

船用プロペラにおけるバックワードチップレーキが 船尾変動圧力および推進性能に及ぼす影響に関する 研究

岡崎, 全伯

<https://doi.org/10.15017/2534405>

出版情報 : Kyushu University, 2019, 博士 (工学), 課程博士
バージョン :
権利関係 :

船用プロペラにおけるバックワード
チップレーキが船尾変動圧力および
推進性能に及ぼす影響に関する研究

平成31年4月

岡崎全伯

目次

第 1 章 緒論	1
1.1 研究の背景	1
1.2 チップレーキプロペラに関する従来の研究	4
1.3 研究の目的	7
1.4 本論文の構成	9
第 2 章 バックワードチップレーキによる船尾変動圧力への影響	11
2.1 緒言	11
2.2 供試プロペラ的设计	13
2.3 系統的キャビテーション試験	19
2.3.1 試験状態	19
2.3.2 キャビテーション観察	21
2.3.3 船尾変動圧力計測	25
2.4 船尾変動圧力減少量の簡易推定式	25
2.4.1 チップレーキを表すパラメータの選定	34
2.4.2 船尾変動圧力減少量の簡易推定式	38
2.5 結言	42
第 3 章 バックワードチップレーキによる船尾変動圧力低減のメカニズム	43
3.1 緒言	43
3.2 Biot-Savart の法則に基づく誘導速度および圧力に及ぼすチップレーキの影響 ..	45
3.2.1 Biot-Savart の法則	45

3.2.2	解析対象	47
3.2.3	計算結果	48
3.3	有限幅直進翼の流体力学的特性に及ぼすチップレーキの影響	51
3.3.1	解析用有限幅直進翼と計算方法	51
3.3.2	計算結果	54
3.4	プロペラの流体力学的特性に及ぼすチップレーキの影響	58
3.4.1	流体力学的特性解析用チップレーキシリーズプロペラ	58
3.4.2	CFD 計算結果	59
3.5	プロペラのキャビテーション性能と船尾変動圧力に及ぼすチップレーキの影響	68
3.5.1	キャビテーション性能と船尾変動圧力解析用チップレーキシリーズプロペラ	68
3.5.2	翼先端近傍の流れと翼面上圧力分布	69
3.5.3	キャビテーションと船尾変動圧力	74
3.6	結言	80
第 4 章	バックワードチップレーキによる推進性能への影響	82
4.1	緒言	82
4.2	推進性能解析用チップレーキシリーズプロペラ	83
4.3	プロペラ単独性能	85
4.3.1	模型試験結果	85
4.3.2	CFD 計算結果	87
4.3.3	模型試験と CFD 計算結果の比較	90
4.4	推進性能	92
4.4.1	模型試験結果	92
4.4.2	CFD による推進性能計算	93
4.4.3	CFD 計算結果	98
4.4.4	模型試験と CFD 計算結果の比較	98
4.5	実船性能推定	104
4.5.1	実船性能 CFD 計算方法	104
4.5.2	プロペラ単独性能	104
4.5.3	伴流分布	105

4.5.4	推進性能	106
4.6	結言	109
第 5 章	バックワードチップレーキによる高効率維持のメカニズム	110
5.1	緒言	110
5.2	高効率維持解析用チップレーキシリーズプロペラ	111
5.3	バックワードチップレーキプロペラの高効率維持のメカニズム	113
5.3.1	プロペラ単独性能	113
5.3.2	翼面上圧力分布	115
5.4	結言	122
第 6 章	バックワードチップレーキプロペラの実船適用	124
6.1	緒言	124
6.2	低速肥大船用プロペラへの適用	126
6.2.1	低速肥大船用プロペラ的设计	126
6.2.2	プロペラ単独性能試験	131
6.2.3	キャビテーション試験	132
6.3	限界小翼面積プロペラへの適用	137
6.3.1	限界小翼面積プロペラ的设计	137
6.3.2	プロペラ単独性能	142
6.3.3	キャビテーション性能	144
6.3.4	実船プロペラ振動計測	151
6.4	結言	157
第 7 章	結論	159
	謝辞	166
	参考文献	168

付録 A 有効レーキと幾何レーキ	172
付録 B CFD 計算の概略	178
付録 C 簡便なパネル法 SQCM の概略	188
表図題一覧	193

記号一覧

a	: 船尾変動圧力減少量定数, およびレーキ分布定数
b	: 船尾変動圧力減少量関数
C	: 翼コード長
$C_{0.7}$: 70%半径位置の翼コード長
C_B	: 方形係数
C_c	: Full cavitation モデルにおける経験定数
C_e	: Full cavitation モデルにおける経験定数
C_f	: 摩擦抵抗係数
C_{f0M}	: 模型船レイノルズ数の Schoenherr の相当矩形平板摩擦抵抗係数
C_{f0S}	: 実船レイノルズ数の Schoenherr の相当矩形平板摩擦抵抗係数
C_{iZ}	: 船尾変動圧力 i 次翼振動数成分減少量
C_p	: 圧力係数
C_{vp}	: 粘性圧力抵抗係数
C_μ	: 乱流粘性係数
$C_{\omega 1}$: モデル定数(= 0.44)
$C_{\omega 2}$: モデル定数(= 0.92)
$C_{\omega 3}$: モデル定数(= 0.3)
$C_{\omega R}$: モデル定数(= 1.5)
$c(r)$: 翼幅分布
$c(y_\mu)$: y_μ 断面におけるコード長
$c(\bar{y}_\mu)$: y_μ と $y_{\mu+1}$ 断面の平均位置 \bar{y}_μ におけるコード長
D	: プロペラ直径
D'	: プロペラ直径(直径変更後)
D_L	: 層流の散逸項
D_T	: 乱流の散逸項
d	: 壁からの距離
ds	: 渦糸上微小区間
EHP	: 有効馬力
F_n	: フルード数

f	: 質量分率
f_w	: 壁近傍の非粘性項に関するダンピング関数
f_ω	: ダンピング関数
g	: 重力加速度
H	: 波高
$H(r)$: ピッチ分布
I	: プロペラ没水深度
i	: 船尾変動圧力翼振動数次数
J	: プロペラ前進率
K	: 形状影響係数
K_{PiZ}	: 船尾変動圧力 i 次翼振動数振幅係数
K_{PiZ0}	: チップレーキ率 $X=0$ 船尾変動圧力 i 次翼振動数成分振幅係数
K_{P-P}	: 船尾変動圧力波形の全振幅係数 (peak to peak)
K_Q	: トルク係数
K_{Q_POT}	: トルク係数 (プロペラ単独状態)
K_T	: 推力係数
K_T/J^2	: プロペラ荷重度
$(K_T/J^2)'$: プロペラ荷重度 (直径変更後)
k	: 乱流エネルギー
k_L	: 乱流境界層に遷移する以前の境界層中に存在する攪乱のエネルギー
L	: 有限幅直進翼の翼根部コード長
L_{PP}	: 垂線間長
$l_S(r)$: スキューによる移動量
M	: キャンバー面のスパン方向分割数
m	: 吹出し分布
N	: キャンバー面のコード方向分割数
N_w	: 後流渦の分割数
n	: プロペラ回転数 (rps)
\vec{n}	: 翼面およびキャンバー面に対する法線ベクトル
$O - xr\theta$: 円筒座標系

$O - xyz$: プロペラおよび翼固定直交座標系
P_k	: 乱流エネルギー k の生成項
P_{k_L}	: 乱流境界層に遷移する以前の境界層中に存在する攪乱の エネルギー k_L の生成項
P_{sat}	: 飽和蒸気圧
P_v	: 蒸気圧
P'_{turb}	: 乱流エネルギーによる変動圧力
p	: 翼面上圧力, および船体, 舵上圧力
p_{atm}	: 大気圧
p_C	: キャビテーションに起因する船尾変動圧力
p_v	: 蒸気圧
p_0	: 無限遠方の静圧, および基準静圧
Q	: プロペラトルク
R	: プロペラ半径, および船体抵抗値
R'	: プロペラ作動時船体抵抗値
R_{BP}	: バイパス遷移の寄与
R_{NAT}	: 自然遷移の寄与
R_{NK}	: Kempf のレイノルズ数
R_P	: 距離
R_c	: 水蒸気の凝縮率
R_e	: 水蒸気の蒸発率
R_f	: 摩擦抵抗値
R'_f	: プロペラ作動時摩擦抵抗値
R_{vp}	: 粘性圧力抵抗値
R'_{vp}	: プロペラ作動時粘性圧力抵抗値
R_w	: 造波抵抗値
r	: プロペラ半径位置, または渦糸上微小区間と点 P の距離
S	: 浸水表面積, または翼面
SFC	: 摩擦抵抗修正量
T	: プロペラ推力
t	: 時間

U	: 船速
u_i	: 時間平均流速の x_i 方向成分
u^*	: 壁面摩擦速度
V	: 流入流速, およびキャビティ体積
V_A	: プロペラ前進速度
V_S	: 船速
\vec{V}	: 全体の速度ベクトル
\vec{V}_I	: 翼への流入速度ベクトル
\vec{V}_m	: 吹出しによる誘起速度ベクトル
\vec{V}_γ	: 渦分布 γ による誘起速度ベクトル
\vec{v}	: 気相の速度ベクトル
X	: 翼断面オフセットテーブル
$X(r)$: チップレーキ率分布
x	: 翼断面前縁からの距離
x/C	: コード方向位置
x_{ER}	: 有効レーキ
x_{GR}	: 幾何レーキ
Y	: 壁面近傍第 1 層の壁面に垂直方向の厚さ
Y_O	: 翼断面オフセットテーブル
Y_U	: 翼断面オフセットテーブル
y^+	: 境界層第 1 層無次元厚み
\bar{y}_μ	: y_μ と $y_{\mu+1}$ 断面の平均位置
Z	: プロペラ翼数
$1-t$: 推力減少係数
$1-w_{NM}$: 模型公称伴流係数
$1-w_{NS}$: 実船公称伴流係数
$1-w_{TM}$: 模型有効伴流係数
$1-w_{TS}$: 実船有効伴流係数
$(1-w_{TS})'$: 実船有効伴流係数(直径変更後)
α_T	: 有効拡散係数
β	: 渦糸上微小区間と点 P とのなす角度

Γ	: 循環
γ	: 拡散係数, または渦分布
ΔC_f	: 粗度修正係数
ΔP	: 船尾変動圧力
ΔP_{iZ}	: 船尾変動圧力 i 次翼振動数片振幅
$\Delta\phi(r)$: チップレーキ率分布
δ_{ij}	: Kronecker のデルタ
ε	: 乱流消失率
η_{DS}	: 推進効率
η_O	: プロペラ単独効率
η_{OM}	: 模型プロペラ単独効率
η_{OS}	: 実船プロペラ単独効率
η_R	: プロペラ船後効率
θ	: プロペラ翼回転角度
μ	: 分子粘性係数
μ_t	: 渦粘性係数
ν	: 動粘性係数
$\xi_L(y_\mu)$: y_μ 断面における翼前縁位置
$\xi_T(y_\mu)$: y_μ 断面における翼後縁位置
$\xi_{\mu\nu}^{CP}$: キャンバー面上のコントロールポイントのコード方向位置
$\xi_{\mu\nu}^{LP}$: キャンバー面上のローディングポイントのコード方向位置
π	: 円周率
ρ	: 流体密度
σ	: 表面張力係数
σ_k	: モデル定数(= 1)
σ_n	: キャビテーション数
σ_ω	: モデル定数(= 1.17)
τ_{ij}	: 摩擦応力テンソル
\vec{v}	: 誘導速度ベクトル
$\vec{v}_{B\mu\nu}$: 束縛渦の渦線分による単位強さあたりの誘導速度ベクトル
$\vec{v}_{F\mu\nu}$: 自由渦の渦線分による単位強さあたりの誘導速度ベクトル

$\vec{v}_{T\mu\nu}$: 後流渦の渦線分による単位強さあたりの誘導速度ベクトル
$\vec{v}_{\mu\nu}$: 馬蹄渦の渦線分による単位強さあたりの誘導速度ベクトル
$\phi_{ER}(r)$: 有効レーキ角分布
$\phi_{GR}(r)$: 幾何レーキ角分布
ϕ_m	: 吹出しの攪乱速度ポテンシャル
$\phi_p(r)$: ピッチ角
$\phi_R(r)$: 翼レーキ角分布
$\phi_S(r)$: スキュー角分布
ϕ_{iZ}	: 船尾変動圧力の i 次翼振動数成分の位相
ω	: 単位エネルギーあたりの乱流消失率(= ε/k)

添字

M	: 模型船
N	: 公称伴流
T	: 有効伴流
S	: 実船
$turb$: 乱流

第1章 緒論

1.1 研究の背景

地球温暖化の進行を受けて二酸化炭素などの温室効果ガスの排出量削減が世界的な急務となり、1997年に開催された気候変動に関する国際連合枠組条約の第3回締約国会議では京都議定書が、2015年の第21回締約国会議ではパリ協定が採択され、社会全般にわたる環境保護の気運が高まっている。国際海運では各国共通の温室効果ガス排出量を低減するために、2011年の第62回IMO海洋環境保護委員会(MEPC62)において、「エネルギー効率設計指標 EEDI(Energy Efficiency Design Index)」を強制化するためのMARPOL条約附属書VIの改正案が採択され、2013年1月1日に発効された。これによって船舶の省エネルギー性能が数値化され、条約が規定する規制値への適合が要求されることとなった。その排出規制値は年々厳しくなっており、1999年から2008年の過去10年間のEEDI平均値から30%削減した規制値が2025年から適用される予定となっている [1] [2].

一方、船体振動は、船体の上部構造、機関室に設置される構成部品や付属する計測機器および配管などの損傷の危険性と密接に関係しており、船員の居住性や機器の信頼性向上に対する要求も大きいため、船級によってはISO 6954:2000を参考に基準を設けて格付け評価をするようになってきている [3] [4]. 加えて近年では、騒音に起因する船員の健康被害、操船時における指示伝達の阻害による安全性への影響を最小限にするため、船内騒音コードIMO決議A.468(XII)の要件を厳しくした上で、これを強制化するSOLAS条約の改正が2012年11月に採択された [5]. さらに船舶から発生する水中騒音が海洋生物に悪影響を及ぼす懸念があるとの提案に基づき、2014年のMEPC66では船舶から発生する水中雑音低減のための非強制ガイドラインが採択されており [6], 推進効率と振動騒音の両面に対する性能要求が高まっている。

船用プロペラの設計においては、EEDI規制値達成のためにプロペラ効率の向上が一段と要求され、摩擦抵抗を低減するためにプロペラ翼面積を従来よりも小さくしたプロペラの採用傾向が高まっている。また船後伴流中で作動するプロペラにおいて、流入迎角の変動によりプロペラ翼面上でキャビテーションが発生と消滅を繰り返し、キャ

ビテーションの体積変動によって船尾付近の船体表面に変動圧力が誘起される。この船尾変動圧力は、上部構造との共振により、船体構造の安全性の低下や居住性の悪化を招くほか、船内および水中騒音の観点からも従来以上に重要な設計要素の一つとなっている。

プロペラ翼面積を小さくした場合は、翼面上のキャビテーション発生量が増加するために船尾変動圧力の増加が懸念され、一般的には効率向上と船尾変動圧力低減は相反関係にあるとされている。この船尾変動圧力はプロペラ回転数×翼数の周波数を1次翼振動数成分とする各次数の翼振動数成分が支配的となるが、プロペラのスキュー角を大きくし、プロペラ翼半径方向のキャビテーション発生と消滅のタイミングに位相差を持たせることで、シートキャビテーションの体積変化による船尾変動圧力1次翼振動数成分を低減させることができるとされている。しかしスキュー角を大きくすることで、前縁はく離渦が発達し強い翼端渦が放出される傾向があり、この翼端渦によって生じるチップボルテックスキャビテーションが急激に崩壊することで、高次の翼振動成分の変動圧力が誘起されるとされている [7] [8]。

これまでの研究から、この2次翼振動数成分以上の船尾変動圧力を低減するためには、翼先端付近を局所的に船の船尾側に湾曲させたバックワードチップレーキの採用が有効と考えられる [9]。しかしバックワードチップレーキによるキャビテーション発生量の減少や船尾変動圧力の低減は実験的に確認されているもののメカニズムは明確になっておらず、翼近傍の流れの可視化や翼面上の圧力分布を確認することによる詳細な現象の理解が必要と考えられる。

またバックワードチップレーキ付加量と船尾変動圧力の減少量の関係を推定するためには、これまでの簡易推定法ではレーキに関する影響は適用範囲外となり推定精度に限度がある。理論的予測法に関しては、キャビティ形状や体積の時間変化が精度良く推定できていることが重要であるが、精度が十分とは考えにくく模型試験による評価に頼らざるを得ないため簡便な減少量の推定方法の確立が必要である [10]。

バックワードチップレーキを採用した場合のプロペラ単独性能や推進性能についても報告は少なく、推進効率と船尾変動圧力のバランスを取るためには、推進効率も精度良く推定する必要があるが、翼先端を局所的に変更した形状を考慮できる推定法が必要となる。加えてキャビテーションエロージョンの危険性がないことや、翼応力が十分に小さいことなどさまざまな評価を含めた設計を行う必要がある。

以上のように本研究においては、このような要求を満たすことができるバックワード

チップレーキのさまざまな性能の推定や評価を行うことで、バックワードチップレーキプロペラの有効性を確認することを目的とする。

1.2 チップレーキプロペラに関する従来の研究

船舶のプロペラ翼を船体側面側から見ると、船尾の方向に傾斜しているプロペラや、船首の方向に傾斜しているプロペラ、傾斜していないプロペラなどその形状はさまざまである。船体前後方向に対するプロペラ翼の移動量がレーキであるが、従来は翼根から翼先端まで一定の角度を持ったレーキが採用されており、船尾方向に傾斜しているものはプロペラの翼先端とプロペラ直上の船体外板との間隔を大きくするために効果的である。一方で船首方向に傾斜しているものは、翼が回転することで生じる遠心力による曲げモーメントが、翼が推力を発生するために生ずる曲げモーメントと反対の方向に作用するため、翼根の応力を低下させて翼厚を薄くするための工夫になる [11]。

レーキは従来、推進性能やキャビテーション性能に及ぼす影響はほとんどないとされてきたが、近年は翼先端に局所的なレーキの変化を付加した場合の、それらの性能に及ぼす影響に注目が集まっている。翼先端の局所的なレーキの変化に着目した研究では、翼端に翼端板や小翼を取り付けて誘導抗力の原因となる翼端渦を弱めることで、推進効率の向上を図る取り組みが行われた。航空分野では 1976 年に Whitcomb によって航空機の主翼の翼先端付近を局所的に直角近くまで曲げたウイングレットの研究が進み、誘導抵抗が約 20%減少し、揚抗比が約 9%改善したとの報告がされており、航空分野におけるウイングレットの実用化の礎を築くことになった [12] [13]。

船用プロペラにおいても、1970 年代中頃から Gomez によって、翼先端に翼幅を持ったプロペラのバック面に翼端板が付加された Tip Vortex Free Propeller と呼ばれるプロペラが開発された [14]。その後、翼先端に翼幅を持ったプロペラのフェイス面に翼端板が付加された Contracted and Loaded Tip propeller (CLT プロペラ) と呼ばれるプロペラが開発され、効率の改善、翼先端の荷重の減少やキャビテーションの抑制などの報告があり実用化されている [15]。

国内では 1986～1987 年に伊藤らにより、翼先端に小翼を取り付けたブレードレットプロペラによってプロペラ効率改善の取り組みが行われた。ブレードレットプロペラは翼先端に 2 枚の小翼を持ち、前縁側の小翼はフェイス面側に、後縁側の小翼はバック面側に曲げた形状を有する。プロペラ単独性能試験ではプロペラ荷重度が大きい場合に 1～3.5%程度の効率向上が得られ、船尾変動圧力とキャビテーションノイズの減少も確認されている。一方で、小翼と主翼の取り付け部からのクラウドキャビテーションの発生、自航状態の推進効率の確認ができていないこと、製作の困難性や強度など

が問題として残っていると述べられている [16] [17] [18].

翼端に翼端板や小翼を取り付けると誘導抵抗は減少する一方で、それ自体が抵抗となる。また製造上の難易度も高くなることが危惧される。そこで、プロペラの翼端付近に局所的にレーキを付加したプロペラ、すなわちチップレーキプロペラが考案された。チップレーキプロペラは船体前方となるバック面方向に湾曲させたフォワードチップレーキプロペラと船体後方となるフェイス面方向に湾曲させたバックワードチップレーキプロペラに分けられ、ともに誘導抗力を減らす効果が期待される。

1990年代前半から Andersen らは KAPPEL Propeller と呼ばれるフォワードチップレーキプロペラについて理論設計、模型試験、実船実験などの系統的試験を含む研究を行い、35,000DWT プロダクトキャリアの海上試運転で効率の改善効果が確認されている。なお系統的な模型試験の中ではクラウドキャビテーションが観察され、船尾変動圧力が従来プロペラに比べて増加する結果も報告されており、設計過程で改善が行われている [19] [20].

一方、バックワードチップレーキプロペラについては、2004年に Dang によってチップボルテックスキャビテーションが弱まること、船尾変動圧力が低減されることや高効率が維持されること、翼面上の圧力分布に違いが生じることが確認されている。すなわちプロペラ効率を損なうことなくキャビテーションによって引き起こされる船尾変動圧力を低減するために、バックワードチップレーキが有効な設計パラメータであることが示されている [21].

山崎は 1989年に2翼のバックワードチップレーキプロペラとフォワードチップレーキプロペラのプロペラ単独性能試験と理論計算を実施し、基準プロペラに対してバックワードチップレーキプロペラは推力とトルクが減少すること、一方、フォワードチップレーキプロペラは増加し、プロペラ単独効率が向上することを確認している [22].

これまでに著者らも、コンテナ船を対象にバックワードチップレーキプロペラを設計し、模型試験により性能面の特徴、キャビテーション消滅時の挙動ならびに船尾変動圧力を確認した。その結果、バックワードチップレーキプロペラは高効率を維持したまま船尾変動圧力低減に有効である一方、キャビテーションが消滅する位置の近傍で翼形状の変化が大きい部分にあたる翼先端から半径方向に半径の10%程内側の後縁部でキャビテーションエロージョンの危険性が高いことが確認され、バックワードチップレーキプロペラを採用するにはキャビテーションエロージョンに対して十分に考慮する必要があることを確認した [9].

また 2011 年には犬飼がバックワードチップレーキプロペラを前方プロペラに、フォワードチップレーキプロペラを後方プロペラとして組み合わせて 2 重反転プロペラに応用した報告があり、チップレーキを採用することで翼面上の圧力分布に変化が生じることやプロペラ単独性能について述べられているが、引き続き自航試験やキャビテーション性能の調査が必要とされている [23]. 続けて 2013 年のコンテナ船向けプロペラにバックワードチップレーキプロペラを採用した報告では、レーキが付加されていないプロペラに対してプロペラ単独効率が 2.6% 向上し、船尾変動圧力も減少することが確認されている [24].

以上のことから、バックワードチップレーキプロペラを採用した場合のプロペラ単独性能や特に推進性能についての報告は少なく、模型試験による検証が依然として必要と判断されるとともに、バックワードチップレーキが性能に与える影響は翼端渦と密接な関係があるため、バックワードチップレーキによる推進性能への影響を評価するには翼端渦を考慮できる方法で推定する必要があると考えられる [25].

加えてプロペラ翼面上圧力の変化や船尾変動圧力が低減する報告はあるものの、低減のメカニズムについては詳しく述べられておらず、翼面近傍の流れを詳細に観察することや、キャビテーション発生量との関係を調査することで、船尾変動圧力低減のメカニズムを把握する必要があるとともに、バックワードチップレーキ付加量と、船尾変動圧力の減少量の関係を推定する方法が必要であるが、これまでの Holden の方法 [26] による簡易推定法ではレーキに関する影響は適用範囲外となり推定精度に限度がある [27]. 理論的予測法に関しては、キャビティ形状や体積の時間変化が精度良く推定できることが重要であるが精度が十分とは考えにくく、船尾変動圧力の推定は模型試験以外では困難であり、模型試験による評価に頼らざるを得ないのが現状である。しかし模型試験による予測は、設計段階での確認はできず、費用も時間も必要なため、減少量の簡便な推定方法の確立が必要である。

またキャビテーション性能に関しても、翼形状によってはクラウドキャビテーションが生じる場合や、キャビテーションが消滅する近傍の翼形状の変化が大きな場合は、キャビテーションエロージョンの危険性が高くなるため、極端な形状変化を抑え、キャビテーションの安定化を図ることで、キャビテーションエロージョンの回避も必要となる。

高い推進性能の維持と、船尾変動圧力の低減を両立させるために、バックワードチップレーキプロペラを有効な手段として用いるには、上記の課題を解決することが条件となる。

1.3 研究の目的

船舶の推進性能の高効率化を達成するために、プロペラ単独効率の向上は重要な要素であり、プロペラ翼面積の小翼面積化が有効な手段とされている。しかし、同時にキャビテーションの発生量が増加することから船尾変動圧力が増大する懸念がある。推進効率向上と船尾変動圧力低減という相反する要求を両立させるために、船尾変動圧力が低減され、プロペラ単独効率も高い効率を維持すると報告のあるバックワードチップレーキプロペラを採用することが考えられる。

そこで本研究は、上記要求を満たすことができるバックワードチップレーキプロペラの推進性能、キャビテーション性能と船尾変動圧力の CFD 計算による推定と模型試験による確認、高い推進性能を維持するとともに船尾変動圧力が低減されるメカニズムの把握、実船装備時における有効性を確認することで、バックワードチップレーキプロペラの有効性を明らかにするものであり、その具体的な目的は以下のとおりである。

(1) バックワードチップレーキプロペラを用いた模型試験実施と船尾変動圧力減少量の簡易推定式の提案

キャビテーションエロージョン性能の向上を図ったバックワードチップレーキ分布形状を系統的に変更した 5 種類のプロペラを設計して、プロペラ単独性能試験、自航試験、キャビテーション観察、船尾変動圧力計測の模型試験を実施し、バックワードチップレーキがプロペラ単独性能、推進性能、キャビテーション性能、船尾変動圧力に及ぼす影響を確認する。また船尾変動圧力計測結果から船尾変動圧力減少量の簡易推定式を提案する。

(2) バックワードチップレーキプロペラの船尾変動圧力低減と高効率維持のメカニズムの把握

渦糸モデルや有限幅直進翼の形状を単純化したモデルを用いた誘導速度の計算や、バックワードチップレーキプロペラ、フォワードチップレーキプロペラや半径方向のピッチ分布を変更することによって翼先端の荷重を減少させたチップアンロードプロペラの翼面上圧力分布、翼面近傍の流れやキャビティ体積を CFD 計算により確認し、バックワードチップレーキプロペラの船尾変動圧力低減と高効率維持のメカニズムを把握する。

(3) バックワードチップレーキプロペラの実船適用

低速肥大船用の高効率プロペラと、さらなる高効率化を狙った内航タンカー用の小翼面積プロペラと限界小翼面積プロペラにバックワードチップレーキを適用し、プロペラ単独性能、キャビテーション性能や船尾変動圧力についての有効性を確認する。加えて小翼面積プロペラと限界小翼面積プロペラでは、実船状態での振動計測結果と就航後のプロペラ翼表面状態を確認し、実船状態のバックワードチップレーキの有効性を確認する。

1.4 本論文の構成

本論文は、「船用プロペラにおけるバックワードチップレーキが船尾変動圧力および推進性能に及ぼす影響に関する研究」と題し、全 7 章で構成されており、その内容は以下のとおりである。

第 1 章は緒論であり、本研究の必要性ならびにチップレーキに関する研究について概説し、チップレーキプロペラの有効性と評価の難しさなど課題について述べる。

第 2 章では、バックワードチップレーキ分布形状を系統的に変更した 5 種類のプロペラを設計し、キャビテーション観察や船尾変動圧力計測を行うことで、キャビテーションの挙動や船尾変動圧力について確認するとともに、実験結果からチップレーキ形状と船尾変動圧力減少量の関係性と船尾変動圧力減少量の簡易推定式について述べる。

第 3 章では、形状を単純化したプロペラを用いた CFD 計算結果などから、レーキ形状の違いによるプロペラの誘導速度の変化に伴う翼面上の圧力分布の変化を確認する。さらにバックワードチップレーキを採用することによる翼面上圧力分布の変化に伴うキャビテーション発生量の減少と船尾変動圧力低減との関係性を確認し、バックワードチップレーキを採用することによる船尾変動圧力の低減メカニズムについて述べる。

第 4 章では、バックワードチップレーキプロペラのプロペラ単独性能および船後状態での推進性能の CFD 計算による推定と模型試験、実船レイノルズ数での推進性能の CFD 計算による推定を行い、プロペラ単独性能、推進性能に及ぼすバックワードチップレーキの影響を確認する。さらに、バックワードチップレーキ形状とプロペラ単独性能、推進性能の関係について述べる。

第 5 章では、バックワードチップレーキプロペラ、フォワードチップレーキプロペラや半径方向のピッチ分布を変更することによって翼先端の荷重を減少させたチップアンロードプロペラの CFD 計算結果から、プロペラ単独性能、半径方向推力分布、圧力分布に及ぼすチップレーキの影響やチップアンロードプロペラとバックワードチップレーキプロペラの違いを把握し、バックワードチップレーキを採用することによるプロペラ単独状態での高効率維持のメカニズムについて述べる。

第 6 章では、実船に搭載される低速肥大船用の高効率プロペラと、さらなる高効率化を狙った内航タンカー用の小翼面積プロペラと限界小翼面積プロペラに、バックワードチップレーキを適用する。実船適用の強度条件を満たすバックワードチップレー

キプロペラのプロペラ単独性能, キャビテーション性能や船尾変動圧力におけるバックワードチップレーキの有効性を模型試験などで確認し, 小翼面積プロペラと限界小翼面積プロペラでは, 実船状態での振動計測結果と就航後のプロペラ翼表面状態を確認し, 実船状態のバックワードチップレーキの有効性を確認する.

第 7 章は, 結論であり, 本研究で得られた知見をまとめるとともに, 今後, この分野で取り組むべき研究課題について述べる.

第2章 バックワードチップレーキによる船尾変動 圧力への影響

2.1 緒言

これまでバックワードチップレーキプロペラを採用することで、チップボルテックスキャビテーションが弱まること、船尾変動圧力が低減されることや高効率が維持されること、翼面上の圧力分布に違いが生じることが確認されている。すなわちプロペラ効率を損なうことなくキャビテーションによって引き起こされる船尾変動圧力を低減させるために、バックワードチップレーキが有効な設計パラメータであることが示されている [21]。

また著者らも、コンテナ船を対象にバックワードチップレーキプロペラを設計し、模型試験により性能面の特徴、キャビテーション消滅時の挙動ならびに船尾変動圧力を確認した。その結果、バックワードチップレーキプロペラは高効率を維持したまま船尾変動圧力低減に有効である一方、キャビテーションが消滅する位置の近傍で翼形状の変化が大きい部分にあたる、翼先端から半径方向に半径の 10%程内側の後縁部でキャビテーションエロージョンの危険性が高いことが確認され、バックワードチップレーキプロペラを採用するにはキャビテーションエロージョンに対して十分に考慮する必要があることを確認している [9]。

本章では、キャビテーションエロージョン対策を考慮してバックワードチップレーキ分布を系統的に変更した 5 種類の模型プロペラを設計し、キャビテーション観察や船尾変動圧力計測を行うことで、キャビテーションの挙動や船尾変動圧力について確認するとともに、実験結果からチップレーキ形状と船尾変動圧力減少量の関係の把握と減少量の簡易推定式の提案を行う。

第 2 節では、供試プロペラの設計と題し、船尾変動圧力および推進性能に及ぼすチップレーキの影響を調査するために本研究で設計した 11 種類の供試プロペラの主要目やレーキ分布についてまとめる。

第 3 節では、系統的キャビテーション試験と題し、キャビテーション試験状態、キャビテーション観察結果、船尾変動圧力計測結果を示し、バックワードチップレーキ分布とキャビテーション発生量および船尾変動圧力の関係を述べる。

第4節では, 船尾変動圧力減少量の簡易推定式と題し, 実験結果から変動圧力減少量と関係の強いチップレーキパラメータの調査と変動圧力減少量の簡易推定式を提案する.

2.2 供試プロペラの設計

船尾変動圧力に及ぼすバックワードチップレーキの影響を調査するために、本研究で用いた供試プロペラは、Table 2.1 に示すプロペラ設計条件で設計した。供試プロペラの設計点は、プロペラ前進率 $J = 0.4$ 、推力係数 $K_T = 0.180$ である。ここで、プロペラの作動状態を示すプロペラ前進率 J は、プロペラ直径を D 、プロペラ回転数を n 、プロペラディスクに対する流入流速を V として(2.1)式で、推力係数 K_T は、プロペラの推力を T 、流体密度を ρ として(2.2)式で表す。

なお、本プロペラは第 4 章および第 6 章において対象とする 749 総トン型内航ケミカルタンカー(内航船 A)に装備するものであり、船体の主要目は第 4 章に示す。

Table 2.1 Propeller design condition

Ship speed (kt)	14.5
Wake fraction	0.35
Brake horse power (kW)	6620
Propeller shaft revolution (rpm)	140

$$J = \frac{V}{nD} \quad (2.1)$$

$$K_T = \frac{T}{\rho n^2 D^4} \quad (2.2)$$

本章の模型試験と第 4 章の計算に用いる 5 種類のプロペラと第 3 章および第 5 章の計算に用いる 6 種類のプロペラの主要目を Table 2.2、プロペラモデルの正面図を Fig. 2.1、チップレーキ分布を Fig. 2.2 に示す。

Table 2.2 の MPNo.1~5 は模型試験を行ったプロペラでレーキ以外の要目は同一である。MPNo.6~8 は、スキューの影響を取り除くために、系統的模型試験を実施した MPNo.1 をベースにスキューを 0deg. かつ一定ピッチで設計したプロペラ、MPNo.9~11 は、バックワードチップレーキの性能の特徴を捉えるために、MPNo.1 をベースに

レーキとピッチで荷重を変化させて設計したプロペラで、ピッチ、レーキ以外は MPNo.1 と同じである。MPNo.9～11 は伴流中翼回転角度位置が直上付近を想定した高迎角状態 ($J = 0.1$) の推力を一致させた。なお、スキューを有するプロペラの場合、一般的にプロペラ図面中にレーキとして表記される幾何レーキでは翼の前後方向位置を正確に表せないで、すべて有効レーキ x_{ER} 、すなわち、翼の基準線となる翼基準線から測った翼コード中央点の前後方向の距離 (船体後方 (舵側) を正) を用いている (付録 A 参照)。

プロペラの外観の違いを表すために、スキュー 25deg. の MPNo.1～5, 9～11 を代表して Fig. 2.1(a) に MPNo.1 の正面図を、スキュー 0deg. の MPNo.6～8 を代表して Fig. 2.1(b) に MPNo.6 の正面図を示す。なおレーキのみ異なる場合の正面図は完全に同一となる。

チップレーキ分布は、Fig. 2.2 に示すように翼先端付近の翼後縁のキャビテーションエロージョンを回避するために極端なレーキの変化は避けている。Fig. 2.2(a) に MPNo.1～5 の、Fig. 2.2(b) に MPNo.6～11 の $0.7R$ (R はプロペラ半径) から翼先端までのチップレーキ分布をそれぞれ示す。各プロペラの違いは以下のとおりである。

- MPNo.1 : MPNo.2～5, 9～11 との比較のベースとなる基準プロペラ
有効レーキ角 0deg. の一定レーキ分布のプロペラで比較のベースとなる。ピッチは $0.7R$ ～翼先端で約 14%減
- MPNo.2 : 有効レーキ角 0deg. をベースにして、 $0.7R$ ～翼先端にかけて約 5deg. のバックワードチップレーキを付加したプロペラ
- MPNo.3 : 有効レーキ角 0deg. をベースにして、 $0.7R$ ～翼先端にかけて約 10deg. のバックワードチップレーキを付加したプロペラ
- MPNo.4 : 有効レーキ角 0deg. をベースにして、 $0.7R$ ～翼先端にかけて約 5deg. のバックワードチップレーキを付加したプロペラ。ただし MPNo.2 よりも先端でのレーキ変化が大きい。
- MPNo.5 : 有効レーキ角 -7deg. をベースにして、 $0.7R$ ～翼先端にかけて約 10deg. のバックワードチップレーキを付加したプロペラ
- MPNo.6 : ストレートプロペラ (TR0_0)
MPNo.1 をベースにスキュー 0deg. かつ一定ピッチとした MPNo.7, 8 の比較のベースとなる基準プロペラで、有効レーキ角 0deg. の一定レー

キ分布

- MPNo.7 : バックワードチップレーキプロペラ(BTR_0)
MPNo.6 の有効レーキ角 0deg.をベースにして, 0.7R~翼先端にかけて約 10deg.のバックワードチップレーキを付加したプロペラ
- MPNo.8 : フォワードチップレーキプロペラ(FTR_0)
MPNo.6 の有効レーキ角 0deg.をベースにして, 0.7R~翼先端にかけてMPNo.7 の反対の約 10deg.のフォワードチップレーキを付加したプロペラ
- MPNo.9 : バックワードチップレーキプロペラ(BTR_25)
MPNo.1 をベースにして, スキュー25deg.のまま, 0.7R~翼先端にかけて約 10deg. のバックワードチップレーキを付加したプロペラ. なお, MPNo.1をベースにして, 伴流中翼回転角度位置が直上付近を想定した高迎角状態($J = 0.1$)の推力と合わせるために全体のピッチをMPNo.1 に対して 0.9%大きくしたプロペラ
- MPNo.10 : チップアンロードプロペラ(TUL_25)
MPNo.1 をベースにして, スキュー25deg.のまま, 伴流中翼回転角度位置が直上付近を想定した高迎角状態($J = 0.1$)の半径方向推力分布を, バックワードチップレーキプロペラの代わりにピッチを変更して再現したプロペラ, ピッチは 0.7R~翼先端で約 60%減
- MPNo.11 : フォワードチップレーキプロペラ(FTR_25)
MPNo.1 をベースにして, スキュー25deg.のまま, 0.7R~翼先端にかけて約 10deg.のフォワードチップレーキを付加したプロペラ. なお, MPNo.1をベースにして, 伴流中翼回転角度位置が直上付近を想定した高迎角状態($J = 0.1$)の推力と合わせるために全体のピッチをMPNo.1 に対して 8.2%大きくしたプロペラ

なおプロペラ翼根~0.7R の有効レーキ分布は, 0.7R~翼先端のレーキ分布と滑らかに接続するために各プロペラ同一ではなく, 個々に少し異なっている.

Table 2.2 Principal particulars of propeller models

MPNo.	1, 2, 3, 4, 5	6	7	8	9	10	11
Type	-	TR0_0	BTR_0	FTR_0	BTR_25	TUL_25	FTR_25
Number of blades	4						
Diameter (mm)	250						
Expanded area ratio	0.52						
Pitch ratio (0.7R)	0.71	0.70 (const.)			0.72	0.75	0.77

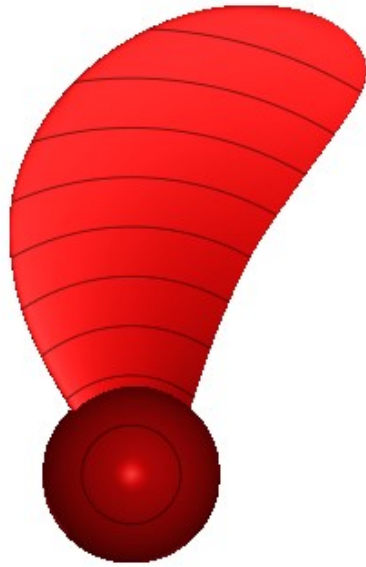


Fig. 2.1(a) Propeller model (MPNo.1)

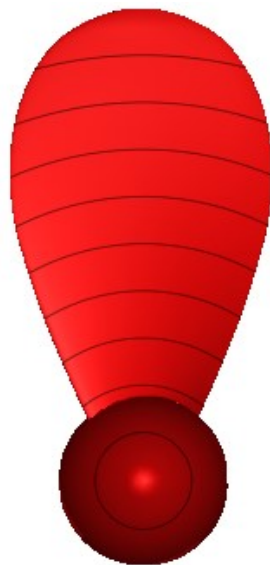


Fig. 2.1(b) Propeller model (MPNo.6)

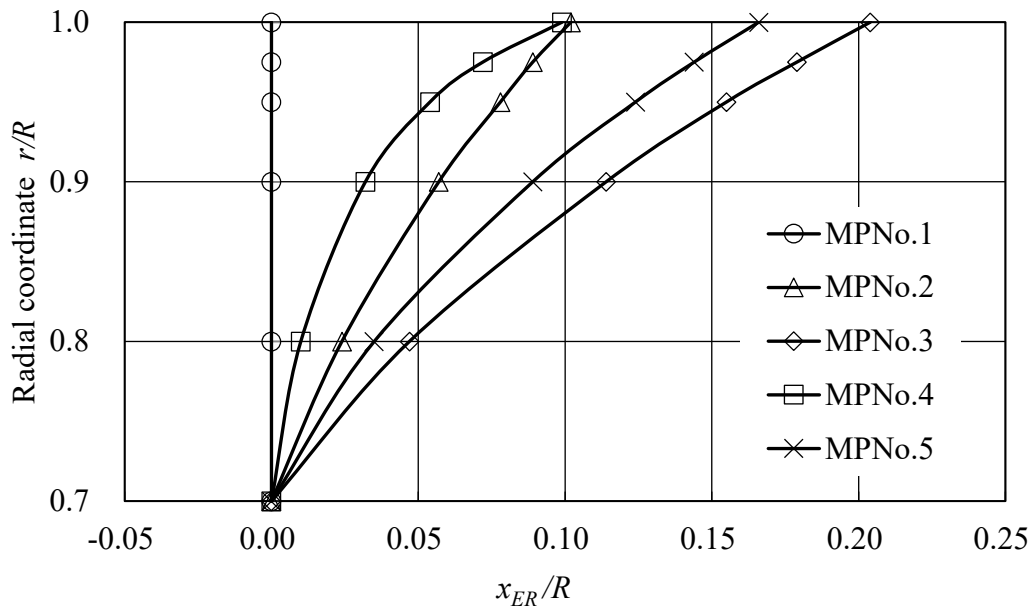


Fig. 2.2(a) Designed tip rake distributions (MPNo.1, 2, 3, 4, 5)

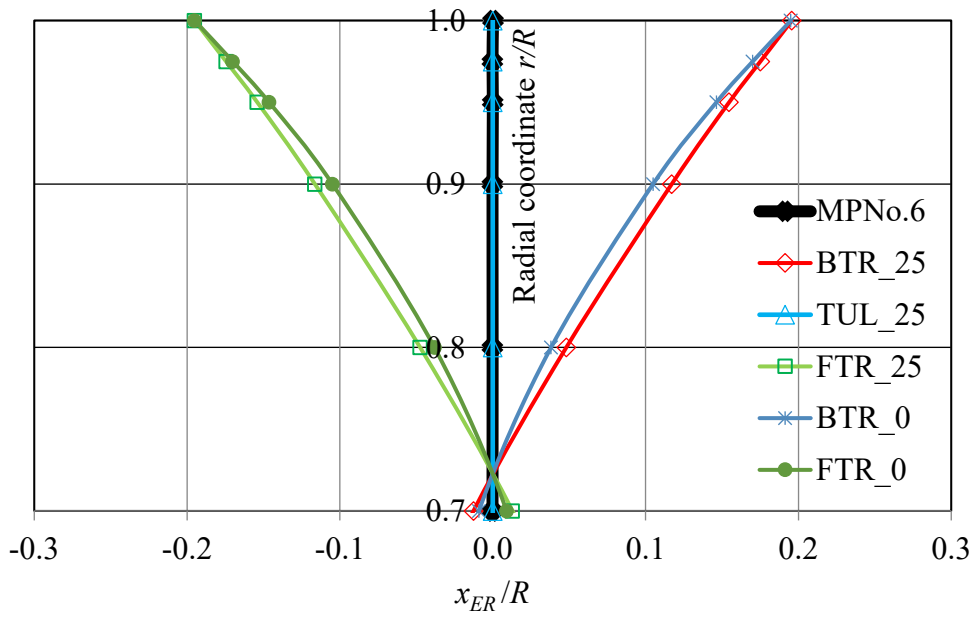


Fig. 2.2(b) Designed tip rake distributions (MPNo.6, 7, 8, 9, 10, 11)

2.3 系統的キャビテーション試験

バックワードチップレーキプロペラのキャビテーション性能および船尾変動圧力への影響を調べるために、MPNo.1～5の模型プロペラを製作し国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所 海上技術安全研究所の大型キャビテーション試験水槽で推力係数 K_T とキャビテーション数 σ_n を変更して伴流中のキャビテーション試験を実施した。なお、キャビテーション数 σ_n は、圧力を p 、蒸気圧を p_v 、流体密度を ρ 、プロペラ回転数を n 、プロペラ直径を D として次式で表す。

$$\sigma_n = \frac{p - p_v}{\frac{1}{2}\rho n^2 D^2} \quad (2.3)$$

ただし、

$$p = p_{atm} + \rho g \left(I - \frac{1}{2} D r/R + H \right) \quad (2.4)$$

ここで、 p_{atm} を大気圧、 g を重力加速度、 I をプロペラ没水深度、 r/R をキャビテーション数設定半径位置、 H を波高とする。

2.3.1 試験状態

模型試験に用いたプロペラ MPNo.1 を Fig. 2.3 に示す。MPNo.1～5 はレーキのみの変更のため、正面からの輪郭は全て同じとなる。伴流分布は内航船 A (方形係数 $C_B \doteq 0.7$) の分布を用い、Fig. 2.4 の伴流分布をワイヤメッシュスクリーンで再現した。プロペラ回転数は 35rps とし、キャビテーション試験状態は Table 2.3 に示すように K_T について 2 状態、 σ_n について 3 状態の合計 6 状態である。なお σ_n はプロペラ直上の $0.7R$ 位置で設定した。



Fig. 2.3 Propeller model (MPNo.1)

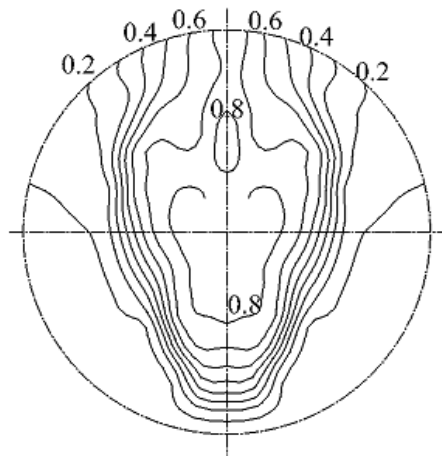


Fig. 2.4 Wake pattern of ship A

Table 2.3 Cavitation test conditions

K_T	σ_n
0.165	1.65
	1.90
	2.20
0.180	1.65
	1.90
	2.20

2.3.2 キャビテーション観察

キャビテーションの様子は高速度ビデオで撮影した。ビデオカメラは Vision Research 社製 Phantom v7.1 であり、撮影コマ数は 10,000 fps (frames per second) とした。実施した試験の中でキャビティの発生量は $K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$ の状態が最も多く、 $K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$ の状態が最も少ない。バックワードチップレーキの影響について、いずれの試験状態でも似た傾向が見られたので、キャビティ発生量が最も多い $K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$ のキャビテーション観察結果を示す。

プロペラ翼回転角度 θ が 350deg. ~ 70deg. の間で高速度ビデオから抽出した MPNo.1 ~ 5 の画像を Fig. 2.5(a) ~ (e) にそれぞれ示す。キャビティ発角度範囲と発生範囲は、基準プロペラ MPNo.1 と比較して、0.7R ~ 翼先端にかけて約 5deg. のバックワードチップレーキを付加した MPNo.2, 4 は、最大発生半径位置は大きくは変わらないもののキャビテーション発角度範囲が狭くなるとともに、翼先端付近のキャビティが減少している。さらに 0.7R ~ 翼先端にかけて約 10deg. のバックワードチップレーキを付加した MPNo.3, 5 も、キャビテーション発角度範囲が狭くなるとともに翼先端付近のキャビティがかなり減少している。またキャビティの厚みは MPNo.1 が特に厚く見えることから、キャビテーション発生量が減少する傾向はすべてのバックワードチップレーキプロペラについて見られた。なお MPNo.2, 4 では 0.7R 付近から、MPNo.3, 5 では 0.6R 付近からキャビティが発生しており、チップレーキ分布の違いにより翼先端以外の部分の荷重も変化したものと思われる。

Fig. 2.6 にキャビティ発生量が最も少ない $K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$ のキャビティ最大発生プロペラ翼角度付近 $\theta = 25\text{deg.}$ の MPNo.1 ~ 5 の画像を示す。キャビティ発生範囲は基準プロペラ MPNo.1 の 0.83R 付近までと比較して、MPNo.2, 4 は 0.87R 付近までと翼先端付近のキャビティが減少し、MPNo.3, 5 では 0.9R 付近までとキャビティがかなり減少している。またキャビティの厚みは MPNo.1 が特に厚く見える。すなわち、バックワードチップレーキの特徴の一つが翼先端付近のキャビティを減少させることと言える。

なお、滑らかなチップレーキ分布形状を採用することで、すべてのプロペラ、試験状態において、過去の研究 [9] で観察された翼先端付近の後縁端近傍のアルマイト加工のはがれは確認されなかった。以上のことから、キャビテーションエロージョンの回避と船尾変動圧力の低減効果を両立できるものとする。

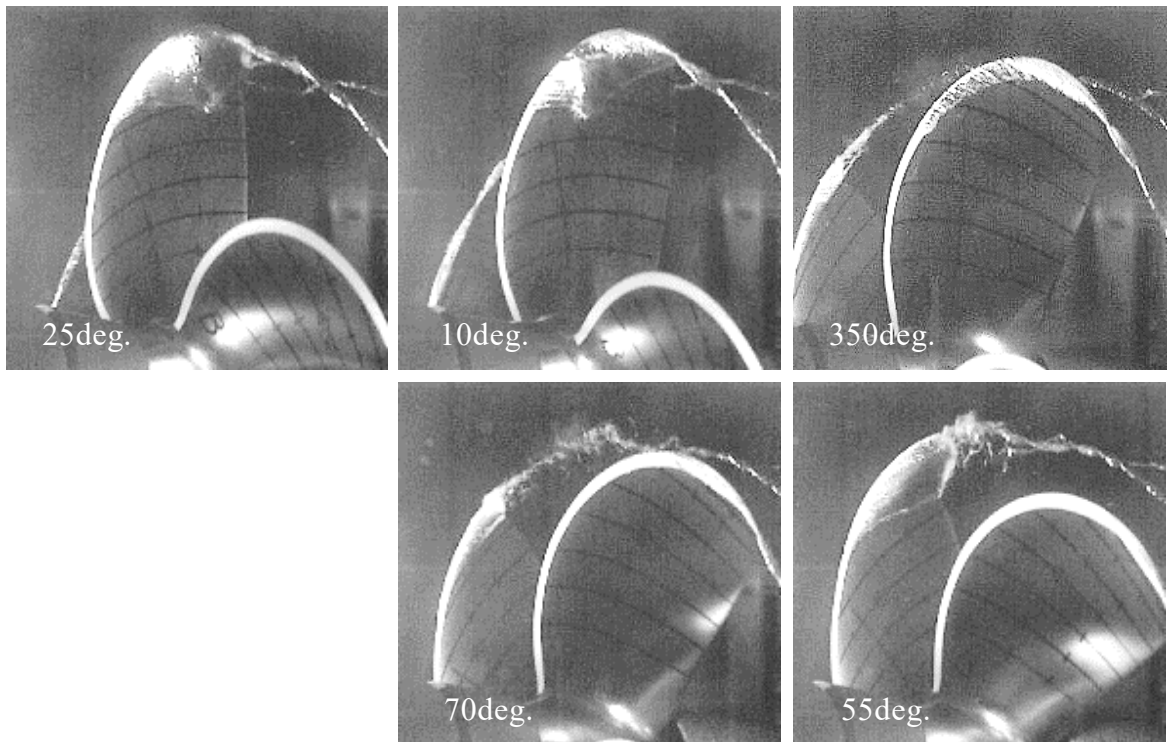


Fig. 2.5(a) Cavitation pattern (MPNo.1, $K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$)

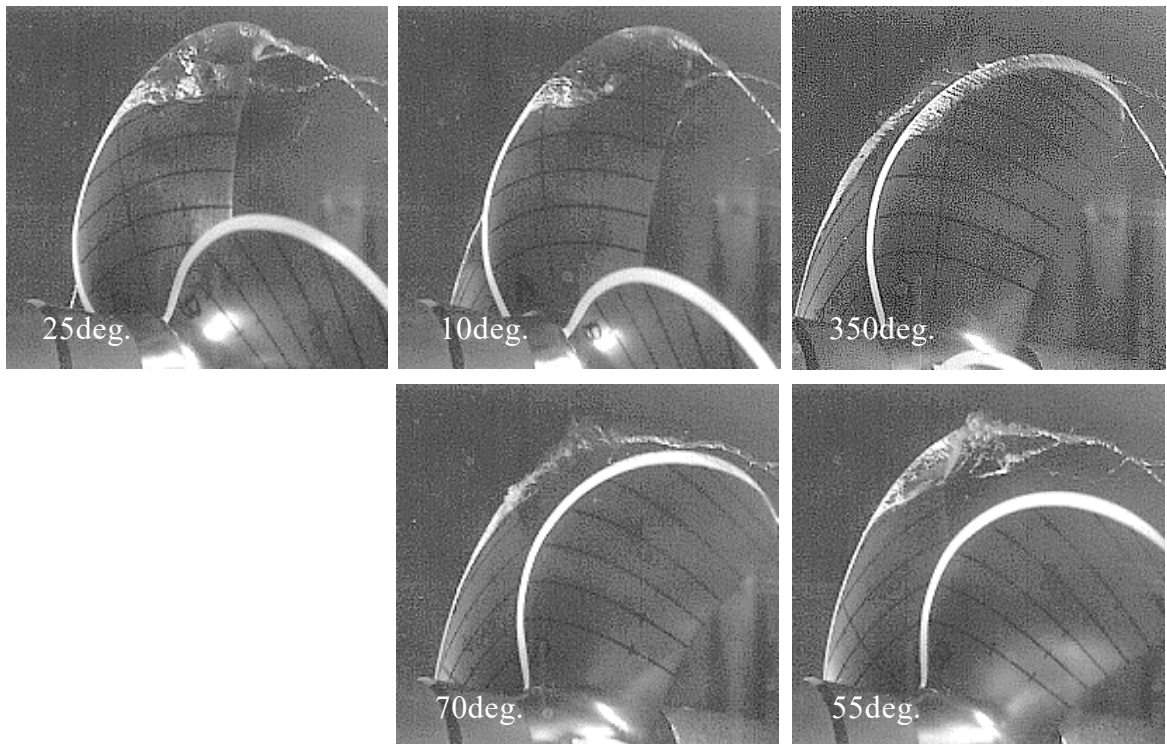


Fig. 2.5(b) Cavitation pattern (MPNo.2, $K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$)

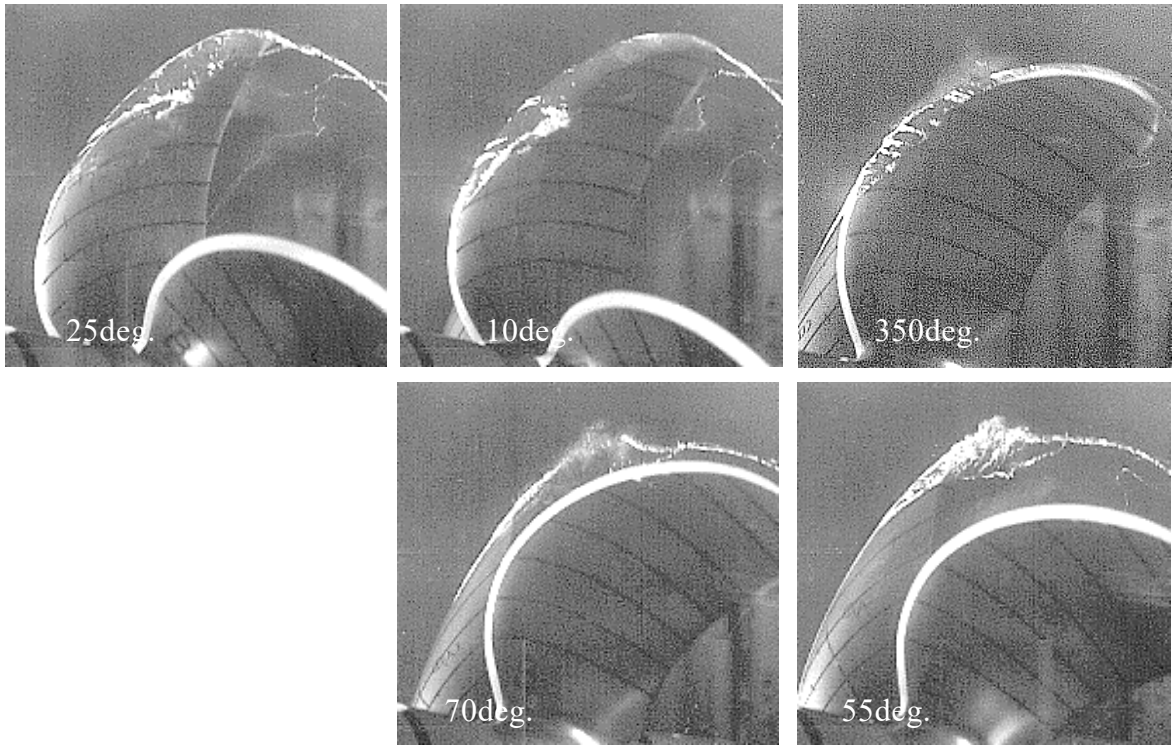


Fig. 2.5(c) Cavitation pattern (MPNo.3, $K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$)

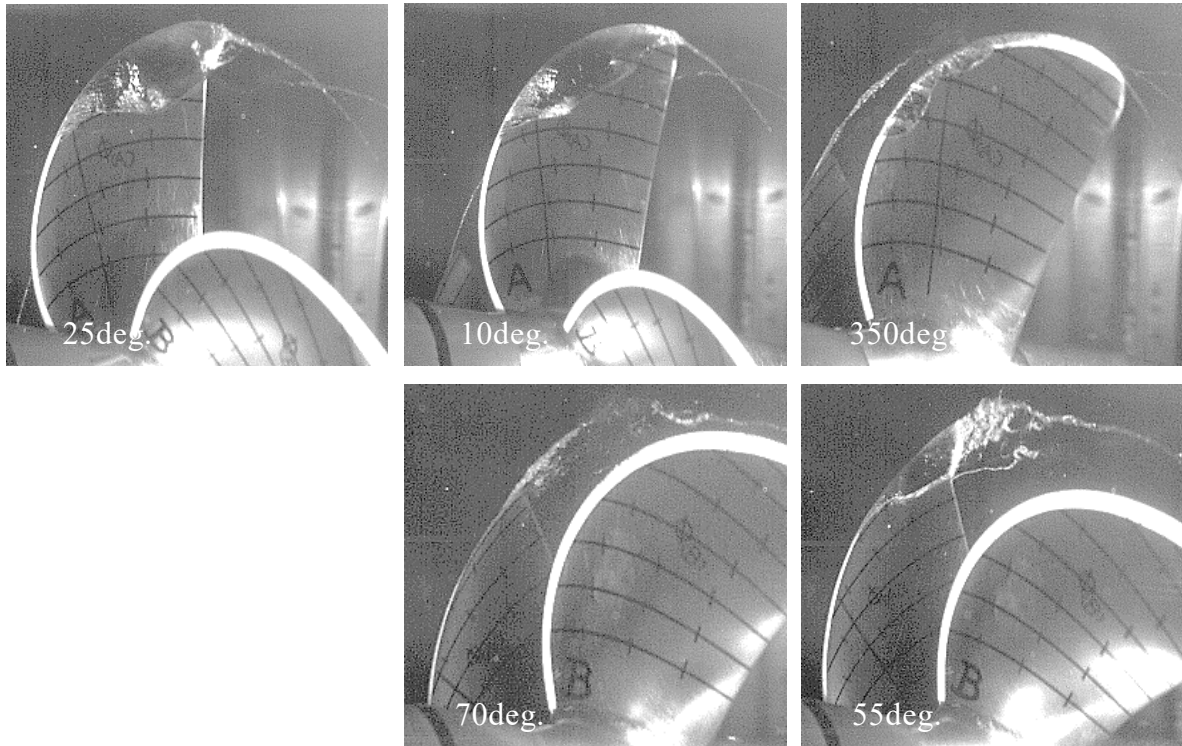


Fig. 2.5(d) Cavitation pattern (MPNo.4, $K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$)

