

自航状態にある舵付き実用船型周りの造波流場計算

正員 高 田 憲 尚* 正員 星 野 徹 二**
正員 石 川 暁** 檜 垣 祥 市**

Simulation of free-surface viscous flow around practical hull and rudder with propeller effects

by Noritaka Takada, *Member* Tetsuji Hoshino, *Member*
Satoru Ishikawa, *Member* Shoichi Higaki

Summary

The simulation method of free-surface flow around hull and rudder with propeller effects on the basis of RANS equations solver has been developed. The problem of complex geometry is solved by using multi-block grid technique. Propeller effects are included in RANS equations by the body forces equivalent to mean forces acting on propeller blades calculated by UQCM on the basis of the lifting surface theory.

The present method is applied to computation of free-surface viscous flow around KCS container ship for without/with propeller condition and it is confirmed that it can accurately predict flow fields of stern region through comparison with the experimental results. Moreover, it is applied to calculate the flow around modern full ship hull and rudder without/with propeller. Consequently, its resistance and self-propulsion factors are accurately estimated. And, the difference of wake fraction due to that of propeller diameter is discussed through the analysis of the computed flow fields.

1. 緒 言

良好な推進性能を有する船舶を得るためには、船体抵抗を低減するのみならず、船体とプロペラの干渉による自航性能を良くする必要がある。自航性能は船尾形状と密接に関係するため、船型設計においてその最適化が図られる。従来は水槽試験による性能評価と船型変更の繰り返しによって船型の最適化が行われてきたが、最近で

はCFD (Computational Fluid Dynamics) を数値水槽として利用し、設計期間の短縮と低コスト化が進められている。CFD では、具体的な船体形状を計算格子であらわし、Navier-Stokes 方程式を数値的に解いてその周りの流場を求めるため、船型差による性能差を良好な精度で推定可能である。

CFD を自航性能推定法として応用した先駆的な研究として日夏らが開発したNICE法^{1, 2)}がある。NICE法は、舵付きの船体周りの流場を求めるRANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) ソルバー³⁾に無限翼数理論によるプロペラ簡易計算法⁴⁾を組み込むことによってプロペラ作動影響を考慮した手法である。本手法は肥大船の自航要素を概ね良好な精度で推定可能であり、肥大船船型の設計に用いられている。しかし、単一構造格子を

* 三菱重工業 (株) 長崎造船所

** 三菱重工業 (株) 長崎研究所

原稿受理 平成 14 年 7 月 10 日

秋季講演会において講演 平成 14 年 11 月 14, 15 日

採用しているため複雑な形状を扱えず、船型によっては船尾形状を簡略化して計算しなければならないといった問題がある。また、自由表面を扱えないため、タンカー船型などの極低速肥大船に適用が限られ、プロペラについては具体的な形状を考慮できない簡易計算法であるため、精度が若干劣り実用上は単独試験結果を用いた修正が必要となるという課題がある。

これらの課題について最近の研究をレビューする。最初の複雑形状に関する問題はマルチブロック格子法や非構造格子法で解決可能であり、これらを適用したコードが多数開発されている。自由表面を考慮したプロペラ作動流場計算については NICE 法と同種のプロペラ計算法を使用した Tahara et al の研究⁵⁾があり、主船体のみであるがコンテナ船のプロペラ作動流場を良好な精度で推定している。最後のプロペラ計算法については、プロペラと船体一体で格子を作成して RANS 法で直接計算する取り組みがなされており、Abdel-Maksoud, M. et al⁶⁾はダブルモデルフローではあるがコンテナ船型を対象にした計算を行っている。しかし、本手法は必然的に非定常計算となるため計算量が膨大となるし、格子の作成に多大な時間を費やす必要が有るため、実際の船型設計の現場で使用するには時機尚早と考えられる。

そこで本研究では上記の課題の解決を目的として、自航状態にある舵付きの実用船型周りの造波流場計算法を開発し、実用的な計算時間と精度で計算可能な自航性能推定法を構築する。具体的には、プロペラ計算法として UQCM (Unsteady Quasi-Continuous Method)⁷⁾を採用し、著者らの一人が開発したマルチブロック格子法を適用した造波粘性流場計算コード"FS-MINTS"⁸⁾にボディフォース法でカップリングすることとした。UQCM はプロペラ形状をより詳細に扱ったモデル (平均キャンパー面) であり、計算法単体の計算精度も良好であることから、RANS ソルバーとカップリングした際の自航流場の推定精度も良好であることが期待される。また、最適船体形状設計のみならず、船体とマッチングしたプロペラの設計へ活用できる可能性もある。

本論文の構成は以下のとおりである。まず、開発した計算コードの数値計算法について説明する。次に、コンテナ船型 (主船体のみ) に適用しプロペラ作動流場の推定精度の検証を行った後、舵付き船体周りの計算法 (計算格子) について検討を行う。最後に、肥大船を対象に自航要素の推定精度 (船速影響及びプロペラ直径の相違) について検証した結果について報告する。

