

日本船舶振興会 昭和 46 年度 補助事業
“船舶の構造・性能に関する基礎的研究”

研究資料 No.158

第 126 研 究 部 会
大型プロペラの翼強度に
関する研究
報 告 書

昭 和 47 年 3 月

社 团 法 人
日本造船研究協会

はしがき

本報告書は日本船舶振興会の昭和46年度補助事業「船舶の構造・性能に関する基礎的研究」の一部として日本造船研究協会が第126研究部会においてとりまとめたものである。

本研究部会の委員は次のとおりである。

第126研究部会委員名簿

(敬称略 五十音順)

部会長	関 矢 元彌(日本海事協会)	池ノ内 昌 弘(三井造船)
委 員	伊 藤 一 男(ミカドプロペラ)	上 野 博 駿(日本船舶機関士協会)
	植 田 靖 夫(船舶技術研究所)	奥 村 克 二(名村造船所)
	岡 本 洋(川崎重工業)	片 岡 正 輝(来島どっく)
	海 津 源 治(住友重機械工業)	菅 野 博 志(ナカシマプロペラ)
	門 井 弘 行(船舶技術研究所)	国 米 昭 久(日立造船)
	久 米 宏(日本海事協会)	設 楽 敬 治(三菱重工業)
	沢 山 武(三菱重工業)	立 木 正 明(佐世保重工業)
	関 久 男(佐野安船渠)	田 辺 正 雄(かもめプロペラ)
	田 中 兵 衛(昭和海運)	中 野 市 次(神戸製鋼所)
	堤 丈 夫(日本钢管)	原 三 郎(日本船用機器開発協会)
	花 園 史 郎(函館ドック)	樋 口 勝 彦(大阪商船三井船舶)
	碑 田 伸 行(三菱重工業)	藤 井 嶽(日本造船技術センター)
	広 本 豊(日立造船)	森 正 彦(石川島播磨重工業)
	堀之北 克 朗(運輸省)	
	渡 辺 恭 二(三菱重工業)	

目 次

緒 言	1
1. 計測方法確認のための予備実船試験	2
1.1 計測点決定のための予備試験	2
1.1.1 ストレーンゲージ接着による推進性能への影響	2
1.1.2 ストレーンゲージ接着によるキヤビテーションの影響	3
1.2 ストレーンゲージ取付法に関する予備試験	8
1.2.1 基礎調査	8
1.2.2 大型タンカーのプロペラによる接着法予備試験	9
1.2.3 管型式高速回流水槽による接着力比較試験	10
1.3 ストレーンゲージ等の水中撤去試験	11
1.4 計測法確認のための予備実船試験	13
1.4.1 予備実船試験の経過ならびに結果	13
1.4.2 ストレーンゲージ剥離の原因検討ならびに今後の対策	14
1.5 結 論	15
2. プロペラ材料の疲労強度の研究	17
2.1 腐食環境下における疲労亀裂伝播挙動の解明に関する研究	17
2.1.1 供試材	17
2.1.2 実験方法	17
2.1.3 実験結果および検討	18
2.1.4 まとめ	20
2.2 腐食疲労強度に及ぼす寸法効果の影響の研究	27
2.2.1 丸棒試験片	27
2.2.2 角板試験片	31
2.3 腐食疲労強度に及ぼす平均応力の影響の研究	37
結 言	38

緒 言

日本商船についてのこれまでの使用実績から、銅合金鑄物プロペラの羽根の折損について、次のような傾向が求められている。

- (1) 羽根の折損はすべて疲労破壊であり、前進面根元隅内部の最大翼厚位置付近を起点として、ここに欠陥がある場合に、引張り変動応力によって破壊に至る。
- (2) 羽根の折損は貨物船に集中している。特にアルミニウム青銅鑄物プロペラの羽根の折損は、ピッチ比が1を越えるような高速船にしか生じていない。

このように、プロペラの羽根が折損する条件は、実績によって、かなり明らかになってきたが、残念なことに、就航中の実船のプロペラについて、穏海下と荒天下の航海条件の相違（浪のうねりや船のピッティングによる喫水の時間的変化）、船尾形状の相違、プロペラの形状の相違、また回転数の相違などを考慮した条件の下で、羽根にいかなる大きさで、かついかなる変動の様相の応力が生じるかは求められていない。

一方、プロペラの羽根の材料についても、実体に相当する大型寸法の試験片の腐食疲労強度（平均応力と応力振幅の関係も含む）、形状係数と切欠き係数の関係、疲労き裂の伝播速度とその様相など、試験的に求められていないものが多い。

すなわち、プロペラの羽根については、応力の実態と材料の強度の実態が明らかでないので、設計条件の適確な設定が困難な現状にある。しかし、最近の船の高速化に対応して、プロペラの羽根の応力条件も一層過酷になったのではないかと考えられる傾向もうかがえることから、上述したような課題について、経験のみに頼るに止まらず、定量的設計資料を求めるために実験研究を実施しなければならない段階に来ていると思われる。

プロペラの羽根の応力の実態の把握は、船舶設計分野の長年にわたる重要な懸案であったが、その計測技術の困難性から取り残されていたものである。しかし、当研究部会において、この実船計測を主体として、上述した一連の重要な課題の解明が行なわれることになったことは、真に意義あることである。

当研究部会は、来年度も継続され、本年度は実船計測の予備実験と材料強度に関する一部の実験が遂行された。

以下は、当研究部会の本年度に実施した諸実験研究の成果をとりまとめたものである。

1 計測方法確認のための予備実船試験

プロペラ翼切損事故の原因解明、更に進んでは高速船プロペラの合理的な強度設計を行なうためには、まずプロペラ翼に生ずる変動応力の実態を把握することが必要である。

本研究部会では、就航中の高速コンテナー船を対象にえらび、航海中のプロペラ変動応力の計測を行なう計画であるが、第一年度研究として、ストレーンゲージ取りつけによる推進性能、キャビテーションへの影響の調査とともに、実船計測技術確立のための基礎研究として、計測技術上最大の問題であるプロペラ翼面へのストレーンゲージおよびリード線の保護固定法に関する基礎研究および実船での確認試験を行なつた。

1.1 計測点決定のための予備試験

プロペラ翼応力の実船計測に際して、計測点をどこに選ぶかは、変動応力の実態を知る上での必要性からきまるが、一方、その点にストレーンゲージを接着することが、推進性能およびキャビテーションの発生に悪い影響を与えないかについて確認を行なう必要がある。

このため、変動応力の実態把握という観点から選んだ応力計測点について、高速コンテナー船用プロペラ対応の模型プロペラについての試験により、ストレーンゲージ接着の、推進性能、キャビテーション発生による翼面の損傷への影響について調査した。試験の結果から判断すると、0.6Rまではゲージおよびリード線コーティングの形状および取付位置を注意深く選ぶことにより、計測可能との結論が得られた。

1.1.1 ストレーンゲージ接着による推進性能への影響

プロペラ翼変動応力計測の対象が高速コンテナー船であり、かつ就航航海中に計測を実施するので、ゲージ接着による推進性能の低下が生じることは極力さけなければならぬ。そこで、翼に応力計測のためのゲージを接着したときの推進性能への影響を模型試験により調査した。

- (1) 供試模型およびゲージの接着
供試模型は、実船計測の対象となる高速コンテナー船のプロペラと比

表1.1.1 供試模型プロペラ要目

プロペラ直径 (D)	250.00 mm
ピッチ比 (P)	1.05
展開面積比 (A_e/A_d)	0.6248
翼厚比 ($t/c _{0.7}$)	0.04834
ボス比 (d/D)	0.18
翼型 — 翼数	M-5

較的主要目が近い直徑 250 mm の模型プロペラで、その主要目を表 1・1・1 に示す。ゲージ材は応力計測上予定している位置に、平面寸法に関しては実船プロペラとの寸法比で縮少した真鍮板で代用して接着した。図 1・1・1 に翼面上のゲージ接着位置を示す。突起の高さは、模型試験と実船の場合とで翼面上の境界層厚さが相似にならないので、突起高さ (h) と境界層厚さ (δ ；等長平板の乱流境界層厚さを代用) との比 h/δ が、実船と模型との場合で同じになるよう選んだ。したがって、ゲージ材の厚さは、実船プロペラより寸法比で縮少したものよりは厚くなっている。なお、計測精度を上げるため、ゲージ材は全翼に接着し、1 翼のみにゲージ材を接着したときのプロペラ特性はこの試験結果から推定した。

(2) 試験の方法

調査は、翼面にゲージを接着した場合としない場合について、氷槽でのプロペラ単独試験によって行なった。試験時のプロペラ回転数は、ゲージ接着の場合に、実船プロペラと同一 h/δ が達成できるように考慮しながら、試験装置の許す範囲で最高のレイノルズ数が達成できるように選んだ。

(3) 試験結果、およびゲージ接着の推進性能への影響の評価

試験結果およびこの試験結果とともに 1 翼のみにゲージを接着したときのプロペラ特性を推定した結果を図 1・1・2 に示す。この結果から、実船プロペラ作動範囲 ($\lambda = 0.25 \sim 0.3$) でのプロペラ効率の低下は、 $\Delta \eta_p = -0.003$ 程であり、ゲージ接着の推進性能への影響は実用上全くないと考えてよいことが明らかとなつた。

1・1・2 ストレーンゲージ接着によるキャビテーションの影響

翼面へのゲージ接着により突起が生じるので、推進性能への影響とともにキャビテーションの発生が当然考えられる。キャビテーションの発生は、

(1) キャビテーションによるゲージ接着性の低下

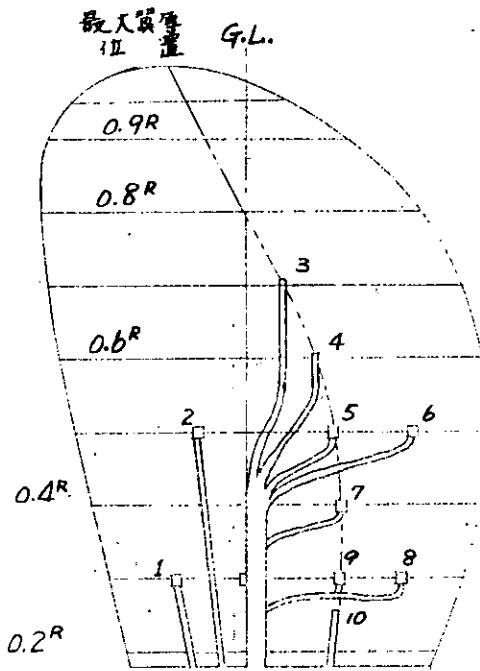


図 1・1・1 ストレーンゲージ材接着位置

1 翼のみにゲージ材を接着したときのプロペラ特性はこの試験結果から推定した。

（2）試験の方法

調査は、翼面にゲージを接着した場合としない場合について、氷槽でのプロペラ単独試験によって行なった。試験時のプロペラ回転数は、ゲージ接着の場合に、実船プロペラと同一 h/δ が達成できるように考慮しながら、試験装置の許す範囲で最高のレイノルズ数が達成できるように選んだ。

(3) 試験結果、およびゲージ接着の推進性能への影響の評価

試験結果およびこの試験結果とともに 1 翼のみにゲージを接着したときのプロペラ特性を推定した結果を図 1・1・2 に示す。この結果から、実船プロペラ作動範囲 ($\lambda = 0.25 \sim 0.3$) でのプロペラ効率の低下は、 $\Delta \eta_p = -0.003$ 程であり、ゲージ接着の推進性能への影響は実用上全くないと考えてよいことが明らかとなつた。

1・1・2 ストレーンゲージ接着によるキャビテーションの影響

翼面へのゲージ接着により突起が生じるので、推進性能への影響とともにキャビテーションの発生が当然考えられる。キャビテーションの発生は、

(1) キャビテーションによるゲージ接着性の低下

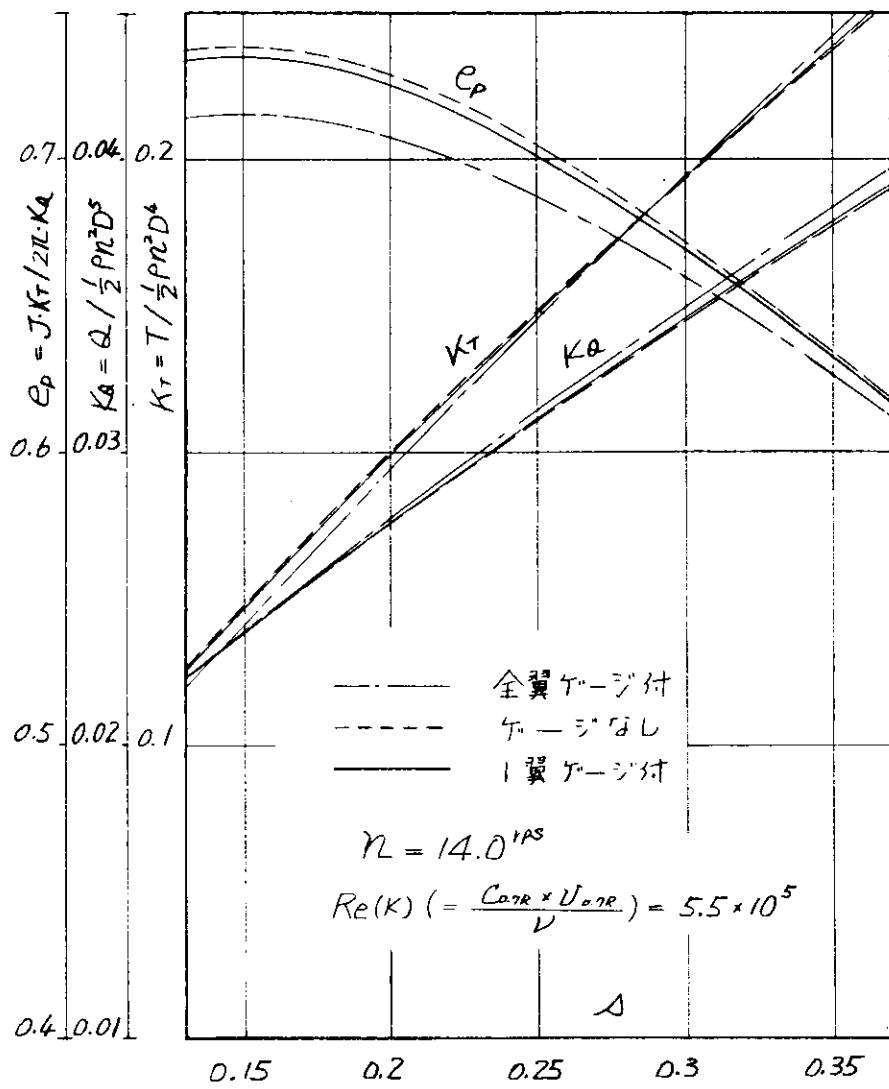


図 1.1.2 ストレーンゲージ付プロペラの単独特性

(d) 翼面でのエロージョンの発生

の二つの点で問題があり、ゲージ接着位置によるキャビテーション発生の状況を見て適切なゲージ接着位置を選ぶ必要がある。そこで、空洞水槽および管型式高速回流水槽で模型試験を行ない上記問題点の調査を行なった。

