プロペラ単独性能に対するレイノルズ数の影響

正員 川 村 隆 文* 正員 大 森 拓 也**

Reynolds Number Effect on Propeller Performance in Open Water

by Takafumi Kawamura, *Member* Takuya Omori, *Member*

Summary

The effect of the Reynolds number on propeller performance in open water was investigated through numerical simulations at Reynolds numbers ranging from model scale to full scale. The comparisons of computational results with experimental data suggested that large part of the boundary layer on the blade surface is laminar at the model scale Reynolds number. On the other hand, it was shown that the dependencies of the thrust and torque coefficients on the Reynolds number is rather simple when the Reynolds number is sufficiently large. This result indicates that correction based on the skin friction coefficient can be applied to the extrapolation of the thrust and torque coefficients at the full scale.

1. 結 言

一般に船舶の設計にあたっては、実船の推進性能は船体とプロペラそれぞれの模型実験の結果に基づいて推定される。このうち、船体の抵抗計測と抵抗係数の外挿法については比較的多くの研究がなされてきているが、プロペラ性能については、未だ検討の余地が多く残されていると考えられる。プロペラ性能の計測は、通常直径 0.3m 以下の模型を用いて行われる。このときの翼コード長と幾何学的な流入速度に基づくレイノルズ数は 10^5 のオーダーになるため、境界層に層流部分が存在し、性能推定に影響を与えている可能性がある¹⁾。また、実船においては 2 桁以上レイノルズ数が大きくなるが、この間のプロペラ性能の変化についての知識も十分であるとは言えない。

近年では数値シミュレーションのプロペラの性能予測への適用例が増えている。Funeno²⁾は通常型とハイスキュー型の 2 つのプロペラに対し、模型スケールから実船スケールまでのレイノルズ数における性能予測計算を行い、実験と一致する傾向を捉えている。また、川村ら^{3,4)}はキャビテーションを伴う場合を含んだ計算結果を示している。しかし、これ

らの研究におけるプロペラ性能の予測値と実験値との間には 2, 3% 以上の差があると報告されている。その原因の一つとして、実験における層流境界層の存在が指摘されている^{2,3)}が、詳細は明らかにされていない。

以上のようにプロペラ性能に対する尺度影響の重要性が多くの研究者により指摘されているにも関わらず、その性質に対する理解が十分でない理由は、高レイノルズ数における信頼性が高いデータの不足にある。そこで本研究では、2 つのプロペラ形状に対する数値シミュレーションを通じて、プロペラ性能に関する尺度影響を検討する。特に乱流モデルとして、既報^{3,4)}で用いられてきた $k-\omega$ -SST モデルに加えて、乱流遷移を予測することができるモデルを導入することなどにより、層流部分が存在する影響についても検討を加える。

2. 計算方法と計算条件

計算方法は既報^{3,4)}とほぼ同様である。プロペラに固定した座標系を用いて、定常流れの仮定のもとに計算を行う。支配方程式は非圧縮のナビエ・ストークス方程式と連続の式であり、非構造格子を用いた有限体積法により離散化される。ソルバーとして、市販ソフトウェアである Fluent バージョン 6.3 を用い、支配方程式の離散化には 2 次精度の上流化されたスキームを選択した。

乱流モデルとして、既報^{3,4)}では $k-\omega$ -SST モデルが用いられていた。このモデルは 10^5 のオーダーのレイノルズ数においても前縁付近から乱流境界層となるため、同じレイノルズ

* 東京大学大学院工学系研究科

** 株式会社 IHI 技術開発本部

数における実験結果と一致が良くないという指摘がある³⁾。本研究では、同モデルに加えて、Fluent に実装されている低レイノルズ数型の $k-\omega$ -SST モデル⁵⁾を用いて結果を比較する。通常型の $k-\omega$ -SST モデルにおいては、境界層の遷移領域において、渦粘性係数を過大評価する傾向があるため、境界層の完全乱流状態への遷移が実際よりも早く起こる傾向がある。低レイノルズ数型のモデルは、この傾向を改善するために、流体の粘性の影響が相対的に強い領域において、渦粘性係数に減衰係数を乗じている⁵⁾。そのため、比較的レイノルズ数が低い、プロペラ単独性能試験の数値予測精度を向上できる可能性があると考えられる。