2. 数値計算法

今回開発したプロペラ作動流場計算法のベースコード (FS-MINTS) はマルチブロック格子法 (ブロック間の

格子点は連続) を適用した造波粘性流場計算コードであり、トランサム船尾流れなどの複雑形状への適用性に優れている。各ブロックにおける計算の基本アルゴリズムは Hirata et al⁹⁾が開発した NEPTUNE と同種の手法を採用しており、RANS 方程式と擬似圧縮を導入した連続の式を有限体積法で離散化し、準ニュートン法を用いて解いている。自由表面は境界適合格子を用いて非線型自由表面条件の下に計算される。収束加速法として局所時間刻み法およびマルチグリッド法を導入している。また、各ブロック間の情報交換法には BJ-SGS 法¹⁰⁾を採用している。計算手法の詳細は文献⁸⁾を参照されたい。

プロペラ計算法として採用した UQCM は非圧縮ポテンシャル流中にある揚力面の計算手法の一種である QCM を著者らの一人が非定常プロペラ問題に拡張した手法である。Fig.1に示す揚力面モデルを使用して、不均一流中で回転するプロペラ (平均キャンパー面) に作用する流体力を高精度に推定可能である。計算手法の詳細は文献⁷⁾を参照されたい。

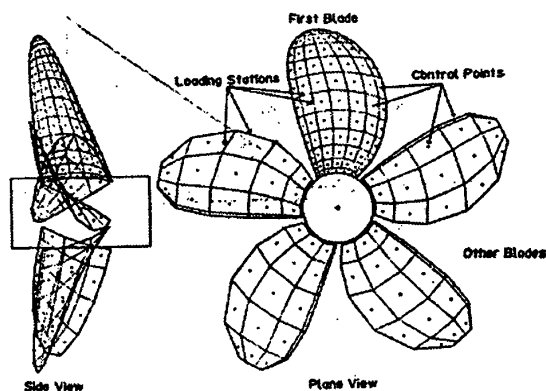


Fig. 1 Propeller surface panel for UQCM

プロペラ作動流場といっても時々刻々の流場の変化を追うのではなく、プロペラが一定回転しているときの平均流場を対象とする。自航性能の推定にはこれで十分である。そのため、具体的な計算手順は以下のとおりとなる。

1. RANS ソルバーのある計算ステップにおける流場からプロペラへ流入する流場を補間して求める。
2. 上記流入速度分布 (インフローパネル, 定義は後述) からプロペラによる誘導速度 (UQCM の 1 ステップ前の計算で求めておく) を差し引いた流速分布 (有効伴流) を流入条件として UQCM によるプロペラ計算を行う。
3. プロペラが 1 回転するときにプロペラ面 (= ボディフォースパネル, 定義は後述) 内の各点に

作用する流体力の平均値を求め、ボディフォース(体積力)として RANS ソルバーの各セルに分布させる。

4. 得られた体積力分布を基に RANS 方程式を解き、1. に戻る。

1. ～ 4. を繰り返すことによってプロペラ一定回転中の平均流場が得られる。ここで、ボディフォースパネル(BFP)とインフローパネル(IFP)について説明する。

BFP とは、プロペラブレードの各半径位置の(前縁から)1/4 弦長点を半径方向に結んだ曲線をプロペラ軸周りに1回転して生成されるスイープ面をパネル分割したものである。パネル分割図を Fig.2 に示す。半径方向の分割数はブレードの半径方向分割数(Fig.1)と同一であり、周方向の分割数は $2\pi/\Delta\theta$ である。 $\Delta\theta$ は UQCM 計算における回転角刻みである。IFP は BFP をプロペラ軸に沿って、プロペラセンターから $\Delta x I$ 前方(流入側)に移動したものである。通常、 $\Delta x I = 0.2R$ (R = プロペラ半径)としている。計算格子と IFP・BFP との補間は、補間点とその周りの変数定義点との距離で重み付けした関数を使用している。

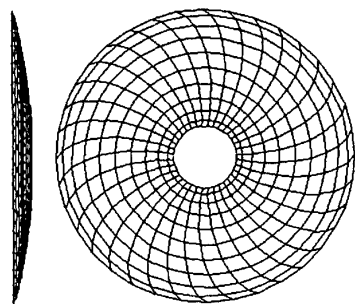


Fig. 2 Body Force Panel (BFP)

RANS ソルバーと UQCM では使用する座標系が異なる。前者は船体を基準として x 軸を静止水面上の船体中心線と一致させ(船尾方向を正)、ミッドシップ位置を原点とする。 z 軸を鉛直上方に選び、 y 軸は右手系となるように取る。また、座標系は船長(L_{PP})で無次元化されている。一方、UQCM ではプロペラを基準としており、プロペラ半径で無次元化されている。 x 軸をプロペラ軸と一致させ(主流方向を正)、 z 軸を鉛直上方に選び、右手系になるように y 軸を取っている。2つの座標系間で情報のやり取りをしなければならないが、必要な情報は BFP と IFP が全て保持しているの、これらをそれぞれの座標系へ相互に座標変換して行うことにした。こうすることで、RANS ソルバー、UQCM ともにオリジナルプログラムにほとんど手を入れる必要が無

