

(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 3 報 静的および変動翼応力に関する模型実験)

正員 山 崎 正三郎* 正員 高 橋 通 雄*
 早 見 信 博* 藪 忠 司**
 藤 本 敏 雄**

Research on Highly Skewed Propeller
 (3rd Report Model Tests on Static and Dynamic Propeller Blade Stress)

by Shosaburo Yamasaki, *Member* Michio Takahashi, *Member*
 Nobuhiro Hayami Tadashi Soh
 Toshio Fujimoto

Summary

In the previous papers 1), 2), authors presented experimental and theoretical data on propeller open characteristics, propulsive performance characteristics, cavitation characteristics and propeller-induced fluctuating pressures of MAU type conventional propeller (MPNO. 80-3), conventional 90° Highly Skewed Propeller (HSP) (MPNO. 80-4) and theoretically designed 72° HSP (MPNO. 80-5).

In this report, static stress on the blade of MPNO. 80-5 is first presented. The stress was measured under the condition that concentrated force was loaded at a point on the blade.

Principal stress measured is compared with that calculated by using the finite element method; SPROSAS (Highly Skewed Propeller Stress Analysis System)¹²⁾ which was developed for this research project. Calculated results agree well with experimental values. The outline of SPROSAS is described.

Then, fluctuating stresses on the blades of MPNO. 80-3 and MPNO. 80-5 working in the wake of 7m container ship model are also presented. The stresses were measured at ahead, crash astern and astern conditions in towing tank.

Mean stresses for one rotation measured at ahead and astern conditions are compared with those estimated by using SPROSAS. Pressure distributions on the propeller blades are calculated by means of non-linear lifting surface method¹³⁾. Calculated mean stresses agree with experimental values for MPNO. 80-3. For MPNO. 80-5, calculated mean stress distributions on the propeller blade qualitatively correspond to those of experiment even though calculated mean stresses are smaller than experimental values.

1 緒 言

第 1 報¹⁾のプロペラ単独性能, 推進性能, キャビテーション性能, 第 2 報²⁾の船尾変動圧力に引き続いて本報告では Highly Skewed Propeller (HSP) の翼応力について取り扱う。

一般的にスキューを大きくすればプロペラ起振力が減少するが翼応力は増大する。また最大応力を生ずる翼面上の位置も翼根側から翼先端方向に, 最大翼厚位置から後縁側に移る。例えば翼面に均一な分布荷重をかけた場

合の翼面の静的応力計測例³⁾では $0.3R$ における最大主応力は 36° スキューで一旦低下しているが, 72° スキューでは急激に増加し, その位置も翼後縁側に移っている。また伴流中の翼面の変動応力の計測例⁴⁾では $0.3R$ において最大主応力の位置がやはり翼後縁側に移り, 72° スキューの前縁から 80% 翼弦長位置での主応力は Conventional Propeller (CP) の最大翼厚位置での主応力と比べて平均値で 2.6 倍, 振幅で約 2.0 倍にもなっている。固定ピッチプロペラではクラッシュアスターンの際, 前進航走中プロペラを逆転するのでさらに大きな応力が発生し, 場合によっては瞬時に翼が塑性変形することも考えられる。一方翼厚を厚くし過ぎるとプロペラ単

* (株)神戸製鋼所鑄鍛鋼事業部技術部

** (株)神戸製鋼所技術開発本部構造研究所

独効率, キャビテーション性能の低下が予想され, 別の問題が生じる。従ってHSPの設計ではCP以上に十分な翼応力の解析をおこなって翼厚を決定する必要がある。

CPの設計では翼応力計算法としてもっばら梁理論が用いられているが, HSPの場合梁理論の適用には限度がある^{3),5)}。梁理論にかわる方法として有限要素法(FEM)によるHSPの翼応力の解析が Ræstad ら⁵⁾, Ma⁶⁾ などにより試みられ, 実験値とよい対応を得ている。しかしいずれも FEM の精度チェックを目的として翼面に均一な分布荷重をかけた場合の実験値^{3),7),10)}と比較している程度である。HSP設計での実用の観点にたてば船尾伴流中を作動する HSP の翼応力解析が必要であり, 例えばプロペラ理論^{8),9)}を用いて計算した HSP 翼面の圧力分布を入力して FEM により HSP の翼応力解析をおこなって実験値と比較する必要がある。またクラッシュアスターン時の翼応力については現在全く理論解析できない状況にあり, 是非とも実験による確認が必要と思われる。ところが HSP の翼応力の計測例^{3),4),7),10)}はまだまだ少なく, とくにクラッシュアスターン状態での HSP の翼応力についての研究報告は著者らの知る限り皆無である。

以上のような情況のもとで HSP の翼応力についてより詳細に把握すべく著者らは汎用有限要素法プログラム MSC/NASTRAN¹¹⁾ による翼応力解析を目的として HSP の翼応力解析プログラムシステム “SPROSAS” (Highly Skewed Propeller Blade Stress Analysis System)¹²⁾ を開発した。そして 72° HSP (MPNO. 80-5) を用いてその翼面上の 1 点に集中荷重をかけた状態で翼面上の応力分布を計測し, SRPOSAS による計算結果と比較した。次に MAU 型 CP (MPNO. 80-3) と MPNO. 80-5 を模型船に装置して荷重量変更試験と同じ方法で前進, 後進およびクラッシュアスターン時の変動翼応力を計測した。また前進, 後進時のプロペラ 1 回転平均翼応力については非線形定常プロペラ揚力面計算¹³⁾により求めた翼面の圧力分布を入力して SPROSAS により翼面上の応力分布を計算して実験値と比較した。これらの結果について報告する。

2 静的翼応力計測試験

下記の目的で試験を実施した。

- 1) HSP 翼面の応力分布の概要を調べる。
- 2) HSP の翼応力解析プログラムシステム SPROSAS の解析精度をチェックするための比較データとする。
- 3) 変動翼応力の計測点数に計測上制限があるので本試験結果に基づいて計測点位置を決定する。

Table 1 Model propeller main particulars

MODEL PROP. NUMBER		MPNO.80-3	MPNO.80-5
NUMBER OF BLADES		5	
DIAMETER	mm	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°	72.0°
RAKE ANGLE	deg.	10.0°	-5.0°at0.7R
BLADE SECTION		MAU	modified MAU

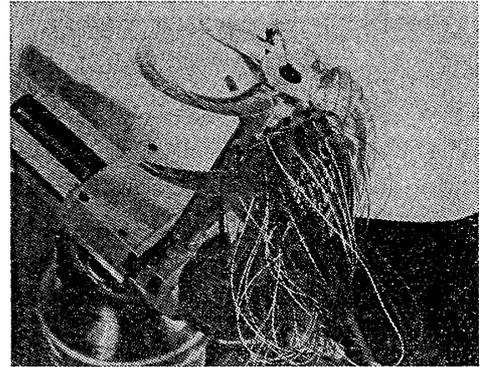


Fig.1 MPNO. 80-5 at static stress measurement

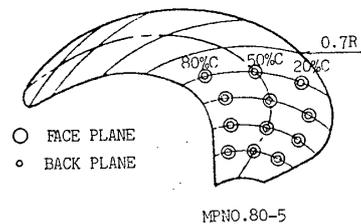


Fig.2 Gage points at static stress measurement

2.1 模型プロペラと試験状態

試験は Table 1 に示す模型プロペラ MPNO.80-5 を用いて (財) 日本造船技術センターにて実施した (Fig. 1 参照)。MPNO. 80-5 は 1 軸高速コンテナ船¹⁴⁾を対象にして設計した 72° HSP であり, 大幅なプロペラ起振力の減少, 高効率をねらって理論計算によりスキュー分布, 翼断面等を決定しているが翼厚については NK ルールの 10% 増としてそれ以上の考慮はしていない。

