

日本船舶振興会 昭和47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. 172

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48年3月

社団法人

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47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)	
委員	伊 藤 一 男 (ミカドプロペラ)	池ノ内 昌 弘 (三井造船)
	植 田 譲 二 (三菱重工業)	植 田 靖 夫 (船舶技術研究所)
	岡 本 洋 (川崎重工業)	吳 村 克 二 (名村造船所)
	海 津 源 治 (住友重機械工業)	片 岡 正 輝 (米島どく)
	門 井 弘 行 (船舶技術研究所)	菅 野 博 志 (ナカシマプロペラ)
	久 米 宏 (日本海事協会)	圓 釜 照 久 (日立造船)
	沢 山 武 (三菱重工業)	殷 楠 敬 治 (三菱重工業)
	関 久 男 (佐野安船渠)	立 木 正 明 (佐世保重工業)
	田 中 兵 衛 (昭和海運)	田 辺 正 雄 (かもめプロペラ)
	堤 文 夫 (日本鋼管)	中 野 市 次 (神戸製鋼所)
	花 園 史 郎 (函館ドック)	原 三 郎 (日本船用機器開発協会)
	碑 田 伸 行 (三菱重工業)	樋 口 勝 彦 (大阪商船三井船舶)
	広 本 豊 (日立造船)	藤 井 嶽 (日本造船技術センター)
	村 住 恒 雄 (日本郵政)	森 正 彦 (石川島播磨重工業)
	渡 辺 泰 二 (三菱重工業)	

目 次

1. プロペラ翼の変動応力等計測のための就航中実船試験	1
1.1 実船計測採用歪ゲージ接着保護固定法の決定	1
1.1.1 穂高丸による歪ゲージ固定法実船予備試験結果の検討	1
1.1.2 実船採用歪ゲージ固定法	2
1.2 実船試験準備	3
1.2.1 供 試 船	3
1.2.2 計 測 方 法	4
1.2.3 計測準備作業	8
1.3 プロペラ翼応力計測状況	9
1.3.1 箱根丸39次航(試運転、国内回航を含む)の航路、海象	9
1.3.2 プロペラ翼応力計測状況	11
1.3.3 歪ゲージの絶縁低下について	11
1.3.4 計測値の信頼性	14
1.4 計測結果および解析結果	15
1.4.1 計 測 結 果	15
1.4.2 翼応力とプロペラ回転数の関係	30
1.4.3 翼応力の半径位置による変化	30
1.4.4 翼弦上の翼応力分布	30
1.4.5 主応力の解析	31
1.4.6 旋回時のプロペラ翼応力の状態	31
1.4.7 船体運動と翼応力の関係	36
1.4.8 スラスト、およびトルク変動、スラストと翼応力の関係について	38
1.5 一航海後の歪ゲージの状況および歪ゲージ撤去作業	41
1.6 結 論	42
参考文献	43
2. プロペラ材料の疲労強度の研究	44
2.1 腐食疲労強度に及ぼす寸法効果および切欠の影響の研究	44
2.1.1 供 試 材	44
2.1.2 実 験 方 法	45
2.1.3 実 験 結 果	45
2.1.4 ま と め	47
2.2 欠陥材ならびにその補修材の腐食疲労強度の研究	53
2.2.1 供 試 材	53
2.2.2 実 験 方 法	53
2.2.3 腐食疲労試験	54
2.2.4 残留応力測定	55
2.2.5 疲労試験片の表面・破面観察	56
2.2.6 破面の電子顕微鏡観察	57

2.2.7 まとめ	58
2.3 腐食環境下の疲労亀裂進展に及ぼす応力勾配の影響の研究	71
2.3.1 供試材	71
2.3.2 実験方法	71
2.3.3 実験結果	73
2.3.4 まとめ	74
2.4 [付録] 角板試験片の腐食疲労強度に及ぼす平均応力の影響	82
2.4.1 供試材および実験方法	82
2.4.2 試験結果	82
2.4.3 まとめ	82

1. プロペラ翼の変動応力等計測のための就航中実船試験

プロペラ翼の切損事故の原因解明、さらに進んでは高速船用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必要がある。

本研究部会では、就航中のコンテナー船を対象とし、就航中のプロペラ翼変動応力の計測を行なう計画を立て、まず第1年度（昭和46年度）研究として、歪ゲージの翼面接着に伴う推進、キャビテーション特性への影響、および本実験の成功の鍵となる計測法（主に、翼面に接着する歪ゲージ、リード線の保護固定法）について実船予備試験を含め調査し、前者についてはほゞ問題がないことを確認し、また後者についても、一航海に充分耐える歪ゲージ接着、保護法の見通しが得られた。

第2年度である本年度は、実船採用歪ゲージ接着保護固定法について、小型高速回流水槽により確認試験を行なった後、日本郵船株式会社の御好意により供試船として提供された、コンテナー船箱根丸により、8月に、北米への一航海間のプロペラ翼変動応力の実船計測に成功した。諸般の事情から、計測が、海象が最も穏やかな8月となったため、平水中航行状態の日が多く、変動応力の基本成分である船体伴流による変動応力の実態について、貴重なデータが数多く得られた。また、船体運動による変動応力成分についても、一部データが得られており、その実態についても貴重な示唆が得られている。以下に計測結果を報告する。

1.1 実船計測採用歪ゲージ接着保護固定法の決定

1.1.1 穂高丸による歪ゲージ固定法実船予備試験結果の検討

第1年度に実施した昭和海運株式会社のPNWのコンテナー船「穂高丸」による歪ゲージ固定法の一航海中の耐剥離試験の結果については既に報告した。⁽¹⁾ 接着した6ヶの歪ゲージ部、およびリード線部の半数が剥離した原因是、歪ゲージ、およびコーティング材（スリーロンジMF）の接着時の温度が低く（気温13°C）スリーロンジMFの固化が充分でなかったことと、コーティング材剥離後、ハンタも電蝕により接着力が低下したためと考えられた。

そこで、次の3つの歪ゲージ接着法について、小型高速回流水槽により実船予備試験時の歪ゲージ接着位置でのプロペラ相対流速による、耐剥離試験を実施した。

- Ⓐ 穂高丸で採用した接着法（接着時の温度条件も合わせる）

⑤ 同上法、ただしコーティング材接着時の温度を常温あるいはそれ以上に保つ。

⑥ スポット溶接による接着法

試験条件、およびその結果を、表1-1-1に示す。すなわち、穂高丸対応⑥

表1-1-1 穂高丸による歪ゲージ耐候性試験結果の確認試験

記号	説明	試片寸法	接着剤コーティング方法	試験条件	試験結果
Ⓐ	穂高丸で剥離したリード線部の再現 (コーティング用接着剤乾燥条件も穂高丸と同じ)	接着コーティング巾 :B, 接着剤コ ーティング最大高さ :T B = 43 mm T = 3.34 mm	1) 室温で接着剤塗布 2) 6~9°Cで17 hr乾燥 3) 室温で再塗布 4) 15~17°Cで5 hr乾燥 5) 屋外放置 18 hr以上 (10~20°C)	穂高丸の翼端 での流速、キャビ テーション係数で 最高5 hr試験 U = 35.8 m/s D = 0.66	1) 試験時間2~3分で前 縁から剥離開始 2) 2 hrで接着剤があみ 目:くいこんだ中央部 を残し接着剤全部 剥離 3) 5 hr後ハンダ面一部 剥離
Ⓑ	同上 (コーティング用接 着剤乾燥条件 は規定通り)	B = 43 mm T = 3.92 mm	1) 常温接着 2) 30°Cで5 hr乾燥 3) 20°Cで14 hr 4) 室内放置 18 hr以上	U = 35.5 m/s D = 0.66	試験時間5 hr 剥離なし
Ⓒ	スポット溶接	B = 40 mm T = 2.54 mm	同上	U = 34.3 m/s D = 0.32	試験時間5 hr 剥離なし

は予想通り、スリーロンジMFの固化が充分でなく、まずこのコーティング材が剥離し、それと共に金網プロテクターに食込んだコーティング材が抵抗源となって、短時間で全体剥離が進行していくことが解った。常温接着Ⓑはスポット溶接Ⓒのものと共に、全く剥離の様子はなかった。穂高丸による試験では、歪ゲージ接着位置 $r/R = 0.5$ 近傍でも、一航海充分耐えた歪ゲージ、リード線部があることを考え合わせれば、コーティング材の接着に充分注意すれば、この歪ゲージ接着法で、一航海に充分耐えうるとの自信を得た。

なお、合わせて実施した低温ハンダの電蝕による接着力低下度合の調査では、30日間海水浸漬後のハンダの接着力は浸漬前の約60%であるが、それでもなお、接着剤、スポット溶接に比しても、充分な接着力である事が解った。

1.1.2 実船採用歪ゲージ固定法

1.1.1で述べた試験結果、およびその後の検討結果にもとづき、次の2点を重点として実船採用歪ゲージ保護固定法を決めた。

- (1) コーティング材(スリーロンジMF)接着時の温度が1.1.1で述べた
②試片の接着温度より低くならないこと。
- (2) 歪ゲージ、リード線を低温ハンダ、およびスリーロンジMFとで2重に保護し、各々流体力学的にフェアな形状に成形する。

接着剤の接着強度は、接着温度のみならず、表面状態等の作業条件で非常に影響されるので、「歪ゲージ接着作業要領」を決め、作業内容、条件、手順を明確にし、所定の接着強度が得られるよう万全を期した。図1.1.1に実船計測に採用した歪ゲージ、リード線接着法を示した。

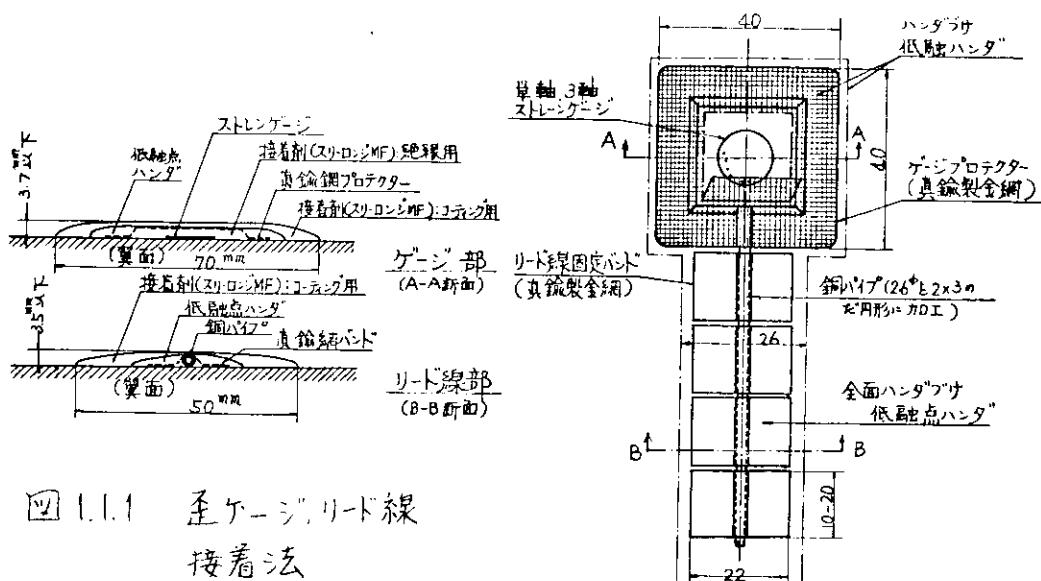


図1.1.1 歪ゲージ、リード線
接着法

1.2 実船試験準備

1.2.1 供試船

本研究の目的、および計測準備の面から考えると、予備プロペラ、軸を国内に持ち、かつ波浪中を航行する機会が多い12月～1月に計測が実施できるよう11月末～12月初旬に入渠予定のある高速コンテナー船が対象船として理想的である。しかし、運航スケジュールの中に組みこんで実船計測をするため、理想的な条件を満たす対象船がなく、できるだけ上記条件に近いものを選ぶ事になった。

8月あるいは10月入渠予定の日本郵船株式会社所有PSWコンテナー船「箱根丸」が、船主の御了解のもとに、実験供試船として選ばれ準備に着手した。

表 1.2.1 に供試船
箇根丸の主要目を示す。プロペラ形状図
は、図 1.2.3 に歪ゲージ接着位置と共に
示す。翼厚は、2 次式翼厚分布（三菱重
工特許）であるが、
翼強度計算上必要な各断面の断面積係数
を A、および断面係数

κ_s （記号は図中に説明）を参考までに
図中に示しておいた。また、本船の船尾
形状図を、プロペラ位置と共に、図 1.2.1
に示した。

1.2.2 計測方法

(1) 計測項目 および 計測方法

プロペラに生ずる変動応力は、船の運航状態に密接に関係するので、プロペラ翼応力の他に、運航条件、船体運動についても可能な範囲で計測を実施した。表 1.2.2 にその計測項目を示すが、運航状態を知るために、トルク、スラスト変動、舵角、プロペラ没水深度、および、回転変動を、また、船体運動状態を知るために、プロペラ真上位置での 3 方向加速度、およびピッキング、ローリングを記録した。
計測要領図を、図 1.2.2 にブロックダイヤグラムとして示した。プロペラ翼面の歪ゲージの出力取出し用リード線は、プロペラキャップ孔を通りキャップの中に導かれ、ここで温度補償用ダミーゲージとホイートストンブリッジの 1 部を構成する。これらのリード線はさらに、水密処理を施した推進軸の中空孔を通り、中間軸とのフランジ面から中間軸上に導かれ、切換え端子部のダミー抵抗とでブリッジを構成し、スリップリングを介して船内に取出されている。

表 1.2.1 供試船 箇根丸 主要目

HULL		PROPELLER	
L_{pp} (m)	175.00	D (m)	6.700
B_{MLD} (m)	26.00	P (m)	6.700
d_{BL} (m)	9.50	A_d (m^2)	35.257
Δ_a (ton)	24,810	A_e (m^2)	23.000
		A_p (m^2)	19.200
		d (m)	1.280
		Z	5
		Rev.	(MCR) 115 rpm
		Rake (°)	8.0
		Sec.	M
			NiAlBz

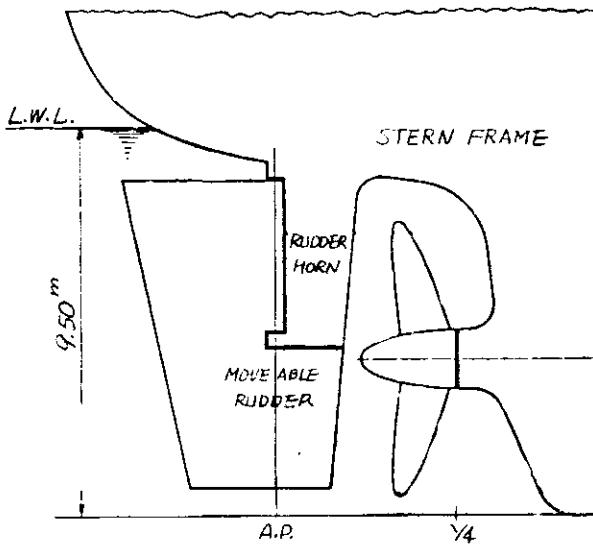


図 1.2.1 船尾形状図

図 1.2.2 計測項目 および 計測方法

計測項目		計測計器	P.U. 設置位置	Data の記録
	計測位置(計画)			データカード オッショロ
プロペラ翼 応力	A.B.C.D.F * E 1R 1S 1T 2R 4R 6R 5R 8R 9R 1R 1S 1T 3R 4R 4S 4T 5R 5T	三方向ストレングージ 9 東京計器 PR-5-11 一方向ストレングージ 東京計器 PL-5-11	C翼前面上 図 1.2.3 参照	R271 (14CH) 1台 R250 (7CH) 1台 FR102 (12CH) 2台
運航状態	トルク変動 スラスト 舵角 プロペラ没水深度 プロペラ回転変動	歪ゲージ 半導体歪ゲージ 抵抗変化型 舵角計 帶状通電型 60 Pulse/rev パルス発振器	中間軸上 " " 中間軸上 舵取機 左舷 SS 1/4 中間軸上	○ ○ ○ ○ ○ ○ ○ ○ ○ ○
船体運動	船体加速度 船体運動	ヒーピング(上下) スウェイ(左右) サーボ(前後) ピッチング ローリング	歪ゲージ型 加速度計 3 ヴァーティカルジャイロスコープ	舵室プロペラ真上 エンジンルーム内
補助データ	プロペラトップマーク 同期マーク 状況メモアナウンス	1 Pulse/rev パルス発振器 手動挿入		○ ○ ○ ○ ○ ○

* A~F の記号は、図 1.3.2 に示す、各航路に對応する。

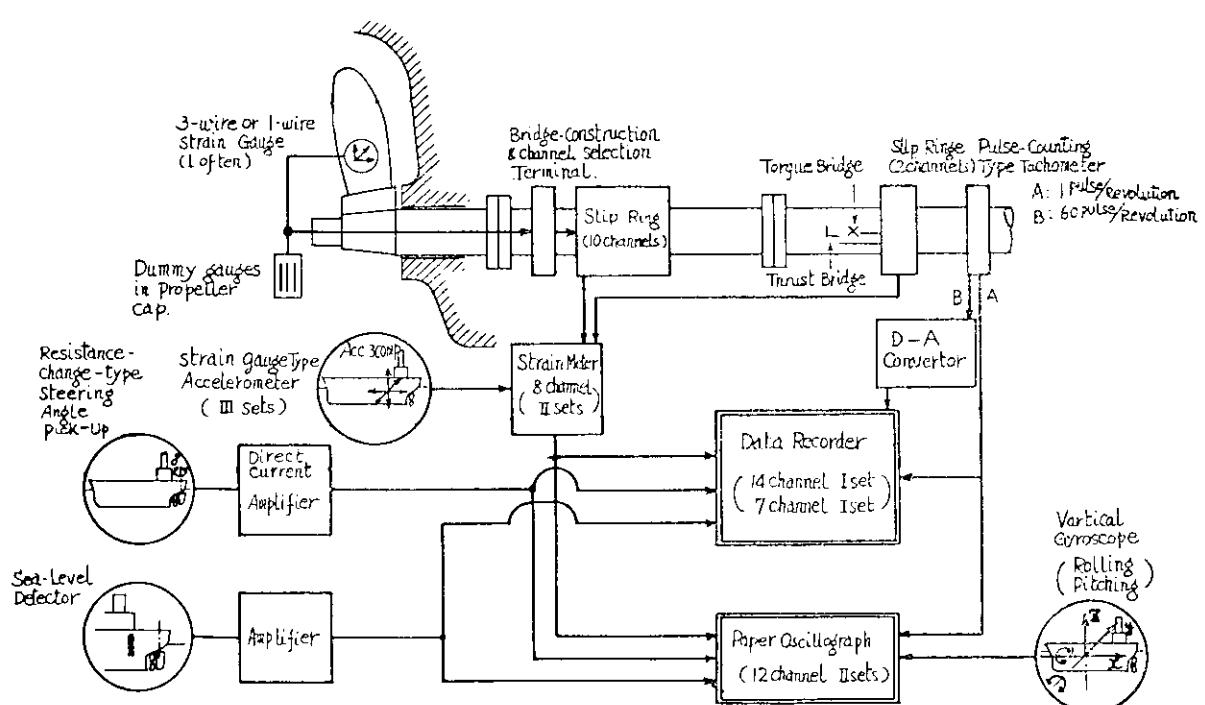


図 1.2.2 計測要領図

計測された信号は、データレコーダーに記録すると同時に自記オッショ記録器にも記録した。

以上の計測データの他に、本船の就航状況を明らかにするために、以下の諸データを収集した。これらのデータ収集のために図1・2・3のフォーム（記入例を示す）を準備した。

- (a) 船位、気象（天候、風速、風向）、海象（風浪、うねり、海象状態）
対水平均速度（Pressure Log），航路---- SPEED DATA LOG より
- (b) 主機、過給機回転数；主機、過給機排気温度；指圧線図による主機出力----- CHIEF ENGINEER'S DATA LOG より
- (c) 海象----担当者の目視観察、スチール写真、8%映画撮影による。

(2) 翼面上歪ゲージ接着位置

今回の実船計測で採用した翼応力計測点は図1・2・3に示す通り10点、28歪ゲージ分で、全て、C翼の前進面に接着した。計測点、歪ゲージ接着に際しては、次の点を留意した。すなわち、

- (a) 最大応力とその挙動をとらえる---- (1, 2, 6, 7, 8)
高速船でのプロペラ翼の切損事故は、翼根部圧力面上が起点になっている例が多い。
- (b) 従来の計測データをみると、翼端側で変動応力成分が大きくなる傾向もみられ、従って、可能な範囲で翼端での応力状態を知る。

---- (3, 4, 5, 9, 10)

歪ゲージは、最大翼厚線上の1～5番までの応力計測点については、三方向歪ゲージの一つをその接線方向に合わせ、他の位置(6～10)では、すべて三方向歪ゲージの一つを半径方向に向けている。

(3) 計測要領

計測は、就航状態で想像される条件を整理し、表1・2・4の要領によって実施した。出港前に、歪ゲージ出力の零点をチェックしたのち、航行中は約10日、零点のチェックができないことを考慮して、

- (a) 零点チェック後の比較的短い期間に多くのデータ記録する。
- (b) 出港直後の回転上昇時のデータをとり、零点不明になったときの推定資料とする。

の2点に留意した。航行中は、定時計測として、就航状況の船内記録がなされる船内時間の12時に計測を行ない、操船、波浪中航行状態には隨時必要量計測を実施した。

表 1.2.3 船舶內記錄簿之登記入列

A detailed technical drawing of a circular component, likely a flywheel or pulley, showing various dimensions, material properties, and assembly details. The drawing includes concentric circles, radii, and specific points labeled with numbers 1 through 10. Various parameters are annotated, such as thicknesses (e.g., 1.0, 0.8, 0.6, 0.4 R), diameters (e.g., 0.850, 0.740, 0.674), and ratios (e.g., 0.177/0.724, 0.177/0.714). Material properties like $RA = A/ct$ and $Ra = Ls \times 10^{-6} \text{ cm}/\text{ct}$ are also indicated.

1.2.3 計測準備作業

計器の整備等の準備を始めた段階では、本船の入渠が8月 or 10月とのことであったが、4月28日に、急に本船の入渠が5月21日に繰上る（海員組合のストライキの関連）事となり、直ちに準備作業に着手した。

表1.2.4 計測要領

デタレコーダー：使用送り速度 9.5m/s、巻容量 90分
直記式オシログラフ： 20m/s、 - 25分

分類	定時計測			非定時計測		
	I	I'	II	III	III'	IV
計測内容	定時計測 出航後2日間 足時計測	波浪中計測	回転数増加、 減少時	段階的回転数増加	1.被回かいは航軸中 2.その他	
趣旨	1.運動灰データ 収集 2.ゲージ作動状態 チェック	ゲージの剥離、絶 縁性の問題が 全くないわけでは ないかで出航後 2日間は集中的 にデータをとる。	本末の目的 一底 Sea Stateを 目安に各段階の データを得る。	出港後まもなく あるいは入港直前、 に回転数を急速 に下げるときの抑 制的な翼元力計 測	回転数を段階的 にあげ、各回転数 で灰力計測実施 → ブラ翼、軸ねじり、 振動解析用データ	1.旋回中に運動成分 が増減(右旋回～ 2次の頂点、左旋回 1次の頂点)する こと。 2.アラームストップ アスター時
計測方法	1日1回計測 船内時間 12.00～	1日3回計測 船内時間 8.00～ 12.00～ 16.00～	海象に応じて 随時	Maneuvering回転 数 → 定回転の 間の連続記録	Maneuvering回転 数 → 定回転を 2～5回回数毎に 増加 (試運転時)	1.転舵し方向が セールするまで 適宜計測
計測量	デタレコーダー記録 プロペラ200回転分 のデータをとること 5分	定時計測の2倍 船体運動との関連 もあり、比較的長 時間	船体運動との関連 もあり、比較的長 時間	全過程記録	各回転につき100回 転分のデータとること 2分	全過程記録
	自記オシロ グラフ	デタレコーダー・モニタ用 デタレコーダーと同時計測 (船内解析にも用いる)	10 Sec	デタレコーダーへ正常 にチャックされてるか どうかのチェックのみ	各回転につき 10 Sec	全過程中適宜 10 Sec
備考		品川港出港後2日 (オーフラード -)			船長機関長へ 依頼	

表1.2.5 計測準備作業工程

昭和48年

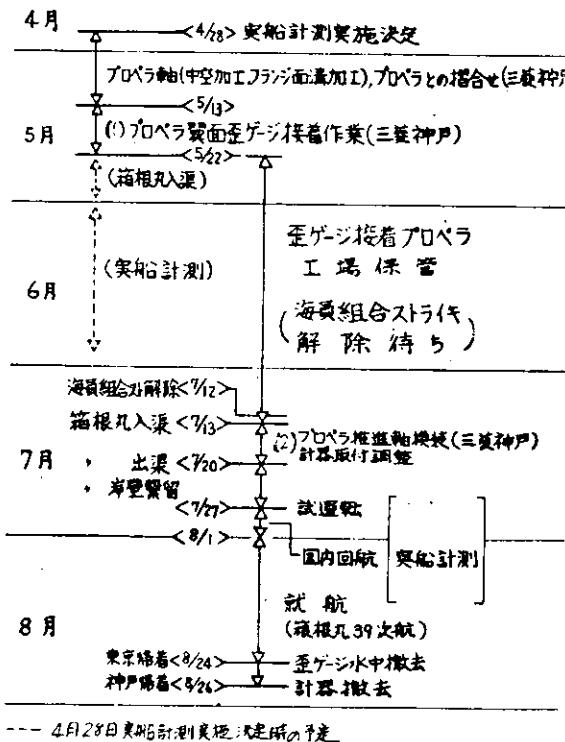
その後の海員組合ストライキの状勢の変化もあり、プロペラ、軸の準備は5月、実際の計測は8月となつた。この間の作業日程を表1.2.5に示す。

(1) 翼面歪ゲージ接着作業

本作業は、約9日間にわたり、三菱神戸、修繕船部の屋内で実施した。

特に

(a) 歪ゲージ接着翼の



後進面に4台のパネルヒータを配置し、コーティング材、低温ハンダの接着時には、常時プロペラ表面が35°Cを保つように調整した。

(b) スリーロンジの接着、低温ハンダによる金網プロテクターの接着、コーティング時には、必ず剥離試験用に余分に接着し、遂時剥離テストを実施し、接着強度を確かめた。

(c) 数種の仕上げ加工用成形ゲージを準備し、かつ、機械仕上げの熟練者によって、コーティング面をたんねんに仕上げた。

等、接着作業に万全を期した。写真1.2.1に翼面への歪ゲージ接着の仕上り状態を、写真1.2.2には、歪ゲージ部の一つを拡大して示した。

(2) 本船入渠時の計測準備作業

本船の6日間の入渠中にプロペラ、および推進軸の換装、翼面からのリード線と推進軸内のリード線の結線、コーティング、および船尾のプロペラ没水深度計等の取付を実施した。作業中常時リード線の断線および絶縁性のチェックを実施した。岸壁けい留中の6日間にスリップリング取付、計器台取付、加速度計、舵角計、ヴァーティカルジャイロ等の設置調整を実施し、7月26日に、ほぼ全準備を完了した。写真1.2.3に、歪ゲージ接着プロペラの換装終了状態、写真1.2.4に計測計器の取付状態を示す。

1.3 プロペラ翼応力計測状況

1.3.1 箱根丸39次航(試運転、国内回航を含む)の航路、海象

本船の39次航での航路、気象、海象、船体運動を図1.3.1に示した。

本航の東京帰航までの航路は6つに分けられ、全航路で翼応力の計測を実施した。すなわち

A：試運転(神戸港外)

B：神戸→名古屋(国内回航)

C：名古屋→東京(国内回航)

D：東京→Los Angeles (39th Voy. Out)

E：Los Angeles→Oakland (米国内回航)

F：Oakland→東京(39th Voy. Home)

各航路での船体状態は、図1.3.2に計測ゲージ図と共に示しておいた。

本航は、海員組合ストライキ解除直後で、同型の樫名丸が数日先行したため、往復航共に吃水の浅い状態であった。すなわち、

最も浅い吃水状態 A : $d_A = 6.9 \text{ m}$ ($d_M = 5.7 \text{ m}$) 27% D.W.L.

最も深い吃水状態 D : $d_A = 8.7 \text{ m}$ ($d_M = 7.73 \text{ m}$) 64% D.W.L.



