

## 二重反転プロペラ最適設計システムの開発

正員 佐々木 紀 幸*	正員 村 上 光 功**
正員 野 沢 和 男***	正員 副 島 俊 二****
正員 白 木 東*****	正員 青 野 健*
正員 藤 本 留 男**	正員 船 野 功***
正員 石 井 規 夫****	正員 小 野 木 裕*****

Design System for Optimum Contra-Rotating Propellers

by Noriyuki Sasaki, <i>Member</i>	Mitsunori Murakami, <i>Member</i>
Kazuo Nozawa, <i>Member</i>	Shunji Soejima, <i>Member</i>
Akira Shiraki, <i>Member</i>	Takeshi Aono, <i>Member</i>
Tomeo Fujimoto, <i>Member</i>	Isao Funeno, <i>Member</i>
Norio Ishii, <i>Member</i>	Hiroshi Onogi, <i>Member</i>

### Summary

A new type of contra-rotating propellers (CRP) system has been developed through the cooperative research work of five shipbuilding companies (HZ, KHI, MES, NKK, SHI). This paper describes a design system for an optimum CRP, which is one of the numerous fruits obtained from the cooperative work.

The optimum design system is composed of three theoretical programs, i. e. (1) Design program of optimum CRP, (2) Steady lifting surface program of CRP, (3) Unsteady lifting surface program of CRP.

In the former part of this paper, these theoretical programs will be discussed, and the design system supported by these theoretical programs will be verified by comparing calculated results with experiments in the latter part.

### 1. 概 要

二重反転プロペラ(以下CRPと称する)の研究に関して過去多くの報告がなされてきたが、近年の環境汚染問題に対応した省エネルギー化促進という時代の要請を受けて、このたび、川崎重工業(株)、住友重機械工業(株)、日本鋼管(株)、日立造船(株)、および三井造船(株)の造船5社は

共同で新CRPシステムを開発した。この共同開発はCRPの実船採用を想定し、実用化に必要なあらゆる点を考慮して実施されたものであり、その内容は下記の4項目に集約される。

- (a) CRP設計システム(プロペラ、軸)の開発
- (b) CRP新型反転軸受け装置の開発
- (c) プロペラおよび軸系の実機設計
- (d) プロペラおよび軸系の大型模型試験による性能確認

ここではこれら開発成果から得られた知見を基に構築したCRP最適設計システムに限定して報告する。CRPは良く知られている様におよそ150年前に提案された高効率プロペラであり、前後に近接して配置された二つのプロペラを互いに反対方向に回転させることにより、プロペラ後流の回転損失を回収して理想効率に近づけるシステムである。しかし、CRPは前後プロペラ間の相互干渉が大きく、

\* 住友重機械工業(株)

\*\* 日立造船(株)

\*\*\* 川崎重工業(株)

\*\*\*\* 三井造船(株)

\*\*\*\*\* 日本鋼管(株)

原稿受理 平成8年7月10日

秋季講演会において講演 平成8年11月14,15日

高性能なCRPを効率良く開発もしくは最適設計をするためには高精度な理論的設計ツールが必要である。

ここで紹介するCRP最適設計システムはFig. 1に示す様に、次の3種の理論計算プログラムで構成されている。

- (1)CRP最適設計プログラム
- (2)CRP定常特性計算プログラム
- (3)CRP非定常特性計算プログラム

この内、CRP最適設計プログラムは簡易プロペラ理論を組み込んだものであり、任意の設計条件を入力して前後プロペラの最適要素およびピッチ分布等を出力する。これは以前著者の一人が報告した初期のCRP最適設計プログラム<sup>1)</sup>に、今回の開発過程で得た知見を基にした最適化ルーチンを加え改良したものであり、また、CRPに対する自航要素が不明な場合においても、数多くの模型試験データを基にした自航要素推定機能も備えている。したがって本プログラムにより、最少燃費となる前後プロペラの回転数と翼数の初期検討のみならず、詳細設計段階での最適CRPの設計についても容易に実施することが可能になった。一方、CRP定常特性計算プログラムは著者の一人が以前報告した通常型プロペラ対応の定常QCM<sup>2)</sup>を使用した理論計算法をCRPに適用したものであり、最適設計プログラムにて出力される前後プロペラの形状を入力すれば、それらの相互干渉を直接計算しCRPとしての単独特性を高精度に求めることができる。CRP非定常特性計算プログラムも、やはりQCMを適用したものであり、与えられたCRPが船尾の不均一流中で作動する際のキャビテーション性能やベアリングフォースが推定できる。

本システムの適用により最適CRPが設計され、かつ設計されたCRPの単独特性およびキャビテーション性能の評価を理論計算で実施出来ることになるが、実際の設計ではケース・バイ・ケースの臨機応変な検討も必要となる。すなわち、本システムは、一度設計されたCRPを更に改良する場合においても、定常、非定常の理論計算プログラムは細かい形状差に対応できることから、オフ・ラインで形状修正を行いその改良の程度を確認することも可能となる。最終的なCRP性能は模型試験で確認する必要があるが、本システムによりCRPを通常型プロペラと同等な期間で設計出来るので、引き合いにも迅速な対応が可能となる。

以上、本CRP最適設計システムの概要を述べてきたが、第2章ではCRP最適設計法を、また、第3章では定常、非定常のCRP特性計算法を詳細に記す。更に第4章では、これらのツールを用いて設計したCRPの模型試験結果を計算結果と比較してシステムの精度を評価すると共に、パラメータスタディによりCRPの改良を試みた例についても報告する。

一方、実船性能推定においては、模型と実船間の尺度影響が重要な問題である。CRPの場合、模型から推定される推進効率より実船の推進効率の方が高く、通常型プロペラと比べて尺度影響が非常に大きいとの報告例<sup>3)</sup>もある。このことから、共同開発においては大容量のCRP用プロペラ動力計と大直径のプロペラ模型を製作し、可能な限り広範囲の尺度影響を調査してその性能を評価したが、その際に単独特性の尺度影響に対して理論的アプローチも実施したので実験値との比較検討結果も併せて第4章で紹介する。

## 2. CRP最適設計法

### 2.1 設計法の特徴

CRPの設計法としては、Morgan<sup>4)</sup>、Manen<sup>5)</sup>、Glover<sup>6)</sup>らによっていくつかの例が示されてはいるが、前後の回転数が同一であったり、均一流を対象にしているなどの非現実的な制約条件がある。一方、CRPの性能に及ぼす種々の設計パラメータの影響は、次のように整理できる<sup>7)</sup>ので、これらを考慮した、より実用的な設計法が望まれる。

- (1)プロペラの最適直径と回転数は通常型プロペラのそれと同様な関係がある。
- (2)前後のプロペラ間隔がCRPの単独効率に与える影響は小さいので、前後のプロペラ間隔を含めた船尾におけるプロペラ配置は、CRPの単独性能よりむしろ舵との位置関係および軸アライメントの観点から決定すべき性質のものと考えられる。
- (3)前後プロペラの負荷分担は、プロペラ効率の面からほぼ前後均等が良い。但し、若干のバランスの違いであればその影響は小さい。

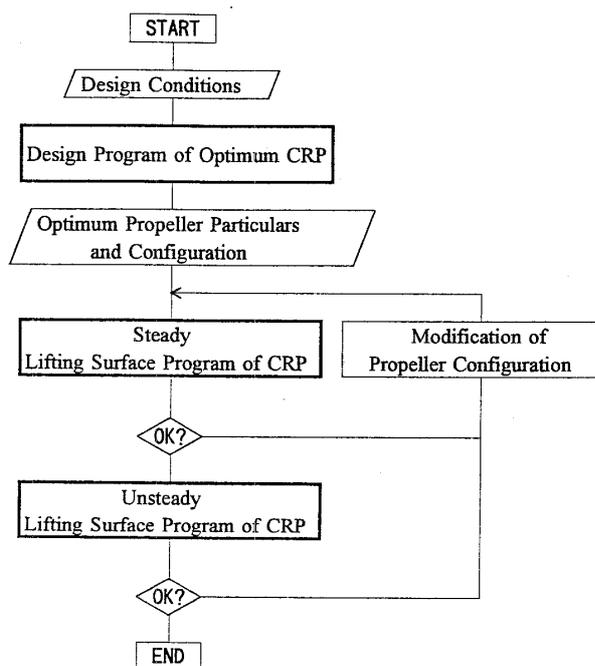


Fig. 1 Design flow diagram of optimum CRP

ここでは、最適CRPを設計するにあたり、上記の条件を満たしながら、これらのパラメータを容易に入力できることと、採用実績が豊富な通常型プロペラの設計法を最大限に利用することを念頭に置いた設計法を開発した。

本設計法の特徴としては、その他に、相互の軸方向誘導速度だけでなく舵ポテンシャル伴流もプロペラ前進速度として考慮していること、最大効率を得られる翼輪郭を自動的に決定できることなどが挙げられる。

## 2.2 設計のフロー

Fig. 2 に設計法のフローチャートを示す。図からわかるように、本設計法は簡易プロペラ理論に基づくCRP最適設

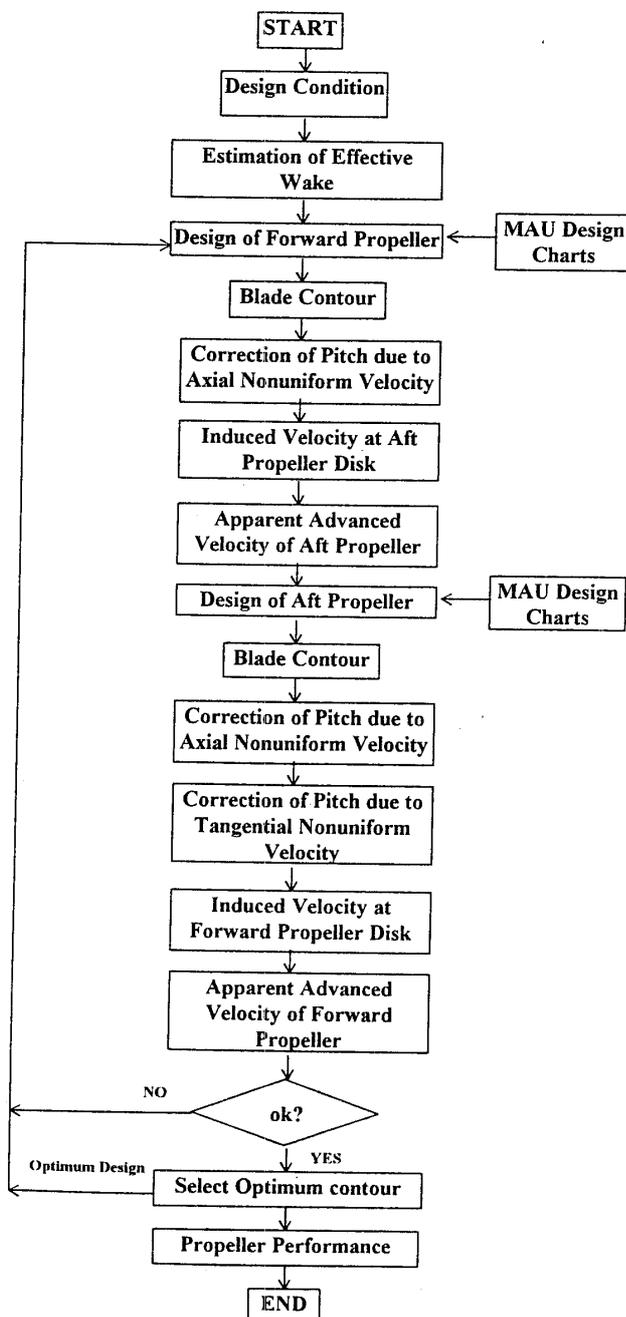


Fig. 2 Flow diagram of CRP design program

計プログラムと、設計されたCRPの形状を入力することによりその単独特性やキャビテーションなどの非正常特性を推定する理論計算プログラムから構成されている。最適設計プログラムは、基本的には文献りに示された計算法に基づいているが、通常型プロペラの設計条件からCRPの設計条件を推定する機能の追加、翼厚比とレイノルズ数の影響を考慮した粘性抗力を新たに導入し特性の推定精度を向上させたこと、キャビテーション性能を損なうことなく最大の効率を得られる翼輪郭形状を求める機能の追加など、幾つかの改良が実施されている。最適設計プログラムの下流にある理論計算プログラムは、設計されたプロペラ形状を入力して、設計点を含む広範囲な作動領域での特性のチェックを実施したり、不均一流中でのキャビテーションやベアリングフォースの計算を実施することで、設計されたプロペラの総合的な性能を確認することがその最大の役割である。以下に、プログラムの概要を述べるが、理論計算プログラムの詳細は3章で述べるので、ここでは最適設計プログラムだけを説明する。

## 2.3 CRPの設計条件

CRPを設計する場合に、単独状態におけるCRPの設計は比較的簡単であるが、船後においても期待通りの性能を得るためには、前後それぞれのプロペラの伴流率( $W_T$ )や推力減少率( $t$ )を正確に推定する必要がある。特に伴流率は前後のプロペラの馬力分担率や回転数に大きく影響するので重要な設計条件と言える。一方、通常型プロペラと異なり、CRPの前後のプロペラの伴流率( $W_T$ )や推力減少率( $t$ )をどの様に考えればよいかを具体的に示された例はない。したがってここではそれらの設計条件についての具体的な算出方法について示す。

