

SRI・a プロペラの諸特性および設計図表

門井 弘行*・小久保芳男*・小山 鴻一*・岡本三千朗*

Systematic Tests on the SRI・a-Propeller

By

Hiroyuki KADOI, Yoshio KOKUBO, Koichi KOYAMA and Michio OKAMOTO

Abstract

The purpose of this paper is to develop screw propellers suitable for high speed container ship, especially from a view point of cavitation.

Optimum shape of blade section from a view point of cavitation characteristics was discussed by means of calculation of pressure distributions over the chord of two dimensional wings.

Systematic tests on the six bladed high pitch propellers, of which shape of blade section was obtained from the above mentioned consideration, have been carried out both in open water and under cavitating condition.

Cavitation tests in a uniform flow were performed and the cavitation patterns were compared with the pressure distributions on the corresponding two dimensional wings calculated by the lifting surface theory. Also the curves for cavitation inception were obtained, and the influence of cavitation on thrust and torque of the propeller was discussed.

From the results of open water tests, both $\sqrt{B_p}-\delta$ and $\sqrt{B_w}-\delta$ design diagram were presented.

It was clarified that cavitation characteristics of the SRI・a-propellers were superior comparing with that of MAU propellers, by means of cavitation tests in a non-uniform flow.

1. 緒 言

近年、コンテナ船の大型化、高速化は著しいものがあり、本研究の対象船である長さ 300m、速力 35 ノットという大型超高速コンテナ船の出現も考えられる。このような超高速船に装備されるプロペラはかなりの高速域で作動し、また非常に大きな馬力を吸収することになるので、その作動条件は著しくきびしく、プロペラ翼面上のキャビテーションは広範囲にわたって発生することになり、これに基づくプロペラ翼損傷の危険性が増大する。

キャビテーションによるプロペラ翼の損傷は、プロペラが船尾の複雑に変化する不均一伴流中で作動するさいに発生するクラウドキャビテーションが主原因で生ずるといのが今日一般的な考えになっており¹⁾、

このことは実船によるキャビテーション観測結果と翼面のエロージョン調査によっても確認²⁾されている。

したがって、キャビテーションの発生しないようなプロペラの設計が不可能に近い状態にあっては、翼損傷に直接に結びつくクラウドキャビテーション等の発生を防ぐことが重要なことである。

プロペラ設計図表として今までに発表されている主なものとして、Wageningen B Screw Series³⁾、Swedish State Shipbuilding Experimental Tank の Ma Series⁴⁾があり、我が国では MAU 型プロペラ⁵⁾のものが広く用いられている。しかし、キャビテーションが翼先端部だけでなく翼根部に近い範囲にまで発生するようになると、従来使用されてきたプロペラ設計図表の基となるプロペラの翼断面形状では、翼の損傷に直接に結びつくクラウドキャビテーション等の発生を防止するには適当でなくなってきた。さらに従来の設計図表は超高速船のプロペラにたいして予想される高ピッチの

* 推進性能部

原稿受付：昭和52年9月7日

範囲をカバーしていない。このため、キャビテーション性能の優れた翼断面形状を開発し、超高速船用の高ピッチプロペラの設計図表の作成を行った。

本報告は、

- 1) 2次元翼の圧力分布計算結果を基として行った翼断面形状改良の過程
- 2) 改良された翼断面形状を有するプロペラ群の幾何形状と寸法
- 3) 均一流中のキャビテーション試験結果と揚力面理論による相当2次元翼の圧力分布計算結果との比較
- 4) キャビテーション初生条件とキャビテーションがプロペラのスラストおよびトルクにおよぼす影響
- 5) 系統的プロペラ単独試験結果およびプロペラ設計図表
- 6) キャビテーション性能改良の効果を確かめるための不均一流中のキャビテーション試験結果について述べるものである。

2. 翼断面形状の選定

翼断面形状を選定するにあたり、最初は計算が比較的簡単かつ短時間に行える守屋の方法⁹⁾による2次元翼の圧力分布の計算⁷⁾を行い、これを基に翼型の検討を行った。

従来より広く使用されている MAU プロペラの 0.7R の翼断面形状を 図-1 に、翼背面の圧力分布の計算結果の 1 例を 図-2 に示す。図-2 で、翼弦中央付近に負圧の隆起がみられるが、この付近より生ずるキャビテーションが翼損傷の原因の一つと考えられる。

MAU プロペラの翼断面形状は最大翼厚位置が、一般のエロフオイル型翼断面形状に較べて前縁に近い位置にあり、前縁部と後縁部の翼厚が比較的薄くなっている。このため、最大翼厚付近の背面の形状、ひいてはキャンバ曲線の分布形状も盛り上がったような形状と

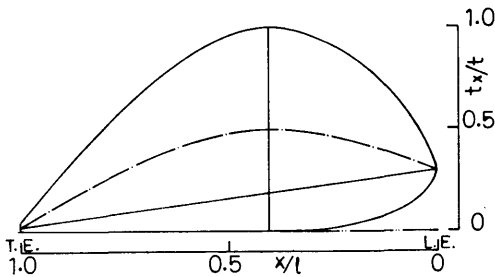


図-1 MAU 型翼断面形状

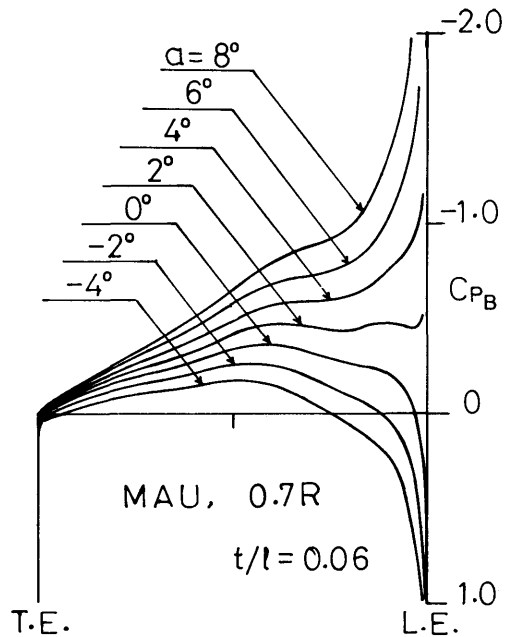


図-2 翼背面圧力分布

なり、これにより翼弦中央付近に負圧の隆起が生じているものと考えられる。菅井⁹⁾は MAU プロペラの翼断面形状の最大翼厚位置を翼弦中央に近い方に移した翼型について、揚力面理論により相当2次元翼の圧力分布の計算を行い、翼弦中央付近の負圧の隆起が緩和され、圧力分布の形状もなだらかなものになることを示している。また、著者らの 1 人は⁹⁾、模型プロペラによるキャビテーション試験結果から、キャンバ比を比較的小さくし、キャンバ曲線をなだらかなものにするによりクラウドキャビテーションの発生が防止できることを示している。

これらのことから、翼型選定の方針として、(イ)キャンバ比をあまり大きくしない、(ロ)最大翼厚位置を翼弦中央の近くにおく、(ハ)前縁部および後縁部の翼厚を比較的厚いものとし、翼厚曲線およびキャンバ曲線の分布を極力なだらかなものにするにすることにした。

以上の点を考慮して作図した3種の翼断面形状について2次元翼の圧力分布を計算して翼型の検討を行った。その結果、図-3 に示す翼断面形状を選定した。その代表的な圧力分布の 1 例を 図-4 に示す。以後、この翼型を SRI・a 型翼断面形状、この翼断面形状をもつプロペラを SRI・a プロペラと呼ぶことにする。

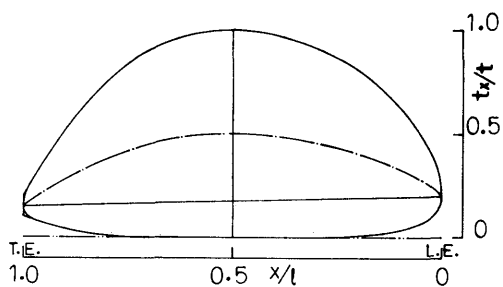


図-3 SRI-a 型翼断面形状

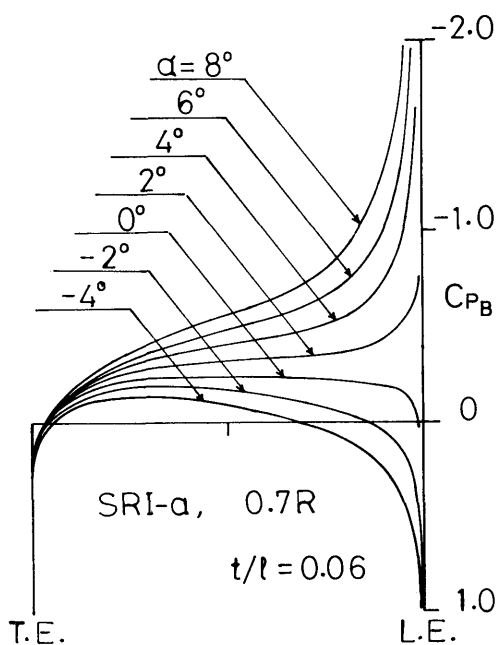


図-4 翼背面圧力分布

3. SRI-a プロペラの幾何形状と寸法

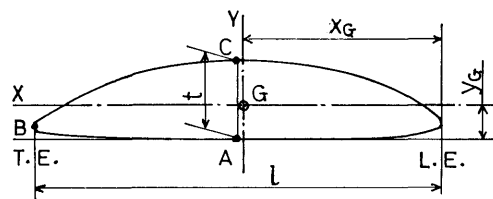
SRI-a 型翼断面形状の寸法を 表-1 に、断面係数等を 表-2 に、また系統的プロペラ単独試験を行ったプロペラ群の主要目を 表-3 に、幾何形状の概略を 図-5 に、半径方向の翼幅、翼厚およびピッチ比の分布を 表-4 に示す。

最近ではキャビテーション防止の観点から、翼先端部の翼幅は標準の半径方向翼幅分布から得られるものより広くする例が多い。そこで SRI-a プロペラでは翼先端部の標準翼幅を従来のプロペラのものより広幅とした。翼断面形状は翼先端部より翼根部まで同一とし

表-1 SRI-a 翼型寸法表

x/l	y_o/t	y_u/t
0	0.200	0.200
0.0125	0.335	0.120
0.0250	0.400	0.100
0.0500	0.490	0.072
0.0750	0.563	0.050
0.1000	0.624	0.035
0.2000	0.803	0.010
0.3000	0.911	
0.4000	0.977	
0.5000	1.000	
0.6000	0.977	
0.7000	0.898	
0.8000	0.750	0.010
0.9000	0.516	0.040
0.9500	0.369	0.068
1.0000	0.200	0.100

表-2 翼型断面係数等



面積係数	C_a	0.753
図心	y_G	$0.43t$
	x_G	$0.49l$
断面係数	$(I_x/Y)_C$	$0.089lt^2$
	$(I_x/Y)_A$	$0.118lt^2$
	$(I_y/X)_B$	$0.088l^2t$

表-3 模型プロペラ主要目

模型プロペラ番号	0121	0122	0123	0124	0125
直 径 (m)	0.2500				
ピッチ比 (0.7R)	0.750	1.000	1.264	1.500	1.750
ボ ス 比	0.180				
展 開 面 積 比	0.800				
最 大 翼 幅 比	0.302				
平 均 翼 幅 比	0.2554				
翼 厚 比	0.050				
翼 傾 斜 角	7°30′				
翼 数	6				
翼 断 面 形 状	SRI・a				