写真 1.2.1 鋼面への至ナジ接着状態



写真 1.2.2 至ナジ鋼J-片成形状態



写真 1.2.3 至ナジ接着面の接装状態



写真 1.2.4 計測器設置状態

(満載状態

$$d_A = 9.50 \text{m} (d_M = 9.05 \text{m})$$

試運転、国内回航、米国内回航時の海象は非常に良く(Sea State 1~2)，かつ航行が短時間なので特に図1・3・1に示していない。また、太平洋横断中も、海象は非常に平穏で、平均Sea State 2~3であり、東京帰航直前の8/23に、うねりが比較的大きかつた(ほぼ真横に近い方向)場合を除くと、まず船体運動も小さく、平水中の航行に近い状態であった。写真1・3・1に本船の航行状況例を示す。

本航で、最も大きな船体運動の記録を示すと次のようになる。

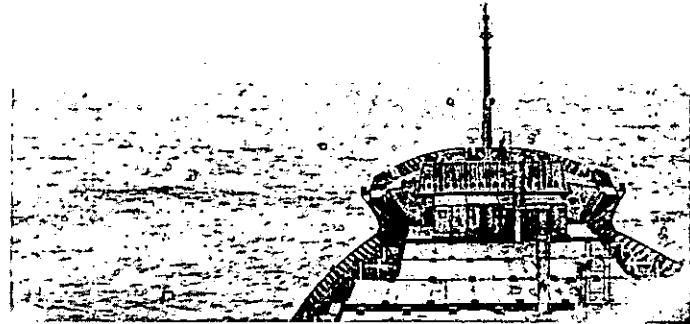


写真 1.3.1 箱根丸39次航 (海象例 D: 8/3 12:00)

計測日	Sea State	Swell state	波高	方向	船体運動	
					Pitching	Rolling 片振巾
往航 8/6	1	3	1.5m	130°S.B.	0.38°	2.8°
復航 8/23	5	6	3.0m	90°S.B.	1.3°	9.5°

なお、航行中の平均船速は、Pressure Log によると $V_S \approx 23 \sim 23.5 \text{kn}$ であった。

航行区間中、CとEは入港時間の都合で主機出力を落して運航しているので計測されたデータも比較的少ない。

1・3・2 プロペラ翼応力計測状況

1・3・1 に示したA~Fの各航路におけるプロペラ翼面上の応力計測位置を、図1・3・2に示す。

航路Eにおいては、最大翼厚線上で主応力を解析することを考えて計測点を選定したが、それ以外の航路では応力計測点 1 (0.3 R 最大翼厚位置)のみは基準として3方向歪を計測、その他については、翼面上できるだけ多くの点で半径方向の歪を計測することを目的とした。但し、計測中絶縁不良等で計測不能のゲージがでた場合は、適宜判断して計測点を選定した。

1・3・3 歪ゲージの絶縁低下について

歪ゲージを接着した翼が没水した後の 歪ゲージの絶縁抵抗の変化の計測例を、今航海の全航路で計測した 1R, 5R について 図1・3・3 に示した。

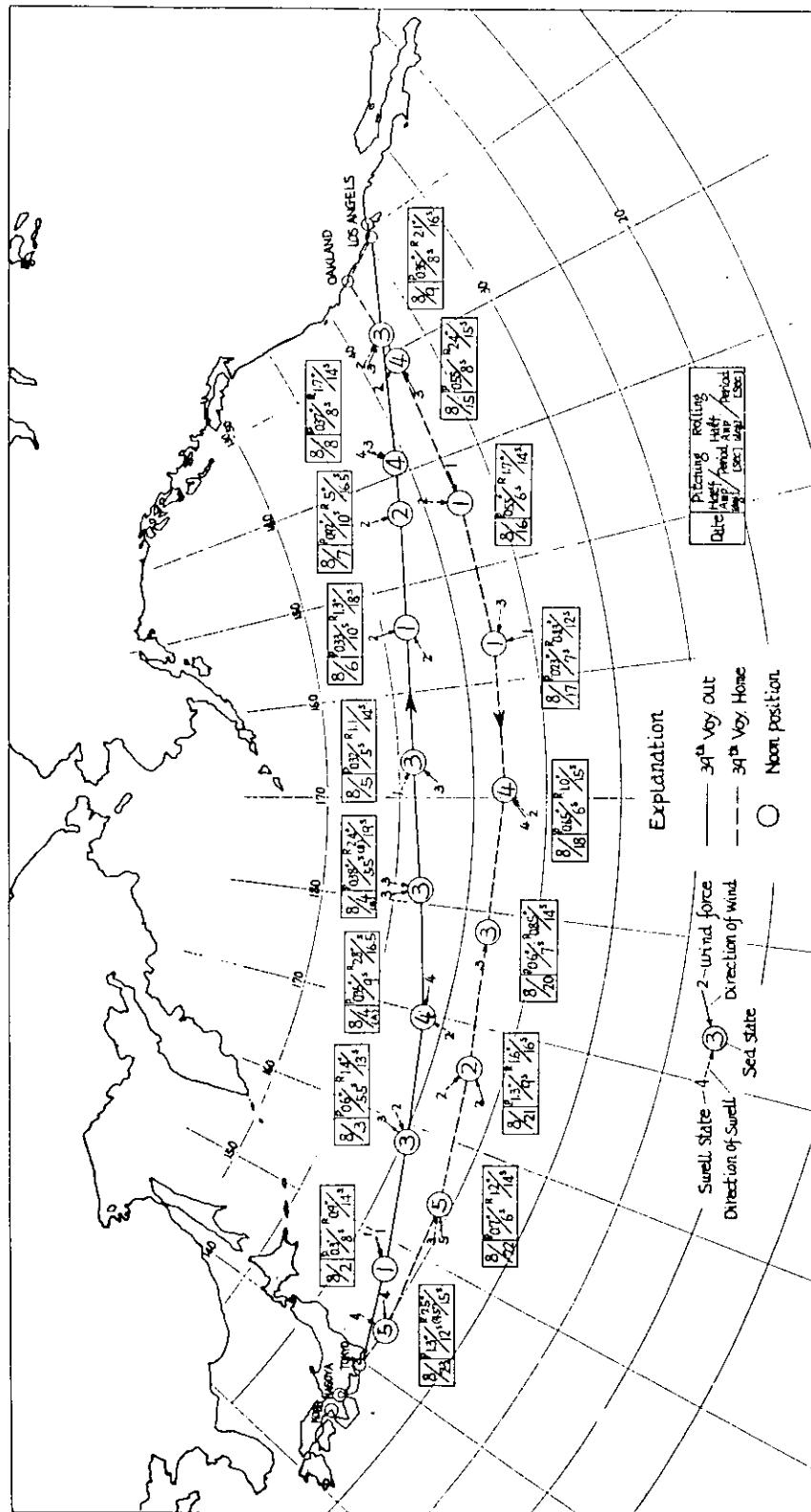
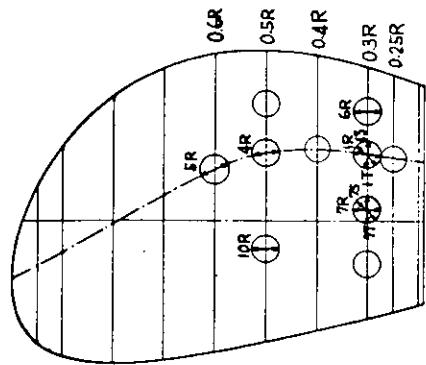
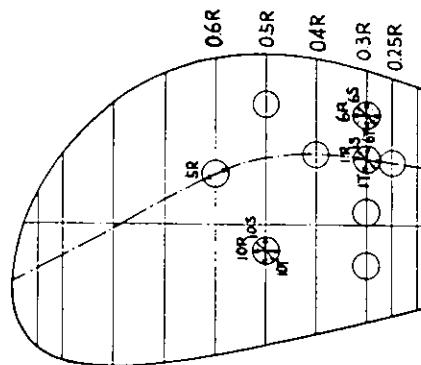


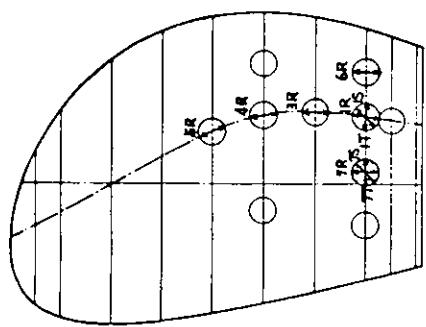
图 1.3.1 箱根丸第39次航、航路、气象、船体運動



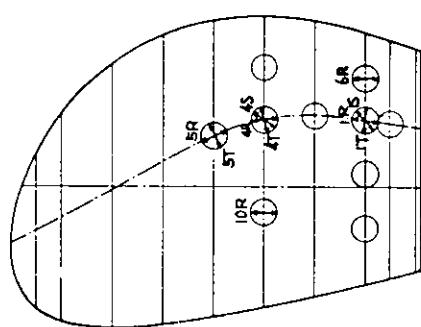
C	名古屋 - 東京	DF 7.0
	47.7.29 - 30	da 7.3 da 7.474



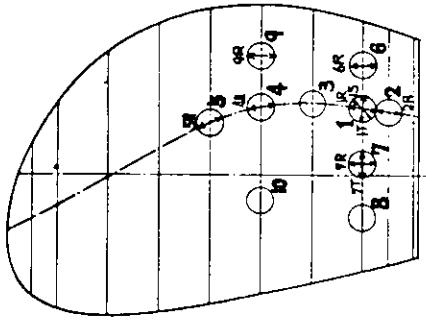
F	Oakland - 東京	DF 6.49
	47.8.16 - 23	da 8.15 da 17.974



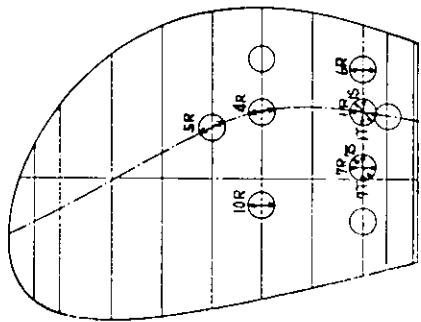
B	神戸 - 名古屋	DF 6.7.0
	47.7.28 - 29	da 7.38 da 17.149



E	Los Angeles - Oakland	DF 7.04
	47.8.13 - 14	da 7.12 da 17.864



A	試 運 車 神戸 海外	DF 4.45
	47.7.27	da 6.98 da 13.344



D	東京 - Los Angeles	DF 6.7.0
	47.8.1 - 10	da 8.680 da 19.184

1.3.2 各競技場での計測直差一二組合せ

歪ゲージの絶縁抵抗は、没水前はほぼ0であり、没水後徐々に低下しはじめ、試運転時ではほぼ1MΩ、東京出港直前で約400kΩ位になっているが、その後の変化はほとんどない。従って、絶縁抵抗の影響を敏感にうける零点以外の影響はほとんどなかつたと考える。

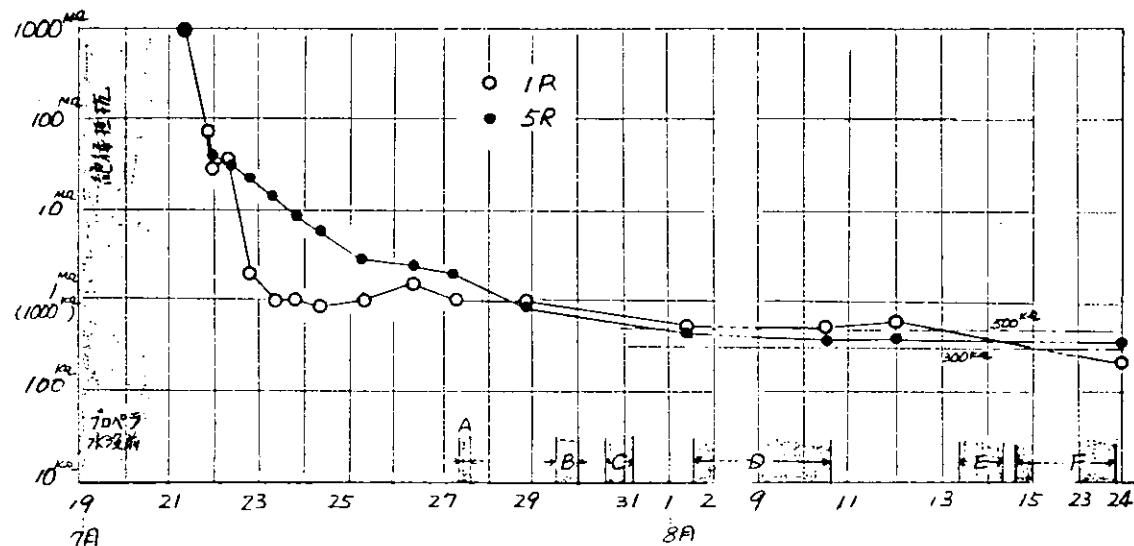


図 1.3.3 產だしあ絶縁抵抗の計測例

1.3.4 計測値の信頼性

航海中にプロペラ翼に働く応力は、平均馬力に対応する平均応力と、船体の伴流、船体運動に起因する変動応力成分に分離して考えられる。前者は、その推定が比較的容易であるが、変動応力成分の実態については、その推定がなかなか困難であり、実船におけるプロペラ翼応力計測も、この変動応力の実態把握を主眼としたものである。

まず変動応力成分に関しては、計測前後の較正値がほとんど変わらないので、正しい値が得られていると考えて良い。

一方、応力の絶対値については、10日にも及ぶ長期間の計測では、一般に零点の drift は避け得ないので、生のデータから精度の高い計測値を得る事は困難である。しかし、今回の航海では、国内回航時と往復航時の吃水の差があまりなく、かつ、海象が平穏であったこと、各航走開始時の最大応力値と回転数の関係が良く合う事から、国内回航時、試運転時のデータを基に、ほぼ妥当な零点を検討し、見出す事ができた。従って、平均応力についても、計測された応力値のはらつきの範囲に充分に入る精度で、推定がなされていると云える。

1.4 計測結果、および解析結果

計測結果は、既に述べたごとく、磁気テープ（14巻）、および自記オシログラフ記録紙（26巻）に収録されている。以下には、これらのデータを解析した結果について報告する。

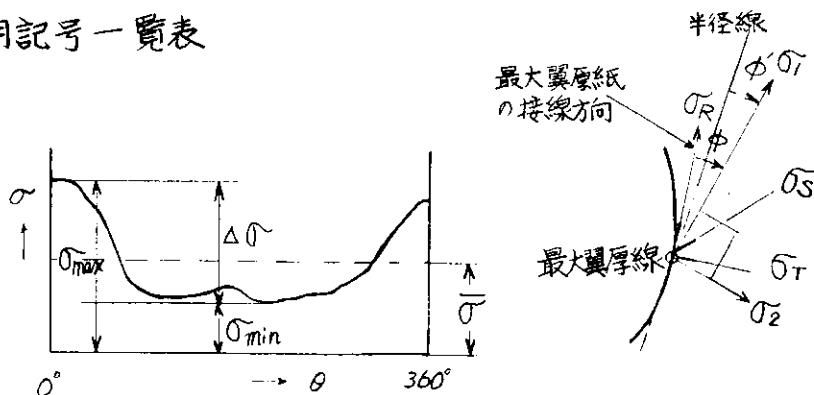
1.4.1 計測結果

自記オシログラフによる計測データの記録例を図1・4・1に示した。この記録には、表1・2・2に示した全計測項目が示されている。

このまゝでは、解析する上で使いにくいので、A～F（Cを除く）の各航路について、代表的な翼応力波形を選び出し、図1・4・2～図1・4・22に示した。この中には、定時計測データの他に、往航中に実施した旋回試験（舵角 $15^\circ, 30^\circ$ ）結果、および本航海で最も船体運動が大きかった時の応力計測結果（船体運動の計測データをも合わせて示した）が含まれている。

なお、これらの図、および以下の報告では、計測点で歪ゲージ接着方向に計測された歪に、その材料の縦弾性係数（NiAlBZ材として $E = 1.25 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$ を使用）を乗じ、応力 σ （ kg/mm^2 ）として表現している。なお、以後使用する記号については脚注^{*}に説明してある。

* 使用記号一覧表



翼応力表示

σ_{\max} : 最大応力

$\Delta\sigma$: 変動応力複振巾 ($\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$)

$\bar{\sigma}$: 時間平均応力

σ_1, σ_2 : 主応力 (最大値, 最小値)

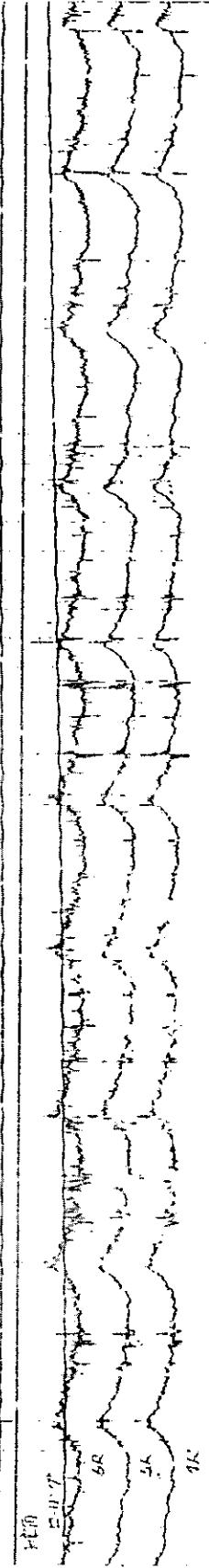
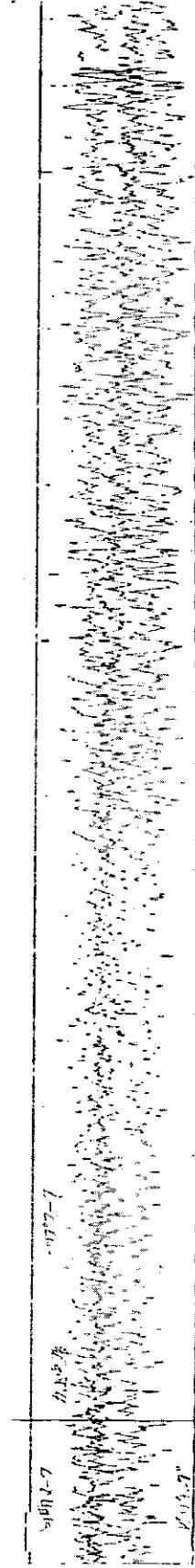
ϕ , ϕ' : 主応力 (σ_1) の歪ゲージ接着方向となす角。

船体運動関係

δ : 舵角 α_V : 加速度 (上下方向)

α_H : 加速度 (左右方向) α_F : 加速度 (前後方向)

β_R : ローリング (片振巾) β_P : ピッキング (片振巾)



D	$8/2$ $1/10$	$N=10^8$	I 連時計(SPI)
-----	-----------------	----------	------------

[図] 1.4.1 録測記録波形系列（自記オーディオテープ）

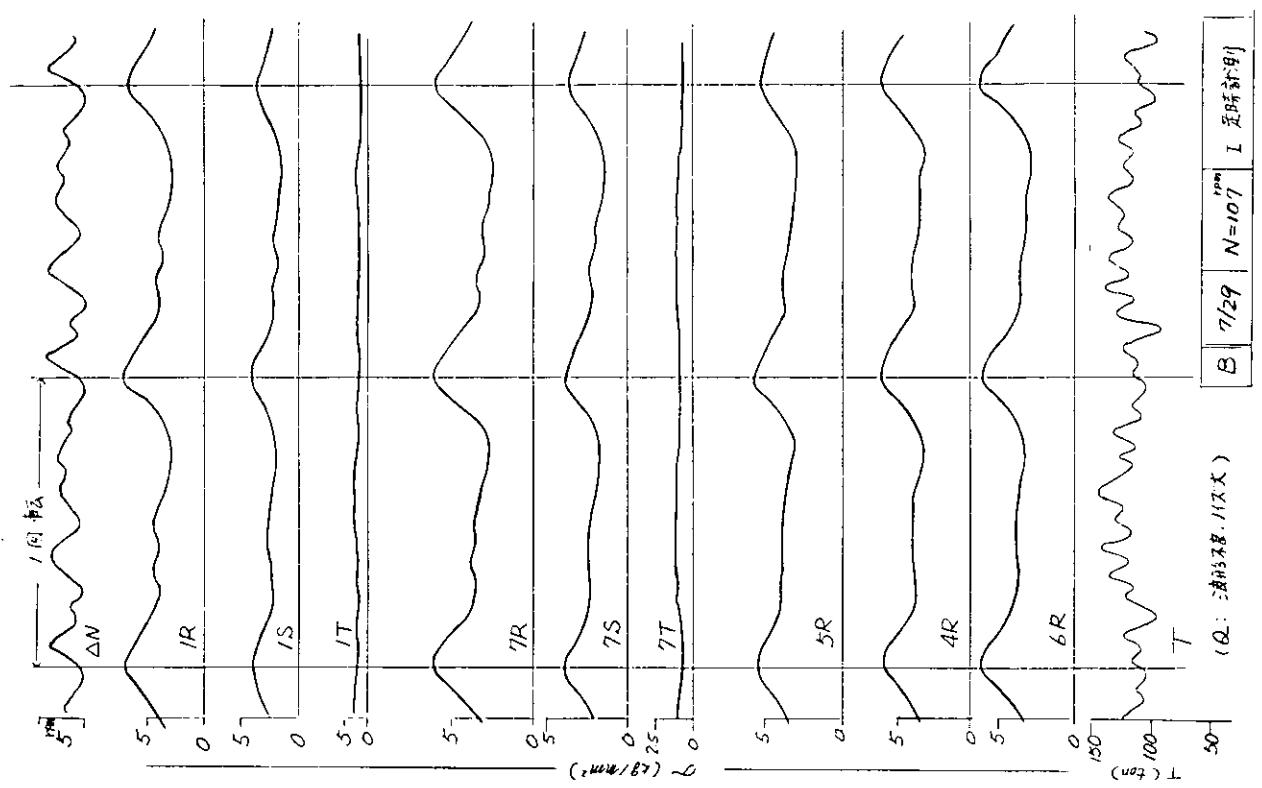


図 1.4.3 記録波形例

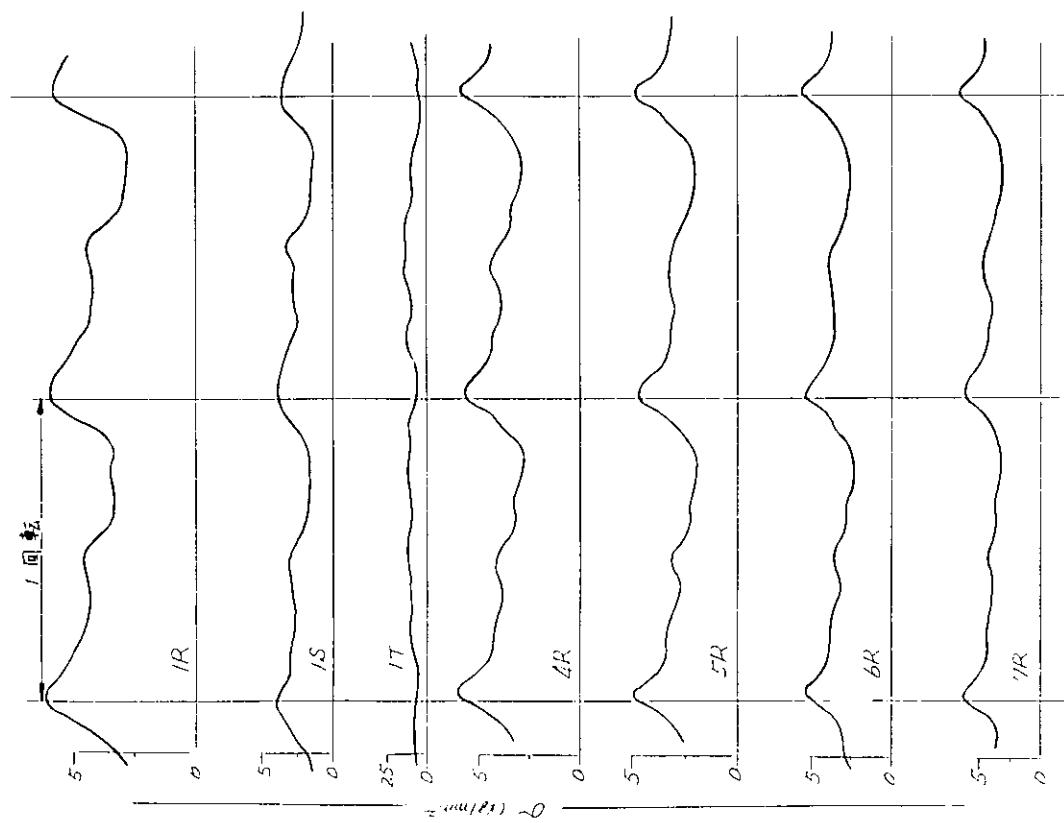


図 1.4.2 記録波形例

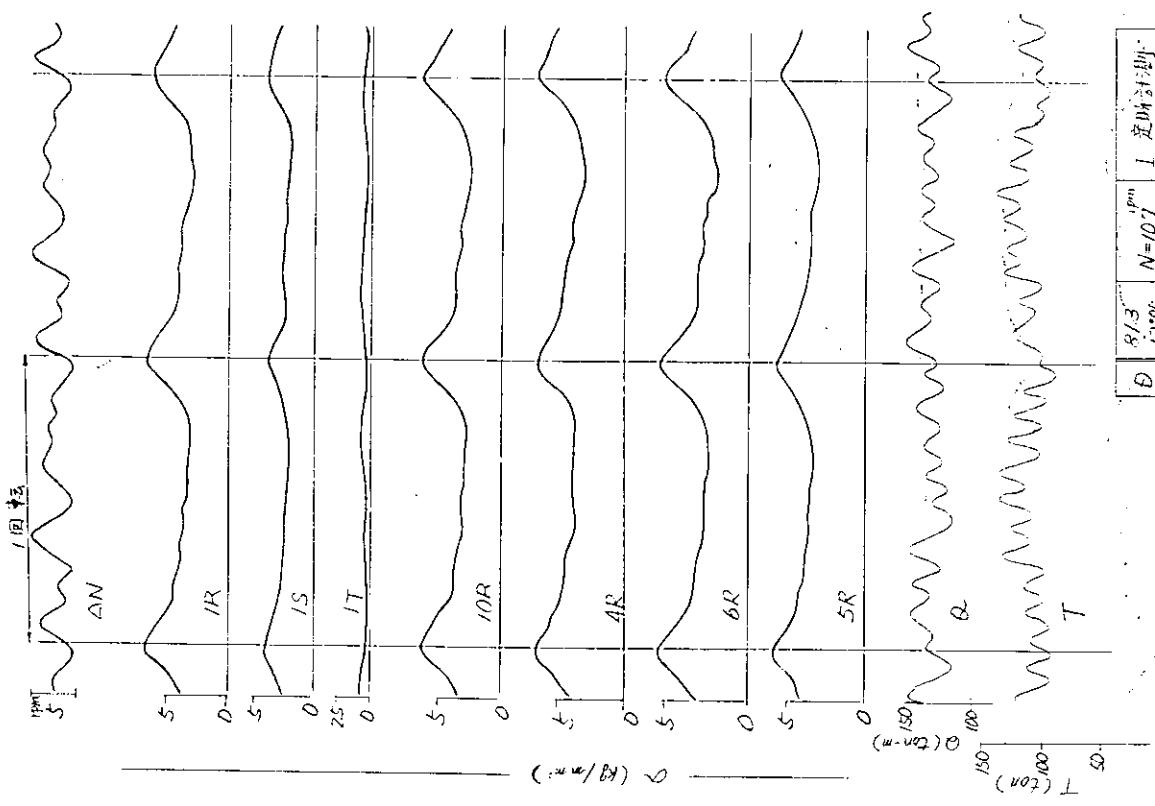


圖 1.4.5 記錄波形例

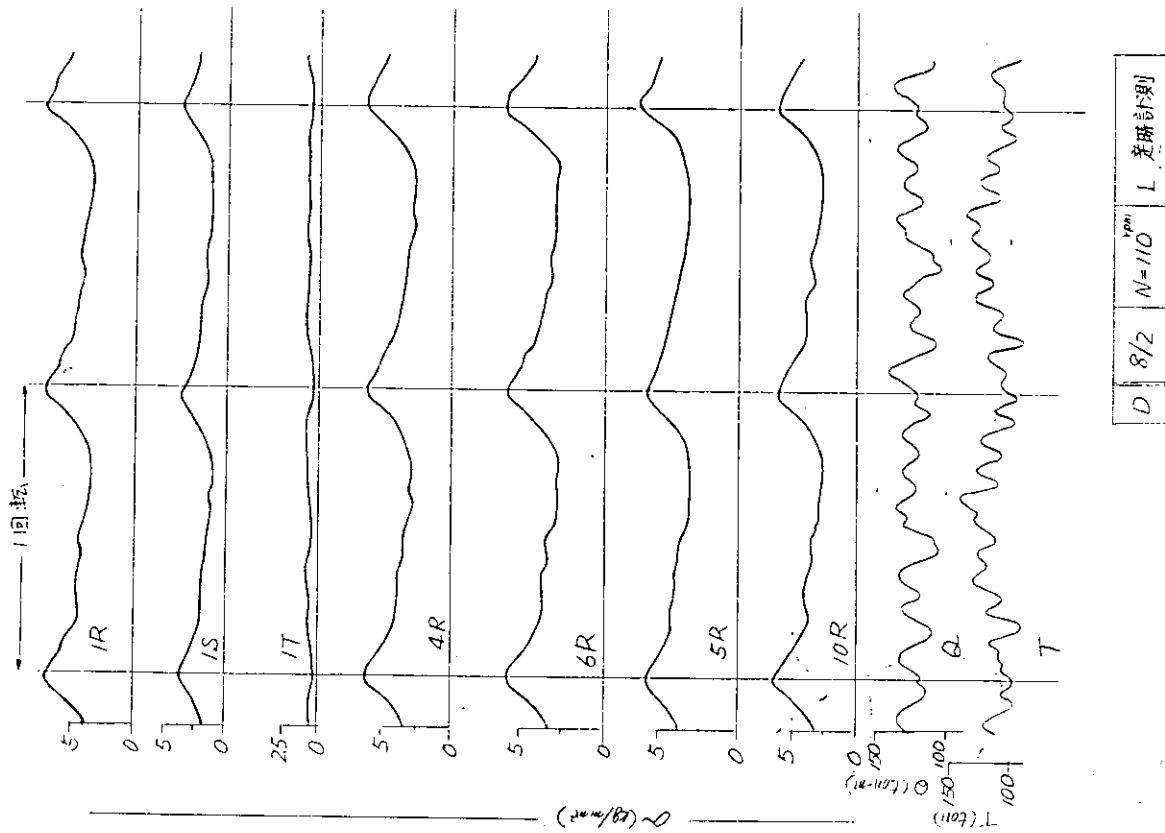


圖 1.4.4 記錄波形例

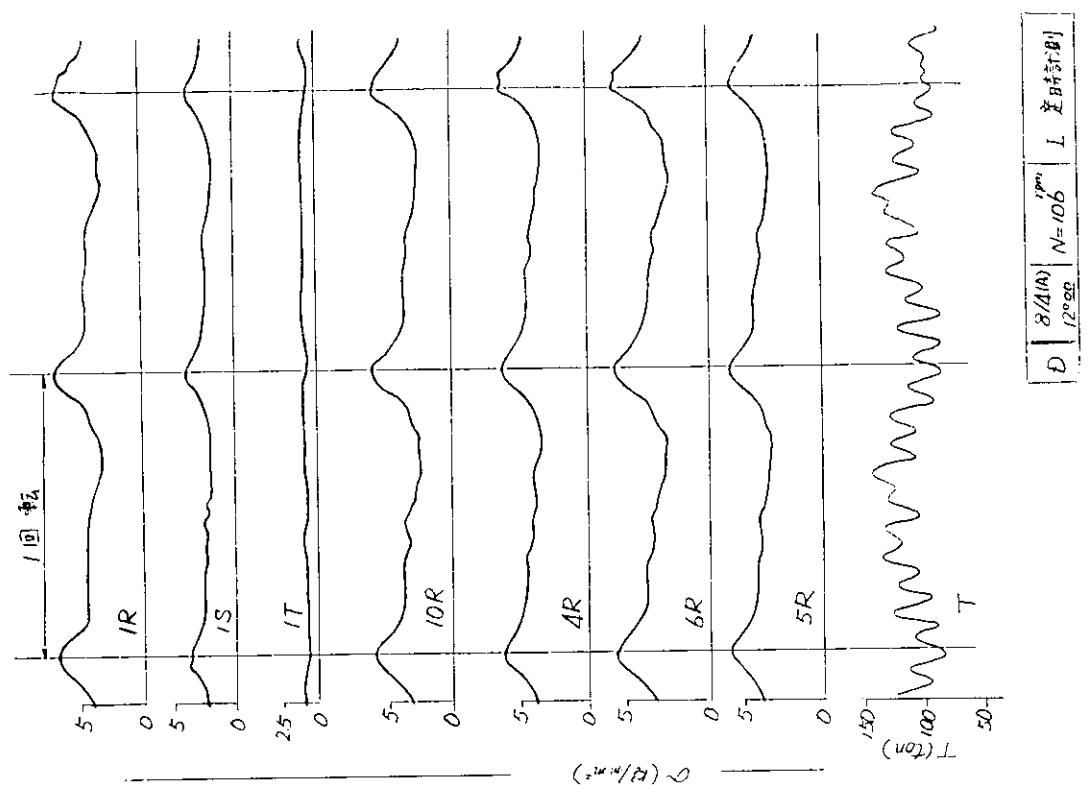


图 1.4.7 記録波形[3]

