

「広幅浅吃水船に装備されたハイスキュープロペラのキャビティ・ボリュームにより誘起される船尾変動圧力」

右近 良孝* 黒部 雄三* 角川 明* 牧野 雅彦*

Pressure Fluctuations Induced by Cavity Volume on Highly Skewed Propellers for a R_o/R_o Ship

By

Yoshitaka UKON, Yuzo KUROBE, Akira KAKUGAWA
and Masahiko MAKINO

Abstract

In this report, the results of the extensive cavitation experiment on a R_o/R_o ship are described. It is well known that this type of ship often suffers from serious hull vibration induced by propeller cavitation. The effectiveness of highly skewed propellers on reduction of pressure fluctuation is examined through the measurements of pressure fluctuation.

In order to investigate the relationship between cavity volume and pressure fluctuation, cavity volume on highly skewed propellers is measured by the Laser Scattering Method developed in the Ship Research Institute.

The measurements of pressure fluctuation and cavity volume are performed not only in the axial wake field behind wire mesh screen, but also in a three dimensional wake field behind a complete model ship to clarify the influence of wake on propeller cavitation. Significant differences were observed on cavitation pattern and the amplitude distribution of pressure fluctuation in two kinds of wake fields. On the other hand, good agreements were obtained on maximum amplitude of pressure fluctuation, cavitation extent, and cavity volume for highly skewed propellers in the same situation.

From comparison between the experimental result and the one calculated by using the measured cavity volume as input data, good qualitative agreement between three propellers was obtained.

In addition, the effect of nuclei seeding by electrolysis and of roughness application to the leading edge of the propeller blade on unsteady cavitation is also examined.

目次

- | | |
|------------------|--|
| 1. 緒言 | 2.3 プロペラ単独試験 |
| 2. 供試模型および試験条件 | 2.4 伴流計測 |
| 2.1 試験の概要 | 2.5 試験条件 |
| 2.2 模型船および模型プロペラ | 3. ワイヤ・メッシュ伴流におけるキャビテーション試験, 平板での変動圧力計測およびキャビテ |

* 推進性能部

ィ・ボリュウム計測

3.1 試験の実施

3.2 キャビテーション観測

3.3 平板での変動圧力計測

3.4 キャビティ・ボリュウムの計測

4. 模型船伴流におけるキャビテーション試験，船尾変動圧力計測およびキャビティ・ボリュウム計測

4.1 試験の実施

4.2 キャビテーション観測

4.3 模型船での船尾変動圧力計測

4.4 キャビティ・ボリュウムの計測

5. 船尾変動圧力の理論計算と実験結果との比較

6. 考察

6.1 キャビテーションのパターン

6.2 船尾変動圧力

6.3 水素気泡の添加と粗さの影響

7. 結言

謝辞

参考文献

補追

船舶技術研究所大型キャビテーション試験水槽の計測および解析システムについて

1. 緒言

近年，海運界における経済性の追求は格段に厳しく，低回転大直径プロペラ船に見られる様な省エネルギー船の建造がなされているが，船体とプロペラとの間隔が小さくなりがちなため，船尾振動が大きな問題¹⁾となっている。また，新しい輸送方式の出現に伴って船型が多様化し，特に自動車運搬船 (Car Carrier) などの広幅浅吃水船型に見られる様な長大でかつ平坦な船尾張り出し部をもつ船では，プロペラ起振力による船尾振動はなお一層深刻な問題である。

本報告では，近年盛んに採用され始めてきた²⁾ハイスキュープロペラ (Highly Skewed Propeller) が広幅浅吃水船の船尾変動圧力に対してどのような軽減効果があるかを調べるため，キャビテーション試験と船尾変動圧力計測を行う。また，船用プロペラに発生するキャビテーションの発生範囲は，粘性を考慮することでかなりの精度で計算することができるが^{3),4)}，キャビティの形状およびボリュウムの理論推定に関しては，解決されるべき問題が多い。そこで本報告では著者らによって新たに開発された，レーザー光がキャビ

ティの表面で散乱されることを利用したレーザー光散乱法⁵⁾によりキャビティの厚さを実測し，ハイスキュープロペラに発生するキャビティの形状を調べる。

本報告では，ワイヤー・メッシュ後方の伴流中と模型船後方の伴流において，キャビテーション試験，船尾変動圧力計測，キャビティ・ボリュウムの計測を行い，その比較をし，伴流の相異の影響も調べている。これと同時にキャビテーション試験法の確立のため，水素気泡の添加および粗さを付けたことによる非定常キャビテーションへの影響を調べる。

また，キャビティボリュウムの計測値を入力データとして Huse の方法⁶⁾により船尾変動圧力を計算し，各ハイスキュー・プロペラでの計測結果と比較する。

本報告のうち，実験関係の一部は日本造船研究協会第183研究部会「船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラおよび船尾形状の研究」との共同研究として昭和56年度に船舶技術研究所が担当したものである。

2. 供試模型および試験条件

2.1 試験の概要

本報告の対象船型は，日本造船研究協会第171研究部会において研究されたSR171広幅浅吃水船シリーズのC船型⁷⁾を母型として，実用船型 (car carrier) の実績を加味して得られた広幅浅吃水船 (R_0/R_0 船型)，いわゆるSR183船型⁸⁾である。本広幅浅吃水船の船尾変動圧力計測とキャビティ・ボリュウム計測に先立って，伴流計測とプロペラ単独性能試験が行われ

Table 1 Principal Particulars of Ship

Ship Items		Model	Full Scale
L_{pp}	(m)	5.6241	150.000
L_{WL}	(")	5.8491	156.000
B_{MLD}	(")	1.2498	33.333
d_{MLD}	(")	0.3674	9.800
Trim	(")	0	0
Displacement	(m^3)	1.5573	29,545
"	(t)		30,284
Wetted Surface	(m^2)	8.1183	5,774.9
C_B			0.604
C_p			0.623
C_M			0.970
l_{cb}	(% L_{pp})		1.809
L/B			4.500
B/d			3.401

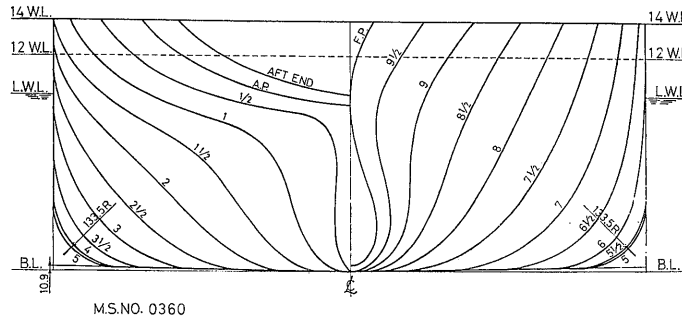


Fig. 1 Body Plan of R_0/R_0 Ship

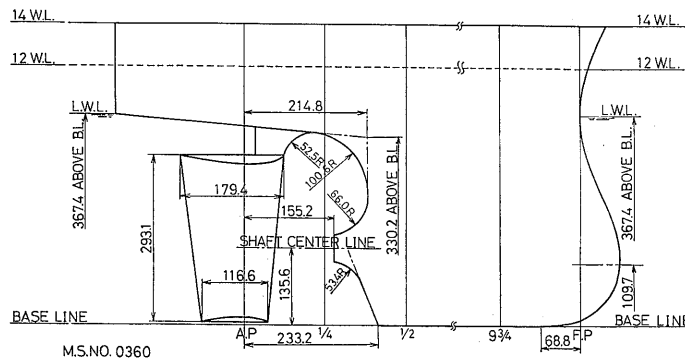


Fig. 2 Stem and Stern Shapes of R_0/R_0 Ship

た。キャビテーション試験は、曳航水槽における模型船の伴流分布をワイヤー・メッシュによりシミュレートした軸流方向不均一流中（以下、ワイヤー・メッシュ伴流という）と模型船後方の3次元不均一流中（以下、模型船伴流という）において行われた。

2.2 模型船および模型プロペラ

広幅浅吃水船の模型（M. S. NO. 0360）は船長5.6241 mのパラフィン・ワックス製であり、その船体主要目を Table 1 に、正面線図および船首尾部形状を Fig. 1 および 2 にそれぞれ示す。実船は船長150 mを想定しており、 $B/d=3.40$ 、 $L/B=4.50$ である。模型船の深さは曳航水槽では14 WLとし、キャビテーション水槽では12 WLとした。ビルジ・キールは取り付けず、スタッドは植えていない。

模型プロペラは可変ピッチプロペラ型であり、その形状はAU-CP 4翼シリーズ試験に用いられた母型プロペラと同一の通常型プロペラと45°スキューおよび60°スキューのハイスキュープロペラである⁹⁾。以下、これらのプロペラをそれぞれMP-1、MP-2

Table 2 Particulars of Model Propellers

Model Propeller	1	2	3
M. P. No. (SRI)	0211	0212	0214
M. P. No. (SRC)	2197	2198	2201
Diameter (m)	0.250		
Boss Ratio	0.300		
Pitch (m)	Const. 0.1825		
Pith Ratio	Const. 0.730		
Exp. Area Ratio	0.550		
Blade Thickness Ratio	0.050		
Blade Section	MAU		
Number of Blades	4		
Rake Angle (deg.)	0°	-4.0	-6.0
Skew Angle (deg.)	11.0	45.0	60.0
Type of Skew Line	Forward & Backward		

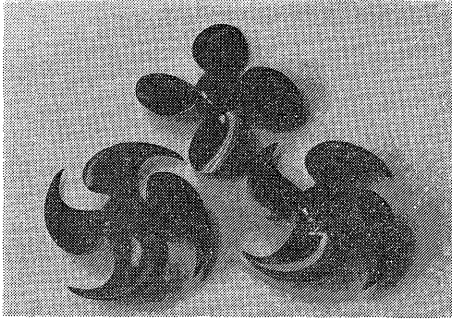


Fig. 3 Three Tested Model Propellers

そしてMP-3プロペラと呼ぶことにする。

上記のプロペラのピッチ比と展開面積比は次の様なプロペラ設計点で求められている⁹⁾。

船速 $V_s = 19.0 \text{ kn } (F_n = 0.250)$
 主機関×回転数 $21,400 \text{ PS} \times 127 \text{ RPM}$

これらのプロペラの主要目を Table 2 に、それらの形状を Fig. 3 の写真に示す。Fig. 3 において、上より時計回りの順でMP-1, MP-2, MP-3プロペラである。Table 2 に示されたこれらのプロペラのうち、MP-1およびMP-2プロペラはそれぞれ2個づつ製作されている。即ち、MP-1プロペラとして M. P. NO. 0211 と M. P. NO. 2197 の2個、およびMP-2プロペラとして M. P. NO. 0212 と M. P. NO. 2198 の2個が製作されている。M. P. NO. 0214 は M. P. NO. 2201 のことである。M. P. NO. 2197, 2198 および2201は日本造船技術センター（以下、造技センターという）での模型登録番号である。また、これらの模型プロペラは可変ピッチ機構を持っていない。

2.3 プロペラ単独性能試験

本試験で用いられたプロペラのうち、MP-1 (M. P. NO. 0211) とMP-2 (M. P. NO. 0212) プロペラの単独性能試験を船舶技術研究所（以下、船研という）の中水槽（長さ140m）において行った。使用した動力計は中型動力計（スラスト容量；±80kg）である。この結果をFig. 4に示す。併せて同図中に造技センターにおいて計測されたMP-3プロペラ (M. P. NO. 0214；M. P. NO. 2201) の単独性能曲線⁹⁾を示す。試験時のプロペラの没水率 I/D は1.0である。

Fig. 4 における3つのプロペラの単独性能曲線を比べるとMP-3プロペラの K_T および K_Q が大幅に小さくなっている。これはプロペラ翼の撓みによるものであり、回転数が小さくなるとMP-3の単独性能曲線はMP-1およびMP-2プロペラのそれに近

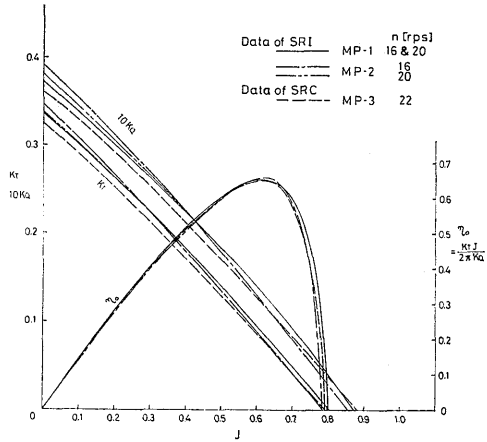


Fig. 4 Characteristics of MP-1, MP-2 and MP-3 Propeller in Open Water

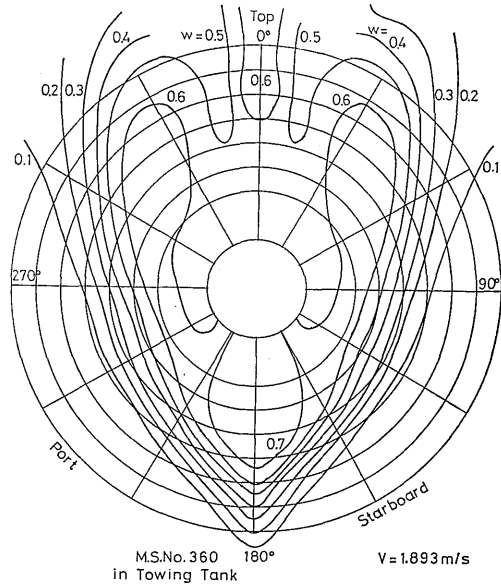


Fig. 5 Wake Distribution of R_0/R_0 Model Ship in Towing Tank

づく⁹⁾。プロペラ設計点 $J=0.478$ では3つのプロペラの効率に大きな差はない。

2.4 伴流計測

広幅浅吃水船 (M. S. NO. 0360) のプロペラ面における伴流計測を大水槽（長さ400m）において、満載状態 $F_n=0.250$ について行った。この伴流分布の計測結果を Fig. 5 に示す。本計測は球型5孔ピトー管により1点づつトラバースして行われた。造技センタ

一での計測結果⁸⁾と比べると, bottom 附近での若干の差異を除き, ほぼ同一の分布となっている。また, 本計測で得られた伴流分布は全く左右対称であった。

2.5 試験条件

キャビテーション試験のための試験条件は次の様に決定された。満載状態は前述のプロペラ設計点における通常プロペラのスラスト係数 K_T を求め, この K_T に一致させて試験を行うこととした。一方, バラスト状態の K_T はその排水量を満載排水量の65%, トリムを1% L_{pp} として, S R171C 船型の水槽試験の結果に基づき推定されたものであり, ⁸⁾ 伴流分布は満載状態でのそれと同じと仮定されている。

キャビテーション数は次式で与えられるシャフト・センターにおける静圧 P_0 とプロペラ回転数 n に基づくキャビテーション数 σ_n とした。

$$\sigma_n = \frac{P_0 - e}{1/2 \rho n^2 D^2}$$

但し, D はプロペラ直径, ρ は密度, e は蒸気圧である。

以上の様にして決められたワイヤー・メッシュ伴流と模型船伴流でのキャビテーション試験, 変動圧力計測およびキャビティ・ボリューム計測の試験条件をそれぞれ Table 3 および 4 に示す。Table 3 のワイヤー・メッシュ伴流において, 満載状態ではプロペラ回転数 25rps で $K_T=0.137$ となる様に測定部の流速が決定された。バラスト状態では同一流速で $K_T=0.129$ となる様にプロペラ回転数が決められた。一方, Table 4 の模型船伴流において, 満載およびバラスト状態ともプロペラ回転数は模型船および後述の整流体 “Flow liner” の強度の点から 20rps と決定した。測定部の流速, 即ち船速は K_T 一致法により決定した。本試験での空気含有率 (gas content ratio) α/α_s

Table 3 Experimental Condition of Cavitation Test in Wake behind Wire Mesh

Propeller	Cond.	K_T	σ_n	n (rps)	α/α_s	ϑ_w (°C)	Condition of Blade Surface
M. P. No. 1 (11° skew)	Full	0.137	1.649	25.00	0.7	28	Rough & Smooth
	Ballast	0.129	1.443	23.66	0.7	28	
M. P. No. 2 (45° skew)	Full	0.137	1.649	25.00	0.7	28	Smooth
	Ballast	0.129	1.443	23.60	0.7	28	
M. P. No. 3 (60° skew)	Full	0.137	1.649	25.00	0.7	28	Smooth
	Ballast	0.129	1.443	23.60	0.7	28	

Table 4 Experimental Condition of Cavitation Test in Wake behind Model ship

Propeller	Cond.	K_T	σ_n	n (rps)	α/α_s	ϑ_w (°C)
M. P. No. 1 (11° skew)	Full	0.137	1.649	20.0	0.6	15
	Ballast	0.129	1.443	''	''	''
M. P. No. 2 (45° skew)	Full	0.137	1.649	''	''	''
	Ballast	0.129	1.443	''	''	''
M. P. No. 3 (60° skew)	Full	0.137	1.649	''	''	''
	Ballast	0.129	1.443	''	''	''

はキャビテーション発生の間欠性 (intermittency) を出来るだけ避けるため, 両伴流中においてかなり大きい目 ($\alpha/\alpha_s=0.6\sim 0.7$) となっている。

3. ワイヤ・メッシュ後流におけるキャビテーション試験, 平板での変動圧力計測およびキャビティ・ボリューム計測

3.1 試験の概要

ワイヤー・メッシュ後流における不均一流中キャビテーション試験は船研の大型キャビテーション試験水槽第1測定部 (750mm ϕ) において行われた。上記試験で用いた伴流分布は, 曳航水槽における S R183 模型船の伴流分布を Fig. 6 に示す様にワイヤー・メッシュと金網を貼り付けたダミー・プレートによりシュミレートしたものであり, 12連単孔ピトー管により計測された。この計測結果を Fig. 7 に示す。曳航水槽での伴流分布 (Fig. 5 参照) と比較すると, パターンはかなり異なるところがあるが, トップ附近での伴流の特長はある程度とられていると言えよう。この伴流分布は Fig. 6 に示された変動圧力計測用平板が取り付けられていない時のものであり, 平板が取り付け

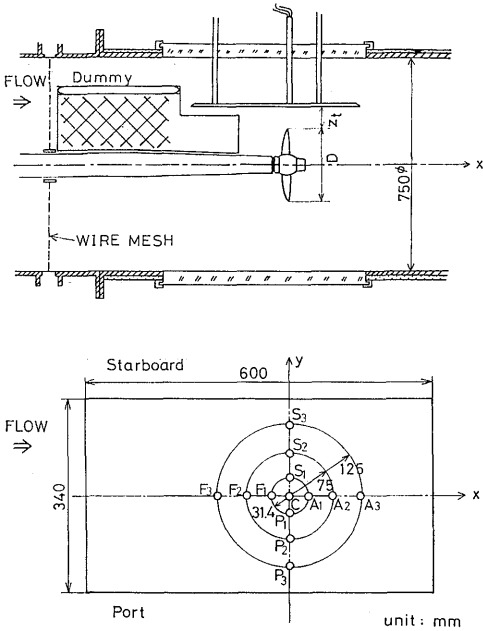


Fig. 6 Arrangement for Cavitation Test and Measurement of Pressure Fluctuations in No. 1 Working Section

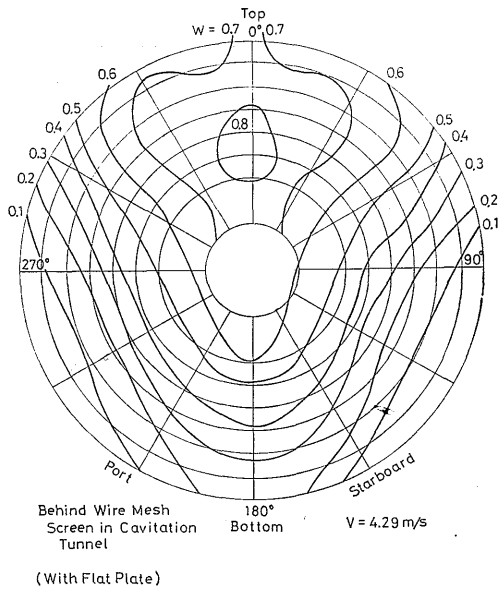


Fig. 8 Wake Distribution Simulated by Wire Mesh Screen and Dummy Plate with Flat Plate for Measurement of Pressure Fluctuations

られた時の伴流分布は Fig. 8 の様になる。両者を比較すると Top 附近において、平板がある時の方が伴流が大きくなっている。

ワイヤー・メッシュ後流における試験での供試模型プロペラは、通常型のMP-1プロペラ (M. P. NO. 2179)、45°スキューのMP-2プロペラ (M. P. NO. 2198) および 60°スキューのMP-3プロペラ (M. P. NO. 2201) である。

3.2 キャビテーション観測

3種類の模型プロペラの各試験状態におけるキャビテーション観測の結果をスケッチで Fig. 9A および B (以下、例えば、Fig. 9A および Bの両者について記述する時は Fig. 9 と略す) ~12に、写真で Fig. 13 ~16に示す。

今回の試験では空気含有率が大きいにも拘らず、キャビテーション発生 of intermittency が顕著であり、特にMP-1プロペラに関して発生範囲の不安定さがひどかったので、MP-1模型プロペラの前縁に約 0.5mm の幅で #220のカーボランダムを付けた場合についても試験を実施した。スケッチはキャビテーションの最大発生範囲を示す。Fig. 9 と10ならびに Fig. 13と14を比較して分かる様に、プロペラの前縁に粗さ

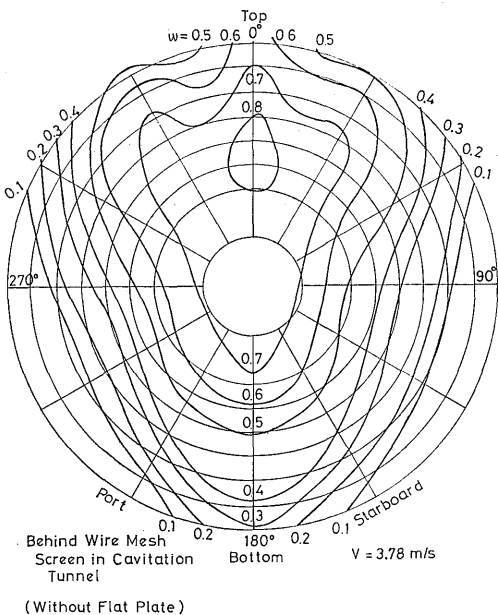


Fig. 7 Wake Distribution Simulated by Wire Mesh Screen and Dummy Plate without Flat Plate for Measurement of Pressure Fluctuations

MP-1 (Smooth)
Behind Wire Mesh
Full Load Cond. (MCR)

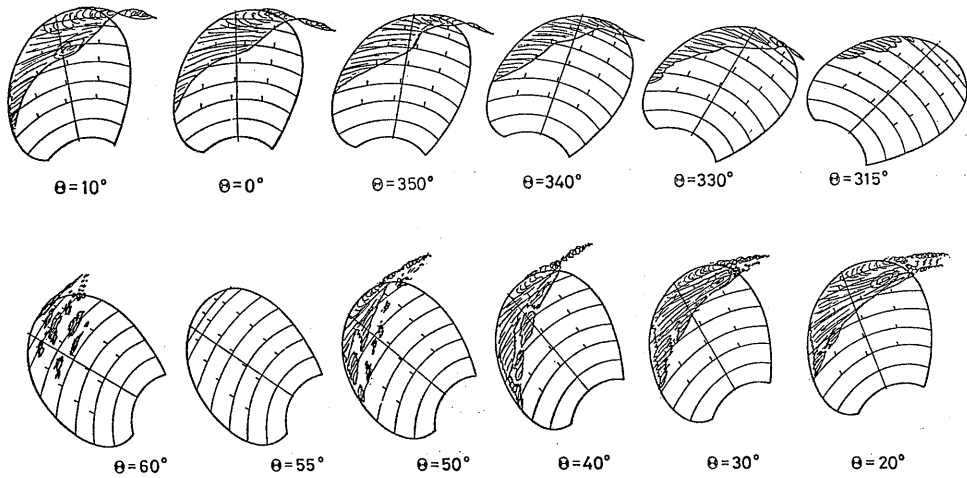


Fig. 9A Sketches of Cavitation Pattern on MP-1 Propeller without Roughness at Full Load Condition