(1) プロペラ翼面でのキャビテーション発生状況調査

模型プロペラに、実船プロペラと同じ位置にゲージ材を接着して、空洞水槽で航海中の実船プロペラに対応する作動条件で試験し、キャビテーションの初生、進展の様子を観察した。

(a) 供試模型

模型プロペラは、先にプロペラ単独試験を実施した直径 250 mm のもの

で、ゲージ材の接着位置も同じである。ただし、ゲージ高さは、コンテナー船でのプロペラ作動条件近傍で実船プロペラと $h/8$ が合うように選んでおり $h = 0.2 \text{ mm}$ である。なお、ゲージ部とリード線部の突起の高さは実船では必ずしも同じではないが、工作の都合上模型では同じ高さとし、また突起部の前後端の整形はせず矩形断面のままとした。

(b) 試験の方法および条件

試験は、空洞水槽において、均一流中でのキャビテーション初生試験およびコンテナー船の伴流分布を船尾板と金網とでシミュレートした不均一流中でのキャビテーション発生状況観察の2種類の試験を実施した。作動点はコンテナー船の満載状態に対する主機主力 MCR, NOR 対応の推力係数の範囲に選び、静圧を徐々に低下させることによりキャビテーション係数を変化させた。

プロペラ作動条件は次の通りである。

$$\sigma_n (= p - e / \frac{1}{2} \rho (nD)^2) = 1.85 \sim 2.05$$

$$K_T (= T / \frac{1}{2} \rho n^2 D^4) = 0.18 \sim 0.19$$

(c) 試験結果および評価

図 1.1.3 は上記の試験結果を示すもので、キャビテーションの最も発生しやすい位置（初生条件）と、試験装置でできるだけ静圧を下げた場合のキ

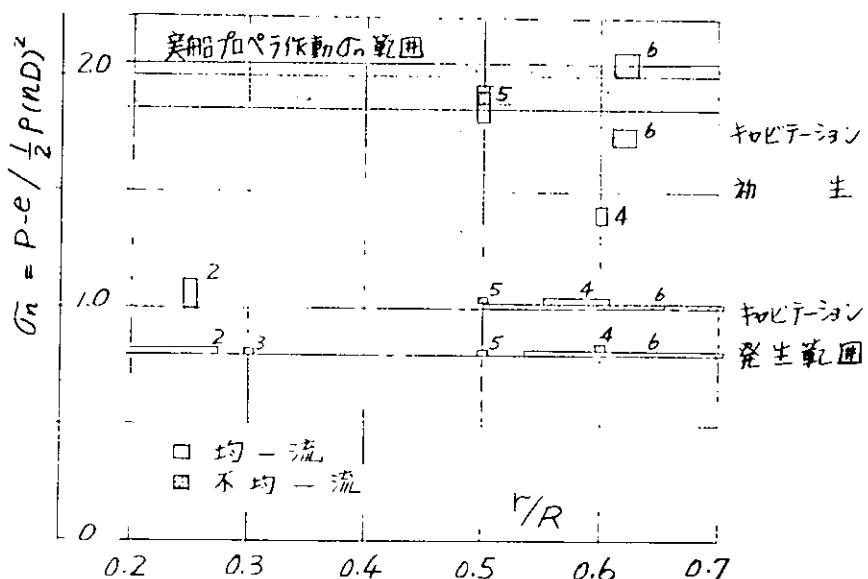


図 1.1.3 ストレーンゲージ接着によるキャビテーションの発生条件および範囲

キャビテーションの発生範囲とを示す。不一流れの場合は、伴流の状態に対応して、キャビテーションの大きさの変動があり、このキャビテーションの変動がエロージョンの発生に関係するおそれがある。図 1.1.4 は実船対応のプロペラ作動点よりも大巾に静圧を下げたときのキャビテーション発生の模様で、プロペラの回転位置の相違によるキャビテーション・パタンの変化を示すものである。

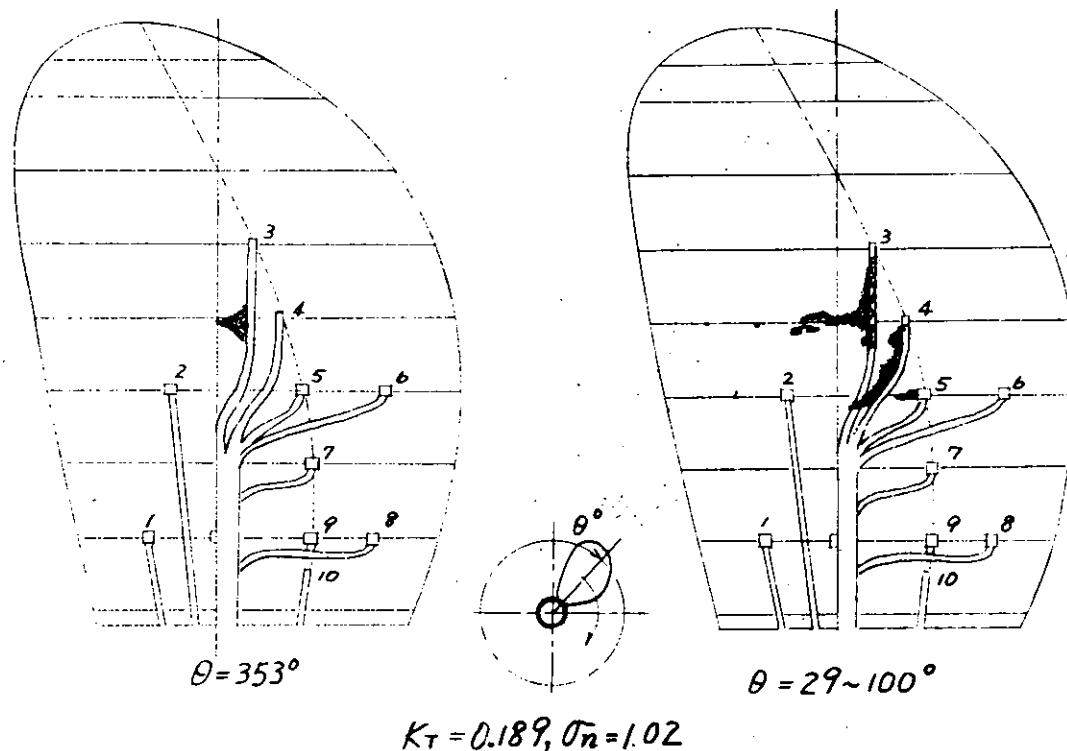


図 1.1.4 ストレングージ接着によるキャビテーションのパタン
(前進面, 不均一流中試験)

これらの結果から、ゲージ取りつけによる実船プロペラのキャビテーションの発生について考察すると次の通りである。

- (i) $0.7R$ のゲージに伸びるリード線上 $0.62 \sim 0.63R$ の位置および、 $0.5R$ の最大翼厚部のゲージが最もキャビテーションがおこりやすい。後者は、主に前縁側に接着したゲージの影響によるものと判断される。
- (ii) 実船プロペラ対応の作動条件の範囲では、キャビテーションの発生はゲージ材の不連続部に起因する局所的なものであり、ゲージコーティング材剥離への影響あるいはエロージョン発生の心配はまずないものと考えられる。

(2) 実船プロペラと同じ作動条件下でのキャビテーションの状況

(1) の試験によって、翼面上のゲージ・リード線からのキャビテーション発生の様子が一応明らかとなつたが、模型の寸法が小さくゲージ材の形状の影響は考慮せず翼面上の位置の影響のみを調査した。そこで、次にコンテナー船プロペラと同程度の静圧、流速のもとで、実際に近いゲージ材寸法でのキャビテーション試験を実施し形状の影響等について調査を行なつた。

(a) 試験装置および試片形状

試験は管型式高速回流水槽 ($V_{max} = 50 \text{ m/s}$, $\delta_{min} = 0.1$) にて行なつたが、装置の規模から、試片は $95 \text{ mm} \times 40 \text{ mm}$ 角の NiAl 製台座の上に、ゲージ、プロテクター、コーティング材を実船と同じ要領で接着したものを使用した。試片形状は、

A: 通常のゲージ・コーティングの形状

B: 形状を fair に成形したもの

の 2 種で、その形状を図 1.1.5 に示す。

(b) 試験条件および結果

試験条件は $V = 27 \sim 30 \text{ m/s}$,

$\delta_V = P - e / \frac{1}{2} \rho V^2 = 0.4 \sim 0.3$ で、これは、コンテナー船の満載、主機主力 MCR における、翼面上 $0.5 \sim 0.6 R$ の位置の流速および静圧に合わせたものである。試験の結果は次の通りである。

- (i) A のように、コーティング材をぬったままの場合、 $0.5 R, 0.6 R$ 対応の試験条件でもコーティング材の凹凸からのキャビテーションの発生が認められるが、翼面に広がる様子はなく模型プロペラで観察された状況よりは軽微である。
- (ii) B のように成形した場合は、キャビテーションは全く認められない。したがって、(i)(ii) の試験結果をまとめ、キャビテーションの影響を防止する見地から、ゲージ接着位置について検討すると次のようになる。

- (a) $0.5 R$ までのゲージ接着は、 $0.5 R$ での前後ゲージの干渉に注意すれば、ゲージ接着によるキャビテーションの影響は防止できるであろう。
- (b) $0.6 R$ でも成形に注意すれば、キャビテーションの影響はさけられると思うが、 $0.7 R$ については問題があると考える。
- (c) ゲージ・リード線のコーティング材接着後の形状はできるだけ fair にしておく必要がある。

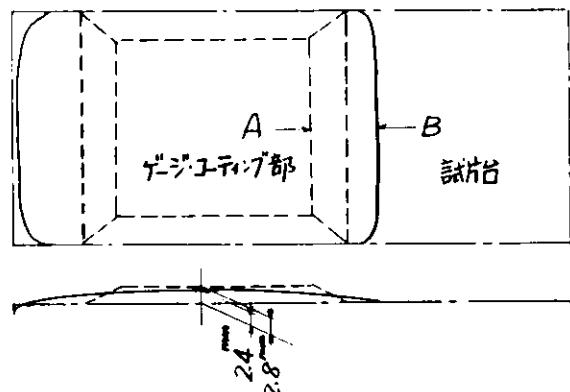


図 1.1.5 試片形状

1.2 ストレーンゲージ取付法に関する予備試験

プロペラ翼応力の実船計測を行なうためには、応力計測に必要なストレーンゲージおよびリード線を、計測航海中に剥離しないよう確実に固着させておく接着法を確立することがまず第一の条件であるが、就航中のコンテナー船を用いて応力計測実験を行なうためには、ゲージおよびリード線の接着処理によってプロペラ母材の強度が低下しないこと、もまた必要な条件である。

プロペラ翼応力の実船計測のためのゲージ類接着の技術としては、プロテクターをスポット溶接する方法があり、この方法により実船計測に成功した例があるが、スポット溶接の場合は母材の疲労強度への悪影響を防止するため、短期間の計測航海後直ちに溶接処理部の翼面をグラインダー処理することが必要である。しかし、今回計画している就航中のコンテナー船においては、一航海後直ちにプロペラ翼面を水面上に出して処理を行なうことが不可能であるので、スポット溶接法は採用せず、これまでの調査により母材への影響がスポット溶接に比して少なく、また接着強度の点ではスポット溶接とほぼ同じ強度を持つことが確認されているハンダ付け法を採用することとした。ハンダ付け法に関して下記の基礎調査および大型タンカー試運転を利用して接着強度確認などを行なった。

1.2.1 基礎調査

(1) ゲージ等接着のプロペラ母材疲労強度への影響

ストレーンゲージのプロテクターをプロペラ母材へハンダ付けすることによる母材の疲労強度への影響を調べるために、ストレーンゲージプロテクターを高温ハンダ（JIS RH40）および低融点ハンダ（K社製 F-18）でプロペラ母材へ接着した後、疲労試験を実施し材料のS-N曲線を求めた。この結果は図1.2.1に示す通り

