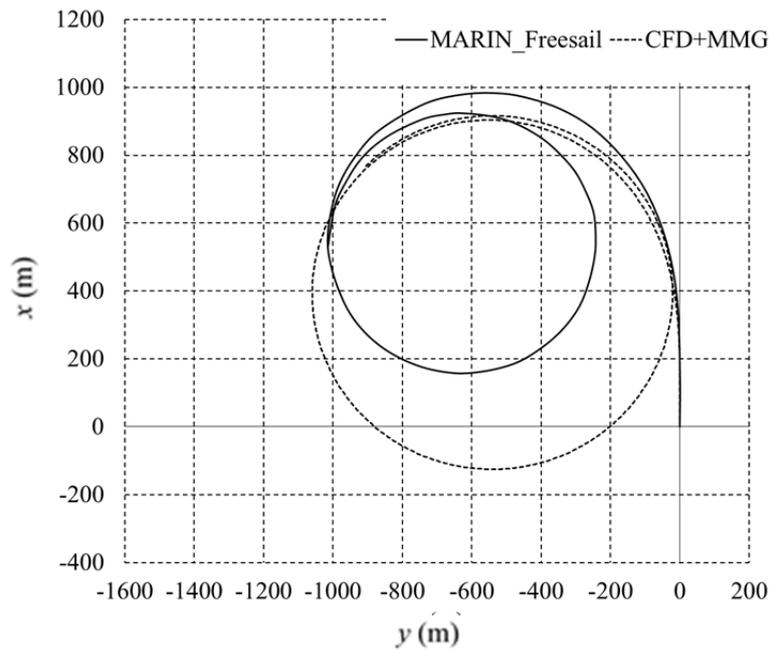


Fig.4.24 Comparison of -35 Turning Circle test

Advance や Tactical Diameter は合っているものの、航跡を確認すると本シミュレーションは旋回半径が過大に評価されていることが分かった。

κ, ε の値を変えると旋回半径が大きく変わることが経験上分かっており、4.5.3 節で求めた修正された κ, ε を使用して -35 Turning Circle 試験をシミュレーションした。結果を Fig.4.25 に示す。

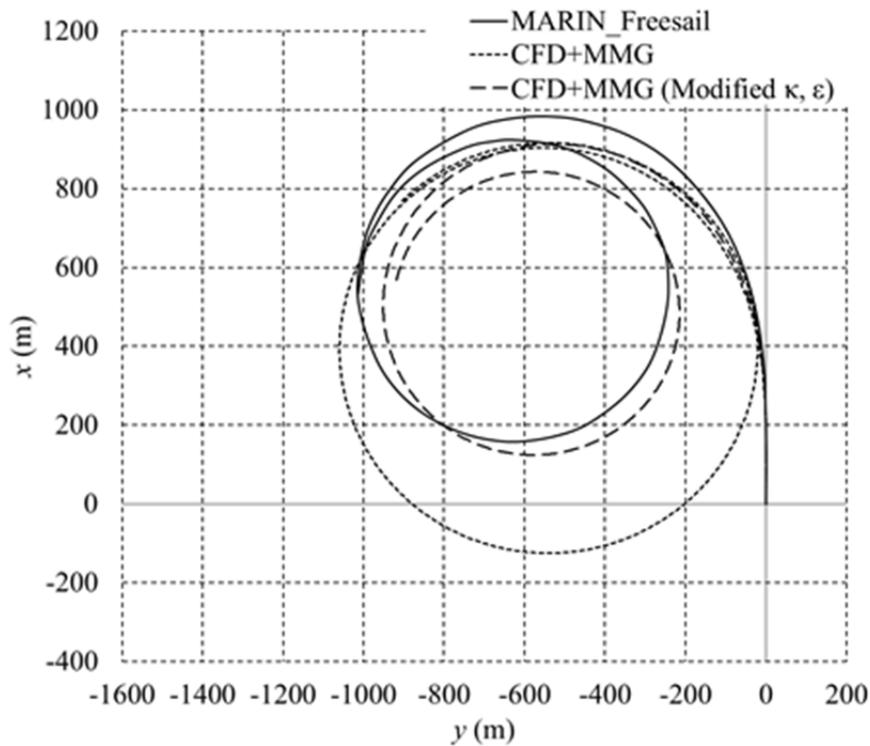


Fig.4.25 Simulation result of -35 turning circle test using modified κ and ε

修正された κ, ε を使用することで旋回半径は縮小し、実験結果に近づく傾向であることが確認された。これは κ, ε の修正により(2.12)式から舵位置流速 u'_R が変化し、(2.10)式から舵直圧力 F'_N が増加したためと考えられる。 κ, ε の修正による F'_N の変化を Fig.4.26 に示す。

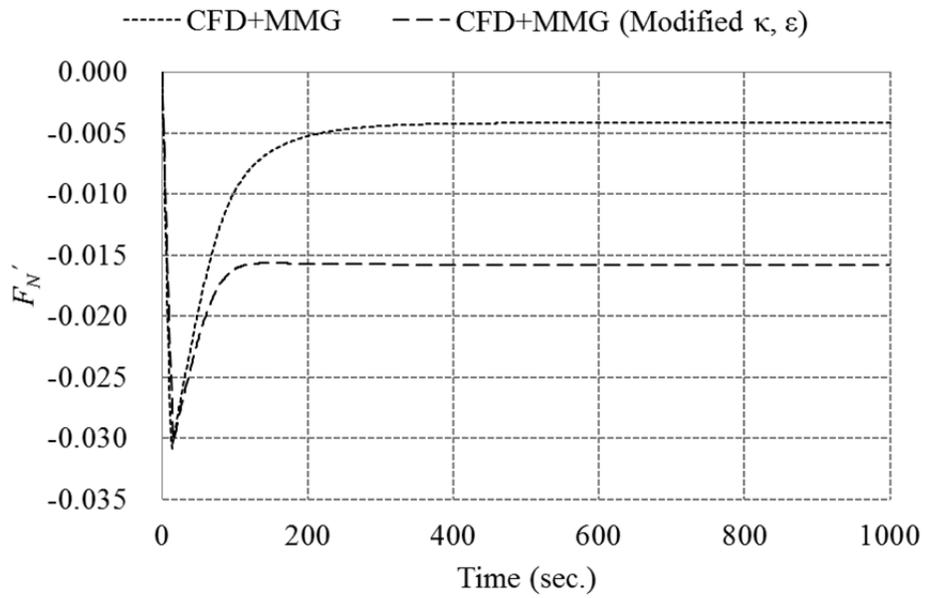


Fig.4.26 Comparison of F'_N

κ, ϵ の修正により F'_N が増加していることが Fig.4.26 より確認できた. 旋回運動中の F'_N の増加が旋回速度を速め, 結果として旋回半径が縮小したと考えられる.

4.8 第4章のまとめ

第4章では重合格子法による Grid Refinement を施した Standard 格子を用いて PMM 試験の計算を行い、以下の結論が得られた。

- (1) Grid Refinement が無い格子では船体から生じていた渦がすぐに減衰して消滅したが、Standard 格子で計算を行うことで船体後方まで渦が延びる様子を捉えられることを確認した。また、Standard 格子を用いることで計算される流体力にも変化が生じ改善されることを示した。以上より、Grid Refinement を行うことで流場と流体力について詳細な解析が可能となったと考えられる。
- (2) CFD から操縦性微係数を推定する際、舵とホーンを分離して計算することで a_H が増加し、この結果は実験結果に近づく傾向であることを確認した。 κ , ε について考察を行い、 $1-w_p$ の推定精度が κ , ε の解析結果に与える影響を確認した。また、実験結果の $1-w_p$ を用いた修正を行うことで κ , ε が妥当な結果となることを示した。ただし、これらの値はプロペラ作動時の抵抗増加やプロペラ推力と密接な関係があるため、プロペラや船体抵抗に関する流体现象の計算精度向上を目的とした計算格子の利用の他、プロペラモデルや乱流モデルの選択に関して検討が必要である。 γ_R が + 側で過大となった原因について計算結果の可視化を行い、斜航角が + と - で舵へ流入する流れが異なること、斜航角が + 側で流入角が大きくなることを示した。
- (3) CFD によって得られた操縦性微係数を用いた MMG シミュレーションの結果、Zig-zag 試験において 10/10 Zig-zag 試験、20/20 Zig-zag 試験のいずれについても実験結果より左右の差が大きいこと、20/20 Zig-zag 試験は回頭角や操舵のタイミングが実験結果に近いが 10/10 Zig-zag 試験は操舵のタイミングが実験に対し早い傾向が確認された。Turning Circle 試験については Advance や Tactical Diameter については実験結果に近いものの、航跡は実験結果に対して巡回半径が過大にシミュレートされることが分かった。この点は κ , ε の推定精度を上げることで改善されることを示した。

