

青雲丸の実船対応キャビテーション試験

黒部雄三*・右近良孝*・小山鴻一* 牧野雅彦*

Measurement of Cavity Volume and Pressure Fluctuations on a Model of the Training Ship "SEIUN-MARU" with Reference to Full Scale Measurement

By

Yuzo KUROBE, Yoshitaka UKON, Koichi KOYAMA
and Masahiko MAKINO

Abstract

In this report cavitation experiments on a model of the training ship "SEIUN-MARU" are described from the view point of accurate assessment of propeller induced hull vibration. The present experiments include cavitation observation, cavity thickness measurement and fluctuating pressure measurement. These experiments were carried out both for the conventional propellers and highly skewed propellers as performed in full scale. Results of a systematic series of model experiments are compared with the full scale measurement and discussed.

The maximum amplitude of fluctuating pressure at first blade rate induced by the highly skewed propeller reduced 45-65% of that induced by the conventional propeller, while the decrease of cavity volume on the former propeller was not so remarkable. The agreement of the measurement results between model and full scale ship experiments is satisfactory concerning cavitation extent, cavity thickness and pressure fluctuation.

目次

1. 緒言	15	3.4 船尾変動圧力計測	32
2. 供試模型および試験状態	16	4. 考察	37
2.1 模型船および模型プロペラ	16	4.1 キャビテーション試験状態の違いによる影響	37
2.2 プロペラ単独性能試験および伴流計測	18	4.2 プロペラの違いによる影響	41
2.3 試験状態	18	4.3 実船実験との比較	42
3. 試験および試験結果	20	4.4 船尾変動圧力の理論計算と実験結果の比較	45
3.1 試験の実施	20	5. 結言	47
3.2 キャビテーション観測	21	参考文献	48
3.3 キャビティ厚み分布計測	21		

1. 緒言

近年、居住性の向上やエレクトロニクス機器、音響測定器への影響の軽減のため、船体振動を軽減させようとする努力がなされている。船体振動の発生源は主

に機関およびプロペラの2つである。後者のプロペラにより誘起される船尾振動を軽減する方法の1つとして、ハイリー・スキュード・プロペラ (Highly Skewed Propeller) の採用が盛んに行われている。これに対応して、ハイリー・スキュード・プロペラが船体振動に対してどのような軽減効果があるかを調べるため、多くの研究が行われている^{1,2,3)}。

* 推進性能部

原稿受付: 昭和58年9月2日

1982年に運輸省航海訓練所の練習船「青雲丸」の通常型プロペラをハイリー・スキュード・プロペラに換装し、通常型プロペラの場合との違いを、発生するキャビテーション、船尾変動圧力、船体振動、騒音等に関して総合的に調査しようとする実船試験が行われた⁴⁾。船舶技術研究所においては、この実船試験に参加するとともに、大型キャビテーション試験水槽において、青雲丸模型船を用いて一連のキャビテーション試験を行った。通常型プロペラおよびハイリー・スキュード・プロペラを装備した場合についてキャビテーション観測、キャビティ厚み分布計測、船尾変動圧力計測を行い、主にハイリー・スキュード・プロペラによる船尾変動圧力の軽減効果を調べた。そして、実船試験結果との比較を行い、模型実験と実船実験とがどの様に対応するかを調べた。現在までキャビテーションの発生範囲や船尾変動圧力の個々に関する模型と実船との対応についてはいくつかの報告がされている^{5,6,7)}。しかし、本報告では、装備されたプロペラの違いによる比較を含め、模型実験と実船試験との対応が総合的に示されており、キャビテーションや船尾変動圧力の理論計算法の確立にとって貴重なデータになると考えられる。

2. 供試模型および試験状態

2.1 模型船および模型プロペラ

対象実船は運輸省航海訓練所所属の練習船「青雲丸」である。その主要目を Table 1 に示す。模型船 (SRI; M.S. No. 366) は垂線間長 6.444 m のパラフィンワックス製模型で、実船「青雲丸」に対する縮率は 1/16.293 である。模型船の船体主要目を Table 2

Table 1 Principal Particulars of Full Scale Ship

		SEIUN-MARU
LPP	(m)	105.000
LWL	(m)	108.950
B	(m)	16.000
D	(m)	8.000
d (design)	(m)	5.8000
CB		0.576
C _P		0.610
C _M		0.945
lcb	(% LPP)	0.66
Displacement		5781.3
Gross Tonnage (TON)		5044.52
Horse Power (M.C.R.)		5400BHP×176RPM

Table 2 Principal Particulars of Model Ship

		M.S.NO.	366
LPP	(m)		6.444
LWL	(m)		6.687
BMLD	(m)		0.984
dMLD	(m)		0.359
Displacement	(m ³)		1.323
Wetted Area	(m ²)		8.016
CB			0.576
C _P			0.610
lcb	(% LPP)		0.66
L/B			6.563
B/d			2.752

に、正面線図と船首尾形状を Fig. 1 および Fig. 2 に示す。

使用された模型プロペラは 4 種類である。すなわち、青雲丸の第 1 代目の通常型 4 翼プロペラ (SRI; M.P. No. 217, 以下 CP-I という)、第 3 代目の通常型 5 翼プロペラ (M.P. No. 218, 以下 CP-II という

M.S.NO. 0366

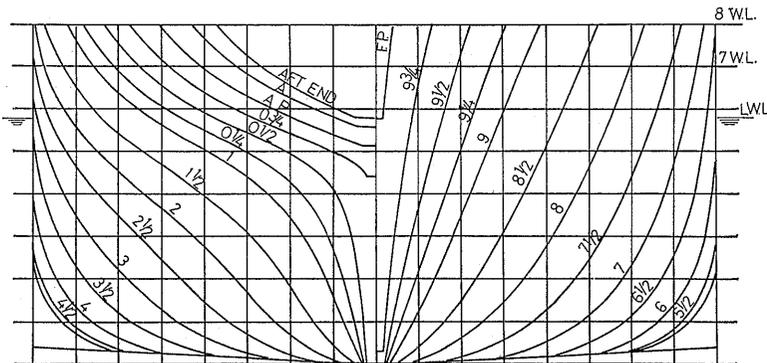


Fig. 1 Body Plan of Model Ship

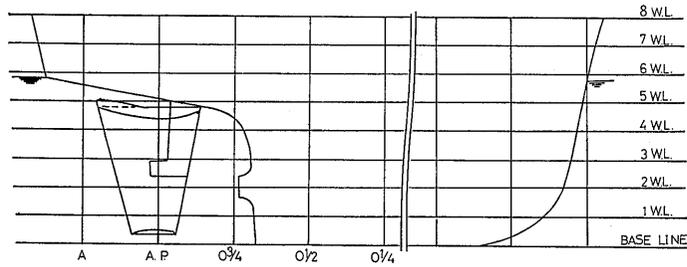


Fig. 2 Stem and Stern Shapes of Model Ship

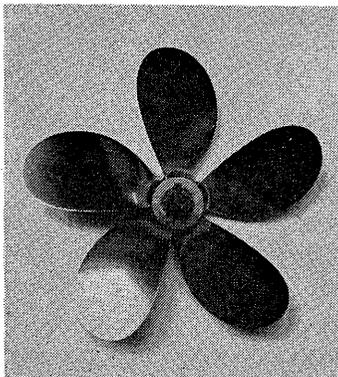
う), SR 183 部会で設計された仮設計のハイリー・スキュード・プロペラ (M.P. No. 219, 以下 HSP-I という), ならびに本設計のハイリー・スキュード・プロペラ (M.P. No. 220, 以下 HSP-II という) である。これらのプロペラのうち, CP-II と HSP-II について実船実験が行われた。HSP-I は本設計に入る前の

確認試験を行うために作られた前段階の仮設計プロペラであり, 実船プロペラは存在しない。

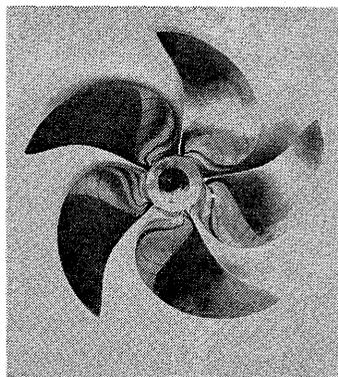
4つのプロペラの主要目を Table 3 に, 写真を Fig. 3 に示す。通常型プロペラは一定ピッチ分布であるが, ハイリー・スキュード・プロペラ HSP-I は翼端にむかいピッチが減少するピッチ分布となっており,

Table 3 Principal Particulars of Model Propellers

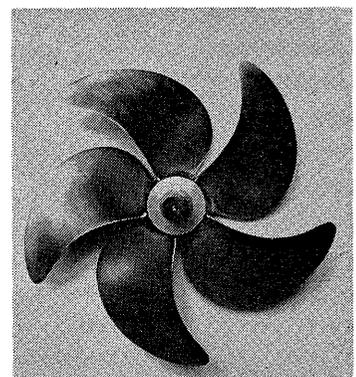
	Conventional Propeller		Highly Skewed Propeller	
	C P-I	C P-II	H S P-I	H S P-II
	MPNO.217	MPNO.218	MPNO.219	MPNO.220
Diameter (m)	0.23936	0.22095	0.22095	0.2200
Boss Ratio	0.1692	0.1972	0.1972	0.1972
Pitch Ratio	0.8620	0.9500	0.928 (at0.7R)	0.9440 (at0.7R)
Expanded Area Ratio	0.5000	0.6500	0.700	0.700
Mean Blade Width Ratio		0.2465	0.2739	0.2739
Blade Thickness Ratio	0.0495	0.0442	0.0496	0.04961
Blade Section	MAU	Modified MAU	Modified SRI-B	Modified SRI-B
Number of Blades	4	5	5	5
Rake Angle	6°	6°	- 6.11°	-3.03°
Skew Angle	10.5°	10.5°	45°	45°



CP-II (M.P. No. 218)



HSP-I (M.P. No. 219)



HSP-II (M.P. No. 220)

Fig. 3 Photos of Model Propellers

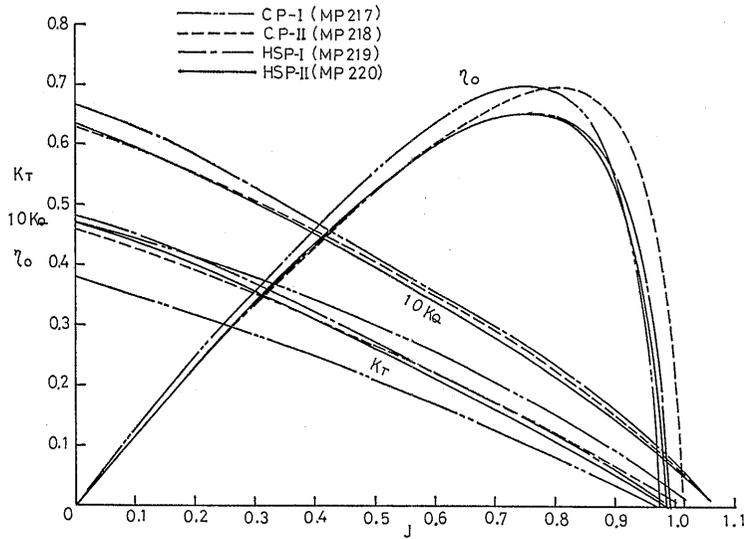


Fig. 4 Characteristics of Model Propellers in Open Water

HSP-II では HSP-I をより tip unloaded とするため、翼端でのピッチがさらに小さくなるピッチ分布を採用している。両者のスキュー角は強度、起振力軽減、クラッシュアスターン性能上などの理由から 45° とされている⁴⁾。

2.2 プロペラ単独性能試験および伴流計測

本試験で用いられた4種類のプロペラの単独性能曲線を Fig. 4 に示す。CP-I, CP-II および HSP-II は船舶技術研究所 (以下、船研と呼ぶ) 中水槽 (長さ 140m) で、CP-II, HSP-I, HSP-II は石川島播磨重工業 (株) 横浜技術研究所船型試験水槽で計測された⁴⁾。計測結果に関して水槽間の違いは少なかった。また、CP-II, HSP-I, HSP-II についてプロペラ単独効率に大きな差はない。

青雲丸模型船の満載状態でのプロペラ面における伴流分布計測が三井造船 (株) 昭島研究所大水槽で行われ、この結果⁴⁾を Fig. 5 に示す。上記の満載状態とは予想される実船実験での状態 (実験後、直ちに遠洋航海をする) であり、本船の前吃水 (FP) は 5.40m、後吃水 (AP) は 6.30m とされた。

2.3 試験状態

模型キャビテーション試験は危険回転数を避けて決められた実船プロペラ回転数 N が 149, 163 および 171 rpm に対応した3種類の状態で主として行われた (以下、この3種類の状態をそれぞれ $N=149, 163, 171$ rpm に対応した状態と呼ぶことにする)。CP-II

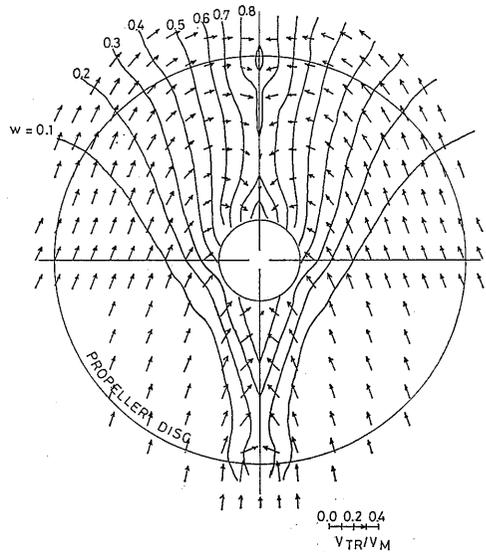


Fig. 5 Wake Distribution of Model Ship "SEIUN-MARU" at Towing Tank Measured by Mitsui Engineering and Shipbuilding

の作動状態は、昭和 57 年 5 月に行われた第 1 次青雲丸実船実験時において馬力計によって計測された BHP より決定された。この計測結果を Fig. 6 に示す。計測された BHP の平均値より実船プロペラ回転数 N に対する DHP ($\eta_T=0.950$), K_Q を求め、更に

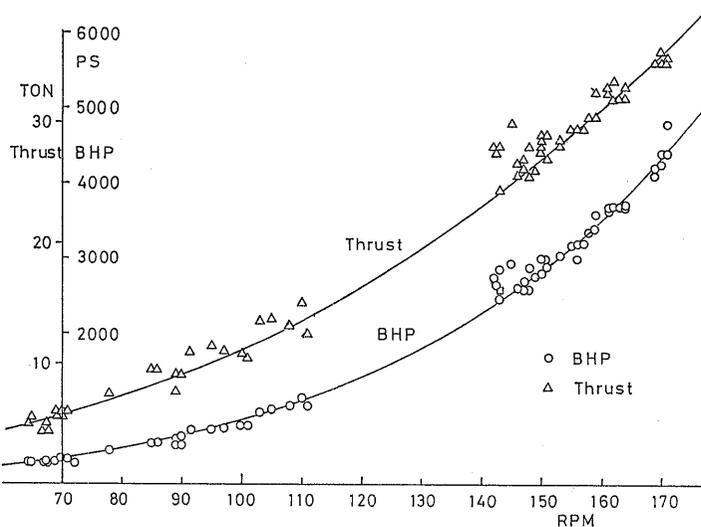


Fig. 6 Measured BHP and Thrust of "SEIUN-MARU" at Sea

模型プロペラ単独性能曲線を用いて、 J 、 K_T を求めた。この時、 η_r は1.025と仮定した。CP-Iに関しては、航海訓練所により計測された過去の運航実績よりBHPとプロペラ回転数との関係が分かっている。

これをFig. 7に示す。この関係から同様にして K_Q を計算し、 K_T を求めた。この時、 η_r は1.000と仮定した。一方、ハイリー・スキュード・プロペラHSP-IとHSP-IIの試験状態は、 K_T/J^2 がCP-IIのそれと一致する様に決定された。また、CP-IIに関してはプロペラ回転数が163および173rpmの時の荷重度より20%近く荷重度の大きい場合に対応した2種類の状態(以下、 $N=163^*$ 、 173^* rpmに対応した状態と呼ぶ)についても模型試験を行った。Table 4に示された上記の状態においてそれぞれキャビテーションの観測、キャビティの厚み計測および船尾振動圧力計測を行った。