### 2.3.1 推力減少率( $t$ )の推定

CRP装備船の推力減少率( $t$ )は通常型プロペラ装備船に比べ高くなる。この主たる原因はCRP装備船の舵抵抗が通常型プロペラ装備船より大きくなるため、CRPと通常型プロペラの推力減少率の間にはFig. 3に示すような関係がある。これは、CRPの後流には、プロペラの回転流が含まれないために、通常型プロペラであれば発生する舵のスラストがCRPの場合には生じない。したがって、推力減少率を正確に求めるには、CRP装備による舵の抵抗増加を、プロペラと舵の干渉計算により推定する必要があるが、実際に使用される舵やプロペラはその相対的な位置や大きさにそれほど大きな違いが無いので、Fig. 3が、ほぼ一般性を持ったものとなっているのも事実である。実際、この図の中に今回実施した自航試験の結果を載せてみても同様な傾向がある。よってCRP装備船の推力減少率を $t_{CRP}$ 、通常型プロペラの場合を $t_{CP}$ として次の式で与えることも、実用性の観点から十分に考えられる。

$$t_{CRP} = t_{CP} + 0.045 \quad (1)$$

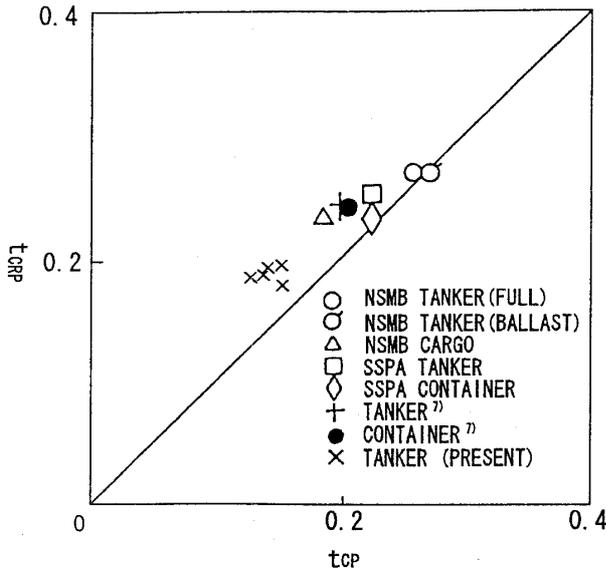


Fig. 3 Thrust deduction factor of ship with CRP and CP

2.3.2 有効伴流率 ( $W_T$ ) の推定

通常型プロペラの実船伴流率を推定する方法としては、矢崎の方法や、ITTCの方法が良く知られているが、CRPの実船伴流率の推定に矢崎の方法をそのまま用いるのはやや無理があると思われるので、ここではITTCの実船伴流推定法の考え方にに基づきCRPを装備する実船の伴流率推定法について考える。ITTCは有効伴流率 ( $W_T$ ) を船体ポテンシャル成分 ( $W_H$ )、舵のポテンシャル成分 ( $W_R$ )、および粘性成分 ( $W_V$ ) に分解して考えている。一方、CRPの場合はこれらの他に前後プロペラの相互干渉成分 ( $W_I$ ) を考慮する必要がある。以上より通常型プロペラおよびCRPの有効伴流率は次式によって表される。なお、添え字  $C$ ,  $F$ ,  $A$  はそれぞれ通常型プロペラ (CP), CRPの前 ( $F$ )・後 ( $A$ ) を表す。

$$CP: W_{TC} = W_{HC} + W_{RC} + W_{VC} \quad (2)$$

$$CRP: W_{TF} = W_{HF} + W_{RF} + W_{IF} + W_{VF} \quad (3)$$

$$W_{TA} = W_{HA} + W_{RA} + W_{IA} + W_{VA}$$

ここで船体のポテンシャル成分である  $W_H$  は推力減少率と等しいとする。但しCRPについては前後とも先に求めた  $t_{CRP}$  を用い、更に直径の修正を(6)式で行う。

$$CP: W_{HC} = t_{CP} \quad (4)$$

$$CRP: W_{HF} = W_{HA} = t_{CRP} \quad (5)$$

$$(1 - W_{HF}) = (1 - t_{CRP}) \cdot \frac{1}{2} \cdot \left(1 + \frac{D_{PF}}{D_{PC}}\right) \quad (6)$$

$$(1 - W_{HA}) = (1 - t_{CRP}) \cdot \frac{1}{2} \cdot \left(1 + \frac{D_{PA}}{D_{PC}}\right)$$

ただし、 $D_P$  はプロペラ直径である。

船後状態におけるCRPのトルクバランスは、単独時と比べて大きく変化するが、その最大の原因は舵がその前方

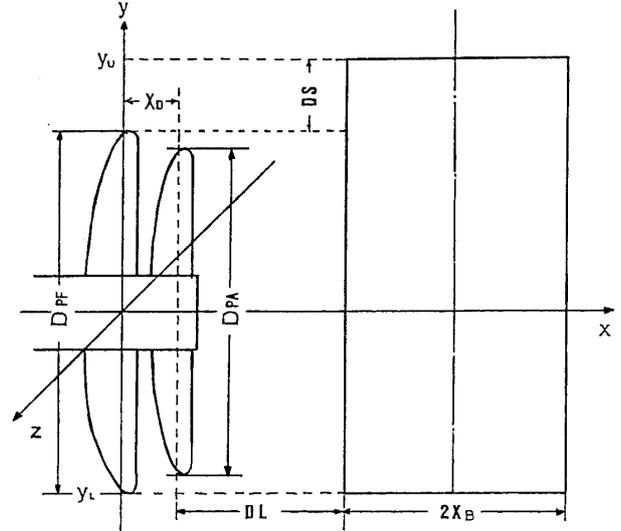


Fig. 4 Coordinate system of CRP and a rudder

に作るポテンシャル伴流である。ここでは通常型プロペラと舵との干渉計算法を用いてCRPの前後のプロペラに生じる舵のポテンシャル伴流率の簡易推定法を検討する。プロペラと舵の座標系を Fig. 4 に示す。前方プロペラの中心に原点があり、そこから後方へ  $x$  軸,  $y$  軸, 左舷方向に  $z$  軸をとる。前後プロペラ代表表面上の束縛循環の強さを  $\Gamma_F, \Gamma_A$  で表し、舵をその中心面上に分布する強さ  $\gamma(y, u)$  の渦分布と強さ  $\sigma_R(y, u)$  の吹き出し分布によって表す。また、舵は上限  $y_U$ , 下限  $y_L$ , 幅  $2x_B$  の矩形とし、舵弦中心線の  $x$  座標を  $x_M$  とする。

舵を表す速度ポテンシャルは、

$$\phi_R = \phi_{R1} + \phi_{Rt} \quad (7)$$

で与えられ、 $\phi_{R1}$  と  $\phi_{Rt}$  はそれぞれ舵の荷重と厚みによる速度ポテンシャルである。ここで、 $\phi_{R1}$  と  $\phi_{Rt}$  に関する式<sup>9)</sup>を示す。

$$\phi_{R1} = \frac{1}{4\pi} \int_{y_L}^{y_U} dy' \int_{-1}^1 \gamma(y', u') \frac{z}{(y-y')^2 + z^2} \times \left(1 + \frac{x - x_M - x_B u'}{R_1}\right) du' \quad (8)$$

$$\phi_{Rt} = \frac{1}{4\pi} \int_{y_L}^{y_U} V_{Rz}(y') x_B dy' \int_{-1}^1 \sigma_R(y', u') \frac{1}{R_1} du' \quad (9)$$

ただし、

$$R_1^2 = (x - x_M - x_B u')^2 + (y - y')^2 + z^2 \quad (10)$$

$$V_{Rz}(y', u') = \frac{\partial \phi_R}{\partial x} + \frac{V_a \Gamma_F}{h_F} + \frac{V_a \Gamma_A}{h_A} \quad (11)$$

$$\bar{V}_{Rz}(y') = \frac{1}{2} \int_{-1}^1 V_{Rz}(y', u') du' \quad (12)$$

で与えられる。ここで、 $2\pi h$  は自由渦のピッチである。簡易式を作るためには、これらの式を簡略化する必要があるが、CRPの場合、舵の荷重による影響は無視して良いと考えられるので、 $\phi_{Rt}$  のみについて考える。簡単のため、 $V_{Rz}$  として舵位置におけるプロペラ後流の平均値を考えると、

$$V_{Rx} = V_a + au_x \quad (13)$$

となる。ここで  $V_a$  はプロペラの前進速度、 $a$  は軸方向の加速係数、 $r_0$  をプロペラの半径としてプロペラ面から舵代表位置までの距離  $d/r_0$  の関数  $g(d/r_0)$  とプロペラ中心からの距離  $r/r_0$  の関数  $q(r/r_0)$  で表すことが出来るものとする。すなわち、

$$a = g(d/r_0)q(r/r_0) \quad (14)$$

で表される。ここで  $g(d/r_0)$  は半無限長の渦円筒モデルを用いると次式となる。

$$g(d/r_0) = 1 + \frac{d/r_0}{\sqrt{1+(d/r_0)^2}} \quad (15)$$

また、 $q(r/r_0)$  はプロペラ面の半径方向循環分布によって変化すると考えられるが、ここでは簡単のため、

$$q(r/r_0) = 1 \quad (16)$$

とする。

また、 $u_x$  はプロペラ面での自己誘導速度で、

$$u_x = \frac{V_a}{2}(-1 + \sqrt{1 + C_T}) \quad (17)$$

$$\text{ただし、} C_T = \frac{T}{0.5\rho V_a^2 A_P}$$

で与えられる。上式の  $C_T$  はプロペラの荷重量、 $A_P$  はプロペラ面の投影面積である。一方、舵の厚みを表す吹き出し  $\sigma_R(y', u')$  の大きさは、舵の最大厚さ  $t_{max}$  とほぼ比例するので、

$$\sigma(y', u') \propto t_{max}/D_P \quad (18)$$

したがって、舵によるポテンシャル伴流率推定式として次のような形を考えることが出来る。

$$W_R = \frac{\partial \phi_{Rt}}{V_a \partial x} \cong A \left( 1 + g(d/r_0) \frac{u_x}{V_a} \right) (t_{max}/D_P) (d/r_0)^{-2} \quad (19)$$

ただし、 $A$  は係数である。

また、(13)式はCRPに対して独立に成立し、舵位置におけるプロペラ後流は2つのプロペラからのプロペラ後流を重ね合わせて得られるものとする。

次に、 $W_I$  はCRPと舵との相互干渉が単独時と異なるために生じる伴流率変化である。これは例えば単独で作動しているCRPに舵を近づけてゆくことを考えればよい。このとき舵のポテンシャル伴流率は後方プロペラと前方プロペラでそれぞれ異なる値が得られる。すなわち、舵に近い後方プロペラ面には、前方プロペラ面よりも大きな舵ポテンシャル伴流率を生じ両者の間にポテンシャル伴流率の差  $\Delta W$  が生じる。このために、後方プロペラの荷重量が増加し、前方プロペラ面での後方プロペラによる誘導速度が増大する。前方プロペラはこの誘導速度のために逆に荷重量が減少し、推力一致法で求まる伴流率も減少する。さらにこの前方プロペラの荷重量減少は、後方プロペラ面での誘導速度を減少させ後方プロペラの荷重量をさらに増加させる方向に作用するので、結局このような干渉を繰り返して

2つのプロペラの荷重量はあるバランスに落ち着くことになる。このように、真の伴流率の前後プロペラ間の差  $\Delta W$  が単独状態とは異なる相互干渉  $W_I$  を生じさせることによって結果的に、 $\Delta W$  とは異なる見掛けの伴流率が生じる。

$W_I$  の値は、CRPの通常の作動範囲では伴流分布に関係なくほぼ次式で推定できる<sup>9)</sup>。

$$W_{IF} = -0.25 \cdot \Delta W$$

$$W_{IA} = 0.60 \cdot \Delta W \quad (20)$$

$$\text{ここで } \Delta W = W_{RA} - W_{RF}$$

最後に、粘性による伴流成分 ( $W_V$ ) は同じ場所にある通常型プロペラと同一であると考えられる。但し直径の修正を次式で行う。

$$\text{CP: } W_{VC} = W_{TC} - W_{HC} - W_{RC} \quad (21)$$

$$\text{CRP: } (1 - W_{VF}) = (1 - W_{VC}) \cdot \frac{1}{2} \cdot \left( 1 + \frac{D_{PF}}{D_{PC}} \right) \quad (22)$$

$$(1 - W_{VA}) = (1 - W_{VC}) \cdot \frac{1}{2} \cdot \left( 1 + \frac{D_{PA}}{D_{PC}} \right)$$

以上に述べた方法を用いたCRPの有効伴流率の推定例を実験値と比較して Fig. 5 に示す。

### 2.3.3 見掛けの前進速度

CRPでは前後のプロペラが干渉するので、互いの誘導速度を考慮して設計する必要がある。すなわち、前方プロペラでは、後方プロペラの吸い込みのためにプロペラ中心に向かうほどやや流速が早くなる誘導速度分布となり、また後方プロペラでは  $r/r_0 = 0.6 \sim 0.8$  付近にピークのある丘状の軸方向の誘導速度と、プロペラボスに近づくほど増加する周方向の誘導速度を生じる。ところが、このような半径方向に不均一な伴流分布は、そのままの形では従来の設計チャートを用いる設計法に対して適用できないので、何らかの方法で見掛け上均一な伴流分布に修正する必要がある。