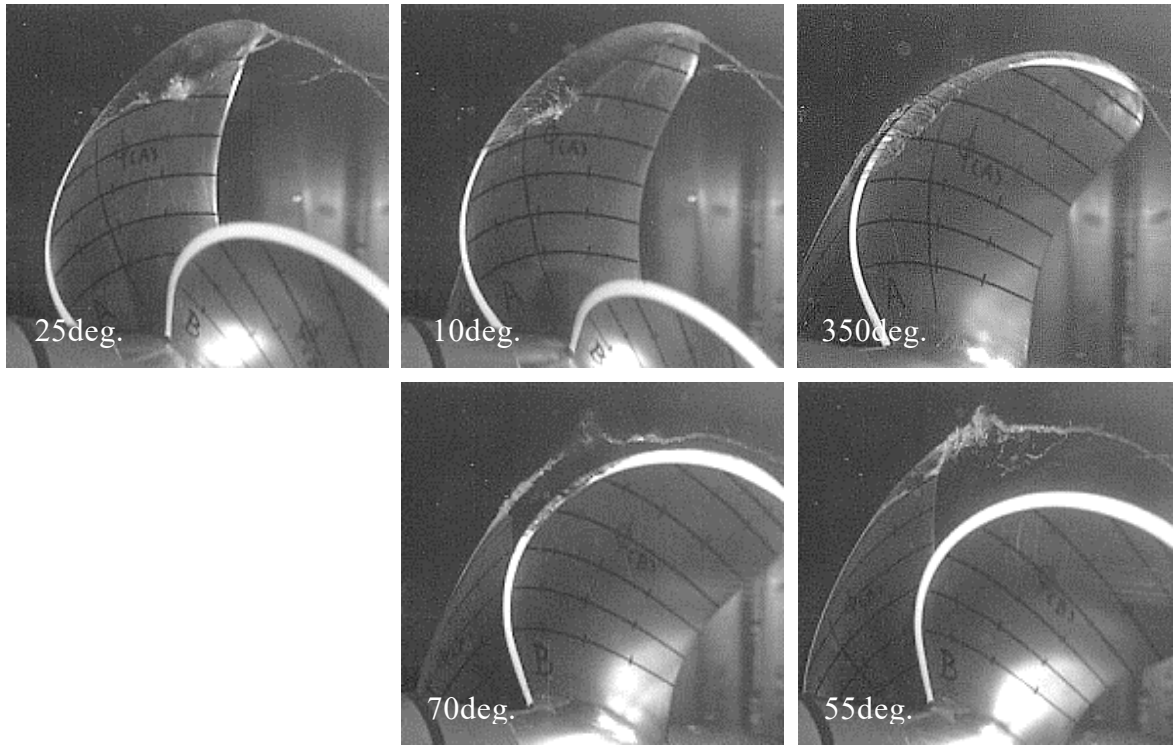


Fig. 2.5(e) Cavitation pattern (MPNo.5, $K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$)

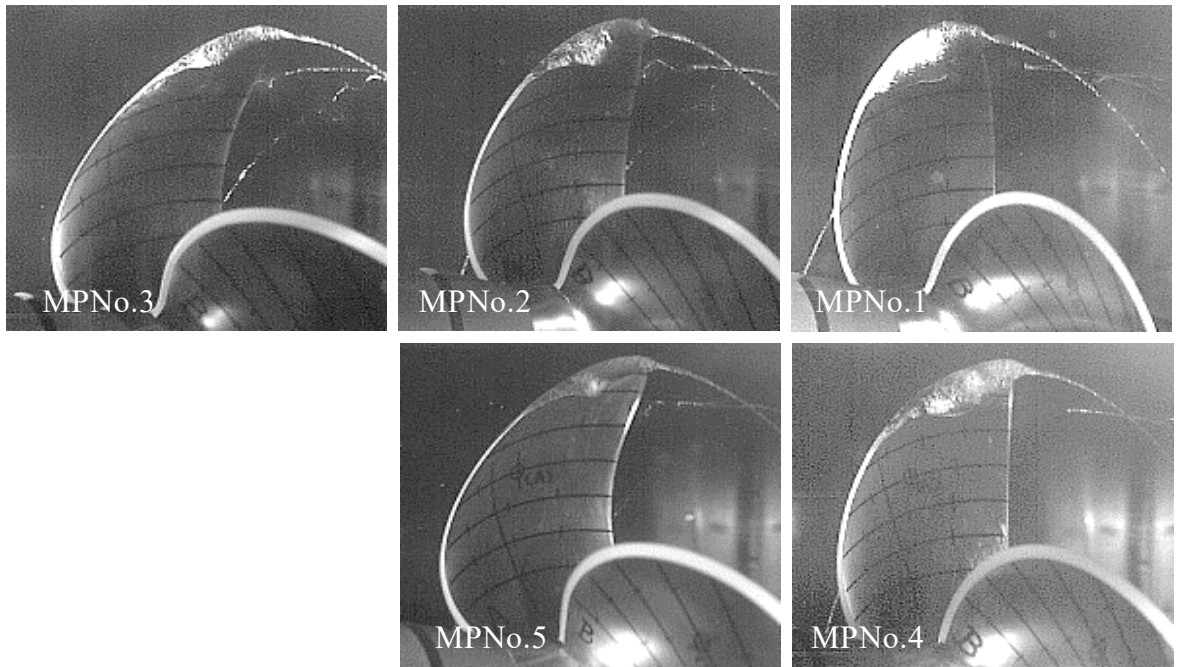


Fig. 2.6 Cavitation pattern of each model ($K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$, $\theta = 25\text{deg.}$)

2.3.3 船尾変動圧力計測

船尾変動圧力をプロペラ直上に配置した平板上の圧力センサで計測した。計測点は Fig. 2.7 に示すプロペラ直上の点を中心に前後，左右方向の合計 12 点であり，チップクリアランスはプロペラ直径の 30.7% である。左右方向に配列されたセンサのプロペラ軸方向位置は，模型プロペラ 0.7R の翼コード中央点位置に合うように設定されている。

圧力センサで計測された船尾変動圧力波形は，FFT (Fast Fourier Transform) 解析され，変動圧力の i 次翼振動数成分の片振幅 ΔP_{iZ} (Pa) は，(2.5) 式によって変動圧力振幅係数 K_{PiZ} に無次元化される。なお，変動圧力 ΔP は，フーリエ級数を用いて(2.6) 式で表す。

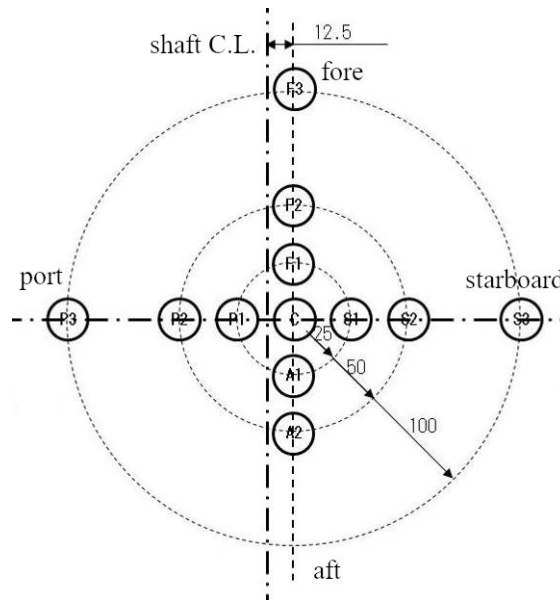


Fig. 2.7 Position of pressure sensors

$$K_{PiZ} = \frac{\Delta P_{iZ}}{\rho n^2 D^2} \quad (2.5)$$

$$\Delta P = - \sum_{i=1}^{\infty} \Delta P_{iZ} \cos(iZ(\theta - \varphi_{iZ})) \quad (2.6)$$

ただし,

φ_{iz}	: 変動圧力の i 次翼振動数成分の位相 (rad)
Z	: 翼数
ρ	: 水の密度 (kg/m^3)
n	: プロペラ回転数 (rps)
D	: プロペラ直径 (m)

(1) 変動圧力振幅

変動圧力へのバックワードチップレーキの影響を調べるために、キャビティ発生量が最も多い試験状態 1 ($K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$) と、最も少ない試験状態 2 ($K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$) の計測結果を解析し、横軸にチップレーキ率 $X(0.8R)$ 、縦軸に変動圧力振幅 (1 次, 2 次, 3 次翼振動数成分) の無次元値をとって Fig. 2.8, Fig. 2.9 に試験結果をプロットした。なお、チップレーキ率分布 $X(r)$ は後述の(2.7)式に定義されるように、プロペラ半径位置 r のバックワードチップレーキ量をプロペラ半径で無次元化したものである。0.7R の翼コード中央点位置でプロペラ直上点を定義して試験を実施したためチップレーキの大きさにより圧力センサとの相対位置がずれるので、その影響を小さくするために図中の 1 次, 2 次, 3 次翼振動数の変動圧力振幅として計測値 12 点の最大値を選んだ。

次に、チップレーキ率と変動圧力振幅の関係を分かりやすくするために、図中に次数ごとの直線を引いた。1 次成分の直線 (破線) は図中の点群の近似曲線であり、2 次, 3 次成分の直線 (実線) は図中のチップレーキ率 $X = 0$ の変動圧力振幅値と後述の変動圧力減少量の簡易推定式を用いて近似したものである。これらの図から、キャビティ発生量の多い試験状態 1 ではチップレーキ率の増加に伴って 1 次成分は単調に減少しており、2 次, 3 次成分はチップレーキ率が 0.05 以下では変化量は小さく、チップレーキ率が 0.05 以上になって単調に減少していることが分かる。次にキャビティ発生量の少ない試験状態 2 では 1 次成分はほとんど変わらず、2 次, 3 次成分はチップレーキ率の増加に伴って単調に減少している。

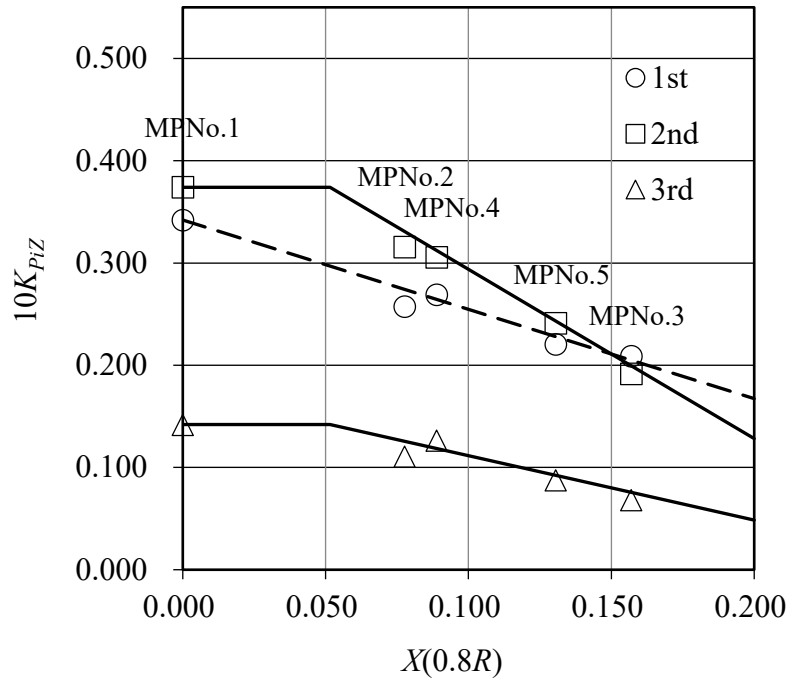


Fig. 2.8 Effect of tip rake on fluctuating pressure ($K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$)

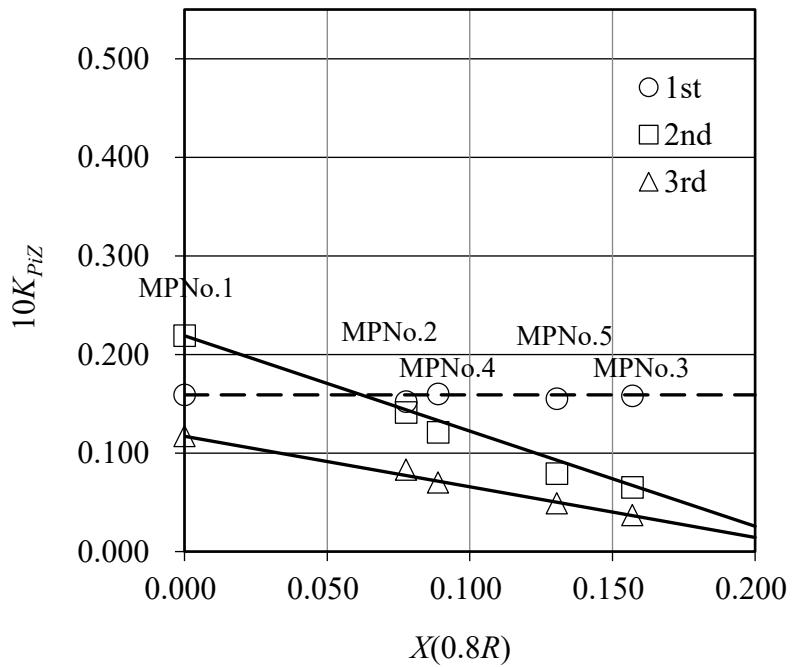


Fig. 2.9 Effect of tip rake on fluctuating pressure ($K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$)

後述の解析結果 (Fig. 2.20 参照)も合わせて考察すると、キャビティ発生量が多い場合、バックワードチップレーキを付加することにより 1 次翼振動数成分は単調に減少する。一方、2 次、3 次翼振動数成分はバックワードチップレーキが小さい場合はほとんど減少しないが、バックワードチップレーキを強めると一定の割合で減少する。キャビティ発生量が少ない場合、1 次翼振動数成分はほとんど変わらず、2、3 次翼振動数成分はバックワードチップレーキの増加に伴い一定の割合で減少する傾向を示している。

(2) 変動圧力波形

バックワードチップレーキによる変動圧力減少の要因を調べるために、基準プロペラ (MPNo.1)とバックワードチップレーキプロペラ (MPNo.3)の Fig. 2.7 の C 点での変動圧力波形を比較した。キャビティ発生量が最も多い試験状態 1 ($K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$)の波形を Fig. 2.10 に、最も少ない試験状態 2 ($K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$)の波形を Fig. 2.11 に、またチップレーキが強くなった場合の波形の特徴を示すためにすべての作動状態のバックワードチップレーキプロペラ (MPNo.3)の波形を Fig. 2.12 に示す。Fig. 2.10, Fig. 2.11 より、基準プロペラ (MPNo.1)の波形は試験状態によってかなり変化していることが分かる。しかし、Fig. 2.12 を見るとバックワードチップレーキプロペラ (MPNo.3)の波形は、試験状態によってピーク値に差が見られるものの、高周波が弱まり 1 次翼振動数のみの波形に近づいている。すなわち、チップレーキを強めると、元の波形にかかわらず高周波が弱まり、平準化されて 1 次翼振動数の波形に近づくとと言える。次に Fig. 2.10, Fig. 2.11 の波形のピーク部分に番号①～④を付してキャビテーション観察結果と対比し、波形とキャビテーションとの相関を調べた。その結果は以下のとおりである。

谷① (試験状態 1:30deg.～55deg., 試験状態 2:30deg.～50deg.)

：キャビティ発生量のピーク期

山② (試験状態 1:55deg.～75deg., 試験状態 2:50deg.～65deg.)

：キャビティの崩壊期

山③ (試験状態 1:90deg.～120deg., 試験状態 2:90deg.～120deg.)

：回転角度の基準翼のキャビティは消滅し、次に直上位置を通過する隣接翼の 0deg.～30deg.に相当するキャビティ成長期

谷④ (試験状態 2:回転角 65deg.～90deg.)

：チップボルテックスキャビテーション

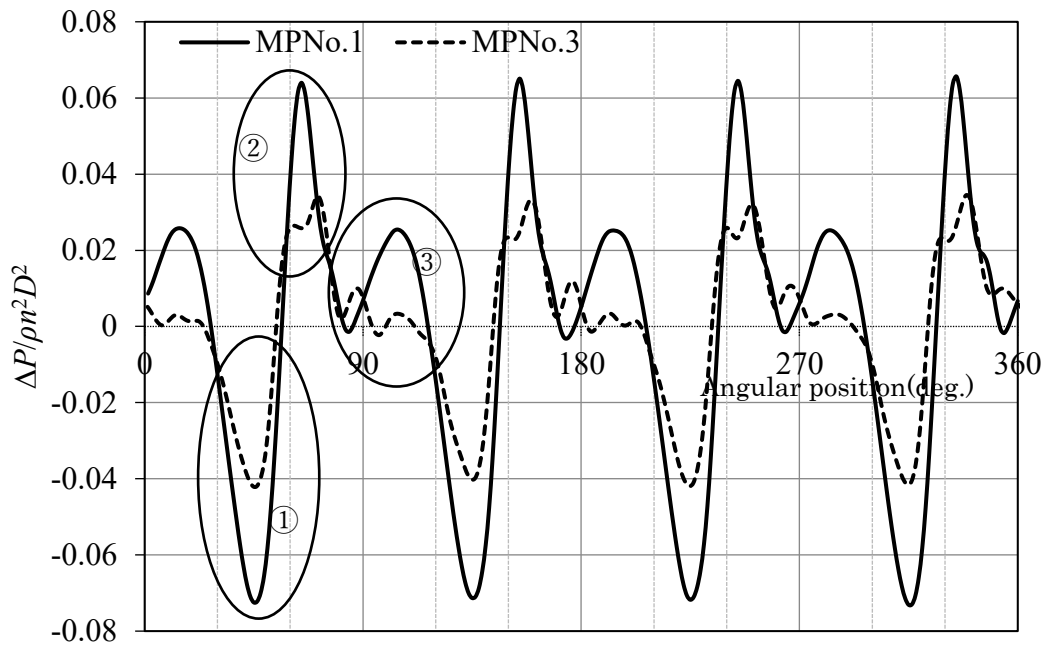


Fig. 2.10 Pressure signals of MPNo.1, 3 ($K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$)

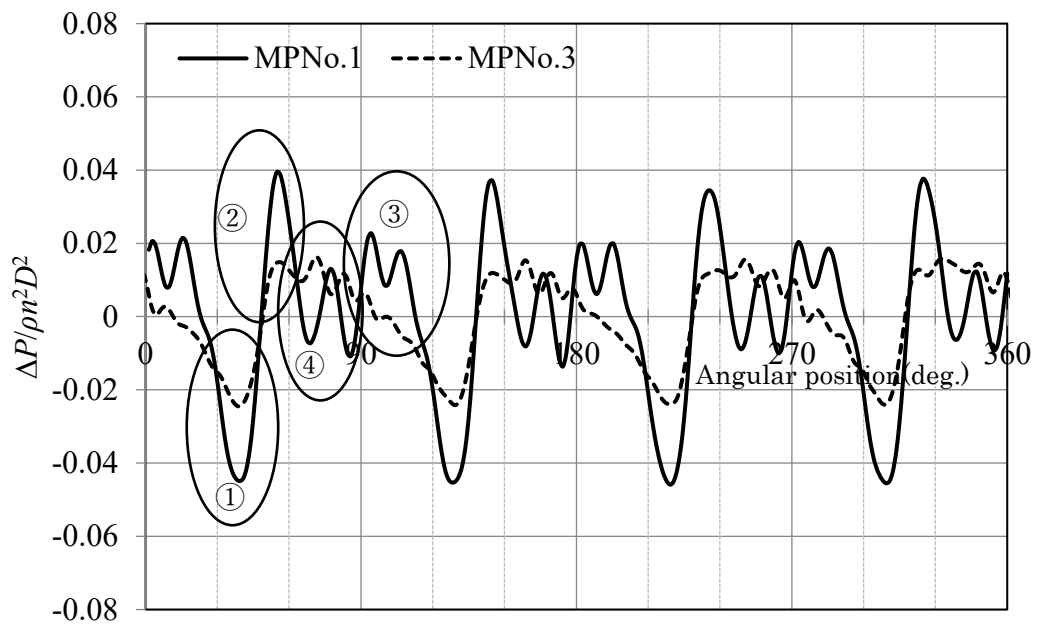


Fig. 2.11 Pressure signals of MPNo.1, 3 ($K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$)

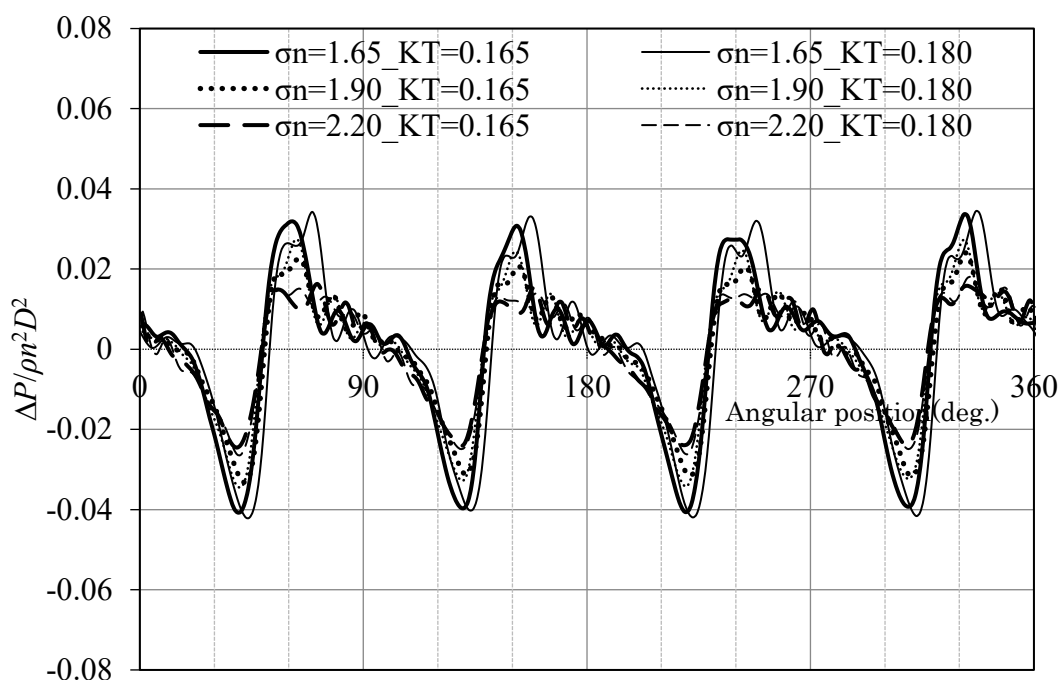


Fig. 2.12 Pressure signals of MPNo.3

さらに波形と変動圧力との相関を調べるために、基準プロペラ (MPNo.1) の波形をベースとしてピーク部分 (①~④) の一部をバックワードチップレーキプロペラ (MPNo.3) の波形に入れ替えて周波数解析を行った。試験状態 1 の入れ替えた波形を Fig. 2.13, 周波数解析結果を Fig. 2.14 に、試験状態 2 の入れ替えた波形を Fig. 2.15, 周波数解析結果を Fig. 2.16 に示している。図中の①~④は入れ替えた波形のピーク部分である。

Fig. 2.14, Fig. 2.16 から、1 次翼振動数成分については谷①の入替えて変動圧力振幅が減り、山②, 山③, 谷④ではほとんど変わらないか少し増えていることが分かる。また、2 次翼振動数は谷①, 山②, 山③, 谷④のいずれによっても変動圧力振幅が減っている。すなわち、キャビティ発生量のピークの減少に伴い 1 次翼振動数成分が減少し、成長から崩壊のすべてのキャビティの挙動が弱まることで 2 次翼振動数成分が減少している。

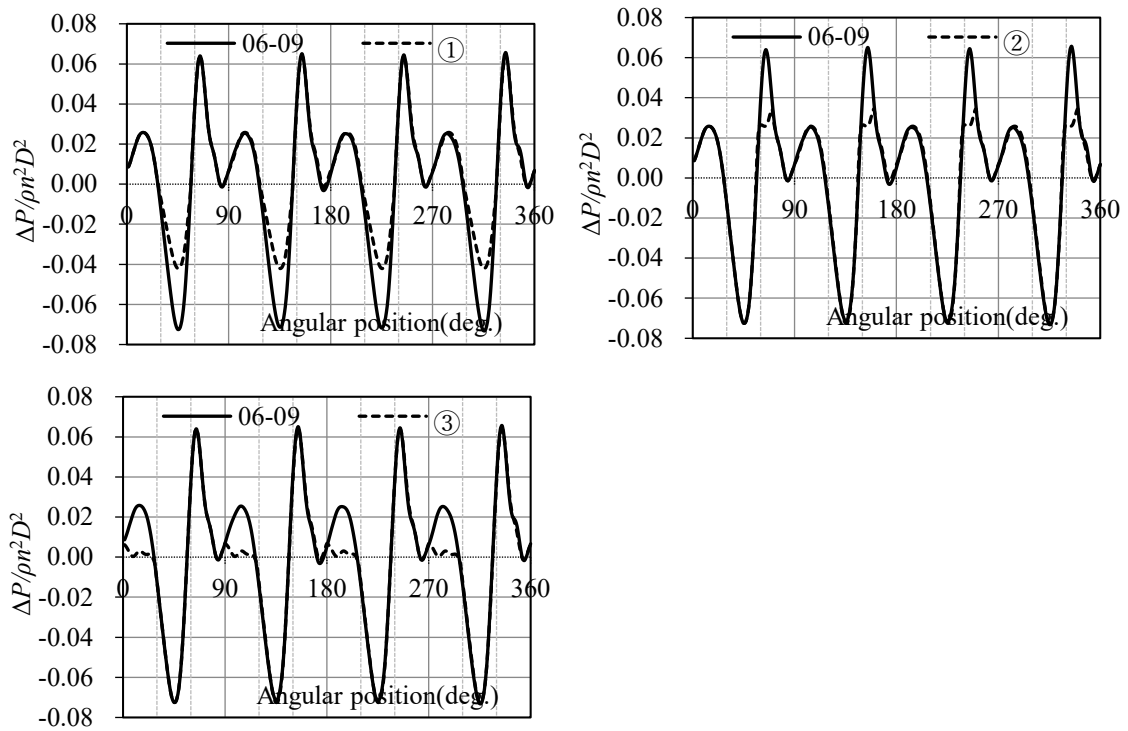


Fig. 2.13 Assumed pressure signals under condition 1 ($K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$)

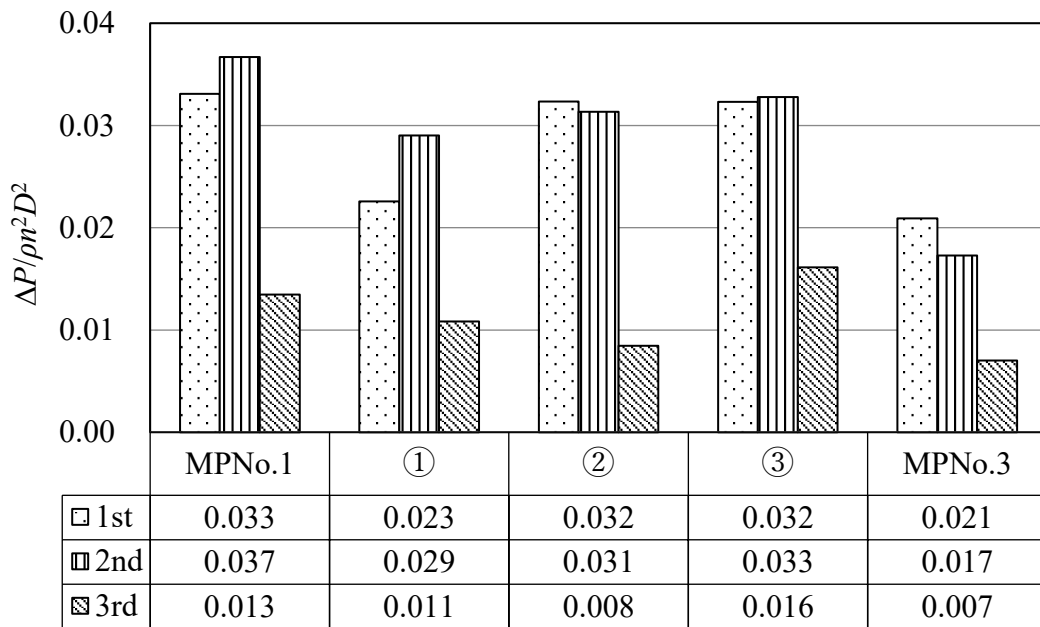


Fig. 2.14 Effect of assumed pressure signals on fluctuating pressure amplitude under condition 1 ($K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$)

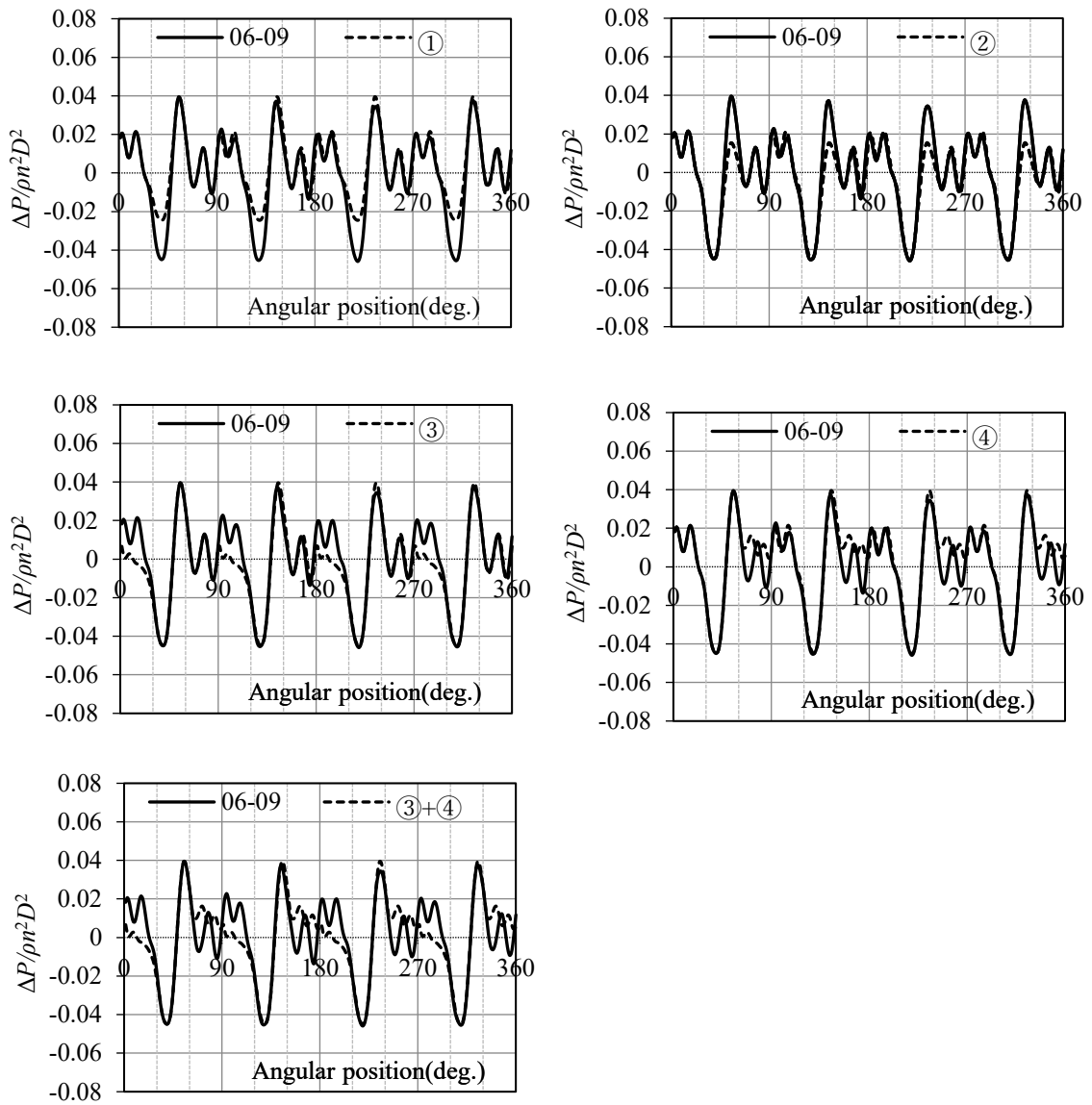


Fig. 2.15 Assumed pressure signals under condition 2 ($K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$)

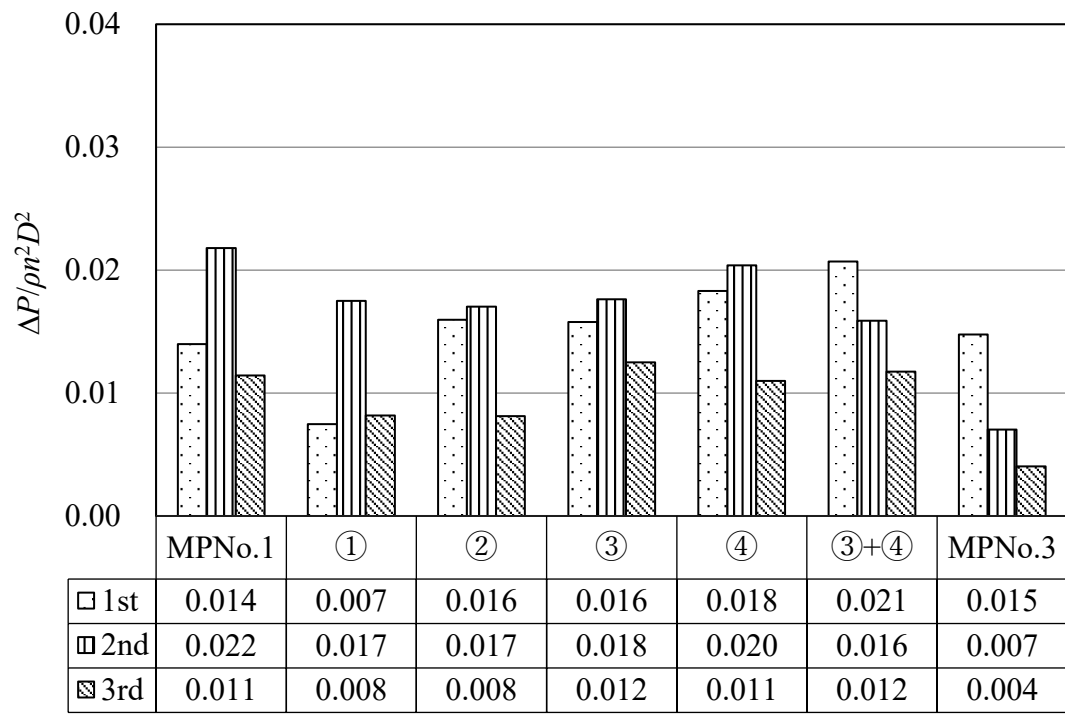


Fig. 2.16 Effect of assumed pressure signals on fluctuating pressure amplitude under condition 2 ($K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$)

2.4 船尾変動圧力減少量の簡易推定式

バックワードチップレーキの変化量に比例して変動圧力が減少する傾向が見られたので、系統的試験結果を解析してバックワードチップレーキによる船尾変動圧力減少量の簡易推定式を導くことを試みた。

2.4.1 チップレーキを表すパラメータの選定

まず、バックワードチップレーキの強さを表すために以下に示す四つのパラメータについて検討した。

$\Delta\phi(0.7R)$: 0.7R～翼先端の有効レーキ角変化量

$\Delta\phi(0.8R)$: 0.8R～翼先端の有効レーキ角変化量

$X(0.7R)$: 0.7R～翼先端の有効レーキ変化量/R

$X(0.8R)$: 0.8R～翼先端の有効レーキ変化量/R

$\Delta\phi$ はバックワードチップレーキを角度で表したものであり、 X はバックワードチップレーキ(距離)をプロペラ半径 R で無次元化したものである。バックワードチップレーキの半径方向の有効範囲については 0.7R～翼先端と 0.8R～翼先端の2ケースを検討した。

前節と同様にプロペラ直上付近の変動圧力振幅の最大値を対象にして、基準プロペラ(MPNo.1)に対するバックワードチップレーキプロペラ(MPNo.2～5)の船尾変動圧力振幅(i 次翼振動数成分)の減少量 C_{iz} (%) を上記の四つのパラメータを用いて整理した。1次～3次翼振動数の中で2次翼振動数成分が最もまとまりが良かったのでその結果を Fig. 2.17～Fig. 2.20 に示している。Fig. 2.17, Fig. 2.18, Fig. 2.19, Fig. 2.20 は、それぞれ $\Delta\phi(0.7R)$, $\Delta\phi(0.8R)$, $X(0.7R)$, $X(0.8R)$ を横軸にとって整理したものである。これらの図から Fig. 2.20 が最もまとまりが良く、バックワードチップレーキの半径方向の有効範囲は 0.8R～翼先端が、また、角度より距離の方が適切に整理されることが分かる。

さらに、Fig. 2.20 から2次翼振動数の変動圧力振幅の減少量について次のような傾向が確認された。

- ① 変動圧力振幅の減少量とバックワードチップレーキの関係は直線で表され、推力係数 K_T とキャビテーション数 σ_n が変化すればその直線が平行移動する。
- ② K_T が大きいほど、また σ_n が小さいほど変動圧力振幅の減少量は小さく、その逆ほ

ど大きい。すなわち、キャビティ発生量が多いほど減少量は小さく、少ないほど大きくなっている。

③ バックワードチップレーキにより変動圧力振幅が増加することはないと仮定すれば、 K_T が大きく、 σ_n が小さい場合、すなわちキャビティ発生量が多い場合、バックワードチップレーキを多少つけても変動圧力振幅が変わらない領域がある。例えば、 $K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$ の場合、図中(A)の部分である。

②, ③については、キャビティ発生量が多い場合、まず 1 次翼振動数成分が減少し、ある程度減少した後、2, 3 次翼振動数成分が減少するためと考えられる。

1, 3 次翼振動数成分についても $X(0.8R)$ を横軸にとってプロットしたものをそれぞれ Fig. 2.21, Fig. 2.22 に示している。図から、1 次成分についてキャビティ発生量が多い $\sigma_n = 1.65$ ではチップレーキの効果が見られるが、キャビティ発生量が少なくなる $\sigma_n = 2.20$ の結果ではチップレーキの効果はほとんど見られない。3 次成分については 2 次と同様に相関が見られるが、変動圧力振幅が小さいこともあって相関が少し悪くなっている。

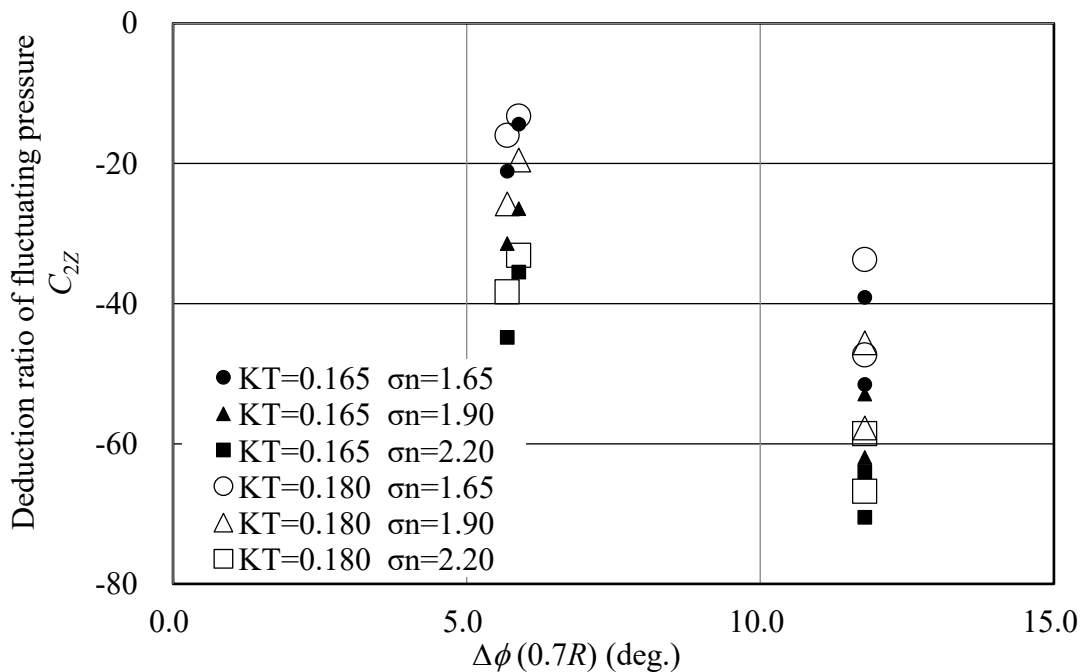


Fig. 2.17 Relation between fluctuating pressure (2nd blade frequency) and tip rake angle ($0.7R \sim$ tip)

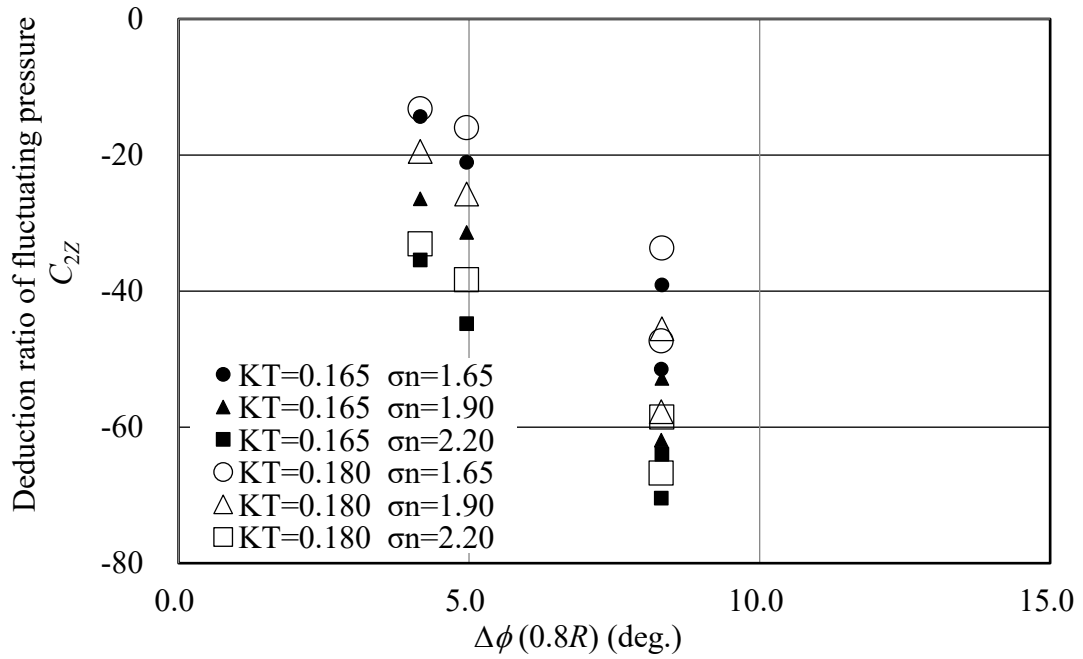


Fig. 2.18 Relation between fluctuating pressure (2nd blade frequency) and tip rake angle ($0.8R \sim$ tip)

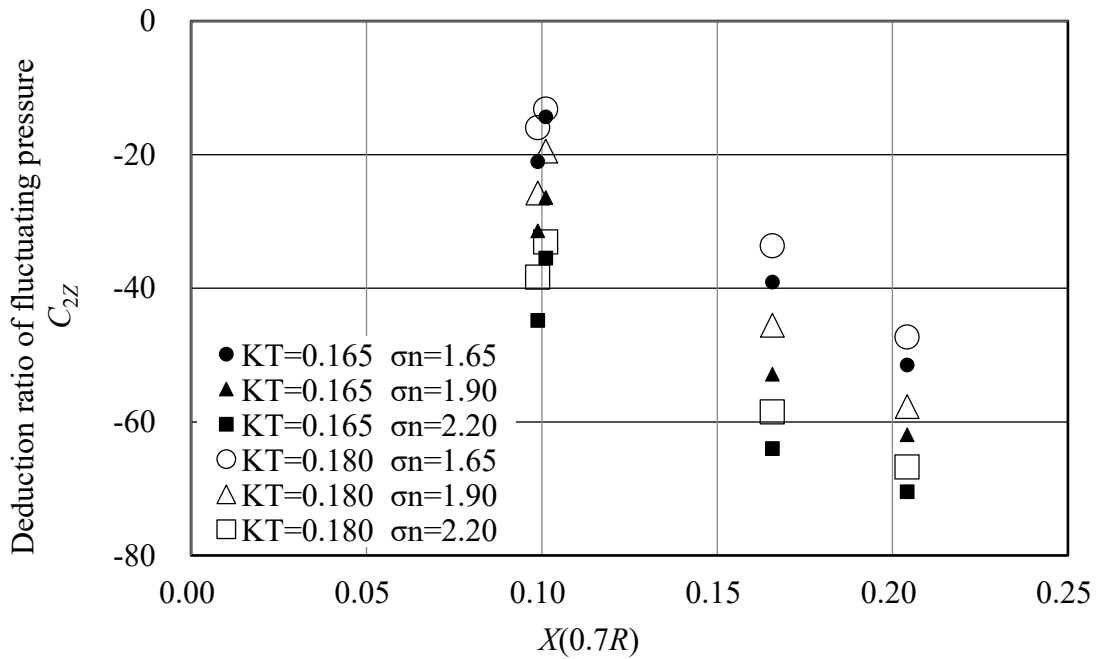


Fig. 2.19 Relation between fluctuating pressure (2nd blade frequency) and tip rake ratio ($0.7R \sim$ tip)

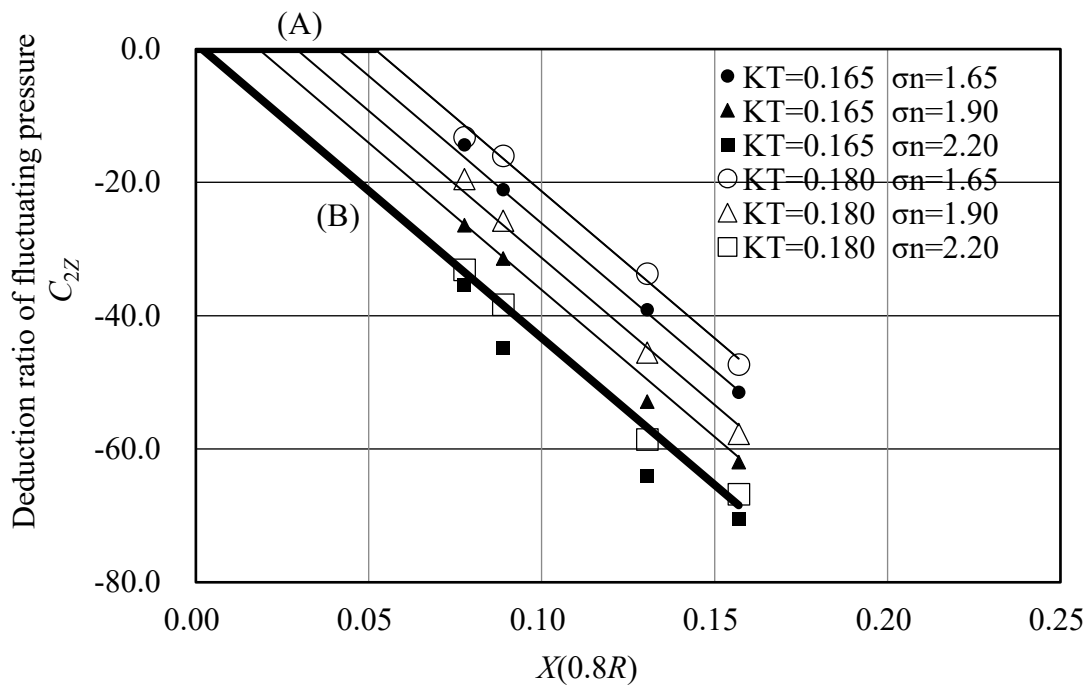


Fig. 2.20 Relation between fluctuating pressure (2nd blade frequency) and tip rake ratio ($0.8R \sim$ tip)

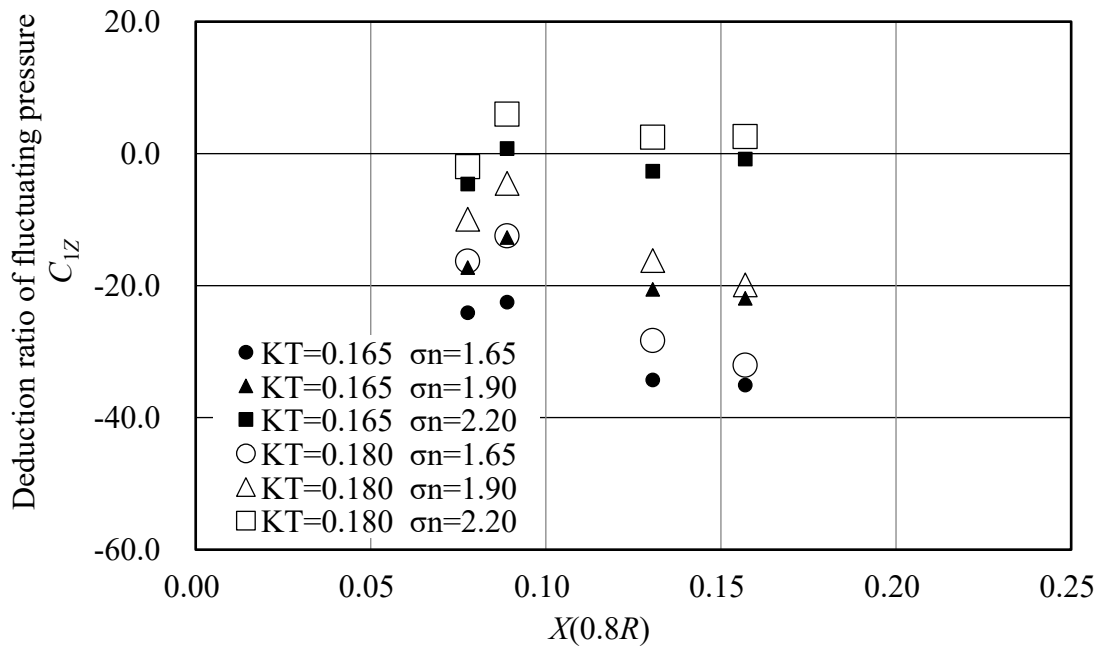


Fig. 2.21 Relation between fluctuating pressure (1st blade frequency) and tip rake ratio ($0.8R \sim$ tip)

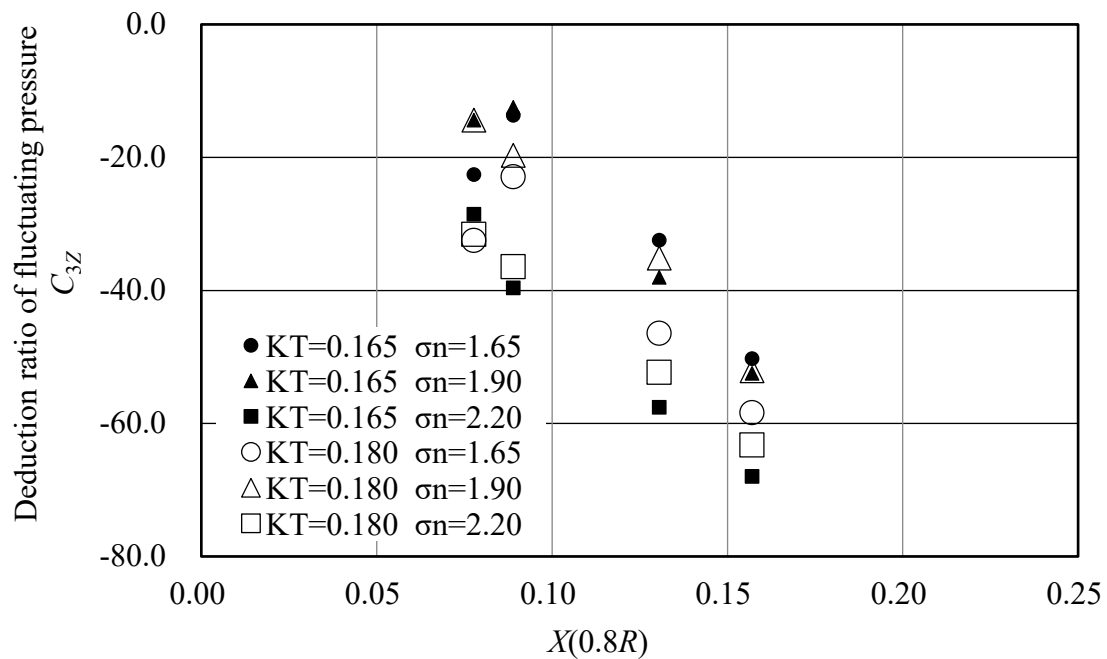


Fig. 2.22 Relation between fluctuating pressure (3rd blade frequency) and tip rake ratio (0.8R ~ tip)

2.4.2 船尾変動圧力減少量の簡易推定式

前節で 2 次翼振動数の変動圧力振幅の減少量との相関が良かった Fig. 2.20 のデータを用いて簡易推定式を導く. チップレーキを表すパラメータとして $X(0.8R)$ を選び, 改めて(2.7)式でチップレーキ率 X を定義する(バックワードチップレーキの場合 X が正, フォワードチップレーキの場合は負となる).

$$X = X(0.8R) = \frac{\{x_{ER}(1.0R) - x_{ER}(0.8R)\}}{R} \quad (2.7)$$

ただし, x_{ER} : 有効レーキ (m)

次に, 船尾変動圧力の減少量を表すパラメータとして以下に示す C_{iZ} (負値)を用いると, チップレーキが付加されていないプロペラの船尾変動圧力振幅係数を K_{PiZ0} とすればチップレーキ採用時の船尾変動圧力振幅係数 (i 次翼振動数成分) K_{PiZ} は次式

で求まる.

$$K_{PiZ} = K_{PiZ0} \left(1 + \frac{C_{iZ}}{100} \right) \quad (2.8)$$

ただし, C_{iZ} : チップレーキ率 $X=0$ のプロペラを基準としてバックワードチップレーキを付加したときの船尾変動圧力振幅 (i 次翼振動数成分) の減少量(%)

K_{PiZ0} : チップレーキ率 $X=0$ の船尾変動圧力振幅係数 (i 次翼振動数成分)

前節の検討結果から C_{2Z} (%) は (2.9) 式で近似される.

$$C_{2Z} = 100 (aX + b) \quad (2.9)$$

a は定数であり, b は K_T , σ_n , Z をパラメータとした関数である. 詳細な解析の結果, 最終的に a と b は (2.10) 式で表される.

$$\begin{aligned} a &= -4.412 \\ b &= \frac{12.8 K_T}{Z} - 0.4 \sigma_n + 0.311 \end{aligned} \quad (2.10)$$

さらに,

① $X=0$ において C_{2Z} は 0

であり, またバックワードチップレーキにより変動圧力振幅が増加することはないと仮定すれば,

② $X \geq 0$ の場合, C_{2Z} は 0 以下

となるので, C_{2Z} (%) は (2.11) 式で表される.

$$C_{2Z} = \min\{100(-4.412X + b), 0\} \quad (2.11)$$

ただし,

$$b = \max\left(\frac{12.8K_T}{Z} - 0.4\sigma_n + 0.311, 0\right) \quad (2.12)$$

試験結果と推定値の相関を調べるために、系統試験時の K_T と σ_n を(2.12)式に代入して b を計算し、(2.11)式により求めた C_{2Z} (直線) を Fig. 2.20 に引いた。($K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$) と ($K_T = 0.180$, $\sigma_n = 2.20$) の両状態はそれぞれ、 $b = -0.041$, 0.007 とほぼ $b = 0$ となるので $b = 0$ として C_{2Z} を直線(B)で表している。図から実験値はほぼ直線上にあり、推定値と実験値が良く対応していることが分かる。さらに C_{2Z} について系統試験結果と(2.11)式による推定値をそれぞれ縦軸、横軸にとって Fig. 2.23 で比較する。図から実験値と推定値は非常に良い相関を示すことが分かる。

(2.11)式は 2 次翼振動数成分の実験値から導いた実験式であるが、(2.13)式のように 3 次翼振動数成分についても同様の式を用いて、系統試験結果と推定値の相関を Fig. 2.24 に示した。変動圧力振幅の基準値がもともと小さいこともあって少しバラツキが大きくなっているが 3 次成分についても比較的良い相関が見られる。

$$C_{3Z} = C_{2Z} \quad (2.13)$$

以上の検討結果から、バックワードチップレーキによる 2, 3 次翼振動数成分の船尾変動圧力の減少量を(2.11), (2.13)式により精度良く推定できることが確認された。また(2.11), (2.13)式をそれぞれ(2.8)式に代入することで、2, 3 次翼振動数成分の船尾変動圧力を推定することができる。なお第 6 章で異なる設計条件のプロペラに適用し、簡易推定式の一般性を確認する。

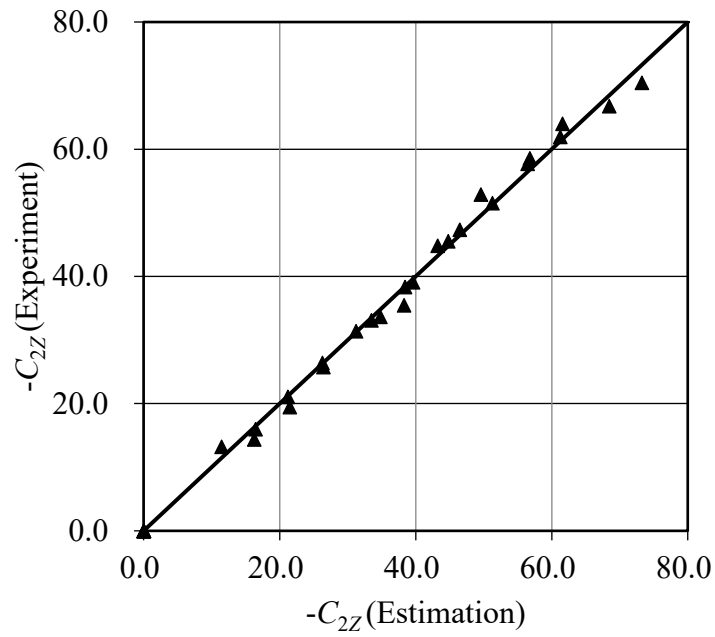


Fig. 2.23 Comparison of the deduction ratio of fluctuating pressure between calculation and experiment (2nd blade frequency)

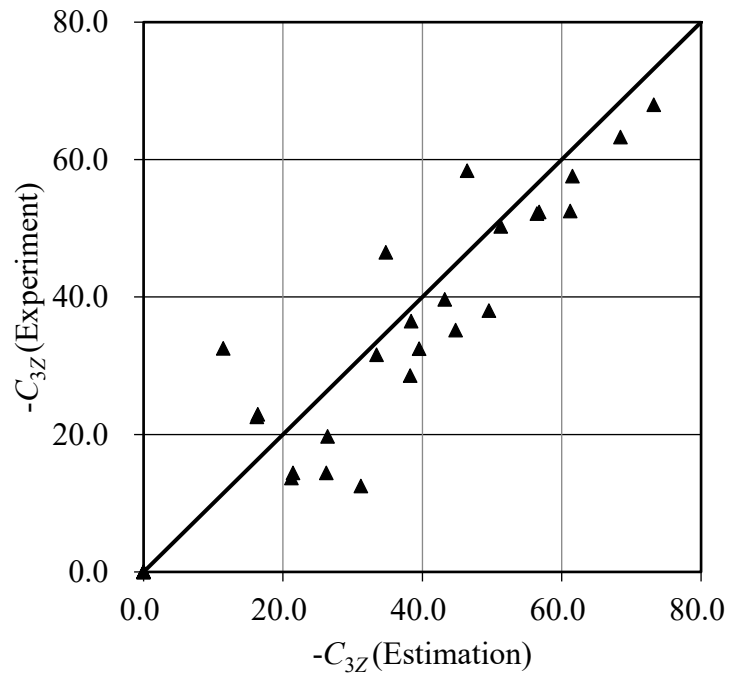


Fig. 2.24 Comparison of the deduction ratio of fluctuating pressure between calculation and experiment (3rd blade frequency)

2.5 結言

バックワードチップレーキ分布を系統的に変更した 5 種類のプロペラ模型を用いて内航船の伴流中のキャビテーション試験を実施し、船尾変動圧力に及ぼすバックワードチップレーキの影響を調査して以下の結果を得た。

- (1) バックワードチップレーキを増やすと翼先端付近のキャビティが減少する。
- (2) 翼先端付近のキャビティの減少に伴って変動圧力波形が平準化され、高周波の変動が弱まり 1 次翼振動数のみの波形に近づく。
- (3) 変動圧力波形の平準化に伴って、キャビティ発生量が多い場合、まず 1 次翼振動数成分が単調に減少する。2 次、3 次翼振動数成分はバックワードチップレーキが小さい場合ほとんど減少せず、バックワードチップレーキが大きくなると一定の減少率で減少する。キャビティ発生量が少ない場合、1 次翼振動数成分はほとんど変わらず、2, 3 次翼振動数成分はバックワードチップレーキの増加に伴い一定の割合で減少する。
- (4) キャビテーションと変動圧力波形の相関から、キャビティの最大発生量の減少に伴い 1 次翼振動数成分が減少し、成長から崩壊のすべてのキャビティの挙動が弱まることで 2 次翼振動数成分が減少する。
- (5) 滑らかなチップレーキ分布形状を採用することで、キャビテーションエロージョンの回避と船尾変動圧力の低減効果を両立できる。
- (6) 船尾変動圧力との相関を表すバックワードチップレーキのパラメータとして $0.8R$ ~ 翼先端のレーキ(距離)が適している。
- (7) バックワードチップレーキ、推力係数、キャビテーション数をパラメータとしたバックワードチップレーキによる 2 次および 3 次翼振動数の船尾変動圧力の減少量を推定する式を導いた。

第3章 バックワードチップレーキによる船尾変動 圧力低減のメカニズム

3.1 緒言

前章のバックワードチップレーキプロペラの系統的キャビテーション試験から、バックワードチップレーキプロペラを採用することによって、キャビテーションの発生量が少なくなること、チップボルテックスキャビテーションが弱まること、船尾変動圧力の特に高次翼振動数成分が低減されることが確認された。

本章ではバックワードチップレーキによる船尾変動圧力低減のメカニズムを考察するために、渦糸モデルや有限幅直進翼の形状を単純化したモデルを用いて、誘導速度や圧力分布を確認する。また船体前方となるバック面方向に湾曲させたフォワードチップレーキプロペラも計算対象に加えて、チップレーキによる半径方向推力分布、誘導速度や翼面上圧力分布などの流体力学的特性に及ぼす影響を確認する。さらに系統的模型試験用プロペラの模型試験や CFD 計算結果から、翼先端付近の流れの可視化やキャビテーションの発生量に及ぼすバックワードチップレーキの影響を調べ、バックワードチップレーキによる船尾変動圧力の低減メカニズムについて考察する。

第 2 節では、Biot-Savart の法則に基づく誘導速度および圧力に及ぼすチップレーキの影響と題し、ストレート、バックワードチップレーキとフォワードチップレーキ翼を単純化した渦糸モデルの誘導速度を Biot-Savart の法則より求め、それを用いて Bernoulli の定理より圧力分布を確認する。

第 3 節では、有限幅直進翼の流体力学的特性に及ぼすチップレーキの影響と題し、東京大学船用プロペラキャビテーションタンネルで翼面上の圧力分布が計測された有限幅直進翼を基準に、バックワードチップレーキ、フォワードチップレーキ翼の圧力分布や限界流線を確認する。

第 4 節では、プロペラの流体力学的特性に及ぼすチップレーキの影響と題し、系統的模型試験に用いたプロペラのスキューをゼロにしたストレート、バックワードチップレーキ、フォワードチップレーキプロペラを用いて、半径方向推力分布、誘導速度、圧力分布を確認する。

第 5 節では, プロペラのキャビテーション性能と船尾変動圧力に及ぼすチップレーキの影響と題し, 系統的模型試験用の基準プロペラ (MPNo.1) とバックワードチップレーキプロペラ (MPNo.3) を用いて, 翼面上圧力分布, キャビテーション発生量と船尾変動圧力の関係を確認する.