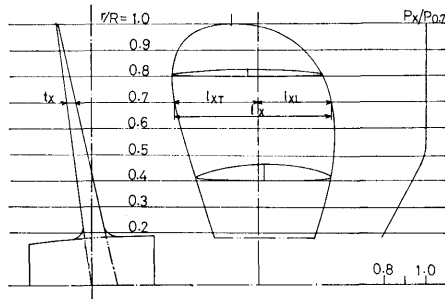


図-5 SRI・a プロペラ幾何形状

た。したがって翼厚が定まるとキャンバーが決まり、MAU プロペラに較べてキャンバー比は翼根部で大き

く、翼先端部で小さくなっている。半径方向のピッチ分布は、試設計した伴流プロペラの半径方向のピッチ分布を参考にして決定した。すなわち、半径方向のピッチ比の分布は $0.5R$ から翼先端まで一定で、 $0.2R$ でその 0.8 倍の値をとり、 $0.2R$ から $0.5R$ まで直線的に増加するいわゆるてい増型のピッチ分布を採用した。

プロペラ群は $0.7R$ におけるピッチ比が 0.75 より 0.25 間隔で 1.75 までの 5 個の模型プロペラにより構成され、ピッチ比以外の幾何学的形状はすべて同一である。ただし、M.P. No. 0123 は製作後のピッチ検査の結果、計画値にたいして約 1% ほどピッチ比が大きくなってきていることが判ったので、ピッチ比= 1.264 を公称値とした。

4. 翼面圧力分布計算結果と均一流中のキャビテーション試験結果の比較

5 個のプロペラにつき、プロペラ揚力面理論¹⁰⁾による相当 2 次元翼の圧力分布の計算を行った。計算結果を図-6~図-10に示す。これらの図よりいずれのプロペラも翼先端部における翼背面の圧力分布はきわめて平滑であり、前進係数の大きい場合に翼根部に近い半径位置で翼背面の翼弦中央から少し後縁に寄った付近に負圧の盛り上りがみられるが、かなりなだらかな分布を示していることが判る。この傾向はピッチ比の大きいものほど顕著であり、本シリーズのプロペラに採用した翼断面形状は高速船用ハイピッチプロペラに適した翼型といえよう。なお、本計算結果の精度は、作動中のプロペラ翼面圧力分布の実測¹¹⁾によって検証されており、計算値と実測値はかなり良く一致すること

表-4 半径方向の翼幅, 翼厚, ピッチ比の分布

$X = r/R$	0.20	0.30	0.40	0.50	0.60	0.70	0.80	0.90	0.95	1.00
$l_{xT}/l_{0.7}$	0.2914	0.3411	0.3940	0.4437	0.4900	0.5298	0.5464	0.5066	0.4437	0.1655
$l_{xL}/l_{0.7}$	0.3709	0.4238	0.4636	0.4868	0.4900	0.4702	0.4139	0.2914	0.1821	
$l_x/l_{0.7}$	0.6623	0.7649	0.8576	0.9305	0.9800	1.0000	0.9603	0.7980	0.6258	
t_x/D	0.0406	0.0359	0.0312	0.0265	0.0218	0.0171	0.0124	0.0077	0.0054	0.0030
$P_x/P_{0.7}$	0.8000	0.8667	0.9333	0.9900	1.0000					1.0000
Remarks	$l_{max} = 0.302D$ at $0.7R$ if $\alpha_E = 0.800$ and $Z = 6$									

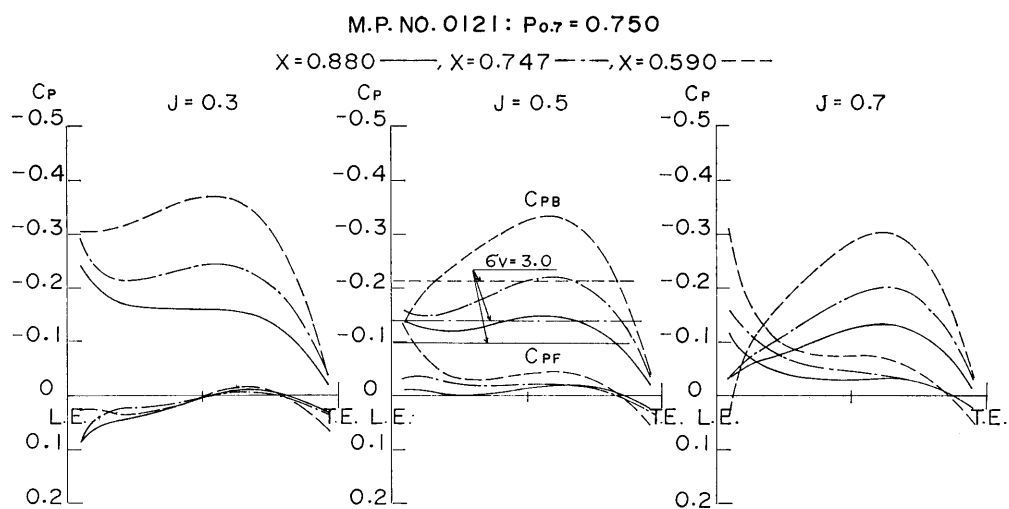


图-6 相当2次元翼压力分布 (M.P. No. 0121)

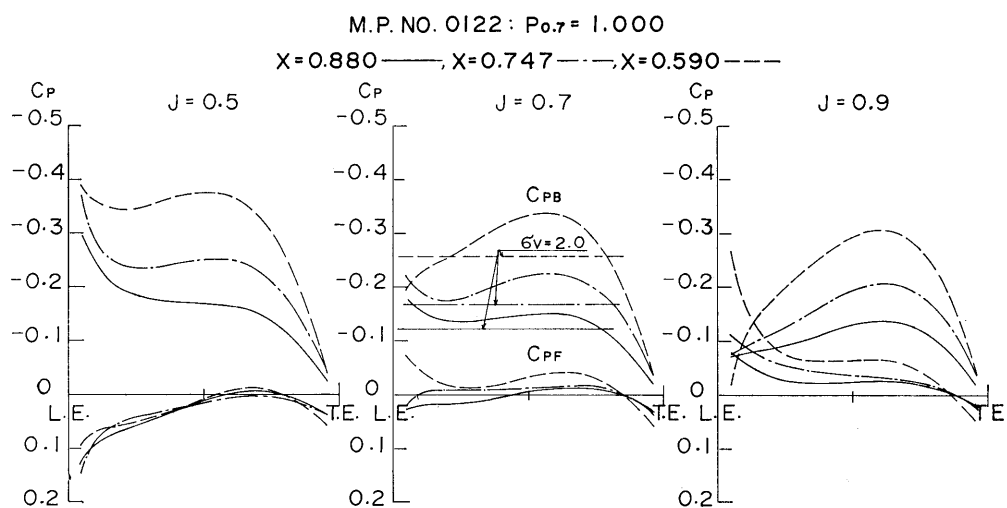


图-7 相当2次元翼压力分布 (M.P. No. 0122)

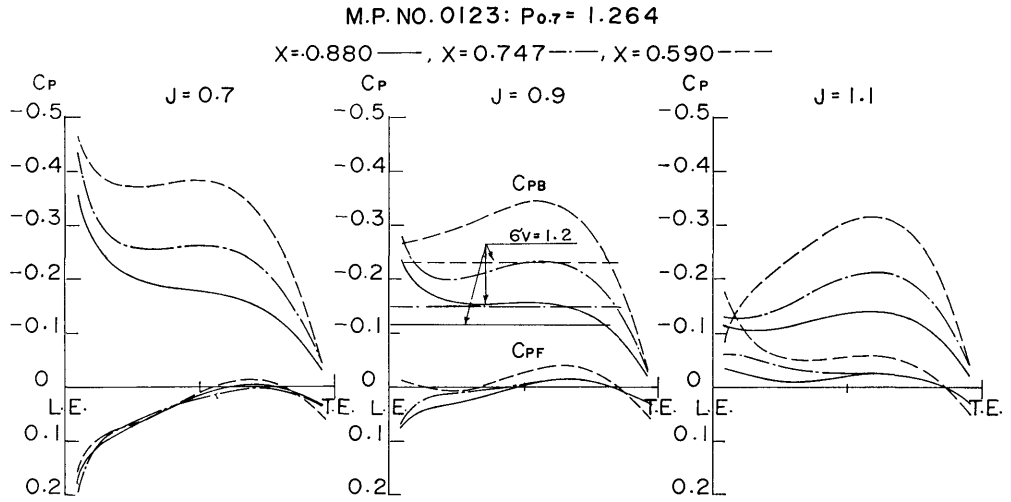


图-8 相当2次元翼压力分布 (M.P. No. 0123)

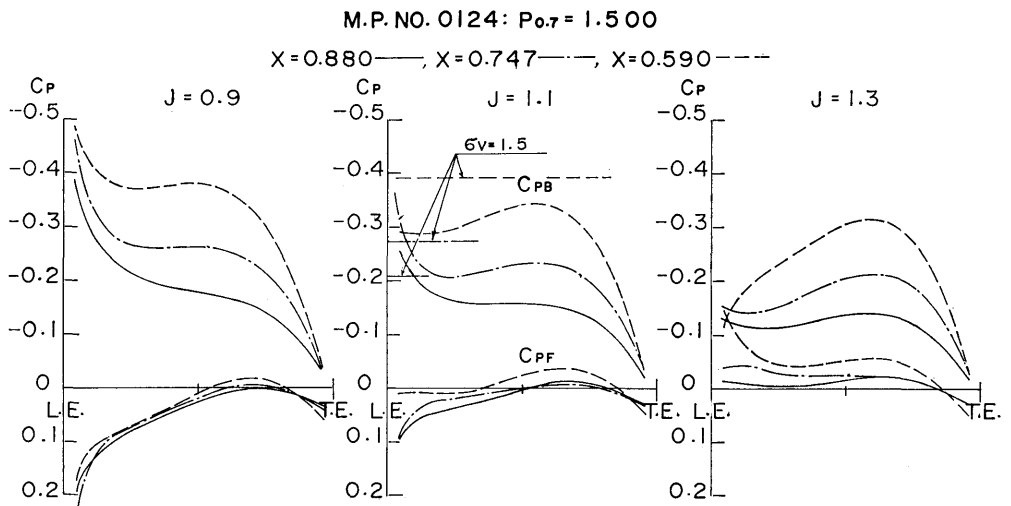


图-9 相当2次元翼压力分布 (M.P. No. 0124)

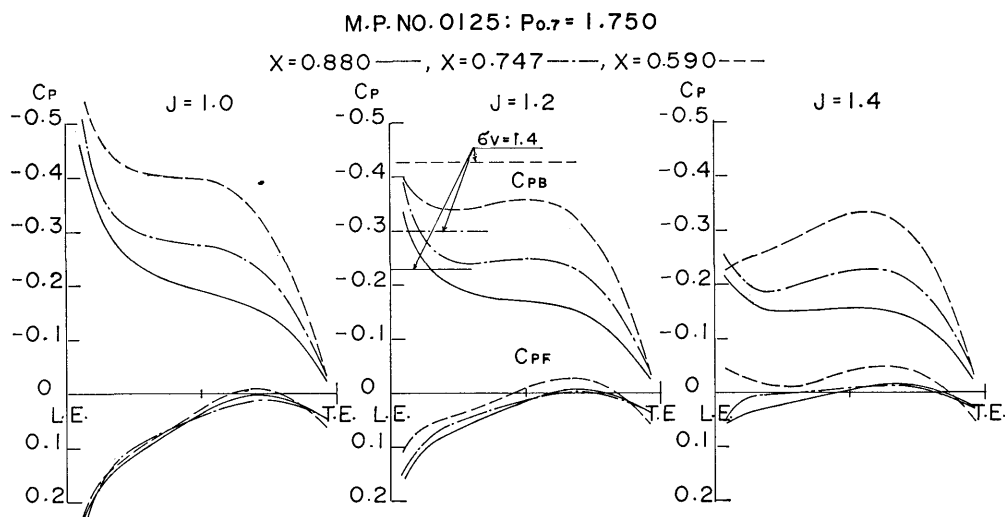


図-10 相当2次元翼圧力分布 (M.P. No. 0125)