MP-1 (Smooth)
Behind Wire Mesh
Ballast Load Cond (MCR)

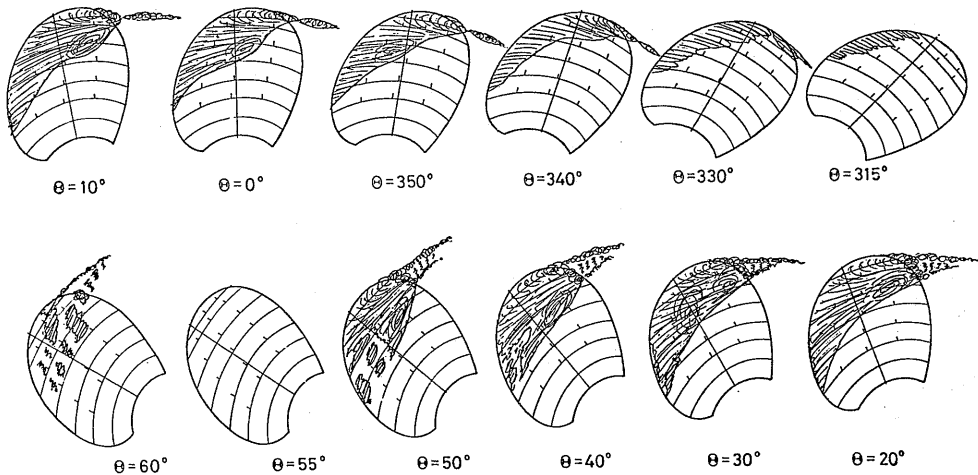


Fig. 9B Sketches of Cavitation Pattern on MP-1 Propeller without Roughness at Ballast Load Condition

を付けると、キャビテーション・パターンは定性的に変わらないが、キャビティ表面が条状となり、キャビテーションの発生範囲も若干広がり、安定化し、intermittency はなくなる。

MP-1 プロペラのキャビテーション・パターンは

満載状態およびバラスト状態とも翼角度 $\theta=40^\circ$ 以降において明瞭なクラウド・キャビテーションとその前方にちぎれた“パッチ状”のシート・キャビテーションが見られ、プロペラ翼の後縁側に向かって消滅しており、エロージョン発生の危険性が充分に予想できる

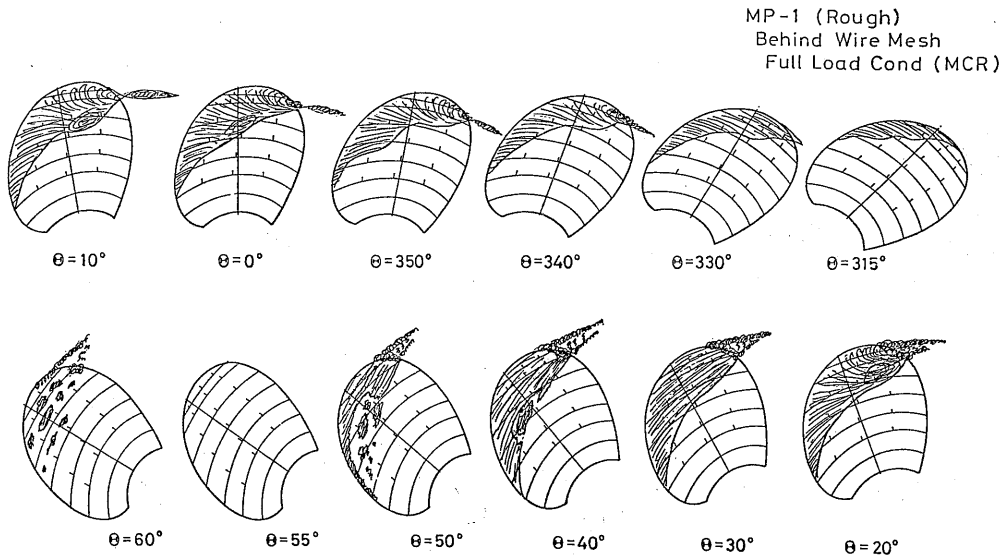


Fig. 10A Sketches of Cavitation Pattern on MP-1 Propeller with Roughness at Full Load Condition

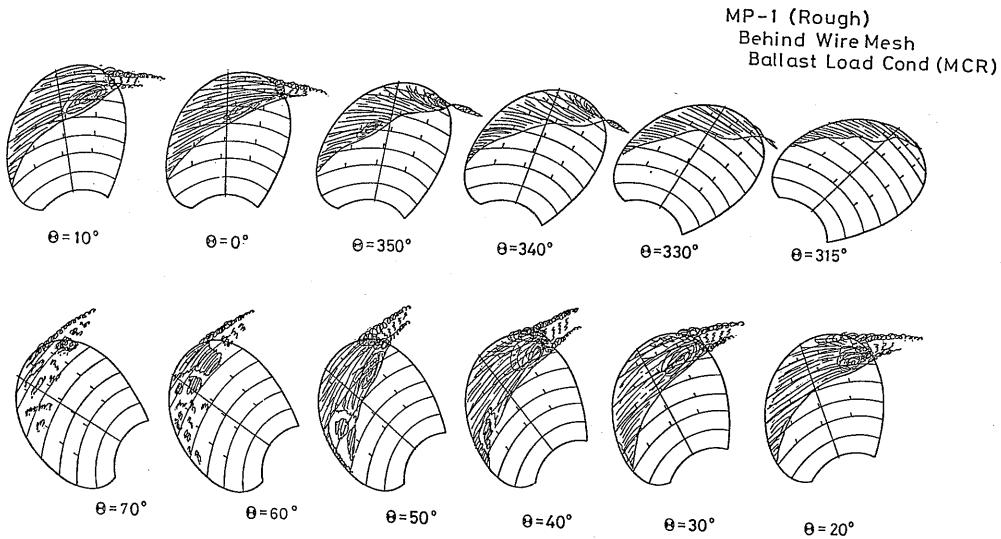


Fig. 10B Sketches of Cavitation Pattern on MP-1 Propeller with Roughness at Ballast Load Condition

ものであり¹⁰⁾、実際、実験中において模型プロペラ自身 (0.9R 附近の後縁) にもエロージョンが発生した。また、満載状態とバラスト状態でのキャビテーションの比較をすると、パターンは殆んど変わらないがバラスト状態での発生範囲が大きくなる。

MP-2 プロペラのキャビテーション・パターンは

(162)

Fig. 15 に示す様に、キャビティ表面の様相が通常型プロペラと異なり泡立って見え、チップ・ボルテックスが太く、また明瞭なクラウド・キャビテーションは見られなかった。Fig. 11 に示す様に満載とバラスト状態との違いは発生範囲だけであった。

MP-3 プロペラのキャビテーション・パターンは

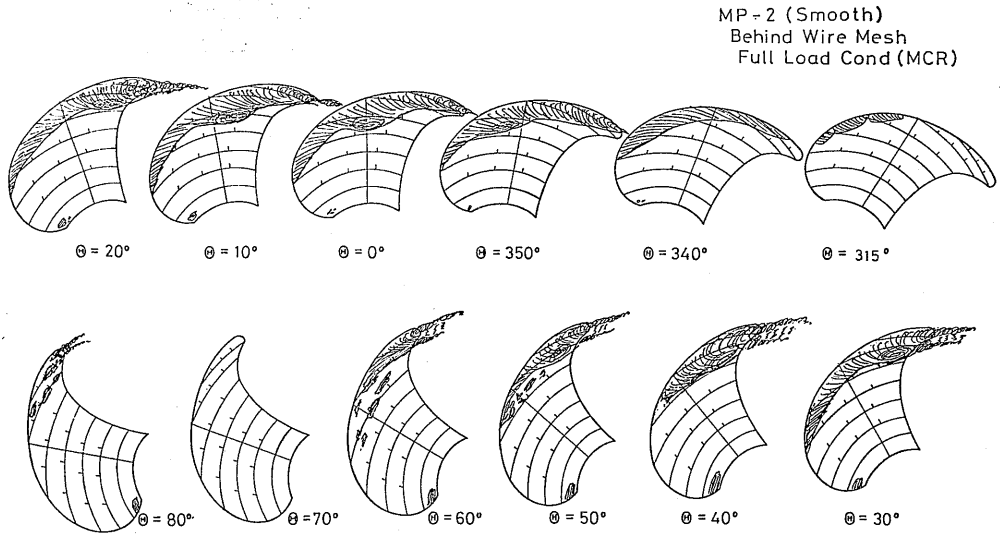


Fig. 11A Sketches of Cavitation Pattern on MP-2 Propeller without Roughness at Full Load Condition

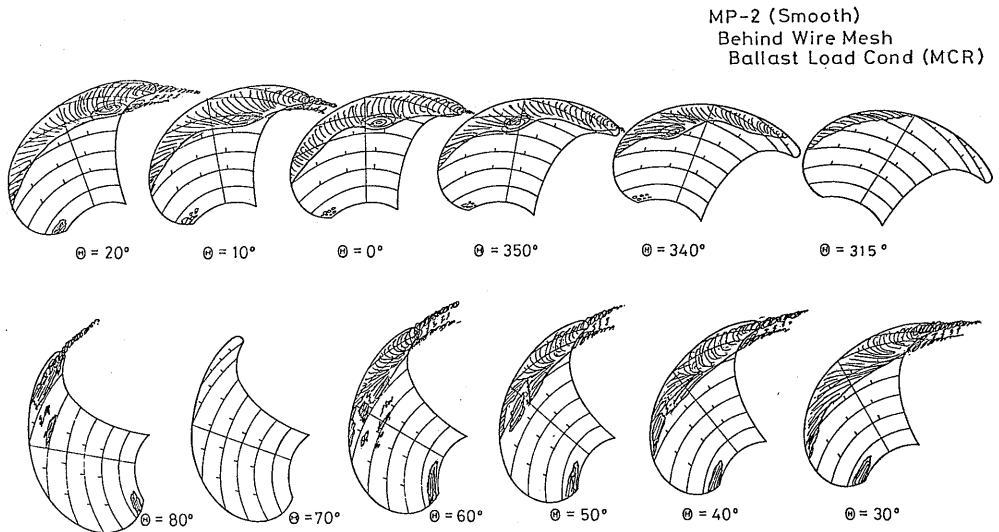


Fig. 11B Sketches of Cavitation Pattern on MP-2 Propeller without Roughness at Ballast Load Condition

Fig. 12 および16に示される様にMP-2プロペラとほとんど同じパターンであり、発生範囲は Fig. 12 に示される様にMP-1プロペラより少な目である。満載とバラスト状態との違いもMP-2プロペラと同様、発生範囲のみであった。

ハイスキュー・プロペラに発生するキャビテーション

ンは通常プロペラのキャビテーションと比較して、表面の様相が泡立って見えるばかりでなく、 $\theta=10\sim40^\circ$ の時、翼端前線のごく近傍においてキャビテーションが発生しない領域が存在した。ハイスキュー・プロペラのキャビテーションはチップ・ボルトテックスの影響を強く受けて roll-up し、キャビティの後端がプロペ

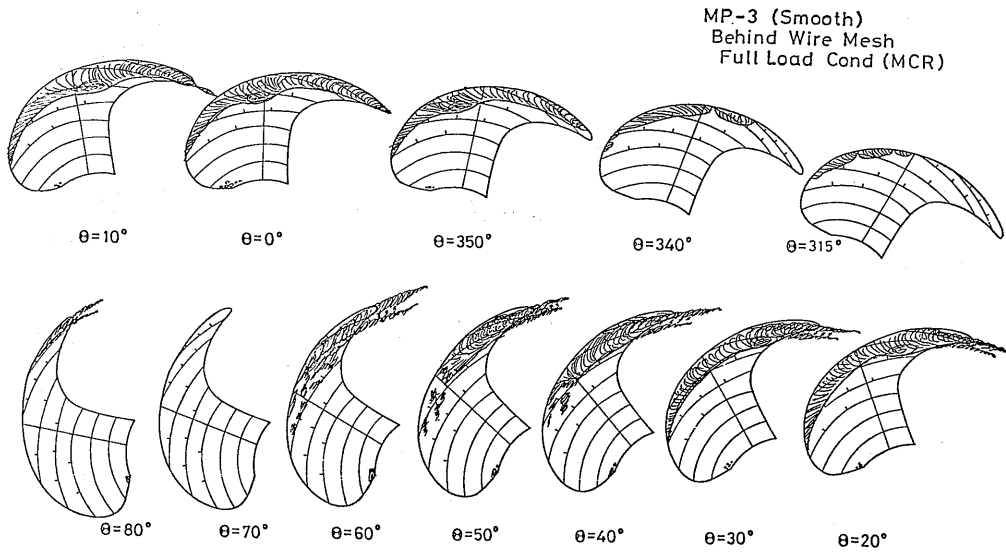


Fig. 12A Sketches of Cavitation Pattern on MP-3 Propeller without Roughness at Full Load Condition

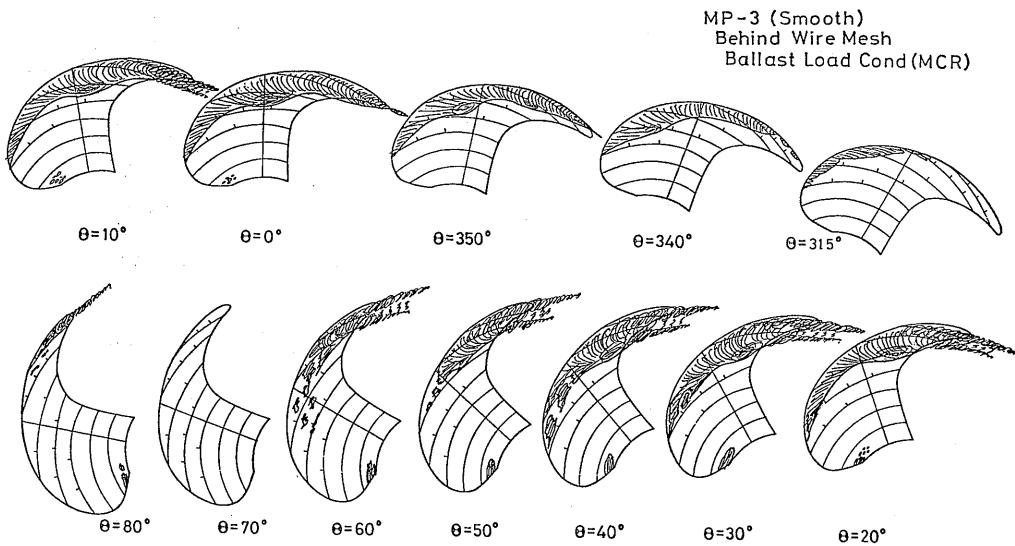


Fig. 12B Sketches of Cavitation Pattern on MP-3 Propeller without Roughness at Ballast Load Condition

ラ翼面から浮き上がる現象が見られた。

3.3 平板での変動圧力計測

プロペラおよびキャビテーションにより誘起される変動圧力の計測は、Fig. 6 に示される様にプロペラ上方に置かれた平板に取り付けられた圧力変換器により計測されることが多い^{11,12,13,14)}。本試験では11個の

コイン型圧力変換器 (ST社製, 容量 1 kg/cm^2 , 最大応答周波数 14 kHz) が使用され, その配置は Fig. 6 に示されている。チップ・クリアランス Tip clearance Z_t は $0.31D$ である。

変動圧力計測は, 満載およびバラスト状態に対し, それぞれキャビテーションが発生していない状態 (以


 $\theta=0^\circ$

Fig. 13 Photos of Cavitation Pattern on MP-1 Propeller without Roughness at Full Load Condition

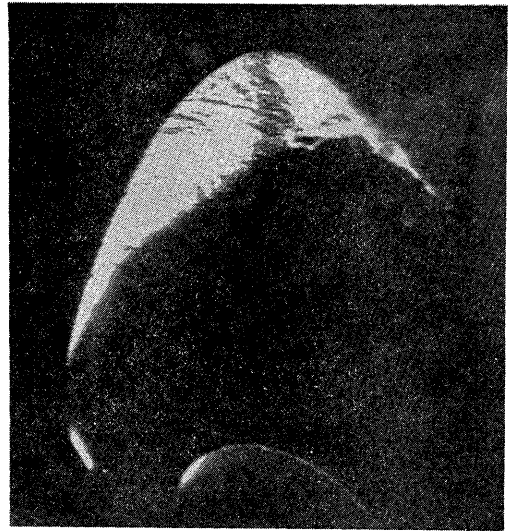

 $\theta=0^\circ$

Fig. 14 Photos of Cavitation Pattern on MP-1 Propeller with Roughness at Full Load Condition


 $\theta=0^\circ$

Fig. 15 Photos of Cavitation Pattern on MP-2 Propeller without Roughness at Full Load Condition

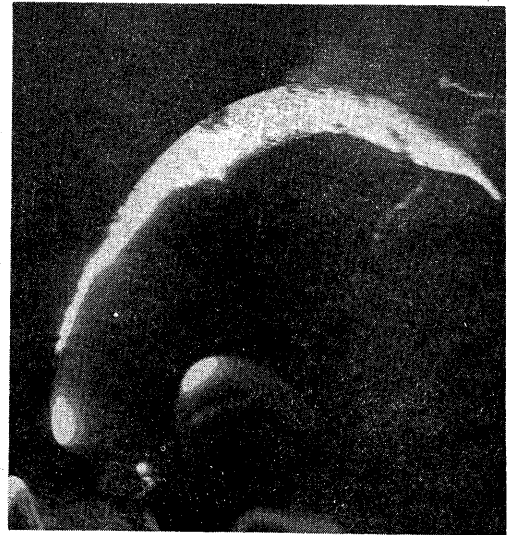

 $\theta=0^\circ$

Fig. 16 Photos of Cavitation Pattern on MP-3 Propeller without Roughness at Full Load Condition

下、非キャビテーション状態という)とキャビテーションが発生している状態(以下、キャビテーション状態という)について行った。計測された変動圧力波形は補追で述べられるデータ解析システムにより調和解析され、各 Blade Frequency の振幅および位相が調

べられた。

まず、非キャビテーション状態での変動圧力計測点 (Fig. 6 参照) における3種類のプロペラによる変動圧力波形をそれぞれ Fig. 17A, B およびCに示す。これらのうち点 S_1 (Fig. 6 参照) での圧力波形を

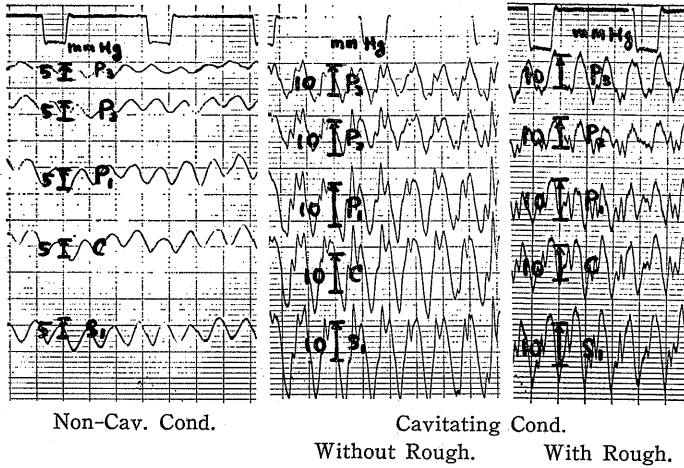


Fig. 17A Measured Fluctuating Pressure on Flat Plate Induced by MP-1 Propeller

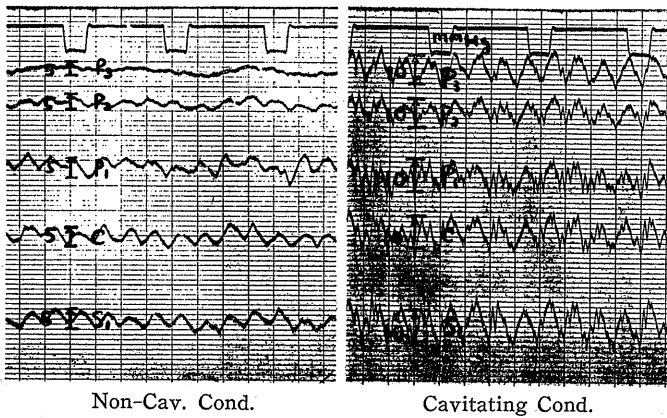


Fig. 17B Measured Fluctuating Pressure on Flat Plate Induced by MP-2 Propeller

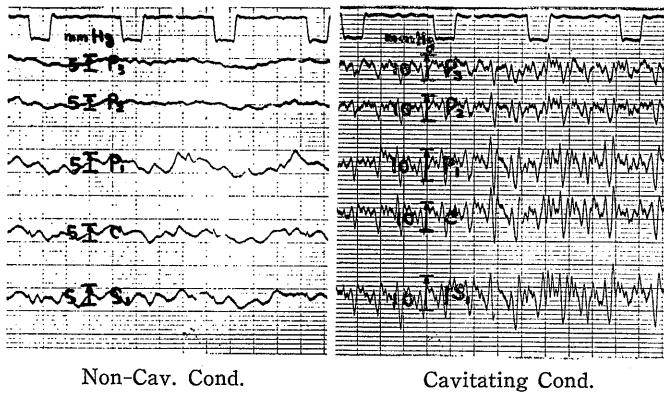


Fig. 17C Measured Fluctuating Pressure on Flat Plate Induced by MP-3 Propeller

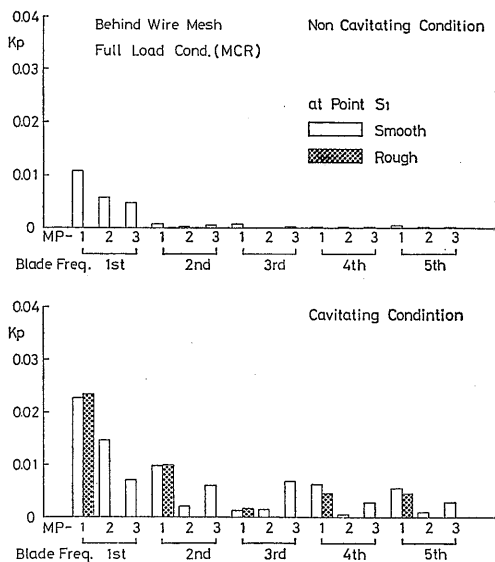


Fig. 18 Blade Frequency Components of Fluctuating Pressure Induced by MP-1 Propeller (at Point S_1)

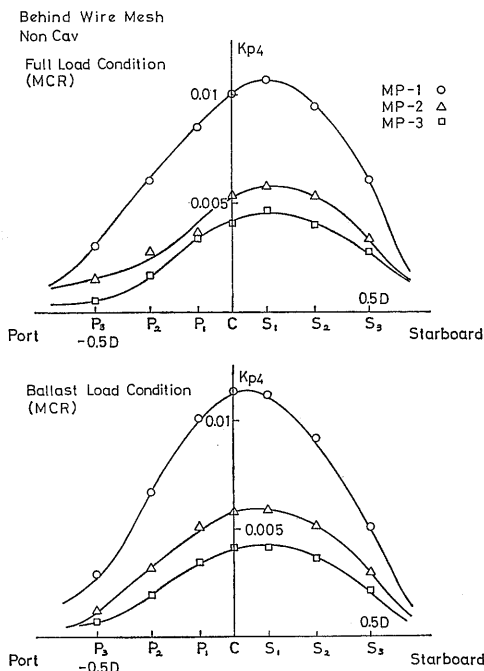


Fig. 19A Single Amplitude of Fluctuating Pressure on Flat Plate in Transverse Direction for Three Propellers in Non-Cavitating Condition (1st Blade Frequency Component)

A/D変換の後、FFTを用いてFourier解析して得られた各 Blade Frequency 成分の一例を Fig. 18 に示す。この結果非キャビテーション状態では各プロペラとも圧力振幅は Blade Frequency の一次成分以外は殆んどなく、スキューが大きくなるに従って圧力振幅は減少している。非キャビテーション状態における満載およびバラスト状態での変動圧力振幅の左右舷方向および上下流方向の分布を Fig. 19A および B に示す。ここで、 K_{p4} は圧力変動の単振幅の一次成分を $\rho n^2 D^2$ で無次元化したものである。両図からも分かる様に、キャビテーションが発生していなくともスキューが大きくなると、変動圧力振幅が約 1/2 ほど減少した。Fig. 20 に変動圧力の位相を示す。3種類のプロペラとも変動圧力の位相は、次式で与えられる幾何学的な位相 ϕ^* と良く一致している。 ϕ_0 をプロペラ翼が直上を向いた時の位相遅れとすると、

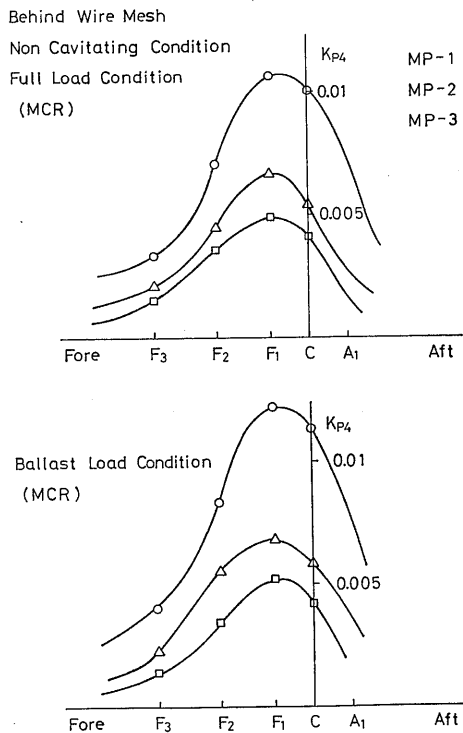


Fig. 19B Single Amplitude of Fluctuating Pressure on Flat Plate in Stream-wise Direction for Three Propellers in Non-Cavitating Condition (1st Blade Frequency Component)

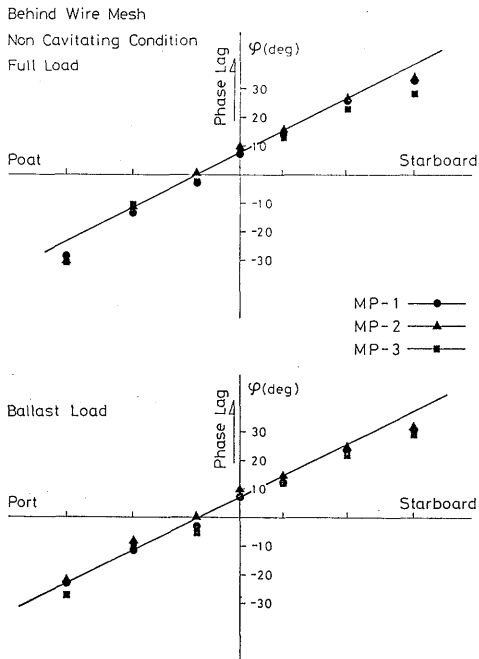


Fig. 20 Phase Angle of Fluctuating Pressure in Transverse Direction for Three Propellers (1st Blade Freq. Com-p.)