計測点は Fig. 2 に示す翼の正面, 背面の各面に 12 点, 合計 24 点を選び, この位置に 3 軸歪ゲージ (SHINKO-HB-FABR-2-12 T 23) を貼り付けた。荷重としては実際にプロペラが水中で作動している時と同様な分布の圧力をかけてやるのが望ましいが, 実験技術上非常にむずかしいので翼面の 1 点に幾何ピッチ面に垂直方向に集中荷重をかけた。荷重条件を Table 2 に示す。Face 面から Back 面方向の力がプロペラ正転時を, Back 面から Face 面方向の力がプロペラ逆転時を想定したものであ

Table 2 Load condition at static stress measurement

NO.	LOAD (kg)	POINT OF LOAD		DIRECTION OF LOAD
		r/R	CHORD	
1	1.7	0.75	20% C from L.E.	FACE → BACK
2	1.7	0.75	40% C from L.E.	FACE → BACK
3	1.7	0.85	30% C from L.E.	FACE → BACK
4	1.7	0.75	70% C from L.E.	BACK → FACE
5	1.7	0.85	70% C from L.E.	BACK → FACE

り、5状態とも出力100% MCRでのスラストに対応した1.7kgの力を加えた。非線形定常プロペラ揚力面計算¹³⁾により求めた出力100% MCR正転時のスラストの集中荷重点は $r/R=0.73$, 37% C from L.E. であり、Table 2の位置は正転時に対応した荷重点としてほぼ妥当と思われる。また逆転時の集中荷重点については水の流入方向が正転時と逆になるので70% C from L.E.とした。翼のキャンパー等の影響も考えると集中荷重点は正転時より少し翼先端に寄るものと思われ、またクラッシュアスターン状態ではかなりの高迎角となるので70% C from L.E.より後縁側に寄るものと思われる。

2.2 試験結果

本試験に先だって Table 2 に示す No.1 と No.4 の荷重を 0~約 3kg の間で種々変更して応力を計測して計測装置系の計測精度をチェックした。その結果では荷重と応力は完全に直線関係を示した。

Table 2 の条件での翼応力の計測結果を主応力の形で Figs. 3(a), 3(b) に示す。Fig. 3(a) が正転時に対応した結果であるが最大主応力は 0.5R~0.6R 付近の後縁側で生じ、荷重点の位置が後縁方向、翼先端方向に移る程その値は大きくなっている。Fig. 3(b) の逆転時に対応した結果についても同様ながいえる。

この結果から後述する MPNO. 80-5 の変動翼応力の計測点位置を (0.5R, 80% C from L.E. Face), (0.6R, 50% C from L.E., Face), (0.6R, 80% C from L.E., Face), (0.6R, 80% C from L.E., Back), (0.7R, 80% C from L.E., Face) の5点と定めた。

2.3 有限要素法による翼応力解析結果との比較

今回新たに HSP の翼応力の解析のために汎用有限要素法プログラム MSC/NASTRAN¹¹⁾ による翼応力解析を目的として HSP の翼応力解析プログラムシステム SPROSAS を開発した。その解析精度を調べるために本試験結果との比較をおこなった。翼のモデル化の概要は下記の通りである(Fig. 4 参照)。

要素：3次元ソリッド要素(20節点アイソパラメトリック要素)

分割数：16(半径方向)×10(翼弦方向)×1(翼厚方向)

なお境界条件として $r/R=0.2$ の翼断面において固定であると仮定した。また翼端における5面体形状に上

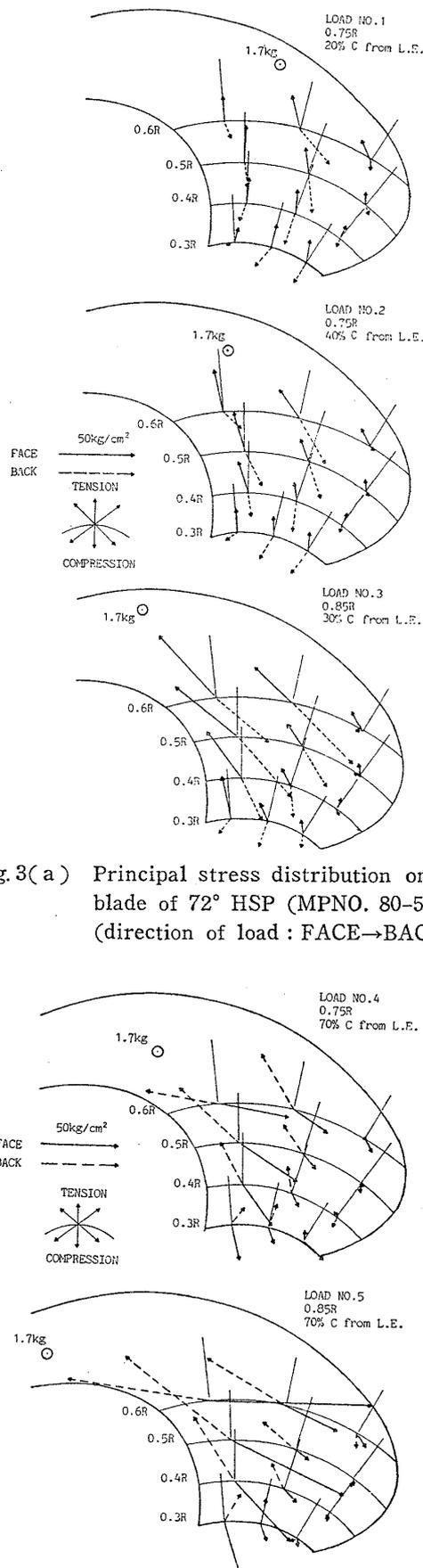


Fig. 3(a) Principal stress distribution on the blade of 72° HSP (MPNO. 80-5) (direction of load : FACE→BACK)

Fig. 3(b) Principal stress distribution on the blade of 72° HSP (MPNO. 80-5) (direction of load : BACK→FACE)