で、高温ハンダの場合は、高応力側で $2 \sim 3 \text{ kg/mm}^2$ の強度低下が

見られたが低温ハンダの場合は、無処理材にくらべて翼材の疲労強度の低下は見られなかった。即ち、低温ハンダを使用すれば、プロテクターの取りつけによるプロペラ母材の疲労強度の低下はないものと判断される。

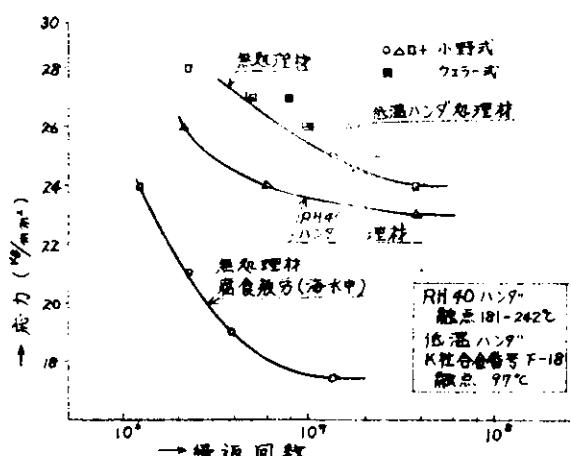


図1.2.1 S-N曲線

(2) ストレーンゲージプロテクターの接着力試験

ストレーンゲージプロテクターを各種の接着法で固着した場合の引張り剪断強度を調査するために、下図に示す方法で4種類の接着法で合計50個の試片につき引張り試験を行なった。

表 1.2.1 接着力試験結果

固定方法	引張り剪断強度	試験方法
スポット溶接	2.5~4.5 kg/点	スポット溶接
高温ハンダ (JIS RH40)	3.5~4.0 kg/mm ²	ステンレス板 0.1mm Ni:AlBz ハンダまたは接着剤
低融点ハンダ (K社製F18)	3.0~3.5 kg/mm ²	
接着剤 スリーロンジMF	1.2~1.5 kg/mm ²	

この結果、ハンダ付けの接着力はスポット溶接にくらべて劣っていないと判断される。また、プロペラ翼面上の相対流れによりプロテクターが受ける力の推定値に対して、ハンダ付けは充分の強度を持っていると考えられる。

1.2.2 大型タンカーのプロペラによる接着法予備試験

大型タンカー（三井重工・長崎造船所建造）の試運転時を利用して、ストレーンゲージおよびリード線をプロペラ翼面に接着し、耐剥離性調査の試験を行なった。プロペラ翼面へのゲージ取付位置は、図1.2.3に示す4点で、ゲージは速乾性接着剤（東亜合成化学・アロンアルファ）で接着し、ステンレス細管で保護したカブロン被覆電線を接続した。ゲージはコーティング材（東京スリーボンド・スリーロンジMF）を塗布した上をプロテクターでおおい、海水中での絶縁の保護ならびに耐剥離性をもたせた。

ゲージプロテクターおよびリード線固定バンドは、図1.2.4に示す形状で、プロテクター材質としては、孔あき銅板および真鍮網を使用した。また

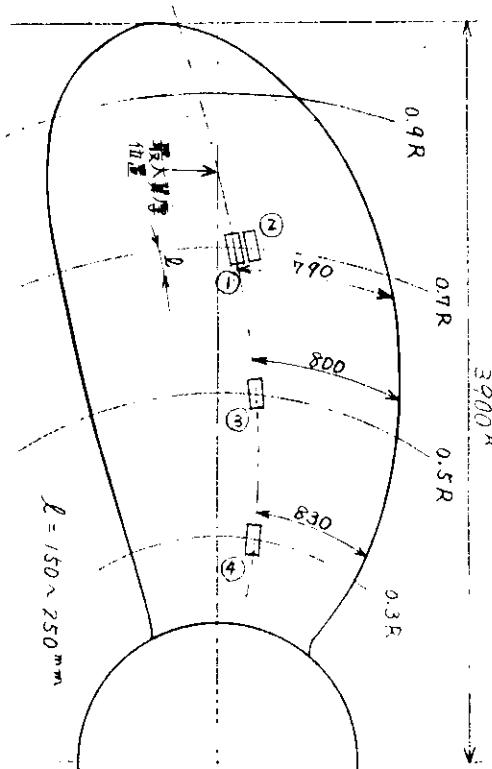


図 1.2.3 ゲージ取付位置

リード線固定バンドにも銅板および真鍮網を使用した。

プロテクターなどの接着には比較のために、高温ハンダ、低融点ハンダ、および接着剤の3種類を使用し、更に整形のために図1.2.5に示すようにコーティング材（スリーロンジ MF）でおおった。

試運転は昭和46年6月に行なわれ、運転時間（主機回転数60 r.p.m以上で航行した時間）は約16時間であった。

試運転終了後調査の結果、比較のために接着剤でプロテクターの固着を行なつてみた4番ゲージは剥離してなくなつた

いたが、ハンダ付けを行なつた3個のゲージは、プロテクター表面のコーティング材がわずかに剥離した程度で、いずれも実船計測に使用できるものと判断された。上記のゲージ取りつけ要領および試験結果の一覧表を表1.2.2に示す。

図1.2.5 コーティング形状

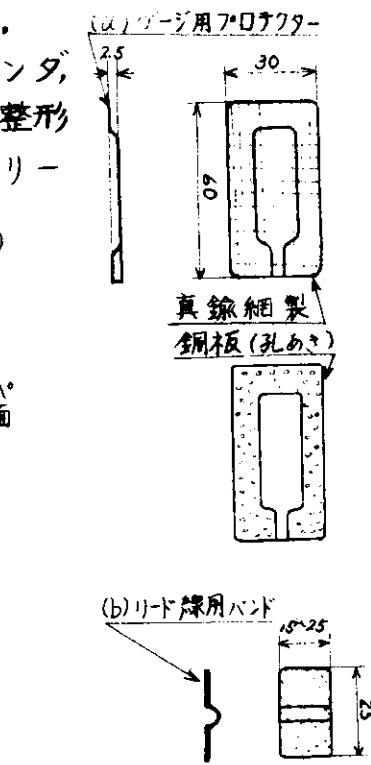


図1.2.4 プロテクター形状

表1.2.2 ゲージ取りつけ要領と試験結果

ゲージ番号	取付位置	接着材料	ゲージ用保護枠(プロテクター)	リード線固定バンド	試験結果	備考
1	0.7R	高温ハンダ	網目0.3+1mm口	網目	良好	高温ハンダ JIS PH40
2	0.7R	低温ハンダ	0.2mm銅板 (ハンダ付をよくするため孔加工)	銅板	コーティング材表面の凹凸のためわずか剥離	低温ハンダ F18 融点97°C
3	0.5R	低温ハンダ	網目0.3+1mm口	網目	剥離飛散	接着剤スリーロンジMF
4	0.3R	接着剤	網目0.3+1mm口	網目		

1.2.3 管型式高速回流水槽による接着力比較試験

上記の実船による確認試験の結果、実船計測に適した方法と判断された低温ハンダによるプロテクター接着法につき、1.1.2に記した管型式高速回流水槽を用いて、プロテクター素材の相違の影響、形状の影響などにつき調査を行なつた。実験の方法は、プロペラ材で作った巾約40mmの試片に、プロペラ表面にゲージを接着するのと同じ方法でプロテクターを接着し、コーティング

を施こし、これを回流水槽の計測部に設置し、航行中の実船プロペラにおけると同程度の速い相対流速をあて、耐剥離性ならびにキャビテーション発生状況などの比較を行なうものである。今回の実験では短期間の実験での比較を容易にするため、コンテナー船における実船計測時のゲージ取付部のプロペラ翼面相対流速（0.6Rで27m/s～30m/s）よりも速い約40m/sの流速で試験を行なった。

試験の結果、前記の大型タンカーによる確認試験に用いた2番、3番ゲージと同様の処理を行なった試片では、コーティング材の凹凸部から局所的なキャビテーションが発生し、今回の8時間余の試験でも局部的にコーティング材の剥離が見られ、実船確認試験の結果にはほぼ対応した結果が得られた。

孔あき銅板と真鍮網との比較では、網の方がプロテクターとコーティング材との接着が良くコーティング材の剥離が少なかった。また、ハンダ付け後アセトンなどによりハンダ面を洗浄する処理は、コーティング材の接着力の強化に有効であることがわかった。コーティング材の整形については、特に凹凸を大きくした形状ではキャビテーションの発生が大きくコーティング材の剥離も早いが、入念に整形した試片ではキャビテーションの発生が全くなく、コーティングの剥離も極めて少なかった。

これらの試験の結果、真鍮網のプロテクターを使用し、低温ハンダにより接着を行なえば、プロペラ母材の強度への悪影響もなく、実用上充分の耐剥離性が得られるものと判断される。

1.3 ストレーンゲージ等の水中撤去試験

プロペラ翼変動応力の計測は、一航海乗船して計測を行なうが、計測後のゲージおよびリード線はすみやかに撤去し、プロペラを常時就航状態にもどすことが望ましいが、実船計測には実際に就航中のコンテナー船を使用する都合上ゲージ類の撤去のために入渠することは望めず、短期間の荷役のための接岸中に水中で実施する必要がある。このため、水中撤去作業の方法を検討し、以下に述べるようく、実際の水中状態を想定した撤去作業試験を実施し、ほぼ一日の作業によりゲージ類を撤去し元の状態に復元できる見通しを得た。

(1) 試験条件

- (a) 実施時期 昭和46年5月8日 (水温 18°C)
- (b) 実施場所 三菱重工・長崎造船所、NO.3ドック入口
- (c) 作業者 水中作業者 1名、海上支援者 3名
- (d) 水中作業条件 作業水深、海面下 6m、(対象コンテナー船のプロペラ没水深度対応)

海水透明度、物体が確認できる距離 約2m

(e) 試片形状取付法等

図1.3.1, 1.3.2 に示す

(f) ゲージ撤去方法 (i) ニューマティックグライダー使用

(ii) ハンマーとタガネ使用(スクリーパー仕上げ)

(2) 試験結果および評価

(i) の方法では、撤去後の表面はなめらかであるが、グライダー面のハンドによる目詰り、および排気空気による視界不良で作業性が非常に悪く、図に示す1ゲージの撤去に約30分を要した。

(ii) の方法では、ハンマーとタガネでコーティング部に傷をつけ、のちタガネで削りとる方法をとったが、撤去後の母材の面の状態も良好で作業性も良く、1ゲージの撤去作業時間は約12分であった。

上記の(ii)の方法によれば、実船プロペラの場合の作業環境の悪化を考慮しても、一翼に取りつけた全ゲージの撤去は充分一日で可能であるとの見通しがえられた。

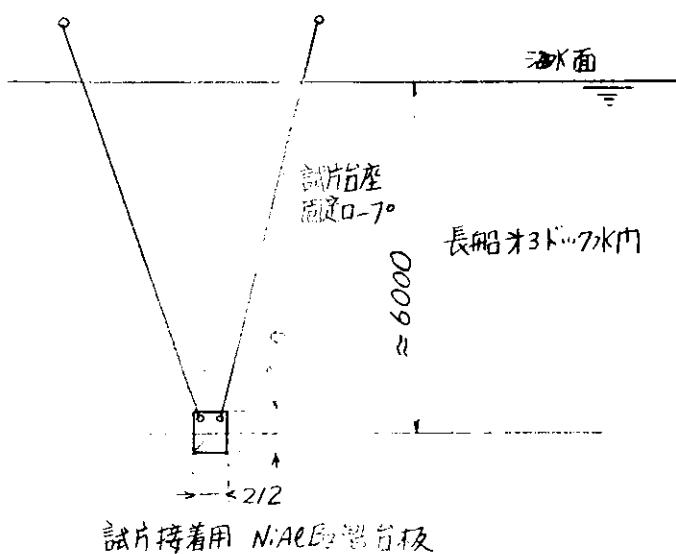


図1.3.1 ストレーンゲージ撤去試験作業条件

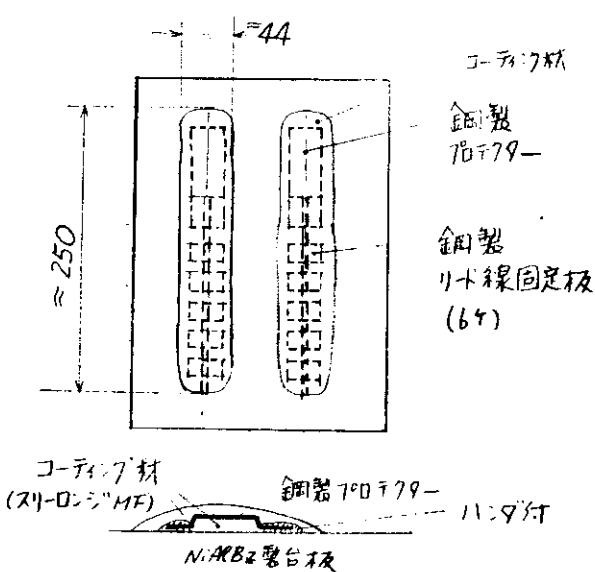


図1.3.2 ストレーンゲージ撤去試験用試片

1.4 計測法確認のための予備実船試験

1.1～1.3に述べた計測点選定のための調査結果、およびタンカーのプロペラでの確認試験をも含めたゲージ固定法の調査結果で、コンテナ一船でのプロペラ翼応力計測について一応の見通しが得られた。しかし、本研究部会の計画である、一航海約一ヶ月という長期にわたる計測に対しては、ゲージの耐久性について全く不安がないという訳ではない。そこで、中空のプロペラ軸を装備し、全計測器を搭載し、計測員が乗船しての翼応力計測本試験にさきだち、第一年度研究として、試験対象船と同様のコンテナ一船について、比較的容易に運航スケジュールに支障を与えず取り付けられるゲージ材およびコーティング材のみを翼面に接着し、応力計測のために最も重要なゲージの耐剥離性について確認調査を行なうこととなつた。試験の結果は以下に示す通りで、ゲージ接着については現時点で考えられる最適の方法で慎重に実施したのであるが、一航海後の調査ではその結果は満足すべきものではなかつた。しかし、その後の調査でその原因も明らかとなり、またその対策をたて、第2年度の実船計測実施に対して成功の見通しが得られた。