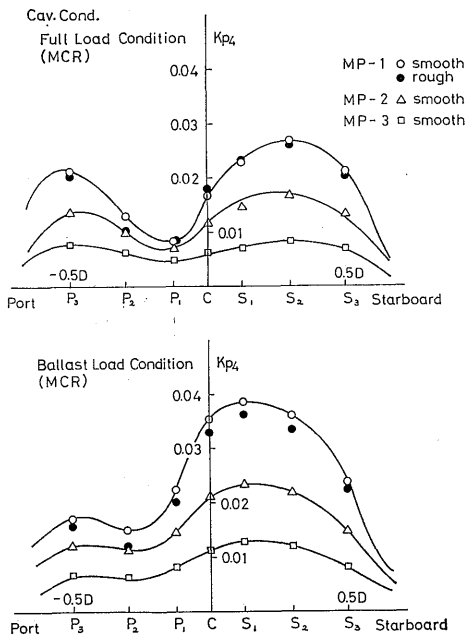


Fig. 21A Single Amplitude of Fluctuating Pressure in Transverse Direction for Three Propellers (1st Blade Freq. Comp.)

$$\phi^* = \tan^{-1} \left(\frac{Y/D}{1/2 + Z_i/D} \right) + \phi_0$$

キャビテーション状態での変動圧力計測点 (Fig. 6 参照) における3種類のプロペラの一回転中に誘起される変動圧力波形をそれぞれ, Fig. 17A, B および C に示す。これらのうち, 点 S₁ での圧力波形を Fourier 解析して得られた各 Blade Frequency 成分の一例を Fig. 18 に示す。変動圧力波形はキャビテーションが発生することにより, 高次成分が現われ, スキューが大きくなると一次成分は著しく小さくなるが, MP-3 プロペラでは高次成分がそれほど減少せず, むしろ MP-2 プロペラより増大する結果となった。

本試験において, 特に MP-1 についてキャビテーション発生 of intermittency が強かったので, 前縁に粗さを付けて変動圧力を計測した。この結果を Fig. 17A および 18 に示す。キャビテーションの発生は粗さ

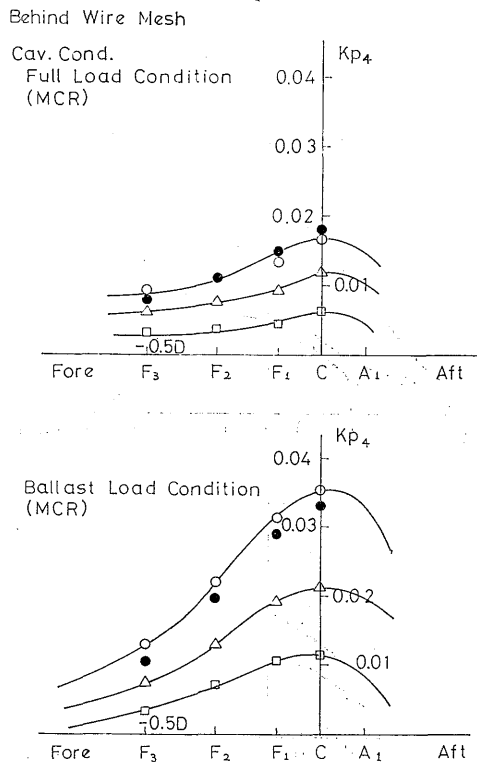


Fig. 21B Single Amplitude of Fluctuating Pressure on Flat Plate in Streamwise Direction for Three Propellers in Cavitating Condition (1st Blade Frequency Component)

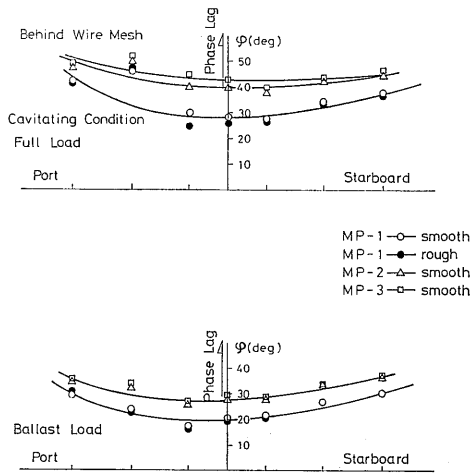


Fig. 22 Phase of Fluctuating Pressure on Flat Plate in Transverse Direction for Three Propellers in Cavitating Condition (1st Blade Frequency Component)

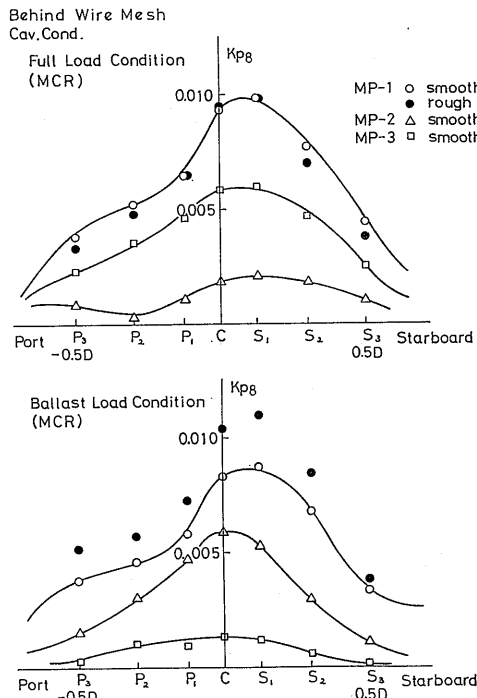


Fig. 23A Single Amplitude of Fluctuating Pressure on Flat Plate in Transverse Direction for Three Propellers in Cavitating Condition (2nd Blade Frequency Component)

をつけることによって安定化した。Fig. 17A において、粗さを付けると波形に高次成分が増した様に見えるが、Fig. 18 に示した調和解析の結果大きな差が見られなかった。また、Fig. 17A において粗さのある場合での振幅はない場合より小さくなっているが、変動圧力波形の記録された時と調和解析された時とが、必ずしも一致していないためである。

キャビテーションの intermittency が強いと、圧力振幅が少なくなると思われたが、本試験では粗さを付けても変動圧力振幅への影響が少なかった。これは空気含有率が高く、かつ10回転の平均波形を解析しているの、観測から危惧されたほど変動圧力に intermittency が強い影響を与えなかったのではないかと思われる。

Fig. 21A およびBにキャビテーション状態における満載およびバラスト状態での変動圧力振幅の一次成

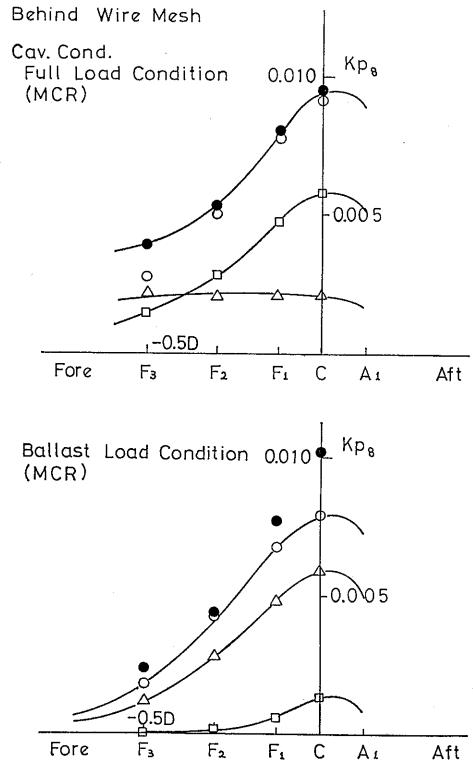


Fig. 23B Single Amplitude of Fluctuating Pressure on Flat Plate in Streamwise Direction for Three Propellers in Cavitating Condition (2nd Blade Frequency Component)

分 k_{p4} の左右舷方向および上下流方向の分布を示す。変動圧力の一次成分について、スキューの効果を見ると、MP-2プロペラ（45°スキュー）とMP-3プロペラ（60°スキュー）は通常型であるMP-1プロペラ（11°スキュー）と比べて、それぞれ約2/3と1/3になっており、スキューが大きいくほど変動圧力の減少に効果があると思われる。振幅が最大となる位置は満載およびバラスト状態ともかなり右舷側に寄っている。このような傾向は平板を用いた変動圧力計測においてしばしば見られる¹²⁾。

一方、今回の計測において特異な現象が見られた。特に満載状態において、変動圧力の山が右舷側ばかりでなく左舷側にも存在したことである。この現象はキャビテーション・パターンから考えると、不合理な計測値の分布であるといえる。しかし、この理由として側壁影響、または平板の局所的な振動などが考えられるが、はっきり分からない。キャビテーション水槽の振動（主動力計、インペラーなどに起因する）により発生したものではないことは、非キャビテーションおよび定常キャビテーション状態においてこの様な現象が見られないこと¹⁴⁾から推察できる。特に、Fig. 21 Aの満載状態の計測結果は非常に極端な例であるが、平板での変動圧力計測において、左舷側の変動圧力の振幅が非キャビテーション状態および定常キャビテーション状態の様に必ずしも減少しないことがある¹⁴⁾¹⁵⁾。この様な現象はプロペラの回転数を変化させても計測された。

Fig. 22 に左右舷方向の変動圧力の一次成分の位相を示す。非キャビテーション状態と比較して、3つのプロペラとも左右舷方向での位相差がなくなっており、従来からよく知られている通りの計測結果となった¹⁶⁾。またMP-2とMP-3プロペラの位相は殆んど同じである。上下流方向の位相についても位相差は見られない。

Fig. 23A およびBに Blade Frequency の二次成分の変動圧力の単振幅 k_{p8} を示す。MP-3プロペラの場合を除き、左舷側に振幅の山が存在しない分布となった。満載状態とバラスト状態を比較すると、満載状態ではMP-2とMP-3とでは振幅の大きさが逆転しており、MP-2は上下流方向の振幅が他のプロペラの分布と異なっている。キャビテーションの発生状態によって変動圧力が微妙に影響を受けるのが分かる。しかし、これらの計測量はかなり小さい。

Fig. 24 に Blade Frequency の二次成分の変動圧

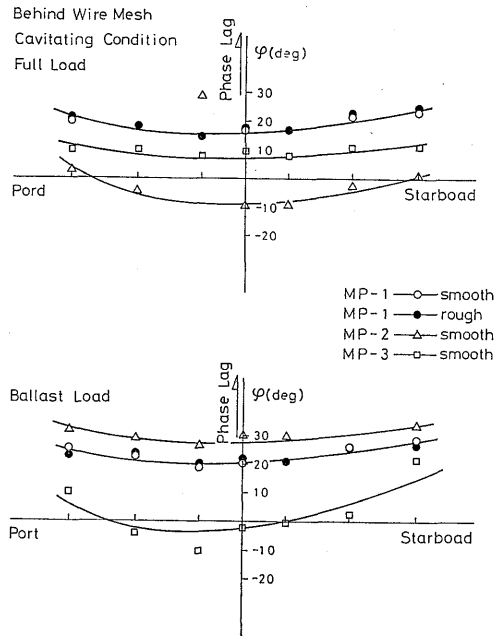


Fig. 24 Phase Angle of Fluctuating Pressure on Flat Plate in Transverse Direction for Three Propellers in Cavitating Condition (2nd Blade Frequency Component)

力の位相を示す。一次成分と同様、キャビテーションが発生すると左右舷方向の位相変化が殆んど見られなくなる。

ビジュグラフに記録された変動圧力波形 (Fig. 17A, BおよびC参照) の Peak-to-Peak の値を読み取り、その値の1/2を $\rho n^2 D^2$ により無次元化した値 \bar{k}_p を Fig. 25A およびBに示す。この結果から分かる様に、MP-3の Peak-to-Peak の単振幅はMP-2のそれとあまり変わらず、スキューの効果が頭打ちに近い状態となっていることが分かる。これは前述の様に変動圧力の Blade Frequency の2次以上の成分が逆転したためである。このことはスキュー角を大きくすればするほど変動圧力が減少するとは限らないことを示している。

Fig. 26 に負の最大変動圧力が発生する時の位相をプロットした。

3.4 キャビティ・ボリウム計測

船尾変動圧力の推定および軽減する上において、プロペラ翼面上のキャビティの形状およびボリウムが

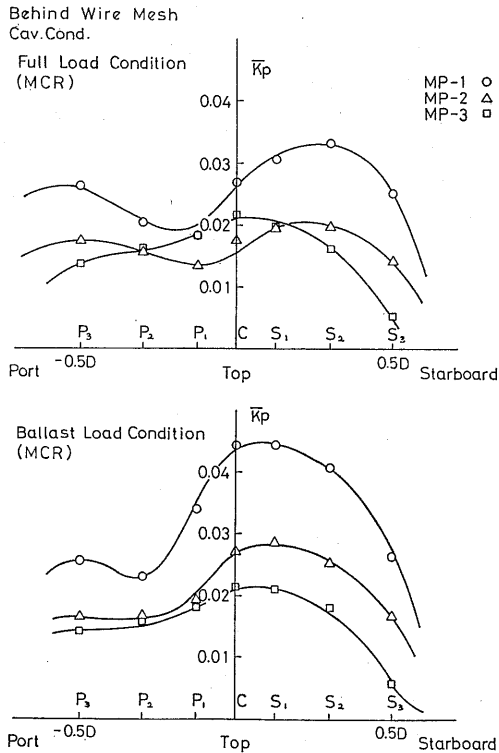


Fig. 25 Single Amplitude of Peak-to-Peak Fluctuating Pressure on Flat Plate in Transverse Direction for Three Propellers in Cavitating Condition

どの様になっているかを知ることは永年の懸案であった。このため、キャビティのボリューム計測が試みら

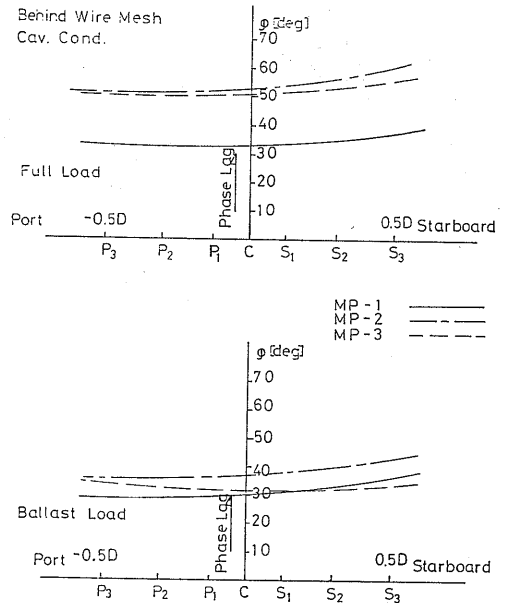


Fig. 26 Phase Angle of Negative Peak Pressure on Flat Plate in Transverse Direction for Three Propellers in Cavitating Condition

れ、従来はステレオ写真による方法^{17,18)}か、またはピンによる方法^{12,13)}により計測がなされてきた。しかしながら、両者とも計測精度などの点において満足できるものではなかった。

最近、船研においてレーザー光の散乱を利用してキャビティの厚みを計測する方法⁹⁾が開発された。この

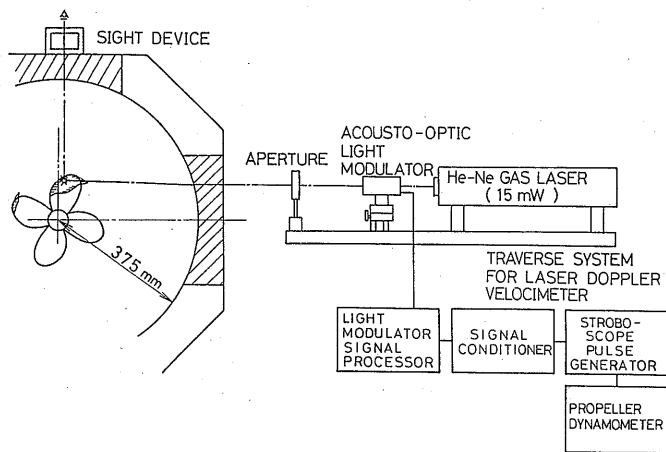


Fig. 27 Arrangement of the System for measuring Cavity Thickness by Laser Scattering Method

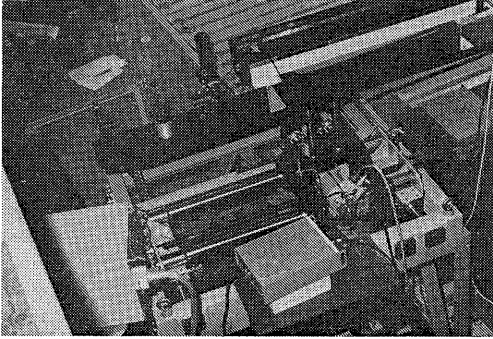


Fig. 28 Instruments Used in the Measurement of Cavity Thickness on Propeller Blades

方法により、MP-1、2および3プロペラに発生したキャビティの厚さの計測を行った。キャビティ・ボリュームの計測システムを Fig. 27 に、レーザー光源、音響光学変調器および光学系の配置を Fig. 28 に示す。また、レーザー光散乱点を計測するための治具 (sight device) を Fig. 29 に示す。

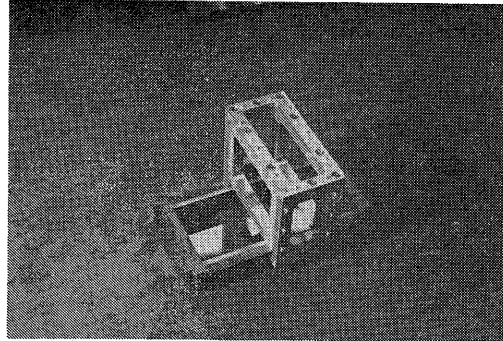


Fig. 29 Sight Device for Observing the Location of Laser Scattering Point

今回の計測ではレーザー光散乱法他に、ピンによる方法によりキャビティの厚さを計測した。しかし、ピンによる方法は、Fig. 30A および B に示すプロペラ翼端近傍のスーパー・キャビテーション状態になったキャビティの厚さの計測を除いて、Fig. 30B および C に示す様にピンが存在することによる stagnation

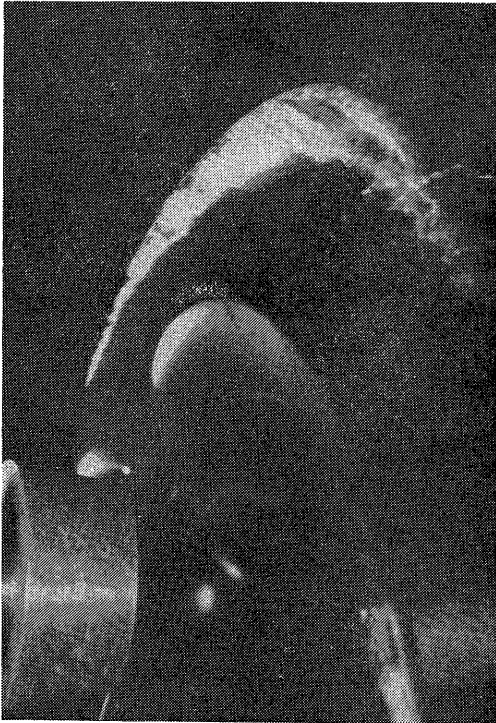


Fig. 30A An Example of Cavitation Pattern Little Influenced by the Existence of Pin ($\theta=20^\circ$)

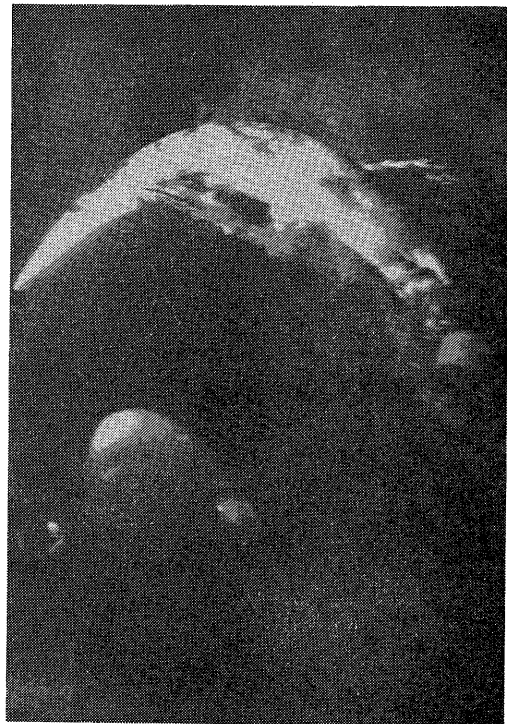


Fig. 30B An Example of Cavitation Pattern Unfavorably Influenced by the Existence of Pin except Tip Region ($\theta=0^\circ$)