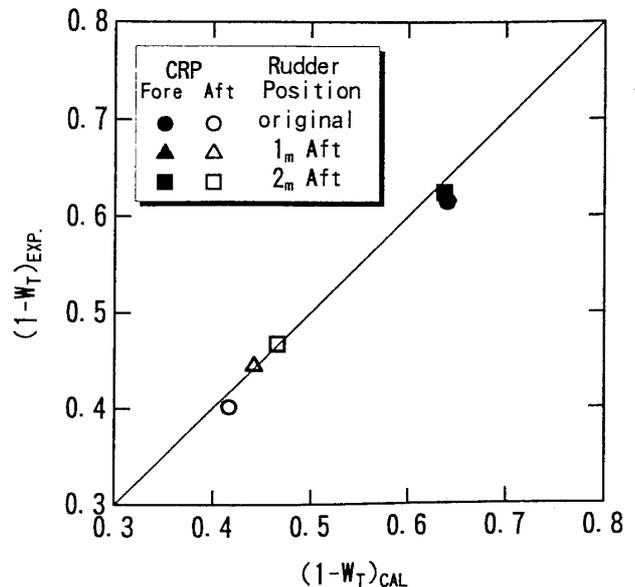


Fig. 5 Wake fraction of CRP

る。ここでは、周方向の誘導速度は別途考慮することにして、とりあえず、軸方向の不均一流を均一化する事を考える。今、プロペラの半径を  $r_0$ 、任意の半径位置を  $r$  とした場合に、プロペラの半径方向推力分布  $T(r)$  が重み関数  $f(r/r_0)$  と定数  $A$  を用いて、次式

$$T(r) = Af(r/r_0) \quad (23)$$

で近似できるとすると、相互の誘導速度による見掛けの伴流率  $W_x$  を次式で求めることが出来る。

$$W_x = - \frac{\int_b^1 f(r/r_0) V_{xim}(r) d(r/r_0)}{V_s \int_b^1 f(r/r_0) d(r/r_0)} \quad (24)$$

ここで、 $f(r/r_0)$  は、次式のように仮定する。

$$f(r/r_0) = (r/r_0)(1-r/r_0)^{0.5}$$

また、 $V_s$  は船速、 $b$  はプロペラのボス比、 $V_{xim}(r)$  はお互いのプロペラから受ける誘導速度で次式で与えられる。

$$V_{xim}(r) = \frac{\partial \phi_{PA}}{\partial x} \quad (\text{fore}) \quad (25)$$

$$V_{xim}(r) = \frac{\Gamma_F}{h_F} + \frac{\partial \phi_{PF}}{\partial x} \quad (\text{aft})$$

このようにして求めた見掛けの伴流率  $W_x$  に通常の有効伴流率  $W_T$  を加えた値が、CRP を通常型プロペラの設計法を用いて設計する場合に入力すべき伴流率となる。ただし、通常型プロペラの設計法から得られるピッチ比  $P_0/D_P$  には、軸方向に不均一な伴流分布が考慮されていないだけでなく、周方向の流速も考慮されていないため、次に述べるようなピッチの修正が必要となる。

## 2.4 ピッチ修正

### 2.4.1 軸方向流速によるピッチ修正

通常型プロペラの設計法で設計された前後のプロペラは、均一流を想定しているため半径方向にほぼ一定なピッチ比  $P_0/D_P$  となっている。これを軸方向流速が半径方向に不均一であることを考慮したピッチ分布に修正する必要がある。半径方向の不均一さに対しては、各半径における平均の伴流率を求め、半径方向にのみ変化する同心円上の伴流分布としてプロペラを設計する wake adapted propeller の概念があるが、ここでは Manen<sup>10)</sup> が提案した方法を用いる。この場合のピッチ比  $P_1/D_P$  は近似的に次式で求めることが出来る。

$$P_1(r)/D_P = (P_0/D_P) \left( \frac{1 - W_T(r) - W_x(r)}{1 - W_{mean}} \right)^{0.75} \quad (26)$$

ここで  $W_T(r)$  は、半径方向  $r$  における前後プロペラの干渉がない場合の有効伴流率であり、 $W_x(r)$  は次式で与えられる。

$$W_x(r) = - \frac{V_{xim}(r)}{V_s} \quad (27)$$

また、 $W_{mean}$  はボス部を除いたプロペラ面における  $W_T(r)$  と  $W_x(r)$  を加えた伴流率であり  $W_{mean}$  の値として

次の(28)式を用いて求められる平均伴流率を用いる。

$$W_{mean} = \frac{\int_b^1 f(r/r_0) (W_T(r) + W_x(r)) d(r/r_0)}{\int_b^1 f(r/r_0) d(r/r_0)} \quad (28)$$

### 2.4.2 周方向流速によるピッチ修正

前方プロペラのピッチ分布は前節で示した軸方向流速の不均一さを考慮すれば期待する特性が得られるが、後方プロペラ面では回転流が存在するために、この修正のみでは不十分である。そこで翼素理論を利用して、回転流の影響を考慮したピッチ分布の修正を試みる。いま、Fig. 6 のように半径  $r$  の翼素を考えると、問題は回転流のある場合の翼素が発生するトルク  $dQ_1$  を、回転流がない場合のトルク  $dQ_2$  と同じにするようなピッチ角を求めることである。ここで、添え字 0, 1 はそれぞれ回転流のない場合と回転流のある場合を意味する。

$$dQ_1 = dQ_0 \quad (29)$$

$W_1$  をプロペラ翼素に流入する流体の合速度として、それぞれの翼素に作用する揚力と効力を考えると、

$$dQ_0 = \frac{1}{2} \rho W_0^2 (C_{PD} \cos \beta_0 + C_{L0} \sin \beta_0) r dr \quad (30)$$

$$dQ_1 = \frac{1}{2} \rho W_1^2 (C_{PD} \cos \beta_1 + C_{L1} \sin \beta_1) r dr$$

であり、揚力係数  $C_{Li}$  は迎角  $\alpha_i$  を用いて一般に

$$C_{Li} = 2\pi k \alpha_i \quad \text{ただし } i=0,1 \quad (31)$$

で与えられる。ここで、 $k$  は揚力勾配の修正係数である。翼素の抗力係数  $C_{PD}$  は、一般的な作動範囲において、最小

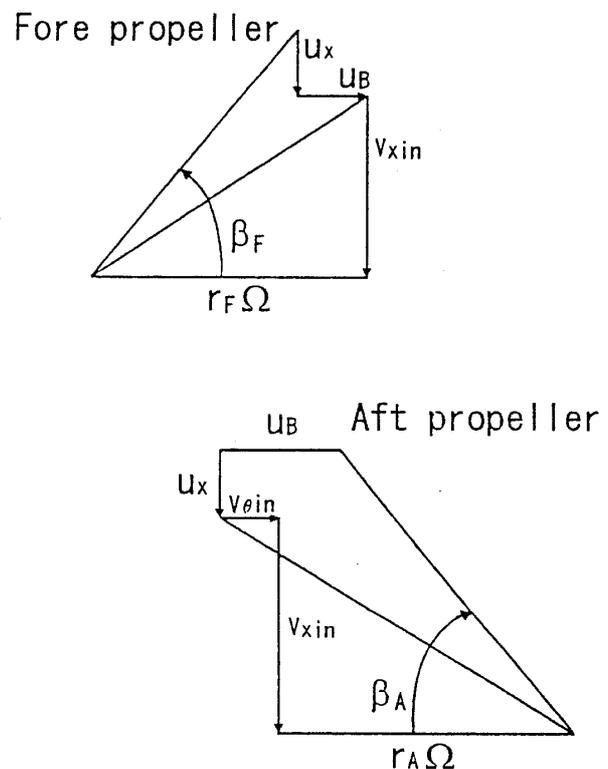


Fig. 6 Velocity diagram of CRP blades

抗力係数  $C_{Dmin}$  とできるから、(29)式が成立するためには、流体力学的ピッチ角  $\phi_0, \phi_1$ , 流入角  $\beta_0, \beta_1$  の間に次の関係が必要である。

$$\phi_1 = \frac{(\phi_0 - \beta_0) \sin \beta_0}{\zeta \sin \beta_1} + \frac{C_{Dmin} (\cos \beta_0 - \zeta \cos \beta_1)}{2\pi K \zeta \sin \beta_1} + \beta_1 \quad (32)$$

ここで、 $\zeta$  は次式で与えられる値である。

$$\zeta \equiv 1 + \frac{V_0(r)^2 + 2V_0(r)[r\Omega - u_0(r)]}{[r\Omega - u_0(r)]^2 + [V_0(1 - W_T) + u_x(r) + V_{xin}(r)]^2} \quad (33)$$

ここで、ピッチ角  $\phi_0$  は軸方向流速の不均一性を考慮して既に決定されており、 $\beta_0, \beta_1, V_{xin}(r), V_0(r)$ , およびプロペラ面の自己誘導速度  $u_x(r), u_0(r)$  は CRP の単独特性計算法により与えられるので、次式によって回転流を考慮した後方プロペラのピッチ比分布を求めることが出来る。

$$P_2(r)/D_P = \pi(r/r_0) \tan(\phi_1) \quad (34)$$

## 2.5 翼輪郭の最適化

CRP は、1 翼あたりの負荷が少ないため、キャピテーション性能から要求される必要翼面積が小さくなり、翼展開面積比が極端に小さくなる場合がある。このようなプロペラの翼輪郭形状を考えるとときに通常の翼輪郭形状をそのまま機械的に展開面積比の比率で小さくすると、必ずしも最適な翼輪郭形状とならない。プログラムでは、このような不都合が生じないように下記に示す数式により翼輪郭<sup>11)</sup>を近似し、その形状を決定する2つのパラメータ  $m$  および  $x_m$  を変化させることで、最も効率の良い翼輪郭形状を求められるようにしている。

$$y = a(x-1) + (a+y_0)(1-x)^{1-m} \quad (0 < m < 1) \quad (35)$$

但し、

$$a = \frac{2-m}{\frac{(1-x_m)^m}{1-m} + \frac{m}{2} - 1} \cdot \pi \quad (36)$$

$$y_0 = 2\pi - \left(\pi + \frac{a}{2}\right) \cdot m \quad (37)$$

ここで

$y$  : 翼弦長       $x$  : 半径位置( $r/r_0$ )

$y_0$  :  $x=0$  における  $y$  の値

$x_m$  :  $y$  が極大となる  $x$  の値

## 3. CRP の特性計算法

CRP の性能を正確に求めるためには、前後プロペラの相互干渉を正しく評価する必要があり、そのためにどのような理論計算モデルを使用するかが重要な問題となる。これまでの揚力面理論を用いた CRP 理論計算法には、一様流中での特性を求める中村の研究<sup>12)</sup> や Yang ら<sup>13)</sup> の研究、および船尾伴流中での Yang ら<sup>14)</sup> の研究がある。中村は、計算法としては Lan の理論<sup>15)</sup> を舶用プロペラに展開した QCM (Quasi-Continuous Method) を導入した上で、CRP の前後プロペラについて、それぞれ単独に構成した QCM

に基づく定常揚力面理論を解く方法を採用するが、前後プロペラの相互干渉についてはその一方における他方からの影響(誘導速度)を考慮しながら、逐次的に前後のプロペラの特性をそれぞれ単独に計算する方法を提案している。一方、Yang らは、計算法として VLM (Vortex Lattice Method) を採用し、CRP の定常、非定常問題を解いており、定常問題については、中村と同様の手法による CRP 特性、および前方プロペラについて圧力分布の検討を行い、更にプロペラボスの影響も調査している。また非定常問題では、CRP 前後プロペラの相互干渉を考慮した非定常揚力面理論を前後プロペラについて適用し、各時間毎にこれらを同時に解くという直接的解法を採用して、主として、ベアリングフォースの検討を実施している。

これに対して、ここでは新たに修正 QCM<sup>2),16)</sup> (modified Quasi-Continuous Method) を採用した。修正 QCM は、プロペラ翼輪郭の急激な形状変化に対しても翼面の計算分割数の依存性が小さく、安定かつ十分な精度を確保できるような基本渦型を新たに導入した QCM モデルであって、本モデルを採用することにより詳細な CRP 形状に対応した特性推定が可能となる。更に、CRP においては、均一流中での性能のほか、船尾伴流中における前後プロペラの翼表面上の非定常キャピテーション特性が重要な問題となる。この点に関して、本法では、翼面上の圧力分布の推定は等価 2 次元翼の概念に基づいた計算法<sup>17)</sup> を、また、キャピテーション発生範囲の推定は揚力等価法を採用している。

以下に、CRP の均一流中での定常特性および船尾伴流中での非定常特性計算法の概略を述べる。

### 3.1 CRP 定常特性計算法

計算上の一般的な仮定として、

(1) プロペラ各翼のキャンバー面上の未知数である束縛渦の数は、各翼全て同一とする。

(2) 後流渦は、翼後縁に沿って流れ、一回転後に Face 面のピッチを有する渦に一致するものとし、roll-up および縮流については考慮しない。

(3) 境界条件として、翼厚、ボスの影響は考慮しないが圧力分布の計算においては翼厚の影響を 2 次元的に考慮する。

#### 3.1.1 座標系および CRP 幾何形状

本章で用いる座標系を Fig. 7 に示す。前後のプロペラ翼数がそれぞれ  $Z_F, Z_A$  で、前後プロペラ間隔が  $x_D$  である CRP が一様流  $V_a$  中で、それぞれ、回転数  $N_F$  (反時計周り)、 $N_A$  (時計周り) で回転しているとする。空間固定座標系の原点を前方プロペラの中にとり、 $x$  軸を CRP の軸に一致させて、後方をその正の方向とする。 $z$  軸は、前方プロペラの基本とすべき翼の generator-line に一致させ、 $y$  軸は右手座標系を構成するようにとる。また、 $\theta_R^*$ ,  $x_R^*$  ( $*$  = F, A) はプロペラ半径  $r$  の位置でのスキュー角およびレ-

