

(昭和 60 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

キャビテーション性能の優れたプロペラの開発

—第 1 報 キャビティ体積の少ないプロペラ—

正員 山 口 一* 正員 加 藤 洋 治*
 正員 戸 叶 白 史** 前 田 正 二*

Development of Marine Propellers with Better Cavitation Performance

—1st Report: Propellers with less cavitation—

Hajime Yamaguchi, *Member* Hiroharu Kato, *Member*
 Shiroshi Tokano, *Member* Masatsugu Maeda

Summary

New propellers with better cavitation performance in comparison to a MAU type one were designed, matching the equivalent two-dimensional foils obtained from lifting surface calculations with those obtained from foil section design theory by prescribing the pressure distribution. In designing the new propellers only the section shape and pitch were altered, keeping all other parameters same as the MAU type one. Flat pressure distribution except near the leading edge, based on the experimental results of the two-dimensional foils presented in a previous paper, was adopted so as to give less cavitation.

Experiments were performed, using both the new and the MAU type propellers. The following results were obtained and the validity of the above-mentioned design concept and method was verified.

(1) Both cavity extent and thickness of the new propellers were remarkably reduced in comparison to the MAU type one. Cavity volume of the new propellers reduced to less than half of that of the MAU type one.

(2) Fluctuating pressure due to the new propellers was about half of that due to the MAU type one. This pressure level agreed approximately with that in non-cavitating condition.

(3) The new propellers had nearly the same efficiency as the MAU type one.

(4) The load distribution of the new propellers became higher in the aft part of the blade section. If the region near the trailing edge was too highly loaded, the thrust of the new propeller became lower than that of the lifting surface calculation. This fact should be kept in mind while designing propellers in a similar manner.

記 号 表

C_{pn} : プロペラ圧力係数 ($= (P - P_\infty) / (\rho n^2 D^2 / 2)$)
 D : プロペラ直径
 J : プロペラ前進常数
 J_{max} : 伴流中局所の最大速度を基準にした J
 J_{mean} : 平均伴流を基準にした J
 J_{min} : 伴流中局所の最小速度を基準にした J
 K_Q : トルク係数

K_T : スラスト係数
 K_{p5} : blade frequency 成分の無次元変動圧力振幅
 K_{p10} : blade frequency の 2 次成分の無次元変動圧力振幅
 n : プロペラ回転数
 P : 局所圧力
 P_∞ : 無限遠方の圧力
 P_v : 水の蒸気圧
 R_n : プロペラレイノルズ数 ($= nD^2 / \nu$)
 V_c : キャビティ体積
 Ψ : プロペラ翼角

* 東京大学工学部

** 日産自動車

- ν : 水の動粘性係数
 ρ : 水の密度
 η_0 : プロペラ単独効率
 σ_n : プロペラキャビテーション数
 $(=(P_\infty - P_v) / (\rho n^2 D^2 / 2))$

1 緒 言

船用プロペラに発生するキャビテーションは船体振動・騒音・壊蝕などの原因となり、その対策に努力が払われてきた。そのための手段として、翼輪郭を変更する。翼断面形状を変更するなどが考えられる。最近では、ハイスキュープロペラ¹⁾が前者、SRI-B翼型²⁾、NTR³⁾翼型などが後者の例として挙げられる。

著者らは前報⁴⁾において、圧力分布を与えて翼形状を求めるという Eppler の 2 次元翼理論⁵⁾を用いて、MAU 翼型よりもキャビテーションの発生量が格段に少なく、揚抗比も優れた TP620 翼型を開発した。Eppler の理論は設計迎角を任意に選ぶことができ、さらに、翼面上の複数の部分に別々の迎角で圧力分布を与えることができるため、船用プロペラのように 1 回転中に翼の迎角が変化するような場合には特に有効である。キャビテーションや境界層も加味した翼特性を決定づけるのは圧力分布であるから、それを最重視した設計が最も効果的であると言える。さらに、プロペラ揚力面理論から得られる「相当 2 次元翼」⁶⁾によりプロペラ表面の圧力分布をかなりの精度で計算できることが知られている。すなわち、「相当 2 次元翼」が前述の Eppler の理論で得られる翼型に一致するようなプロペラを設計すれば、キャビテーション性能の優れたプロペラが得られるはずである。本研究は、このような考え方のもとに設計した新プロペラと MAU 型プロペラの比較試験によりそのキャビテーション性能の向上を確かめ、さらに設計上生じる問題点などを明らかにしようとするものである。

2 プロペラの設計

2.1 望ましい圧力分布

圧力分布の与え方は、キャビテーションの発生する翼端側とそうでない翼根側では当然違ったものになる。翼根側で効率を第一に考える場合には、負圧面の圧力分布が翼後縁に向かってなだらかに上昇してゆくという、MAU 翼型の翼根側での圧力分布が境界層の発達や剝離を抑えることになり、効果的である。一方、翼端側でキャビテーションを第一に考える場合には、次の 2 つの方法が考えられる。

- (1) キャビテーションの発生を抑え、発生してもその量をなるべく少なくする。
- (2) プロペラ 1 回転中でのキャビティの体積変化を

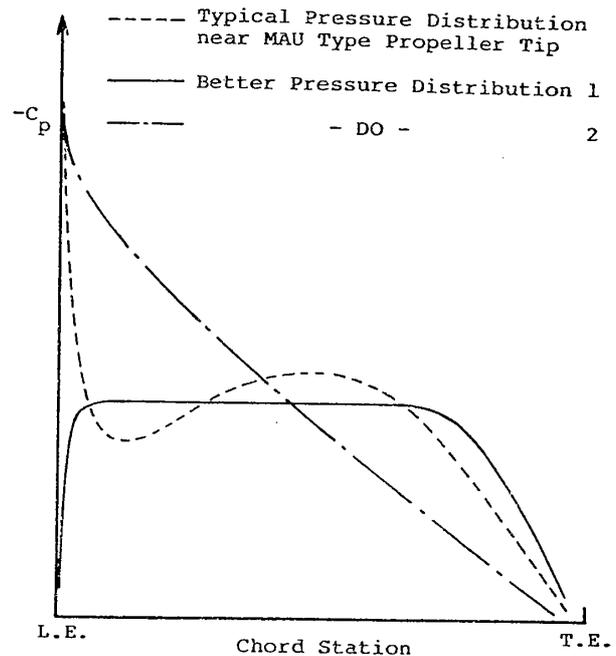


Fig.1 Better pressure distributions with respect to cavitation performance

なるべく小さくする。

Fig.1 に MAU 翼型の翼端側に見られる典型的な圧力分布を点線で示す。翼前縁部に鋭い負圧のピークを持ち、翼弦中央部になだらかな負圧のピークを持っている。このような圧力分布では 2 つの負圧のピークの間で荷重が低下してしまう上に、翼前縁部の負圧のピークにより層流剝離や乱流遷移、さらには層流剝離泡の burst を誘引するため、翼特性およびキャビテーション初生の上で好ましくない^{7),8)}。また、翼弦中央部になだらかな負圧のピークがあるためキャビティが急激に成長・消滅し、さらには有害なクラウドキャビテーションの原因になると考えられる。図の実線は望ましい圧力分布の一例であり、負圧面の圧力分布を平坦にして大きな揚力を得ることによりキャビティの発生を抑え、さらには翼前縁部に余裕を持たせる（迎角が大きくなっても、前縁部の負圧のピークがなだらかなようになるようにする）ことにより発生後のキャビティの体積を小さくしようとするものである。この方法が、前報⁴⁾の TP620 翼型の設計思想であり、翼前縁部に余裕を持たせることにより前述の(2)をある程度勘案しているものの、基本的には(1)を主眼としたものである。それに対して図の一点鎖線は(2)を狙ったものであり、むしろ積極的に前縁部の負圧のピークを持たせ、翼後縁に向かって圧力がなだらかに上昇してゆくようにするものである。こうすれば負圧のピークが迎角の変化に対して鈍感になり、しかも圧力が下流に向かってなだらかに上昇するため、キャビティの体積そのものは実線や点線のものに比べて大きくなっても迎角の変化に対するキャビティの体積変化が小さくなると考

