(昭和56年11月 日本造船学会秋季講演会において講演)

Highly Skewed Propeller の研究

(第2報 船尾変動圧力)

正員 山 崎 正 三 郎* 正員 高 橋 通 雄* 正員 奥 正 光* 正員 伊 藤 政 光*

Research on Highly Skewed Propeller (2nd Report Propeller-Induced Fluctuating Pressure)

by Shosaburo Yamasaki, Member Michio Takahashi, Member Masamitsu Oku, Member Masamitsu Ito, Member

Summary

In the previous paper 1), authors presented the results of propeller open test, self-propulsion test and cavitation test (cavity extent and thickness) which were performed by using MAU type conventional propeller (MPNO. 80-3), conventional 90° Highly Skewed Propeller (HSP) (MPNO. 80-4) and theoretically designed 72° HSP (MPNO. 80-5).

They also described the outlines of simplified method to calculate Wake Adapted Skew Distribution (WASD) and non-linear lifting surface method to estimate propeller open characteristics which were applied to MPNO.80-5 propeller design. The result of propeller open test reveals utility of non-linear lifting surface method for high efficiency HSP design.

In this report, the test results of fluctuating pressure induced by the above-mentioned three propellers and measured in cavitation tunnel are presented. Comparing with fluctuating pressure amplitude (1 st blade frequency component) of MPNO. 80-3, that of MPNO. 80-4 is reduced to about 57% and that of MPNO. 80-5 is reduced to about 12%, which reveals that skew distribution as well as skew angle significantly effects on fluctuating pressure and simplified method to calculate WASD is useful for HSP design.

Then, authors propose a practical method for calculating necessary skew angle to reduce propeller-induced fluctuating pressure amplitude to allowable level. The method is based on Holtrop's statistical method¹²⁾ for predicting vibratory hull forces and Holden's criterion¹⁹⁾ for fluctuating pressure amplitude. Recommendable skew angles indicated by examples of numerical calculation for eight ships are as follows;

0°~30° skew angle for bulk carrier 40°~60° skew angle for pcc 50°~70° skew angle for container

1 緒 言

船体振動の主原因となるプロペラ起振力はベアリングフォース(プロペラの回転によってプロペラ翼に加わる流体力が伴流の不均一性のために変動し、これが軸、軸受けを介して船体に伝わる力)とサーフェスフォース(プロペラの回転によってプロペラ周りの船体、舵に加わる水圧変動による力)に大別される. Highly Skewed Propeller (HSP) は大きなスキューによって翼が High Wake Zone を通過する時間を半径方向に変化させることによりベアリングフォース、サーフェスフォースとも

に減少することができ、その効果は実験的にも確認されている。例えばベアリングフォースについて San Clemente Class O/B/O Carrier の例 2) では 72° スキューの採用により推力変動が Conventional Propeller (CP)の 2/5 に、斎藤らの報告 3) では MAU 母型に対してスキューを 60° , 90° と増すことによりスラスト変動、トルク変動が 2/5, 1/10 に、また千葉らの報告 4) では CPと比べて 72° HSP の横力は $1/3\sim1/5$ に、曲げモーメントは $1/10\sim1/18$ に減少している。サーフェスフォースについても Cumming らの報告 5) ではスキューを 0° から 108° に増せばプロペラチップクリアランスを約 10% 減少できることが確認され、San Clemente Class

^{* (}株)神戸製鋼所鋳鍛鋼事業部技術部

0/B/O Carrier の例²⁾では CP と比べて 72° HSP の船 尾変動圧力の1次翼振動数成分が約1/4に,千葉らの報告⁴⁾では CP と比べて 72° HSP の船尾変動圧力の1次翼振動数成分が 2/3~1/2 に,また日本造船研究協会第183 研究部会の報告⁶⁾では CP と比べて 45° HSP の船尾変動圧力の1次翼振動数成分が約 2/5 に減少している。ところがスキューを増せばプロペラ起振力が減少する反面翼応力が大きくなる。また翼厚を厚くし過ぎるとプロペラ単独効率,キャビテーション性能の低下が予想される。従って HSP の設計では必要最小限のスキュー幅(スキュー角の最大と最小の差)とし,また個々の対象船の伴流分布に適したスキュー分布を選ぶことが重要である。

ベアリングフォースを考慮したスキュー分布の決定法 については文献 7) に一方法が示され、 その有用性が模 型実験4)によって確認されている。また非定常プロペラ 揚力面計算プログラム^{8)~10)} を用いて try and error に よりスキュー分布を選ぶ方法も考えられる。しかしサー フェスフォースに対するスキュー分布の効果を調べた実 験例あるいはサーフェスフォースを考慮したスキュー分 布の決定法についての報告はほとんど見られない。ま た,スキュー幅の決定法についての報告もない。例えば Daniel らの HSP 設計例2)ではプロペラ起振力を極力小 さくする (理想的には零とする) 方針でスキュー幅を 72° としている。翼厚を CP の 10% 増しにしてはいる ものの HSP の翼応力計測結果4),5),11) から判断すれば CP と比べてかなり厳しい応力条件下にあったものと思 われる。たとえば CPと HSP の中間的な Skewed Propellerでは不十分なのかとの疑問が残る。ところで最近, 船の初期設計段階で船体振動軽減対策を容易にすべく数 多くの模型、実船実験結果に基づいた船尾変動圧力の簡 易計算法^{12)~18)}および許容限界値の推定式^{19)~22)}が提案さ れている。これらの方法を用いればサーフェスフォース を考慮してスキュー幅を決めることも可能と思われる。