3.2 Biot-Savart の法則に基づく誘導速度および圧力に及ぼすチップレーキの影響

バックワードチップレーキを採用すると、キャビテーションの発生量が減少することが模型試験で確認されたことから、翼面上の圧力分布が変化していることが考えられる。チップレーキが翼面上圧力に及ぼす影響を調べるため、単純化した渦糸モデルの誘導速度を Biot-Savart の法則より求め、それを用いて Bernoulli の定理より圧力分布を確認する。

3.2.1 Biot-Savart の法則

3次元翼には翼端があり上下面の圧力差によってフェイス面からバック面に回り込む流れによって生じる後流渦 (Trailing vortex) が存在する。この渦は下流に向うに従い巻き上がり、2本の反対向きに回転する翼端渦を形成する。また翼に揚力が生じるのは翼周りに生じた循環によるもので、翼を翼面に固定された渦糸で表すことができ、これを束縛渦 (Bound vortex) と呼んでいる。このような流れの最も簡単なモデルが Fig. 3.1 に示す馬蹄渦 (Horse-shoe vortex) である。翼端渦は束縛渦と同じ強さの循環を持ち、下流から見て左端では時計回りに右端では反時計回りに回転しており、束縛渦の位置には翼端渦によって速度が誘導される。

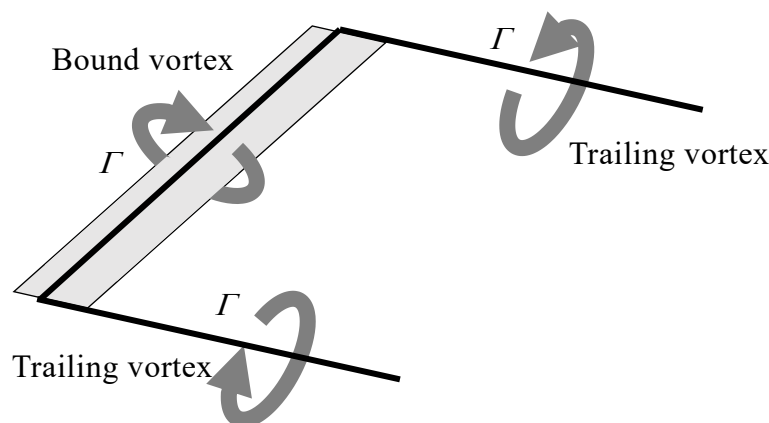


Fig. 3.1 Horse-shoe vortex

渦糸が誘導する速度を求めるために Biot-Savart の法則を用いる。Fig. 3.2 に示す循環 Γ の渦糸によって点 P に誘導される速度の大きさ $|\vec{v}|$ は、渦糸上の微小区間 ds

と点 P とのなす角度を β , 距離を r とすると, (3.1)式で与えられる.

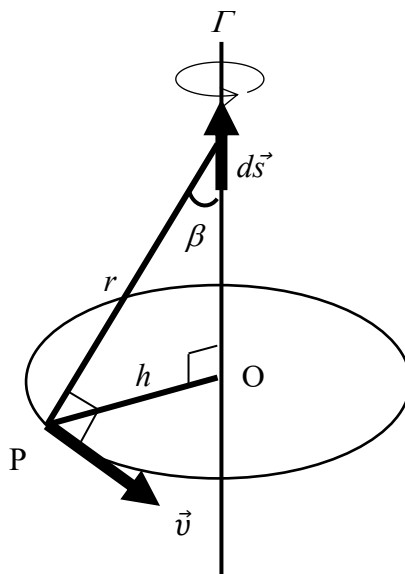


Fig. 3.2 Biot-Savart law

$$|\vec{v}| = \frac{\Gamma}{4\pi} \int \frac{\sin \beta}{r^2} ds \quad (3.1)$$

さらに Fig. 3.3 に示す循環 Γ の渦線分 $\overline{Q_1 Q_2}$ が図中の点 P に誘導する速度ベクトル \vec{v} は次式のように表される.

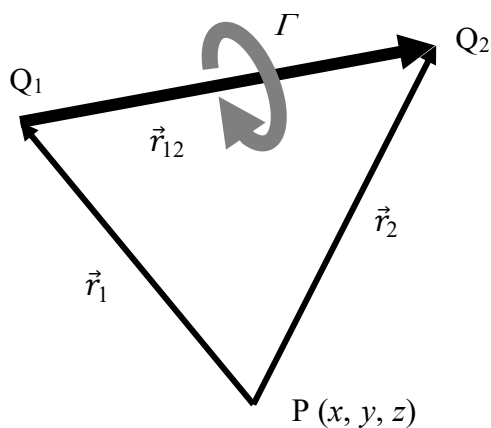


Fig. 3.3 Vortex segment geometry

$$\vec{v} = \frac{\Gamma}{4\pi} \frac{\vec{r}_1 \times \vec{r}_{12}}{|\vec{r}_1 \times \vec{r}_{12}|^2} \left\{ \frac{\vec{r}_2}{|\vec{r}_2|} - \frac{\vec{r}_1}{|\vec{r}_1|} \right\} \cdot \vec{r}_{12} \quad (3.2)$$

また、渦糸への流入速度ベクトルを \vec{V}_I とすると、全体の速度ベクトル \vec{V} は、

$$\vec{V} = \vec{V}_I + \vec{v} \quad (3.3)$$

となるため、点 P での圧力 p は無限遠方の静圧 p_0 と流体密度 ρ を用い、Bernoulli の定理より次式で与えられる。

$$p - p_0 = \frac{1}{2} \rho (|\vec{V}_I|^2 - |\vec{V}|^2) \quad (3.4)$$

さらに圧力係数 C_p は以下のように表される。

$$C_p = \frac{p - p_0}{\frac{1}{2} \rho |\vec{V}_I|^2} \quad (3.5)$$

以上の方法を用いて、チップレーキの有無を渦糸の形状変化とみなし、誘導速度と圧力を確認する。

3.2.2 解析対象

Fig. 3.4 に示すようにコード方向を x 軸、スパン方向を y 軸、鉛直上向きを z 軸とした翼固定座標系 $O-xyz$ を設定する。 x 軸正方向を向く 1.0m/s の一様な流れの中に、原点 $O(0, 0, 0)$ から $P(0, 1, 0)$ に伸びる直線状の束縛渦を持つストレート (TR0) と、その束縛渦の端 $P(0, 1, 0)$ から z 軸の負の方向 $Q(0, 1, -0.1)$ に束縛渦を付加してバックワードチップレーキ (BTR) を、 $P(0, 1, 0)$ から z 軸の正の方向 $R(0, 1, 0.1)$ に束縛渦を付加してフォワードチップレーキ (FTR) を模擬した 3 種類の渦糸を考えた。それぞれの束縛渦の端 P, Q および R から後流渦が放出される単純化した渦糸モデルに対して、誘導速度と圧力の変化を確認した。循環は $O(0, 0, 0)$ から $P(0, 1, 0)$ を見て時計

回りに回転し, 循環 Γ を 0.07 とした.

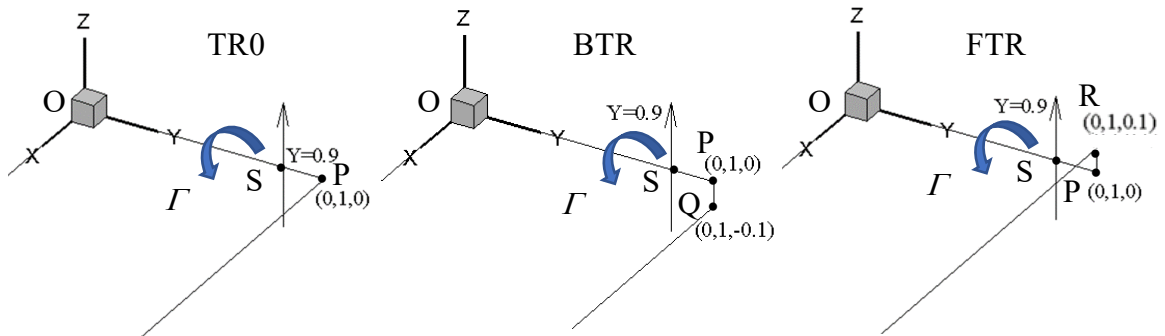


Fig. 3.4 Calculation conditions

3.2.3 計算結果

束縛渦端近くの $S(0, 0.9, 0)$ における x 軸方向誘導速度の z 軸方向分布を Fig. 3.5 に示す. 循環によって x 軸方向の流速が増速される z 軸が正の範囲では, レーキを付加していないストレートに対して, フォワードチップレーキの x 方向誘導速度が増速する方向に大きくなり, バックワードチップレーキの誘導速度はわずかに小さくなること, 一方で z 軸方向の負の範囲では, バックワードチップレーキの x 軸方向誘導速度が減速方向に大きくなり, フォワードチップレーキの誘導速度はわずかに小さくなることを確認できる. $S(0, 0.9, 0)$ を通る z 軸方向の各位置と PQ や PR 部分の束縛渦やそれぞれの後流渦との距離が異なるため z 軸方向の正負で誘導速度の違いが生じていることが分かる.

次に Fig. 3.6(a), (b) にそれぞれ束縛渦端より少し離れた $T(0, 0.7, 0)$ と $S(0, 0.9, 0)$ における xz 平面の圧力係数 C_p を示す. 誘導速度の違いの影響を受けて, C_p はストレートに対して, フォワードチップレーキは全体の圧力が低くなり, 負圧の範囲が広く, 正圧の範囲が狭くなり, バックワードチップレーキは全体の圧力が高くなり, 負圧の範囲が狭く, 正圧の範囲が広がることを確認できる. この影響は束縛渦端のレーキ部に近い $S(0, 0.9, 0)$ で顕著であるが, それよりも離れた $T(0, 0.7, 0)$ でも確認できることから, 影響は広範囲に及んでいることが分かる.

以上のように, チップレーキを模擬した渦糸モデルの誘導速度を Biot-Savart の法則を用いて求めると, 翼端のレーキ部を模擬した束縛渦や後流渦の位置が変化することに伴って, 各位置の誘導速度に違いが生じる. 各位置の圧力は, 流入流速と誘導

速度の合成速度で求まるため、誘導速度の違いが圧力の変化を生じさせ、ストレートに対してフォワードチップレーキは負圧の領域が、バックワードチップレーキは正圧の領域が広がる。

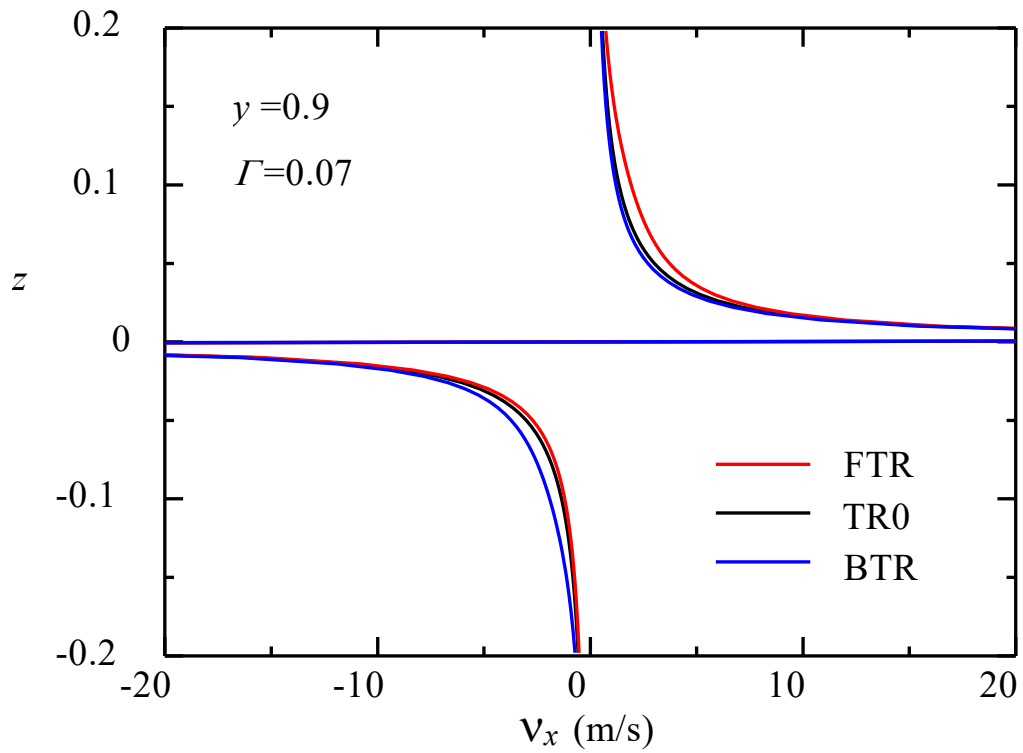


Fig. 3.5 Induced velocity distributions (*x*-direction)

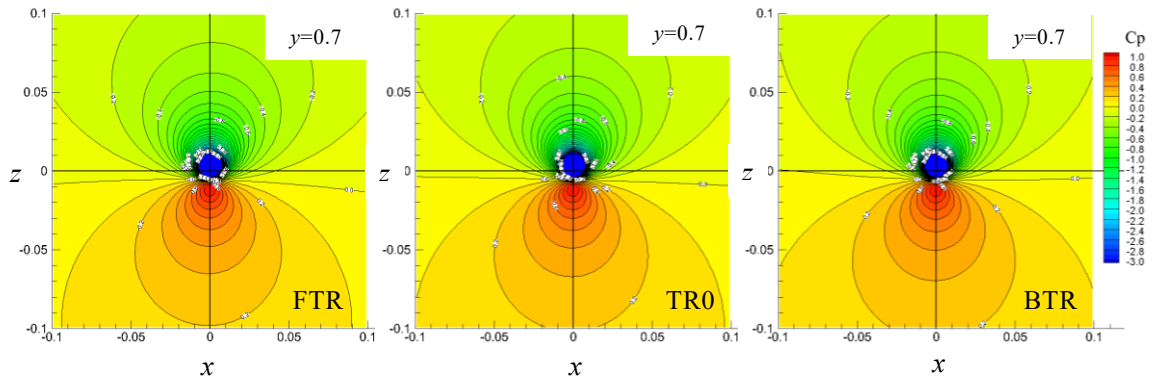


Fig. 3.6(a) Pressure distributions ($y=0.7$)

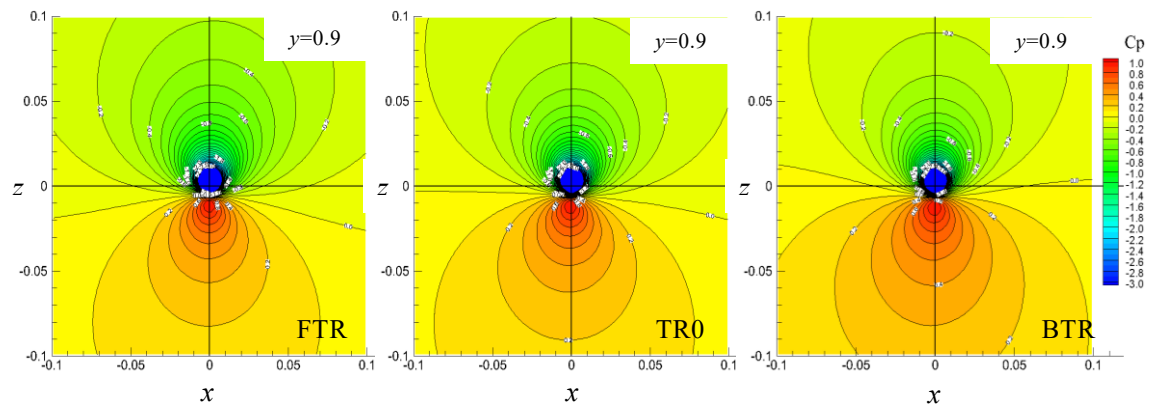


Fig. 3.6(b) Pressure distributions ($y=0.9$)

3.3 有限幅直進翼の流体力学的特性に及ぼすチップレーキの影響

東京大学船用プロペラキャビテーションタンネルで翼面上の圧力分布が計測された有限幅直進翼 [28]を基準とし、バックワードチップレーキとフォワードチップレーキ分布を持つ翼を追加して、CFD と SQCM により 3 次元翼の翼面上における誘導速度や圧力分布といった流体力学的特性に及ぼすチップレーキの影響を調査する。

3.3.1 解析用有限幅直進翼と計算方法

東京大学での模型試験に用いられた供試翼は、断面形状 NACA0012, 平面形状楕円, アスペクト比 3 の有限幅翼で、翼根部でのコード長は 150mm, 半スパン長は 176.7mm である。実験模型には Fig. 3.7 に示す圧力測定孔が配置されており圧力計測結果が公表されている。圧力測定孔は、半スパン長に対して翼根部から順に 20, 40, 60, 80, 90%の位置にそれぞれ 2 ないし 6 個の圧力測定孔が開けられている。

Fig. 3.4 と同様にコード方向を x 軸, スパン方向を y 軸, 鉛直上向きを z 軸とした翼固定座標系 $O-xyz$ を設定する。計算ではレーキを付加していない模型試験を実施したストレート翼 (TR0) に対し Fig. 3.8 のように $0.7R$ 位置から先端でのレーキ量が $0.7R$ から 45 度で曲げた場合と同じになるように $z = ay^2$, $a = 1/53.01$ の放物線でバック面に湾曲させたフォワードチップレーキ分布を持つ翼 (FTR) と, 反対にフェイス面側に湾曲させたバックワードチップレーキ分布を持つ翼 (BTR) を追加した。Fig. 3.9 にそれぞれの翼モデルを示す。

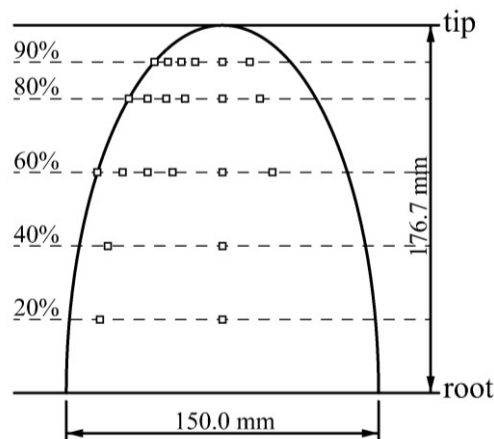


Fig. 3.7 Model of a foil

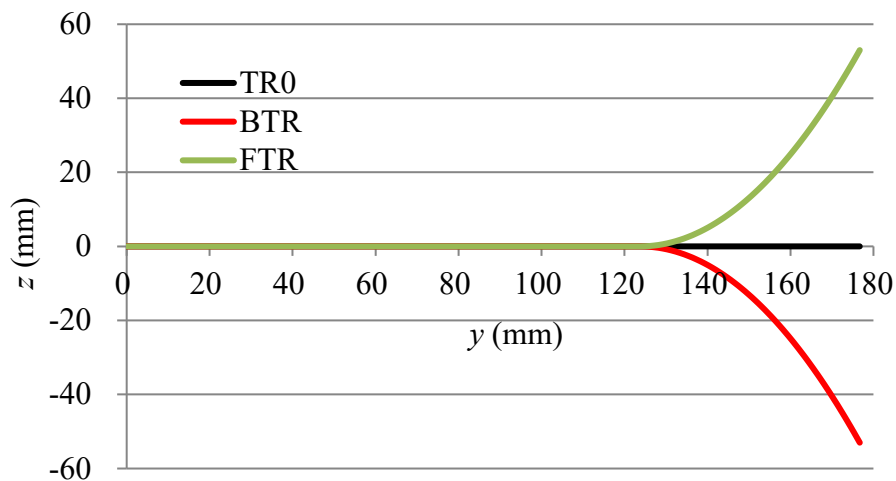


Fig. 3.8 Rake distributions

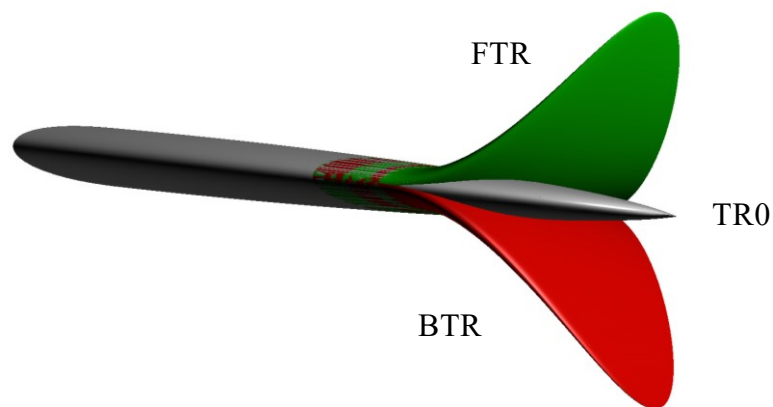


Fig. 3.9 Blade models

計算は、非構造格子の有限体積法をベースとする汎用CFDソフトSCRYU/Tetraと、九州大学で開発されたSQCMを用いた。なお流速は模型試験と同じ8m/sとし、キャビテーションなしの状態で行った。

CFD計算の乱流モデルはLKE $k-k_L-\omega$ モデルを用い、計算領域はFig. 3.10の翼根部のコード長を L として、長さ $46.7L$ 、1辺 $3L$ の正方形断面を持つ領域とした。流入境界面から $13.3L$ の位置に翼のコード長中央点を配置し、翼の迎角はストレート翼を 10deg .として計算した。なお3種類の翼の揚力を一致させるためにバックワードチップレーキ翼では迎角をCFD計算は 10.21deg ., SQCM計算は 10.20deg .とし、フォワードチップレーキ翼ではCFD計算は 8.83deg ., SQCM計算は 8.97deg .とした。

Fig. 3.11 に CFD 計算用の翼周りのメッシュを示す. 翼近傍のメッシュサイズは約 0.3mm まで細かくし, 翼面上の境界層を解像するために翼表面にプリズムメッシュを配置した. u^* を壁面摩擦速度, Y を壁面近傍第 1 層の壁面に垂直方向の厚さ, ν を動粘性係数として(3.6)式の境界層第 1 層の無次元厚み y^+ は 1 とし, 要素数は約 1400 万要素となった.

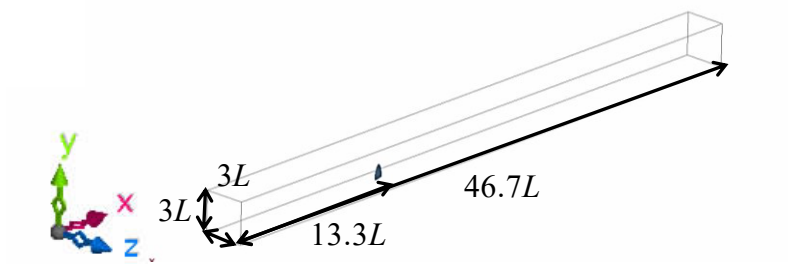


Fig. 3.10 Calculation region

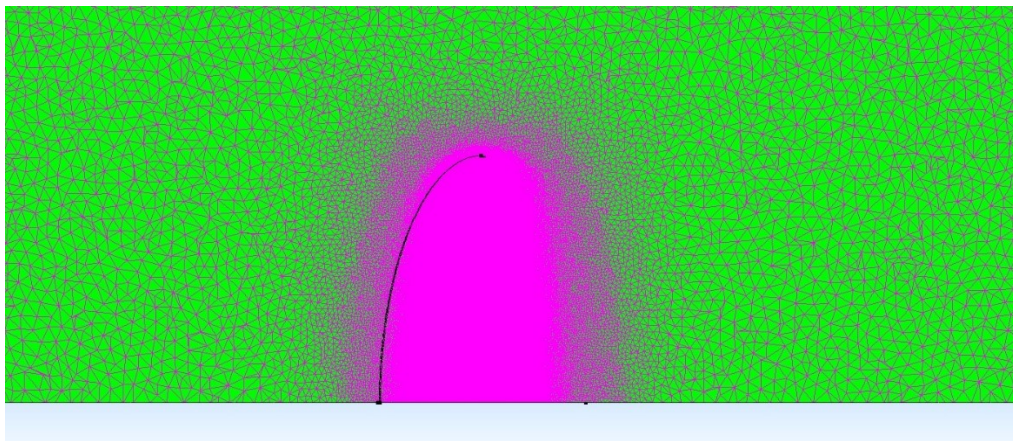


Fig. 3.11 Grid mesh around blade

$$y^+ = \frac{u^* Y}{\nu} \quad (3.6)$$

3.3.2 計算結果

計算の妥当性を確認するために、圧力計測結果のあるチップレーキが付加されていないストレート翼について、半スパン長の 60, 80, 90%位置の各断面における圧力分布を確認する。Fig. 3.12(a)~(c)は縦軸に圧力係数 C_p を、横軸に翼のコード長 C 、翼断面前縁からの距離を x としてコード方向位置 x/C をとり、黒の実線で CFD、黒の点線で SQCM による結果を示す。なお、○、◇がそれぞれバック面、フェイス面の圧力計測値である。すべての断面位置において CFD 計算、SQCM 計算ともに、圧力計測値と良く一致しており計算の妥当性が確認できる。

圧力分布の違いを詳しく見るために、Fig. 3.12(a)~(c)に赤色でバックワードチップレーキ翼の計算結果、緑色でフォワードチップレーキ翼の計算結果を追加した。なお実線が CFD、点線が SQCM による結果を示す。CFD と SQCM 計算結果ともに、ストレート翼に対してバックワードチップレーキ翼ではバック面、フェイス面ともに圧力が高く、フォワードチップレーキ翼ではバック面、フェイス面ともに圧力が低くなる傾向が見られる。レーキが付加されていない 60%位置を含めて広範囲でストレート翼に対して、バックワード、フォワードチップレーキ翼の圧力が平行移動する傾向があることが確認できる。CFD と SQCM 計算結果が同様の圧力変化の傾向を示していることから、チップレーキによる翼形状の相対位置変化が圧力分布に影響を与えていると考えられる。

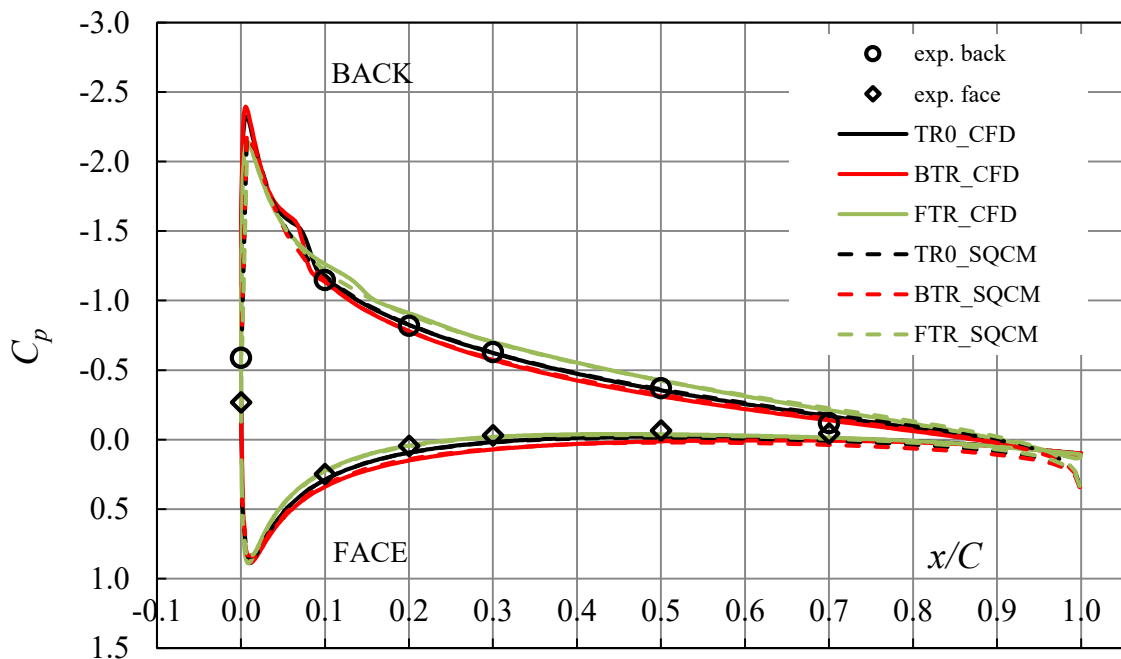


Fig. 3.12(a) Pressure distributions at 60% position

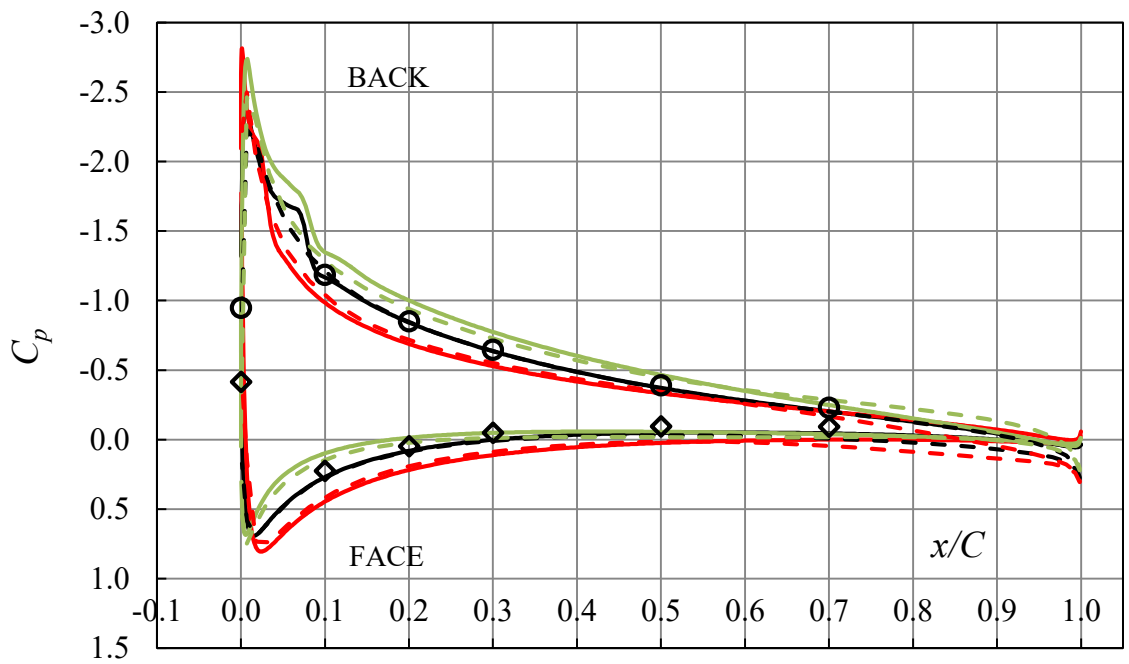


Fig. 3.12(b) Pressure distributions at 80% position

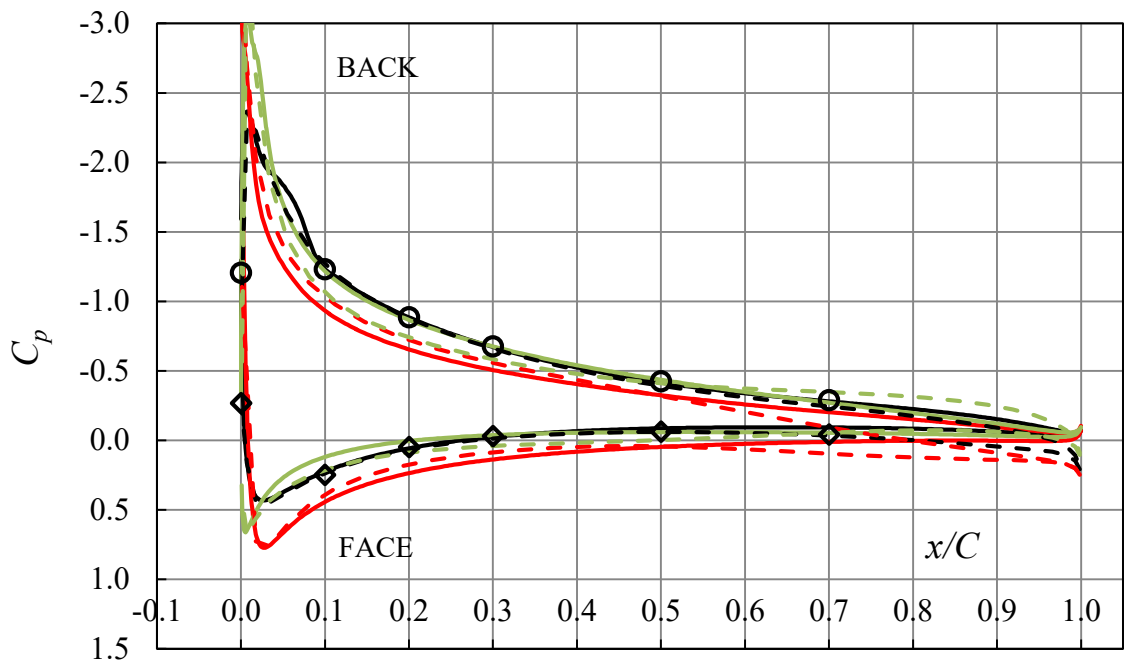


Fig. 3.12(c) Pressure distributions at 90% position

チップレーキの影響を確認するために、ストレート、フォワードとバックワードチップレーキ翼のバック面とフェイス面の翼面上圧力係数 C_p をそれぞれ Fig. 3.13(a), (b) に示す。青色が圧力の低い部分を、赤色が圧力の高い部分を示しており、ストレート翼に比べて、フォワードチップレーキ翼ではバック面、フェイス面ともに圧力が低く、バックワードチップレーキ翼ではバック面、フェイス面ともに圧力が高くなる傾向が見られる。

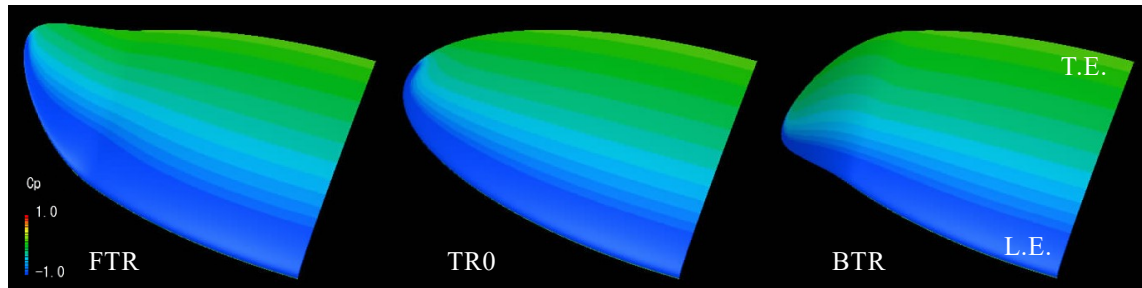


Fig. 3.13(a) Pressure distributions on the back side

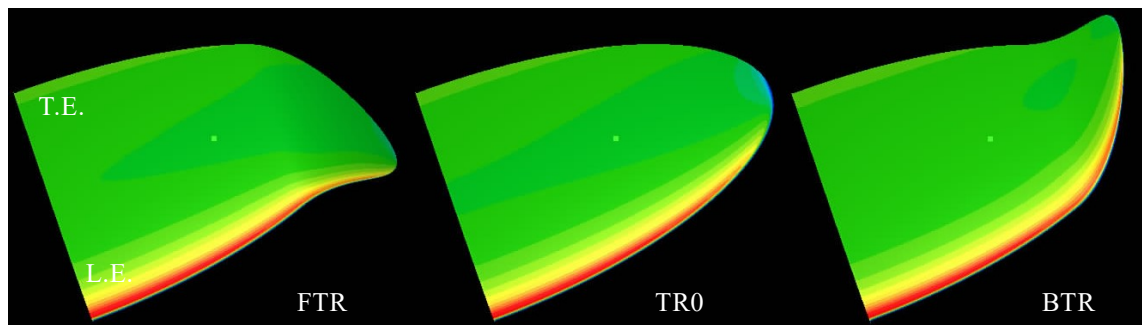


Fig. 3.13(b) Pressure distributions on the face side

翼面近傍の流れを確認するために、ストレート、フォワードとバックワードチップレーキ翼のバック面とフェイス面の圧力係数 C_p と限界流線をそれぞれ Fig. 3.14(a), (b) に示す。限界流線では各翼形状についてスパン方向の流れに違いが見られる。ストレート翼に比べて、バックワードチップレーキ翼はフェイス面の翼根方向への流れが強いことから、チップボルテックスが弱まる傾向があることが考えられる。

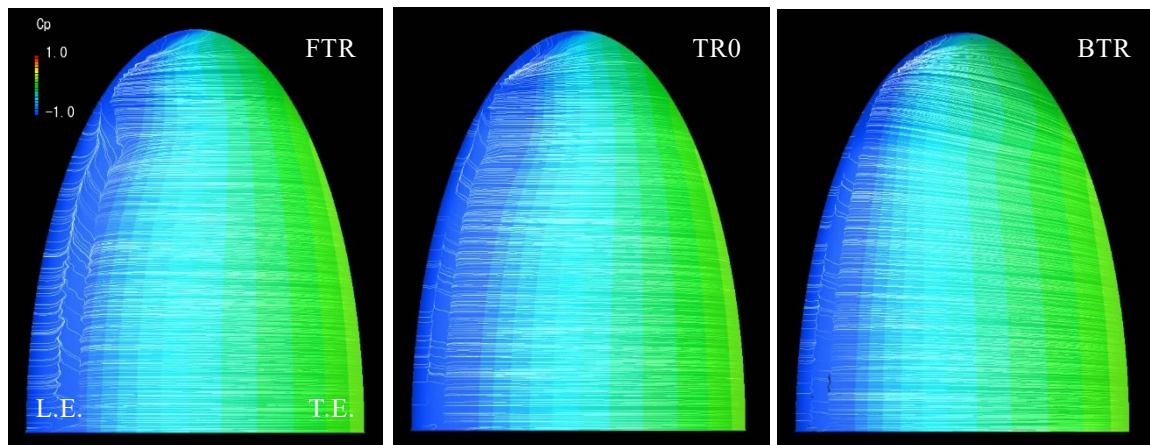


Fig. 3.14(a) Limiting streamlines on the back side

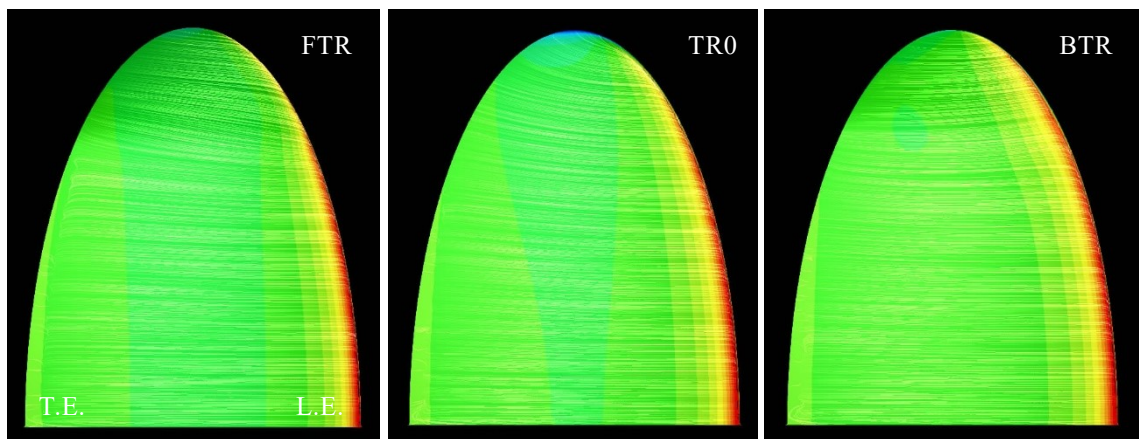


Fig. 3.14(b) Limiting streamlines on the face side

3.4 プロペラの流体力学的特性に及ぼすチップレーキの影響

渦糸モデルや有限幅直進翼において、チップレーキを採用することで翼面上の圧力分布に変化が生じることが確認されたので、次に前縁はく離渦の影響を極力排除するために、系統的模型試験に用いたプロペラのスキューをゼロにしたプロペラを用いて、プロペラの流体力学的特性に及ぼすチップレーキの影響を確認する。

3.4.1 流体力学的特性解析用チップレーキシリーズプロペラ

系統的模型試験を実施したプロペラをベースに、スキューの影響を取り除くためにスキューをゼロとした第2章、第2節「供試プロペラの設計」のMPNo.6～8を用いて計算を行った。各プロペラの主要目をTable 3.1、特徴を以下に示す。

- MPNo.6 : ストレートプロペラ(TR0_0)
MPNo.1 をベースにスキュー0deg.かつ一定ピッチとしたMPNo.7, 8との比較のベースとなる基準プロペラで、有効レーキ角 0deg.の一定レーキ分布
- MPNo.7 : バックワードチップレーキプロペラ(BTR_0)
MPNo.6 の有効レーキ角 0deg.をベースにして、0.7R～翼先端にかけて約 10deg.のバックワードチップレーキを付加したプロペラ
- MPNo.8 : フォワードチップレーキプロペラ(FTR_0)
MPNo.6 の有効レーキ角 0deg.をベースにして、0.7R～翼先端にかけてMPNo.7 の反対の約 10deg.のフォワードチップレーキを付加したプロペラ

Table 3.1 Principal particulars of propeller models

MPNo.	6	7	8
Type	TR0_0	BTR_0	FTR_0
Number of blades	4		
Diameter (mm)	250		
Expanded area ratio	0.52		
Pitch ratio (0.7R)	0.70 (const.)		
Skew angle (deg.)	0		

3.4.2 CFD 計算結果

キャビテーションが船尾変動圧力と強い関係性があるため、キャビテーションが発生するプロペラ翼回転角度が直上位置相当のプロペラ前進率 $J = 0.1$ およびプロペラ設計点の $J = 0.4$ のストレート、バックワードチップレーキとフォワードチップレーキプロペラの定常計算を行い、半径方向推力分布、誘導速度と流速、圧力分布について確認する。乱流モデルは LKE $k-k_L-\omega$ モデルを用い、計算領域などの詳細は付録 B に示す。

(1) 半径方向推力分布

Fig. 3.15(a), (b)にそれぞれ $J = 0.1, 0.4$ のストレート、バックワードチップレーキとフォワードチップレーキプロペラの半径方向の推力分布を示す。プロペラ全体の推力は同一ピッチで計算しているため、ストレートに対してバックワードチップレーキは、 $J = 0.1$ において-3.8%、 $J = 0.4$ において-3.0%、フォワードチップレーキは、 $J = 0.1$ において-4.5%、 $J = 0.4$ において+2.3%である。

0.9R の推力はストレートに対してバックワードチップレーキは、 $J = 0.1$ において-24%、 $J = 0.4$ において-17%、フォワードチップレーキは、 $J = 0.1$ において+28%、 $J = 0.4$ において+22%と、 $J = 0.1, 0.4$ ともに、ストレートに比べて翼先端付近ではバックワードチップレーキの推力は小さく、フォワードチップレーキの推力は大きくなるのが分かる。

一方で $J = 0.1, 0.4$ ともに、翼根付近ではバックワードチップレーキの推力は大きく、フォワードチップレーキの推力は小さくなるのが確認できる。

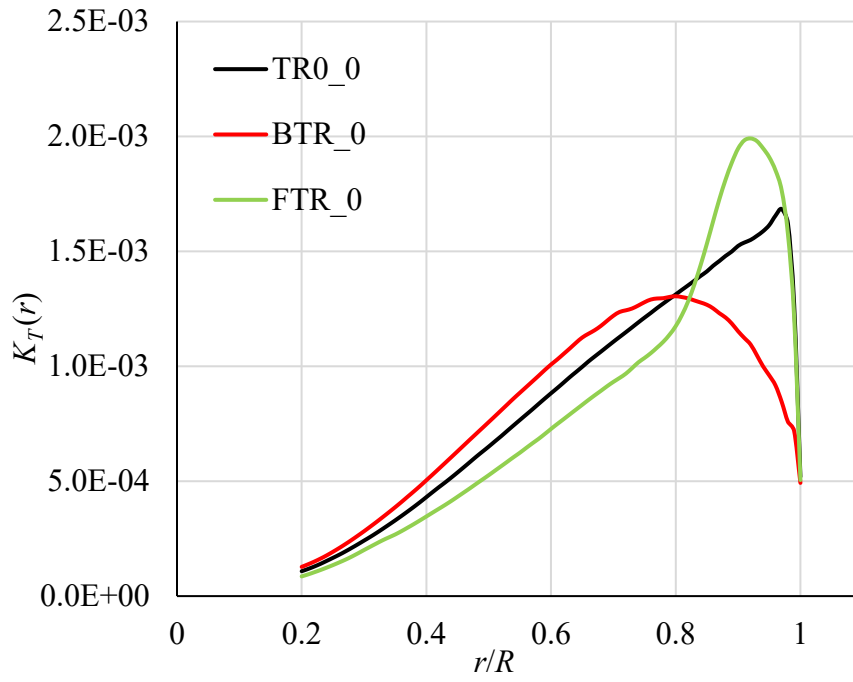


Fig. 3.15(a) Thrust distributions ($J = 0.1$)

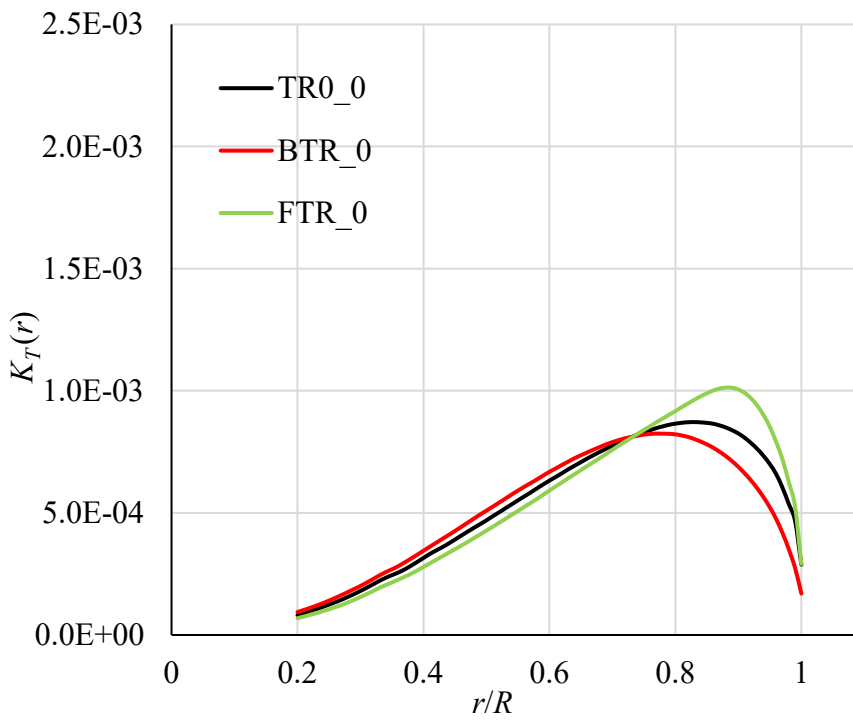


Fig. 3.15(b) Thrust distributions ($J = 0.4$)

(2) 翼面近傍の誘導速度

Fig. 3.12 から CFD と SQCM 計算結果が同様の圧力変化の傾向を示していることから、境界層の外側の領域の主流の流れが変化しているものと思われる。全流速からプロペラ前進速度とプロペラ回転周速度を差し引いて誘導速度とし、境界層より十分外側の翼面から 3mm 離れた翼面近傍の流れを確認する。

Fig. 3.16(a), (b) にそれぞれ $J = 0.1$ のバック面とフェイス面の翼面から 3mm 離れた位置の誘導速度ベクトルを示す。ストレートプロペラに比べて、 $0.7R$, $0.9R$ 付近のバック面の誘導速度は、バックワードチップレーキプロペラでは遅い、もしくは主流を減速させる傾向に、フォワードチップレーキプロペラでは速い、もしくは主流を増速させる傾向にあることが確認できる。

また $0.9R$ 付近から翼先端部のフェイス面からバック面への誘導速度は、バックワードチップレーキ < ストレート < フォワードチップレーキの順で大きくなっており、翼端渦の強さと関係していることが考えられる。一方、 $0.7R$ 付近から翼根部のバック面前縁側の誘導速度は、フォワードチップレーキ < ストレート < バックワードチップレーキの順で大きくなっている。

Fig. 3.17(a), (b) にそれぞれ $J = 0.1$ のバック面とフェイス面の翼面から 3mm 離れた位置の相対流速を示す。誘導速度の違いからストレートプロペラに対してバック面のバックワードチップレーキプロペラの流速は遅く、フォワードチップレーキプロペラの流速は速くなっていることが確認できる。

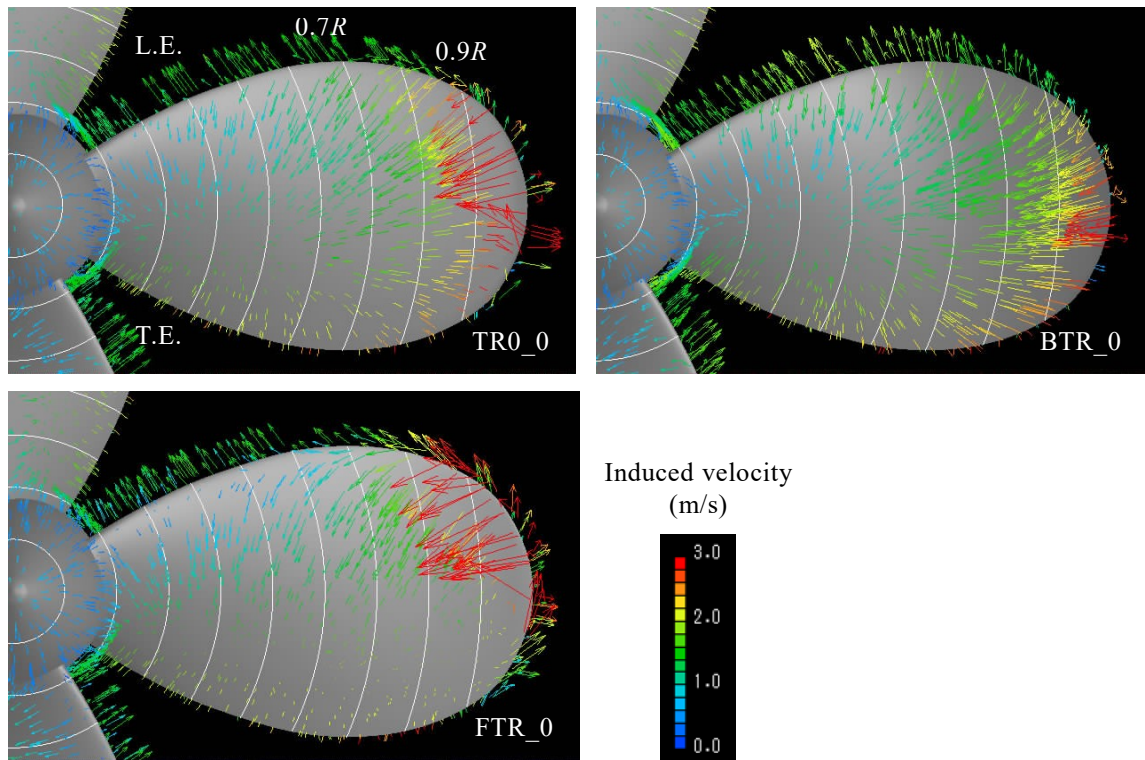


Fig. 3.16(a) Induced velocities on the back side

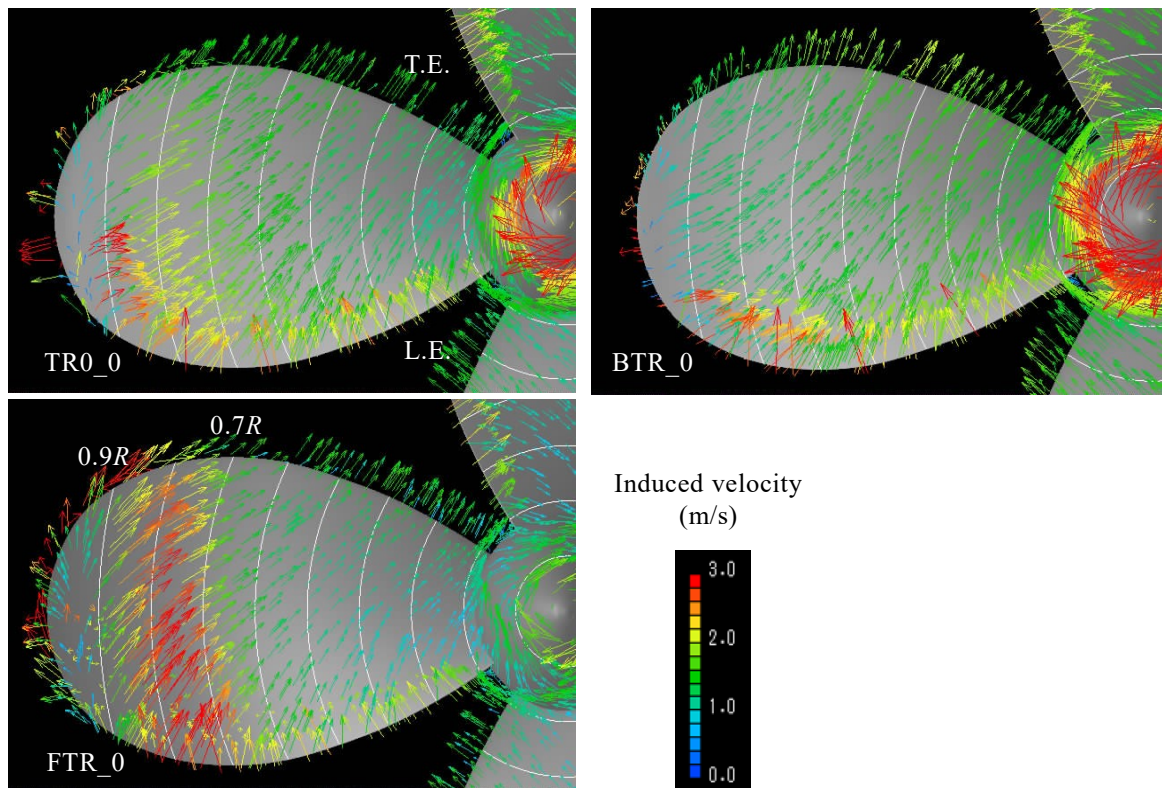


Fig. 3.16(b) Induced velocities on the face side

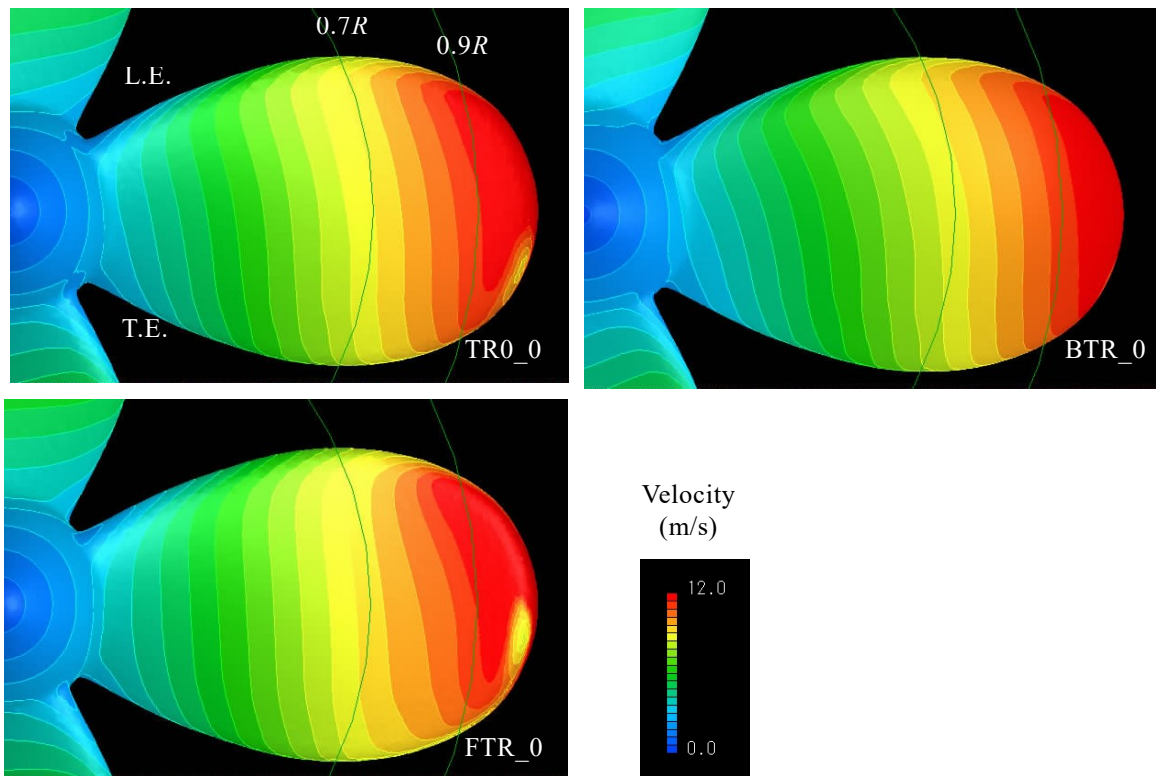


Fig. 3.17(a) Velocities on the back side

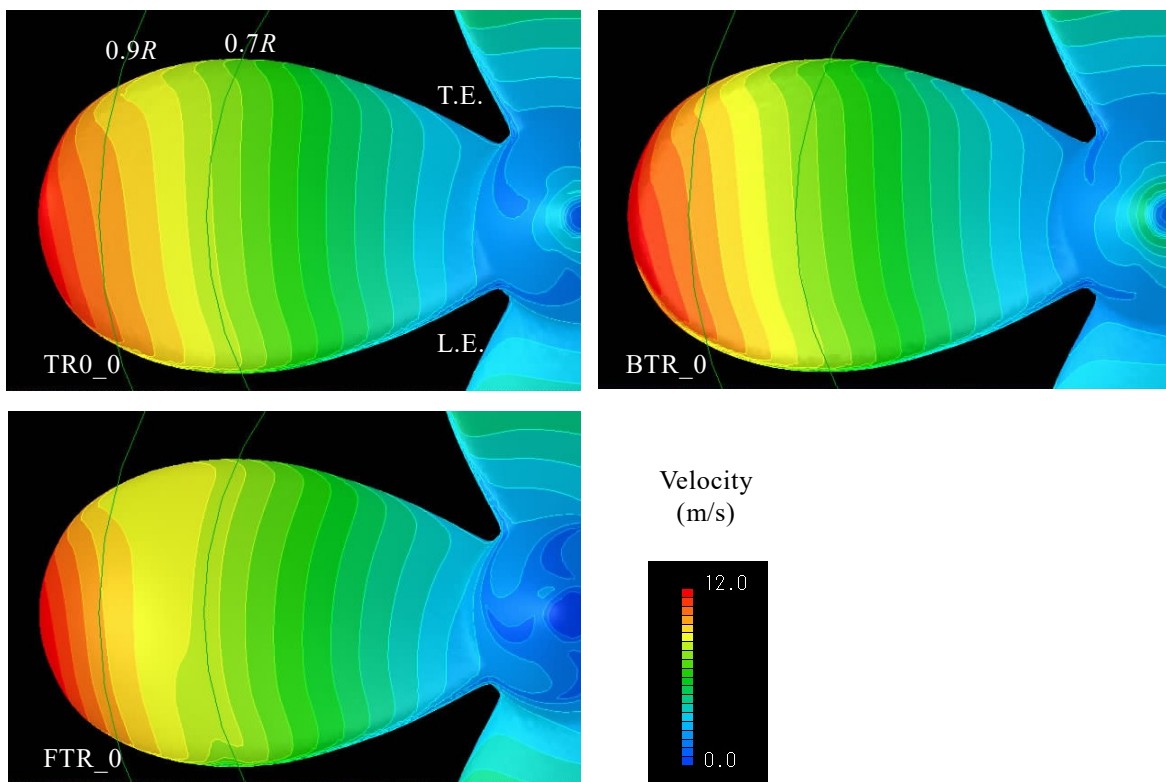


Fig. 3.17(b) Velocities on the face side

(3) 翼面上圧力分布

$J = 0.1, 0.4$ のバック面とフェイス面の翼面上の圧力係数 C_p を Fig. 3.18(a)~(d)に、 $J = 0.1, 0.4$ の $0.7R$ と $0.9R$ 断面における圧力係数 C_p を Fig. 3.19(a)~(d)に示す。