Table 1 Principal particulars of model propellers

Propeller No.	MP218	MP010	MP012
Diameter (m)	0.22095		
Pitch Ratio at 0.8R	0.9500 (constant)	0.8725 (variable)	0.9145 (variable)
Expanded Area Ratio	0.6500		
Boss Ratio	0.1972		
Blade Thickness Ratio	0.0442		
Number of Blades	5		
Rake Angle	6°		
Blade Section	MAU	TP (Newly Designed)	

えられる。これら2つの設計思想は与えられた条件（伴流分布、キャビテーション数など）により使い分けてゆくべきであろう⁹⁾が、本報では前報⁴⁾における TP620 翼型の実験結果をふまえて、図の実線のような圧力分布を目標とする。

2.2 新プロペラの設計手法とその特徴

プロペラの設計はまず対象とする MAU 型プロペラを選び、その翼輪郭および各半径位置での翼厚比を変えずに翼断面形状とピッチ分布のみを変更して行った。その手順を以下に記す。

(1) 相当2次元翼のキャンバ分布は幾何キャンバ分布とはほぼ相似になることが知られている¹⁰⁾。したがって、種々の作動条件で花岡・小山の揚力面理論プログラム¹¹⁾を実行し、各半径位置での相当キャンバと幾何キャンバの比を求め、対象とする MAU 型プロペラの代表的な相当2次元翼形状を求める。

(2) プロペラ各半径位置で前節の圧力分布を持った2次元翼型を Eppler の理論により設計し、そのバケット図を与えられた伴流中での作動状態を考慮しつつ、(1)で得られた MAU 型プロペラの代表的な相当2次元翼のバケット図と比較するという試行錯誤により、新しい相当2次元翼（これを設計2次元翼と記す）を求める。

(3) (2)で得られた設計2次元翼のキャンバ分布を補正することにより幾何キャンバ分布、すなわち、新プロペラの翼断面形状を求める。キャンバ分布の補正法としては、幾何キャンバは相当キャンバを一律に大きくしたものであるという仮定を設けたもの（後出の MP010）と、目標とする圧力分布をより厳密に実現するため翼弦方向のキャンバ変化も考慮したもの（後出の MP012）の2つの方法を行う。また、翼形状の違いによる無揚力

角の差を考慮して、ピッチ分布を変更する。

本報で対象とした MAU 型プロペラは、SR183 研究部会¹²⁾にて研究された MP218 である。このプロペラは運輸省航海訓練所の練習船「青雲丸」に装着されていた従来型プロペラであり、とくに船尾変動圧が問題となっていた。MP218 と新たに設計した MP010 および MP012 の主要目を Table 1 に示す。前述のように新プロペラは翼断面形状とピッチ分布が MP218 と違うだけである。

設計の対象とした実船推定伴流分布¹²⁾と設計点を、次章で述べる実験条件と共に Fig. 2 および Table 2 に示す。また、設計点（実船 163 rpm）の伴流中におけるプロペラ前進常数 J の平均値 (J_{mean}) および局所の最大値 (J_{max})、最小値 (J_{min}) に対する MP218 と MP010 の 0.8R 位置での圧力分布（定常計算）を、それぞれキャビテーション数 (σ_n/J_{mean}^2) とともに Fig. 3, 4 に示す。Fig. 4 には設計2次元翼の $J=J_{mean}$ に相当する（揚力係数が同じ）圧力分布も一点鎖線で併記している。MP010 では前縁部の負圧のピークをなるべく抑え、同時に作動状態を考慮してフェースキャビテーションに対する余裕を小さくしていることが分かる。それに対して、MP218 では翼前縁部での負圧の立ち上がりが大きく、大きなキャビテーションの発生が予測される。なお、MP010 の翼後縁部における圧力回復がかなり大きくなっているが、2次元の境界層計算⁴⁾では乱流剝離は起こさないと推定された。

Fig. 4 に示したように前節の圧力分布が MP010 である程度実現されたと考えられるが、設計2次元翼のものと比べると翼前縁から 30% コード位置にかけて荷重が増加し、そのために 15% コード位置付近になだらかな負圧のピークができてしまっている。また、次章で述べ

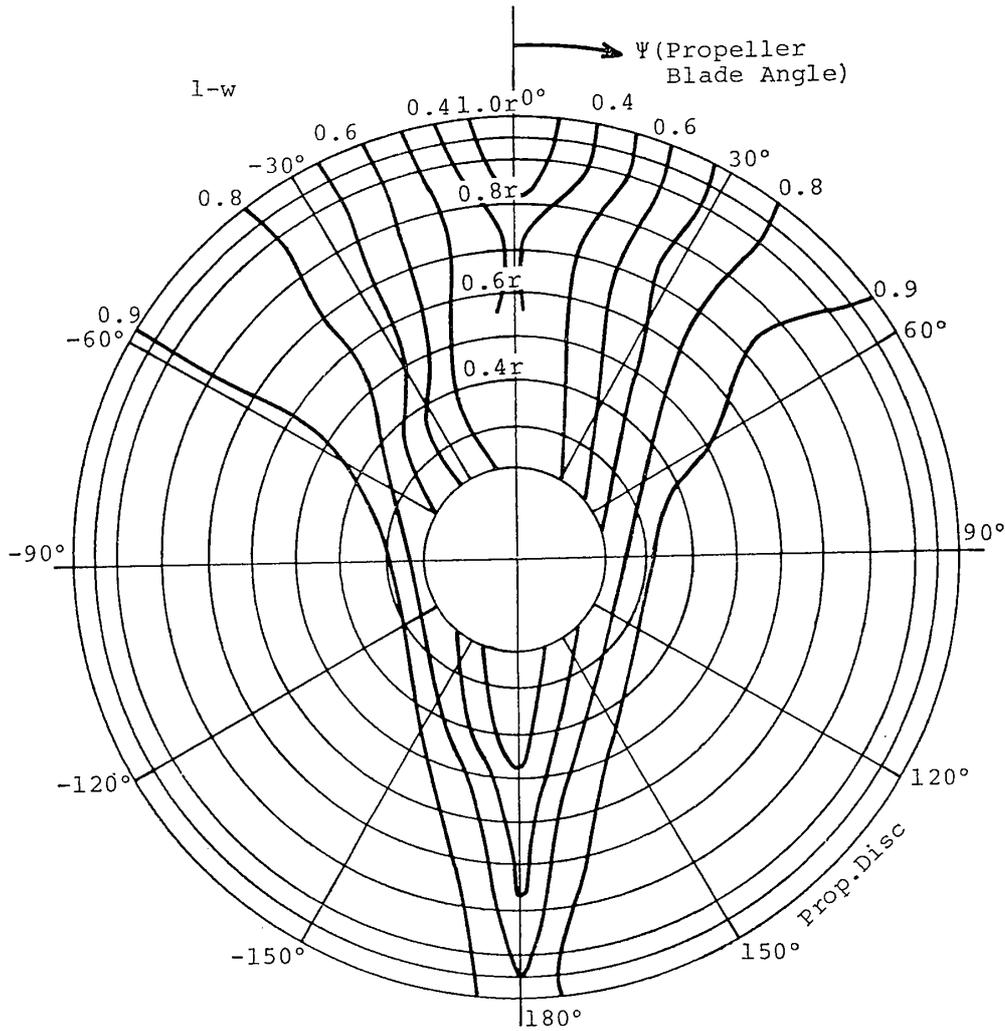


Fig. 2 Wake pattern

Table 2 Cavitation test condition and design point

Number of Revolution (r.p.s.)	K_T / J^2	σ_n / J^2	Corresponding Number of Revolution in Ship Scale (r.p.m.)
30	0.459	8.40	149
30	0.498	7.36	163 (Design Point)
30	0.579	7.35	171