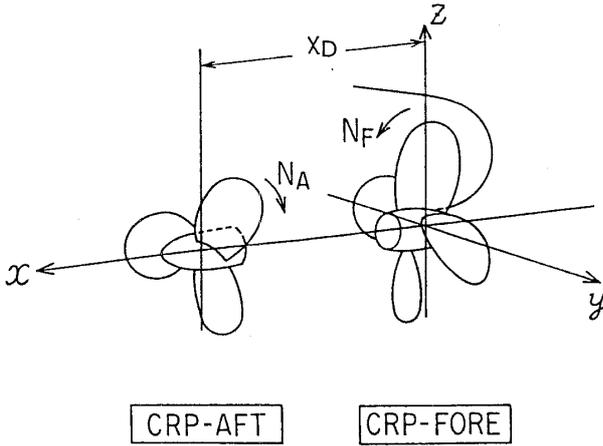


Fig. 7 Coordinate system of CRP

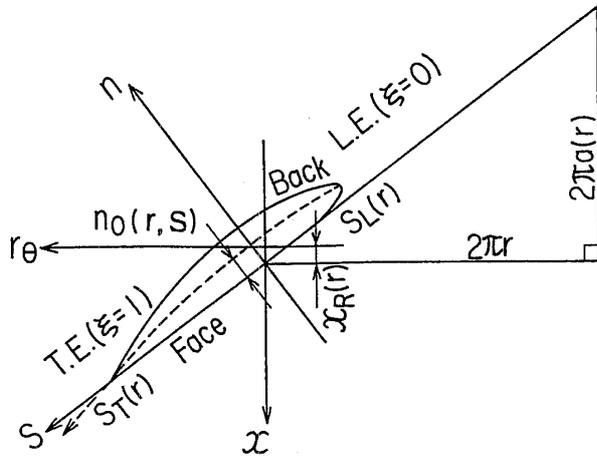


Fig. 8 Blade section of propeller

キを示す。但し、添え字の\*はそれぞれ前方プロペラ(F)あるいは後方プロペラ(A)を表現する。

次に、Fig. 8はプロペラ翼断面の幾何学的形状について示したものであり、半径rの位置における翼断面の局所座標系を示す。その原点はgenerator-line上のrの位置に一致させ、断面のbase-lineに沿う方向にs軸、それに直角の方向にn軸をとるものとする。このとき、プロペラキャンバー面上の点の座標は、前方プロペラについて示せば、

$$\begin{aligned} x &= x_0^*(r, \xi) \\ y &= -r \sin[\theta_0^*(r, \xi) + \theta_R^*] \\ z &= r \cos[\theta_0^*(r, \xi) + \theta_R^*] \end{aligned} \quad (38)$$

但し

$$\begin{aligned} x_0^*(r, \xi) &= [a^*(r) \cdot (s_L^*(r) + c^*(r) \cdot \xi \\ &\quad - r \cdot n_0^*(r, \xi)] / \sqrt{a^*(r)^2 + r^2 + x_R^*(r)} \\ \theta_0^*(r, \xi) &= [s_L^*(r) + c^*(r) \cdot \xi + a^*(r) \\ &\quad \cdot n_0^*(r, \xi) / r] / \sqrt{a^*(r)^2 + r^2} \\ \theta_R^* &= 2\pi(k-1) / Z^*, k=1, 2, \dots, Z^* \\ s &= s_L^*(r) + c^*(r) \cdot \xi \end{aligned} \quad (39)$$

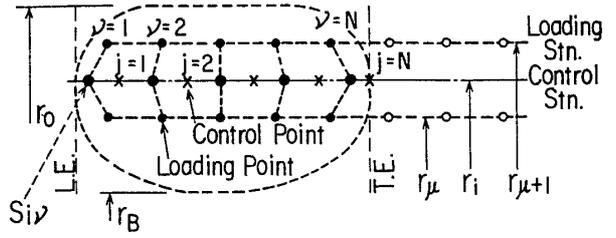


Fig. 9 Vortex model on propeller and trailing vortices

(for \* = F, A)

で与えられる。ここに、 $2\pi a^*(r)$ ,  $s_L^*(r)$ ,  $c^*(r)$ ,  $n_0^*(r, \xi)$ はそれぞれ半径方向のr断面におけるピッチ、前縁のs座標、弦長およびキャンバーである。また、 $\xi$ は弦長方向の無次元座標である。但し、後方プロペラのx座標については、 $x_D$ を加える必要がある。

### 3.1.2 CRP 定常特性計算の渦モデル

Fig. 9に、CRPの代表的翼における渦モデルについて示す。すなわち、翼のキャンバー面を半径方向に有限個のvortex-stripで分割し、それぞれのstrip上において有限個のhorse-shoe vortex systemを形成するloading point ( $r_\mu, s_{\mu\nu}$ )を置くと共に、これに対応するcontrol point ( $r_i, s_{ij}$ )を置く。その際に、修正QCMでは各stripの前後縁部中央付近に新たにloading point ( $s_{i\nu}$ )を設定し、翼輪郭の急変するような形状に対応できるように渦モデルを構成している。

これらの点を決定する(r, s)座標は、loading pointについては、

$$\begin{aligned} r_i &= \frac{r_0^* + r_B^*}{2} - \frac{r_0^* - r_B^*}{2} \cdot \cos \alpha_i^* \\ \alpha_i^* &= i \cdot \frac{\pi}{M^* + 1}, i=1, 2, \dots, M^* \\ s_{ij} &= s_L^*(r) + c^*(r) \cdot \epsilon_j; \epsilon_j = \frac{1 - \cos \beta_j^*}{2} \\ \beta_j^* &= j \cdot \frac{\pi}{N^*}, j=0, 1, \dots, N^* \end{aligned} \quad (40)$$

で与えられ、control pointについては、

$$\begin{aligned} r_\mu &= \frac{r_0^* + r_B^*}{2} - \frac{r_0^* - r_B^*}{2} \cdot \cos \alpha_\mu^* \\ \alpha_\mu^* &= i \cdot \frac{2\mu - 1}{2(M^* + 1)} \cdot \pi, \mu=1, 2, \dots, (M^* + 1) \\ s_{\mu\nu} &= s_L^*(r_\mu) + c^*(r_\mu) \cdot \xi_\nu; \xi_\nu = \frac{1 - \cos \beta_\nu^*}{2} \\ \beta_\nu^* &= \frac{2\nu - 1}{2N^*} \pi, \nu=0, 1, \dots, N^* \\ s_{i\nu} &= s_L^*(r_i) + c^*(r_i) \cdot \xi_\nu \end{aligned} \quad (41)$$

で与えられる。ここに、 $r_0^*$ および $r_B^*$ は、それぞれプロペラ半径およびボス半径を表し、また $M^*$ ,  $N^*$ はそれぞれ、翼半径方向の分割数および各弦長方向loading point数を示す。

後流渦モデルについては、各loading pointから流出す

る渦が翼キャンバー面上に沿って流れ、後縁から後方へ流出して後流渦系を形成するものとする。その際、最初の渦位置は後縁と一致させ、その後は一定角度で流出する螺旋渦としている。

### 3.1.3 渦系に基づく誘導速度

前節におけるCRPおよびその後流を構成する渦モデルに基づく誘導速度を求めるには、プロペラ翼キャンバー面上に分布する単位強さの束縛渦、および束縛渦から流出する翼表面上の自由渦、さらにそれに続く後流渦からの寄与を、前後プロペラ翼の全面にわたって積分する方法を採用する。その際、翼面上の束縛渦の強さは各線分について一定であるとして、翼全面での積分にはこれらの束縛渦強さをそれぞれ乗じて加え合わせることになる。ここで、半径位置、および弦長位置が、それぞれ  $\mu, \nu$  番目にある horse-shoe vortex が任意の点  $P_{ij}$  に誘起する誘導速度ベクトルは、

$$\begin{aligned} \vec{v}(i,j;\mu,\nu) = & \vec{v}_B(i,j;\mu,\nu) + \sum_{\nu'=\nu}^N [\vec{v}_F(i,j;\mu+1,\nu') \\ & - \vec{v}_F(i,j;\mu,\nu')] \\ & + \sum_{t=1}^{N_w} [\vec{v}_T(i,j;\mu+1,t) - \vec{v}_T(i,j;\mu,t)] \end{aligned} \quad (42)$$

$\vec{v}_B$ : bound vortex       $\vec{v}_F$ : free vortex

$\vec{v}_T$ : trailing vortex

と与えられる。ここで右辺の第一項、二項および三項はそれぞれ翼面上の束縛渦、自由渦および後流渦による誘導速度ベクトルを示しており、 $N_w$  は後流渦の渦分割数である。また、各渦線分による誘導速度ベクトルは Biot-Savart の法則に基づいて計算できる。Fig. 10 のように loading point  $Q_{\mu,\nu}$  および  $Q_{\mu+1,\nu}$  を結ぶ単位強さの渦線分による任意の点  $P_{ij}$  における誘導速度ベクトルは、

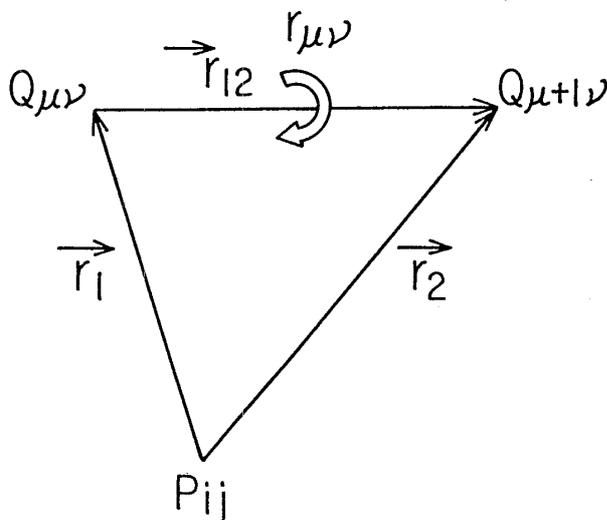


Fig. 10 Vortex segment for induced velocity calculation

$$V_{ij} = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{\vec{r}_1 \times \vec{r}_{12}}{|\vec{r}_1 \times \vec{r}_{12}|^2} \left\{ \frac{|\vec{r}_2|}{\vec{r}_2} - \frac{\vec{r}_1}{|\vec{r}_1|} \right\} \cdot \vec{r}_{12} \quad (43)$$

と与えられる。なお、後方プロペラのキャンバー面上にある control point での誘導速度を求める時、前方プロペラの後流渦要素が control point から一定距離内にある場合は、これによる誘導速度分を除去することで特異性を処理した。

### 3.1.4 境界条件

前節において設定されたCRPの全渦モデルに基づく誘導速度を考慮すれば、前後プロペラのキャンバー面上の control point における境界条件は、それぞれ

$$\begin{aligned} (\vec{V}^{GFF} + \vec{V}^{WFF} + \vec{V}^{IF} + \vec{V}^{FA}) \cdot \vec{n}^F &= 0 \\ & \text{on control point } (x^F, y^F, z^F) \\ (\vec{V}^{GAA} + \vec{V}^{WAA} + \vec{V}^{IA} + \vec{V}^{AF}) \cdot \vec{n}^A &= 0 \\ & \text{on control point } (x^A, y^A, z^A) \end{aligned} \quad (44)$$

と与えられる。ここで、

$V^{GFF}$ : 前方プロペラの全束縛渦系による点  $(x^F, y^F, z^F)$  での誘導速度ベクトル

$V^{WFF}$ : 前方プロペラの全後流渦系による点  $(x^F, y^F, z^F)$  での誘導速度ベクトル

$V^{IF}$ : 前方プロペラの点  $(x^F, y^F, z^F)$  での流入速度ベクトル

$v^{FA}$ : 前方プロペラの点  $(x^F, y^F, z^F)$  での後方プロペラによる誘導速度ベクトル

$\vec{n}^F$ : 点  $(x^F, y^F, z^F)$  での法線方向の単位ベクトル

$V^{GAA}$ : 後方プロペラの全束縛渦系による点  $(x^A, y^A, z^A)$  での誘導速度ベクトル

$V^{WAA}$ : 後方プロペラの全後流渦系による点  $(x^A, y^A, z^A)$  での誘導速度ベクトル

$V^{IA}$ : 後方プロペラの点  $(x^A, y^A, z^A)$  での流入速度ベクトル

$v^{FA}$ : 後方プロペラの点  $(x^A, y^A, z^A)$  での前方プロペラによる誘導速度ベクトル

$\vec{n}^A$ : 点  $(x^A, y^A, z^A)$  での法線方向の単位ベクトルである。

これらの式から、 $V^{GFF}$  および  $V^{GAA}$  と与えられる束縛渦  $\gamma^F, \gamma^A$  を未知数とする積分方程式が得られる。これらを解く方法は、基本的には文献<sup>(2)(14)</sup>と同様のものを採用している。すなわち、CRPの前後プロペラに対してそれぞれを単独の揚力面として扱い、相互干渉速度  $v^{FA}$  または  $v^{AF}$  はそれぞれのプロペラの境界条件として与え、各々独立に  $\gamma^F, \gamma^A$  に関する積分方程式を解くという方法である。