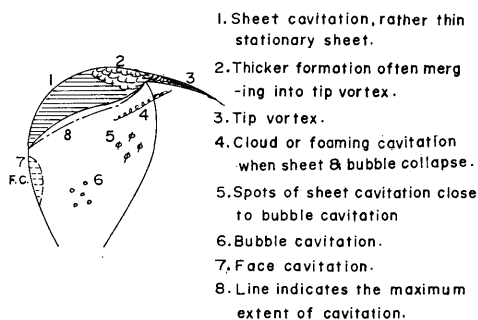


図-11 キャビテーションパターン説明図

が示されている。

相当2次元翼の圧力分布計算結果とキャビテーション・パターンとの対応を調べるために均一流中のキャビテーション試験を実施した。本報告中で用いたキャビテーションの表現記号の説明を図-11に、試験結果を図-12 a, b および c ~ 図-16 a, b および c に示す。

計算結果と試験結果の比較例として、各プロペラとも最適作動状態と考えられる $J=0.5$ (M.P. No. 0121), $J=0.7$ (M.P. No. 0122), $J=0.9$ (M.P. No. 0123),

$J=1.1$ (M.P. No. 0124) および $J=1.2$ (M.P. No. 0125) の場合について述べる。図-6~図-10 中に、各プロペラの試験結果の1例について、実験時のキャビテーション係数 σ_v から計算した翼素のキャビテーション係数 σ_x の値を横軸に平行な線で示した。

$-C_p \geq \sigma_x$ をキャビテーション発生条件と考えれば、これらの図で圧力分布とキャビテーション・パターンの間にはかなり良い対応がみられる。例えば、M.P. No. 0121 の場合をみると、背面の $0.880R$ で翼弦全体にわたって $-C_p > \sigma_x$ となっており、これに対応して $0.9R$ より先端にかけてシートキャビテーションが発生しており、背面の $0.59R$ では翼弦中央付近に負圧の盛り上がりがあり $-C_p > \sigma_x$ となっているが、これに対応して $0.55R \sim 0.7R$ の翼弦中央から後縁寄りにバブルキャビテーションが発生している。正面側をみると $0.590R$ の正面側の圧力分布の立ち上がり方からみて $0.6R$ から翼根部に近い半径位置に寄った付近に正面キャビテーションの発生が予測されるが、 $0.6R \sim 0.4R$ にかけて前縁部にシートキャビテーションが発生している。他のプロペラについてもほぼ同様な対応がみられる。したがって相当次元翼の圧力分布の計算結果は、プロペラのキャビテーション性能の予測等を行う場合の有力な手段となろう。

M.P. NO. 0121

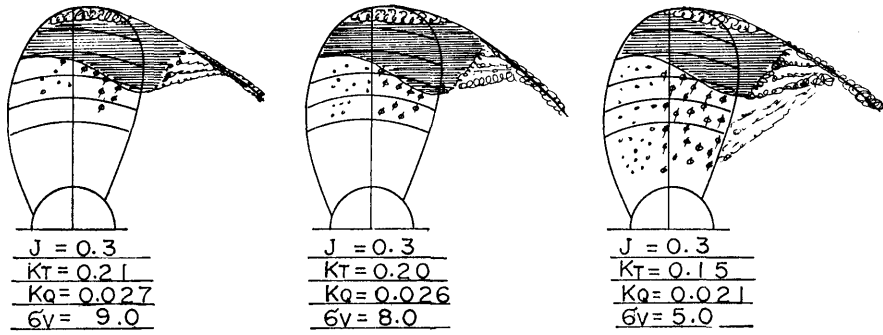


図-12 a 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0121)

M.P. NO. 0121

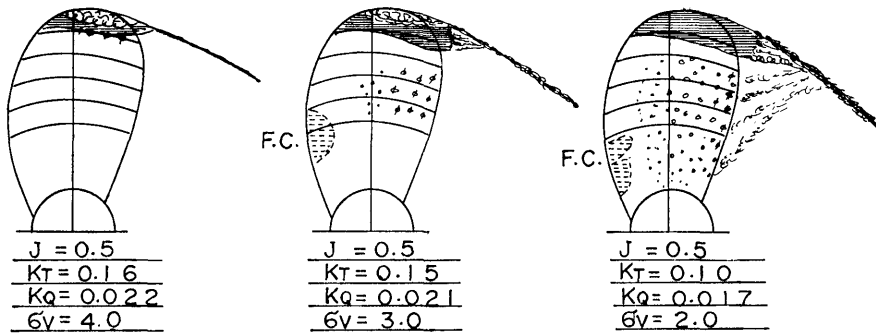


図-12 b 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0121)

M.P. NO. 0121

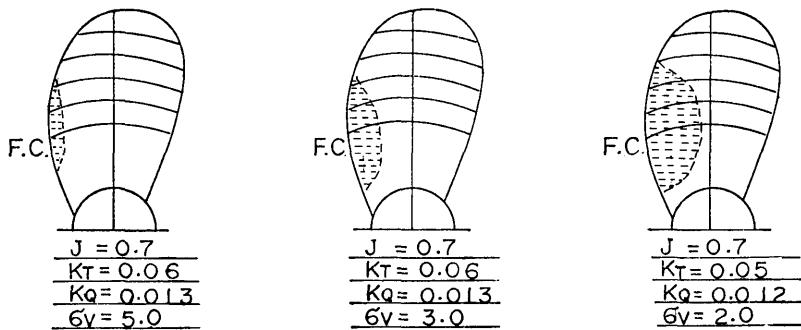


図-12 c 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0121)

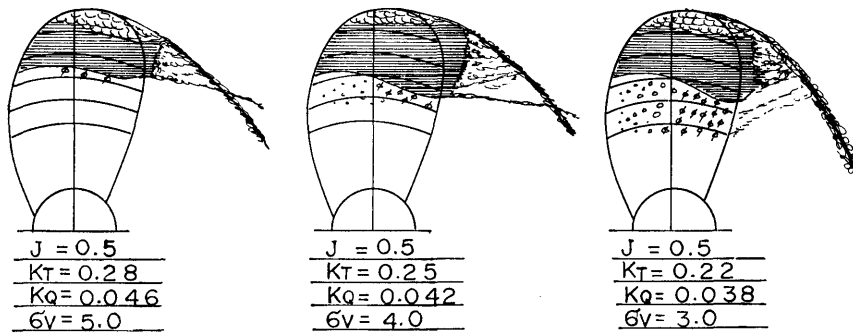
M.P. NO. 0122

図-13 a 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0122)

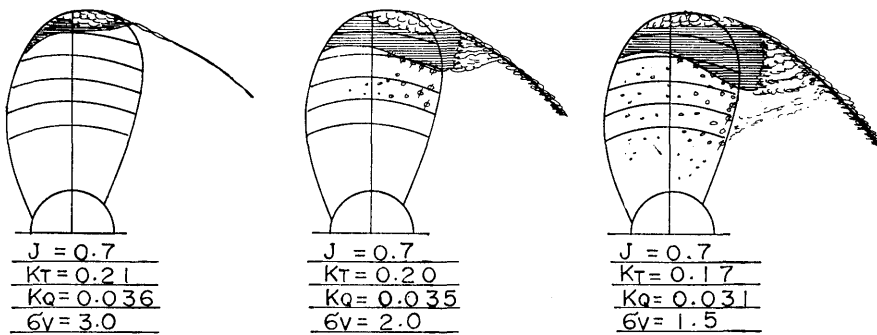
M.P. NO. 0122

図-13 b 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0122)

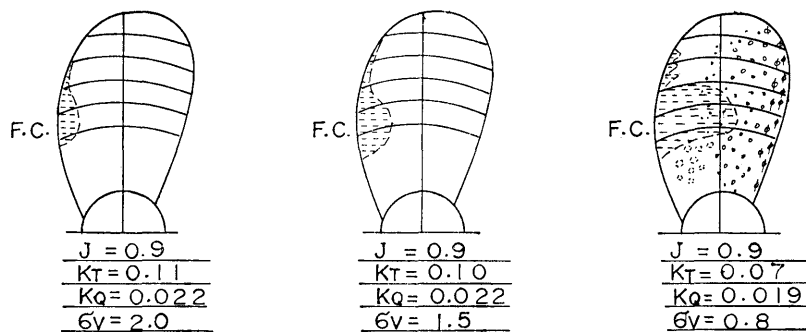
M.P. NO. 0122

図-13 c 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0122)

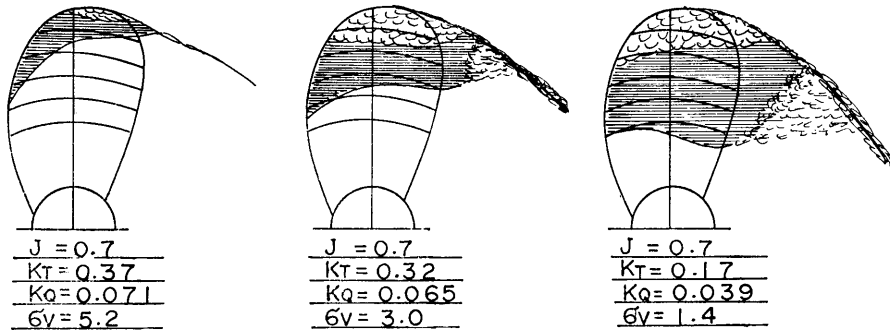
M.P. NO. 0123

図-14 a 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0123)

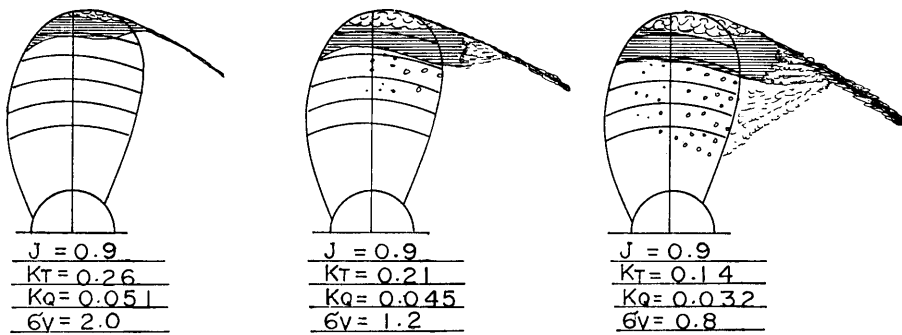
M.P. NO. 0123

図-14 b 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0123)

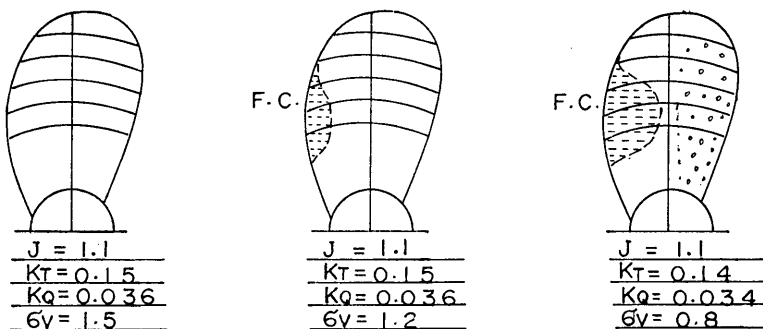
M.P. NO. 0123

図-14 c 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0123)

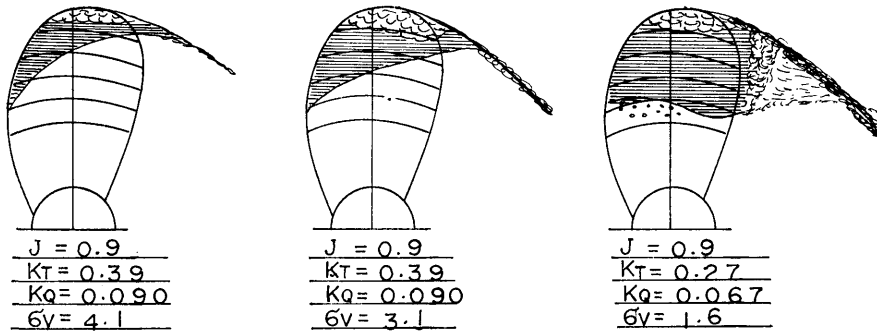
M.P. NO. 0124

図-15 a 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0124)