る単独性能試験結果によると、計算よりもスラスト、トルクがかなり低下してしまつた。その原因の一つとして、2次元計算では予測できなかった後縁部の乱流剝離が実際には生じていることも考えられる。そこで、翼弦方向のキャンバ変化を考慮した MP012 の設計には、以下の2点に特に注意することとした。

- (1) 翼前縁部での相当キャンバ分布を極力設計2次元翼のものに一致させる。
- (2) 翼後縁部での荷重を小さくするため、相当キャンバ

の最大位置を翼弦中央方向に移動する。

もちろん、(2)は設計2次元翼を変更することによつても実現できるが、ここではキャンバ分布を操作することにより行つた。

$J = J_{mean}$ における 0.8R 位置での MP010, MP012 の相当キャンバ分布、および設計2次元翼のキャンバ分布を Fig. 5 に示す。MP012 のものは MP010 のものより翼前縁部でキャンバが小さくなり設計2次元翼のものと同く一致していること、最大キャンバ位置を前方に

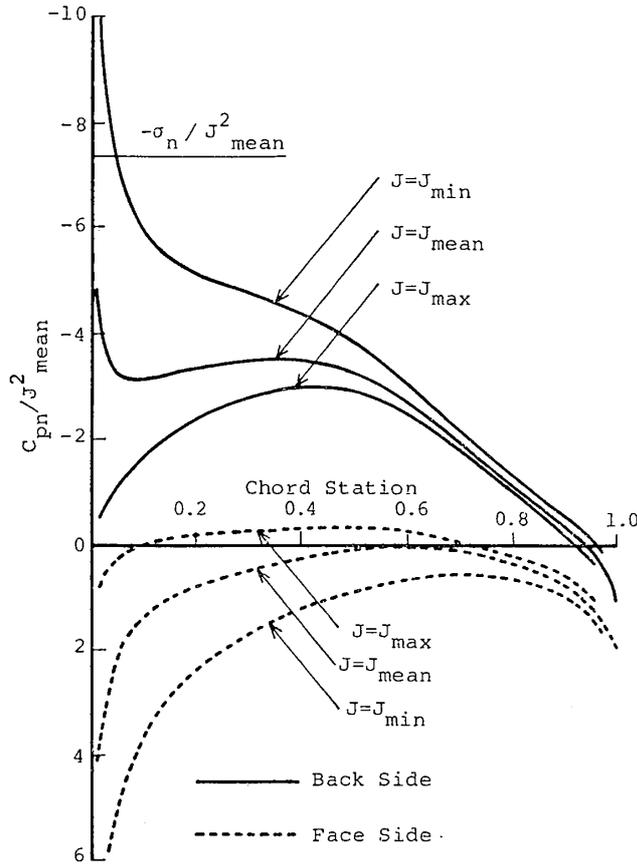


Fig. 3 Steady state pressure distributions at 0.8R position using mean, minimum and maximum velocity of the wake ; MP218 (MAU)

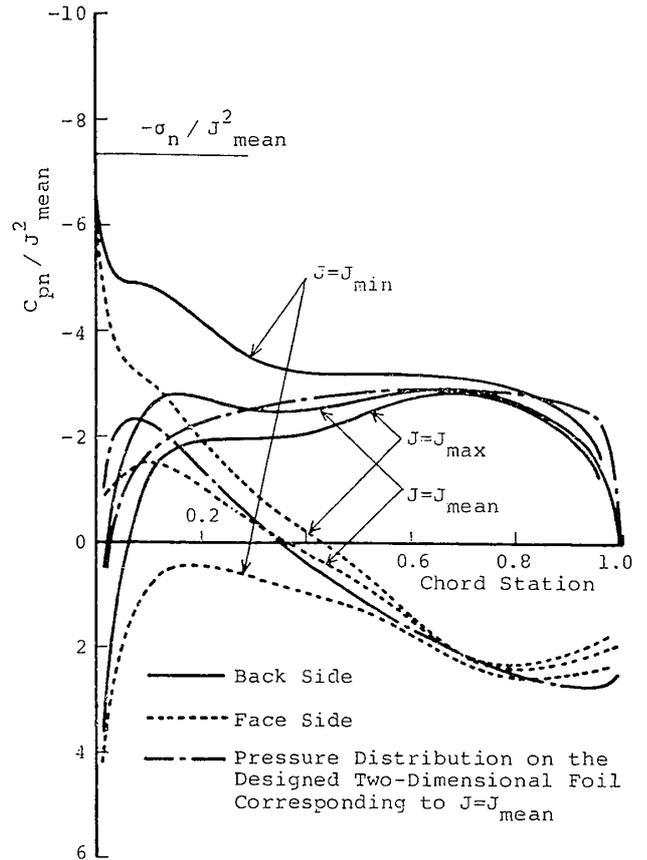


Fig. 4 Steady state pressure distributions at 0.8R position using mean, minimum and maximum velocity of the wake ; MP010 (TP)

移動していることが分かる。Fig. 3, 4 に対応する MP012 の圧力分布を Fig. 6 に示す。MP218 の圧力分布にかなり近づいているが、前縁部の負圧のピークが MP218 のものよりかなり低いこと、Fig. 3 の $J=J_{mean}$ の場合に見られるような翼前縁近くでの谷がなくなっていること、60%コード位置付近まで平坦な圧力分布が実現されていることなど、前節で述べた設計思想は十分反映されているものと考えられる。このことは Fig. 7 に示す伴流中圧力分布の非定常計算結果からも確かめられる。また翼前縁部での負圧のピークは、非定常計算の方が大きくなっている。

Fig. 8 に以上3つのプロペラの翼断面形状を示す。新設計のプロペラは迎角の変化に対応するために翼前半部が厚くなっており、荷重を翼中央部から後半部にかけて負担するためにホローフェースになっている。また、翼根部に行くにつれ、徐々に MAU 型の形状に近づいてくる。さらに MP010 と MP012 の翼端側を比較すると、MP012 の最大キャンバ位置が翼中央部に移動しており、前述の圧力分布と良く対応していることが分かる。

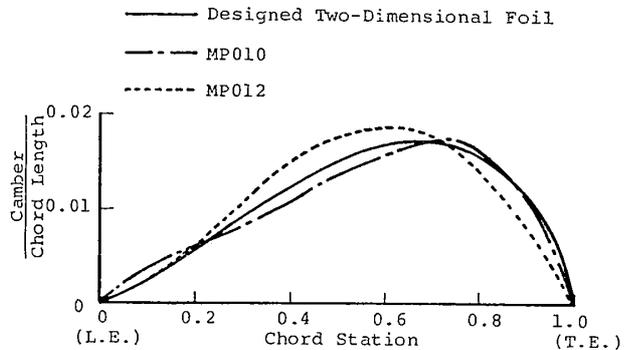


Fig. 5 Comparison of designed two-dimensional camber line and corresponding ones at 0.8R position