第5章 自由航走試験の直接シミュレーション

第4章では操縦性能推定のためにPMM試験のCFDを実施し、CFD計算結果を解析して得られる操縦性微係数を用いて自由航走試験のシミュレーションを行うという手順を踏んだ。本章では自由航走試験をCFDで直接計算を行う手法について検討し、計算結果の評価を行う。

5.1 対象船型

自由航走試験をCFDで直接シミュレーションするにあたり、対象船型はJBC (Japan Bulk Carrier)³¹⁾とした。Table 5.1に船体要目を、Table 5.2にプロペラ要目を示す。JBCの自由航走試験は水産工学研究所で実施しており、その実験に使用した模型スケールでCFDによるシミュレーションを実施した。供試模型船の概観をFig.5.1に示す。

なお、JBCは船尾付加物としてダクトが設計されているが、本研究では実験とCFD計算共にダクトを考慮しない状態で検討している。本研究でダクトを考慮しなかったのは、第4章で船尾伴流の推定精度が操縦性能推定精度に大きく影響することが分かっていたため、そしてTokyo 2015 A Workshop on CFD in Ship Hydrodynamics³²⁾によるとダクトの影響を含めた船尾伴流の推定はWorkshop参加機関によって差があり精度の良い推定が難しいと考えられたためである。

Table 5.1 Particulars of JBC

Hull	Full Scale	Model Scale
Scale	1/1	1/108.27
Ship Length (m)	280.0	2.5862
Breath (m)	45.0	0.4156
Draught (m)	16.5	0.1524
Rudder Area (m ²)	79.5	0.0068
Rudder Height (m)	12.5	0.1155
Rudder Aspect Ratio	1.965	
Ship Speed (knots)	14.5	
Ship Speed (m/s)	7.459	0.717
Froude Number	0.142	0.142
Reynolds Number	1.76×10^9	1.63×10^6

Table 5.2 Particulars of propeller of JBC

Propeller	Full Scale	Model Scale
Diameter (m)	8.120	0.075
Pitch Ratio	0.750	
Expanded Area Ratio	0.500	
Number of Blades	5	



Fig.5.1 Model of JBC

5.2 水槽試験

CFD 計算評価用のデータ取得を目的として実施した自由航走試験の試験について記述する。試験は水産工学研究所海洋工学総合実験棟内にある主水槽（長さ 60m × 幅 25m × 深さ 3.2m）で実施した。模型船を非拘束状態にするため、模型船には無線操縦機からの受信機や操舵機、モーター、計測値（回頭角やプロペラ推力、舵力等）の送信機、トータルステーションによる位置情報計測用のプリズムを搭載している。なお、自由航走試験の計測結果は2台の計測用パソコンに保存されるが、計測の同期が取ることができる計測システムになっている。また、試験開始時のスムーズな加速のため、錘を利用した模型船発射装置を使用している。

試験の概略図を Fig.5.2 に示す。また、自由航走試験中の模型の様子を Fig.5.3 に示す。

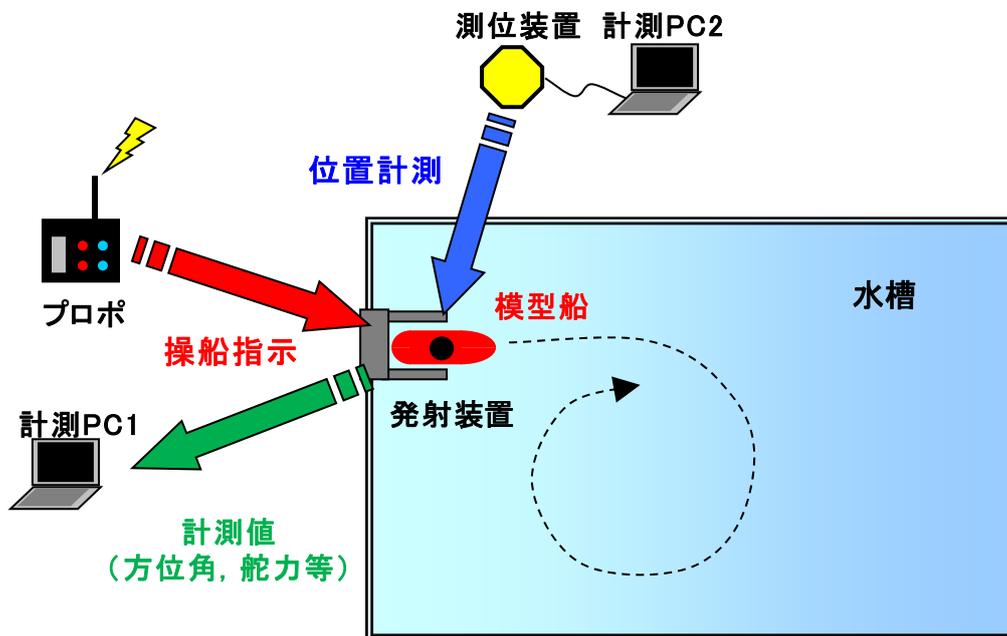


Fig.5.2 Schematic of free running test

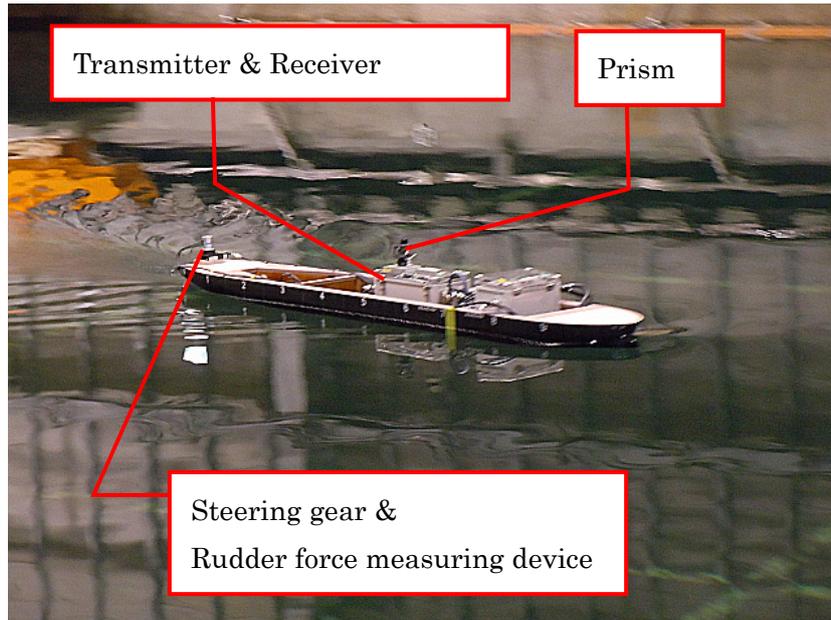


Fig.5.3 Look of ship model under free running test

水産工学研究所にて実施した自由航走試験の試験項目について Table 5.3 に示す.

Table 5.3 Test conditions

Kind of Test	Rudder Angle δ (deg.)	Load Condition
10/10 Zig-zag test	-10~10	Model Point
20/20 Zig-zag test	-20~20	
35 Turning Circle test	0~ \pm 35	

5.3 計算手法

自由航走試験を CFD 計算で直接シミュレーションする場合、第 4 章で使用した Dynamic 試験の計算手法を変更する必要がある。すなわち、まず計算 1 ステップ毎に船の運動方程式の外力項を計算し、船体運動の予測を行う。船体運動の予測には 2.4 節で挙げた NAGISA の 6 自由度運動モデル計算機能を使用した。

次に舵角の変更を考慮できるように計算システムの開発を行った。舵角変更を行う場合は、計算の時間刻みと操舵速度の積から得られる角度だけ回転させた舵格子を用意し、これを次ステップの計算で使用する舵格子としなければならない。そのため、舵角が変更された舵格子と既存の舵格子を入れ替えるという手順を新たに追加することにした。入れ替えられた舵格子は他の格子との位置関係が変化することから、各格子の重合情報も入れ替える必要がある。そこで 2.3 節で解説した重合格子作成機能を持つ up_ovs を実行し次ステップ用の格子を作成し直し、CFD 計算を継続するシステムとした。以上の計算手順をフローチャートにして Fig.5.4 に示す。