Fig. 30C An Example of Cavitation Pattern Unfavorably Influenced by the Existence of Pin ($\theta=0^\circ$)

効果により、キャビティのパターンが変化するので、正確な計測をすることは難かしい。また、一つのプロペラ翼に取り付けられるピンの数が多いとピン相互の干渉が顕著になるので (Fig. 30C 参照)、計測の可能な点もかなり制限を受ける。

Fig. 31~33 に各プロペラの満載およびバラスト状態でのキャビティの厚さ分布を示す。レーザー光散乱法による計測値とともに、ピンによる計測値もプロットした。スーパー・キャビテーション状態では両者の一致は良いが、ピンによる計測値は前縁側では薄目の値を与える。本計測では、MP-1プロペラに発生するキャビテーションの表面での散乱が少なかったため、MP-1プロペラのみ前縁に粗さが付けられている。

3種類のプロペラにおいて計測されたキャビティの厚さの翼弦方向の形状は、楕円形のような単純な形状ばかりではなく、2つコブ形も多く、翼端近くではチップ・ボルトテックスの影響を強く受けた形状となっている⁵⁾。なお翼角度位置が大きい時には、チップ・ボル

テックス・キャビテーションの roll-up の影響を強く受け、スキューが大きくなるにつれてキャビティの後縁が浮き上がる現象が見られた。レーザー光散乱法は厳密に言えば、キャビティの上表面の位置を計測しているため、キャビティの後端付近では厚目となっている。

レーザー光散乱法により計測された厚み分布を積分して求めた各プロペラ翼角度位置におけるキャビティ・ボリュームを Fig. 34 に示す。スキューのキャビティおよびその変化に対する影響に注目すると、体積が最大となる位置の位相の遅れは通常型プロペラと比べ、ハイスキューになると大きくなり、ボリュームの変化もやや緩やかである。このことは、変動圧力計測値が、スキューが大きくなると小さくなる傾向を説明していると考えられる。また、満載とバラスト状態とを比較すると、バラスト状態でのキャビティ・ボリュームの方が大きく、変動圧力の増大と符号する。

一方、キャビティ・ボリュームの総量はスキューが大きくなるに従って小さくなるが、バラスト状態では通常型プロペラでのキャビティ・ボリュームはハイスキュー・プロペラのそれと比べて、必ずしも大きくはない。それ故、バラスト状態でのハイスキュープロペラでのキャビティ・ボリュームは前述の理由により幾分過大計測されているにしても、通常型プロペラでのキャビティ・ボリュームより大きいと思われる。

4. 模型船伴流におけるキャビテーション試験、船尾変動圧力計測およびキャビティ・ボリュームの計測

4.1 試験の実施

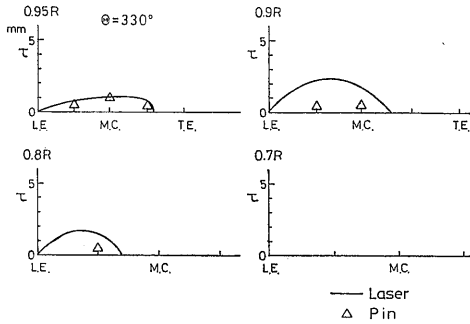
模型船を用いた船尾変動圧力およびキャビティ・ボリュームの計測が、船研の大型キャビテーション水槽第2測定部 (8m×2m×0.88m) において行われた。模型船は満載吃水線から7.5cm程深くして、Fig. 35に示す様に測定部上蓋に取り付けられる。

キャビテーション水槽での模型船の伴流は曳航水槽でのそれと若干異なることが知られている^{19,20)}。特に C_B が0.8程度の肥大船の場合は甚しく、非対称な伴流となった。このため、“vortex generator”などを取り付けたりなどしてその違いを少なくする様に工夫されたが²¹⁾、充分なものとは言えなかった。

キャビテーション水槽における模型船伴流を曳航水槽でのそれと一致させるべく、Fig. 36に示す様に整流体“Flow Liner”²²⁾を模型船後方の壁面に配置し

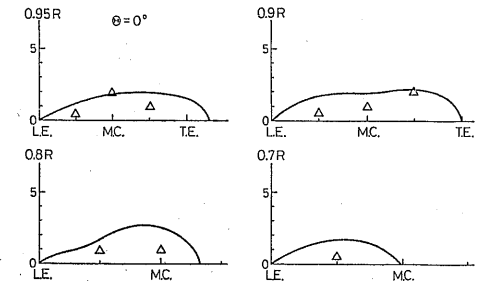
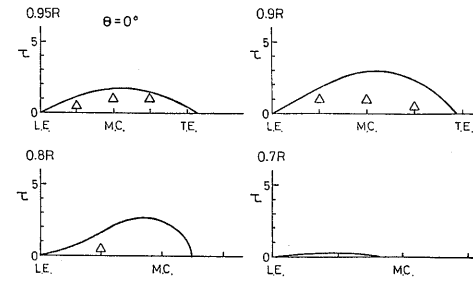
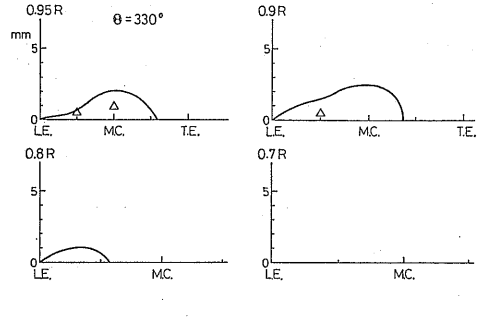
Behind Wire Mesh

MP-1 Full Load Condition



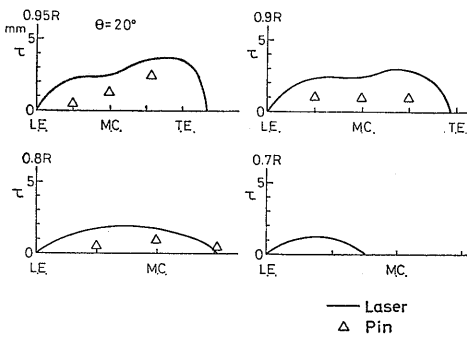
Behind Wire Mesh

MP-1 Ballast Load Condition



Behind Wire Mesh

MP-1 Full Load Condition



MP-1 Ballast Load Condition

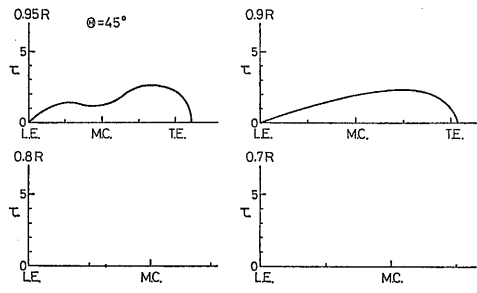
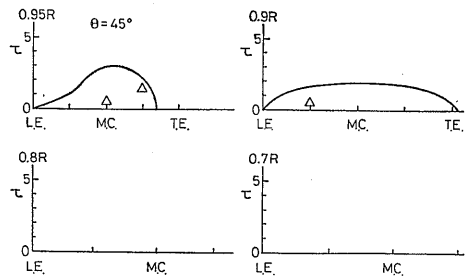
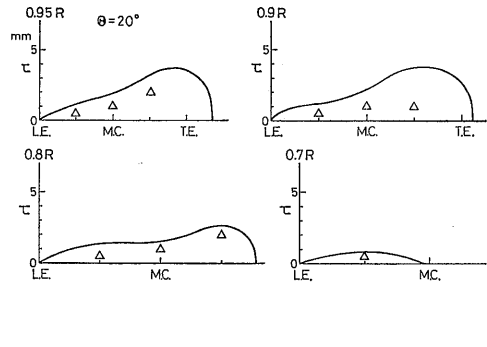
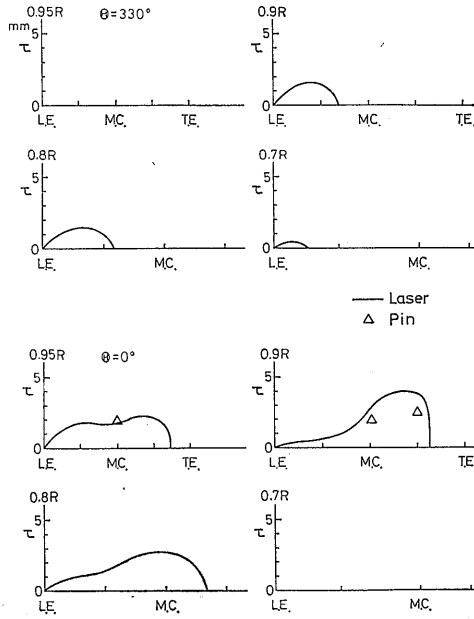
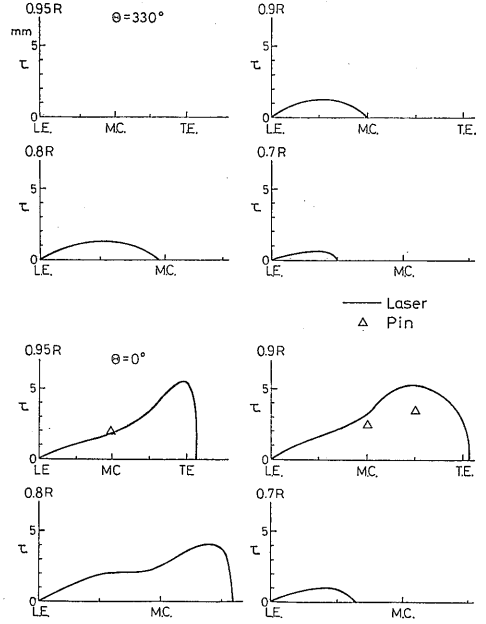


Fig. 31 Measured Cavity Thickness Distribution on MP-1 Propeller Working in Axial Wake Flow

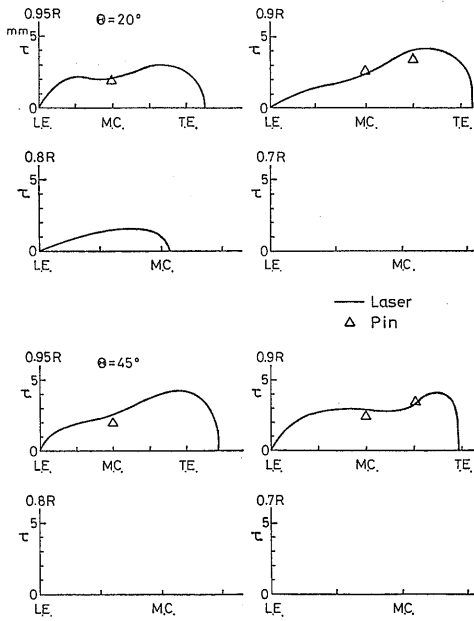
Behind Wire Mesh
MP-2 Full Load Condition



Behind Wire Mesh
MP-2 Ballast Load Condition



Behind Wire Mesh
MP-2 Full Load Condition



Behind Wire Mesh
MP-2 Ballast Load Condition

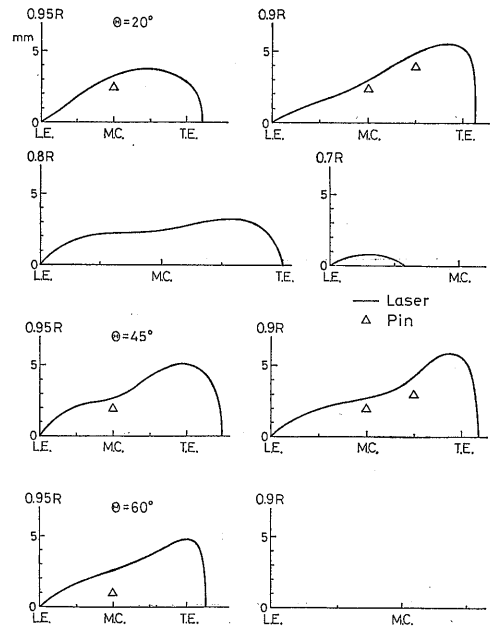
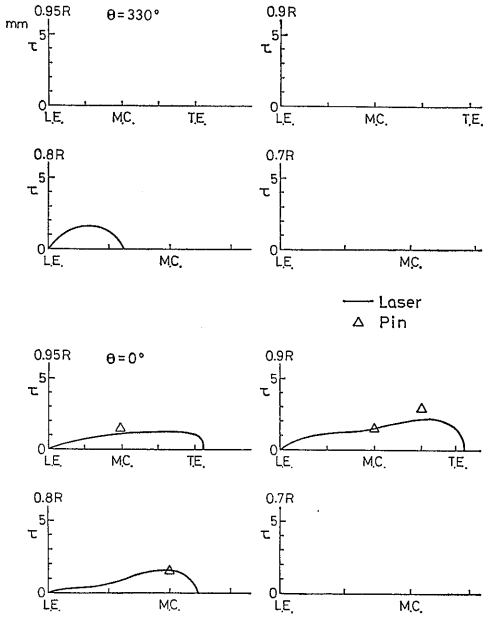
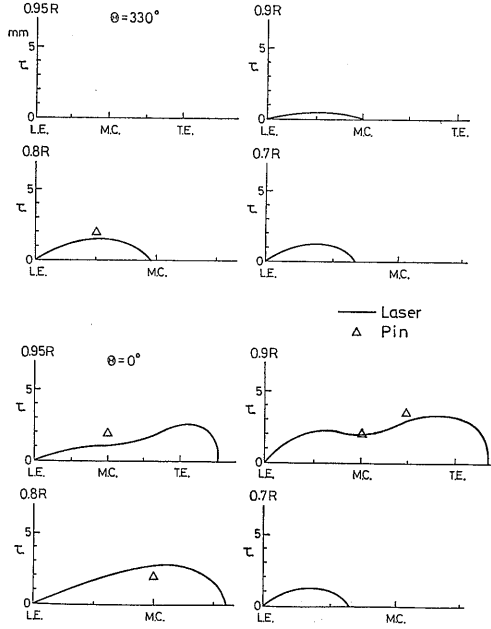


Fig. 32 Measured Cavity Thickness Distribution on MP-2 Propeller Working in Axial Wake Flow

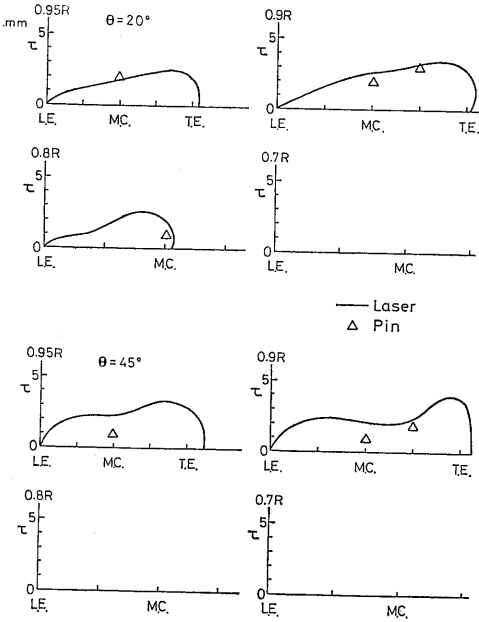
Behind Wire Mesh
MP-3 Full Load Condition



Behind Wire Mesh
MP-3 Ballast Load Condition



Behind Wire Mesh
MP-3 Full Load Condition



Behind Wire Mesh
MP-3 Ballast Load Condition

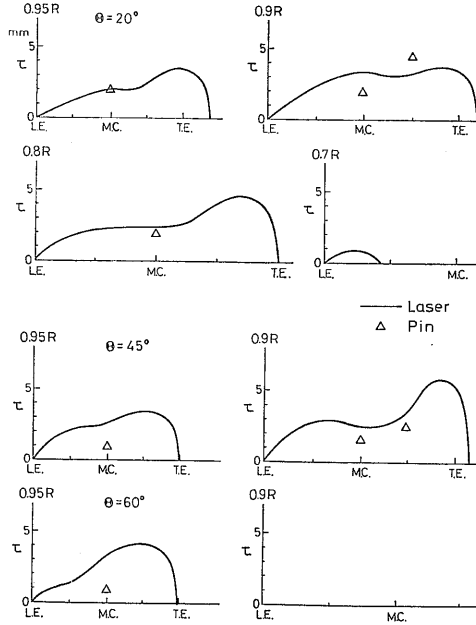


Fig. 33 Measured Cavity Thickness Distribution on MP-3 Propeller Working in Axial Wake Flow

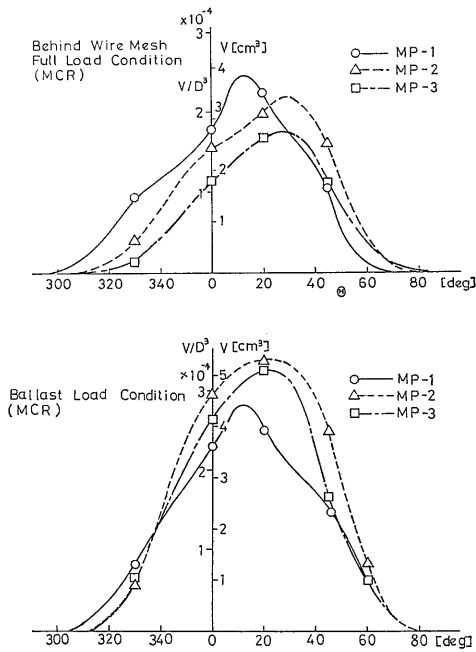


Fig. 34 Circumferential Variation of Cavity Volume for Three Propellers Working in Axial Wake Flow

て、伴流分布計測を行った。Flow Liner を取り付け
ない時の伴流分布を Fig. 37 に示す。曳航水槽での伴
流分布と比較して、伴流域がかなり広がった伴流とな
った。一方 Flow Liner を模型船後方の計算と経験
から決定された位置に配置して、伴流分布を計測し
た。この結果を Fig. 38 に示す。Fig. 37 の Flow

liner なしの場合と比較して、かなり曳航水槽での伴
流分布に近づいている。詳細に比べると、伴流域が
全体として若干狭くなっており、実船推定伴流にやや
近づいた伴流と言える。これは模型船の前方に Flow
liner がいないため境界層が曳航水槽で模型船の境界層
より薄くなったこと、ポテンシャル流の近似計算によ
り求められた Flow liner であるため、船尾流が加速
されたためと考える。しかしながら、本模型船の様な
広幅浅吃水船の複雑な伴流パターンはワイヤー・メッ
シュによって再現することは殆んど不可能であるこ
と、またダミー・モデルやワイヤー・メッシュにより
発生される伴流とは本質的に異なる三次元伴流にな
っていることから、Fig. 38 の伴流分布はかなり満足
できるものである。

模型船伴流でのキャビテーション試験ではMP-1
(M. P. NO. 0211), MP-2 (M. P. NO. 0212) およ
びMP-3 プロペラ (M. P. NO. 0214; M. P. NO.
2201) が用いられた。それらの主要目は前述の Table
2 に示されている。

本模型船には、キャビテーションの発生安定化の
ため S. S. 1 $\frac{1}{2}$ に水素気泡発生装置 (Electrolysis)
が取り付けられており (Fig. 35 参照)、キャビテー
ション観測、変動圧力計測およびキャビティ・ボリュ
ーム計測時には水素気泡が添加²²⁾された。同時に水素
気泡が添加されない時との比較も行った。

4.2 キャビテーション観測

大型キャビテーション水槽第2測定部ではプロペラ
の位置が両側面から約1mのところであり、スケッチ
が容易でないので、Fig. 35 に示される様に、船尾の

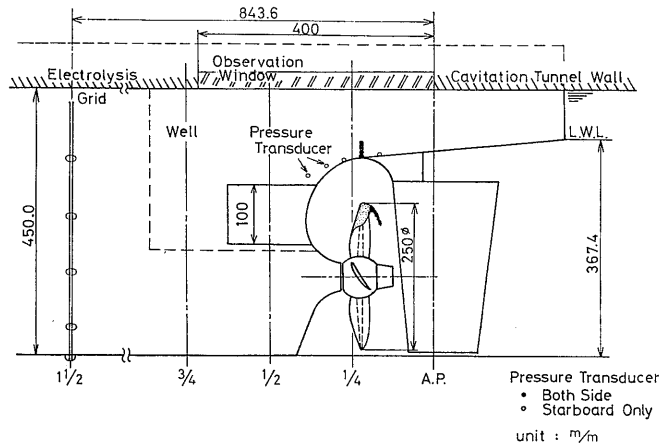


Fig. 35 Arrangement of Model Ship for the Measurement of Pressure Fluctuations in the No. 2 Working Section

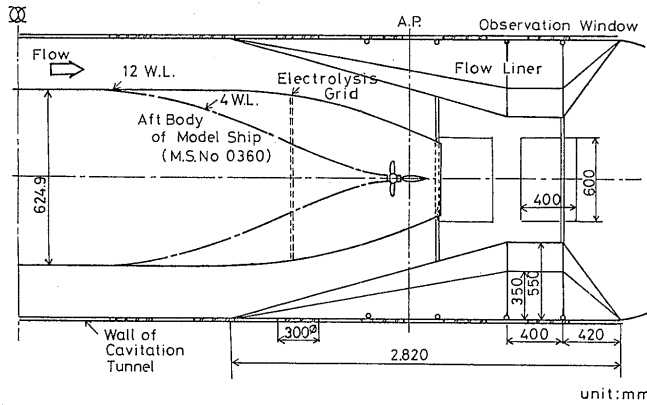


Fig. 36 Arrangement of Flow Liner behind Model Ship in the No. 2 Working Section of SRI Large Cavitation Tunnel

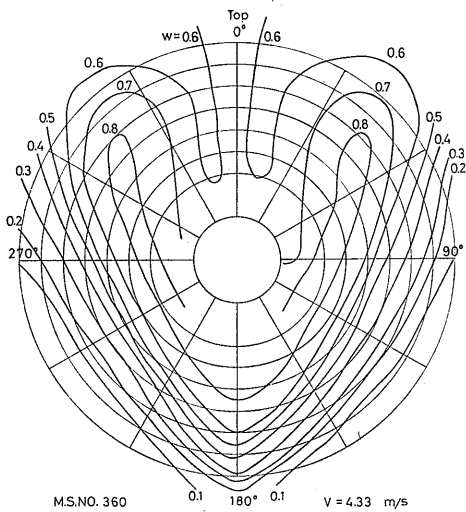


Fig. 37 Wake Distribution behind Model Ship without Flow Liner

一部を流し込みで製作された透明なアクリル樹脂の窓により置き換え観測を容易にした。これを Fig. 39 に示す。

Fig. 40~42 に模型船伴流中において、3種類のプロペラに発生したキャビテーションのパターンのスケッチを示す。ワイヤー・メッシュ伴流中と比較して、各プロペラともキャビテーションの発生範囲に大きな差はないが、消滅の様相がかなりおとなしくなっており、顕著なクラウド・キャビテーションは見られなかった。消滅のしかたはワイヤー・メッシュ後方と同様良くないが、エロージョンは発生しにくそうに思われ

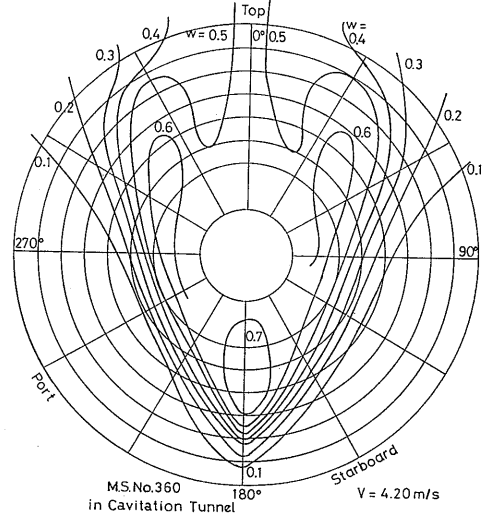


Fig. 38 Wake Distribution behind Model Ship with Flow Liner

た。MP-1プロペラについて青タックを吹き付けて、30分間エロージョン試験を行ったが、エロージョンは発生しなかった。キャビテーション観測の際には、水素気泡を添加してスケッチを行ったが、Fig. 43 および44に水素気泡の添加がある場合とない場合の比較の写真を示す。水素気泡を添加しない場合には intermittency が増すばかりでなく、発生範囲も著しく小さく、かつ不安定となる。このことから、キャビテーション発生範囲やキャビティ・ボリュームと変動圧力との関係を理論により定量的に調べるためには、水素気泡の添加または粗さをプロペラの前縁に付けて