ここで、プロペラ翼面上の圧力係数 C_p は、 p を翼面上圧力、 p_0 を基準静圧、 ρ を流体密度、 n をプロペラ回転数、 D をプロペラ直径として以下のように表される。

$$C_p = \frac{p - p_0}{\frac{1}{2} \rho n^2 D^2} \quad (3.7)$$

レーキの異なる 3 種類のプロペラの翼面近傍で誘導速度に差が生じることにより、Fig. 3.18(a)~(d)では $J = 0.1, 0.4$ とともにストレートプロペラに比べて、バックワードチップレーキプロペラのバック面とフェイス面の圧力は高く、フォワードチップレーキプロペラのバック面とフェイス面の圧力は低くなることが確認された。また翼根部付近のバック面前縁側の圧力は、ストレートプロペラに比べて、バックワードチップレーキプロペラは低く、フォワードチップレーキプロペラは高くなっている。

翼のコード長 C 、翼断面前縁からの距離を x とすると、Fig. 3.19(a), (c)から $0.7R$ 断面においては、 $J = 0.1, 0.4$ とともにコード方向位置 $x/C = 0.2$ 付近より後縁側では、ストレートプロペラに対して、バックワードチップレーキプロペラの圧力は高くなる方向に平行移動、フォワードチップレーキプロペラの圧力は低くなる方向に平行移動していることが確認できる。 $x/C = 0.2$ 付近より前縁側では、ストレートプロペラに対して、バックワードチップレーキプロペラの圧力が低く、フォワードチップレーキプロペラの圧力が高くなる方向に変化していることから、バックワードチップレーキプロペラの有効迎角が大きく、フォワードチップレーキプロペラの有効迎角が小さくなることが考えられる。

Fig. 3.19(b), (d)から $0.9R$ 断面においては、 $J = 0.1, 0.4$ とともにバック面は、前縁から後縁までストレートプロペラに対して、バックワードチップレーキプロペラの圧力が高くなり、フォワードチップレーキプロペラの圧力が低くなることが確認できるが、フェイス面では各プロペラによる差は大きくないことが分かる。

このことから、 $0.9R$ 付近の推力がストレートプロペラに対して、フォワードチップレーキプロペラが大きく、バックワードチップレーキプロペラが小さくなるのは、バック面の圧力分布の変化が大きく影響していることが確認できる。

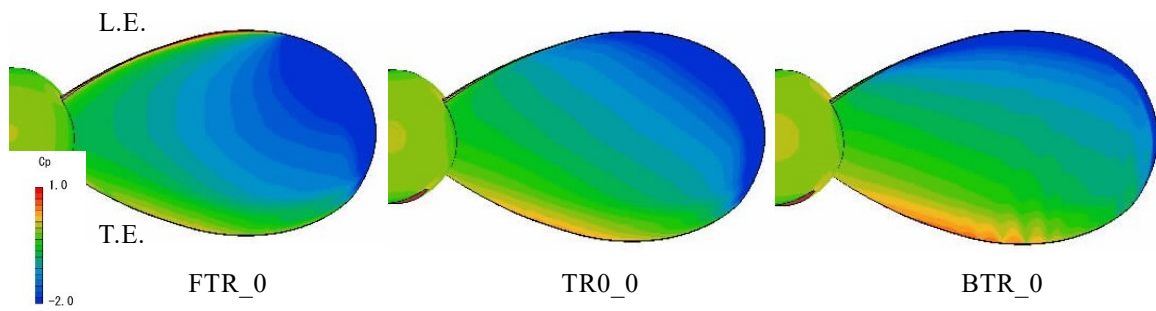


Fig. 3.18(a) Pressure distributions on the back side ($J = 0.1$)

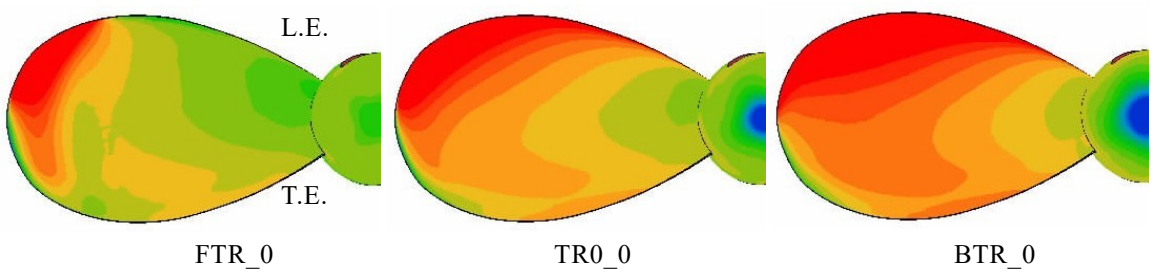


Fig. 3.18(b) Pressure distributions on the face side ($J = 0.1$)

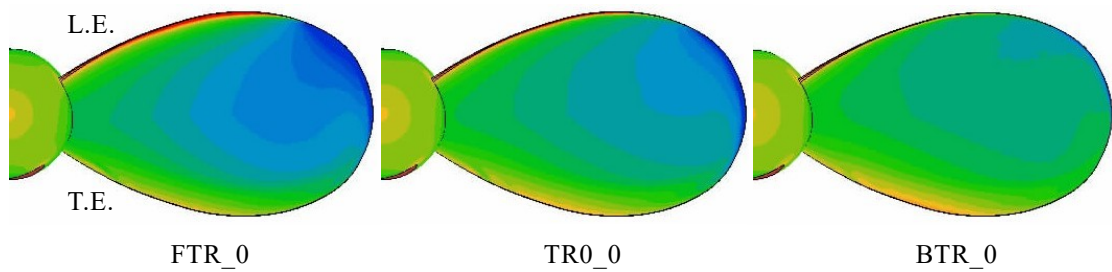


Fig. 3.18(c) Pressure distributions on the back side ($J = 0.4$)

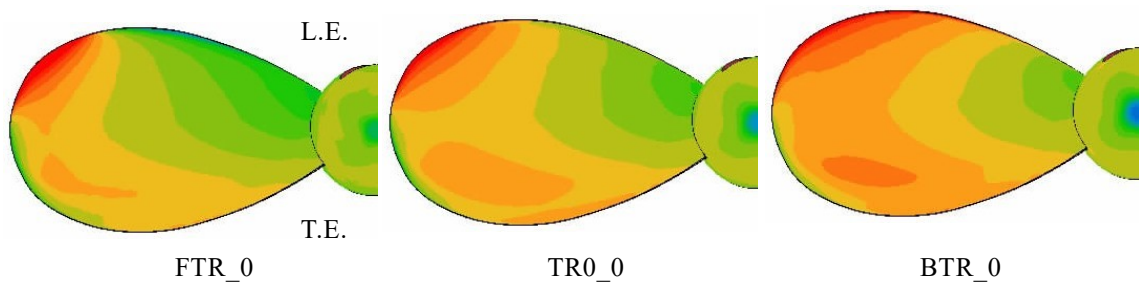


Fig. 3.18(d) Pressure distributions on the face side ($J = 0.4$)

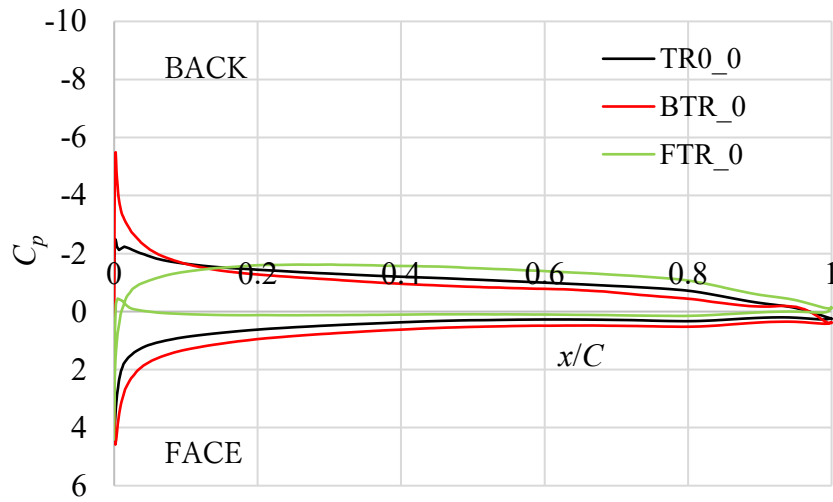


Fig. 3.19(a) Pressure distributions at $0.7R$ ($J = 0.1$)

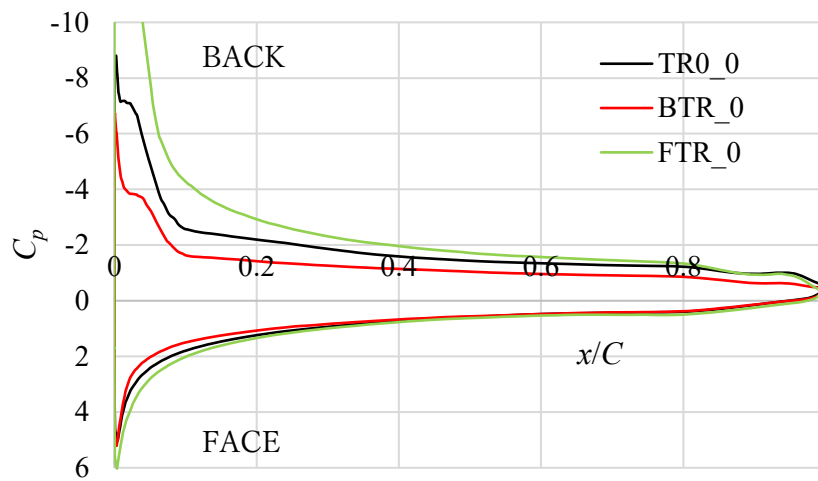


Fig. 3.19(b) Pressure distributions at $0.9R$ ($J = 0.1$)

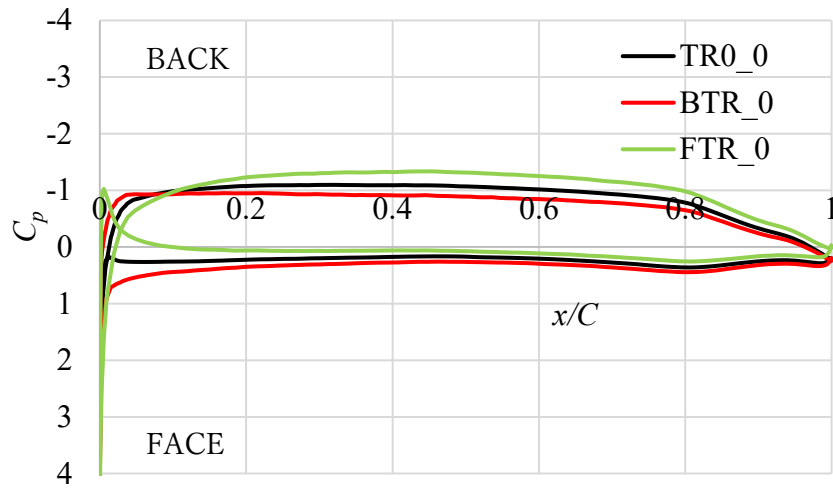


Fig. 3.19(c) Pressure distributions at $0.7R$ ($J = 0.4$)

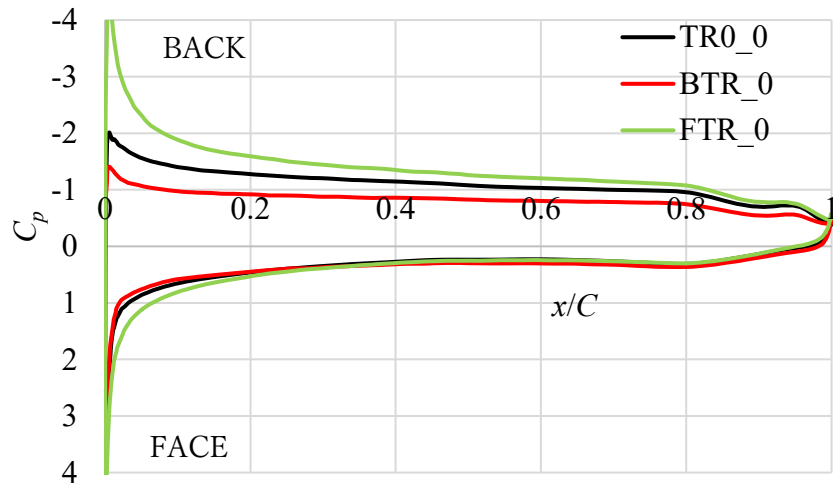


Fig. 3.19(d) Pressure distributions at $0.9R$ ($J = 0.4$)

3.5 プロペラのキャビテーション性能と船尾変動圧力に及ぼすチップレーキの影響

渦糸モデルや有限幅直進翼，スキューをゼロとしたプロペラでチップレーキによる誘導速度が変化することに伴って，翼面上の圧力分布が変化することが確認されたことから，系統的模型試験用のプロペラを用いて翼面上の圧力分布を計算するとともに，キャビテーション発生量との関係も含めて，船尾変動圧力が低減されるメカニズムについて考察する。

3.5.1 キャビテーション性能と船尾変動圧力解析用チップレーキシリーズプロペラ

系統的模型試験を実施した第 2 章，第 2 節「供試プロペラの設計」の MPNo.1～5 の中から，バックワードチップレーキの影響を捉えやすい基準プロペラ MPNo.1 とバックワードチップレーキプロペラ MPNo.3 に着目して計算を行った。プロペラの主要目を Table 3.2 に，プロペラの特徴を以下に示す。

- MPNo.1 : MPNo.3 との比較のベースとなる基準プロペラ
有効レーキ角 0deg.の一定レーキ分布のプロペラで比較のベースとなる。ピッチは $0.7R$ ～翼先端で約 14%減
- MPNo.3 : 有効レーキ角 0deg.をベースにして， $0.7R$ ～翼先端にかけて約 10deg.のバックワードチップレーキを付加したプロペラ

Table 3.2 Principal particulars of propeller models

MPNo.	1, 3
Number of blades	4
Diameter (mm)	250
Expanded area ratio	0.52
Pitch ratio (0.7 <i>R</i>)	0.71
Skew angle (deg.)	25

3.5.2 翼先端近傍の流れと翼面上圧力分布

第2章でMPNo.1, 3の模型試験結果からキャビテーション発生量とチップボルテックスキャビテーションの強さに違いが確認できたため, MPNo.1, 3の翼先端近傍の流れと翼面上の圧力分布を確認した. Kempfのレイノルズ数は模型試験相当の $R_{NK} = 6 \times 10^5$ とし, 設計点の推力係数 $K_T = 0.18$ における均一流中での定常計算を行った.

Kempfのレイノルズ数 R_{NK} は, 動粘性係数を ν , プロペラ回転数を n , プロペラ直径を D , 70%半径位置の翼コード長を $C_{0.7}$, プロペラ前進率を J として次式で表す.

$$R_{NK} = \frac{nD^2}{\nu} \frac{C_{0.7}}{D} \sqrt{J^2 + (0.7\pi)^2} \quad (3.8)$$

(1) 翼先端近傍の流れ

Fig. 3.20 にプロペラ軸中心とプロペラ翼先端を通り軸方向に平行な切断面の相対流速ベクトルを示す. なお両プロペラのプロペラ前進率 J は, K_T を合わせるために若干異なる. 翼先端近傍の矢印部分の切断面と平行な方向の流速は, 基準プロペラで約4m/s, バックワードチップレーキプロペラで約1m/sであり, 基準プロペラの回り込み流れの範囲は, バックワードチップレーキプロペラの範囲よりも広く0.985*R*付近まで及ぶことが確認できる. 以上のように, 翼先端でのバックワードチップレーキプロペラのフェイス面側からバック面側に回り込む流れは基準プロペラよりも明らかに弱いことが確認できる.

また相対速度ベクトルの回転運動を表す渦度ベクトルの大きさの等値面を Fig. 3.21 に示す. Fig. 3.21 から翼先端近傍で、バックワードチップレーキプロペラの回り込み流れの範囲が基準プロペラよりも狭く、チップボルテックスとして放出される渦が弱いことが確認できる.

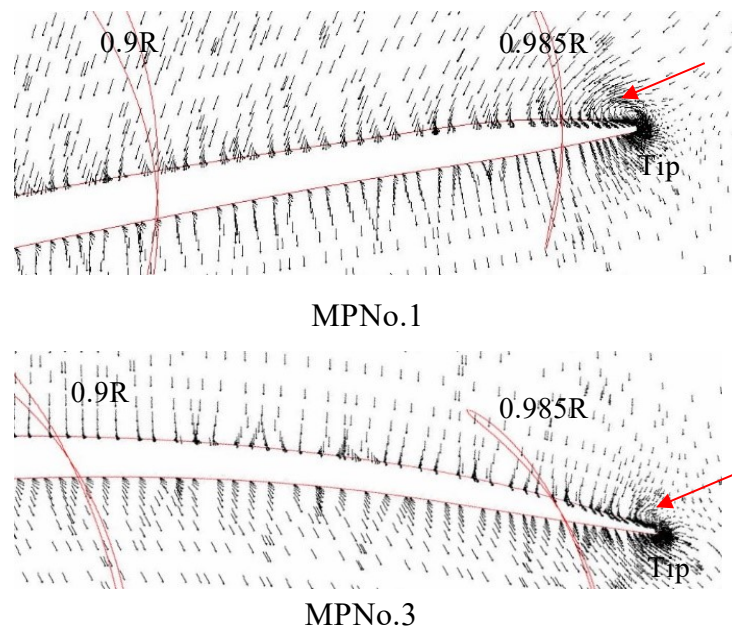


Fig. 3.20 Flow from face side to back side near the tip

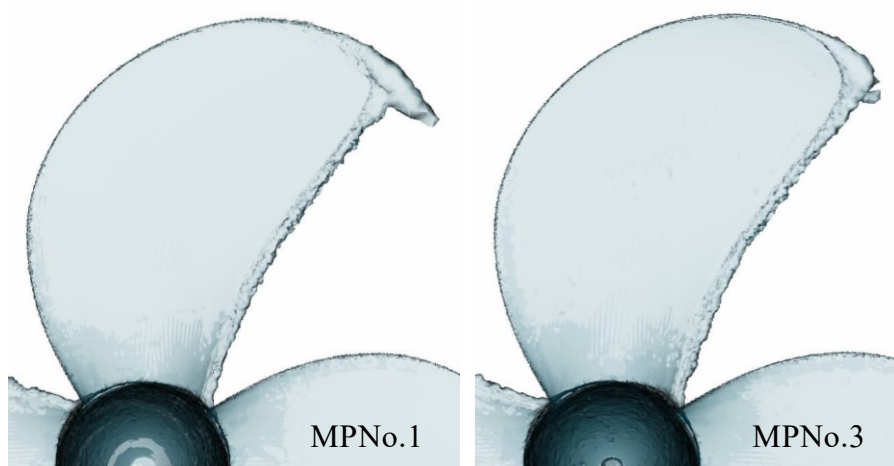


Fig. 3.21 Vorticity distributions

(2) 翼面上圧力分布

Fig. 3.22(a), (b)にそれぞれバック面とフェイス面の圧力係数 C_p を示す. コンターの青い部分が低圧部, 赤い部分が高圧部を示しており, 基準プロペラと比べて, バックワードチップレーキプロペラのバック面とフェイス面の圧力は高くなることが確認できる. また基準プロペラの翼先端近傍の圧力の低い部分は, 前述の回り込み流れの速い範囲や渦度ベクトルの大きな範囲と概ね一致していることが分かる.

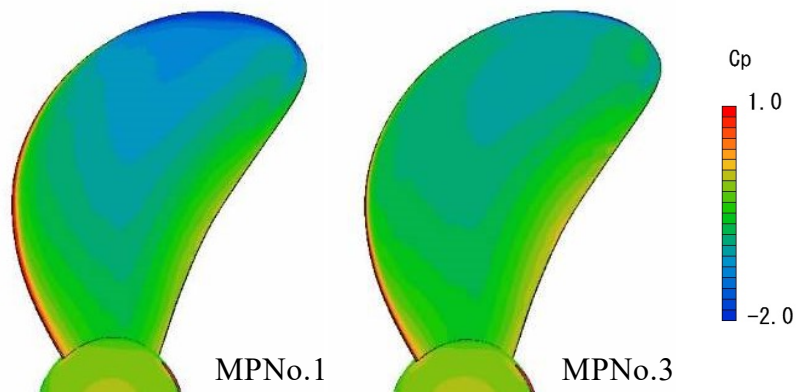


Fig. 3.22(a) Pressure distributions on the back side

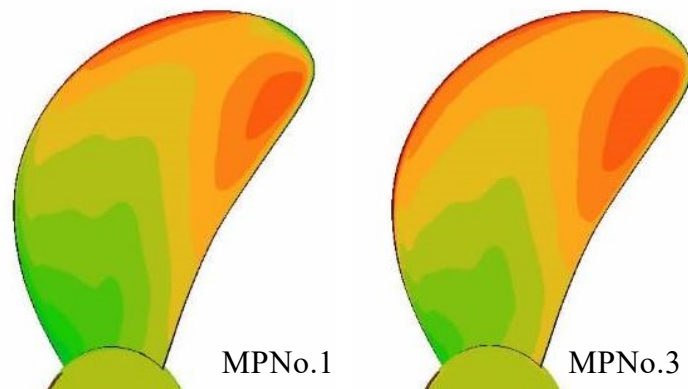


Fig. 3.22(b) Pressure distributions on the face side

Fig. 3.23 に各半径位置断面 ($0.985R$, $0.9R$, $0.7R$) の翼面上圧力係数 C_p を示す. 基準プロペラに対して, バックワードチップレーキプロペラのバック面は, $0.985R$, $0.9R$ でコード長全域で, $0.7R$ で $x/C=0.1$ 付近より後縁側で圧力が高くなることが確認できる. フェイス面は, 3 断面ともわずかにバックワードチップレーキプロペラの圧力が高くなっ

ていることが確認できる。

キャビテーションが発生する翼先端付近のバック面の圧力は、基準プロペラに対してバックワードチップレーキプロペラが高くなることから、キャビテーション発生量が少ないことが考えられる。

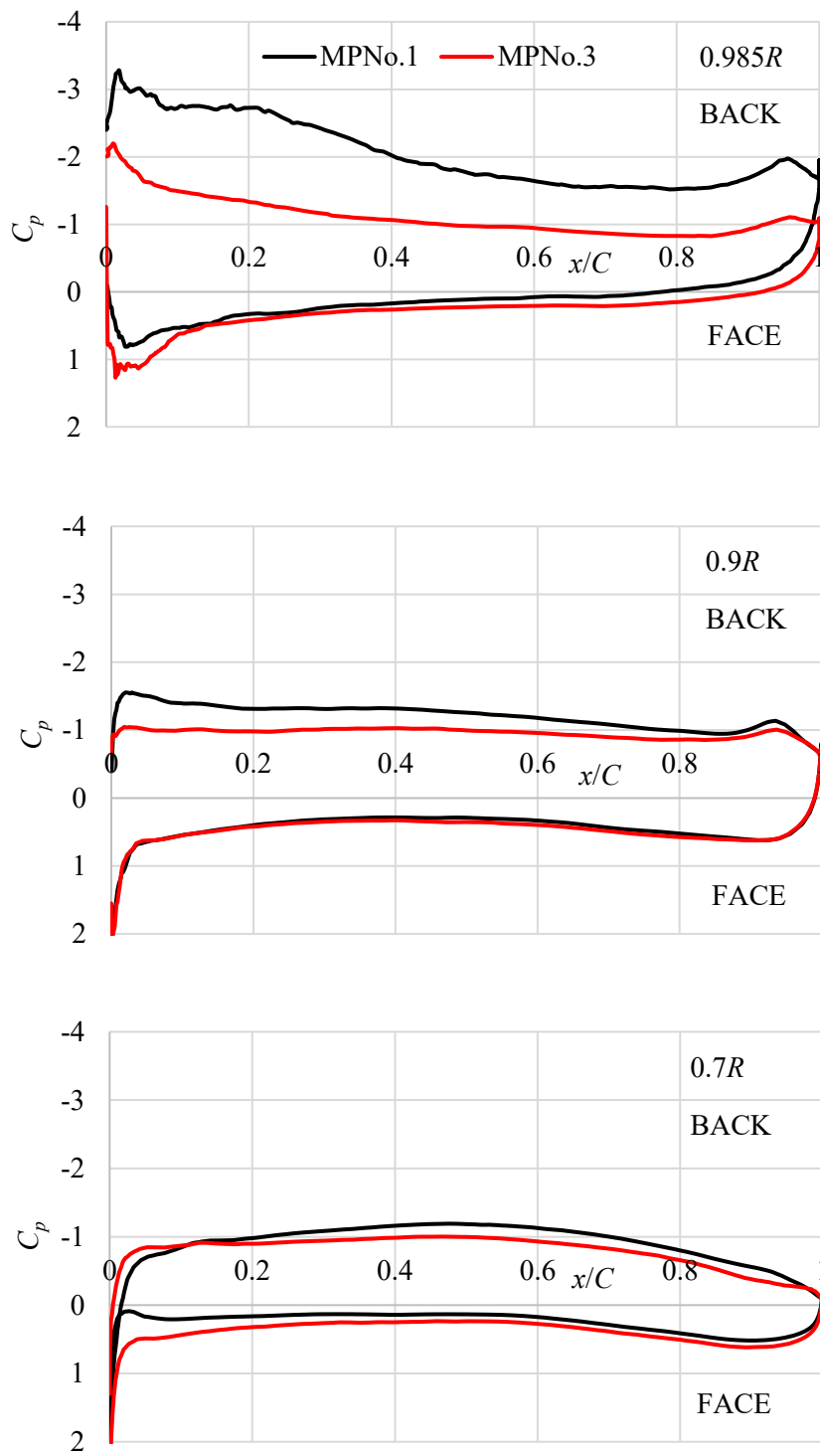


Fig. 3.23 Pressure distributions (0.985R, 0.9R, 0.7R)

3.5.3 キャビテーションと船尾変動圧力

キャビテーションが発生する翼先端付近のバック面の圧力は、基準プロペラに対してバックワードチップレーキプロペラが高くなることから、キャビテーション発生量が少なくなることが考えられるため、バックワードチップレーキのキャビテーションへの影響を確認するためにキャビテーションシミュレーションを行った。キャビテーション計算の乱流モデルは Realizable $k-\varepsilon$ モデルを、キャビテーションモデルは Singhal の Full cavitation モデルを用いた。計算状態は、キャビティ発生量が最も多くなる推力係数 $K_T = 0.18$ 、キャビテーション数 $\sigma_n = 1.65$ とし、模型試験と同じ Fig. 2.4 の内航船 A 用の伴流を用いて伴流中の非定常計算を行った。

(1) キャビテーションシミュレーション結果

Fig. 3.24 にプロペラ翼回転角度 θ が 40deg. のボイド率 10% の等値面をキャビティ境界とするキャビテーション計算結果を示す。MPNo.3 に比べて MPNo.1 のキャビティの厚みが明らかに厚いことが確認できる。

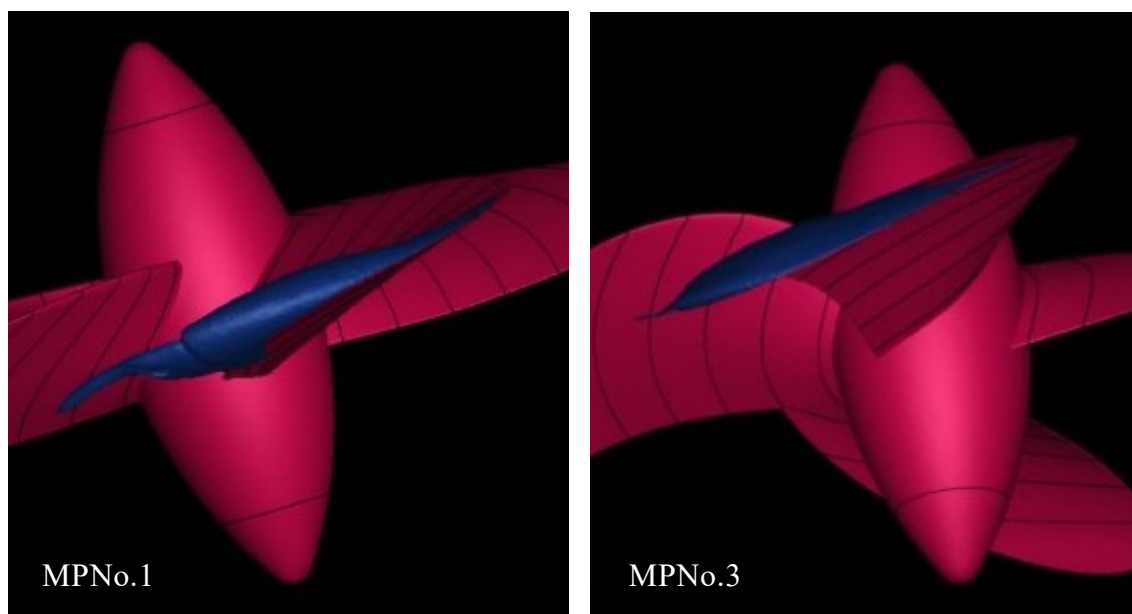


Fig. 3.24 Cavitation simulations

Fig. 3.25(a), (b)に、それぞれ基準プロペラとバックワードチップレーキプロペラのキャビテーションの状態を詳細に確認するために翼角度が -20deg. ～ 80deg. の間、 20deg. 間隔で高速度ビデオで撮影した模型試験と CFD 計算結果を並べて示す。CFD 計算結果は、ボイド率 10%のキャビテーションパターンと $0.985R$ と $0.9R$ 位置でのボイド率分布を示し、赤色の部分がボイド率 10%のキャビティ部分に相当する。

模型試験結果は基準プロペラと比較して、バックワードチップレーキプロペラは、翼先端付近のキャビティ発生量が減少している。またバックワードチップレーキプロペラの $0.6R$ ～ $0.7R$ でキャビティが初生しているが、レーキ分布の違いにより基準プロペラより $0.6R$ ～ $0.7R$ 付近の有効迎角が大きくなったために、前縁付近の荷重が増えたためと考えられる。

CFD 計算のキャビテーション発生範囲は、模型試験結果に比べて両プロペラとも多少広めではあるが、基準プロペラと比較してバックワードチップレーキプロペラは、翼先端付近のキャビテーション発生量が減少していること、バックワードチップレーキプロペラの $0.6R$ ～ $0.7R$ でキャビティが初生することなど、両プロペラの特徴的な違いを捉えている。

また同一角度で比較すると、基準プロペラのキャビティ厚みは、バックワードチップレーキプロペラよりもかなり厚くなっている。これは基準プロペラの翼面上の圧力が低いことや翼先端近傍の強い回り込み流れによって、キャビティが厚くなったと考えられる。

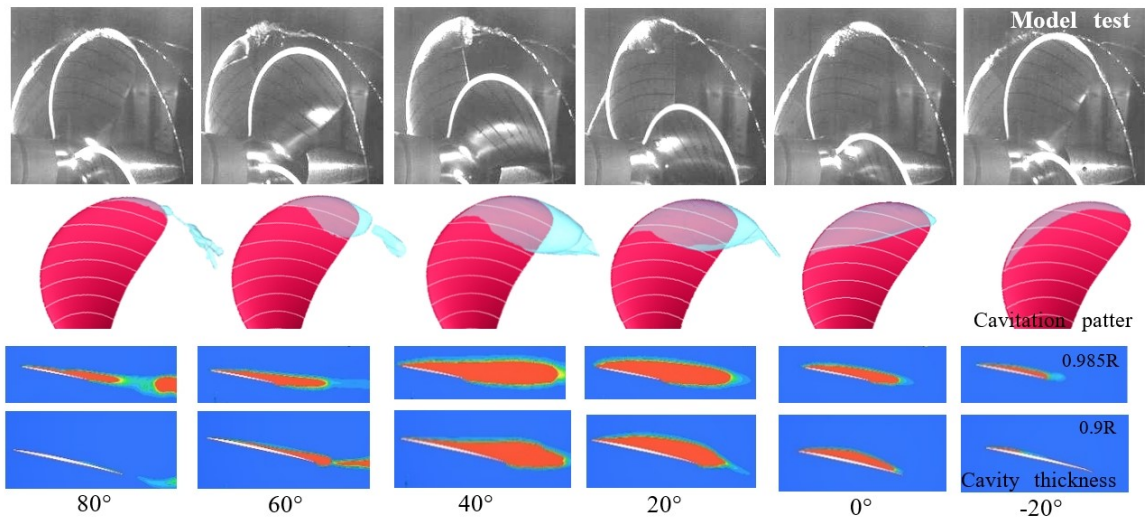


Fig. 3.25(a) Cavitation pattern and volume by model test and CFD (MPNo.1)

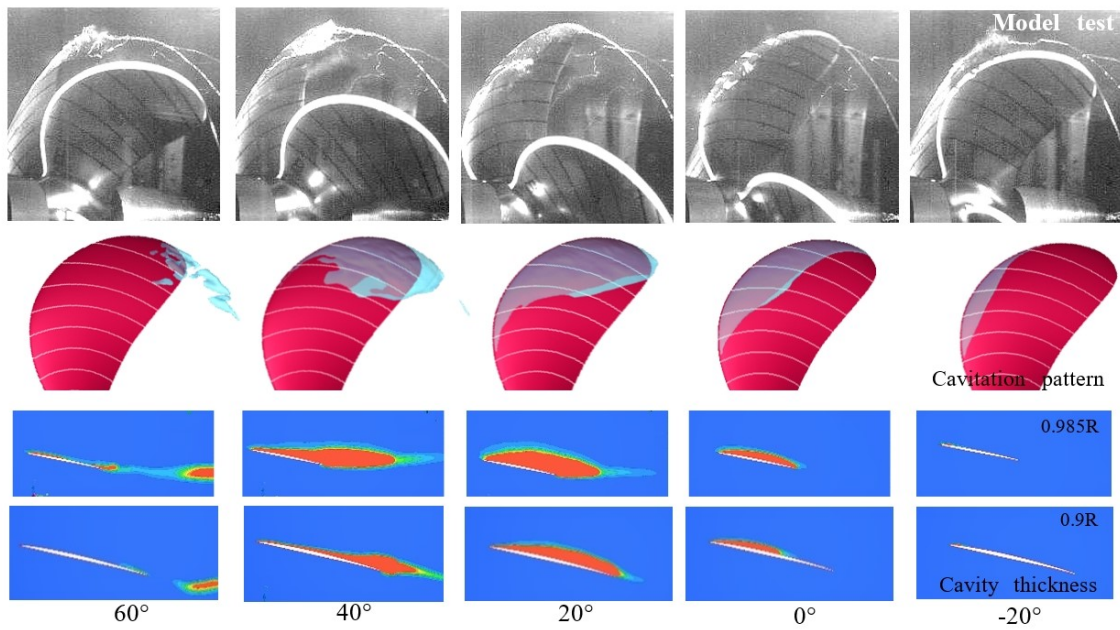


Fig. 3.25(b) Cavitation pattern and volume by model test and CFD (MPNo.3)

(2) キャビティ体積の時間に関する 2 階微分

キャビテーションによって誘起される船尾変動圧力波形は、キャビティ体積の時間に関する 2 階微分値波形と強い相関を持つことが知られているので、両プロペラについてキャビティ体積、その 2 階微分値波形と船尾変動圧力波形の比較を行った [29].

CFD 計算で求めたキャビティ体積の時系列波形を Fig. 3.26 に示す. 基準プロペラのキャビティ厚さはかなり厚いために、キャビティ体積最大値はバックワードチップレーキプロペラの約 2.5 倍となり、キャビティ体積の変動が大きくなる. キャビティ体積波形のピークは、基準プロペラが 35deg. 付近、バックワードチップレーキプロペラが 25deg. 付近と約 10deg. の位相差がある.

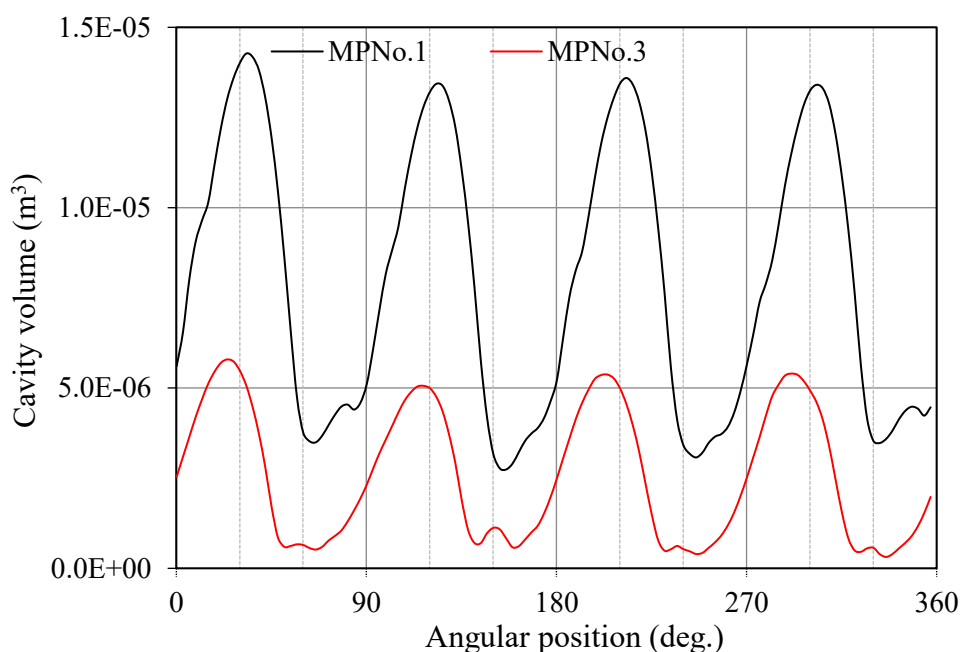


Fig. 3.26 Cavity volume time series

Fig. 3.26 から求めたキャビティ体積の時間に関する 2 階微分値波形 (Fig. 3.27) と、船尾変動圧力計測結果の時系列波形 (Fig. 3.28) を比較する. Fig. 3.27, Fig. 3.28 の両波形とも基準プロペラは、キャビティ崩壊期の 60deg. 付近にピークを持ち、バックワードチップレーキプロペラは、より速い回転角度で波形の立ち上がりが確認できる. また波形の傾向も基準プロペラに比べて、バックワードチップレーキプロペラの波形は、高周波の変動が弱まり 1 次翼振動数成分のみの波形に近づいている.

キャビティ体積の時間に関する 2 階微分波形は, 模型試験による船尾変動圧力時系列波形と良く対応した結果が得られたので, プロペラ間のキャビティ体積変化の違いを定性的に精度良く計算できていると思われるため, 基準プロペラとの相対比較によるバックワードチップレーキプロペラの船尾変動圧力推定方法として本 CFD 計算は妥当であると考えられる.

以上の結果から, 基準プロペラに比べてバックワードチップレーキプロペラのキャビテーションの発生量が少なくなることや, キャビティ体積変動が小さくなることに伴って, 船尾変動圧力が小さくなると考えられる.

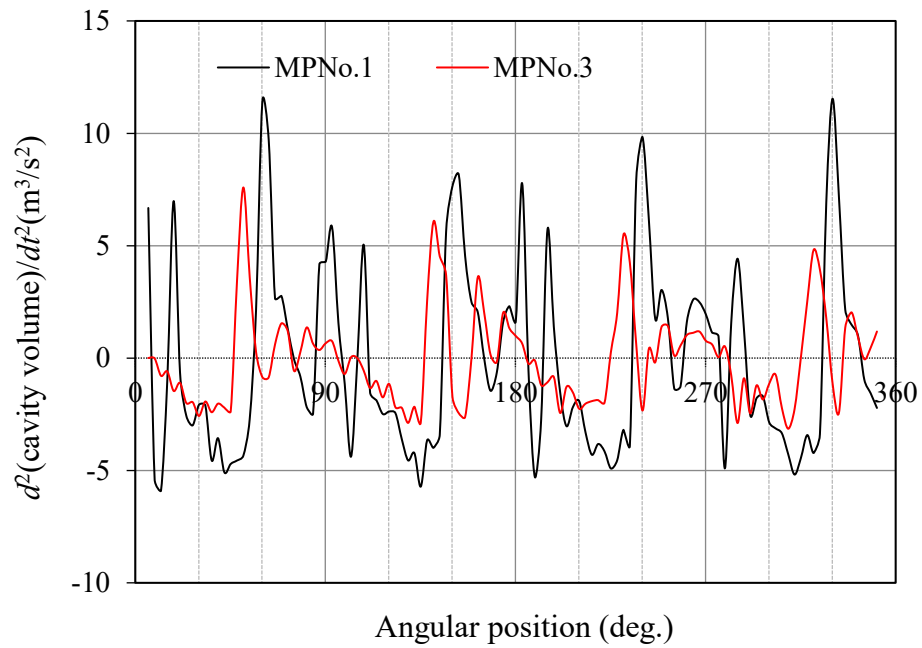


Fig. 3.27 Second order differentiating cavity volume by time

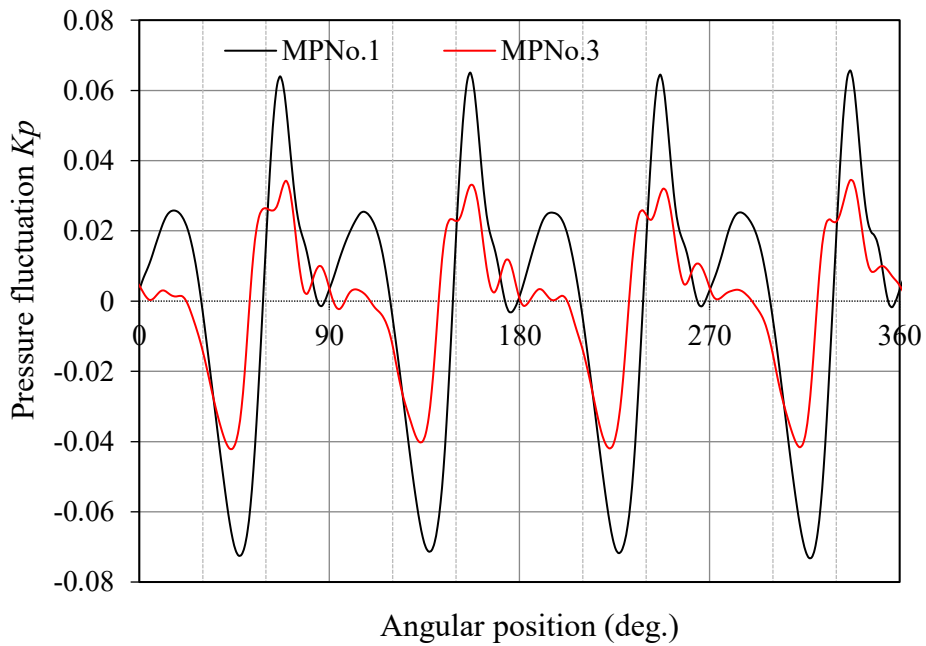


Fig. 3.28 Pressure signals by model test

3.6 結言

バックワードチップレーキによる船尾変動圧力の低減メカニズムについて考察するために、渦糸モデル、有限幅直進翼、前縁はく離渦の影響を排除するためにスキューをゼロとしたプロペラや系統的模型試験用プロペラを用いて検討を行った。レーキが付加されていない形状、バックワードチップレーキやフォワードチップレーキ形状の翼面上の誘導速度、圧力分布、翼先端付近の流れ、キャビテーションの発生量や船尾変動圧力との関係を調査して以下の結果を得た。

- (1) Biot-Savart の法則から束縛渦や後流渦の位置が変化することに伴って、各位置の誘導速度の違いが圧力の変化を生じさせ、ストレートに対してフォワードチップレーキは負圧の領域が、バックワードチップレーキは正圧の領域が広がる。
- (2) 有限幅直進翼では CFD と SQCM 計算結果ともに、ストレート翼に対してバックワードチップレーキ翼ではバック面、フェイス面ともに圧力が高く、フォワードチップレーキ翼ではバック面、フェイス面ともに圧力が低くなる。ストレート翼に比べて、バックワードチップレーキ翼はフェイス面の翼根方向への流れが強いことから、チップボルテックスが弱まる傾向がある。
- (3) スキューをゼロとしたプロペラにおいて、翼面上バック面の誘導速度ベクトルは、ストレートプロペラに対して、バックワードチップレーキプロペラでは減速する傾向に、フォワードチップレーキプロペラでは増速する傾向にある。翼先端付近のバック面圧力分布は、ストレートプロペラに対して、バックワードチップレーキプロペラは高く、フォワードチップレーキプロペラは低くなる。
- (4) スキューを有するプロペラの場合、バックワードチップレーキプロペラ(MPN_{0.3})の翼先端付近のバック面圧力分布は、基準プロペラ(MPN_{0.1})よりも高く、翼先端近傍のフェイス面側からバック面側に回り込む流れは基準プロペラよりも弱いことから、キャビティ体積は基準プロペラの半分以下となる。
- (5) 基準プロペラに比べてバックワードチップレーキプロペラのキャビテーションの発生量が少なくなることや、キャビティ体積変動が小さくなることで、船尾変動圧力が小さくなると考えられる。
- (6) 基準プロペラとバックワードチップレーキプロペラの CFD によるキャビティ体積の時間に関する 2 階微分値波形と、船尾変動圧力計測結果の時系列波形に相関が見られたので、基準プロペラとの相対比較によるバックワードチップレーキプロ

ペラの船尾変動圧力推定法として本 CFD 計算は妥当であると考えられる.

第4章 バックワードチップレーキによる推進性能への影響

4.1 緒言

前章までに船尾変動圧力を低減するには、バックワードチップレーキプロペラが有効であることが確認できた。しかしながら、実船に採用するためにはバックワードチップレーキプロペラが推進性能に及ぼす影響を把握しておくことが重要となる。

本章では、船尾変動圧力の低減効果が確認された系統的模型試験に用いた 5 種類のプロペラの CFD 計算や推進性能に関する模型試験結果から、バックワードチップレーキがプロペラ単独性能と推進性能に及ぼす影響を確認する。模型試験では、プロペラ単独性能試験、抵抗試験、自航試験、伴流計測を実施し、さらに CFD 計算を行うことで、CFD による性能評価の妥当性を確認する。また模型レイノルズ数と実船レイノルズ数の CFD 計算を行い、実船レイノルズ数での伴流分布や推進性能のレイノルズ数影響も確認する。

第 2 節では、推進性能解析用チップレーキシリーズプロペラと題し、本章で用いる MPNo.1～5 までのプロペラの主要目や特徴を述べる。

第 3 節では、プロペラ単独性能と題し、模型試験と CFD 計算結果からバックワードチップレーキプロペラのプロペラ単独性能に及ぼす影響や計算方法の妥当性について確認する。

第 4 節では、推進性能と題し、模型試験と CFD 計算結果からバックワードチップレーキプロペラの伴流分布や推進性能に及ぼす影響、CFD 計算法の妥当性について確認する。

第 5 節では、実船性能推定と題し、CFD によって、実船レイノルズ数のプロペラ単独性能、伴流分布、推進性能の計算を行い、レイノルズ数影響を確認する。

4.2 推進性能解析用チップレーキシリーズプロペラ

バックワードチップレーキによるプロペラ単独性能や推進性能への影響を調査するために、第2章、第2節「供試プロペラの設計」の系統的模型試験を実施した MPNo.1～5 を用いて、模型試験と CFD 計算を行った。プロペラ主要目を Table 4.1 に、MPNo.1～5 のチップレーキ分布を Fig. 4.1 に、プロペラの特徴を以下に示す。

- MPNo.1 : MPNo.2～5 との比較のベースとなる基準プロペラ
有効レーキ角 0deg.の一定レーキ分布のプロペラで比較のベースとなる。ピッチは $0.7R$ ～翼先端で約 14%減
- MPNo.2 : 有効レーキ角 0deg.をベースにして、 $0.7R$ ～翼先端にかけて約 5deg.のバックワードチップレーキを付加したプロペラ
- MPNo.3 : 有効レーキ角 0deg.をベースにして、 $0.7R$ ～翼先端にかけて約 10deg.のバックワードチップレーキを付加したプロペラ
- MPNo.4 : 有効レーキ角 0deg.をベースにして、 $0.7R$ ～翼先端にかけて約 5deg.のバックワードチップレーキを付加したプロペラ。ただし MPNo.2 より先端でのレーキ変化が大きい。
- MPNo.5 : 有効レーキ角 -7deg.をベースにして、 $0.7R$ ～翼先端にかけて約 10deg.のバックワードチップレーキを付加したプロペラ

Table 4.1 Principal particulars of propeller models

MPNo.	1, 2, 3, 4, 5
Number of blades	4
Diameter (mm)	250
Expanded area ratio	0.52
Pitch ratio ($0.7R$)	0.71
Skew angle (deg.)	25

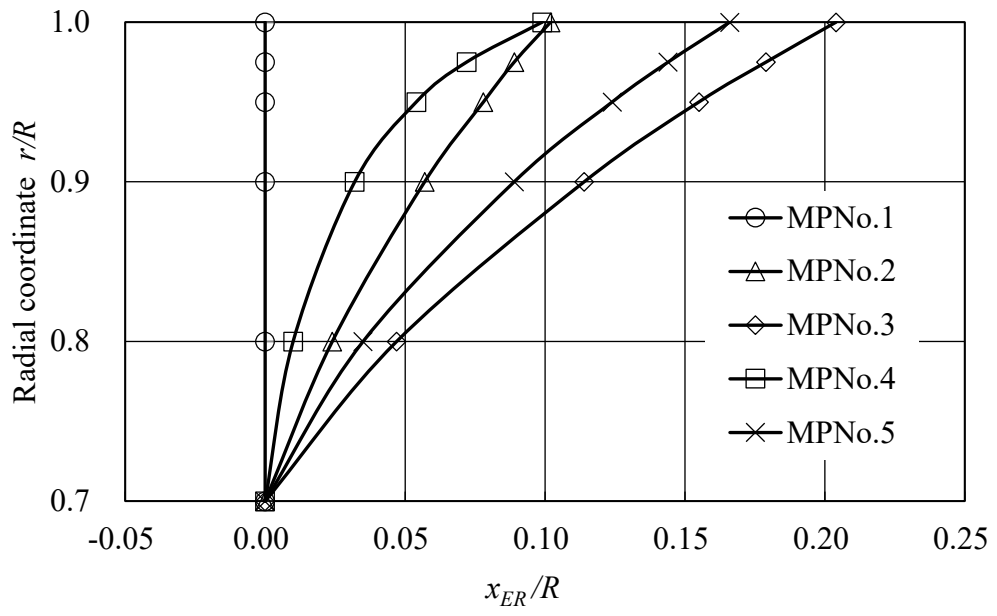


Fig. 4.1 Designed tip rake distributions (MPNo.1, 2, 3, 4, 5)

4.3 プロペラ単独性能

MPNo.1～5 を用いて CFD 計算と, 国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所 海上技術安全研究所の 400m 試験水槽でプロペラ単独性能試験を行い, バックワードチップレーキプロペラのバックワードチップレーキ分布がプロペラ単独性能に及ぼす影響を確認した.

トルク係数 K_Q は, プロペラのトルクを Q , 流体密度を ρ , プロペラ回転数を n , プロペラ直径を D として(4.1)式で表す. またプロペラ単独効率 η_o は, プロペラ前進率を J , 推力係数を K_T として(4.2)式で表す.

$$K_Q = \frac{Q}{\rho n^2 D^5} \quad (4.1)$$

$$\eta_o = \frac{J K_T}{2\pi K_Q} \quad (4.2)$$

4.3.1 模型試験結果

曳航水槽で MPNo.1～5 のプロペラ単独性能試験を Kempf のレイノルズ数 $R_{NK} = 6.0 \times 10^5$ で実施した.

Fig. 4.2 にプロペラ単独性能試験結果を示す. プロペラ前進率 $J = 0.35 \sim 0.5$ の範囲で同一 J で有効レーキを付加していない基準プロペラ MPNo.1 に対して, $0.7R \sim$ 翼先端にかけて約 5deg . のバックワードチップレーキを付加した MPNo.2, 4 の推力係数 K_T とトルク係数 K_Q は低く, $0.7R \sim$ 翼先端にかけて約 10deg . のバックワードチップレーキを付加した MPNo.3, 5 の K_T と K_Q はさらに低くなること, プロペラ単独効率 η_o は, バックワードチップレーキを付加してもほぼ同じであることが分かる.

Table 4.2 に設計点のプロペラ荷重度同一条件となる $K_T/J^2 = 0.618$ での MPNo.1～5 のプロペラ単独性能を, Fig. 4.3 に MPNo.2～5 の MPNo.1 に対するプロペラ単独性能の変化を示す.

MPNo.2, 4 は, MPNo.1 に比べて K_T は 1.4% 低く, K_Q は MPNo.2 が 2.3%, MPNo.4 が 2.1% 低く, η_o は MPNo.2, 4 とともに 0.1% 以内の差となった.

MPNo.3, 5 は, MPNo.1 に比べて K_T は MPNo.3 が 4.5%, MPNo.5 が 2.8%低く, K_Q は MPNo.3 が 6.2%, MPNo.5 が 4.0%低く, η_o は MPNo.3 が 0.5%, MPNo.5 が 0.1% 低下した.

有効レーキ角の変化が大きくなるにつれてバックワードチップレーキプロペラの K_T と K_Q は低くなる傾向があり, η_o は MPNo.1 に比べて MPNo.3 を除けば 0.1%以内を保つことが確認された.

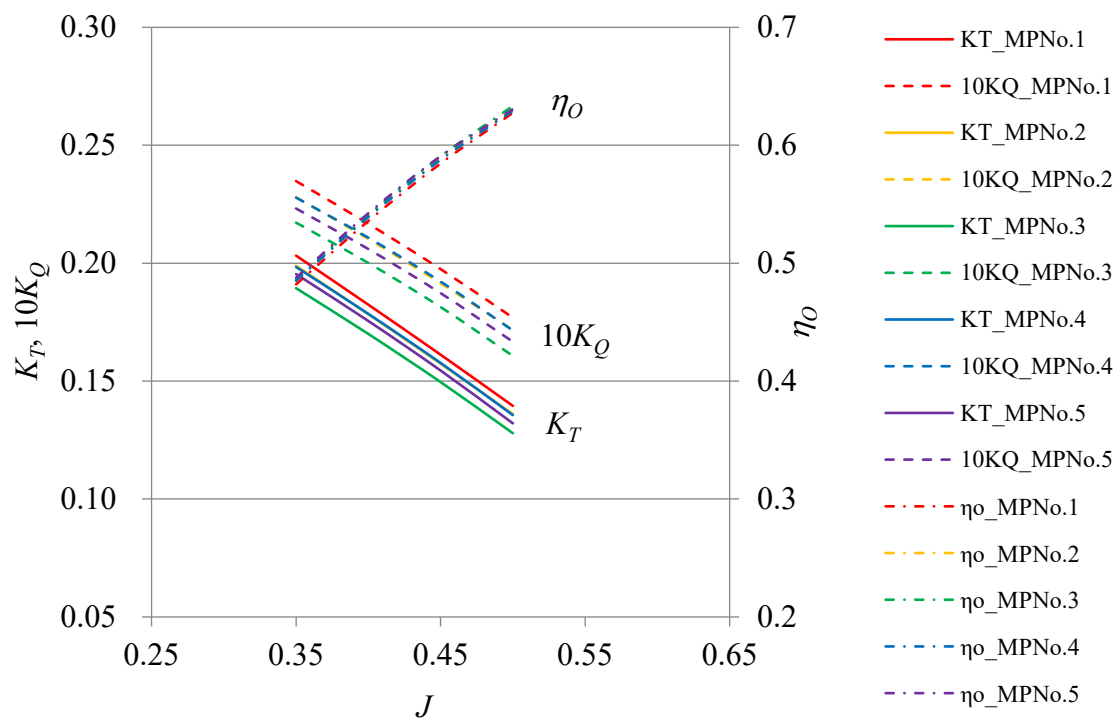


Fig. 4.2 Propeller open water characteristics obtained from the model test

Table 4.2 Propeller open water characteristics obtained from the model test at the design point

MPNo.	1	2	3	4	5
K_T/J^2	0.618				
K_T	0.1458	0.1437	0.1392	0.1437	0.1417
$10K_Q$	0.1830	0.1788	0.1715	0.1792	0.1757
η_o	0.6158	0.6165	0.6126	0.6153	0.6150
$\Delta \eta_o$ vs MPNo.1	-	+0.1%	-0.5%	-0.1%	-0.1%

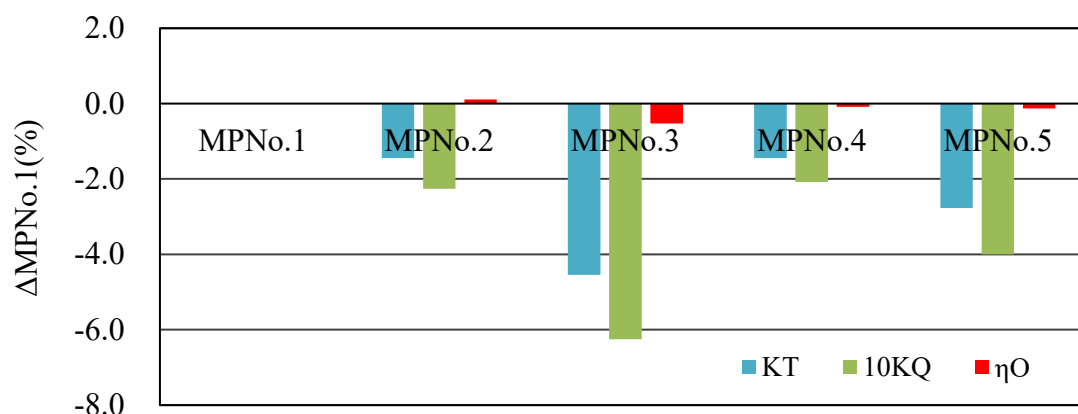


Fig. 4.3 Comparison of propeller open water characteristics by model test to MPNo.1

4.3.2 CFD 計算結果

CFD 計算によってバックワードチップレーキプロペラのチップレーキ分布がプロペラ単独性能に及ぼす影響を調査した. 乱流モデルは Walther らによって構築された流れの遷移を解くことのできる LKE $k-k_L-\omega$ を使用し, 本章の計算に用いた乱流強度は 1%, Kempf のレイノルズ数は模型試験相当の $R_{NK} = 6.0 \times 10^5$ とし均一流中での定常計算を行った.

Fig. 4.4 にバックワードチップレーキプロペラの翼面上の体積メッシュを, Fig. 4.5 に翼面上の境界層を解像するために配置したプリズムメッシュをそれぞれ示す. 境界層第 1 層の無次元厚み y^+ は 1 とし, 要素数は約 1400 万要素である.



Fig. 4.4 Grid mesh around blade surface

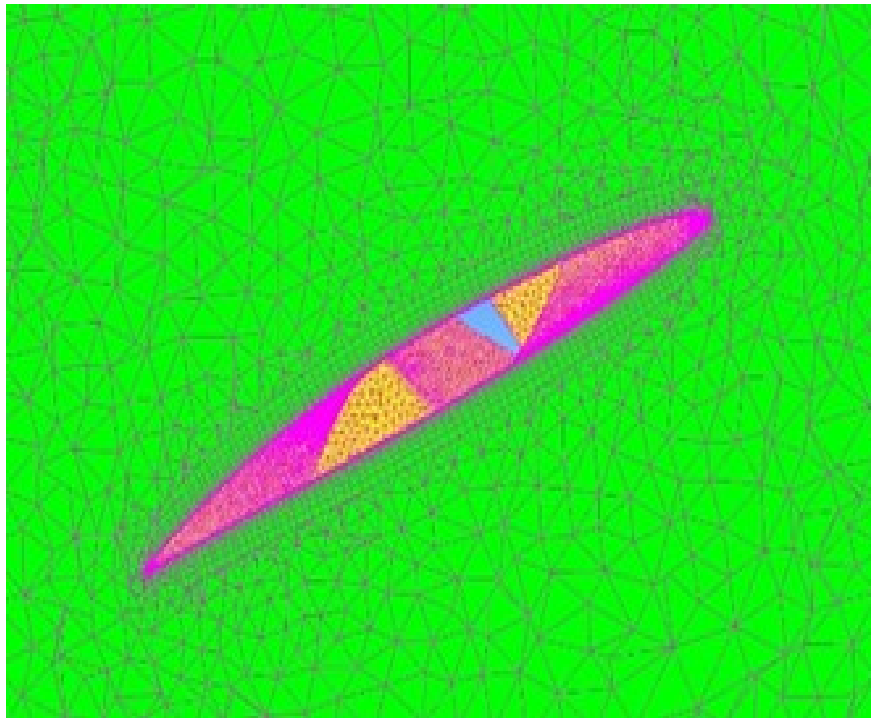


Fig. 4.5 Prism mesh arrangement around blade surface

Fig. 4.6 に CFD によるプロペラ単独性能計算結果を示す. $J = 0.3 \sim 0.6$ の範囲で同一 J で有効レーキが付加されてされない基準プロペラ MPNo.1 に対して, $0.7R \sim$ 翼先端にかけて約 5deg. のバックワードチップレーキを付加した MPNo.2, 4 の K_T と K_Q は低く, $0.7R \sim$ 翼先端にかけて約 10deg. のバックワードチップレーキを付加した MPNo.3, 5 の K_T と K_Q はさらに低くなること, η_o は, バックワードチップレーキを付加してもほぼ同じであることが分かる.