くなる。また、座標変換に関する情報をプロペラの属性情報として持たせておけば、プロペラを複数基装備する場合も容易に計算可能である。但し、プロペラ間の干渉は考慮されないの、十分離れた位置に装備する場合のみ有効である。BFP と IFP の RANS ソルバー座標系(計算格子)への配置状況を Fig.3 に示す。

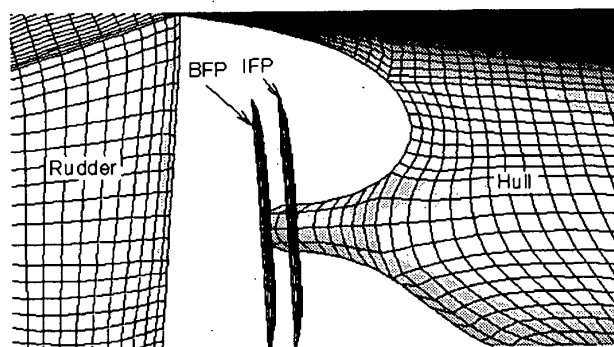


Fig. 3 Arrangement of BFP and IFP

3. 船尾流場推定精度の検証

3.1 供試船型及び計算条件

はじめにプロペラ作動・非作動状態の船尾近傍詳細流場の推定精度について検証する。供試船型として KRISO にて計画されたコンテナ船型 KCS を選択する。本船型については同所及び海上技術安全研究所で水槽試験¹¹⁾が実施され、プロペラ作動・非作動状態のウェイク計測および船尾圧力計測結果がインターネット上¹²⁾で公開されており、推定精度の検証に用いた。要目及び試験(計算)条件を Table 1, Fig.4 に示す。

Table 1 Condition of computation

Model	KCS
$L_{PP}(m)$	7.2786
Fn	0.26
Re	1.4×10^7
$np(rps)$	9.5

計算対象は船体のみとし、直進曳航状態及びプロペラ作動状態の造波流場計算を実施している。乱流モデルには両ケースとも SR222 修正 Baldwin-Lomax モデル¹³⁾を使用している(これ以降の計算も同様)。

計算格子は片舷で約 40 万格子点としている(プロペラ作動状態の計算では両舷計算となるので 2 倍となる)。

3.2 計算結果

計算結果を試験結果と比較して推定精度の検証を行う。Fig.5,6 にそれぞれ、プロペラ非作動・作動時のプロペラ後方の横断面内における流速分布の試験結果と計算

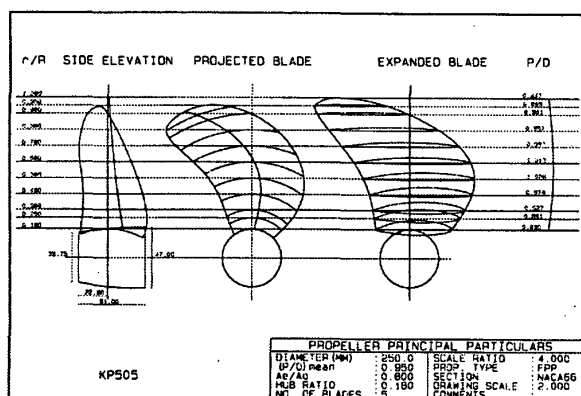


Fig. 4 Propeller drawing

結果の比較を示す。プロペラ非作動・作動ともに、計算による軸方向流速分布（コンター線）及びクロスフロー（ベクトル）は良好に試験結果と一致している。同面内における $z/L = -0.03$ の線上における流速を Fig.7に示す。プロペラ非作動時の計算結果は試験結果とほぼ一致している。プロペラ作動時の計算結果はプロペラセンター付近 ($y/L = 0$) で試験結果と相違が現れている。これは、計算においてプロペラボスの回転の影響が考慮されていないことが一因ではないかと考えられる。Fig.6を見ると判るとおり、中心付近における回転流が計算では小さく推定されている。

次に、Fig.8にプロペラ作動・非作動状態の圧力差（船尾表面）である ΔC_p 分布の比較を示す。プロペラ作動によるプロペラ近傍船尾表面の圧力減少が計算で再現されており、その定量的な精度も良好であることがわかる。また、計算ではプロペラ直上後方寄りの船底面においてプロペラ作動による圧力上昇が確認される。計測点が無いため、実現がどうなっているかは不明であるが、推力減少率を下げる方向に働くため、この付近の船底傾斜角との関係を調査すると興味深い結果が得られるかもしれない。本現象のメカニズムとしてはプロペラ吸い込み影響による流速低下が考えられる。Fig.9に船尾近傍の船体中心面における進行方向流速分布を示す。実際に当該域に流速低下が起こっているのが確認される。また、プロペラ後方の流速増加によるトランサム後方の波の隆起が確認される。Fig.10に船尾近傍の波高分布についてプロペラ作動・非作動の計算結果を比較して示す。Fig.6に示したようにプロペラ後方の軸方向流速が右舷側の方が大きいため、右舷側の波高が高くなっている。