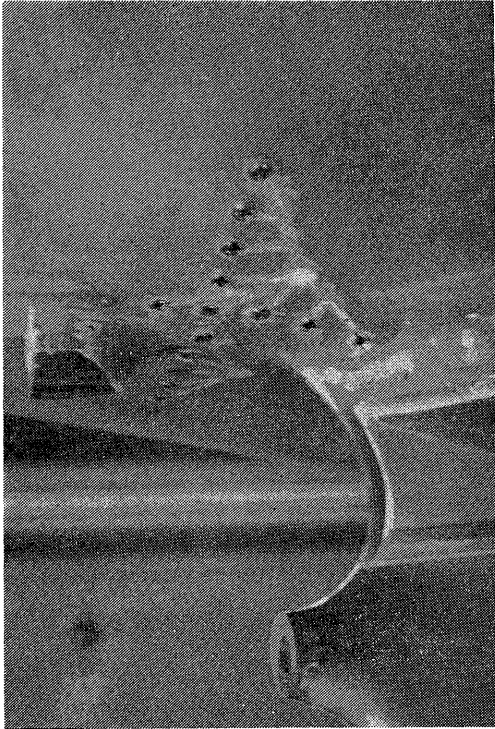


Fig. 39 Arrangement of Pressure Transducers on Stern Hull of R_0/R_0 Model Ship for Measurement of Pressure Fluctuation

発生範囲を安定化して計測を行う必要があると言えよう。

MP-2 および 3 プロペラのキャビテーションはワ

イヤーマッシュ伴流中と同様に、通常型プロペラのキャビテーションと比べて、ボルテックス・キャビテーションの一種と見られる様なパターンとなる。また満載状態と比べてバラスト状態は、発生範囲が大きくなるがパターンはあまり変わらない。

4.3 模型船での船尾変動圧力計測

模型船船尾での変動圧力計測は、Fig. 35 に示される配置で行われた。圧力変動計測用の圧力変換器の配置を Fig. 45 に示す。圧力変換器はメッシュ伴流中で用いたコイン型圧力変換器(直径 6mm, 容量 1 kg/cm^2 , 最大応答周波数 14kHz)であり、左右舷および上下流方向に14個を船尾表面に1/8Dの間隔で配置した(Fig. 39参照)。

変動圧力計測および解析は補追で述べられる圧力変動計測システムで行われたが、データ・レコーダが 11ch しか使用できないので、左右舷方向を重点にした時と、上下流方向を重点にした時の2回に分けて行った。このため、左右舷方向と上下流方向の変動圧力の一部は同時計測により得られていない。

Fig. 46A, B および C に、点 S_1 を含む各計測点での3種類のプロペラにより誘起された変動圧力波形を示す。非キャビテーション状態では、スキューが大きくなると振幅は小さくなり、sin 状の波形がくずれ、うねり成分が強くなる。キャビテーション状態については水素気泡を添加すると波形がかなり安定化する。また、スキューが大きくなると、振幅は小さくなり、波形はより鋭くなる傾向が見られる。

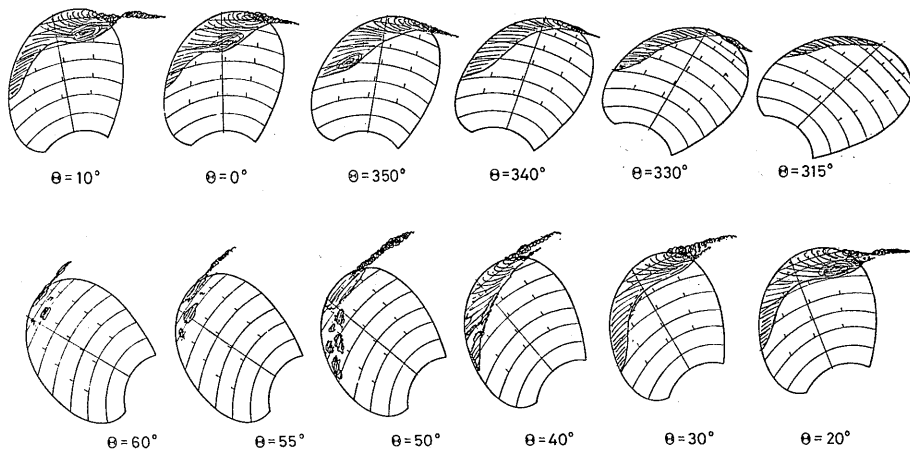


Fig. 40A Sketches of Cavitation Pattern on Smooth MP-1 Propeller with Electrolysis at Full Load Condition

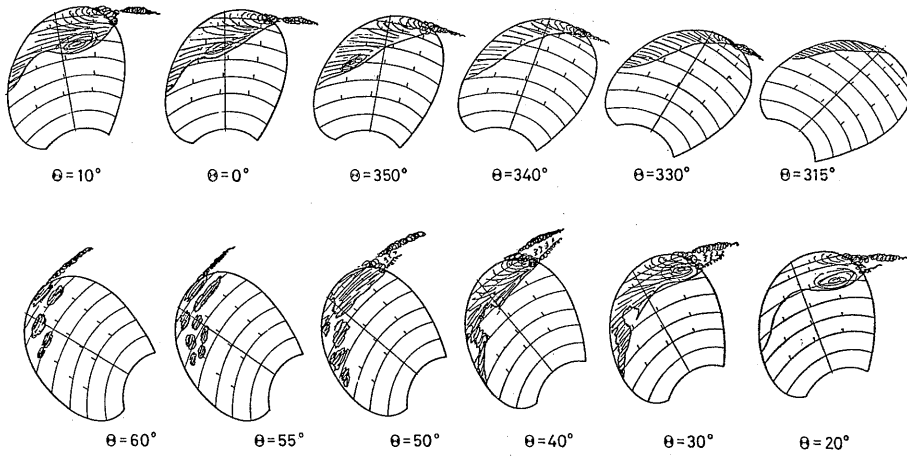


Fig. 40B Sketches of Cavitation Pattern on Smooth MP-1 Propeller with Electrolysis at Ballast Load Condition

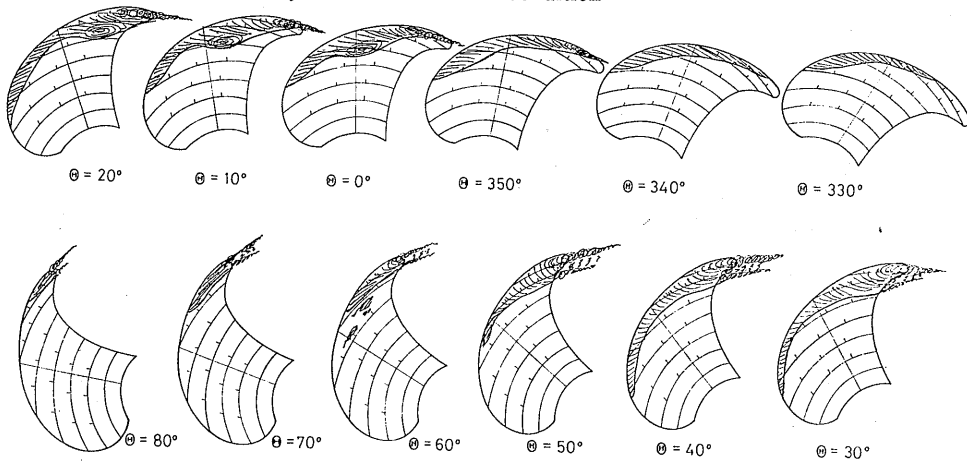


Fig. 41A Sketches of Cavitations Pattern on Smooth MP-2 Propeller with Electrolysis at Full Load Condition

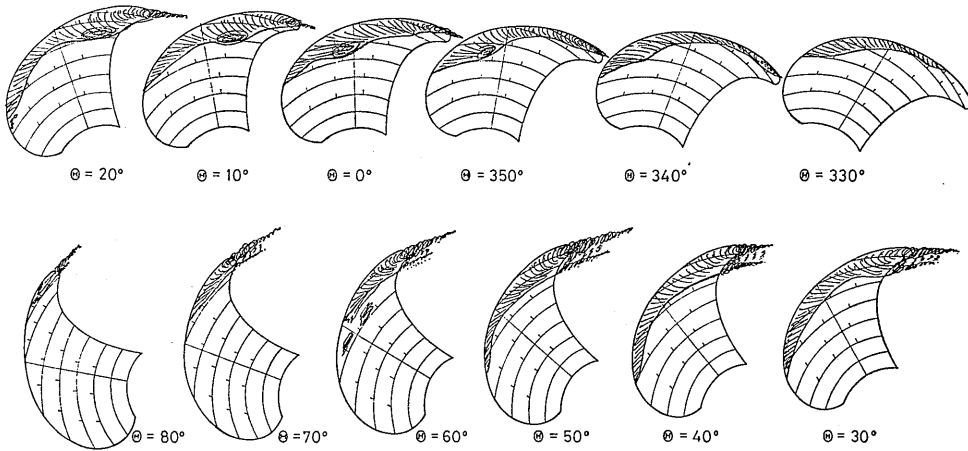


Fig. 41B Sketches of Cavitation Pattern on Smooth MP-2 Propeller with Electrolysis at Ballast Load Condition

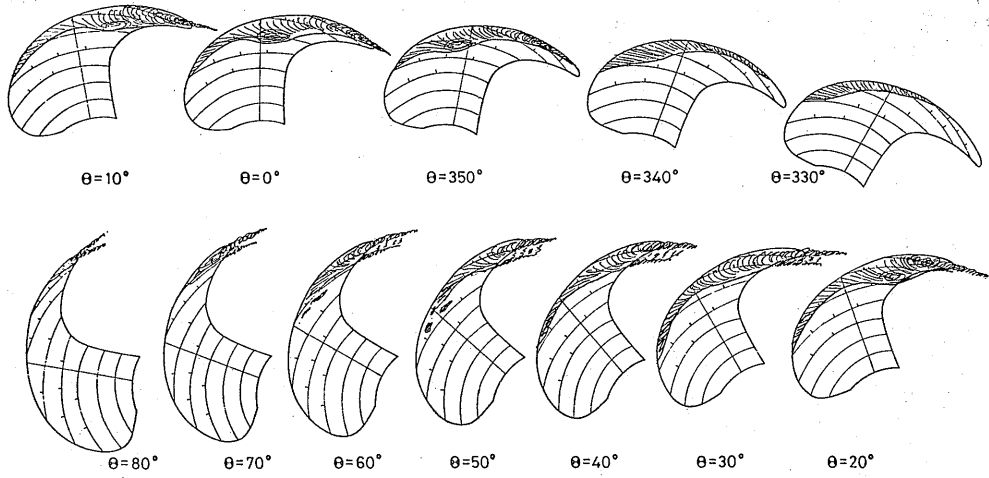


Fig. 42A Sketches of Cavitation Pattern on Smooth MP-3 Propeller with Electrolysis at Full Load Condition

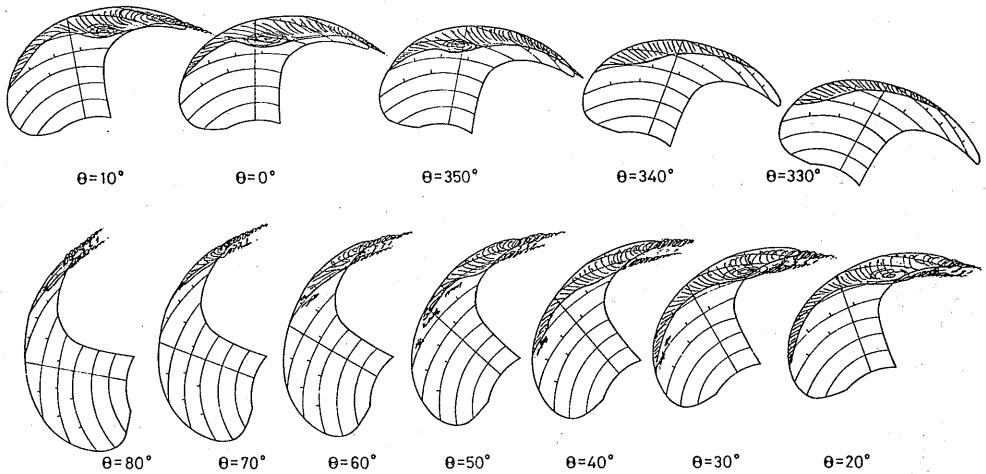
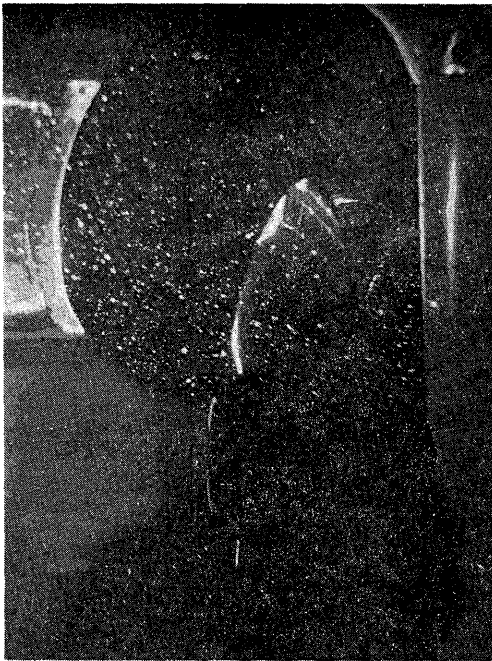


Fig. 42B Sketches of Cavitation Pattern on Smooth MP-3 Propeller with Electrolysis at Ballast Load Condition

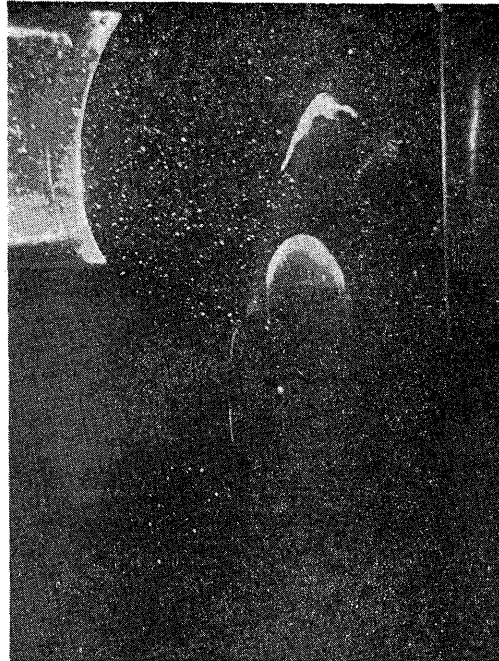
Fig. 47 に同じ点 S_1 における変動圧力波形を Fourier 解析した結果が、各 Blade Frequency 成分に対して示されている。非キャビテーション状態では各プロペラとも一次成分が殆んどである。キャビテーション状態ではMP-1プロペラは、Blade Frequency 成分の一次、二次、三次成分の順で振幅が小さくなり、MP-2プロペラも同様であるが、MP-3プロペラは一次成分と比べて、二次成分がかなり大きくな

り、高次成分も大きい。

Fig. 48 に、非キャビテーション状態での変動圧力の単振幅を示す。模型船伴流においてもスキューが大きくなるとキャビテーションが発生しなくても変動圧力は減少する。メッシュ伴流中での計測時と比べてやや大きな振幅となっており、変動圧力が最大となるところはほぼプロペラ直上である。Fig. 49 に非キャビテーション状態での変動圧力の位相を示す。ワイヤー



$\theta=340^\circ$

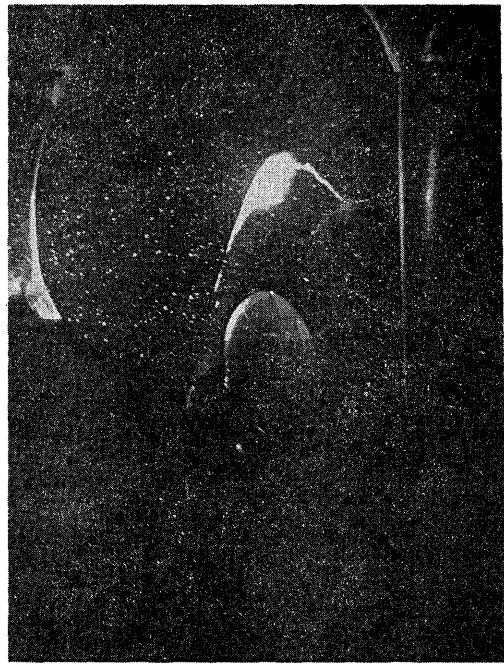


$\theta=20^\circ$

Fig. 43 Photos of Cavitation Pattern on Smooth MP-1 Propeller without Electrolysis in Full Load Condition



$\theta=340^\circ$



$\theta=20^\circ$

Fig. 44 Photos of Cavitation Pattern on Smooth MP-1 Propeller with Electrolysis in Full Load Condition

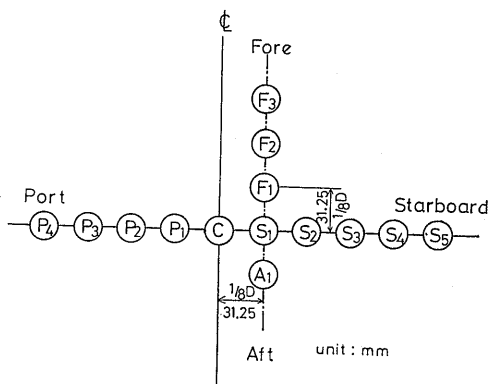


Fig. 45 Location of Pressure Transducers on Stern Hull for Measuring Pressure Fluctuation

・メッシュの計測結果と同様、幾何学的位相と一致する。Fig. 50 にキャビテーション状態での変動圧力の計測値を Fourier 解析して得られた Blade Frequency の一次成分の単振幅を示す。この模型伴流中での変動振幅の左右舷方向の分布は、メッシュ伴流中と異なり単純な山形となっており、最大振幅の位置もかなりプロペラ直上に近くなっているが、両者の最大振幅値は非常に良く一致する。スキュー変化の影響は大きく、MP-2 (45°スキュー) およびMP-3 (60°スキュー) プロペラは、MP-1 (11°スキュー) プロペラの変動圧力振幅のそれぞれ約2/3, 1/2以下となっている。

Fig. 51A およびBは Blade Frequency の一次成分の位相を示す。左右舷方向の位相差は少なくなる。上下流方向の位相差はないと言える。

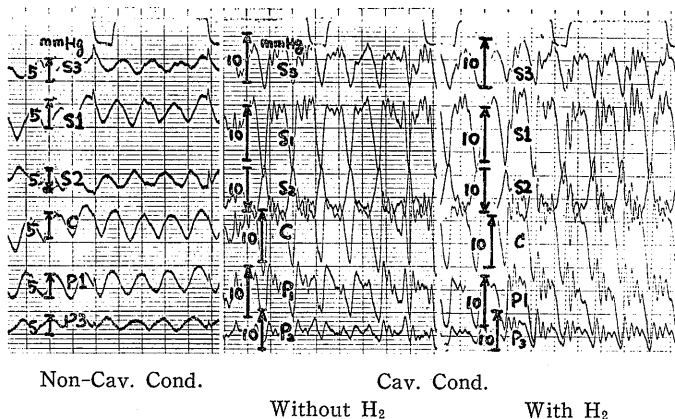


Fig. 46A Measured Fluctuating Pressure on Stern Hull Induced by MP-1 Propeller

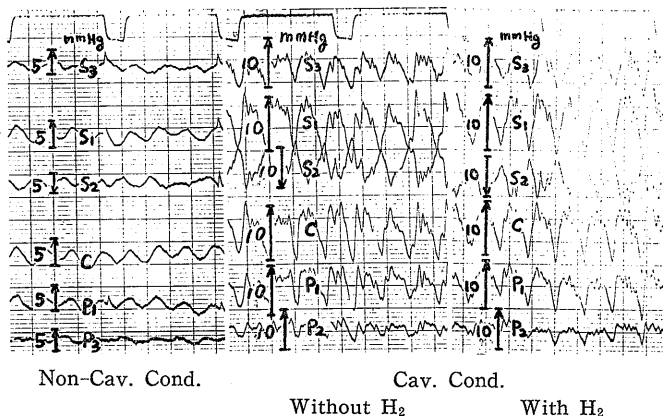


Fig. 46B Measured Fluctuating Pressure on Stern Hull Induced by MP-2 Propeller

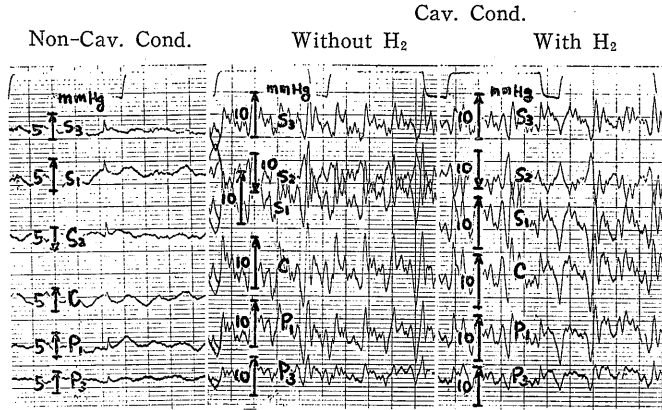


Fig. 46C Measured Fluctuating Pressure on Stern Hull Induced by MP-3 Propeller

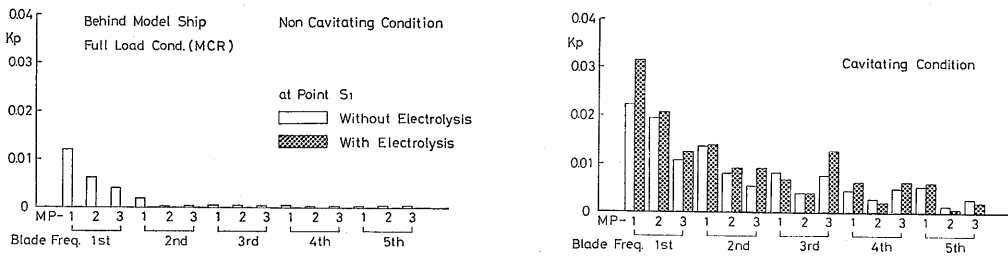


Fig. 47 Blade Frequency Components of Fluctuating Pressure Induced by Three Propellers at S_1

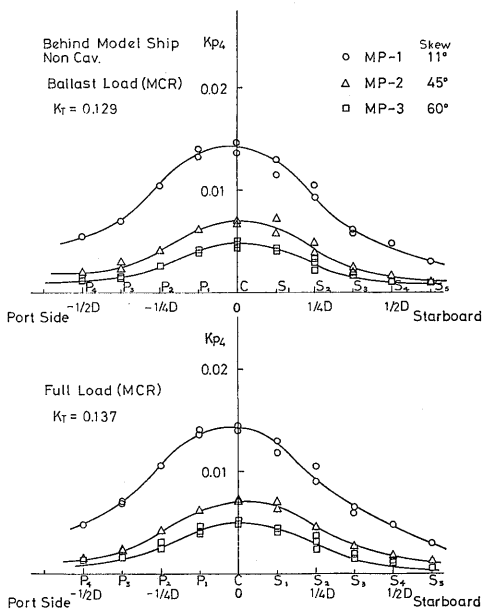


Fig. 48A Single Amplitude of Fluctuating Pressure on Stern Hull in Transverse Direction for Three Propellers in Non-Cavitating Condition (1st Blade Frequency Component)