和泉ら⁶⁾の研究では舵やプロペラによる流体力を MMG モデルにより計算された値に置き換えてシミュレーションしていたことに対し、本計算手法は CFD で全て計算可能となり、舵やプロペラに起因する干渉の影響をより詳細に解析できると考えられる。また、和泉らの計算手法では実験を行い MMG モデルに用いる係数を得なければ CFD シミュレーションを実施できなかったことに対し、本計算手法ではシミュレーション実施に際して実験結果を必要としないことから実用性も優れていると考えられる。

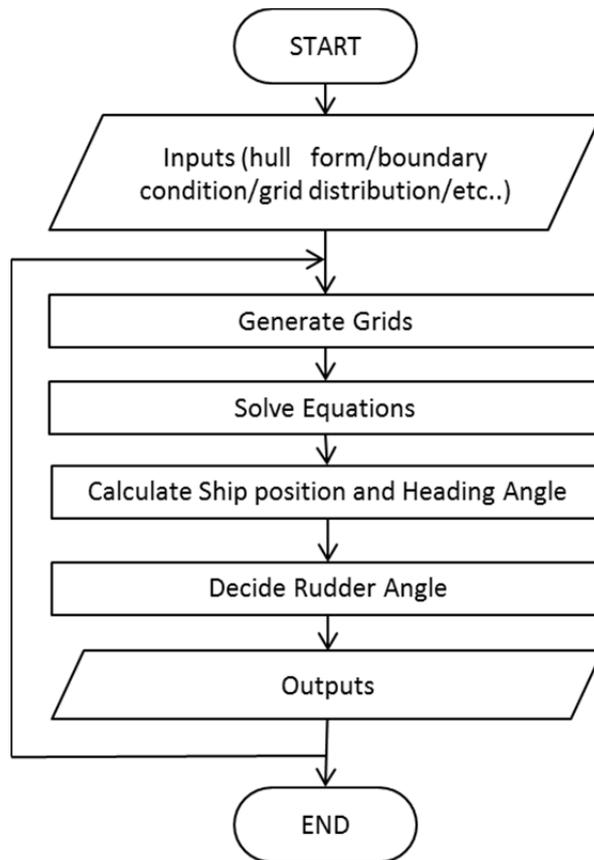


Fig.5.4 Flow of free running test simulation by CFD

Fig.5.4 の計算フローを実行する中で、計算ステップが進むごとに舵角が変更される様子を Fig.5.5 に示す。

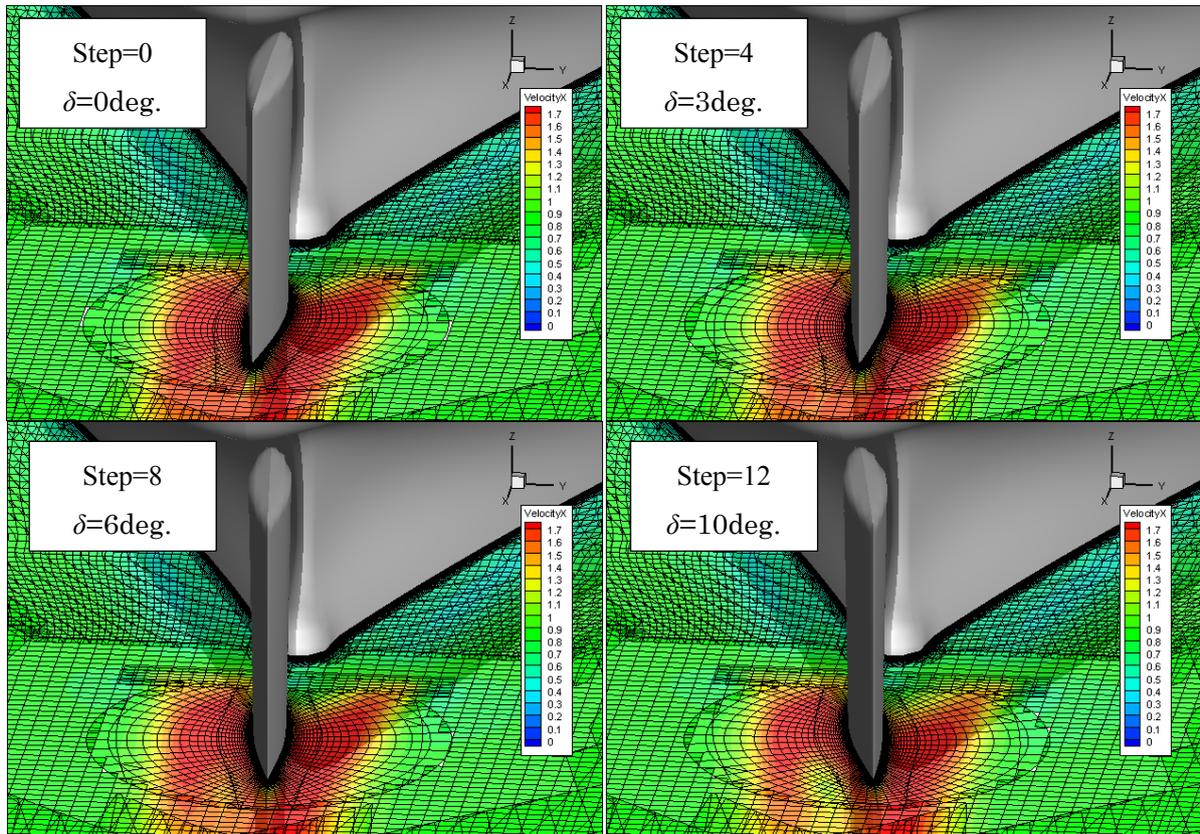


Fig.5.5 Transformed grid adjusted to each rudder angle

5.4 計算条件

自由航走試験のCFD計算のために第4章のPMM試験計算用格子に対し格子ブロックの見直しを行い、Hull格子全体を覆うBase格子を追加した。計算格子はGrid Refinementの有無で2種類作成した。Grid Refinementの無い格子をCase A, Grid Refinementのある格子をCase Bと呼ぶ。Case A及びCase Bの格子の図をFig.5.5に、各ブロックの格子数をTable 5.3に示す。自由航走試験は10/10 Zig-zag試験, 20/20 Zig-zag試験及び35 Turning Circle試験の3種類のCFDシミュレーションを実施した (Table 5.4)。

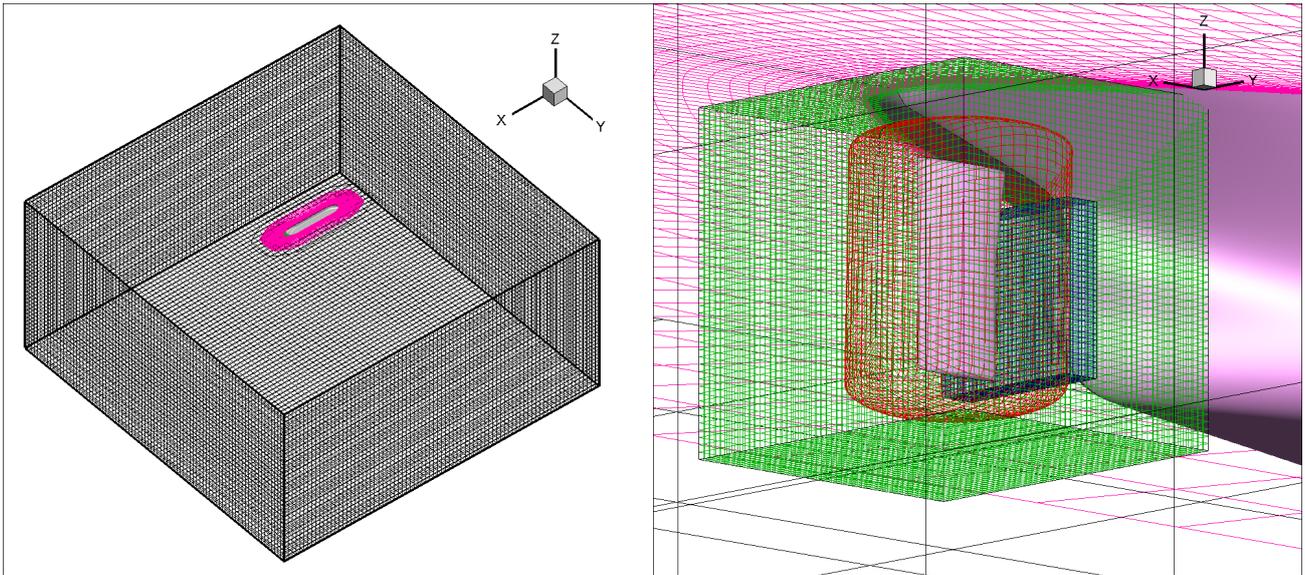


Fig.5.5 Sketch of overset grids for free running test simulation

Table 5.3 The number of grid points for free running test simulation

	Case A		Case B	
	Grids	$i \times j \times k$	Grids	$i \times j \times k$
Base	256,000	$80 \times 80 \times 40$	256,000	$80 \times 80 \times 40$
Hull	864,000	$120 \times 120 \times 60$	864,000	$120 \times 120 \times 60$
Rudder	163,840	$40 \times 64 \times 64$	163,840	$40 \times 64 \times 64$
Propeller	8,192	$32 \times 32 \times 8$	8,192	$32 \times 32 \times 8$
Rectangular	147,456	$64 \times 48 \times 48$	147,456	$64 \times 48 \times 48$
Refinement1	-	-	307,200	$300 \times 32 \times 32$
Refinement2	-	-	307,200	$300 \times 32 \times 32$
Refinement3	-	-	460,800	$120 \times 160 \times 24$
Total	1,439,488	-	2,514,688	-