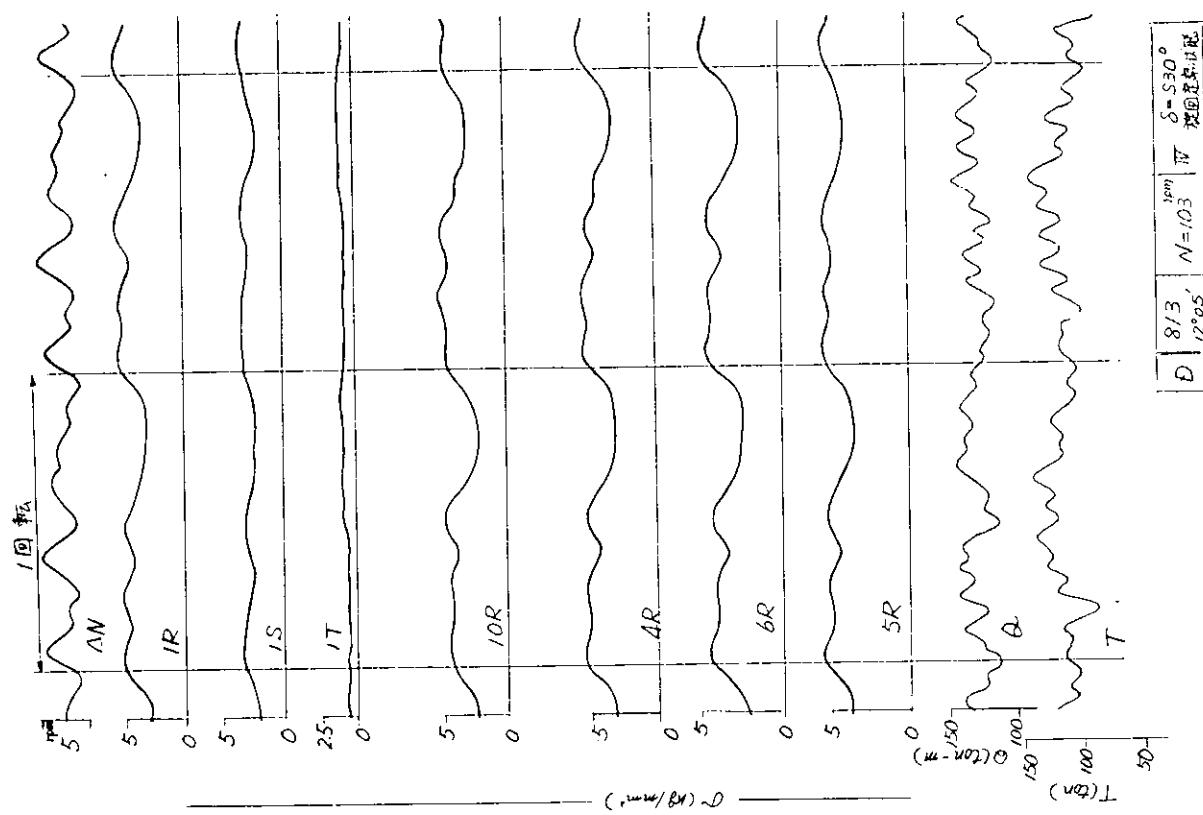


图 1.4.6 記録波形[3]