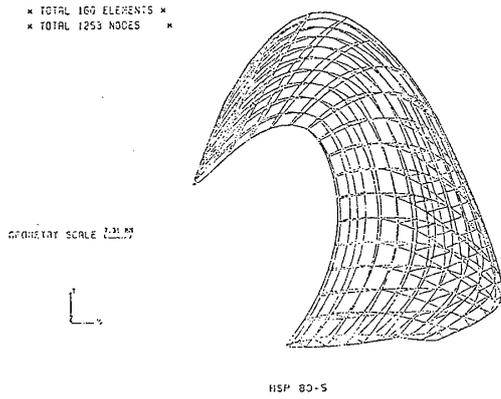


Fig. 4 FEM model (MPNO.80-5)

述の要素を適用することは計算精度上問題があるので各翼端部では翼弦長の1%を削ってモデル化した。

計算結果と実験値の比較を Figs. 5(a), 5(b) に示す。

Fig.5(a) は No.1 の荷重条件における $0.4R$, $0.5R$, $0.6R$ での翼弦方向の主応力分布であるが、計算値と実験値は各断面で良く一致している。Fig.5(b) は荷重条件を変えた場合の $0.6R$ での翼弦方向の主応力分布であるが、やはり計算値と実験値は良い一致を示している。一般的には分布荷重としても FEM による応力解析の精度が悪くなることは考えられないので、翼面の圧力分布が十分な精度で推定されれば HSP の翼面の応力分布は SPROSAS により精度良く推定できるものと思われる。なお SPROSAS とそれによる HSP の翼応力解析の詳細については別報告の予定である¹²⁾。

3 変動翼応力計測試験

下記の目的で試験を実施した。

- 1) 前進, 後進およびクラッシュアスターン時の HSP

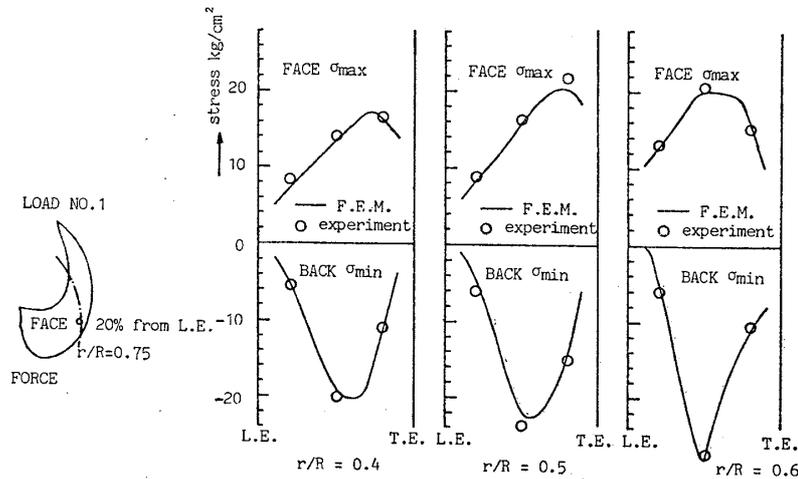


Fig.5(a) Comparison of principal stress between calculation and experiment (LOAD No.1)

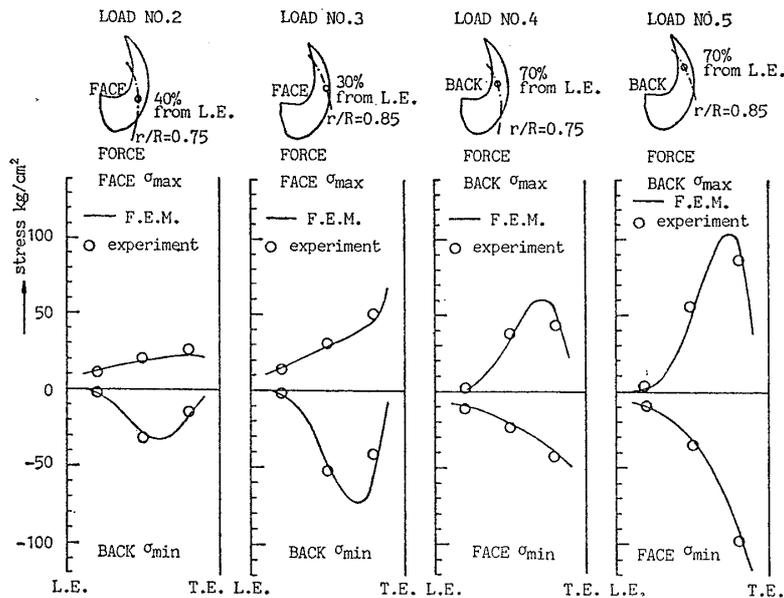


Fig.5(b) Comparison of principal stress between calculation and experiment ($r/R=0.6$)

翼面の変動応力の概要を把握する。

- 2) プロペラ揚力面計算により求めた圧力分布を入力して SPROSAS により計算した翼面の応力分布の推定精度をチェックするための比較データとする。

3.1 模型プロペラと試験状態

試験は Table 1 に示す MAU 型 CP (MPNO. 80-3) と MPNO.80-5 を 7m コンテナ模型船¹⁴⁾に装置して(財)日本造船技術センターの第2曳航水槽にて実施した (Fig.6 参照)。両プロペラとも本研究で系統的模型実験¹⁾に使用しているプロペラであり、最大翼厚は全く同じである。なお参考として7m コンテナ模型船の伴流分布を Fig.7 に示している。計測点位置を Fig.8 に示す。MPNO.80-3 では最大応力が翼根側の最大翼厚付近に発生するものと思われたので翼の正面側の 0.3R, 0.4R, 0.5R の最大翼厚位置と翼の背面側の 0.3R, 0.4R の最大翼厚位置の計5点を選び、この位置に3軸歪ゲージ (MICR-MEASUREMENTS WA-13-120 WR-350) を貼った。MPNO.80-5 については 2.2 節で述べたように静的翼応力の計測試験結果に基づいて 0.5R~0.7R の翼弦中央点から後縁側の5点を選んだ。出力は翼に幅 5mm×深さ 1~1.5mm の溝を掘り、そこに埋込んだリード線を中空の軸に通して軸端付近に取付けたスリッ