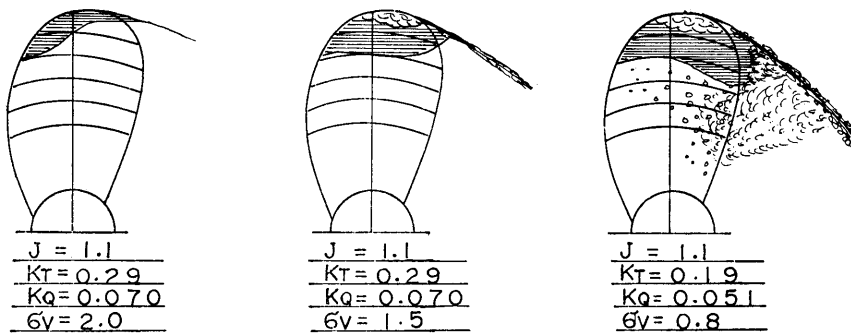
M.P. NO. 0124

図-15 b 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0124)

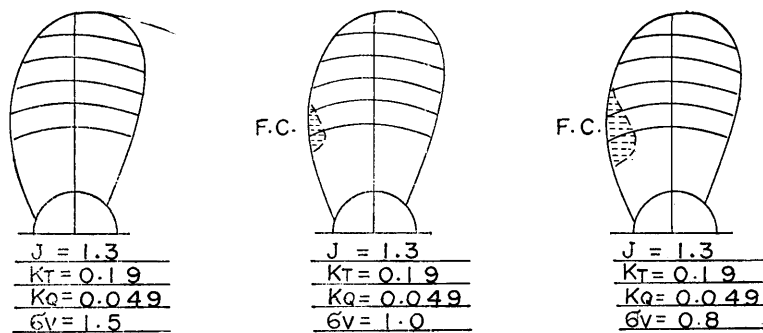
M.P. NO. 0124

図-15 c 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0124)

M.P. NO. 0125

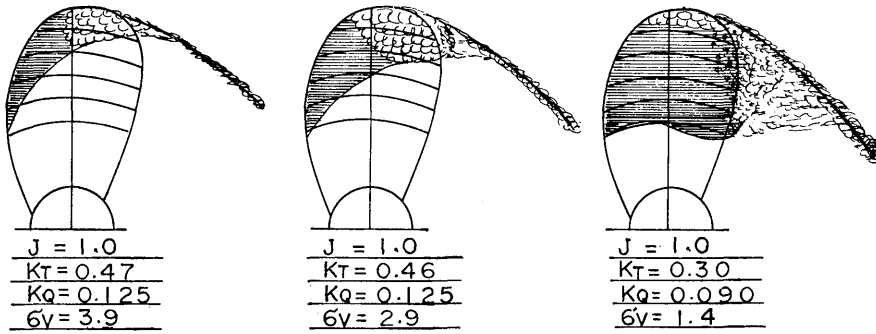


図-16 a 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0125)

M.P. NO. 0125

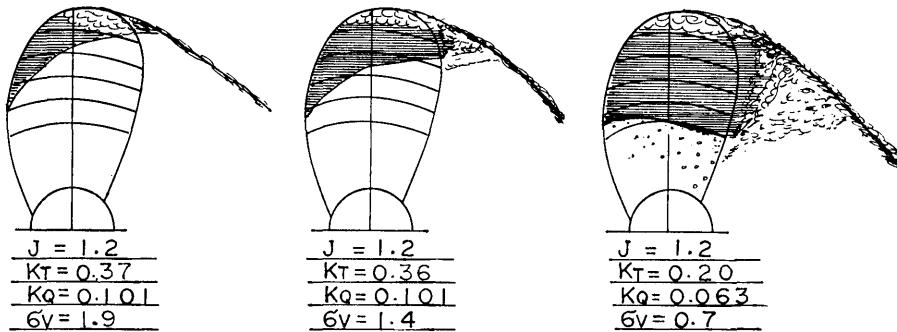


図-16 b 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0125)

M.P. NO. 0125

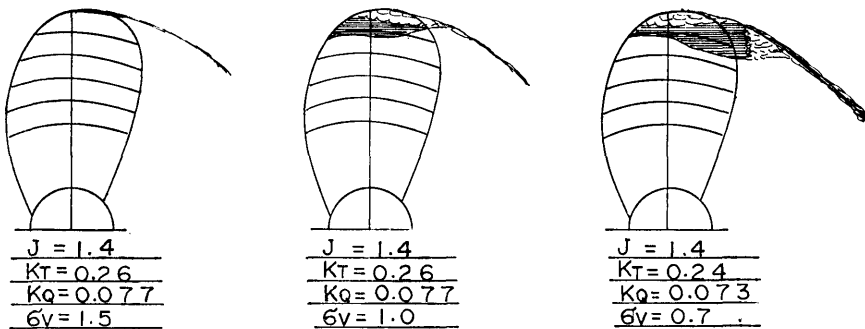


図-16 c 均一流中のキャビテーションパターン (M.P. No. 0125)

5. キャビテーションの初生と
 キャビテーションがプロペラの
 スラストおよびトルク
 におよぼす影響

5 個のプロペラについて、チップボルテックスキャビテーション、背面の $0.6R$ 付近に発生するバブルキャビテーションおよび正面キャビテーションの初生を調べた。試験は均一流中で行い流速を一定に保ち、プロペラの回転数を変えて前進係数を変化させ、各々の前進係数について、キャビテーション試験水槽内のプロペラ軸中心線上の圧力を変化させてキャビテーションが発生しはじめる状態を目視により確認し、その時の圧力を計測して初生キャビテーション係数を求めた。試験結果を図-17に示す。各曲線の下側がキャビテーションの発生している領域である。

次に、キャビテーションがプロペラのスラストおよびトルクにおよぼす影響を調べた。試験は均一流中で行い、いくつかのキャビテーション係数について、流速を一定に保ち、プロペラの回転数を変えて前進係数を変化させ、各々の前進係数についてプロペラのスラストおよびトルクを計測した。試験結果を図-18~22に示す。試験結果は通常の表現法に従い、前進係数 J を横軸にとり、スラスト係数 K_T 、トルク係数 K_Q およびプロペラ単独効率 η_0 の曲線で示した。各図中の σ_{ATM} はプロペラ軸中心線上の静圧を、試験時の大気圧と等しい値に設定した場合のキャビテーション係数を示す。

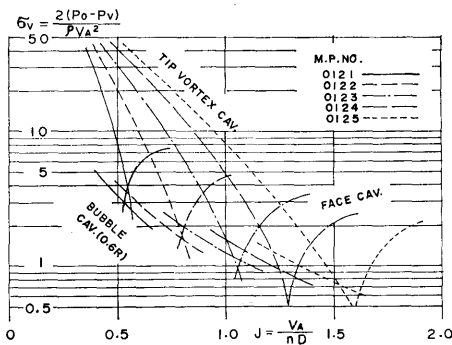


図-17 キャビテーション初生曲線

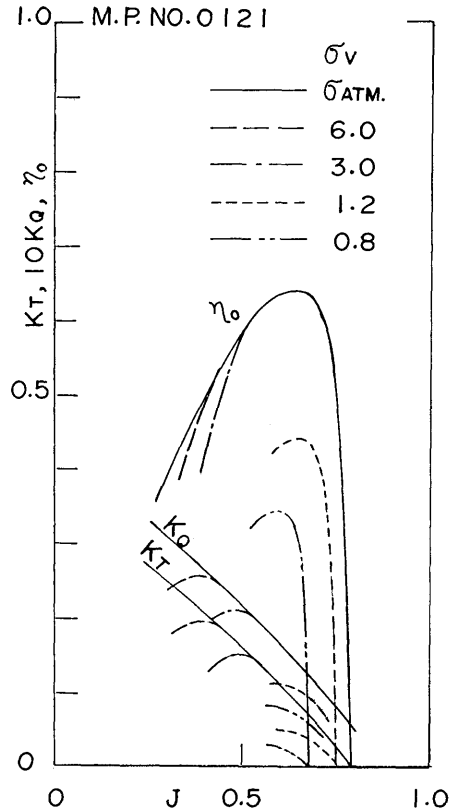


図-18 $J-K_T, K_Q, \eta_0$ 曲線 (M.P. No. 0121)

図-17~図-22 に示す試験結果は、いずれもベンチュリ方式で計測した流速（前進係数）および圧力（キャビテーション係数）について、試験水槽の側壁影響の修正¹²⁾を行って表示されたものである。

試験結果を、プロペラ翼の $0.7R$ の相対流速で無次元化したキャビテーション係数 $\sigma_{0.7}$ を横軸に、スラスト荷重係数 τ_0 を縦軸にとり、通常のキャビテーション判定図表の形式に整理した。その結果を図-23に示す。図中で各曲線の左側がキャビテーションの発生している領域を示し、また、 K_T MAX. 曲線の左側は thrust break down の領域を示す。さらに、参考のために図中に船研で推奨する設計線¹³⁾を1点鎖線で示した。図-23 は SRI-a プロペラを設計するさいに、翼面積を決定するための設計資料として用いることができる。

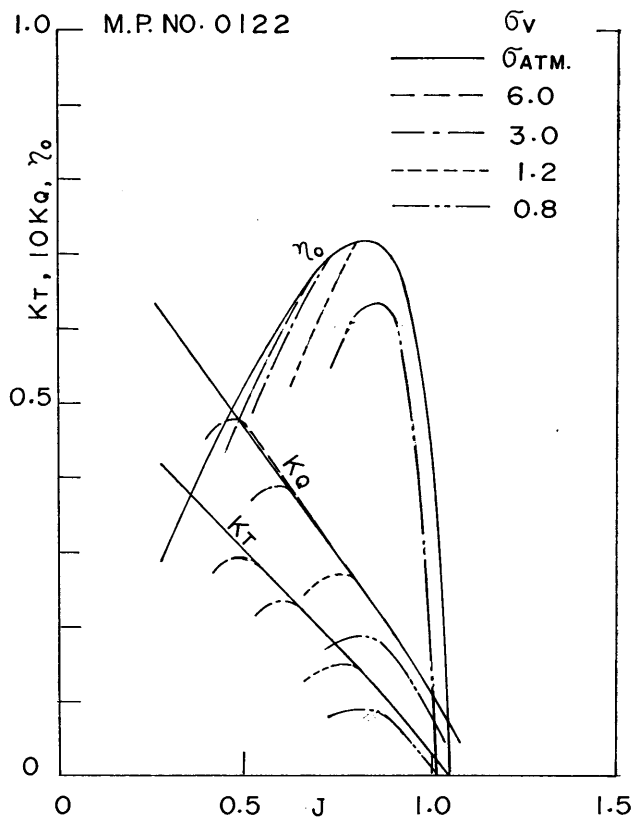


圖-19 $J-K_T, K_Q, \gamma_0$ 曲線 (M.P. No. 0122)