以上のような状況の中で、著者らはまずベアリングフォース、サーフェスフォースを考慮して個々の対象船の伴流分布に適したスキュー分布を求めるために、ベアリングフォースに関する熊井の方法²³⁾を応用した Wake Adapted Skew Distribution (以降では WASD と略す)の簡易計算法を開発した。そしてサーフェスフォースに対するスキュー分布の効果および WASD の簡易計算法の HSP 設計への実用性を確認するために MAU型 CP (MPNO. 80-3)、従来型 90° HSP (MPNO. 80-4)、理論設計による 72° HSP (MPNO. 80-5) の 3本の模型プロペラを用いて船尾変動圧力を計測した。次に HSP 設計での実用の見地からサーフェスフォースを考慮してスキュー幅を決定するための簡易計算法を考案した。すなわ

ち船尾変動圧力の許容限界値を Holden の式¹⁹により求める。さらに船尾変動圧力に対するスキューの効果を Holtrop の方法¹²を若干修正した方法により計算して 船尾変動圧力をスキューにより許容限界内におさえるようにスキュー幅を決定する方法である。

第1報りですでにプロペラ単独性能試験,自航試験およびキャビテーション性能試験結果とともに WASD の簡易計算法の概要と,船尾変動圧力の計測試験結果の一部(変動圧力波形の一例)を報告したので,ここでは船尾変動圧力を周波数解析した結果と上述のスキュー決定法の概要およびその計算例などについて報告する。

2 船尾変動圧力計測試験

2.1 模型プロペラと試験状態

船尾変動圧力に対してキャビテーションの影響が大きいことが判明している^{24),25)}。そこでプロペラ幾何形状,とくにスキュー分布と船尾変動圧力との関係を調べる目的で Table 1 に主要目を示す 3 本の模型プロペラを用いて,(財)日本造船技術センターのキャビテーションタンネルでプロペラ上方に平板を挿入して平板上の変動圧力を計測した。その概観を Fig.1 に示す。

MPNO.80-5 は WASD の簡易計算法を用いてスキュー分布を定めてより大幅なサーフェスフォースの減少を ねらったプロペラである。スキュー幅は 72° で 90° スキュー幅の MPNO.80-4 より小さい(Fig.2 参照)。 直径 6 mm, 容量 1.2 kg/cm², 周波数応答特性 2 kHz の圧力センサーを用いて Fig.3 に示す 50 mm の等間隔で前後 4 点,左右 5 点の計 20 点について計測した。チップクリアランスは $Z_t/D=0.272$ (Z_t : チップクリアランス,D: プロペラ直径)の 1 種とし,流場は均一流と伴流(Fig.4)の 2 種とした。なお伴流分布は平板を挿入した状態で,メッシュによりシミュレートした。荷重条件をTable 2 に示す。いずれも出力 100% MCR に対応している。

2.2 試験結果

周波数解析して求めた1次翼振動数成分の振幅と位相 角の分布を Figs. 5~10 に示す。Figs. 5, 7, 9 がそれぞ れ MPNO. 80-3, MPNO. 80-4, MPNO. 80-5 の均一流

Table 1 Model propeller main particulars

MODEL PROP. NUMBER		MPNO.80-3	MPNO.80-4	MPNO.80-5			
NUMBER OF BLADES		5					
DIAMETER	mm	257.4					
PITCH RATIO		1.020 1.037 1.017					
EXPANDED AREA RATIO		0.730					
BLADE THICKNESS RATIO		0.0604					
BOSS RATIO		0.1925					
SKEW	deg.	16.2°	90.0°	72.0°			
RAKE ANGLE	deg.	10.0°	-5.0at0.7R				
BLADE SECTION		MA	modified MAU				

Highly Skewed Propeller の研究 (第2報)

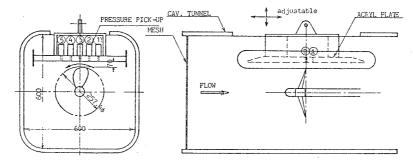


Fig. 1 Measuring apparatus for fluctuating pressure

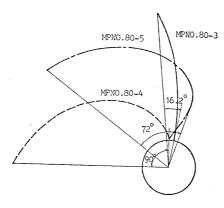


Fig. 2 Skew distributions of model propellers

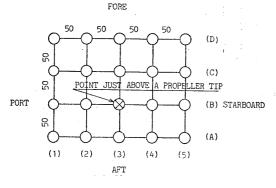


Fig. 3 Location of pressure pick-ups

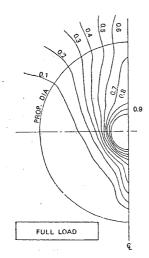


Fig. 4 Wake pattern for fluctuating pressure measurement

Table 2 Load condition at fluctuating pressure measurement

MODEL PROP. NUMBER	UNIF	ORM FLOW	WAKE			
PODEL PROP. NUMBER	KT	σ _n	σ _n K _T 1.833 0.188 6.531 0.188 1.954 0.197 6.438 0.196 1.918 0.196	σ _n		
	0.188	1.833	0.188	1.833		
MPN0.80-3	0.188	6.531	0.188	6.706		
	0.192	1.954	0.197	1.954		
MPNO.80-4	0.195	6.438	0.196	6.418		
MPN0.80-5	0.193	1.918	0.196	1.918		
	0.196	6.416	0.195	6.727		

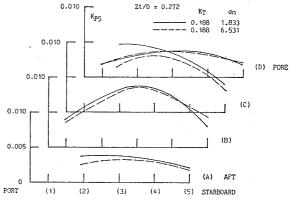


Fig. 5 (a) Single amplitude of fluctuating pressure (1 st blade frequency comp.) in uniform flow (MPNO. 80-3)

