限界小翼面積プロペラの研究

— 第 1 報 小翼面積プロペラの設計、模型実験と実船実験 —

正会員 山 崎 正三郎*	石 原 泰 明*	正会員 蓮 池 伸 宏*
正会員 姫 井 弘 平*	正会員 岡 崎 全 伯*	三 嶋 孝 洋*
正会員 片 山 健 太*	川 崎 正 洋*	藤 井 啓 太*

Research on a smallest blade area propeller

1st report; the design, model tests and full scale measurements of a small blade area propeller

by Shosaburo Yamasaki, <i>Member</i>	Yasuaki Ishihara	Nobuhiro Hasuike, <i>Member</i>
Kohei Himei, <i>Member</i>	Akinori Okazaki, <i>Member</i>	Takahiro Mishima
Kenta Katayama, <i>Member</i>	Masahiro Kawasaki	Keita Fujii

Summary

This paper concerns results of model tests and full scale measurements of the propeller designed for inland ship (749 GT chemical tanker) aiming 3% increase of propulsive efficiency comparing with the present conventional propeller.

Three concepts, namely ① small blade area, ② decrease of hub-vortex, and ③ consideration of ship wake distribution are applied for the propeller design. NHV (Non Hub-Vortex) propeller, of which the blade area was decreased by 20% from the conventional propeller, was designed and towing tank tests (propeller open test and self propulsion test) and cavitation tests (cavitation observation, paint erosion test, and fluctuating pulse measurement) were carried out with the conventional propeller and the SBA-NHV propeller (Small Blade Area NHV propeller).

The model test results showed that the propulsive efficiency of SBA-NHV propeller is about 4% higher than that of the conventional propeller and the risk of cavitation erosion and the fluctuating pressure of both propellers are almost equivalent.

Finally, sea trial of 749 GT chemical tanker was performed with the SBA-NHV propeller which was newly manufactured. Results of the sea trials and the service performance demonstrated about 4% deduction of engine output without any problem of the ship vibration and cavitation erosion after 15 months operation.

1. 緒 言

プロペラ効率について重要な要素は「プロペラ荷重度」, 「プロペラ回転流」, 「翼の粘性抗力」であり, 従来, これらを減少させることで効率向上を図ってきた。

翼面積を小さくすれば「翼の粘性抗力」を減らしてプロペラ効率を向上できるが, キャビティが増加し, 翼のエロージョンや船尾変動圧力 (船尾振動) が増大するので小翼面積化をある程度のところで抑えてきた。ところが最近の研究^{1),2),3)}により, 翼先端近傍の荷重分布を適当に設計すれば, さらに小翼面積化を進めてもキャビテーションの問題 (エロージョンや船尾振動の増大) を回避することが可能と考えられた。いわゆるチップロード化である。従来は翼先端近傍の荷重を減らしてキャビティの発生量を抑えてきたが, 小翼面積プロペラのようにキャビティが多く発生する場合, 逆に翼

先端の荷重を増やしてキャビテーションを減少及び安定化させる (消えにくくする) ことが翼のエロージョンや船尾振動の抑制に有効であることが判明した。

一方, 小翼面積プロペラとは別にハブボルテックスを減少, 消滅させる Non Hub-Vortex (NHV と略す) プロペラが実用化されている。これはハブボルテックスを抑制し, それによるエネルギーロスを減らすことで効率改善をはかったものである。ハブボルテックスは翼根部の回転流がプロペラ中心部に集まって後流に流れ去るものであり, 上述の効率改善の要素でいえば「プロペラ回転流」を減少させたプロペラともいえる。荷重分布はルートアンロードとなり, 上述の小翼面積プロペラと組み合わせやすい。また, 伴流中での最適設計を狙いとした Wake Adapted Propeller⁴⁾ も基本的にはルートアンロード, チップロードであり, このコンセプトも組み合わせることができる。したがって, 小翼面積, NHV, Wake Adapted の 3 つのコンセプトを合わせた "伴流分布を考慮した小翼面積 NHV プロペラ" を設計すればかなりの効率向上が期待される。