計算対象とした 2 つのプロペラの形状を Fig. 1 に、主要目を Table 1 に示す。青雲丸 I 世に装備されていた 5 翼の通常型のプロペラを本論文では青雲丸 CP と呼ぶことにする。このプロペラは実験データが豊富であることから、過去の研究^{2,3,4)}にも多く引用されている。MP282 は 4 翼の通常型プロペラであり Yamasaki¹⁾によって直径 0.25m 及び 0.95m の模型を用いた実験結果が報告されている。

Fig. 2 に計算領域の概略図、Fig. 3 にプロペラ翼面上の格子の例を示した。周期性を仮定することにより、プロペラの 1 翼分のみを計算対象とする。回転軸上のプロペラ基準線の位置に原点を取り、原点から流入境界までの距離 L_I 、流出境界までの距離 L_O 、外部境界までの距離 R_O はそれぞれ、 $4D$ 、 $10D$ 、 $6D$ とした。ただし D はプロペラ直径である。格子生成法も既報^{3,4)}とはほぼ同様であるが、Fig. 3 に示すように、翼表面の縁の部分の格子を四角形とすることで、前縁及び後縁の解像度を効率的に確保していることが特徴である。

Table 2 には格子生成及び計算の条件を示す。表において $Rn(K)$ は以下に定義される Kempf のレイノルズ数である。

$$Rn(K) = \frac{C_{0.7R} \sqrt{V_A^2 + (0.7\pi D)^2}}{\nu} \quad (1)$$

ここで、 $C_{0.7R}$ はプロペラ半径の 70% の位置における翼コード長(m)、 V_A はプロペラ前進速度(m/s)、 n はプロペラ回転数(1/s)、 D はプロペラ直径(m)、 ν は動粘性係数(m²/s)である。また高レイノルズ数の計算を行うにあたり、格子生成において境界層を解像するためのプリズム格子の生成について特に注意を払っている。壁面に垂直な方向の最小格子間隔 Δ_{min} (m) を以下の(2)式のように粘性長さで無次元化したものである y^+ は摩擦抵抗の予測精度に影響を与える指標である。

$$y^+ = \frac{\Delta_{min} u_\tau}{\nu} \quad (2)$$

u_τ は摩擦速度(m/s)であり、Kempf のレイノルズ数に対するシェーンヘルの平板摩擦抵抗係数 C_{f0} から以下のように推定する。

$$u_\tau = \sqrt{\frac{1}{2} (V_A^2 + (0.7\pi D)^2) C_{f0}} \quad (3)$$

本研究では、 y^+ の値が常に 1.1 となるように、各レイノルズ数の計算においてそれぞれ格子を作成した。プリズム層内の格子幅の成長率とプリズムの最も外側の層の厚さもほぼ一定に保つこととした。以上の制約により、レイノルズ数の増加に伴い最小格子間隔が減少すると、プリズムの層数が増加する。プリズムの層数は Table 2 に示すように、模型スケールのレイノルズ数では 15 層前後、実船スケールのレイノルズ数では 25 層前後となった。

Fig. 1 Model propellers

Fig. 2 Computational domain

Fig. 3 Typical mesh on the blade surface

Table 1 Principal particulars of the propellers

	Seiunmaru-I CP	MP282
Number of blades	5	4
Pitch ratio	1.0	1.2
Expanded area ratio	0.6500	0.6385
Boss ratio	0.1972	0.1977
Rake angle (deg)	6.0000	0.0000
Blade section	MAU	MAU

Table 2 Condition of mesh generation and computation

	Seiunmaru-I CP	MP282
$Rn(K) / 10^5$	2.34 ~ 234	3.5 ~ 442
y^+	1.1	1.1
$\Delta_{min} / 10^{-5}D$	2.7 ~ 0.040	2.0 ~ 0.024
(Number of cells) / 10^6	0.64 ~ 0.85	0.92 ~ 1.2
Prism layers	14 ~ 24	16 ~ 27
Growth ratio	1.5	1.5