4. 舵付き船周りの流場計算

自航性能には舵の影響が無視できないので、舵を考慮した流場計算を行う必要がある。これまでに船体と舵一体で造波計算を行った例は無いため、まずこれを可能とする計算格子の条件について検討した。ここでは、計算

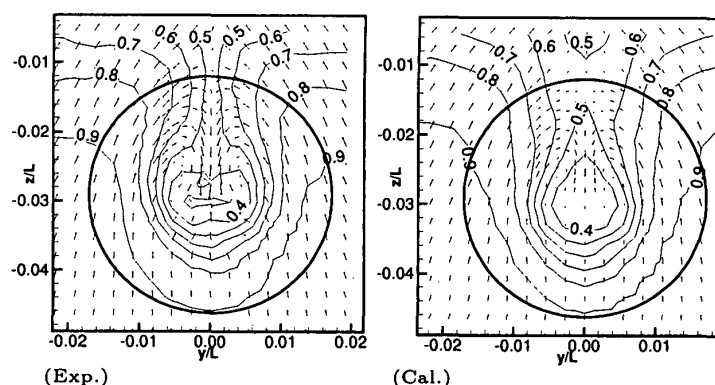


Fig. 5 Axial-velocity contours and cross plane vectors at $x/L = 0.4911$, without propeller, $Fn=0.26$, $Re=1.4 \times 10^7$

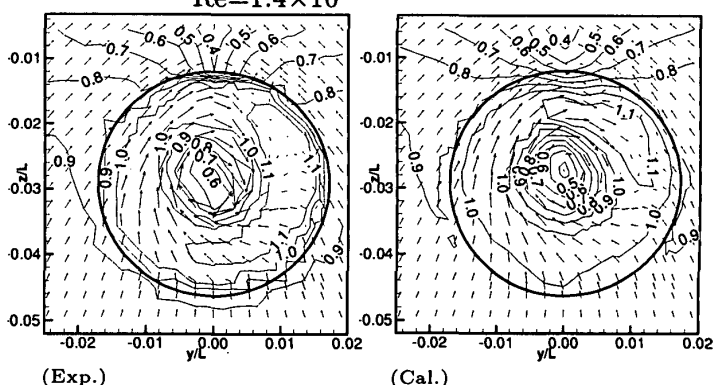


Fig. 6 Axial-velocity contours and cross plane vectors at $x/L = 0.4911$, with propeller, $Fn=0.26$, $Re=1.4 \times 10^7$

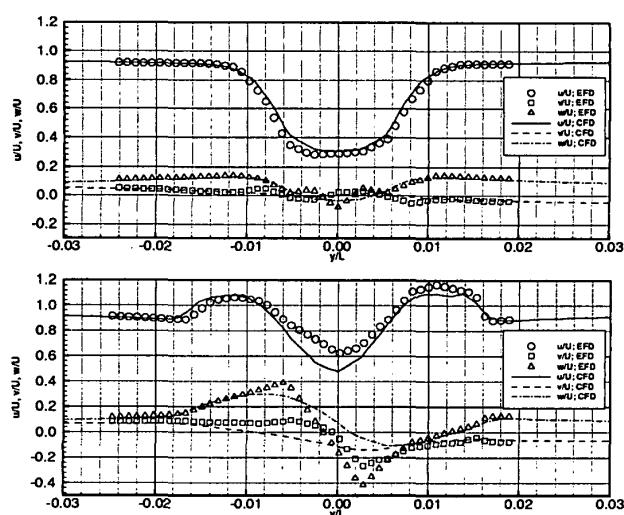


Fig. 7 Comparison of velocity components for the computations and measurements at $x/L = 0.4911$ along $z/L = -0.03$, without (above) and with (below) propeller, $Fn=0.26$, $Re=1.4 \times 10^7$.

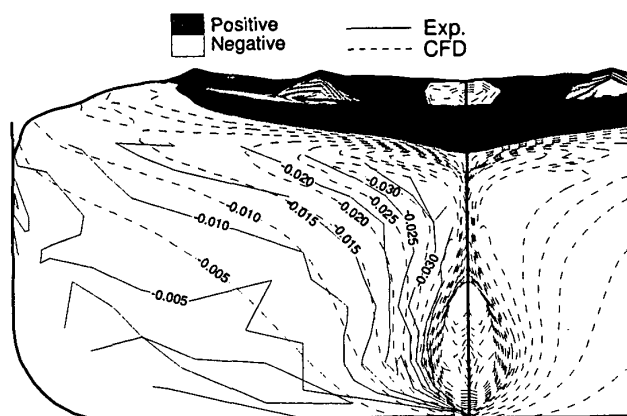


Fig. 8 Contours of hull surface pressure difference between with and without propeller for measured (solid line) and computed (dotted line), $Fn=0.26$, $Re=1.4 \times 10^7$