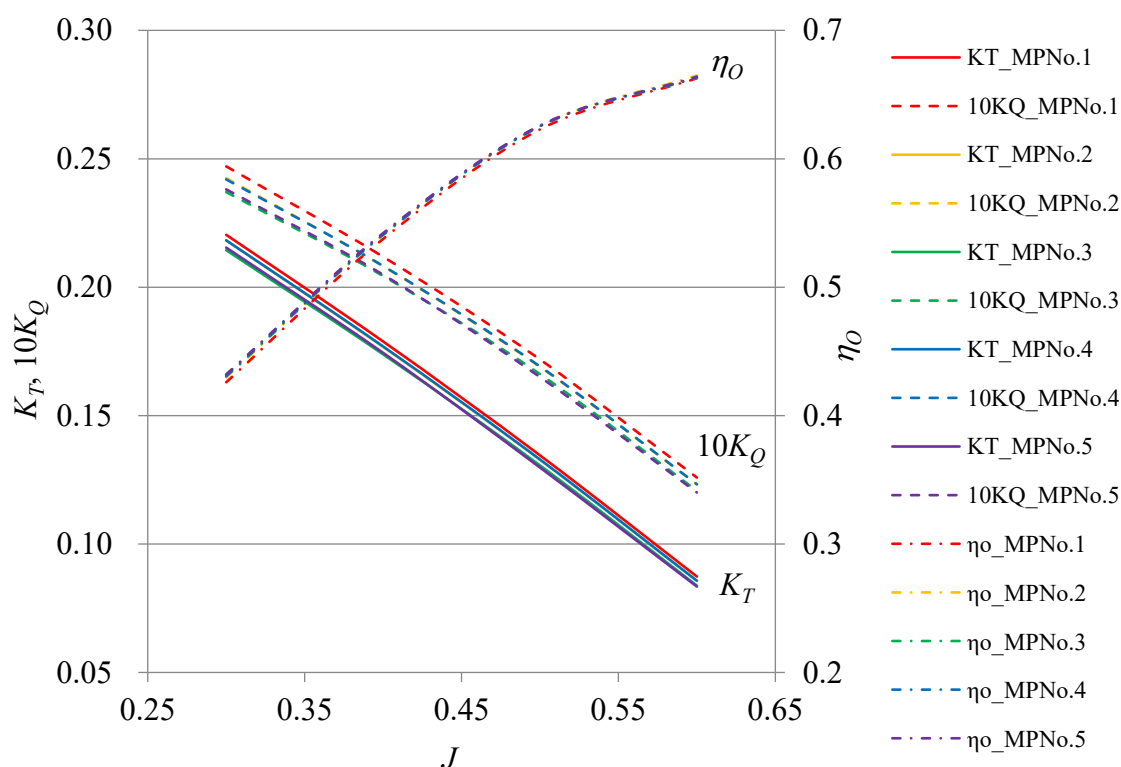


Fig. 4.6 Propeller open water characteristics calculated by CFD

Table 4.3 に設計点の $K_T/J^2 = 0.618$ での MPNo.1~5 のプロペラ単独性能を, Fig. 4.7 に MPNo.2~5 の MPNo.1 に対するプロペラ単独性能の変化を示す.

MPNo.2, 4 は, MPNo.1 に比べて K_T は 0.7% 低く, K_Q は MPNo.2 が 1.3% , MPNo.4 が 1.2% 低く, η_o は MPNo.2, 4 とともに 0.2% 高い.

MPNo.3, 5 は, MPNo.1 に比べて K_T は MPNo.3 が 1.6% , MPNo.5 が 1.9% 低く, K_Q は MPNo.3 が 2.4% , MPNo.5 が 2.8% 低く, η_o は MPNo.3, 5 とともに MPNo.1 との差は見られない.

有効レーキ角の変化が大きくなるにつれてバックワードチップレーキプロペラの K_T と K_Q は低くなる傾向があり、 η_0 の変化は MPNo.1 に比べて 0.2%以内を保つことが確認できる。

Table 4.3 Propeller open water characteristics at design point calculated by CFD

MPNo.	1	2	3	4	5
K_T/J^2	0.618				
K_T	0.1431	0.1421	0.1407	0.1421	0.1404
$10K_Q$	0.1798	0.1775	0.1754	0.1776	0.1748
η_0	0.6094	0.6108	0.6093	0.6108	0.6094
$\Delta \eta_0$ vs MPNo.1	-	+0.2%	0.0%	+0.2%	0.0%
$\Delta \eta_0$ vs exp.	-1.1%	-0.9%	-0.5%	-0.7%	-0.9%

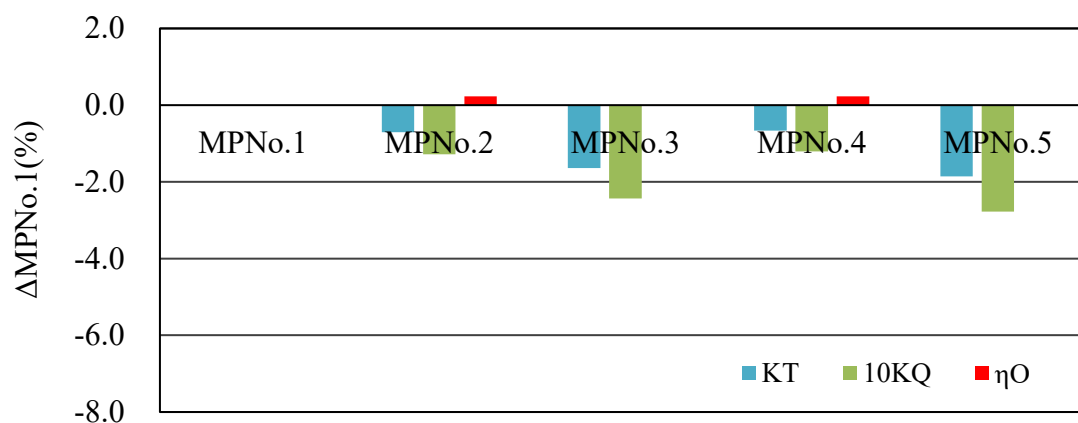


Fig. 4.7 Comparison of propeller open water characteristics by CFD to MPNo.1

4.3.3 模型試験と CFD 計算結果の比較

CFD 計算結果は、模型試験結果に比べて MPNo.3 を除けば K_T 、 K_Q ともに小さくなる傾向が見られたが、概ね 2%以内となっている。 η_0 は -1.1%~ -0.5%と模型試験結果と良く一致することが確認できる。

またバックワードチップレーキによる翼先端での有効レーキ角が大きくなると、模型試験と CFD 計算結果ともに K_T と K_Q は小さくなる傾向があり、 η_0 は MPNo.1 に比べて

模型試験結果の MPNo.3 を除けば-0.1%~0.2%以内となることが確認できる.

この結果から本研究における CFD 計算は, バックワードチップレーキプロペラのプロペラ単独効率を評価する方法として適切と考える. また CFD 計算, 模型試験結果から, 適切なバックワードチップレーキ分布を採用することでプロペラ単独効率は大きく低下することはないことが確認できる.

4.4 推進性能

MPNo.1～5 を用いて自航状態の CFD 計算を, MPNo.1, 2, 4 を用いて国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所 海上技術安全研究所の 400m 試験水槽で自航試験を行い, バックワードチップレーキプロペラのバックワードチップレーキ分布が船後状態の推進性能に及ぼす影響を確認した. 対象とした 749 総トン型内航ケミカルタンカーの船体主要目を Table 4.4 に Fig. 4.8 に模型船の写真を示す.

Table 4.4 Principal particulars of ship hull

	Ship	Model
Length between perpendiculars (m)	67.0	5.583
Breadth (m)	11.3	0.942
Depth (m)	5.5	0.458
Draught (m)	4.75	0.396



Fig. 4.8 Ship model

4.4.1 模型試験結果

MPNo. 1, 2, 4 の 3 種類のプロペラによる計画船速に近い 13.5ktにおける自航試験結果を Table 4.5 に, MPNo.2, 4 の MPNo.1 に対する自航要素の変化を Fig. 4.9 に示す. チップレーキを付加していない MPNo.1 に対して $0.7R$ ～翼先端にかけて約 5deg . のバックワードチップレーキを付加した MPNo. 2, 4 の実船有効伴流係数 $1-w_{TS}$ は MPNo.2 が 1.0%, MPNo.4 が 0.3%高く, 推力減少係数 $1-t$ は MPNo.2 が 0.2%高く, MPNo.4 に差はなく, プロペラ船後効率 η_R は MPNo.2 に差はなく, MPNo.4 が 0.2%高

く、プロペラ単独効率 η_{OS} は MPNo.2 が 0.5% 高く、MPNo.2 に差はなく、推進効率 η_{DS} は MPNo.2, 4 とともに 0.3% 低くなった。

MPNo.1 に対する η_{DS} は、MPNo.2, 4 とともに -0.3% と同一の結果となり、模型試験結果から MPNo.2, 4 の η_{DS} は MPNo.1 と大きく変わらないことが確認された。

Table 4.5 Self-propulsion factors at 13.5kt by model test

MPNo.	1	2	4
$1-w_{TS}$	0.705	0.712	0.707
$1-t$	0.829	0.831	0.829
η_R	1.005	1.005	1.007
η_{OS}	0.616	0.619	0.616
η_{DS}	0.729	0.727	0.727
$\Delta \eta_{DS}$ vs MPNo.1	-	-0.3%	-0.3%

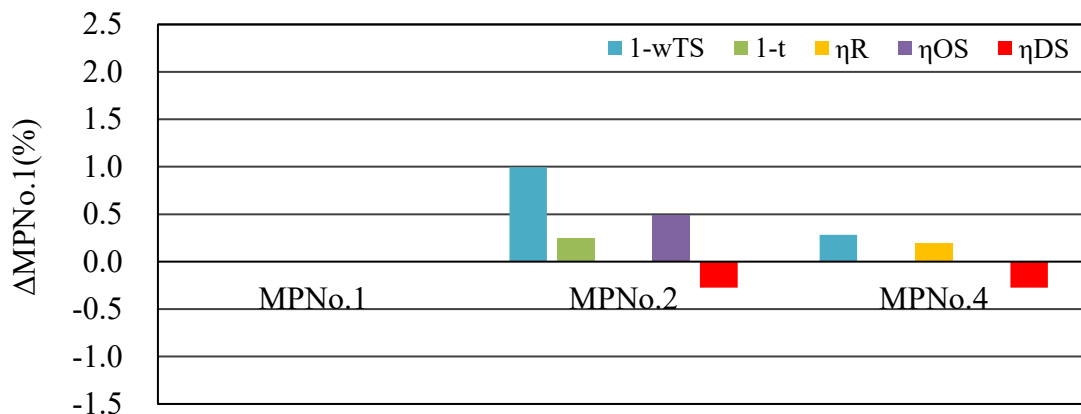


Fig. 4.9 Comparison of self-propulsion factors by model test to MPNo.1

4.4.2 CFD による推進性能計算

船体モデルは計画満載喫水線以下の形状を作成し、船尾には各プロペラ計算用にプロペラ回転領域を配置した。各プロペラのメッシュを作成した回転領域を入れ替えることで、船体側は共通のメッシュを用いて、それぞれのプロペラでの推進性能を求めることができる。なおプロペラ回転領域を配置するために、シューピースはモデルに含

めていない。

Fig. 4.10 に計算領域を, Fig. 4.11 に抵抗計算に用いたメッシュを, Fig. 4.12 に自航計算に用いたプロペラ込みの船尾付近のメッシュを示す. 計算領域は半円柱の領域中に船体モデルを配置し, 計算領域の寸法は船体モデルの垂線間長 (L_{pp}) を基準とし, 流入境界から船首までを $0.5L_{pp}$, 船尾から流出口までを $1.0L_{pp}$, 円柱の半径を $1.0L_{pp}$ とした. 模型船周りのメッシュサイズは船体中央部で 12mm, 船首および船尾付近で 6mm とした. なお計算は, 水面を固定平面とするため波が生じない二重模型流れで行うため, 造波抵抗係数は抵抗試験の結果を用いる.

CFD 計算により推進性能を評価するために, 抵抗計算, 自航計算, プロペラ単独性能計算を行い, 通常 of 自航試験と同様に推力一致法で自航要素を求めた. フルード数 F_n は実船で 13.5kt に相当する $F_n = 0.271$ とし, Kempf のレイノルズ数は模型試験相当の $R_{NK} = 4.4 \times 10^5$, 境界層第 1 層の無次元厚み y^+ は 1 とした. 計算格子は主に非構造四面体格子を, 翼面近傍にはプリズム格子を用い, 層数は 17 層とし合計要素数は 2100 万要素となった.

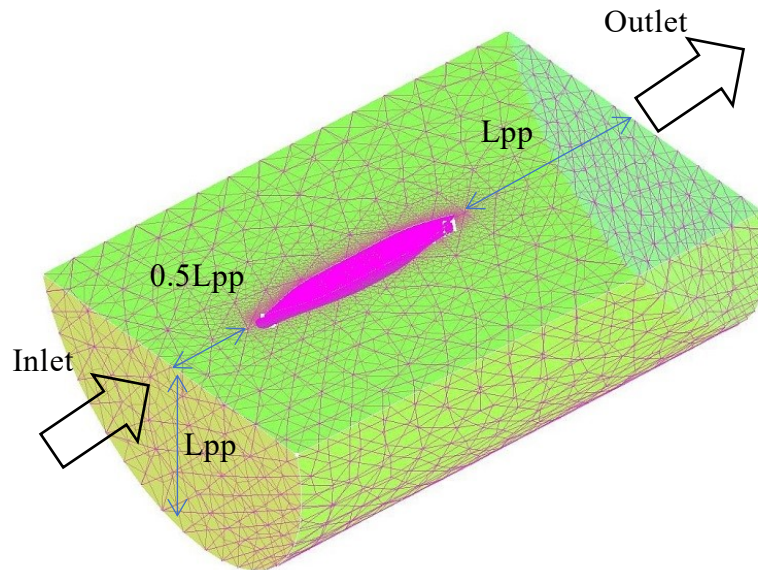


Fig. 4.10 Computational domain

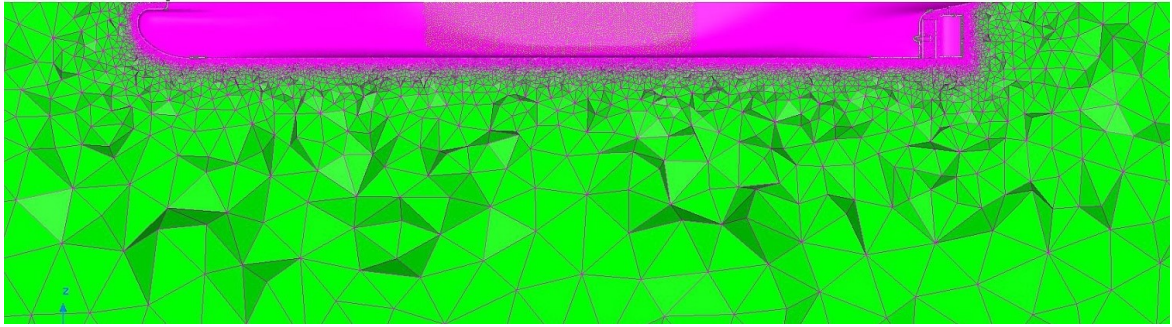


Fig. 4.11 Mesh around hull for resistance calculation

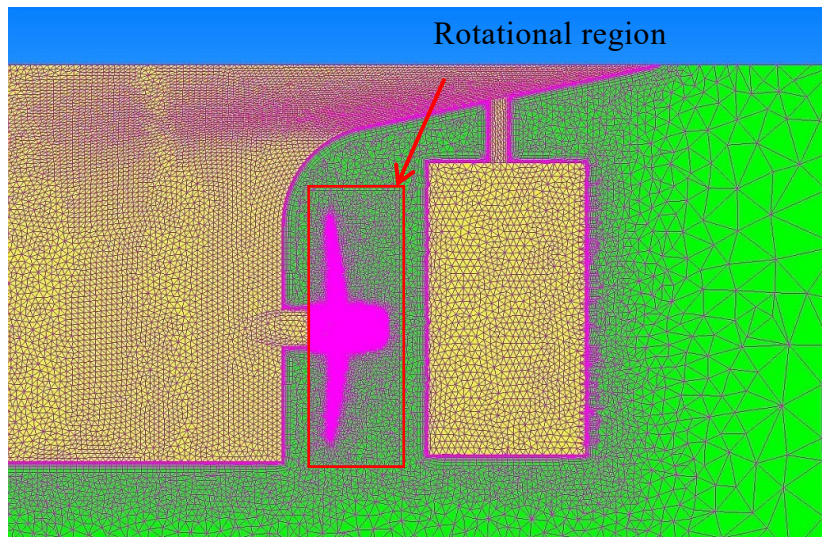


Fig. 4.12 Grid mesh around hull with propeller for self- propulsion calculation

まず, CFD による抵抗計算について以下に示す. CFD では, 船体抵抗を摩擦抵抗と圧力抵抗に分離して計算することになり, さらに圧力抵抗は造波抵抗と粘性圧力抵抗を合わせた抵抗となるが, 二重模型流れでは波が生じないため造波抵抗が生じることはなく, 圧力抵抗のすべてが粘性圧力抵抗として求まる. 抵抗計算の船体抵抗値 R は, 摩擦抵抗値 R_f と粘性圧力抵抗値 R_{vp} の和であるので, 摩擦抵抗係数と粘性圧力抵抗係数の和 $C_f + C_{vp}$ は次式で求まる.

$$C_f + C_{vp} = \frac{R}{\frac{1}{2}\rho U^2 S} \quad (4.3)$$

ただし、 ρ : 水の密度
 U : 船速
 S : 浸水表面積

また、二重模型流れの粘性抵抗は、摩擦抵抗と粘性圧力抵抗の和として求まり、これと相当矩形平板の摩擦抵抗との比が次式の形状影響係数 $1 + K$ となる。

$$1 + K = \frac{C_f + C_{vp}}{C_{f0M}} \quad (4.4)$$

ただし、 C_{f0M} : 模型船レイノルズ数の Schoenherr の相当矩形平板摩擦抵抗係数

次に自航計算では、CFD 計算から求まるプロペラが作動している状態の船体抵抗 R' と模型試験結果から得られた造波抵抗 R_w を足し合わせた抵抗と、プロペラ推力 T と摩擦抵抗修正量 SFC を足し合わせた力が釣り合う状態を実船の自航点として、プロペラの回転数を 3 種類変化させた計算結果を補間することで求める。

$$R' + R_w = T + SFC \quad (4.5)$$

ここで、プロペラが作動している状態の船体抵抗値 R' は、プロペラが作動している状態の摩擦抵抗値 R_f' と粘性圧力抵抗値 R_{vp}' の和の次式で、摩擦抵抗修正量 SFC は (4.7) 式で表される。

$$R' = R_f' + R_{vp}' \quad (4.6)$$

$$SFC = \frac{1}{2} \rho U^2 S \{ (C_{f0M} - C_{f0S})(1 + K) - \Delta C_f \} \quad (4.7)$$

ただし、 C_{f0S} : 実船レイノルズ数の Schoenherr の相当矩形平板摩擦抵抗係数
 ΔC_f : 粗度修正係数

自航計算で得られたプロペラ推力 T , トルク Q から推力係数 K_T , トルク係数 K_Q を計算し, 求めた K_T から, 推力一致法により別途計算した自航計算と同じ Kempf のレイノルズ数のプロペラ単独性能を用いてプロペラ前進率 J を求め, プロペラ前進速度 V_A を次式で計算する.

$$V_A = JnD \quad (4.8)$$

ただし、 n : プロペラ回転数
 D : プロペラ直径

求めた V_A から, 模型有効伴流係数 $1 - w_{TM}$ を次式で求める.

$$1 - w_{TM} = \frac{V_A}{U} \quad (4.9)$$

また, 自航計算と同じ Kempf のレイノルズ数のプロペラ単独性能を用いて同じ J におけるプロペラ単独トルク係数 K_{Q_POT} を求めると, プロペラ船後効率 η_R は次式で与えられる. なお, 同様にプロペラ単独性能から求めたプロペラ単独効率を η_{OM} とする.

$$\eta_R = \frac{K_{Q_POT}}{K_Q} \quad (4.10)$$

推力減少係数 $1 - t$ は次式で求める.

$$1-t = 1 - \frac{R' - R}{T} \quad (4.11)$$

また、次式の実船の推進効率 η_{DS} の算出に必要なプロペラ荷重度 K_T/J^2 に対応するプロペラ単独効率 η_{OS} の計算には、実船状態に近づけるために Kempf のレイノルズ数が自航試験よりも高いプロペラ単独性能計算結果を用いる。

$$\eta_{DS} = \frac{1-t}{1-w_{TS}} \eta_R \eta_{OS} \quad (4.12)$$

なお、自航要素のうち伴流係数のみ尺度影響を受けると考え、模型有効伴流係数 $1-w_{TM}$ から実船有効伴流係数 $1-w_{TS}$ への換算は矢崎の方法 [30]を用いた。

4.4.3 CFD 計算結果

(1) 伴流分布と形状影響係数

Fig. 4.13 に曳航状態の伴流計測結果と CFD 計算によるプロペラ位置の模型公称伴流係数 $1-w_{NM}$ の分布を示す。図中の円は $1.0R$ プロペラ位置を表す。CFD 計算のビルジ渦によるフックが弱く、速い流れの領域が模型試験結果に比べて広がっているが、CFD 計算結果と模型試験結果は概ね良い一致を示している。

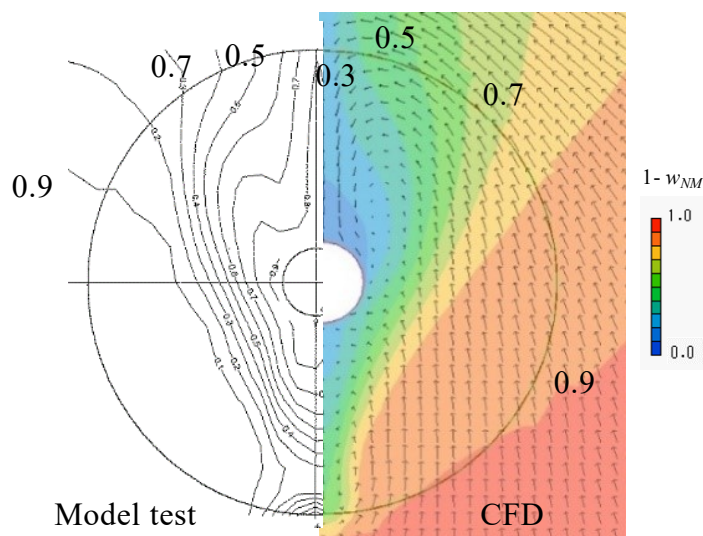


Fig. 4.13 Wake patterns

Table 4.6 に(4.4)式より求めた形状影響係数 $1+K$ を示す. 模型試験結果よりも CFD 計算結果が 4.9%小さくなった. 形状影響係数が小さくなること, Fig. 4.13 の CFD 計算結果におけるビルジ渦によって形成されるフックが弱いことや流れの速い領域が模型試験結果に比べて広がっていることから, 渦粘性係数が大きく求まることによる摩擦成分の過小評価による可能性が考えられる [31].

Table 4.6 Form factor ($1+K$)

Model test	1.312
CFD	1.248

(2) 自航計算

Table 4.7 に CFD 計算で求めた自航計算結果を, Fig. 4.14 に MPNo.2~5 の MPNo.1 に対する自航要素の変化を示す. 自航計算によって得られる推力係数 K_T から推力一致法で模型有効伴流係数 $1-w_{TM}$, プロペラ船後効率 η_R を求める自航要素解析には, 自航計算と同じ Kempf のレイノルズ数 $R_{NK} = 4.4 \times 10^5$ のプロペラ単独性能を用い, $R_{NK} = 4.4 \times 10^5$ のプロペラ単独性能から推力一致法で求まるプロペラ単独効率を η_{OM} とする. また実船の推進効率 η_{DS} の算出に必要なプロペラ荷重度 K_T/J^2 に対応するプロペラ単独効率 η_{OS} の計算には, $R_{NK} = 6.0 \times 10^5$ のプロペラ単独性能を用いた.

有効レーキを付加していない基準プロペラ MPNo.1 に対して, $0.7R$ ~翼先端にかけて約 5deg.のバックワードチップレーキを付加した MPNo.2, 4 の実船有効伴流係数 $1-w_{TS}$ は MPNo.2 が 0.9%, MPNo.4 が 1.4%高く, 推力減少係数 $1-t$ は MPNo.2 に差はなく, MPNo.4 が 0.1%高く, プロペラ船後効率 η_R は MPNo.2 が 0.3%, MPNo.4 が 0.2%高く, プロペラ単独効率 η_{OS} は MPNo.2 が 0.6%, MPNo.4 が 0.8%高く, 推進効率 η_{DS} は MPNo.2 が 0.1%, MPNo.4 が 0.3%低くなった.

また, MPNo.1 に対して $0.7R$ ~翼先端にかけて約 10deg.のバックワードチップレーキを付加した MPNo.3, 5 の $1-w_{TS}$ は MPNo.3 が 2.3%, MPNo.5 が 1.3%高く, $1-t$ は MPNo.3, 5 とともに 0.2%低く, η_R は MPNo.3 が 0.7%, MPNo.5 が 0.2%高く, η_{OS} は MPNo.3 が 0.8%, MPNo.5 が 0.5%高く, η_{DS} は MPNo.3 が 1.0%, MPNo.5 が 0.7%低くなった.

なお $R_{NK} = 4.4 \times 10^5, 6.0 \times 10^5$ のそれぞれから求まるプロペラ単独効率 η_{OM}, η_{OS} に対して、バックワードチップレーキが及ぼす影響は同様の傾向があった。

チップレーキを付加していない MPNo.1 に対して MPNo.2, 4 の η_{DS} の低下量は 0.3% 以内、MPNo.3, 5 の低下量は 1% 以内となった。

Table 4.7 Self-propulsion factors at 13.5kt by CFD

MPNo.	1	2	3	4	5
η_{OM}	0.5688	0.5729	0.5755	0.5759	0.5733
$1-w_{TM}$	0.6089	0.6156	0.6261	0.6196	0.6185
$1-w_{TS}$	0.6585	0.6643	0.6736	0.6679	0.6669
$1-t$	0.7880	0.7878	0.7864	0.7885	0.7863
η_R	1.0116	1.0143	1.0185	1.0139	1.0140
η_{OS}	0.5891	0.5924	0.5940	0.5939	0.5920
η_{DS}	0.7132	0.7125	0.7063	0.7108	0.7079
$\Delta \eta_{DS}$ vs MPNo.1	-	-0.1%	-1.0%	-0.3%	-0.7%

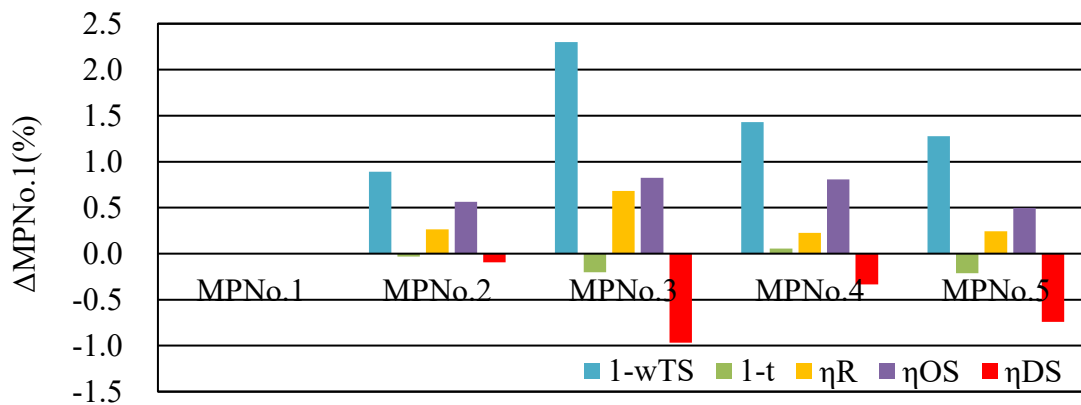
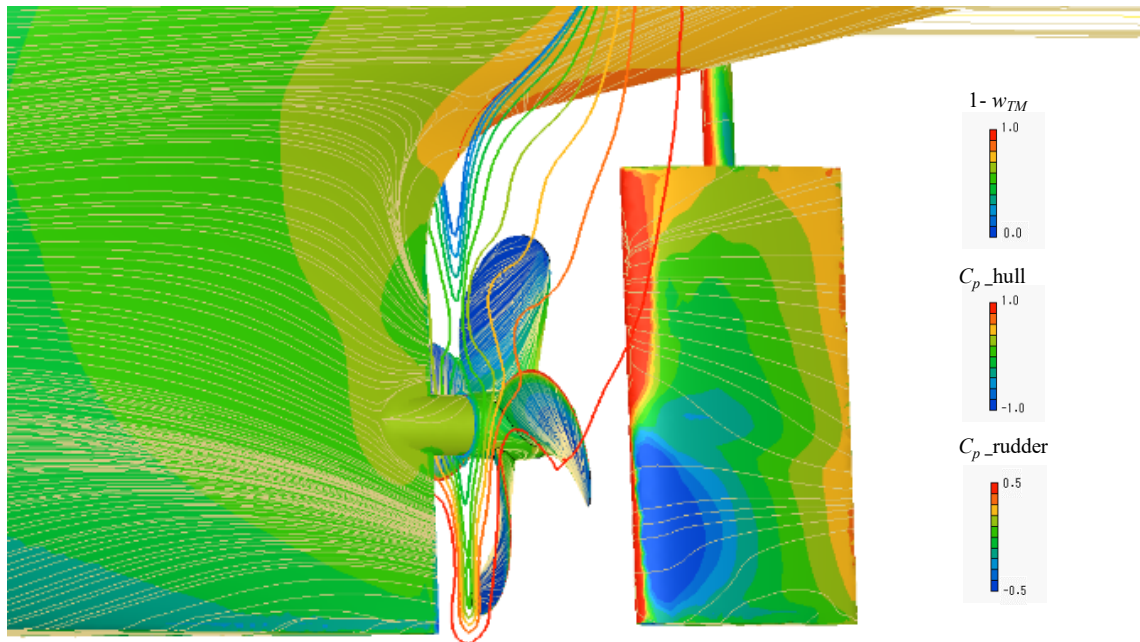


Fig. 4.14 Comparison of self-propulsion factors by CFD to MPNo.1

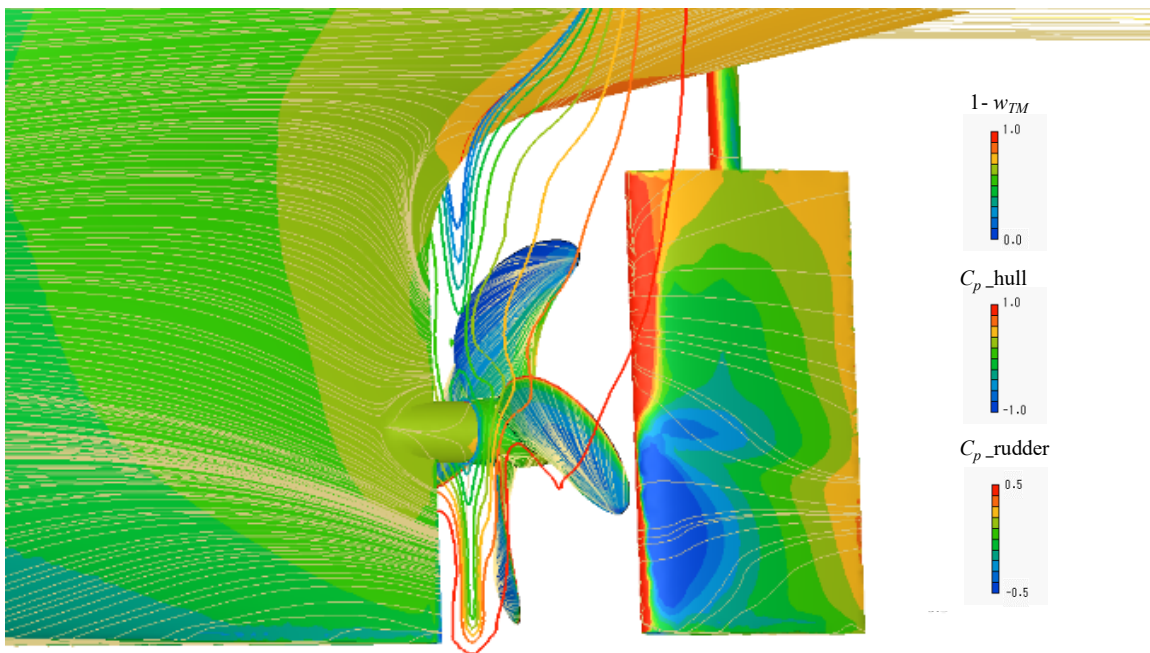
Fig. 4.15 に MPNo.1, 3 の船尾周りの圧力分布, 限界流線とプロペラ前方の模型有効伴流係数分布を示す. MPNo.1 に比べて MPNo.3 の $1-w_{TM}$ の 0.8(橙)や 0.7(黄)の等高線が広がっていることと, Table 4.7 の $1-w_{TM}$ が大きくなることが一致する。

ここで、船体および舵上の圧力係数 C_p は、 p を表面圧力、 p_0 を基準静圧、 ρ を流体密度、 U を船速として以下のように表される。

$$C_p = \frac{p - p_0}{\frac{1}{2} \rho U^2} \quad (4.13)$$



MPNo.1



MPNo.3

Fig. 4.15 Pressure distribution and wake pattern around propellers

4.4.4 模型試験と CFD 計算結果の比較

MPNo.1 に対して MPNo.2, 4 が自航要素に及ぼす影響は, CFD 計算, 模型試験結果ともに $1-t$ にはほとんど差はなく, $1-w_{TS}$ は高く, η_R にはほとんど差はなく, η_{OS} は高く, η_{DS} はわずかに低くなる傾向は一致しており, CFD 計算によってバックワードチップレーキが自航要素に及ぼす影響は定性的に捉えられていることが確認できた. 定量的には, $1-t$ と $1-w_{TS}$ の CFD 計算結果が, 模型試験結果に対して 5%程度小さくなっている. 模型公称伴流分布 (Fig. 4.13) と形状影響係数 (Table 4.6) の結果からも, 摩擦成分の過小評価による誤差が含まれている可能性が考えられる.

バックワードチップレーキ (距離) をプロペラ半径 R で無次元化した (2.7) 式の X が, $0.7R$ から翼先端で $X(0.7R) = 0.10$ の MPNo.2, 4 は, CFD 計算と模型試験結果から推進効率の顕著な低下は見られない. 一方で, $X(0.7R) = 0.20$ の MPNo.3 や, $X(0.7R) = 0.17$ の MPNo.5 のような大きなバックワードチップレーキプロペラ分布を採用すると, CFD 計算では推進効率の低下を招くことが確認された. これらから適切なバックワードチップレーキ分布を採用することで推進効率の低下を招くことなくバックワードチップレーキの船尾変動圧力低減効果を適用できると考える.

4.5 実船性能推定

4.5.1 実船性能 CFD 計算方法

プロペラ翼面上の流れは、模型レイノルズ数では層流と乱流が混在し、実船レイノルズ数では全面乱流となるためプロペラ単独性能はレイノルズ数影響を受けることが [32] [33] [34], またレイノルズ数が高くなると船体周りの境界層の厚みが薄くなることで伴流が変化することが知られており [35] [36] [37], 実船状態のバックワードチップレーキプロペラの性能を推定するためプロペラ単独性能計算, 伴流分布計算, 自航計算を実施した. フルード数は模型スケールでの計算と同じ $F_n = 0.271$ とし, Kempf のレイノルズ数は $R_{NK} = 1.9 \times 10^7$ とした. 境界層第 1 層の無次元厚み y^+ は 1 とし, 実船レイノルズ数でも境界層を超えるプリズム層の合計厚みを維持するためにプリズム層の層数を 28 層まで増やしている. これによってメッシュ数は 2900 万メッシュとなった.

4.5.2 プロペラ単独性能

Fig. 4.16 にプロペラ単独性能試験状態と船後状態と実船状態の 3 種類のレイノルズ数における MPNo.1 のバック面の限界流線を示し, 船後状態のプロペラ回転位置は直上とする.

模型スケールの Kempf のレイノルズ数 $R_{NK} = 4.4 \times 10^5$ (船後状態) と 6.0×10^5 (プロペラ単独性能試験状態) では, プロペラ単独性能試験状態と船後状態の両状態で, プロペラ翼表面の限界流線は, 層流と乱流が混在することを表す模様を示している. 一方で, 実船スケールの Kempf のレイノルズ数 $R_{NK} = 1.9 \times 10^7$ の限界流線から, プロペラ単独性能試験状態と船後状態の両状態で翼表面は全面乱流に遷移していることが分かる.

Table 4.8 では, 各レイノルズ数におけるプロペラ前進率 $J = 0.4$ のプロペラ単独性能を示す. レイノルズ数が大きくなるにつれて推力係数 K_T , トルク係数 K_Q ともに増加する傾向が見られる. またプロペラ単独効率 η_0 はレイノルズ数 $R_{NK} = 1.9 \times 10^7$ よりも $R_{NK} = 6.0 \times 10^5$ の方が高くなっている. $R_{NK} = 1.9 \times 10^7$ のプロペラ単独効率が低くなるのは, 翼面上の流れが全面乱流に遷移することで粘性抵抗が大きくなることによって引き起こされていると考えられる.

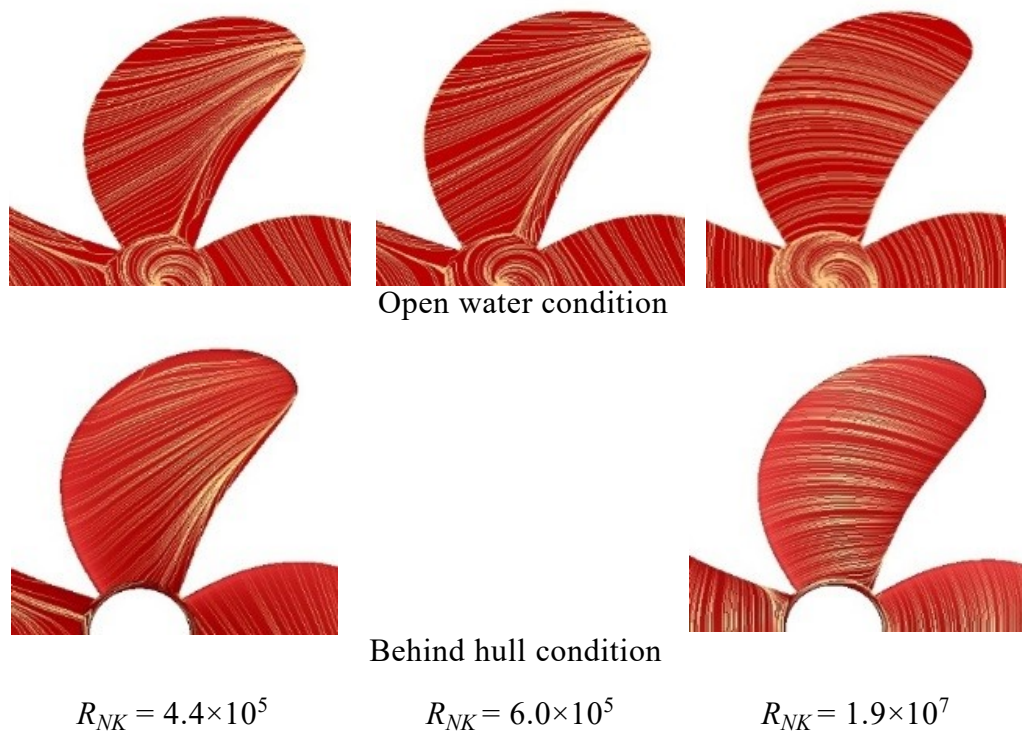


Fig. 4.16 Surface stream lines of MPNo.1

Table 4.8 Propeller open water characteristics of MPNo.1

R_{NK}	4.4×10^5	6.0×10^5	1.9×10^7
J	0.4		
K_T	0.176	0.179	0.184
$10K_Q$	0.211	0.212	0.220
η_0	0.531	0.538	0.533

4.5.3 伴流分布

Fig. 4.17 に抵抗試験状態のプロペラ位置における模型公称伴流係数 $1-w_{NM}$ と実船公称伴流係数 $1-w_{NS}$ の CFD 計算結果を示す. 模型伴流に比べて実船伴流では, $1-w_{NS}$ の 0.8 より小さい領域が主に船幅方向に狭くなり, プロペラ直上位置付近の翼先端付近にある $1-w_{NS}$ が 0.3 よりも小さい流速の遅い領域は消えており, 実船伴流の方が速い流れとなることが分かる.

Table 4.9 に示した実船スケールでの形状影響係数 $1+K$ は模型スケールに比べて 6.3%大きくなっている。

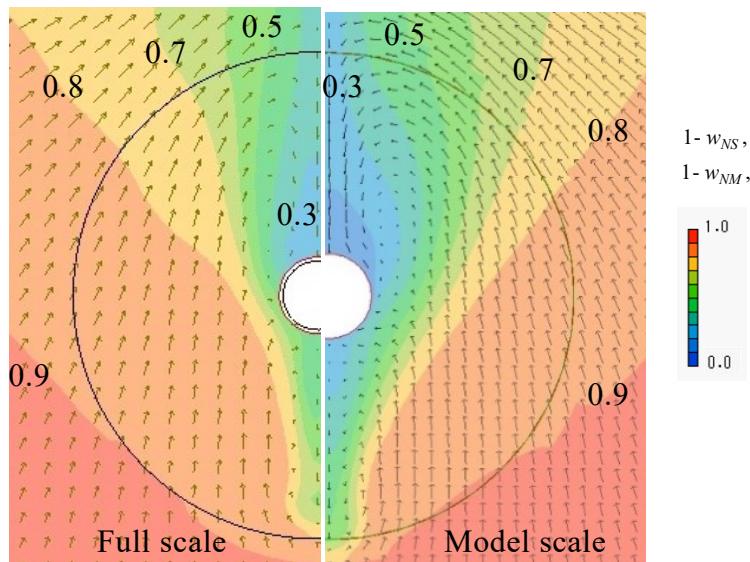


Fig. 4.17 Wake patterns

Table 4.9 Form factor ($1+K$)

Model scale	1.248
Full scale	1.327

4.5.4 推進性能

Table 4.10 に、CFD 計算による実船スケールの自航要素を、Fig. 4.18 に MPNo.2～5 の MPNo.1 に対する自航要素の変化を示す。自航計算時に得られる推力係数 K_T から推力一致法で実船有効伴流係数 $1-w_{TS}$ 、プロペラ船後効率 η_R を求める自航要素解析と、実船の推進効率 η_{DS} 算出に必要なプロペラ荷重度 K_T/J^2 に対応するプロペラ単独効率 η_{OS} の計算には、レイノルズ数 $R_{NK} = 1.9 \times 10^7$ のプロペラ単独性能を用いた。

MPNo.1 に対して、 $0.7R$ ～翼先端にかけて約 5deg.のバックワードチップレーキを付加した MPNo.2, 4 の $1-w_{TS}$ は MPNo.2, 4 とともに 1.0%高く、 $1-t$ は MPNo.2 が 0.1%低く、MPNo.4 が 0.1%高く、 η_R は MPNo.2 が 0.2%、MPNo.4 に差はなく、 η_{OS} は MPNo.2, 4 とともに 0.8%高く、 η_{DS} は MPNo.2 に差はなく、MPNo.4 は 0.1%低くなった。

また, MPNo.1 に対して $0.7R$ ~翼先端にかけて約 10deg .のバックワードチップレーキを付加した MPNo.3, 5 の $1-w_{TS}$ は MPNo.3 が 2.1%, MPNo.5 が 1.4%高く, $1-t$ は MPNo.3 が 0.2%, MPNo.5 が 0.1%低く, η_R は MPNo.3 が 0.4%, MPNo.5 が 0.3%高く, η_{OS} は MPNo.3 が 1.0%, MPNo.5 が 0.9%高く, η_{DS} は MPNo.3 が 0.8%, MPNo.5 が 0.4%低くなった. バックワードチップレーキの自航要素に及ぼす影響は, 実船スケールと模型スケールで同様の傾向があることが確認できた.

MPNo.2, 4, 5 の η_{DS} は, MPNo.1 に比べて, -0.4% ~ -0.1% と高い効率を維持する結果となった. 一方で MPNo.3 の η_{DS} は MPNo.1 に比べて実船有効伴流係数の大幅な悪化により 0.8% 低くなった.

尺度影響を受ける伴流係数について, Table 4.7 の $1-w_{TM}$ と Table 4.10 の $1-w_{TS}$ の比から伴流修正係数 $1-w_{TS}/1-w_{TM}$ を求め Table 4.11 に示す. CFD 計算結果は矢崎の方法に対して 4.6% , ITTC1978 の方法 [38]に対して 7.7% 大きな値となった.

実船スケールでは, $X(0.7R) = 0.17$ までの MPNo.2, 4, 5 は, 推進効率の顕著な低下は見られない. 一方で, $X(0.7R) = 0.20$ の MPNo.3 のような大きなバックワードチップレーキプロペラ分布を採用すると, 推進効率の低下を招くことが確認された. これらから実船スケールでも, 適切なバックワードチップレーキ分布を採用することで推進効率の低下を招くことなくバックワードチップレーキの船尾変動圧力低減効果を適用することができると考えられる.

Table 4.10 Self-propulsion factors at 13.5kt in full scale

MPNo.	1	2	3	4	5
$1-w_{TS}$	0.6888	0.6957	0.7031	0.6959	0.6984
$1-t$	0.7890	0.7885	0.7873	0.7896	0.7880
η_R	0.9914	0.9936	0.9955	0.9919	0.9943
η_{OS}	0.6039	0.6089	0.6101	0.6087	0.6090
η_{DS}	0.6854	0.6853	0.6799	0.6847	0.6830
$\Delta \eta_{DS}$ vs MPNo.1	-	0.0%	-0.8%	-0.1%	-0.4%

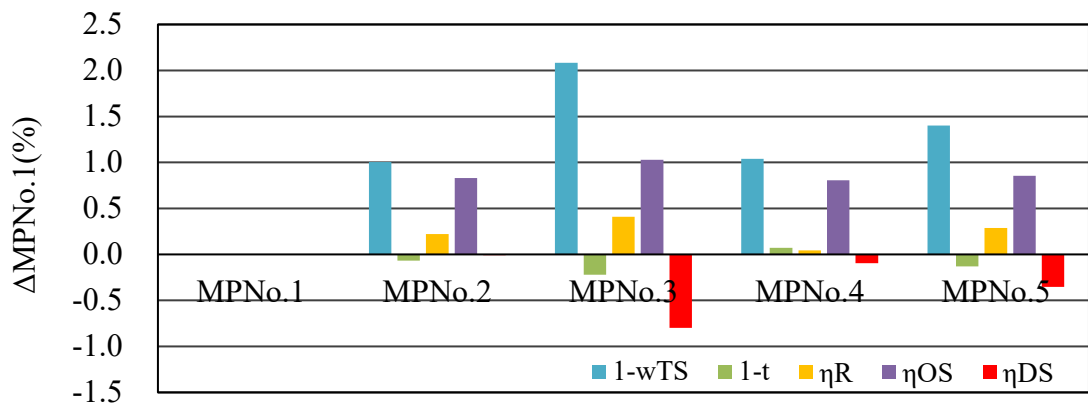


Fig. 4.18 Comparison of self-propulsion factors in full scale to MPNo.1

Table 4.11 Wake correction factors from wake fraction of the present ship model to that of the full scale ship

Correction method	Correction factor
Yazaki method	1.08
ITTC1978	1.04 to 1.05
CFD	1.12 to 1.13

4.6 結言

本章では, 船尾変動圧力の低減効果が確認された系統的模型試験に用いた 5 種類のプロペラの CFD 計算や模型試験結果から, バックワードチップレーキがプロペラ単独性能と推進性能に及ぼす影響や推進性能のレイノルズ数影響を確認した.

- (1) 適切なバックワードチップレーキ分布を採用すれば, プロペラ単独効率は大きく低下することはない.
- (2) 適切なバックワードチップレーキ分布を採用すれば, 推進効率の低下を招くことなくバックワードチップレーキの船尾変動圧力低減効果を適用することができる.
- (3) CFD 計算によって, バックワードチップレーキのプロペラ単独性能, 推進性能に及ぼす影響を定性的に捉えることができおり, CFD 計算はバックワードチップレーキプロペラの推進性能を評価する方法として適切と考えられる.

第5章 バックワードチップレーキによる高効率維持 のメカニズム

5.1 緒言

第4章の模型試験とCFD計算結果から、適切なバックワードチップレーキ分布を採用することで、プロペラ単独効率や推進効率が大きく低下することはない、バックワードチップレーキの船尾変動圧力低減効果を適用することができると考えられる。

船尾変動圧力を低減するためには、翼先端のピッチを小さくし荷重を下げることで、キャビテーションの発生量を少なくすることも有効と考えられる。しかしながらバックワードチップレーキによる翼先端付近の荷重変化をバックワードチップレーキの代わりに、半径方向のピッチ分布を変更することで翼先端の荷重を減少させたチップアンロードプロペラによって再現したところ、翼先端付近のピッチをかなり極端に小さくする必要があることが分かった。そこでフォワードチップレーキプロペラも検討に加えて、バックワードチップレーキプロペラと比較することで、チップレーキが及ぼす影響を把握することを試みる。

本章では、基準プロペラ、バックワードチップレーキプロペラ、フォワードチップレーキプロペラ、チップアンロードプロペラの4種類のプロペラを用いてCFD計算を行い、プロペラ単独性能、半径方向推力分布、圧力分布を確認し、バックワードチップレーキによるプロペラ単独状態での高効率維持のメカニズムを考察する。

第2節では、高効率維持解析用チップレーキシリーズプロペラと題し、本章で用いる4種類のプロペラ主要目や特徴を述べる。

第3節では、バックワードチップレーキプロペラ高効率の維持のメカニズムと題し、CFD計算結果からプロペラ単独性能、半径方向推力分布、圧力分布を確認することで、チップレーキによる影響やチップアンロードプロペラとバックワードチップレーキプロペラの違いを把握し、高効率の維持のメカニズムを考察する。

5.2 高効率維持解析用チップレーキシリーズプロペラ

バックワードチップレーキを採用した場合に、プロペラ単独効率や推進効率が高効率を維持するメカニズムを考察するために、第2章、第2節「供試プロペラ的设计」の系統的模型試験を実施した MPNo.1 の基準プロペラ、キャビテーションが発生する高迎角の推力を MPNo.1 と合わせたバックワードチップレーキプロペラ(MPNo.9)、半径方向のピッチ分布を変更することによって翼先端の荷重を減少させたチップアンロードプロペラ(MPNo.10)、チップレーキの影響把握用のフォワードチップレーキプロペラ(MPNo.11)の4種類のプロペラを用いて CFD 計算を行った。

プロペラ主要目を Table 5.1 に、プロペラのチップレーキ分布を Fig. 5.1 に、プロペラの特徴を以下に示す。

- MPNo.1 : MPNo.9~11 との比較のベースとなる基準プロペラ
有効レーキ角 0deg.の一定レーキ分布のプロペラで比較のベースとなる。ピッチは $0.7R$ ~翼先端で約 14%減
- MPNo.9 : バックワードチップレーキプロペラ(BTR_25)
MPNo.1 をベースにして、スキュー25deg.のまま、 $0.7R$ ~翼先端にかけて約 10deg. のバックワードチップレーキを付加したプロペラ。なお、MPNo.1をベースにして、伴流中翼回転角度位置が直上付近を想定した高迎角状態($J = 0.1$)の推力と合わせるために全体のピッチを MPNo.1 に対して 0.9%大きくしたプロペラ
- MPNo.10 : チップアンロードプロペラ(TUL_25)
MPNo.1 をベースにして、スキュー25deg.のまま、伴流中翼回転角度位置が直上付近を想定した高迎角状態($J = 0.1$)の半径方向推力分布を、バックワードチップレーキプロペラの代わりにピッチを変更して再現したプロペラ、ピッチは $0.7R$ ~翼先端で約 60%減
- MPNo.11 : フォワードチップレーキプロペラ(FTR_25)
MPNo.1 をベースにして、スキュー25deg.のまま、 $0.7R$ ~翼先端にかけて約 10deg.のフォワードチップレーキを付加したプロペラ。なお、MPNo.1をベースにして、伴流中翼回転角度位置が直上付近を想定した高迎角状態($J = 0.1$)の推力と合わせるために全体のピッチを

MPNo.1 に対して 8.2%大きくしたプロペラ

Table 5.1 Principal particulars of propeller models

MPNo.	1	9	10	11
Type	MPNo.1	BTR_25	TUL_25	FTR_25
Number of blades	4			
Diameter (mm)	250			
Expanded area ratio	0.52			
Pitch ratio ($0.7R$)	0.71	0.72	0.75	0.77
Skew angle (deg.)	25			

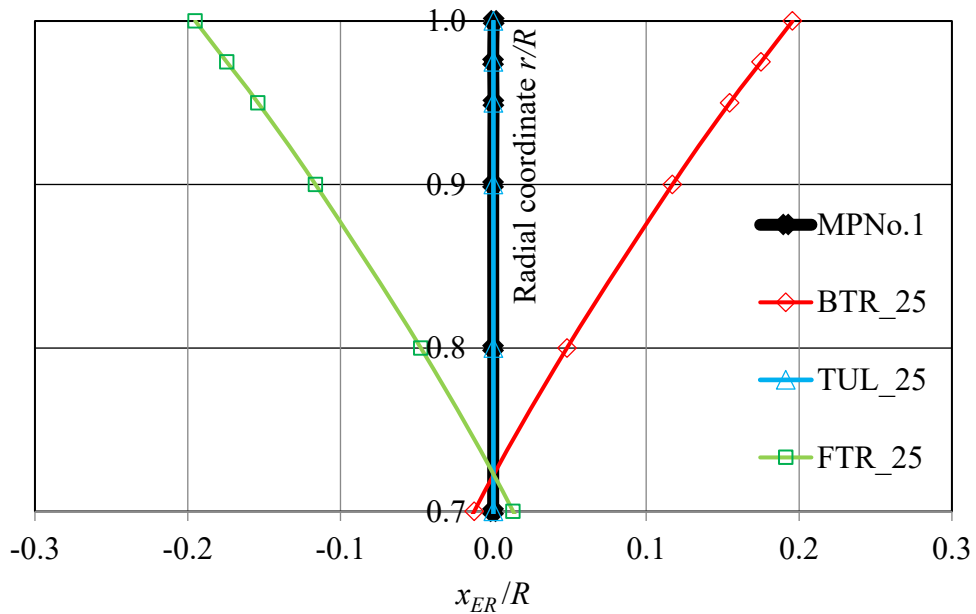


Fig. 5.1 Designed tip rake distributions (MPNo.1, 9, 10, 11)

5.3 バックワードチップレーキプロペラの高効率維持のメカニズム

5.3.1 プロペラ単独性能

乱流モデルとしてLKE $k-k_L-\omega$ モデルを用い、Kempfのレイノルズ数 $R_{NK} = 6.0 \times 10^5$ において、均一流中での定常状態のプロペラ単独性能のCFD計算を行った。

Fig. 5.2 に計算結果を示す。バックワードチップレーキプロペラとチップアンロードプロペラは、プロペラ前進率 $J = 0.1 \sim 0.5$ において基準プロペラと比べると、推力係数 K_T の変化は似た傾向が見られるが、トルク係数 K_Q は、バックワードチップレーキプロペラは基準プロペラよりも-2~-1%程度となる。一方で、チップアンロードプロペラは-5~+7%と差が大きく、 J が大きくなるとプロペラ単独効率 η_0 が低くなっている。フォワードチップレーキプロペラは $J = 0.1$ で基準プロペラと推力を合わせているが、 J の変化に対する K_T の変化が基準プロペラと異なる。また、 K_Q は顕著に大きくなることが確認された。

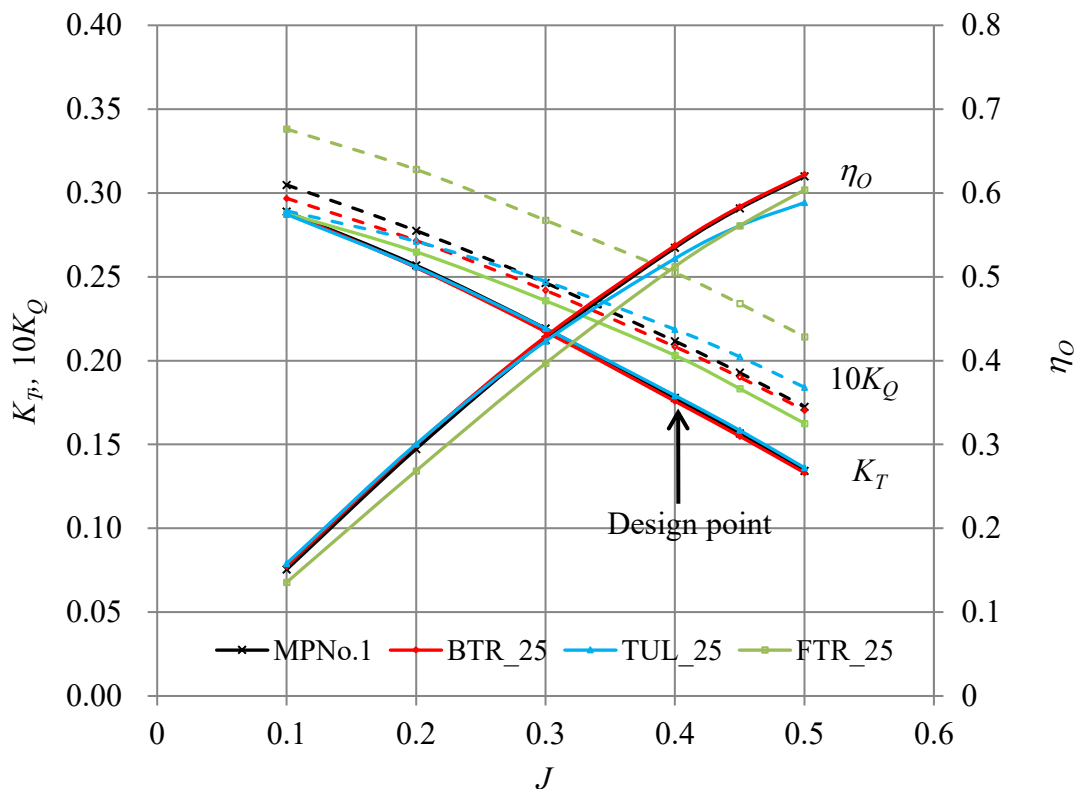


Fig. 5.2 Propeller open water characteristics

設計点におけるプロペラ荷重度同一条件 ($K_T/J^2 = 1.125$) と、プロペラ翼角度が直上位置相当のプロペラ前進率 $J = 0.1$ のプロペラ単独効率を Table 5.2, Table 5.3 にそれぞれ示す。基準プロペラに対する η_0 は、バックワードチップレーキプロペラは設計点で+0.2%, $J = 0.1$ で+2.5%と J の変化に対して η_0 の変化が小さく高効率を維持しているが、チップアンロードプロペラは、設計点で-2.2%, $J = 0.1$ で+4.8%と J の変化に対して η_0 の変化が大きく、特に設計点では基準プロペラよりも η_0 が低下することが確認された。なおフォワードチップレーキプロペラは基準プロペラに対する η_0 は設計点, $J = 0.1$ ともに低くなった。

Table 5.2 Propeller open water efficiency at design point

Type	K_T/J^2	$\eta_0 \Delta MPNo.1$
MPNo.1	1.125	-
BTR_25		+0.2%
TUL_25		-2.2%
FTR_25		-0.5%

Table 5.3 Propeller open water efficiency at $J = 0.1$

Type	J	K_T	$\eta_0 \Delta MPNo.1$
MPNo.1	0.1	0.289	-
BTR_25		0.288	+2.5%
TUL_25		0.287	+4.8%
FTR_25		0.288	-10.1%

5.3.2 翼面上圧力分布

前項で基準プロペラに対して、バックワードチップレーキプロペラは高いプロペラ単独効率を維持するが、フォワードチップレーキプロペラや、チップアンロードプロペラの設計点のプロペラ単独効率は低下することが分かったため、半径方向推力分布と翼面上圧力分布から原因を確認する。

(1) 半径方向推力分布

プロペラの推力を一致させ、バックワードチップレーキプロペラとチップアンロードプロペラについては半径方向分布も一致させた $J = 0.1$ と、設計点 $J = 0.4$ の半径方向推力分布をそれぞれ Fig. 5.3(a), (b)に示す。

$J = 0.1$ ではバックワードチップレーキプロペラとチップアンロードプロペラの推力分布はほぼ同一であり、基準プロペラに対して $0.8R$ 付近より翼根側で荷重が大きく、それよりも翼先端側で荷重が小さく、 $0.9R$ では-18%となった。

またフォワードチップレーキプロペラは $0.8R$ 付近より翼根側で荷重が小さく、それよりも翼先端側で荷重が大きく、 $0.9R$ で+34%となることから、バックワードチップレーキでは先端の荷重が減少し、フォワードチップレーキでは増加する傾向が明らかである。

$J = 0.4$ では、翼先端での荷重分布は基準プロペラに比べて、バックワードチップレーキプロペラとチップアンロードプロペラは小さく、フォワードチップレーキプロペラは大きくなる傾向は $J = 0.1$ と同様であるが、 $J = 0.1$ で一致させたバックワードチップレーキプロペラとチップアンロードプロペラの分布が $J = 0.4$ では異なり、 $0.9R$ では基準プロペラに比べてバックワードチップレーキプロペラは-15%となるのに対して、チップアンロードプロペラは-34%となることが確認できる。

これによりバックワードチップレーキプロペラとチップアンロードプロペラはどちらも翼先端の荷重を減少させる効果があるが、それぞれ J に対する減少量が異なることが分かる。

なお、Table 5.2, Table 5.3 のプロペラ単独効率との対応から、 $J = 0.1$ の BTR_25 や TUL_25, $J = 0.4$ の MPNo.1 や BTR_25 のように半径方向推力分布が山なりになる場合にプロペラ単独効率が高いことが分かる。MPNo.1 と BTR_25 のような半径方向推力分布が最適推力分布に近く、その分布から外れると効率が低下すると考えられる。

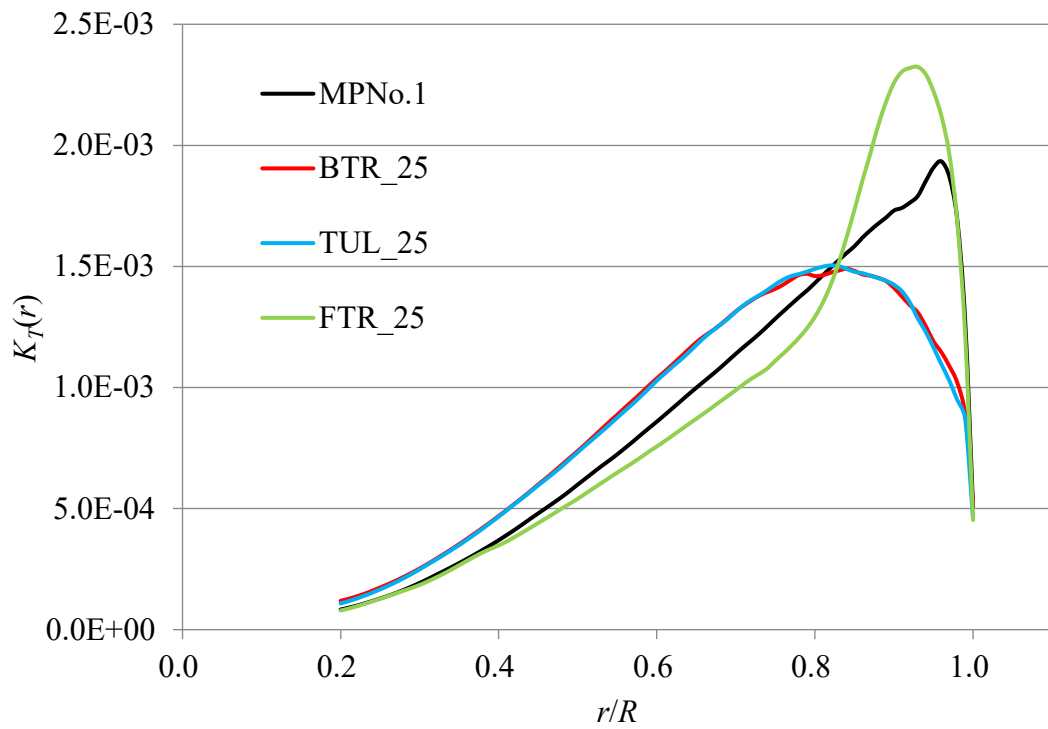


Fig. 5.3(a) Thrust distributions at $J = 0.1$

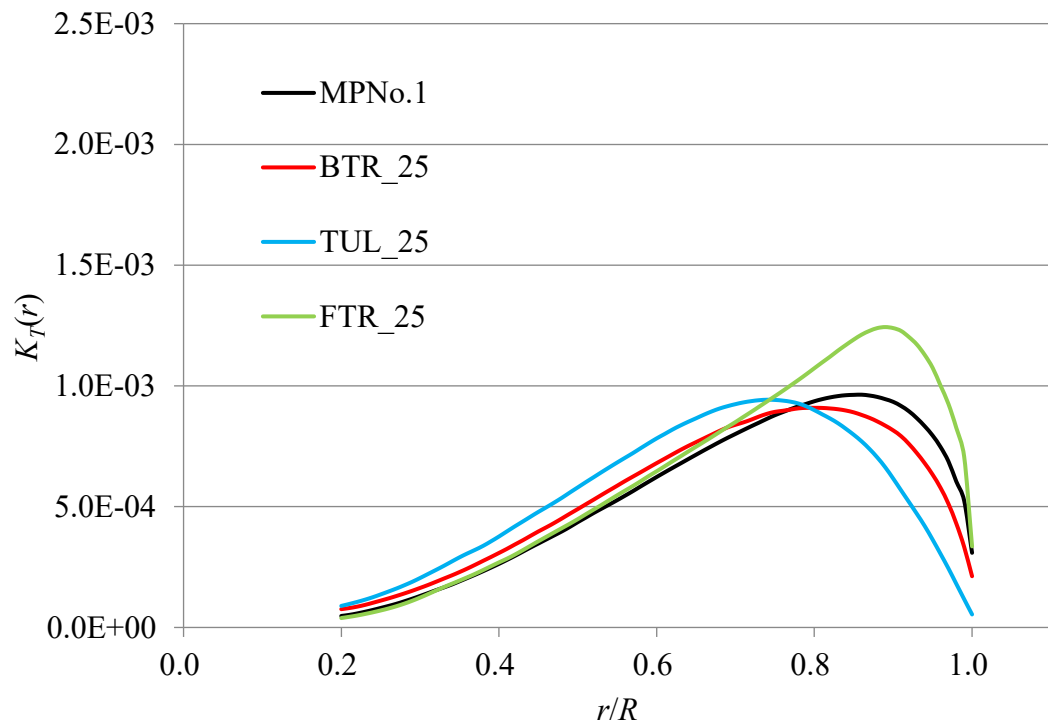


Fig. 5.3(b) Thrust distributions at $J = 0.4$

(2) 翼面上圧力分布

Fig. 5.4(a)に推力を一致させた $J = 0.1$ の翼面上圧力分布を示す. コンターの青色の部分が高圧部, 赤色の部分が低圧部を表す.