### 3.1.5 スラスト、トルクおよび圧力分布の計算

前節で求められた前後プロペラの最終の渦分布を用いて、スラスト、トルクおよび圧力分布を計算するが、文献<sup>(13)</sup>に詳述してあるので、ここではその結果のみを示す。

## (A) ポテンシャル成分

## 1) 束縛渦に作用する流体力

$$T_0^* = -Z^* \int_{r_B^*}^{r_0^*} dr' \int_{s_L}^{s_T} F_x^* ds' \\ Q_0^* = Z^* \int_{r_B^*}^{r_0^*} dr' \int_{s_L}^{s_T} (-F_y^* \cdot z + F_z^* \cdot y) ds' \quad (45) \\ (\text{for } * = F, A)$$

但し

$$\vec{F}_{\mu\nu}^* = \rho \vec{V}_{\mu\nu}^* \times \vec{\gamma}_{\mu\nu}^* \\ \rho = \text{流体の密度} \\ \vec{V}_{\mu\nu}^* = \text{渦線素の midpoint での流入速度ベクトル} \\ \vec{\gamma}_{\mu\nu}^* = \gamma_{\mu\nu}^* l_{\mu\nu}^*, \quad l_{\mu\nu}^* = \overline{Q_{\mu\nu} Q_{\mu+1\nu}} \text{の線分の長さ} \\ \gamma_{\mu\nu}^* = \text{翼面上の渦強さ} \\ F_x^*, F_y^*, F_z^* \text{は } \vec{F}_{\mu\nu}^* \text{の } x, y, z \text{成分}$$

## 2) 前縁推力

$$T_s^* = Z^* \int_{r_B^*}^{r_0^*} F_s^*(r') \sin \phi^*(r') dr' \\ Q_s^* = -Z^* \int_{r_B^*}^{r_0^*} F_s^*(r') \cos \phi^*(r') r' dr' \quad (46) \\ (\text{for } * = F, A)$$

但し

$$F_s^* = \frac{1}{4} \pi \cdot \rho c^* \cdot C_s^{*2} \quad (\text{for } * = F, A)$$

$C_s^* = (\text{total upwash})/N^*$ : leading edge suction coefficient

$\phi^*(r)$ :  $r$  断面のピッチ角,  $c^*$ : 弦長

## (B) 粘性成分

$$T_D^* = -Z^* \frac{1}{2} \rho \int_{r_B^*}^{r_0^*} C_D^*(r') \overline{W}^*(r') \overline{V}_x^*(r') c^*(r') dr' \\ Q_D^* = Z^* \frac{1}{2} \rho \int_{r_B^*}^{r_0^*} C_D^*(r') \overline{W}^*(r') \overline{V}_\theta^*(r') c^*(r') dr' \quad (47) \\ (\text{for } * = F, A)$$

但し

$$W^*(r) = \sqrt{\overline{V}_x^*(r)^2 + \overline{V}_\theta^*(r)^2}$$

$\overline{V}_x^*(r), \overline{V}_\theta^*(r)$ : それぞれ  $r$  断面における弦長方向の流体平均合速度の  $x, \theta$  成分

ここで,  $C_D^*(r)$  は  $r$  断面における抵抗係数を示しており, 以下のように与えられるものとする。

1) 層流域の場合 ( $Rn < 5.25 \times 10^4$ )

$$C_D^* = 2C_F(1+t/c) + (t/c)^2 \\ C_F = 1.327/Rn^{0.5} \quad (\text{Blasius の式}) \quad (48)$$

$t/c$ : 翼厚比  $Rn$ : レイノルズ数

2) 乱流域の場合 ( $Rn > 2.0 \times 10^6$ )

$$C_D^* = 2C_F(1+2(t/c)+60(t/c)^4) \\ C_F = 1/(3.461 \cdot \log(Rn) - 5.6)^2 - 1700/Rn \\ (\text{Hama-Prandtl の式}) \quad (49)$$

3) 遷移域の場合 ( $5.25 \times 10^4 < Rn < 2.0 \times 10^6$ )

$$Y = A(X - 6.3)^2 + B \quad (50) \\ \text{ここに } Y = \log(C_D^*), X = \log(Rn)$$

$A, B$ ; 領域 1), 2) で与えられる  $C_D$  を 2 次曲線で連結した場合の係数

## (C) スラスト係数, トルク係数およびプロペラ効率

$$K_T^* = (T_0^* + T_s^* + T_D^*) / \rho n^{*2} D^{*4},$$

$$K_Q^* = (Q_0^* + Q_s^* + Q_D^*) / \rho n^{*2} D^{*5}$$

$$\eta_0^* = \frac{J}{2\pi} \frac{K_T^*}{K_Q^*} \quad (\text{for } * = F, A) \quad (51)$$

$n^*, D^*, J$  はそれぞれプロペラ毎秒回転数, 直径および前進係数

## (D) 翼面上の圧力分布

## 1) 翼面上の Down-wash の計算

control point においては,

$$w^*(j) = -\frac{1}{2N^*} \sum_{\nu=1}^{N^*} \frac{\gamma^*(\alpha_\nu) \sin \alpha_\nu}{\cos \alpha_j - \cos \alpha_\nu} \quad (\text{for } * = F, A)$$

for  $\alpha_j = j\pi/N^* : j = 1, 2, \dots, N^*$  (52)

$\alpha_\nu = (2\nu - 1)\pi/(2N^*) : \nu = 1, 2, \dots, N^*$

$\gamma(\alpha_\nu)$ : 或る断面における渦の強さ

前縁においては,

$$w(j=0) = -\frac{1}{2N^*} \sum_{\nu=1}^{N^*} \frac{\gamma^*(\alpha_\nu) \sin \alpha_\nu}{1 - \cos \alpha_\nu} + N^* \cdot C_s^* \\ (\text{for } * = F, A) \quad (53)$$

$C_s$ : leading edge suction coefficient

2) Down-wash を用いて相当 2 次元翼キャンバーを計算する。

3) 相当 2 次元翼のキャンバーに実際の翼厚を考慮した上で, 守屋の方法<sup>18)</sup>により圧力分布を計算する。

## 3.2 CRP 非定常特性計算法

CRP の船尾伴流中での特性を求めるためには, 非定常特性計算法によらなければならない。すなわち, 前後プロペラの相互影響を考慮しつつ各プロペラ翼面上の渦分布を各時間毎に同時に計算する直接的解法が用いられる。

以下に, 主として定常計算の場合と異なる箇所について概説する。

## 3.2.1 座標系および計算の基礎仮定

前後プロペラおよび翼断面の一般的な座標系については, 定常計算の場合と同様のものを採用する。また, 計算を実施する上で一般的な仮定についても基本的には定常計算と同様である。

## 3.2.2 CRP 非定常特性計算の渦モデル

基本的には, 定常計算の場合と同様の渦モデルを採用するが, 非定常問題であるから後流渦モデルにおいて shed-vortex を新たに考慮したモデルとなる。

ここで, shed vortex の後流での最初の位置については,

$$s_{w\mu}^* = s_f^*(r_\mu) + 0.25 \cdot c^*(r_\mu)/N^* \quad (\text{for } * = F, A) \quad (54)$$

としており, それ以後の位置については, 各時間ステップ毎に順次一定角度に相当する位置にとり, プロペラの数

回転分に相当する後流渦として構成する。但し,  $s^*(r_\mu)$ ,  $c^*$  ( $r_\mu$ ) はそれぞれ,  $r=r_\mu$  における後縁での  $s$  座標および弦長を示している。

### 3.2.3 渦系に基づく誘導速度

非定常計算の場合の誘導速度の計算方法は, 基本的には定常計算の場合と同様であるが, 船尾伴流中ではプロペラへの流入速度ベクトルが変化するので, 後流渦を shed-vortex として扱う必要がある。すなわち, 基本渦系は, 翼面上の閉じた渦系と後流中での閉じた渦系とによって構成される。定常計算と同様に, 翼面上の束縛渦と自由渦により任意の点  $P_{ij}$  における誘導速度ベクトルは

$$\begin{aligned} \vec{v}_c(i,j;\mu,\nu) = & \vec{v}_B(i,j;\mu,\nu) + \sum_{\nu'=\nu}^{N^*} [\vec{v}_F(i,j;\mu+1,\nu') \\ & - \vec{v}_F(i,j;\mu,\nu')] - \vec{v}_{ws}(i,j;\mu,1) \\ & \text{(for } * = F, A) \end{aligned} \quad (55)$$

$\vec{v}_B$ : bound vortex     $\vec{v}_F$ : free vortex

$\vec{v}_{ws}$ : spanwise 1-st shed vortex

と表され, 後流渦における後縁から  $\ell \sim \ell+1$  間の閉じた渦系によるものについては,

$$\begin{aligned} \vec{v}_w(i,j;\mu,\ell) = & v_{ws}(i,j;\mu,\ell) + \vec{v}_{wc}(i,j;\mu+1,\ell) \\ & - \vec{v}_{wc}(i,j;\mu,\ell) - \vec{v}_{ws}(i,j;\mu,\ell+1) \end{aligned} \quad (56)$$

$\vec{v}_{wc}$ : chordwise shed vortex

$\vec{v}_{ws}$ : spanwise shed vortex

のように表される。

### 3.2.4 境界条件

非定常計算についても定常計算と同様の, 翼キャンバー面での境界条件が与えられる。すなわち, 前後プロペラのキャンバー面上の control point における境界条件は, それぞれ

$$\begin{aligned} (\vec{V}^{GFF} + \vec{V}^{GFA} + \vec{V}^{WFF} + \vec{V}^{WFA} + \vec{V}^{IF}) \cdot \vec{n}^F = 0 \\ \text{on control point } (x^F, y^F, z^F) \\ (\vec{V}^{GAA} + \vec{V}^{GAF} + \vec{V}^{WAA} + \vec{V}^{WAF} + \vec{V}^{IA}) \cdot \vec{n}^A = 0 \\ \text{on control point } (x^A, y^A, z^A) \end{aligned} \quad (57)$$

で与えられる。ここで,

$V^{GFF}$ : 前方プロペラの全束縛渦系による点  $(x^F, y^F, z^F)$  での誘導速度ベクトル

$V^{GFA}$ : 後方プロペラの全束縛渦系による点  $(x^F, y^F, z^F)$  での誘導速度ベクトル

$V^{WFF}$ : 前方プロペラの全後流渦系による点  $(x^F, y^F, z^F)$  での誘導速度ベクトル

$V^{WFA}$ : 後方プロペラの全後流渦系による点  $(x^F, y^F, z^F)$  での誘導速度ベクトル

$V^{IF}$ : 前方プロペラの点  $(x^F, y^F, z^F)$  での流入速度ベクトル

$n^F$ : 点  $(x^F, y^F, z^F)$  での法線方向の単位ベクトル

$V^{GAA}$ : 後方プロペラの全束縛渦系による点  $(x^A, y^A, z^A)$  での誘導速度ベクトル

$V^{GAF}$ : 前方プロペラの全束縛渦系による点  $(x^A, y^A, z^A)$

での誘導速度ベクトル

$V^{WAA}$ : 後方プロペラの全後流渦系による点  $(x^A, y^A, z^A)$  での誘導速度ベクトル

$V^{WAF}$ : 前方プロペラの全後流渦系による点  $(x^A, y^A, z^A)$  での誘導速度ベクトル

$V^{IA}$ : 後方プロペラの点  $(x^A, y^A, z^A)$  での流入速度ベクトル

$n^A$ : 点  $(x^A, y^A, z^A)$  での法線方向の単位ベクトル

非定常問題の場合は, 定常の場合と異なりこれらの式を連立させて未知数の  $\gamma^F$ ,  $\gamma^A$  を求めることになる。

なお, 後流渦強さは翼面上循環の時間的変化に対応するものであり, 既知である。

### 3.2.5 ベアリングフォースと圧力分布の計算

計算方法は文献<sup>16)</sup>に詳述してあるので, ここでも結果のみの記述に止める。

(A) ポテンシャル成分

1)  $k$  番目の翼での半径方向の  $\mu \sim \mu+1$  間の strip において, 前縁から  $\nu$  番目の束縛渦に作用する非定常流体力

$$\begin{aligned} \vec{F}_{\mu\nu}^{*pk} = & \rho \vec{n}_{\mu\nu}^{*k} \cdot \frac{\partial \vec{G}_{\mu\nu}^{*k}}{\partial t} | \vec{L}_{\mu\nu}^{*k} | + \rho \vec{V}_{\mu\nu}^{*k} \times \vec{\gamma}_{\mu\nu}^{*k} \\ & \text{(for } * = F, A) \end{aligned} \quad (58)$$

$\vec{\gamma}_{\mu\nu}^{*k} = \gamma_{\mu\nu}^{*k} \cdot \vec{L}_{\mu\nu}^{*k}$

$\vec{L}_{\mu\nu}^{*k}$ : 渦線素ベクトル

$\vec{n}_{\mu\nu}^{*k}$ : 四辺形要素の対角線ベクトルのベクトル積で近似した単位の大さの normal vector

$$\vec{G}_{\mu\nu}^{*k} = \frac{\pi C_{\mu}^*}{2N^*} \sum_{\nu=1}^{\nu} \gamma_{\mu\nu}^{*k} \cdot \sin \beta_{\nu}, \quad c_{\mu}: \mu \text{ strip の平均長さ}$$