3. 計算結果

3.1 プロペラ性能

Fig. 4 と 5 は直径 0.25m の模型に対応するレイノルズ数における、推力係数 K_T 、トルク係数 K_Q 、単独効率 η_0 の計算値及び計測値を前進係数 J を横軸にしてプロットしたものである。計算結果は $k-\omega$ -SST モデル(図では $k-\omega$ と表記)を用いた場合と、低レイノルズ数型 $k-\omega$ -SST モデル(図では $k-\omega$ -trans と表記)を用いた場合の両方が示されている。低レイノルズ数型のモデルを用いた場合、どちらのプロペラに対しても推力係数 K_T が増加し、トルク係数 K_Q は低下している。その結果として単独効率 η_0 は増加し、実験の値に近づいている。なお、青雲丸 CP に関する実験結果は Funeno²⁾を、MP282 に関しては Yamasaki¹⁾を参照している。

Fig. 4 Computed and measured characteristics of Seiunmaru-I-CP at $Rn(K) = 3.23 \times 10^5$

Fig. 5 Computed and measured characteristics of MP282 at $Rn(K) = 3.5 \times 10^5$

青雲丸 CP の $J=0.6$ の条件における K_T 及び K_Q のレイノルズ数依存性を、実験結果並びに Funeno²⁾の計算結果と比較したものを Fig. 6 に示す。全体的には推力係数はレイノルズ数の増加とともに増加し、トルク係数は減少する傾向を示す。実験結果は値が異なる 2 つのグループに分かれるが、これは異なるプロペラ動力計を用いたためであるとされている²⁾。低レイノルズ数型の乱流モデルを用いると、 $Rn(K)$ が 5×10^5 と 1×10^6 の間で境界層が乱流に遷移し、推力が減少してトルクが増加する結果が得られる。完全に乱流に遷移した後は、2 つの乱流モデルの計算結果の差は小さくなる。

Fig. 7 は同様の比較を MP282 の $J=1.1$ の条件に対して示したものである。青雲丸 CP と同様に推力係数はレイノルズ数の増加とともに増加し、トルク係数は減少する傾向を示す傾向が見られるが、低レイノルズ数型モデルにおける乱流状態への移行はより高いレイノルズ数で起こっている。この実験においても、直径 0.95m のプロペラの実験結果は値が異なるが、これについてもプロペラ動力計が異なるためであると考えられる。

Fig. 6 と Fig. 7 において、実験値は計算値よりもばらつきが大きく、レイノルズ数への依存性も一貫性が計算よりも低い。その理由として、レイノルズ数を変化させるために、絶対的な計測値が大きく変化すること、異なる寸法の模型が用いられていること、異なる容量のプロペラ動力計が用いられていることなどが考えられる。このことから、模型や計測器などの物理的な制約を受けないため、レイノルズ数を変化させることが比較的容易であるという数値計算の長所を確認できる。

3.2 翼の限界流線

Fig. 8 はプロペラ MP282 について計算におけるプロペラ翼負圧面の限界流線と、実験における油膜法による限界流線

(a) Thrust coefficient

(b) Torque coefficient

Fig. 6 Effect of Reynolds number on the characteristics of Seibunmaru-I-CP at $J=0.6$

(a) Thrust coefficient

(b) Torque coefficient

Fig. 7 Effect of Reynolds number on the characteristics of MP282 at $J=1.1$

の観察とを比較したものである。なお、実験の写真は、Yamasaki の論文¹⁾に掲載されていたものではなく、同じ実験方法及び模型を用いて撮影された別の写真である。計算結果は低レイノルズ数型のモデルを用いた場合について示している。Fig. 8(a)と(c)に示した、低い方のレイノルズ数においては翼コードの中央付近で乱流に遷移している様子が計算、実験ともに確認できる。一方 Fig. 8 (b)と(d)に示す、高い方のレイノルズ数においては、計算、実験ともに2次元流が観察され、境界層全体が乱流であることが分かる。

武井ら⁶⁾は青雲丸の通常型プロペラ(CP)とハイリースキュード型プロペラ(HSP)に対して、油膜法によるプロペラ境界流線の観察結果を報告している。武井らは直径0.221mと0.4mの2種類の大きさのプロペラ模型を用いたが、結果に明確な差異がないのでここでは直径0.4mの模型についての結果のみを引用し、Fig. 9に計算結果と比較した。武井らの結果では、 $Rn(K)$ が 3.7×10^5 と 6.8×10^5 のいずれにおいても明瞭な臨界半径が存在し、境界層はその内側では層流、外側では乱流であるとされている。Fig. 9(a)と(b)に示すように今回