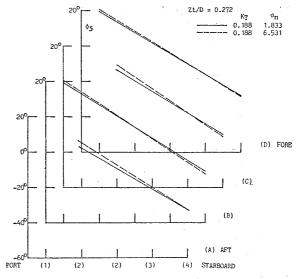


Fig. 5 (b) Phase angle of fluctuating pressure (1 st blade frequency comp.) in uniform flow (MPNO. 80-3)

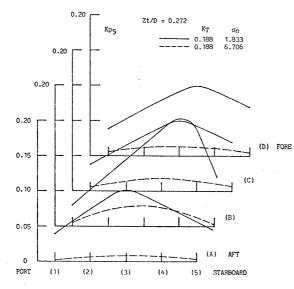


Fig. 6 (a) Single amplitude of fluctuating pressure (1 st blade frequency comp.) in wake (MPNO. 80-3)

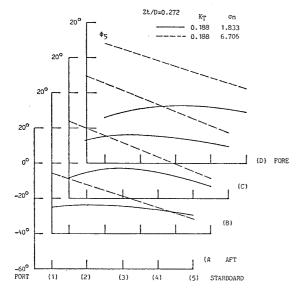


Fig. 6 (b) Phase angle of fluctuating pressure (1st blade frequency comp.) in wake (MPNO. 80-3)

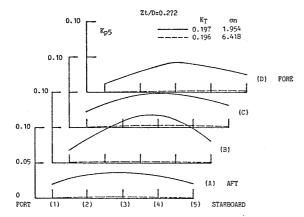


Fig. 8 (a) Single amplitude of fluctuating pressure (1 st blade frequency comp.) in wake (MPNO. 80-4)

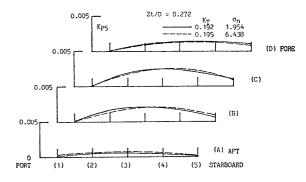


Fig. 7 (a) Single amplitude of fluctuating pressure (1 st blade frequency comp.) in uniform flow (MPNO. 80-4)

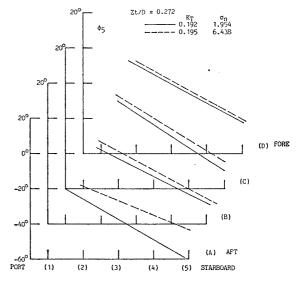


Fig.7 (b) Phase angle of fluctuating pressure (1 st blade flequency comp.) in uniform flow (MPNO.80-4)

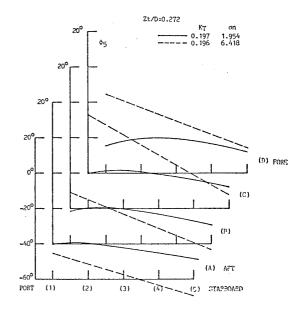


Fig. 8 (b) Phase angle of fluctuating pressure (1st blade frequency comp.) in wake (MPNO. 80-4)

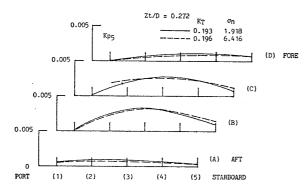


Fig. 9 (a) Single amplitude of fluctuating pressure (1 st blade frequency comp.) in uniform flow (MPNO. 80-5)

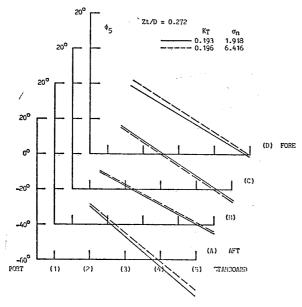


Fig. 9 (b) Phase angle of fluctuating pressure (1 st blade frequency comp.) in uniform flow (MPNO. 80-5)

中での結果であり、Figs. 6, 8, 10 がそれぞれ MPNO. 80-3、MPNO. 80-4、MPNO. 80-5 の伴流中での結果である。 各図 の(a)では 1 次翼振動数成分の片振幅 ΔP_5 を

$$K_{P_5} = \frac{\Delta P_5}{\rho n_R^2 D^2} \tag{1}$$

ただし、ho:水の密度、 n_R :プロペラ回転数 D:プロペラ直径

で無次元化して示し、 均一流中での K_{P_5} は伴流中での値の 10 倍のスケールでプロットしている。各図の(b)では

$$P_5 = -\Delta P_5 \cos 5(\theta + \phi_5) \tag{2}$$

ただし、 P_5 :変動圧力の1次翼振動数成分

 θ :回転角位置

により定義される位相角 ϕ_5 を示している。なおプロペラ直上点を $\theta=0^\circ$ とし,プロペラ翼の代表線として MPNO.80-3 については Generator Line, MPNO.80-4

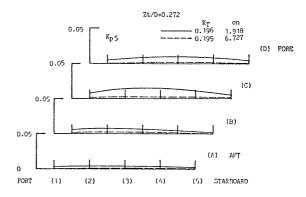


Fig. 10 (a) Single amplitude of fluctuating pressure (1 st blade frequency comp.) in wake (MPNO. 80-5)

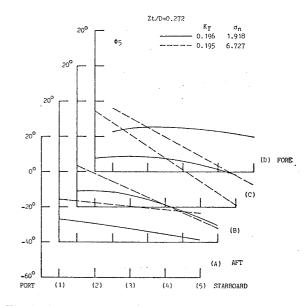


Fig. 10 (b) Phase angle of fluctuating pressure (1st blade frequency comp.) in wake (MPNO. 80-5)