$\vec{V}_{\mu\nu}^{*k}$ : 渦線素の midpoint での流入速度ベクトル

$\rho$ : 流体の密度

2) 前縁推力

$$\vec{F}_{\mu_0}^{*sk} = \frac{\pi}{4} \rho C_{\mu}^* (C_{s\mu}^{*k})^2 \vec{n}_{\mu_0}^{*k} \times \vec{L}_{\mu_0}^{*k} \quad \text{(for } * = F, A) \quad (59)$$

$\vec{n}_{\mu_0}^{*k}$ : 前縁における normal vector

$\vec{L}_{\mu_0}^{*k}$ : 前縁における  $\vec{L}_{\mu\nu}^{*k}$

$C_{s\mu}^*$ : leading edge suction coefficient

(B) 粘性成分

$$\vec{F}_{\mu\nu}^{*Dk} = C_{D\mu}^* \frac{1}{2} \rho \vec{V}_{\mu\nu}^{*k} \cdot | \vec{V}_{\mu\nu}^{*k} | \cdot | \vec{L}_{\mu\nu}^{*k} | \quad \text{(for } * = F, A) \quad (60)$$

$C_{D\mu}$ :  $\mu$  strip における粘性抵抗係数

(C)  $k$  番目の翼の  $(\mu, \nu)$  の渦線分に作用する全非定常流体力

$$\begin{aligned} \vec{F}_{\mu\nu}^{*k} = & \vec{F}_{\mu\nu}^{*pk} + \vec{F}_{\mu\nu}^{*Dk} \quad \text{for } \nu=1, 2, \dots, N^* \\ = & \vec{F}_{\mu}^{*sk} \quad \text{for } \nu=0, \mu=1, 2, \dots, M^* \end{aligned} \quad (61)$$

(for  $* = F, A$ )

(D) ベアリングフォースおよびモーメント

$$\begin{aligned}
 F_x^{k*}(t) &= \sum_{\mu=1}^{M^*} \sum_{\nu=0}^{N^*} A_{\mu\nu}^* F_{x\mu\nu}^{k*} \\
 M_x^{k*}(t) &= \sum_{\mu=1}^{M^*} \sum_{\nu=0}^{N^*} A_{\mu\nu}^* (\bar{y}_{\mu\nu}^{k*} F_{z\mu\nu}^{k*} - \bar{z}_{\mu\nu}^{k*} F_{y\mu\nu}^{k*}) \\
 F_y^{k*}(t) &= \sum_{\mu=1}^{M^*} \sum_{\nu=0}^{N^*} A_{\mu\nu}^* F_{y\mu\nu}^{k*} \\
 M_y^{k*}(t) &= \sum_{\mu=1}^{M^*} \sum_{\nu=0}^{N^*} A_{\mu\nu}^* (\bar{x}_{\mu\nu}^{k*} F_{z\mu\nu}^{k*} - \bar{x}_{\mu\nu}^{k*} F_{z\mu\nu}^{k*}) \\
 F_z^{k*}(t) &= \sum_{\mu=1}^{M^*} \sum_{\nu=0}^{N^*} A_{\mu\nu}^* F_{z\mu\nu}^{k*} \\
 M_z^{k*}(t) &= \sum_{\mu=1}^{M^*} \sum_{\nu=0}^{N^*} A_{\mu\nu}^* (\bar{x}_{\mu\nu}^{k*} F_{y\mu\nu}^{k*} - \bar{y}_{\mu\nu}^{k*} F_{x\mu\nu}^{k*}) \quad (62) \\
 &\quad (\text{for } * = F, A)
 \end{aligned}$$

但し

$$A_{\mu\nu}^* = \begin{cases} 1 & \text{for } \nu=0 \\ \frac{\pi C_{\mu}^*}{2N^*} \sin \beta_{\nu} & \text{for } 1 \leq \nu \leq N^* \end{cases}$$

$(F_{x\mu\nu}^{k*}, F_{y\mu\nu}^{k*}, F_{z\mu\nu}^{k*})$ ;  $\bar{F}_{\mu\nu}^{k*}$  の  $x, y, z$  成分,  
 $(\bar{x}_{\mu\nu}^{k*}, \bar{y}_{\mu\nu}^{k*}, \bar{z}_{\mu\nu}^{k*})$ ; 渦線分の中点の  $x, y, z$  成分

そこで全プロペラ翼について積分すれば次式を得る。

$$\begin{aligned}
 K_T^*(t) &= \frac{T^*(t)}{\rho n^{*2} D^{*4}} & K_{F_T}^*(t) &= \frac{F_T^*(t)}{\rho n^{*2} D^{*4}} \\
 K_{F_z}^*(t) &= \frac{F_z^*(t)}{\rho n^{*2} D^{*4}} \\
 K_Q^*(t) &= \frac{Q^*(t)}{\rho n^{*2} D^{*5}} & K_{M_T}^*(t) &= \frac{M_T^*(t)}{\rho n^{*2} D^{*5}} \\
 K_{M_z}^*(t) &= \frac{M_z^*(t)}{\rho n^{*2} D^{*5}} \quad (63)
 \end{aligned}$$

$$T^*(t) = -F_x^*(t), Q^*(t) = M_x^*(t) \quad (\text{for } * = F, A)$$

(E) 翼面上の非定常圧力分布

非定常計算の圧力分布の計算法は、基本的には定常計算の場合と同様であるが、異なるところは各時刻に計算された翼面上の渦分布から、新たに非定常的に等価な翼面上渦強さを求め、これに基づく等価2次元翼を計算した上で守屋の方法を適用するという方法を採用する。すなわち、非定常的に等価な翼面上渦強さとして、

$$\gamma_{\tilde{e}}^*(x, t) = \gamma^*(x, t) + \frac{1}{U} \frac{\partial}{\partial t} \left[ \int_0^x \gamma^*(x', t) dx' \right] \quad (64)$$

(for  $* = F, A$ )

を導入する。この右辺第1項は(57)式から得られる翼面上渦分布であり、第2項が非定常項である。以後の処理については、この  $\gamma_{\tilde{e}}^*$  に基づいて定常計算の場合と同様に計算を実施することになる。また、キャピテーション発生範囲の推定は、揚力等価法に基づいている。

#### 4. 模型試験による検証

研究対象船としてVLCCを取り上げ、初期のCRP設計プログラムを用いて3種類のCRPを設計した。Table 1にプロペラ設計条件と設計されたCRPの主要目を示す。以下にこれらのCRPを対象とした計算と模型試験の比較検証を行う。

#### 4.1 単独特性と周囲流場

##### 4.1.1 単独特性

前章で示したCRP定常特性計算法を本研究で設計したCRP1, CRP2, CRP3に適用して単独特性を計算し、別途実施した高レイノルズ数域における単独特性試験結果と比較して計算精度の評価を行った。その中からCRP1の比較結果を示す。CRPは一般にCPに比べて前方プロペラの翼巾が小さくなり、さらに前方プロペラの回転数は低くなるため、CPに比べてCRPの翼面レイノルズ数が低下し、模型試験では層流影響が顕著となる。このためにプロペラ回転数と流速を変化させたレイノルズ数変化試験を実施した。

Fig. 11にCRP1の全体特性(前後プロペラのトルクの総和とスラストの総和を求め、CRPを1つのプロペラシステムと見做して解析)を示す。 $K_{TT}$ ,  $K_{QT}$ とも計算値と実験値は良く一致している。

Table 1 Design condition and principal dimensions

Propeller Design Condition				
MCR(BHP)	27,400ps			
DHP balance	1 : 1			
N <sub>F</sub> (rpm)	52.0	52.0	52.0	
N <sub>A</sub> (rpm)	77.0	77.0	57.0	
Principal Dimensions				
		CRP1	CRP2	CRP3
Fore	D <sub>PF</sub> (m)	10.02	9.90	10.03
	H/D <sub>PF</sub> (0.7R)	0.866	0.875	0.861
	Ae	0.300	0.300	0.300
	Z <sub>F</sub>	4	4	4
	type	MAU	MAU	MAU
Aft	D <sub>PA</sub> (m)	8.50	7.79	9.05
	H/D <sub>PA</sub> (0.7R)	0.741	0.720	0.846
	Ae	0.300	0.361	0.303
	Z <sub>A</sub>	3	5	5
	type	MAU	MAU	MAU

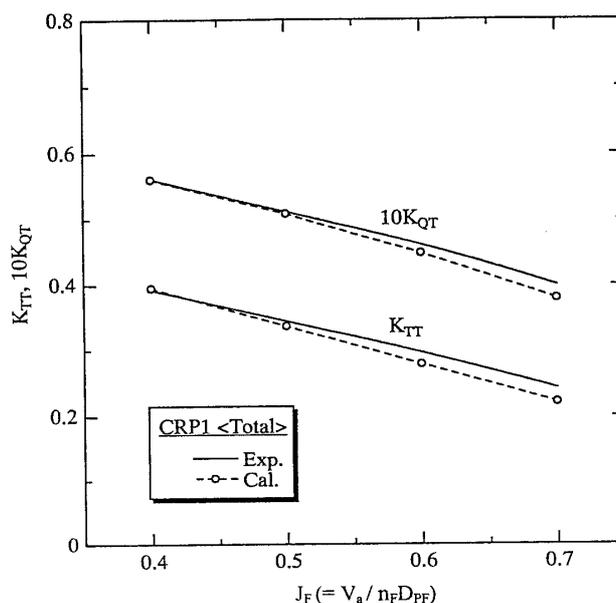


Fig. 11 Open characteristics of CRP 1 (total)

Fig. 12, Fig. 13 は前後のプロペラそれぞれの特性値について比較してのもので、計算と模型試験の対応は良好である。複雑な CRP の計算について全体特性および前後それぞれの特性についてはほぼ満足すべき推定精度を与えている。また、ここには示していないが、CRP 2, CRP 3 の特性の推定精度についても同様の傾向が得られている。

Fig. 14 は各種 CRP の単独効率の比較をプロペラ作動点  $\sqrt{K_{TT}/J^2} = 0.873$  一定下で行ったものである。特性計算では (48) (49) (50) 式により抗力係数を考慮している。計算値と実験値では、変化の傾向が良く一致し、本特性計算法の推定精度が高いことがわかる。

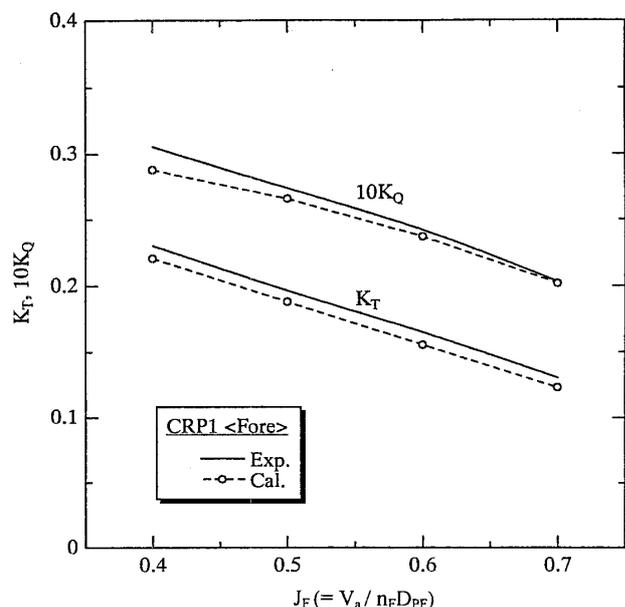


Fig. 12 Open characteristics of CRP 1. (fore)

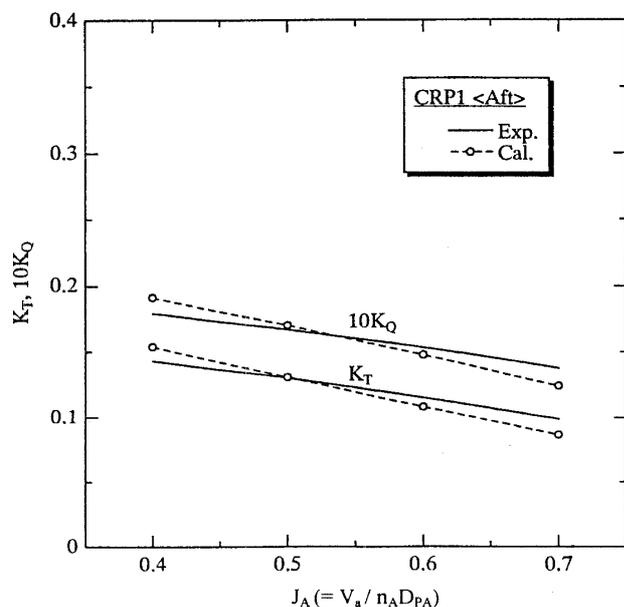


Fig. 13 Open characteristics of CRP 1 (aft)

#### 4.1.2 翼面圧力分布

次にプロペラ特性値の基礎となる翼面圧力分布について考察する。今回の研究では圧力分布を計測しておらず、また CRP については公表された例も見受けられないため、通常型プロペラではあるが計測結果が豊富でデータが公表されている青雲丸のプロペラ<sup>19)</sup> に本計算法を適用し、CRP 定常特性計算法の精度を検証することとした。