の計算では、 $Rn(K)$ が 3.7×10^5 では翼全面が層流、 6.8×10^5 では翼全面が乱流となった。計算における層流状態の限界流線と実験における臨界半径の内側の部分を比較すると定性的に良く一致している。一方、計算における乱流状態の限界流線は実験の臨界半径の外側の部分と比較的に良く一致している。これらのことは、乱流遷移による翼面上の流れの変化を計算で予測できることを示しており、レイノルズ数をより細かく変化させた計算を行うことにより、実験のように臨界半径が観察される可能性もあると考えられる。

4. 尺度影響についての考察

4.1 乱流遷移について

Fig. 4と5に示した通り、直径0.25mの模型を用いた実験に対しては、低レイノルズ数型のモデルを用いた計算結果が良く一致する。この計算において境界層の広い部分が層流であったことを考えると、実験においても層流境界層の存在が結果に影響を与えていると考えるのが合理的である。

Fig. 8 Comparison of limiting streamlines of MP282 in the computation and in the experiment¹⁾

Fig. 9 Comparison of surface limiting streamlines of Seiumnaru-I-CP in the computation and in the experiment⁶⁾

境界層が層流であることによる影響は予測が困難であり、実験においては大型の模型を用いることや乱流促進を行うことによって、実船スケールの流れと同じ、全面乱流状態を再現することが望ましいと言える。Yamasaki¹⁾の実験結果と今回の計算結果から、 $Rn(K)$ を 2.4×10^6 程度の値とすることにより、乱流促進を行わなくても全面乱流状態となることが推定される。この臨界のレイノルズ数の値はプロペラ形状や前進係数に依存すると考えられるが、直径にして 1m 近い大きさの模型を使う必要があるため、もう一つの方法である乱流促進についても、取り付け位置及びワイヤ直径などについて検討を行う価値があると考えられる。

低レイノルズ数モデルを用いた数値計算では、Fig. 8 に示したように遷移の影響を一部再現することが可能であることが示された。しかし、乱流遷移はプロペラ形状、レイノルズ数や前進係数だけでなく、模型表面の粗さや主流乱れの大きさなど様々な条件に影響を受けると考えられ、それを計算で正確に予測することは困難であると考えられる。

一方、設計のツールとして考えた場合は、実船と同じ全面乱流を仮定した計算が有用である。今回行った計算のように、格子生成を適切に行うことにより実船スケールのレイノルズ数における性能を直接計算により求めることも十分可能である。

4.2 高レイノルズ数領域における尺度影響について

実験のレイノルズ数を大きくすることや乱流促進を行うことで、境界層が層流であることの影響を除いたとしても、実験と実船ではレイノルズ数にして 2 桁の差があることによる影響が残る。これについて、全面乱流を仮定した通常型の乱流モデルによる計算結果をもとに考察を加える。

Fig. 10 は推力係数の圧力成分と摩擦成分について最も高いレイノルズ数における値からの変化量をプロットしたものである。 ΔK_{TP} は圧力成分、 ΔK_{TV} は摩擦成分の変化量をそれぞれ示す。この図から、圧力成分の変化は摩擦成分の変化にほぼ比例し、1.5~3 倍程度の大きさを持つことが分かる。Fig. 11 はトルク係数に対して同様の検討を行った結果である。摩擦成分の変化 ΔK_{QV} は K_Q を増加させ、圧力成分の変化 ΔK_{QP} は K_Q を減少させる。両者はほぼ比例関係にあり、 ΔK_{QV} の方の値が大きいため全体としてはレイノルズ数の低下とともに K_Q は増加する。Fig. 12 は K_T と K_Q の摩擦成分 K_{TV} と K_{QV} を $Rn(K)$ の値に対応するシェーンヘルの平板摩擦抵抗係数 C_{f0} に対してプロットしたものであり、 K_{TV} と K_{QV} が平板摩擦抵抗係数にほぼ比例することを示している。 K_T 及び K_Q が無限大のレイノルズ数において一定値 $K_{T\infty}$ 及び $K_{Q\infty}$ に収束すると仮定し、有限のレイノルズ数における値を以下の様に表す。

Fig. 10 Variation of the pressure and frictional components of K_T from the values at full scale Reynolds number