3 実験結果

3.1 プロペラ単独性能試験

MP218, MP010, MP012 のプロペラ単独性能試験を三井造船昭島研究所の小水槽で行った。プロペラレイノルズ数 R_n は 6.0×10^5 である。前進常数 J を基準にしたスラスト係数 K_T , トルク係数 K_Q , 単独効率 η_o の比較を、揚力面理論による計算結果とともに Fig. 9 に示す。MP218, MP012 に関しては計算結果と実験結果が

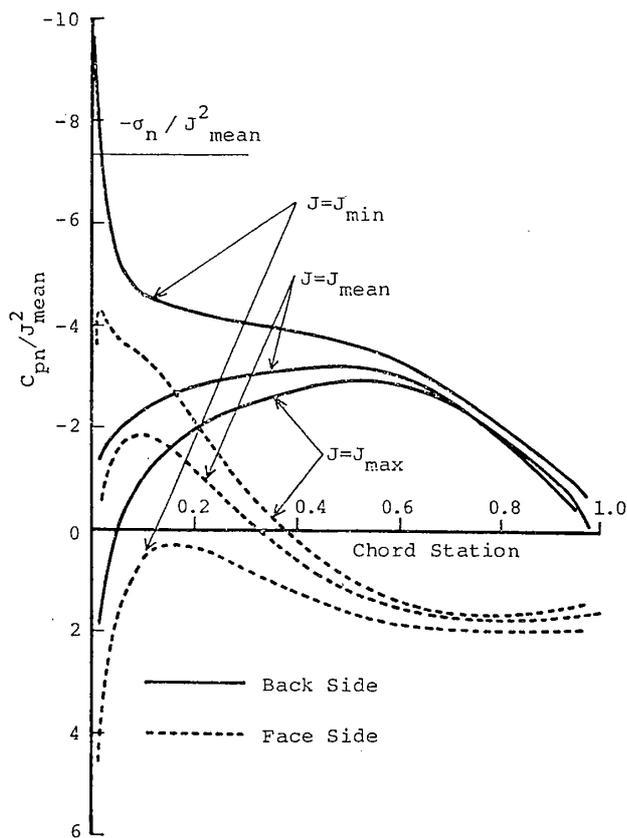


Fig. 6 Steady state pressure distributions at 0.8R position using mean, minimum and maximum velocity of the wake ; MP012 (TP)

ほぼ一致しているものの、MP010に関してはスラスト、トルクとも実験結果の方がかなり小さくなっている。油膜法による翼面上限界流線の観察¹³⁾によると、97%コード位置付近から翼後縁にかけて流線が急激に翼端側に向いている。これは、せん断応力が急激に小さくなり遠心力が支配的になったからと考えられる。すなわち、2次元計算では予測されなかった後縁部乱流剥離もしくは急激な境界層の発達により、迎角が見掛け上減少してしまったことが原因の1つと考えられる。また、Fig. 4に見られるように翼正面側での逆圧力勾配が大きいため正面側の境界層の発達が大きく、キャンバが見掛け上減少したということも考えられる。

プロペラ前進速度で無次元化したスラスト (K_T/J^2) を基準にした単独効率 η_0 の比較を Fig. 10 に示す。設計点 (実船 163rpm) において、MP218 よりも MP012 が 0.5%、MP010 が 0.9% 低くなっているが、大きな差ではない。

3.2 伴流中キャビテーション試験結果

伴流中でのキャビテーション観察、ピン¹⁴⁾によるキャビティ厚みおよび体積の計測、変動圧力計測を東京大学の船用プロペラキャビテーショントンネル¹⁵⁾で行った。実験条件は Table 2 に示したとおりであり、伴流はワイヤメッシュによりシミュレートした。

変動圧力の計測は、Fig. 11 に示すように、プロペラ上方に取り付けた平板上においてプロペラ直上を中心として十字に配置した圧力計を用いて行った。チップクリ

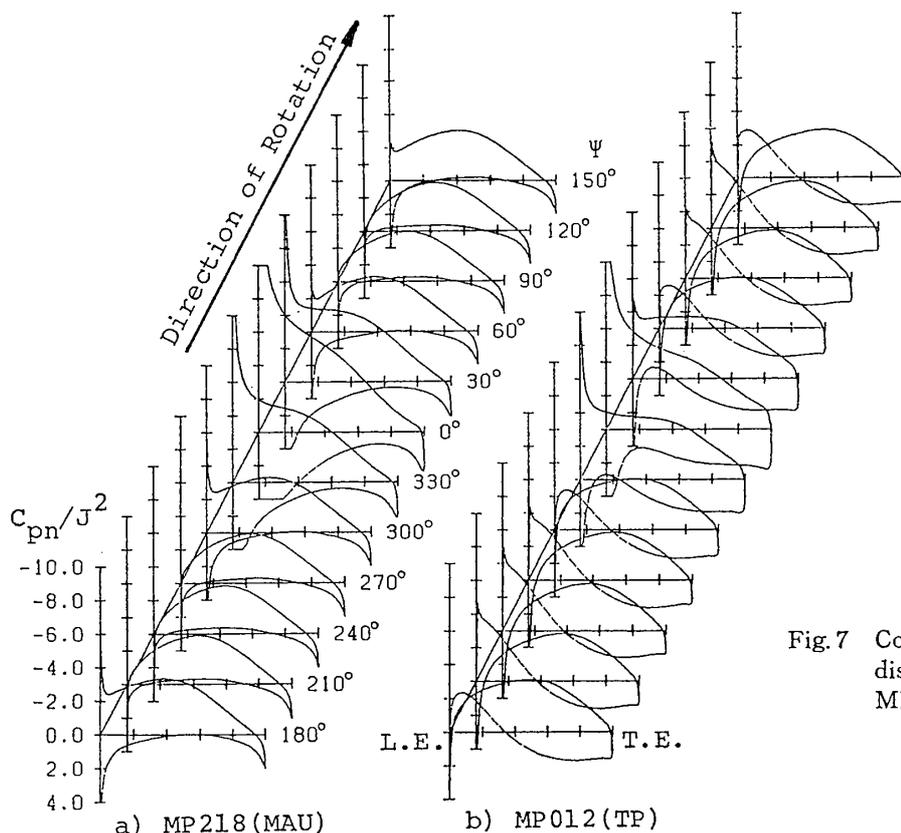


Fig. 7 Comparison of unsteady pressure distributions at 0.8R position of MP218 (MAU) and MP012 (TP)