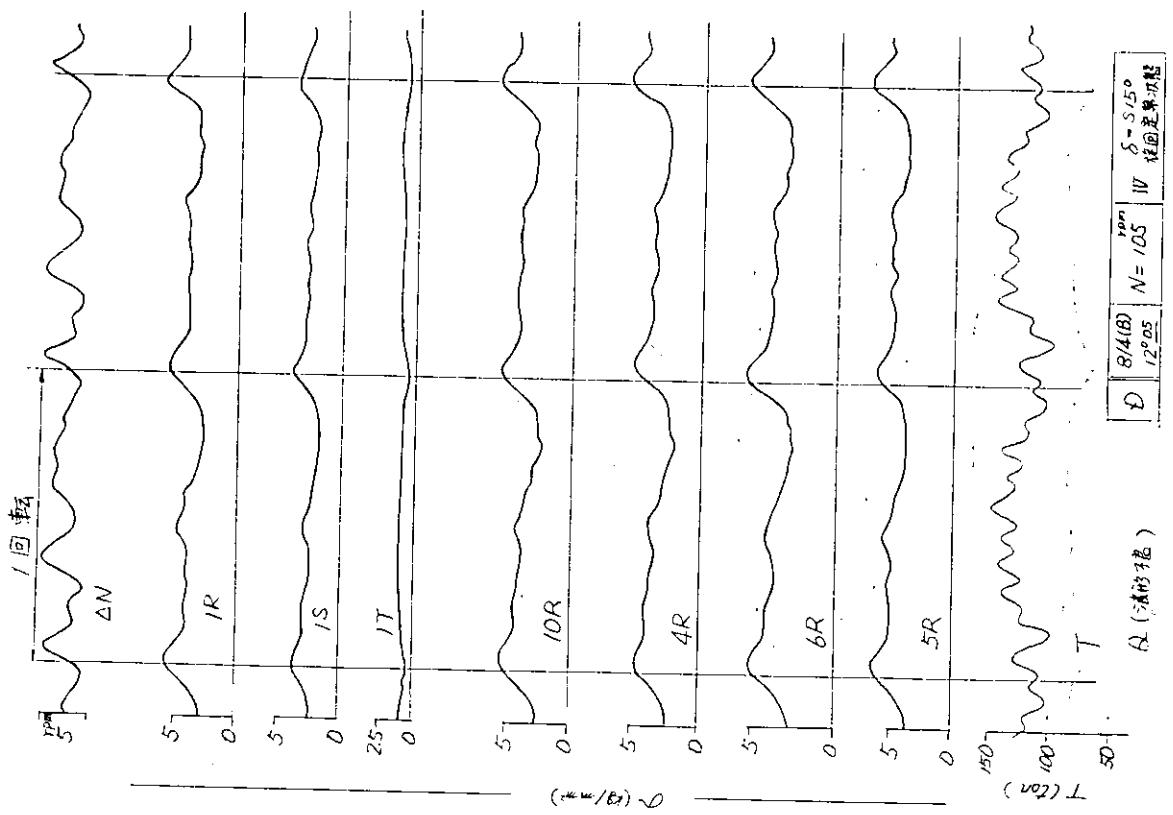


圖 1.4.9 記錄波形例

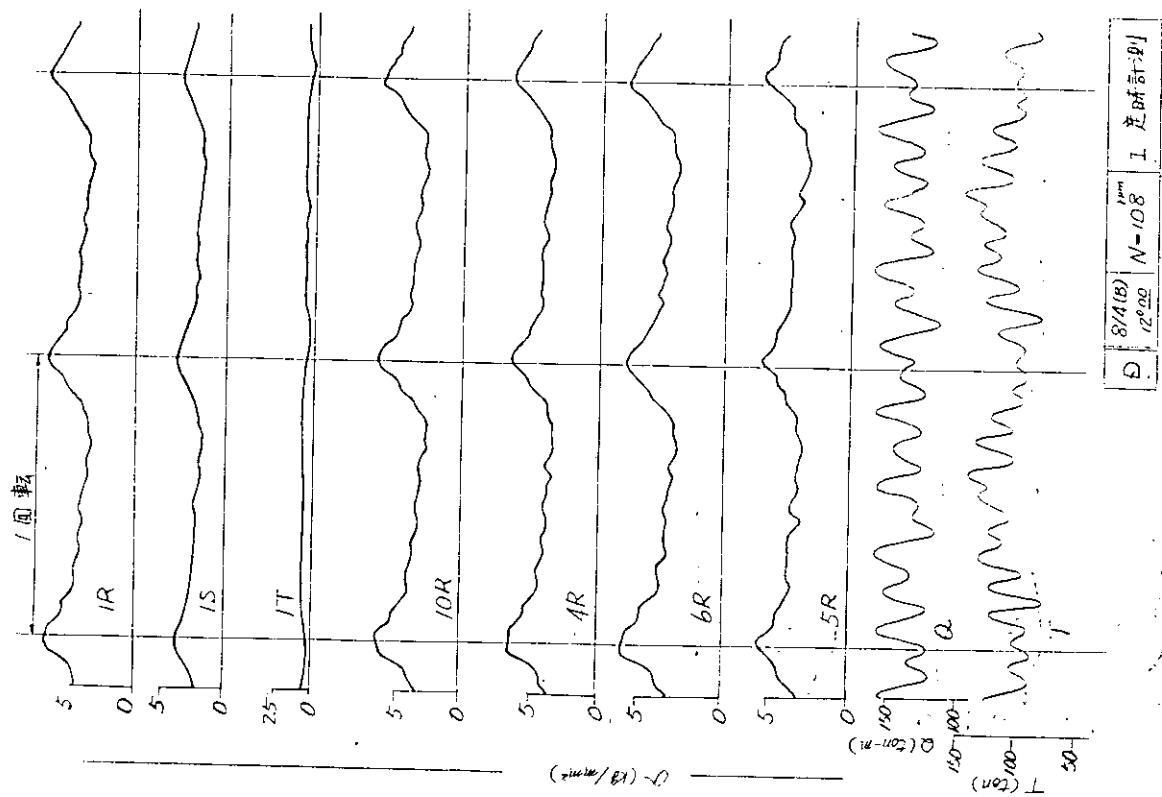


圖 1.4.8 記錄波形例

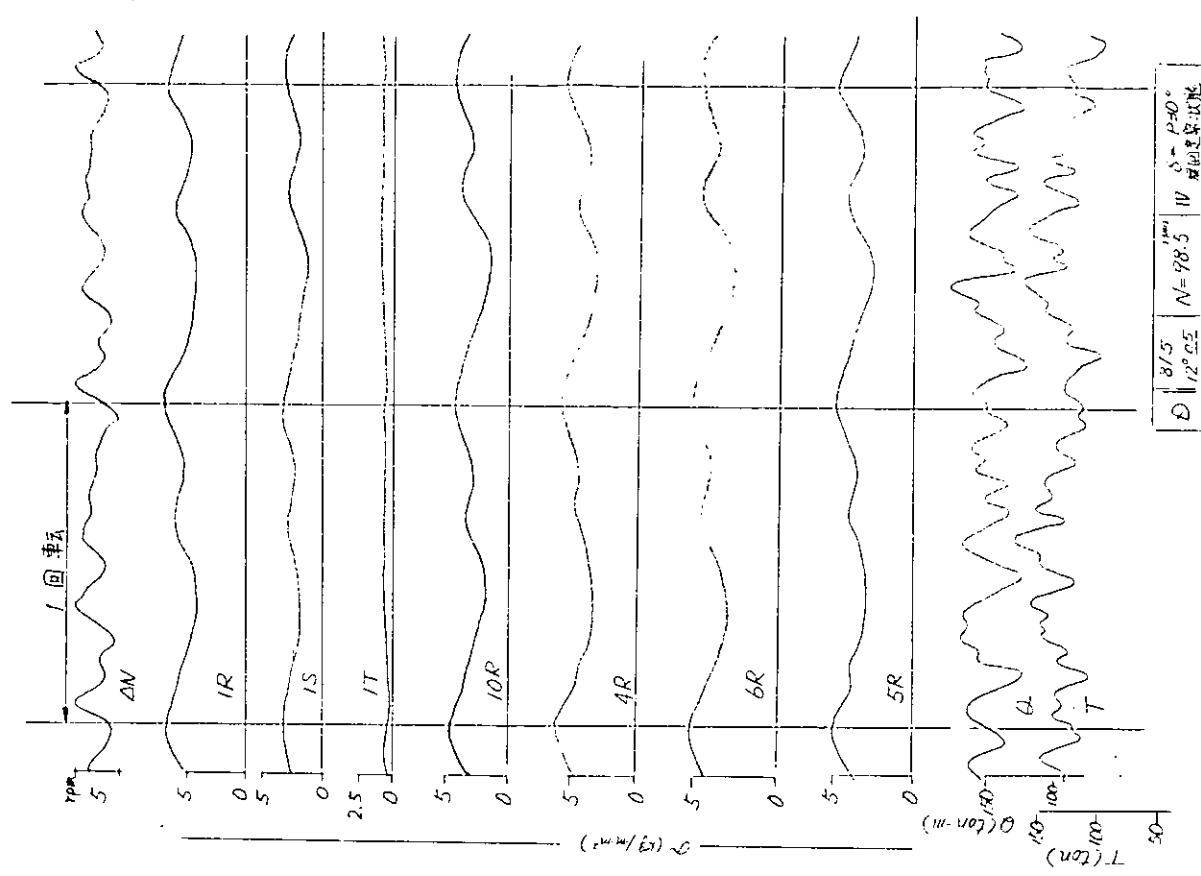


図 1.4.11 記録波形例

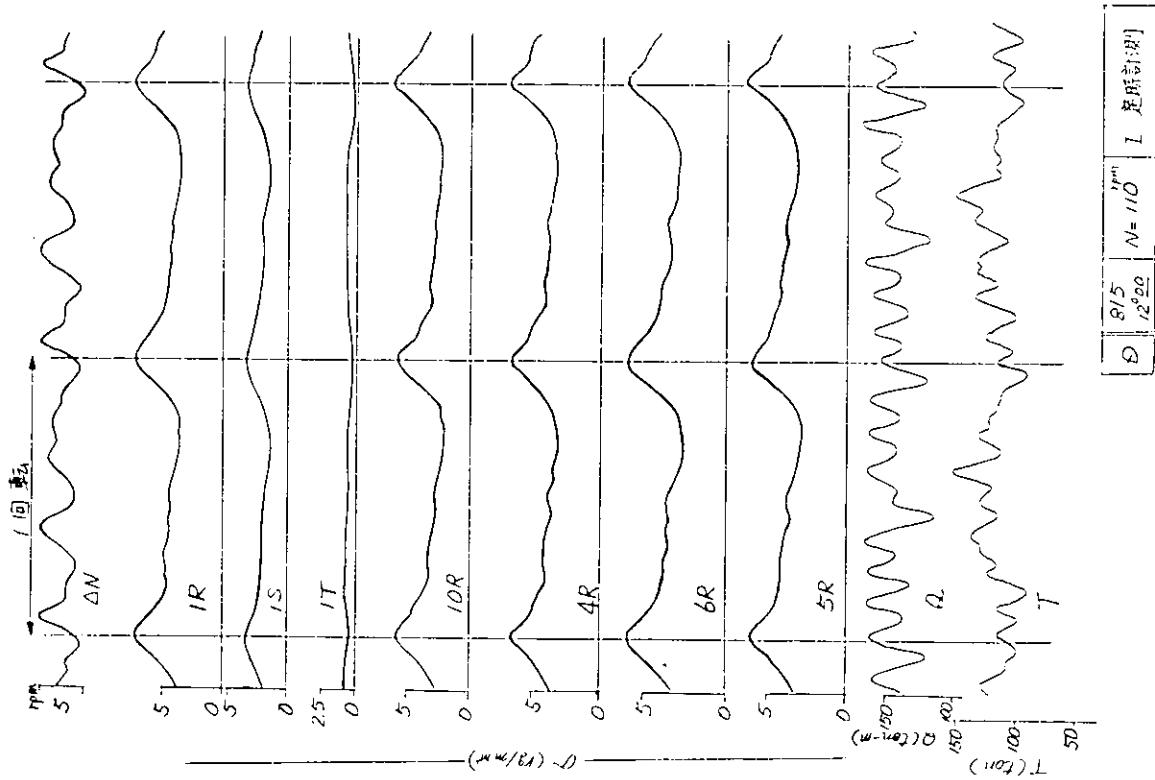


図 1.4.10 記録波形例

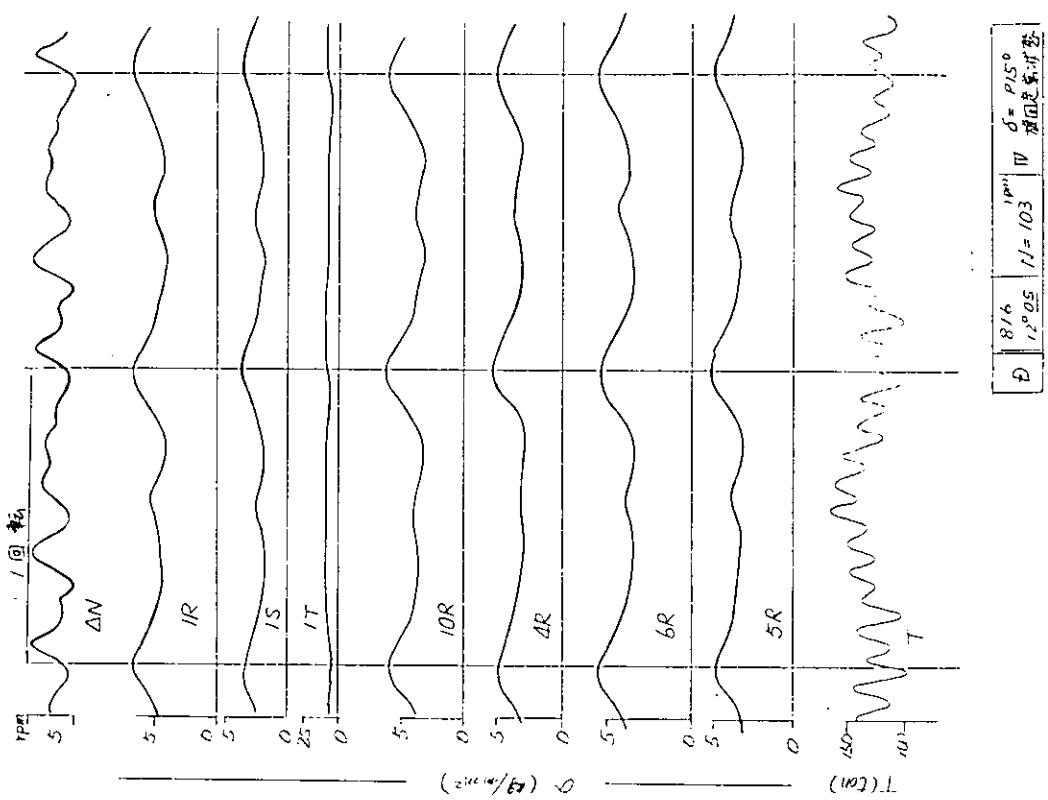


圖 1.4.β 記錄波形例

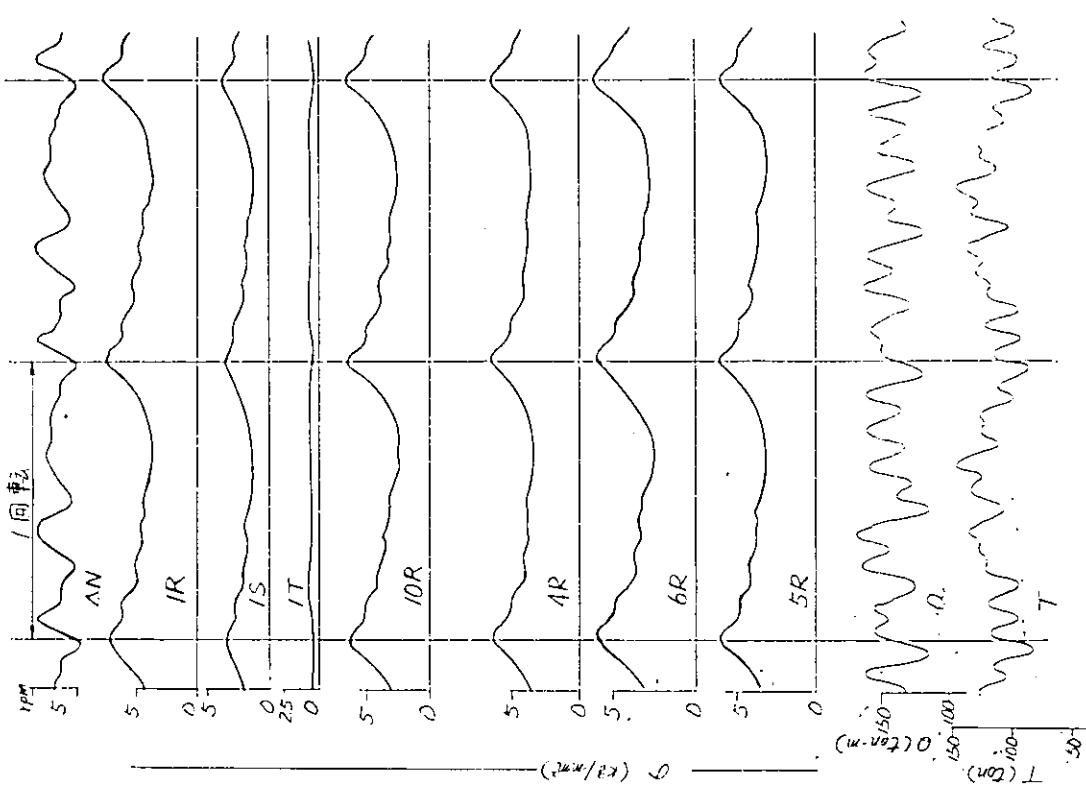


圖 1.4.α 記錄波形例

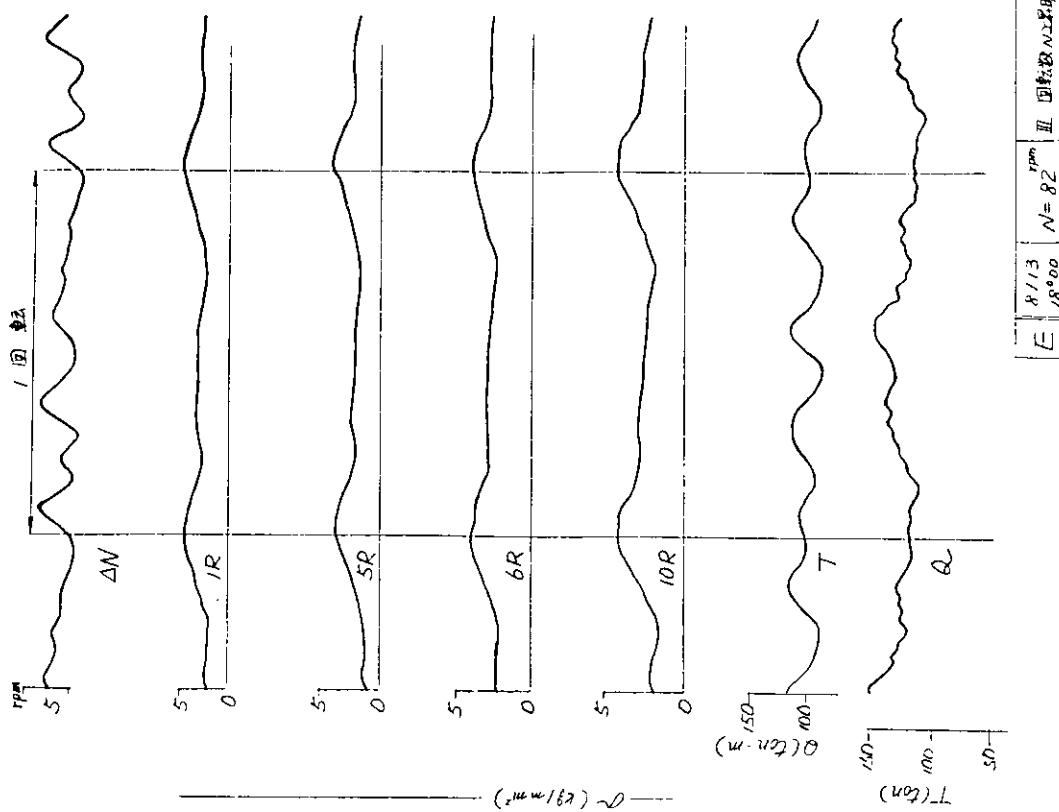


图 1.4.15 記録波形例

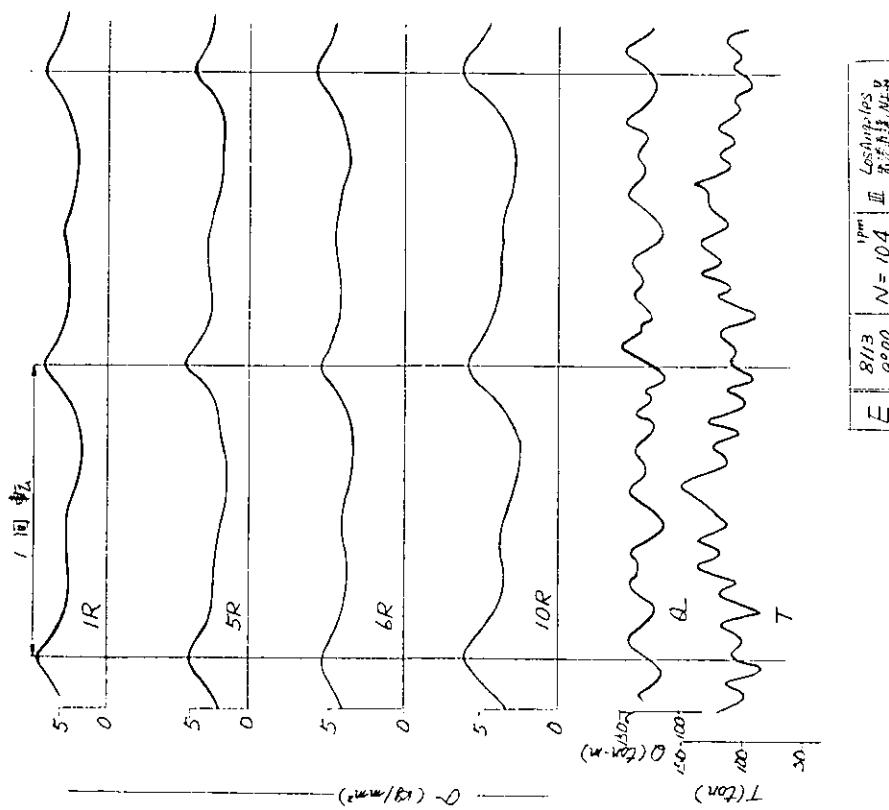


图 1.4.14 記録波形例

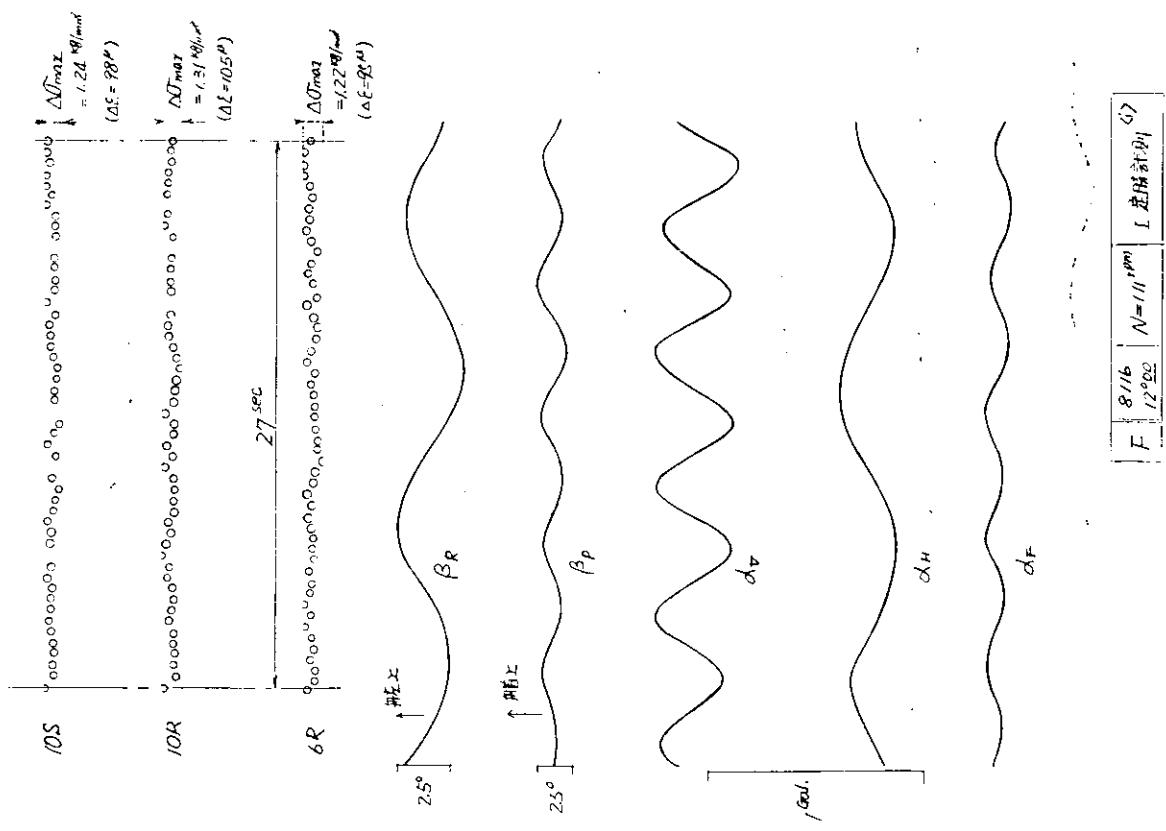


図 1.4.17 記録波形例

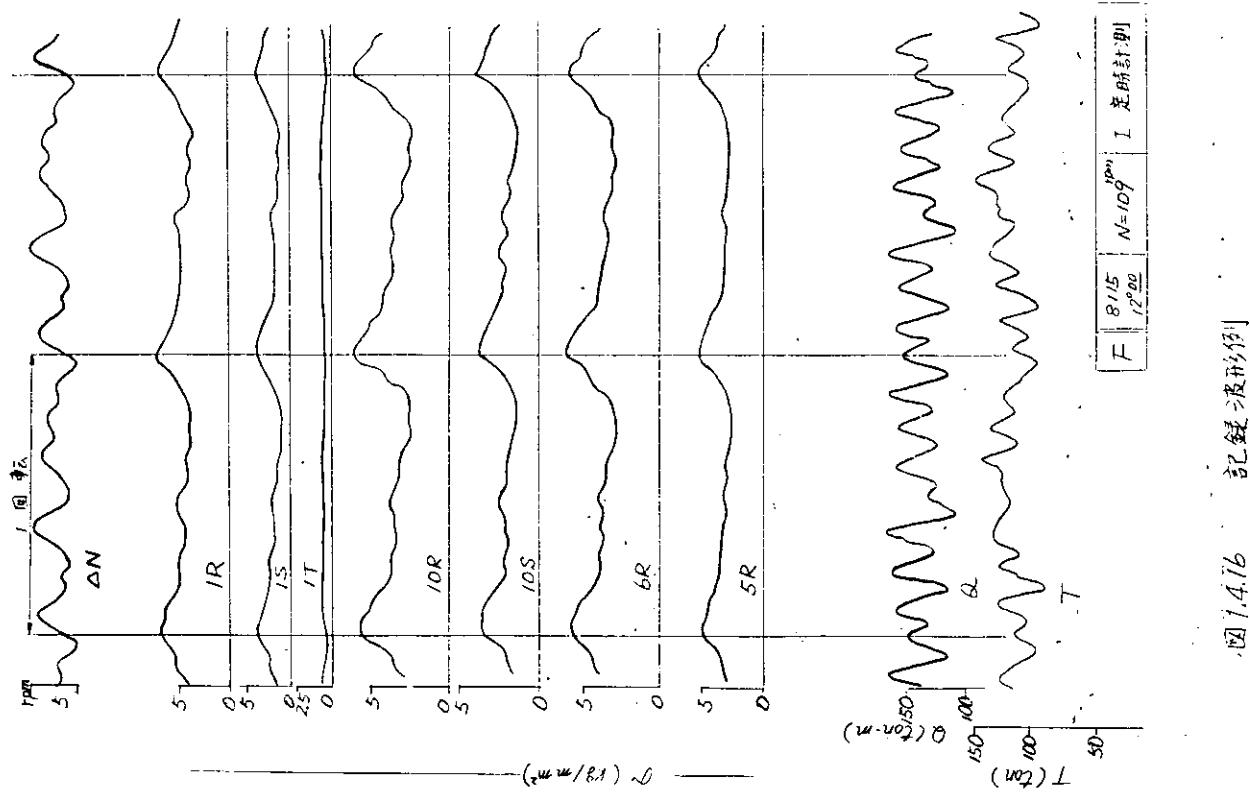


図 1.4.16 記録波形例

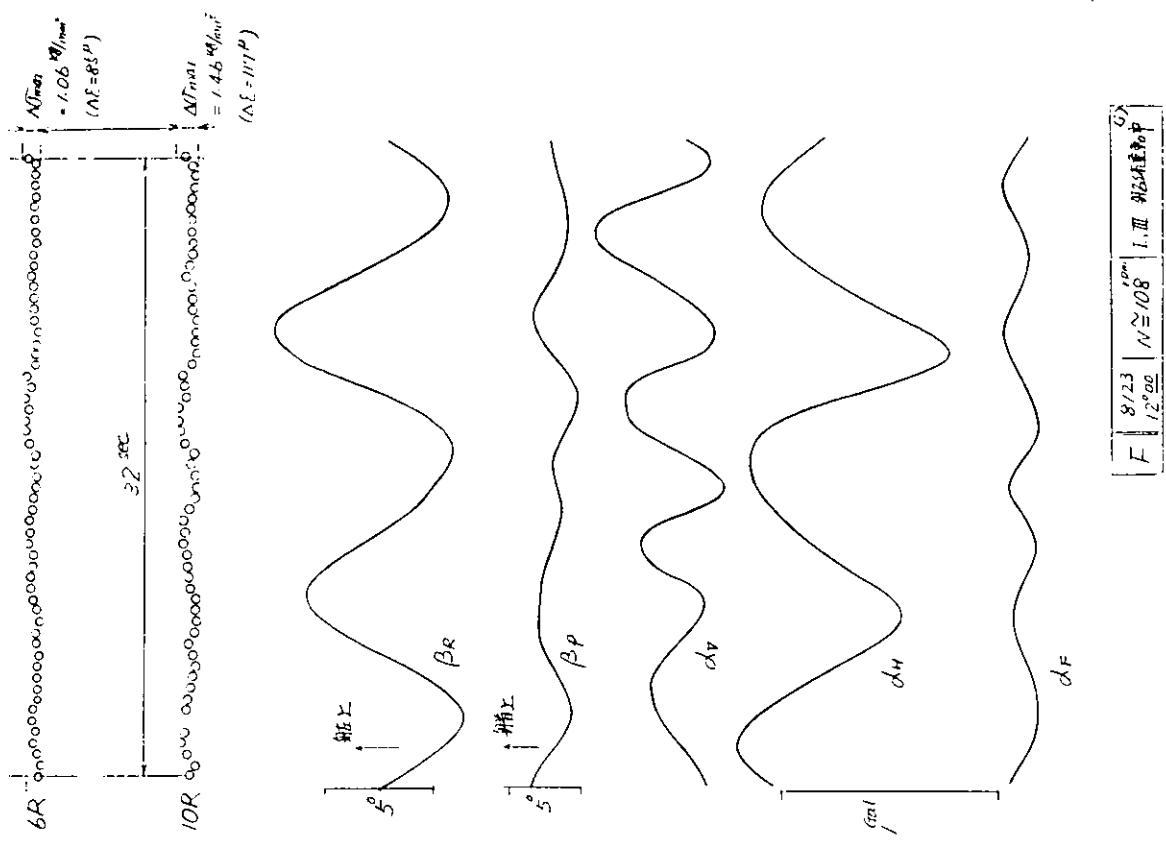
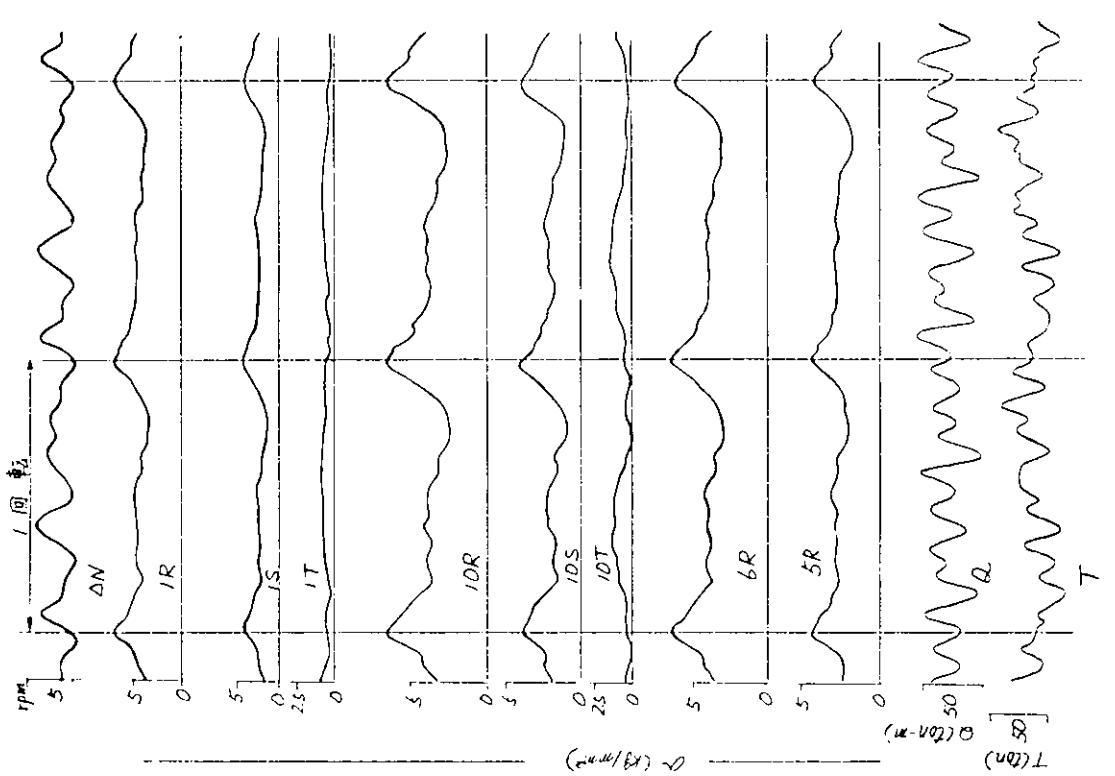
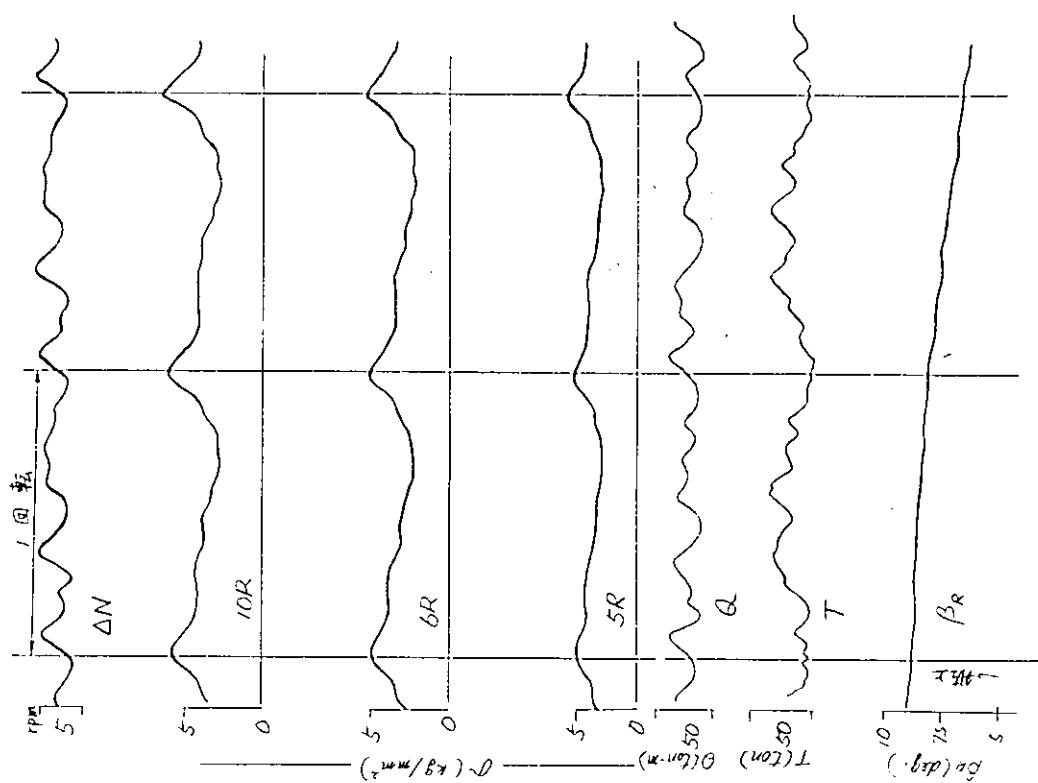


图 1.4.19 記錄波形例

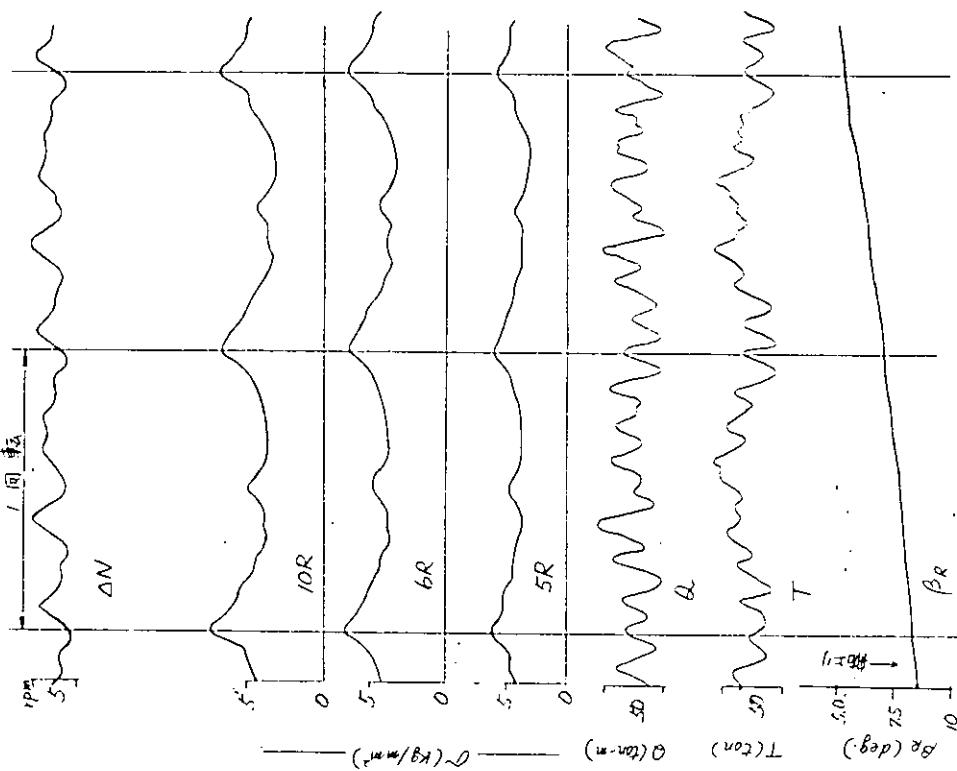


四 1.4.18 記錄波形例



F	$\delta/23$ $1,2^{\circ}00'$	$N=108''$	I, III 領域内	β
-----	---------------------------------	-----------	------------	---------

図 1.4.21 記録波形例



F	$\delta/23$ $1,2^{\circ}00'$	$N=108''$	I, III 領域内	β
-----	---------------------------------	-----------	------------	---------

図 1.4.20 記録波形例

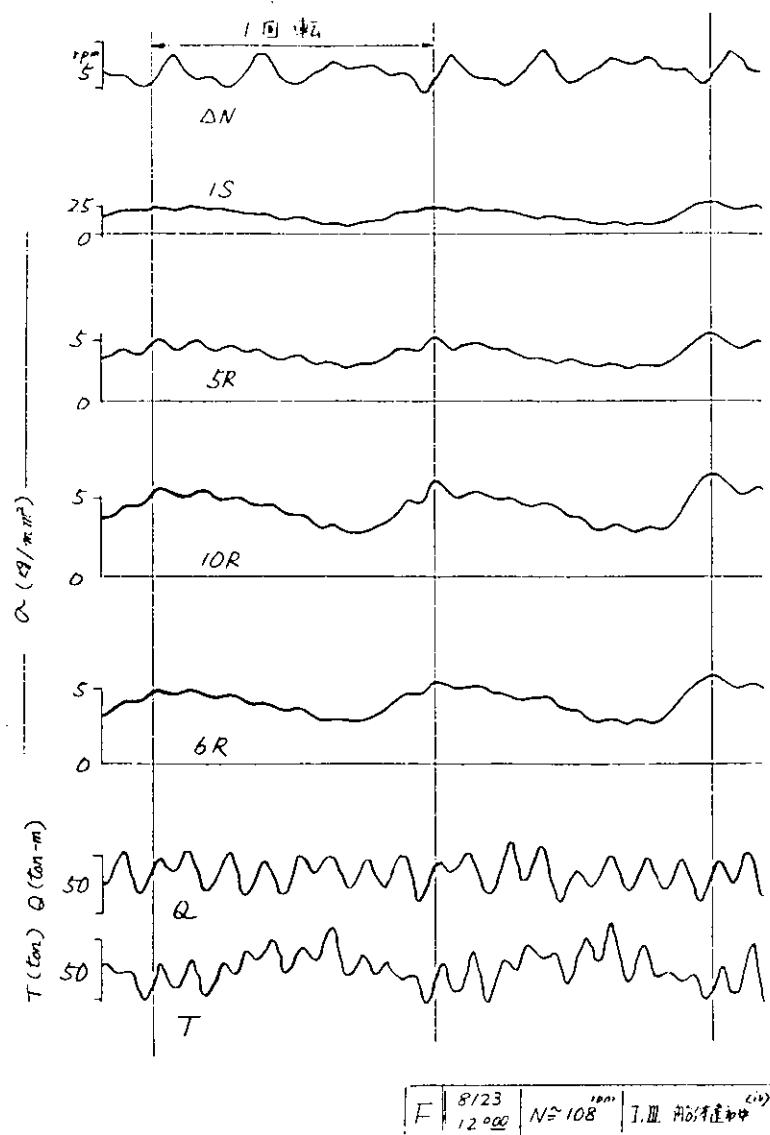


図 1.4.22 記録波形例

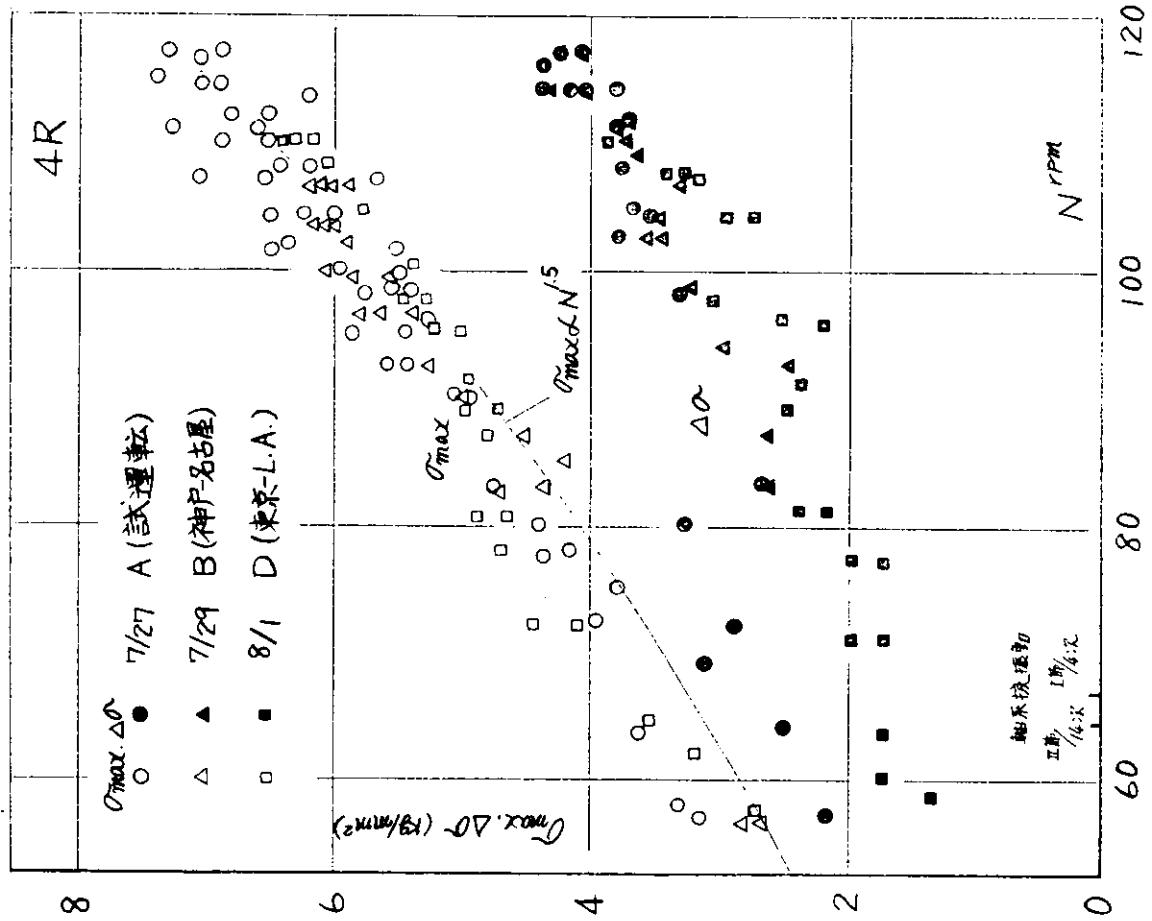
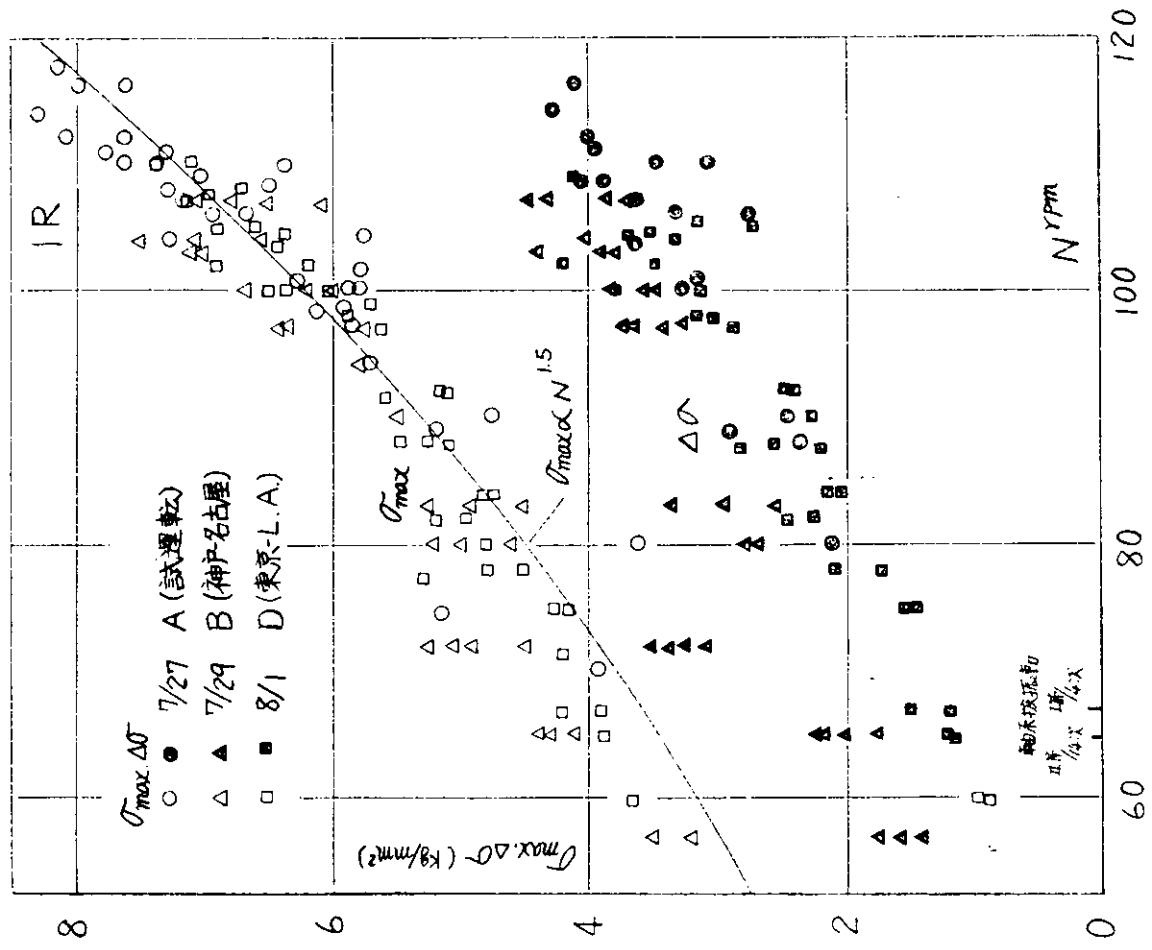


図 1.4.23 回転数による翼応力の変化 (4R)

図 1.4.24 回転数による翼応力の変化 (4R)

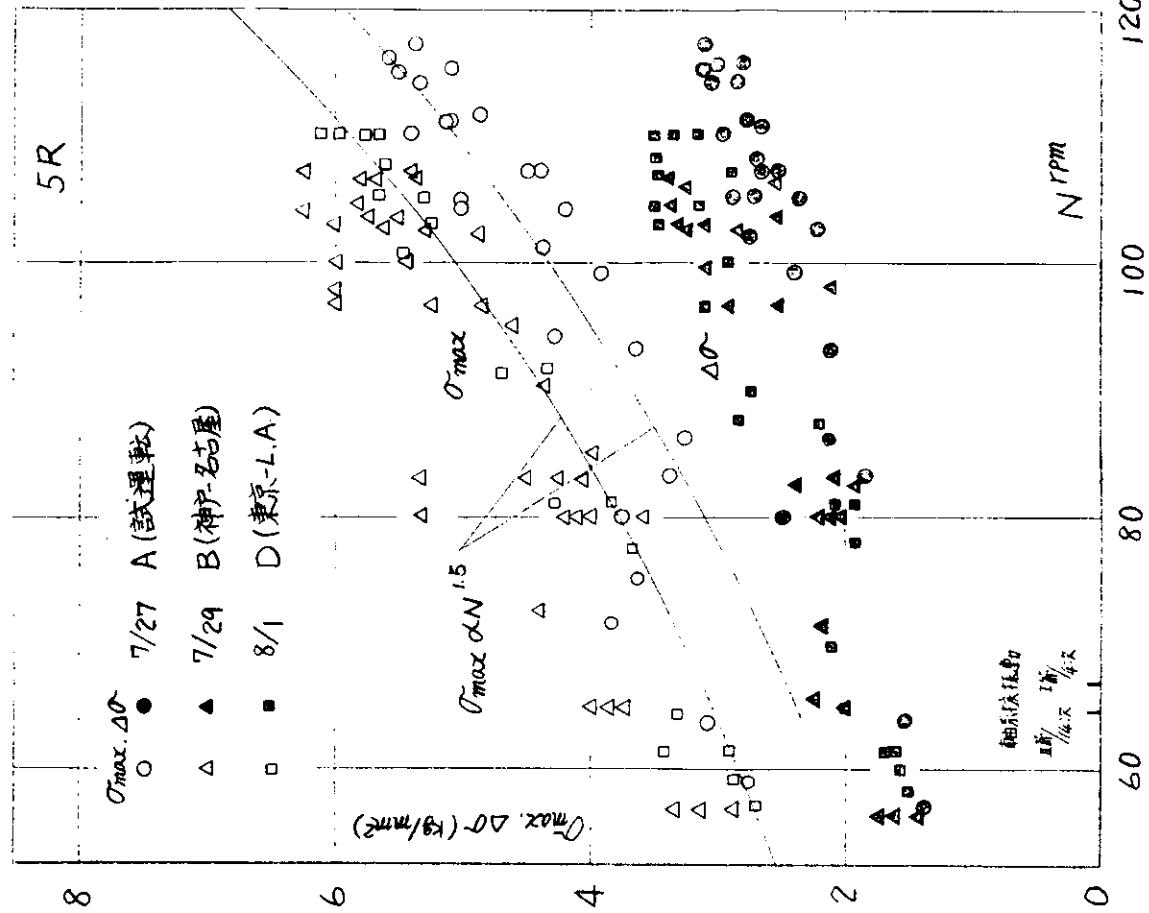


図 1.4.25 回転数による翼応力の変化 (5R)

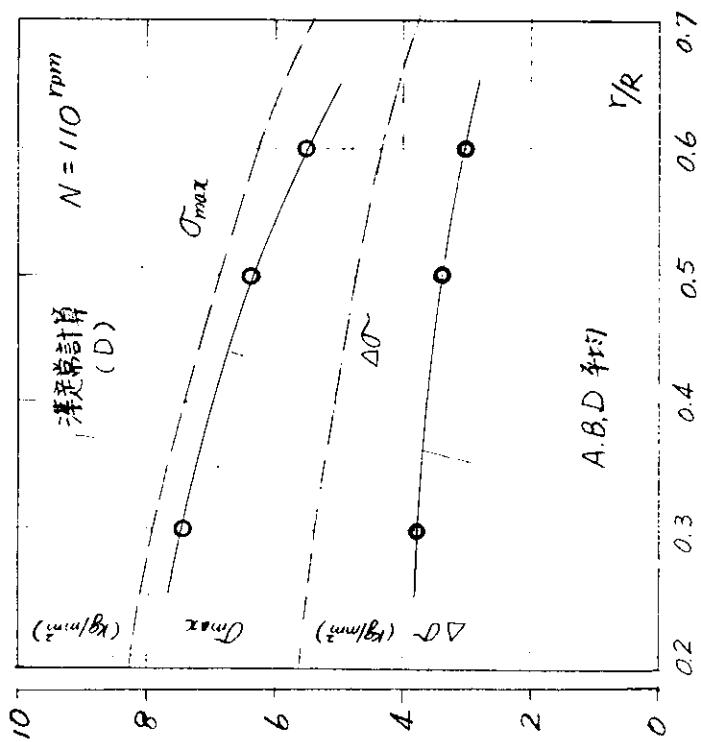


図 1.4.26 翼端方向の応力分布

1.4.2 翼応力とプロペラ回転数の関係

プロペラ翼に生ずる最大応力 σ_{max} と変動応力振巾 $\Delta\sigma$ の、回転数による変化を、図1.4.23～図1.4.25に示した。最大応力は1R, 4Rについては、かなりのばらつきはあるが、一本の平均線で表示できそうである。他方翼端に近い5RではAとB、D間に少し差がある。また、変動応力複振巾は、翼応力の時間的平均値 $\bar{\sigma}$ が応力波形からみて $1/2$ ($\sigma_{max} + \sigma_{min}$) よりは小さいので、ほゞ $\bar{\sigma}$ 程度、あるいはそれ以上であることがわかる。図中には、実験データを最も良く説明する σ_{max} と N の関係式を示した。翼応力と回転数は、計算によると近似的に $\sigma \propto N^2$ と表現されるが、今回の計測データからみるとむしろ $\sigma_{max} \propto N^{1.5}$ が近いようである。