1.4.1 予備実船試験の経過ならびに結果

(1) 対象船

昭和海運 K.K. P N W コンテナ船 穂高丸

(2) ゲージおよびリード線とりつけ

ゲージおよびリード線のとりつけは、三菱重工 K.K. 長崎研究所オニ実験課が担当し、昭和 46 年 11月初旬、穂高丸が同社神戸造船所に入渠した際に実施した。ゲージおよびリード線の取り付け状況を図 1.4.1 に示す。（なお同図には一航海後の剥離の状況をも示している。）

作業は 11月 8 日 15:00' 開始、ゲージプロテクターおよびリード線固定バンドは低融点ハンダ（F33、融点 11.7°C）を用いてハンダ付けを行なつた。コーティング材の塗布、表面処理は 11月 8 日夜半から 9 日の朝にかけて実施したが、気温が低かつた（夜半約 10°C、早朝約 8°C）ため、ドライヤーで熱風を送り固化の促進をはかったが充分の効果がえられず、固化に長時間を要し、コーティング材の固化接着性に対しては、温度の点および自然乾燥時間の点で条件が不充分ではなかつたかと不安が残つた。上記の通り処理後 10 日 10:00' まで自然乾燥させ、10:00' よりドックに注水、11:00' にプロペラは没水した。

(3) 航海

穂高丸は 11月 11 日神戸を出港、直ちに北米航路に就航し、横浜、シャトル、バンクーバー、を経て 12月 10 日神戸入港、ついで 12月 13 日に横浜に入港した。

この間航海日数 28 日である。

(4) 帰着後のゲージ等の状況検査結果

12月13日 横浜本牧コンテナー・ターミナルにおいて三菱重工・長崎造船所および横浜造船所のダイバー計4名の水中での目視と水中テレビカメラによる観察を行なった。その結果は 図1-4-1に示す通り、ゲージ3個および円周に沿ったリード線は残っていたが、ゲージ3個および半径にそったリード線は剥離してなくなっていた。

翼面上のエロージョンは、ゲージおよびリード線の残存部および剥離あとにも見られず、ゲージおよびリード線取付けによるキャビテーション・エロージョンの発生はないものと判断される。

1-4-2 ストレーンゲージ剥離の原因検討ならびに今後の対策

今回行なったハンダ付けによるゲージ接着法については、前記の諸調査の結果、実船試験可能と判断していたものであるが、今回の結果を見ると半数のゲージおよびこれに繞くりード線が完全になくなってしまい、接着力が不充分であったことが明らかとなつた。しかし、残存の3個のゲージおよびこれに接続したリード線は完全に残っていたことから、今回の剥離が単にこれまでの予備実験では確認が行われていない長期の耐久性の不足のために、一ヶ月の航海の間に徐々に剥離していくものとは思われず、剥離したゲージには、何か予知しなかつた原因により接着性に根本的な欠点があつたのではないかと判断された。

このため、1-2-2に記したタンカー・プロペラによる試験の場合と今回の穂高丸の場合の諸条件の相違につき詳細な検討を行なつたが、その結果今回のゲージの剥離は次のようないくつかの原因によるものと判断された。

以下にその原因およびこれに対する対策につき述べる。

(1) ゲージ取付時の温度の影響

コーティング材はタンカーの場合と同様に、接着剤スリーロンジを使用したが、タンカーでは取付時期が6月(気温 25°C以上)であったのにに対し、今回は11月であり、かつ日数の制限のため夜中および早朝に接着作業を行なつており気温が非常に低かった。また自然乾燥の時間も慣例通り一昼夜をとつたのであるが、これも当時の気温に対しては時間的に不充分ではなかつたかと思われる。

スリーロンジの低温時の性能については資料がなかつたため、種々の温度条件のもとで接着性の試験を行なつた結果、気温 13°C の環境で接着、固化を行なつた場合は自然乾燥に時間をかけても固化は不充分であり、接着力が著しく低下することが明らかとなつた。即ち今回のゲージの剥離の原因是、コーティング材接着時の低温のための接着性の不良が主原因であることがほぼ確実とな

つた。

したがって、今回の調査で明らかとなった。気温、環境による接着剤の性能の変化を充分考慮し、要すれば加熱装置を準備するなど対策をたてるこにはり、実船試験時には、たとえ冬期になつても充分の接着を行なうことができるものと考える。

(2) ハンダ材の電蝕による接着力低下

今回の予備実船試験で、剥離したゲージはコーティング材だけではなくプロテクターまですべて剥離してしまっていることについては、プロテクターに金網を使用したためコーティング材と金網との接着は強固であり、プロテクターが剥離した際、大きな流体力がかかりプロテクターまで持つていうたものと考えているが、銅系プロペラ材に接着したハンダ部の電蝕について考えると、コーティング材が先に剥離してハンダ部が海水中に露出し、その後電蝕によりハンダの接着力が低下し長期の航海中に漸次ハンダ付け部が剥離していくたといふことも考えられる。

この点については、プロペラ材にプロテクターをハンダ付けした試片を多数作り、長期間海水中に放置し、遂次接着力試験を実施し、海水中への露出期間と電蝕による接着力の低下との関係を調査することとし、目下実験続行中である。この結果、もし、一ヶ月程度で電蝕によるハンダ付け部の接着力の低下が認められれば、コーティング処理については、一部でもハンダ付け部が海水中に露出しないよう更に慎重に処理する必要がある。

(3) その他の調査事項

1.2.3 項に記したように、管型式高速回流水槽により、実船試験時のゲージ接着部のプロペラ相対流速と同程度の流れをあてて、ゲージ、コーティング材の接着性の比較試験を行なえる見通しであるので、

- (a) 今回丸高丸で採用した接着法（固化時の気温も合わせる）
- (b) その後の諸調査により最良と判断された接着法
- (c) スポット溶接による接着法

の3種の接着法で試片に接着したゲージ、リード線およびコーティングにつき接着強度の比較試験を行ない、実船試験に採用すべき接着法の耐剥離性につき更に確認を行なう予定である。

1.5 結論

以上の通り、実船プロペラ応力計測に關し、ゲージおよびリード線のプロペラ翼面への接着が実船の性能およびプロペラ母材強度に悪影響のないことを確認し、接着強度についても種々の基礎調査の結果最適と思われる方法を選定し、高速コンテナー船就航時に計測法確認のための予備実船試験を実施した。

この結果は 1.4 に示す通り充分なものではなかったが、その後の調査によりその原因を究明し、その対策についても見通しを得たので、今後更に調査を進め、対策を確立し、またその対策の効果の確認を行なって、昭和 47 年度実施の実船プロペラ翼変動応力計測を予定通り成功させることに万全を期したい。

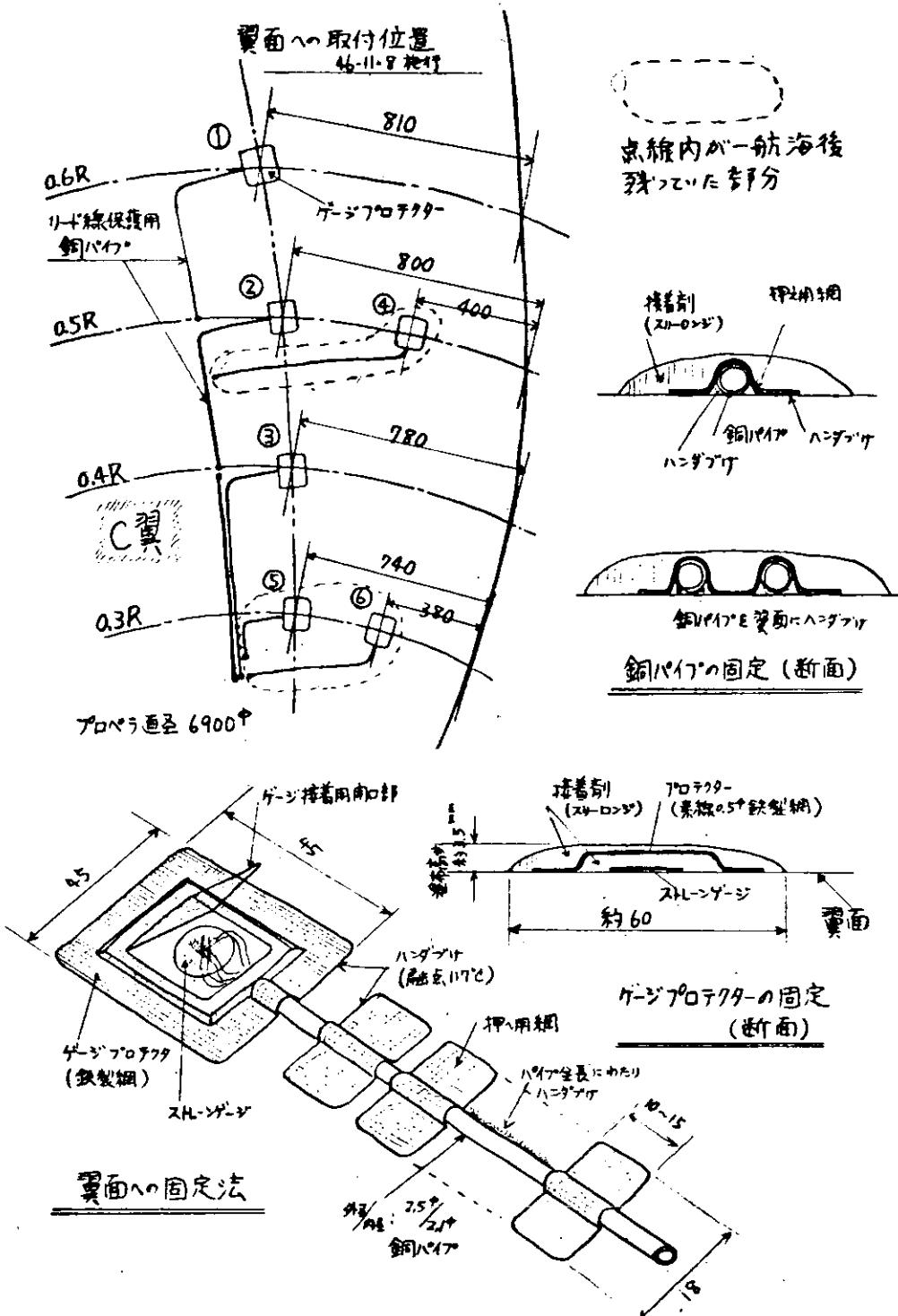


図 1・4・1 穂高丸プロペラ翼面への取付要領

2. プロペラ材料の疲労強度の研究

2.1 腐食環境下における疲労き裂伝播挙動の解明に関する研究

プロペラ翼の折損事故が近年、大きな問題となって来ている。大型船のプロペラ翼に折損事故が発生すれば運行上の安全性、経済性が損なわれ、今後ますます開発が進むと予想される高速コンテナ船などにおいて特に問題となる。このプロペラ翼の折損は特殊な条件下を除外すれば、一般には溶接補修部の欠陥等を起点として疲労により、き裂が発生し、それが進展することにより最終破断に至るものと考えられる。

このことからわかるように、プロペラ翼を疲労破壊に導くき裂が発生、あるいは発見されてから、最終破断に至るまでの期間（残存寿命）を推定することはきわめて重要であるが、プロペラ翼用材料についてはその疲労き裂伝播挙動は全く研究されていない。そこで本研究においてはプロペラ翼用材料であるNi-Alブロンズ材について、実体プロペラ翼の材料を使用して、疲労き裂伝播挙動を究明すると共に、海水中においても実験を行ない、疲労き裂伝播挙動に及ぼす腐食雰囲気の影響を明らかにしようとするものである。

2.1.1 供試材

(1) 試験片素材

試験片素材は三菱重工業長崎造船所において製作された未使用のNi-Alブロンズ製プロペラ翼の0.35R (R:翼の半径、肉厚:260mm) 部分より採取した。試験片の採取は素材の前進面側より行ない、疲労試験片、引張試験片の長手方向がプロペラ翼の半径方向に一致するよう切り出した。

(2) 供試材の確性試験

供試材の化学分析結果を、表2.1.1に示す。又、その機械的性質については表2.1.2に示す。供試材の顕微鏡組織写真(300倍)を図2.1.1に示す。引張試験は直径14mm、標点距離50mmのJIS4号引張試験片によって行なった。引張試験後の破断状況の一例を図2.1.2(a)(b)に示す。図2.1.2(a)の写真からわかる様に、試験片は一様に伸びただけで、ほとんどくびれていないことがわかる。図2.1.2(b)の写真は破断面を写したものであるが、本材料は面心立方系の材料であるため、体心立方系の延性材料の引張破壊面にみられるようなcup-and-coneバタンは見られない。図2.1.3には引張試験における応力-ひずみ曲線の一例を示す。