と MPNO.80-5 については 0.7 R の翼弦中央点と Shaft Center を結んだ線を選んだ。

図中,実線がキャビテーション状態での結果であり,破線が非キャビテーション状態での結果である。均一流中での結果ではいずれのプロペラともキャビテーション発生の有無による差はほとんど見られない。一方,伴流中での結果では非定常キャビテーションの発生により振幅が相当大きくなり,位相差は前後,左右方向ともほとんどなくなっている。これらの傾向は従来報告されている結果²⁶)-²⁹)と全く一致している。

3本のプロペラについて比較すると、均一流中では MPNO.80-4 と MPNO.80-5 の振幅はほぼ同じであり、スキューの効果によって MPNO.80-3 の 1/3~1/4 に減少している。伴流中の非定常キャビテーション発生時の振幅は MPNO.80-3、MPNO.80-4、MPNO.80-5 の順で小さくなり、MPNO.80-4 と MPNO.80-5 にもかなりの差がみられる。プロペラ面直上の位置での圧力振

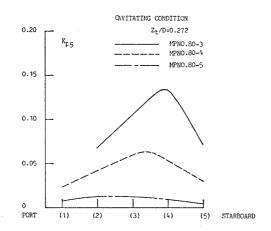


Fig. 11 Comparison of single amplitude of fluctuating pressure (1 st blade frequency comp.) above prop. disk in wake

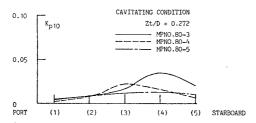


Fig. 12 Comparison of single amplitude of fluctuating pressure (2 nd blade frequency comp.) above prop. disk in wake

幅の比較を Figs. 11, 12 に示す。Fig. 11 は 1 次翼振動数成分であり,Fig. 12 は 2 次翼振動数成分である。さらにプロペラ直上点での比較を Table 3 に示す。 1 次翼振動数成分についてはスキューの効果により MPNO. 80-4 は MPNO. 80-3 の 57% に減少し,MPNO. 80-5 は MPNO. 80-3 の 12% に減少している。72°スキュー幅の MPNO. 80-5 では変動レーキ分布を採用して翼先端付近での軸方向の翼のそりを大きくしている。したがって MPNO. 80-5 の数値が必ずしもスキューのみの効果とはいえないが,90°スキュー幅の MPNO. 80-4 と比べても約 1/5に減少しており,スキュー分布の効果がかなり大きいものと判断される。 2 次翼振動数成分についても少しスキューの効果がみられるが 1 次成分程の差はない。

3 船尾変動圧力を考慮したスキューの一決定法

3.1 修正 Holtrop 法による船尾変動圧力の推定

船の初期設計段階で船体振動軽減対策を容易にするために、最近数多くの模型、実船実験結果に基づいた船尾変動圧力の簡易計算法^{12)~18)} が提案されている。これらについて見ると

- 1) 推定値のばらつきが大きい
- 2) プロペラチップ直上の船体表面上の1点の値を対象として、変動圧力の分布まではとらえられない(なお文献 13), 14) の方法では可能)

Table 3 Comparison of propeller-induced fluctuating pressure amplitude: K_{PZ} (Z=5, 10) at a point just above propeller

MODEL PROPELLER NUMBER	BLADE FREQUENCY COMPONEN					
MPN0.80-3	0.106	0.015				
MPNO.80-4	0.060	0.022				
MPNO.80-5	0.013	0.012				

3) プロペラ幾何形状の違いをほとんど考慮できないなどの問題がある。

参考として Table 6 の No. 2, 5, 6 の船 (伴流分布を Fig. 13 (a) \sim 13(c) に示す) についての計算例を Table 4 に示すが各方法でかなりのばらつきがみられる。

Holtrop 法 12)は 42 隻の実験データを統計処理して導いた簡易計算法の一種であるが,その他の方法と違って半径方向のプロペラ幾何形状(スキュー,ピッチ分布など)の影響をとらえることができる。しかし統計式 30)により求めた伴流分布の使用を前提にしており,またもとの実験データに HSP のデータが欠けているあるいはキャビテーションの非定常影響 31),3次元影響を考慮していないなどの理由によりスキューの影響が必ずしも十分にとらえられているとは言えない。そこで本計測例など主に HSP を含んだ9例の変動圧力計測試験結果 6), 28)に基づいて Holtrop 法のキャビティ体積の推定式に含まれている係数 C を次式のように修正した。

$$C=2.2(r/R)^3 10^{-2.9x+0.36}$$
 (3)

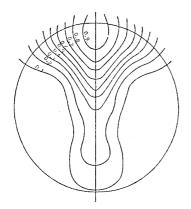
ただし, x:文献 14), 32) に示されている伴流分布 の shape parameter

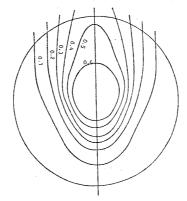
模型実験で計測された伴流分布を用いたので,Cの値は Holtrop の値より小さくなっている。また翼の代表線として前縁から 35% 翼弦長の点を結んだ線を選び,キャビテーションの非定常影響としてキャビテーション発生の位相角を 20° 遅らせた。係数 C を修正するために用いた変動圧力の実験値 $\Delta P_{Z,\mathrm{exp}}$ と修正した Holtrop 法による推定値 $\Delta P_{Z,\mathrm{eal}}$ の比較を Fig. 14 に示す。図中,矢印で本計測例についての結果を示している。実験値と推定値に少し差が見られるものの,修正した Holtrop 法では変動圧力に対するスキューの効果はおおよそとらえられているものと判断される。

Table 4 Example of fluctuating pressure amplitude: ΔP_Z estimated by simplified method (single amplitude: kg/m^2)