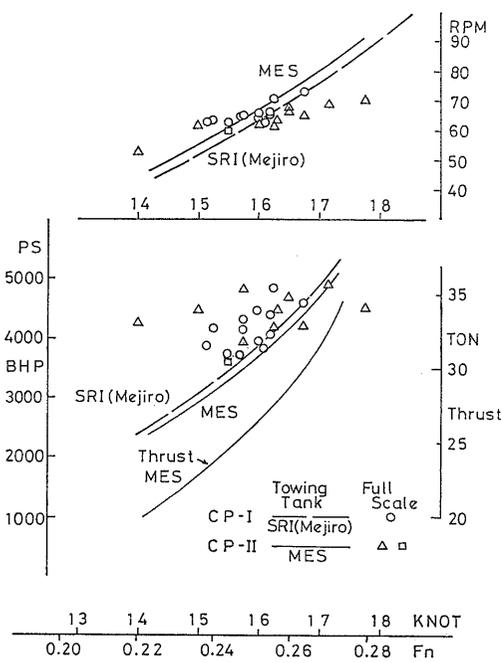


Fig. 7 Power Curve of "SEIUN-MARU"

Table 4 Experimental Conditions for Model Ship

Propeller	N(rpm)	K_T	σ_n	n (rps)
CP-I	163	0.173	2.61	20.0
MP NO.217	173	0.173	2.31	20.0
CP-II	149	0.200	3.66	16.8
	163	0.207	3.06	17.15
	171	0.219	2.78	17.95
	163*	0.253	3.06	20.0
	173*	0.253	2.71	20.0
HSP-I	149	0.204	3.66	16.9
	163	0.211	3.06	17.3
	171	0.221	2.79	18.0
HSP-II	149	0.195	3.57	17.15
	163	0.201	2.99	17.5
	171	0.212	2.71	18.15

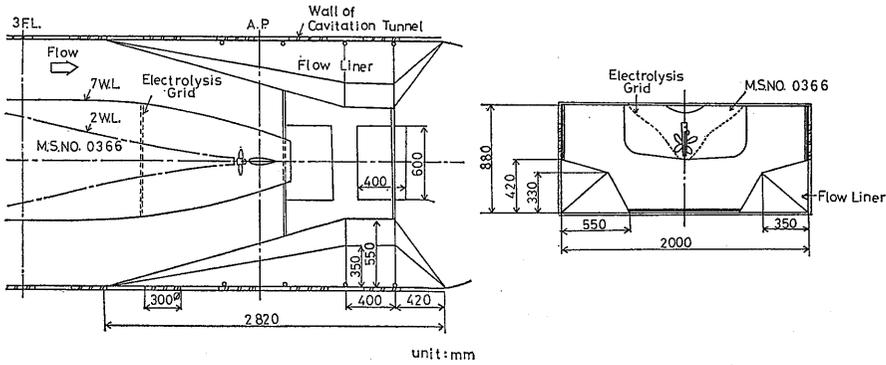


Fig. 8 Arrangement of Flow Liner behind Model Ship in SRI Large Cavitation Tunnel

3. 試験および試験結果

3.1 試験の実施

青雲丸模型実験は、船研の大型キャビテーション水槽第2計測部 (8m×2m×0.88m) において行われた。計測項目は、キャビテーション発生範囲およびパターンの観測、キャビティ厚み分布の計測および船尾変動圧力の計測である。

第2計測部における模型船の伴流分布は側壁影響が大きいと曳航水槽での伴流分布と同じにならないので、模型船後方の適当な位置に整流体“Flow Liner[®]”

を配置して、曳航水槽と同等の伴流分布となる様に工夫されている²⁾。今回は実船推定伴流分布をシミュレートする必要があったので、この“Flow Liner”を通常的位置より前方へ移動させた。その配置図を Fig. 8 に示す。今回 Flow Liner の位置は trial and error 方式により決定された。曳航水槽において得られた伴流分布に基づき、笹島・田中の方法により推定された実船伴流分布を Fig. 9 に示す。本計算は石川島播磨重工と大阪大学により行われた。また最終的に計測され

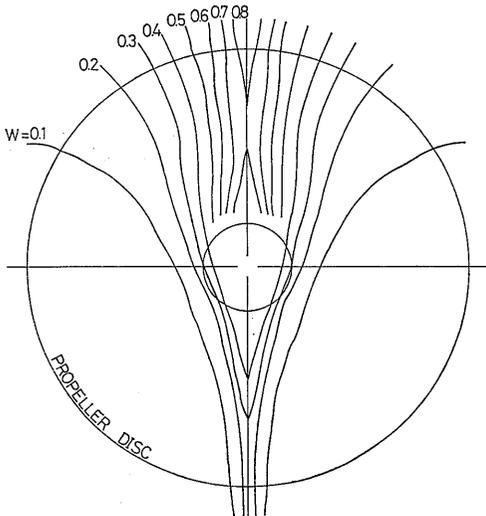


Fig. 9 Estimated Wake Distribution of Full Scale Ship

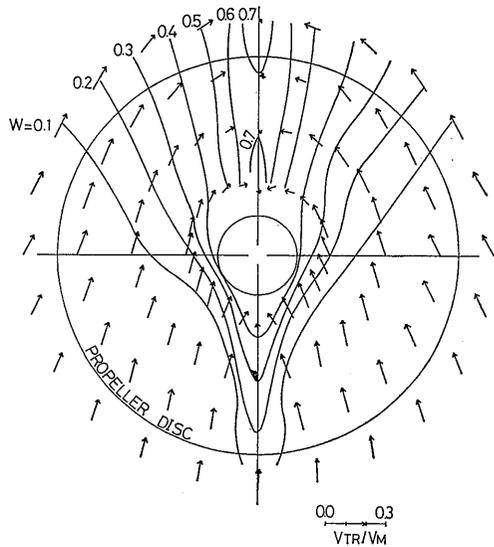


Fig. 10 Simulated Wake Distribution behind Model Ship with Flow Liner in Cavitation Tunnel

た伴流分布を Fig. 10 に示す。

試験時の空気含有率はほぼ 50% であった。キャビテーションの発生を安定化²⁾し、かつ実船との対応を良くさせるため、プロペラ前縁に約 0.5mm の幅で #220 のカーボランダムによる粗さをつけ、また模型船の S.S. 1 $\frac{1}{2}$ に水素気泡発生装置を取り付けて水素気泡を添加して試験を行った。

3.2 キャビテーション観測

実船プロペラ回転数 149, 163 および 171 rpm なる 3 状態に関して、CP-I および CP-II ならびに HSP-I および HSP-II に発生したキャビテーションを観測した。Fig. 11 に CP-II の観測結果を示す。一方、Fig. 12 に HSP-I, Fig. 13 に HSP-II のキャビテーション発生範囲を示す。ただし、HSP-I については回転数が 163 rpm の状態のみについて示している。また、キャビテーションのパターンの 1 例を Fig. 14 および Fig. 15 の写真に示す。ハイリー・スキュード・プロペラでは通常型プロペラに比べ、キャビティ発生範囲が翼先端付近に集中している。HSP-I と HSP-II のキャビテーションパターンはほぼ同一であるが、HSP-I のティップ・ボルテックス・キャビテーショ

ンが HSP-II より強いことが明瞭に観察された。第 1 代目プロペラ CP-I についても実船プロペラ回転数が 163, 173 rpm に対応した状態におけるキャビテーション観測を行った。その結果を Fig. 16 に示す。CP-I でのキャビテーションは CP-II に比べて広い範囲で、かつ激しく発生している。また、時々弱いプロペラ・ハルボルテックス・キャビテーションが観測された。 $N=163^*$, 173^* rpm に対応した状態での第 3 代目プロペラ CP-II のキャビテーション・パターンを Fig. 17 に示す。Fig. 11 の状態より荷重量が高いことによりキャビテーションの発生範囲は大きくなっているが、パターンについて殆んど変化は見られなかった。

3.3 キャビティ厚み分布の計測

実船プロペラ回転数 $N=149, 163, 171$ rpm に対応した状態において、主として CP-II および HSP-II 上に発生したキャビティ厚み分布を計測した。本計測では、船研で開発されたレーザー光散乱法^{9,10)}が用いられ、同時にプロペラ翼面上に立てられたピンによる方法も利用された。

計測された翼弦方向のキャビティ厚み分布を、CP-II については Fig. 18 に、HSP-II については Fig. 19 に

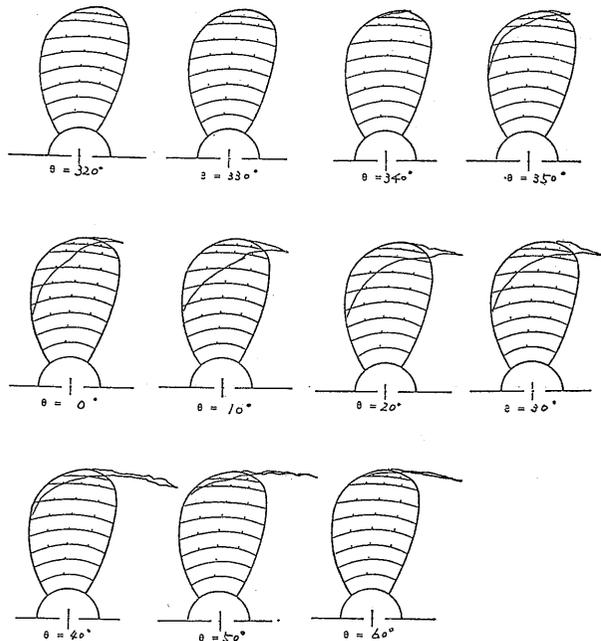


Fig. 11 (a) Cavitation Extent on Second Conventional Propeller (CP-II, $N=149$ rpm Condition)

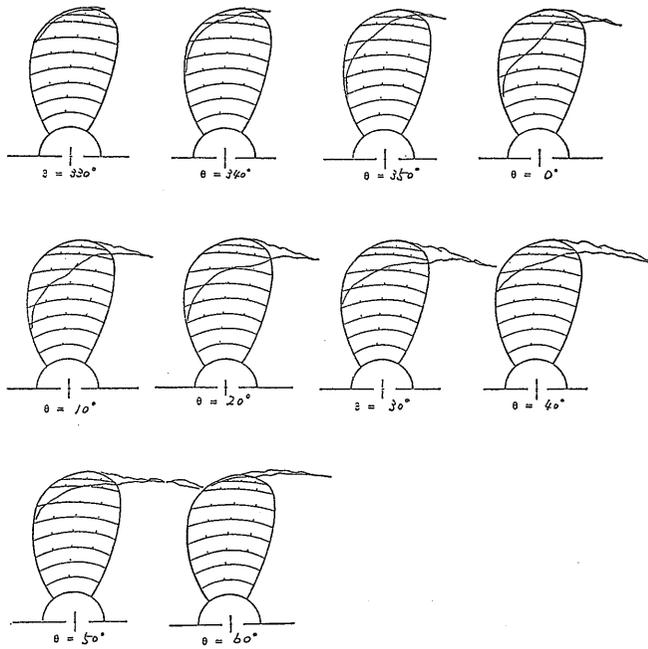


Fig. 11 (b) Cavitation Extent on Second Conventional Propeller (CP-II, $N=163$ rpm Condition)

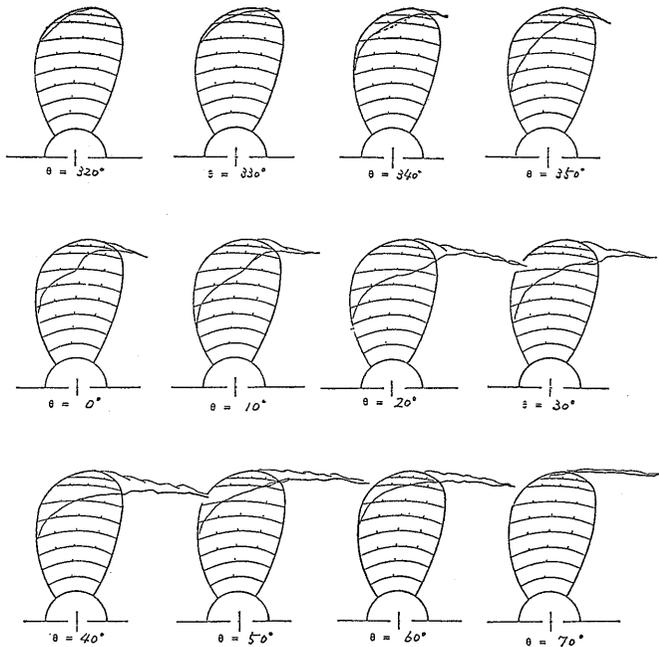


Fig. 11 (c) Cavitation Extent on Second Conventional Propeller (CP-II, $N=171$ rpm Condition)

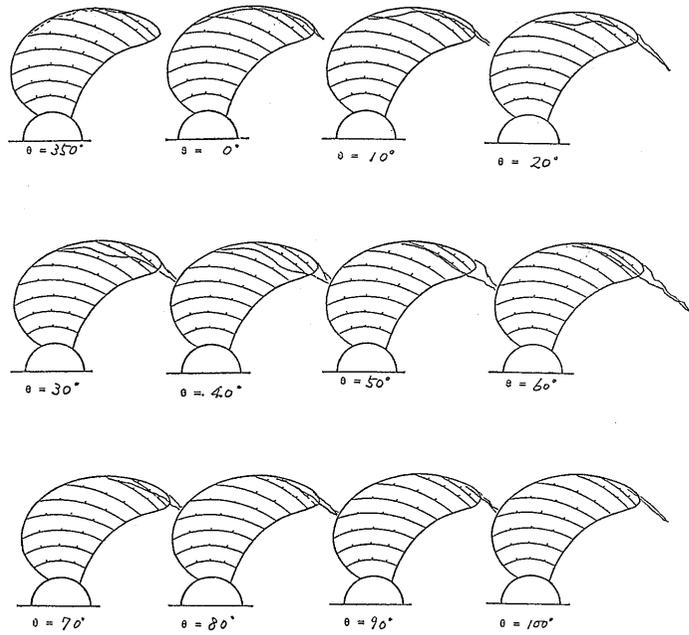


Fig. 12 Cavitation Extent on Preliminary Highly Skewed Propeller (HSP-I, $N=163$ rpm Condition)

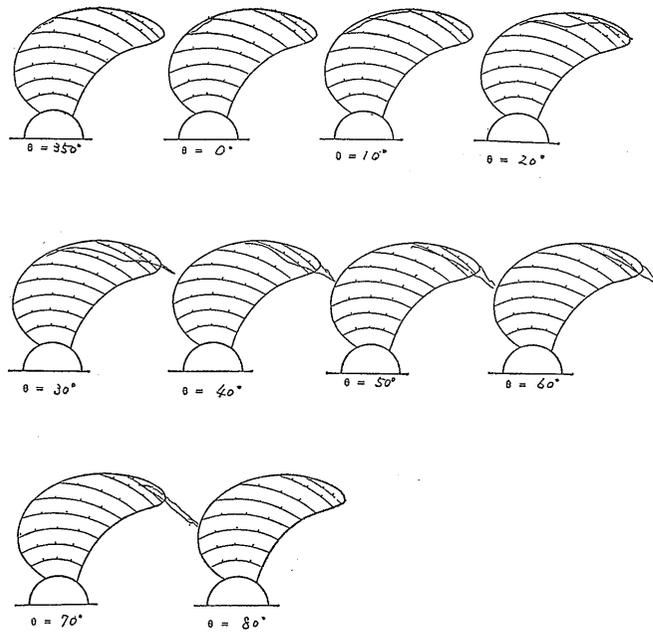


Fig. 13(a) Cavitation Extent on Final Highly Skewed Propeller (HSP-II, $N=149$ rpm Condition)