2.1.2 実験方法

(1) 疲労試験片

本実験において使用した疲労試験片は、図2.1.4に示すように幅54mm厚さ5mmの板状試験片であり、つかみ部においては、強度を持たせる為に厚さを10mmとしている。試験片長さについては荷重点の影響が出ない様に板幅の約3倍としている。試験片の中央部には、疲労き裂の発生を容易にするために図のBに示す様な切欠きを設けており、切欠きの先端は先を鋭くした0.1mm板厚の糸のこによって仕上げた。なお、一部の試験片においては図のAに示すような切欠きを設けて実験を行なった。又、疲労き裂長さの測定については本材料の場合は読取顕微鏡等によって試験片表面を直接みた場合には、き裂をはっきりつかまえることが出来なかったので試験片表面にレプリカを貼って、そのレプリカより長さを測定した。

(2) 疲労試験装置

本研究に使用した試験機は容量5Ton繰返し速度1300c.p.m.の油圧式引張試験機である。試験装置の略図を図2.1.5に示す。試験片はピンをかりしてつかみ治具に取りつけられており、荷重の検出はロードセルによって行なわれている。海水中における疲労き裂伝播試験は試験片に図2.1.5に示す様な腐食液槽を取り付け、海水を循環して行なった。海水循環装置については図2.1.6に示すように貯液タンクの中に海水（長崎港外から採取）を貯水して、それをポンプによって一段高い位置のヘッドタンクに上げる。ヘッドタンクに入水する前に管に穴を開けておき海中に空気（酸素）を十分取り入れるようにしてある。ヘッドタンクから出た海水はその落差を利用して腐食槽まで落ちて行く。この時の海水の流量は約500cc/minである。又、海水の温度は常温である。腐食槽を出た海水は再び貯液タンクまで戻る様になっている。図2.1.7には、試験装置の外観写真を示している。写真よりわかる様に試験片に取り付けられた腐食液槽は伸縮性をもたせており、試験に差し支えがないようになっている。

2.1.3 実験結果及び検討

(1) 疲労き裂伝播速度

構造物を疲労破壊に導くき裂が発生あるいは発見されてから、最終破断に至るまでの期間（残存寿命）を推定するためには現在のところ疲労き裂伝播速度と応力拡大係数との関係を利用して求める方法が最も一般的である。

ここでこの両者の関係は現在までの研究により次式のように表わされることがわかっている。

$$\frac{dl}{dN} = C (\Delta K)^m \quad (2.1.1)$$

l : き裂長さ (mm)

C, m: 材料定数

ΔK : 応力拡大係数範囲 (Stress Intensity Factor Range)
 $(\text{kg/mm}^{\frac{3}{2}})$

寿命の推定は材料定数である C, m と構造物にき裂が存在する場合の応力拡大係数の値がわかれば次式により行なうことができる。

$$N = \int_{l_0}^{l_f} \frac{1}{C(\Delta K)^m} dl \quad (2.1.2)$$

l_0 : 初期のき裂長さ

l_f : 破断時のき裂長さ

プロペラ翼にこの方法を適用する場合には、プロペラ翼用の材料について疲労き裂伝播試験を行ない、材料定数である C, m を求める必要がある。又、プロペラは海水中で使用されるので、海水中における疲労き裂伝播試験も行なう必要がある。図 2.1.8, 2.1.9 には本研究における実験結果を示している。これらの図における横軸の応力拡大係数範囲 ΔK の値は次式によつて計算した。

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi l} \quad (2.1.3)$$

$\Delta \sigma$: 応力範囲 (kg/mm^2) (本実験の場合は完全片振れ (0-Tension) であるので最大応力に一致する。)

l : き裂長さ (mm)

図 2.1.8 は空気中の実験結果を示している。図からわかるように dl/dN と ΔK との関係は両対数のグラフで直線で近似でき、次式の様に表わされる。

$$\frac{dl}{dN} = 2.74 \times 10^{-12} (\Delta K)^4 \quad (2.1.4)$$

ここで ΔK の指数の値 (これは両対数グラフにおける傾きを表わしている) は 4 となっており、Paris らが求めた値と一致している。

図 2.1.9 には海水中における実験結果を示している。この場合においても両対数グラフ上で直線で近似でき次式の様に表わされる。

$$\frac{dl}{dN} = 1.90 \times 10^{-12} (\Delta K)^4 \quad (2.1.5)$$

この場合にも ΔK の指数の値は 4 となっている。空気中の場合と海水中の場合を比較してみると、あるいは式からわかるように本実験の場合にはほとんど差がないことがわかる。すなわち Ni-Al プロンズ材の疲労き裂伝播においては海水零圧気の影響はほとんどないことがわかる。

(2) 破面の電子顕微鏡観察

き裂伝播試験片の破断状況の一例を図 2.1.10 (a)(b) に示す。図 2.1.10 (a) は試験片表面を見たものである。中央の切欠きより発生したき裂は試験片長手方向に垂直に成長しているが、この写真を詳細に見ると、き裂は完全にまっすぐ

進んでいるのではなく、多少ジグザグに成長していることがわかる。図 2.1.10 (b) には破断面の状況を示している。この写真を見ると中央切欠きから試験片板幅の $\frac{1}{4}$ 以上離れている部分では、板厚が薄くなっている。かなり断面収縮していることがわかる。このことは図 2.1.10 (a) においても観察される。

図 2.1.11 には電子顕微鏡観察を行なった破面(空気中試験片)の拡大写真を示している。この写真を見るとき裂伝播の初期の破面は割合に平坦であるが、き裂が成長するにつれて、凹凸が激しくなって行くことがわかる。なお、写真の下に書いてある数字は電顕観察を行なった位置を示している。

図 2.1.12 (a) ~ (g) には各位置における電子顕微鏡写真を示す。これらは図においては図 2.1.12 (g) (h) を除いていずれも疲労破壊特有の破面模様の striation が存在している写真を示している。位置 1 ~ 位置 6までの striation の間隔をみると、き裂が長くなればなるほど、その間隔は広がっていることがわかる。つまり、微視的なき裂伝播速度もき裂が長くなるにつれて速くなっているのである。Ni-Al ブロンズ材における striation の形状は一般に直線的であることがこれらの写真からわかるが、き裂の長さが短かい (ΔK が小さい) 場合と、き裂の長さが長くなつた (ΔK が大きい) 場合とではその形状は多少異なり、き裂の長さが長くなつた場合の striation は丸みを帯びてくる。このことは実際のプロペラ翼の折損事故の場合の破面観察において疲労き裂発生の起点を考える場合に参考になると思われる。図 2.1.12 (g) は位置 7における破面の写真であるが、この位置は巨視的な破面からみてわかる様に静的引張によって破壊したものであり、電顕写真も、静的引張の場合に見られる典型的な elongated dimple パタンを示している。一般に疲労破壊の破面観察においては striation の観察に重点が置かれているが、本実験において観察した破面の中には図 2.1.12 (h) に示すようないき開的な破面形状もかなり見られ、事故原因調査等においては十分な注意を要する。

2.1.4 まとめ

プロペラ翼用材料である Ni-Al ブロンズ材について、実体プロペラ翼の材料を使用して疲労き裂伝播試験を行なった結果次のことが明らかとなつた。

(1) Ni-Al ブロンズ材の疲労き裂伝播速度は次式のように表わされる。

空気中の場合

$$\frac{dl}{dN} = 2.74 \times 10^{-12} (\Delta K)^4$$

海水中の場合

$$\frac{dl}{dN} = 1.90 \times 10^{-12} (\Delta K)^4$$

又、以上の結果より Ni-Al ブロンズ材の疲労き裂伝播においては海水雰囲気の

影響はほとんどないことがわかった。

(2) 破面の電子顕微鏡観察を行なった結果、Ni-Al ブロンズ材においては疲労破面特有の破面形態であるストライエーションがはっきり観察されることがわかった。一方、本実験で観察した破面の中には、へき開的な破面形態もかなり見られ、事故原因調査等においては十分な注意を要する。

表2.1.1 化学組成(重量%)

成分 符号	Cu	Al	Fe	Ni	Mn	Pb	Sn	Si	Zn
JIS H5114 ALBC9	>78	8.5 ~10.5	3.0 ~6.0	3.0 ~6.0	<1.5	(不純物) 0.5	—	—	—
供試材	80.14	10.13	5.15	4.27	0.04	0.02	0.03	0.40	0.04

表2.1.2 機械的性質

試験 項目 試験 片符号	試験片寸法 (mm)	0.2%耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断応力 (kg/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	E (kg/mm ²)	H _B
1	14.00 ⁺ 50 ⁶⁴	16.0	51.9	66.7	23.6	22.2	12300	
2	13.98 ⁺ 50 ⁶⁴	16.1	52.1	66.7	23.0	22.0	12400	
3	13.99 ⁺ 50 ⁶⁴	16.7	50.6	63.9	19.0	20.9	12500	131
4	13.98 ⁺ 50 ⁶⁴	16.7	51.7	65.9	20.4	21.6	12500	131

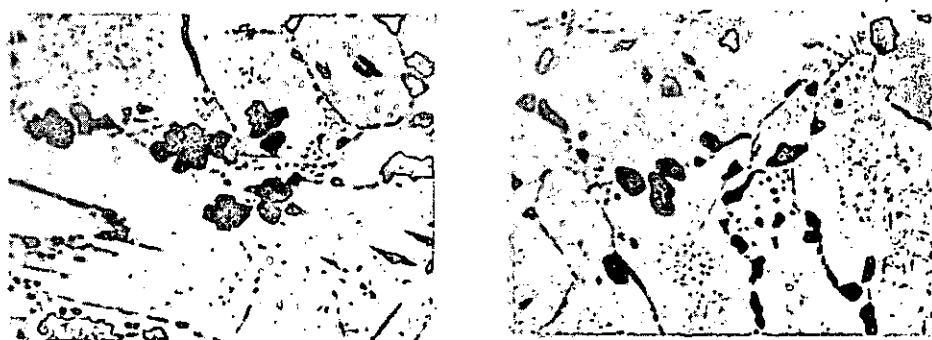


図 2.1.1 供試材の顕微鏡組織写真 ($\times 300$)

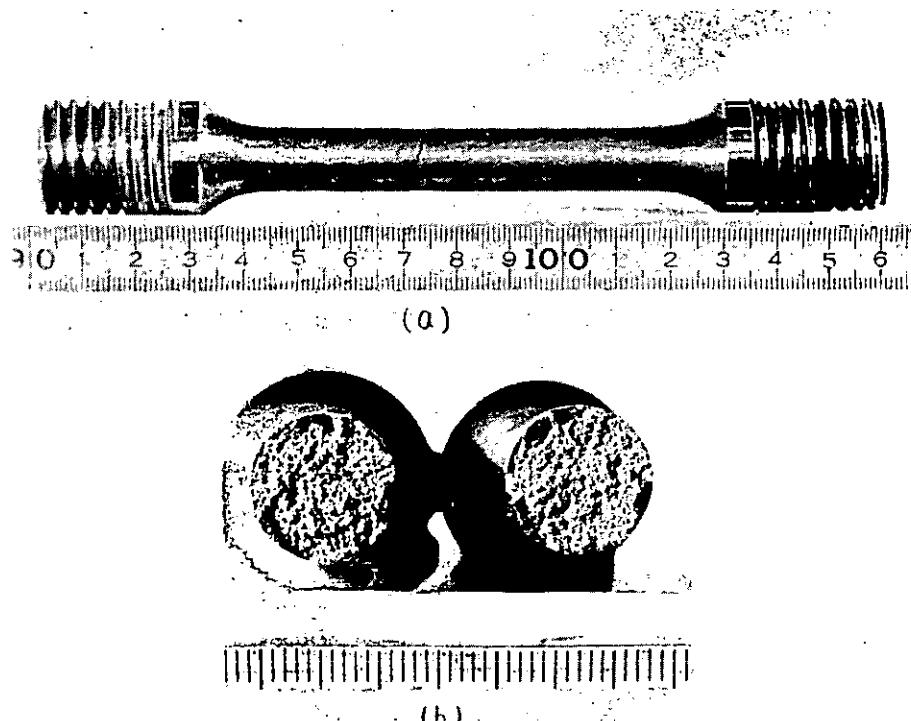


図 2.1.2 引張試験片破断状況

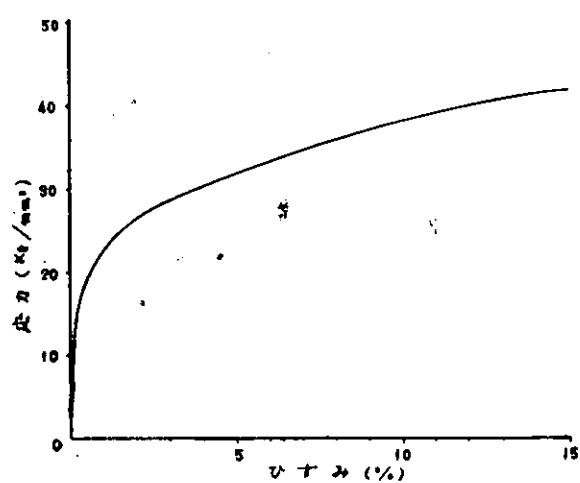


図 2.1.3 応力 - ひずみ線図

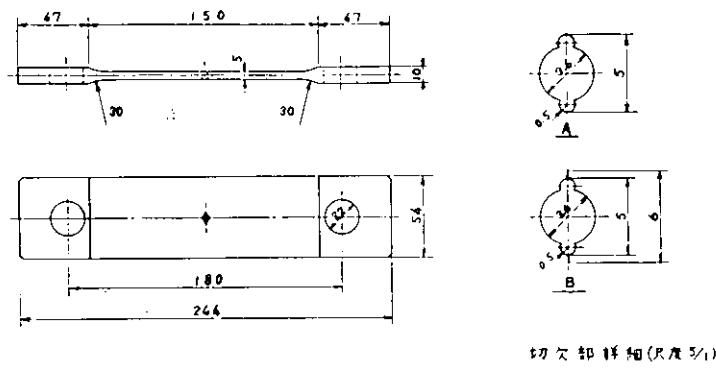


圖 2.1.4 減少試驗片形狀寸法。(尺度: 1/2)