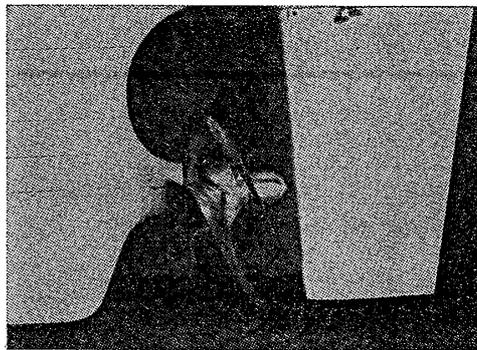


Fig.6 MPNO.80-5 at fluctuating stress measurement

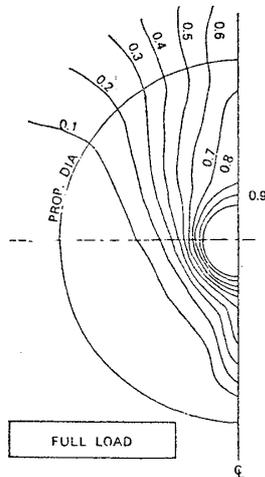


Fig.7 Wake pattern of 7m container model

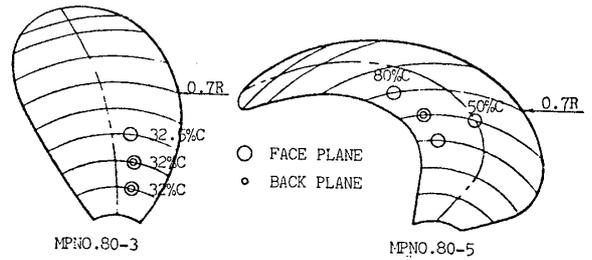


Fig.8 Gage points at fluctuating stress measurement

Table 3 Load condition at fluctuating stress measurement

QUADRANT	Vm (m/sec)	nR (rps)	Js	Kr	
				MPNO.80-3	MPNO.80-5
(AHEAD)	1.86	9.5	0.761	0.290	0.296
	2.10	9.5	0.859	0.254	0.262
	2.33	9.5	0.953	0.218	0.229
(AHEAD & REVERSE)	0	-7.6	0	-0.391	-0.261
	0.47	-7.6	-0.240	-0.391	-0.272
	0.93	-7.6	-0.475	-0.395	-0.263
	1.40	-7.6	-0.716	-0.284	-0.266
(ASTERN)	-1.1	-7.6	0.552	-0.249	-0.185
	-1.4	-7.6	0.716	-0.185	-0.142

リングから取出してデータレコーダに記録した。なお歪ゲージの上には水密用コーティング剤 (ホットエンゲールドウィン, PARTS No.318, バリヤG) を塗るとともに翼に施した溝加工による影響を考慮して、半径位置の異なる計測点については歪ゲージを貼る翼を変更し、またリード線を埋込んだあとエポキシ系樹脂で溝を埋めて翼面をもとの形状に復元した。荷重状態を Table 3 に示す。いずれも満載状態で前進正転が3, 前進逆転が4, 後進逆転が2の計9状態である。前進正転については回転数を 100% MCR に対応した 9.5 rps とし、模型船速を出力 100% MCR での 23.9knot に対応した 2.33 m/sec とその 90, 80% とした。前, 後進逆転については回転数を 80% MCR に対応した 7.6 rps とし、模型船速は 2.33m/sec の 60% から停止までとした。

計測は荷重度変更試験と同様に模型船にプロペラを装置して所定の速度で船を曳航し、所定の回転数でプロペラを回転させておこなった。データの記録時間は正転の場合約 10 秒, 逆転の場合約 20 秒とした。参考として試験時同時に計測したスラストを $\rho n^2 D^4$ (ρ : 水の密度, n : プロペラ回転数, D : プロペラ直径) で無次元化して Table 3 に示している。

3.2 試験結果

記録したデータから約 50~120 回転分のデータをサンプリングしてフーリエ解析および頻度分布解析した。

(1) 平均翼応力

1回転平均応力を Figs. 9~14 に示す。横軸には船の見掛けの前進常数 $J_s (=V/(nD))$, V : 船速) をとり、縦軸には1回転平均の主応力 σ を $\rho n^2 D^2$ で無次元化した値をとっている。Figs. 9, 10, 11 がそれぞれ

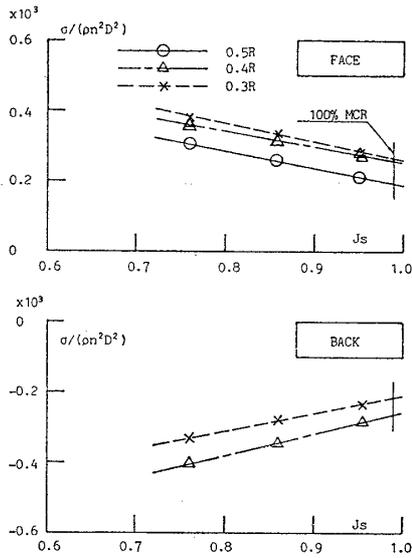


Fig. 9 Mean stress on the blade of propeller (MP NO. 80-3) working in wake (AHEAD)

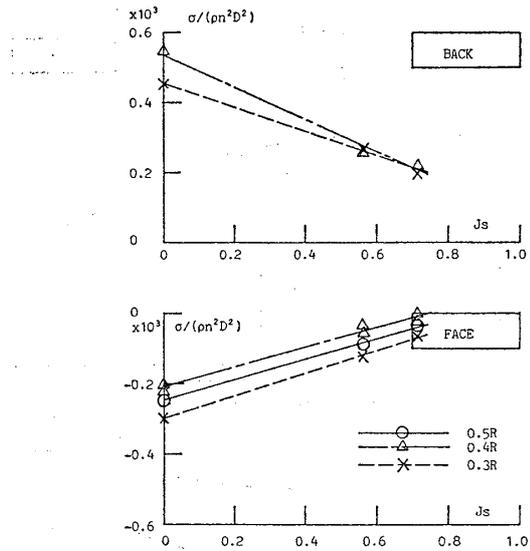


Fig. 11 Mean stress on the blade of propeller (MPNO. 80-3) working in wake (ASTERN)

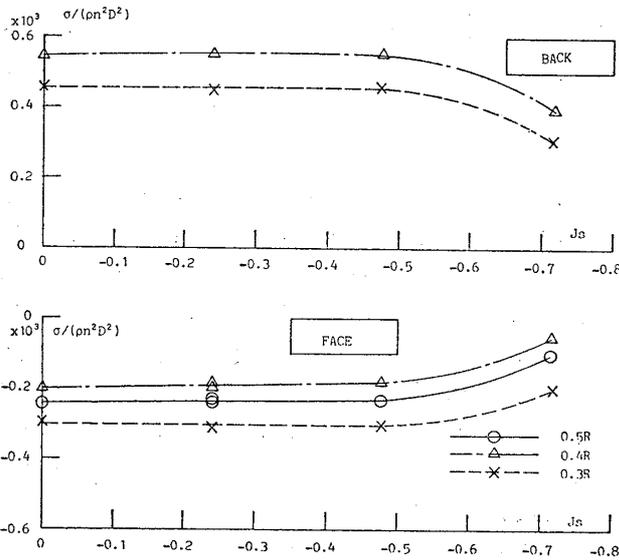


Fig. 10 Mean stress on the blade of propeller (MPNO. 80-3) working in wake (AHEAD & REVERSE)

MPNO. 80-3 の前進正転, 前進逆転, 後進逆転の結果であり, Figs. 12, 13, 14 がそれぞれ MPNO. 80-5 の前進正転, 前進逆転, 後進逆転の結果である。MPNO. 80-3, MPNO. 80-5 とも前進正転, 後進逆転状態では J_s の増加とともに応力はおおよそ直線的に小さくなり, 前進逆転状態では J_s について 0 から -0.5 の範囲でほぼ一定の値を示している。

前進正転時の結果を示す Figs. 9, 12 には出力 100% MCR に対応した J_s のクロスラインを引いている。両プロペラのクロスポイントでの最大値を Table 4 に示すが MPNO. 80-5 は MPNO. 80-3 の約 2.8 倍とかなり大きい。なお両プロペラの出力 100% MCR に対応した J_s の違いは両プロペラの単独性能, 自航要素などの違