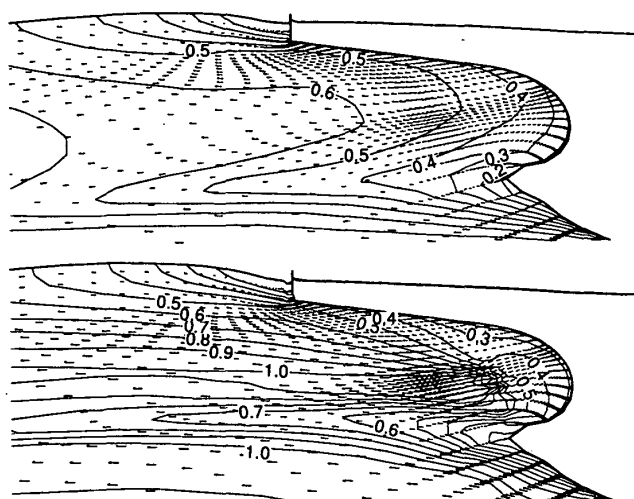


Fig. 9 Comparison of computed velocity field contours and vectors on center plane between without propeller (above) and with propeller (below), $Fn=0.26$, $Re=1.4 \times 10^7$

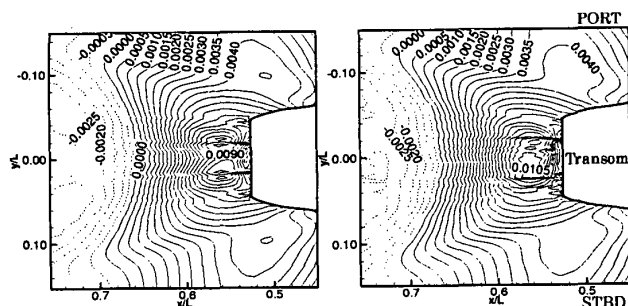


Fig. 10 Comparison of computed wave elevation contours in the vicinity of transom between without propeller (left) and with propeller (right), $Fn=0.26$, $Re=1.4 \times 10^7$

格子を作成する上で最も幾何学的要件が厳しいと考えられる幅広のトランサムを有するコンテナ船型を対象にした。本船型で計算可能となれば、他の船種についても1軸1舵であれば同様の格子条件で問題なく計算できると推察される。

主に船尾周りについて格子トポロジーやブロック分割方法について検討した結果採用した計算格子（参照格子）の船尾近傍の状況を Fig.11 に示す。まず、非没水ブロックと没水ブロックに上下に分割している。非没水となるトップとトランサムブロックは自由表面に適合した格子に再配置されて計算される。没水ブロックについてはプロペラを完全に含むようなブロックを作成し、その前後をボトムと舵ブロックに分割している。こうすることで、プロペラ作動状態の計算における補間ルーチン（流入速度場や体積力分布を求める）がプロペラブロックだけで済むため、計算時間が短縮されるメリットが得られる。結局、造波計算に使用される計算格子は片舷で7ブロック、約40万格子点で構成されている。ただし、今回考案した格子トポロジーで造波計算を行う場合には幾何形状に次の制約が課せられる。

- 舵の上端が船体に完全に接合していること
- 舵の前縁と船体との接合点が航走時に没水すること

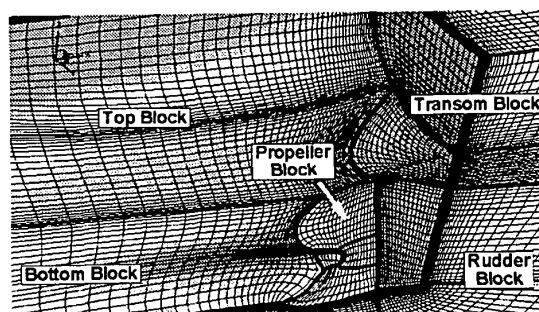


Fig. 11 Reference grid for wide transom hull and rudder

作成した計算格子を用いて計算された曳航状態と自航状態の船尾圧力分布の比較 Fig.12, Fig.13 に示す。プロペラ前方の船体表面の相当広い範囲において圧力の低下が見られる。一方、プロペラ直上の船底面においては圧力が上昇している。舵については、プロペラによる増速流が当たるため相当異なる圧力分布となっている。

5. 肥大船の自航性能推定精度検証

5.1 供試船型及び計算条件

開発した計算法の自航要素の推定精度について検証する。自航性能が全体に占める割合の大きな低速肥大船型

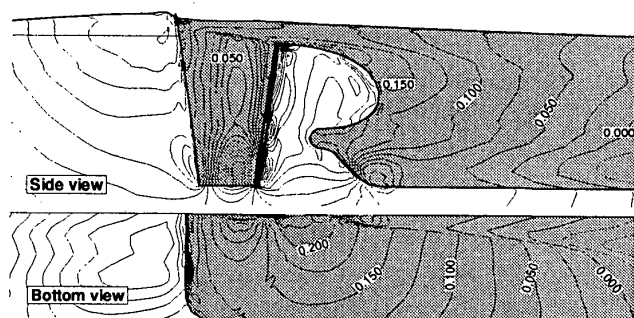


Fig. 12 Computed pressure contours for wide transom hull and rudder without propeller