そこで, 内航船 (749 型ケミカルタンカー) を対象に現装プロペラと比較して展開面積比を 20% 下げた NHV プロペラを設計した。そして, その効果を確認するために現装プロペ

* ナカシマプロペラ株式会社

ラと小翼面積 NHV プロペラの曳航水槽試験（プロペラ単独性能試験，自航試験）とキャビテーション試験（キャビテーション観察，エロージョンテスト，船尾変動圧力計測）を実施した．また，実船では粘性影響の違いにより伴流分布やプロペラ翼面上の流れが異なる．そのために模型実験で確認された小翼面積 NHV プロペラの効果が実船でえられるかどうかの確認が必要である．キャビテーションエロージョン，船尾振動についても同様である．とくに大形プロペラの実機を換装して比較実験を実施した例は少ない．そこで，模型実験をおこなった小翼面積 NHV プロペラの実機を製作して換装し，現装プロペラと合わせて実船実験を実施した．そして，推進効率，船尾振動等について模型実験と比較した．さらに，現装プロペラおよび小翼面積 NHV プロペラの就航データを解析して就航時の馬力削減量についても比較，評価した．また，約 1.5 年就航後，キャビテーションエロージョンの状況を確認した．本研究ではこれらの結果について報告する．

2. 小翼面積 NHV プロペラの設計

2.1 現装プロペラの曳航水槽試験

小翼面積 NHV プロペラの設計用データをえると同時に現装プロペラ（PNo.1）の性能を確認するために，749 型ケミカルタンカーの模型船と現装プロペラの模型を製作し，ジャパン・マリン・ユナイテッド（JMU と略す）の技術研究所（津）にて曳航水槽試験を実施した．試験項目はプロペラ単独性能試験，船の抵抗試験，自航試験，伴流分布計測である．プロペラの直径が 250mm となるように模型と実船のスケール比を 1/12 とし，模型船長さを 5,583mm とした．

船体諸元と主機要目を Table 1，船尾図を Fig.1，PNo.1 のプロペラ主要目と模型プロペラの写真をそれぞれ Table 2，Fig.2 に示す．PNo.1 は 4 翼 NACA タイプであり，展開面積比はバリのキャビテーション判定図表の 5% ラインから 0.48 と選定されている．PNo.1 の曳航水槽試験結果から小翼面積 NHV プロペラ（PNo.2）の設計条件を設定し，また，模型船伴流分布から実船伴流分布を推定した．それらを Table 3，Fig.3 に示す．

2.2 プロペラ設計

プロペラ揚力面理論（LST）^{5),6)} と CFD^{7),8)} を用いて Table 3 に示す設計条件で小翼面積 NHV プロペラ（PNo.2）を設計した．PNo.2 のプロペラ主要目と模型プロペラの写真を Table 2，Fig.2 に示す．直径は PNo.1 と同じとし，展開面積比を約 20% 下げている．PNo.1, 2 の半径方向循環分布を Fig.4 に示す．PNo.2 は半径方向の荷重分布をルートアンロード，チップロードとしており，キャビテーションエロージョンのリスクを軽減し，伴流中での推進性能の改善を図っている．

Fig. 1 Propeller aperture.

Fig. 3 Wake pattern.

Fig. 2 Propeller models.

Fig. 4 Circulation distributions.

Table 1 Main particulars of ship and main engine.

Ship	
Length Between Perpendiculars	67.0 m
Breadth	11.3 m
Depth	5.5 m
Draught	4.75 m
Main Engine	
Type	Hanshin LA28RG-3
Output × Rotational speed	1323 kW × 330/192 rpm

Table 2 Main particulars of propellers.

PNo.	1	2
Number of Blades	4	
Diameter	3.0 m	
Expanded Area Ratio	0.480	0.380
Pitch Ratio (0.7R)	0.800	0.822
Skew Angle	25°	

Table 3 Propeller design condition.