1.4.3 翼応力の半径位置による変化

図1.4.23～25を基にして最大翼厚線の接線方向の最大応力値 σ_{max} 、変動応力複振巾 $\Delta\sigma$ の半径位置による変化を図1.4.26に示す。薄くぬった帯域はデータのばらつきの範囲を示している。図中には参考のために、鬼頭一出淵の方法⁽²⁾による準定常計算値を示しておいた。準定常計算では、伴流巾と翼巾との相対関係が考慮されていないこともあり、 σ_{max} , $\Delta\sigma$ 共に Over estimate をすることが予想されるので、ほゞ妥当な値、傾向と言える。この図からみると、最大応力 σ_{max} に比して、変動応力複振巾の半径位置による変化の割合が小さく、翼端ほど変動成分の影響が大きい。

1.4.4 翼弦上の翼応力分布

神戸～名古屋間での計測データ(B)の $N = 1071\text{ rpm}$ に対するデータから、 $r/R = 0.3$ での翼弦上の応力分布を求めたのが図1.4.27である。

最大厚さ位置(応力計測点1)は最大翼厚線に沿って歪ゲージが接着してあるので、主応力を解析し、歪ゲージが半径方向にはつてある場合に変換し翼弦上、3点で半径線方向の応力分布としている。図中には、応力計測点1に対する主応力(最大値)も合わせて示した。

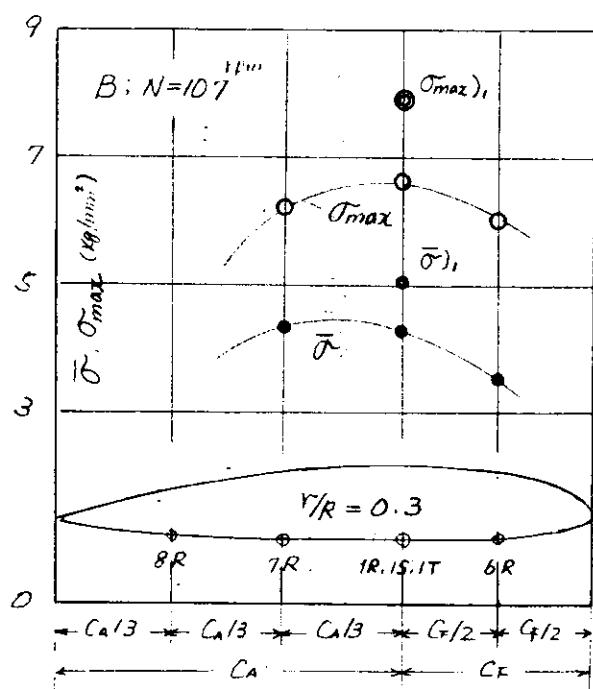


図1.4.27 翼弦方向の応力分布

この図をみると、時間平均応力 $\bar{\sigma}_t$ は、翼弦上最大厚さより少し後縁側（翼巾中央位置より前縁側）で最も大きく、また、変動応力成分を含めた最大応力 $\sigma_{t,\max}$ も、翼弦長、最大厚さより僅に後縁側にあることが知れる。これ等の傾向は、S.S. Michigan による実船計測例⁽³⁾光弾性試験結果⁽⁴⁾と同じであり、また、切換翼の調査結果⁽⁵⁾とも一致している。

1.4.5 主応力の解析

神戸－名古屋間での計測データ（B）の $N = 107 \text{ rpm}$ に対するデータについて、プロペラ 1 回転の間の主応力の変化を解析した結果を図 1.4.28 に示す。解析点は、 $r/R = 0.3$ 上の最大厚さ（応力計測点 1）および、最大厚さ位置より後縁側の 1 点（応力計測点 7）の 2 点であり、図に同時に示してある。

$r/R = 0.3$ における主応力 σ_t の最大値は、ほぼ、プロペラが真上にきたときに生じている。時間平均応力等を求めるところとなる。

計測位置	平均値 $\bar{\sigma}_t (\text{kg/mm}^2)$	最大値 $\sigma_{t,\max} (\text{kg/mm}^2)$	変動応力複振巾 $\Delta \sigma_t (\text{kg/mm}^2)$	複振巾
1	5.02	7.77	4.20	
7	4.64	7.25	3.75	

一方、試運転時データに対する主応力解析結果を回転数ベースにプロットしたのが図 1.4.29 である。この場合も $\sigma_t \propto N^{1.5}$ とみなせるので、この関係および、鬼頭一出端の方法による翼応力の半径方向の分布形状を用いて翼根部、最大厚さ位置の応力を推定するところとなる。

$$\bar{\sigma}_t = 5.9 \text{ kg/mm}^2$$

$$\Delta \bar{\sigma}_t = 4.5 \text{ kg/mm}^2$$

$(r/R = 0.191, N = 115 \text{ rpm})$

1.4.6 旋回時のプロペラ翼応力の状態

往航時には、船長に特にお願いをして、旋回試験を実施した。

船体運動中、ローリングは、プロペラ面内で、円周方向に

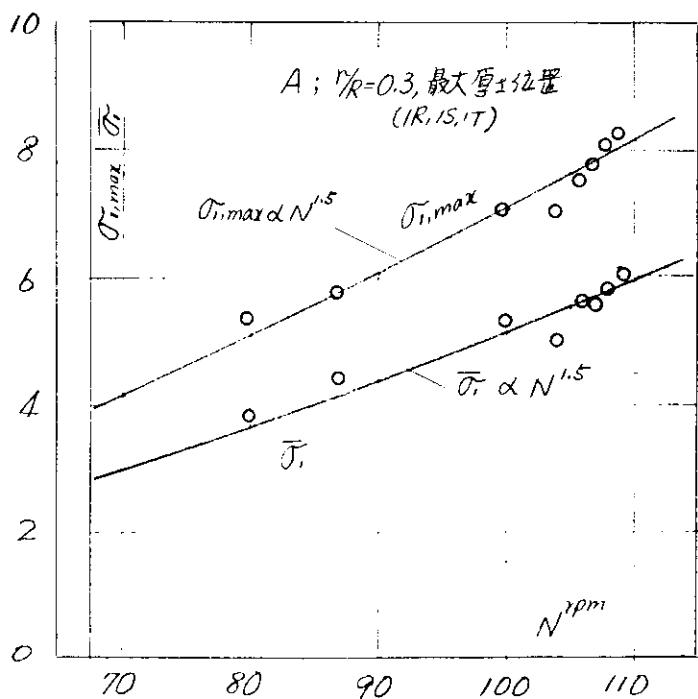


図 1.4.29 主応力の回転数による変化

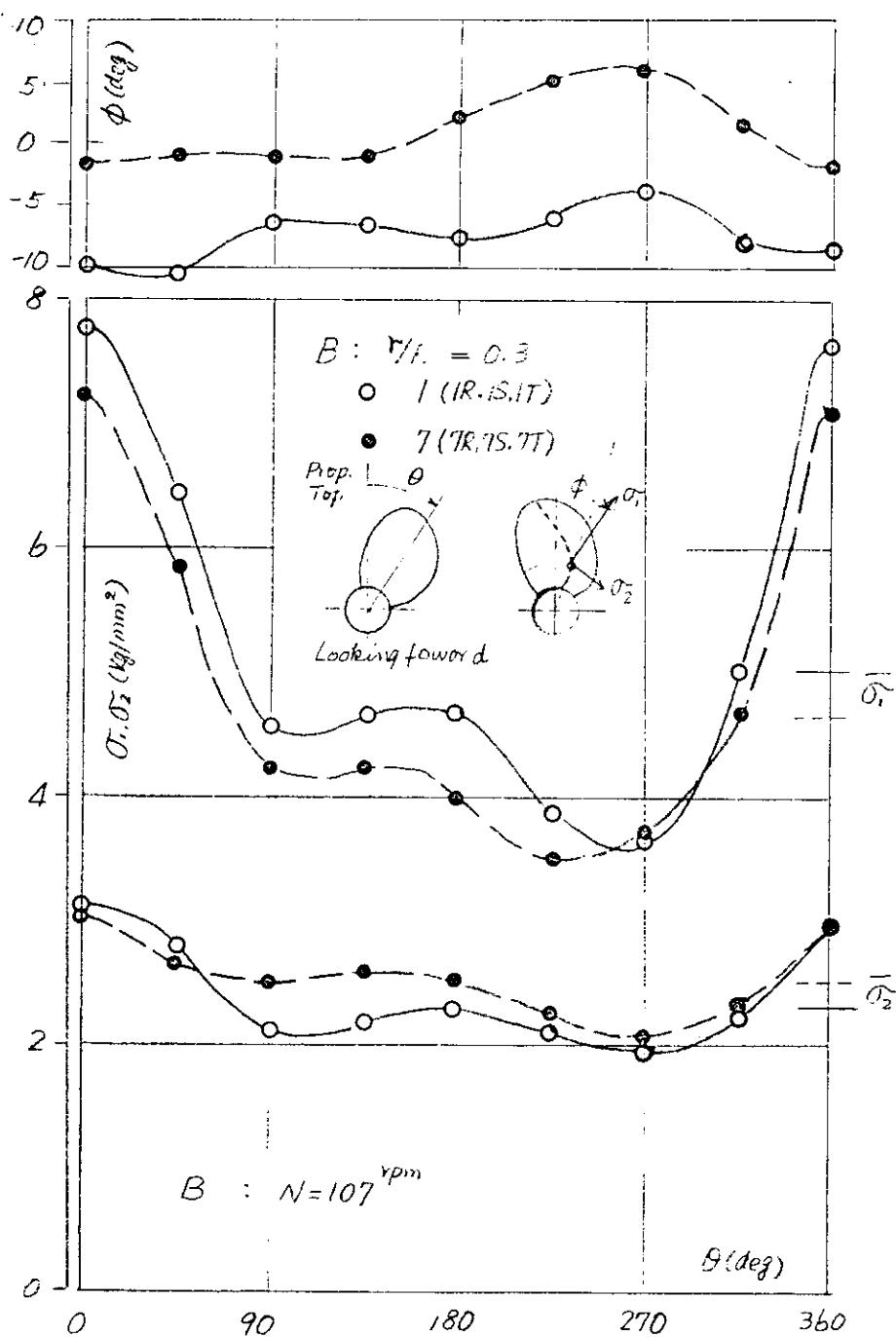


図 1.4.28 主応力のプロペラ回転中の変化

付加変動速度が生ずるが、ピッキングの場合は、プロペラが真横にきたときに円周方向の付加変動速度の絶対値が最大になるような速度成分が生じ、翼素への流れの流入角を変化させる。一方、定常旋回中は、プロペラが真上、および真下にきたときに、円周方向の付加速度成分の絶対値が最大になる。プロペラの1回転時間に対し、船体運動の周期は長い（通常10～30倍）から、旋回中の状態は、船体運動（特にピッキングの場合、ただし、位相が90°ずれている）によるプロペラへの斜流影響調査の参考になると考えられる。

旋回試験は、舵角 $\delta = S30^\circ, S15^\circ, P30^\circ, P15^\circ$ の4種類で、定常旋回に入った状態での代表的応力波形を図1・4・6；図1・4・9、図1・4・11、図1・4・13に示しておいた。さらに図1・4・30～図1・4・33に、定常旋回状態について1回転の間の主応力を解析し、旋回前の状態と比較して示した。これらの図から次の事がわかる。

- (1) 直進時の主機回転数107～110 rpmに対し、旋回時の回転数は左旋回では98.5 rpm、右旋回では103 rpmと低下するが、翼面の主応力は、直進時の値にくらべて、左旋回では約12%，右旋回では約6%増加する。しかし、1回転中の変動応力の中は、直進時にくらべて、左旋回では約0.638倍、右旋回では約0.57倍となり大巾に減少する。即ち、左旋回の場合の方が、回転数の低下は大きいにもかかわらず、平均応力の増加は大きく、また、変動応力の振巾も右旋回の場合にくらべると大きい。
- (2) 右旋回の時は、プロペラトップ位置での応力値が直進の場合より減りプロペラボトムでの応力値が増す。すなわち1回転で2回の応力ピークが生じるが、 $\theta = 0^\circ \sim 90^\circ$ では、最大応力値に近い大きな値が持続し、 $\theta = 270^\circ \sim 360^\circ$ では比較的小さい値となる。
- (3) 左旋回のときは、プロペラトップでの応力値と共に、 $\theta = 0^\circ \sim 180^\circ$ までの応力は、直進の場合とあまり変わらないが、 $\theta = 225^\circ$ 近傍に応力のピークが現われる。
- (4) (2), (3)で述べた傾向はKeil⁽⁶⁾等の模型船による計測データと似た結果である。旋回中の応力変動の状況の変化の原因としては、旋回による船体伴流の変化の影響も相当大きいと考えるが、旋回により生ずるプロペラ位置の斜流成分を考慮して、各位相における翼素への流れの流入角の変化を考えれば、これらの旋回時の応力変動の状況の変化はある程度説明づけられるようである。したがってこれらの結果は船体運動等によつて生ずる斜流の翼面変動応力への影響につき参考となる資料を与えるものと考える。

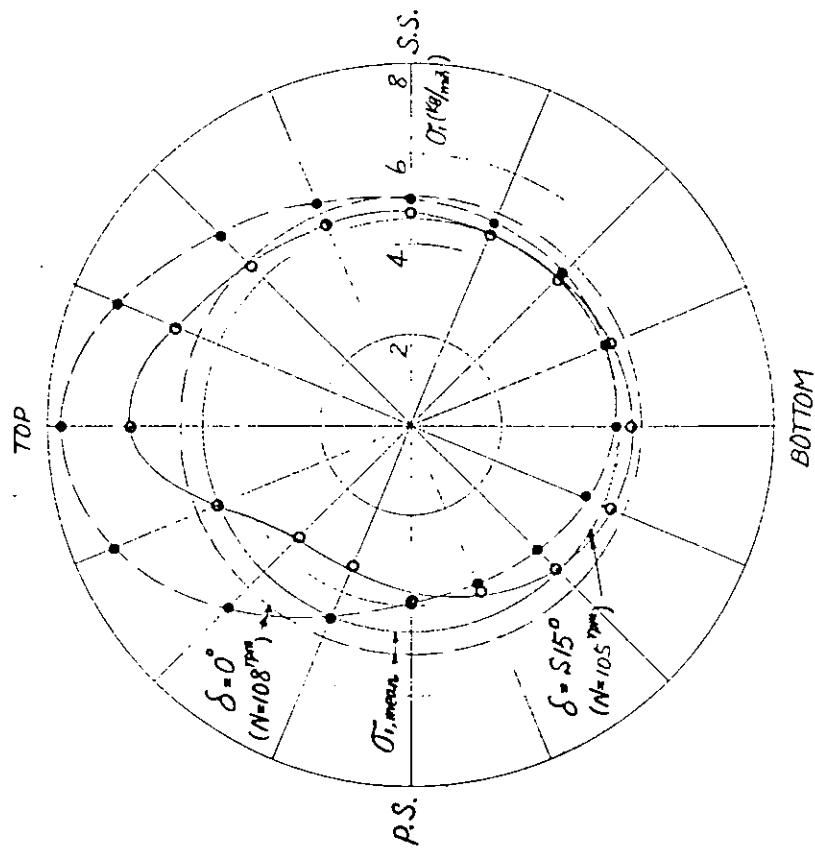


図 1.4.30 旋回時の主応力の分布
1) 回転中の変化 (右図, $\delta=515^\circ$)

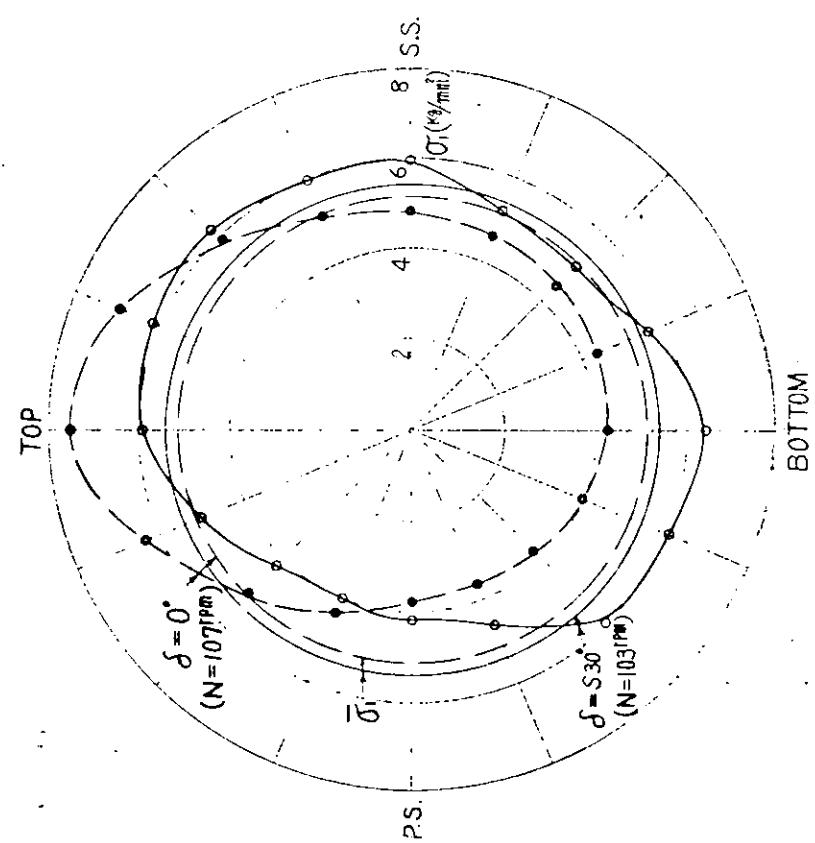


図 1.4.31 旋回中の主応力の分布
1) 回転中の変化 (左図, $\delta=530^\circ$)

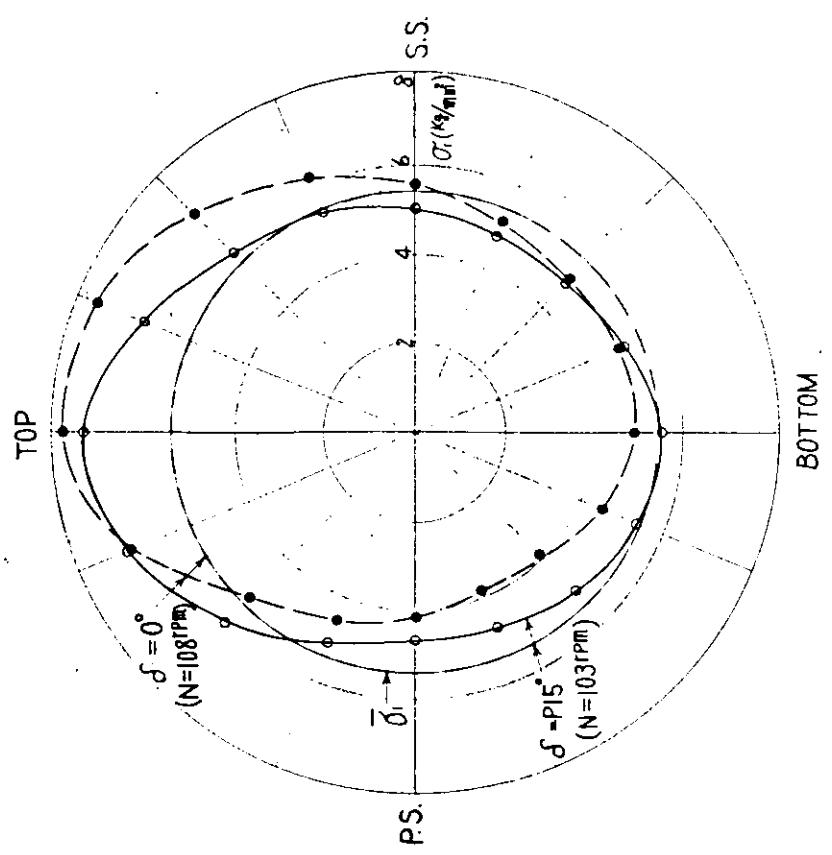


図 14.32 旋回中のアロベラ主応力のプロペラ回転中の変化
(左図, $\delta = \pi/15^\circ$)

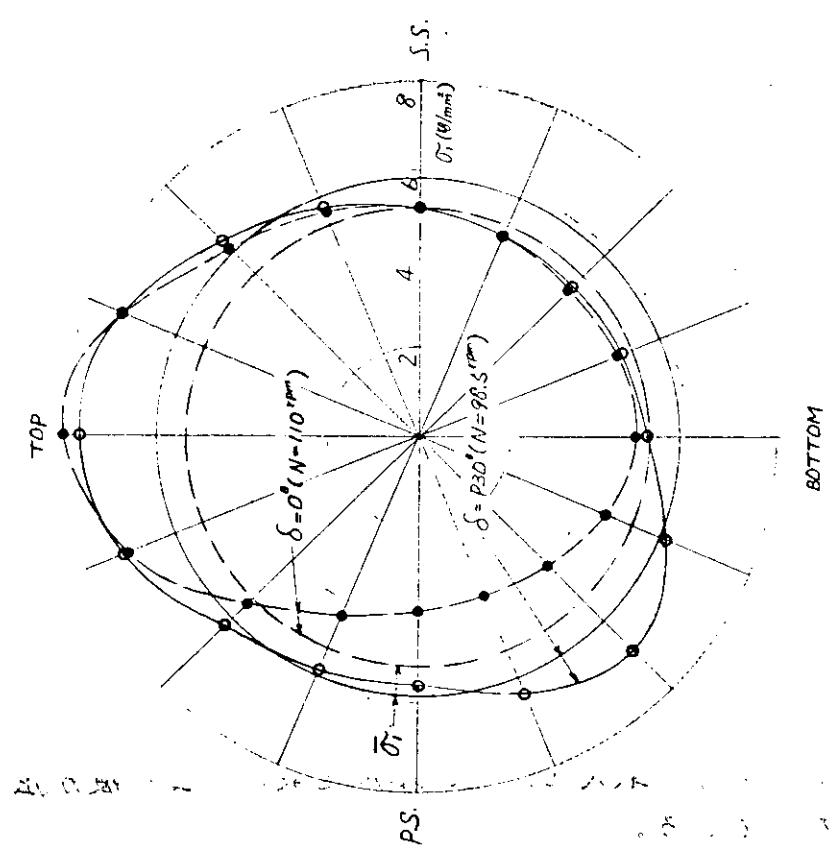


図 14.33 旋回時的主要応力のアロベラ
/回転中の変化(左図 $\delta = \pi/30^\circ$)

1.4.7 船体運動と翼応力の関係

本航海は、概して穏やかな海象であったが、その中でも最も船体運動が大きかった帰航(F)時の8/23に計測したデータについて検討してみた。代表的な応力波形は既に図1.4.19~22に示しておいた。この図をみると、最大ローリング角(片振巾)4.1°、最大ピッキング角(片振巾)1.3°が同時に生じているときのゲージ6R($\gamma/R=0.3$)及び10R($\gamma/R=0.5$)での最大応力 σ_{max} の変動巾は、各々 1.06 kg/mm^2 , 1.46 kg/mm^2 とかなり大きいことが知れる。そして、この最大応力 σ_{max} の変化の様子は、当然の事ながら、ローリングの周期よりは、ピッキングの周期に合っている事が解る。また、10Rの翼端部の方が最大応力値が大きい。船体運動による応力波形の変化を見るために、図1.4.19の一部を拡大して図1.4.34に示し、船体運動の各位相に相当する@~@までの位置の応力波形を図1.4.35に示した。

これらの応力波形をみると、船体運動の各位相に対応して、非常に特徴のあるパターンを示している事がわかる。すなわち、④の位相で、翼応力の最大値 σ_{max} 、および、変動応力の複振巾 $\Delta\sigma$ が最大になるが、この位相では船底側での翼応力の増加が非常に顕著である。他方①の位相では、 $\sigma_{max}, \Delta\sigma$ 共に小さく、応力値のプロペラ1回転の間の変化も小さい。

これらの応力波形の変化には、ピッキングによるプロペラ面での変動速度成分の影響が大きいと考えられるが、船体運動に伴なうプロペラ没水深度、船体伴流の変化、さらには、波のOrbital motionによる付加変動速度成分の発生等が複雑に影響しており、単純にピッキングのみを考慮した準定常理論的な考察結果とは幾分趣を異にしている。

ほゞ、同じ回転数で平穏海象中を航行する場合について、6Rでの計測値を比較してみると

	\bar{N}	$\bar{\sigma}$	σ_{max}	$\Delta\sigma$
平穏海象状態(8/15)	10R	109.0	3.84	6.12
	6R		4.24	6.12
図1.4.34(b)の船体運動	10R	109.6	4.48	7.50
	6R		4.25	6.75

となり、ピッキングの片振巾が約1.4°であった図1.4.34(b)の船体運動時には、最大応力値がかなり増加している(6Rで約 0.6 kg/mm^2 , 10Rで約 1.4 kg/mm^2)事が知れる。また、上の値をみると、

10Rの変動応力巾が増加しており、最大応力値の増加と共に、翼の疲労強度の面からも厳しい方向になつている。

今回の計測データは、比較的浅吃水での航行状態における船体運動の一場面のみであるが、本船の船体運動例をみると、(第27次航⁽⁷⁾)ピッキン

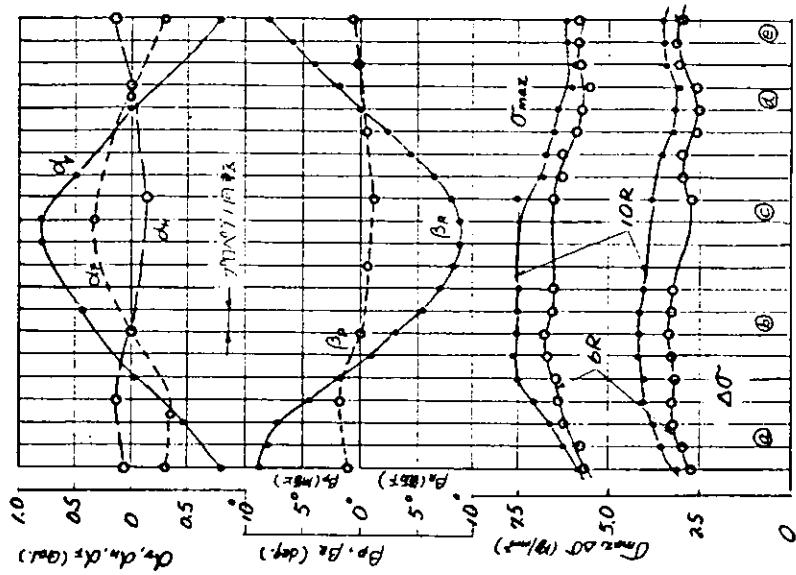


図 1.4.34 磁場強度と角度の関係

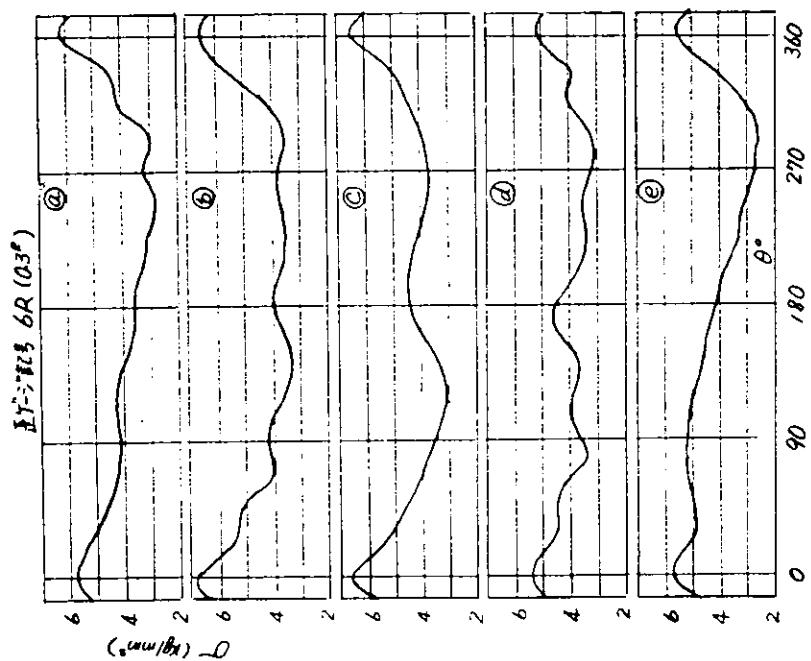


図 1.4.35 角度に対する各波形の変化

グの片振巾が平均2~2.5°、最大5.6°にも達している場合があるので就航時の異なった吃水状態をも考え合わせると、プロペラ翼応力にとては更に厳しい条件が起りうる事を示している。

1.4.8 スラスト、およびトルク変動、スラストと翼応力の関係について

プロペラ翼面上の応力の変動と、スラストおよびトルクの変動との関係を調査するために、中間軸に貼付したストレーンゲージにより計測したスラスト・トルクの変動の解析を行なった。

図1.4.36~1.4.37は、

東京出港直後（航路D）の回転上昇時に計測したスラスト・トルク変動の計測結果である。また、図1.4.38には、スラスト・トルクの変動の各次成分の割合を見るために、これらのうち $N=61.2 \text{ r.p.m}$ および $N=104.9 \text{ r.p.m}$ （スラストのみ）について調和解析をし、平均値に対する各次成分の割合を示した。

トルク変動については、高い回転数での記録はノイズが大きく、充分な解析が行なえなかつたため低回転 ($N=61.4 \text{ r.p.m}$) についてのみ調和解析を行なった。この回転数では、比較的近くにある1節4次の捩り振動 ($N=67$) の影響と思われる回転数の4次のトルク変動成分が大きくあらわれているが、図1.4.37および図1.4.22等の例から見ると、回転数の上昇とともに漸次高い次数の変動成分が顕著になり、通常航行中の $N=108 \text{ r.p.m}$ 付近では7~8次のトルク変動が一般に現われているようである。プロペラ翼面の応力変動には、一般にプロペラ位置伴流分布による1次あるいは2次の変動のみが大きく現われているが、時には、図1.4.22の例に示すように高次の応力変動

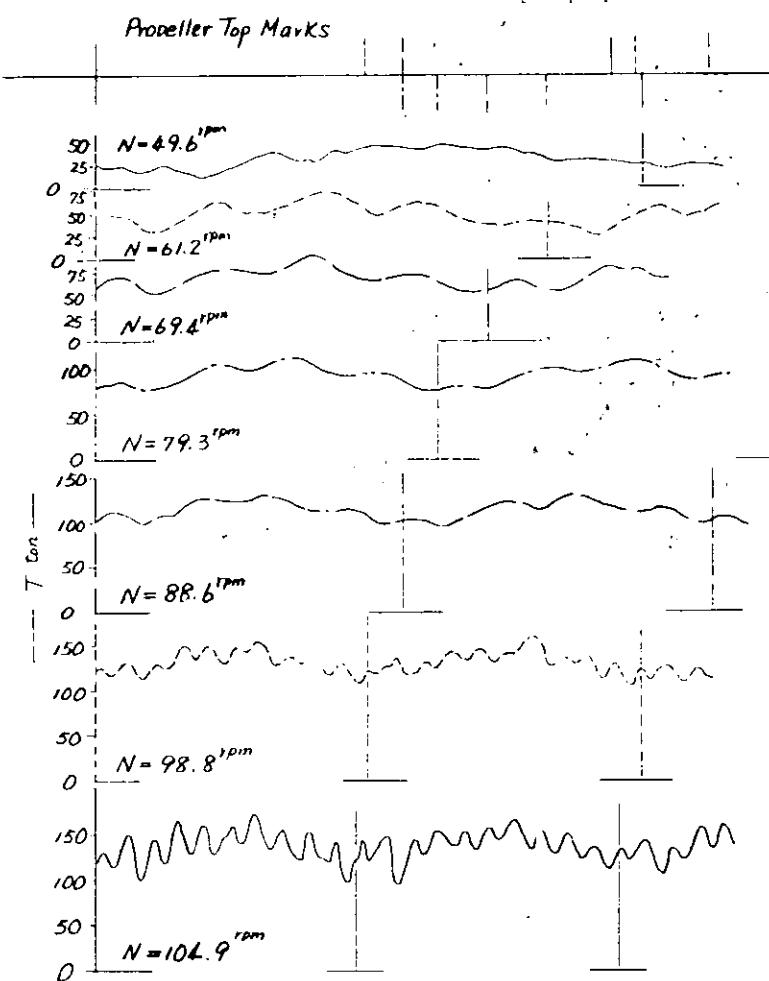


図1.4.36 推力変動計測結果
D (R.R.-L.A.)
の回転数による変化

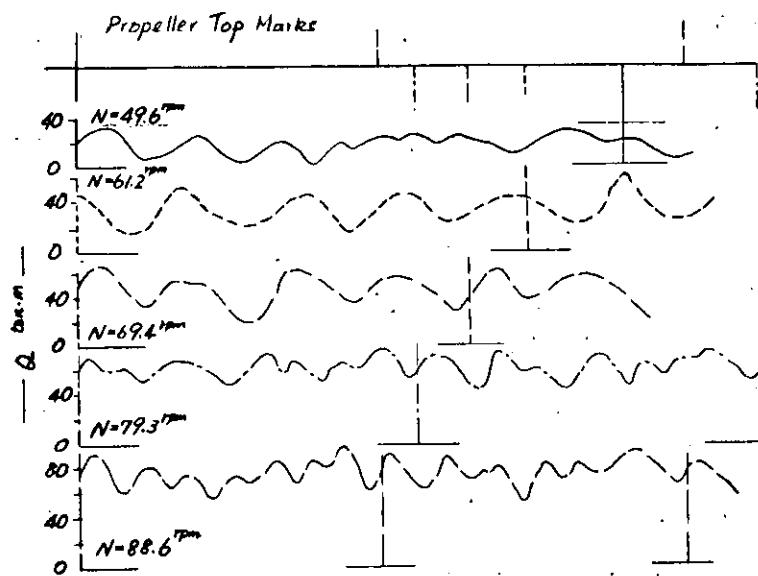


図1.4.37 トルク変動計測波形
各回転数による比較
D(静止-L.A.)