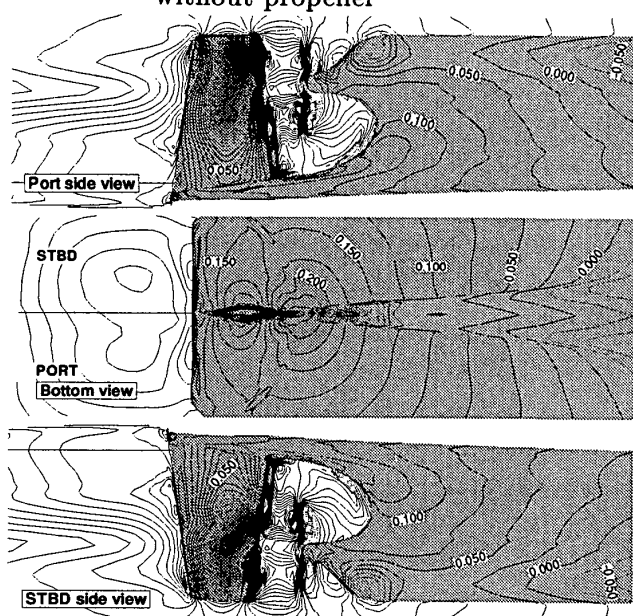


Fig. 13 Computed pressure contours for wide transom hull and rudder with propeller

を対象とすることにした。供試船型は船長 7.3m の大型模型を用いて三菱重工業株式会社の長崎研究所にて水槽試験が実施されている肥大船型とし、4 船速（フルード数=0.16,0.18,0.20,0.22）について曳航・自航流場計算を実施した。フルード数 0.18 のケースについてはプロペラ直径が 240mm(Prop-A) と 250mm(Prop-B) と異なる 2 種類で計算を行い、自航要素に与える影響についても併せて調査した。なお、自航状態の計算において航走姿勢は抵抗試験結果と同様とし、プロペラ回転数は自航試験結果を採用している。計算に使用した参照格子（船尾近傍）を Fig.14に示す。

5.2 計算結果

Fig.15に曳航計算から得られる剰余抵抗係数の計算結果と試験結果の比較を示す。計算は船速による抵抗の変化を良好に推定しており、何れの船速でも 5%以内の差となっている。

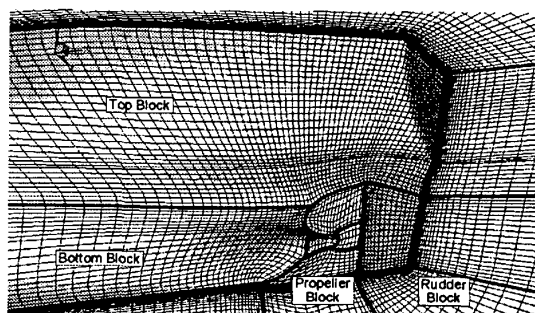


Fig. 14 Reference grid for full ship

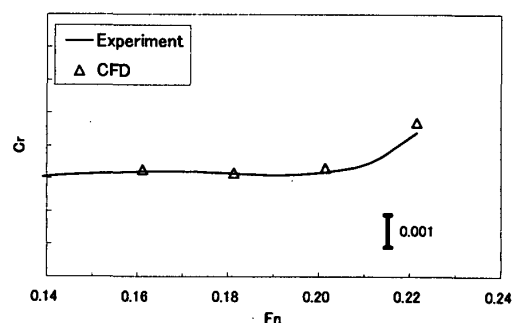


Fig. 15 Comparison of measured and computed residual resistance coefficient

Fig.16,17,18に自航要素 (t, w_m, η_r) の計算結果と試験結果の比較を示す。なお、伴流率 w_m 及びプロペラ効率比 η_r の算出に必要なプロペラ単独特性は UQCM で別途計算した結果を使用している。 w_m は推力一致法によるものである。