Fig. 15 はプロペラ前進率  $J=0.6, 0.7$  におけるプロペラ翼の  $r/R=0.7$  でのコード方向の圧力分布である。計算値は実験値と良く一致し、十分な精度で推定できている。

以上、本計算法の精度が確認できたので CRP 1 について計算を行う。Fig. 16(a), Fig. 16(b) に CRP 1 の前方および後方プロペラの  $J=0.6$  における圧力分布の計算結果を示す。CRP では通常型プロペラと異なり、前後のプロペラがそれぞれの相互の誘導速度場の中で作動している。すなわち、前方プロペラは後方プロペラの弱い吸引流の影響を受け、一方、後方プロペラは前方プロペラによる軸方向、および回転方向の強い複雑な後流を受けて両プロペラの流体力学的流入角度、流速が決まる。このような複雑な過程を経て圧力分布が計算されるため、CRP についてこの種の計算結果が示された例は見当たらない。

計算結果によると、前方プロペラの圧力分布は通常型プロペラの場合と似た圧力分布となっているが、後方プロペ

$$\sqrt{K_{TT}/J^2} = 0.873$$

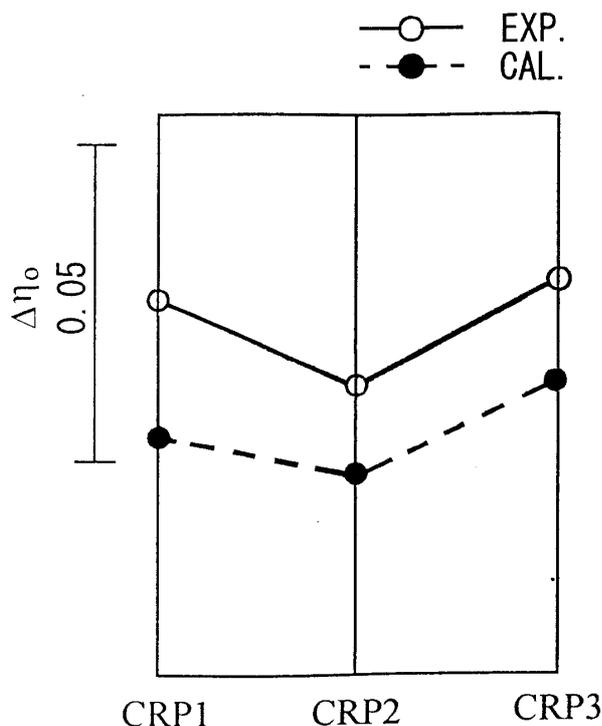


Fig. 14 Comparison of propeller efficiency of CRP 1, 2 & 3

- $r/R = 0.7$  ○ Exp. (Blade No.2, Face)
- Exp. (Blade No.3, Back)
- ▲ Exp. (Blade No.4, Back)
- △ Exp. (Blade No.5, Face)
- Cal. ( $C_V = 1.0$ )

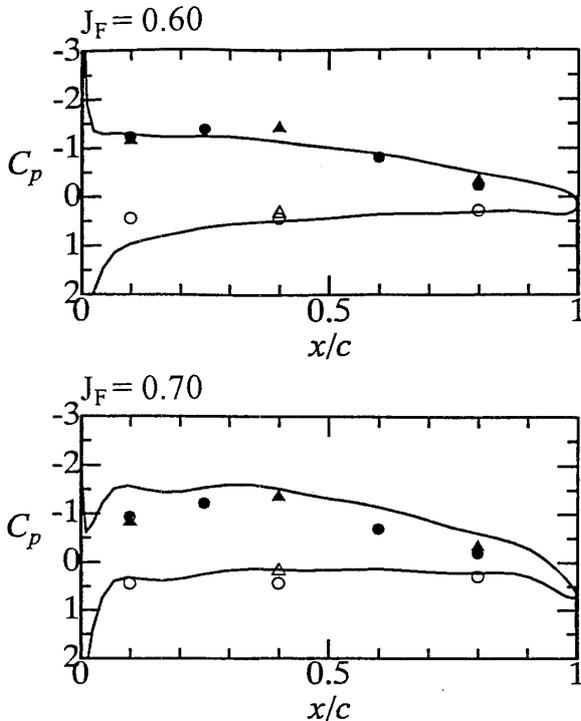


Fig. 15 Pressure distribution on the blade surface

ラでは Face 面の圧力分布が負圧側に張り出しており、流体力学的流入角度が最適流入角よりもやや Back 面にずれた所で作動している様子がうかがえる。これは、CRP 1 が船尾伴流中を想定して設計されているために単独状態では後方プロペラの負荷が小さくなり、必ずしも最適なピッチとなっていないことが原因である。

以上のように CRP 設計においては、とりわけ後方プロペラのピッチ分布に注意を向ける必要があるが、本計算法を使用して分析することによりピッチが最適となっているかどうか判断できる。

4.1.3 CRP の周囲流場

CRP は前方プロペラの回転流を後方プロペラの逆向きの回転流で打消してプロペラ効率を向上させているので、この流体力学的メカニズムが本計算法で表現されているかを周囲流場の計測が行われている他の CRP<sup>20)</sup> について計算し検証する。

Table 2 に計算対象の CRP の主要目を示す。前後の翼数が 4 翼と 5 翼、前方プロペラ直径  $D_{PF}$  に対する直径比が 1 : 0.932、プロペラ前後間隔は  $0.20D_{PF}$  でプロペラの回転数は前後プロペラとも同一である。流場計測は前方プロペラの generator-line の中心点を原点として前方 ( $-0.1D_{PF}$ ),

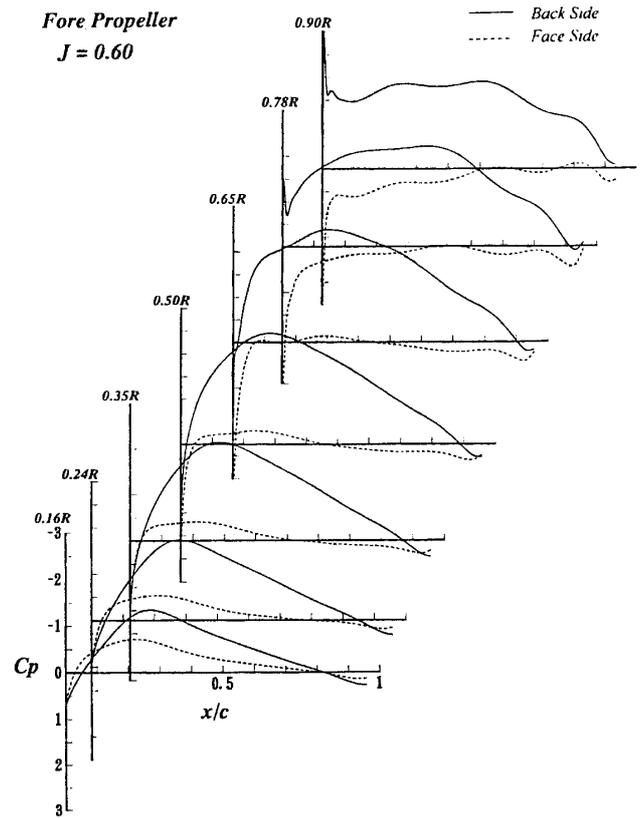


Fig. 16(a) Pressure distribution on the blade surface of CRP (fore)

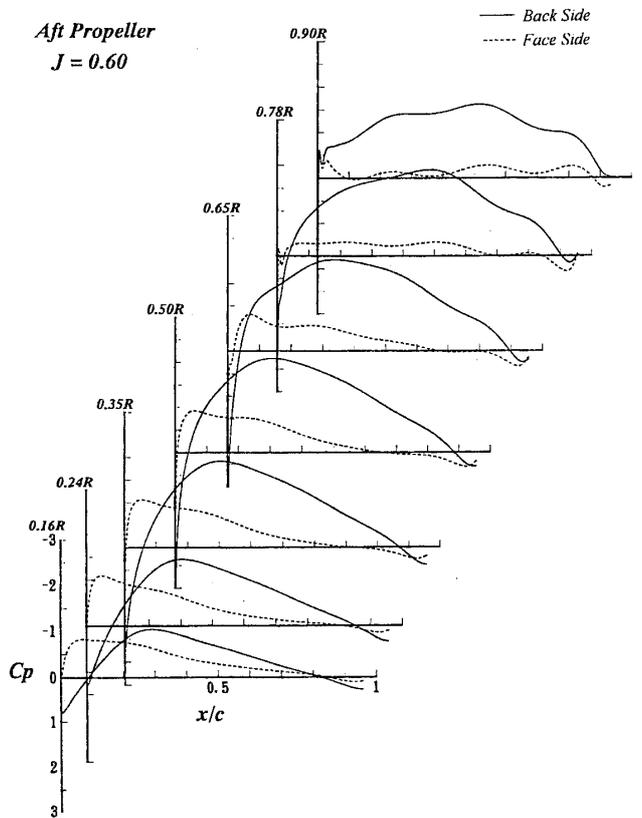


Fig. 16(b) Pressure distribution on the blade surface of CRP (aft)

両プロペラの間 (0.1D<sub>PF</sub>), および後方プロペラの背後 (0.3D<sub>PF</sub>, 0.7D<sub>PF</sub>) であり,  $x$  方向の流速成分 ( $V_x$ ), および回転方向成分 ( $V_t$ ) の半径方向分布がそれぞれ Fig. 17(a) と Fig. 17(b) に○印で示されている。

同一条件下での本計算法による計算値を実線で示す。これらの比較によると CRP 前方から後方にわたって  $V_x$ ,  $V_t$  とも計算値と実験値は良く一致している。特徴的な性質を述べると, CRP 前方では  $V_x$  はわずかな吸引による増速が生じているが,  $V_t$  はプロペラ理論の教える通りにほぼゼロである。両プロペラの間では主として前方プロペラの後流の性質があらわれている。CRP の特徴的流場は CRP の後方に示されるように,  $V_x$  が前方プロペラ後流の重畳で強まり,  $V_t$  は打ち消し合って半径方向に殆ど零になっている。CRP 1~CRP 3 の計算値については模型試験結果がないため示していないが, 上記とほぼ同様の傾向が得られている。

以上, 今回開発した CRP 単独特性計算法はマクロ的なプロペラ特性値のみならず, さらにミクロ的な翼面圧力分布や周囲流場のレベルにおいても推定精度が高く, CRP 設計のための実用的ツールとして使用可能であることがわかった。

4.1.4 CRP の改良と検証

CRP の特性計算法の精度が確認できたので, この手法を用いたパラメータスタディにより CRP 単独性能の改良を試みた。改良のためのパラメータとしては直径, 展開面積比, レーキ, 輪郭, ピッチ, 翼数, 翼厚比, 前後の馬力分担率など沢山ある。初期の最適設計プログラムを使用して与えられた条件下でプロペラ要目・形状を計算し, これを特性計算法に入力してプロペラ効率を算出し, 改善効果を評価する。CRP 1~CRP 3 についてパラメータスタディを実施したが, ここでは CRP 1 の改良研究の中で得られた CRP 1 B について以下に述べる。

CRP 1 B は次の 3 点のパラメータスタディの結果得られた CRP で, ①プロペラの馬力分担率, ②プロペラのレーキ, ③翼輪郭に特徴をもつ。CRP 1 と CRP 1 B の形状の比較を Fig. 18 に示す。CRP では展開面積比が通常型プロペラに比べて一般に小さく, 翼弦長が減少することにより

翼面レイノルズ数が減少する。また翼根付近の翼厚弦長比  $t/c$  が非常に大きなプロペラとなる。これらに起因して翼断面抵抗増加 (トルク増加) がプロペラ効率を悪化させる傾向がある。この欠点を解消するために, ③のアイデアが考案された。特性計算法による CRP 1 B のプロペラ効率の改善量は CRP 1 に対して 1.7% となった。CRP 1 B について CRP 1 と同様にレイノルズ数を変化させた単独特性試験を行い  $\sqrt{K_{TT}}/J^2 = 0.873$  一定下での単独効率  $\eta_0$  を Fig. 19 に示した。いずれのレイノルズ数においても CRP 1 B の効率は約 2% 程度 CRP 1 より良くなっており, 推定値と良く一致している。

最終的な CRP 最適設計プログラムは以上に述べたパラメータスタディによる種々の知見が反映されたものとなっている。

最後に Fig. 19 により CRP のレイノルズ数影響について述べる。CRP 1 B, CRP 1 ともレイノルズ数の増加とともにプロペラ効率が増加している。これはプロペラのレイノ