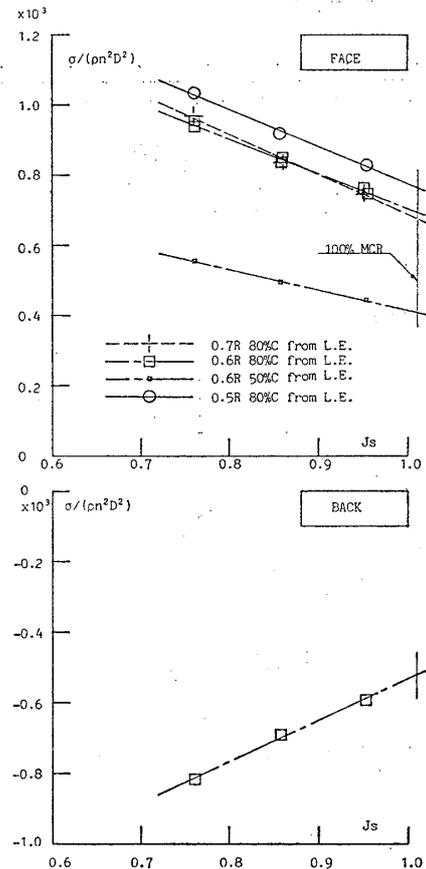


Fig. 12 Mean stress on the blade of propeller (MPNO. 80-5) working in wake (AHEAD)

いによるものである。

クラッシュアスターン時の船速, スラスト, トルク, 回転数などの計測例^{15), 16)}をみるとクラッシュアスターン時の回転数は 60~80% MCR であり, 逆転操作完了時の船速は出力 100% MCR 前進自航時の 50% 程度と

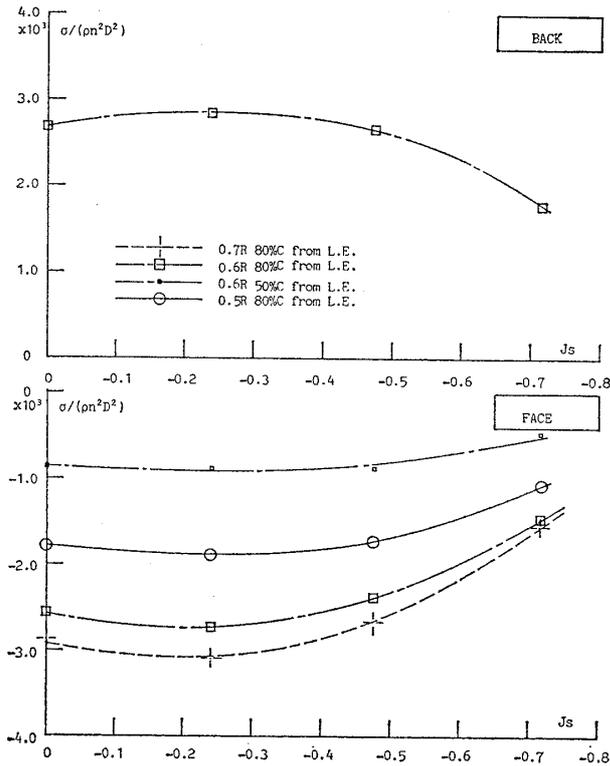


Fig. 13 Mean stress on the blade of propeller (MPNO. 80-5) working in wake (AHEAD & REVERSE)

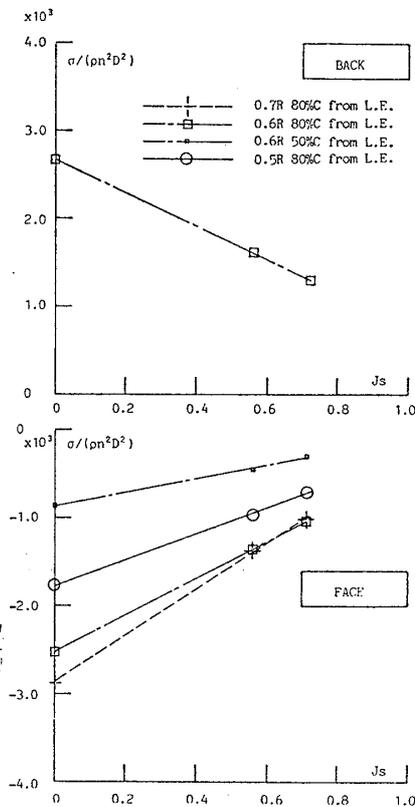


Fig. 14 Mean stress on the blade of propeller (MPNO. 80-5) working in wake (ASTERN)

Table 4 Maximum value of mean stress measured on face plane (AHEAD)

PROPELLER	MPNO.80-3	MPNO.80-5
$\sigma/(\rho n^2 D^2)$	265	755
r/R	0.3	0.5
CHORD	32% C from L.E.	80% C from L.E

なっている。 J_s では約 -0.7 に対応し、クラッシュアスターン状態の J_s は -0.7 から 0 の範囲となる。この範囲の MPNO. 80-5 の平均応力は -0.7 から -0.5 の間で若干上昇し、あと停止までほぼ一定の値を示している。1例として正面の $0.6R$, 80% C from L.E. の応力値について調べると $\sigma/(\rho n^2 D^2) \approx -2.6 \times 10^3$ であり、回転数を 70% MCR としても出力 100% MCR 前進自航時の平均応力値の約 1.9 倍となって相当大きい値であることがわかる。MPNO. 80-3 についても J_s に対する変化の様子はよく似ているが絶対値はかなり小さい。後述の SPROSAS による計算結果では MPNO. 80-3 のクラッシュアスターン時の最大応力は MPNO. 80-5 と同様 $0.7R$ 付近の後縁側に発生している。この点、計測点位置が必ずしも適当であったとは言えない。

(2) 変動翼応力

前進正転時の MPNO. 80-3, MPNO. 80-5 の応力振幅 (peak to peak 値) を Figs. 15, 16 に示す。1回転平均応力とは逆に両プロペラとも J_s の増加とともに若干増加の傾向を示している。また MPNO. 80-5 では応力振幅の最大値をとる半径位置が翼先端方向に移っている。Fig. 17 に $J_s=0.859$ での1回転の応力変動を示すが、 $0.7R$, 80% C from L.E. での応力は約 50° の回転位置でその他の半径位置の値と比べてより急激に上昇している。これは伴流の大きい所を翼が通過する際とくに翼先端付近の圧力が急激に増大して翼先端側での曲げモーメントも大きくなったためと思われる。その結果応力振幅の最大値をとる半径位置が翼厚の薄い翼先端方向に移ったものと思われる。なおプロペラ直上点を回転角 0° 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. 80-5 については $0.7R$ の翼弦中央点と Shaft Center を結んだ線を選んでいく。Figs. 15, 16 に出力 100% MCR に対応した J_s のクロスラインを引き、Table 5 に両プロペラのクロス・ポイントでの最大値を示すが、MPNO. 80-5 は MPNO. 80-3 の約 2.0 倍になっていることがわかる。