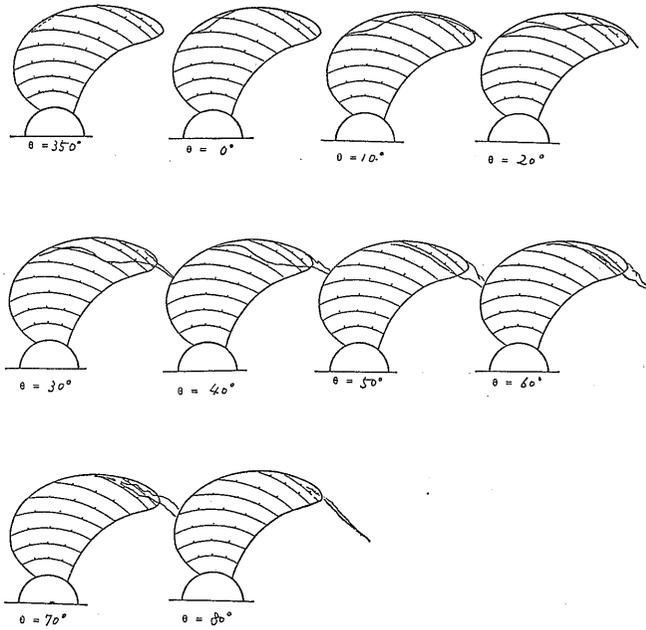


Fig. 13 (b) Cavitation Extent on Final Highly Skewed Propeller (HSP-II, $N=163$ rpm Condition)

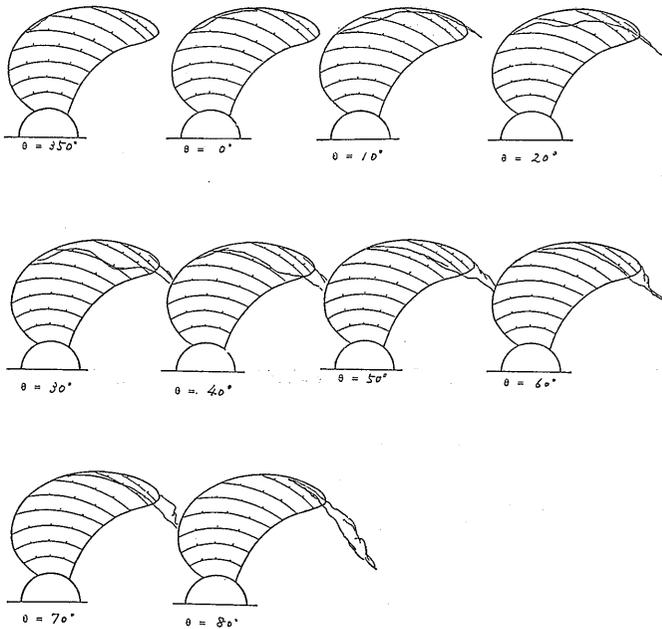


Fig. 13 (c) Cavitation Extent on Final Highly Skewed Propeller (HSP-II, $N=171$ rpm Condition)

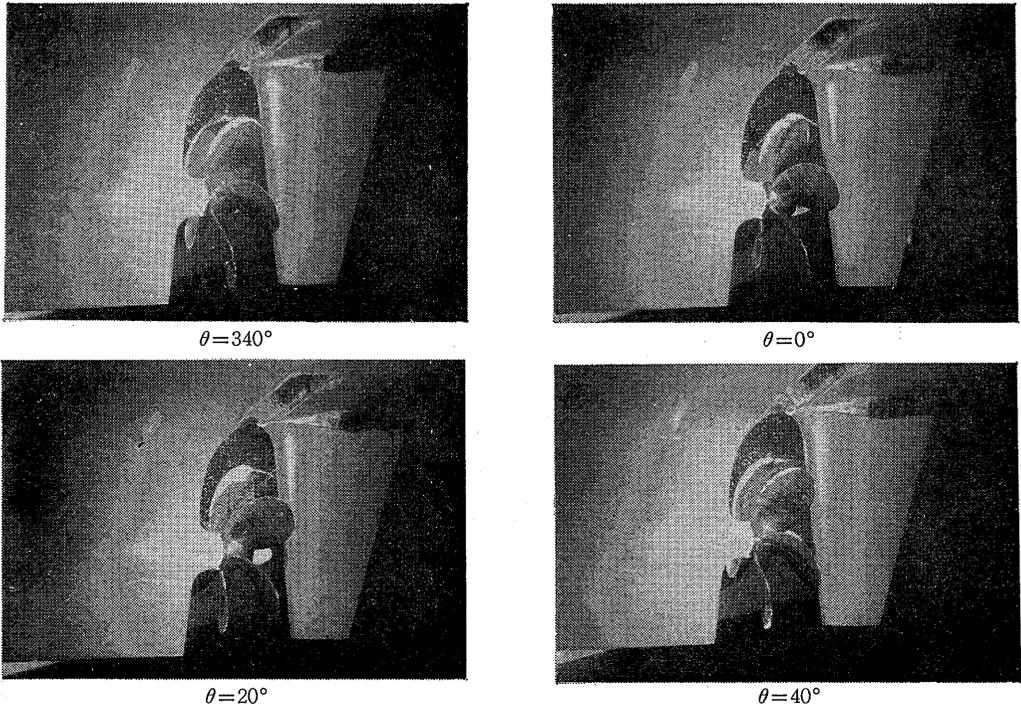


Fig. 14 Cavitation Pattern on Second Conventional Propeller (CP-II, $N=163$ rpm)

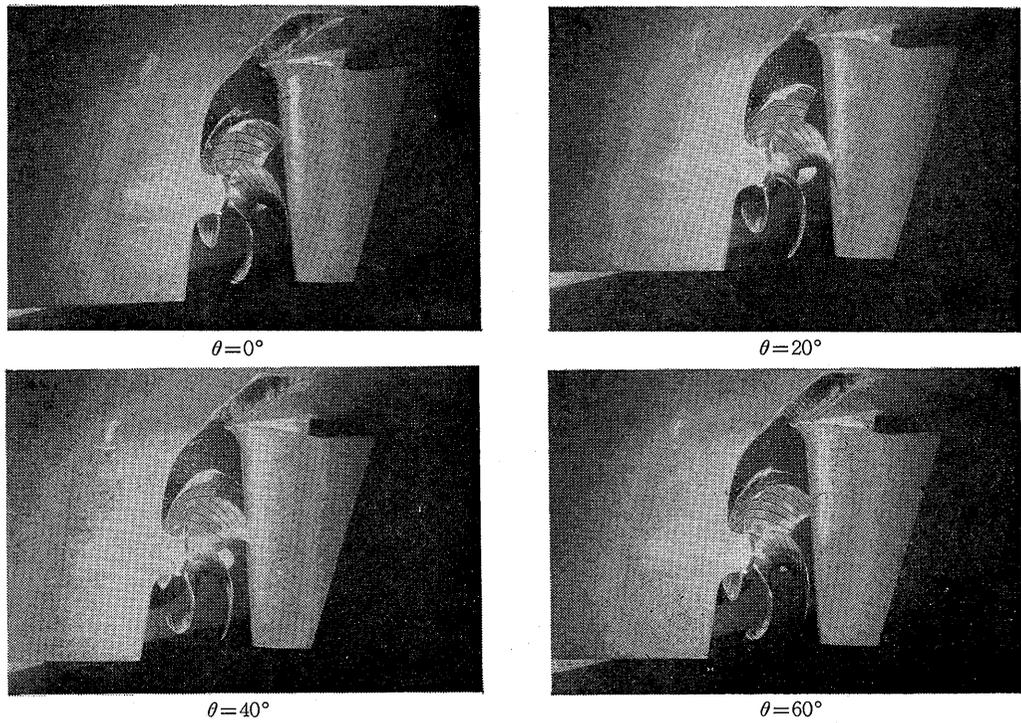


Fig. 15 Cavitation Pattern on Final Highly Skewed Propeller (HSP-II, $N=163$ rpm)

C P-I
(MPNO 217)
N = 163 rpm $K_t = 0.173$ $\delta n = 2.61$

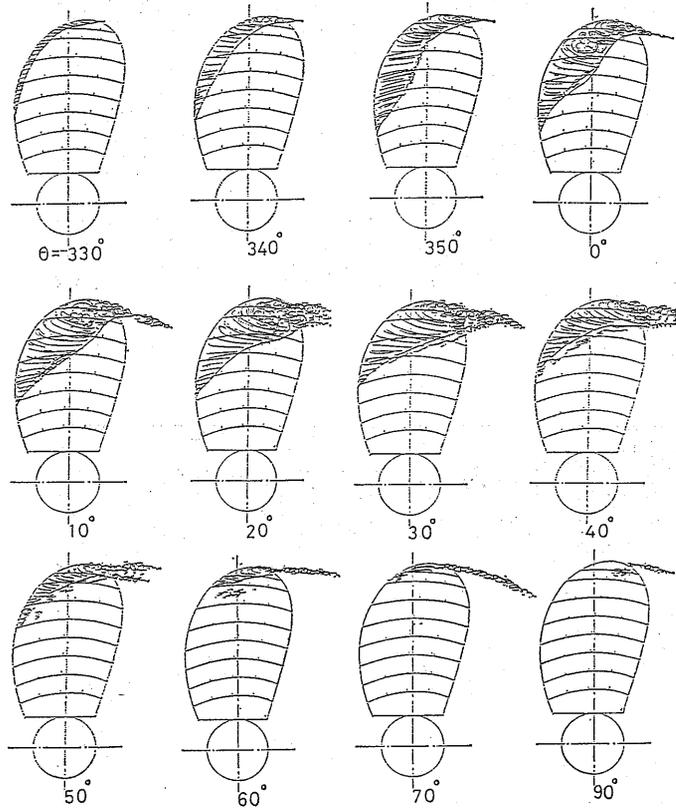


Fig. 16(a) Cavitation Pattern on First Conventional Propeller (CP-I, N=163 rpm Condition)

C P-I
(MPNO 217)
N = 173 rpm $K_t = 0.173$ $\delta n = 2.31$

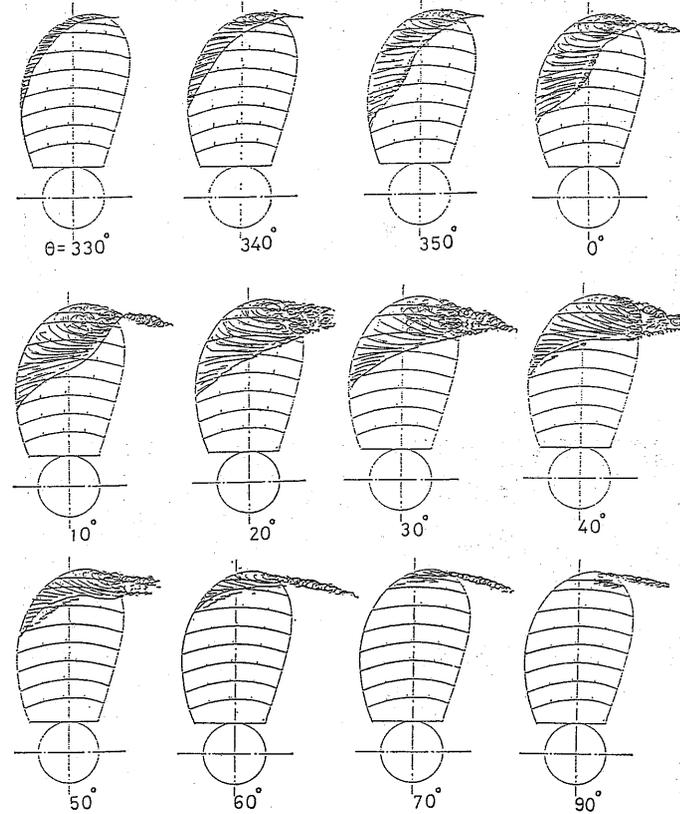


Fig. 16(b) Cavitation Pattern on First Conventional Propeller (CP-I, N=173 rpm Condition)

CP-II
(MPNO 218)
N = 163* rpm $K_t = 0.253$ $\phi_n = 3.06$

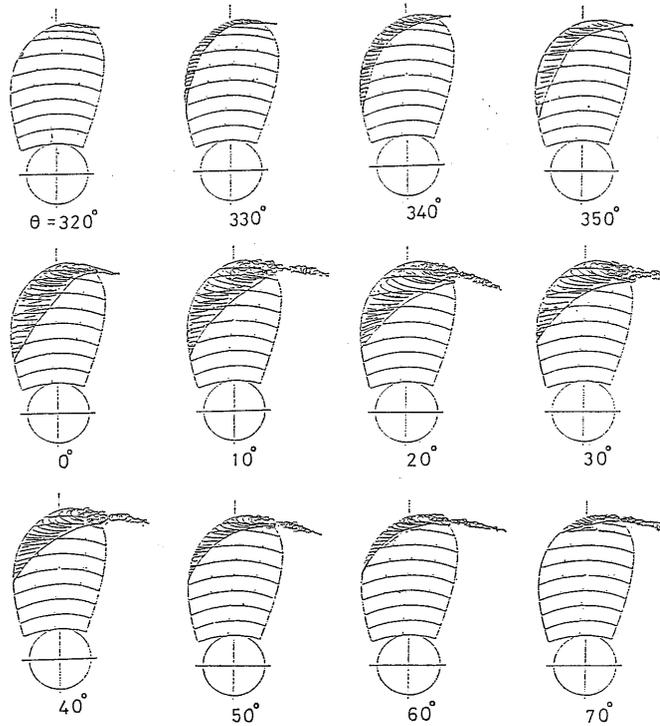


Fig. 17(a) Cavitation Pattern on Second Conventional Propeller at Highly Loaded Condition (CP-II, $N=163^*$ rpm Condition)

CP-II
(MPNO 218)
N = 173* rpm $K_t = 0.253$ $\phi_n = 2.71$

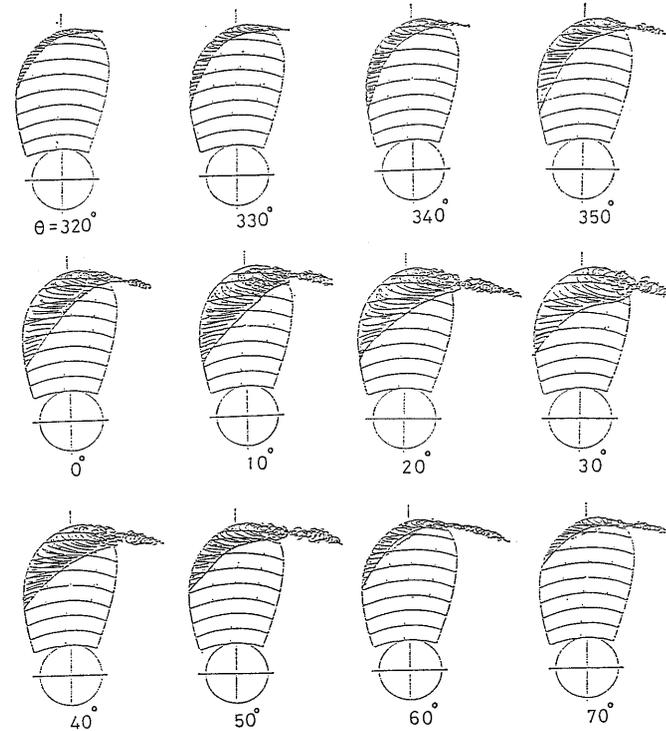


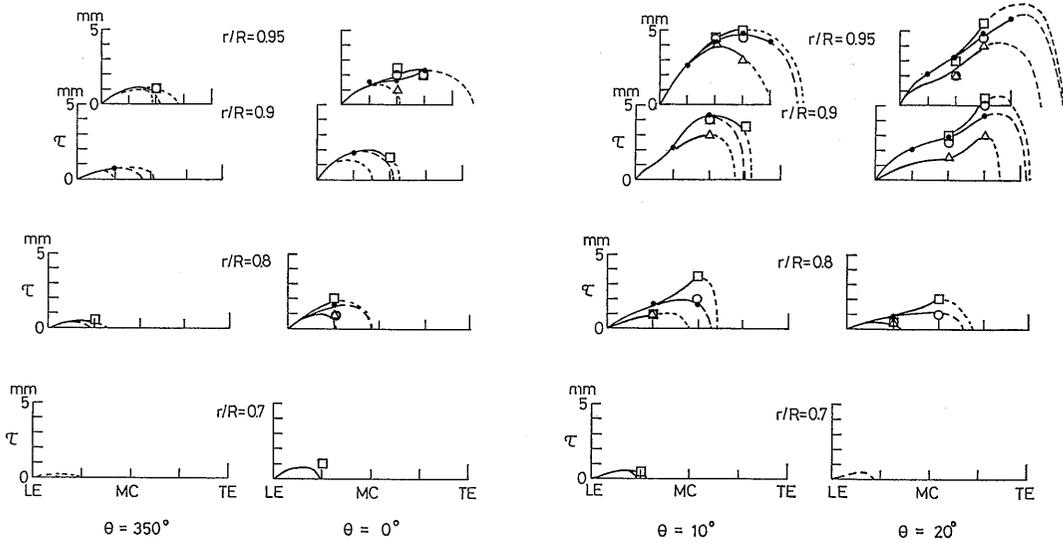
Fig. 17(b) Cavitation Pattern on Second Conventional Propeller at Highly Loaded Condition (CP-II, $N=173^*$ rpm Condition)