Ship Speed	13.5 kt
Wake Fraction	0.271
Relative Rotative Efficiency	1.023
Transmission Efficiency	0.95
Brake Horse Power	1125 kW
Propeller Rotational Speed	187.5 rpm

2.3 プロペラ揚力面理論と CFD によるプロペラ性能の推定

PNo.1, 2 について LST と CFD を用いてプロペラ単独性能とキャビテーションパターンを計算した。CFD 計算には非構造格子の有限体積法をベースとする汎用 CFD ソフトウェア SCRYU/Tetra を使い、メッシュ数約 1300 万要素、非線形低レイノルズ数 $k-\varepsilon$ 乱流モデル、 $Rn(Kempf) = 1.5 \times 10^6$ で RANS 計算を実施した。キャビテーション計算には Realizable $k-\varepsilon$ 乱流モデルを用いた。

2.3.1 プロペラ単独性能

LST と CFD により計算した、プロペラ設計点 (Full Load, 常用出力: $K_Q/J^3=0.145$) におけるプロペラ効率を Table 4a, 4b に示す。Table 4a は一様流中、Table 4b は 1 回転平均伴流中の計算結果である。なお、ここで用いた記号は以下の通りである。

- J : プロペラ前進係数 $= V_a / (nD)$
- K_T : スラスト係数 $= T / (\rho n^2 D^4)$
- K_Q : トルク係数 $= Q / (\rho n^2 D^5)$
- η_o : プロペラ単独効率 $= J \cdot K_T / (2\pi K_Q)$
- T : プロペラスラスト (N)
- Q : プロペラトルク (N・m)
- V_a : プロペラ前進速度 (m/sec)
- n : プロペラ回転数 (rps)
- D : プロペラ直径 (m)
- ρ : 水の密度 (kg/m^3)

また、下付添字 w は 1 回転平均伴流中であることを示す。

Table 4a Propeller characteristics (in uniform flow).

PNo.	1	2
K_Q/J^3	0.145	
Calculation Method	LST	
Propeller Open Efficiency η_o	0.639	0.653
$\Delta\eta_o$ (%)	—	2.1
Calculation Method	RANS	
Propeller Open Efficiency η_o	0.589	0.595
$\Delta\eta_o$ (%)	—	1.0

Table 4b Propeller characteristics (in wake).

PNo.	1	2
Calculation Method	LST	
$10K_{Qw}$	0.229	
$K_{Tw}/(10K_{Qw})$	0.749	0.785
$\Delta K_{Tw}/(10K_{Qw})$ (%)	—	4.8

一様流中の計算結果から LST と CFD を比較すると、LST 計算では PNo.1 と PNo.2 の差が 2.1% であるのに対して CFD 計算ではその差が小さくなっている。一様流中と 1 回転平均伴流中の違いについては、LST による 1 回転平均伴流中の計算結果では PNo.1 と PNo.2 の差は 4.8% となり、一様流中と比較してさらに 2.7% 大きくなっている。

2.3.2 キャビテーションパターン

Ballast, 常用出力状態で LST と CFD により計算した PNo.1, 2 のキャビテーションパターンを Figs.5, 6 に示す。PNo.1 と比較して PNo.2 では、展開面積比の減少に伴ってキャビテーション発生範囲が半径方向、翼弦方向ともに広がっている。また、キャビテーション消滅時、翼先端後縁付近で少し半径方向に広がっているが、スムーズに消滅している。

Fig. 5 Estimated cavitation patterns (LST).

Fig. 6 Estimated cavitation patterns (CFD).

3. 曳航水槽試験

PNo.1 に対する PNo.2 のプロペラ単独効率、推進効率のアップ量を確認するために、JMU の曳航水槽で改めて PNo.1 と PNo.2 のプロペラ単独性能試験と自航試験をおこなった。自航試験解析には自航試験時の Rn 数に対応したプロペラ単独性能試験の結果を用いた。常用出力状態における PNo.1, 2 のプロペラ単独効率を Table 5 で、推進効率を Table 6a で比較している。プロペラ単独効率の差は 1.6%、推進効率 η_s の差は Full Load, Ballast の平均で約 4% である。プロペラ単独効率の差 1.6% は LST と CFD の計算結果の中間の値に相当する。

また、現在、本船は運航効率改善のために低出力で運航されているので約 60% MCR での推進効率を Table 6b で比較したところ、推進効率 η_s で約 3.5% の差がみられる。

Table 5 Propeller open efficiency.