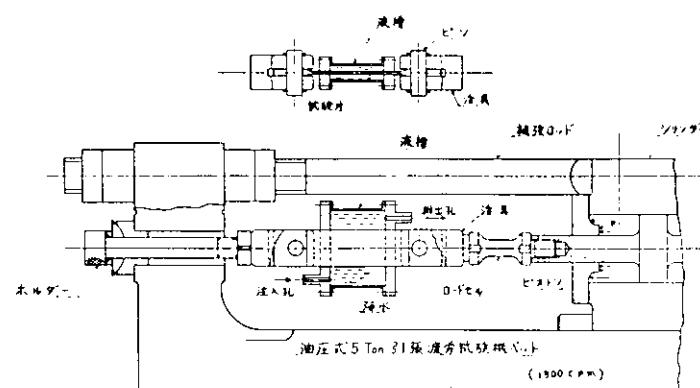


圖 2.1.5 腐食疲劳試驗裝置略圖 (尺度: 1/4)

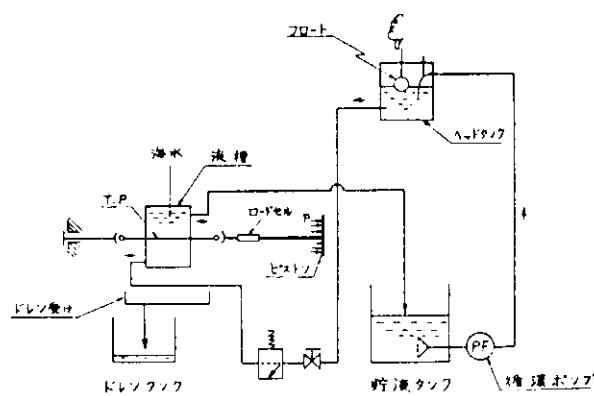


图 2.1.6 腐食装置系统

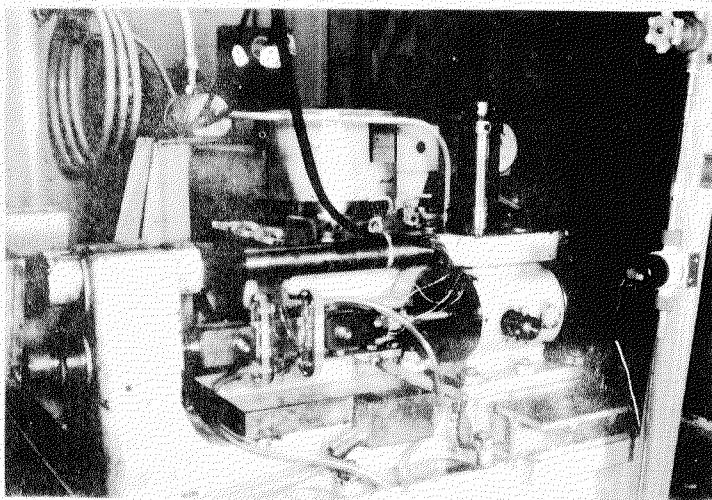


図 2.1.7 試験装置外観写真

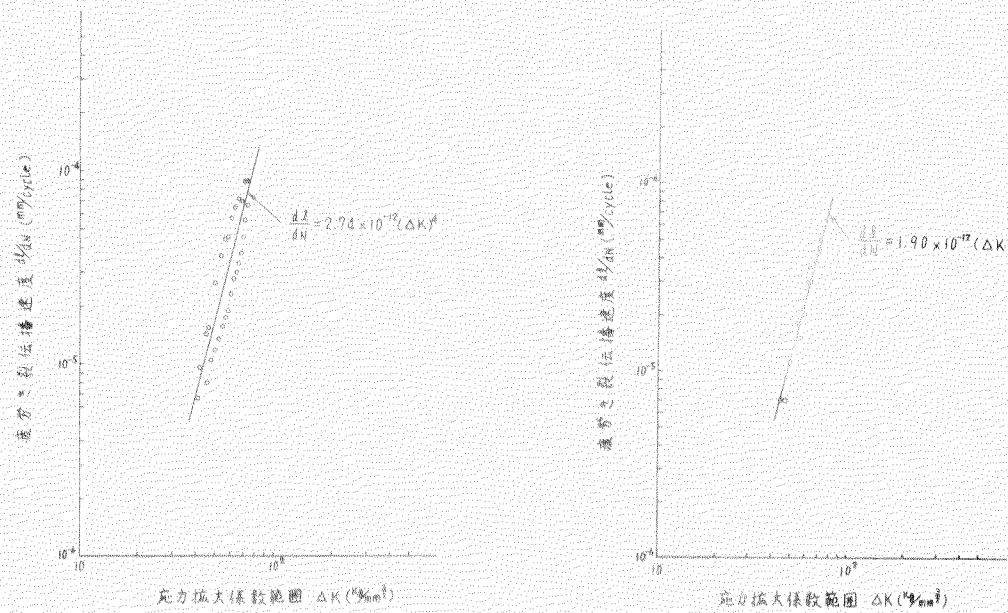
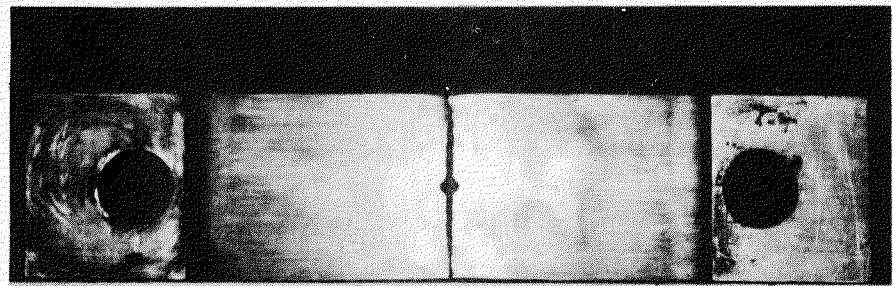
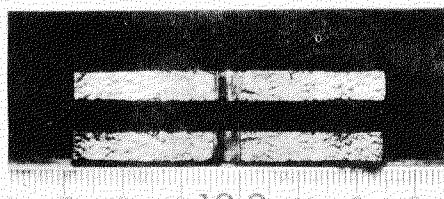


図 2.1.8 Ni-Alアロンズにおける疲労き裂伝播速度(空気中)

図 2.1.9 Ni-Alプロンズにおける疲労き裂伝播速度(海水中)

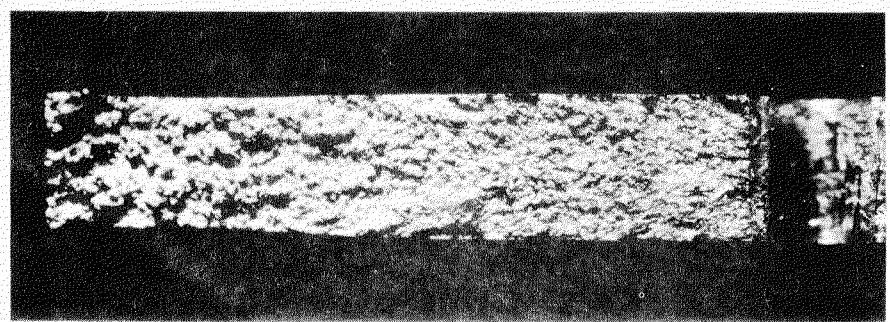


(a)



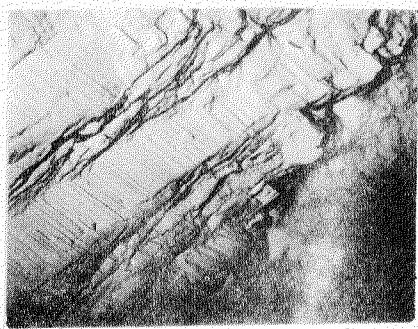
(b)

図21.10 疲労試験片破断状況

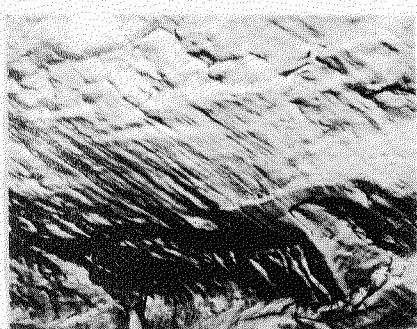


7 6 5 4 3 2 1

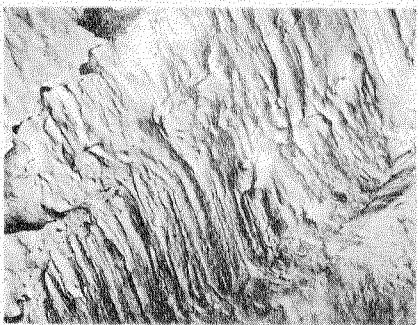
図21.11 破断面拡大写真
(数字は電顕観察位置を示す)



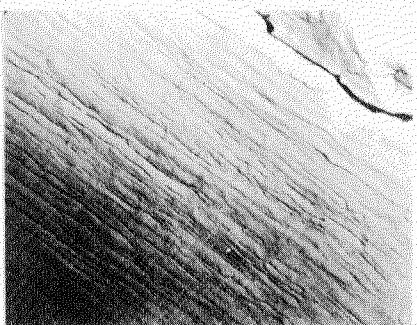
(a) 位置 1 (x3000)



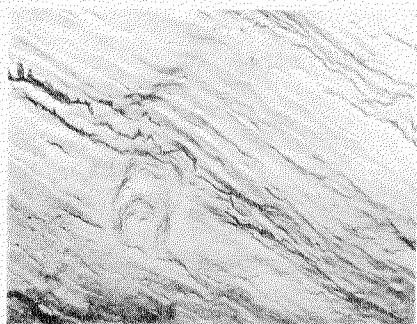
(b) 位置 2 (x5000)



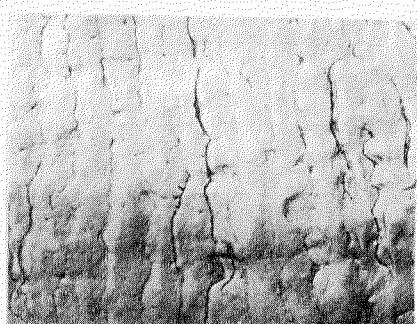
(c) 位置 3 (x5000)



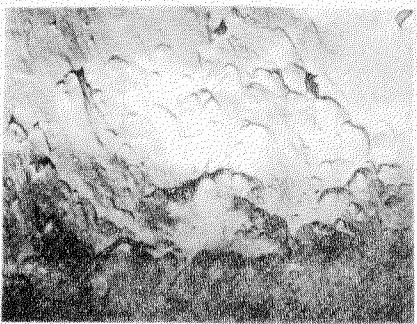
(d) 位置 4 (x5000)



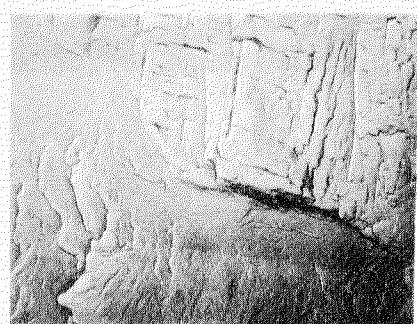
(e) 位置 5 (x5000)



(f) 位置 6 (x5000)



(g) 位置 7 (x3000)



(h) 位置 1 (x3000)

図 21.12 破面の電子顕微鏡写真

2.2 腐食疲労強度に及ぼす寸法効果の影響の研究

ニッケルアルミ青銅の腐食疲労強度に及ぼす寸法効果の影響を明らかにするため、平滑材小型丸試験片および平滑材大型丸試験片による、海水中の回転曲げ疲労試験を行った。現在なお試験中であるが、これまでに得られた試験結果についてとりまとめた。

2.2.1 丸棒試験片

丸棒試験片により腐食疲労試験を行つて寸法効果の影響を調べる場合、試験片寸法の影響を調べるとともに鋳物寸法の影響をも調べる必要があり、それぞれ、小型鋳物から得た小型試験片、大型鋳物から得た小型試験片および大型鋳物から得た大型試験片について、海水中の回転曲げ疲労試験を行つた。

(1) 供試材

供試材として表2.2.1に示す成分を有するニッケルアルミ青銅を使用し、図2.2.1に示す寸法の鋳物を得た。このうち、小型鋳物は砂型ダービル法によるものであり、大型鋳物は砂型の押上げ法によるものである。

表2.2.1 化学成分 (重量%)

符号	Cu	Al	Fe	Ni	Mn
SR1	残り	9.28	4.72	4.67	0.80

(2) 試験方法

図2.2.1の素材から、図2.2.2に示す寸法の試験片を加工し、それぞれ、小野式疲労試験機または共振型疲労試験機により試験を行つた。これら試験機の概略を、図2.2.3および図2.2.4に示す。

(3) 試験結果

小型鋳物および大型鋳物の機械的強度および腐食疲労強度について試験した結果は以下の如くである。

(a) 機械的性質および金属組織

小型鋳物および大型鋳物の機械的性質および金属組織を調査した結果を、表2.2.2および写真2.2.1および写真2.2.2に示す。

表2.2.2 機械的性質

機械的性質 符号	引張強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	ブリネル硬さ HB	鋳物厚さ (mm)
SR1	68.9	29.6	170	小型(25)
SR1A	53.6	19.2	146	大型(200)
SR1B	55.2	18.2	"	" "