Table 5.4 Calculation conditions for free running test

Kind of Test	Rudder Angle δ (deg.)	Load Condition
10/10 Zig-zag test	-10~10	Model Point
20/20 Zig-zag test	-20~20	
35 Turning Circle test	0~ \pm 35	

5.4.1 10/10 Zig-zag 試験

10/10 Zig-zag 試験における 2nd OSA の CFD シミュレーション結果と実験結果の比較を Table 5.5 に示す。また、舵角と回頭角の時系列データの比較及び回頭角速度の時系列データの比較を Fig.5.6 に示す。回頭角速度の時系列データの比較を Fig.5.7 に示す。

Table 5.5 Comparison of 2nd OSA in 10/10 Zig-zag test

	Experiment	CFD	
		Case A	Case B
1st OSA (deg.)	8.1	5.5	6.1
2nd OSA (deg.)	11.8	10.0	10.9

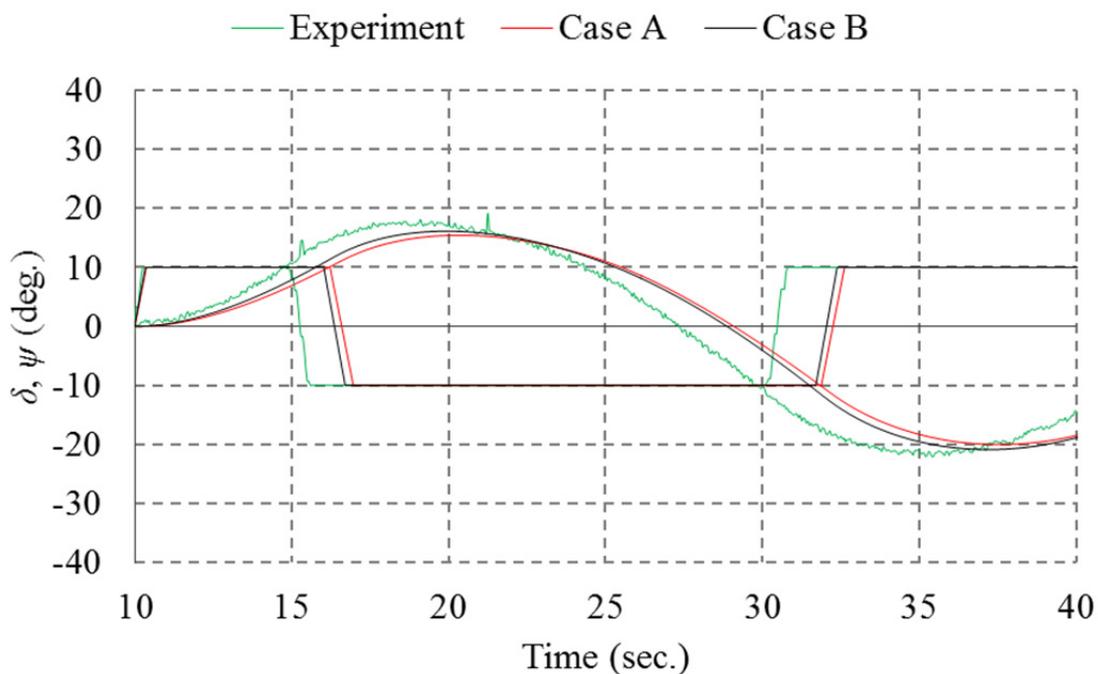


Fig.5.6 Comparison of time histories of δ and ψ in 10/10 Zig-zag test

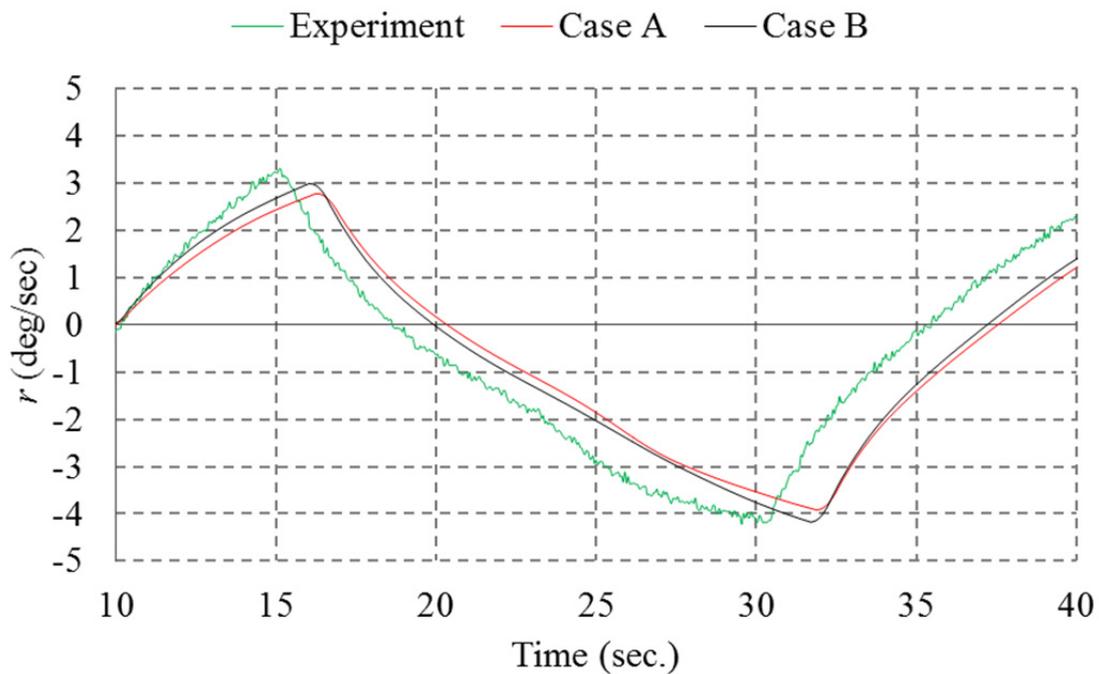


Fig.5.7 Comparison of time histories of r in 10/10 Zig-zag test

2nd OSA について, Grid Refinement 無しの Case A の結果は実験結果に対し 2° 過小な値となっているが Grid Refinement を施した Case B では実験結果との差が 1° 程度と良好なシミュレーション結果を得ることができた. 坂本ら⁷⁾ の計算では 10/10 Zig-zag 試験における 2nd OSA の推定精度は実験に対し 5° の差が確認されていた事に対し, 本計算結果は CFD シミュレーションの推定精度が大きく改善している. これは Case A と Case B の比較から分かる通り Grid Refinement をかけることで推定精度が向上したことで, 舵面積を模型と一致させることで舵を縮小した坂本らの計算より舵の流体力の推定精度が高いことが理由と考えられる. ただし, 1st OSA については Case B でも実験結果との 2° の差がある. この差が生じた理由は 10/10 Zig-zag 試験開始し舵角を 10° 切った後の回頭角速度 r が CFD 結果で実験に対し小さかったためと考えられる. r は舵直圧力 F_N に影響されることから, F_N について CFD 結果と実験の比較を行った. 比較図を Fig.5.8 に示す.