CP-II (MPNO. 218)

CP-II (MP NO. 218)

N=149 163 171 rpm.
 Δ ○ □ measured by Laser (model)
 measured by Pin (model)

N=149 163 171 rpm
 Δ ○ □ measured by Laser (model)
 measured by Pin (model)



CP-II (MP NO. 218)

N=149 163 171 rpm
 Δ ○ □ measured by Laser (model)
 measured by Pin (model)

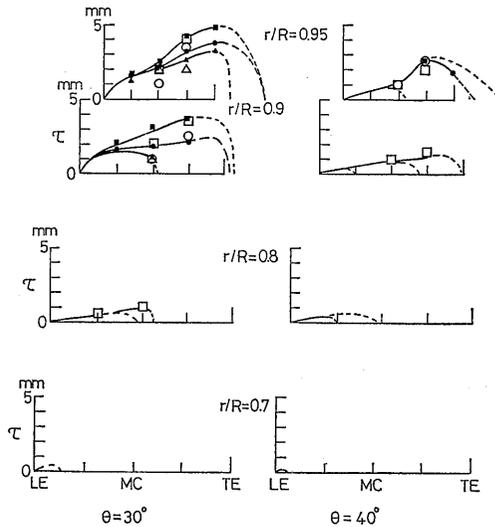


Fig. 18 Measured Cavity Thickness Distribution on Second Conventional Propeller (CP-II)

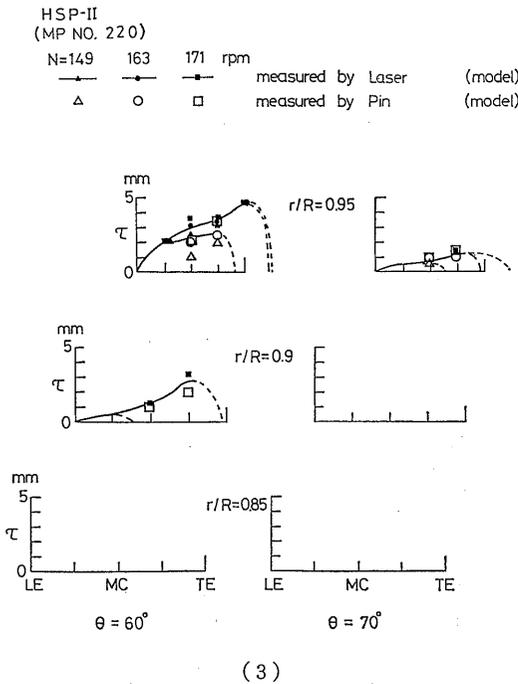
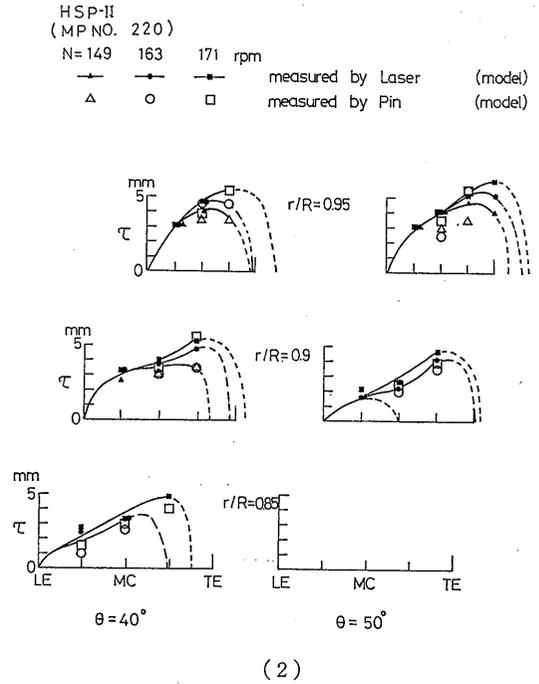
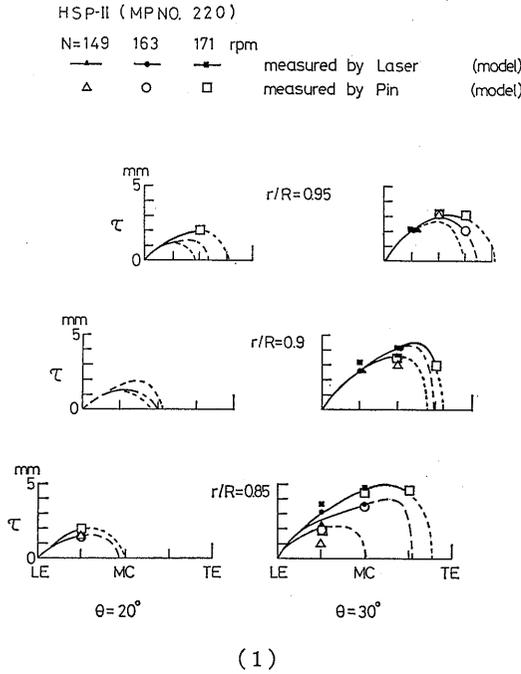


Fig. 19 Measured Cavity Thickness Distribution on Final Highly Skewed Propeller (HSP-II)

示す。図中のキャビティ厚み分布曲線は、キャビティ厚みの計測値およびキャビテーションの発生範囲観測の結果からのキャビティ前端および後端位置とを滑らかに結んだものである。キャビティ厚み分布形状は大きく2つに分けられ、左舷側および直上位置では半楕円形、右舷側（翼角が 20° 以降）ではキャビティ後端でもり上る半ひょうたん形が計測された^{2,9)}。プロペラ翼端近傍での発達したキャビテーションについては後者の形状が多く、CP-II と HSP-II との間で、キャ

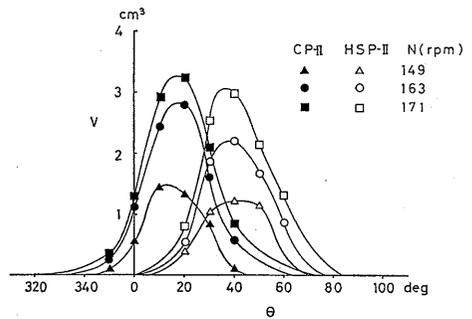


Fig. 20 Comparison of Cavity Volume Variation between Second Conventional Propeller and Final Highly Skewed Propeller

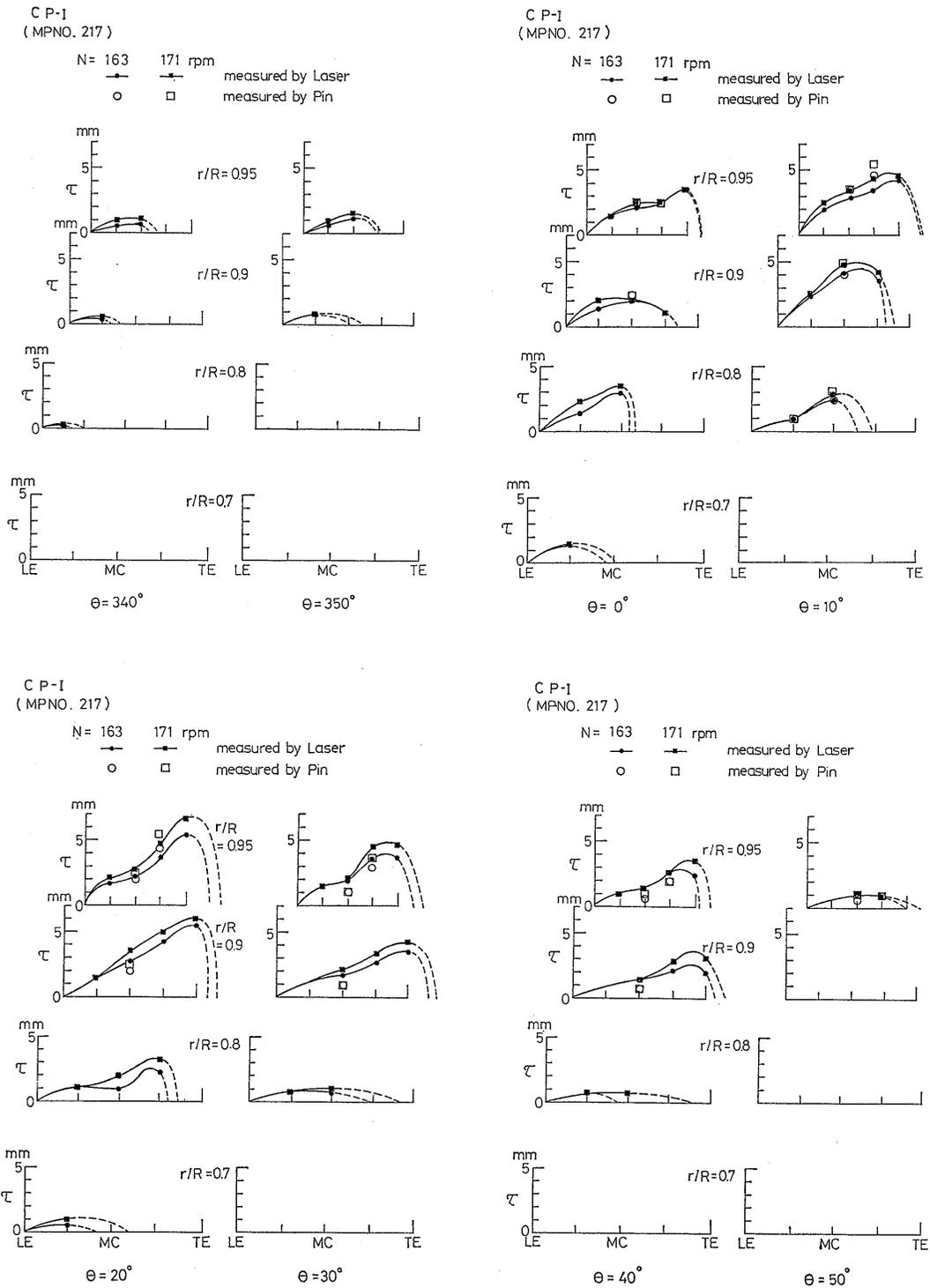


Fig. 21 Measured Cavity Thickness Distribution on First Conventional Propeller (CP-I)

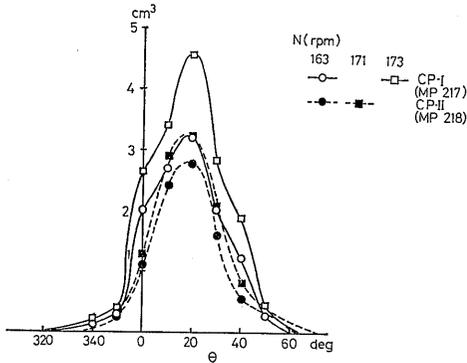


Fig. 22 Comparison of Cavity Volume Variation between First and Second Conventional Propeller

ピティ厚みの分布形状に著しい違いは認められない。即ち、ハイリー・スキュード・プロペラでのキャピティの厚みが特に小さいということではなく、翼角位置を約 30° ずらすとほぼ相似であるということが出来る。HSP-I については、ピンによる方法のみによってキャピティ厚みを計測したが、HSP-II との差は少なく、キャピティ・ボリュームの違いはわずかであろうと推

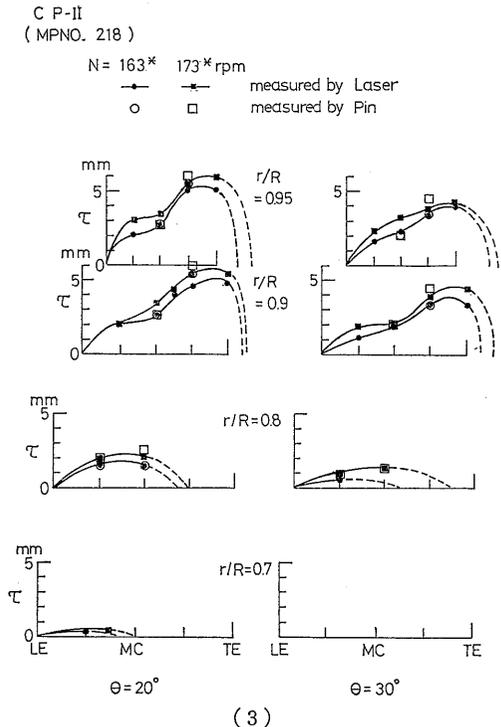
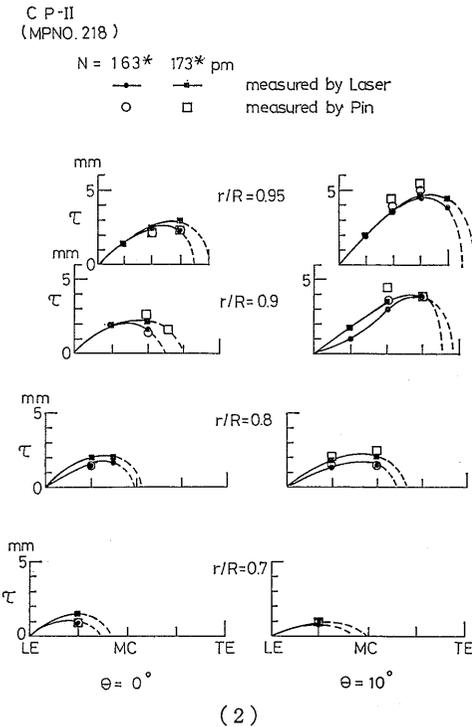
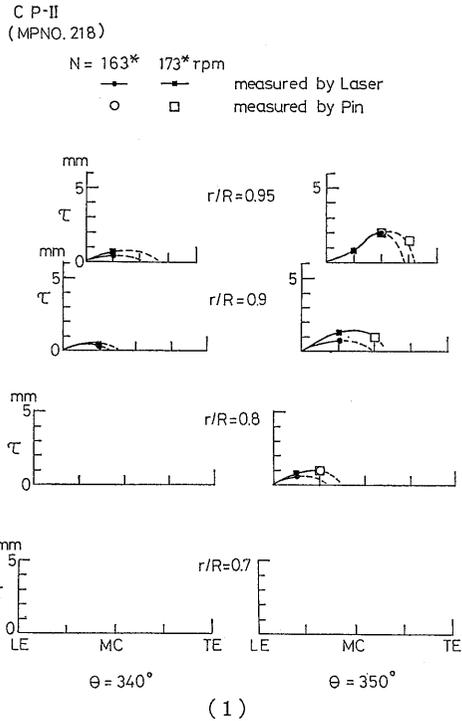


Fig. 23 Measured Cavity Thickness Distribution on Second Conventional Propeller at Highly Loaded Condition