(注) 引張試験はJIS4号試験片による。

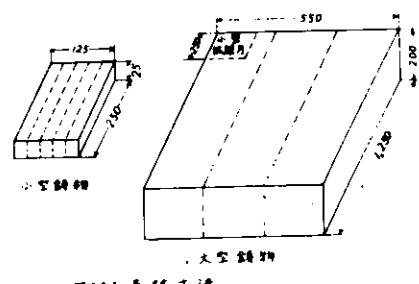


圖 2.2.1 鑄材尺寸

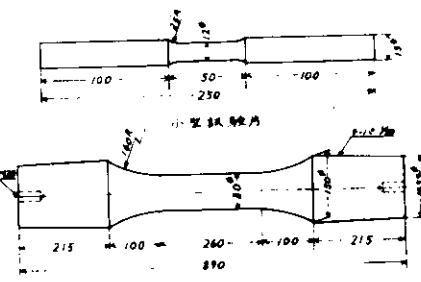


圖 2.2.2 鑄盤尺寸

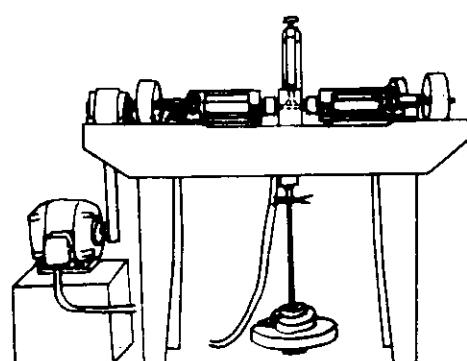


圖 2.2.3 小野式 痕勞試驗機

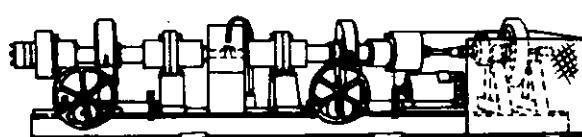


圖 2.2.4 共振型 痕勞試驗機

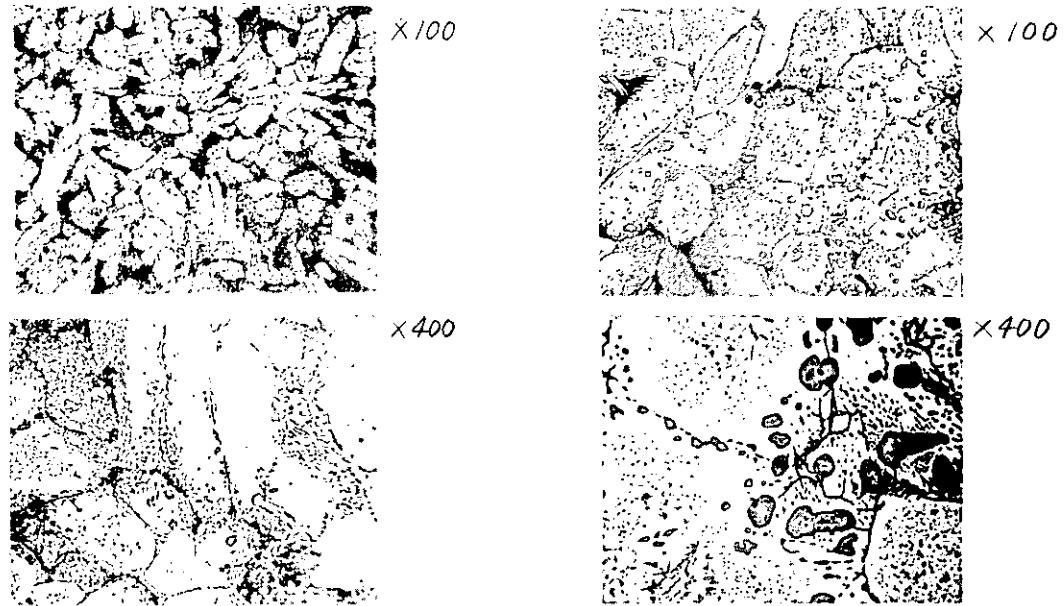


写真 2.2.1 小型鋳物の金属組織

写真 2.2.2 大型鋳物の金属組織

(b) 腐食疲労強度

小型鋳物および大型鋳物の小型試験片による腐食試験結果さらに大型試験結果または途中経過を、表 2.2.3 に示す。

表 2.2.3 腐食疲労試験結果

符号	応力 (kg/mm ²)	繰返数	備考	鋳物	試験片
SR11	15.9	3.232×10^7	破断	小型鋳物	小型試験片
SR12	18.3	1.062×10^7	"	"	"
SR13	17.1	1.456×10^7	"	"	"
SR14	16.5	2.095×10^7	"	"	"
SR15	17.7	0.801×10^7	"	"	"
SR16	19.5	0.390×10^7	"	"	"
SR1A6	15.3	1.232×10^7	破断	大型鋳物	小型試験片
SR1A10	16.5	0.500×10^7	"	"	"
SR1A11	17.7	0.216×10^7	"	"	"
SR1A17	15.0	0.094×10^7	破断	大型鋳物	大型試験片
SR1A2	13.4	2.100×10^7	破断せず	"	"

表 2.2.3 を S-N 曲線として表わすと、図 2.2.5 となる。

S-N 曲線により腐食疲労強度を求めると、表 2.2.4 のようになる。

表 2.2.4 腐食疲労強度 (繰返数 2×10^7)

	鑄物厚さ (mm)	腐食疲労強度 (kg/mm^2)	備考
小型試験片	25	16.6	試験続行中
"	200	14.7	"
大型試験片	200	13.4 以上	"

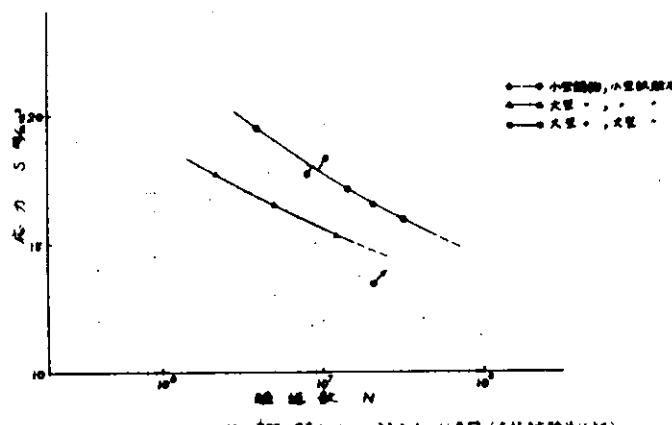


図 2.2.4 エトカルデルとブロンズの S-N 曲線 (各種試験片による)

2.2.2 角板試験片

(1) まえがき

金属材料の疲労試験においては回転曲げが最も一般的に実施されており、今回もまた前項において、丸棒の繰返し曲げによるプロペラ材料の疲労特性の解説のための試験が行なわれている。一方プロペラ翼は一応板材形状であり、これの疲労破壊も板の繰返し曲げによる現象と考えられる。前項で述べられたような丸棒の曲げ疲労試験が積を基に、実機のプロペラの疲労強度を類推する手法は、これまでの疲労設計概念から考えて何等不都合を来たすものではないか。

金属材料の疲労強度は確率現象であつて多数の実験データーの集約が要求されることと、同種のプロペラ材に対して丸棒の曲げ疲労特性と、板材の曲げ疲労特性を比較することはまた十分意義あるものと考えられることから、取て板材による繰返し曲げ疲労試験を実施した。

本項目では板材を使用した場合の疲労寸法効果を求めることが主題であるが、同時に小形試験片を使用した時の、空気中疲労強度に対する海水腐食の影響調査をも実施した。寸法効果の試験は $20\text{ mm} \times 5\text{ mm}$ 断面の小形試験片と、 $90\text{ mm} \times 44\text{ mm}$ 断面の大形試験片により、海水腐食疲労の条件下で実施した。

(2) 供試材料

供試材料としては最近の大形プロペラ用として一般に使用されているAlBC3によることとした。

素材の铸造は通常のプロペラ铸造技術に準じて行なわれた。铸塊プロックの大きさは、一プロックから大形試験片用素材5枚を切出すことを目標に決められ、 $350\text{ mm} \times 130\text{ mm}$ の 350 mm 高さを持つ。铸込みは図2.2.6にしめすように押上ヶ松をとり、铸塊の上側に押湯を設けた。铸塊は水平方向に切断され、 $350\text{ mm} \times 130\text{ mm} \times 70\text{ mm}$ を試験片加工用素材とした。

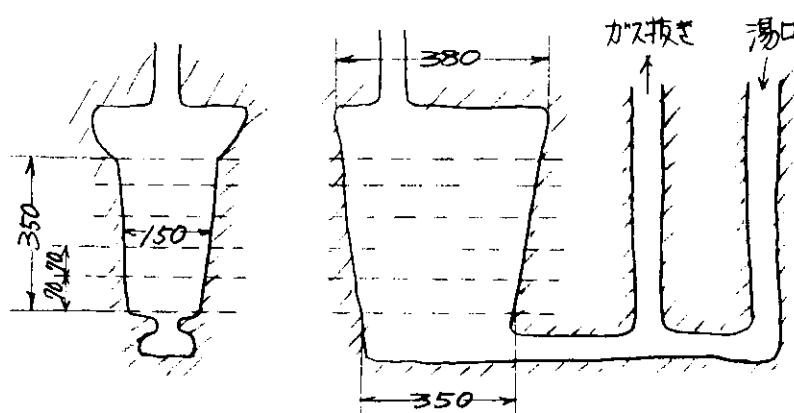


図 2.2.6 試験素材プロックの铸造

大形試験片用素材は前述の要領で切出したため、疲労試験に供する素材中央部は、鋳造ブロックの中央部、すなわち実機プロペラの約120mm厚味を持つ翼根部の中央断面付近に相当する。したがつて実機プロペラの強度と直接問題視される翼表面層の強度に直接対応するものではないとも考えられる。

供試材の化学成分および機械的性質は表2.2.5および表2.2.6に示す。

表2.2.5 供試材の化学成分(%)

	Al	Fe	Ni	Mn	Cu
供試ALBC3	9.37	4.85	4.79	0.82	残部
JIS	8.5~10.5	3.0~6.0	3.0~6.0	1.5以下	78以上

表2.2.6 供試材の機械的性質

	引張り強さ kg/mm ²	伸び(%)	かたさ HB
供試ALBC3	68.9	26.0	174 (1% ₃₀₀₀)
JIS	68以上	15以上	150以上(1% ₁₀₀₀)

(3) 試験片および試験の要領

供試試験片の形状および寸法は図2.2.7と図2.2.8に示すとおりで、供試部断面は大形試験片が90mm×44mm、小形試験片が20mm×5mmである。いずれも供試部中央が最小断面積になるように両側を円弧で切込んだが、Peterson 図表による応力集中係数はそれそれ1.13および1.09となる。この試験片に対する試験応力値は、ストレンケージでの実測に基く値を使用するので上記応力集中係数は一応無視した。

小形試験片はシエンク4kg-m曲げねじり疲労試験機により、また大形試験片はシエンク共振式大形ねじり疲労試験機Torsator 3000によりそれそれ試験を行なった。

上記大形試験機は本来丸棒のねじり疲労試験を実施する機械であるが、特殊なアタッチメントを試作して板状試験片を取付け、試験機のねじりモーメントが板材に曲げモーメントとして加わるよう改造した。作用原理は図2.2.9に示す。