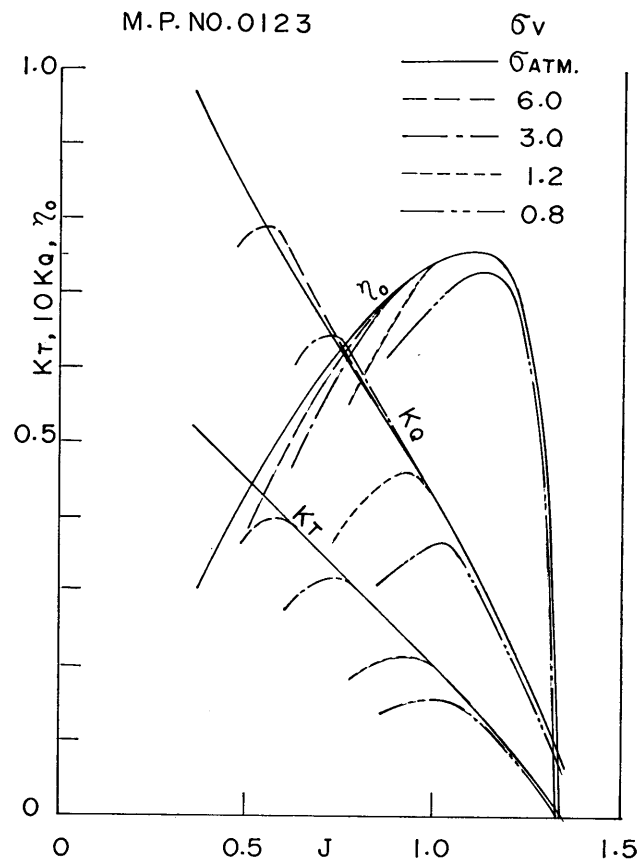


圖-20 $J-K_T, K_Q, \gamma_0$ 曲線 (M.P. No. 0123)

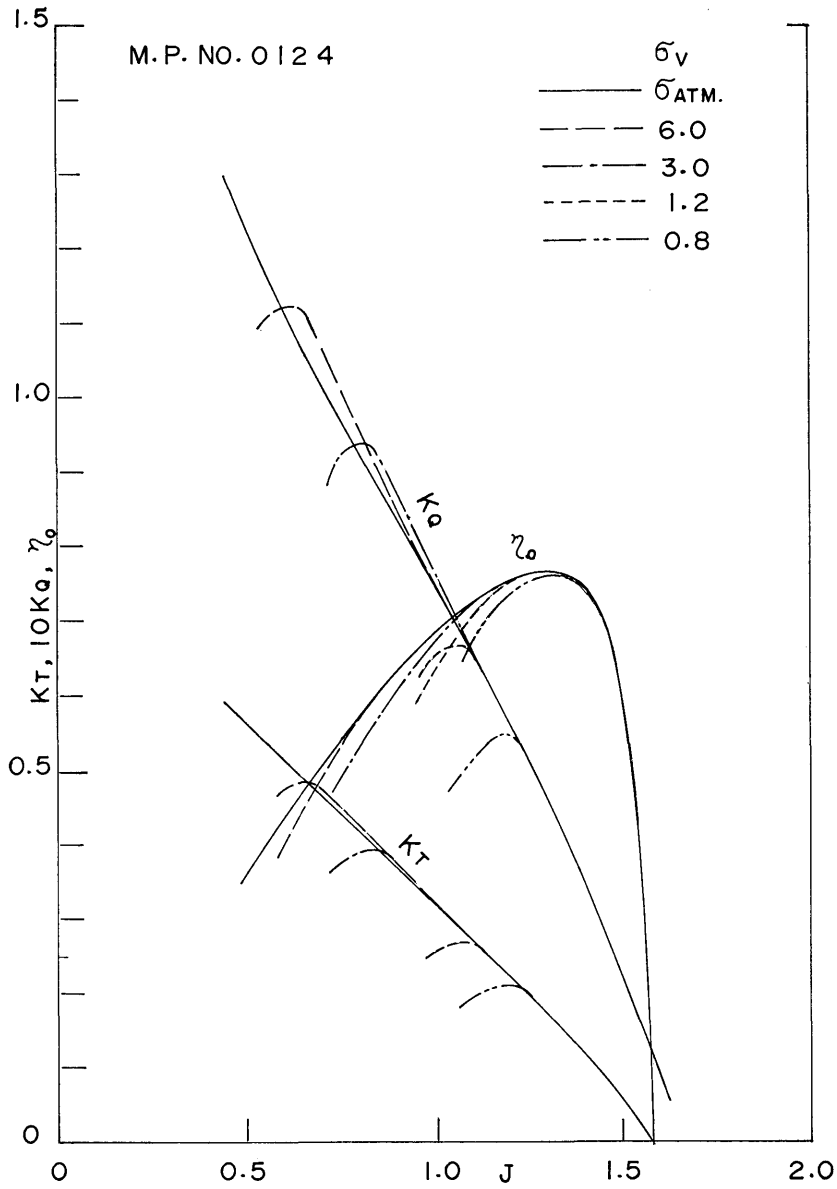


図-21 J- K_T, K_Q, η_0 曲線 (M.P. No. 0124)

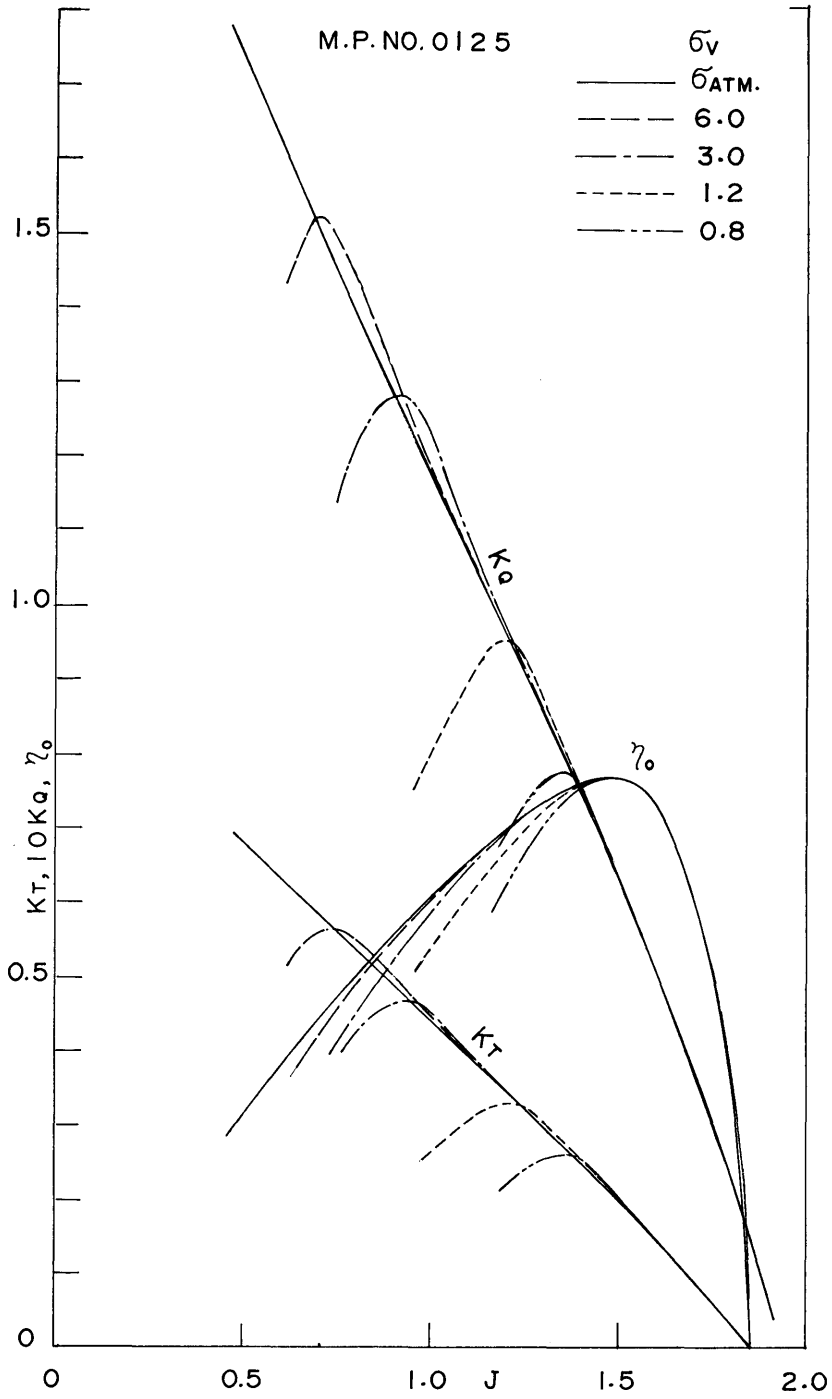


图-22 J- K_T , K_Q , η_0 曲线 (M.P. No. 0125)

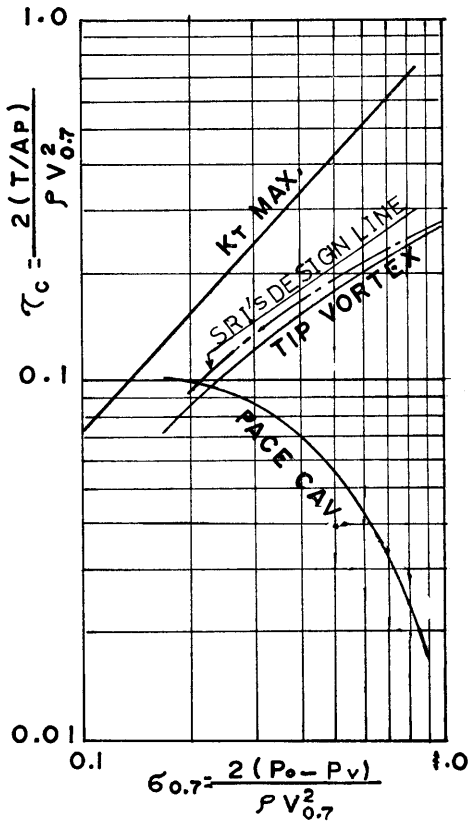


図-23 キャビテーション判定図表

6. 系統的プロペラ単独試験
および設計図表

三鷹第3船舶試験水槽において、5個のプロペラの単独試験を実施した。試験はプロペラの回転数を毎秒10回転に保ち、プロペラの前進速度を変化させて、スリップ比=0~100%に対応した前進係数の範囲についてプロペラのスラストおよびトルクを計測した。試験時の水温は18°Cであり、 $R_n = nD^2/\nu$ の定義によるレイノルズ数は 5.7×10^5 である。また、プロペラ軸中心線没水深さはプロペラ直径と等しい値とした。

試験結果を図-24に示す。

この試験結果を基にプロペラ設計図表を作成した。プロペラ設計図表は2種類あり、一つはプロペラの吸収する馬力を基にした $\sqrt{B_p}-\delta$ 形式の設計図表であり、他はプロペラのスラストを基にした $\sqrt{B_u}-\delta$ 形式の設計図表である。設計図表を図-25および図-26に示す。ここに、

$$B_p = \frac{P^{0.5}N}{V_A^{2.5}} = C_1 \sqrt{\frac{K_Q}{J^3}}; \quad C_1 = 33.69$$

$$B_u = \frac{U^{0.5}N}{V_A^{2.5}} = C_2 \sqrt{\frac{K_T}{J^4}}; \quad C_2 = 13.44$$

$$\delta = \frac{ND}{V_A} = C_3 \cdot \frac{1}{J}; \quad C_3 = 30.86$$

P =伝達馬力 (PS), U =スラスト馬力 (PS),
 V_A =プロペラ前進速度 (ノット),
 N =プロペラ回転数 (RPM), D =プロペラ直径 (m)

設計図表を作成するにあたり、流体として海水を想定し、その密度 $\rho = 104.5 \text{ kg} \cdot \text{s}^2 \cdot \text{m}^{-4}$ とした。

$\sqrt{B_p}$ を基に、SRI・a 6-80プロペラとMAUw 6-80プロペラのプロペラ効率 η_0 および直径係数 δ の比較を行った。直径係数は両者の間でほとんど差がないが、プロペラ効率はSRI・aプロペラの方がMAUwプロペラより、 $\sqrt{B_p} \leq 3.5$ の範囲で3~4%低く、 $\sqrt{B_p} = 4 \sim 5$ の範囲では差がなく、 $\sqrt{B_p} = 5.5 \sim 6$ の範囲で1~2%ほど高くなっている。