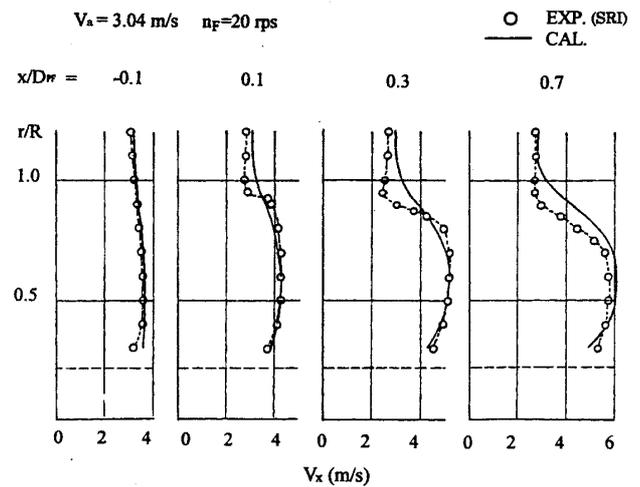


Fig. 17(a) Axial velocity fields of CRP

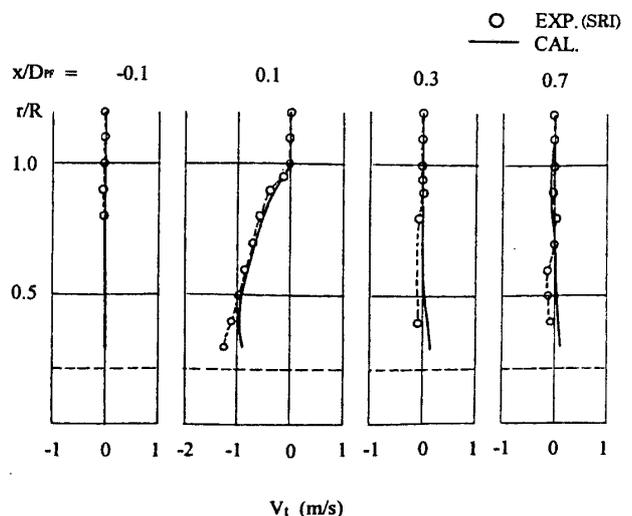


Fig. 17(b) Tangential velocity fields of CRP

Table 2 Principal dimensions of CRP for velocity measurement by SRI

Principal Dimensions	Fore Prop. No. 261	Aft Prop. No. 262
Propeller Diameter	0.2408	0.2244
Pitch Ratio (0.7r/R)	0.8779	1.0563
Boss Ratio	0.2200	0.2360
Expanded Area Ratio	0.3470	0.4150
Blades	4	5

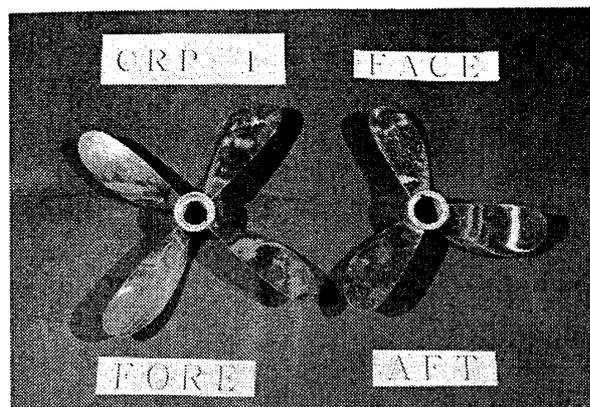
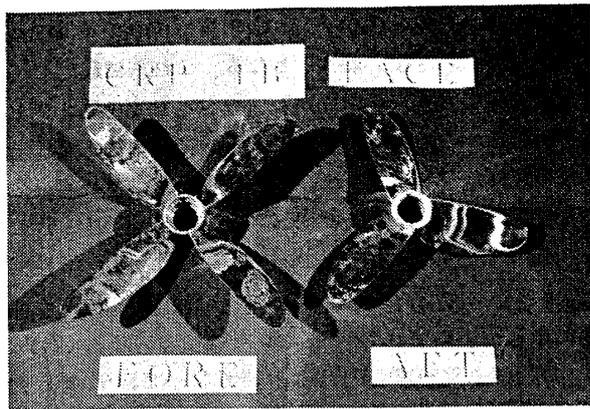


Fig. 18 Model propellers CRP 1&CRP 1 B

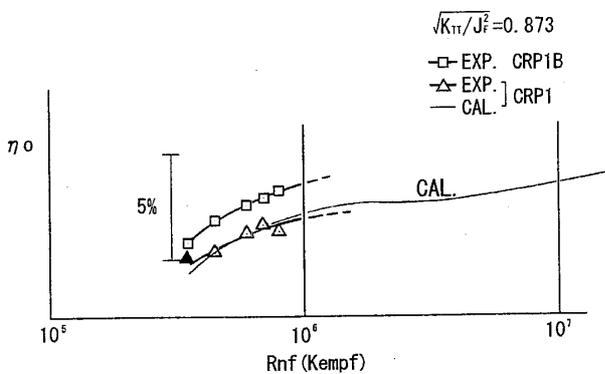


Fig. 19 Reynolds number effects on CRP efficiency

ルズ数影響と呼ばれるものである。両者の傾向をみると、CRP 1 B ではプロペラ効率の傾斜も大きく、 $Rn=1.0 \times 10^6$  付近を越えても増加の様子がうかがえるが、CRP 1 ではその付近で頭打ちの傾向がみられる。

CRP 1 については実験値のほかに計算値（傾向）が示されている。 $Rn=1 \times 10^6$  付近までは両者は良く一致しており、特性計算法で考慮した  $C_D$  式の妥当性がうかがえる。そのレイノルズ数を越えると計算値は徐々に横ばいとなるが、再び穏やかに増加している。これは計算で仮定した  $C_D$  式の中に含まれる摩擦抵抗式が勾配の緩やかな乱流の式に移行したためである。実際のプロペラでは翼面粗度の影響

Table 3 Test condition of cavitation observation test

Vs(kts)	17.8
N <sub>F</sub> (rpm)	53.2
N <sub>A</sub> (rpm)	78.7
J <sub>F</sub>	0.614
K <sub>TT</sub>	0.290
σ <sub>NF</sub>	3.85
σ <sub>NA</sub>	2.44

$$\sigma_N = (p-e)/0.5\rho n^2 D_p^2 \quad (* : F, A)$$

p : pressure at infinity at the submergence in question

e : critical vapour pressure of the water

n : propeller revolutions (rps)

により、このような傾向にならずプロペラ効率は横ばいとなるものと予想される。この計算結果の傾向を念頭において CRP 1 B のプロペラ効率を高レイノルズ数へ外挿すると、大略、点線のようなだろう。実船プロペラレイノルズ数付近では今回の模型試験最大レイノルズ数  $Rn=7 \times 10^5$  におけるプロペラ効率よりもさらに増加するものと予想できる。

#### 4.2 非定常キャビテーション特性

船尾伴流中で作動する CRP において、前後プロペラそれぞれどの程度の範囲にキャビテーションが発生するのか、また、前後プロペラの干渉によりどのような挙動を示すのかを把握する必要がある。このため、非定常キャビテーションの発生範囲を推定する方法として、第3章に示した CRP 非定常特性計算法によって得られる圧力分布に基づいて、揚力等価法を用いて推定する方法を採用した。

この CRP 非定常特性計算法の計算精度を検証するために、オランダの MARIN 減圧水槽にてキャビテーション試験を実施した。試験には VLCC 船型を対象とした MARIN の既存ストック模型船を用い、本模型船に装備した CRP 模型に発生するキャビテーションを観察した。試験には Table 1 に示した CRP 1 を使用し、Table 3 に示す ballast 状態に相当する試験状態で実施した。

Fig. 20 にはキャビテーションパターンについて、模型試験結果と計算結果との比較を示している。Fig. 20 によれば、前方プロペラについては翼角トップ位置付近でのキャビテーションの発生範囲が若干大きいですが、計算結果は模型試験結果と比較的一致している。一方、後方プロペラについては、計算も模型試験結果もキャビテーションの発生は前方プロペラに比べて非常にわずかな程度となっていて、定性的には一致することが確認できた。しかし、前方プロペラと較べるとやや一致度が悪く改良の余地が残されている。

#### 5. ま と め

造船5社（川崎重工業(株)、住友重機械工業(株)、日本

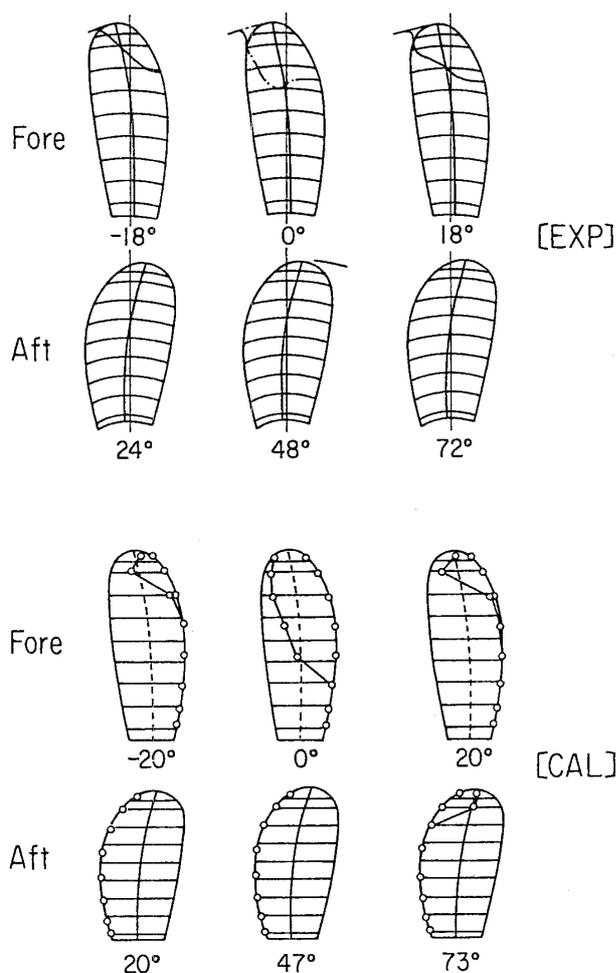


Fig. 20 Cavitation extent on the blade surface of CRP

鋼管(株), 日立造船(株), 三井造船(株))が共同で開発した新CRPシステムのCRP最適設計システムについてその概要を述べた。本論文の結論をまとめると以下になる。

- (1)最適なCRPが、通常型プロペラ設計と同程度の簡便な方法で得られるCRP最適設計プログラムを開発した。
- (2)修正QCMに基づくCRP定常および非定常特性計算プログラムを開発し、高精度な模型試験によりその推定精度を確認した。
- (3)ここで開発されたCRP最適設計システムを用いることにより高効率でかつキャビテーション性能等に優れたCRPの設計が可能となった。

#### 参考文献

- 1) 佐々木紀幸：二重反転プロペラの研究(第3報), 西部造船会々報, 第76号, 1988.
- 2) 村上光功, 黒井昌明, 安東潤, 中武一明：QCM法による定常プロペラ性能の実用的計算法, 西部造船会会報, 第82号, 1991.

- 3) Shigeki Nishiyama, Yoshitaro Sakamoto, Ryosuke Fujino: Contrarotating Propeller System for Large Merchant Ships, 4th International Marine Systems Design Conference, vol. 1, 1991.
- 4) Morgan W. B.: The Design of Counterrotating Propellers Using Lerbs Theory, Trans. SNAME., vol. 60, 1960.
- 5) van Manen: Contra-Rotating Propellers, Trans. I. N. A., 1956.
- 6) Glover E. J.: Contrarotating Propellers for High Speed Cargo Vessels: A Theoretical Design Study, North East Coast, vol. 83, 1967.
- 7) 佐々木紀幸, 右近良孝, 中武一明: 二重反転プロペラの研究(第2報), 西部造船会々報, 第75号, 1988.
- 8) 中武一明, 上田耕平, 小田耕吉, 山崎隆介: 舵に働く流体力について, 西部造船会々報, 第63号, 1982.
- 9) 佐々木紀幸: 二重反転プロペラの研究(第4報), 西部造船会々報, 第78号, 1989.
- 10) van Gunsteren L. A.: Application of Momentum Theory in Counterrotating Propeller Design, International Shipbuilding Progress, vol. 18, No. 206, 1971.
- 11) 真崎千明: プロペラ翼輪郭の数式表示について, 西部造船会々報, 第19号, 1960.
- 12) Nakamura, N.: Estimation of Propeller Open Water Characteristics Based on Quasi-Continuous Method, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 157, 1985.
- 13) Yang, C. J., Tamashima, M., Wang, G. Q., and Yamazaki, R.: Prediction of the Steady Performance of Contra-Rotating Propellers by Lifting Surface Theory, Transactions of the West Japan Society of Naval Architects, No. 82, 1991.
- 14) Yang, C. J., Tamashima, M., Wang, G. Q., and Yamazaki, R.: Prediction of the Unsteady Performance of Contra-Rotating Propellers by Lifting Surface Theory, Transactions of the West Japan Society of Naval Architects, No. 83, 1992.
- 15) Lan, C. E.: A Quasi-Vortex-Lattice Method in Thin Wing Theory, Journal of Aircraft, Vol. 11, No. 9, 1974.
- 16) 村上光功, 黒井昌明, 安東潤, 中武一明: QCMによる非定常プロペラ性能の実用的計算法, 西部造船会会報, 第84号, 1992.
- 17) 中武一明, 垣野内勉, 森山文雄, 山崎隆介: 等価2次元翼に関する研究, 日本造船学会論文集, 第156号, 1984.
- 18) 守屋富次郎: 空気力学序論, 培風館, 1959.
- 19) 右近良孝, 黒部雄三, 工藤達郎: 通常型およびハイリースキュードプロペラの翼面圧力計測についてーキャビテーションが発生しない場合ー, 日本造船学会論文集, 第165号, 1989.
- 20) 佐々木紀幸, 中武一明: 二重反転プロペラの研究(第1報), 西部造船会々報, 第74号, 1987.