METHOD	NO.2 CONTAINER	NO.5 RO-RO	NO.6 BULK
JOHNSSON	1,259	1,065	1,025
HOLDEN	1,983	770	1,267
TANIGUCHI AND TAKAHASHI	1,049	439	437
MODIFIED HOLTROP	1,895	1,020	400

Highly Skewed Propeller の研究 (第2報)





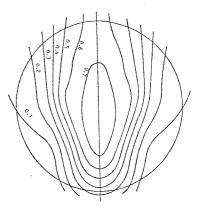


Fig. 13 (a) Wake pattern(No. 2, CONTAINER)

Fig. 13 (b) Wake pattern (No. 5, RO-RO)

Fig. 13 (c) Wake pattern (No. 6, BULK)

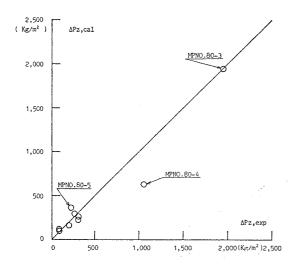


Fig. 14 Comparison of single amplitude of fluctuating pressure (1 st blade frequency comp.) between experimental value and estimated value by modified Holtrop's method

3.2 スキュー幅について

本来、振動が許容限界内にあるかどうかの判定には振 動解析が必要であるが、プロペラ起振力によっておおよ その振動評価をしうるようにプロペラチップ直上の船体 表面上の1点の変動圧力振幅を対象にして許容限界値の 推定式19)~22)がいくつか提案されている。そこで修正した Holtrop 法により変動圧力に対するスキューの効果を計 算するとともに Holden の許容限界値¹⁹⁾を用いて船尾変 動圧力を許容限界内におさえるに必要なスキュー幅を求 めることにした。Table 6の No. 2, 5, 6 の船についての 許容限界値(全変動圧力の片振幅)の計算例を Table 5 に示す。簡易計算法による変動圧力振幅の推定値と同様 各式でかなりのばらつきがある。これらのばらつきの大 きさから判断して計算結果全体の傾向を考慮して許容限 界値を定めた方が良いように思われる。また Holden の 許容限界値は全変動圧力振幅に対するものであり、修正 Holtrop 法による変動圧力振幅推定値(1次翼振動数成

Table 5 Example of criteria of fluctuating pressure amplitude : ΔP_{crit} (single amplitude : kg/m^2)

METHOD	NO.2 CONTAINER	NO.5 RO-RO	NO.6 BULK
HUSE	850	850	850
LINDGREN AND JOHNSSON	392	145	511
HOLDEN	464	1,180	712
BJORHENDEN	419	699	730

- 分)と比較するためにはさらに1次翼振動数成分に対する許容限界値を推定しなければならない。これらの点から下記の方法で1次翼振動数成分の許容限界値 $\Delta P_{Z,\mathrm{crit}}$ を定めることにした。
 - 1)変動圧力の実船計測結果な \mathcal{E}^{22} を参考にして1次 翼振動数成分と全変動圧力の振幅の比 C_s を 0.4~ 0.7 とする。
 - 2)修正 Holtrop 法とその他の方法による変動圧力振幅の推定値の相関、Holden とその他の式による許容限界値の相関を調べて C_s を定める。たとえば修正 Holtrop 法の結果がその他の結果より小さく,また Holden の値がその他の値より大きい場合 C_s = 0.4,その逆の場合 C_s =0.7 のように定める。
 - 3) Holden の許容限界値 $\Delta P_{\rm crit}$ に $C_{\rm s}$ を掛けて $\Delta P_{Z,{\rm crit}}$ を求める。

伴流分布など計算に必要なデータが揃っている8隻について上述の方法で船尾変動圧力を許容限界内におさえるに必要なスキュー幅 $\phi_{s,rec}$ を計算した。その結果を Table 6 に示す。表中 T.C. はチップクリアランスであり, $\Delta P_{Z,CP}$ は CP の変動圧力の片振幅(1次翼振動数成分)である。

計算例は8隻と少ないが、おおよそ

BULK の場合 $\phi_{s,rec}=0$ ~30°

PCC の場合 $\bar{\phi}_{s,rec} = 40^{\circ} \sim 60^{\circ}$

CONTAINER の場合 $\phi_{s,rec}=50^{\circ}\sim70^{\circ}$

となっている。

Fig. 15 では No. 2, 5, 6 の船について計算した変動圧

日本造船学会論文集 第 150 号

Table 6 Examples of recommendable skew angles

	HULL			ENGINE	PROPELLER						
NO.	KIND OF SHIP	Cb	Vs (kt)	T.C. (m)	BHP x RPM (ps) (rpm)	Z	DIA (m)	H/D	ΔP _Z ,crit (kg/m²)	ΔPz,cp (kg/m²)	φs,rec (deg)
1	SR138 CONTAINER	0.57	23.9	1.95	36,000x108	5	7.17	1.02	650	1,770	58°
2	9,000 DWT CONTAINER	0.71	18.5	1.10	14,500x193	5	4.47	0.81	330	1,895	65°
3	23,500 DWT PCC	0.56	19.0	1.57	15,500x124	5	5.70	0.93	470	595	54°
4	8,400 DWT PCC	0.52	18.7	1.29	9,300x150	4	4.85	0.84	370	760	58°
5	1,200 DWT RO-RO	0.52	18.7	0.83	5,100x205	5	3.25	1.01	700	1,020	41 ⁰
6	24,000 DWT BULK	0.79	15.2	1.24	8,000x150	4	4.80	0.70	360	400	26°
7	30,000 DWT BULK	0.78	13.9	1.45	7,000x165	4	4.50	0.62	380	360	7°
8	130,000 DWT BULK	0.83	15.5	2.10	20,400x 90	5	7.55	0.74	300	125	0°