前進逆転時の応力は全く不規則な変動をしている。頻度分布解析の1例を Fig. 18 に示す。 $V_M=1.4\text{m/sec}$ ($J_s=-0.716$) で平均応力は小さいにもかかわらず変動のばらつきおよび発生した最大応力値は最も大きくなっている。なお Fig. 18 は 112 回転分のデータについて解析した結果である。

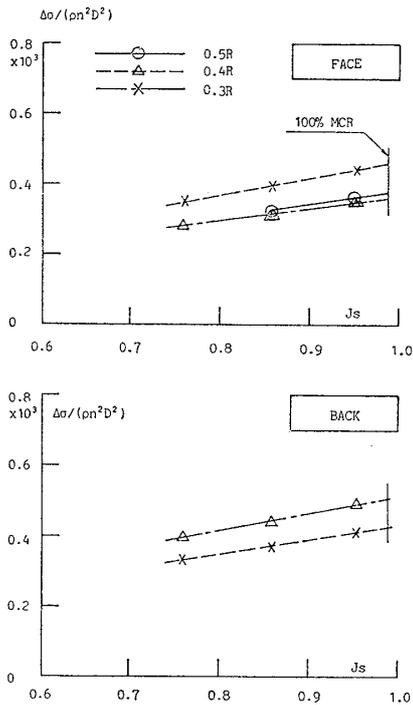


Fig. 15 Double amplitude of fluctuation stress on the blade of propeller (MPNO. 80-3) working in wake (AHEAD)

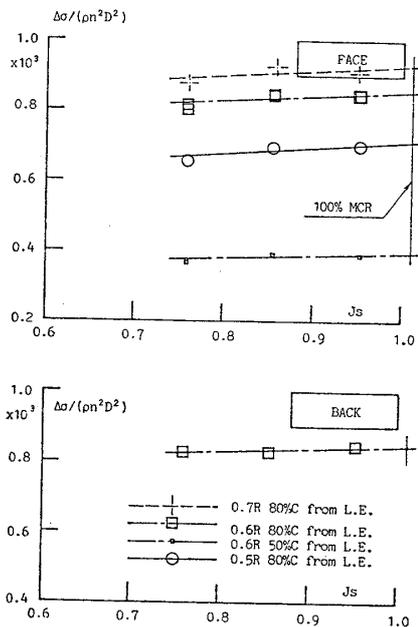


Fig. 16 Double amplitude of fluctuating stress on the blade of propeller (MPNO. 80-5) working in wake (AHEAD)

後進逆転時の応力振幅は前進正転時のそれと比べてかなり小さい結果であった。

以上の結果から判断して翼応力に関して HSP の設計では次の2点が重要なチェックポイントになるものと思われる。

- 1) クラッシュアスターン時の最大応力

Table 5 Maximum value of double amplitude of stress measured on face plane (AHEAD)

PROPELLER	MPNO.80-3	MPNO.80-5
$\Delta\sigma / (\rho n^2 D^2)$	453	921
r/R	0.3	0.7
CHORD	32% C from L.E.	80% C from L.E.

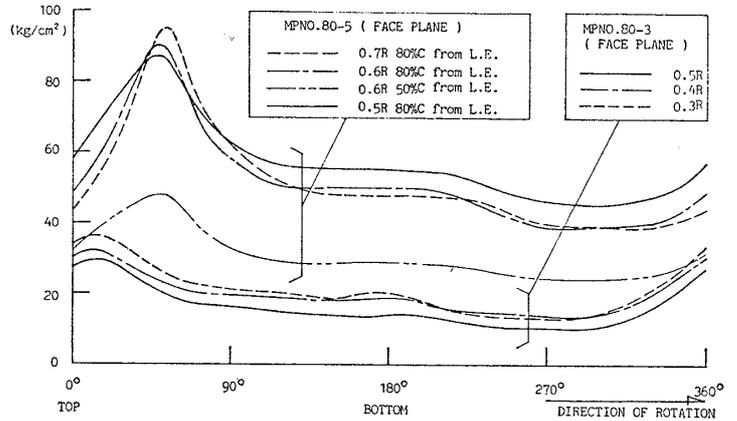


Fig. 17 Comparison of stress fluctuation on propeller blade working in wake (AHEAD) ($J_s=0.859$)

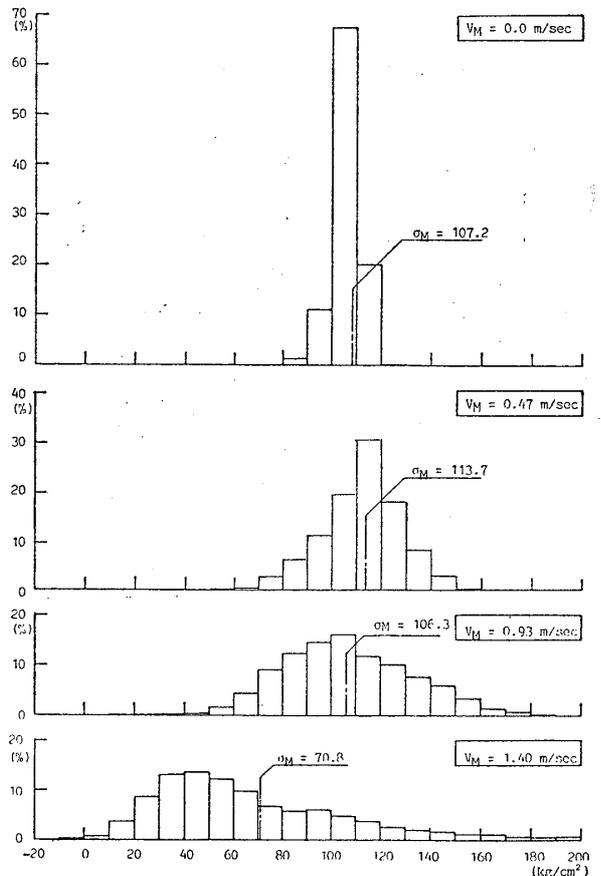


Fig. 18 Frequency distribution of stress on the blade of MPNO. 80-5 (0.6R, 80%C from L.E., BACK PLANE, $n_p = -7.6$ rpm)

2) 疲労強度に関連する前進自航時の平均応力と応力振幅

3.3 プロペラ揚力面と有限要素法による翼応力解析結果との比較

HSP の翼応力を理論的に取り扱う場合、前述のチェックポイント 1) ではクラッシュアスターン時の流場の不安定度の評価、翼面上の流れの剝離等を考慮した圧力分布計算法、チェックポイント 2) では変動を求めるための相当なコンピュータ演算時間などが実際の問題点として残るが、基本的には流体中で作動するプロペラの応力解析フローは Fig. 19 のように表わすことができる。ここでは1回転平均翼応力を対象にして Fig. 19 のフローに基づいてその第1次近似値として遠心力、翼の変位を考慮しない場合の翼応力解析を行った。すなわち出力 100%MCR で前進自航している状態 ($J \approx 0.745$), (J : プロペラ前進率) および停止ごく近くの後進逆転時 ($J \approx 0.05$) の1回転平均翼応力を対象として、各状態に対応した均一流中での翼面の圧力分布を非線形定常プロペラ揚力面計算¹³⁾により求め、それを入力として SPROSAS により MPNO.80-3 と MPNO.80-5 の翼応力を計算した。なお停止ごく近くの後進逆転時の翼応力解析は前節で確認したようにクラッシュアスターンの間の翼応力が停止までおおよそ一定の値を示していることを根拠としてクラッシュアスターン時の平均翼応力を推定する目的のものである。