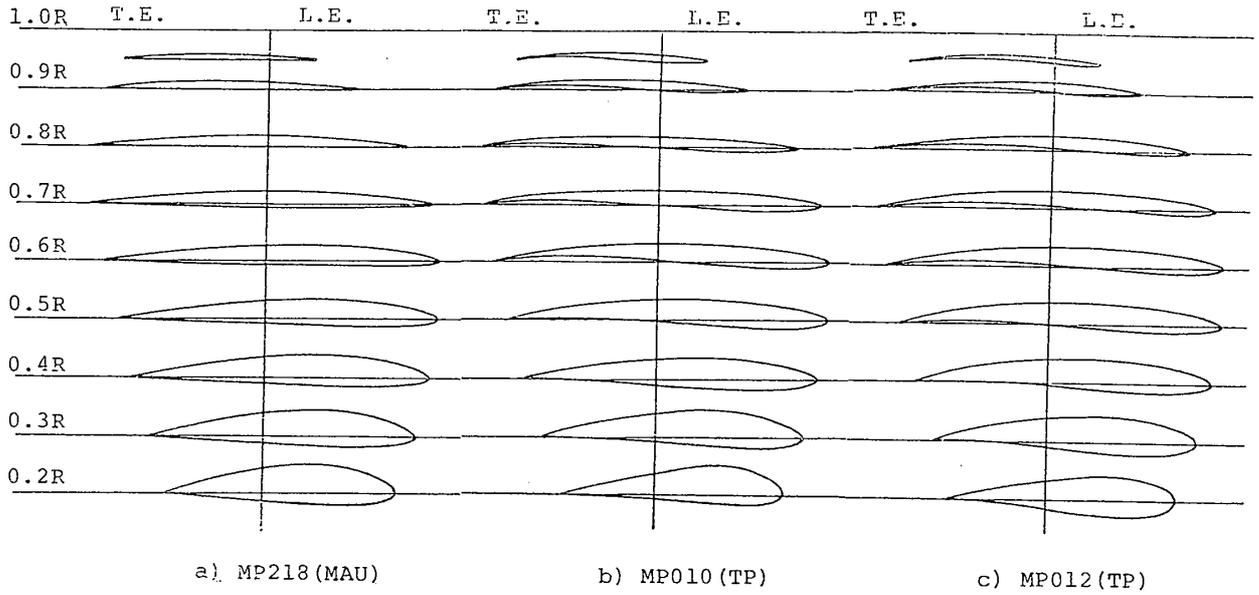


Fig. 8 Comparison of propeller section shapes

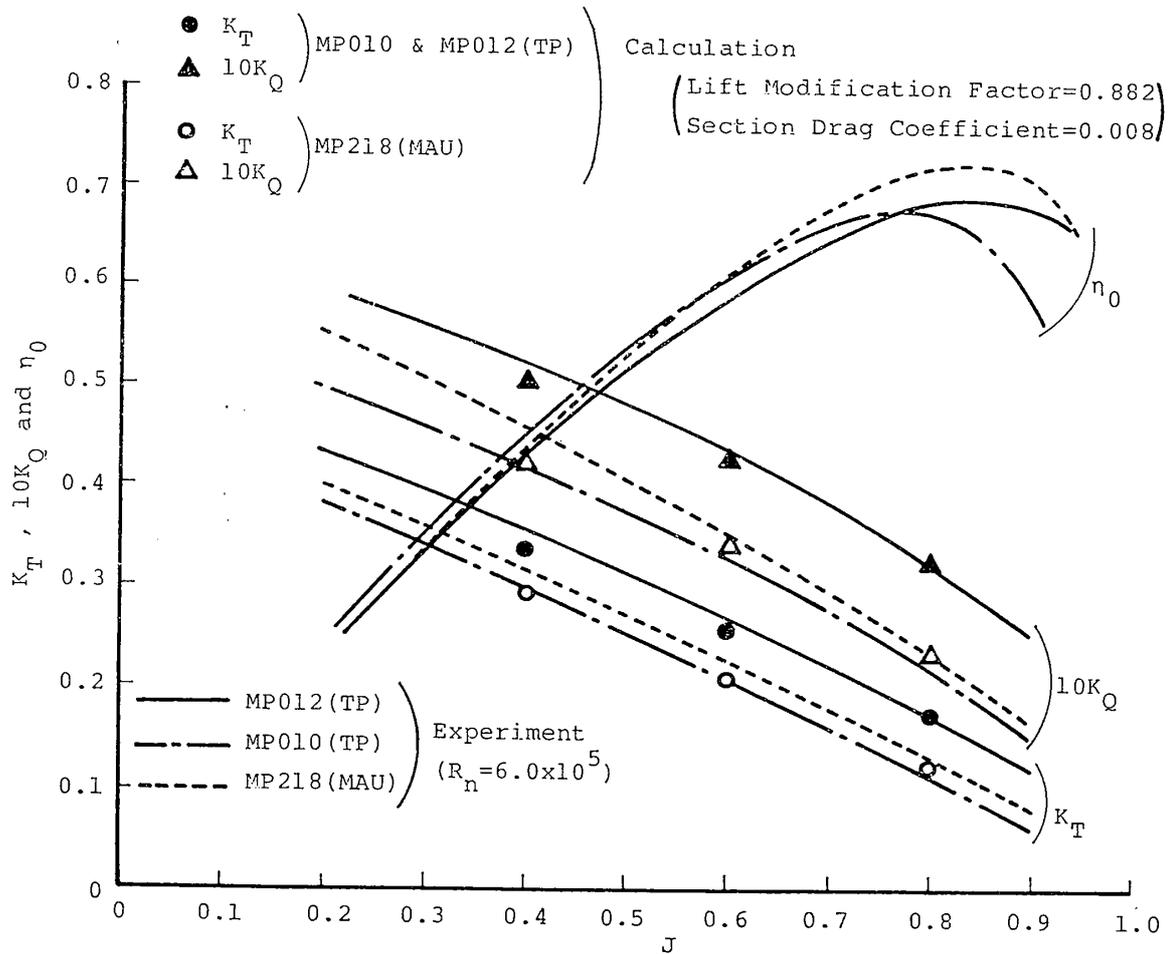


Fig. 9 Propeller open characteristics

アランスはプロペラ直径の 0.25 倍である。圧力計は、歪ゲージ式、直径 6mm、容量 2kg/cm^2 であり、振動による雑音を計測しないよう、シリコンゴムにより装着した。圧力計の信号は増幅の後 FFT 解析器により解析

した。

設計点 (実船 163rpm) におけるキャビテーション発生範囲の比較を Fig. 12 に示す。実線が平均的な発生範囲、点線が最大発生範囲を表わしている。MP218 のキャビテ