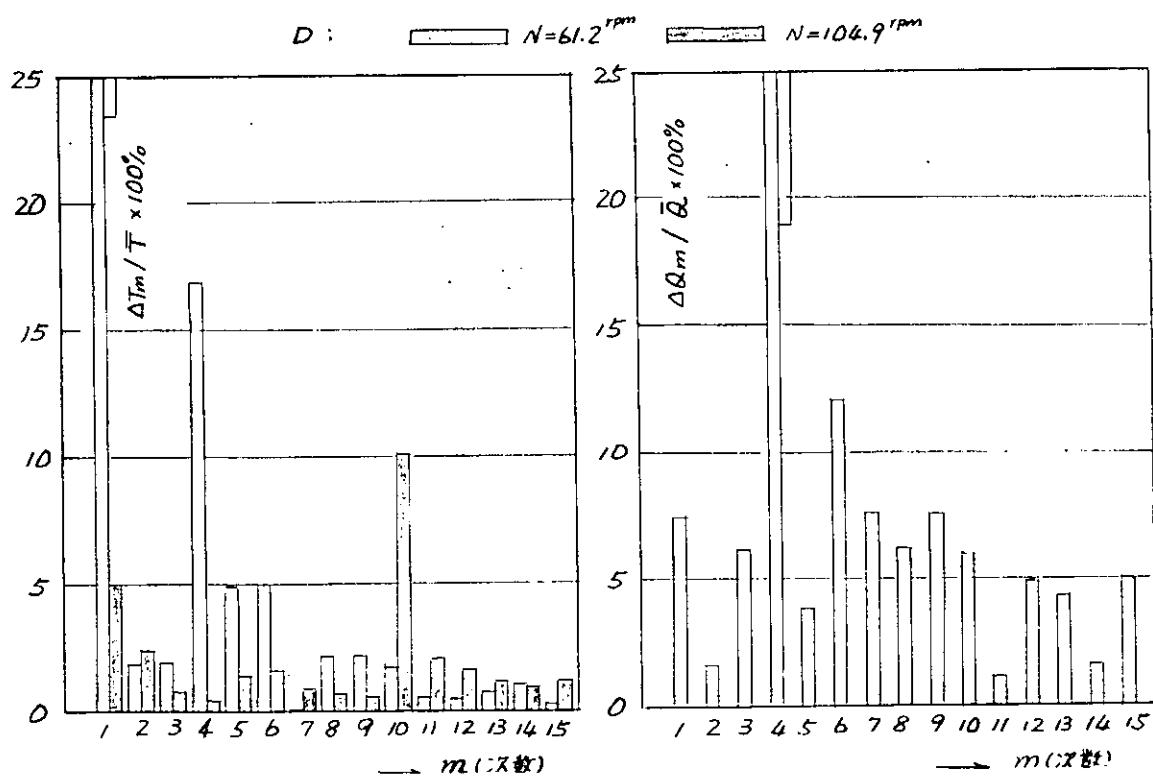


図1.4.38 推力、トルク変動の調和解析

が現われる例が見られ、且つこの場合応力変動の次数とトルク変動の次数は一致しているようであるが、応力変動とトルク変動の関係は、5翼を総合して考える必要があるので、今回の計測のみからこの関連について結論を下すことはできない。

スラスト変動については、図1・4・38で見ると低回転では回転数の4次、高回転では10次のスラスト変動が大きい。

低回転における4次の変動は、同回転数におけるトルク変動の次数とも一致しており、捩れ振動の影響がプロペラスラストの変動を介してスラストにも現われたものと考えられるが、^(8,9)高い回転数における10次の変動スラストについては、その次数が同回転数におけるトルク変動の次数と異なっていることから、捩れ振動の影響とは考え難く、プロペラ位置の伴流分布によって生じるプロペラ発生推力の変動（一翼について見れば回転数の1次および2次、5翼の総合推力としては5次および10次）の影響が現われたものと考えられる。

実測された推力と翼応力の関係を調査したのが、図1・4・39である。この図では、平均応力 $\bar{\sigma}$ は、東京出港直後（D）の回転数上昇時のデータを用い、推力 T については、試運転時（A）の値を用いている。AとDとでは吃水が異なり従って T も異なるが、いずれの場合も $T \propto N^2$ の関係がほど成立、かつ両者の差は3%位なので、両者の関係の傾向を知るために置点したものである。図中には $\bar{\sigma} \propto N^{1.5}$ と考えて、 $\bar{\sigma} \propto T^{3/4}$ の線を示すがデータのはらつきが大きく、かららずしも関係は明瞭でない。

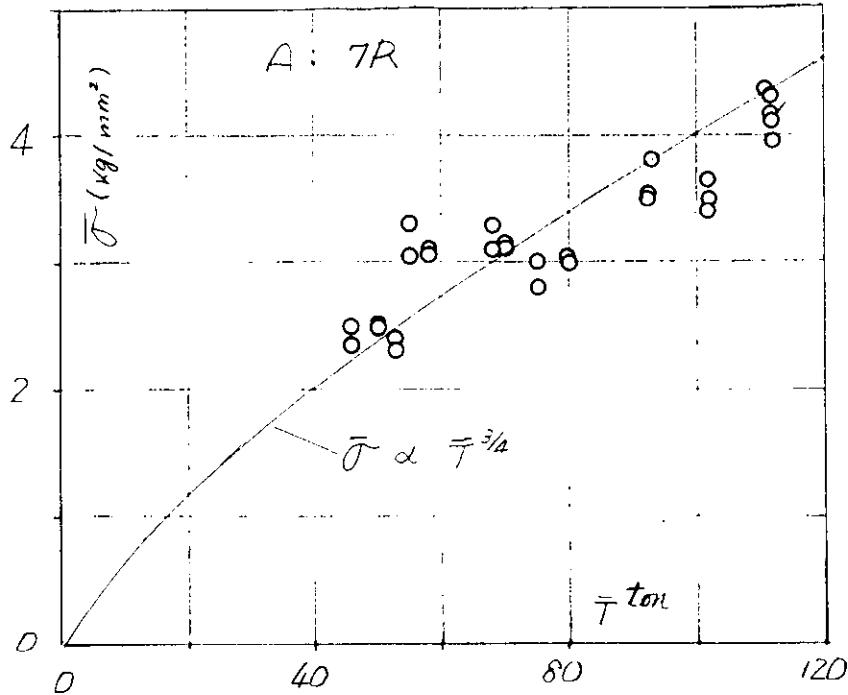


図 1.4.39 平均圧力と平均応力の関係

1.5 一航海後の歪ゲージの状況および歪ゲージ撤去作業

本船の東京帰港後(8/24)直ちに、潜水夫による翼歪ゲージの状態、翼面への影響調査(水中テレビ使用)、および撤去作業を実施した。

調査の結果、翼面上のゲージ、リード線の状態は、リード線部のスリーロンジコートティングの一部(応力計測点4に至るリード線のスリーロンジMFのコートティング材の一部(長さ200mm)、および、応力計測点8に至るリード線のスリーロンジMFコートティング材の一部(約50mm))が剥離していたこと、および歪ゲージ部のスリーロンジ、コートティングの一部が欠けていた(応力計測点6、9)程度で、全体の95%以上が、接着時とほど同じ状態を保っていた。スリーロンジMFの剥離後も、低温ハンダコートティング部は正常であることから、今回採用した歪ゲージ接着法が、高速コンテナー船の一航海に充分耐え得、今後共実用に供していくとの自信を得た。

また、

歪ゲージ、リード線等突起物の固定による、翼面へのエロージョンの発生は全く認められず、この点でも問題がないことが確認された。

翼面への接着歪ゲージ等は、潜水夫により、たがね、やすりを用い完全に撤去し、元の状態に復元し、箱根丸機関長に、水中テレビにより検査をして

いただき了承を得た。

なお、計器は、東京一神戸回航時に撤去し神戸にて陸上げをした。

1.6 結論

供試船の入渠予定の変更等があり、非常に短期間に準備を余儀なくされたが、実験の機会をお与えいただいた日本郵船株式会社殿をはじめ各関係先の御協力により、当研究部会の計画していたコンテナー船によるプロペラ翼応力計測を成功させることができた。

計測時期が諸般の都合で47年8月になり、海象が穏かな時期であったが幸い、ピッキング片振巾 1.3° 、ローリング片振巾 4.2° という条件でのデータが得られ、船体運動に伴うプロペラ翼変動応力の実態についても、ある程度の考察をすることができた。また、船体運動の場合と同様に、プロペラに対して斜流の影響を及ぼす旋回状態についても、データを得ることができた。

本報告では、計測された多くのデータの中から、今後の解析に供するため信頼性の高いデータを選び出し、計測応力波形の形で報告した。これらのデータの解析によって得られた結果をまとめると、以下の通りである。

- (1) 供試船箱根丸において、平水中航行状態で、プロペラ翼根部(前進面最大翼厚位置)に生ずる時間平均応力は、NOR主機出力状態で、約 5.5 kg/cm^2 程度であった。
- (2) 本航で観測された船体運動状況(ピッキング片振巾 1.3° 、ローリング片振巾 4.1°)では、翼応力への影響は、最大応力値に顕著に現われ翼根部において、平水中航行状態に比し10%の増加があった。なお、本船の冬期の船体運動は、本航最大時の2~4倍の運動量が予想される。
- (3) 旋回状態では、プロペラ翼に働く応力時間平均値は高くなるが、変動成分はむしろ減少する。右旋回に対して、左旋回の方が平均応力値が高くなる。
- (4) 船体運動、あるいは旋回中のプロペラ翼変動応力の状態は、プロペラへの斜流影響としてある程度までは説明づけられそうである。
- (5) 実測データをみると、ばらつきはかなり大きいが翼応力は、プロペラ回転数の1.5乗に比例する傾向がある。
- (6) プロペラ翼応力の最大値(主応力)は、翼根部弦長上、最大翼厚位置より僅かに後縁側で生じている。この結果は、最近の他の調査結果とも合致している。
- (7) 船体運動、あるいは旋回中等、非定常状態では、翼端部の応力(平均応力、変動応力共)が翼根部に比較して大きくなる場合がある。この事

はプロペラ翼の切損事故等を考え合わせると、プロペラ翼強度設計が、単に翼根部のみではなく、翼面全体を考慮した上でなされる必要がある事を示唆している。

最後に、この種の貴重な実船試験の機会をお与えいただき、かつ、実船計測の現場においても、種々御協力を賜った、日本郵船株式会社に、心より感謝の意を表します。

参考文献

1. SR 126 研究部会、「大型プロペラの翼強度に関する研究」報告書
研究資料 No. 158, (昭和 47 年 3 月)
2. 出淵巽, 鬼頭史城, 推進器翼の強度について,
造船学会会報, 第 67 号, 1940
3. F. J. Dashnow and F. Everett Read, Propeller Strain Measurements of the SS Michigan, Marine Technology, Vol. 8, No. 4 (1971)
4. 池, 内晶弘, 岸本宏次, 田中昇, 推進器の強度に関する一研究,
日本造船学会論文集 第 129 号 (昭和 46 年 6 月)
5. 久米宏, プロペラ羽根の折損の現状(第 2 回舶用プロペラに関するシンポジウム, 第 V 章), 日本造船学会(昭和 46 年)
6. H. Keil, Flügellblattschwingungen am propeller eines Frachtschiffes, Jahrbuch der Schiffbau-technischen Gesellschaft, Band 64 (1970)
7. SR 108 研究部会, 「高速貨物船の波浪中における諸性能に関する研究」報告書, 研究資料 No. 125 (昭和 46 年 3 月)
8. SR 77 研究部会, 「プロペラ軸の強度に関する研究」報告書, 研究資料 No. 61 (昭和 42 年 3 月)
9. SR 112 研究部会「機関およびプロペラの起振力と船体振動の応答に関する研究」報告書, 研究資料 No. 147 (昭和 47 年 3 月)

2. プロペラ材料の疲労強度の研究

2.1 腐食疲労強度に及ぼす寸法効果および切欠の影響の研究

最近の大型船用プロペラ材料として一般に使用されている、Ni-Alブロンズについて、その腐食疲労強度に及ぼす寸法効果、切欠の影響について調査をすすめた。腐食疲労強度は、繰返しの負荷方法、腐食条件等の相違により幾分上下することが知られているが、本試験では、小型では広く使用されている小野式繰返し回転曲げ試験機、大型では試作した共振型繰返し曲げ試験機を使用し、腐食液は天然海水を用いた。また、同一成分の材料の場合でも鋳物の大きさが異なる場合には、冷却速度等の相違により材料の性質に差が生ずることが考えられるのでこれについても調査した。これらの条件下において、腐食疲労強度に及ぼす寸法効果および切欠の影響について明らかにしようとすることである。

2.1.1 供試材

試験片素材は、Ni-Alブロンズ(JIS H5114, ALBC3)を用いて低周波誘導電気炉溶解後砂型に鋳込み、図2.1.1に示す寸法のものを製作した。鋳込方法については、小型鋳物ではグーピル法鋳込み、大型鋳物では下側からの押上げ法によって行い、いずれも鋳放しのままで供試材とした。一回の溶解で同一溶湯のものが小型鋳物は4個、大型鋳物は2個それぞれ得られ、小型鋳物1個から小形試験片が5本、大型鋳物1個から大形試験片は丸型では3本、角型では5本が採取された。これを2回繰返して素材製作を行つた。表2.1.1に分析結果を示し、表2.1.2に機械的性質を示す。また顕微鏡組織を写真2.1.1に示す。

表2.1.1 分析結果 (重量%)

符号	Cu	Al	Fe	Ni	Mn	備考
SR1	残り	9.28	4.92	4.67	0.80	1回目
SR2	残り	9.55	4.81	4.77	0.85	2回目

表2.1.2 機械的性質 (引張試験片はJIS 4号)

		引張強さ (kg/mm ²)	伸び (%)	ブリネル硬さ HB(10/3,000)	鋳物厚さ (mm)
小 型	SR1	68.9	29.6	170	t=25
	SR2	68.5	28.2	174	t=25
大 型	SR1A	53.6	19.2	146	t=200
	SR2A	51.0	18.0	152	t=200

2.1.2 実験方法

(1) 疲労試験片

小形試験片では、平滑材、Uノッチ材、Vノッチ材の3種類とし、大形試験片では、丸型試験片は平滑材のみ、角型試験片は平滑材、Uノッチ材、Vノッチ材とし、合計7種類の寸法の疲労試験片を採取した。各切欠材の形状係数(α)については、Neuberの方法により求めた。(注1)疲労試験片寸法を図2.1.2に示し、各切欠の寸法と形状係数を図2.1.3に示す。

(2) 疲労試験装置

小形試験片については小野式繰返し回転曲げ試験機を使用した。写真2.1.1～2.1.2に示す。大形試験片については共振型繰返し曲げ試験機を使用した。写真2.1.3～2.1.4に示す。共振型試験機は、加振ボックスの中に偏心したウェイトが入っていてこれが直流モーターにより回転され、試験片に変動負荷を生じるように設計されているものである。応力設定の際には、各試験片ごとに歪ゲージを貼り応力振幅を測定した。応力繰返し速度は、小型試験機で2,000～2,500 c.p.m.であり、大型試験機で400～550 c.p.m.である。腐食液はいずれも天然海水を使用し、滴下流量は小形試験片で800～1,000 cc/min、大形試験片で12～15 l/minとした。この程度の流量で試験片平行部は常に海水で覆われていた。

2.1.3 実験結果

Ni-Alブロンズの腐食疲労強度に及ぼす鋳物寸法の影響、試験片寸法の影響および切欠の影響についての実験結果を以下に報告する。

(1) 鋳物寸法の影響

小型鋳物(鋳物厚さ $t = 25\text{mm}$)と大型鋳物($t = 200$)から採取した小形試験片による腐食疲労試験の結果をS-N曲線として図2.1.4に示す。

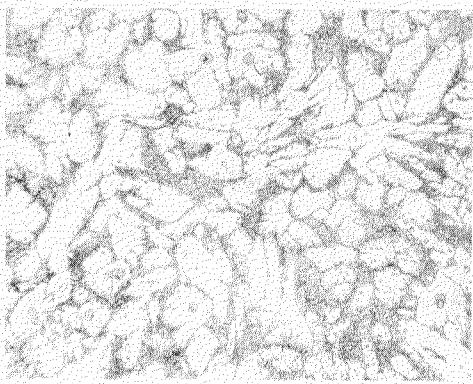
(2) 試験片寸法の影響

大型鋳物から採取した小形試験片および大形試験片(丸型、角型)による試験結果を図2.1.5に示す。

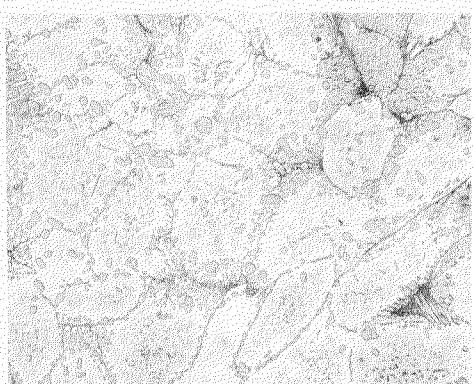
(3) 切欠の影響

小型鋳物から採取した小形試験片に切欠を施した場合の試験結果を図2.1.6に示す。また、大型鋳物から同様の小形試験片を採取した場合の試験結果を図2.1.7に示す。さらに、大型鋳物から得た大形試験片に切欠を施した場合の試験結果を図2.1.8に示す。

(注1) 引用文献 石橋正著「金属の疲労と破壊の防止」43～44頁



小型鋳物



大型鋳物

写真 2.1.1　顕微鏡組織 ($\times 100$)

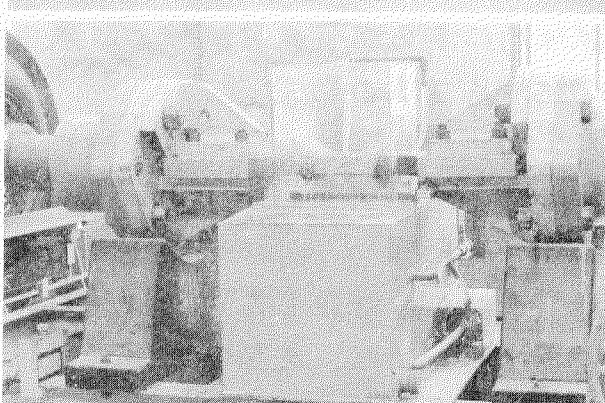
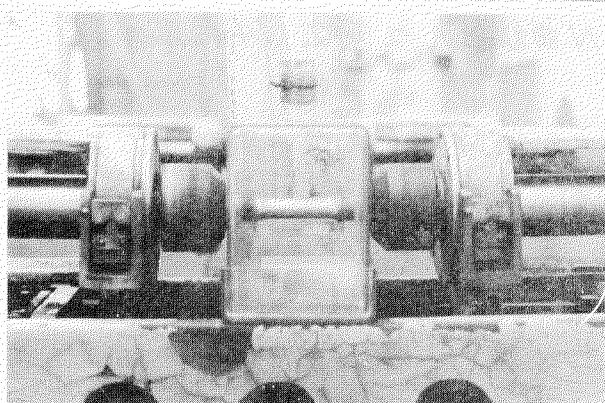
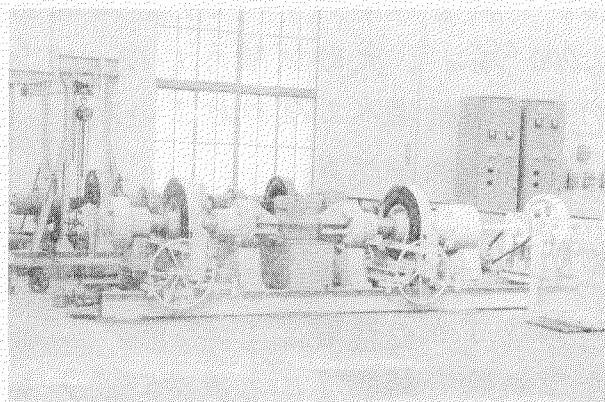
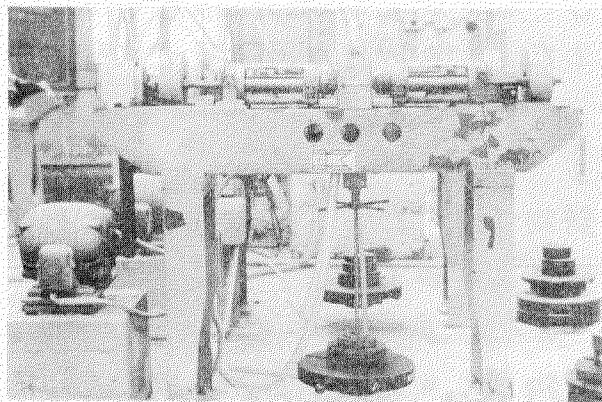


写真 2.1.2 小野式回転曲げ疲労試験機 写真 2.1.3 共振型繰返曲げ疲労試験機

2.1.4まとめ

以上の実験結果をまとめると次のようになる。

(1) 尺寸効果の影響

(a) 鋳物の寸法効果

Ni-Alブロンズの腐食疲労強度に及ぼす鋳物の寸法効果を、小野式試験機および小形試験片(12°)を用いて調べた結果を表2.1.3に示す。

表2.1.3 腐食疲労強度(鋳物の寸法効果)

鋳物の種類	腐食疲労強度(繰返数N=2×10 ⁷ 回)
小型鋳物(t=25mm)	16.6 kg/mm ²
大型鋳物(t=200")	14.4 "

繰返数が大きくなるにつれて、腐食疲労強度は低下する傾向がある。

(b) 試験片寸法の影響

Ni-Alブロンズの腐食疲労強度に及ぼす試験片寸法の影響を、大型鋳物について、小野式試験機および共振型試験機を用いて調べた結果を表2.1.4に示す。小形試験片の方が高い値を示すが、繰返数が大きくなると両者の

表2.1.4 腐食疲労強度(試験片寸法の影響)

試験片の種類	腐食疲労強度(繰返数N=2×10 ⁷ 回)
小形試験片(12°)	14.4 kg/mm ²
大形試験片(丸型, 80°)	13.4 "
" (角型, 125×50t)	12.9 "

値は接近していく傾向がある。また大形試験片では、丸型、角型の形状の相違の他に、溶湯の異なることによる材質の相違も多少含まれることも考えられる。

(2) 切欠の影響

Ni-Alブロンズの腐食疲労強度に及ぼす切欠の影響を、鋳物の種類および試験片の種類別にまとめた結果を表2.1.5に示す。これによれば、大型鋳物で

表2.1.5 腐食疲労強度(切欠の影響)(繰返数N=2×10⁷回)

切欠の種類	鋳物寸法(t)			試験片寸法(s)			切欠の種類		
	t = 25 mm			t = 200 mm			t = 200 mm		
	12°	12°	125 × 50t	12°	12°	125 × 50t	12°	12°	125 × 50t
平滑材	16.6	1.0	1.0	14.4	1.0	1.0	12.9	1.0	1.0
Uノット材	15.4	1.9	1.08	13.9	1.9	1.04	10.4	2.2	1.24
Vノット材	14.8	3.2	1.12	13.9	3.2	1.04	10.4	4.2	1.24

(但し、 σ_f =腐食疲労強度(kg/mm²)、 λ =形状係数、 β =切欠係数= $\frac{\text{平滑材の腐食疲労強度}}{\text{切欠材の腐食疲労強度}}$)
は切欠による影響は小さいことが得られた。大形試験片では低下がやや大きかったが、角型の影響があつたと言へうれる。なお形状係数(λ)と切欠係数(β)との関係を図2.1.9に示す。