Fig.11 Variation of the pressure and frictional components of K_Q from the values at full scale Reynolds number

$$K_T = K_{T\infty} + \Delta K_T, \quad K_Q = K_{Q\infty} + \Delta K_Q \quad (4)$$

ΔK_T 及び ΔK_Q はさらに圧力成分と摩擦成分に分離されるが、摩擦成分の K_{TV} と K_{QV} は無限大のレイノルズ数で零になるので、 $K_{T\infty}$ 及び $K_{Q\infty}$ は、圧力成分 K_{TP} と K_{QP} の無限大のレイノルズ数における外挿値から求めることができる。 K_{TP} と K_{QP} の C_{f0} に関する直線外挿から求めた $K_{T\infty}$ と $K_{Q\infty}$ によって規格化した圧力成分 K_{TP} と K_{QP} の平板摩擦抵抗係数 C_{f0} に対する変化をFig. 13と14にそれぞれ示した。さらに、 $K_{T\infty}$ と $K_{Q\infty}$ からの変化量である ΔK_T と ΔK_Q を求め C_{f0} との関係を示したものがFig. 15であるが、今回の計算結果は、全面乱流が仮定できるレイノルズ数が十分高い領域では、 K_T と K_Q は C_{f0} に対して線形に変化することを示唆している。

この領域に到達するためには、現在のプロペラ単独性能試験よりも一桁高いレイノルズ数が必要であることや、実船においては表面粗さの影響が無視できないと考えられることから、単純な線形外挿による実船性能推定法がそのまま適用

Fig. 12 Relation between C_{f0} and the frictional components $-K_{TV}$ and K_{QV}

Fig. 15 Relation between C_{f0} and the ΔK_T and ΔK_Q

Fig. 13 Relation between C_{f0} and the $K_{TP} / K_{T\infty}$

Fig. 14 Relation between C_{f0} and the $K_{QP} / K_{Q\infty}$

できるわけではない。しかし、今回の計算結果は、より緻密な推定法を今後に開発する際に、参考となると考える。

5. 結言

本研究では、模型スケールから実船スケールまで幅広いレイノルズ数におけるプロペラ周り流れの数値シミュレーションを行い、実験結果と比較することでプロペラ単独性能に対するレイノルズ数の影響を検討した。計算結果と実験結果の比較により、一般的なプロペラ単独性能試験においては境界層が一部層流であることの影響を受けていることを示唆する結果が得られた。一方、十分高いレイノルズ数における性能変化は単調であり、平板摩擦抵抗に基づく修正が有効である可能性が示された。今後、大型模型を用いた高レイノルズ数における実験により、今回の結果が検証されることが望まれる。プロペラ単独性能のみならず、船体、舵抵抗、自航要素などの尺度影響についても不確定性を含む部分が残されているが、現在はそれらを、粗度修正係数に含める形で経験的に取り扱っていると言える。今後現れるかもしれない新船型や革新的な推進システムに対応するためには、過去の経験に依存しない、より合理的な実船性能の推定法の開発が望まれる。これに対して、実船スケールのレイノルズ数における数値計算の精度の検証を進めることが有力な方法であろう。

謝 辞

本研究に関し有益な議論と助言を頂いた山崎禎昭氏に深く感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) T. Yamasaki: On Some Tank Test Results with a Large Model Propeller – 0.95m in Diameter – Part I –, Journal of Society of Naval Architects of Japan, vol. 144, 1978, pp. 70-77
 - 2) I. Funeno : On Viscous Flow around Marine Propellers – Hub Vortex and Scale Effect –, Journal of Kansai Society of Naval Architects, Japan, No. 238, 2002, pp. 17-27
 - 3) 川村隆文, 渡辺貴之, 竹腰善久, 前田正二, 山口一 : キャビテーションを伴うプロペラ周り流れの数値シミュレーション, 日本造船学会論文集, 第 195 号, 2004, pp. 211-219
 - 4) T. Kawamura, et al. : Simulation of unsteady cavitating flow around marine propeller using a RANS CFD code, 6th International Symposium on Cavitation, Wageningen, Nederland, 2006
 - 5) D. C. Wilcox : Turbulence Modeling for CFD, DCW Industries, Inc., La Canada, California, 1998
 - 6) 武井幸雄, 角川 明, 右近良孝: 船用プロペラ翼面上の流れの可視化, 流れの可視化, Vol. 7, No. 26, 1987, pp. 141-144
-