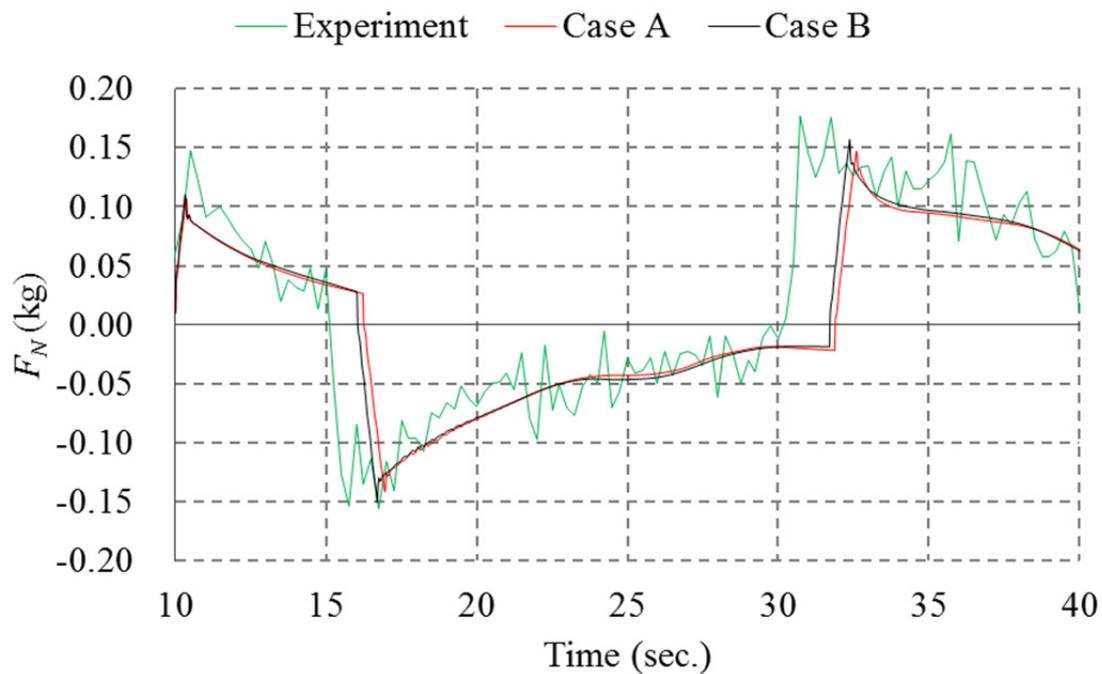


Fig.5.8 Comparison of time histories of F_N in 10/10 Zig-zag test

CFD 結果と実験で F_N は良く一致しているが、試験開始後の第 1 操舵で舵角を 10° 切った後の F_N が CFD 計算では過小に計算されている。CFD 結果と実験の間に確認されたこの差が r に影響したと考えられる。第 2 操舵で舵角を -10° に変更した際の F_N は実験と CFD で良く一致していることから直進状態から舵角を変更した際の舵周りの流場の変化が実現象とは異なっていた可能性がある。CFD によるシミュレーションの精度向上のためには PIV 試験による舵周りの流場測定を行い舵の周りで起きる流体现象を把握し、乱流モデルの選択を見直す、または舵近傍に Grid Refinement を施す等の検討を行う必要がある。

5.4.2 20/20 Zig-zag 試験

次に 20/20 Zig-zag 試験における 1st OSA について CFD 結果と実験の比較を行い, Table 5.6 に結果を示す. また, 舵角と回頭角の時系列データの比較を Fig.5.9 に示す. 回頭角速度の時系列データの比較を Fig.5.10 に示す.

Table 5.6 Comparison of 1st OSA in 20/20 Zig-zag test

	Experiment	CFD	
		Case A	Case B
1st OSA (deg.)	12.2	10.7	11.6

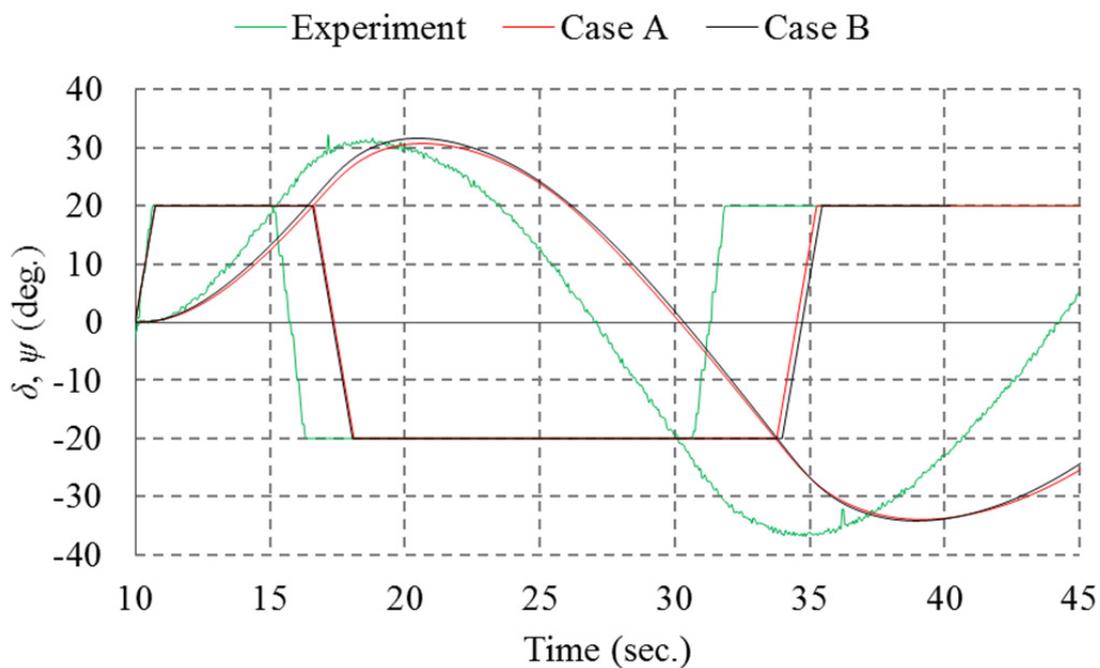


Fig.5.9 Comparison of time histories of δ and ψ in 20/20 zig-zag test

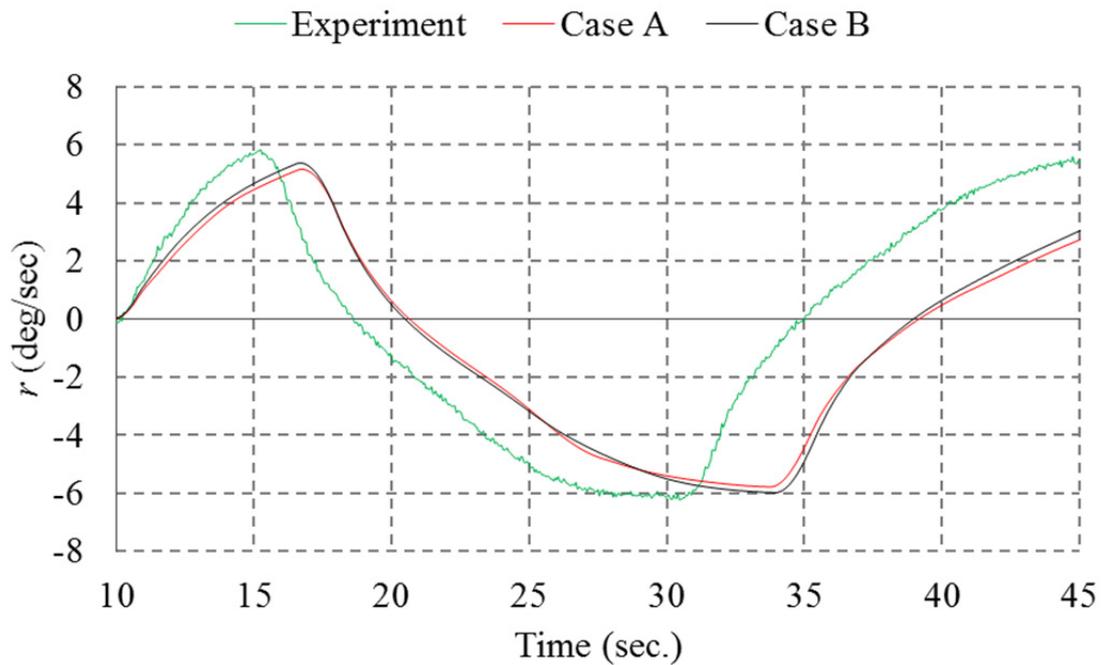


Fig.5.10 Comparison of time histories of r in 20/20 Zig-zag test

Case B の 1st OSA は Case A より約 1° OSA が大きく、これは 5.4.1 節の 10/10 Zig-zag 試験の比較結果と同様の傾向が確認された。また、実験に対し Case B の 1st OSA は 0.6° 小さく、良好な結果が得られたと考えられる。ただし、試験開始して舵角を切った後の r が CFD 計算では実験結果に対し過小となっている。 r が過小になった要因と考えられる F_N について CFD 結果と実験の比較を行った。比較図を Fig.5.11 に示す。

