(第2報 船尾変動圧力)

正員	ĻЦ	崎 正	\equiv	郞*	正員	高	橋	通	雄*
正員	奥	Π	-	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;

 $0^{\circ} \sim 30^{\circ}$ skew angle for bulk carrier

 40° ~60° skew angle for pcc

 $50^{\circ} \sim 70^{\circ}$ 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

* (株)神戸製鋼所鋳鍛鋼事業部技術部

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³⁾ 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 1/3~1/5 に、曲げモーメ ントは 1/10~1/18 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 100

O/B/O Carrier の例³⁾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 $x - \lambda$, $y - \gamma_{x} \lambda \gamma_{x} - \lambda$ 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 $リングフ_{x} - \lambda$ 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¹⁰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¹⁾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 $Z_t/D=0.272$ ($Z_t: = + y = 7 / 2 / 2 / 2 = 0 / 2$

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		MPN0.80-3	MPNO.30-4	MPN0.80-5			
NUMBER OF BLADES		5					
DIAMETER	ram.	257.4					
PITCH RATIO		1.020	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.	10.05	-17.0°	-5.0at0.7R			
BLADE SECTION		MAU modified					



Fig.1 Measuring apparatus for fluctuating pressure







Fig.3 Location of pressure pick-ups



Fig. 4 Wake pattern for fluctuating pressure measurement

Table 2	Load con	ndition at	fluctuating	pressure
	measure	ment		

	UNIF	ORM FLOW	WAKE		
PODEL PROP. NOMBER	КŢ	σ _n	КŢ	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	
MPN0.80-4	0.195	6.438	0.196	6.418	
	0.193	1.918	0.196	1.918	
MPN0.80-5	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)



101



日本造船学会論文集 第150号







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)





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

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

ただし、 ρ :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_s} 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

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

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 (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 $1/3 \sim 1/4$ 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 日本造船学会論文集 第150号



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
- 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 FREQU	ANCY COMPONENT 2nd
MPN0.80-3	0.106	0.015
MPN0.80-4	0.060	0.022
MPN0.80-5	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)~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。

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

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 $\Delta P_{Z,exp}$ と修正した Holtrop 法に よる推定値 $\Delta P_{Z,ex1}$ 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/m²)

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

RO-RO)





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 その振動評価をしら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-RC	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 4Pz.crit を定めることにした。

- 1) 変動圧力の実船計測結果など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 Cs 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 Cs=0.7 のように定める。
- 3) Holden の許容限界値 *AP*erit に Cs を掛けて $\Delta P_{Z,crit}$ 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、 *ΔPz*, 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 $\bar{\phi}_{s,rec}=0$ ~30° PCC の場合 $\bar{\phi}_{s,rec} = 40^{\circ} \sim 60^{\circ}$ CONTAINER の場合 $\bar{\phi}_{s,rec} = 50^{\circ} \sim 70^{\circ}$

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

	I	ENGINE	PROPELLER								
NO.	KIND OF SHIP	СЪ	Vs (kt)	T.C. (m)	BHP x RPM (ps) (rpm)	Z	DIA (m)	H/D	ΔP _Z ,crit (kg/m ²)	ΔPz,cp (kg/m ²)	(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 ⁰
7	30,000 DWT BULK	0.78	13.9	1.45	7,000x165	4	4.50	0.62	380	360	7 ⁰
8	130,000 DWT BULK	0.83	15.5	2.10	20,400x 90	5	7.55	0.74	300	125	0 ⁰

Table 6 Examples of recommendable skew angles



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 エ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、 $\xi = r/R = (1 + \xi_b)/2 + (1 - \xi_b)/2 \cdot \eta$
 $\xi_b : ボス比$

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

$$\begin{aligned} \phi_{s} &= 0 & \text{at } \eta = -1 \\ \phi_{s} &= \phi_{s,t} \left(= B_{1} : \forall \neq \exists - \neg \forall \forall \not) & \text{at } \eta = 1 \\ \frac{d\phi_{s}}{d\eta} &= -\frac{2 \tan \phi_{b}}{\xi_{b} (1 - \xi_{b})} \left(= B_{2} \right) & \text{at } \eta = -1 \\ \frac{d^{2}\phi_{s}}{d\eta^{2}} &= 0 & \text{at } \eta = 1 \end{aligned}$$

$$(5)$$



Fig. 16 Coordinate for skew distribution

Fig. 17 (b)



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

- 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。

$$\begin{array}{c}
C_{0} = (5 B_{1} + 6 B_{2})/16 \\
C_{1} = (9 B_{1} - 2 B_{2})/16 \\
C_{2} = (3 B_{1} - 6 B_{2})/16 \\
C_{3} = (-B_{1} + 2 B_{2})/16
\end{array}$$
(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)~(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

$$\bar{\phi}_{s} = \phi_{s,t} \qquad \text{for } \phi_{b} \le 0 \\ \bar{\phi}_{s} = \phi_{s,t} - \phi_{s,\min} \qquad \text{for } \phi_{b} > 0, \ \phi_{s,t} \ge 0$$

$$(7)$$

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

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

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

$$\left. \frac{d\phi_b}{d\eta} \ge 0 \\ \bar{\phi}_s \le \phi_{s,t} \le 0 \right\} \tag{9}$$

の条件を与えて B_2 の範囲(すなわち ϕ_b の範囲)を

$$-\frac{3\sqrt{3}}{2}\bar{\phi}_s \leq B_2 \leq \frac{3}{2}\bar{\phi}_s \tag{10}$$

=--20.9° -3.2° 7.2° 21.2° 41.2° 41°

(RO-RO)



Skew distribution $(\bar{\phi}_s=41^\circ)$ No. 5

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



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)~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 $T_{1,max}$ 108

日本造船学会論文集 第150号



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 AP_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。

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 MP-NO.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 1/3~1/4 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 MP-NO.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

- 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).
- 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).
- 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).
- 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).
- 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).

- 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).
- 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).
- 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).
- 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).

- 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. 12 th ITTC (1969).
- 26) E. Huse : Effect of Cavitation on Propeller-Induced Vibratory Forces, Report of I.T.T.C. Propeller Committee, Appendix 5 (1975).
- 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).