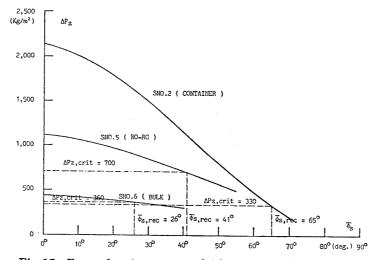


Fig. 15 Example of recommendable skew angle calculation

力振幅に対するスキューの効果と許容限界値の関係を示している。なお計算に使用したスキューの分布形状はいずれも MPNO.80-5 のものである。

3.3 スキュー分布について

模型実験の結果から船尾変動圧力に対するスキュー分布の影響がかなり大きいことが判明した。従ってスキューを決定する際スキュー幅と同時にスキュー分布も検討しなければならない。ここではまずスキュー分布の検討を容易にするために WASD の簡易計算法で用いたスキュー分布の数式表示法を示す。次に,修正 Holtrop 法により No. 2, 5, 6 の船についてスキュー分布と変動圧力振幅の関係を調べた。また WASD の簡易計算法でサーフェスフォースを考慮してスキュー分布を決めるために求めた1翼に働く最大スラストと修正 Holtrop 法により求めた船尾変動圧力振幅との対応についても調べた。

スキュー角 ϕ_s を無次元半径座標 η の3次多項式で表わす。

$$\phi_s = C_0 + C_1 \eta + C_2 \eta^2 + C_3 \eta^3$$
 (4)
ただし、 $\xi = r/R = (1 + \xi_b)/2 + (1 - \xi_b)/2 \cdot \eta$
 ξ_b : ボス比

なお ϕ_s の正をプロペラ回転逆方向にとる (Fig. 16 参

照)。 ϕ_s について下記の条件を与えれば

$$\phi_{s}=0 & \text{at } \eta=-1 \\
\phi_{s}=\phi_{s,t} (=B_{1}: \lambda + \mu-\lambda \nu) & \text{at } \eta=1 \\
\frac{d\phi_{s}}{d\eta}=-\frac{2 \tan \phi_{b}}{\xi_{b}(1-\xi_{b})} (=B_{2}) & \text{at } \eta=-1 \\
\frac{d^{2}\phi_{s}}{d\eta^{2}}=0 & \text{at } \eta=1$$

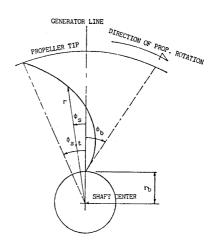


Fig. 16 Coordinate for skew distribution

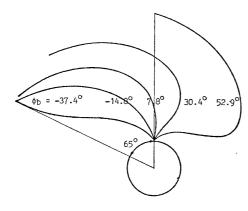


Fig. 17 (a) Skew distribution $(\bar{\phi}_s=65^\circ)$ No. 2 (CONTAINER)

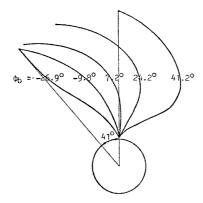


Fig. 17 (b) Skew distribution $(\phi_{\rm s}{=}41^{\circ})~{\rm No.}~5 \label{eq:phis}$ (RO-RO)

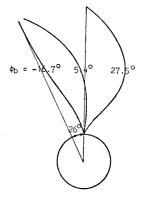


Fig. 17 (c) Skew distribution $(\bar{\phi}_s=26^\circ)$ No. 6 (BULK)

ただし、 ϕ_b : ボス端で スキューライン と Generator Line のなす角 (Fig. 16 参照)。

 $C_0 \sim C_3$ は B_1, B_2 を用いて次式のように表わされる。

$$C_0 = (5 B_1 + 6 B_2)/16$$

$$C_1 = (9 B_1 - 2 B_2)/16$$

$$C_2 = (3 B_1 - 6 B_2)/16$$

$$C_3 = (-B_1 + 2 B_2)/16$$
(6)

なお(5)式の第4式は翼先端付近でのスキュー角の変化量が極端に大きくならないように与えた条件である。

あるスキューバック $\phi_{s,t}$ について ϕ_b を変更して ϕ_s を計算すれば $(4)\sim(6)$ 式によりスキューバック 一定の条件での種々のスキュー分布が求まる。

次にスキュー幅 $\overline{\Phi}_s$ について考えると $\overline{\Phi}_s$ は

$$\begin{aligned}
\bar{\phi}_{s} &= \phi_{s,t} & \text{for } \phi_{b} \leq 0 \\
\bar{\phi}_{s} &= \phi_{s,t} - \phi_{s,\min} & \text{for } \phi_{b} > 0, \ \phi_{s,t} \geq 0
\end{aligned} \right\}$$
(7)

ただし, $\phi_{s,\min}: -1 \le \eta \le 1$ での ϕ_s の最小値 である。ここで $\phi_{s,\min}$ をとる η を η_{\min} と書けば η_{\min} は

$$\eta_{\min} = 1 - \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\sqrt{3B_1^2 - 8B_1B_2 + 4B_2^2}}{B_1 - 2B_2}$$
 (8)

となり、これを(4)式に代入すれば $\phi_{s,min}$ は容易に求まる。

あるスキュー幅 ϕ_s について ϕ_b を与えて (7) 式を解いて B_1 を求め、さらに (4)~(6) 式により ϕ_s を計算すれば ϕ_b を変更することによってスキュー幅一定の条件での種々のスキュー分布が求まる。

なおスキュー分布として実用的な形状を得るように

$$\frac{d\phi_b}{d\eta} \ge 0 \\
\bar{\phi}_s \le \phi_{s,t} \le 0$$
(9)

の条件を与えて B_2 の範囲(すなわち ϕ_b の範囲) を

$$-\frac{3\sqrt{3}}{2}\bar{\phi}_{s} \leq B_{2} \leq \frac{3}{2}\bar{\phi}_{s} \tag{10}$$

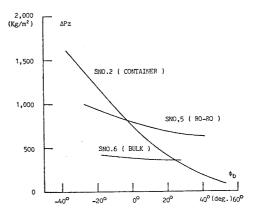


Fig. 18 Effect of skew distribution on fluctuating pressure amplitude (1 st blade frequency comp.)