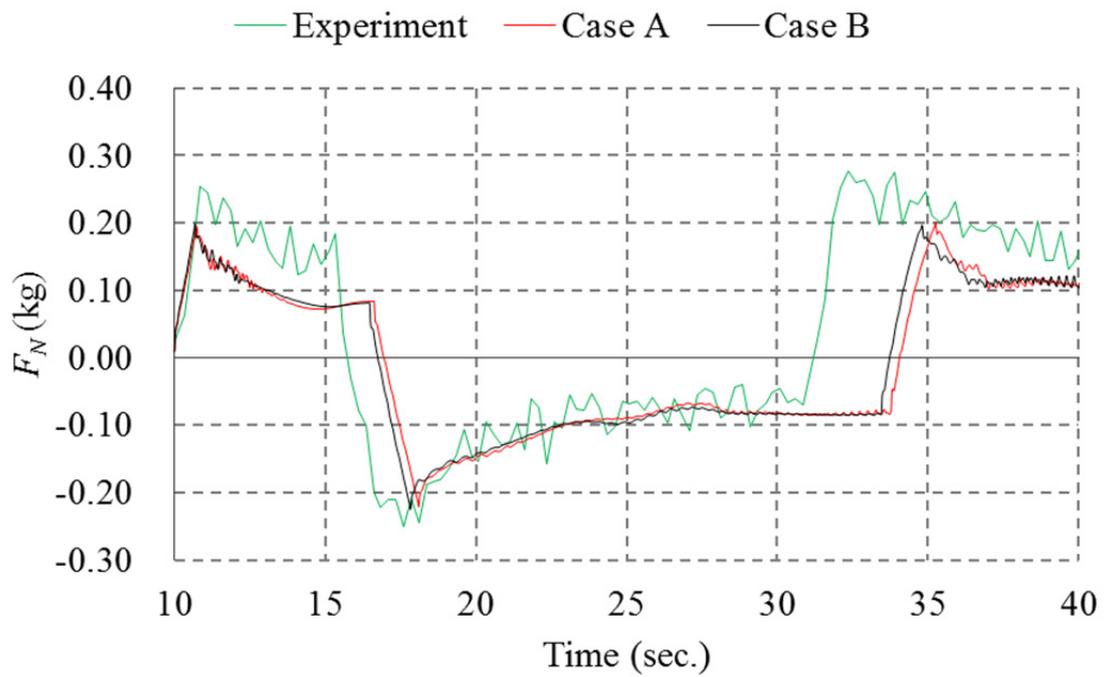


Fig.5.11 Comparison of time histories of F_N in 20/20 Zig-zag test

第1操舵後の F_N は実験結果に対して CFD 結果が小さい。10/10 Zig-zag 試験時と同様に直進状態から舵角を変更した際の流場推定精度の向上を行なうことで 1st OSA だけでなく ψ も実験に近づくと考えられる。

5.4.3 Turning Circle 試験

35 Turning Circle 試験における Advance 及び Tactical Diameter の CFD シミュレーション結果と実験結果の比較を Table5.7 に示す.

Table 5.7 Comparison of advance and tactical diameter in 35 Turning Circle test

	Experiment	CFD	
		Case A	Case B
Adv. /L	3.20	2.90	2.71
Tact. Dia. /L	2.23	2.75	2.76

実験結果に対し CFD シミュレーション結果は Advance が小さく, Tactical Diameter が大きい傾向が確認できるが, おおむね良好な旋回性能推定ができたと考えられる. 特に第 4 章で実施した CFD 結果と MMG モデルを組み合わせたシミュレーション結果に対して本シミュレーション結果は大幅な推定精度改善が見られる. 改善した理由に船体と舵, プロペラが複雑に干渉しあう現象を MMG モデルは限られた数の係数で表現しようとしていることに対し, CFD 計算では複雑な干渉を直接計算するためと考えられる.

Advance や Tactical Diameter だけではシミュレーションの評価が難しいため, 35 Turning Circle 試験中の航跡及び r について比較を行った. 航跡に関する比較図を Fig.5.12 に, r に関する比較を Fig.5.13 示す.

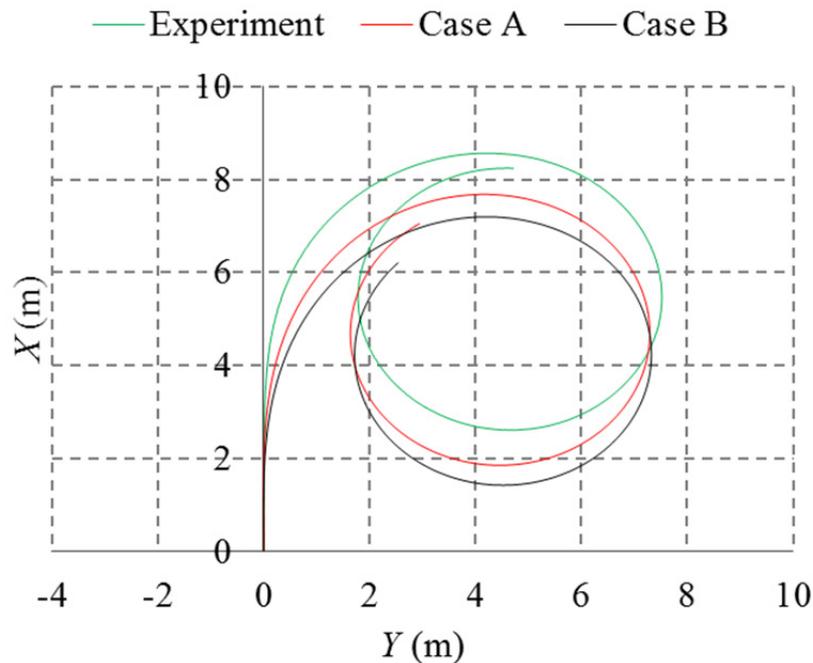


Fig.5.12 Comparison of track in 35 Turning Circle test

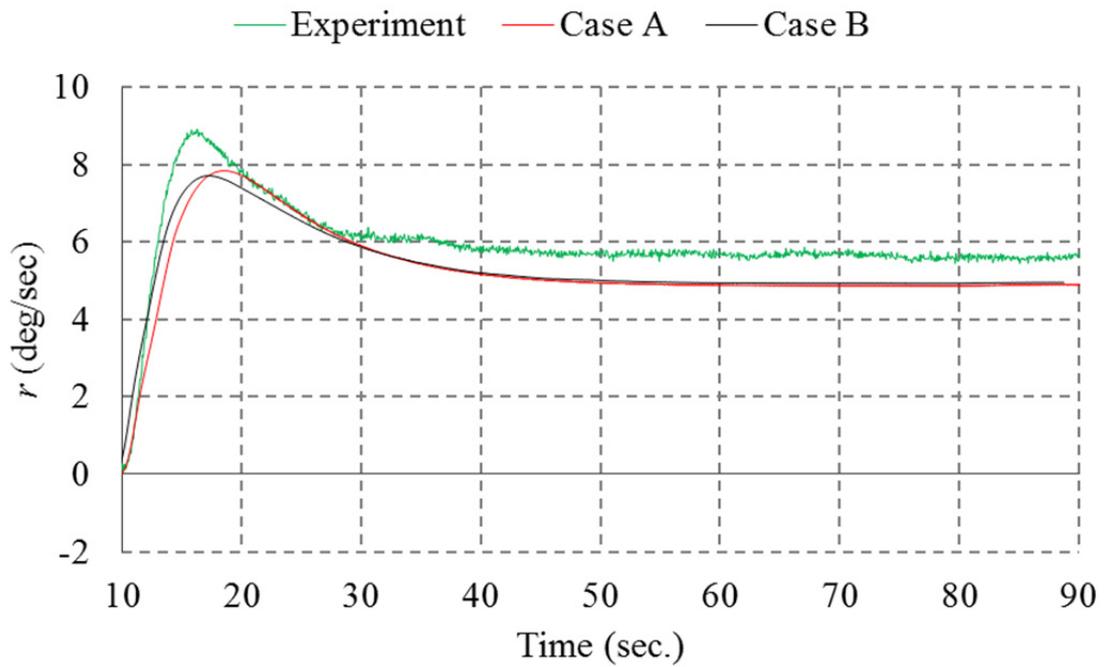


Fig.5.13 Comparison of time histories of r in 35 Turning Circle test

試験開始直後の回頭速度は Case A より Case B の方が実験結果に近い。しかし航跡について比較を行うと Case B は Advance が実験に対し過小となっている。この要因として試験中の船速が影響していると考えられる。CFD 結果と実験の船速の比較を Fig.5.14 に示す。