この原因としては、高ピッチのSRI・aプロペラの場合に、半径方向の循環分布の最適化がかならずしも十分でなかったということが考えられる。この点はプロペラ揚力面の計算結果を基に詳細に検討するつもりである。

また、プロペラ単独試験結果を基に、Lerbsの equivalent profile method¹⁴⁾を用いて、プロペラの0.75Rの相当翼断面形状の揚力係数 C_L と抗力係数 C_D の計算を行い、翼型特性を検討した。計算結果を図-27に示す。SRI・aプロペラの最小抗力係数 C_{Dmin} の値をWageningen B Seriesの6翼、展開面積比=0.8のもの¹⁵⁾と比較してみるとほとんど差がない。しかし揚力係数を一般の翼断面形状のものと同じの迎角において比較すると、SRI・aプロペラの揚力係数は他のものより低くなっている。すなわち、SRI・a型翼断面形状は揚抗比の小さい翼型となっており、これもプロペラ効率を低下させた原因の一つと考えられる。

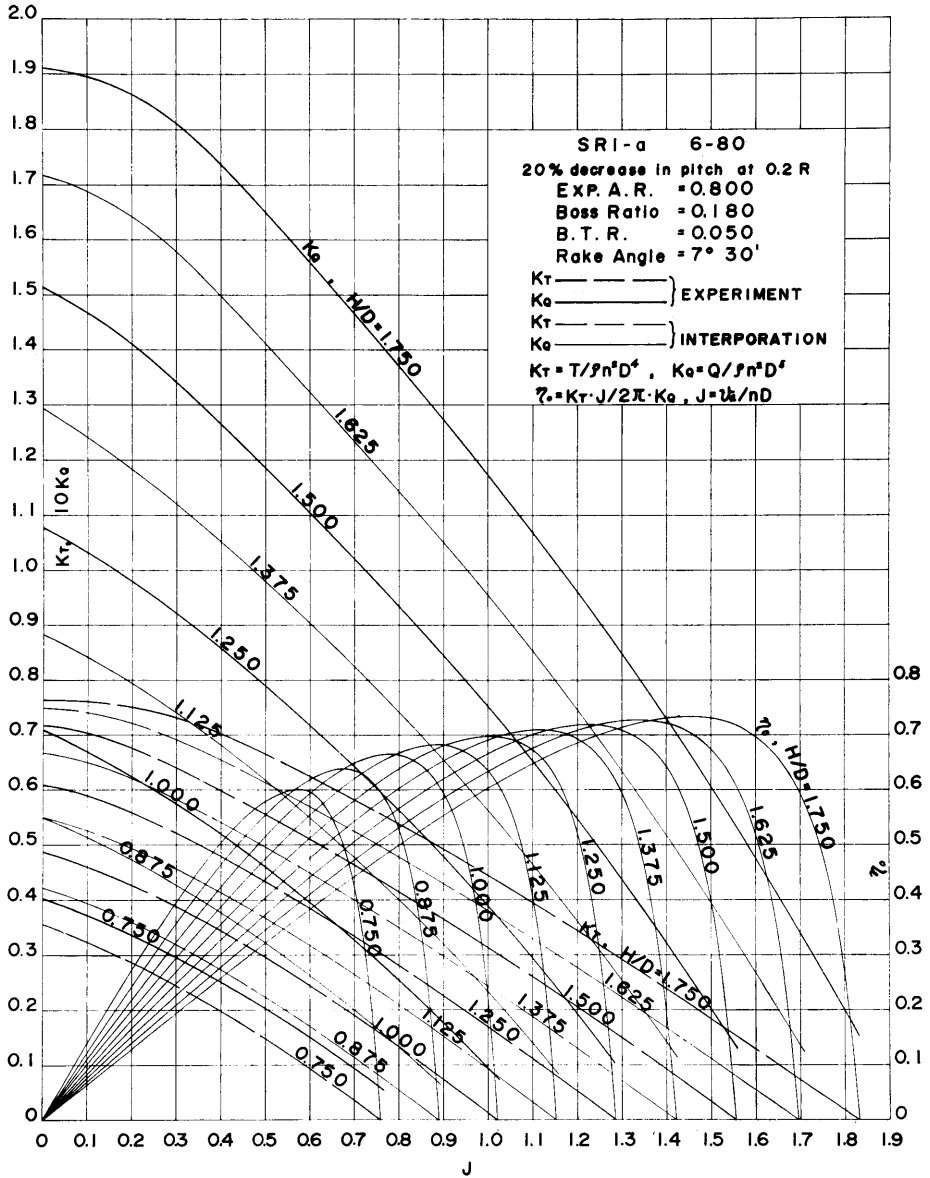


図-24 系統的プロペラ単独試験結果

$\sqrt{B_P} - \delta$ DIAGRAM

6-BLADED PROPELLER, TYPE; SRI-a

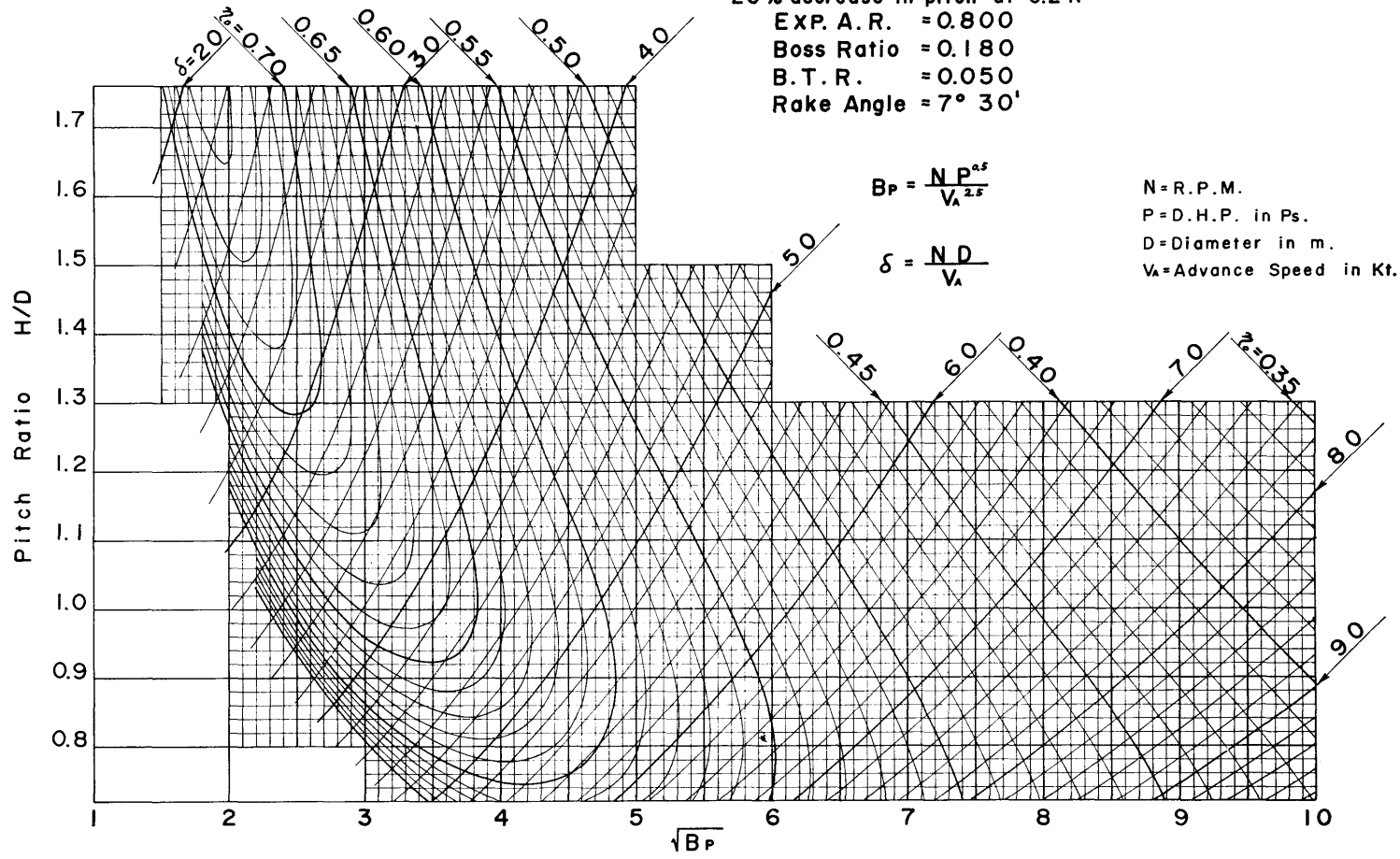
20% decrease in pitch at 0.2 R

EXP. A. R. = 0.800

Boss Ratio = 0.180

B. T. R. = 0.050

Rake Angle = 7° 30'



(113)

圖-25 $\sqrt{B_P} - \delta$ 設計圖表

$\sqrt{B_u} - \delta$ DIAGRAM
 6-BLADED PROPELLER, TYPE; SRI-a

20% decrease in pitch at 0.2R

EXP. A.R. = 0.800

Boss Ratio = 0.180

B.T.R. = 0.050

Rake Angle = 7° 30'