とした。

Table 6 の No. 2, 5, 6 の船についてスキュー幅一定の条件で求めたスキュー分布を ϕ_b をパラメータとして Figs. 17 (a) \sim 17 (c) に示す。なおスキュー幅は前節の計算で求めた値である。

さらにこれらのスキュー分布を入力して修正 Holtrop 法により船尾変動圧力振幅を計算した。 その結果を ϕ_b を横軸にとって Fig. 18 に示す。本図によりスキュー分布の効果が判断できる。

次に WASD の簡易計算法では top position 付近で生じる最大スラストを最小にする条件でスキュー分布を求めている。この方法がサーフェスフォースを十分に減少しうるスキュー分布を求める方法として妥当かどうかを調べるために WASD の簡易計算の中で求めた top position 付近で生じる最大スラスト $T_{1,max}$ とスキュー分布の関係および修正 Holtrop 法により求めた船尾変動圧力振幅 ΔP_5 とスキュー分布の関係を比較した。 (4)~(10) 式を用いてスキュー幅 72° 一定の条件でMPNO. 80-5 のスキュー分布を変更して調べた結果をスキュー分布を示すパラメータ ϕ_b を横軸にとって Fig. 19 に示す。Fig. 19 からスキュー分布の変化に対する $T_{1,max}$

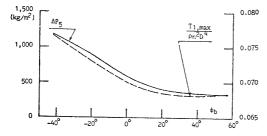


Fig. 19 Comparison of the effect of skew distribution on fluctuating pressure amplitude (1 st blade frequency comp.) and maximum value of fluctuating thrust

と ΔP_5 の変化の様子はよく似ており、WASD の簡易計算法によるスキュー分布の評価と修正 Holtrop 法によるそれは同程度の精度であると判断される。

4 結 言

第1報のプロペラ単独性能試験,自航試験,キャビテーション試験に引き続いて MAU型 CP (MPNO. 80-3),従来型 90° HSP (MPNO. 80-4), 理論設計による 72° HSP (MPNO. 80-5) の 3 本の模型プロペラを用いてキャビテーションタンネルにて船尾変動圧力を計測して次の結果を得た。

- 1) 均一流中では3本のプロペラともキャビテーション発生の有無による差はほとんど見られない。また MPNO. 80-4 と MPNO. 80-5 の圧力振幅(1次翼振動数成分)はほぼ同じで,スキューの効果により MPNO. 80-3の約 $1/3\sim1/4$ に減少した。
- 2) 伴流中では非定常キャビテーションの発生により 非キャビテーション時と比べて圧力振幅が相当大きくな り, 位相差は前後, 左右ともほとんどなくなっている。
- 3) 非定常キャビテーション発生時の3本のプロペラの圧力振幅(1次翼振動数成分)について比較すると,90° HSP の MPNO.80-4 はスキューの効果により MPNO.80-3 の57%に減少している。一方,WASD の簡易計算法を用いてスキュー分布を定めた MPNO.80-5 は72° とスキュー幅が MPNO.80-4 より小さいにもかかわらず MPNO.80-3 の12%に減少している。この結果から船尾変動圧力に関してスキュー幅だけではなくスキュー分布も極めて重要である点,また WASD の簡易計算法の有効性が確認された。
- 4) 非定常キャビテーション発生時の2次翼振動数成分に対するスキューの効果は1次成分と比べて小さい。

次に初期設計段階での使用を前提として本計測例など に基づいて Holtrop の方法を若干修正した方法により船 尾変動圧力に対するスキューの効果を計算し,Holden の式により求めた船尾変動圧力の許容限界値を用いて振 動を許容限界内におさえるに必要なスキュー幅,スキュ ー分布を求める方法を提案した。8隻の計算例ではおお よそ

BULK の場合 $0^{\circ} \sim 30^{\circ}$ スキュー幅 PCC の場合 $40^{\circ} \sim 60^{\circ}$ スキュー幅 CONTAINER の場合 $50^{\circ} \sim 70^{\circ}$ スキュー幅

であった。本法については今後とも実験データの蓄積等により十分な検証と修正が必要であるが、HSP の初期 設計段階での適用に十分供しうるものと考える。

さらに船尾変動圧力に対するスキュー分布の効果を調べた計算例を示すとともに HSP 設計での便宜を考えてスキュー分布の数式表示法を示した。

本研究の遂行にあたり、(財)日本造船技術センターの 塩田昭男様、池淵義昭様、小松幸雄様には模型実験に関 して多大の御協力をいただきました。また広島大学工学 部第4類船舶・海洋工学教室 波多野修次教授、 道本順 一教官には実験解析の協力とご便韃を賜わりました。こ こに厚く御礼申し上げます。