バック面は, フォワードチップレーキプロペラ > 基準プロペラ > バックワードチップレーキプロペラの順で青色の部分が狭く, フェイス面は, フォワードチップレーキプロペラ < 基準プロペラ < バックワードチップレーキプロペラの順で赤色の部分が広がっている. 基準プロペラに比べてバックワードチップレーキプロペラは, バック面, フェイス面ともに圧力が高くなる傾向が, フォワードチップレーキプロペラは, バック面, フェイス面ともに圧力が低くなる傾向がある. バックワードチップレーキプロペラの翼先端ではバック面側の圧力が低くならないため荷重が小さくなること, フォワードチップレーキプロペラは翼先端付近のバック面の圧力が低く, フェイス面が高くなることで, 翼先端付近の荷重が大きくなるチップレーキの効果が明瞭に現われている.

チップアンロードプロペラはバックワードチップレーキプロペラと同一の半径方向推力分布としているが, バックワードチップレーキプロペラに比べると青色の部分が多く, 赤色の部分が少ないことから, バック面, フェイス面ともに圧力が低くなる傾向が見られる.

Fig. 5.4(b)に設計点 $J = 0.4$ の翼面上圧力分布を示す. 基準プロペラ, バックワードチップレーキプロペラ, フォワードチップレーキプロペラには, $J = 0.1$ の場合と同様な圧力分布の傾向があり, 基準プロペラに比べてバックワードチップレーキプロペラは, バック面, フェイス面ともに圧力が高く, フォワードチップレーキプロペラは, バック面, フェイス面ともに圧力が低くなっている. バックワードチップレーキプロペラの翼先端ではバック面側の圧力が低くならないため荷重が小さくなること, フォワードチップレーキプロペラは翼先端付近のバック面の圧力が低く, フェイス面が高くなることで, 翼先端付近の荷重が大きくなるチップレーキの効果も同様に確認できる.

一方, チップアンロードプロペラは, バック面の翼先端部の前縁で赤色の部分が見られる. チップアンロードプロペラは, $J = 0.1$ でバックワードチップレーキプロペラと同一推力分布とするために翼先端付近のピッチが極端に小さくなっている. $J = 0.4$ では有効迎角がさらに小さくなるため負の有効迎角となり, 翼先端付近の荷重がバックワードチップレーキプロペラよりも減少しており, バックワードチップレーキプロペラと比較して, J の変化に伴う圧力分布の変化に違いが見られる.

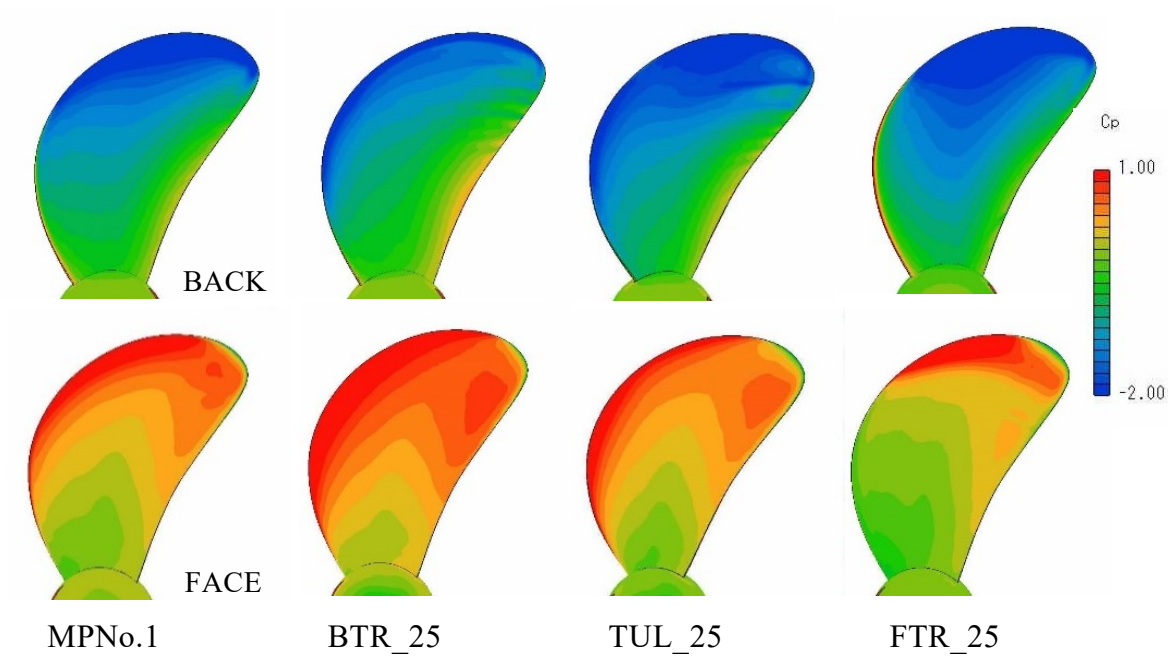


Fig. 5.4(a) Pressure distributions at $J = 0.1$

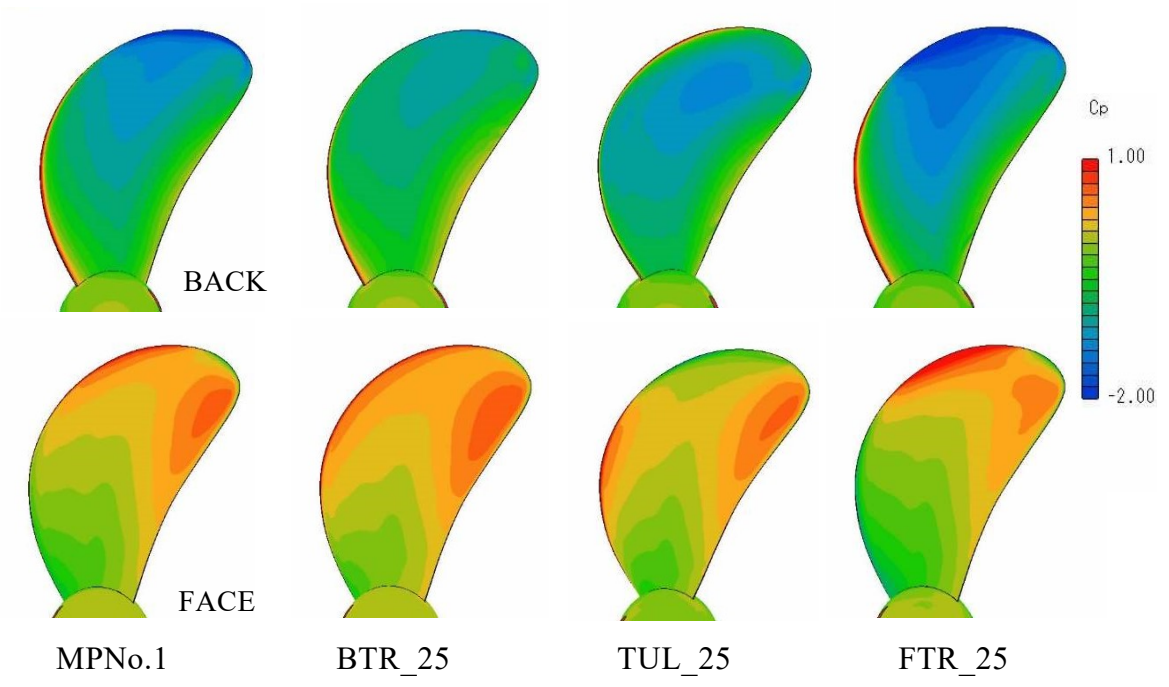


Fig. 5.4(b) Pressure distributions at $J = 0.4$

(3) コード方向圧力分布

Fig. 5.5(a), (b)に $J = 0.1$ の, Fig. 5.6(a), (b)に $J = 0.4$ の $0.7R$, $0.9R$ 断面のコード方向圧力分布をそれぞれ示す. 縦軸に圧力係数 C_p , 横軸にコード方向位置 x/C をとる. ただし Fig. 5.5(b)は, 縦軸範囲を調整している.

チップレーキの影響として, 前縁の負圧から有効迎角は, $J = 0.1, 0.4$ ともに $0.7R$ 断面では, フォワードチップレーキプロペラ < 基準プロペラ < バックワードチップレーキプロペラの順で大きく, $0.9R$ 断面では, バックワードチップレーキプロペラ < 基準プロペラ < フォワードチップレーキプロペラの順で大きくなっていると思われる.

レーキ形状の違いから, フォワードチップレーキの $0.9R$ 断面の有効迎角は非常に大きくなっていると思われ, Fig. 5.3(a), (b)の半径方向推力分布のピークが翼先端側に移動し最適分布から外れてしまうため, プロペラ単独効率が低下したと考えられる.

一方で, バックワードチップレーキプロペラは, $J = 0.1, 0.4$ ともに $0.9R$ 断面の有効迎角は, 理想的な有効迎角から大きく外れていないことから, 最適な半径方向推力分布に近い形となりプロペラ単独効率が低いと考えられる.

同一の荷重とした $J = 0.1$ の $0.7R$, $0.9R$ 断面ともにコード方向位置 $x/C = 0.1$ 付近より後縁側でバックワードチップレーキプロペラのバック面とフェイス面の圧力分布は, チップアンロードプロペラの圧力分布を高くなる側に平行移動した分布に近く, バックワードチップレーキプロペラの方がキャビテーション発生量の低減に有効であると考えられる.

また, $J = 0.4$ の $0.9R$ 断面の圧力分布から, チップアンロードプロペラは有効迎角が負になっていると考えられ, 前縁側の荷重分布が顕著に小さくなっていることから半径方向推力分布のピークが翼根側に移動し最適分布から外れてしまうため, プロペラ単独効率が低下したと考えられる.

以上のことから, バックワードチップレーキプロペラは, 広い J の範囲において理想迎角付近で作動しており, J の変化に対するプロペラ単独効率の変化が小さく, 広い J の範囲で高いプロペラ単独効率を維持していると思われる.

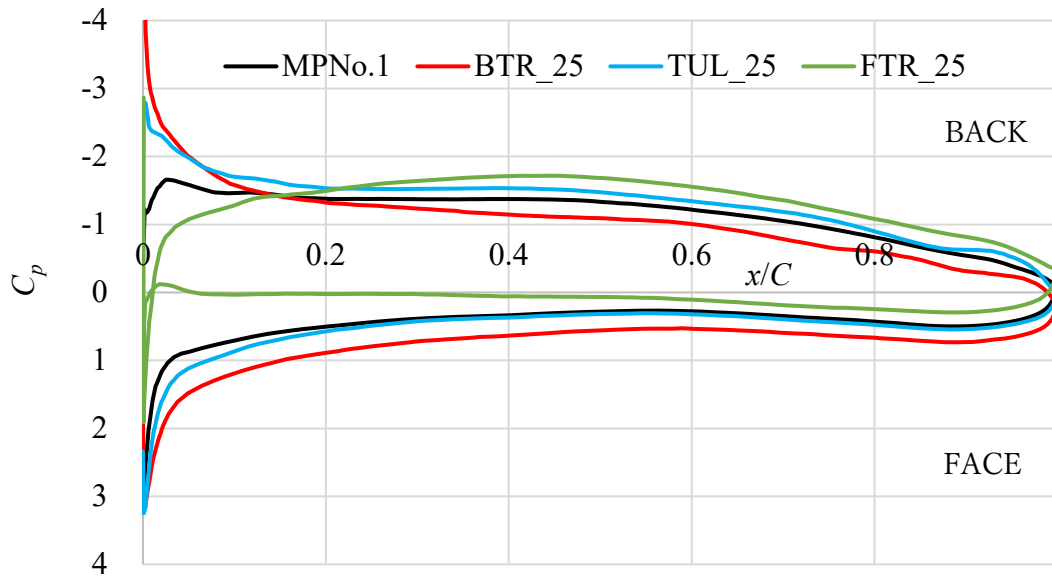


Fig. 5.5(a) Pressure distributions at $0.7R$ ($J = 0.1$)

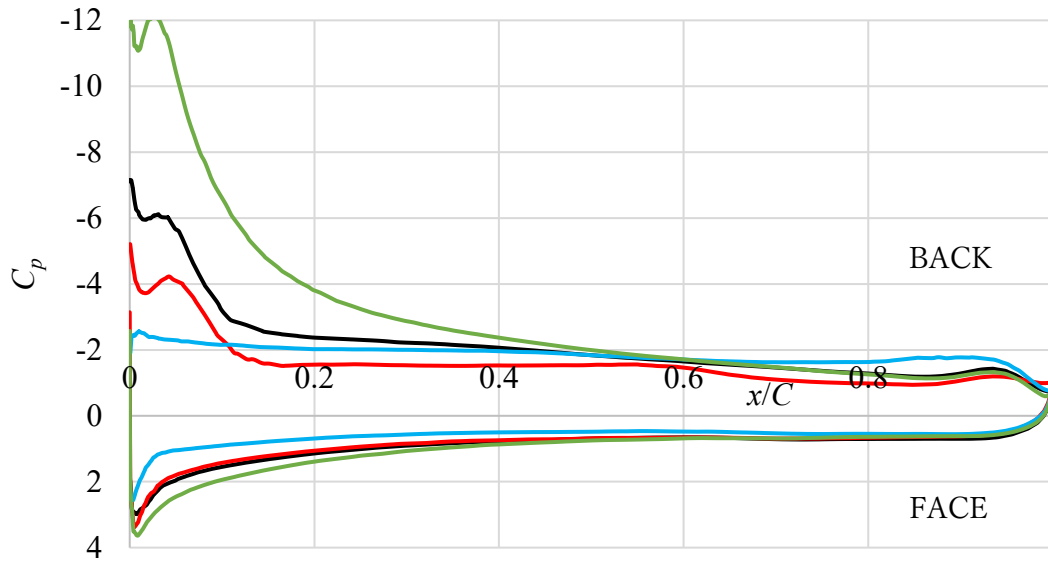


Fig. 5.5(b) Pressure distributions at $0.9R$ ($J = 0.1$)

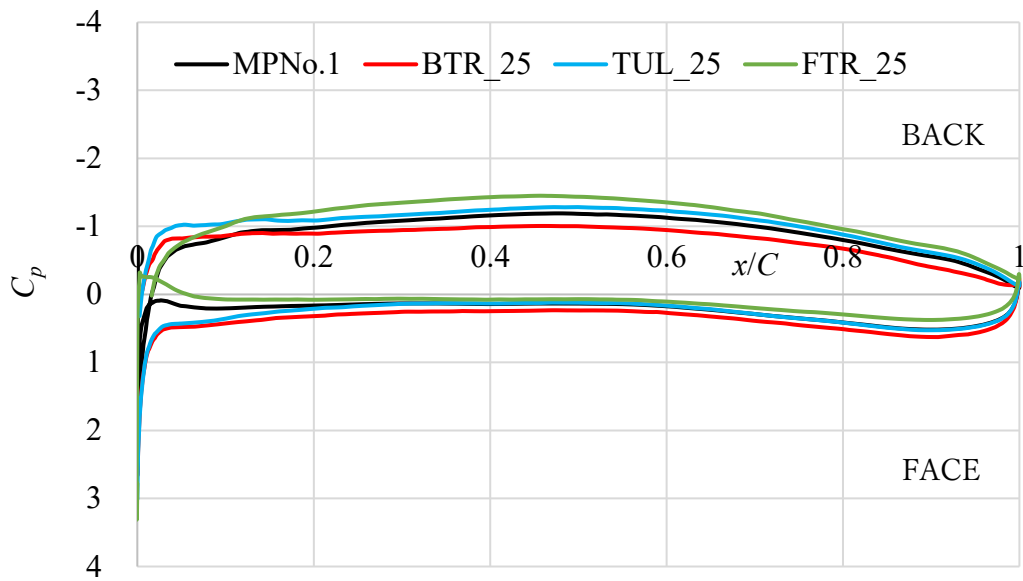


Fig. 5.6(a) Pressure distributions at $0.7R$ ($J = 0.4$)

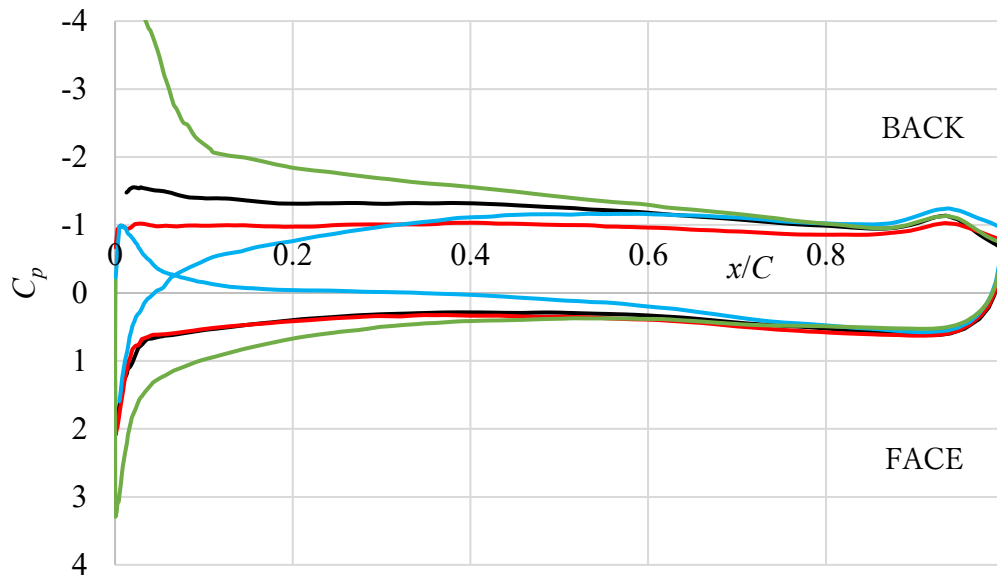


Fig. 5.6(b) Pressure distributions at $0.9R$ ($J = 0.4$)

5.4 結言

本章では、バックワードチップレーキによるプロペラ単独状態での高効率維持のメカニズムについて考察するために、基準プロペラ、バックワードチップレーキプロペラ、フォワードチップレーキプロペラ、チップアンロードプロペラの 4 種類のプロペラを用いて CFD 計算を行った。プロペラ単独性能、半径方向推力分布、圧力分布を確認し、以下の結果を得た。

- (1) 基準プロペラに対して、バックワードチップレーキプロペラは設計点におけるプロペラ荷重度同一条件 ($K_T/J^2 = 1.125$) で 0.2%、 $J = 0.1$ で 2.5% 高いプロペラ単独効率を維持するが、フォワードチップレーキプロペラとチップアンロードプロペラは設計点のプロペラ単独効率が低下する。
- (2) プロペラ単独効率と半径方向推力分布に相関があり、半径方向推力分布には最適な分布があると考えられる。チップレーキやピッチによるプロペラ形状の変化によって、半径方向推力分布形状が変化し、プロペラ単独効率に影響を与えていると思われる。
- (3) チップレーキの影響として、有効迎角は、 $J = 0.1, 0.4$ ともに $0.9R$ 断面では、バックワードチップレーキプロペラ < 基準プロペラ < フォワードチップレーキプロペラの順で大きく、半径方向推力分布が、バックワードチップレーキプロペラ < 基準プロペラ < フォワードチップレーキプロペラの順で翼先端側の荷重が大きくなる。バック面の翼面上圧力分布は、フォワードチップレーキ < 基準プロペラ < バックワードチップレーキの順で圧力が高くなる傾向がある。
- (4) バックワードチップレーキプロペラとチップアンロードプロペラの違いは、どちらも翼先端の荷重を減少させる効果があるが、チップアンロードプロペラのピッチが小さいため、 $J = 0.4$ の翼先端の有効迎角が負になるなど、 J に対する荷重の変化が大きい。
- (5) フォワードチップレーキプロペラは、 $J = 0.1, 0.4$ ともに $0.9R$ 断面の有効迎角が大きく、チップアンロードプロペラは、 $J = 0.4$ の $0.9R$ 断面の有効迎角が小さくなることで、半径方向推力分布が最適な分布から外れるためプロペラ単独効率が低下したと考えられる。一方で、バックワードチップレーキプロペラは、 $J = 0.1, 0.4$ ともに $0.9R$ 断面の有効迎角は、理想的な有効迎角から大きく外れていないことから、最適な半径方向推力分布に近い形となりプロペラ単独効率が高いと考えられる。

- (6) バックワードチップレーキプロペラとチップアンロードプロペラの圧力分布を比べると、同一の荷重とした $J = 0.1$ でも $0.7R$, $0.9R$ 断面ともにコード方向位置 $x/C = 0.1$ 付近より後縁側でバックワードチップレーキプロペラのバック面とフェイス面の圧力がともに高くなる傾向があり、キャビテーション発生量の抑制につながる。
- (7) バックワードチップレーキプロペラは、広い J の範囲において理想迎角付近で作動しており、 J の変化に対するプロペラ単独効率変化が小さく、広い J の範囲で高いプロペラ単独効率を維持していると思われる。

第6章 バックワードチップレーキプロペラの実船適用

6.1 緒言

前章までに適切なバックワードチップレーキ分布を採用することで、バックワードチップレーキプロペラがプロペラ単独効率および推進効率を低下させることなく、船尾変動圧力の低減に有効な手段であることが確認された。

そこで、船尾変動圧力が高くなることが予想される実船プロペラに対して、バックワードチップレーキが有効な対策となるかを確認する。実船プロペラとして採用するためには、プロペラ単独性能や推進性能が優れていること、キャビテーションエロージョンおよび船尾変動圧力が問題にならないこと、プロペラ翼強度に十分な余裕があることという相反する関係の要求をすべて満足する必要がある。

本章では、船尾変動圧力の2次翼振動数成分が高い低速肥大船用プロペラと、地球温暖化ガス排出量削減を目的とした「限界小翼面積 NHV (Non Hub-Vortex) プロペラの研究開発」 [39] [40] [41]の中でプロペラ単独効率の大幅な向上を図るために従来以上に翼面積を小さくした小翼面積プロペラと限界小翼面積プロペラへのバックワードチップレーキの適用について述べる。

第2節では、低速肥大船用プロペラへの適用と題し、プロペラ翼強度条件を満たすように基準プロペラと、チップアンロードプロペラと、バックワードチップレーキプロペラを設計し、プロペラ単独性能試験、キャビテーション観察、船尾変動圧力計測の模型試験結果から、バックワードチップレーキプロペラの有効性を確認する。また模型試験結果を用いて第2章の船尾変動圧力低減量の簡易推定式の検証を行う。

第3節では、限界小翼面積プロペラへの適用と題し、従来よりも翼面積を小さくしたバックワードチップレーキ小翼面積プロペラ、さらに大直径化と小翼面積化による船尾変動圧力の増加対策のためにバックワードチップレーキを強めた限界小翼面積プロペラと、バックワードチップレーキを適用しない小翼面積プロペラの3種類を設計し、模型試験と CFD 計算結果から、プロペラ単独性能、キャビテーションパターン、船尾変動圧力を確認し、バックワードチップレーキプロペラの有効性を確認する。加えて実船採

用となった小翼面積プロペラと限界小翼面積プロペラの実船状態での振動計測結果と就航後のプロペラ翼表面状態を確認し、実船状態のバックワードチップレーキの有効性を確認する。

6.2 低速肥大船用プロペラへの適用

大型の低速肥大船 B を対象に、標準的なプロペラ翼面積を有する船尾変動圧力の 2 次翼振動数成分が高い高効率プロペラを基準プロペラとして、翼先端の荷重をピッチや翼幅で減少させたチップアンロードプロペラおよび、バックワードチップレーキを採用したバックワードチップレーキプロペラの 3 種類のプロペラをプロペラ翼強度が許容値を満足するように設計した。

3 種類のプロペラを用いて、プロペラ単独性能試験とキャビテーション試験を実施して、プロペラ単独効率、キャビテーションエロージョンリスク、船尾変動圧力低減効果について、チップアンロードプロペラとバックワードチップレーキプロペラの違いやバックワードチップレーキプロペラの有効性を確認した。また模型試験結果から第 2 章の船尾変動圧力減少量の簡易推定式の検証を行った。

6.2.1 低速肥大船用プロペラの設計

大型の低速肥大船 B を対象に、基準プロペラ、チップアンロードプロペラ、バックワードチップレーキプロペラの 3 種類のプロペラを設計した。船尾変動圧力の 2 次翼振動数成分の高い基準プロペラに対する対策用として、船尾変動圧力全体を減らすことで 2 次翼振動数成分の低減を期待したチップアンロードプロペラと、バックワードチップレーキの効果から 2 次を含む高次の翼振動数成分の低減を期待したバックワードチップレーキプロペラを設計した。プロペラ設計点は、プロペラ前進率 $J = 0.474$ 、推力係数 $K_T = 0.20$ である。プロペラ設計条件を Table 6.1 に、低速肥大船 B の伴流分布を Fig. 6.1 に示す。

Table 6.1 Propeller design condition

Ship speed (kt)	15.0
Wake fraction	0.33
Brake horse power (kW)	8500
Propeller shaft revolution (rpm)	100
Propeller immersion (m)	8.5

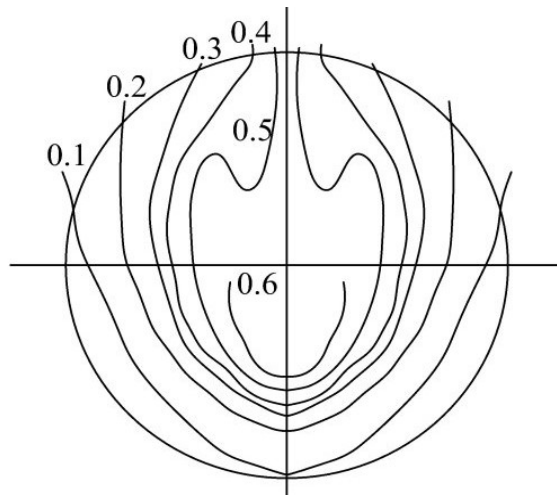


Fig. 6.1 Wake pattern of ship B

基準プロペラ, チップアンロードプロペラ, バックワードチップレーキプロペラに A~C の MPNo.を付して, 各プロペラの特徴を以下に示す.

MPNo.A : 比較の基準となるプロペラ(BASE)

5 翼, 直径 6.3m, 展開面積比 0.52, スキュー25deg., 有効レーキ 2deg., チップレーキ率 $X = 0.003$ で, 船尾変動圧力の 2 次翼振動成分が高くなったプロペラ.

MPNo.B : チップアンロードプロペラ(TUL)

船尾変動圧力全体を減らすことで 2 次翼振動数成分の低減を期待して, MPNo.A をベースにして翼先端側の翼幅を広くし, ピッチを逡減したプロペラ. $0.9R$ で MPNo.A に対してピッチ 7%減, 翼幅 7%増, キャンバー25%減とし設計条件を満たすようにピッチを修正した.

MPNo.C : バックワードチップレーキプロペラ(BTR)

バックワードチップレーキによる 2 次を含む高次翼振動数成分の船尾変動圧力の低減を期待し, キャビテーションエロージョンを回避するために MPNo.A のレーキを幾何レーキ-1deg.に変更し, さらに翼先端付近のレーキを $0.7R$ から後方に 5deg.湾曲させてチップレーキ率 $X = 0.110$ とし, 翼面変化を滑らかにしたバックワードチップレーキプロペラ. それ以外の形状は MPNo.A と同じとした.

プロペラ主要目を Table 6.2 に、模型プロペラの写真を Fig. 6.2(a)に、プロペラ側面投影図を Fig. 6.2(b)に示す.

Table 6.2 Principal particulars of propeller models

MPNo.	A	B	C
Type	BASE	TUL	BTR
Number of blades	5		
Diameter (m)	6.3		
Expanded area ratio	0.52		
Pitch ratio ($0.7R$)	0.777	0.781	0.777
Skew angle (deg.)	25		

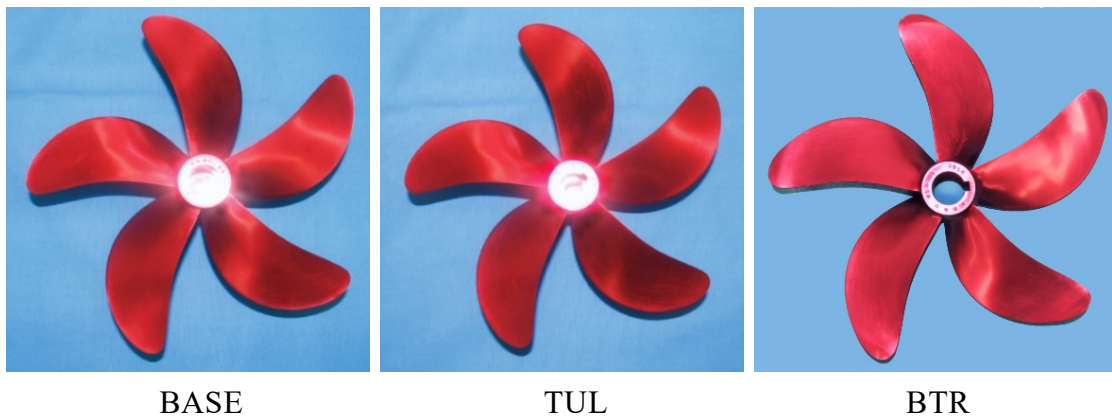


Fig. 6.2(a) Propeller models (front view)



Fig. 6.2(b) Propeller models (side view)

なお、バックワードチップレーキプロペラは、翼先端が船体後方に傾斜している。そのため、翼が推力を発生するために生ずる曲げモーメントと反対の方向に作用する、翼が回転することで生じる遠心力による曲げモーメントが小さくなるため、翼根の翼応力が高くなる傾向がある。

そのためバックワードチップレーキプロペラが実用に耐える翼強度を満足しているかを確認するために、有限要素法を用いて計画満載喫水、連続最大出力状態でのプロペラ翼応力を計算した。引張応力が生じるフェイス面の1回転平均翼応力の等応力線図を Fig. 6.3 に、修正 Goodman 応力線図 [42]にプロットしたものを Fig. 6.4 に示す。Fig. 6.4 の縦軸は1回転平均翼応力、横軸は応力全振幅である。Fig. 6.3, Fig. 6.4 からバックワードチップレーキプロペラの翼応力は、基準プロペラに比べて増加しているが極端な応力集中はなく、修正 Goodman 応力線図に点線で示した許容応力内に収まっており、実用に耐える翼強度を有することが確認できた。

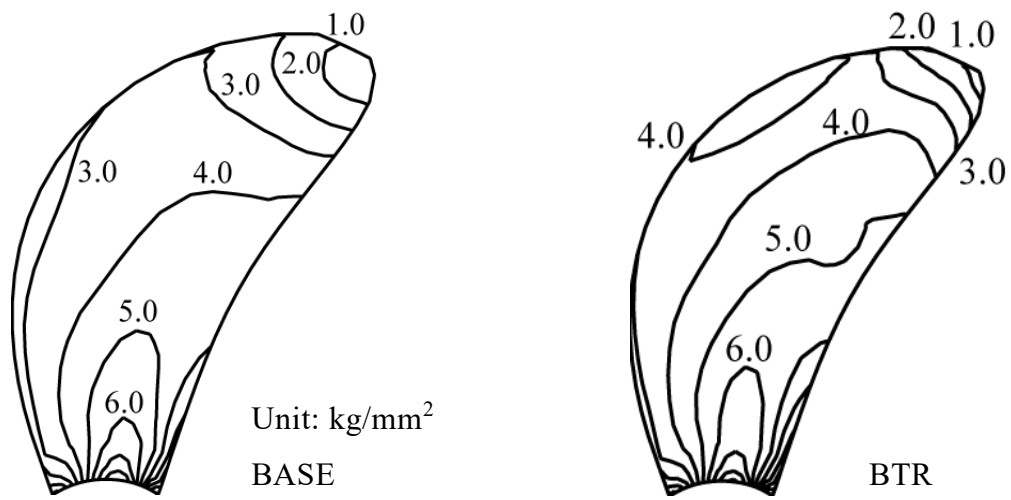


Fig. 6.3 Stress distributions on the face side

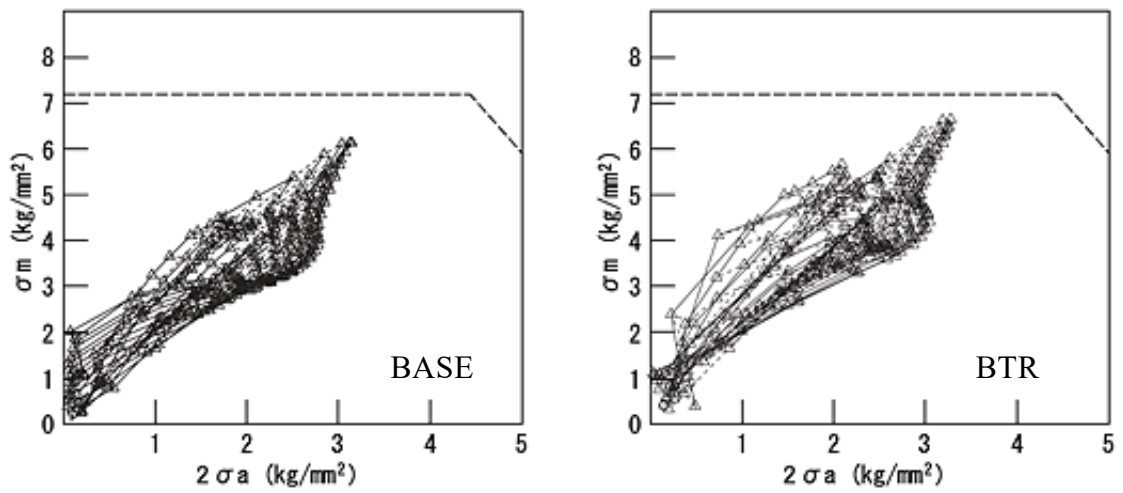


Fig. 6.4 Modified Goodman's stress diagrams

6.2.2 プロペラ単独性能試験

MPNo.A~C の直径 250mm の模型プロペラを製作し、株式会社明石船型研究所の曳航水槽で Kempf のレイノルズ数を $R_{NK} = 6.0 \times 10^5$ としプロペラ単独性能試験を実施した。プロペラ単独性能試験結果を Table 6.3 に示す。

基準プロペラに比べて、チップアンロードプロペラ、バックワードチップレーキプロペラともにプロペラ前進率 $J = 0.474$ において推力係数 K_T 、トルク係数 K_Q が約 5~6% 小さい。また設計点のプロペラ荷重度同一条件となる $K_T/J^2 = 0.885$ でのプロペラ単独効率 η_0 は両プロペラとも 0.3% 高くなった。チップアンロードプロペラ、バックワードチップレーキプロペラともに高いプロペラ単独効率を有することが確認できた。

Table 6.3 Propeller open water characteristics

MPNo.	A	B	C
Type	BASE	TUL	BTR
J	0.474		
K_T	0.200	0.190	0.191
$10K_Q$	0.259	0.243	0.244
η_0	0.583	0.591	0.591
MPNo.	A	B	C
Type	BASE	TUL	BTR
K_T/J^2	0.885		
J	0.474	0.467	0.467
K_T	0.200	0.194	0.194
$10K_Q$	0.258	0.246	0.247
η_0	0.582	0.584	0.584

6.2.3 キャビテーション試験

MPNo.A～C の 3 種類の模型プロペラを用いて、一般財団法人日本造船技術センターのキャビテーションタンネルで伴流中のキャビテーション観察および船尾変動圧力計測を実施した。

Fig. 6.1 の伴流分布をワイヤメッシュスクリーンで再現し、キャビテーション試験状態は、計画満載喫水、連続最大出力状態の推力係数 $K_T = 0.203$ 、キャビテーション数 $\sigma_n = 2.44$ とした。なお σ_n はプロペラ直上の $0.7R$ 位置で設定し、チップクリアランスはプロペラ直径の 31.2%である。

(1) キャビテーション観察

キャビテーションの様子は、ストロボをプロペラの回転に同期させて撮影した。MPNo.A～C のキャビテーション最大発生時と消滅時の写真を Fig. 6.5 に示す。いずれのプロペラも、プロペラ回転角 30deg.付近でキャビテーション発生量が最大となり、プロペラ回転角 50～60deg.付近で翼面上のキャビティが消滅している。またキャビテーションの発生から消滅までの変化の様子は、いずれのプロペラともに良く似ている。発生量を比較すると、基準プロペラ > チップアンロードプロペラ > バックワードチップレーキプロペラの順で減少しており、バックワードチップレーキプロペラが最も少ない結果となった。

なお、滑らかなチップレーキ分布形状を採用することで、過去の研究 [9]で見られた $0.9R$ 翼後縁近傍のアルマイト加工がはがれるようなキャビテーションエロージョンの兆候は見られなかった。

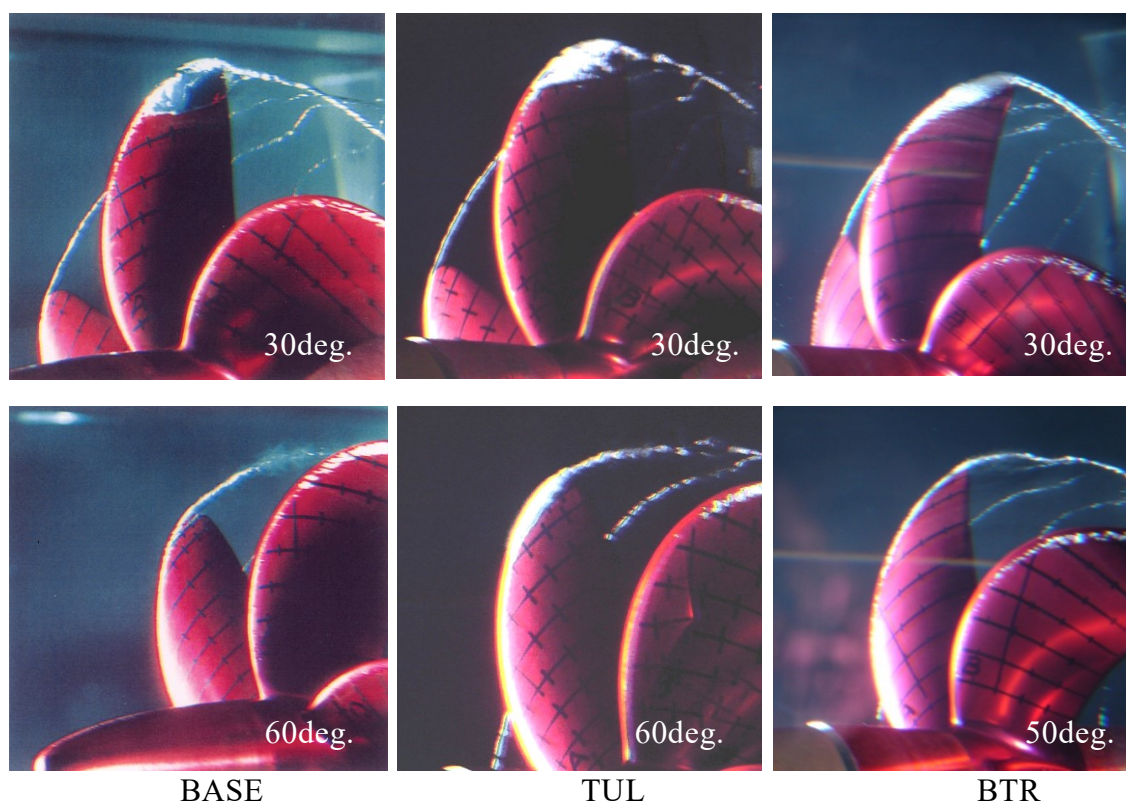


Fig. 6.5 Cavitation observation

(2) 船尾変動圧力計測

船尾変動圧力計測は、プロペラ直上に配置した平板上の圧力センサで計測した。計測点は第 2 章の Fig. 2.7 と同様にプロペラ直上の点を中心に前後、左右方向の合計 12 点であり、圧力センサで計測された船尾変動圧力波形は FFT 解析され、変動圧力の i 次翼振動数成分の片振幅 ΔP_{iZ} は、(2.5)式によって変動圧力振幅係数 K_{PiZ} に無次元化される。なお K_{p-p} は船尾変動圧力振幅の全振幅 (peak to peak) を無次元化したものである。

Fig. 6.6 にプロペラ直上付近の圧力センサによるプロペラ 1 回転中の変動圧力波形を示す。3 種類のプロペラ変動圧力波形を比較すると、基準プロペラ > チップアンロードプロペラ > バックワードチップレーキプロペラの順で波形の崩れと全振幅が小さくなり、翼数と同じ五つのピークが目立つ波形となっている。そのため基準プロペラで大きかった 2 次翼振動数成分は、チップアンロードプロペラとバックワードチップレーキプロペラでは減少傾向にあると考えられる。

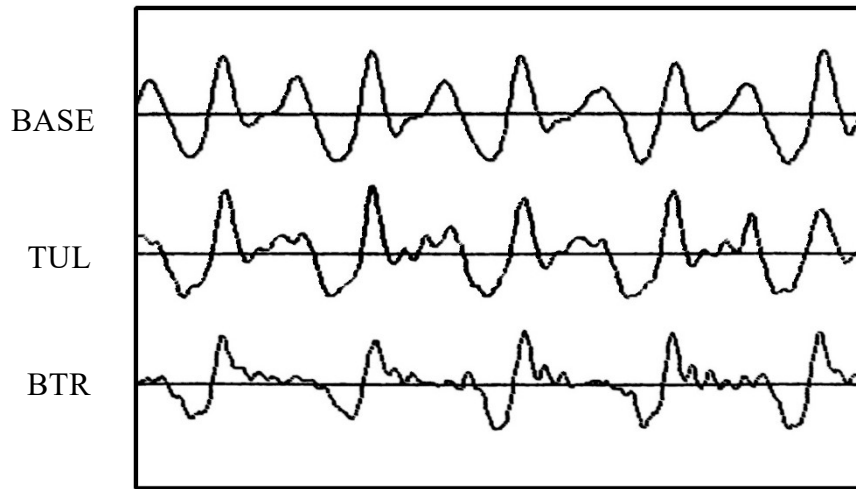


Fig. 6.6 Reinforced signals of fluctuating pressure during one revolution

Table 6.4 に船尾変動圧力振幅係数の各翼振動数成分 K_{piZ} と全振幅 (peak to peak) の係数 K_{p-p} の最大値を示す. 数値の大きい 2 次翼振動数成分の最大振幅は, 基準プロペラと比べて, チップアンロードプロペラは約 23%減, バックワードチップレーキプロペラは約 51%減となり, 特にバックワードチップレーキプロペラの低減効果が大きいことが分かる.

Table 6.4 Amplitude of fluctuating pressure

Type	BASE	TUL	BTR
100 K_{p1Z}	0.82	0.97	0.90
100 K_{p2Z}	1.80	1.39	0.89
100 K_{p3Z}	0.64	0.57	0.62
100 K_{p-p}	5.84	5.67	5.03

Fig. 6.7 に最も振幅の大きな 2 次翼振動数成分 (100 K_{p2Z}) の前後方向と左右方向の振幅の分布を示す. プロペラ直上点以外の位置でも 2 次翼振動数成分の最大振幅は, 基準プロペラ > チップアンロードプロペラ > バックワードチップレーキプロペラの順で小さく, Table 6.4 と同様の結果となり, 分布形状も概ね同じ傾向を示している. なお,

絶対値が小さい1次と3次翼振動数成分については大きな差は見られなかった。

以上の結果から、チップアンロードプロペラよりもキャビテーション発生量を少なく抑えることのできるバックワードチップレーキプロペラが、船尾変動圧力の低減効果も高いことが確認できる。

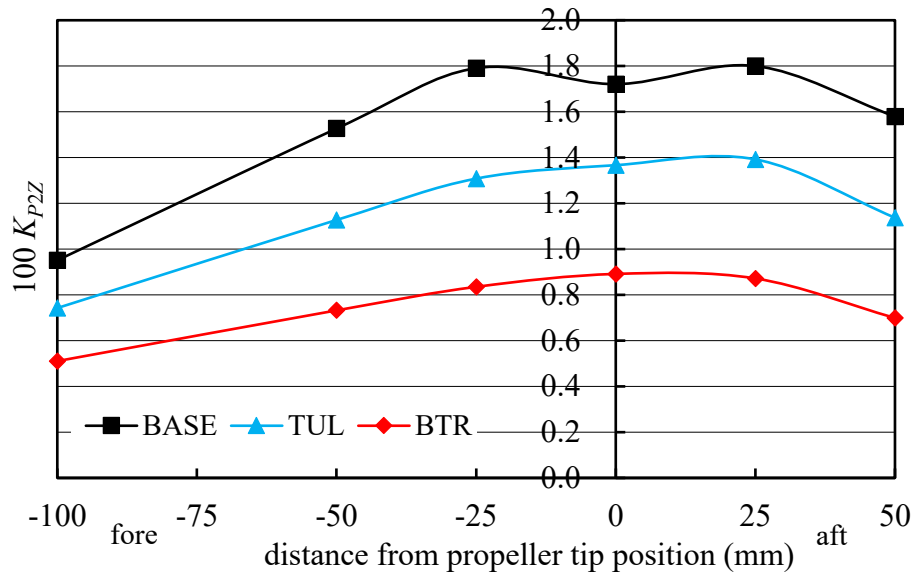


Fig. 6.7(a) Longitudinal distributions of fluctuating pressure amplitude (2nd blade frequency)

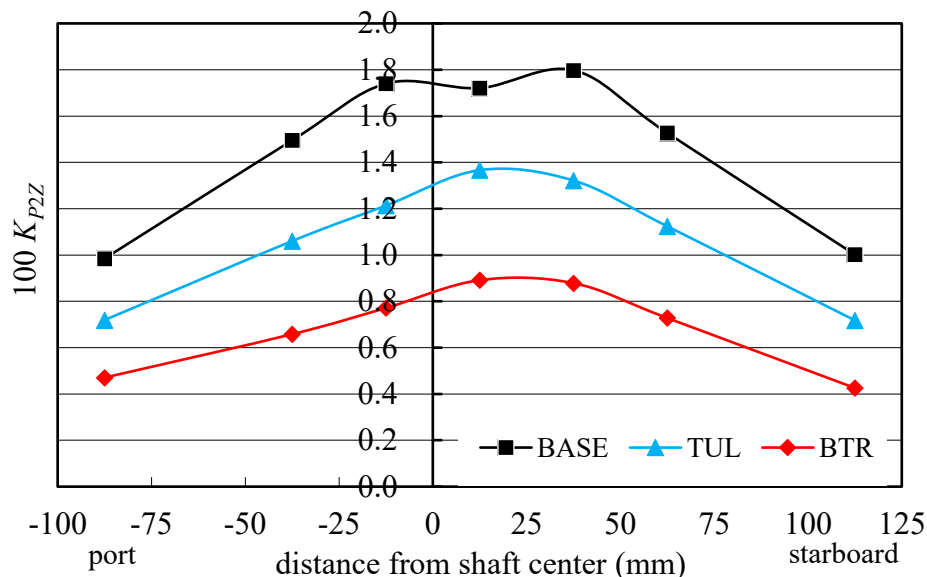


Fig. 6.7(b) Transverse distributions of fluctuating pressure amplitude (2nd blade frequency)

(3) 船尾変動圧力減少量の簡易推定式の検証

第 2 章の(2.11)式で提案した船尾変動圧力減少量の簡易推定式の有効性を確認する。(2.7)式からチップレーキ率 X は、基準プロペラが $X=0.003$ 、バックワードチップレーキプロペラが $X=0.110$ となり、(2.11)式から船尾変動圧力振幅 2 次翼振動数成分の減少量 $C_{2Z}(\%)$ は基準プロペラが -1.3% 、バックワードチップレーキが -48.5% と計算される。基準プロペラからのバックワードチップレーキプロペラの減少量は約 47% となり、模型試験結果の約 51% と良く対応した結果が得られた。系統試験で用いた伴流分布や翼数とは異なる大型の低速肥大船 B の場合でも、模型試験結果と簡易推定式から求まる減少量は良く対応することが確認された。なお 3 次翼振動数成分は、絶対値が小さく模型試験結果の減少量は約 3% と小さかった。

6.3 限界小翼面積プロペラへの適用

第2節の低速肥大船用プロペラへのバックワードチップレーキプロペラの適用では、高効率プロペラとして従来から採用実績のある翼面積のプロペラで有効性を確認することができた。本節ではナカシマプロペラ株式会社が国土交通省、公益財団法人日本財団、一般財団法人日本海事協会の助成を受け、地球温暖化ガス削減を目的として実施した、「プロペラ中心部の渦の低減・プロペラ翼面積比の減少による高効率プロペラの開発」(限界小翼面積 NHV (Non Hub-Vortex) プロペラの研究開発)の中の小翼面積および限界小翼面積プロペラに適用したバックワードチップレーキについて述べる。

従来プロペラから約 20%翼面積を小さくしバックワードチップレーキを採用した小翼面積プロペラを第 1 換装プロペラとして、さらに効率向上を試みるため、大直径化とさらなる小翼面積化を組み合わせ、バックワードチップレーキを第 1 換装プロペラよりも強めた限界小翼面積プロペラを第 2 換装プロペラ、バックワードチップレーキの効果を確認するために第 1 換装プロペラの有効レーキをゼロとしたプロペラを用いて、CFD 計算や模型試験によりプロペラ単独性能、キャビテーションエロージョンリスクや船尾変動圧力に関するバックワードチップレーキプロペラの有効性を確認した。加えて実船の振動計測も行い、実船状態のバックワードチップレーキプロペラの有効性を確認した。

なお、第 1 および第 2 換装プロペラの開発コンセプトおよびプロペラ形状に関する記述は山崎ら [39] [40] [41]の引用であることを付記する。

6.3.1 限界小翼面積プロペラの設計

第 4 章と同様の 749 総トン型ケミカルタンカー(内航船 A)を対象に、従来プロペラから約 20%翼面積を小さくしたバックワードチップレーキ小翼面積プロペラ(第 1 換装プロペラ)、バックワードチップレーキを強めた限界小翼面積プロペラ(第 2 換装プロペラ)、バックワードチップレーキの効果を確認するために第 1 換装プロペラの有効レーキをゼロとしたプロペラの3種類のプロペラを設計した。プロペラ設計条件を Table 6.5, 伴流分布を Fig. 6.8 に示す。

Table 6.5 Propeller design condition

MPNo.	D	E	F
Type	1st_BTR	1st_TR0	2nd_BTR
Ship speed (kt)	13.5		
Wake fraction	0.271	0.264	
Brake horse power (kW)	1125		
Propeller shaft revolution (rpm)	187.5		

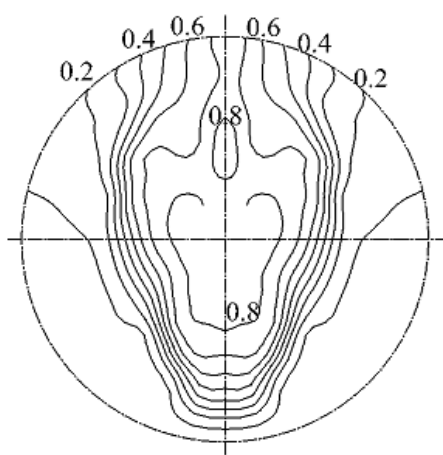


Fig. 6.8 Wake pattern of ship A

第1換装プロペラは、プロペラ単独効率の大幅な向上を図るために既に従来プロペラより約20%翼面積が小さいため、船尾変動圧力の増加が懸念される。そこで、船尾変動圧力を低減するためにバックワードチップレーキを採用している。第1換装プロペラに対してさらなる高効率化を図るために、プロペラ大直径化とさらなる小翼面積化を組み合わせた第2換装プロペラは、キャビテーション発生量が増加し、チップクリアランスも狭くなるため、船尾変動圧力が第1換装プロペラより大きくなることが懸念される。そこで第2換装プロペラは、第1換装プロペラよりバックワードチップレーキを強めた形状とした。

船尾変動圧力の低減を期待してバックワードチップレーキを第1換装、第2換装プロペラに適用しているが、第2換装プロペラは、第1換装プロペラからレーキ以外の直径、翼幅、ピッチ、キャンバーなど種々のプロペラ形状の最適化がなされているため、

両プロペラの比較ではバックワードチップレーキの有効性を捉えるのは容易ではない。そこで第 1 換装プロペラの有効レーキをゼロにしたプロペラを追加して CFD 計算による比較を行った。

バックワードチップレーキを適用することで、第 1 換装、第 2 換装プロペラの効率が低下しては高効率化の目的にそぐわないためプロペラ単独効率と、船尾変動圧力に対するバックワードチップレーキの有効性を確認した。プロペラ単独効率に大きな差がない場合に、船尾変動圧力の CFD 計算結果に差が生じれば、バックワードチップレーキの効果として評価できると考えられる。

バックワードチップレーキ第 1 換装プロペラ、有効レーキゼロ第 1 換装プロペラ、バックワードチップレーキ第 2 換装プロペラに D~F の MPNo.を付して、各プロペラの特徴を以下に示す。

MPNo.D : 第 1 換装プロペラ(1st_BTR)

従来プロペラからプロペラ翼面積を約 20%減とし 4 翼, 直径 3.0m, 展開面積比 0.38, スキュー25deg., 0.7R~翼先端にかけて約 3deg., チップレーキ率 $X = 0.057$ のバックワードチップレーキを付加した NHV プロペラ。

第 1 換装プロペラとして実船採用時には、模型試験結果を考慮して回転数調整のためにピッチを微調整している(MPNo.D')。

MPNo.E : 有効レーキゼロ第 1 換装プロペラ(1st_TR0)

MPNo.D の有効レーキ角を 0deg.としたバックワードチップレーキ効果確認用プロペラ。レーキ以外は MPNo.D と同じとした。

MPNo.F : 第 2 換装プロペラ(2nd_BTR)

MPNo.D からプロペラ直径を 3.3%増やし 3.1m, 展開面積比を約 10%下げて 0.34 とし, 船尾変動圧力低減のために, 0.7R~翼先端にかけて約 5deg., チップレーキ率 $X = 0.078$ までバックワードチップレーキを強めた NHV プロペラ。

第 2 換装プロペラとして実船採用時には、翼強度と回転数調整のために翼厚, ピッチを微調整している(MPNo.F')

なお, 3 種類のプロペラともに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改善を図るために, 半径方向の荷重分布はルートアンロード, チップロードとし, ピッチ分布は同じような分布を採用している.

プロペラ主要目を Table 6.6 に, プロペラモデル正面図を Fig. 6.9(a)に, プロペラモデル側面投影図を Fig. 6.9(b)に示す.