PNo.	1	2
K_Q/J^3	0.145	
Propeller Open Efficiency η_o	0.635	0.645
$\Delta\eta_o(\%)$	—	1.6

Table 6a Propulsive efficiency at CSO.

PNo.	1	2
Ship Condition	Full Load	
Froude Number F_n	0.265	
Propulsive Efficiency η_s	0.728	0.759
$\Delta\eta_s(\%)$	—	4.2
Ship Condition	Ballast	
Froude Number F_n	0.275	
Propulsive Efficiency η_s	0.715	0.743
$\Delta\eta_s(\%)$	—	4.0

Table 6b Propulsive efficiency at 60%MCR.

PNo.	1	2
Ship Condition	Full Load	
Froude Number F_n	0.247	
Propulsive Efficiency η_s	0.780	0.805
$\Delta\eta_s(\%)$	—	3.3
Ship Condition	Ballast	
Froude Number F_n	0.257	
Propulsive Efficiency η_s	0.748	0.776
$\Delta\eta_s(\%)$	—	3.7

4. キャビテーション水槽試験

キャビテーションエロージョンリスクと船尾変動圧力の変化を調べるために PNo.1, 2 を用いて東京大学(UT), 海上技術安全研究所(NMRI)のキャビテーション水槽で模型実験をおこなった。2ヶ所ともに Fig.3 の伴流分布をワイヤメッシュにより作成し, プロペラ直上に挿入した平板上で変動圧力を計測した。

4.1 キャビテーション観察

キャビテーション観察は高速度ビデオを用いておこなった。Fig.7 で示すように, PNo.1, 2 のキャビテーション発生から崩壊までに大きな違いは見られない。PNo.2 についてもほとんどすべてキャビテーションが前縁剥離渦のロールアップの中に巻き込まれて消滅している。模型実験 (Fig.7) と理論計算結果 (Figs.5, 6) を比較すると, 半径方向の広がりには少し差がみられるが, 翼弦方向の広がりや消滅については同様の傾向がみられる。すなわち, 模型実験, 理論計算ともに, 展開面積比の低下に伴ってキャビテーション発生範囲が翼弦方向に広がり, そしてキャビテーション崩壊時に翼先端後縁部での崩壊範囲が半径方向内側に広がり, キャビテーションエロージョンリスクが増える傾向は対応しているといえる。

Fig. 7 Propeller cavitation (NMRI).

4.2 キャビテーションエロージョンテスト

PNo.1, 2 のエロージョンテストを Ballast, 常用出力状態 ($K_T = 0.170$, $\sigma_n = 2.50$) でおこなった。ここで,

$$\sigma_n : \text{キャビテーション数} = (P - P_v) / (0.5 \rho n^2 D^2)$$

P : 静水圧 (Pa)

P_v : 水の蒸気圧 (Pa)

である。

翼にアオタックを塗布後、30 分乾燥させたのち、キャビテーションタンクで 30 分回転させた。実験結果を Fig.8 に示す。PNo.1, 2 についてペイントの剥離はなかった。キャビテーション観察とエロージョンテスト結果から PNo.2 を採用した場合、とくにキャビテーションエロージョンが問題になることはない判断された。

Fig. 8 Results of paint tests (UT).