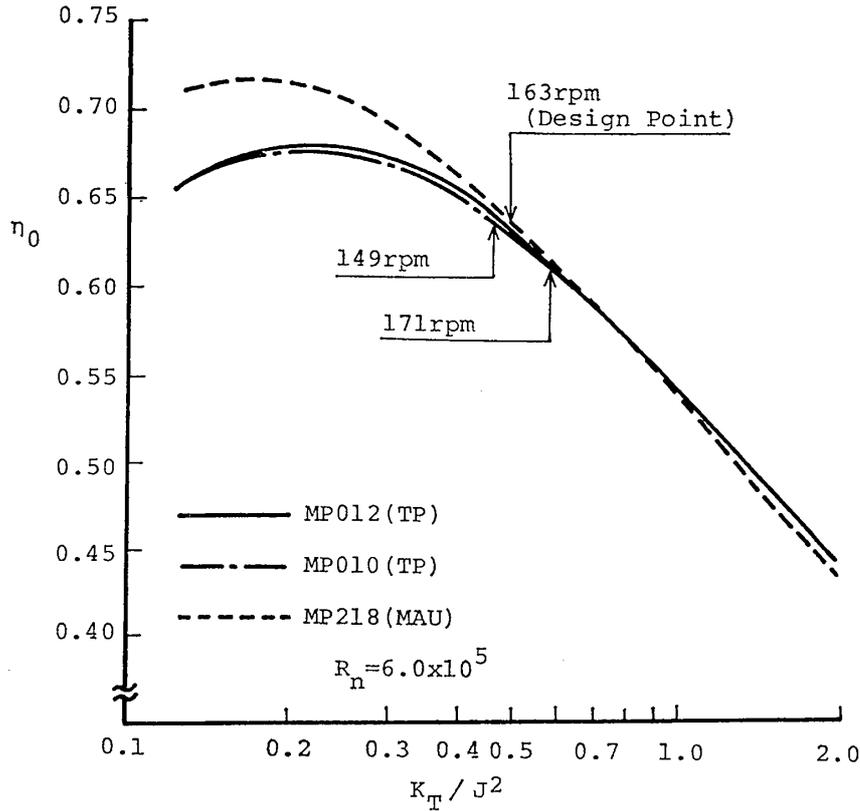


Fig. 10 Comparison of propeller open efficiency based on K_T/J^2

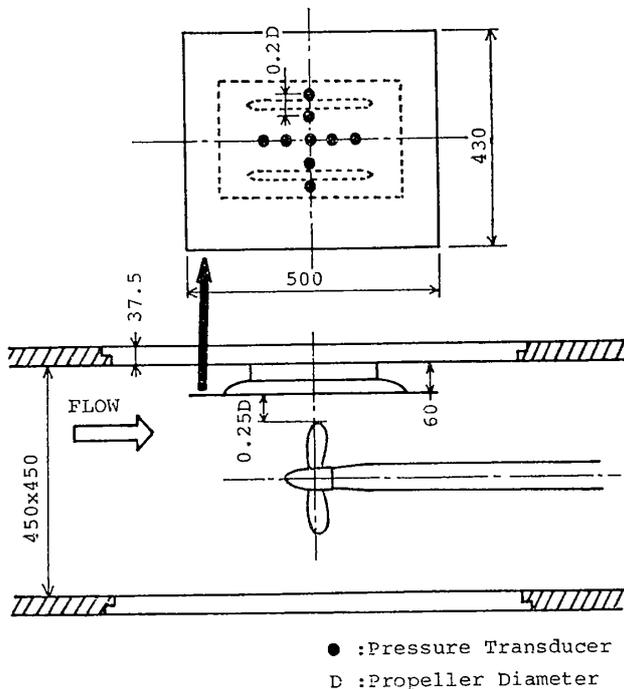


Fig. 11 Measuring apparatus for pressure fluctuations

ィ発生範囲は実船のものと良く一致しており¹²⁾, どのプロペラにもクラウドキャビテーションは発生していない。新プロペラ (MP010, MP012) のキャビティ発生範囲は MP218 のものより格段に小さくなっていること

が分かる。なお、新プロペラにおいては、理論では予測されなかった最大で 10% コード長さ程度のフェースキャビテーションが 0.7R 位置付近から翼端にかけて発生したが、ペイントテスト (試験時間 30 分) によればペイントの剥げ落ちは全く見られず、エロージョンの危険性はないことが分かった¹³⁾。

キャビティ厚さの測定結果の一例を Fig. 13 に示す。図は、Fig. 12 の翼角 10° のものである。新プロペラはキャビティ発生範囲のみならず、キャビティ厚さも格段に小さくなっている。このようにして得られたキャビティ厚さの分布を翼弦方向と半径方向に積分することによりキャビティ体積を求めた。設計点 (実船 163rpm) におけるキャビティ体積の比較を Fig. 14 に示す。縦軸がキャビティ体積をプロペラ直径の 3 乗で無次元化したものである。新プロペラのキャビティ体積は最大でも MP218 の 1/2~1/3 になっている。また、MP010 のキャビティ体積の方が MP012 のものより若干大きいのは、実験の K_T が計算値よりも小さくなってしまったため、計算よりも J の小さいところ (迎角の大きいところ) で作動しているからと考えられる。

設計点 (実船 163rpm) における blade frequency 成分の変動圧力およびその位相の比較を Fig. 15 に示す。図には非キャビテーション状態の結果を白丸で併記しているが、新プロペラの変動圧力は MP218 のものの 1/2

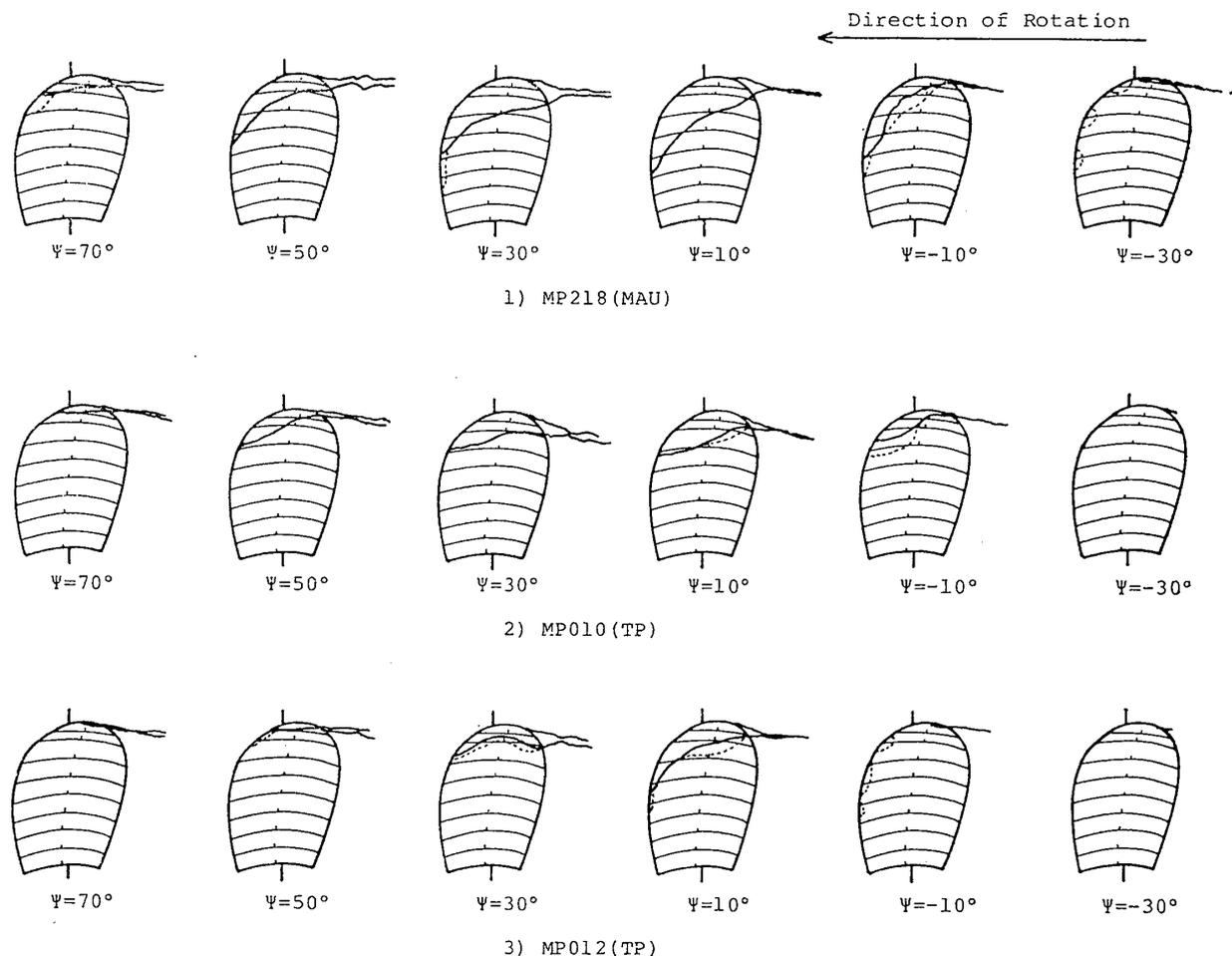


Fig.12 Comparison of cavitation extent ; $K_T/J^2=0.498$, $\sigma_n/J^2=7.36$ (163rpm)