Table 6.6 Principal particulars of propellers

MPNo.	D	E	F
Type	1st_BTR	1st_TR0	2nd_BTR
Number of blades	4		
Diameter (m)	3.0		3.1
Expanded area ratio	0.38		0.34
Pitch ratio ($0.7R$)	0.822		0.770
Skew angle (deg.)	25		
Tip rake ratio ($0.8R$)	0.057	0	0.078

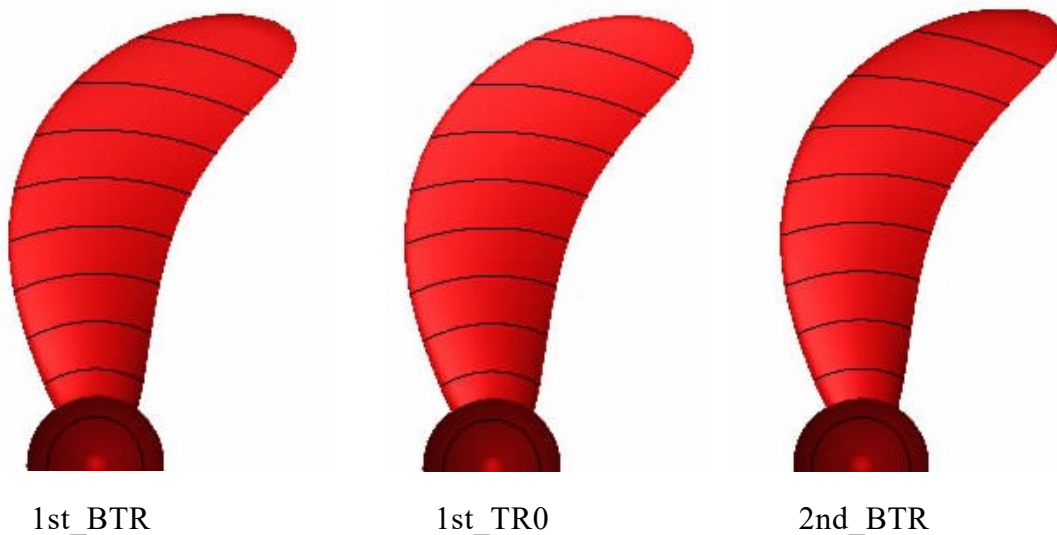


Fig. 6.9(a) Propeller models (front view)

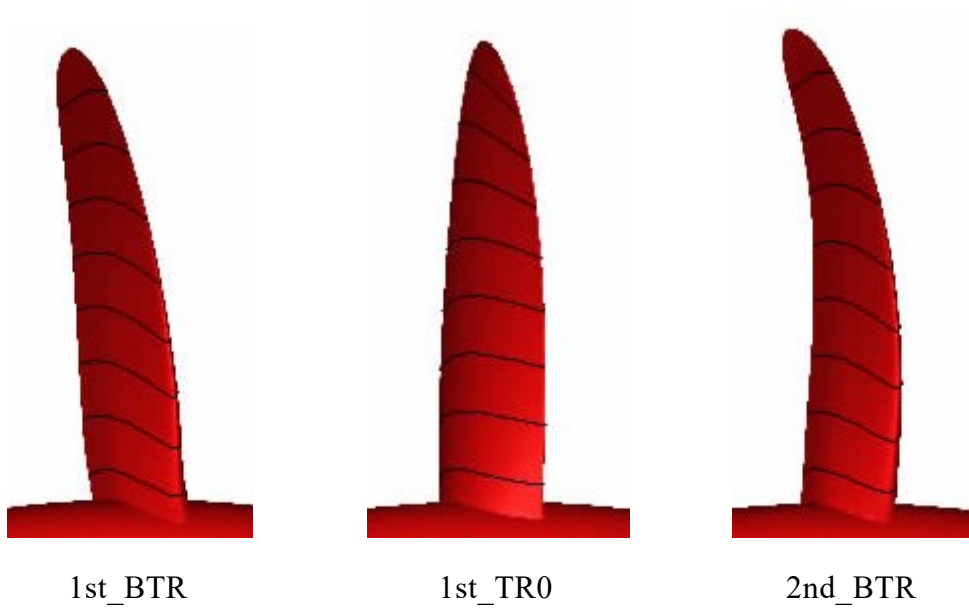


Fig. 6.9(b) Propeller models (side view)

6.3.2 プロペラ単独性能

EHP を有効馬力(ps), ρ を流体密度($\text{kgf}\cdot\text{s}^2/\text{m}^4$), $1-t$ を推力減少係数, $1-w_{TS}$ を実船有効伴流係数, D をプロペラ直径(m), V_S を船速(kt)とすると, プロペラ荷重度 K_T/J^2 は(6.1)式で求まる.

$$\frac{K_T}{J^2} = \left(\frac{3600}{1852}\right)^3 \frac{75EHP}{\rho(1-t)(1-w_{TS})^2 D^2 V_S^3} \quad (6.1)$$

MPNo.D, E と MPNo.F の直径が異なるため, 直径影響を受ける変更後のプロペラ直径を D' , 実船有効伴流係数を $(1-w_{TS})'$ とすると, MPNo.D, E と同一プロペラ荷重度となる MPNo.F のプロペラ荷重度 $(K_T/J^2)'$ は(6.2)式で求まる.

$$\left(\frac{K_T}{J^2}\right)' = \frac{K_T (1-w_{TS})^2 D^2}{J^2 (1-w_{TS})'^2 D'^2} \quad (6.2)$$

ただし, 実船有効伴流係数の変化は, 経験的に(6.3)式を用いる.

$$\frac{(1-w_{TS})'}{1-w_{TS}} = 0.3 + 0.7 \left(\frac{D'}{D}\right)^{0.4} \quad (6.3)$$

直径変更を考慮したプロペラ設計点のプロペラ荷重度 K_T/J^2 同一条件の計画満載喫水, 常用出力状態における模型試験と CFD 計算によるプロペラ単独効率を Table 6.7 に示す. CFD 計算は MPNo.D~F を用いて, 模型試験は MPNo.D, F を用いて国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所 海上技術安全研究所の 400m 試験水槽で行った.

直径変更による実船有効伴流係数 $1-w_{TS}$ の変化も推進効率には含まれるため, プロペラ単独効率 η_0 の代わりに, プロペラ単独効率を実船有効伴流係数で割った $\eta_0 / (1-w_{TS})$ を比較した.

模型試験結果では, 第 1 換装プロペラ MPNo.D からバックワードチップレーキを強めた第 2 換装プロペラ MPNo.F の効率は 1.7% 高く, CFD 計算結果でも 0.9% 高くなっており, 大直径化と小翼面積化の効果が見られた. 大直径化による実船有効伴流係

数の増加を考慮しても、第 1 換装プロペラよりも第 2 換装プロペラの効率が向上することが確認できた。

また MPNo.D, E による第 1 換装プロペラをベースにバックワードチップレーキ有無を比較すると、バックワードチップレーキ有の効率が 0.6%高く、バックワードチップレーキを採用することによるプロペラ単独効率の低下は確認されなかった。

Table 6.7 Propeller open water characteristics

MPNo.	D	E	F
Type	1st_BTR	1st_TR0	2nd_BTR
$1-w_{TS}$	0.729		0.736
K_T/J^2	0.612		0.558
Method	CFD		
$\eta_o/(1-w_{TS})$	0.861	0.856	0.868
$\Delta\eta_o/(1-w_{TS})$ (%)	-	-0.6	0.9
Method	Experiment		
$\eta_o/(1-w_{TS})$	0.883		0.898
$\Delta\eta_o/(1-w_{TS})$ (%)	-		1.7

6.3.3 キャビテーション性能

模型試験と CFD 計算によるキャビテーションパターン、船尾変動圧力の比較を行った。CFD 計算は MPNo.D~F を用いて、模型試験は、MPNo.D, F を用いて国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所 海上技術安全研究所の大型キャビテーション試験水槽でキャビテーション観察と船尾変動圧力計測を、東京大学舶用プロペラキャビテーションタンネルでペイントエロージョンテストを行った。

伴流分布は内航船 A の分布を用い、Fig. 6.8 の伴流分布をワイヤメッシュスクリーンで再現した。キャビテーション試験状態は、軽貨喫水、常用出力状態で、直径の違いにより、MPNo.D, E は推力係数 $K_T = 0.170$ 、キャビテーション数 $\sigma_n = 2.50$ 、チップクリアランスはプロペラ直径の 30.7%、MPNo.F は $K_T = 0.150$ 、 $\sigma_n = 2.35$ 、チップクリアランスはプロペラ直径の 28.1%とし、 σ_n はプロペラ直上の $0.7R$ 位置で設定した。

(1) キャビテーション観察

Fig. 6.10 に MPNo.D~F の CFD 計算によるキャビテーションパターンを示す。MPNo.D~F とともにプロペラ回転角 $20\sim 30\text{deg}$.付近でキャビテーション発生範囲が最大となり、プロペラ回転角 60deg .付近で翼面上のキャビティが消滅している。

MPNo.E は MPNo.D と比べて、バックワードチップレーキを付加していないためバック面側の圧力が低くなることで、キャビテーション発生範囲が半径方向に $0.05R$ 程度広がっている部分が見られる。またチップボルテックスキャビテーションが強まる傾向が見られ、プロペラ翼後縁から後方に伸びるキャビティの範囲も広いことが確認できる。MPNo.F は MPNo.D と比べて、キャビテーション発生範囲が半径方向に $0.05R$ 程度広がっている部分もあるが、チップボルテックスキャビテーションが弱まる傾向が見られ、プロペラ翼後縁から後方に伸びるキャビティの範囲は MPNo.E と比べると狭いことが確認できる。

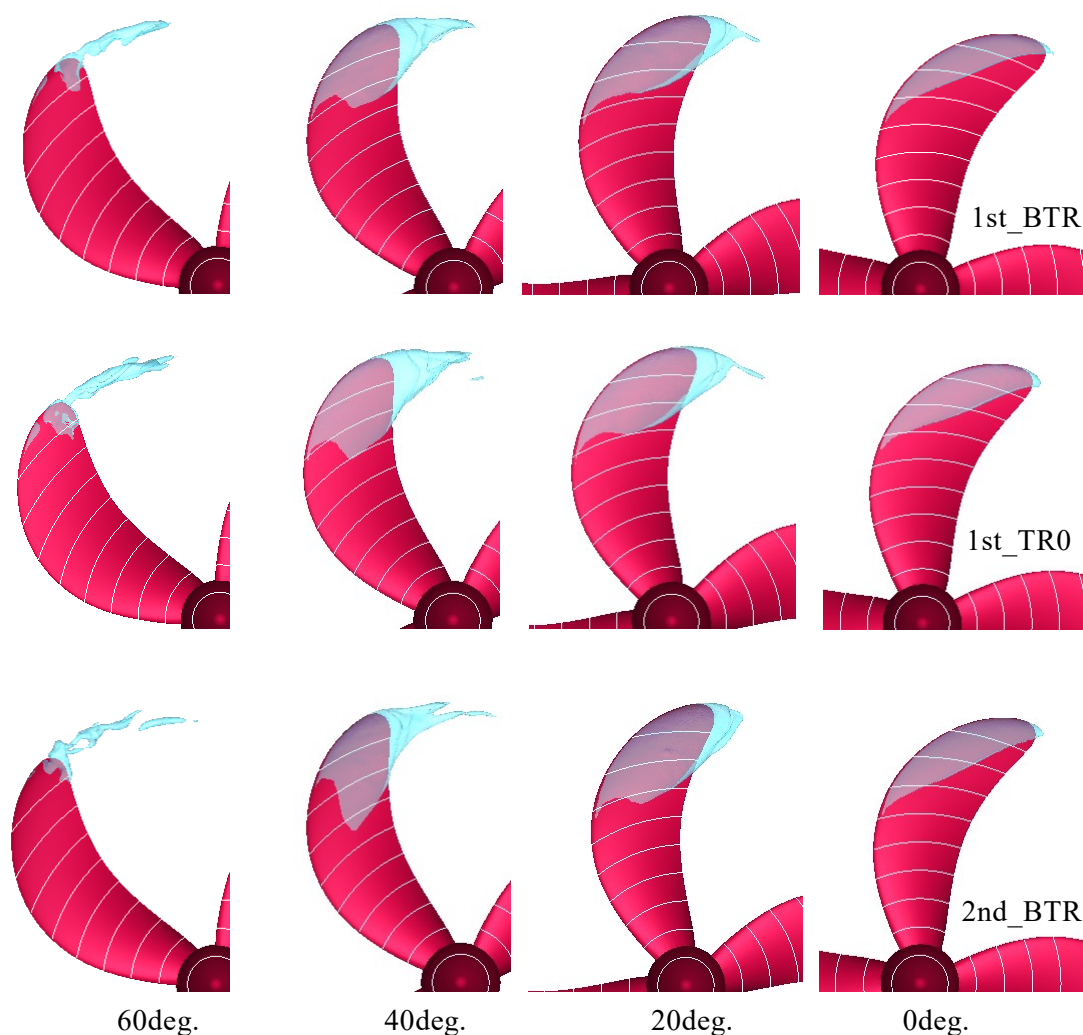


Fig. 6.10 Cavitation pattern (CFD)

Fig. 6.11 に MPNo.D~F の CFD 計算によるプロペラ 1 回転中のキャビティ体積を示す。バックワードチップレーキを付加していない MPNo.E はバックワードチップレーキを付加した MPNo.D と比べて、キャビティ厚みの違いの影響も受けてキャビテーション最大発生時のキャビティ体積が 30~40%増大する結果となった。また両プロペラともバックワードチップレーキを付加した MPNo.D と MPNo.F は、1 回転を通してほぼ同じキャビティ体積となった。翼面積を極端に小さくしたプロペラに対してもバックワードチップレーキによるキャビティ体積の減少効果があることが確認された。

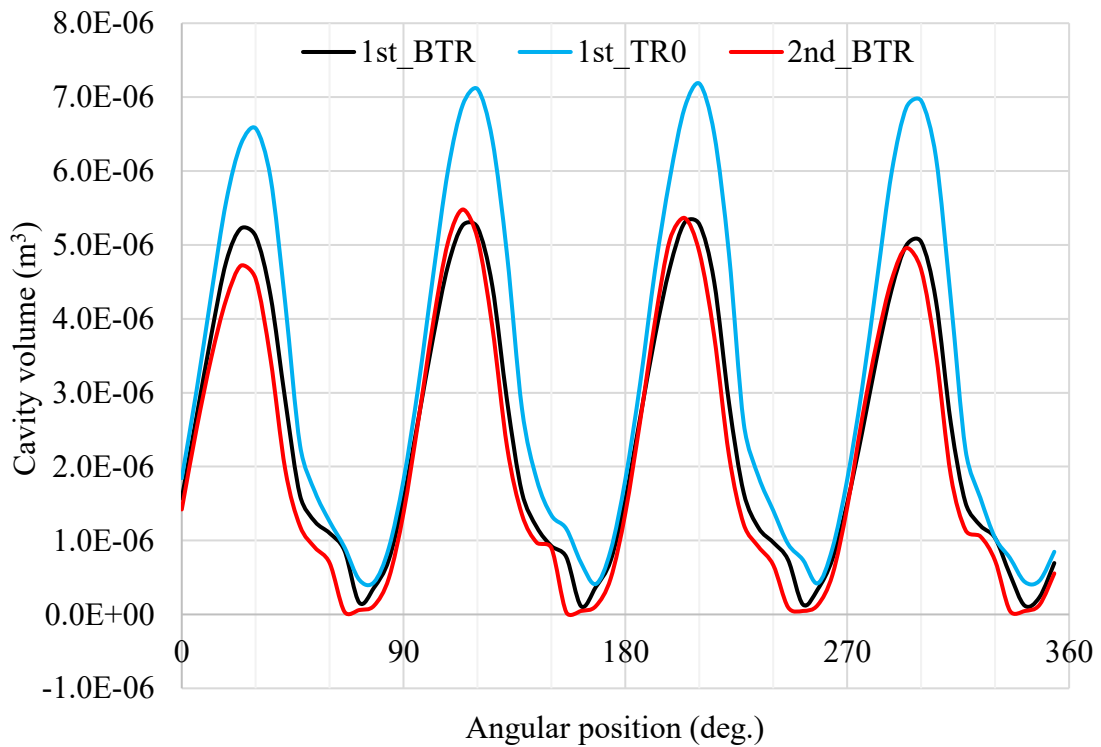


Fig. 6.11 Cavity volume (CFD)

Fig. 6.12 に MPNo.D, F の模型試験によるキャビテーション観察結果を示す. Fig. 6.10 の CFD 計算結果と同様に, プロペラ回転角 20~30deg.付近でキャビテーション発生範囲が最大となり, プロペラ回転角 60deg.付近で翼面上のキャビティが消滅している. MPNo.D に比べて MPNo.F のキャビテーション発生範囲は半径方向にわずかに広がっているが $0.05R$ も変化しておらず, 両プロペラのキャビティとも $0.7R$ を超えない程度となった.

CFD 計算では, MPNo.F のコード長中央付近で, キャビテーションが模型試験に比べて特に多めに発生していたが, 模型試験では MPNo.D, F とともに, 大半のシートキャビティが前縁はく離渦のロールアップの中に巻き込まれて消滅しており, キャビテーションエロージョンのリスクは高くないことが確認された.

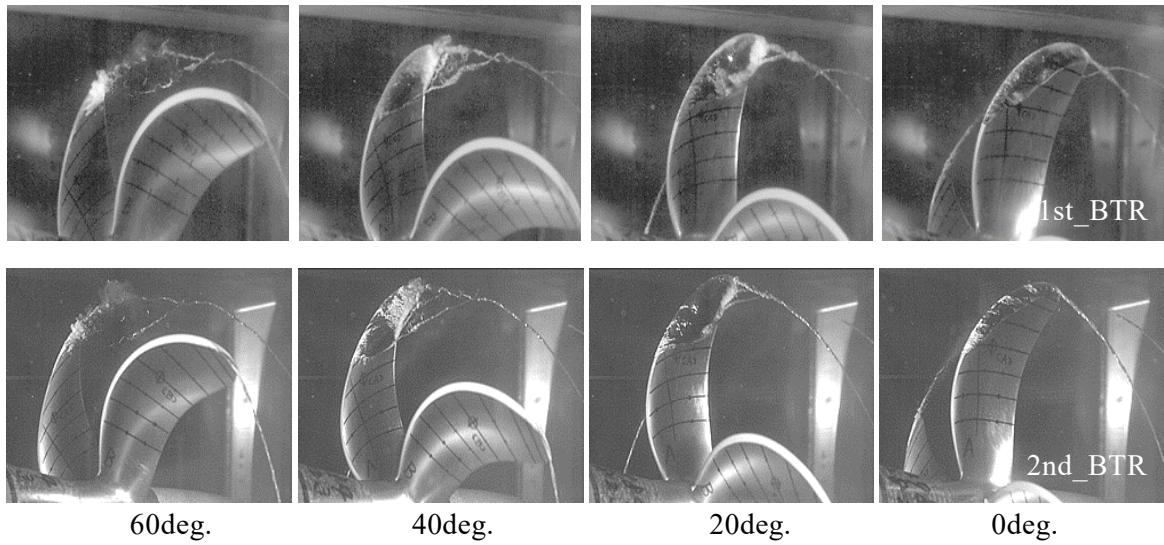


Fig. 6.12 Cavitation pattern (Experiment)

(2) ペイントエロージョンテスト

キャビテーションエロージョンリスクの評価のために, Fig. 6.13 に MPNo.D, F のペイントエロージョンテストの結果を示す. 翼にアオタックを塗布し 30 分乾燥させた後, キャビテーションタンネルで 30 分回転させた. MPNo.D にペイントのはがれは確認されず, MPNo.F は, $0.9R$ の後縁側に少しはがれが見られる程度であった.

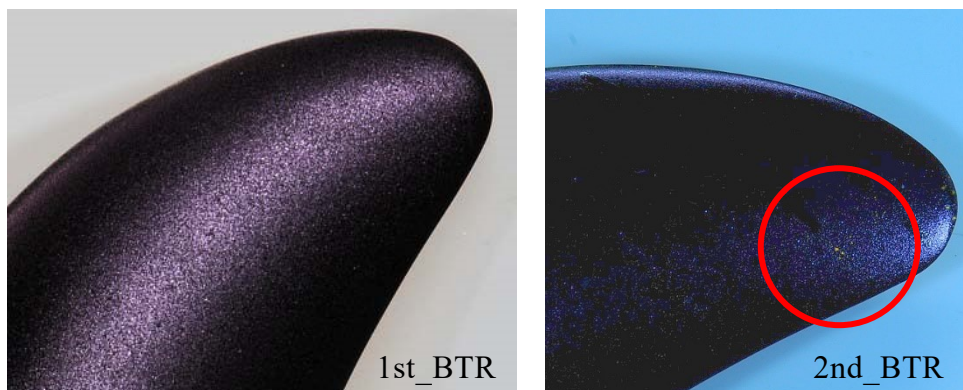


Fig. 6.13 Paint erosion test

(3) 船尾変動圧力

Fig. 6.14 に Fig. 6.11 から求めた MPNo.D~F の船尾変動圧力に關係の強いとされるキャビティ体積 V の時間 t に関する 2 階微分値波形を示す。

次式に示すようにキャビテーションに起因する船尾変動圧力 p_c は、キャビティ体積の時間に関する 2 階微分と比例關係に、距離 R_p と反比例關係にあることから [29]、MPNo.D, E と MPNo.F の直径が異なることの影響を考慮するために、プロペラ直上の $0.8R$ 位置からプロペラ直上の圧力ピックまでの距離の反比例の比を取り、MPNo.F は値を 1.03 倍している。

$$p_c \approx \frac{\rho}{4\pi R_p} \frac{\partial^2 V}{\partial t^2} \quad (6.4)$$

4 翼のため 1 回転中に四つのピークが現れることが確認でき、90 度ごとの全振幅を比べると MPNo.E が最も大きくなる。MPNo.D と MPNo.F に、大きな差は見られないことから、MPNo.D, F の船尾変動圧力は同等となると推定される。

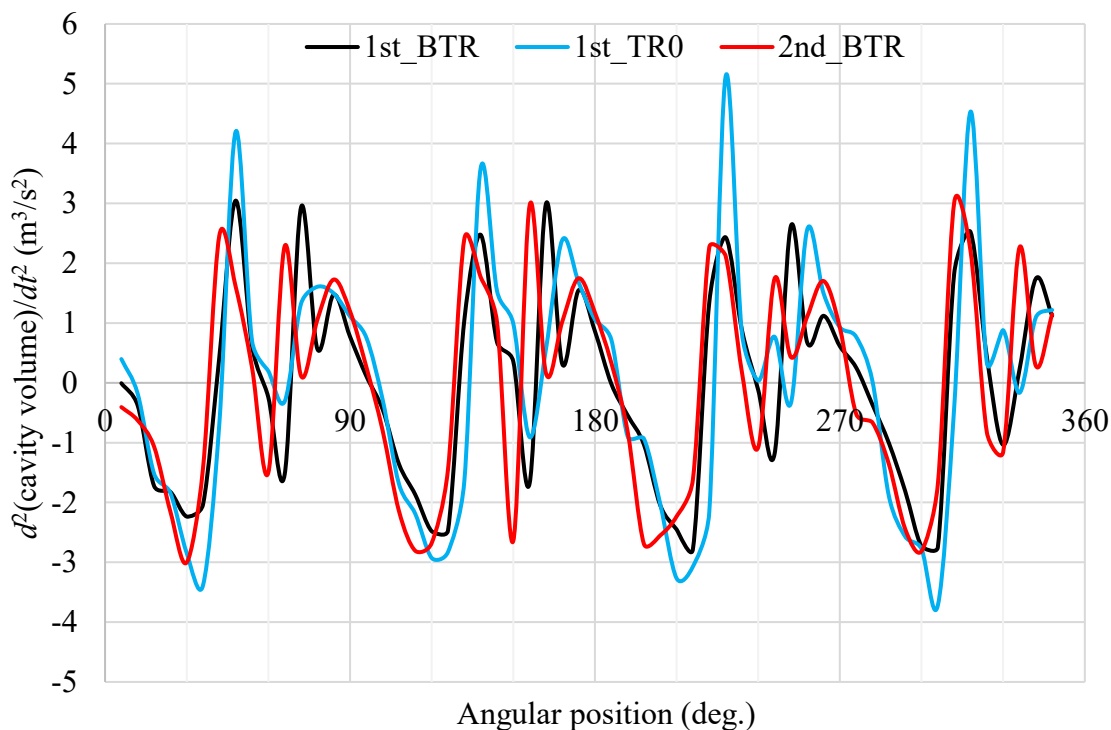


Fig. 6.14 Second order differentiating cavity volume by time (CFD)

Fig. 6.15 に, MPNo.D, F のプロペラ直上近傍で計測した変動圧力波形を示す. 波形の形状, 全振幅について MPNo.D, F の間にほとんど差が見られない. また CFD 計算結果から求めた Fig. 6.14 と比べても MPNo.D, F と似た波形となっていることが分かる.

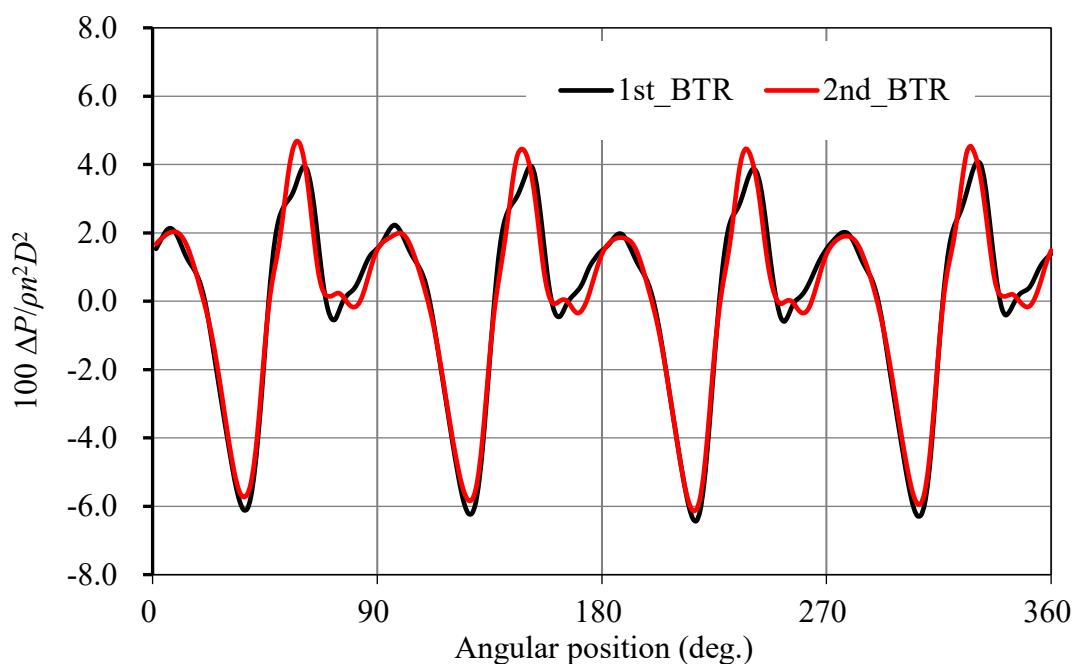


Fig. 6.15 Pressure signals by model test

Table 6.8 に MPNo.D, F のプロペラ直上近傍における実船換算後の船尾変動圧力最大値(片振幅)の模型試験と CFD 計算結果を示す. CFD 計算では船底に相当する壁面は設けず, プロペラから直上方向の船底に相当する位置における空間上の圧力変動を求めたのち, Solid boundary factor として 2 を乗じて, 壁面上相当の圧力とした. また CFD 計算は解析領域を広げて計算精度を高めている [43].

模型試験と CFD 計算結果は, MPNo.D, F ともに 1~3 次翼振動数成分が 3kPa 以下に収まり問題になる大きさではないことが確認された. また模型試験と CFD 計算ともに MPNo.D と F の各次数の船尾変動圧力は同等となり定性的に捉えている. なお模型試験に対する CFD 計算結果の 1 次翼振動数成分は, MPNo.D が -14%, MPNo.F が -23% と実用的な精度で計算できているが, 2 次と 3 次翼振動数成分は過小評価している.

また Fig. 6.14 のキャビティ体積の時間に関する 2 階微分から MPNo.D と MPNo.F の船尾変動圧力が同等となると推定できることの妥当性も確認された。

以上のことから、翼面積を極端に小さくした第 1 換装, 第 2 換装プロペラに対して、バックワードチップレーキを組み合わせることで、船尾変動圧力を許容値内に収めることができ、キャビテーションエロージョンリスクも高くないと判断され、バックワードチップレーキの有効性が確認された。

Table 6.8 Single amplitude of fluctuating pressure

MPNo.	D	F
Type	1st_BTR	2nd_BTR
CFD		
1st component (kPa)	1.8	1.7
2nd component (kPa)	1.0	1.1
3rd component (kPa)	0.1	0.2
Exeriment		
1st component (kPa)	2.1	2.2
2nd component (kPa)	2.6	2.8
3rd component (kPa)	0.9	0.9

6.3.4 実船プロペラ振動計測

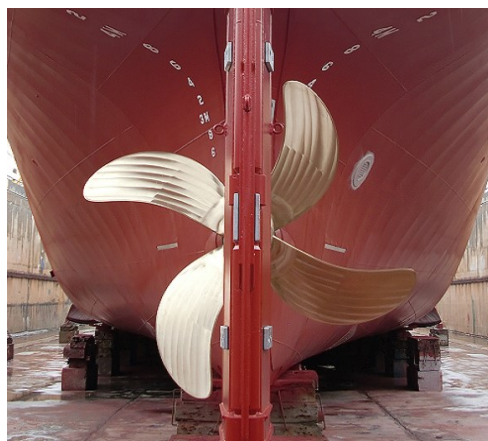
(1) 実船プロペラ

模型試験と CFD 計算結果から、バックワードチップレーキを採用することによるプロペラ単独効率、船尾変動圧力への有効性が確認された第 1 換装、第 2 換装プロペラを実船に搭載し振動計測を実施した。なお実船プロペラの回転数のマッチングをとるために模型試験結果を考慮して、MPNo.D の $0.7R$ のピッチ比を 0.822 から 0.807 とした MPNo.D' と、MPNo.F の $0.7R$ のピッチ比を 0.770 から 0.759 に修正した MPNo.F' を実船プロペラとして製作した。実船プロペラ主要目を Table 6.9 に、船体搭載時の写真を Fig. 6.16 に示す。

Table 6.9 Principal particulars of propellers

MPNo.	D'	F'
Type	1st_BTR	2nd_BTR
Number of blades	4	
Diameter (m)	3.0	3.1
Expanded area ratio	0.38	0.34
Pitch ratio ($0.7R$)	0.807	0.759
Skew angle (deg.)	25	

1st_BTR



2nd_BTR

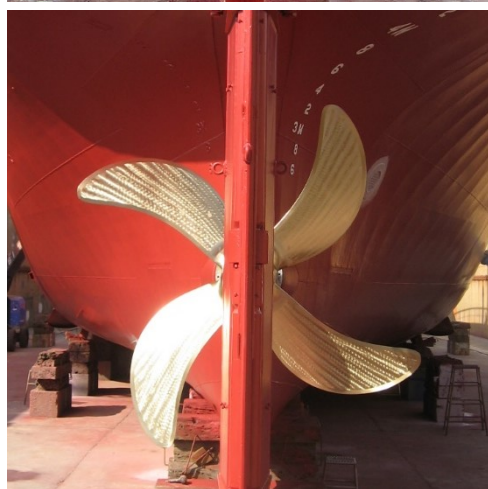


Fig. 6.16 Full scale propellers

(2) 船体振動計測

第1換装、第2換装プロペラの船体振動への影響を調査するために、1成分振動計 VA-11 (リオン株式会社製) 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) における振動を連続最大出力の85%出力状態で計測した。

計測結果を Fig. 6.17 の ISO の振動評価図 [44] に示す。横軸は周波数、縦軸は振動速度、プロペラの翼振動数成分の1次と2次の周波数を赤色の線で表している。青色の丸印で第1換装プロペラ、赤色の丸印で第2換装プロペラの結果をプロットした。なお Fig. 6.17 の中央の塗りつぶした領域より下にあれば振動の問題がないと判断される。

2次翼振動数で加振されているが、両プロペラによる振動速度の差は小さく、中央

の塗りつぶした領域より下にあるため、振動は全く問題ないレベルであることが分かる。

計測結果において、振動速度の比較的大きい計測場所の 1 次と 2 次翼振動数の振動速度をそれぞれ Fig. 6.18 と Fig. 6.19 に示す。

Fig. 6.18 はプープデッキと舵機室の上下振動速度の比較を示す。1 次翼振動数成分の値は両プロペラとも値が小さく、ほとんど差はない。2 次翼振動数成分は、第 1 換装プロペラに比べて、第 2 換装プロペラの速度が増加する傾向が見られるが許容値内である。Fig. 6.19 は操舵室右舷と左舷デッキの前後振動速度の比較を示す。1 次翼振動数成分の値は両プロペラとも小さく、2 次翼振動数成分は第 1 換装プロペラと比べて、第 2 換装プロペラの速度が減少する傾向が見られる。第 1 換装プロペラと比べて、第 2 換装プロペラの速度の大小関係に一定の傾向は見られないが、いずれの場所の速度も許容値内で問題ない範囲であった。

両プロペラの船尾変動圧力が同程度で十分小さかった模型試験結果とも傾向が一致しており、実船でもバックワードチップレーキの効果が現れていると考えられる。

ISO / DIS 2631 / 4

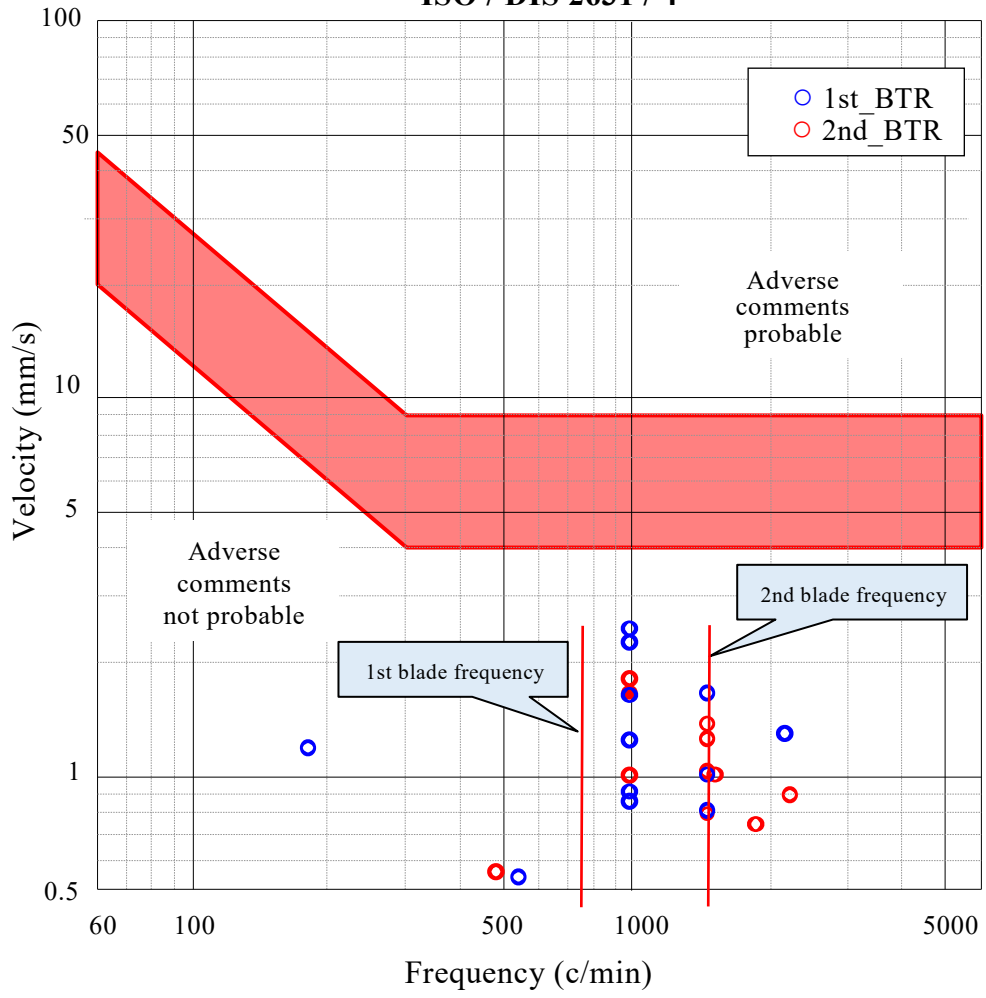


Fig. 6.17 Results of hull vibration measurements

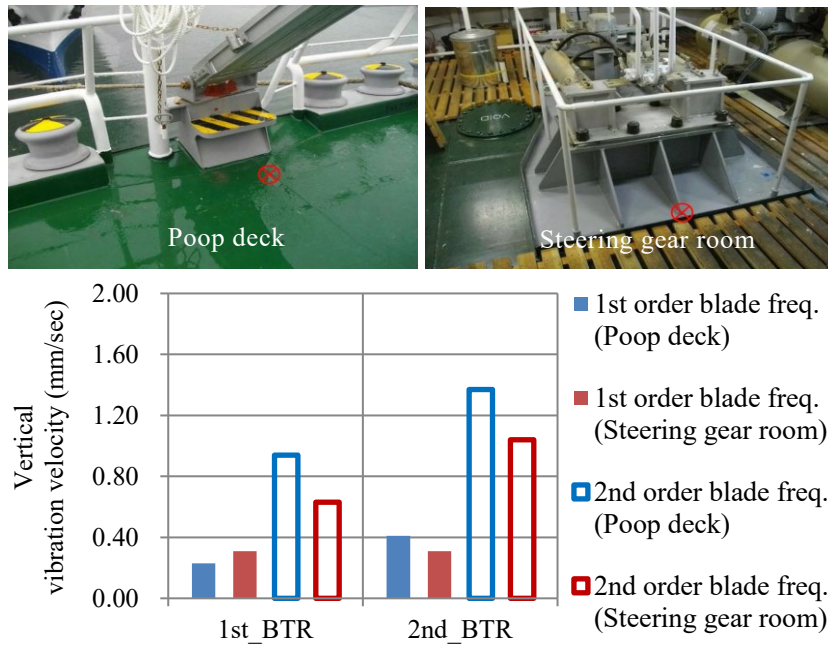


Fig. 6.18 Results of hull vibration measurements on poop deck and in steering gear room

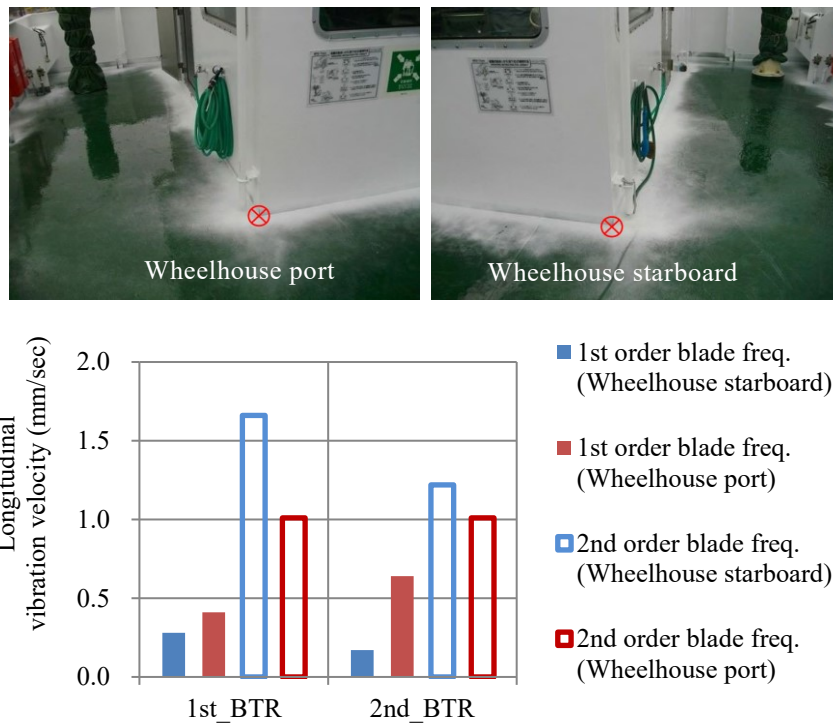


Fig. 6.19 Results of hull vibration measurements at wheelhouse port and starboard

(3) プロペラ翼表面観察

Fig. 6.20 に就航後のプロペラ翼表面状態の観察結果を示す。第1換装プロペラは就航後1年3か月、第2換装プロペラは就航後1年1か月経過した状態を確認したところ、両プロペラともキャビテーションエロージョンは確認されなかった。

以上のことから、極端に翼面積を小さくした第1換装、第2換装プロペラともに、バックワードチップレーキを組み合わせることで、船体振動速度を許容値内に収めることができたと判断され、キャビテーションエロージョンも確認されなかったことから、実船状態でもバックワードチップレーキの有効性が確認された。



Fig. 6.20 Blade surface condition

6.4 結言

本章では、船尾変動圧力が高くなることが予想される実船プロペラに対して、バックワードチップレーキを採用して、標準的なプロペラ翼面積を有する、船尾変動圧力の2次翼振動数成分が高い低速肥大船用高効率プロペラと、「限界小翼面積 NHV (Non Hub-Vortex) プロペラの研究開発」の中で極端に翼面積を小さくしたために、船尾変動圧力が高くなる懸念がある第1換装、第2換装プロペラを対象にバックワードチップレーキの有効性を確認した。

低速肥大船用プロペラへの適用では、基準プロペラ、チップアンロードプロペラ、バックワードチップレーキプロペラを設計し、

- (1) プロペラ単独性能試験では、基準プロペラに比べて、チップアンロードプロペラ、バックワードチップレーキプロペラともに設計点のプロペラ単独効率 η_0 は両プロペラとも0.3%高くなり、チップアンロードプロペラ、バックワードチップレーキプロペラともに高いプロペラ単独効率を有することが確認された。
- (2) キャビテーション発生量は、基準プロペラ > チップアンロードプロペラ > バックワードチップレーキプロペラの順で減少しており、最も圧力振幅が大きい船尾変動圧力の2次翼振動数成分は、チップアンロードプロペラでは約23%減、バックワードチップレーキプロペラでは約51%減とバックワードチップレーキプロペラの低減効果が大いことが確認された。
- (3) 第2章で提案した船尾変動圧力減少量の簡易推定式を用いて計算された、船尾変動圧力振幅2次翼振動数成分の基準プロペラからのバックワードチップレーキプロペラの減少量は約47%となった。模型試験結果の約51%と良く対応した結果が得られ、簡易推定式の2次翼振動数成分についての妥当性が確認された。

限界小翼面積プロペラへの適用では、バックワードチップレーキ小翼面積第1換装プロペラ、有効レーキゼロ第1換装プロペラ、直径を大きくしバックワードチップレーキを強めた限界小翼面積第2換装プロペラを設計し、

- (4) プロペラ単独効率を実船有効伴流係数で割った $\eta_0 / (1-w_{TS})$ は、第1換装プロペラより第2換装プロペラが模型試験で1.7%高く、CFD計算で0.9%高くなり、効率の向上が確認された。またバックワードチップレーキを採用することによるプロ

ペラ単独効率の低下は確認されなかった。

- (5) 第 1 換装と第 2 換装プロペラの船尾変動圧力計測結果は同程度で、船尾変動圧力を許容値内に収めることができ、キャビテーションエロージョンリスクも高くないと判断された。一方で有効レーキゼロ第 1 換装プロペラのキャビティ体積の時間に関する 2 階微分の振幅は第 1 換装、第 2 換装プロペラより大きく、船尾変動圧力が高くなる可能性が示され、バックワードチップレーキの有効性が確認された。
- (6) 第 1 換装と第 2 換装プロペラともに、実船の船体振動計測結果でも船体振動速度を許容値内に収めることができ、キャビテーションエロージョンも確認されなかったことから、実船状態でもバックワードチップレーキの有効性が確認された。

第7章 結論

本研究においては、バックワードチップレーキプロペラの推進性能、キャビテーション性能と船尾変動圧力の CFD 計算による推定と模型試験による確認、高い推進性能を維持するとともに船尾変動圧力が低減されるメカニズムの把握、実船装備時における有効性を確認することで、船尾変動圧力の低減と、高いプロペラ単独効率維持の両立が期待されるバックワードチップレーキプロペラの有効性を確認することを目的とした。

第 1 章では本研究の背景ならびにチップレーキプロペラに関する関連研究について概説し、本研究の必要性を示した。

第 2 章ではバックワードチップレーキ分布を系統的に変更した 5 種類のプロペラ模型を用いて内航船の伴流中のキャビテーション試験を実施し、船尾変動圧力に及ぼすバックワードチップレーキの影響を調査して以下の結果を得た。

- (1) バックワードチップレーキを増やすと翼先端付近のキャビティが減少する。
- (2) 翼先端付近のキャビティの減少に伴って変動圧力波形が平準化され、高周波の変動が弱まり 1 次翼振動数のみの波形に近づく。
- (3) 変動圧力波形の平準化に伴って、キャビティ発生量が多い場合、まず 1 次翼振動数成分が単調に減少する。2 次、3 次翼振動数成分はバックワードチップレーキが小さい場合ほとんど減少せず、バックワードチップレーキが大きくなると一定の減少率で減少する。キャビティ発生量が少ない場合、1 次翼振動数成分はほとんど変わらず、2, 3 次翼振動数成分はバックワードチップレーキの増加に伴い一定の割合で減少する。
- (4) キャビテーションと変動圧力波形の相関から、キャビティの最大発生量の減少に伴い 1 次翼振動数成分が減少し、成長から崩壊のすべてのキャビティの挙動が弱まることで 2 次翼振動数成分が減少する。
- (5) 滑らかなチップレーキ分布形状を採用することで、キャビテーションエロージョンの回避と船尾変動圧力の低減効果を両立できる。
- (6) 船尾変動圧力との相関を表すバックワードチップレーキのパラメータとして $0.8R$ ～

翼先端のレーキ(距離)が適している.

- (7) バックワードチップレーキ, 推力係数, キャビテーション数をパラメータとしたバックワードチップレーキによる 2 次および 3 次翼振動数の船尾変動圧力の減少量を推定する式を導いた.

第 3 章ではバックワードチップレーキによる船尾変動圧力の低減メカニズムについて考察するために, 渦糸モデル, 有限幅直進翼, 前縁はく離渦の影響を排除するためにスキューをゼロとしたプロペラや系統的模型試験用プロペラを用いて検討を行った. レーキが付加されていない形状, バックワードチップレーキやフォワードチップレーキ形状の翼面上の誘導速度, 圧力分布, 翼先端付近の流れ, キャビテーションの発生量や船尾変動圧力との関係を調査して以下の結果を得た.

- (1) Biot-Savart の法則から束縛渦や後流渦の位置が変化することに伴って, 各位置の誘導速度の違いが圧力の変化を生じさせ, ストレートに対してフォワードチップレーキは負圧の領域が, バックワードチップレーキは正圧の領域が広がる.
- (2) 有限幅直進翼では CFD と SQCM 計算結果ともに, ストレート翼に対してバックワードチップレーキ翼ではバック面, フェイス面ともに圧力が高く, フォワードチップレーキ翼ではバック面, フェイス面ともに圧力が低くなる. ストレート翼に比べて, バックワードチップレーキ翼はフェイス面の翼根方向への流れが強いことから, チップボルテックスが弱まる傾向がある.
- (3) スキューをゼロとしたプロペラにおいて, 翼面上バック面の誘導速度ベクトルは, ストレートプロペラに対して, バックワードチップレーキプロペラでは減速する傾向に, フォワードチップレーキプロペラでは増速する傾向にある. 翼先端付近のバック面圧力分布は, ストレートプロペラに対して, バックワードチップレーキプロペラは高く, フォワードチップレーキプロペラは低くなる.
- (4) スキューを有するプロペラの場合, バックワードチップレーキプロペラ(MPN_{0.3})の翼先端付近のバック面圧力分布は, 基準プロペラ(MPN_{0.1})よりも高く, 翼先端近傍のフェイス面側からバック面側に回り込む流れは基準プロペラよりも弱いことから, キャビティ体積は基準プロペラの半分以下となる.
- (5) 基準プロペラに比べてバックワードチップレーキプロペラのキャビテーションの発生量が少なくなることや, キャビティ体積変動が小さくなることで, 船尾変動圧力が小さくなると考えられる.

- (6) 基準プロペラとバックワードチップレーキプロペラの CFD によるキャビティ体積の時間に関する 2 階微分値波形と、船尾変動圧力計測結果の時系列波形に相関が見られたので、基準プロペラとの相対比較によるバックワードチップレーキプロペラの船尾変動圧力推定法として本 CFD 計算は妥当であると考えられる。

第 4 章では、船尾変動圧力の低減効果が確認された系統的模型試験に用いた 5 種類のプロペラの CFD 計算や模型試験結果から、バックワードチップレーキがプロペラ単独性能と推進性能に及ぼす影響や推進性能のレイノルズ数影響を確認した。

- (1) 適切なバックワードチップレーキ分布を採用すれば、プロペラ単独効率は大きく低下することはない。
- (2) 適切なバックワードチップレーキ分布を採用すれば、推進効率の低下を招くことなくバックワードチップレーキの船尾変動圧力低減効果を適用することができる。
- (3) CFD 計算によって、バックワードチップレーキのプロペラ単独性能、推進性能に及ぼす影響を定性的に捉えることができおり、CFD 計算はバックワードチップレーキプロペラの推進性能を評価する方法として適切と考えられる。

第 5 章では、バックワードチップレーキによるプロペラ単独状態での高効率維持のメカニズムについて考察するために、基準プロペラ、バックワードチップレーキプロペラ、フォワードチップレーキプロペラ、チップアンロードプロペラの 4 種類のプロペラを用いて CFD 計算を行った。プロペラ単独性能、半径方向推力分布、圧力分布を確認し、以下の結果を得た。

- (1) 基準プロペラに対して、バックワードチップレーキプロペラは設計点におけるプロペラ荷重度同一条件 ($K_T/J^2 = 1.125$) で 0.2%、 $J = 0.1$ で 2.5% 高いプロペラ単独効率を維持するが、フォワードチップレーキプロペラとチップアンロードプロペラは設計点のプロペラ単独効率が低下する。
- (2) プロペラ単独効率と半径方向推力分布に相関があり、半径方向推力分布には最適な分布があると考えられる。チップレーキやピッチによるプロペラ形状の変化によって、半径方向推力分布形状が変化し、プロペラ単独効率に影響を与えていると思われる。
- (3) チップレーキの影響として、有効迎角は、 $J = 0.1, 0.4$ とともに 0.9R 断面では、バックワードチップレーキプロペラ < 基準プロペラ < フォワードチップレーキプロペラ

の順で大きく、半径方向推力分布が、バックワードチップレーキプロペラ<基準プロペラ<フォワードチップレーキプロペラの順で翼先端側の荷重が大きくなる。バック面の翼面上圧力分布は、フォワードチップレーキ<基準プロペラ<バックワードチップレーキの順で圧力が高くなる傾向がある。

- (4) バックワードチップレーキプロペラとチップアンロードプロペラの違いは、どちらも翼先端の荷重を減少させる効果があるが、チップアンロードプロペラのピッチが小さいため、 $J = 0.4$ の翼先端の有効迎角が負になるなど、 J に対する荷重の変化が大きい。
- (5) フォワードチップレーキプロペラは、 $J = 0.1, 0.4$ とともに $0.9R$ 断面の有効迎角が大きく、チップアンロードプロペラは、 $J = 0.4$ の $0.9R$ 断面の有効迎角が小さくなることで、半径方向推力分布が最適な分布から外れるためプロペラ単独効率が低下したと考えられる。一方で、バックワードチップレーキプロペラは、 $J = 0.1, 0.4$ とともに $0.9R$ 断面の有効迎角は、理想的な有効迎角から大きく外れていないことから、最適な半径方向推力分布に近い形となりプロペラ単独効率が低いと考えられる。
- (6) バックワードチップレーキプロペラとチップアンロードプロペラの圧力分布を比べると、同一の荷重とした $J = 0.1$ でも $0.7R, 0.9R$ 断面ともにコード方向位置 $x/C = 0.1$ 付近より後縁側でバックワードチップレーキプロペラのバック面とフェイス面の圧力がともに高くなる傾向があり、キャビテーション発生量の抑制につながる。
- (7) バックワードチップレーキプロペラは、広い J の範囲において理想迎角付近で作動しており、 J の変化に対するプロペラ単独効率変化が小さく、広い J の範囲で高いプロペラ単独効率を維持していると思われる。

第 6 章では、船尾変動圧力が高くなることが予想される実船プロペラに対して、バックワードチップレーキを採用して、標準的なプロペラ翼面積を有する、船尾変動圧力の 2 次翼振動数成分が高い低速肥大船用高効率プロペラと、「限界小翼面積 NHV (Non Hub-Vortex) プロペラの研究開発」の中で極端に翼面積を小さくしたために、船尾変動圧力が高くなる懸念がある第 1 換装、第 2 換装プロペラを対象にバックワードチップレーキの有効性を確認した。

低速肥大船用プロペラへの適用では、基準プロペラ、チップアンロードプロペラ、バックワードチップレーキプロペラを設計し、

- (1) プロペラ単独性能試験では、基準プロペラに比べて、チップアンロードプロペラ、バックワードチップレーキプロペラともに設計点のプロペラ単独効率 η_0 は両プロペラとも 0.3%高くなり、チップアンロードプロペラ、バックワードチップレーキプロペラともに高いプロペラ単独効率を有することが確認された。
- (2) キャビテーション発生量は、基準プロペラ > チップアンロードプロペラ > バックワードチップレーキプロペラの順で減少しており、最も圧力振幅が大きい船尾変動圧力の 2 次翼振動数成分は、チップアンロードプロペラでは約 23%減、バックワードチップレーキプロペラでは約 51%減とバックワードチップレーキプロペラの低減効果が大きいことが確認された。
- (3) 第 2 章で提案した船尾変動圧力減少量の簡易推定式を用いて計算された、船尾変動圧力振幅 2 次翼振動数成分の基準プロペラからのバックワードチップレーキプロペラの減少量は約 47%となった。模型試験結果の約 51%と良く対応した結果が得られ、簡易推定式の 2 次翼振動数成分についての妥当性が確認された。

限界小翼面積プロペラへの適用では、バックワードチップレーキ小翼面積第 1 換装プロペラ、有効レーキゼロ第 1 換装プロペラ、バックワードチップレーキを強めた限界小翼面積第 2 換装プロペラを設計し、

- (4) プロペラ単独効率を実船有効伴流係数で割った $\eta_0 / (1-w_{TS})$ は、第 1 換装プロペラより第 2 換装プロペラが模型試験で 1.7%高く、CFD 計算で 0.9%高くなり、効率の向上が確認された。またバックワードチップレーキを採用することによるプロペラ単独効率の低下は確認されなかった。
- (5) 第 1 換装と第 2 換装プロペラの船尾変動圧力計測結果は同程度で、船尾変動圧力を許容値内に収めることができ、キャビテーションエロージョンリスクも高くないと判断された。一方で有効レーキゼロ第 1 換装プロペラのキャビティ体積の時間に関する 2 階微分の振幅は第 1 換装、第 2 換装プロペラより大きく、船尾変動圧力が高くなる可能性が示され、バックワードチップレーキの有効性が確認された。
- (6) 第 1 換装と第 2 換装プロペラともに、実船の船体振動計測結果でも船体振動速度を許容値内に収めることができ、キャビテーションエロージョンも確認されなかったことから、実船状態でもバックワードチップレーキの有効性が確認された。

以上が本研究の成果であるが、妥当性の検証や推定精度の改善およびバックワードチップレーキの有効性の高さを示すために、今後、次の課題に取り組む必要がある。

(1) 船尾変動圧力減少量の簡易推定式の妥当性確認

第 2 章で提案した船尾変動圧量減少量の簡易推定式の検証として、第 6 章で 2 次翼振動数成分の推定式の妥当性は確認できたが、3 次翼振動数成分は絶対値が小さいため評価が難しく検証が不十分となっている。キャビテーションの挙動は伴流と密接な関係があるため、種々の伴流における検証例を増やし、妥当性検証をさらに進めていく必要がある。また 1 次翼振動数成分の減少量推定も設計には不可欠なため実験データを蓄積し推定式提案に取り組みたい。

(2) CFD 伴流推定精度の向上

第 4 章の CFD 計算結果が模型試験結果に比べて、伴流分布のビルジ渦によって形成されるフックが弱く、速い流れの領域が広くなり、形状影響係数が小さくなっており、伴流推定精度を改善する必要がある。さらに伴流推定精度の改善により自航要素解析精度の向上も期待される。LKE $k-k_L-\omega$ モデルは、遷移現象を予測するために開発された乱流モデルで、模型試験状態におけるプロペラ翼面上の層流と乱流の混在状態を再現することに優れているが、渦粘性係数が大きく求まることによる摩擦成分の過小評価の可能性が考えられるので、計算精度の向上を図りたい。

(3) 限界小翼面積プロペラを対象とした CFD 計算推定精度の向上

チップレーキがプロペラ単独性能、推進性能、キャビテーション性能や船尾変動圧力などに及ぼす影響を相対的な比較も含め CFD 計算で推定することが可能となった。しかし限界小翼面積プロペラの単独効率、キャビテーションパターンや高次翼振動数成分の船尾変動圧力は模型試験結果との差が大きいことから、さらに推定精度の向上が必要と考える。直径違いのプロペラ比較のためのメッシュ生成方法や流入乱流強度と流れ場の関係や、Full Cavitation モデルが Rayleigh の式の高階微分項を省略して安定化を図っていることによる影響など検証をするためにも必要な乱流強度やキャビティボイド率およびキャビテーション発生状態の圧力分布に関する実験データなどを蓄積し引き続き推定精度の向上を図りたい。

(4) バックワードチップレーキの設計法の確立

チップレーキ形状を変更することによる翼先端の圧力分布やチップボルテックスの変化に伴い、翼面上およびチップボルテックスキャビテーションの挙動に変化が生じる。これはキャビテーションエロージョンリスクと密接な関係があるため、最適なチップレーキ形状を決定するためには、CFD 計算を用いて詳細な検討に頼る必要がある。しかし CFD 計算には計算時間を要するため、プロペラ設計時にはキャビテーションの挙動に関係が強い伴流分布をパラメータとした簡便なキャビテーションエロージョンリスク評価法が必要と思われる。これに簡便な船尾変動圧力減少量の簡易推定式を組み合わせることで、船尾変動圧力とキャビテーションエロージョンリスクの両者を確認できるバックワードチップレーキ設計法の確立が有用と考える。

(5) 水中放射雑音低減効果の調査

バックワードチップレーキを適用することで、キャビテーションの発生量が減少することや船尾変動圧力が低減することが確認されている。近年、水中放射雑音低減の気運が高まりつつあるが、水中放射雑音の発生原因の一つにキャビテーションが挙げられる。そこでバックワードチップレーキを適用することによる、水中放射雑音の低減効果が確認できれば、さらにバックワードチップレーキの有効性を示すことができると考える。そのために模型試験精度の向上が期待されるとともに、CFD 計算による解析方法の確立を図りたい。

謝辞

本研究をまとめるにあたり、終始ご指導と励ましをいただきました多くの方々に、心より感謝の意を表します。

特に、九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門 安東 潤 教授には、終始にわたり丁寧なご指導を賜りました。深く感謝の意を表するとともに、厚く御礼申し上げます。

論文の査読にあたりましては、九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門 古川 芳孝 教授、九州大学大学院工学研究院機械工学部門 渡邊 聡 教授より、丁寧なご指導と貴重なご意見を賜りました。心より御礼申し上げます。

研究においては、九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門 金丸 崇准教授に多大なご協力をいただきました。厚く御礼申し上げます。

また、国立研究開発法人 海上・港湾・航空技術研究所 海上技術安全研究所 右近 良孝 博士、川並 康剛 博士には貴重なご意見を賜りました。厚く御礼申し上げます。

本研究はナカシマプロペラ株式会社 プロペラ・ESD 設計部の一員として実施したものであり、プロペラ・ESD 設計部員各位の多大なご協力に謝意を表します。

特に、山崎 正三郎 博士には本研究の扉を開いていただくとともに、温かく熱心なご指導を賜りました。プロペラに対する知識や情熱を入社以来、学び感じさせていただいたことが、現在の私を形成し、本研究を最後まで成し遂げる支えとなりました。深く感謝の意を表します。

研究においては、リサーチフェロー 星野 徹二 博士に多大なご協力と貴重なご意見を賜りました。大規模並列計算機システムを用いた CFD 計算によるプロペラ解析手法の確立は、推進性能室 主幹 蓮池 伸宏 博士のご尽力によってなされたもので、本研究はこの技術を活用させていただきました。また装置設計部 課長 姫井 弘平 博士、プロペラ・ESD 設計部 立川 拓也 係長をはじめとする多くの方々に研究遂行のためのご協力を賜るとともに、貴重なご助言や激励をいただいたことに厚く御礼申し上げます。

元ナカシマプロペラ株式会社 中崎 正敏 様、プロペラ・ESD 設計部 岡田 善久 部長には、長期にわたる研究継続を温かく支えていただいたことに謝意を表します。

また、中島 義雄 常務取締役ならびにナカシマプロペラ株式会社には、このような貴重な機会を与えていただくとともに、長期にわたりご支援いただきました。深く感謝致します。

最後に、いつも笑顔で支えてくれた最愛の妻、子供達、両親に心より感謝致します。いつも本当にありがとう。

参考文献

- [1] Adoption of the Cord on Noise Levels on Board Ships, Resolution MEPC.203(62), MEPC 62/24 Annex 19, 2011.
- [2] 2012 Guidelines on the Method of Calculation of the Attained Energy Efficiency Design Index (EEDI) for New Ships, Resolution MEPC.212(63), MEPC 63/23 Annex 8, 2012.
- [3] 日本海事協会: 騒音・振動ガイドライン(第2版), 2014
- [4] 岡本和之: 振動に関する規格と ClassNK ガイドラインの紹介, 日本マリンエンジニアリング学会誌, 第50巻, 第2号, pp.141-144, 2015
- [5] Resolution MSC.337(91), MSC 91/22/Add.1 Annex 1, 2012.
- [6] Report of the Marine Environment Protection Committee on Its Sixty-Sixth Session, MEPC66/21, 2014.
- [7] 山崎正三郎, 吉坂哲昭, 高畑真一: コンテナ船用プロペラの高次船尾変動圧力 その1 模型実験, 日本造船学会論文集, 第173号, pp.77-88, 1993.
- [8] 山崎正三郎, 吉坂哲昭, 高畑真一: コンテナ船用プロペラの高次船尾変動圧力 その2 換装用プロペラの設計と比較模型実験, 日本造船学会論文集, 第174号, pp.89-99, 1993.
- [9] 山崎正三郎, 岡崎全伯: 低速船用バックワードチップレーキプロペラの設計と模型実験, 日本船舶海洋工学会論文集, 第5号, pp163-168, 2007.
- [10] 右近良孝, 石井規夫: プロペラ・キャビテーションとこれらが誘起する諸問題, 第5回船用プロペラに関するシンポジウム, 日本船舶海洋工学会, 東京, pp.125-200, 2005.
- [11] 日本船用機関整備協会: 2級船用機関整備士指導書.
- [12] George, F.: Understanding Winglets Technology, http://www.smartcockpit.com/data/pdfs/flightops/aerodynamics/Understanding_Winglets_Technology.pdf, April, 2010.
- [13] Whitcomb, R. T.: A Design Approach and Selected Wind-Tunnel Results at High Subsonic Speeds for Wing-Tip Mounted Winglets, NAS TN D-8260, 1976.
- [14] SINM.S.r.l.: Unconventional Tip Shape Propellers, 2014.