測できる。これらの厚み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の様子を Fig. 20 に示す。キャビティ・ボリュームの最大値は、CP-II に比べて HSP-II の方が 6~21% 程度小さい。キャビティが発生している角度範囲も CP-II の方がやや広がっている。しかし、キャビティ・ボリュームの変化率は両者で大きな差は見られない。

$N=163, 173 \text{ rpm}$ に対応した状態で CP-I に発生したキャビティ厚み分布も計測した。その結果を Fig. 21 に示す。また、キャビティ・ボリュームの変化を Fig. 22 に示す。CP-II に比べ CP-I ではキャビテー

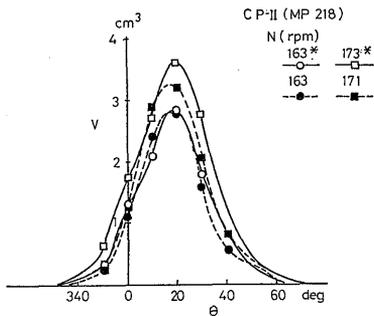


Fig. 24 Variation of Cavity Volume for Second Conventional Propeller at Highly Loaded and Normally Loaded Condition

ションが激しく発生しており、キャビティ・ボリュームの最大値は 163 rpm に対応した状態で 14%, CP-II 状態と必ずしも正確に対応していないが、CP-I の 173 rpm に対応した状態では CP-II より 40% 増加している。

CP-II の $N=163^*, 173^*$ に対応した状態でのキャビティ厚み分布を Fig. 23 に、ボリューム変化を Fig. 24 に示す。荷重量が大きくなったことにより、キャビティ・ボリュームの最大値は 163^* rpm に対応した状態ではほぼ同じであり 173^* rpm に対応した状態では 9% 増加している。

3.4 変動圧力の計測

模型船船尾での変動圧力計測は、船尾部に 14 個のコイン型圧力計 (容量 1 kg/cm^2 , ダイアフラム直径 6 mm , 最大応答周波数 14 kHz) を取付けて行われた。圧力計の配置を Fig. 25 に示す。圧力計からの信号は一旦データレコーダに記録された後、この変動圧力波形が FFT により解析される²⁾。たとえば、Fig. 26 の K_{ps} は変動圧力波形の Blade Frequency (以下 B.F. と略す) 成分の単振幅 ΔP_k を $\rho n^2 D^2$ で無次元にしたものである。また、位相 φ_k と変動圧力値 ΔP は、

$$\Delta P = - \sum_k \Delta P_k \cdot \cos(k(\theta - \varphi_k))$$

の関係にある。

実船プロペラ回転数 $N=149, 163, 171 \text{ rpm}$ に対応

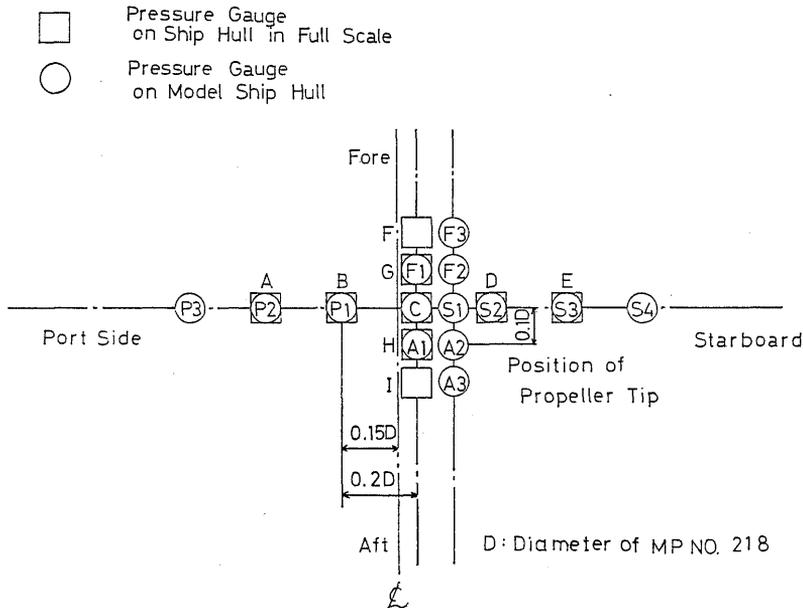


Fig. 25 Location of Pressure Transducers on Stern Hull

した状態で計測された変動圧力振幅の B.F. の 1 次成分 K_{p5} の左右舷方向および上下流方向分布を Fig. 26 (a), (b), (c) に示す。通常型プロペラ CP-II については (a) に、ハイリー・スキュード・プロペラ HSP-

I, HSP-II については (b), (c) に示してある。ハイリー・スキュード・プロペラの K_{p5} は、通常型プロペラに比べると、非キャビテーション状態においても最大値で約 1/3 となっている。一方、キャビテーショ

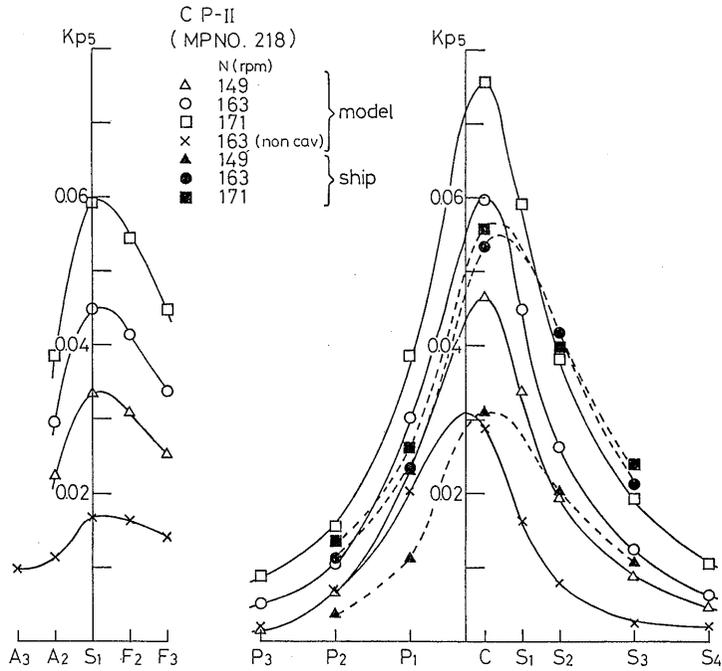


Fig. 26 (a) Single Amplitude of Fluctuating Pressure for Second Conventional Propeller (1st Blade Frequency Component)

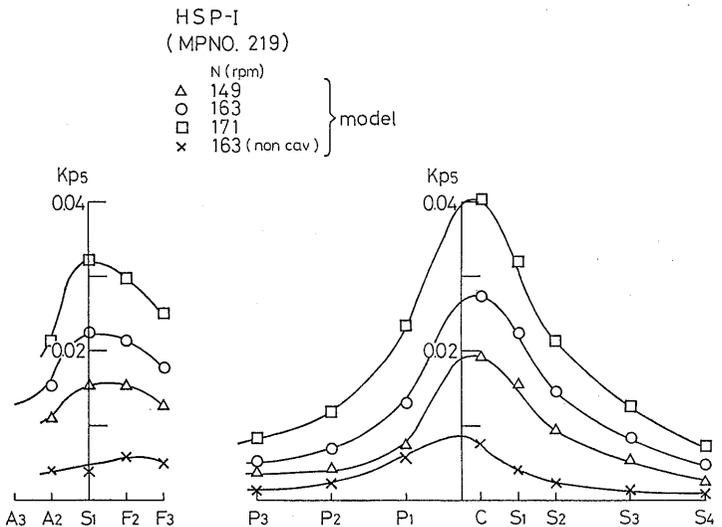


Fig. 26 (b) Single Amplitude of Fluctuating Pressure for Preliminary Highly Skewed Propeller (1st Blade Frequency Component)

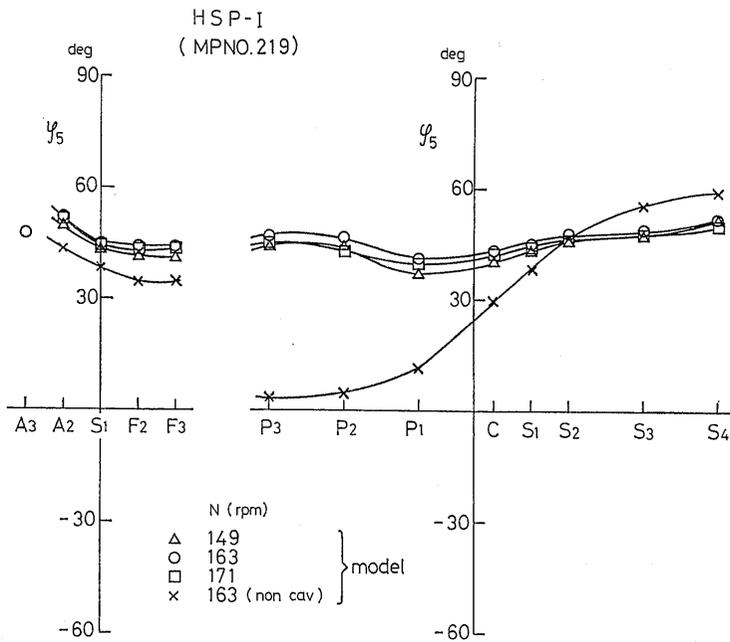


Fig. 27(b) Phase of Fluctuating Pressure for Preliminary Highly Skewed Propeller (1st Blade Frequency Component)

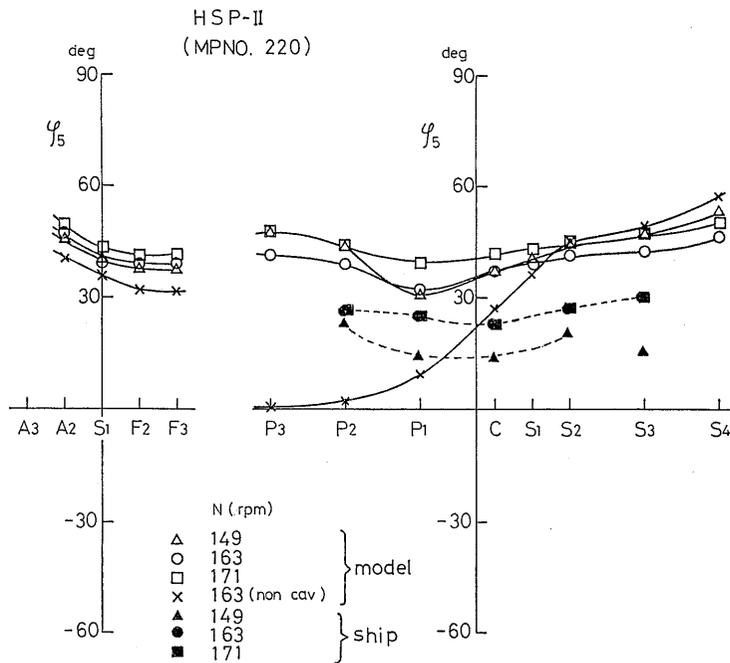


Fig. 27(c) Phase of Fluctuating Pressure for Final Highly Skewed Propeller (1st Blade Frequency Component)

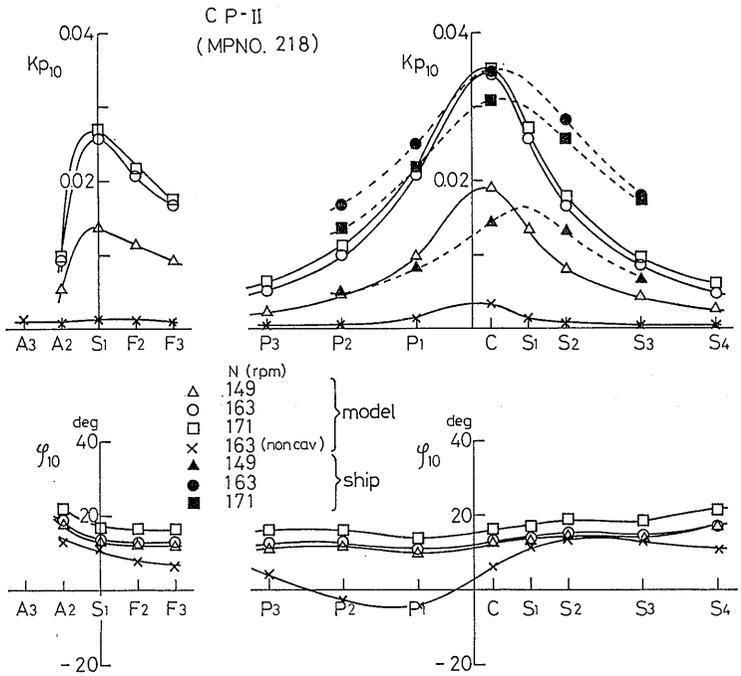


Fig. 28 (a) Single Amplitude and Phase of Fluctuating Pressure for Second Conventional Propeller (2nd Blade Frequency Component)

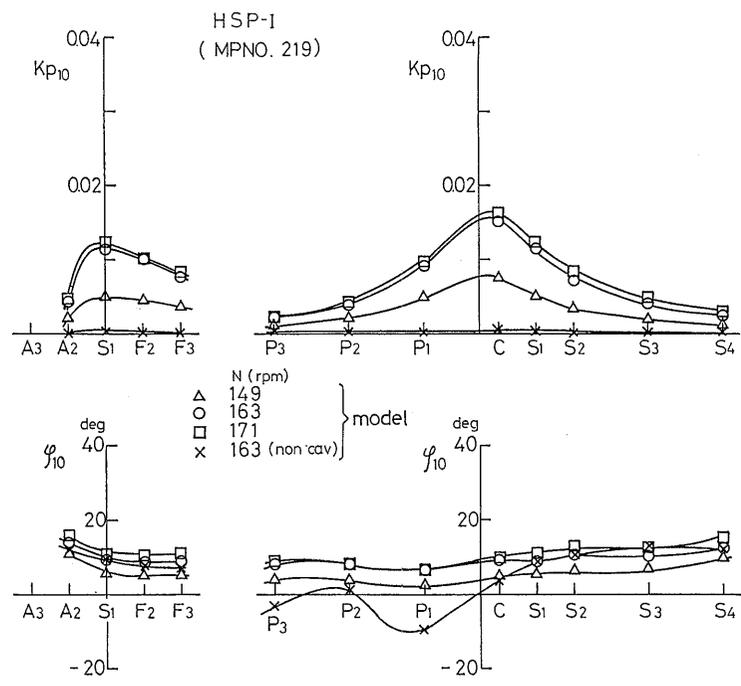


Fig. 28 (b) Single Amplitude and Phase of Fluctuating Pressure for Preliminary Highly Skewed Propeller (2nd Blade Frequency Component)

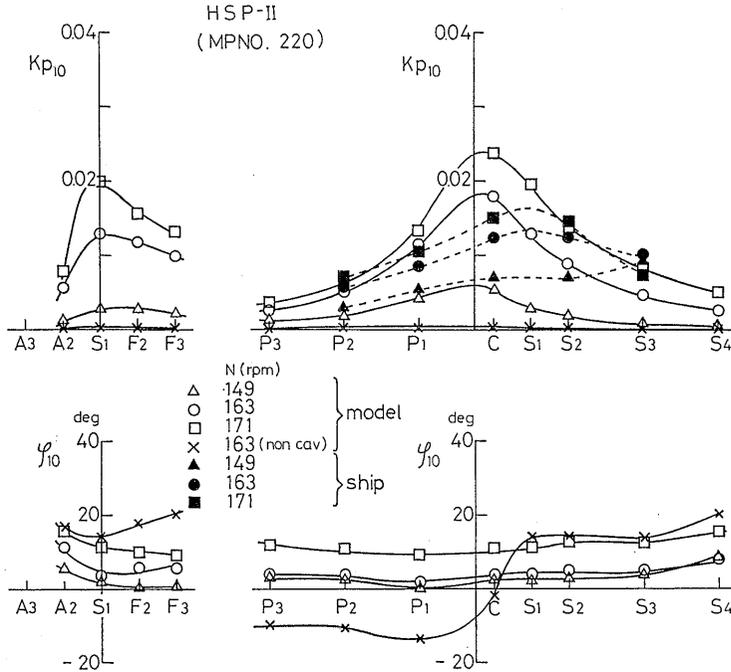


Fig. 28 (c) Single Amplitude and Phase of Fluctuating Pressure for Final Highly Skewed Propeller (2nd Blade Frequency Component)