4.3 船尾変動圧力計測

キャビテーションを安定化させるために PNo.1, 2 の翼前縁にラフネスを塗布し、変動圧力を Ballast, 最大出力状態 ($K_T=0.170$, $\sigma_n=2.35$) で計測した。プロペラ直上点近傍で計測した変動圧力の波形を Fig.9 に示す。波形の形状、全振幅について PNo.1, 2 の間にほとんど差がみられない。PNo.2 で展開面積比を小さくしても船尾変動圧力への影響は小さいといえる。

周波数解析を実施して求めた PNo.1, 2 の変動圧力振幅 K_p (片振幅, 無次元値) の船の左右舷方向分布を Fig.10 に示す。さらにプロペラ直上点近傍の実船換算値 (片振幅) を Table 7 に示す。PNo.2 の方が少し増えているが、1, 2 次翼振動数成分は 3.1kPa 以下でとくに問題となる大きさでない。PNo.2 を実船採用しても船尾変動圧力による船尾振動上とくに問題ないと判断される。

Fig. 9 Pressure fluctuation (NMRI).

Table 7 Single amplitude of fluctuating pressure (kPa).

PNo.	1	2
1st Component	1.9	2.1
2nd Component	2.6	3.1
3rd Component	0.9	0.9

Fig. 10 Distribution of fluctuating pressure amplitude (NMRI).

5. 実船実験

5.1 実機プロペラ

回転数のマッチングをとるよう PNo.2 のピッチ比を 0.822 から 0.807 に修正して実機小翼面積 NHV プロペラ PNo.2' を製作した。PNo.2' の主要目を Table 8 に示す。また、本船に装着した現装プロペラ (PNo.1) および小翼面積 NHV プロペラ (PNo.2') の写真を Fig.11 に示す。

Table 8 Main particulars of propeller.

PNo.	2'
Number of Blades	4
Diameter	3.0 m
Expanded Area Ratio	0.380
Pitch Ratio (0.7R)	0.807
Skew Angle	25°

Fig. 11 Hull and propeller (clean surface condition).

5.2 速力試験

本船は、建造が平成 22 年 4 月であり、その後、平成 23 年 11 月と平成 25 年 2 月に入渠した。プロペラは平成 23 年 11 月に換装され、試運転は新造時と 2 回の入渠前後で実施された。したがって、船体とプロペラが「きれいな状態」と

入渠前の「汚れた状態」で現装プロペラ(PNo.1)と小翼面積 NHV プロペラ(PNo.2')が比較できた。入渠時のプロペラの汚れ状況を Fig.12 に示している。両プロペラともに表面にアオサが同程度付着しており、その他に翼根の後縁部に現装プロペラ(PNo.1)と同程度フジツボが付着していた。

試運転の日時、海象等を Table 9 に示している。本船には航海支援システム SUPER BRIDGE-X (エムエイチアイマリンエンジニアリング(株)製) およびデータ・ロガーシステム MYCOM-1000 (阪神内燃機工業(株)製) が装備されており、計測はそれらを用いておこなわれた。試運転は、いずれも同じ軽荷状態で瀬戸内海燧灘の同じ海域でおこなわれ、海象条件はおおむね良好であった。波高については船長と計測者の目視により決定した。

平成 22 年 4 月 (現装プロペラ(PNo.1)装着) と平成 23 年 11 月 (小翼面積 NHV プロペラ(PNo.2')装着) に実施された「きれいな状態」での船速試験結果を ISO15016 法⁹⁾ で解析して Fig.13 で比較した。本船が運航されている 13kt (約 65%MCR) 前後で比較すると、馬力削減量は 4.5%であり、模型実験で確認された推進効率アップ量とほぼ同じ数値が試運転でも確認された。さらに、平成 23 年 11 月 (現装プロペラ(PNo.1)装着) と平成 25 年 2 月 (小翼面積 NHV プロペラ(PNo.2')装着) に実施された入渠前の「汚れた状態」の船速試験結果を Fig.14 で比較している。きれいな状態の試運転結果と同様に 13kt (約 65%MCR) 前後での馬力削減量は 4.5%であり、両状態ともに同じ効果が確認された。

Fig. 12 Hull and propeller (foul surface condition).

Table 9 Trial conditions.