参考文献

- 1) 山崎正三郎, 高橋通雄, 奥 正光, 伊藤政光: Highly Skewed Propeller の研究 (第1報:推 進性能とキャビテーション性能に関する模型実 験), 日本造船学会論文集, 第149号 (1981).
- 2) T. V. Daniel and J. D. Francis: Highly Skewed Propeller for San Clemente Class Ore/Bulk/ Oil Carrier Design Considerations, Model and Full Scale Evaluation, presented at the First Ship Technology and Research Symposium, SNAME (1975).
- 3) 斎藤泰夫, 増本 彰, 木村嘉克, 田中 陽:幅広 浅吃水船の推進性能とプロペラ起振力への船尾形 状およびハイスキュープロペラの影響, 日本造船 学会論文集, 第 146 号 (1979).
- 4) 千葉規胤,中村直人:ハイリースキュードプロペラの実験的研究,三菱重工技報, Vol. 18, No. 1 (1981).
- 5) R.A. Cumming, W.B. Morgan and R.J. Boswell: Highly Skewed Propellers, SNAME, Vol.80 (1972).
- 6) 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及び船尾形状の研究,資料 No. 342 (1981).
- 7) 千葉規胤,中村直人: Highly Skewed Propeller について、日本舶用機関学会誌、第 11 巻、第 9 号 (1976).
- 8) 小山鴻一:不均一流中のプロペラ揚力面の実用計算法と計算例,日本造船学会論文集,第 137号 (1975).
- 9) 波多野修次,南方潤三,山崎正三郎:揚力線および揚力面理論によるプロペラ性能の推定,西部造船会々報,第49号(1975).
- 10) 石田駿一:プロペラ起振力の計算一電算プログラ

- ムの概要と計算例一,石川島播磨技報,第16巻,第6号(1976).
- 11) 山崎正三郎, 高橋通雄, 早見信博, 藪 忠司, 藤本敏雄: Highly Skewed Propeller の研究 (第3報:静的および変動翼応力に関する模型実 験),日本造船学会論文集,第150号(1981).
- 12) J. Holtrop: Estimation of Propeller Induced Vibratory Hull Forces at the Design Stage of a Ship, Symposium on Propeller Induced Hull Vibration, RINA (1979).
- 13) 谷口 中:プロペラ近傍の圧力変動,西部造船会 々報,第16号 (1958).
- 14) H. Takahashi: Estimation of Surface Force Induced by Propeller, J. S. N. A., Vol. 140 (1976).
- 15) C. A. Johnsson: Some Experiences from Vibration Excitation Tests in the SSPA Large Cavitation Tunnel, Symposium on Propeller Induced Ship Vibration, RINA (1979).
- 16) C. E. J. Lunaars, P. E. Forbes: An Approach to Vibration Problems at the Design Stage, Symposium on Propeller Induced Ship Vibration, RINA (1979).
- 17) 間野正己,越智義夫,藤井克哉: Prevention and Remedy of Ship Vibration (Part I), Japan Shipbuilding & Marine Engineering, Vol. 12, No. 2 (1978).
- 18) K. O. Holden: Excitation Forces and Afterbody Vibrations Induced by Marine Propeller Blade Cavitation, Norwegian Maritime Research, No. 1 (1979).
- 19) K.O. Holden: Propellkavitasjon som Vibrasjonskilde, Dynamiske Krefter på Aketerskip fra Kaviterende Propell, Beregningsmetoder og Kriterier, Det Norske Veritas, NTNF Project (1978).
- 20) E. Huse: Pressure Pulses from Cavitating Propeller, Lecture at the Nordic Ship Research Tech. Meeting, NSTM, Turku (1971).
- 21) H. Lindgren, C. A. Johnsson: On the Influence of Cavitation on Propeller Excited Vibratory

- Forces and Some Means of Reducing Its Effect, PRADS International Symp. on Practical Design in Shipbuilding, Tokyo (1977).
- 22) O. Björheden: Vibration Performance of Highly Skewed C. P. Propellers, Symposium on Prop. Induced Ship Vibration, RINA (1979).
- 23) 熊井豊二:船体起振力としてのプロペラ Bearing Force の一推定法, 西部造船会々報, 第 23 号 (1962).
- 24) S.B. Deny: Comparisons of Experimentally Determined and Theoretically Predicted Pressures in the Vicinity of Marine Propellers, DTMB, Rep. 2349 (1967).
- 25) H. Takahashi and T. Ueda: An Experimental Investigation into the Effect of Cavitation on Fluctuating Pressure around a Marine Propeller, Proc. 12th ITTC (1969).
- 26) E. Huse: Effect of Cavitation on Propeller-Induced Vibratory Forces, Report of I.T.T.C. Propeller Committee, Appendix 5 (1975).
- 27) 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 造船会々報, 第49号 (1975).
- 28) 日本造船研究協会第 174 研究部会: 馬力節減を目的とした1 軸中型船の船尾形状の開発に関する研究, 資料 No. 320 (1979).
- 29) 門井弘行, 岡本三千朗, 板沢 順, 深沢正樹:3 翼可変ピッチプロペラの諸特性, 西部造船会々 報, 第62号 (1981).
- 30) K. O. Holden, O. Fagerjord, R. Frostad: Early Design-Stage Approach to Reducing Hull Surface Forces Due to Propeller Cavitation, presented at the Annual Meeting, SNAME (1980).
- 31) H. Isshiki, M. Murakami: On a Theoretical Treatment of Unsteady Cavitation, the West-Japan Society of Naval Architects, No. 62 (1981).
- 32) H. Tanibayashi, M. Nakanishi: On the Method of Cavitation Tests for Prediction of Tip Erosion of Propeller, Journal of SNAJ, Vol.133 (1973).