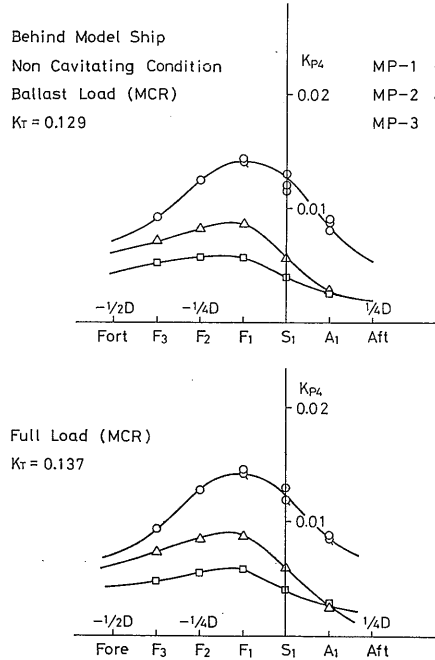


Fig. 48B Single Amplitude of Fluctuating Pressure on Stern Hull in Streamwise Direction for Three Propellers in Non-Cavitating Condition (1st Blade Frequency Component)

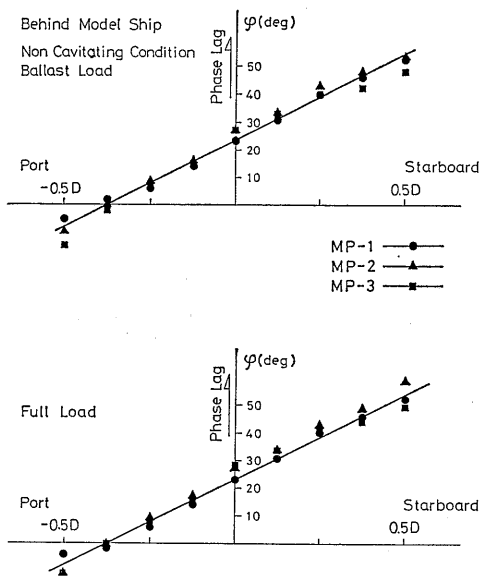


Fig. 49A Phase of Fluctuating Pressure on Stern Hull in Transverse Direction for Three Propellers in Non-Cavitating Condition (1st Blade Frequency Component)

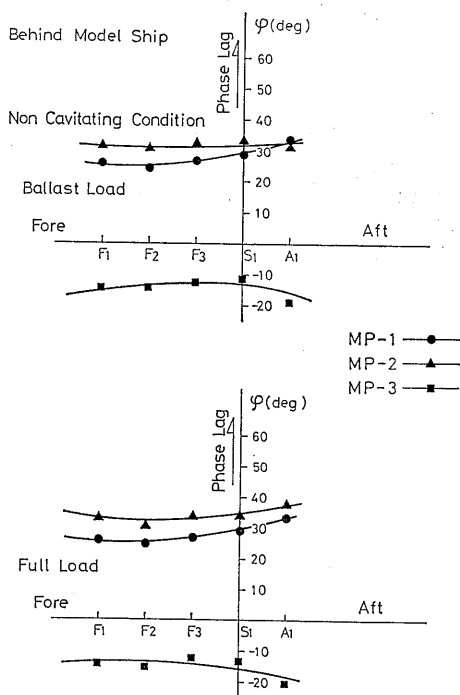


Fig. 49B Phase of Fluctuating Pressure on Stern Hull in Streamwise Direction for Three Propellers in Non-Cavitating Condition (1st Blade Frequency Component)

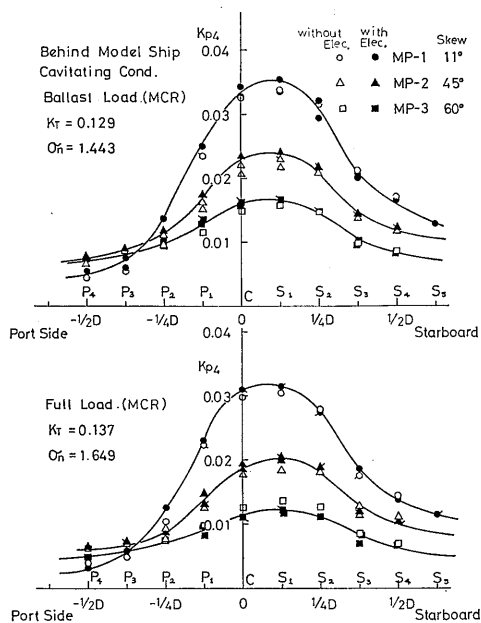


Fig. 50A Single Amplitude of Fluctuating Pressure on Stern Hull in Transverse Direction for Three Propellers in Cavitating Condition (1st Blade Frequency Component)

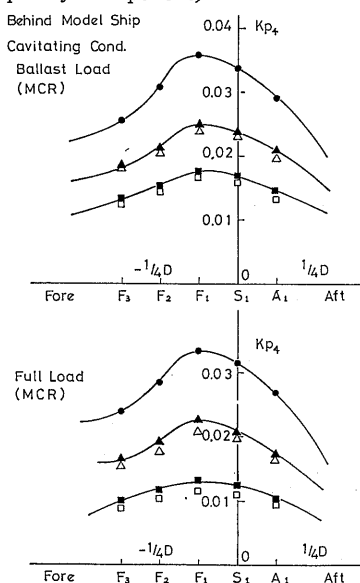


Fig. 50B Single Amplitude of Fluctuating Pressure on Stern Hull in Streamwise Direction for Three Propellers in Cavitating Condition (1st Blade Frequency Component)

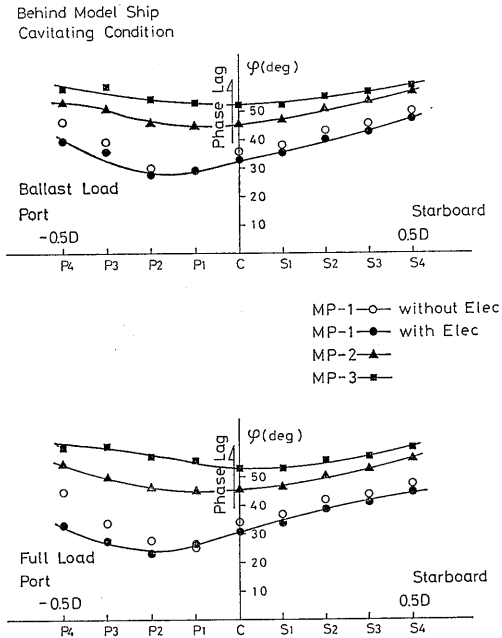


Fig. 51A Phase of Fluctuating Pressure on Stern Hull in Transverse Direction for Three Propellers in Cavitating Condition (1st Blade Frequency Component)

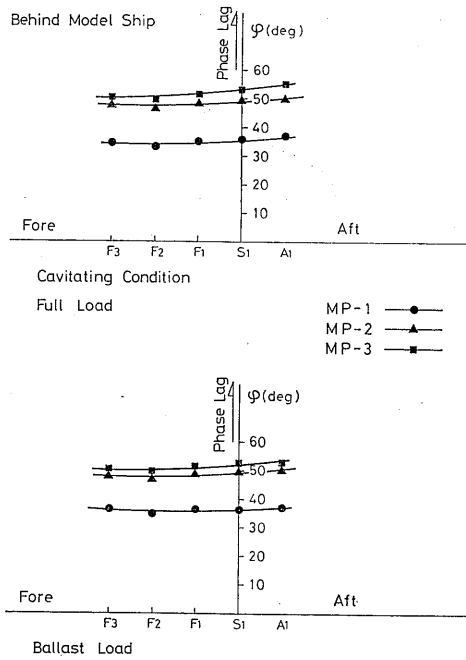


Fig. 51B Phase of Fluctuating Pressure on Stern Full in Streamwise Direction for Three Propellers in Cavitating Condition (1st Blade Frequency Component)

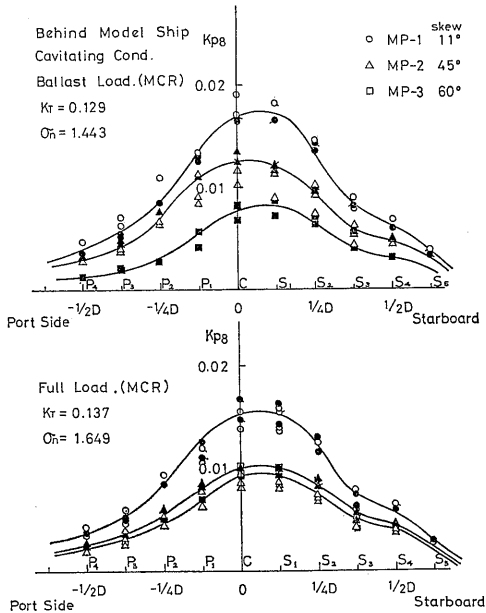


Fig. 52A Single Amplitude of Fluctuating Pressure on Stern Hull in Transverse Direction for Three Propellers in Cavitating Condition (2nd Blade Frequency Component)

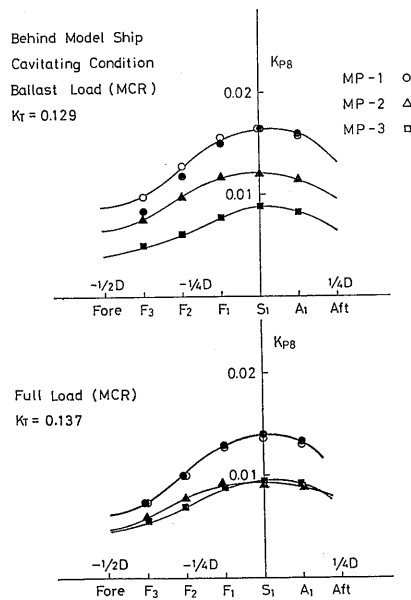


Fig. 52B Single Amplitude of Fluctuating Pressure on Stern Hull in Streamwise Direction for Three Propellers in Cavitating Condition (2nd Blade Frequency Component)

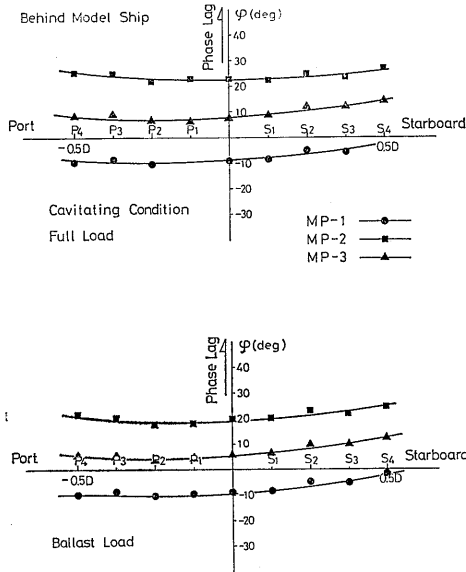


Fig. 53 Phase of Fluctuating Pressure on Stern Hull in Transverse Direction for Three Propellers in Cavitating Condition (2nd Blade Frequency Component)

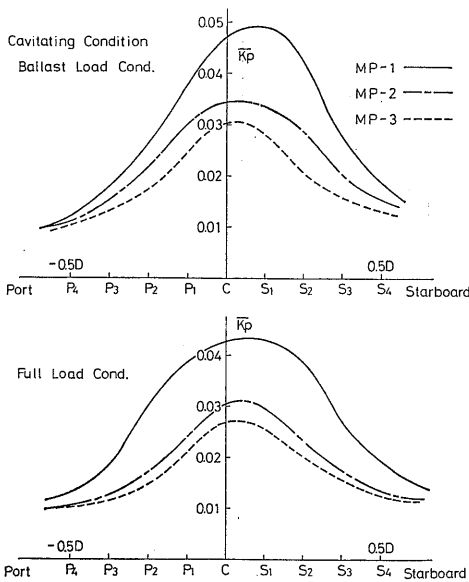


Fig. 54A Single Peak-to-Peak Amplitude of Fluctuating Pressure on Stern Hull in Transverse Direction in Cavitating Condition

Fig. 52A およびBに変動圧力の Blade Frequency の二次成分の単振幅の分布を示す。3種類のプロペラに対し、分布形状はほぼ一次成分と同じであり、MP-3プロペラの満載状態を除き、一次成分の半分である。

Fig. 53A およびBに Blade Frequency の二次成分の位相を示す。一次成分と同様な傾向を示した。

3種類のプロペラにより誘起された変動圧力の Peak-to-Peak 値の1/2を左右舷方向ならびに上下流方向にプロットした分布を Fig. 54A およびBに示す。また、負の圧力振幅の最大となる点の位相を Fig. 55に示す。

4.4 キャビティ・ボリュームの計測

本研究では、大型キャビテーション水槽第1測定部で行われたレーザー光散乱法⁵⁾により、第2測定部の模型船後方におけるプロペラに発生したキャビティ・ボリュームの計測を試みた。このため、模型船の船尾部の一部を透明なアクリル板(厚さ1mm)で置き換え、stern frameの一部をアクリル材により複元した。本模型船は広幅浅吃水船であったので、この加工は比較的容易であった。これを Fig. 56に示す。この状態での模型船伴流の計測は行われていないが、殆んど差がないものと考えられる。計測法はワイヤー・メッシュ伴流中での計測法と全く同じであるが、模型船

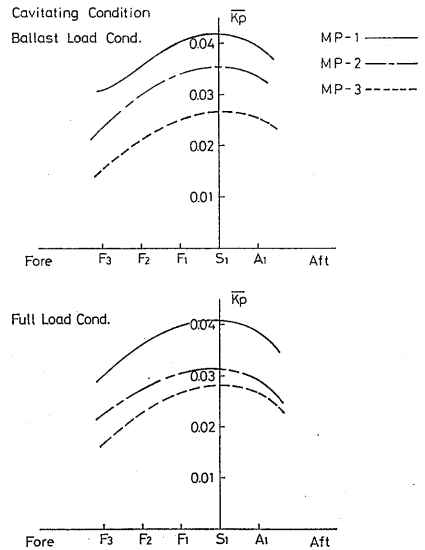


Fig. 54B Single Peak-to-Peak Amplitude of Fluctuating Pressure on Stern Hull in Streamwise Direction in Cavitating Condition

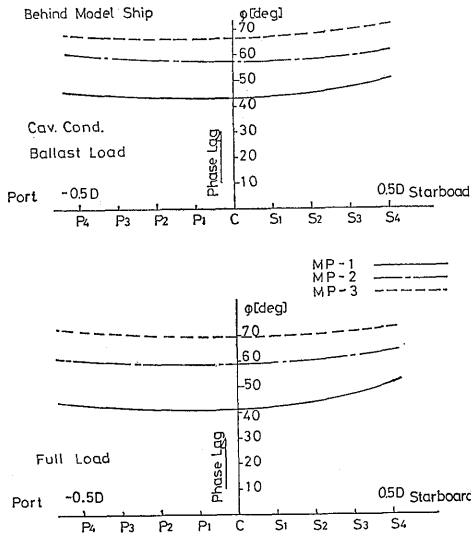


Fig. 55 Phase Angle of Negative Peak Pressure on Stern Hull in Transverse Direction in Cavitating Condition

伴流の場合、観測窓のところは船内で流れがないので気泡が窓に付いて計測を不可能にする。これを取り除くためプリズムを用いた。キャビティの厚さの計測システムを Fig. 57 に示す。

本計測では容易にレーザー散乱光を得るため、3種類のプロペラの前縁に粗さ²²⁾が付けられ、プロペラ翼面上にはつや消しの白色のペイントが塗られた。この時のキャビテーションの発生範囲が船尾変動圧力計測時と若干異なった。これを Fig. 58~60にスケッチで、Fig. 61 および62に写真で示す。水素気泡も添加されている。キャビテーションのパターンはキャビティ表面が荒れるだけで殆んど変わらないが、キャビテーション消滅はより遅くなる。Fig. 63~65 に、計測されたキャビティ厚さの翼弦方向の分布を示す。レーザー光散乱法他に、ピンによる方法でキャビティの厚みが計測されたので、同図中にプロットされている。ワイヤー・メッシュ後流と同様のキャビティ厚さ形状となっている。ピンによる方法とレーザー光散乱法による計測値とは、ワイヤー・メッシュの時とはほぼ同様の

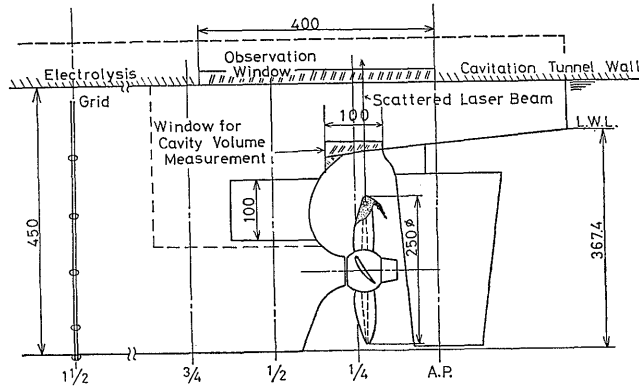


Fig. 56 Stern Shape Modification for Measurement of Cavity Volume

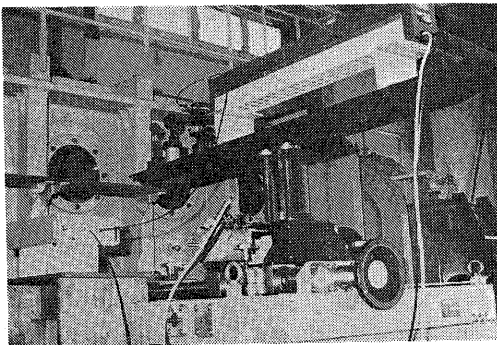


Fig. 57 Setup for Measuring Cavity Thickness on Model Propeller behind Model Ship in SRI Large Cavitation Tunnel

MP-1 (Rough)
Behind Model Ship
Full Load Cond (MCR)

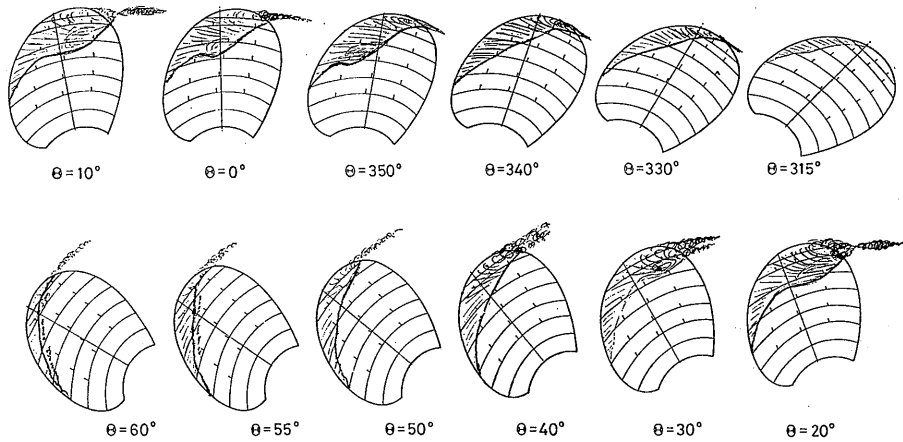


Fig. 58A Sketches of Cavitation Pattern on MP-1 Propeller with Roughness behind Model Ship at Full Load Condition

MP-1 (Rough)
Behind Model Ship
Ballast Load Cond (MCR)

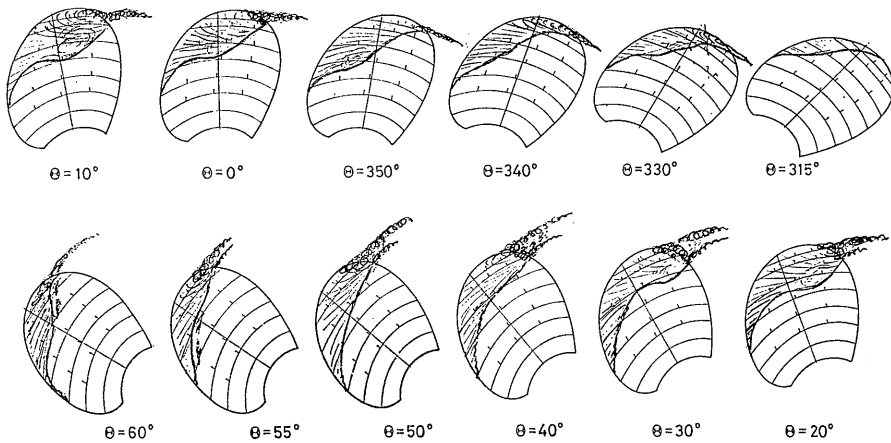


Fig. 58B Sketches of Cavitation Pattern on MP-1 Propeller with Roughness behind Model Ship at Ballast Load Condition

傾向を示した。

このキャビティ厚さ分布を積分して得られたキャビティ・ボリュームのプロペラ回転方向の変化をFig.66に示す。バラスト状態の方がキャビティの量は大きい。通常型MP-1プロペラのキャビティ・ボリュームは、他の2つのハイスキュープロペラのそれと比べ

て、やや急激に増減しており、通常型プロペラの変動圧力がより大きくなることを説明していると言える。ハイスキュープロペラのキャビティ・ボリュームはスキューが大きくなるとともに、満載、バラスト状態ともやや減少している。

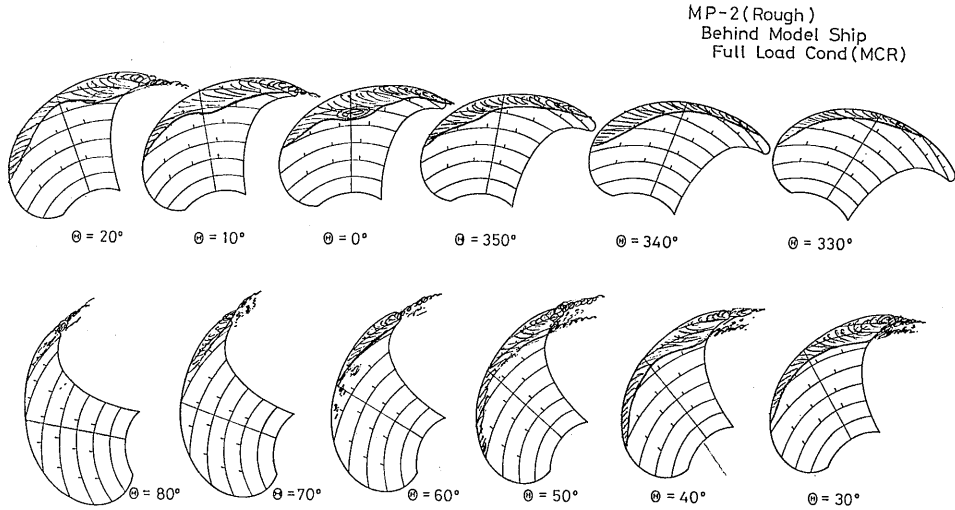


Fig. 59A Sketches of Cavitation Pattern on MP-2 Propeller with Roughness behind Model Ship at Full Load Condition

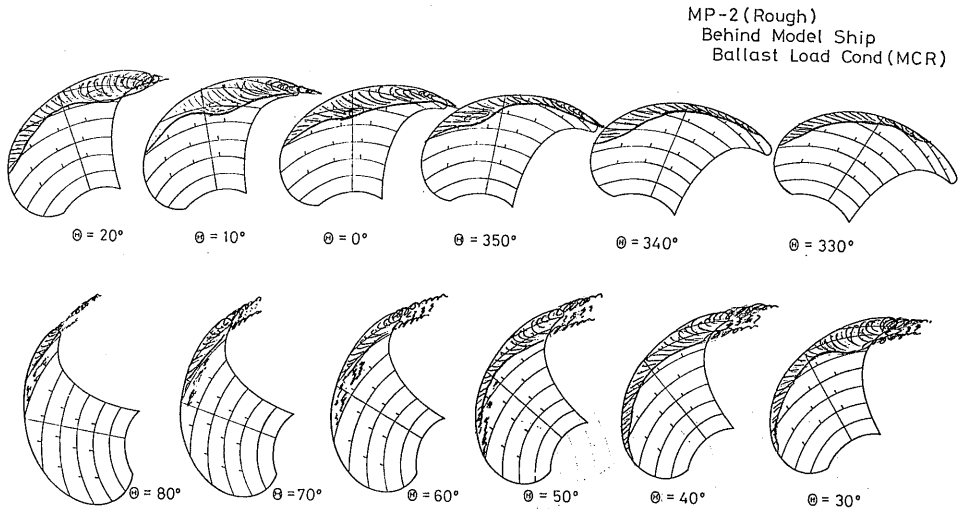


Fig. 59B Sketches of Cavitation Pattern on MP-2 Propeller with Roughness behind Model Ship at Ballast Load Condition