MPNO. 80-3 と MPNO. 80-5 についての計算結果をそれぞれ Fig. 20, Fig. 21 に示す。各図の (a) が前進自航時 ($J \approx 0.745$) での結果であり、各図の (b) が停止ごく近くの後進逆転時 ($J \approx 0.05$) の結果である。図中丸印で実験値を示している (なお厳密には計算条件が実験と対応していない)。参考として Figs. 20(a)~21(b) に対応したスラスト係数 K_T の実験値と計算値を Table 6 で比較している。Figs. 20(a), 20(b) から

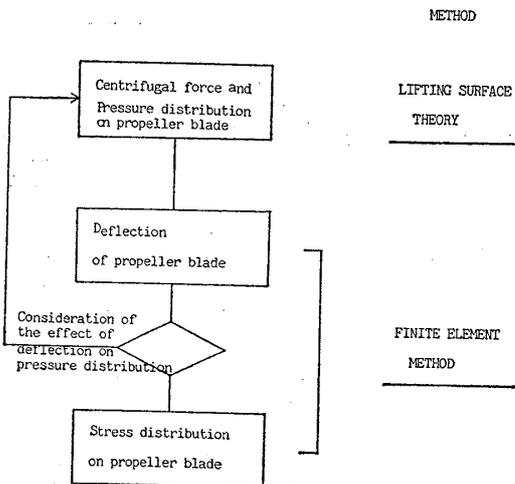


Fig. 19 Flow diagram for stress analysis of propeller blade

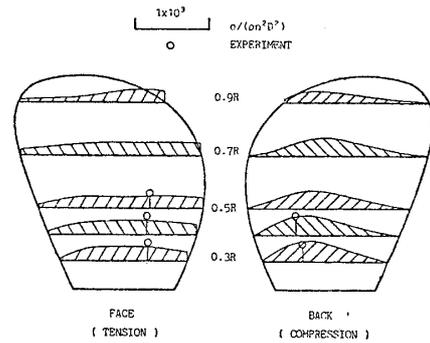


Fig. 20(a) Principal stress distribution on the blade of MPNO. 80-3 (AHEAD, $J \approx 0.745$)

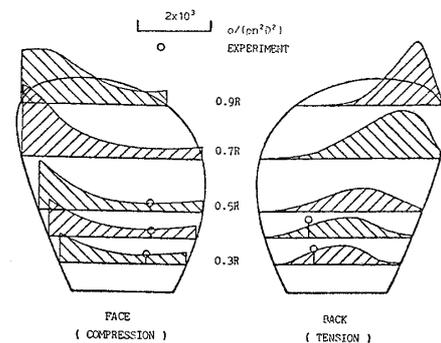


Fig. 20(b) Principal stress distribution on the blade of MPNO. 80-3 (ASTERN, $J \approx 0.05$)

Table 6 Comparison of thrust coefficient: K_T between experiment and calculation

PROPELLER		MPNO.80-3	MPNO.80-5
AHEAD ($J \approx 0.745$)	EXP.	0.204	0.207
	CAL.	0.204	0.211
ASTERN ($J \approx 0.05$)	EXP.	-0.370	-0.250
	CAL.	-0.354	-0.287

MPNO.80-3 については前進自航時、逆転時とも計算と実験はおおよそ一致している。また計算結果から前進自航時では最大応力が翼根側の最大翼厚付近で発生しているが、逆転時では応力が大きくなるとともに最大応力が発生する位置が翼先端、翼後縁方向に移っていることがわかる。Figs. 21(a), 21(b) から MPNO.80-5 については前進自航時、逆転時とも計算値が実験値と比べて小さくなっている。この原因については

- 1) 計算と実験の比較条件の違い
- 2) 翼面圧力分布の推定精度
- 3) 計算では遠心力、翼の変位の影響を考慮していない

などが考えられる。

これらの点については引き続いて検討する予定であ

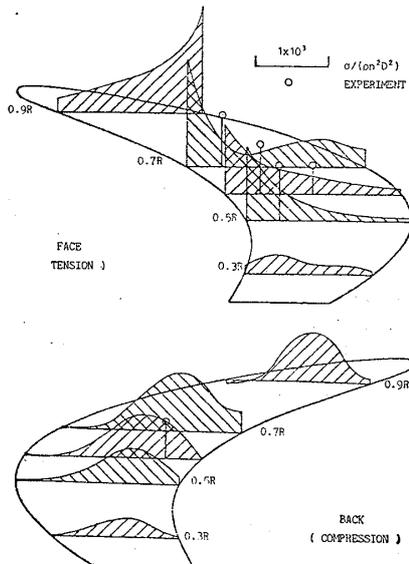


Fig. 21(a) Principal stress distribution on the blade of MPNO. 80-5 (AHEAD, $J \approx 0.745$)

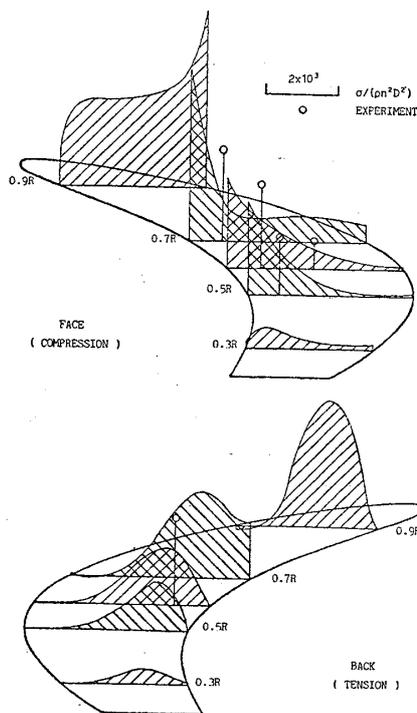


Fig. 21(b) Principal stress distribution on the blade of MPNO. 80-5 (ASTERN, $J \approx 0.05$)

る。しかし実験値の点数は少ないが応力の分布形状についてはおおよそ計算と実験は対応している。そこで翼面の応力分布について定性的な傾向を見ると MPNO. 80-5 について次のことがいえる。

- 1) 前進自航時では翼正面の $0.7R$ 付近の後縁側と $0.9R$ 付近の前縁側に大きな引張り応力が発生している。

- 2) 停止ごく近くの後進逆転時では翼正面の $0.7R$ の後縁側と $0.9R$ 付近の前縁側に大きな圧縮応力が発生し、翼背面の $0.9R$ の翼弦中央点付近に大きな引張り応力が発生している。