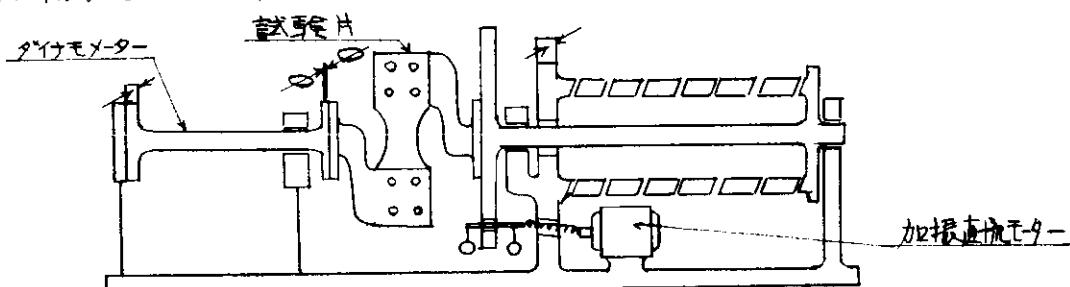


図2.2.9 共振式大形試験機の構成

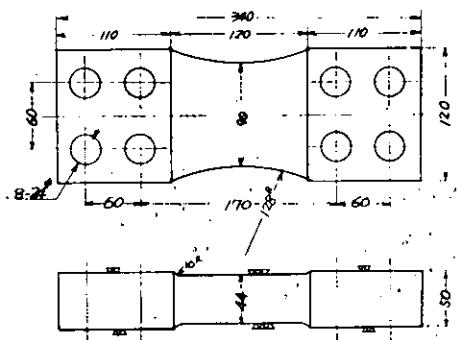


図2.2.7 大形試験片

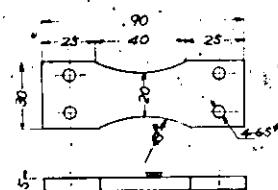


図2.2.8 小形試験片

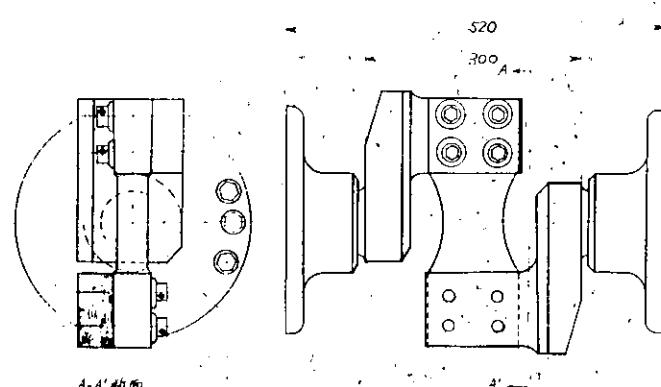


図2.2.10 構成試験用アタッチメント

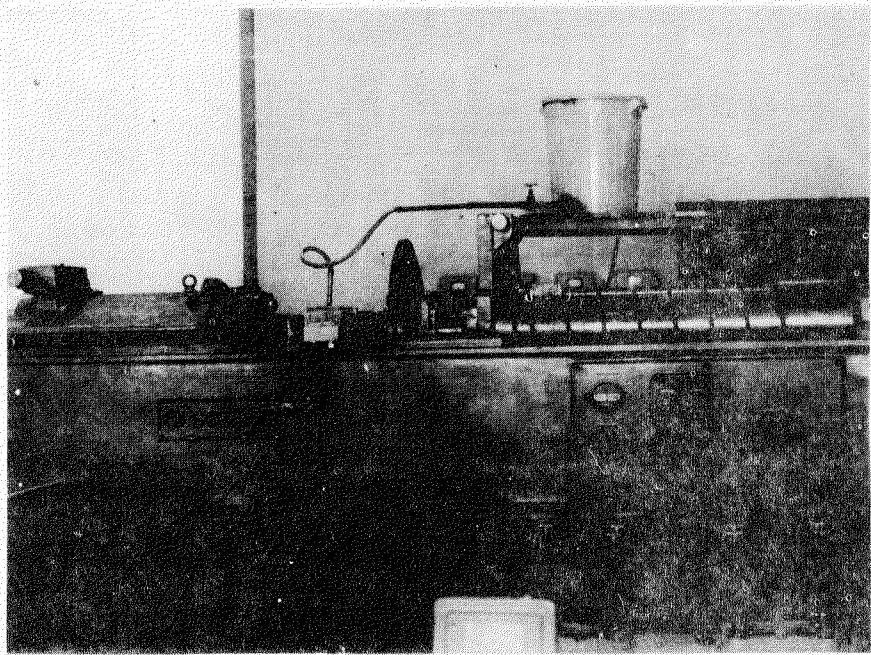


写真 2.2.3 大形曲げ疲労試験機

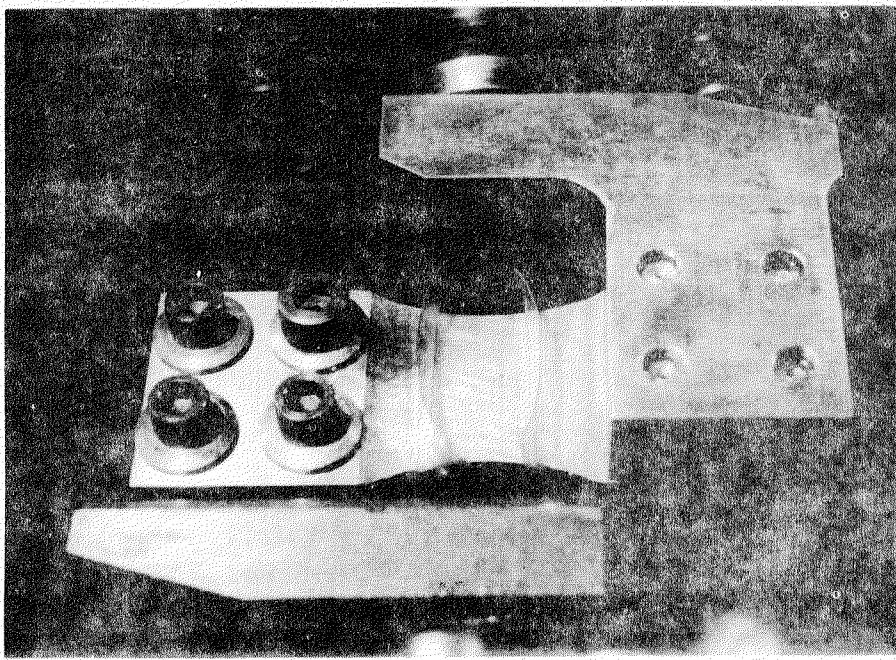


写真 2.2.4 大形曲げ疲労試験片

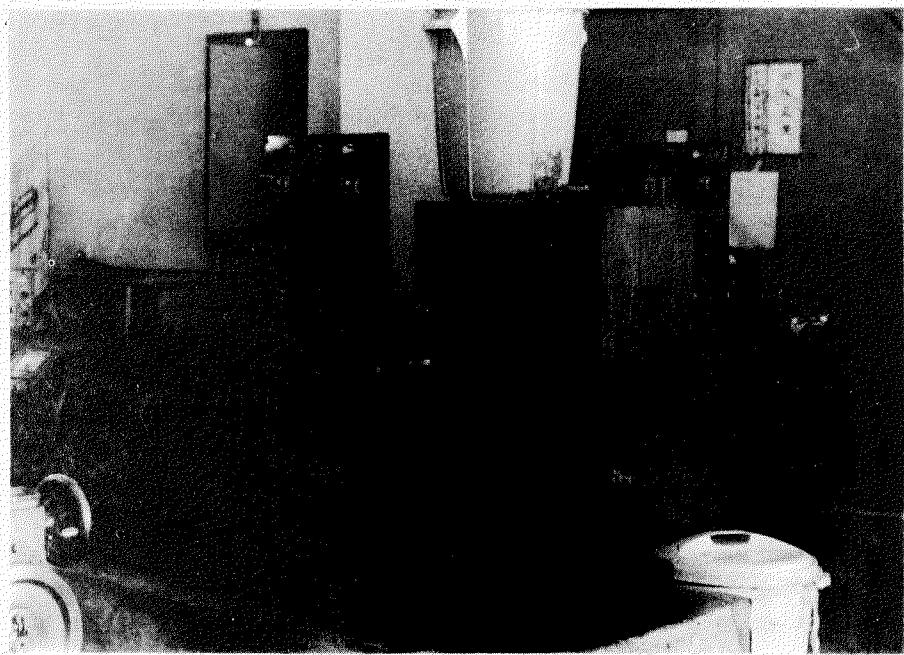


写真 2.2.5 小形曲げ疲労試験

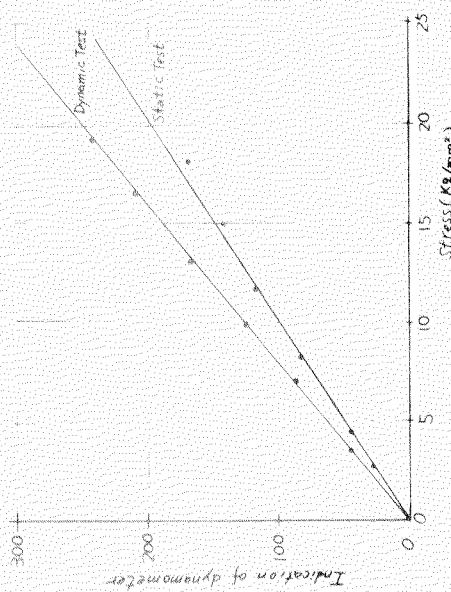


図 2.2.11 タイゴメタ指標と長方形試験片の関係

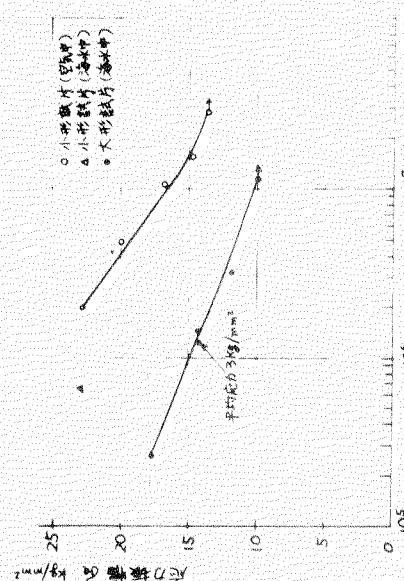


図 2.2.12 曲げ疲労試験結果

すとおりである。すなはち中央に質量を持つ両端固定の軸系の一静ねじり共振を利用し、軸系の一部をなす試験片に繰返し荷重を加える。したがつて試験片の寸法の選定に際しては、試験機の共振率を大きく変更しないよう、適当な剛性を持たせることでその寸法が決められた。

本試験機に対するアタッチメントによる板材の取付け、および荷重調節の予備試験を実施したところ、試験機の作動上、試験片を取付けた状態でのアタッチメント両側の軸芯の精度が極めて重要なことがわかった。アタッチメントの修正、試験片の保持部仕上精度の向上の措置がとられた。

大形試験片の最小断面部表面にストレシゲージを取り、応力の実測を行なつた。試験機のダイナモーター指示値に対する静的ねじり時および繰返しひねじり時の応力値をプロットすると図2.2.11が得られる。静的ねじり時の線は、ダイナモーター指示トルク値から計算で出した応力値と一致する。しかし動的荷重時では同じダイナモーター指示に対してその応力値は静的荷重時よりも約22%程度少ない。これはアタッチメントの慣性質量が大きいため、この慣性力がダイナモーターに加わるためと考えられる。

腐食疲労用の腐食液は東京海水を使用するべきであるが、3%食塩水で代用した。小形、大形両試験とも腐食液を試験片の上に滴下する方式をとつた。大形試験の場合、腐食液はポンプで循環させた。

試験の繰返し速さは小形試験の場合毎分2850回、大形試験の場合毎分約2000回である。

試験機に対する試験片取付状況等を写真2.2.3から写真2.2.5にしめす。

(4) 試験の結果

試験のための期間が限られたため、未だ十分な討論を得るとこままでに到つていないので、昭和47年度に引き続き実施が予定される系統試験の結果と総合した後に、十分な考察と結論を出すこととする。したがつて本報告は本年度に予定された実験の経過と、これまでに得られた結果の概要について述べる。

試験の結果を表2.2.7、表2.2.8、及び図2.2.12にしめす。

1). 小形試験結果

湖盤な降伏実をもつた鋼合金材料は、S-N曲線上でも 10^7 回前後で瞬時に疲労限ラインを示さないのが常である。今回の空気中疲労試験結果もB-3試験片は 1.011×10^7 回で破断しており、さらに試験応力を下げてもS-N曲線はなお下降の傾向をしめすものと思われる。

試験の結果から東洋ペラ材料の板材による小形繰返し曲げ疲労強度は、 10^7 回で 18kg/cm^2 と判断される。

表 2.2.7 小形試験結果の一覧

	試片	曲げモーメント kg/mm ²	試験応力 kg/mm ²	繰返し数	備考
空気中疲労	B-1	1.916	23	1.93×10^6	破断
	B-2	1.666	20	4.99×10^6	破断
	B-3	1.416	17	1.011×10^7	破断
	B-4	1.250	15	1.48×10^7	破断
	B-5~10	1.083~0.833	13~10	—	破断せず
海水腐食	B-11	1.916	23	6.5×10^5	破断
	B-12	1.416	17	1.69×10^7	破断
	B-13~20	1.083~0.666	13~8	—	"

表 2.2.8 大形試験結果の一覧

	試片	曲げモーメント kg/mm ²	試験応力 kg/mm ²	繰返し数	備考
海水腐食	A-1	0.520	17.9	2.60×10^5	破断
	A-2	0.415	14.3	1.49×10^6	"
	A-3	0.343	11.8	3.27×10^6	"
	A-4,5	0.290~0.203	10~7	—	破断せず

一方海水腐食疲労では 23 kg/mm² の B-11 試験片は、同条件の B-1 試験片の 1.93×10^6 回破断に対して 6.5×10^5 回破断と、明らかな寿命低下を示していい。さらに繰返し数の多い範囲での、腐食疲労による強度低下は未だ確認されていないが、10⁷ 回付近では空気中の約 18 kg/mm² に対して 15~16 kg/mm² 強度と推定される。

2) 大形試験結果 及び寸法効果

大形試験片 A-3 は試験片の保持部の厚さ側アール起巻から破断した。この結果から考え、本材料が鍛物であることから今後の系列試験において試験結果に相当のバラツキがでることが予想される。

試験の結果から大形材の海水腐食疲労強度は 12 kg/mm² 前後になることが推定される。したがつて小形材に対する大形材の寸法効果による強度低下は 3~4 kg/mm² 程度が見込まれる。

2.3 腐食疲労强度に及ぼす平均応力の影響の研究

本試験は 2.2.2 項の大形海水腐食疲労强度に対して、平均応力の影響を調べるもので試験要領等は同項と全く同様である。

繰返し応力 14.3 kg/mm² に対して 3 kg/mm² の平均応力を加えた結果は、 1.26×10^6 回で非腐食部分が破断した。他の試験片に関しては未破断であり、平均応力の影響を確認するに至らなかった。

結 言

本年度に実施したプロペラの羽根の応力の実船計測に対する予備実験において、実船計測の成功の見通しが得られたことは評価に値するとともに、来年度において、その成果が期待されて止まない。また、材料強度の諸問題についても、一部ではあるが、着実に定量化され系統化された資料が求められたことは、貢献するところ大であると確信する。

このような成果が得られたことについて、実験研究担当者および関係各位の御協力を感謝する次第である。