N=163 rpm , Point C

- MPNO. 218 : CP-II
- △ MPNO. 219 : HSP-I
- MPNO. 220 : HSP-II

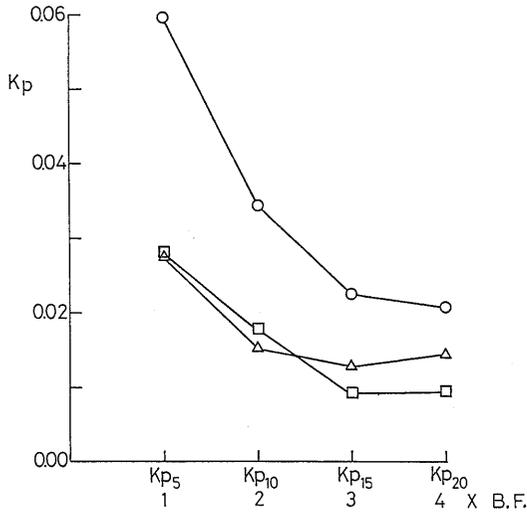


Fig. 29 Maximum Single Amplitude of Fluctuating Pressure for Three Propellers (N=163 rpm Condition, Point C)

は、キャビテーション状態では位置による位相差は小さくなり、 ϕ_5 の値はキャビティ・ボリューム最大の翼角度位置とほぼ対応する。このことは通常型プロペラとハイリー・スキュード・プロペラで同じである。従って、サーフェイス・フォースもハイリー・スキュード・プロペラの採用により大幅に減少するものと推測される。Fig. 28 (a), (b), (c) に B.F. の 2 次成分 K_{p10} , ϕ_{10} を示した。2 次成分でも 1 次成分と同様の傾向が見られる。また、高次成分における傾向の 1 例を Fig. 29 に示す。

N=168, 173 rpm に対応した状態で CP-I により誘起された船尾変動圧力を計測した。振幅の B.F. の 1 次成分 K_{p4} を Fig. 30 に、位相 ϕ_4 を Fig. 31 に示す。CP-I の K_{p4} は CP-II に比べ、最大値で 40~60% も大きく、実船においても船尾振動が極めて大きかったであろうということが推測できる。CP-II において N=163*, 173* に対応した状態での K_{p5} を Fig. 32 に、位相を Fig. 33 に示す。

4. 考 察

4.1 キャビテーション試験状態の影響

実船の船尾変動圧力をキャビテーション水槽の模型

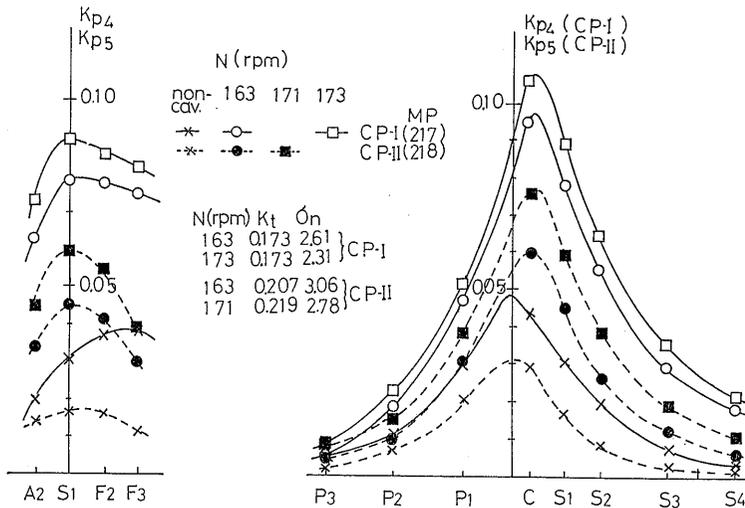


Fig. 30 Single Amplitude of Fluctuating Pressure for Model Propellers, CP-I and CP-II (1st Blade Frequency Component)

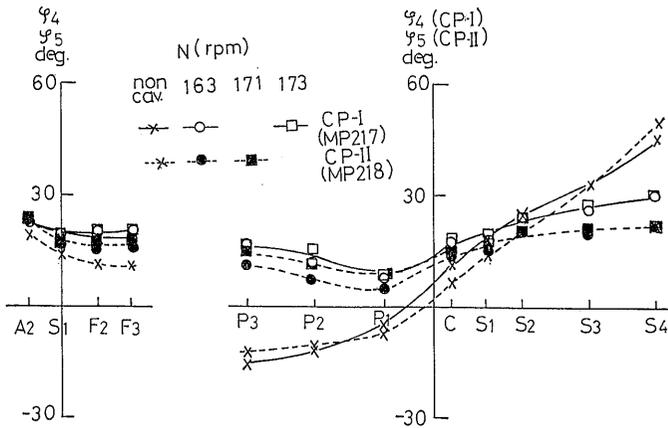


Fig. 31 Phase of Fluctuating Pressure for Model Propellers, CP-I and CP-II (1st Blade Frequency Component)

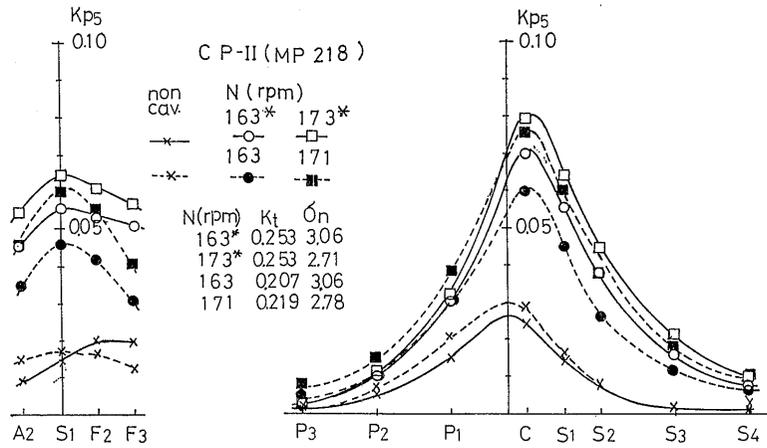


Fig. 32 Single Amplitude of Fluctuating Pressure for Model Propeller CP-II at Highly Loaded and Normally Loaded Condition (1st Blade Frequency Component)

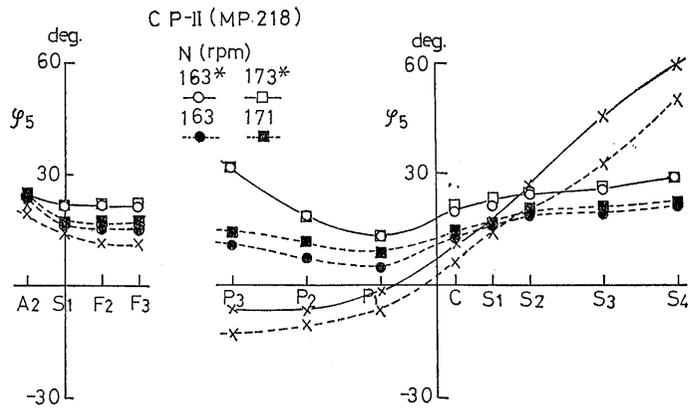


Fig. 33 Phase of Fluctuating Pressure for Model Propeller CP-II at Highly Loaded and Normally Loaded Condition (1st Blade Frequency Component)

実験で推定しようとする場合、通常、推力係数 K_T とプロペラ回転数に基づくキャピテーション数 σ_n を実船での値に合わせ、同時に実船の伴流分布を推定した伴流中で試験を行う¹¹⁾。今回の様な実船実験との比較を行う場合も同様である。試験状態を決めるに際してはレイノルズ数は可能な限り大きくなる様にしていく(例えばプロペラ回転数など)。今回、プロペラ回転数

の変化、 K_T の変化および σ_n の変化の影響について調べたので順をおって考察する。

模型プロペラ回転数、即ちレイノルズ数の違いが変動圧力値にどの様に影響するか、調べた。これを Fig. 34 (a), (b), (c) に示す。 K_T , σ_n は一定とし、プロペラ回転数 n と流速を変え、伴流分布は流速により殆んど変化しなかった。B.F. の 1 次成分 K_{p5} は

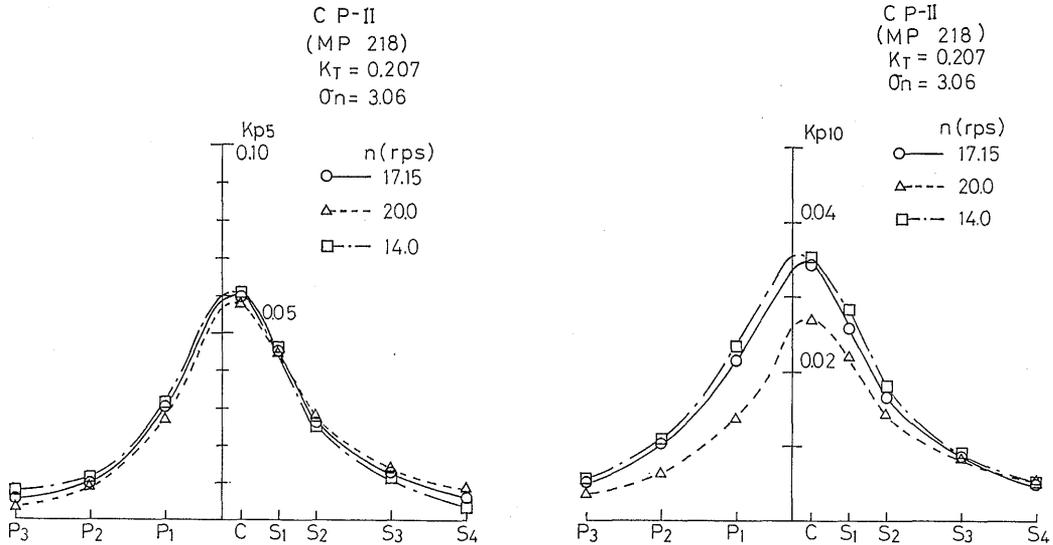


Fig. 34 (a) Effect of Number of Revolution on Single Amplitude of Fluctuating Pressure for Model Propeller CP (1st and 2nd Blade Frequency Component)

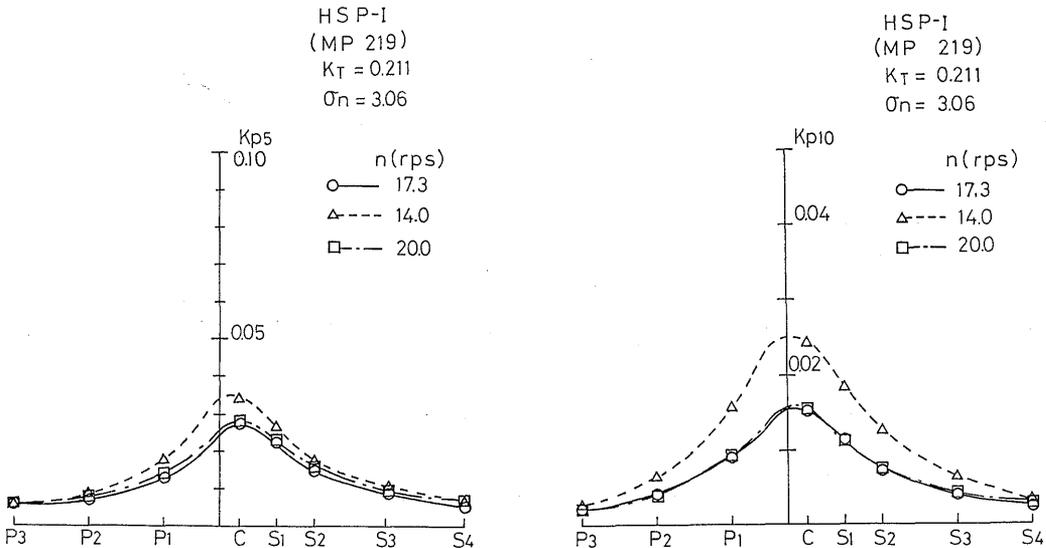


Fig. 34 (b) Effect of Number of Revolution on Single Amplitude of Fluctuating Pressure for Model Propeller HSP-I (1st and 2nd Blade Frequency Component)

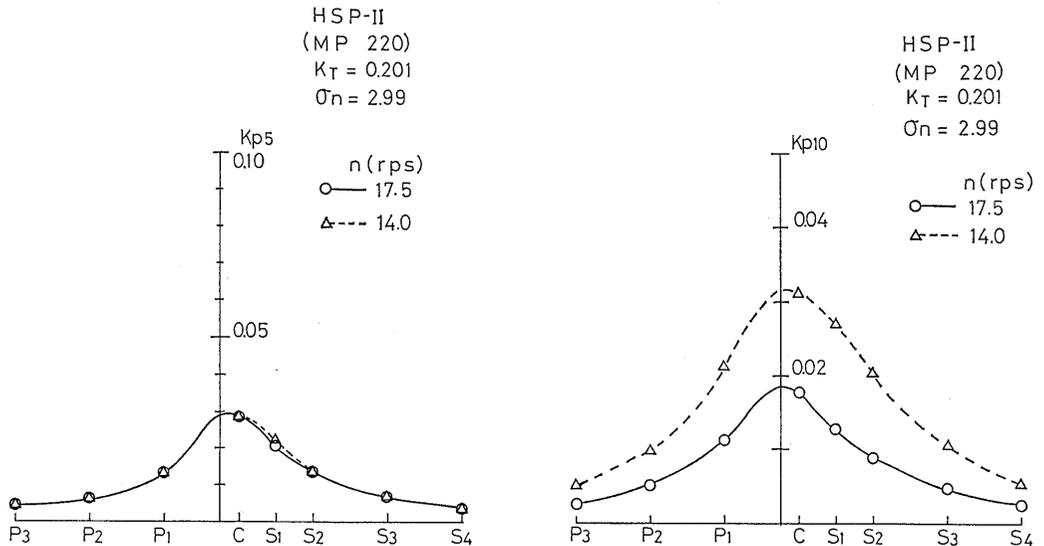


Fig. 34 (c) Effect of Number of Revolution on Single Amplitude of Fluctuating Pressure for Model Propeller HSP-II (1sr and 2nd Blade Frequency Component)

CP-II の $n=14$ rps の場合、 K_p が 0.01 程度他の回転数と異なり、実験データとしてやや精度が低いと考えられる。しかし、他の 17 および 20 rps では良く一致しており、非常に精度の高い実験データと考えられる。一方、B.F. の 2 次成分 K_{p10} においては、いずれのプロペラについても単振幅の計測値のバラツキが K_p で 0.01 程度であり、計測値の精度はこの程度と考えられる。

次に、 K_T の変化による影響を CP-II について調べると、 $N=163$ と $N=163^*$ に対応する状態あるいは、 $N=171$ と $N=173^*$ に対応する状態では、 σ_n は等しいが、 K_T が異なっている。後者は前者の約 22% 増あるいは約 16% 増となっている。この 2 つの試験状態における実験結果を比較することにより、 K_T 変化の影響を調べることができる。 K_T の増加によってキャビテーションがやや激しくなることは、Fig. 11 と Fig. 17 のキャビテーション・パターンから知ることができる。また Fig. 18 と Fig. 23 との比較から、 K_T の増加によってキャビティ厚みがやや大きくなること分かる。キャビティボリュームについての比較は Fig. 24 に示されている。 K_T の大きい方が回転数の小さい時で約 4%、回転数が大きい時で約 13% ボリュームが大きい。さて、 K_T が増加してキャビテーションが激しく発生すると K_{p5} も増加する様子が Fig. 32 に示されている。図によると K_T の大きい方の K_{p5}