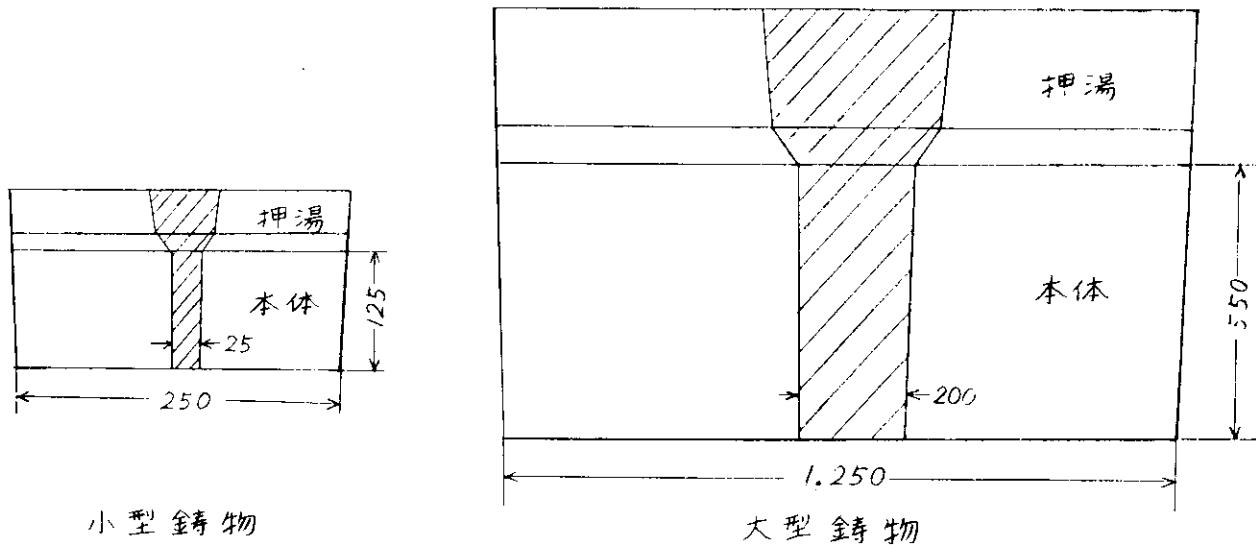


図 2.1.1 試験片素材寸法

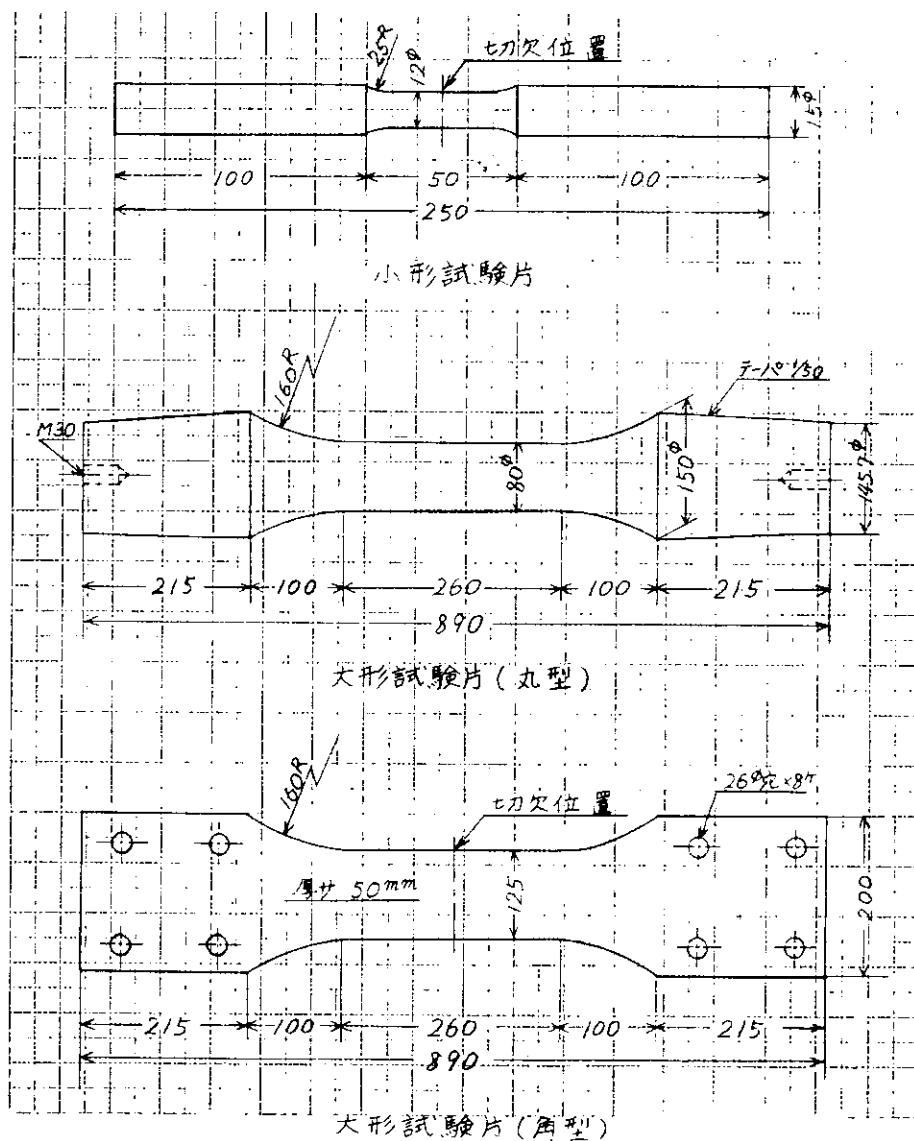


図 2.1.2 疲労試験片寸法

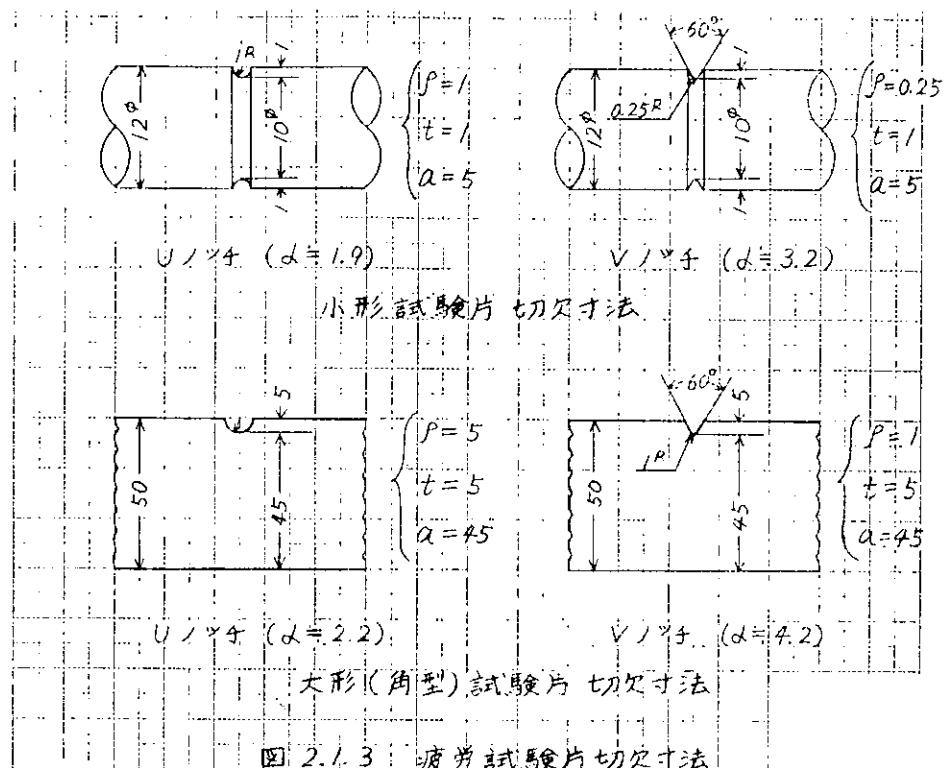
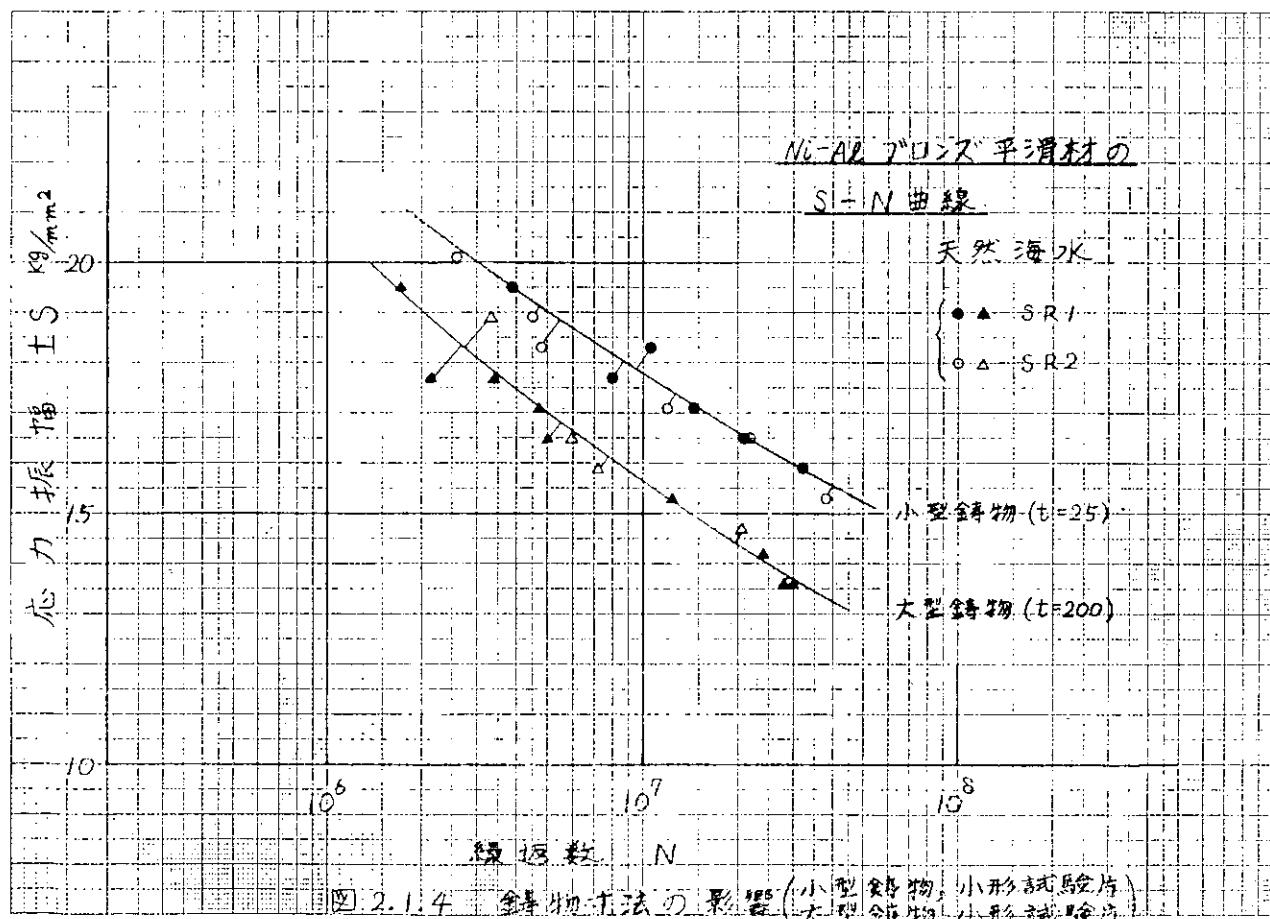
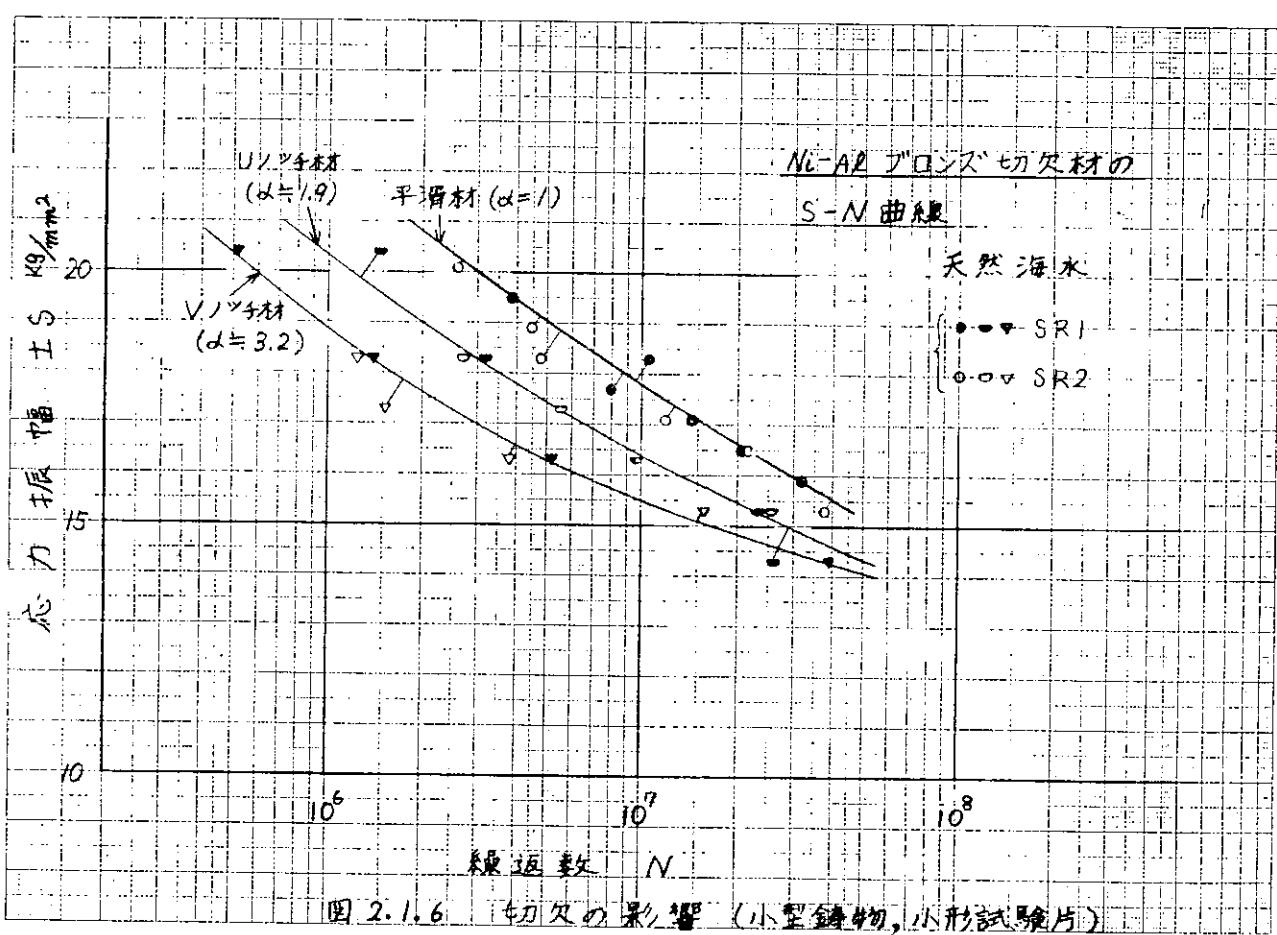
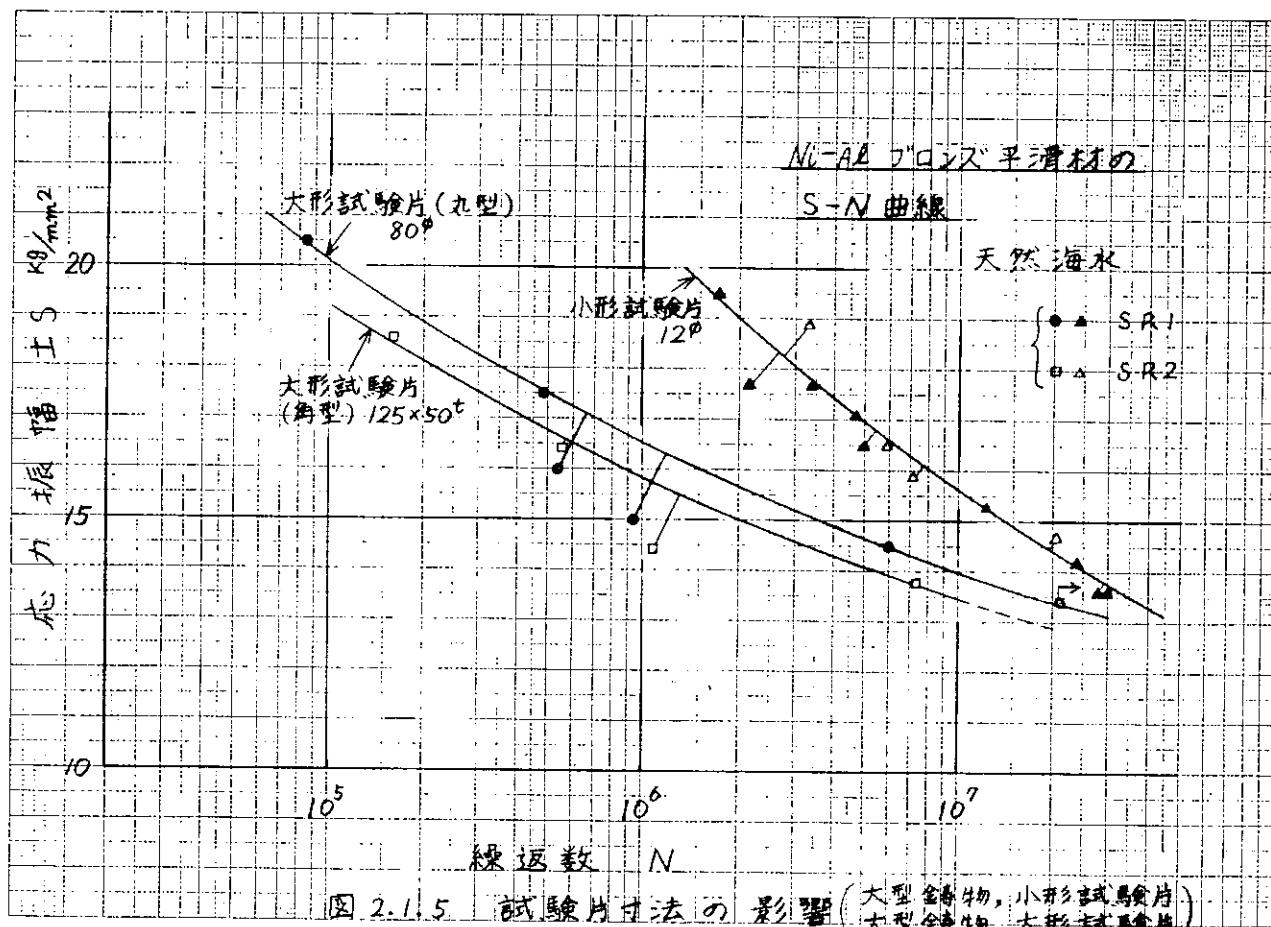
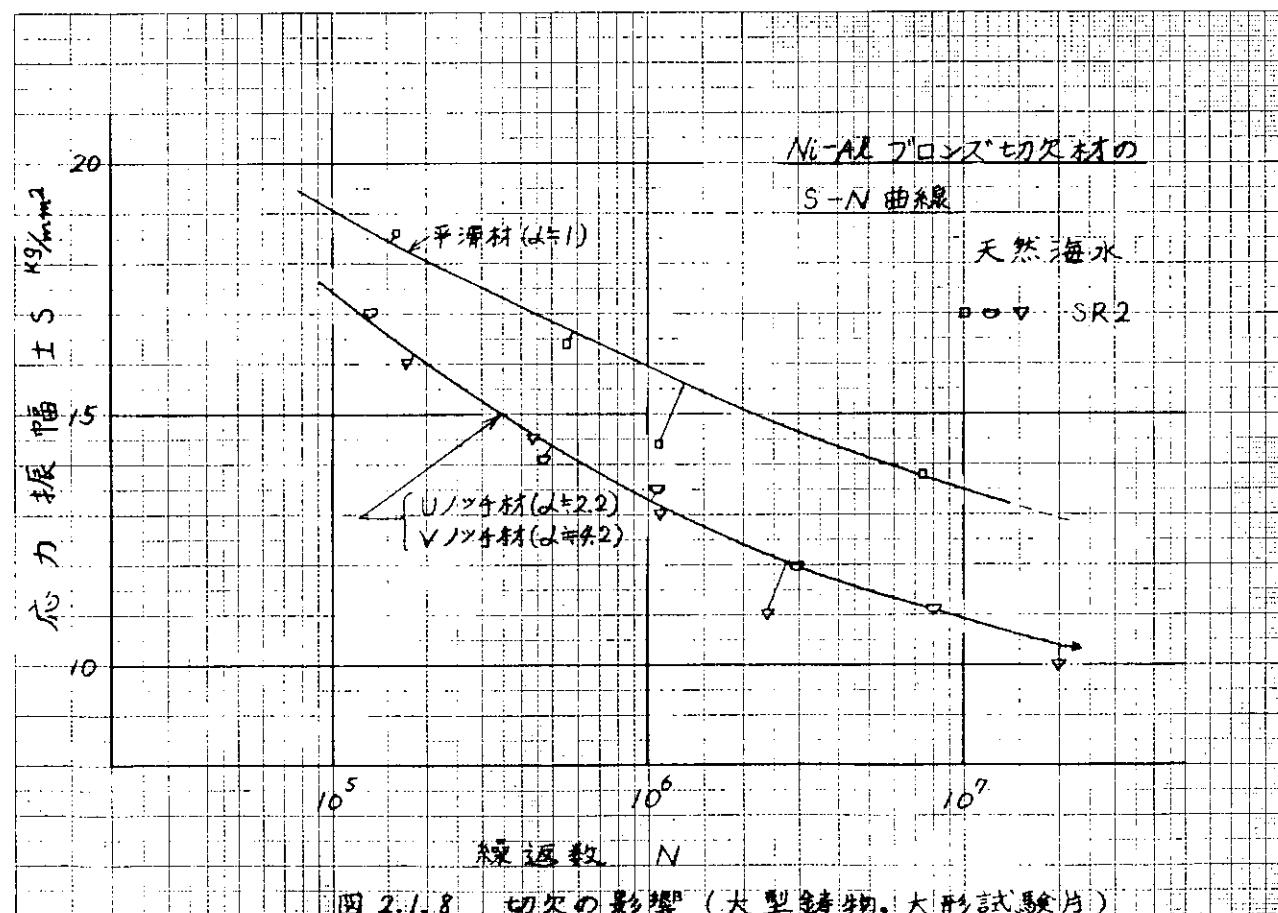
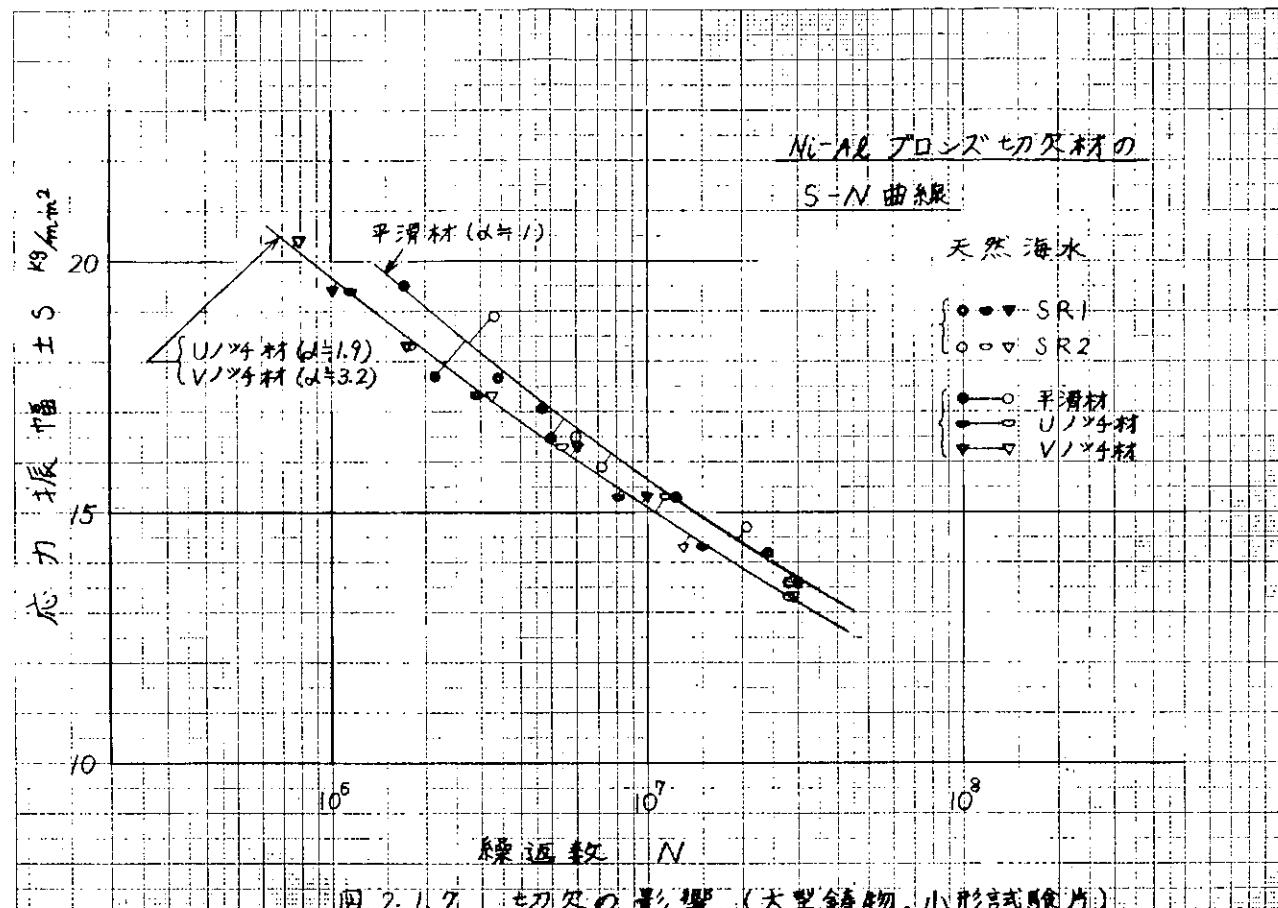


図 2.1.3 疲労試験片切欠寸法







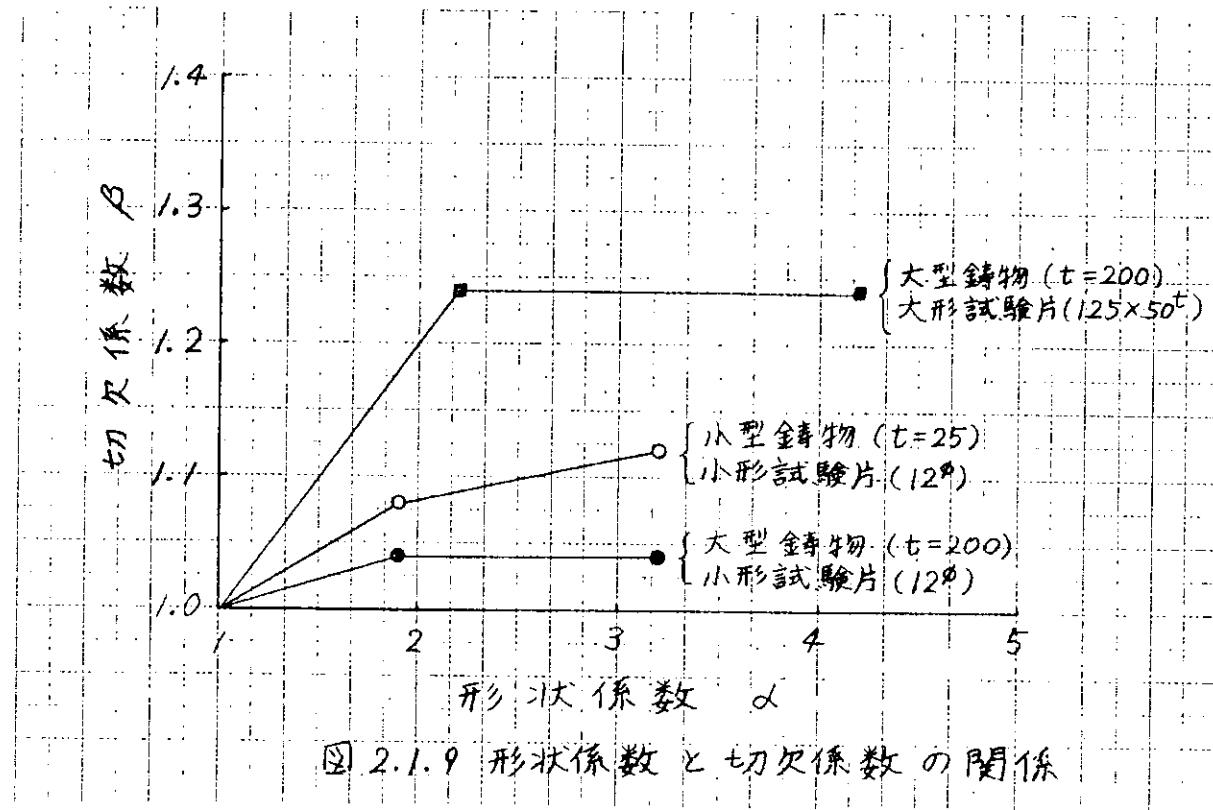


図 2.1.9 形状係数と切欠係数の関係

2.2 欠陥材からびにその補修材の腐食疲労強度の研究

プロペラ翼の折損は特殊な条件を除外すれば、一般には、腐食ピット、鋳造欠陥、溶接補修部の欠陥等を起因として疲労き裂が発生し、それが成長することにより、疲労破壊を起すものと考えられる。

そこで、本研究においてはプロペラ翼用材料であるニッケル・アルミニウム青銅材について、実体プロペラ翼の材料を使用して、自然欠陥材および溶接補修材について腐食疲労試験を行なうと共に、溶接補修後にピーニングあるいは応力除去焼鈍を施した場合についても、その効果について検討した。また、溶接補修部の残留応力の測定、破断面の肉眼観察、電子顕微鏡観察なども行なった。

2.2.1. 供試材

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ニッケル・アルミニウム青銅製プロペラ翼の、 $0.35 R$ 部分(R :翼の半径 3.4m, 内厚: 260mm)より採取したものであり、46年度に実施した疲労き裂伝ば試験に用いたものと同一の素材を使用している。試験片の採取は、疲労試験片、引張試験片とともにその長手方向がプロペラ翼の半径方向に一致するように切り出した。

供試材の化学組成を表2.2.1.に、その機械的性質を表2.2.2.に示す。引張試験は、直径7mm、標査距離25mmの引張試験片によって行なった。

2.2.2. 実験方法

(1) 疲労試験片

疲労試験片の形状・寸法は、図2.2.1.に示すとおりであり、幅35mm、板厚13mmの板状試験片である。本研究では、平滑、欠陥の他に溶接補修を行なった場合についても実験した。このように、溶接補修を行なった場合には、溶接部近傍に残留応力を生じるので、この残留応力を解放しないようにしなければならない。この場合、試験片が大きいほど有利であるが、試験機の容量に限度があるので、その容量内で許される最大の試験片形状を採用した。

疲労試験片の種類としては、試験条件に対応して次の様な種類の試験片を作成した。

平滑疲労試験片	・空気中、海水中疲労試験
欠陥材疲労試験片	・鋳造による自然欠陥 ・海水中疲労試験
溶接補修材疲労試験片	・TIG溶接 ・海水中疲労試験

ピーニングを施した溶接補修材疲労試験片	○溶接 + ピーニング ○海水中疲労試験
応力除去焼鈍を施した溶接補修材疲労試験片	○溶接 + 焼鈍 ○海水中疲労試験

欠陥材の疲労試験片は、図2.2.1に示す欠陥位置に、鋳造による自然欠陥が存在するように試験片を採取した。欠陥の試験片表面上の大きさは、1mm～4mm程度であった。一例を写真2.2.3に示す。