5. 船尾変動圧力の理論計算と実験結果との比較

船尾変動圧力を理論計算により推定することは、プロペラのみならず船型設計にとって最も重要な課題の一つである。キャビティ・ボリュームを計測し、これ

を入力データとして変動圧力を計算した例は、著者らの知る限り、二、三^{14,17)}の報告のみである。Zimmermann はステレオ写真により得られたキャビティ・ボリュームの計測データがプロペラ翼角方向に波打ったので *fairing* して入力して計算した結果、変動圧力の *Blade Frequency* の一次および二次成分の計

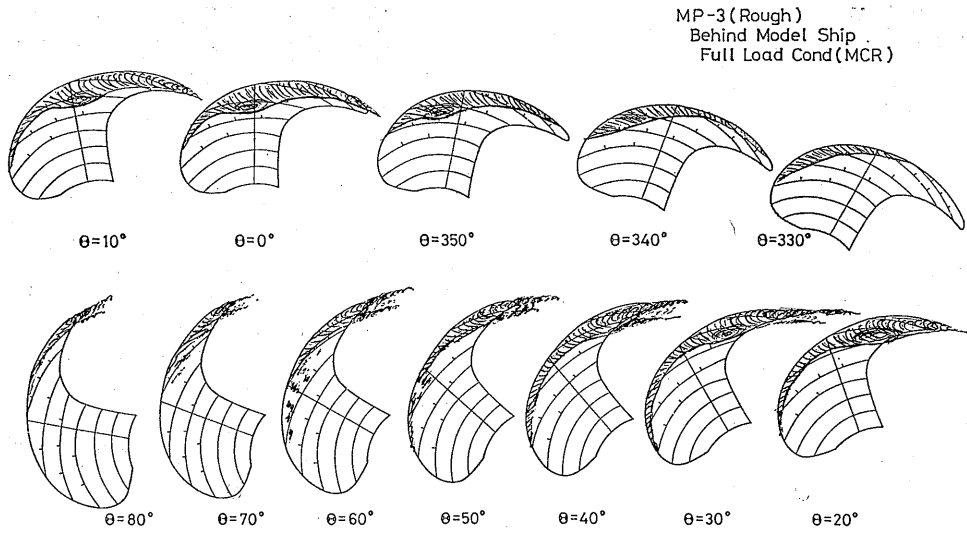


Fig. 60A Sketches of Cavitation Pattern on MP-3 Propeller with Roughness behind Model Ship at Full Load Condition

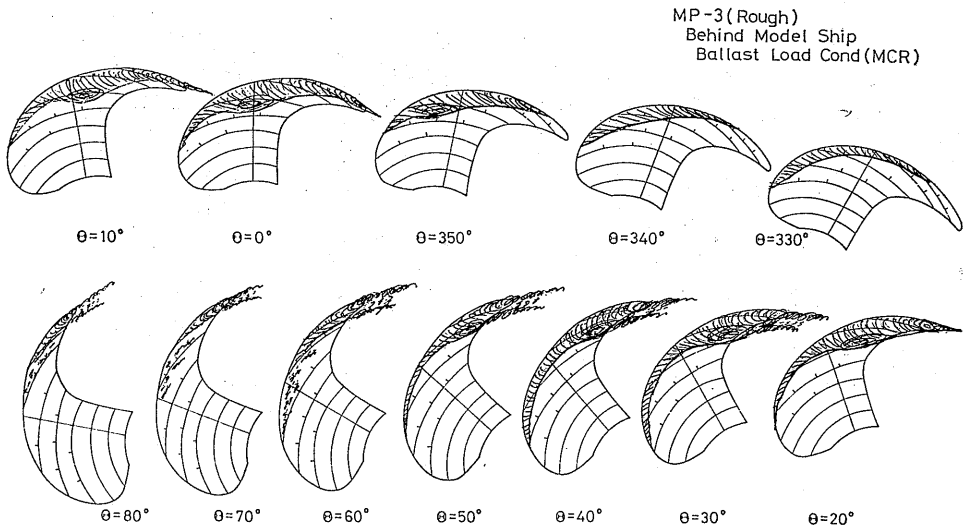


Fig. 60B Sketches of Cavitation Pattern on MP-3 Propeller with Roughness behind Model Ship at Ballast Load Condition

算値が実験値ともかなり良く一致した結果を得ている。

本論文では、レーザー光散乱法により計測されたキャビティの厚さおよびボリュームを入力データとして、最も簡明な方法である Huse の方法⁹⁾に基づき、船尾変動圧力を計算した。Huse の方法では、変動圧

力を次の4つの寄与に分けて計算している。

- (1) 翼の厚み
- (2) 翼の定常揚力
- (3) 翼の変動揚力
- (4) キャビティの運動とボリュームの変化

このうち、(1)~(3)の寄与は理論と実験の対応が良いこ

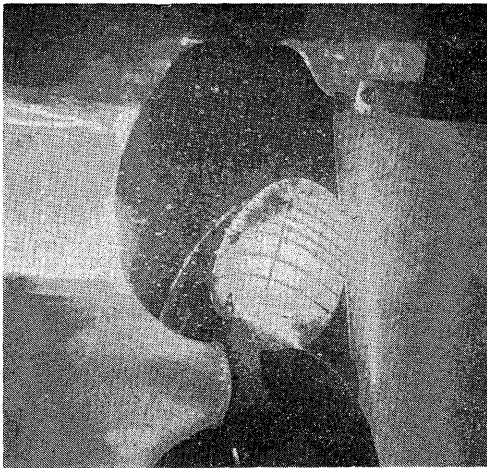
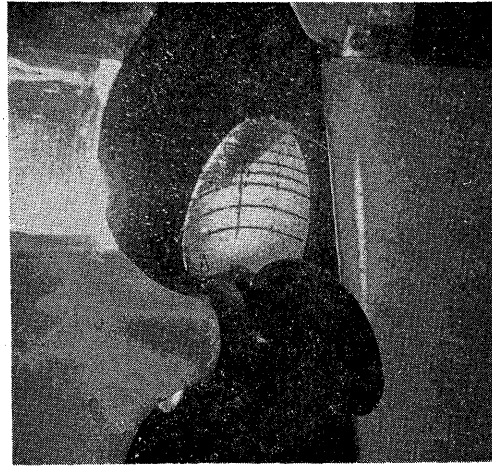
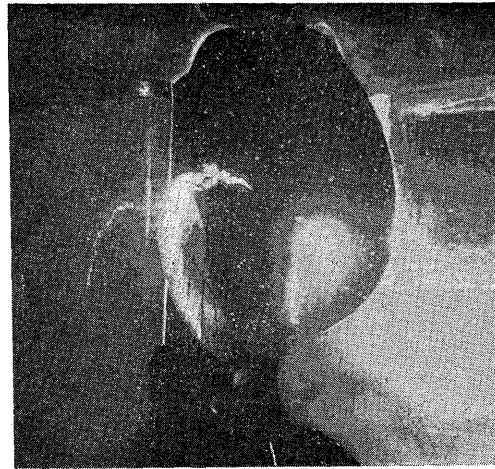
 $\theta = 340^\circ$  $\theta = 0^\circ$  $\theta = 20^\circ$  $\theta = 40^\circ$

Fig. 61 Photos of Cavitation Pattern on MP-1 Propeller with Roughness behind Model Ship at Full Load Condition

とが知られている¹²⁾ので、本報告では、非キャビテーション状態での実験値を用いることとし、4つの寄与のうち最も寄与が大きいかつ実験との一致が良くない原因と考えられている(4)の寄与のみを計算した。

Fig. 67 にワイヤー・メッシュ伴流における満載状態での変動圧力の計算値と実験値との比較を示す。計算値は各プロペラに対して、Blade Frequency の一次および二次成分のいずれについても実験値より大きい。しかしながら、スキューの影響を定性的に説明

する結果が得られていると言える。

Fig. 68 に模型船伴流中における満載状態での船尾変動圧力の計算値と実験値との比較を示す。ワイヤーメッシュの結果と同様、計算値の方が実験値よりかなり大きくなった。更に、二次成分に関してMP-2とMP-3プロペラの計算値は実験値の傾向と異なり、ほぼ逆転している。

以上のワイヤー・メッシュ伴流と模型船伴流での変動圧力の理論計算と実験結果との比較から、大略定性

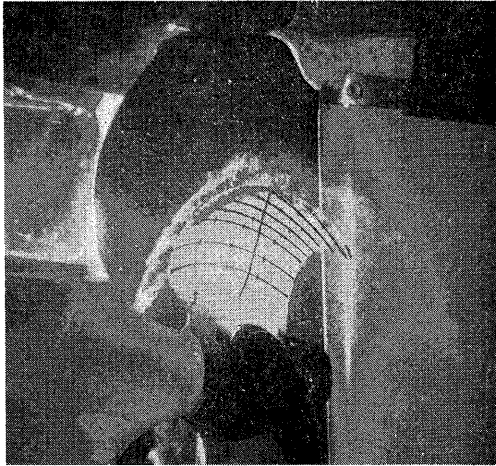
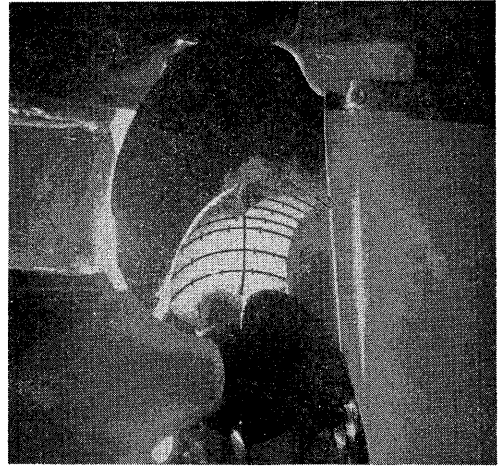
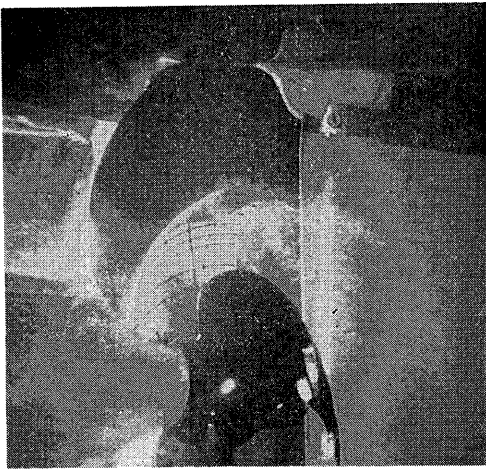
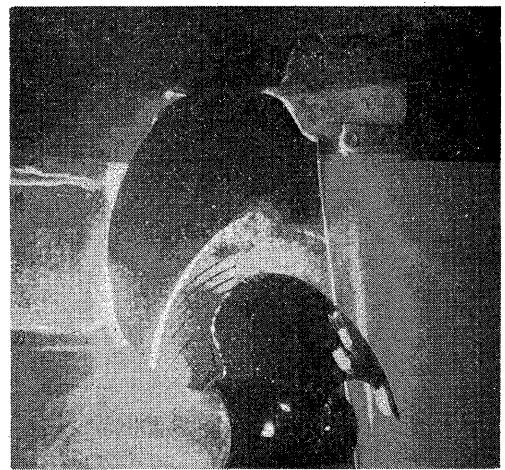
 $\theta=340^\circ$  $\theta=0^\circ$  $\theta=20^\circ$  $\theta=40^\circ$

Fig. 62 Photos of Cavitation Pattern on MP-2 Propeller with Roughness behind Model Ship at Full Load Condition

的な一致が得られたが、定量的な一致を得るためには理論的にも実験的にも改良の余地があると思われる。

6. 考察とまとめ

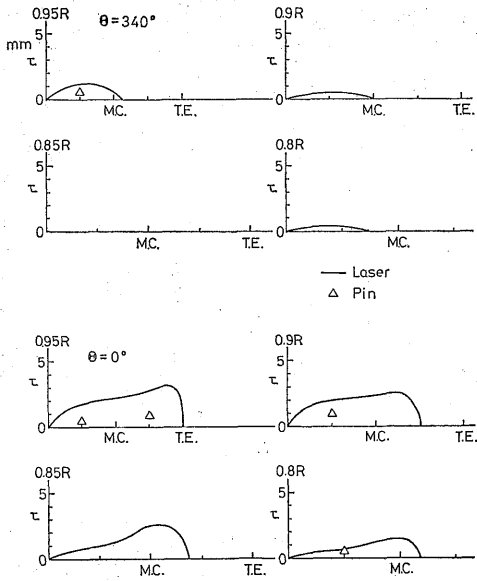
6.1 キャビテーションのパターン

ワイヤー・メッシュ伴流と模型船伴流中のキャビテーションのパターンは、両者の公称伴流分布のかかなりの違いにも拘らず、定性的には変わらない結果となった。消える時のパターンもエロージョンを発生した

か、しないかの差はあるものの、観察では発生範囲について大きな差が見られなかった。また、模型船伴流ではキャビティ表面が時により非定常に変形するのが見られたが、ワイヤー・メッシュの場合には殆んど見られず、伴流そのものの性質および構造の差に基づくものではないかと考えられる。

ハイスキュー・プロペラに発生するキャビテーションのパターンは、通常型プロペラに発生するキャビテーションのパターンと比較をすると、消え方に関して

MP-1 Full Load Condition behind Model Ship



MP-1 Full Load Condition behind Model Ship

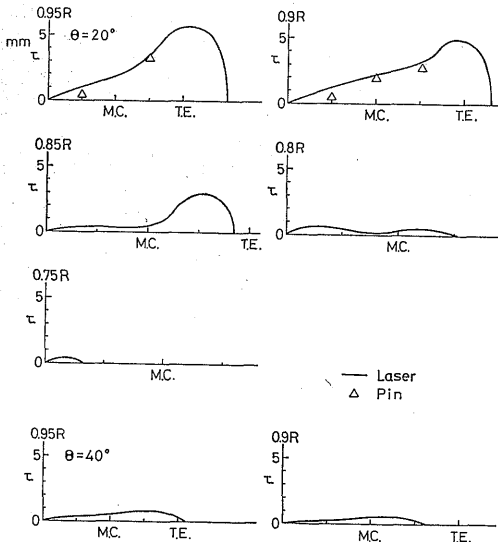
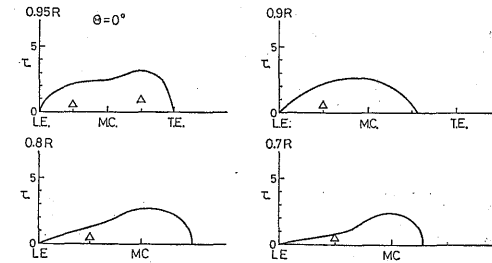
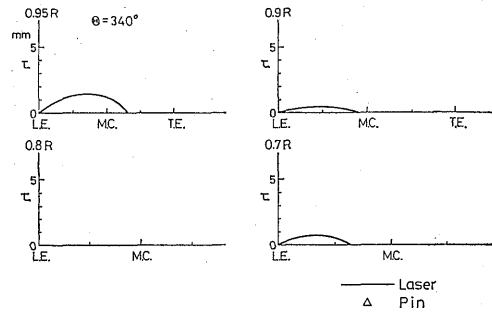


Fig. 63A Measured Cavity Thickness Distribution on MP-1 Propeller Working in Wake behind Model Ship at Full Load Condition

は同様な傾向を示した。しかし、写真 (Fig. 15 および16) から分かる様に、キャビティの表面は膜面というよりはうろこ状となっており、キャビテーション

Behind Model Ship

MP-1 Ballast Load Condition



Behind Model Ship

MP-1 Ballast Load Condition

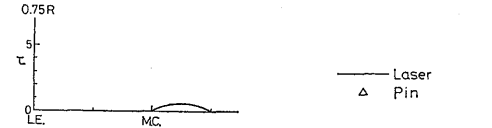
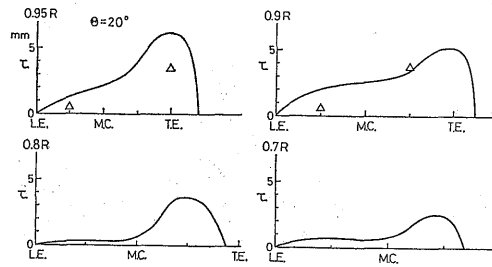


Fig. 63B Measured Cavity Thickness Distribution on MP-1 Propeller Working in Wake behind Model Ship at Ballast Load Condition

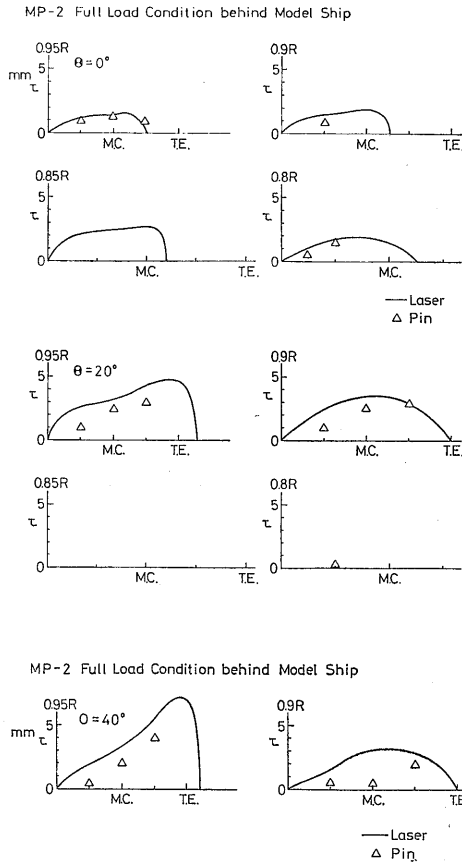


Fig. 64A Measured Cavity Thickness Distribution on MP-2 Propeller Working in Wake behind Model Ship at Full Load Condition

の種類，即ち発生機構が異なるのではないかと考えられる。

6.2 船尾変動圧力

本来，模型船船尾とワイヤー・メッシュ後方での平板により計測された変動圧力は，キャビテーションが同じであればその振幅の分布形状および値ばかりでなく位相も一致すると考えられるが，本計測では，振幅の最大値を除き，左右舷方向の定量的な一致は得られなかった。この理由としては，船尾形状の違い，受圧部がパラフィン製の模型船船尾か，または金属平板かによる振動モードの違い，Wall Effect などが考えられる。また平板での Blade Frequency の一次成分に関して2つの peak 値が計測されたが，この原因として，平板が真ちゅう製（板厚10mm）であり，局部

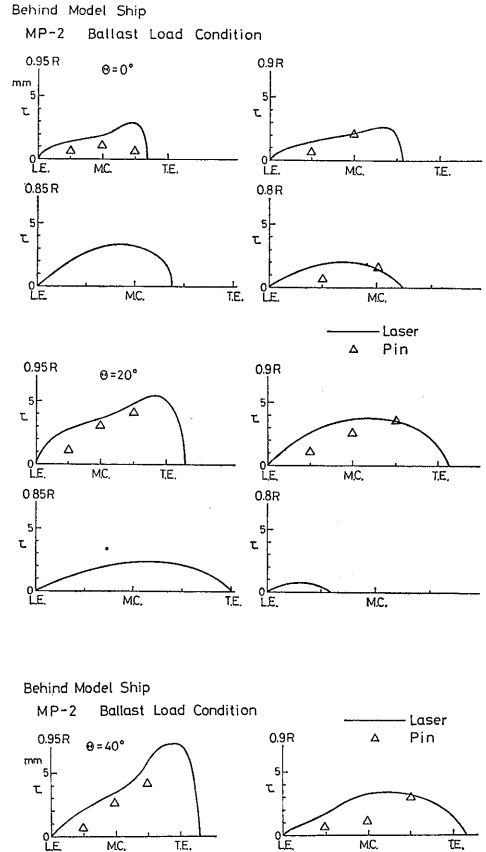
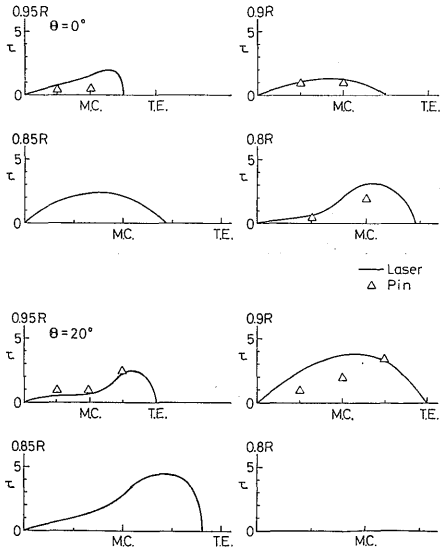


Fig. 64B Measured Cavity Thickness Distribution on MP-2 Propeller Working in Wake behind Model Ship at Ballast Load Condition

振動を起こしたことや Wall Effect 等が考えられるが，明確ではない。

変動圧力計算値が定量的に実験値と一致しなかった理由として，前述の様にキャビティが roll-up することによりキャビティ・ボリュームの計測値が過大評価されていること，理論計算において，キャビティの形状が精密に入力されていないことが考えられる。また，キャビティの後端附近では，Fig. 69 に示す様にチップボルテックスキャビテーションと一体化しており，特にプロペラがハイスキューになるに従ってキャビティが疎になった様に見えること (Fig. 70 参照) から，キャビティ・ボリュームをボリュームと等価な pulsating source により単純に置き換えたため，計算値が実験値より大きくなったと思われる。Fig. 71

MP-3 Full Load Condition behind Model Ship



MP-3 Full Load Condition behind Model Ship

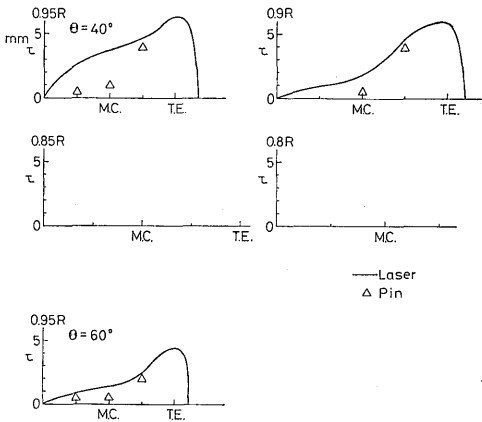
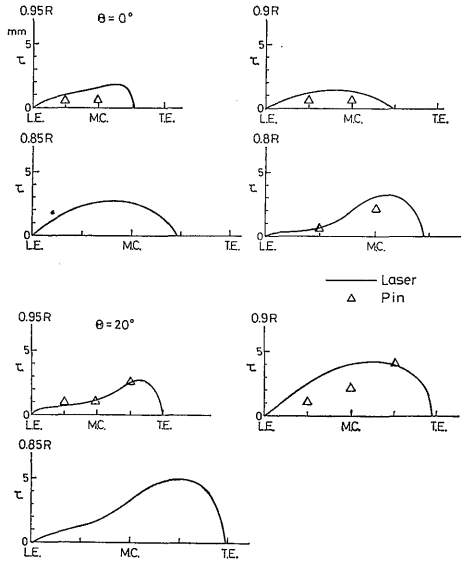


Fig. 65A Measured Cavity Thickness Distribution on MP-3 Propeller Working in Wake behind Model Ship at Full Load Condition