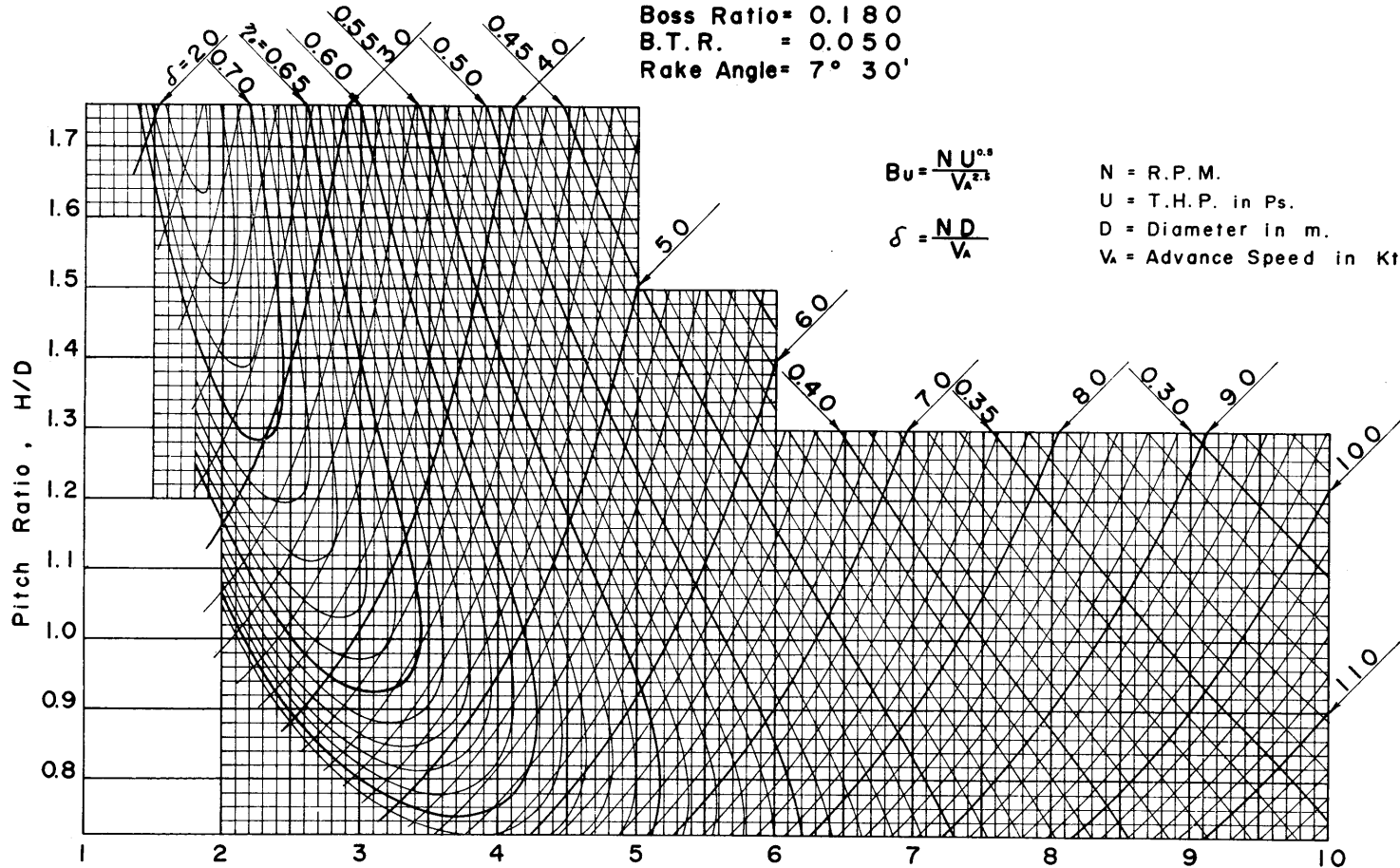


圖-26 $\sqrt{B_u} - \delta$ 設計圖表

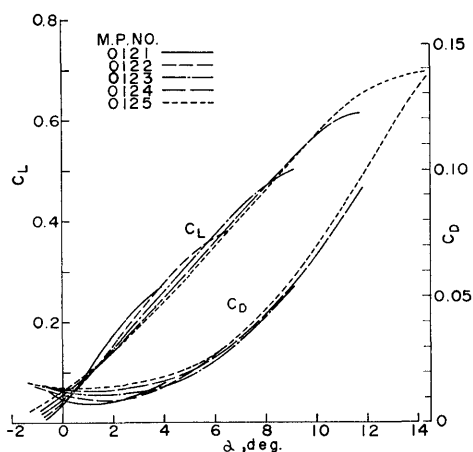


図-27 α - C_L , C_D 曲線

7. プロペラ特性の確認試験結果

今までに述べたように、キャビテーション性能の優れた翼断面形状を有する高ピッチプロペラの開発を進め、SRI・a プロペラの設計図表が得られた。

そこで、このプロペラ設計図表を使用して大型超高速4軸コンテナ船型¹⁹⁾にたいしてプロペラの設計を行い、プロペラ単独試験および不均一流中のキャビテーション試験を実施して SRI・a プロペラの性能の確認を行った。

大型超高速4軸コンテナ船にたいするプロペラ設計条件を以下に示す。

- i) 船速=35 ノット
- ii) 全伝達馬力=24 万馬力 (1 軸 6 万馬力)
- iii) プロペラ回転数=120 RPM
- iv) 有効伴流係数; 外軸=0.05, 内軸=0.08
- v) 実船の前進係数=(模型の前進係数)×1.03

最初に SRI・a プロペラ設計図表を使用して、外軸プロペラおよび内軸プロペラの設計を行った。プロペラ設計の手順を以下に述べる。

イ) 上記設計条件を満足させる最適プロペラ直径およびピッチ比を求め、外軸および内軸プロペラともにプロペラ直径を 6.6 m に決定した。

ロ) 次に翼面積を図-23 と同じ形式のキャビテーション判定図表を使用して決定した。キャビテーション判定基準として、従来商船用として使用されてきた設計線を用いるとプロペラ翼面積がプロペラ全円面積の 100% 以上の値となり、プロペラ効率およびプロペラ軸振動等の面で問題となる。そこで、判定基準として、

均一流中で翼背面の翼面積の 10% の範囲にキャビテーションの発生は許容する設計線¹⁷⁾をとり、翼面積を求めた。その結果、翼面積をプロペラ全円面積の 80% と決定した。各翼面の翼幅は展開面積比が 0.80 の SRI・a プロペラの標準の半径方向の翼幅分布により決定した。

ハ) 各翼断面の最大翼厚はプロペラ翼の強度面より定めた。プロペラ材料は Ni-Al 青銅を使用するものとし、許容圧縮応力=600 kg/cm² と、前項ロ) で決定した翼幅を基に、半径方向の応力分布が極力一定となるように翼厚を決定した。

ニ) 以上でプロペラの幾何形状が決定されたが、設計図表の母型プロペラと設計されたプロペラの間でボス比および翼厚に多少の違いがあるので、この違いによるピッチ比の修正をイ) 項で求めたピッチ比にほどこして最終的なピッチ比とした。

次に、性能比較試験用に内軸にたいして MAU プロペラの設計を行った。MAU プロペラの設計図表は、大型超高速コンテナ船のプロペラの設計を行うには資料が不足してプロペラ直径およびピッチ比を決定することができない。このため、SRI・a プロペラと MAU プロペラの設計図表の共通する部分について、同一の $\sqrt{B_p}$ における両者のプロペラ直径およびピッチ比の関係を求めた。その結果、プロペラ直径は両者とも同じ値を、また MAU プロペラのピッチ比は SRI・a プロペラのピッチ比の 0.966 倍の値をとれば良いことが判ったので、この関係を用いて直径およびピッチ比を求めた。翼面積は SRI・a プロペラと同じ値とし、各翼断面の翼幅は展開面積比が 0.80 の MAU プロペラの標準の半径方向の翼幅分布より定めた。また、各翼断面の翼厚は SRI・a プロペラの場合と同じ条件で強度計算を行って定めた。MAU プロペラの翼断面形状の断面係数は SRI・a プロペラのそれより小さいので、各翼断面の最大翼厚は SRI・a プロペラの最大翼厚より多少厚くなった。最終的なピッチ比は SRI・a プロペラの場合と同様な修正がほどこされている。

各プロペラの主要目を表-5 に、幾何形状を図-28 および図-29 に示す。図中の数値は半径で無次元化した寸法を示す。

性能確認試験として、まず曳航水槽においてプロペラ単独試験を実施した。試験は、プロペラ回転数を毎秒 8 回転に保ち、プロペラ前進速度を変化させてスリップ比が 0~100% に対応する前進係数の範囲につい

表-5 模型プロペラ主要目

模型プロペラ番号	0143	0144	0131
直 径 (m)	0.300		0.300
ピッチ比 (0.7R)	1.684	1.659	1.596
ボ ス 比	0.190		0.190
展 開 面 積 比	0.800		0.800
最 大 翼 幅 比	0.303		0.302
平 均 翼 幅 比	0.259		0.259
翼 厚 比	0.055		0.058
翼 傾 斜 角	7°30'		7°30'
翼 数	6		6
翼 断 面 形 状	SRI-a		MAUw
プロペラ軸	外軸	内軸	内軸

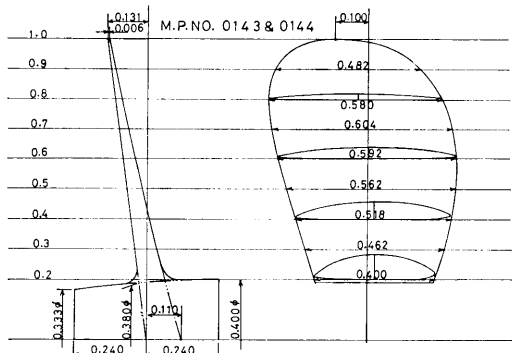


図-28 プロペラ幾何形状 (M.P. No. 0143 & 0144)

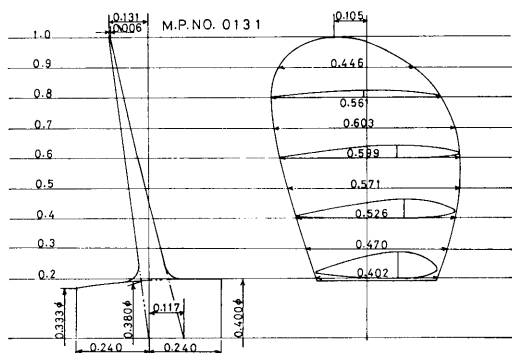


図-29 プロペラ幾何形状 (M.P. No. 0131)

て行った。試験時の水温は 10°C であり、 $R_n = nD^2/\nu$ の定義によるレイノルズ数 = 5.5×10^5 である。試験結

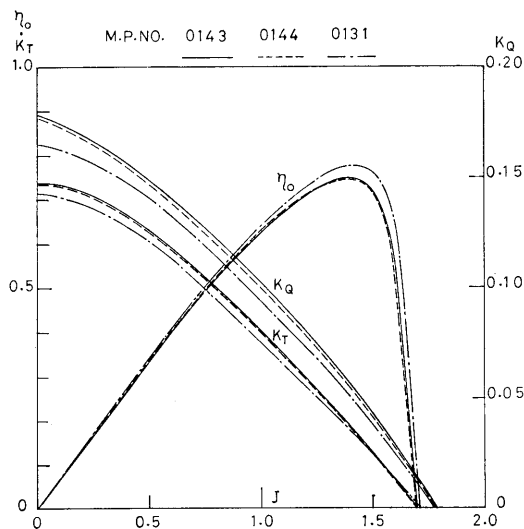


図-30 プロペラ単独試験結果

果を図-30に示す。各プロペラの最適作動状態の前進係数におけるプロペラ単独効率を比較してみると、SRI-a プロペラの外軸プロペラと内軸プロペラのプロペラ単独効率は同じ値となっており、MAU プロペラのプロペラ単独効率は SRI-a プロペラのそれより 1% 強高い値を示しており、両プロペラのプロペラ効率の差はあまりないといえる。プロペラ設計図表間の比較では、ハイピッチ部分で SRI-a プロペラのプロペラ効率と MAU プロペラのプロペラ効率の間にかんりの差がみられたが、同一の設計条件下で設計された