の最大値が回転数が小さい時で約 17%、回転数が大きい時で約 5% 大きくなっている。また、 K_T が増すと右舷側の K_{p5} が大きくなる傾向を示している。Fig. 33 は位相 φ_s の比較であり、 K_T が増すと位相が遅れる。

次に、 σ_n の変化による影響について調べる。CP-II についての $N=163^*$ と $N=173^*$ に対応する状態では K_T が等しくて σ_n が異なっている。後者の σ_n は前者の約 11% 減となっている。 σ_n の減少によるキャビテーションの発生範囲の増加は、Fig. 17 に見られる様に、 K_T の変化の場合より敏感であるが、量的には大した変化ではない。キャビティボリュームの増加は Fig. 24 によると約 29% である。 σ_n の変化による K_{p5} の変化を Figs. 32, 33 に示す。これらの図によると σ_n の小さい $N=173^*$ に対応する状態では K_{p5} の最大値が約 13% 大きい。

4.2 プロペラの違いによる影響

ハイリー・スキュード・プロペラが実船に頻りに装備されるようになる以前には、通常型プロペラにより起振力を軽減することが考えられていた。青雲丸もその例の一つであり、第 1 代目のプロペラ CP-I は 4 翼のプロペラであったが、起振力軽減等の目的から第 2 代、および第 3 代目のプロペラが 5 翼プロペラ CP-II に換装された。この両者を比較することによって、通常型プロペラにおける船尾振動の軽減の程度を見ることが

できる。CP-IIはCP-Iに比べて翼数が増しているの
で1翼あたりの推力が減少し、キャビテーションの発
生量が少なくなる。その様子は両キャビテーションの
発生範囲のスケッチ Figs. 16, 17 において見るこ
とができる。また、キャビティ厚みやキャビティボリュ
ームにおいても同様に、Figs. 21, 22 に見られる様に、
CP-IIはCP-Iに比べてかなり小さくなっている。次
にそれが変動圧力の値でどの様になっているかを見
ると Fig. 30 のとうりである。CP-IIはCP-Iに比
べてキャビテーションが弱くなっている他に、プロペラ
直径が小さくなっているため、tip clearance が大き
くなっている。これらの理由から、B.F. 1次成分の K_p
の最大値で26~31%程度が小さくなっている。但し、
両図を比較すると減少量はもっと大きい、これは同
一の荷重条件で比べるためには、CP-IIは $N=163^*$ 、
 173^* に対応する状態と比較すべきであると考
えられる。その結果、減少量は上記の量となる。

キャビテーションのパターンに関する通常型プロペ
ラ CP-II とハイリー・スキュード・プロペラ HSP-
I, HSP-II の比較は Figs. 11, 12, 13 に示されて
いる。HSP-I および II では、CP-II に比べて、キャ
ビテーションの発生範囲が翼端附近に限られている。ま
た、観測の結果 HSP-II は HSP-I に比べ tip unloaded
とした分だけ tip vortex cavitation が弱くなっている
が、発生範囲に大きな差はない。キャビティのボリュ
ームに関してこれらのプロペラを比較すると、Fig. 20
に示されている様に、HSP-II のキャビティボリュ
ームは CP-II に比べ小さい。しかし、その量は6~21%
でそれ程著しくはない。一方、船尾変動圧力に関し
ては Figs. 26, 27, 28, 29 に示されている様に、HSP-
II は CP-II に比べて K_p の最大値が45~65%も減
少している。ハイリー・スキュード・プロペラの採用
による変動圧力の減少効果が非常に大きいことが分か
る。また、HSP-II は HSP-I を tip unloaded とな
っているが K_p は若干小さくなる傾向が見られるもの
の、その効果はあまり大きくはない。

4.3 実船実験との比較

青雲丸の実船実験は昭和57年5月(通常型プロペ
ラ装備の状態)および同年12月(ハイリー・スキ
ュード・プロペラ装備の状態)に伊豆七島附近海域で実
施された。実船実験の詳細な試験状態はSR183部会
57年度報告書⁴⁾に記述されている。実船実験時のプロ
ペラ作動状態を解析すると K_T および σ_n の平均値は
Table 5 に示すとおりになる。模型によるキャビテ

Table 5 Experimental Conditions for Full Scale Ship

	N (rpm)	K_T	σ_n
CP-II	149	0.21	3.6
	163	0.21	3.0
	171	0.22	2.7
HSP-II	149	0.17	3.5
	163	0.17	2.9
	171	0.18	2.7

ション観測および船尾変動圧力の計測の第一の目的
は、実船のプロペラ周りの流体力学現象を出来るだけ
正確にシミュレートして、実船の起振力(Surface
Force)を推定することにある。従って、今回行われた
模型船舶後のキャビテーション試験の結果と実船実験
の結果との対応を詳細に検討しておくことは今後の模
型船によるキャビテーション試験の信頼性にとって重
要なデータとなる。

Fig. 35 に実船と模型プロペラのキャビテーション
発生範囲の比較を示す。全般的に、模型試験と実船実
験におけるキャビテーション発生範囲の一致は良いと
言えよう。HSP-IIにおけるキャビティ範囲が、CP-II
に比べて、 r/R の大きい翼先端寄りに限られていると
いう模型実験の結果は実船実験の場合にも観察されて
いる。詳細に比較すると、模型での発生範囲は実船観
測での発生範囲と比べて、CP-IIの場合わずかながら
多めになる傾向が見られる。一方、HSP-IIの場合逆
に少なめの傾向となっている。今回はプロペラ軸心静
圧に基づく σ_n により試験が行われているので、模型
での発生範囲は少なめとなることは避けられない¹²⁾。
しかしながら、通常型プロペラでもハイリー・スキ
ュード・プロペラでも、模型試験におけるキャビテ
ーションが実船推定伴流分布を用いると、実船のキャ
ビテーションをかなりよくシミュレートしているとい
うことができる。

模型試験によるキャビティ厚み分布計測値と実船計
測値¹³⁾の比較を HSP-II についてのみ Fig. 36 に示
す。CP-II については実船実験において数点しか計測
することができなかったため、本報告では比較をして
いない。実船計測値は寸法比で模型に換算した値であ
る。キャビティ厚みの実船計測の換算値と模型計測値
とはかなり良く対応していると言える。また、厚みの
分布形状に関しても、両者は良く似ている。翼角位置
 $\theta=40^\circ, 50^\circ$ における $r/R=0.85$ での両者の差が目
立つのは、 $\theta=50^\circ, r/R=0.85$ においては模型では
キャビティが発生していないためなどの発生範囲の違

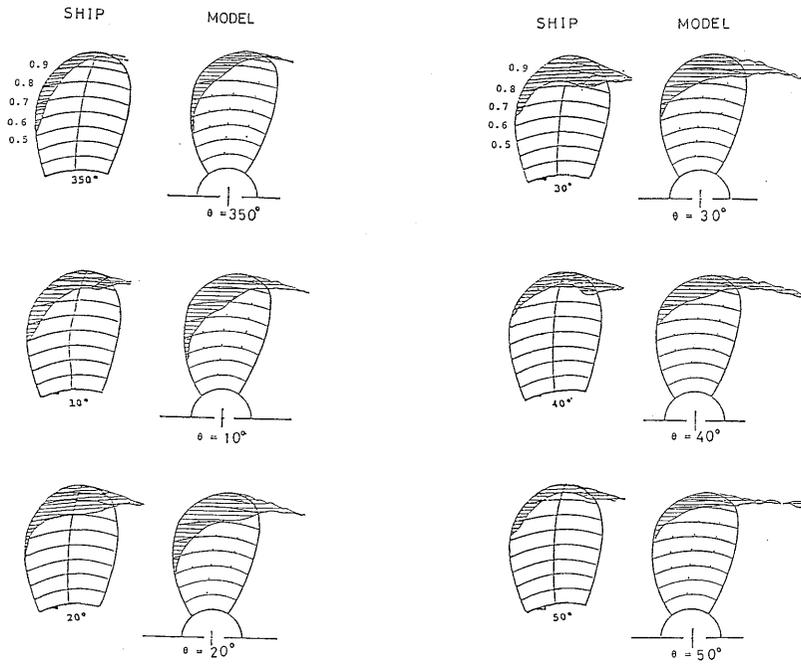


Fig. 35 (a) Comparison of Cavitation Pattern on Second Conventional Propeller between Full Scale Propeller and Model Propeller (CP-II, $N=163$ rpm Condition)

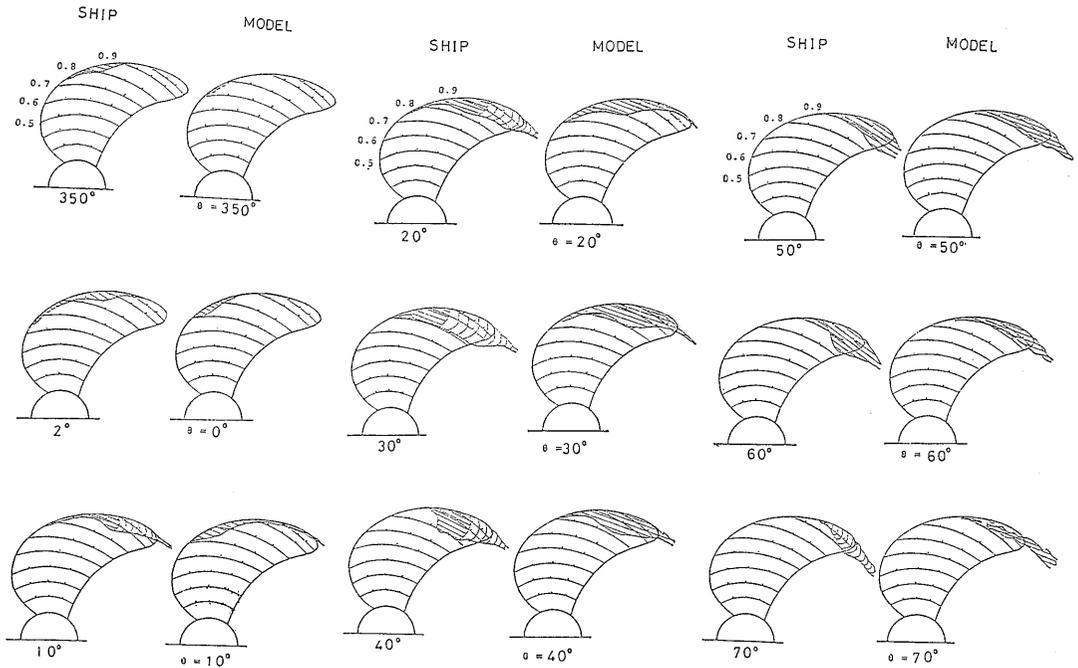


Fig. 35 (b) Comparison of Cavitation Pattern on Final Highly Skewed Propeller between Full Scale Propeller and Model Propeller (HSP-II, $N=163$ rpm Condition)

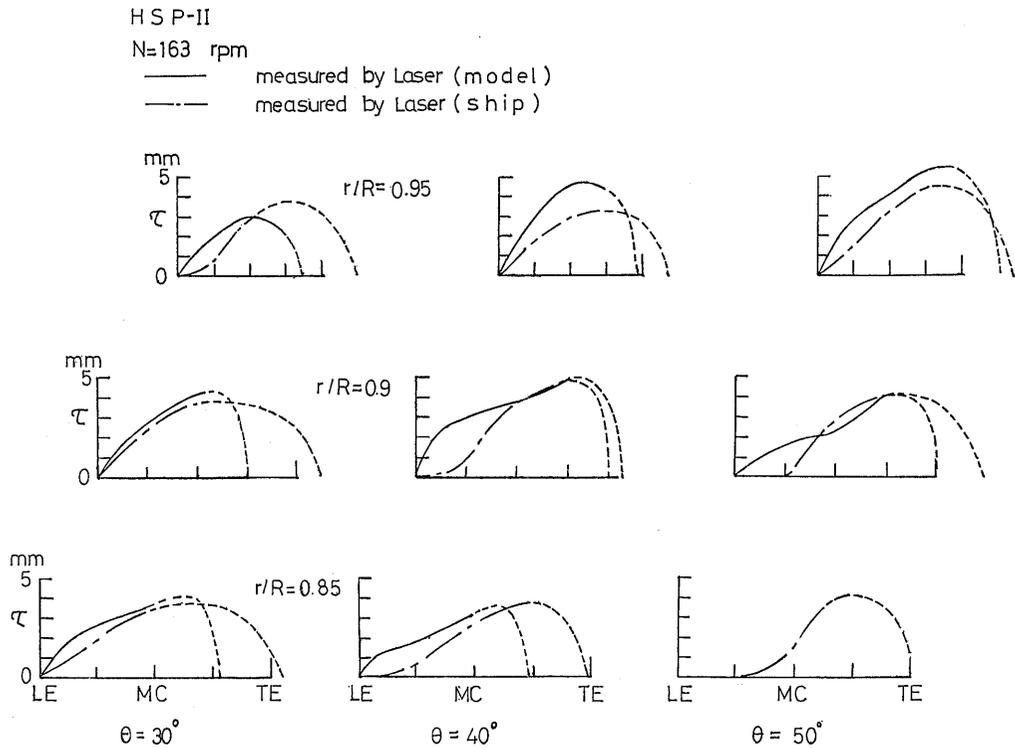


Fig. 36 Comparison of Cavity Thickness Distribution between Full Scale Propeller and Model Propeller (HSP-II, $N=163$ rpm Condition)

いによる。この他にキャビティの後端位置の違いがキャビティの厚み曲線の内挿に大きな影響を与える。 $\theta = 40^\circ, 50^\circ$ における翼端近傍 $r/R=0.95$ でのキャビティ厚みは、実船での計測値より模型での計測値の方が大きい傾向が見られる。キャビティの厚み分布曲線を積分して得られるキャビティボリュームに関する実船と模型の比較を Fig. 37 に示す。両者の対応はかなり良く、実船での最初の計測結果としてはほぼ満足なものと考えられる。

以上の様に、実船実験により計測されたキャビティ厚み分布は、模型での計測値とほぼ似た関係となっているので、模型試験での計測値により実船のキャビティ厚み分布をかなり良く推定することができると考えられる。

船尾変動圧力値の単振幅に関する実船計測値と模型計測値の対応は Figs. 26, 28 に示されている。B.F.の一次成分 K_{p5} 、および二次成分 K_{p10} についての実船計測値と模型計測値を比較すると、模型船での計測値の方が大きめの傾向が見られるものの、満足な結果

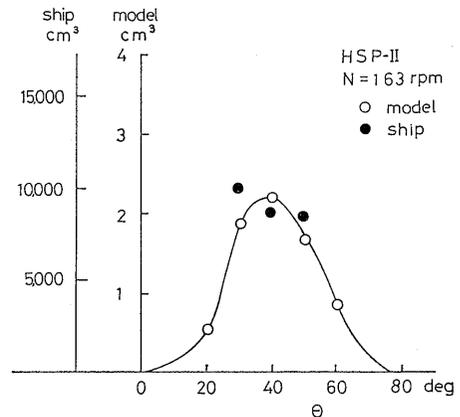


Fig. 37 Comparison of Cavity Volume between Full Scale Propeller and Model Propeller (HSP-II, $N=163$ rpm Condition)

と言えよう。これは、実船と模型船とでキャビテーションの発生範囲およびキャビティ厚みがかなり良く合っていたことによると考えられる。変動圧力振幅のピ

ークの位置は実船の場合、船体中央よりかなり右舷側であるのに対し、模型の場合、船体中央近くで最大となる傾向が見られる。特に、ハイリー・スキュード・プロペラで顕著であり。この理由としてはキャビテーションの消滅の位相がわずかに実船の方が遅いことなどが考えられる。

以上のことから、模型試験による実船の船尾変動圧力の定量的推定に対する精度向上の現状ならびにプロ

ペラの違いによる船尾変動圧力値の大小関係を模型での計測によって定量的に評価できることが示されたと言えよう。

4.4 船尾変動圧力の理論計算と実験結果の比較

模型試験によるキャビティ厚みの計測値と入力として、船尾変動圧力の理論計算を Huse の方法により行った^{14,15)}。その計算の結果と模型での計測値とを比較したものを Figs. 38 (a)~(d) に示す。Figs. 38 (a),