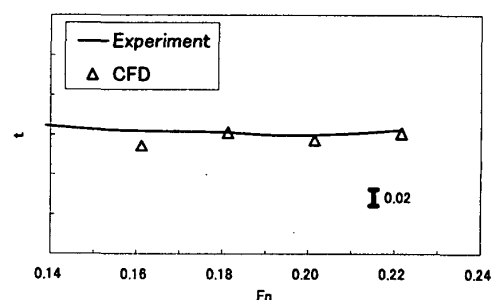


Fig. 16 Comparison of measured and computed thrust deduction factor

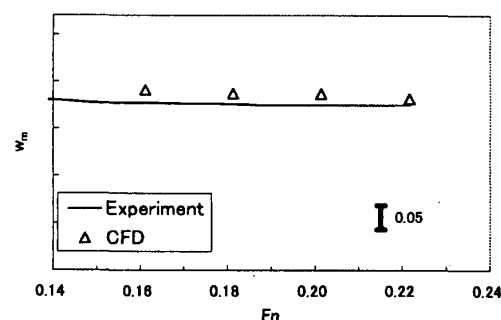


Fig. 17 Comparison of measured and computed wake fraction coefficient

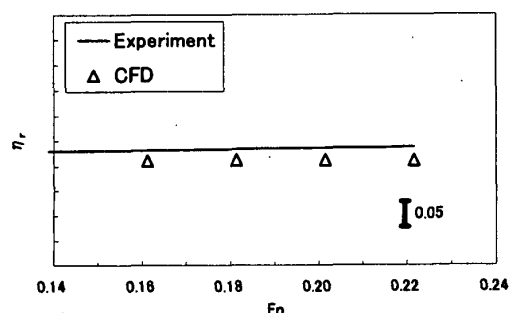


Fig. 18 Comparison of measured and computed relative rotative efficiency

自航要素の計算結果は良好に試験結果と一致しており推定誤差は何れも 10 % 以内となっている。肥大船の満載状態を対象としたため、船速の影響は顕著に現れていないが、実験では船速が増加するに従わずかに w_m が減少しており、計算結果にもその傾向が現れている。

次に、大直径の Prop-B について計算を行い自航要素に与える影響について調査した。Fig.19,20,21にそれぞれ t , w_m , η_r について Prop-A の試験結果との比をとって比較したグラフを示す。

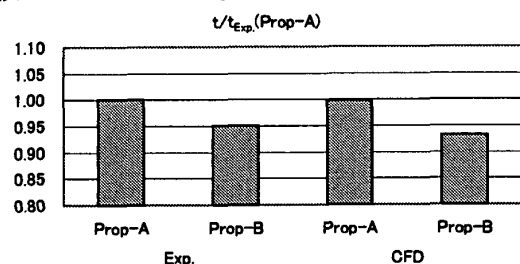


Fig. 19 Comparison of thrust deduction factor

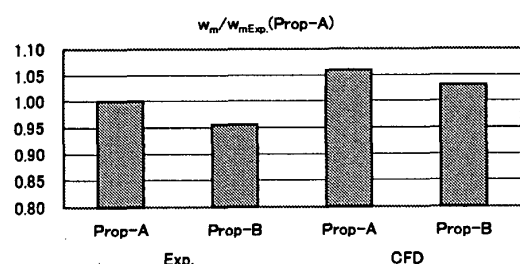


Fig. 20 Comparison of wake fraction coefficient

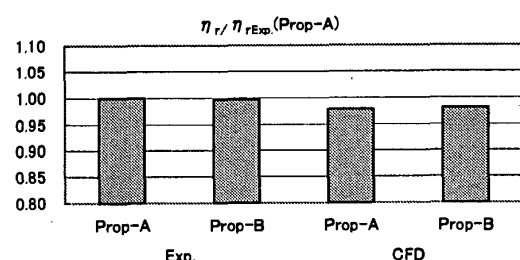


Fig. 21 Comparison of relative rotative efficiency

プロペラの相違について分析すると、 t の推定値は大直径ペラ (Prop-B) の方が若干小さくなっている。 w_m

は大直径ペラの方が試験結果、計算結果ともに小さくなっている。計算結果は全体的に高めとなっているが、プロペラ差については概ね試験結果と一致している。 η_r については試験、計算結果ともに直径による差は無い。

Fig.22に有効伴流分布図を示す。これは、流速分布 (IFP) から、同位置における誘導速度分布を UQCM で求め、差し引いたものである。自航計算においてはこ

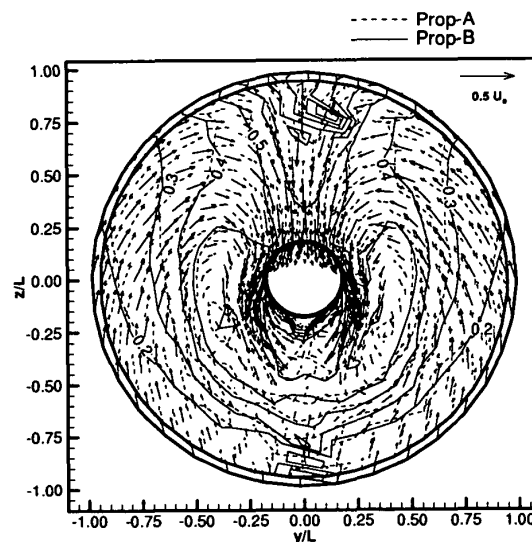


Fig. 22 Comparison of computed effective wake contours and cross plane vectors

の流入速度分布を基に UQCM によるプロペラ特性計算が行われる。分布のパターンとしては概ね一致しているため、直径の違いによって w_m に相違が現れるものと考えられる。定量的に評価するために、軸方向流速分布から面積加重平均によって求められる平均ウェイク値 (w_{Xmean}) と w_m との比較を Fig.23に示す。 w_{Xmean} と w_m はほぼ一致しており、 w_m が流場と直接には関係なく算出されるにもかかわらずプロペラへの流入場の特性を正しく表していることがわかる。また、従来からプロペラ直径を大きくすると伴流域が拡大するため w_m が小さくなるとの見解があったが、流場の分析からも裏付けられたといえる。