- [15] Gomez, P. and Gonzalez-Adalid, J.: Detailed Design of Ship Propellers, FEIN, 1998.
- [16] 伊藤真一郎, 田古里哲夫他: 翼端小翼付きプロペラの研究(第1報), 日本造船学会論文集, 第159号, pp.82-90, 1986.
- [17] 伊藤真一郎: 翼端小翼付きプロペラの研究(第2報), 日本造船学会論文集, 第161号, pp.82-91, 1987.
- [18] 伊藤真一郎: プロペラまわりの流れの制御, 船体まわりの流れと流体力(第3回推進性能研究委員会シンポジウム), 日本造船学会, pp.321-349, 1989.
- [19] Andersen, P. et. al.: Development of a Marine Propeller With Nonplanar Lifting Surfaces, Marine Technology, Vol.42, No.3, pp.144-158, 2005.
- [20] Andersen, S. V. and Andersen, P.: Hydrodynamic Design of Propellers with Unconventional Geometry, Transactions of The Royal Institution of Naval Architects, pp.201-221, 1986.
- [21] Dang, J.: Improving Cavitation Performance with New Blade Sections for Marine Propellers, International Shipbuilding Progress, Vol.51, no.4, pp.353-376, 2004.
- [22] 山崎正三郎, 岡崎全伯: チップレーキプロペラ, ナカシマプロペラ株式会社創業80周年記念論文集, pp.13-24, 2006.
- [23] Inukai, Y.: Development of Contra-Rotating Propeller with Tip-Raked Fins, Proceedings of 2nd International Symposium on Marine Propulsors, smp'11, Hamburg, Germany, 2011.
- [24] Inukai, Y.: A Development of a Propeller with Backward Tip Raked Fin, Proceedings of 3rd International Symposium on Marine Propulsion, smp'13, Tasmania, Australia, 2013.
- [25] 石井規夫: チップボルテックスのプロペラ性能に及ぼす影響について, 日本造船学会論文集, 第168号, pp.77-88, 1990.
- [26] Holden, K.O.: Excitation Forces and Afterbody vibrations Induced by Marine Propeller Blade Cavitation, Norwegian Maritime Research, No.1, pp.15-26, 1979.
- [27] 湯浅肇: プロペラキャビテーションのもたらす諸問題とその対策, 第3回船用プロペラに関するシンポジウム, 第2回推進性能研究委員会シンポジウム, 日

- 本造船学会, 東京, pp.183-234, 1987.
- [28] 高杉信秀, 加藤洋治, 山口一, 前田正二: 有限幅直進翼のキャビテーションの実験, 日本造船学会論文集, 第 172 号, pp.257-265, 1992.
- [29] Skaar, K. T. and Raestad, A. E.: The Relative Importance of Ship Vibration Excitation Forces, Symp. on Propeller Induced Ship Vibration, RINA, 1979.
- [30] 矢崎敦生: 模型船による水槽試験から実船の伴流係数を推定するための図表について, 日本造船学会誌, 第 480 巻, pp.24-26, 1969.
- [31] 光武英生, 宮田秀明, 朱明: 肥大船船尾まわりの 3 次元渦構造, 日本造船学会論文集, 第 177 号, pp.1-11, 1995.
- [32] 津田達雄, 小西績男, 浅野誠一, 小川和彦, 早寄和幸: 自航特性に対するプロペラ・レイノルズ数の影響, 関西造船協会誌, 第 169 号, pp.127-136, 1978.
- [33] Tamura, K. and Sasajima, T.: Some Investigations on Propeller Open-Water Characteristics for Analysis of Self-Propulsion Factors, Mitsubishi Technical Bulletin, No.119, pp.1-12, 1977.
- [34] 川村隆文, 大森拓也: プロペラ単独性能に対するレイノルズ数の影響, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 10 号, pp.29-36, 2009.
- [35] 笹島秀雄, 田中一朗, 鈴木敏夫: 肥大船の伴流分布, 造船協会論文集, 第 120 号, pp.1-9, 1966.
- [36] 横尾幸一: 実船と模型船とにおける伴流分布の比較, 日本造船学会論文集, 第 130 号, pp.379-380, 1971
- [37] Hasuike, N., Okazaki, A., Yamasaki, S., and Ando, J.: Reynolds effect on Propulsive Performance of Marine Propellers Operating in Wake Flow, Proceedings of 16th Numerical Towing Tank Symposium, Mulheim, Germany, 2013.
- [38] 26th ITTC Propulsion Committee: 1978 ITTC Performance Prediction Method, ITTC – Recommended Procedures and Guidelines, 7.5-02 03-01.4, 2011.
- [39] Yamasaki, S., Okazaki, A., Katayama, K., Himei, K., Mishima, T., Hasuike, N.: High Efficiency Propellers - NHV (Non Hub-Vortex) Propeller with Smallest Blade Area, Proceedings of IPS'10 International Propulsion Symposium, Okayama, Japan, 2010.

- [40] 山崎正三郎, 石原泰明, 蓮池伸宏, 姫井弘平, 岡崎全伯, 三嶋孝洋, 片山健太, 川崎正洋, 藤井啓太: 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－, 日本船舶海洋工学会論文集, 第18号, pp.29-37, 2013.
- [41] 山崎正三郎, 石原泰明, 蓮池伸宏, 姫井弘平, 岡崎全伯, 三嶋孝洋, 片山健太, 川崎正洋, 立川拓也: 限界小翼面積プロペラの研究－第2報 限界小翼面積プロペラの設計, 模型実験と実船実験－, 日本船舶海洋工学会論文集, 第19号, pp.39-46, 2014.
- [42] 井野幸雄, 渡辺富雄, 多田羅豊, 越野隆弘, 岡実: プロペラ用鋳造材の疲労強度に関する統計的評価, 日本造船学会論文集, 第160号, pp.478-485, 1986.
- [43] 蓮池伸宏, 梶濱太郎, 福田賢一: 伴流中でキャビテーションを生じるプロペラの船尾変動圧力の数値シミュレーション, キャビテーションに関するシンポジウム(第18回), 2016.
- [44] ISO 6954-1984 Mechanical vibration and shock - Guidelines for the overall evaluation of vibration in merchant ships, International Organization for Standardization, 1984.

付録 A 有効レーキと幾何レーキ

船舶のプロペラ翼を船体側面側から見て、船体前後方向に対するプロペラ翼の傾斜あるいは移動量がレーキである。本研究はプロペラ翼先端付近のレーキを局所的に変化させたチップレーキ形状が船尾変動圧力、プロペラ単独性能や推進性能に及ぼす影響を明らかにするものであるが、ここでは Fig. A.1 のように翼全体が前方あるいは後方に傾斜したようなプロペラを例としてレーキおよび翼面上任意点の数式表示を行う[A-1]。

Fig. A.1 中の側面図においてプロペラ軸 (Shaft center) と直交する線分を翼基線 (Datum line) と定義するとき、翼基線から各半径位置におけるプロペラ翼断面コード方向中央点 (以下、翼代表点) との船体前後方向の距離がレーキである。船の船尾 (プロペラのフェイス面) 側に傾斜させたプロペラをバックワードレーキプロペラ、特に翼先端付近のレーキを局所的に船尾側に湾曲させたプロペラをバックワードチップレーキプロペラと呼び、船の船首 (プロペラのバック面) 側に傾斜させたプロペラをフォワードレーキプロペラ、特に翼先端付近のレーキを局所的に船首側に湾曲させたプロペラをフォワードチップレーキプロペラと呼ぶ。

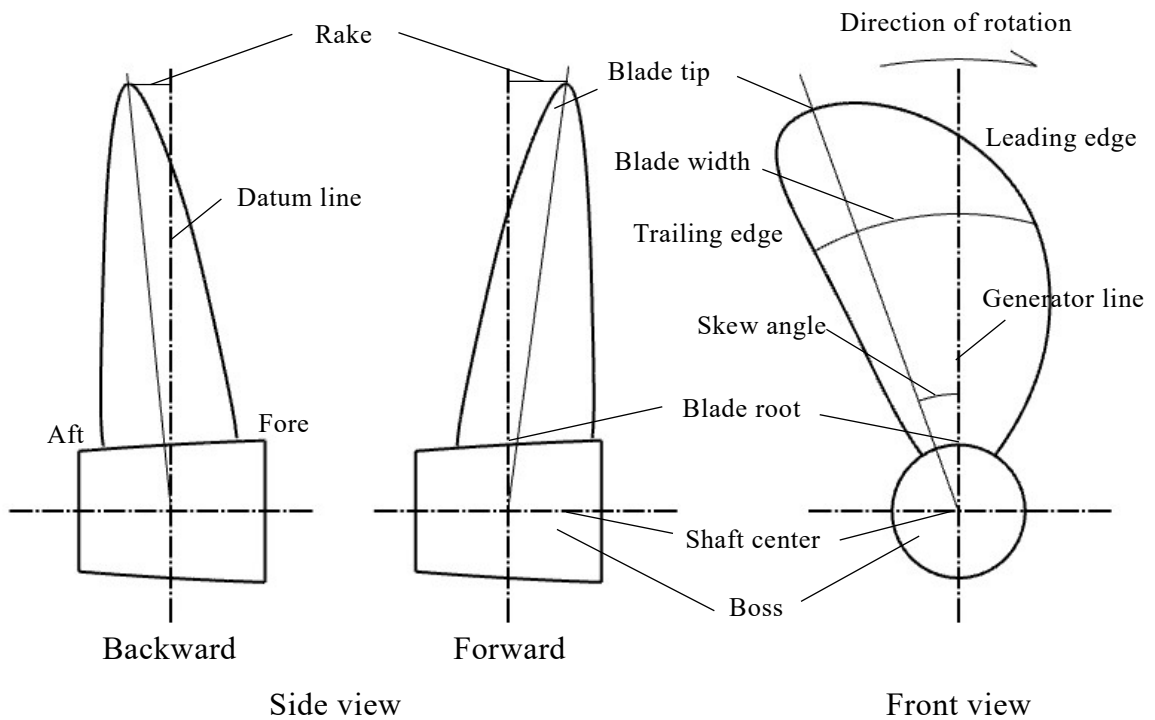


Fig. A.1 Propeller geometry

次に、Fig. A.1 中の側面図で定義した翼基線を正面図では翼母線 (Generator line) と呼ぶことにすると、各半径位置における翼代表点は翼母線に対しプロペラの回転と逆方向に角度を持って位置する。この角度をスキュー角 (Skew angle) と呼ぶ。

なお、レーキを数式表示する際にはスキューの影響を考慮しなければならない。

(1) プロペラ形状データ

プロペラ翼面上任意点の座標計算のために以下のプロペラ形状データを使用する。

プロペラ直径	: D	翼断面オフセットテーブル	: X, Y_O, Y_U
ピッチ分布	: $H(r)$	翼幅分布	: $c(r)$
スキュー角分布	: $\phi_S(r)$	翼レーキ角分布	: $\phi_R(r)$

なお、ここでの翼レーキ角分布 $\phi_R(r)$ はスキューの影響を含まない。すなわち、実際はスキューを有するプロペラであっても、翼形状の数式表示の便宜上、スキュー角をゼロとしたプロペラを仮想する。 $\phi_R(r)$ はそのような仮想的なプロペラの翼レーキ角分布である。

(2) プロペラ翼面座標

空間固定座標系には、Fig. A.2 に示すプロペラ軸に固定した直交座標系 $O-xyz$ と円筒座標系 $O-xr\theta$ を用いる。 x 軸をプロペラ軸方向と一致させ、船首側を x の正方向とする。正面から見た翼母線 (Generator line) (および側面から見た翼基線) を y 軸にとり、 x 軸と y 軸の交点を原点 O とする。直交座標系 $O-xyz$ が右手座標系となるように z 方向を決定すると、直交座標系 $O-xyz$ と円筒座標系 $O-xr\theta$ の関係は以下のようになる。

$$x = x, y = r \cos \theta, z = r \sin \theta \quad (\text{A.1})$$

ただし、

$$r = \sqrt{y^2 + z^2}, \theta = \tan^{-1}(z/y) \quad (\text{A.2})$$

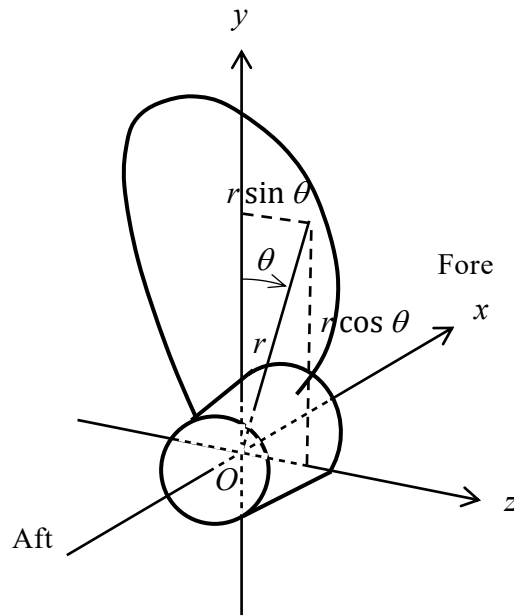


Fig. A.2 Coordinate systems fixed on propeller shaft

ここで、プロペラ翼を x 軸から半径 r の円筒面で切り、その円筒面を Fig. A.3 に示すような平面に展開する。そして、この平面上に座標系 $(x, r\theta)$ を定義する。スキュー角をゼロとした仮想的なプロペラの翼代表点の x 座標は、翼レーキ角 $\phi_R(r)$ を用いて次式で表される。このとき $\phi_R(r)$ は、 x 軸の負の方向（船尾側すなわちプロペラのフェイス面側）を正とする。さらに、翼代表点と後縁を含むフェイス面上に翼断面形状を与えるベースとなる X 軸を導入する。

$$x = -r \tan \phi_R(r) \quad (\text{A.3})$$

次にスキューを考慮した場合、翼代表点はフェイス面上の X 軸に沿って移動し、その移動量 $l_S(r)$ は、

$$l_S(r) = \frac{r\phi_S(r)}{\cos \phi_P(r)} \quad (\text{A.4})$$

で表される。なお、 $\phi_P(r)$ はピッチ角であり、 $\tan \phi_P(r) = H(r)/2\pi r$ である。

さらに Fig. A.3 に示すように、スキューを考慮した場合の翼前縁を通り、フェイス面上の X 軸と直交するような Y 軸を導入する。座標系 (X, Y) で与えられた翼断面オフセットテーブルを用い、翼断面をフェイス面上に配置すれば翼形状が表現できる。

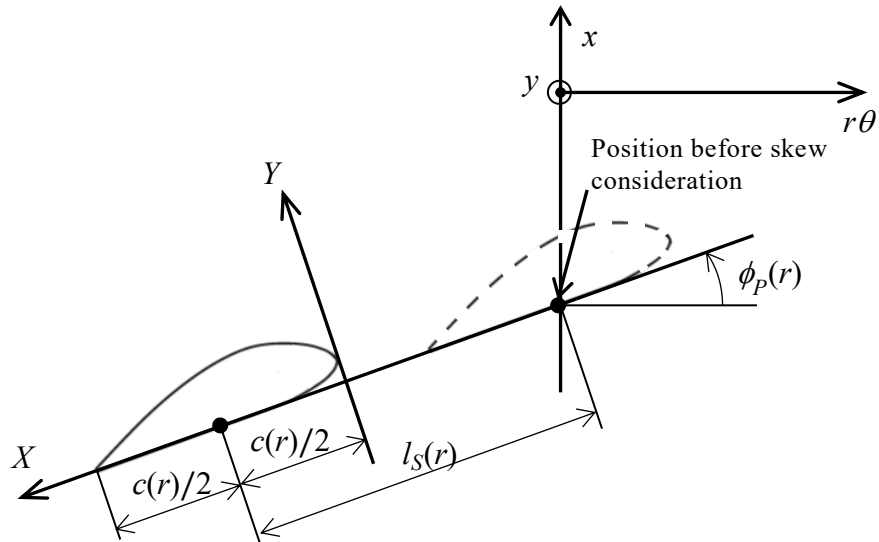


Fig. A.3 Coordinate systems on propeller blade surface

翼面上任意点の座標は次式で表される。

$$\left. \begin{aligned}
 x &= -r \tan \phi_P(r) - \left(l_S(r) - \frac{c(r)}{2} + X \right) \sin \phi_P(r) + Y \cos \phi_P(r) \\
 r &= r \\
 \theta &= - \frac{\left(l_S(r) - \frac{c(r)}{2} + X \right) \cos \phi_P(r) + Y \sin \phi_P(r)}{r}
 \end{aligned} \right\} \quad (\text{A.5})$$

(A.1), (A.5)式を用いれば、直交座標系における翼面上任意点の座標を求めることができる。

(3) 有効レーキ

前述のスキュー角をゼロとした仮想的なプロペラの翼レーキを幾何レーキ (Geometric rake) x_{GR} と呼ぶと, 改めて Fig. A.4 に示すように, スキューを有する最終的なプロペラの翼代表点の船体前後方向の x 方向移動量は, 幾何レーキによる移動量と, スキューによって生じる船体前後方向の移動量 (Skew induced rake) から求まる移動量となる. そして, 最終的なプロペラの船体前後方向の x 方向移動量を有効レーキ (Effective rake) と定義する. なお, 幾何レーキと同様に, 有効レーキも x 軸の負の方向を正とする.

Fig. A.5 に側面図における翼先端の有効レーキと幾何レーキ, それぞれのレーキ量とプロペラ軸を結ぶ直線と翼基線が成す角で表される有効レーキ角 (Effective rake angle at blade tip) と幾何レーキ角 (Geometric rake angle at blade tip) を示す. なお, スキューがある場合は, 一定有効レーキ分布にすると, 幾何レーキ分布は変動レーキ分布となる.

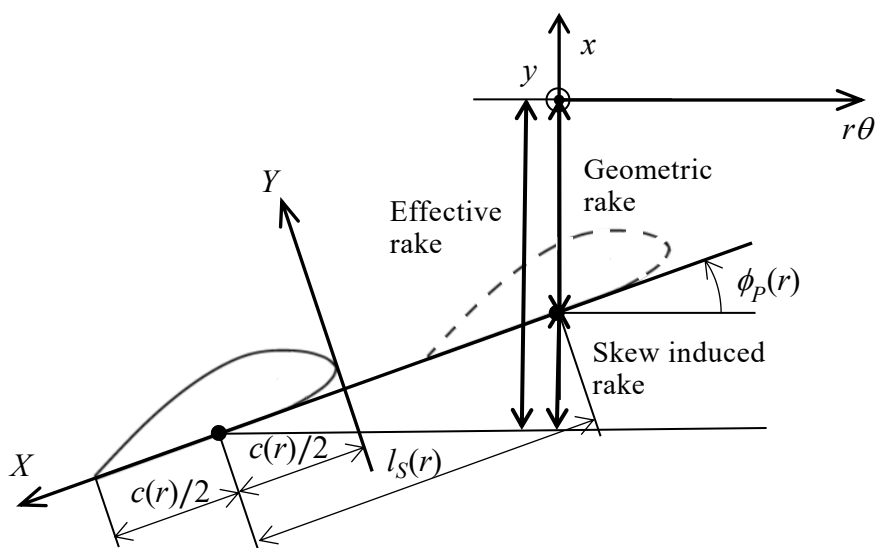


Fig. A.4 Definition of effective rake

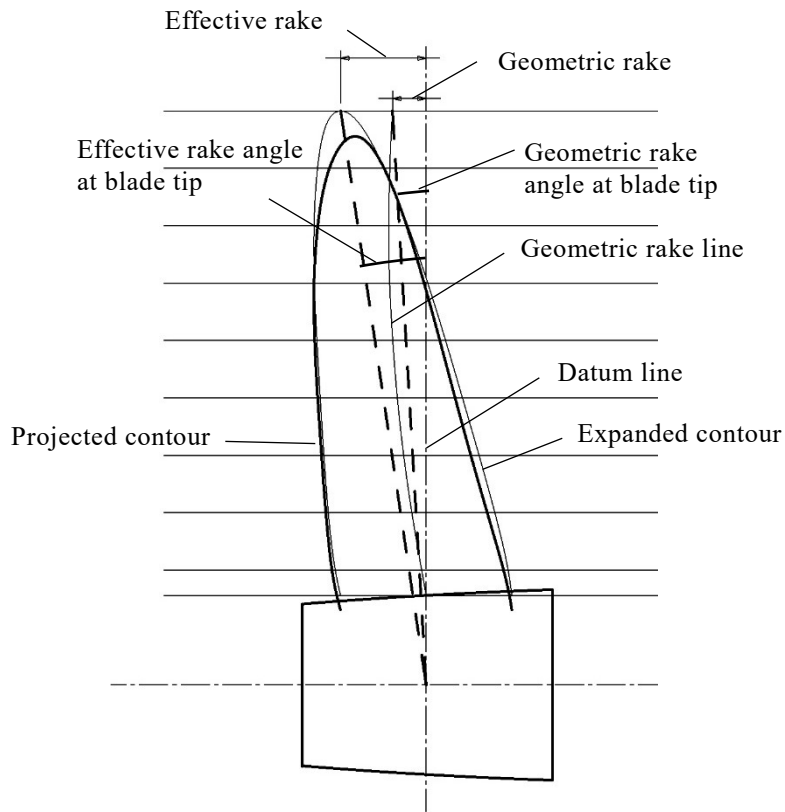


Fig. A.5 Rake definition

翼レーキ角分布 $\phi_R(r)$ を幾何レーキ角分布 $\phi_{GR}(r)$ と置き換え，翼代表点を半径方向に結んだ翼代表線上では $X = c(r)/2$, $Y = 0$ を満たすのでこれを(A.5)式の第1式に代入し，左辺の x を $x = -x_{ER}$ と表せば x_{ER} は有効レーキを表すことになる．さらに有効レーキ角分布を $\phi_{ER}(r)$ で表せば，(A.5)式から幾何レーキ x_{GR} と有効レーキ x_{ER} の関係は次式で表される．

$$\begin{aligned}
 x_{ER} &= r \tan \phi_{GR}(r) + l_S(r) \sin \phi_P(r) \\
 &= r \tan \phi_{ER}(r) \\
 x_{GR} &= r \tan \phi_{ER}(r) - l_S(r) \sin \phi_P(r) \\
 &= r \tan \phi_{GR}(r)
 \end{aligned}
 \quad \left. \vphantom{\begin{aligned} x_{ER} \\ &= r \tan \phi_{ER}(r) \\ x_{GR} \\ &= r \tan \phi_{GR}(r) \end{aligned}} \right\} \quad (\text{A.6})$$

参考文献

- [A-1] 荻原誠功，山崎正三郎，芳村康男，足達宏之：船舶海洋工学シリーズ⑩ 船舶性能設計，成山堂書店，2013.

付録 B CFD 計算の概略

ここでは、本研究の CFD 計算に用いた株式会社ソフトウェアクレイドルの汎用 CFD ソルバー SCRYU/Tetra の概要について述べる。

計算では、乱流モデルとしてキャビテーション計算には Realizable $k-\varepsilon$ [B-1] を、プロペラ単独性能や自航計算には LKE $k-k_L-\omega$ [B-2] を、圧力と速度のカップリングは SIMPLEC 法[B-3] を、移流項は 2 次精度風上差分を、キャビテーションモデルは Singhal の Full cavitation モデル[B-4] を用いた。以下に支配方程式、乱流モデル、数値解法、キャビテーションモデルについて示す。

(1) 支配方程式

空間固定座標系は、Fig. B.1 に示すように付録 A と同様の座標系とすると、プロペラに対する流入流速 V は x 軸の負の方向(船首側から船尾側)に向けて流入し、プロペラは船尾側から見て時計回りの方向を正回転の向きで、一定角速度で回転しているものとする。プロペラ半径位置 r 、プロペラ直上を 0deg. とするプロペラ翼角度位置 θ は次式によって定義される。

$$r = \sqrt{y^2 + z^2} \quad (\text{B.1})$$

$$\theta = \tan^{-1} \left(\frac{z}{y} \right) \quad (\text{B.2})$$

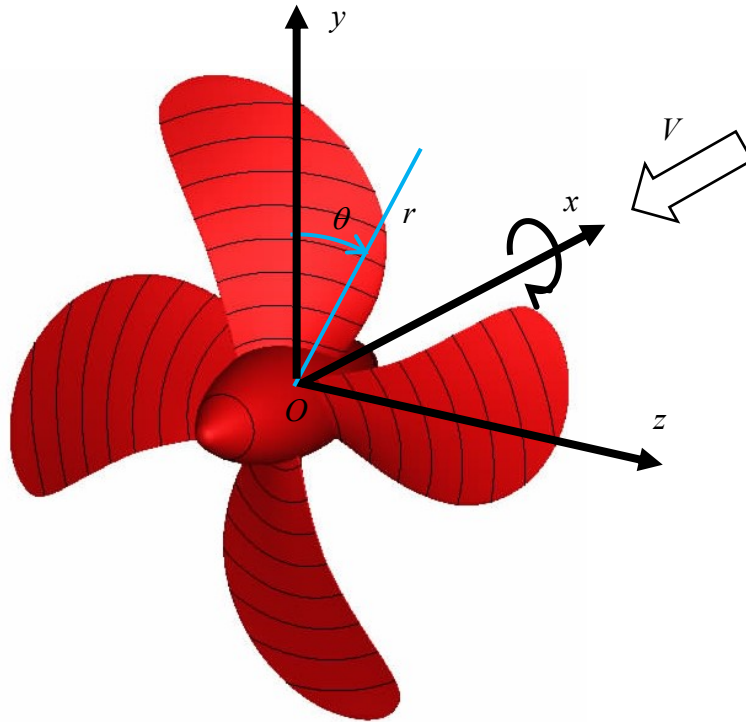


Fig. B.1 Coordinate systems of propeller

プロペラ周りの粘性流場解析の基礎式として、非定常非圧縮流体 RANS (Reynolds-Averaged Navier-Stokes) 方程式と連続の式である質量保存式を適用する.

$$\rho \frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j u_i - \tau_{ij}) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} \quad (\text{B.3})$$

$$\frac{\partial u_j}{\partial x_j} = 0 \quad (\text{B.4})$$

乱流には速度 u_i , 圧力 p , 摩擦応力テンソル τ_{ij} などにアンサンブル平均値が用いられる. その時, τ_{ij} は次式で表される. ここで δ_{ij} は Kronecker のデルタ, μ は分子粘性係数, ρ は流体密度である.

$$\tau_{ij} = 2\mu s_{ij} - \frac{2}{3}\mu \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} - \overline{\rho u'_i u'_j} \quad (\text{B.5})$$

$$s_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (\text{B.6})$$

層流の場合の分子粘性による摩擦応力 τ_{ij} は次式で表せる.

$$\tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \mu \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \quad (\text{B.7})$$

乱流も層流と同様に扱えるものと仮定して、レイノルズ応力 $-\overline{\rho u'_i u'_j}$ を次式のように表す. この際、 μ_t で表される渦粘性係数の概念が導入される. ここで k は乱流エネルギーであり、すなわちレイノルズ応力は μ_t が決まれば求めることができ、 μ_t を与えるものが乱流モデルである.

$$-\overline{\rho u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \mu_t \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (\text{B.8})$$

$$k = \frac{1}{2} \overline{u'_i u'_i} \quad (\text{B.9})$$

(2) 乱流モデル

Realizable k - ε モデル[B-1]

本研究のキャビテーション計算に用いた乱流モデル Realizable k - ε の概要を示す.

2 方程式系乱流モデルでは、乱流長さスケールを乱流場の特徴を代表する乱流エネルギー k および、乱流消失率 ε で評価する.

標準 k - ε モデル[B-5]に改良が加えられた Realizable k - ε モデルの Realizability は、乱流が自然現象として存在するために必要な条件となる、乱流運動によって生じるエネルギーは決して負にならないことを意味する. また、このエネルギー非負条件以外に、乱流運動に寄与する変動速度成分によって構成される二次相関量がシュワルツの不等式を満たさなくてはならないことも、Realizability を満たす上での重要な条件となる [B-1][B-6].

SCRYU/Tetra に導入される Realizable k - ε モデルは, この Realizability を満足する乱流モデルの一つとして, 標準 k - ε モデルでは渦粘性係数 μ_t を求める次式に現れるモデル定数 C_μ が, Realizable k - ε モデルでは Realizability によって以下のように局所的な流れパラメータの関数として表現される.

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (\text{B.10})$$

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_S U^* \frac{k}{\varepsilon}} \quad (\text{B.11})$$

ここで,

$$U^* = \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \Omega_{ij}\Omega_{ij}} \quad (\text{B.12})$$

$$A_S = \sqrt{6} \cos \phi \quad (\text{B.13})$$

$$\phi = \frac{1}{3} \cos^{-1}(\sqrt{6}W) \quad (\text{B.14})$$

$$W = \frac{S_{ij}S_{jk}S_{kj}}{(S_{ij}S_{ij})^{3/2}} \quad (\text{B.15})$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (\text{B.16})$$

$$\Omega_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (\text{B.17})$$

また, ε 方程式も以下のように表される.

$$\rho \frac{D\varepsilon}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right\} + C_1 \rho S \varepsilon - C_2 \frac{\rho \varepsilon^2}{k + \sqrt{\mu \varepsilon / \rho}} \quad (\text{B.18})$$

ここで,

$$C_1 = \max \left(0.43, \frac{\eta}{5 + \eta} \right) \quad (\text{B.19})$$

$$\eta = \frac{Sk}{\varepsilon} \quad (\text{B.20})$$

$$S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}} \quad (\text{B.21})$$

$$C_2 = 1.9 \quad (\text{B.22})$$

LKE(Laminar Kinetic Energy) k - k_L - ω モデル[B-2]

本研究のプロペラ単独性能計算, 抵抗計算, 自航計算に用いた LKE(Laminar Kinetic Energy) k - k_L - ω モデルの概要を示す.

k - ε モデルと同様に 2 方程式を解くことで渦粘性係数を算出する乱流モデルとして, Wilcox ら[B-7]によって提案された k - ω モデルがある. これは乱流消失率 ε を解く代わりに, 周波数と同じ次元を持つ単位エネルギーあたりの乱流消失率 $\omega (= \varepsilon/k)$ を扱う.

一様流中の平板表面では下流へ向かって層流境界層の厚みが増し, 前縁から十分下流で乱流境界層へ遷移することが知られている[B-8]. 乱流境界層では層流境界層に比べて遥かに境界層が厚く, 壁面の摩擦抵抗も急激に増加するため, 遷移位置を予測することは物体周りの流れを解析する上で重要である. このような遷移現象を予測することを目的に開発された乱流モデルに Walters と Leylek によって提案された LKE(Laminar Kinetic Energy)モデルがある[B-9].

遷移する場所より上流では, TS 波(Tollmien-Schlichting waves)と呼ばれる二次元

的な非定常擾乱が境界層中に存在し、この擾乱が徐々に成長して三次元化、不安定化することが乱流境界層への遷移を引き起こすと考えられている。

LKE モデルでは乱流境界層に遷移する以前の境界層中に存在する擾乱のエネルギーを、乱流エネルギー k に対して Laminar kinetic energy (k_L) として表現し、2 方程式の乱流モデルに k_L の輸送方程式を加えた 3 方程式を解くのが特徴である。SCRYU/Tetra では k - ω モデルをベースに開発された以下の k - k_L - ω モデルを採用している。

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \frac{\partial u_i \rho k}{\partial x_i} = \rho(P_k + R_{BP} + R_{NAT} - \omega k - D_T) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left\{ \left(\mu + \frac{\rho \alpha_T}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right\} \quad (\text{B.23})$$

$$\frac{\partial \rho k_L}{\partial t} + \frac{\partial u_i \rho k_L}{\partial x_i} = \rho(P_{k_L} - R_{BP} - R_{NAT} - D_L) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mu \frac{\partial k_L}{\partial x_i} \right) \quad (\text{B.24})$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho \omega}{\partial t} + \frac{\partial u_i \rho \omega}{\partial x_i} = & \rho \left\{ C_{\omega 1} \frac{\omega}{k} P_k + \left(\frac{C_{\omega R}}{f_W} - 1 \right) \frac{\omega}{k} (R_{BP} + R_{NAT}) - C_{\omega 2} f_W^2 \omega^2 \right. \\ & \left. + C_{\omega 3} f_\omega \alpha_T f_W^2 \frac{\sqrt{k}}{d^3} \right\} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left\{ \left(\mu + \frac{\rho \alpha_T}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_i} \right\} \end{aligned} \quad (\text{B.25})$$

ただし、

- P_k : 乱流エネルギー k の生成項
- P_{k_L} : 乱流境界層に遷移する以前の境界層中に存在する攪乱のエネルギー k_L の生成項
- R_{BP}, R_{NAT} : バイパス遷移と自然遷移の寄与
- D_L, D_T : 散逸項
- α_T : 有効拡散係数
- d : 壁からの距離
- f_ω : ダンピング関数
- f_W : 壁近傍の非粘性項に関するダンピング関数
- $C_{\omega 1}, C_{\omega 2}, C_{\omega 3}, C_{\omega R}, \sigma_k, \sigma_\omega$: モデル定数
($C_{\omega 1} = 0.44, C_{\omega 2} = 0.92, C_{\omega 3} = 0.3, C_{\omega R} = 1.5, \sigma_k = 1, \sigma_\omega = 1.17$)

(3) 数値解法

(B.3), (B.4)式で記述された RANS 方程式および連続の式は有限体積法 (Finite Volume Method) [B-6][B-10]により離散化され数値的に解かれる。有限体積法は、1960年代に Los Alamos 研究所において非構造格子に基づく流体解析手法として開発され、現在では多くの商用の流体解析コードに標準的な離散化手法として採用されている。

有限体積法は流場全体を格子と呼ばれる小領域に分割し、格子点を中心とする領域であるコントロールボリュームを定義し、コントロールボリュームに対して各物理量の保存式を積分形の方程式に近似し、保存則を満たすよう数値解析する方法である。

ここで、RANS 方程式の対流項は流速に関して非線形となるため、数値解析で解く必要があるため、流速と圧力のカップリング手法の一つである SIMPLEC 法 (Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equation-Consistent Algorithm) [B-3]を採用した。SIMPLEC 法は SIMPLE 法で用いる速度補正量に一部修正を加えて圧力補正式を改良することにより、カップリングの収束速度に改善が図られている。

(4) キャビテーションモデル

Full cavitation モデル[B-4]

Full cavitation モデルは相変化、乱流エネルギー、非凝縮性ガスの影響を考慮したモデルである。圧縮性流体についての Navier-Stokes 方程式と標準的な乱流モデルで構成され、作動流体は液体、水蒸気、非凝縮性ガスの混合で、流体の密度 ρ は液体、水蒸気、非凝縮ガスの質量分率 f の関数で(B.26)式で表され、(B.27)式に示す輸送方程式が解かれる。添字の v, g, l は水蒸気、非凝縮性ガス、液相を示す。 \vec{v} は気相の速度ベクトル、 γ は拡散係数である。相変化率は R_e と R_c の差で表され、 R_e と R_c はそれぞれ、水蒸気の蒸発率(B.28)式と凝縮率(B.29)式である。

ここで、 C_e, C_c は経験定数、 k は乱流エネルギー、 σ は表面張力係数である。相変化率 R_e と R_c の計算には Rayleigh-Plesset 方程式が用いられ、気泡の動力学が考慮される。この際、高階微分項を無視することで、気泡の膨張および収縮速度が非常に大きくなり、数値計算が不安定になるという問題を回避している。また、気泡半径は局所的な気液間の相対速度に応じて決定される最大値を取るという仮定がなされている。すなわち、臨界となる大きさ以上の気泡は分裂して、臨界の大きさになる。

(B.30), (B.31)式では、 P_v は相変化が起きる圧力を示し、飽和蒸気圧 P_{sat} に乱流の

効果として乱流エネルギーによる変動分 $P'_{turb}/2$ を加えたものとしている。添字 *turb* は乱流を表している。

$$\frac{1}{\rho} = \frac{f_v}{\rho_v} + \frac{f_g}{\rho_g} + \frac{1-f_v-f_g}{\rho_l} \quad (\text{B.26})$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho f) + \nabla \cdot (\rho \vec{v} f) = \nabla \cdot (\gamma \nabla f) + R_e - R_c \quad (\text{B.27})$$

$$R_e = C_e \frac{\sqrt{k}}{\sigma} \rho_l \rho_v \sqrt{\frac{2(P_v - P)}{3\rho_l}} (1 - f_v - f_g) \quad (\text{B.28})$$

$$R_c = C_c \frac{\sqrt{k}}{\sigma} \rho_l \rho_l \sqrt{\frac{2(P - P_v)}{3\rho_l}} f_v \quad (\text{B.29})$$

$$P_v = \left(P_{sat} + \frac{P'_{turb}}{2} \right) \quad (\text{B.30})$$

$$P'_{turb} = 0.39 \rho k \quad (\text{B.31})$$

(5) 解析格子

解析領域はプロペラを含む回転領域とその外側の静止部で構成され、静止部と回転部は不連続接合を用いる。流入境界に流速を規定し、流出境界では圧力を規定する。解析領域を Fig. B.2 に示す。プロペラ単独性能計算ではプロペラ直径を D として、外側静止円筒の半径を $5D$ 、プロペラ中心から上流境界を $3D$ 、プロペラ下流境界をプロペラ中心から $7D$ とし、キャビテーション計算では、プロペラ中心から上流境界を $0.7D$ まで近くすることで、流入境界に与えた伴流分布の数値拡散を抑えた。解析格子は非構造格子であり、解析空間はテトラ格子をベースとして、翼表面には境界層解像を目的としてプリズム層を配置する。高い計算精度と計算安定性を両立させるため、プロペ

ラ直径 250mm とした場合に、プロペラ単独性能定常計算では、プロペラ翼面上メッシュサイズを 0.6mm, 翼面のプリズム層数は 18 層とした. 非定常のキャビテーション計算では、メッシュサイズをプロペラ翼面上で 0.8mm, キャビテーション発生範囲ではさらに細かくし、翼面のプリズム層数は 17 層とし、最終的な 1 サイクルの回転角度は 0.3deg.とした.

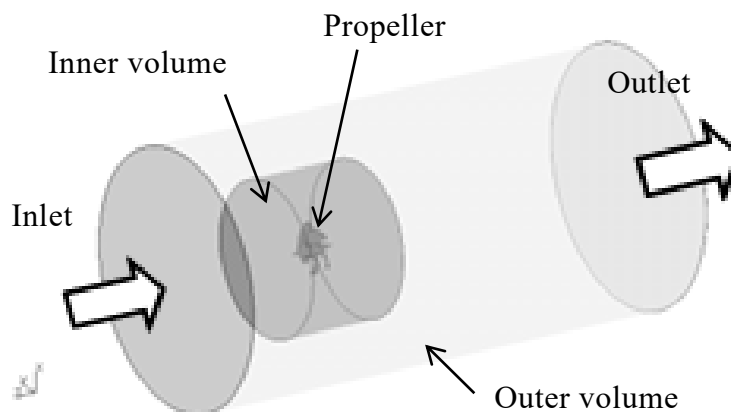


Fig. B.2 Volume mesh region around propeller

(6) 計算システム

船用プロペラや船体を含めたプロペラの計算は計算規模が大きくなるため、Windows Server 2008 をベースとする 5000 コアの並列計算機システムを CFD 計算に用いた. 本システムの計算ノードは DELL 社製 Power Edge M630, CPU は Intel 社製 Xeon E5-2670v3 をはじめとする複数の機種で構成され、ノード間の MPI 通信には Voltaire 社製および Mellanox 社製 Infiniband 装置を用いている. 本システムのうち 72 コアを用いたプロペラ単独計算であれば約 1300 万要素で 7000 サイクルの定常計算を約 15 時間で、240 コアを用いたキャビテーション計算であれば約 1100 万要素で 5100 サイクルの非定常計算を約 12 時間で行うことが可能である.

[B-1] Shih, T.H., Liou, W.W., Shabbir, A., Yang, Z. and Zhu, J.: A new $k-\varepsilon$ eddy viscosity model for high Reynolds number turbulent flows, Computers Fluids, Vol.24, No.3, pp.227-238. 1995.

- [B-2] Walters, D.K. and Cokljat, D.: A Three-Equation Eddy-Viscosity Model for Reynolds-Averaged Navier-Stokes Simulations of Transitional Flow, ASME J. of Fluids Eng., Vol.130, No.12, 121401, 2008.
- [B-3] Van Doormaal, J.P. and Raithby, G.D.: Enhancements of the SIMPLE method for predicting incompressible fluid flows, Numerical Heat Transfer, Vol.7, No.2, pp.147-163, 1984.
- [B-4] Singhal, A.K., Athavale, M.M., Li, H. and Jiang, Y.: Mathematical basis and validation of the full cavitation model, J. of Fluids Eng., Vol.124, No.3, 2002.
- [B-5] 株式会社ソフトウェアクレイドル：非構造格子系熱流体解析システム SCRYU/Tetra Version13 ユーザーズガイド
- [B-6] 大宮司久明, 他編：乱流の数値流体力学 モデルと計算法, 東京大学出版会, pp.334-335, 1998.
- [B-7] Willcox, D.C.: Turbulence Modeling for CFD Second Edition, D C W Industries, 1998.
- [B-8] Schlichting, H.: Boundary Layer Theory 7th edition, McGraw-Hill, 1979.
- [B-9] Walters, D.K. and Leylek, J.H.: A New Model for Boundary Layer Transition Using a Single-Point RANS Approach, ASME J. of Turbomachinery, Vol.126, No.1, pp.193-202, 2004.
- [B-10] 数値流体力学編集委員会編：非圧縮性流体解析, 東京大学出版会, 1995.

付録 C 簡便なパネル法 SQCM の概略

ここでは、九州大学において開発された SQCM (Source and QCM) と呼ばれる簡便なパネル法 [C-1] について、定常 3 次元翼を対象としてその計算法について述べる。

SQCM は、翼のキャンバー面上に揚力面理論の一種である Lan の準連続渦分布法 QCM (Quasi-Continuous Vortex lattice Method) [C-2] に従って渦格子とコントロールポイントを分布させ、翼面には Hess-Smith 法 [C-3] に従って吹出しパネルを分布させて、キャンバー面と翼面上での垂直速度がゼロという条件 (1 次式) から、渦強さと吹出し強さを同時に求める方法であり、定常問題では 3 次元翼でも繰り返し計算を行わずに Kutta の条件を満足することができるという特徴を持つ。

まず、Fig. C.1 のように翼のコード方向を x 軸、スパン方向を y 軸、鉛直上向きを z 軸とした翼固定座標系 $O-xyz$ を設定する。

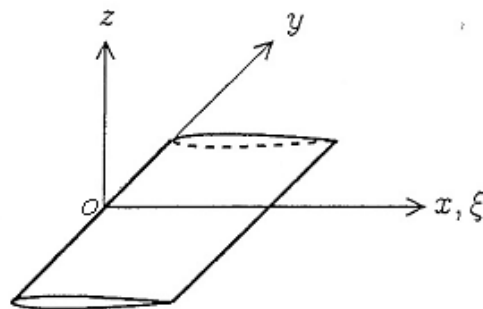


Fig. C.1 Coordinate system

SQCM においては翼面 S をスパン方向およびコード方向上下面を分割して多数の微小パネルを構成し、それぞれのパネル内で一定強さの吹出し m を分布させる。翼およびハブ表面上に分布した吹出しによる速度ベクトル \vec{V}_m は、吹出しの攪乱速度ポテンシャル ϕ_m を用いて以下のように表される。

$$\vec{V}_m = \nabla \phi_m \quad (\text{C.1})$$

ただし,

$$\phi_m = - \iint_S \frac{m(x', y', z')}{\sqrt{(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2}} dS \quad (C.2)$$

次に, キャンバー面を先に行った吹出しパネルのスパン方向の分割位置に合わせて Fig. C.2 のように M 分割する. このとき y_μ 断面におけるコード長を $c(y_\mu)$, また y_μ と $y_{\mu+1}$ 断面の平均位置 \bar{y}_μ におけるコード長を $c(\bar{y}_\mu)$ とする. また, キャンバー面から後流渦面に沿う軸を ξ 軸とし, 翼前縁および翼後縁の位置をそれぞれ $\xi_L(y_\mu)$ および $\xi_T(y_\mu)$ とする. コード方向の渦分布は, 1 本の束縛渦と 2 本の自由渦および 2 本の後流渦から成る馬蹄渦の集合と考えることができる. なお, ここでは束縛渦の端点から翼後縁までを自由渦, 翼後縁より後流側を後流渦と呼んでいる.

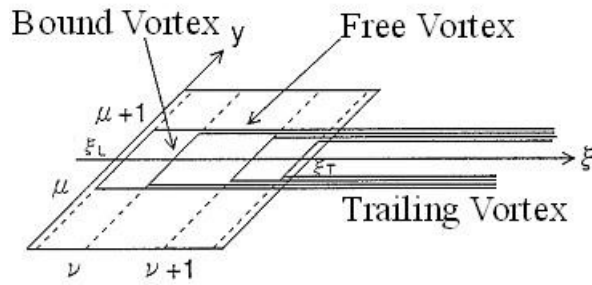


Fig. C.2 Arrangement of vortex systems

各スパン方向位置 (y_μ 断面) のキャンバー面上に N 個の馬蹄渦を配置すると, 馬蹄渦のうちの束縛渦の座標 $\xi_{\mu\nu}^{LP}$ は, QCM の理論に従って以下のように表される.

$$\xi_{\mu\nu}^{LP} = \xi_L(y_\mu) + \frac{c(y_\mu)}{2} \left(1 - \cos \frac{2\nu-1}{2N} \pi \right), \quad \nu = 1, 2, \dots, N \quad (C.2)$$

そうすると, 渦分布 ν による速度ベクトル \vec{V}_ν は以下のように表される.

$$\vec{V}_\gamma = \frac{\pi}{2N} \sum_{\mu=1}^M c(\bar{y}_\mu) \sum_{\nu=1}^N \gamma_{\mu\nu} \vec{v}_{\mu\nu} \sin\left(\frac{2\nu-1}{2N} \pi\right) \quad (\text{C.3})$$

ただし,

$$\vec{v}_{\mu\nu} = \vec{v}_{B\mu\nu} + \sum_{\nu'=1}^N (\vec{v}_{F\mu+1\nu'} - \vec{v}_{F\mu\nu'}) + \sum_{\nu'=1}^{N_w} (\vec{v}_{T\mu+1\nu'} - \vec{v}_{T\mu\nu'}) \quad (\text{C.3})$$

ここで N_w は後流渦の分割数であり, $\vec{v}_{B\mu\nu}$, $\vec{v}_{F\mu\nu}$ および $\vec{v}_{T\mu\nu}$ は, それぞれ束縛渦, 自由渦および後流渦を構成する渦成分による単位強さあたりの誘導速度ベクトルである. 個々の渦成分による誘導速度ベクトルは **Biot-Savart** の法則により求めることができる.

以上より, 翼への流入速度ベクトルを \vec{V}_I とすると, 全体の速度ベクトル \vec{V} は,

$$\vec{V} = \vec{V}_I + \vec{V}_m + \vec{V}_\gamma \quad (\text{C.4})$$

となる.

吹出しおよび渦分布の強さを求めるための翼面上のコントロールポイントの位置は各パネルの中心点とする. また, キャンバー面上のコントロールポイントのスパン方向位置は, y_μ と $y_{\mu+1}$ 断面の平均位置 \bar{y}_μ とする. そうすると, \bar{y}_μ 断面におけるコントロールポイントのコード方向の位置 $\xi_{\mu\nu}^{CP}$ は, QCM の理論に従って以下のように与えられる.

$$\xi_{\mu\nu}^{CP} = \xi_L(\bar{y}_\mu) + \frac{c(\bar{y}_\mu)}{2} \left(1 - \cos \frac{\nu}{N} \pi\right), \quad \nu = 1, 2, \dots, N \quad (\text{C.5})$$

Fig. C.3 は 3 次元翼のある断面を取り出し, 翼面の吹出しパネルとキャンバー面上の渦, そしてコントロールポイントの位置関係を示したものである.

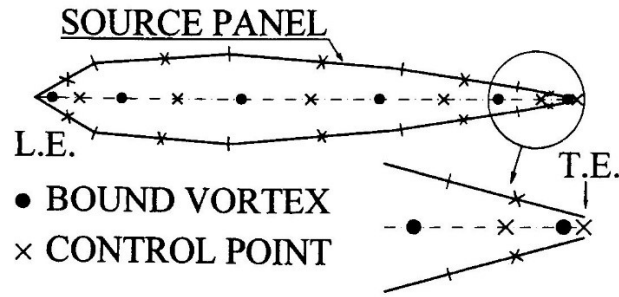


Fig. C.3 Arrangement of source panels, bound vortices and control points[C-1]

さて、翼面およびキャンバー面に対する法線ベクトルを \vec{n} とすると、それぞれの面における境界条件は、

$$\vec{V} \cdot \vec{n} = 0 \quad (\text{C.6})$$

となり、これらを同時に満足するように連立1次方程式を構成し、これを解いて吹出し分布 m と渦分布 γ を求める。QCM の理論に従うと、翼断面の最後端(T.E.)にキャンバー面上のコントロールポイントが配置され、定常問題ではこの点上での垂直速度をゼロと置くことにより翼後端を回り込む流れがなくなり、Kutta の条件が満足される。

渦および吹出し分布が求められると、翼面上の圧力 p は無限遠方の静圧 p_0 と流体密度 ρ を用い、Bernoulli の定理より次式で与えられる。

$$p - p_0 = \frac{1}{2} \rho (|\vec{V}_1|^2 - |\vec{V}|^2) \quad (\text{C.7})$$

さらに圧力係数 C_p は以下のように表される。

$$C_p = \frac{p - p_0}{\frac{1}{2} \rho |\vec{V}_1|^2} \quad (\text{C.8})$$

参 考 文 献

- [C-1] 安東潤, 毎田進, 中武一明: 簡便なパネル法による定常プロペラ性能解析, 日本造船学会論文集, 第 178 号, pp.61-69, 1995.
- [C-2] Lan, C.E.: A Quasi-Vortex-Lattice Method in Thin Wing Theory, Journal of Aircraft, Vol.11, No.9, pp.518-527, 1974.
- [C-3] Hess, J.L. and Smith, A.M.O.: Calculation of Nonlifting Potential Flow about Arbitrary Three Dimensional Bodies, Journal of Ship Research, Vol. 8, No.2, pp.22-44, 1964.

表圖題一覽

Table 2.1 Propeller design condition.....	13
Table 2.2 Principal particulars of propeller models	16
Table 2.3 Cavitation test conditions.....	20
Table 3.1 Principal particulars of propeller models	59
Table 3.2 Principal particulars of propeller models	69
Table 4.1 Principal particulars of propeller models	83
Table 4.2 Propeller open water characteristics obtained from the model test at the design point.....	87
Table 4.3 Propeller open water characteristics at design point calculated by CFD.....	90
Table 4.4 Principal particulars of ship hull	92
Table 4.5 Self-propulsion factors at 13.5kt by model test.....	93
Table 4.6 Form factor ($1+K$).....	99
Table 4.7 Self-propulsion factors at 13.5kt by CFD	100
Table 4.8 Propeller open water characteristics of MPNo.1	105
Table 4.9 Form factor ($1+K$).....	106
Table 4.10 Self-propulsion factors at 13.5kt in full scale	107
Table 4.11 Wake correction factors from wake fraction of the present ship model to that of the full scale ship.....	108
Table 5.1 Principal particulars of propeller models	112
Table 5.2 Propeller open water efficiency at design point	114
Table 5.3 Propeller open water efficiency at $J = 0.1$	114
Table 6.1 Propeller design condition.....	126
Table 6.2 Principal particulars of propeller models	128
Table 6.3 Propeller open water characteristics	131
Table 6.4 Amplitude of fluctuating pressure	134
Table 6.5 Propeller design condition.....	138
Table 6.6 Principal particulars of propellers	140

Table 6.7 Propeller open water characteristics	143
Table 6.8 Single amplitude of fluctuating pressure.....	150
Table 6.9 Principal particulars of propellers	151
Fig. 2.1 Propeller model (MPNo.6)	17
Fig. 2.2 Designed tip rake distributions (MPNo.6, 7, 8, 9, 10, 11)	18
Fig. 2.3 Propeller model (MPNo.1)	20
Fig. 2.4 Wake pattern of ship A	20
Fig. 2.5 Cavitation pattern (MPNo.5, $K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$)	24
Fig. 2.6 Cavitation pattern of each model ($K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$, $\theta = 25\text{deg.}$)	24
Fig. 2.7 Position of pressure sensors.....	25
Fig. 2.8 Effect of tip rake on fluctuating pressure ($K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$) ...	27
Fig. 2.9 Effect of tip rake on fluctuating pressure ($K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$)....	27
Fig. 2.10 Pressure signals of MPNo.1, 3 ($K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$)	29
Fig. 2.11 Pressure signals of MPNo.1, 3 ($K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$).....	29
Fig. 2.12 Pressure signals of MPNo.3	30
Fig. 2.13 Assumed pressure signals under condition 1 ($K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$)	31
Fig. 2.14 Effect of assumed pressure signals on fluctuating pressure amplitude under condition 1 ($K_T = 0.180$, $\sigma_n = 1.65$).....	31
Fig. 2.15 Assumed pressure signals under condition 2 ($K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$)	32
Fig. 2.16 Effect of assumed pressure signals on fluctuating pressure amplitude under condition 2 ($K_T = 0.165$, $\sigma_n = 2.20$)	33
Fig. 2.17 Relation between fluctuating pressure (2nd blade frequency)	35
Fig. 2.18 Relation between fluctuating pressure (2nd blade frequency)	36
Fig. 2.19 Relation between fluctuating pressure (2nd blade frequency)	36
Fig. 2.20 Relation between fluctuating pressure (2nd blade frequency)	37
Fig. 2.21 Relation between fluctuating pressure (1st blade frequency)	37
Fig. 2.22 Relation between fluctuating pressure (3rd blade frequency).....	38

Fig. 2.23 Comparison of the deduction ratio of fluctuating pressure between calculation and experiment (2nd blade frequency)	41
Fig. 2.24 Comparison of the deduction ratio of fluctuating pressure between calculation and experiment (3rd blade frequency)	41
Fig. 3.1 Horse-shoe vortex	45
Fig. 3.2 Biot-Savart law	46
Fig. 3.3 Vortex segment geometry	46
Fig. 3.4 Calculation conditions.....	48
Fig. 3.5 Induced velocity distributions (x -direction).....	49
Fig. 3.6 Pressure distributions ($y=0.9$)	50
Fig. 3.7 Model of a foil	51
Fig. 3.8 Rake distributions	52
Fig. 3.9 Blade models	52
Fig. 3.10 Calculation region	53
Fig. 3.11 Grid mesh around blade	53
Fig. 3.12 Pressure distributions at 90% position	55
Fig. 3.13 Pressure distributions on the face side	56
Fig. 3.14 Limiting streamlines on the face side.....	57
Fig. 3.15 Thrust distributions ($J = 0.4$).....	60
Fig. 3.16 Induced velocities on the face side	62
Fig. 3.17 Velocities on the face side	63
Fig. 3.18 Pressure distributions on the face side ($J = 0.4$)	65
Fig. 3.19 Pressure distributions at $0.9R$ ($J = 0.4$)	67
Fig. 3.20 Flow from face side to back side near the tip	70
Fig. 3.21 Vorticity distributions.....	70
Fig. 3.22 Pressure distributions on the face side	71
Fig. 3.23 Pressure distributions ($0.985R, 0.9R, 0.7R$)	73
Fig. 3.24 Cavitation simulations	74
Fig. 3.25 Cavitation pattern and volume by model test and CFD (MPNo.3) ..	76
Fig. 3.26 Cavity volume time series	77
Fig. 3.27 Second order differentiating cavity volume by time	79

Fig. 3.28 Pressure signals by model test	79
Fig. 4.1 Designed tip rake distributions (MPNo.1, 2, 3, 4, 5)	84
Fig. 4.2 Propeller open water characteristics obtained from the model test ...	86
Fig. 4.3 Comparison of propeller open water characteristics by model test to MPNo.1	87
Fig. 4.4 Grid mesh around blade surface	88
Fig. 4.5 Prism mesh arrangement around blade surface	88
Fig. 4.6 Propeller open water characteristics calculated by CFD	89
Fig. 4.7 Comparison of propeller open water characteristics by CFD to MPNo.1	90
Fig. 4.8 Ship model.....	92
Fig. 4.9 Comparison of self-propulsion factors by model test to MPNo.1	93
Fig. 4.10 Computational domain	94
Fig. 4.11 Mesh around hull for resistance calculation	95
Fig. 4.12 Grid mesh around hull with propeller for self- propulsion calculation	95
Fig. 4.13 Wake patterns.....	98
Fig. 4.14 Comparison of self-propulsion factors by CFD to MPNo.1	100
Fig. 4.15 Pressure distribution and wake pattern around propellers	102
Fig. 4.16 Surface stream lines of MPNo.1	105
Fig. 4.17 Wake patterns.....	106
Fig. 4.18 Comparison of self-propulsion factors in full scale to MPNo.1	108
Fig. 5.1 Designed tip rake distributions (MPNo.1, 9, 10, 11).....	112
Fig. 5.2 Propeller open water characteristics	113
Fig. 5.3 Thrust distributions at $J = 0.4$	116
Fig. 5.4 Pressure distributions at $J = 0.4$	118
Fig. 5.5 Pressure distributions at $0.9R (J = 0.1)$	120
Fig. 5.6 Pressure distributions at $0.9R (J = 0.4)$	121
Fig. 6.1 Wake pattern of ship B	127
Fig. 6.2 Propeller models (side view)	129
Fig. 6.3 Stress distributions on the face side	130

Fig. 6.4 Modified Goodman's stress diagrams	130
Fig. 6.5 Cavitation observation	133
Fig. 6.6 Reinforced signals of fluctuating pressure during one revolution ..	134
Fig. 6.7 Transverse distributions of fluctuating pressure amplitude	135
Fig. 6.8 Wake pattern of ship A	138
Fig. 6.9 Propeller models (side view)	141
Fig. 6.10 Cavitation pattern (CFD)	145
Fig. 6.11 Cavity volume (CFD)	146
Fig. 6.12 Cavitation pattern (Experiment).....	147
Fig. 6.13 Paint erosion test.....	147
Fig. 6.14 Second order differentiating cavity volume by time (CFD).....	148
Fig. 6.15 Pressure signals by model test	149
Fig. 6.16 Full scale propellers	152
Fig. 6.17 Results of hull vibration measurements.....	154
Fig. 6.18 Results of hull vibration measurements on poop deck and	155
Fig. 6.19 Results of hull vibration measurements at wheelhouse port and starboard.....	155
Fig. 6.20 Blade surface condition	156
Fig. A.1 Propeller geometry	172
Fig. A.2 Coordinate systems fixed on propeller shaft	173
Fig. A.3 Coordinate systems on propeller blade surface	174
Fig. A.4 Definition of effective rake	176
Fig. A.5 Rake definition	177
Fig. B.1 Coordinate systems of propeller	179
Fig. B.2 Volume mesh region around propeller	186
Fig. C.1 Coordinate system	188
Fig. C.2 Arrangement of vortex systems	189
Fig. C.3 Arrangement of source panels, bound vortices and control points[C-1]	191