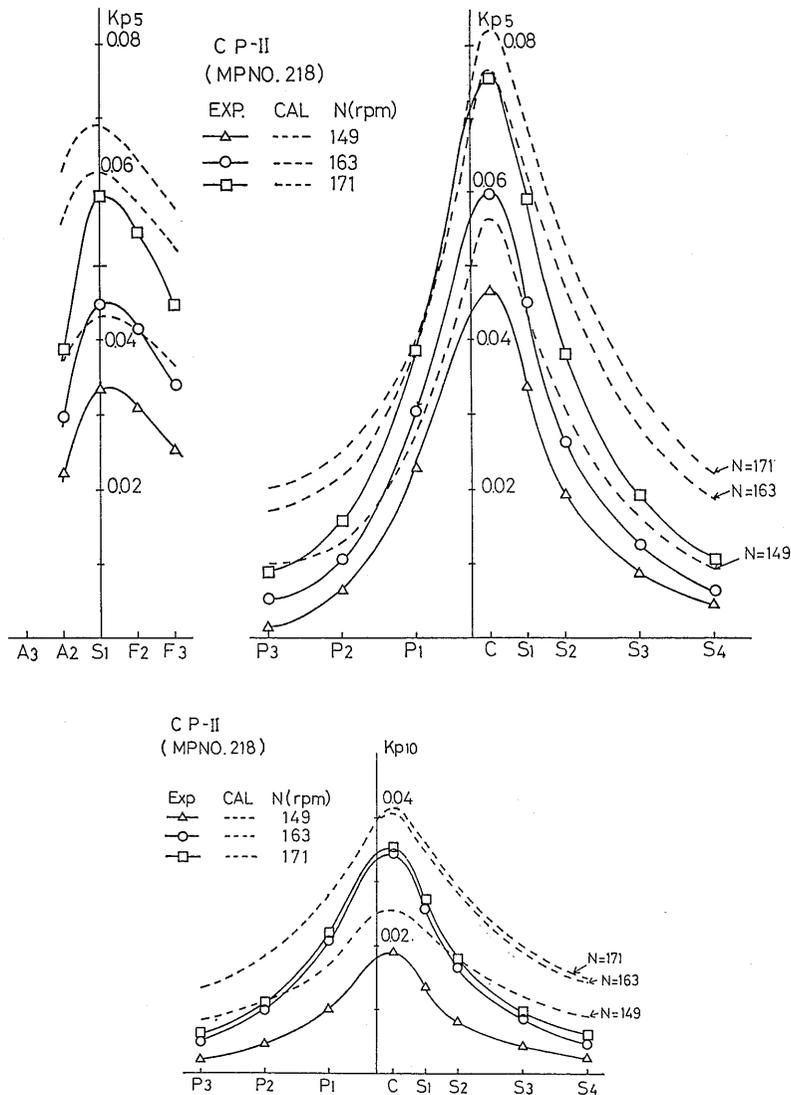


Fig. 38(a) Comparison between Calculated and Measured Single Amplitude of Fluctuating Pressure for Model Propeller CP-II (1st and 2nd Blade Frequency Component)

(b) は CP-II と HSP-II における B.F. の 1 次成分 K_{p5} および 2 次成分 K_{p10} を図示したものである。Fig. 38 (c) に CP-I の B.F. の 1 次成分 K_{p5} を、Fig. 38 (d) に CP-II の高荷重状態での K_{p5} を示す。また、Fig. 39 は C 点における K_p の計算値と計測値を CP-I, CPII, HSP-II について比較したものである。

通常型プロペラ CP-I および CP-II においては、

Huse の方法による計算値と実験値の対応はかなり良い。しかしながら、ハイリー・スキュード・プロペラ HSP-II においては、B.F. の 1 次成分 K_{p5} の計算値はかなり過大であり、計測値の 2 倍以上になっている。本計算の結果、HSP-II の K_{p5} が CP-II のそれより小さくはなっているが、その減少量はキャビティボリュームにおける減少量に相当する。実験計測値におけるハイリー・スキュード・プロペラでの変動圧力振幅

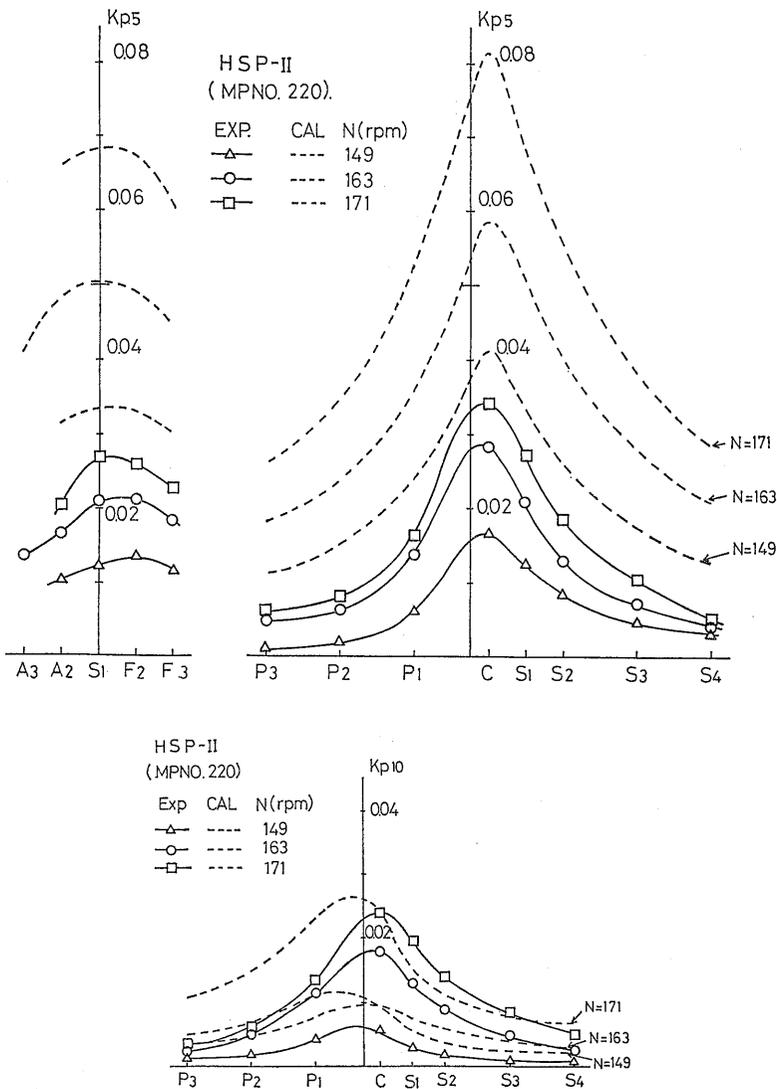


Fig. 38 (b) Comparison between Calculated and Measured Single Amplitude of Fluctuating Pressure for Model Propeller HSP-II (1st and 2nd Blade Frequency Component)

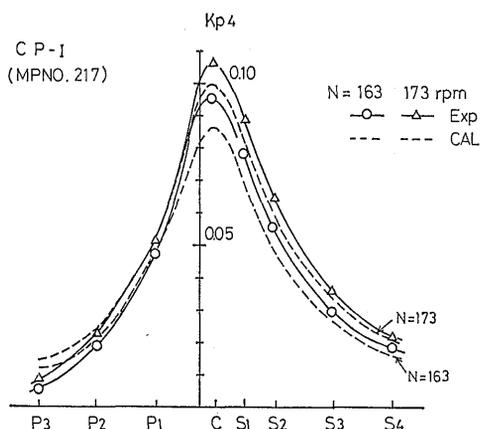


Fig. 38 (c) Comparison between Calculated and Measured Single Amplitude of Fluctuating Pressure for Model Propeller CP-I (1st and 2nd Blade Frequency Component)

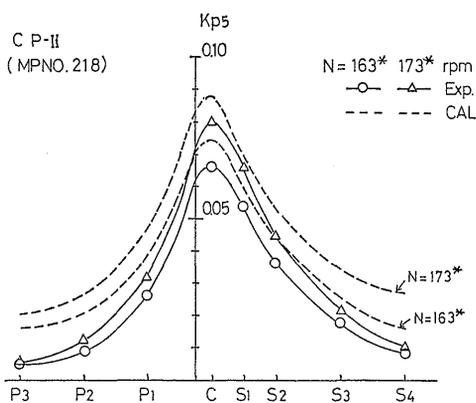


Fig. 38 (d) Comparison between Calculated and Measured Single Amplitude of Fluctuating Pressure for Model Propeller at Highly Loaded Condition (1st Blade Frequency Component)

の減少量を定量的に理論計算によって示すことは、以前の報告と同様^{3,4)}できなかった。この不一致の一つの理由としては、ハイリー・スキュード・プロペラの翼端部およびプロペラ翼面後方でのキャビティ厚み分布のチップ・ボルトテックス・キャビティのロールアップに起因する過大評価が考えられる²⁾。このため、上記領域でのキャビティ厚み分布のより多点での計測が望まれる。しかしながら、HSPでのキャビティ・ボリュームの過大評価量は上記の不一致を説明できる程大きくないと推定されること、および CP-II に関して

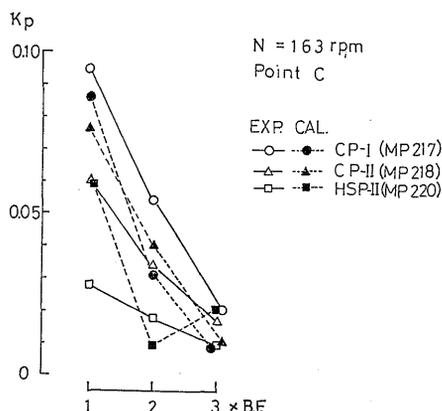


Fig. 39 Comparison between Calculated and Measured Single Amplitude of Fluctuating Pressure for Three Propellers ($N=163$ rpm Condition, Point C)

良い一致が得られていることから、理論計算で用いられるキャビティのモデル化に何らかの工夫が必要であると考えられる。

5. 結 言

模型によるキャビテーション観測および船尾変動圧力計測の第一の目的は、実船でのキャビテーションおよび船尾変動圧力を精度良く推定することにある。そのためには実船の船体ならびにプロペラ周りの流体力学現象をキャビテーション水槽において出来るだけ正確にシミュレートする必要がある。このため、本報告での模型実験において、下記の試験法に基づくキャビテーション試験を行った。

- (1) 実船対応のキャビテーション試験を行うため、曳航水槽で用いられる模型船と一組の Flow Liner とを組み合わせる方式により実船推定伴流をシミュレートする新しい方法を試みた。
- (2) 推力係数 K_T 、キャビテーション数 σ_n を実船での各作動状態に合わせてキャビテーション試験を行う必要がある。本実験では予測状態で K_T 、 σ_n の値を中心に K_T 、 σ_n の値を変化させて、その影響を調べた。
- (3) 模型と実船プロペラ翼面上の流れのレイノルズ数の違いによる影響を小さくするため、プロペラ前縁に粗さを付けた。また、キャビテーションの発生機構を支配するプロペラ周りの水中の気泡核の状態を実船の場合に近づけるため、船尾伴流中に水素気泡を添付してキャビテーション試験を行

った。

- (4) K_T , σ_n 一定でプロペラ回転数を変化させ、キャビテーションの発生範囲および船尾変動圧力への影響を調べた。

上記の試験法により、通常型プロペラおよびハイリー・スキュード・プロペラを装備した練習船「青雲丸」の実船実験に対応した模型船舶後でのプロペラキャビテーション観測、キャビティ厚み計測および船尾変動圧力計測を行った。一方、青雲丸での実船実験から総合的データが得られているので、実船計測値と模型計測値との対応をキャビテーションの発生範囲、キャビティ厚み分布、船尾変動圧力のそれぞれにつき、詳細に示すことができた。また、通常型プロペラとハイリー・スキュード・プロペラについての各計測項目の比較検討を実験だけでなく、理論計算によっても行った。得られた結論は次のとおりである。

- 1) 実船に対応したキャビテーション試験を行うため、実船推定伴流をダミー模型によらず、模型船と Flow Liner との組み合わせによりシミュレートする方法を開発した。
- 2) 模型実験と実船実験との対応は、キャビテーションの発生範囲およびキャビティ厚み分布に関してかなり良い。これらの関係は通常型プロペラばかりでなくハイリー・スキュード・プロペラに関する結果についても成り立つ。模型船での船尾変動圧力も実船実験での結果と良く対応しており、模型試験により実船の船尾変動圧力を定量的に評価できることが示された。
- 3) 推力係数 K_T 、キャビテーション数 σ_n が一定の条件下で模型プロペラ回転数を変化させた時の船尾変動圧力への影響を調べた。 $n=14\sim 20$ rps の範囲の回転数変化が船尾変動圧力の単振幅 K_p に及ぼす影響は Blade Frequency の 1 次、2 次成分に対してともに 0.01 程度であり、影響は少なかった。また、予測状態での K_T , σ_n の値を中心に K_T , σ_n の値を変化させて、その影響を示すことができた。
- 4) 模型試験に関しキャビティ厚み計測値を入力データとし、船尾変動圧力を Huse の方法により計算した結果、通常型プロペラに比べハイリー・スキュード・プロペラの場合、実験値との違いは大きく、実験値は計算値の半分以下であった。Huse の理論では説明できない程実験値が小さく、計算法の改良の必要なことが確かめられた。

本報告の一部は、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 57 年度に船舶技術研究所が担当したものである。本研究の遂行にあたり、同研究部会の方々から御協力と御助言をいただいた。ここに感謝の意を表します。本報告での変動圧力の理論計算は、船舶技術研究所の中央計算機センター FACOM M 180 II AD により行われた。

参 考 文 献

- 1) 高橋 肇;「プロペラ・キャビテーションの Surface Force に及ぼす影響に関する一考察」, 西部造船会会報, 第 49 号, 1975
- 2) 右近良孝, 黒部雄三, 角川 明, 牧野雅彦;「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」, 船研報告, 第 19 巻, 第 3 号, 1982
- 3) 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
- 4) 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. 358, 1983
- 5) Johnsson, C. A. and Sontvedt, T.; "Propeller Excitation and Response of 230,000 TDW Tankers", DET NORSKE VERITAS, Pub. No. 79, 1972
- 6) van der Kooji, J.; "Experimental Determination of Propeller Induced Hydrodynamic Hull Forces in the NSMB Depressurised Towing Tank", Proc. of RINA Symposium on Propeller Induced Ship Vibration, London, 1979
- 7) Fitzsimmons, P. A.; "Cavitation Induced Hull Pressures: A Comparison of Analytical Results, Ship and Model Measurements", Proc. of RINA Symposium on Propeller Induced Ship Vibration, London, 1979
- 8) 児玉良明;「船研大型キャビテーション水槽第 2 計測部 (模型船胴) 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, 1981 年, (未公開資料)
- 9) Ukon, Y. and Kurobe, Y.; "Measurement of Cavity Thickness Distribution on Marine Propellers by Laser Scattering Technique", Proc. of 16th International Towing Tank Conference, Vol. 2, Leningrad, 1981
- 10) 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 卷, 第 1 号, 1982
- 11) The 15th ITTC Propeller Committee; "Report of the Propeller Committee", Proc. of the 15th International Towing Tank Conference, Hague, 1978
 - 12) 伊藤達郎, 門井弘行; 「IV. 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, 日本造船学会, 東京, 1971
 - 13) Kodama, Y., Takei, Y. and Kakugawa, A.; "The Measurement of Cavity Thickness on a Full Scale Ship by Using Laser and TV Camera", Papers of Ship Research Institute No. 73, (to be published)
 - 14) Huse, E.; "Pressure Fluctuations on the Hull Induced by Cavitating Propellers", Norwegian Ship Model Tank Publication No. 111, 1972
 - 15) 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 卷, 第 1 号, 1982