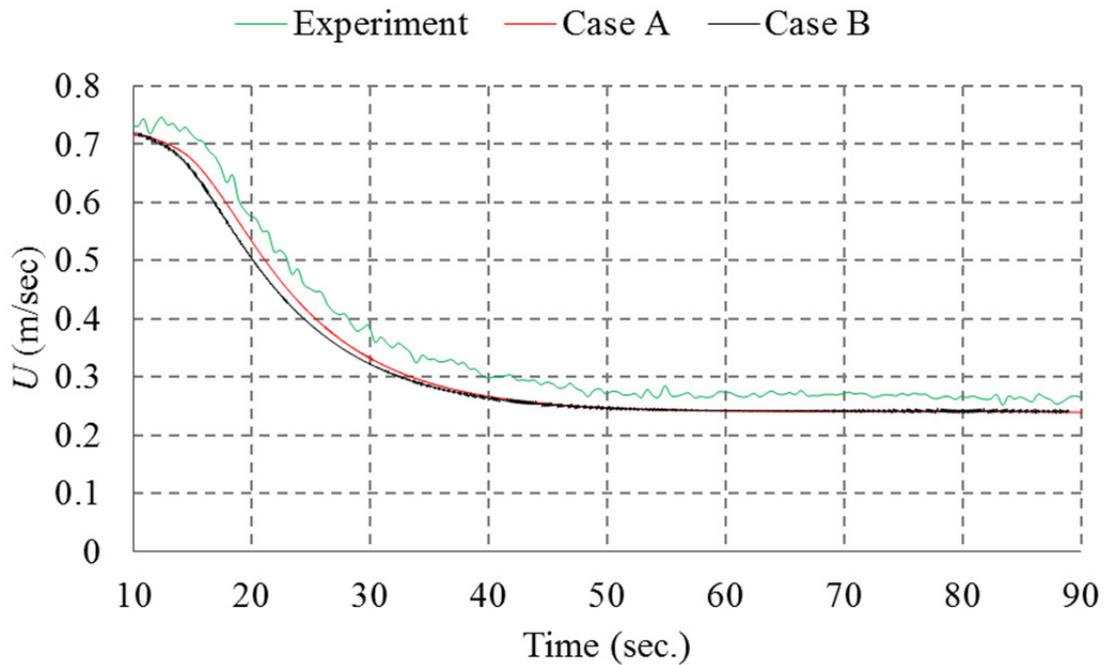


Fig.5.14 Comparison of time histories of U in 35 Turning Circle test

実験と CFD 結果の船速を比較すると CFD 結果の方が舵角を 35°切った後の船速低下量が大きく、この差が実験と CFD 結果の比較において Advance が異なる原因となっていると考えられる。旋回運動や斜航運動による抵抗増加量が実験と CFD 結果で異なっていた可能性がある。

CFD 計算では自由航走試験中の船体に働く流体力を求めることができるが、従来の実験では自由航走試験中の流体力計測は不可能であった。しかし、宮崎³³⁾の研究により自由航走試験中の流体力計測の可能性が示唆されており、新しい計測法を取り入れることで船速低下の原因を解明できる可能性があると考えられる。

5.5 第5章のまとめ

自由航走試験を CFD 計算で直接シミュレーションするために、計算フローの見直しを行い、回頭角を判定してその都度舵角を変更し自由航走試験を直接計算可能な計算システムを開発した。この計算手法を用いて 10/10 Zig-zag 試験, 20/20 Zig-zag 試験, 35 Turning Circle 試験のシミュレーションを実施し、試験結果と比較を行い以下の結論を得た。

- (1) 10/10 Zig-zag 試験及び 20/20 Zig-zag 試験の CFD による直接シミュレーションでは Grid Refinement により 1st OSA や 2nd OSA の推定精度が改善し、 2° 以内の精度で操縦性能を推定可能であることを確認した。また、本研究で開発した CFD による直接シミュレーション手法は既存の手法に対し、推定精度が改善されることも確認できた。
- (2) 保針性能を評価する OSA は良好な精度で推定できるため、本計算手法でも実用上は十分と考えられるが、第 1 操舵後の回頭速度が実験に対し CFD 計算では小さい傾向が確認された。その原因は直進状態から舵を切った際の F_N の値が過少であったことが考えられ、さらなる操縦性能推定精度改善のためには PIV 試験による操舵時の流場変化の把握が必要と考えられる。
- (3) 35 Turning Circle 試験の CFD による直接シミュレーション結果は、CFD と MMG モデルを組み合わせたシミュレーション結果に対して大幅な推定精度向上が確認された。これは船体や舵、プロペラ間の複雑な干渉現象を MMG モデルでは干渉係数として表現することに対し、CFD では干渉現象を直接計算したためと考えられる。また、CFD による直接シミュレーション結果は実験に対し、Advance が過少という傾向が確認された。これは実験に対し CFD 計算では船速低下量が過大であったことが原因と考えられ、旋回運動や斜航運動による抵抗増加量を実験と比較して検証することで操縦性能推定精度の改善が可能と考えられる。従来は自由航走試験における流体力を実験で計測することは不可能であったが、最新の研究により実験と CFD 結果の比較が可能となってきているので、CFD 計算結果のさらなる検証が期待される。

第6章 結言

本研究では KVLCC2 を対象にした PMM 試験の CFD 計算及び JBC を対象にした自由航走試験の CFD 計算を実施し、以下の結論を得た。

第3章では 10/10 Zig-zag 試験における 2nd OSA に対する船体抵抗、横力、モーメントの感度解析を実施し、2nd OSA 推定精度 $\pm 1^\circ$ を達成するために必要とされる流体力の計算精度を把握した。CFD で精度の良い操縦性能推定を行うために格子密度の不確かさ解析を実施し、感度解析で得られた計算精度を満たすには 500 万点から格子数が必要となることを示した。ただし、500 万点からなる計算格子で操縦性能推定計算を実施することは計算負荷が非常に高く実用上の課題があると考えられた。そのため、船体から生じる渦に注目し計算上必要と考えられる領域に対して Overset Grid Method を応用した Local Grid Refinement を施す手法を考案し、操縦性能推定計算用となる Standard 格子を作成した。

第4章では NMRI 開発の CFD ソルバー “NAGISA” を使った PMM 試験の計算から、MMG モデルに用いる操縦性微係数を解析し、操縦性試験のシミュレーションに使用できることを確認した。

Overset Grid Method を用いた Grid Refinement を施すことで、本来 500 万格子数が必要な操縦性能推定計算がそれ以下の格子数で実施可能であることを確認した。具体的には Grid Refinement により減衰し消滅していた渦が船体後方まで延びる様子を捉えることができることを確認した他、PMM 試験の計算において計算される流体力が改善されることを示した。また、CFD による自由航走試験の直接シミュレーションにおいても Zig-zag 試験において OSA の推定精度が改善し、良好な結果が得られることを示した。

CFD 計算結果から MMG モデルに基づく操縦性微係数について考察を行った。 a_H を推定する際、舵とホーンを分離して計算することで a_H が増加し、実験結果に近づく傾向であることを確認した。また、 κ 、 ε について考察を行い、 $1-w_p$ の推定精度が κ 、 ε の解析結果に影響することを示した。 γ_R が + 側で過大となった原因について計算結果の可視化を行い、舵へ流入する流れが異なること、斜航角が + 側で流入角が大きくなることが影響していることを示した。

CFD によって得られた操縦性微係数を用いた MMG シミュレーションを実施し、実験結果との比較を行った。操縦性シミュレーションにおける左右のアンバランスや 10/10 zig-zag 試験において操舵のタイミングが実験に対し早い傾向が確認された。また、Turning Circle 試験については実験結果に対して旋回半径が過大にシミュレートされることが分かった。これらの操縦性能結果は a_H や κ 、 ε 、 γ_R の推定精度を上げることで改善され、より実用的な操縦性能推定法になると考えられる。

第5章では第4章までの研究で得られた知見を活かすとともに、計算ステップ毎に舵角を変更する機能を付加した計算手法の開発を行い、CFD による自由航走試験の直接シミュレーションが可能となるシステムを構築した。この計算システムを用いて CFD による自由航走試験のシミュレーションを実施し、Zig-zag 試験及び Turning Circle 試験の計算が可能であることを確認した。Zig-zag 試験については Over Shoot Angle を、Turning Circle 試験については Advance 及び Tactical Diameter を対象にシミュレーション結果と実験結果を比較し、CFD シミュレーションから良好な操縦性能推定が可能であることを確認した。既存の計算システムに対し、本計算システムは操縦性微係数を得るための実験