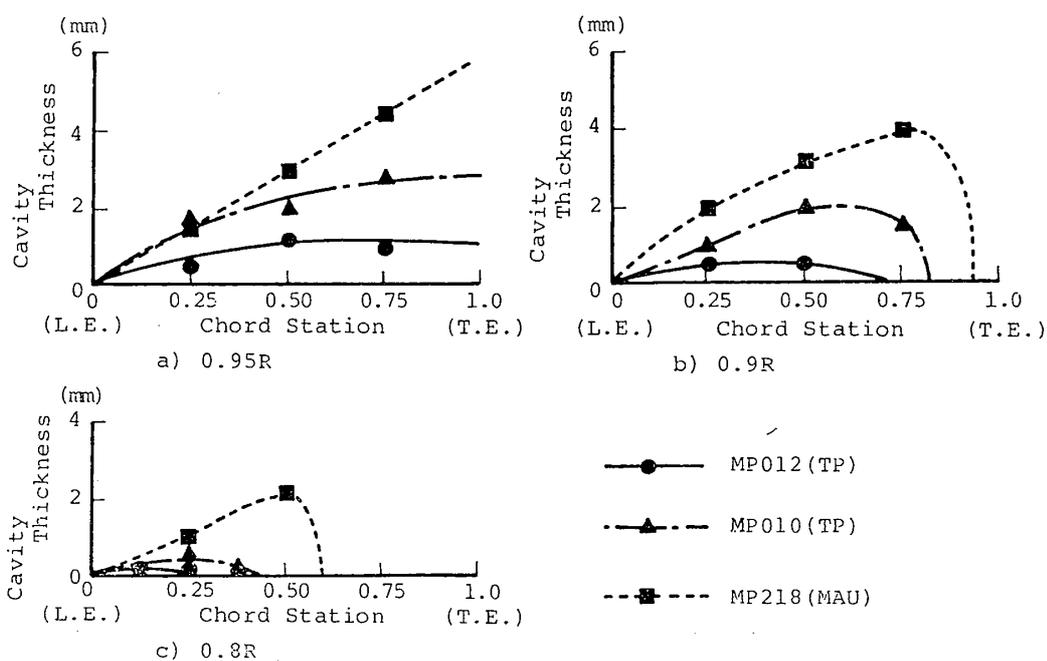


Fig.13 Comparison of cavity thickness ; $K_T/J^2=0.498$, $\sigma_n/J^2=7.36$ (163rpm), $\Psi=10^\circ$

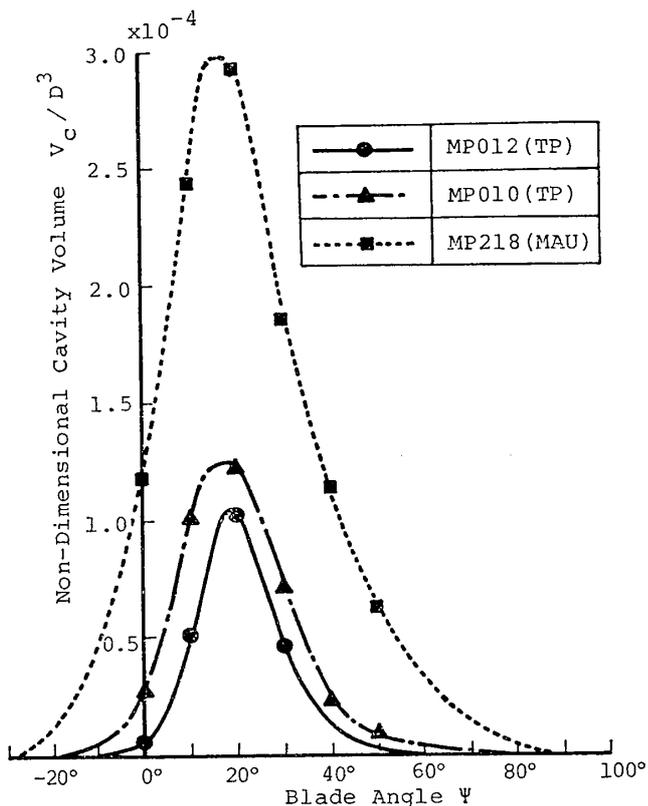


Fig. 14 Comparison of cavity volume ;
 $K_T/J^2=0.498$, $\sigma_n/J^2=7.36$
 (163rpm)

程度になり、非キャビテーション状態のものと同様に
 差がなくなるまでに改善されている。また、新プロペラ

同士で比較すると、キャビティ体積の場合と同様に
 MP012の方がより優れている。同じ実験条件におけ
 る変動圧力の blade frequency の2次成分を比較した
 ものが Fig. 16 である。新プロペラによる変動圧力の
 減少効果は1次成分のもの程顕著ではないが、それ
 でも MP218 の2/3程度にまで減少している。最後に他
 の実験条件(実船 149rpm, 171rpm)における blade
 frequency の1次成分の左右舷方向の分布を Fig. 17
 に示す。非キャビテーション状態の結果は、どちらも
 Fig. 15 のものとほとんど同じである。前述と同様の
 改善効果が確かめられる。

4 結 言

キャビテーションの発生量を少なくするために、翼
 前縁部に余裕を持たせつつ翼面上の圧力分布を平坦に
 するという考え方のもとに、2次元翼設計理論とプロ
 ペラ揚力面理論を活用して新しいプロペラを開発し
 た。さらに、既存プロペラとの比較試験を行い、その
 効果を確認した。得られた結論を以下に記す。

- (1) 新プロペラは従来型プロペラに比べ、単独効
 率はほとんど差がないままにキャビテーションの発生範囲、
 厚さも小さくなり、体積が1/2~1/3程度になった。
 また、船尾変動圧力の blade frequency 成分も従来
 型プロペラの1/2程度になり、非キャビテーション状
 態のものと同様に差がなくなる程度にまで減少した。
- (2) 新プロペラはその設計思想のために翼後半部

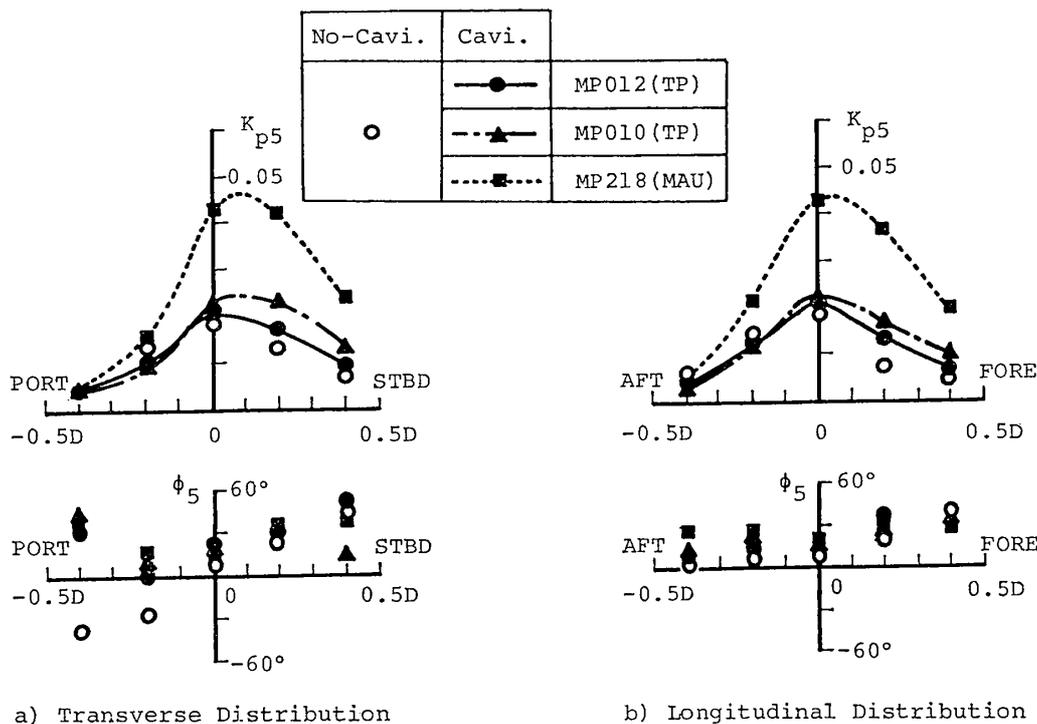


Fig. 15 Comparison of fluctuating pressure amplitude and phase angle ;
 $K_T/J^2=0.498$, $\sigma_n/J^2=7.36$ (163rpm), 1st blade frequency