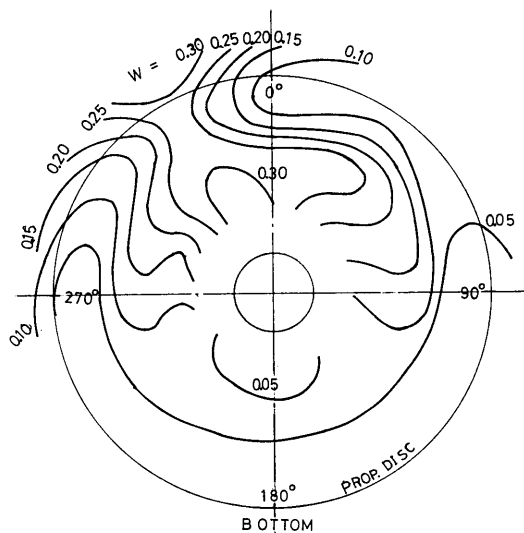


図-31 伴流分布図

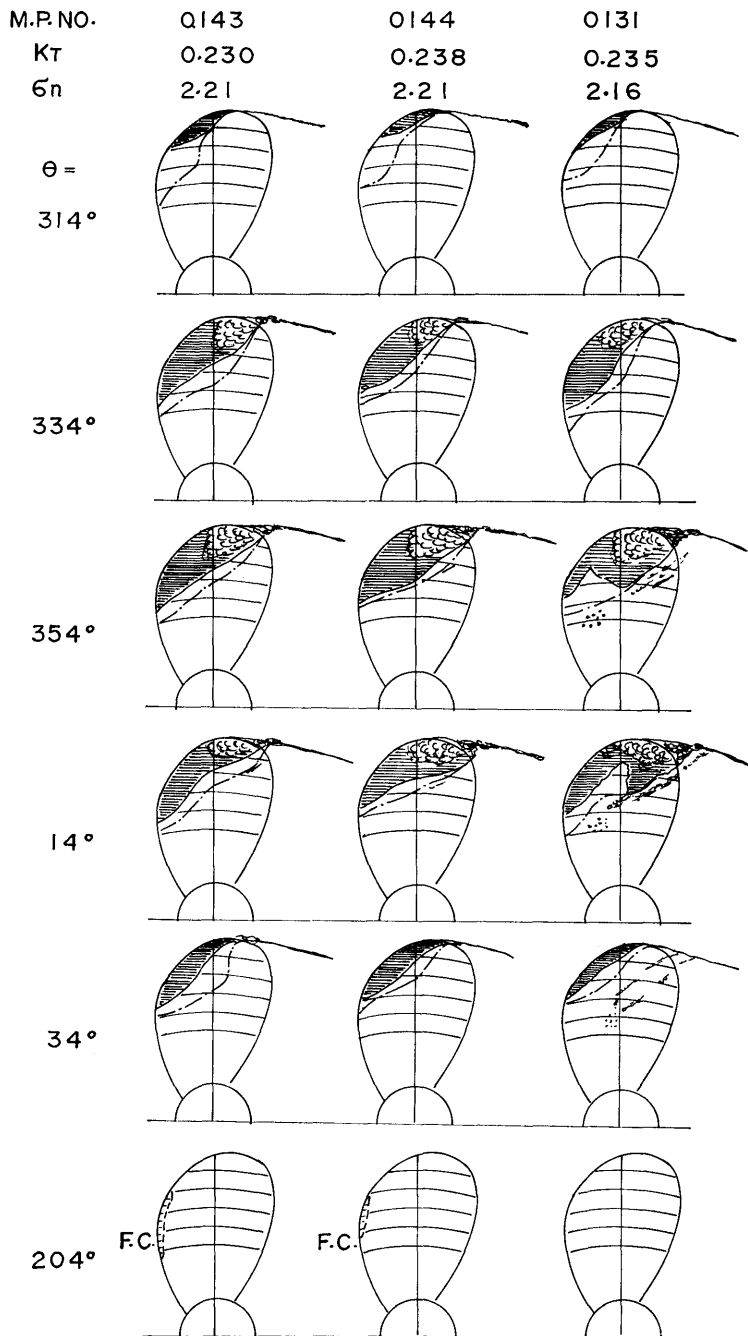


図-32 不均一流中キャビテーション試験結果

SRI・a プロペラは翼強度の面で MAU プロペラより翼最大厚さを薄くすることができるため、プロペラ効率の差が小さくなる。

次いで、当所の大型キャビテーション水槽の第1計測部において不均一流中のキャビテーション試験を実施した。伴流分布は、曳航水槽において4軸コンテナ船模型の内軸プロペラ位置でピトー管によって計測されたものを、第1計測部内プロペラ前方位置に真鍮金網による不均一流発生装置を置いて再現した。外軸プロペラ位置の伴流分布は内軸プロペラ位置の伴流分布とほとんど変わらないので、共通とした。再現した伴流分布を図-31に示す。キャビテーション試験状態としては、各プロペラのスラスト荷重係数 K_T/J^2 に対応したスラスト係数 K_T と、プロペラ回転数を基準としたキャビテーション係数 σ_n を実船と模型で同一とした。

不均一流中のキャビテーション試験結果を図-32に示す。SRI・a 外軸プロペラと内軸プロペラのキャビテーションの発生状況はあまり変っていない。プロペラ回転角 $\theta=294^\circ$ 付近より翼背面の前縁部にシートキャビテーションが発生しはじめ、伴流の集中している $\theta=340^\circ$ 付近でシートキャビテーションの発生範囲が最大となり、 $\theta=10^\circ\sim 60^\circ$ の範囲で翼背面の $0.8R\sim 0.9R$ の翼弦中央から少し後縁に寄った付近にごく弱いクラウドキャビテーションらしきものが発生し、 $\theta=190^\circ\sim 220^\circ$ の範囲に翼正面側前縁部に非常に幅の狭いシートキャビテーションが発生している。

一方、MAU 内軸プロペラの場合は、翼背面のキャビテーションの発生している翼回転角の範囲は SRI・a プロペラの場合とほとんど変わらないが、キャビテーション発生状況はかなり異なっている。 $\theta=350^\circ\sim 20^\circ$ の範囲で、翼背面のシートキャビテーションがくびれのあるような形状を示し、そのシートキャビテーションの後端が激しく変動する。また、シートキャビテーションの後端から少し後縁に寄った位置にかなり強いクラウドキャビテーションが発生し、同時に $0.5R\sim 0.6R$ の $1/3$ 弦長付近にバブルキャビテーションが同時に発生している。バブルキャビテーションは $\theta=65^\circ$ 付近まで発生している。正面側にキャビテーションは発生していない。

MAU プロペラでは翼の損傷に結びつく有害なクラウドキャビテーションやバブルキャビテーションがかなり発生しているのに対して、SRI・a プロペラでそのような有害なキャビテーションの発生がほとんどみられなかった。このことから、SRI・a プロペラのキャ

ビテーション性能はかなり改善されたことが判る。ただし、SRI・a プロペラは正面キャビテーションが発生し、これは翼損傷に結びつくとされているので、さらに翼型の改良をはかる必要がある。

8. 結 言

本研究によって得られた主な結論を以下に述べる。

イ) プロペラ揚力面理論による相当2次元翼の圧力分布計算は、プロペラの翼型改良やキャビテーション性能の予測等を行う場合に有力な手段となる。

ロ) 相当2次元翼の圧力分布計算結果および均一流中のキャビテーション試験結果より、本研究で採用したプロペラ翼断面形状は、キャビテーション上の観点からみて特にハイピッチプロペラ用として適していることが予測されたが、不均一流中のキャビテーション試験によってはっきりと確認された。

ハ) 優れたキャビテーション性能を有する SRI・a プロペラ的设计図表が作成されたが、MAU プロペラ設計図表と比較すると、ハイピッチ部分で SRI・a プロペラのプロペラ効率は3~4%低い値を示す。しかし、同一的设计条件下で設計された SRI・a プロペラは、翼断面形状の断面係数が大きいので、各翼断面の最大翼厚を MAU プロペラのものより薄くすることができる。このため、同一設計条件下で設計された両プロペラ間のプロペラ効率の差はかなり小さくなり1%程度となる。

ニ) SRI・a プロペラは、MAU プロペラと比較してわずかではあるがプロペラ効率が低い。また、正面キャビテーションが他のプロペラより発生し易い。したがって、背面のキャビテーション性能を損わない範囲で、プロペラ効率向上および正面キャビテーション発生防止の観点から、さらに翼型の改良をはかる必要がある。

本研究は「大型超高速コンテナ船の研究開発、その2: プロペラに関する研究」の課題のもとに実施された特別研究の一部を発表したものである。

なお、2次元翼および相当2次元翼の圧力分布計算は、当所推進性能部の電子計算機 TOSBAC-3400 により、equivalent profile method の計算は当所中央電子計算機 TOSBAC-5600 により行った。

主 要 記 号

- A : 翼断面形状の断面積
 A_E : プロペラ翼の展開面積

A_P : プロペラ翼の投影面積
 a_B : 展開面積比; $4A_B/(\pi D^2)$
 $\sqrt{B_p}$: 伝達馬力による出力係数
 $\sqrt{B_u}$: スラストによる出力係数
 C_a : 翼断面形状の面積係数; $A/(lt)$
 C_D : 抗力係数
 $C_{D\min}$: 最小抗力係数
 C_L : 揚力係数
 C_p : 翼面上の圧力係数; $2(p-p_\infty)/(\rho W^{*2})$
 D : プロペラ直径
 H : プロペラのピッチ
 I_X : X 軸周りの慣性モーメント
 I_Y : Y 軸周りの慣性モーメント
 J : プロペラ前進係数; $V_A/(nD)$
 K_Q : トルク係数; $Q/(\rho n^2 D^5)$
 K_T : スラスト係数; $T/(\rho n^2 D^4)$
 l : 翼幅
 N : プロペラ毎分回転数
 n : プロペラ毎秒回転数
 P : ピッチ比; H/D
 p : 翼面上の圧力
 p_0 : プロペラ軸中心線上圧力
 $p_{0.7}$: $0.7R$ のピッチ比
 p_v : 蒸気圧
 p_∞ : 無限遠方の圧力
 Q : トルク
 R : プロペラ半径
 R_n : レイノルズ数; nD^2/ν
 r : 翼素の半径
 T : スラスト
 t : 翼断面形状の最大翼厚
 U : スラスト馬力; $TV_A/75$
 V_A : プロペラ前進速度
 $V_{0.7}$: $0.7R$ の翼素の合速度; $\sqrt{V_A^2 + (0.7\pi nD)^2}$
 W^* : 誘導速度を考慮した翼素への流入速度
 x : 翼素の無次元半径; r/R
 x : 翼断面形状の x 座標
 x_G : 図心の x 座標
 y_G : 図心の y 座標
 y_0 : 翼断面形状の背面の y 座標
 y_u : 翼断面形状の正面の y 座標
 Z : 翼数
 α : 迎角
 δ : 直径係数; ND/V_A

η_0 : プロペラ単独効率
 θ : プロペラ翼回転角
 ν : 流体の動粘性係数
 ρ : 流体の密度
 σ_n : キャビテーション係数; $2(p_0-p_v)/(\rho n^2 D^2)$
 σ_v : キャビテーション係数; $2(p_0-p_v)/(\rho V_A^2)$
 σ_x : キャビテーション係数; $2(p_0-p_v)/(\rho V_x^2)$
 τ_c : スラスト荷重係数; $2T/A_P \rho V_{0.7}^2$

参 考 文 献

- 1) 谷林英毅: 船用プロペラのキャビテーション (その 1), 第 2 回船用プロペラに関するシンポジウム, テキスト, 日本造船学会, (1971)
- 2) 伊藤達郎, 門井弘行: 船用プロペラのキャビテーション (その 2), 第 2 回船用プロペラに関するシンポジウム, テキスト, 日本造船学会, (1971)
- 3) W. P. A. van Lammeren, J. D. van Manen and M. W. C. Oosterveld: The Wageningen B-Screw Series, Trans. of Society of Naval Architects and Marine Engineers, Vol. 77, (1969)
- 4) H. Lindgren: Model Tests with a Family of Three and Five Bladed Propellers, SSPA Publication No. 47, (1961)
- 5) A. Yazaki: Design Diagrams of Modern Four, Five, Six and Seven Bladed Propellers Developed in Japan, Papers of Transportation Technical Research Institute, No. 52, (1962)
- 6) 守屋富次郎: 空気力学序論, 培風館, (1959)
- 7) 荒井 能: 任意翼型の圧力分布計算プログラム, 船研で開発された電子計算機プログラムの概要—第 1 集—, 船舶技術研究所報告, 第 7 巻, 第 4 号, (1970)
- 8) 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, テキスト, 日本造船学会, (1971)
- 9) 門井弘行: キャビテーション小話 (その 2)——翼のキャンバ減少による有害なキャビテーション発生防止の効果について——, 日本造船学会誌, 第 519 号, (1972)
- 10) 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, 造船学会論文集, 第 132 号, (1972)
- 11) 黒部雄三 他: プロペラ翼面圧力計測, 第 28 回船舶技術研究所研究発表会, 講演集, (1976)
- 12) H. Lindgren: Propeller Cavitation Experiments in Uniform Flow, A Note on Test Procedure Correction and Presentation, 10th ITTC Report of Cavitation Committee, Appendix II, (1963)
- 13) T. Ito and H. Takahashi: A Note on the Cavitation of Propeller in the Non-Uniform Flow, Proceedings of 11th ITTC, (1966)
- 14) H. W. Lerbs: On the Effects of Scale and Roughness on Free Running Propellers, J. of

- ASNE, Vol. 63 (1951)
- 15) M. W. C. Oosterveld and P. van Oossanen: Representation of Propeller Characteristics Suitable for Preliminary Ship Design Study, The International Conference on Computer Application in the Automation of Shipyard Operation and Ship Design, (1973)
 - 16) 高橋 肇 他: 大型超高速船の研究開発の概要, 第 24 回船舶技術研究所研究発表会, 講演集, (1974)
 - 17) R. W. L. Gawn and L. C. Burrill: Effect of Cavitation on the Performance of a Series of 16 in. Model Propellers, Trans. INA, (1957)