Date	Condition of ship	Kind of Propeller	Sea state		Wave height
			Weather	Sea condition	
Apr. 2010	Draft of the ballast (at newly build)	PNo.1	Fine	Calm	0.30m
Nov. 2011	Same draft as the above (as foul condition)	PNo.1	Cloudy	Smooth	0.50m
Nov. 2011	Same draft as the above (as clean condition)	PNo.2'	Rain	Slight	0.70m
Feb. 2013	Same draft as the above (as foul condition)	PNo.2'	Blue sky	Smooth	0.50m

Fig. 13 Power curve after dock-out (clean condition).

Fig. 14 Power curve before dock-in (foul condition).

5.3 船体振動計測

船体振動へのプロペラ換装の影響を調査するために、1成分振動計 VA-11 (リオン(株)製) を用いて操舵室左右舷、プープデッキ、舵機室、機関室左右舷 (プープデッキと舵機室は上下方向のみ) における振動を常用出力 (85%MCR) と 100%MCR で計測した。常用出力時の計測結果を Fig.15 と Fig.16 (ISO の振動評価図) に示す。Fig.16 の横軸は周波数、縦軸は振動速度であり、図中央の塗りつぶした領域より下であれば振動の問題がないと判断される。プロペラの翼振動数 1 次と 2 次の周波数を太線で表し、白抜きの丸印で現装プロペラ、黒塗りつぶしの丸印で小翼面積プロペラの振動計測結果をプロットしている。Fig.15 から両プロペラの大小関係について一部、船尾変動圧力の模型実験結果と逆の傾向になっているが、Fig.16 から両プロペラともに 1 次翼振動数成分は図中に現れず、2 次翼振動数成分は 2mm/s 以下で十分小さくて問題ないレベルであると判断される。

Fig. 15 Vibration on poop deck and in steering gear room and wheelhouse.

Fig. 16 Results of hull vibration measurements.

6. 就航実績

本船の航路は北海道から沖縄までであり、沿海区域では波浪の影響を大きく受けることが就航データからわかった。幸い、データのバラつきが小さい瀬戸内海航路(平水区域)の航海数が多かったので、それを解析対象とした。

6.1 就航解析

本船の就航データ収集には、自動記録保存する操舵室の航海データ収録装置 (緯度・経度、対地・対水船速、風速等) と機関室の仮設機関データ収録装置 (主機回転数、プロペラ回転数、ラック目盛、主機出力、燃料積算消費量等) を用いた。また、データ抽出条件を①瀬戸内海航路に限定、②燃料ポンプラック目盛が主な使用範囲のデータ、③対水速力が主な使用範囲のデータ (潮流の影響が少ない対水速力とする) とした。抽出した主要データのプロペラ回転数、対水船速、主機出力をまとめたものを Fig.17 に示す。平均排水量、平均プロペラ回転数、平均対水船速に少し差があるものの平均主機出力を比較すると馬力削減量は約 4% である。

6.2 キャビテーションエロージョン

平成 23 年 11 月入渠時に現装プロペラ(PNo.1)、平成 25 年 2 月入渠時に小翼面積 NHV プロペラ(PNo.2')の表面の状況を確認した。両プロペラの Back 面の写真を Fig.18 に示す。両プロペラともにキャビテーションエロージョンは全く見られなかった。

Fig. 17 Results of service performance Analysis.

Fig. 18 Back surface conditions.

7. 結 言

749 型ケミカルタンカーを対象として展開面積比を現装プロペラから 20%減らした小翼面積 NHV プロペラを設計し、現装プロペラとあわせて曳航水槽試験と伴流中のキャビテーション試験を実施した。その結果、小翼面積 NHV プロペラは現装プロペラと比較して、キャビテーションエロージョンリスクおよび船尾変動圧力の増加はほとんどなく、推進効率を常用出力時で約 4%、低船速域 (約 60%MCR) で約 3.5% アップすることができ、ほぼ計画通りの結果がえられた。

既存の数値計算ツールの有効性を確認するために小翼面積 NHV プロペラと現装プロペラのプロペラ単独効率差について、理論計算 (プロペラ揚力面理論, CFD) と模型実験を比較した。その結果、プロペラ揚力面理論では過大評価, CFD では過小評価の傾向がみられた。また、キャビテーションへの翼面積比の影響について模型実験と比較し、プロペ