6. 結 言

本研究では、揚力面理論に基づくプロペラ計算法である UQCM をマルチブロック格子法を適用した RANS ソルバーにボディフォース法を用いて導入することによって、プロペラ作動を考慮した造波粘性流場計算を可能とした。これにより、低速船から高速船まで網羅した多様な船型について抵抗および自航性能を評価可能となるため、船型設計における有力な支援ツールとなると考えられる。

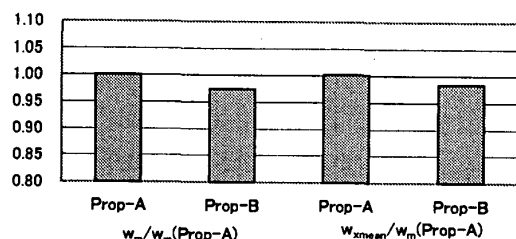


Fig. 23 Wake fraction coefficient and mean effective wake

本手法をコンテナ船型に適用した結果、自航性能に密接に関係するプロペラ近傍流場および船尾表面圧力分布を高精度に推定できた。船体と舵一体で計算可能な格子を考案し、肥大船型に適用した結果、抵抗のみならず自航要素についても良好な精度で推定できた。また、プロペラ直径を大きくすると伴流係数 w_m が小さくなる現象が計算でも捉えられ、流場の分析から伴流域が拡大するためであることが裏付けられた。

今後は、さらに船型設計に有効に活用していくために、回転数を調整し、自動的に自航点を探索するような機能を追加する予定である。また、多様な船型への適用性の検討として、多軸船やポッド型推進方式船等についても取り組んでいきたい。

謝 辞

三菱重工業株式会社 長崎研究所 大住知子氏には UQCM プログラムの改良にご協力いただきました。ここに記して感謝申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 日夏 宗彦, 児玉 良明, 藤沢 純一, 安東 潤, 「プロペラ影響を考慮した船体まわり流れの数値シミュレーション」, 西部造船会々報, 第88号, 1994.
- 2) 日夏 宗彦, 日野 孝則, 児玉 良明, 藤沢 純一, 安東 潤, 「自航状態における舵付き船体周り流れの数値シミュレーション」, 西部造船会々報, 第90号, 1995.
- 3) Kodama Y., "Computation of 3-D Incompressible Navier-Stokes equations for flow around a ship hull using an implicit factored method", Osaka International Colloquium on Ship Viscous Flow, Osaka, 1985.
- 4) 中武 一明, 「自航推進性能の計算法」, 船型設計のための抵抗推進理論シンポジウム, 日本造船学会, 1979.
- 5) Tahara, Y. and Ando, J., "Comparison of CFD and EFD for KCS Container Ship in Without/With-Propeller Conditions", A Workshop on Numerical Ship Hydrodynamics, Preprints, Gothenburg, Sweden, 2000.
- 6) Abdel-Maksoud, M., Rieck, K. and Menter, F., R., "Unsteady Numerical Investigation of the Turbulent Flow Around the Container Ship Model (KCS) with and without Propeller", A Workshop on Numerical Ship Hydrodynamics, Preprints, Gothenburg, Sweden, 2000.
- 7) Hoshino T., "Application of Quasi-Continuous Method to Unsteady Propeller Lifting-Surface Problems", J. of the Soc. Naval Archit. Japan, Vol. 158, pp.51-70, 1985
- 8) 高田 憲尚, 「マルチブロック格子法によるトランサム船尾周りの造波粘性流場計算」, 日本造船学会, 第190号, 2001
- 9) Hirata N. and Hino T., "An Efficient Algorithm for Simulating Free-Surface Turbulent Flows around an Advancing Ship", J. of the Soc. Naval Archit. Japan, Vol. 185, pp. 1-8, 1999.
- 10) Beddhu M., Pankajakshan R., Jiang M., Remotigue M., Sheng C., Taylor L.K., Briley W. and Whitfield D.L., "Computation of Nonlinear Turbulent Free Surface Flows Using the Parallel Uncle Code", 23rd Symposium on Naval Hydrodynamics, Preprints, 2000.
- 11) Kume, K., Ukon, Y. and Takeshi, H., "Measurements of Surface Pressure and Local Velocity Field around a KCS Model and Uncertainty Analysis", A Workshop on Numerical Ship Hydrodynamics, Preprints, Gothenburg, Sweden, 2000.
- 12) <http://www.ihr.uiowa.edu/gothenburg2000/>, A Workshop on Numerical Ship Hydrodynamics, Gothenburg, Sweden, 2000.
- 13) 日本造船研究協会, 第222研究部会, 「大型肥大船船尾流場推定法の高度化」報告書(第3年度), 1996