や計算が不要である点や、Grid Refinement による操縦性能推定精度の向上を確認した点からより実用的な操縦性能評価手法であると考えられる。

今後の課題を以下に挙げる。PMM 試験の CFD 計算について、MMG モデルで使用する多くの操縦性微係数は精度良く推定可能であることが確認できたが、 κ や ε , a_H , γ_R について実験との乖離が確認された。 κ や ε は $1-w_p$ により推定精度が向上すること、 a_H は舵とホーンを分離することで推定精度が向上することが本研究でも確認されているため、推定精度の更なる改善が求められる。 γ_R については舵周りの流れの左右舷での差異を計測し、流体现象を把握し推定精度改善が必要である。

自由航走試験の CFD 計算について、Zig-zag 試験の OSA や Turning Circle 試験の旋回半径など精度良く推定できることが本研究で確認され、実用的な推定手法が開発できたと考えるが、 F_N や r について PIV 計測による流場の計測の他、最新の研究成果を利用した自由航走試験中の流体力計測などを通じて改善する必要がある。また、本研究では肥大船 2 隻を操縦性能推定を実施する対象としたために、造波の影響は小さいと考え自由表面影響は検討対象外としていた。この影響が皆無であるとは考えられず、操縦性能に対する自由表面影響を調査し明らかにする必要がある。

謝辞

本研究を進めるに当たり多大なる御支援、御助言をくださった横浜国立大学大学院工学府システム統合工学専攻海洋宇宙システム工学コースの日野孝則教授に厚く御礼申し上げます。

そして CFD ソルバーに関して多くの知識や示唆を頂いた海上技術安全研究所の大橋訓英様に心より感謝申し上げます。

また本研究に取り組む機会を与えてくださった宮脇伸賢社長に感謝申し上げます。研究を進めるにあたって様々な御支援、御助言をくださった村上恭二グループリーダー、高井通雄主席技師、操縦性能推定手法について御助言をくださった山下力蔵主任技師、その他住友重機械マリンエンジニアリング株式会社の方々に厚く御礼申し上げます。

参考文献

- 1) F. Stern, K. Agdrup, S.Y. Kim, A.C. Hochbaum, K.P. Rhee, F. Quadvlieg, P. Perdon, T. Hino, R. Broglia, and J. Gorski : Experience from SIMMAN 2008—The First Workshop on Verification and Validation of Ship Maneuvering Simulation Methods, Journal of Ship Research, Vol. 55, No. 2, pp. 135–147, 2011
- 2) T. Xing *et al.*: Vortical and turbulent structures for KVLCC2 at drift angle 0, 12, and 30 degrees, Ocean Engineering, Volume 55, pp.23-43, 2012.
- 3) R. Rajita Sheno *et al.* : Study of manoeuvrability of container ship by static and dynamic simulations using a RANSE-based solver, Ships and Offshore Structures, 2014
- 4) Sakamoto and Kume : 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 19 号, pp.227-230, 2014
- 5) 荒木他 : 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 18 号, pp.175-178, 2014
- 6) 和泉他 : 日本造船学会論文集(184), 55-61, 1998
- 7) 坂本信晶, 大橋訓英 : 海上技術安全研究所 第 15 回研究発表会, 2015
- 8) Berger, M. J., Colella, P. : Local Adaptive Mesh Refinement for Shock Hydrodynamics, J. Comput. Phys. 82, pp.64-84, 1989.
- 9) Hidemi. M, Teppei. T, Yasuaki, D : Numerical Simulation of Interaction between Solid and Free-surface Flow using Overset-Soroban Grid, 応用力学論文集 Vol.8, pp.251-258, August 2008.
- 10) Kijima, K. : Outline of Research on Ship Manoeuvrability, Research on Ship Manoeuvrability and its Application to Ship Design the 12th Marine Dynamic Symposium, Chapter 1, pp.1-22, 1995
- 11) Yasukawa, H., Yoshimura, Y. : Introduction of MMG standard method for ship maneuvering predictions, Journal of Marine Science and Technology, Volume 20, Number 1, pp.37-52, 2015
- 12) Kodama, Y., Ohashi, K., Umezaki, Y., Hirata, N. : Development of UP_GRID, and Overset Grid System for Computing Flows past Ship Hulls with Appendages, Proceedings of the 26th Computational Fluid Dynamics Symposium , D08-1, 2012.
- 13) Broglia, R., Muscari, R., Mascio, A. D. : Numerical Analysis of Blockage Effects in PMM Tests, The 26th Symposium on Naval Hydrodynamics, 27: 28. 2006
- 14) ITTC Recommended Procedures and Guidelines : 7.5-03-04-01 Guideline on Use of RANS Tools for Manoeuvring Prediction, 2011
- 15) Ohashi, K., Hino, T., Hirata, N., Kobayashi, H. : Development of NS solver with a structured overset grid method; Proceedings of the 28th Computational Fluid Dynamics Symposium , F06-2, 2014.
- 16) Menter, F.R.: Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Application, AIAA Journal, Vol.32, No.8, pp.1598 - 1605 , August 1994.
- 17) 森山文雄 : プロペラ性能の近似計算法について, 船舶技術研究所報告第 16 巻第 6 号, pp.49 – 64 , 1979.
- 18) Van, S.H., Kim, W.J., Yim, G.T., Kim, D.H., and Lee, C.J. : Experimental Investigation of the Flow Characteristics Around Practical Hull Forms, Proceedings of 3rd Osaka Colloquium on Advanced CFD Applications to Ship Flow and Hull Form Design, 1998.

- 19) SIMMAN 2008: part B Benchmark test cases, KVLCC2 description. Workshop on verification and validation of ship manoeuvring simulation method, Workshop Proceedings, vol. 1, Copenhagen, pp B7-B10, 2008
- 20) Y. Yoshimura *et al.* : Analysis of Steady Hydrodynamic Force Components and Prediction of Manoeuvring Ship Motion with KVLCC1, KVLCC2 and KCS, SIMMAN2008 Part E : Papers, Systems Based Methods, pp.E80-E86,2008
- 21) ITTC Recommended Procedures and Guidelines : 7.5-03-01-01 Uncertainty Analysis in CFD, Verification and Validation Methodology and Procedures, 2008
- 22) ITTC Recommended Procedures and Guidelines : 7.5-03-01-02 Uncertainty Analysis in CFD, Guidelines for RANS Codes, 1999
- 23) T. Xing, F. Stern : Factors of Safety for Richardson Extrapolation, ASME Journal of Fluids Engineering, vol. 132, p. 061403, 2010
- 24) Y. Arai *et al.* : Calculations of Maneuvering Performance of Ships using Adaptive Grid Refinement with an Overset Grids Method, MARSIM 2015, Paper2/1/1, 2015
- 25) 日本船舶海洋工学会 P29 船舶操縦性予測モデルの標準化に関する研究委員会, P29 船舶操縦性予測モデルの標準化に関する研究委員会報告書, 2012
- 26) 元良誠三 : 船体運動に対する付加質量および付加慣性モーメント-その2 前後動に対する付加質量-, 造船協会論文集, 第 106 号, pp.59-62, 1960
- 27) 福井洋 : CFD を用いた操縦運動時の舵干渉影響の研究, 日本船舶海洋工学会講演会論文集 第 14 号, 2012S-G6-8, 2012
- 28) M. Araki *et al.* : Effects of Rudder Horn and Propeller Hub Vortex for CFD Manoeuvring Simulations, MARSIM2015, Paper3/4/1, 2015
- 29) Y. N. Win *et al.*: RANS Simulation of KVLCC2 using Simple Body-Force Propeller Model With Rudder and Without Rudder, 日本船舶海洋工学会論文集 , Vol.23, pp.1-11, 2016
- 30) SIMMAN 2008: part G Comparison of results for free manoeuvre simulations. Workshop Proceedings, vol. 1, Copenhagen, pp G77-G152, 2008
- 31) L. Larsson *et al.* : PART 1 Hulls and Test cases, Tokyo 2015 A Workshop on CFD in ship Hydrodynamics, Proceedings, Volume II, II-1, 2015
- 32) L. Larsson *et al.* : PART 1 Hulls and Test cases, Tokyo 2015 A Workshop on CFD in ship Hydrodynamics, Proceedings, Volume II, II-433, 2015
- 33) 宮崎英樹 : 平水中自由航走状態における操縦流体力の計測について, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 22 号, 2016S-GS2-17, 2016