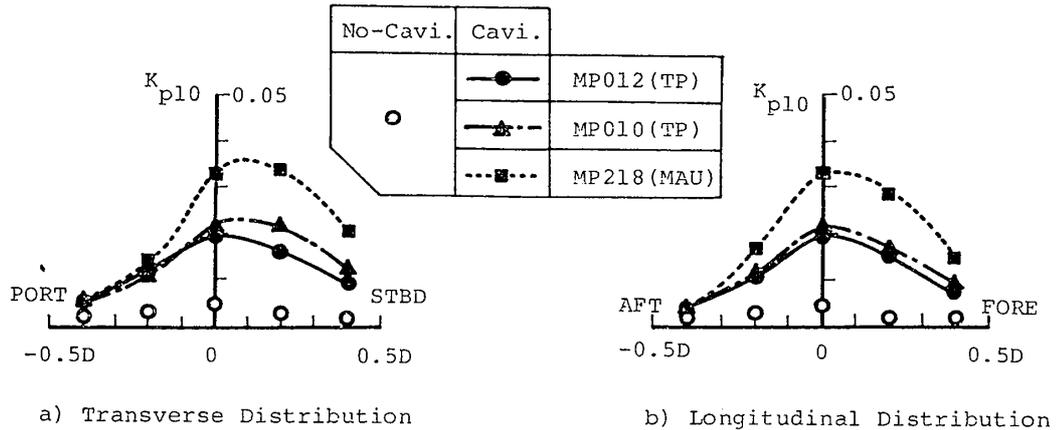


Fig. 16 Comparison of fluctuating pressure amplitude ; $K_T/J^2=0.498$, $\sigma_n/J^2=7.36$ (163rpm), 2nd blade frequency

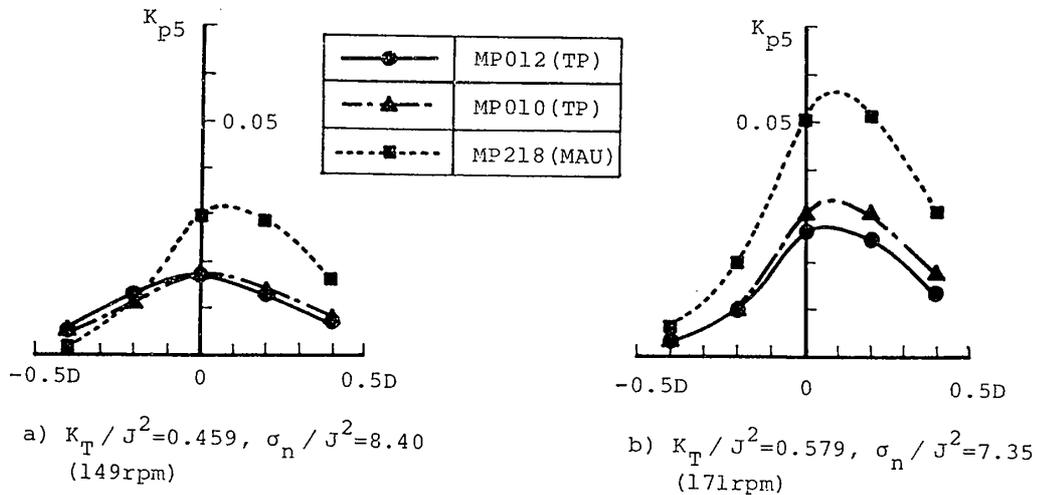


Fig. 17 Transverse distribution of 1st blade frequency component of fluctuating pressure amplitude

での荷重が大きくなる。そのさい、翼後縁部にあまり大きな荷重を負担させると、計算よりもスラストが低下するので注意を要する。さらに、目標とする圧力分布をより厳密に実現するためには、MP012のように翼弦方向のキャンバ変化も考慮して設計する必要がある。

謝 辞

本研究は文部省科学研究費(試験研究)の補助を受け、広島大学、九州大学、三井造船との共同研究として行われている。討議に御参加いただいた方々に厚く御礼申し上げます。実験遂行においては、湯浅肇博士ほかの三井造船昭島研究所の諸氏、ならびに東京大学高速力学研究室の諸氏に多大なる御協力をいただいた。ここに深甚なる謝意を表す。また、比較の対象とした MAU 型プロペラ (MP218) は、現在船舶技術研究所に保管されている。その借用に御便宜をお計りいただいた右近良孝博士、小山鴻一博士に感謝する。本研究の数値計算には東京大学大型計算機センターの HITAC M-280H を使用

した。

関係各位に厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 例えば、山崎正三郎、高橋通雄他：Highly Skewed Propeller の研究 (第1報～第5報)，日本造船学会論文集，第149号(1981)，第150号(1981)，第152号(1983)，第153号(1983)。
- 2) 門井弘行，岡本三千朗，吉田三雄：SRI-B型プロペラの開発およびその諸特性，船舶技術研究所報告，第21巻，第6号(1984)。
- 3) 泉田泰弘：キャビテーションを考慮したプロペラ設計法の研究(第1報)，日本造船学会論文集，第155号(1984)。
- 4) 山口 一，加藤洋治：耐キャビテーション性能の優れた翼型の開発，日本造船学会論文集，第154号(1983)。
- 5) Eppler, R. and Somers, D. M.: A computer program for the design and analysis of low-speed airfoils, NASA TM 80210, 1980.
- 6) 菅井和夫：プロペラ揚力面理論とその応用，第2

- 回船用プロペラに関するシンポジウム, 日本造船学会, 1971.
- 7) 泉田泰弘, 田宮 真, 加藤洋治, 前田正二: 粘性影響を考慮した二次元翼型の翼特性の研究, 日本造船学会論文集, 第146号 (1979).
 - 8) 泉田泰弘, 田宮 真, 加藤洋治, 山口 一: 二次元翼型に発生するキャビテーションの研究, 日本造船学会論文集, 第146号 (1979).
 - 9) 加藤洋治: 船用プロペラの現状と将来 (その2), 日本造船学会誌, 第670号 (1985).
 - 10) 高橋通雄, 奥 正光: MAU型プロペラのキャビテーション特性に関する研究 (第1報), 日本造船学会論文集, 第141号 (1977).
 - 11) 小山鴻一: 新しい方法によるプロペラ揚力面の数値的解析, 日本造船学会論文集, 第132号 (1972).
 - 12) 日本造船研究協会, 第183研究部会, 昭和57年度報告書, 1983.
 - 13) 戸叶白史: キャビテーションを考慮した新しい船用プロペラの設計法の開発, 東京大学船舶工学科修士論文, 1985.
 - 14) Hoshino, T.: Estimation of unsteady cavitation on propeller blades as a base for predicting propeller-induced pressure fluctuations, J. Soc. Nav. Archi. Japan, Vol.148 (1980).
 - 15) 加藤洋治, 渡辺弥幸, 小村隆士, 前田正二, 宮永大: 東京大学の新船用プロペラキャビテーションタンネルの設計思想と特徴, 日本造船学会論文集, 第150号 (1981).
-