に変動圧力に対するスキュー影響をプロットした。模型船伴流での変動圧力の一次成分は良く知られている様に、スキュー角が大きくなると直線状に減少する結果となっている。しかし、二次成分はやや異なる傾向を示す。実験値と計算値を比較すると、模型船伴流ではかなり良い一致を示している。特に、MP-2プロペラについては良く一致している。

Behind Model Ship

MP-3 Ballast Load Condition



Behind Model Ship

MP-3 Ballast Load Condition

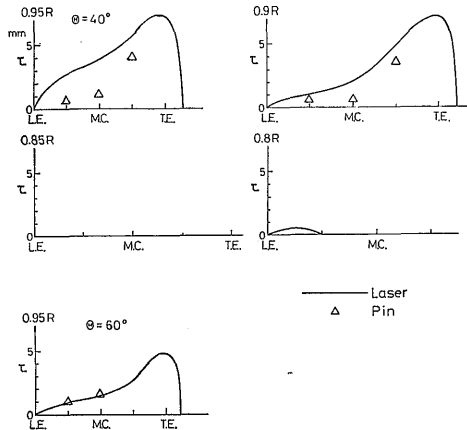


Fig. 65B Measured Cavity Thickness Distribution on MP-3 Propeller Working in Wake behind Model Ship at Ballast Load Condition

今後、理論と計測値との良い一致を得るためには、理論と実験の両面から、前述の問題点を解決していく必要があると考える。また、今後キャビティ形状を実測値ではなく、キャビテーションに対する非定常効果を考慮した理論²³⁾によりキャビティの形状を計算し、船尾変動圧力を計算する理論推定法の開発を行う必要

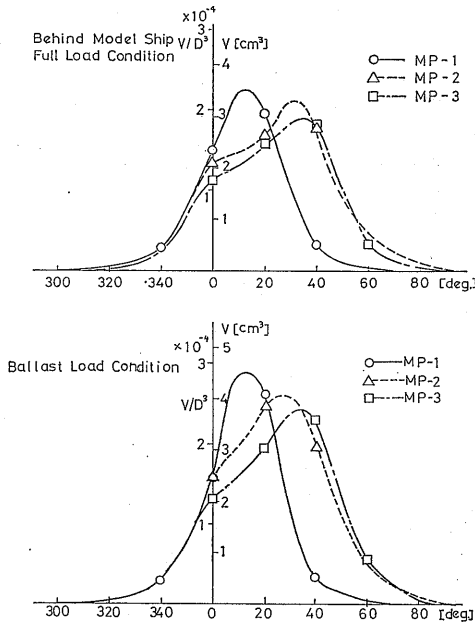


Fig. 66 Circumferential Variation of Cavity Volume for Three Propellers Working in Wake behind Model Ship

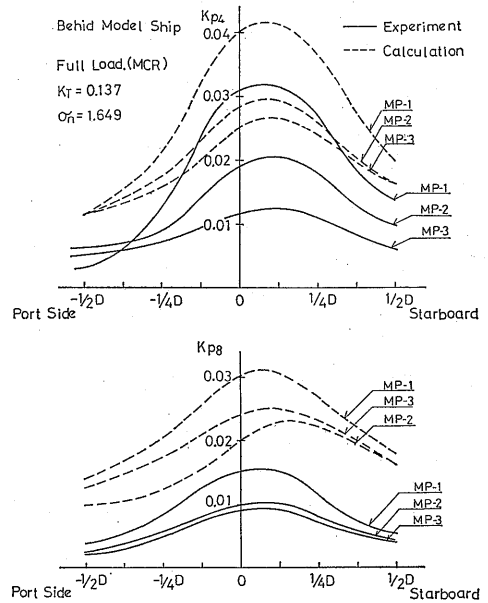


Fig. 68 Comparison between Calculated and Measured Single Amplitude of Fluctuating Pressure Induced by Three Propellers in Wake behind Model Ship at Full Load Condition (1st and 2nd Blade Frequency Component)

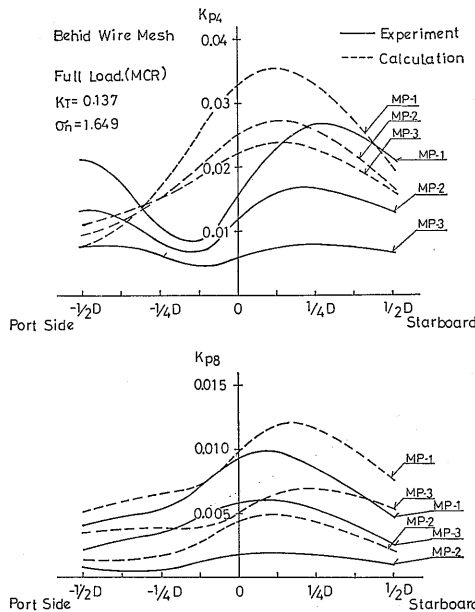


Fig. 67 Comparison between Calculated and Measured Single Amplitude of Fluctuating Pressure Induced by Three Propellers in Wake behind Wire Mesh Screen at Full Load Condition (1st and 2nd Blade Frequency Component)

がある。

6.3 水素気泡の添加と粗さの影響

模型船伴流におけるキャビテーション試験において、空気含有率が小さい時には、キャビテーション発生 of intermittency が顕著になり、極端な場合にはキャビテーションが発生しないことがあった。このような現象は他のキャビテーション水槽（例えば、NSMBのVacuum Tank, SSPAのキャビテーション水槽）でも見られるので、水素気泡やプロペラの前縁への粗さが添加されることがある²²⁾。本研究では、変動圧力の安定した計測値を得るために上記の様な人工的な方法を用いている。今回の変動圧力計測に対して、その違いは計測値のパラッキと同程度であり、その効果は余り大きくなかった。これは空気含有率が高かったためと考えられる。しかし、発生範囲の安定性に対してその影響は顕著であった。今後、空気含有率の低い時（正確には核の分布が少ない時）について調べる必要がある。

水素気泡は S.S. 1 $\frac{1}{2}$ の船の表面から 1cm のところから添加したので、プロペラ・ディスク面全体に流入

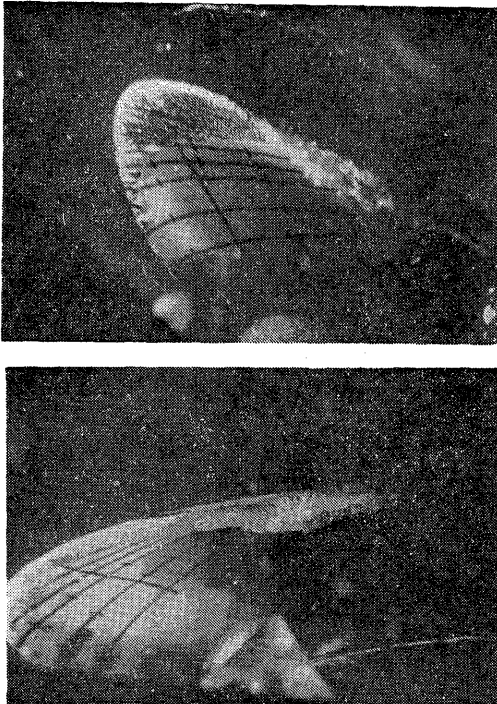


Fig. 69 Tip Vortex Cavitation shed from Two Kinds of Propellers (MP-1 & 3 Propeller ; $\theta=40^\circ$, Full Load Cond.)

せず、翼端附近でのキャビテーション発生はやや不安定であった。これも水素気泡の変動圧力への影響が少なかったことの原因の一つであろう。水素気泡発生装置の取り付け方法および位置についても検討をする必要がある。

粗さをプロペラ翼の前縁に付けると、模型船伴流でも消滅時のパターンが安定した。しかし、船後での変動圧力計測を行っていないので、粗さがワイヤー・メッシュ伴流と同様の効果しかないかどうかは分からない。この問題はキャビテーションにより誘起される変動圧力計測法の確立にとって非常に重要である。

7. 結 言

ハイスキュープロペラを装着した広幅浅吃水船について、キャビテーション観測、変動圧力計測およびキャビティ・ボリュームの計測を行い、次の様な結論を得た。

1. 広幅浅吃水船の様な船尾振動の大きい船に対して、ハイスキュープロペラを用いることによって Blade Frequency の一次成分は1/2~1/3まで船尾



Fig. 70 Aspect of Rear End of Cavity on a Highly Skewed Propeller (MP-3 Propeller ; $\theta=20^\circ$, Ballast Load Cond.)

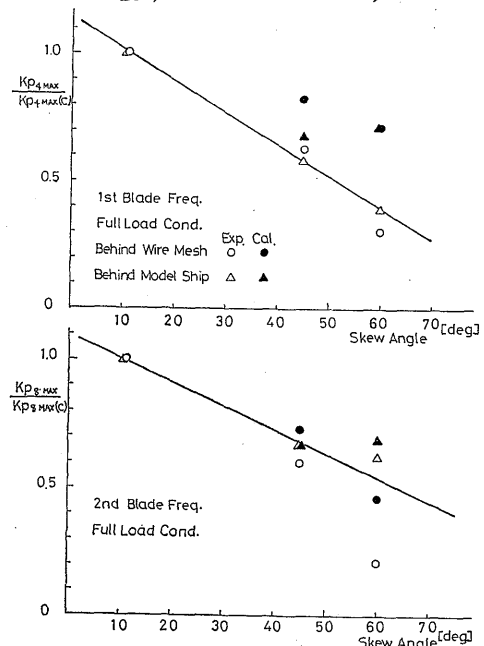


Fig. 71 Effect of Skew Angle on Maximum Fluctuating Pressure

変動圧力を減らすことができる。しかしながら、スキューを大幅に大きくしても必ずしも変動圧力振幅が大幅に減少しないことも分かった。

2. ワイヤ・メッシュ伴流と模型船伴流中での比較試験を行った。この結果、キャビテーションパターン、船尾変動圧力の Blade Frequency の一次成分の最大値、キャビティ・ボリュームに関して良い一致が得られた。一方、平板での左右舷方向の変動圧力分布、位相は模型船での計測値と異なる部分があり、今後特に平板を用いた変動圧力計測法を改良する必要がある。
3. キャビテーション試験、変動圧力計測において、プロペラの前縁に粗さを付けるか、水素気泡を添加すると、キャビテーションのパターン、変動圧力波形を安定化することができた。特に通常型プロペラに最も有効である。空気含有率を高くすることによって、変動圧力振幅が一致する場合もあるが、計測値のパラッキが大きいため、理論との比較のためには、特に変動圧力計測に際して、粗さまたは水素気泡の添加をして安定した計測値を得ることが必要であろう。
4. キャビティ・ボリュームの実測値を入力データとして船尾変動圧力の計算を行った結果、定性的であるが、スキューの効果について良い一致が得られた。定量的一致を得るためには、理論計算法の改良とともに、キャビティの厚さの多点計測を行う必要がある。

以上の成果は、今後計測を積み重ね、理論計算を改善することにより、船尾変動圧力の推定法の開発に大いに役立つと考えられる。

謝 辞

本研究の一部は、日本造船研究協会第183研究部会との共同研究である。御指導、御鞭撻をいただいた乾崇夫部会長、加藤洋治第2小委員長をはじめとする各委員に深く感謝致します。

本研究の遂行にあたって模型プロペラを貸していただき、平板での変動圧力計測法について御意見を載せた塩原修、塩田昭男両氏をはじめとする日本造技センターの方々に感謝の意を表します。

大型キャビテーション試験水槽の第2測定部での Flow liner の設置位置の計算、水素気泡の添加法について協力された児玉良明技官、模型船の製作などにおいて努力された塩沢政夫主任研究官、プロペラ単独

試験を行った宮島進技官に厚く感謝します。

本報告での変動圧力の理論計算および伴流分布計測の解析の一部は船舶技術研究所の中央計算機センター FACOM M180 II AD により行われた。

参 考 文 献

- 1) 小山鴻一, 右近良孝, 岡本三千朗, 児玉良明; 「キャビテーション水槽における船尾変動圧力—低回転大直径プロペラ装備船の実験—」, 第36回船舶技術研究所研究発表会講演集, 1980
- 2) 中島稔, 菅野博志, 久保博尚, 板谷芳樹; 「ハイスキュープロペラの系統的模型試験および実船実験」, 日本舶用機関学会会誌, 第17巻, 第1号, 1982
- 3) Ukon, Y.; "Partial Cavitation on Two-and-Three-dimensional Hydrofoils, and Marine Propellers", the 10th Symposium on Hydraulic Machinery and Equipment, the International Association for Hydraulic Research, Section for Hydraulic Machinery, Equipment and Cavitation, Tokyo, 1980
- 4) 佐々木紀幸, 永松秀一, 右近良孝; 「船尾フィンとプロペラ・キャビテーション」, 西部造船協会報, 第61号, 1981
- 5) 右近良孝, 黒部雄三; 「レーザー光を利用したプロペラ翼面上のキャビティ厚み分布の計測」, 船研報告, 第19巻, 第1号, 1982
- 6) Huse, E.; "Pressure Fluctuations on the Hull Induced by Cavitating Propellers", Norwegian Ship Model Experimental Tank, Publication No. 111, 1972
- 7) 第171研究部会; 「総合輸送効率向上を目指した幅広船型の開発に関する研究」, 日本造船研究協会報告書, 研究資料 No. 317, 1979
- 8) 第183研究部会; 「船尾振動, 騒音の軽減を目的としたプロペラ及び船尾形状の研究」, 日本造船研究協会報告書, 研究資料, No. 342, 1981
- 9) 塩原修, 佐藤和範; 「プロペラ翼の撓みと単独特性」, 日本造船技術センター技報, 第9号, 1981
- 10) 加藤洋治, 右近良孝; 「第3編プロペラ, 第3章キャビテーションの推定法」, 船型設計のための抵抗推進シンポジウム, 日本造船学会, 東京, 1979
- 11) Weitendorf, E. A.; "Cavitation and Its Influence on Induced Hull Pressure-Amplitudes", Symposium on "Hydrodynamics of Ship and Offshore Propulsion Systems", Oslo, 1977
- 12) Hoshino, T. "Estimation of Unsteady Cavitation on Propeller Blades as a Base for Predicting Propeller-Induced Pressure Fluctuations", 日本造船学会論文集, 第148号, 1980
- 13) 山崎正三郎, 高橋通雄, 奥正光, 伊藤政光; 「Highly Skewed Propeller の研究 (第2報,

船尾変動圧力)」、日本造船学会論文集、第150号、1981

- 14) 黒部雄三, 上田隆康; 「キャビテーションの発生したプロペラによる船尾変動圧力について—その基礎実験と軽減対策—」, 船研報告, 第19巻, 第1号, 1982
- 15) 門井弘行, 岡本三千郎, 板沢順, 深沢正樹; 「3翼可変ピッチプロペラの諸特性」, 西部造船学会報, 第62号, 1981
- 16) Takahashi, H. "Estimation of Surface Force Induced by Propeller", Naval Architecture and Ocean Engineering, Vol. 15, The Society of Naval Architects of Japan, 1977
- 17) Zimmermann, B.; "Berechnung des durch die Kavitationsgebiete auf den Propellerflügeln an einer Platte induzierten instationären Druckes", Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, Bericht Nr. 362, 1977
- 18) Frydenlund, O. and Persson, B.; "Application of a Discrete Vortex, Source Distribution Model to Propeller Cavitation", Journal of Ship Research, Vol. 25, No. 4, 1981
- 19) 門井弘行, 岡本三千郎, 鈴木茂; 「キャビテーション試験水槽における模型船船尾の伴流分布」, 船研報告, 第17巻, 第3号, 1980
- 20) Dyne, G.; "A Study of the Scale Effect on Wake, Propeller Cavitation, and Vibratory Pressure at Hull of Two Tanker Models", Transactions of SNAME, Vol. 82, 1974
- 21) 児玉良朗; 「船研大型キャビテーション水槽第2計測部(模型船艏)の非対称伴流対策」, 第56回日本試験水槽委員会第一部会資料, 東京(船研), 1981(未公開資料)
- 22) Kuiper, G.; "Cavitation Inception on Ship Propeller Models", NSMB Publication, No. 655, 1981
- 23) Isshiki, H. and Murakami, M.; "On a Theoretical Treatment of Unsteady Cavitation (2nd Report)", Trans. of The West-Japan Society of Naval Architects, Vol. 63, 1982

補追 船舶技術研究所大型キャビテーション試験水槽の計測および解析システムについて

船研の大型キャビテーション試験水槽(以下, キャビテーション水槽という)が建設されてから約7年たち, その間キャビテーション試験に附随して, 各種の計測が行われてきたが, その計測および解析は大型コンピュータを用いるオフラインで行われるためかなりの日数を要し, そのプログラムも汎用性の乏しいものであった。近年, マイクロ・コンピューターなどの

(200)

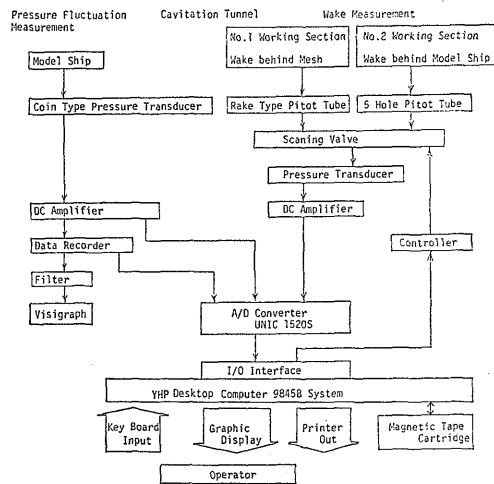


Fig. A-1

発達とともに, 計測および解析の効率化, 省人化のために, 各水槽および施設に, それらが盛んに導入されるようになってきた。キャビテーション水槽においても, 1981年頃よりマイクロ・コンピューターが導入され始め, 本研究に並行して, 計測および解析システムの開発および整備が行われた。以下にその一部について述べる。

近年, キャビテーション水槽において盛んに行われる計測の主なものは, 伴流計測および船尾変動圧力計測である。この計測および解析システムの流れを Fig. A-1 に示す。本システムで用いられるマイクロ・コンピューターは Yokokawa Hewlett Packard 社製の YHP9845B Model 200 であり, 伴流および変動圧力の解析結果はともにキャビテーション水槽において, リアルタイムで入手することができる。

以下に各データ処理プログラムの概要を示す。

1. 変動圧力計測, データ処理プログラム

圧力変換器によって得られたプロペラ変動圧計測値を, A/D 変換してマイクロ・コンピューターに入力し, フーリエ解析を行うプログラムである。入力パラメータの設定は, モニター・テレビ画面 (C. R. T.) との対話方式によりキー・ボードより行う。結果は, 変動圧力入力波形および圧力値の振幅スペクトラム図形などがプリンタへ出力される。プログラムの流れ図を Fig. A-2 に示す。A/D 変換のデータ・サンプリング間隔 $\Delta t(\text{sec})$ は, プロペラ回転数 $n(\text{rps})$ の値および入力チャンネル数 Ch に応じて可変であり,

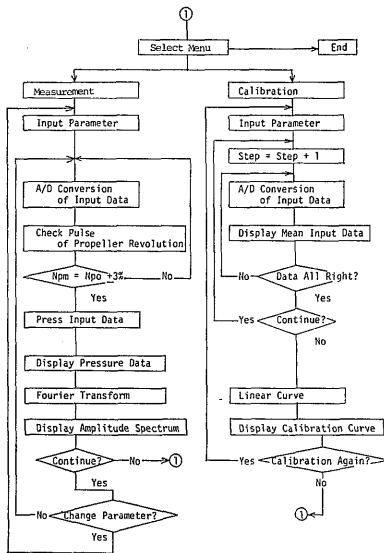


Fig. A-2

次式の関係がある。

$$\Delta t = \frac{1}{N \times n \times (Ch+1)} \geq t_{Limit}$$

但し、 N はプロペラ1回転分のデータ数であり、標準仕様として $N=256$ に固定されている。 Ch に加えられた1は、プロペラ回転パルス用のチャンネルである。 t_{Limit} は、A/D変換速度の制限であり、本A/Dコンバーターでは $t_{Limit}=12.5 \times 10^{-6} \text{sec}$ である。従って、変動圧計測数11点の場合、プロペラ回転数 n は最大26.04rpsとなり、それ以上の回転数で計測を実施する場合は、データ・レコーダ等に波形を記録し、少ないチャンネルのグループに分けて、記録の再生およびデータ処理を繰り返す必要がある。1回の計測時間 $t_{AD}(\text{sec})$ および1回の計測に含まれる回転 N_{AD} は

$$t_{AD} = M \times \Delta t$$

$$N_{AD} = t_{AD} \times n$$

で与えられる。 M は1回の計測による入力データ数であり、メモリーの制限により $M=32768$ で固定である。変動圧力計測数が11点の場合、 $n=20 \sim 26 \text{rps}$ で $t_{AD}=0.41 \sim 0.53 \text{sec}$ および $N_{AD}=10.7$ である。プロペラ回転パルスは、プロペラ第1翼のジェネレータ・ラインが 0° 、即ち鉛直上方に来た時各々1回発生する。このプログラムでは、そのパルスを基準にとり、 N_{AD} 回転分のデータを1回転分のデータに圧縮した後、高速フーリエ変換FFT¹¹⁾を行っている。圧縮の

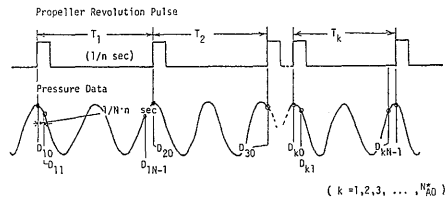


Fig. A-3

方法は、 k 番目のプロペラ回転パルスから m 番目のデータを D_{km} とし、圧縮されたデータを D_m とすると、次式の様になる。

$$D_m = \frac{1}{N_{AD}^*} \sum_{k=1}^{N_{AD}^*} (D_{km})$$

但し、 $m=0, 1, 2, \dots, N-1$

ここで N_{AD}^* は N_{AD} を整数化したものである。回転パルスと圧力波形の関係をFig. A-3に示す。

プログラムで使用したフーリエ変換式は次式で与えられる。

$$D_m = \frac{A_0}{2} + \sum_{k=1}^{N/2-1} \left[A_k \cdot \cos \frac{2\pi km}{N} + B_k \cdot \sin \frac{2\pi km}{N} \right] + \frac{A \frac{2}{N}}{2} \cdot \cos \frac{2\pi \left(\frac{N}{2} \right) \cdot m}{N}$$

但し、 $m=0, 1, 2, \dots, N-1$

プログラムはBASICで書かれているので、実行時間は変動圧力計測数11点の場合、演算とプリンター出力の時間を合せて約30分かかり、マイコンの機能強化およびアセンブリーの利用により短縮することが可能である。プログラムの大きさは、Calibrationの部分も含めて約140K byteであり、その内入力データ用および波形出力用データの配列が約70%を占めている。

2. 伴流計測データ処理プログラム

14速くし型ピトー管および4脚5孔ピトー管によるプロペラ面での伴流計測で得られた値をA/D変換してマイクロ・コンピュータに入力し、各計測点の流速値、伴流係数および各速度成分などの計算を行うプログラムである。使用するピトー管によって、14速ピトー管および4脚5孔ピトー管用プログラムに分けられている。しかし、プログラムの構造は、ほぼ同様であり、流速の計算が異なるのでそれぞれの計測のサブルーチンが開発されている。

2.1 14速くし型ピトー管使用プログラム

入力データは4秒間に400個のデータを1本のピト

一管についてのみ入力し、平均値を流速計算に用いる。次のピトー管への移動は、プログラムによるスキヤニバルブの操作で行われる。計測結果は、各半径位置における円周方向の伴流係数 $1-w$ のグラフとして表示される。

2.2 4連5孔ピトー管使用プログラム

入力データは5秒間に200個のデータを各5孔ピトー管毎に対し、1本ずつ同時に入力する。次のピトー管への移動は前記と同様にプログラムにより自動的に行われる。