ラ揚力面理論と CFD とともに実験との対応がよく、エロージョンリスクの増加傾向をとらえられて実用に供すると判断された。

さらに、小翼面積 NHV プロペラの実機を製作して 749 型ケミカルタンカーに換装した。そして試運転を実施し、現装プロペラと比較して現在運航されている速度域において 4.5%の馬力削減が確認された。また、就航データ解析によっても小翼面積 NHV プロペラへの換装により現装プロペラと比較して 4%の馬力削減が確認された。これらは模型実験結果により確認された推進効率のアップ量によく対応している。

船体振動は現装プロペラ、小翼面積 NHV プロペラともに同レベルであり、ISO 振動ガイドライン下限値よりかなり低く問題なかった。

約 1.5 年就航後、キャビテーションエロージョンの確認をおこない、両プロペラともにキャビテーションエロージョンは見られなかった。

以上の結果から、現装プロペラと比較して小翼面積 NHV プロペラは船尾振動とキャビテーションエロージョンの問題なく約 4%馬力削減されたこと、および模型実験の有効性が確認された。

謝 辞

曳航水槽試験の実施にあたり、ジャパン・マリン・ユナイテッドの岸グループ長と京浜マリン製作所の内堀専任部長に、キャビテーション試験の実施にあたり、東京大学の山口教授と前田助手、海上技術安全研究所の川並主任研究員にご協力頂いた。また、供試船の提供ならびに実船試験の実施に

あたり、辰巳商会の亀井部長代理に、実船実験と就航解析の実施にあたり、流体テクノの玉島社長、久村研究員、中尾研究員にご協力頂いた。なお、本研究は国土交通省、日本海事協会、日本財団の補助による GHG 排出削減研究の一部として実施したものである。ご協力頂いた関係各位に厚くお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 山崎正三郎, 岡崎全伯, 右近良孝, 川並康剛: 翼先端近傍の荷重分布を変更したプロペラのキャビテーション試験 第 1 報: 翼先端近傍の荷重分布を変更したプロペラのキャビテーション性能, 日本船舶海洋工学会講演会論文集 第 6 号, 2008, pp.197-200.
- 2) 山崎正三郎, 岡崎全伯, 右近良孝, 川並康剛: 翼先端近傍の荷重分布を変更したプロペラのキャビテーション試験 第 2 報: プロペラ揚力面理論によるキャビテーションシミュレーションの改良, 日本船舶海洋工学会講演会論文集 第 6 号, 2008, pp.201-204.
- 3) Yamasaki, S., Okazaki, A., Hasuike, N., Kawanami, Y. & Ukon, Y. : Numerical and Experimental Investigation into Cavitation of Propellers Having Blades Designed by Various Load Distributions near the Blade Tips, Proc. Of 1st International Symposium on Marine Propulsors smp'09, Trondheim, Norway, 2009.
- 4) Lerbs, H.W. : Moderately Loaded Propellers with a Finite Number of Blades and an Arbitrary Distribution of Circulation, SNAME, 1952.
- 5) 波多野修次, 南方潤三, 山崎正三郎: 揚力線および揚力面理論によるプロペラ性能の推定, 西部造船会会報 第 49 号, 1975.
- 6) 山崎正三郎: 非線形定常プロペラ揚力面の数値解放とその応用例, 西部造船会会報 第 62 号, 1981, pp.47-68.
- 7) 蓮池伸宏, 山崎正三郎, 安東潤: 汎用 CFD を用いた船用プロペラキャビテーション計算例, キャビテーションに関するシンポジウム 第 13 回, 2006.
- 8) Hasuike, N., Yamasaki, S. & Ando, J. : Numerical Study on Cavitation Erosion Risk of Marine Propellers Operating in Wake Flow, the 7th International Symposium on Cavitation, August, 2009.
- 9) ISO/TC8 試運転解析コード ISO15016:2002