4 結 言

著者らは HSP 翼面の応力分布を調査するために汎用有限要素法プログラム MSC/NASTRAN による翼応力解析を目的として HSP の翼応力解析プログラムシステム SPROSAS を開発した。そして 72° HSP (MPNO. 80-5) を用いてその翼面上の 1 点に集中荷重をかけて翼面上の応力分布を計測し、SPROSAS による計算結果と比較して次の点を確認した。

- 1) 正転、逆転に対応した荷重条件での最大主応力は $0.5R \sim 0.6R$ 付近の後縁側で生じている。
- 2) MPNO. 80-5 の翼面の主応力分布について計算と実験はかなり良く一致した。この結果から判断して翼面にかかる荷重が既知であれば HSP の翼面の応力分布は SPROSAS により精度良く推定できるものと思われる。

次に MAU 型 CP (MPNO. 80-3) と MPNO. 80-5 を 1 軸高速コンテナ模型船に装置して荷重度変更試験と同じ方法で曳航水槽にて前進、後進およびクラッシュアスターン時の変動翼応力を計測して次の結果を得た。

- 1) MPNO. 80-3, MPNO. 80-5 とともに前進正転、後進逆転時の 1 回転平均翼応力は船の見掛けの前進常数 J_s の増加とともにおおよそ直線的に小さくなり、前進逆転 (クラッシュアスターン) 時の平均翼応力は J_s の $0 \sim -0.5$ の範囲ではほぼ一定である。
- 2) 出力 100% MCR に対応した前進自航時の 1 回転平均応力 σ について MPNO. 80-3 の場合計測した点の中では翼正面の $0.3R$, 最大翼厚位置での応力が最も大きく $\sigma/(\rho n^2 D^2) = 265$ である。また MPNO. 80-5 では翼正面の $0.5R$, 80% C from L.E. での応力が最も大きく $\sigma/(\rho n^2 D^2) = 755$ である。同状態の応力振幅 (peak to peak 値) $\Delta\sigma$ については MPNO. 80-3 の場合翼正面の $0.3R$, 最大翼厚位置で最も大きく $\Delta\sigma/(\rho n^2 D^2) = 453$ となり、MPNO. 80-5 の場合翼正面の $0.7R$, 80% C from L.E. で最も大きく $\Delta\sigma/(\rho n^2 D^2) = 921$ である。
- 3) MPNO. 80-5 のクラッシュアスターン状態での平均翼応力はかなり大きく、例えば翼正面の $0.6R$, 80% C from L.E. では $\sigma/(\rho n^2 D^2) \approx 2600$ となり、回転数が 70% MCR であるとしても出力 100% MCR 前進自航時の平均応力値の約 1.9 倍となる。また流場が不安定であり、計測値にかなりの不規則な変動がみられた。

4) 後進自航時の応力振幅は前進正転時のそれと比べて小さく、HSP の設計上とくには問題にならない。

さらに前進、後進時のプロペラ1回転平均翼応力について MPNO.80-3 と MPNO.80-5 を対象にして非線形定常プロペラ揚力面計算により求めた翼面圧力分布を SPROSAS に入力して翼面上の応力分布を計算した。そして実験値と比較するとともに応力分布の概要を調べて次の結果を得た。

- 1) MPNO.80-3 については実験と計算はおおよそ一致した。MPNO.80-5 については実験値と比べて計算値は低いが主応力の分布形状はおおよそ対応している。
- 2) MPNO.80-3 の最大応力は前進自航時では翼根側の最大翼厚付近で発生しているが、後進時ではその位置が翼先端、後縁方向に移る。
- 3) MPNO.80-5 について前進自航時では翼正面の $0.7R$ 付近の後縁側と $0.9R$ 付近の前縁側に大きな引張応力が発生し、後進時 ($J \approx 0.05$) では翼正面の $0.7R$ 付近の後縁側と $0.9R$ 付近の前縁側に大きな圧縮応力、翼背面の $0.9R$ の翼弦中央点付近に大きな引張応力が発生する。

MPNO.80-5 の1回転平均翼応力については計算と実験で必ずしも十分な対応が得られなかった。その理由の1つに本報告では考慮しなかった遠心力や翼のたわみの影響などが考えられる。模型のアルミ合金の比重が約2.7であるのに対して実体のニッケル・アルミ合金の比重は約7.6と大きいので遠心力の寄与は実体のHSPでは模型以上になるものと思われる。またHSP設計の観点からすればプロペラ作動時の翼のたわみを考慮してピッチ修正するなどの特別な配慮が必要と思われる。

本研究の遂行にあたり、(財)日本造船技術センターの佐藤和範様、塩原 修様、荒木 繁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 波多野修次教授にはご便覧を賜りました。ここに厚く御礼申し上げます。なお本論文の数値計算には(株)神戸製鋼所灘浜東事務所コンピュータ・センターのIBM 3033を使用した。

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: 推進性能とキャピ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) 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).
- 3) R. A. Cumming, W. B. Morgan and R. J. Boswell: Highly Skewed Propellers, SNAME, Vol. 80 (1972).
- 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) A. E. Ræstad, T. Sjøntvedt: Marine Propeller Blades Stresses and Deformations with Given, Frozen, Hydrodynamic Loading, Norwegian Maritime Research, Vol. 1, No. 3 (1973).
- 6) James H. Ma: Stresses in Marine Propellers, JSR, Vol. 18, No. 4 (1974).
- 7) R. J. Boswell: Static Stress Measurements on a Highly Skewed Propeller Blade, NSRDC Report 3247 (1969).
- 8) 山崎隆介: 非定常螺旋推進器理論について, 西部造船会々報, 第28号 (1964).
- 9) 花岡達郎: プロペラの基礎理論 (特に Munk の定理と揚力線理論について), 船舶技術研究所報告, 第5巻, 第6号 (1968).
- 10) R. J. Boswell and G. G. Cox: Design and Model Evaluation of a Highly Skewed Propeller for a Cargo Ship, presented at the Chesapeake Section, SNAME (1973).
- 11) Harry G. Schaeffer: MSC/NASTRAN, Primer: Static and Normal Model Analysis, A Study of Computerized Technology, Schaeffer Analysis, INC (1979).
- 12) 藪 忠司, 藤本敏雄: Highly Skewed Propeller の翼応力の解析, 関西造船協会昭和 56 年度秋季講演会にて講演予定.
- 13) 山崎正三郎: 非線形定常プロペラ揚力面の数値解法とその応用例, 西部造船会々報, 第62号 (1981).
- 14) 日本造船研究協会第138研究部会: 高速コンテナ船の馬力推定法の精度向上に関する研究, 研究資料 No. 183 (1973).
- 15) 岡本 洋, 田中 陽, 野沢和男, 斎藤泰夫: 可変ピッチプロペラ装備船の後進性能 (第2報), 関西造船協会誌, 第144号 (1972).
- 16) 日本造船研究協会第72研究部会: タービン船の後進力に関する調査研究, 第57号 (1966).