溶接補修材の疲労試験片は、図2.2.1に示す溶接位置に直径2mm、深さ1.3mmの穴を開け、そこに次の条件でTIG溶接した。

溶接条件：予熱 150°C 溶接棒： MG900 (1.2mmΦ)
アーケ電流 150A
アーケ時間 20秒

ピーニングを施した溶接補修材の疲労試験片を製作する時のピーニングは、次のようにして行なった。すなわち松村式衝撃疲労試験機に先端の直径が6mm程度のハンマー（重量5kg程度）を取り付け、そのハンマーによって、溶接補修材の疲労試験片を58mmの高さから50回たたいた。そのとき、試験片の表面には、ほとんどくぼみを生じなかった。

応力除去焼鈍を施した溶接補修材の疲労試験片は、450°C×4hr保持、その後、空冷という焼鈍条件によって製作した。

(2) 疲労試験装置

疲労試験機は1/2Tonの片振り曲げ疲労試験機であり、その繰返し速度は1300cpmである。試験装置の略図を図2.2.2に示す。その外観を写真2.2.1に示す。図2.2.2に示すように、試験片のつかみ部はベークライトを使用して、試験片と腐食液槽とを絶縁している。海水は、腐食液槽、貯液タンクなどを循環するようになっており、腐食液槽内の海水面はいつも一定の深さになるように調節されている。ここで、使用した海水は、長崎港外から採取したものである。試験片の負荷は、図2.2.2に示すように油圧によって駆動されるピストンによって行なわれている。

2.2.3. 腐食疲労試験

腐食疲労試験の結果を表2.2.3、図2.2.3～図2.2.5に示す。本実験では試験機の関係から、試験片を完全に破断させるまで実験を行なわずに試験片表面において、き裂が貫通する直前の状態で実験を終了した。この時の繰返し数を破損繰返し数とした。

図 2.2.3 は平滑材、欠陥材の疲労試験結果を示している。平滑疲労試験の結果を見ると、空气中試験と海水中試験の疲労強度は、ほとんど同じになつてゐる。寿命の長い部分では、海水中試験よりも空气中試験の方が疲労強度が若干低くなつてゐる。従来行なわれてゐるニッケル、アルミニウム青銅材の回転曲げ疲労試験では、本実験とは違つて、海水中疲労試験の疲労強度は、空气中疲労試験の場合よりも低かった。このような現象の原因は明らかでないが、試験方法のちがいによるものか、あるいは、流速の影響によるものと考えられる。回転曲げ疲労試験では試験片が回転しているので、海水中で試験すると試験片と海水との間には流速が生じる。一方、本実験のような平面曲げ疲労試験機ではこのような流速は生じない。

平滑疲労試験と欠陥材の疲労試験を比較すると、欠陥材の場合の疲労寿命は平滑材の場合の半分程度となつており、疲労強度は平滑材より 3 kg/mm^2 程度低い。欠陥材の疲労試験において、欠陥のサイズが大きい試験片は、図 2.2.3 に示した平均的な S-N 線よりも短い繰返し数で破損してゐる。

図 2.2.4 には、溶接補修材および応力除去焼鈍、ピーニング処理を施した溶接補修材の海水中疲労試験結果を示してゐる。図 2.2.5 は、上記の疲労試験結果をまとめたものである。溶接補修を行なった場合の疲労強度は、欠陥材の場合と同じ程度まで下がつており、溶接補修をしたままの状態に放置しておくことは、疲労強度に悪影響を与えることがわかる。この溶接補修材の疲労強度が低下を回復させるために、溶接による残留応力を取り除く目的で焼鈍を行なつた場合には、その疲労強度は平滑試験の疲労強度程度まで回復してゐる。圧縮応力を発生させる目的で、溶接補修材にピーニングを行なつた場合には、その疲労強度は、破損繰返し数の短いときには少し改善されるが、破損繰返し数の長いときには、溶接補修のままと同様な疲労強度となつてゐる。なお、ピーニングの条件が異なる場合には、その疲労挙動に差異を生ずるが、ここでは定量的には明らかにできなかつた。

2.2.4. 残留応力測定

溶接補修材の疲労試験片には、溶接による残留応力が発生してゐる。疲労試験においては、このような残留応力は平均応力をさらに大きくするものと考えられ、その影響によつて疲労強度が下がることが考えられる。以下に、溶接補修材、疲労試験片、応力除去焼鈍を施した溶接補修材、疲労試験片について測定結果を示す。

疲労試験片種類	残留応力値
溶接補修材	4.6 kg/mm^2 , 4.5 kg/mm^2
応力除去焼鈍を施した溶接補修材	2 kg/mm^2 , 3.5 kg/mm^2

測定方法：小型のストレイン・ゲージを溶接部に貼り布し、その周りをロータリーカッターによって切込んで、残留応力を解放させる。このとき、切込み深さは切込み間隔の40%程度とした。

ゲージ：東京測器製，G.L. = 0.2 mm

本実験の溶接補修材の疲労強度は、平滑材の疲労強度と比べてある程度低下しているが、大きな低下はしていない。この原因としては、上に示したように溶接部の残留応力が小さかったことが考へられる。これは、試験片が小さかつたために、溶接時に発生した熱ひずみが完全に拘束されなかつたものと考えられる。実際のプロペラ翼の場合にはさらに大きな残留応力が生じることが予想されるので、溶接補修部の疲労強度は一層低下すると予想される。応力除去焼鈍を施した溶接補修材の場合には、残留応力が残っているにもかかわらず、疲労試験では、平滑材の疲労強度程度まで回復しているが、この原因は明らかではない。

2.2.5 疲労試験片の表面・破面観察

(1) 欠陥材疲労試験片の表面・破面観察

平滑疲労試験片、欠陥材疲労試験片の観察結果を写真2.2.2、写真2.2.3に示す。写真2.2.3の欠陥材の疲労試験片には、主要な欠陥が3つほど存在しており、それぞれの欠陥より疲労き裂を発生している。破面写真においても3ヶ所から発生している様子がわかる。これらの疲労き裂は、最終的には、結合して破断に至っている。破面の状態は欠陥材の場合には非常に凹凸が激しい。また、写真2.2.3の場合には破面状況写真の右下に見られるように、表面に出でる欠陥の他に、内部にも欠陥が存在している。欠陥材の場合にはこのような例が多かった。一方、平滑疲労試験片の破面は、写真2.2.2に示すように、余り凹凸のない破面となっている。

(2) 溶接補修材疲労試験片の表面・破面観察

溶接補修材疲労試験片の観察結果を写真2.2.4に示す。試験片表面の中央部に薄く丸く見えているのが溶接部であり直径が5mm～6mm程度、一番深い所の深さが1.8mm程度である。疲労き裂は、写真(b)の破面写真からわかるように溶接部が起立となっている。写真(b)において、黒くなっている部分が疲労によって破壊した部分であり、海水中において試験したために腐食されている。この写真からわかるように、疲労き裂は溶接部より放射状に成長しており、き裂先端の形状は半楕円形状をしている。疲労破面のうち、母材部分の破面は少し凹凸があり、ざらざらしているが、溶接部の破面は平滑になつておらず、少し特異な破面となっている。

試験片表面におけるき裂発生位置については、溶接補修材の場合には、ほ

んどの試験片が写真 2.2.4 に示すような位置（溶接部の左側）にき裂を発生した。一方、応力除去焼鉈を施した溶接補修材、ピーニングを施した溶接補修材の場合には、き裂の入った位置は、溶接部の左側、右側、中心に分かれた。

2.2.6. 破面の電子顕微鏡観察

プロペラ翼の折損事故が起きた時に、その原因を追求し対策を立てるためには破面の観察を行なうことは重要な手段である。破面観察の手段としては、肉眼観察、光学顕微鏡の他に、近年、電子顕微鏡が使われるようになってきた。電子顕微鏡としては、主に透過型電子顕微鏡が使われていたが、最近は走査型電子顕微鏡も使われている。透過型電子顕微鏡の場合には、破面を、直接、見るのはなく、破面のレプリカフィルムをとり、それを観察するので、観察資料の作成に時間がかかると共に、実際の破面とレプリカ・フィルムの破面が違つてくる可能性がある。一方、走査型電子顕微鏡は、試料に電子線を投射して、試料から放出される二次電子をとり出して、その像を観察するので、試料の作成（実物そのままより）が容易に出来ると共に、時間も少なくて済む。その他、走査型電子顕微鏡は、光学顕微鏡と異なり、焦距深度がきわめて深りので凹凸の激しい破面でも観察可能である。

(1) 平滑疲労試験片（空气中）の場合

写真 2.2.5. は、空气中で実験した平滑疲労試験片の破面電子顕微鏡写真である。この破面は走査型電子顕微鏡によって観察されたものである。(a), (b)は、疲労破面の中で中間段階のストライエーションを写したものであり、それぞれ 1000 倍、3000 倍の写真である。ここで、疲労き裂の成長方向は写真の左から右である。写真からわかるように、ストライエーションの形状は弓状になつており、1 つのブロックのストライエーションは両端を引きずられるように形成されている。写真 2.2.5 (c), (d)にも、同じように、ストライエーションが観察される。これらは、疲労破面の最終段階の部分を写したものであり、写真(a), (b)の場合よりもストライエーションの間隔が広くなっている。これらの写真にみられるストライエーションは弓状をしていて、前年度研究の疲労き裂伝ば試験の場合には、直線的なストライエーションが多かった。写真(e)は、へき開破壊を起している破面をとったものである。このように、一部ではへき開破面リバーパタン形状など脆性破壊的な破面も見られた。本実験に使用したニッケル・アルミニウム青銅の鋳物材の場合には、ストライエーションは少しの部分にしか見られなかった。これは、鋳物材料の特徴であると思われ、鍛造材では、ストライエーションの部分は、この場合よりも多いと考えられる。

(2) 欠陥材の疲労試験片（海水中）の場合

写真 2.2.6. に海水中で実験した欠陥材の疲労試験片の破面電子顕微鏡写真を示す。(a)は主き裂より分れた分岐き裂の様子を示している。この写真は 100 倍

で撮影したものであるが、走査型電子顕微鏡の場合には、この程度の倍率でも破面状況をはっきりつかむことが出来る。本実験は、海水中で行なわれた為に破面がかなりひどく腐食されている。写真 2.2.6 (b)は、その様子を示したものであり、一面にスケールが付着しているのがわかる。このように腐食が激しいために、本試料では空気中試験に見られたようなストライエーション、脆性破面などは判別出来なかった。本実験のような場合に、走査型電子顕微鏡を使用してもっと倍率を上げて観察するときには、金などを蒸着して観察する必要がある。

(3) 破面観察における走査電顕と透過電顕の比較

以上の写真は全て走査型電子顕微鏡によって観察されたものである。写真 2.2.7 は、前年度の空気中疲労き裂伝ば試験で行なった透過型電子顕微鏡観察による破面写真である。(a)の写真はストライエーションを写したものであり、(b)の写真は脆性破面を示している。これらの写真を見ると、走査電顕による破面は、透過電顕による破面よりも立体感に富んでいることがわかる。一方、透過電顕の写真は走査電顕の写真より、はっきりしている。すなわち、分解能の卓では走査電顕よりも透過電顕の方がすぐれている。(b)の写真では、領域がはっきり 2 つに分かれている。このような破面はニッケル・アルミニウム青銅材の組織にもとづくものであり、右上の部分は α 相、左下の部分は β 相である。 β 相は析出物であり、写真からわかるように、脆性破壊破面にみられるリバーハン形状を示している。

2.2.7 まとめ

プロペラ翼用材料であるニッケル・アルミニウム青銅材について、実体プロペラ翼の材料を使用して、平滑疲労試験（空气中、海水中）、欠陥材疲労試験（海水中）、溶接補修材疲労試験（海水中）、応力除去焼鈍およびピーニングを施した溶接補修材疲労試験（海水中）を行なった結果、次のような事項が明らかになった。すなわち、

(1) 本実験で行なった片振り平面曲げ疲労試験においては、平滑材の空气中、海水中の疲労強度はほとんど同じになった。欠陥材の疲労強度は平滑材の疲労強度より 3 割程度落ちている。溶接補修を行なった場合の疲労強度は、欠陥材と同程度まで下がっており、溶接補修をしたままの状態に放置しておくことは、疲労強度に悪影響を与える。この疲労強度の低下を回復するために、焼鈍を行なった場合には、その疲労強度は平滑材の疲労強度まで回復した。一方、ピーニングの効果は、本実験では確認するに至らなかった。

(2) 疲労試験片の破面観察を行なったところ、欠陥材の場合には、表面に出ている欠陥の他に、内部にも欠陥が存在しており、非常に凹凸の激しい破面となっている。溶接補修材の場合には、溶接部を起因として疲労き裂が発生してお

り、疲労破面のうち、母材部分の破面は少し凹凸がありざらざらしているが、溶接部分の破面は平滑になつており、少し特異な破面となつている。

上記の肉眼観察の他に、走査型電子顕微鏡によつて破面観察を行なつたところ、疲労破面特有の破面形態であるストライエーションはあまり多く見られず一部には、へき開破面、リバーパタン形状など脆性破壊的な破面も見られた。海水中で疲労試験を行なつた時の破面は、腐食が激しきために、ストライエーション、脆性破面などは判別出来なかつた。

表2.2.1 化学組成(%)

	Cu	Al	Fe	Ni	Mn	Pb	Sn	Si	Zn
JIS H5114 Al BC3	7.8 以上	8.5~ 10.5	3.0~ 6.0	3.0~ 6.0	1.5 W/T				
供試材	80.14	9.60	5.15	4.27	0.04	0.02	0.03	0.04	0.40

表2.2.2 機械的性質

0.2%耐力 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	真破断流力 (kg/mm ²)	伸び (%)	繰り (%)	ヤンク率 (kg/mm ²)
18.1	52.3	66.9	22.8	21.8	11800
17.9	51.7	65.9	22.0	21.5	12800
17.0	52.6	67.7	24.4	22.3	12700
17.3	51.8	67.3	22.0	23.0	12500
17.2	52.3	66.9	22.8	21.8	12500
17.6	51.7	66.2	20.0	21.8	12200

表2.2.3 疲労試験結果一覧表

種類	試験片番号	片振れ 曲げ応力 \uparrow (kg/mm^2)	繰返し数 N	結果
平滑 疲労 試験	CB3-	29.7	7.36×10^5	破損
	CA3-1	26.7	1.972×10^6	破損
	CA3-4	24.1	2.672×10^6	破損
	CA1-3	21.0	1.2214×10^7	破損
	CA3-3	19.2	7.315×10^6	破損
	CA3-5	19.1	1.9838×10^7	破損
	CB2-4	18.8	2.3067×10^7	破損せず
海水 中	CA2-2	30.0	9.69×10^5	破損
	CA2-3	25.3	2.146×10^6	破損
	CB2-1	24.0	2.185×10^7	破損せず
	CA3-2	21.3	1.0904×10^7	破損
	CB3-1	20.0	2.028×10^7	破損せず
	CB2-3	19.0	2.3874×10^7	破損せず

種類	試験片番号	片振れ 曲げ応力 Γ (kg/mm^2)	繰返し数 N	結果
欠陥材疲労試験	KCB7-1	30.3	3.12×10^5	破損
	KCA6-1	28.0	5.66×10^5	破損
	KCB7-2	26.0	9.35×10^5	破損
	KCA2-2	24.0	2.483×10^6	破損
	KCA5-2	22.8	2.963×10^6	破損
	KCA7-1	22.2	1.142×10^6	破損
	KCA5-1	20.1	3.295×10^6	破損
	KCB -1	18.0	9.42×10^6	破損
	KCA7-2	17.0	2.2061×10^7	破損せず
	KCB5-2	16.0	2.2255×10^7	破損せず
	KCB4-1	14.0	2.0315×10^7	破損せず

種類	試験片番号	片振れ 曲げ応力 Γ (kg/mm^2)	繰返し数 N	結果
溶接補修材疲労試験	CA5-3	28.7	6.38×10^5	破損
	CB1-5	27.0	1.484×10^6	破損
	CA6-3	25.2	3.122×10^6	破損
	CB-12	22.8	3.934×10^6	破損
	CA5-2	22.8	3.465×10^6	破損
	CB5-3	21.2	2.956×10^6	破損
	CA6-2	19.0	5.756×10^6	破損
	CA4-6	17.5	1.1795×10^7	破損
	CB5-6	17.0	2.1697×10^7	破損せず

種類	試験片番号	片振れ 曲げ応力 σ (kg/mm ²)	繰返し数 N	結果
溶接補修材を疲労試験した	HCA4-3	28.9	7.71×10^5	破損
	HCA7-6	26.5	2.902×10^6	破損
	HCA6-4	23.0	3.538×10^6	破損
	HCA4-4	21.7	1.026×10^7	破損
	HCB5-4	20.3	1.7112×10^7	破損
	HCB7-4	19.8	1.2542×10^7	破損
	HCA4-5	19.5	2.3211×10^7	破損せず

種類	試験片番号	片振れ 曲げ応力 σ (kg/mm ²)	繰返し数 N	結果
溶接補修材を疲労試験した	PCB5-1	26.5	1.469×10^6	破損
	PCA7-1	25.0	2.129×10^6	破損
	PCB1-6	23.1	2.689×10^6	破損
	PCB7-2	21.0	9.982×10^6	破損
	PCA7-3	19.0	7.807×10^6	破損
	PCA6-1	18.1	9.959×10^6	破損
	PCB6-2	18.0	1.2829×10^7	破損
	PCA4-2	17.1	9.761×10^6	破損

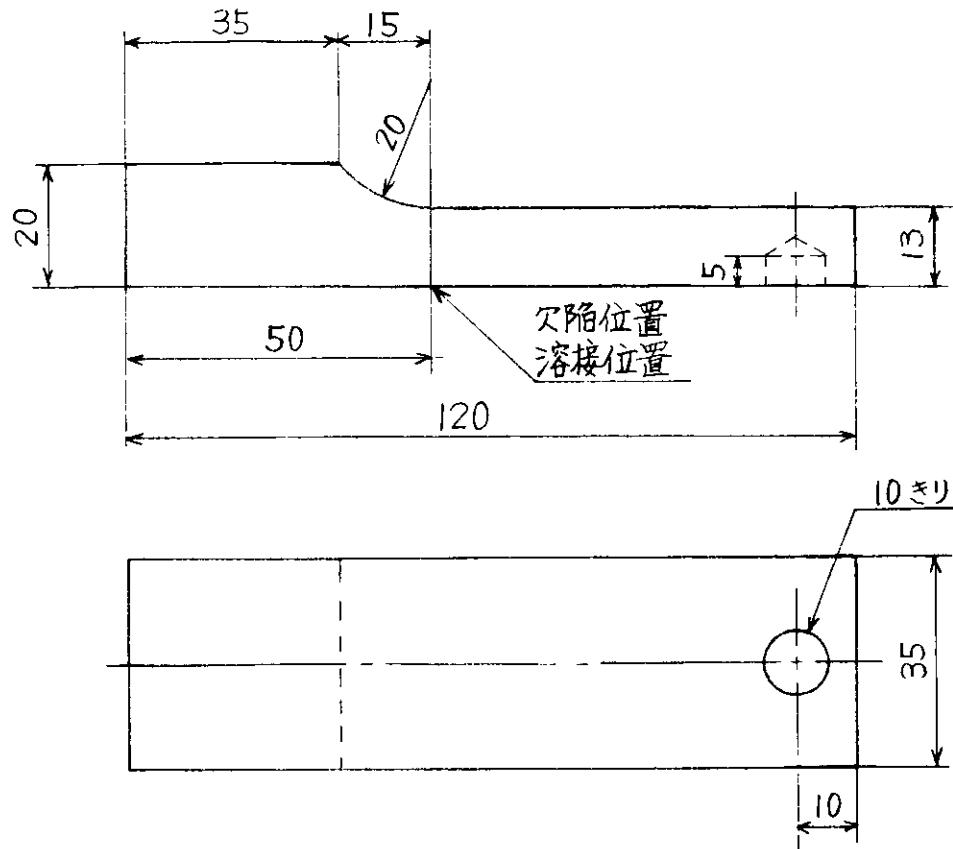


図 2.2.1 疲労試験片形状寸法

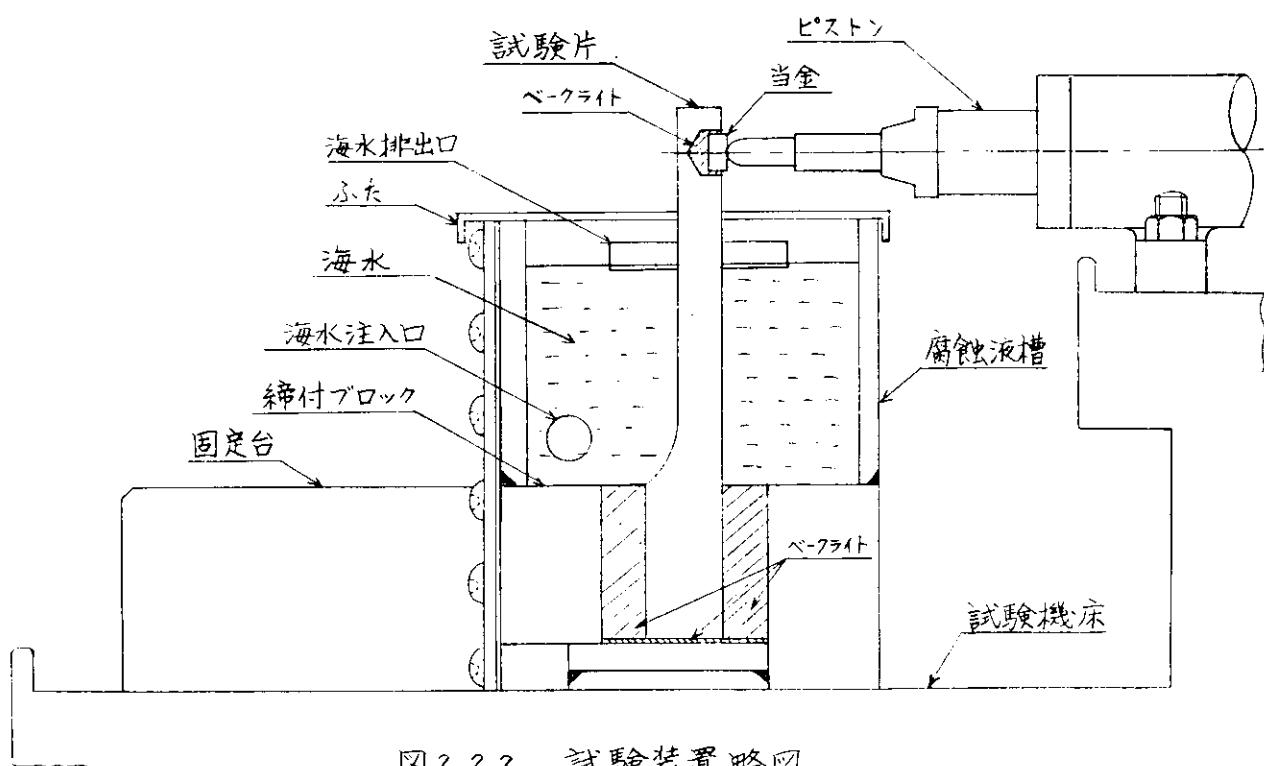
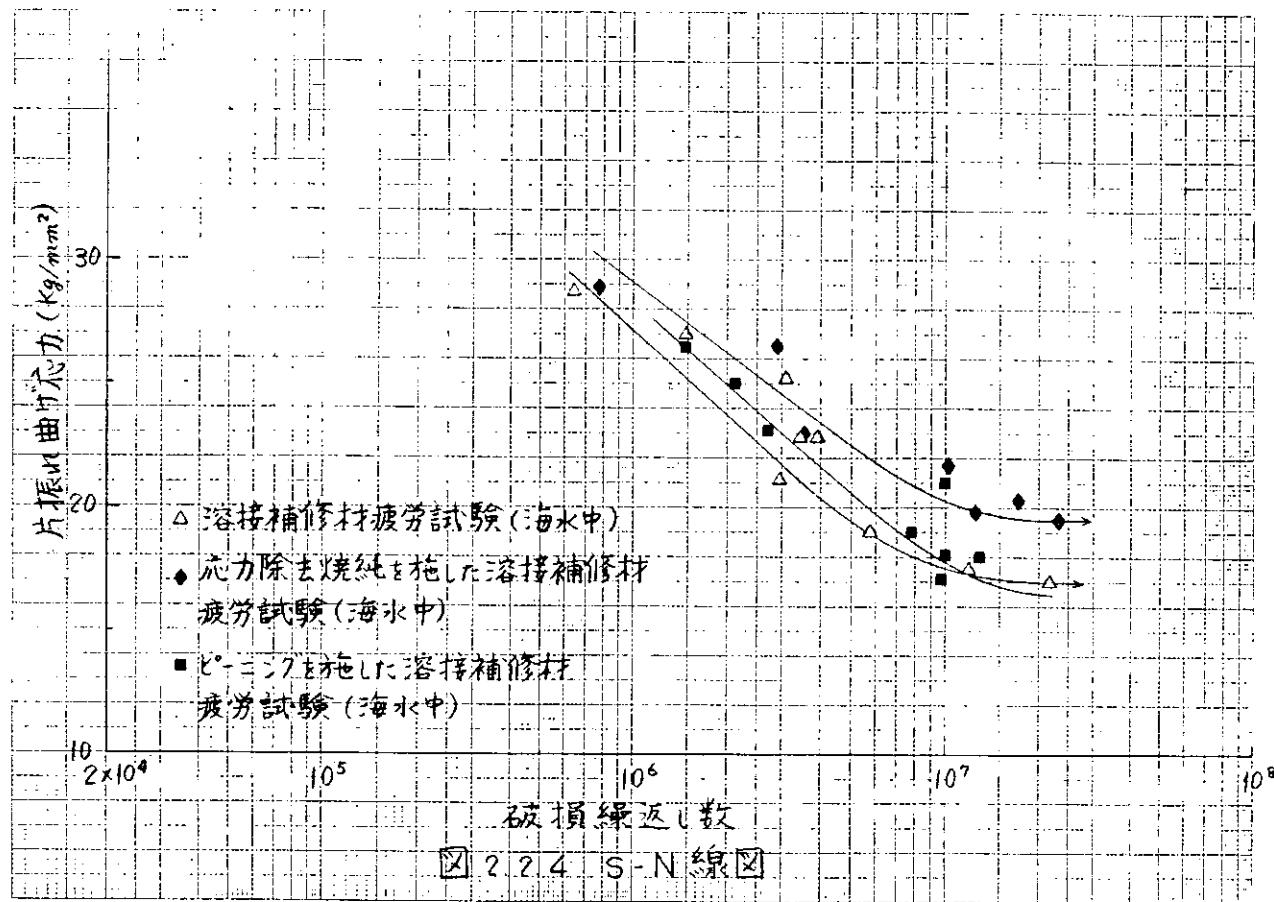
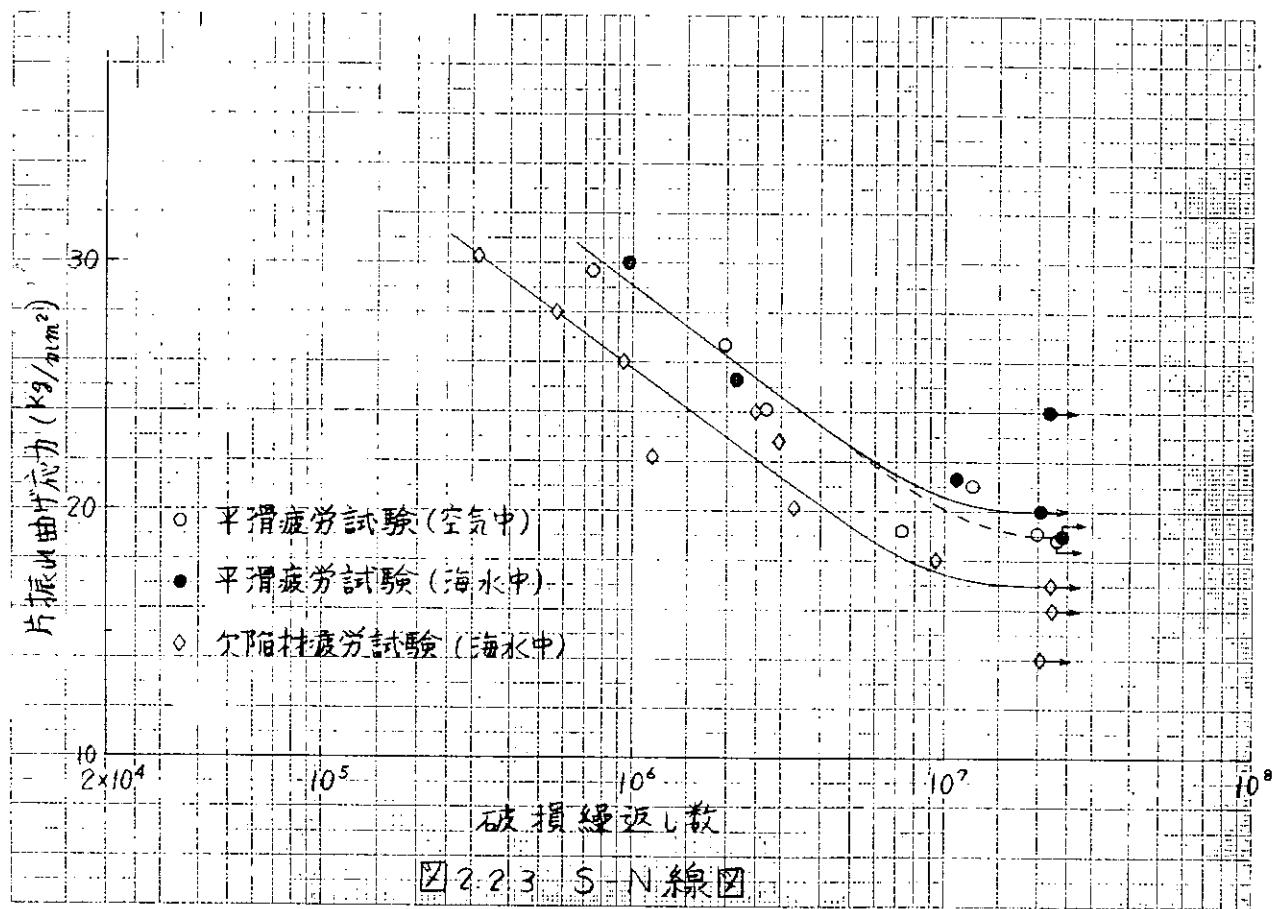
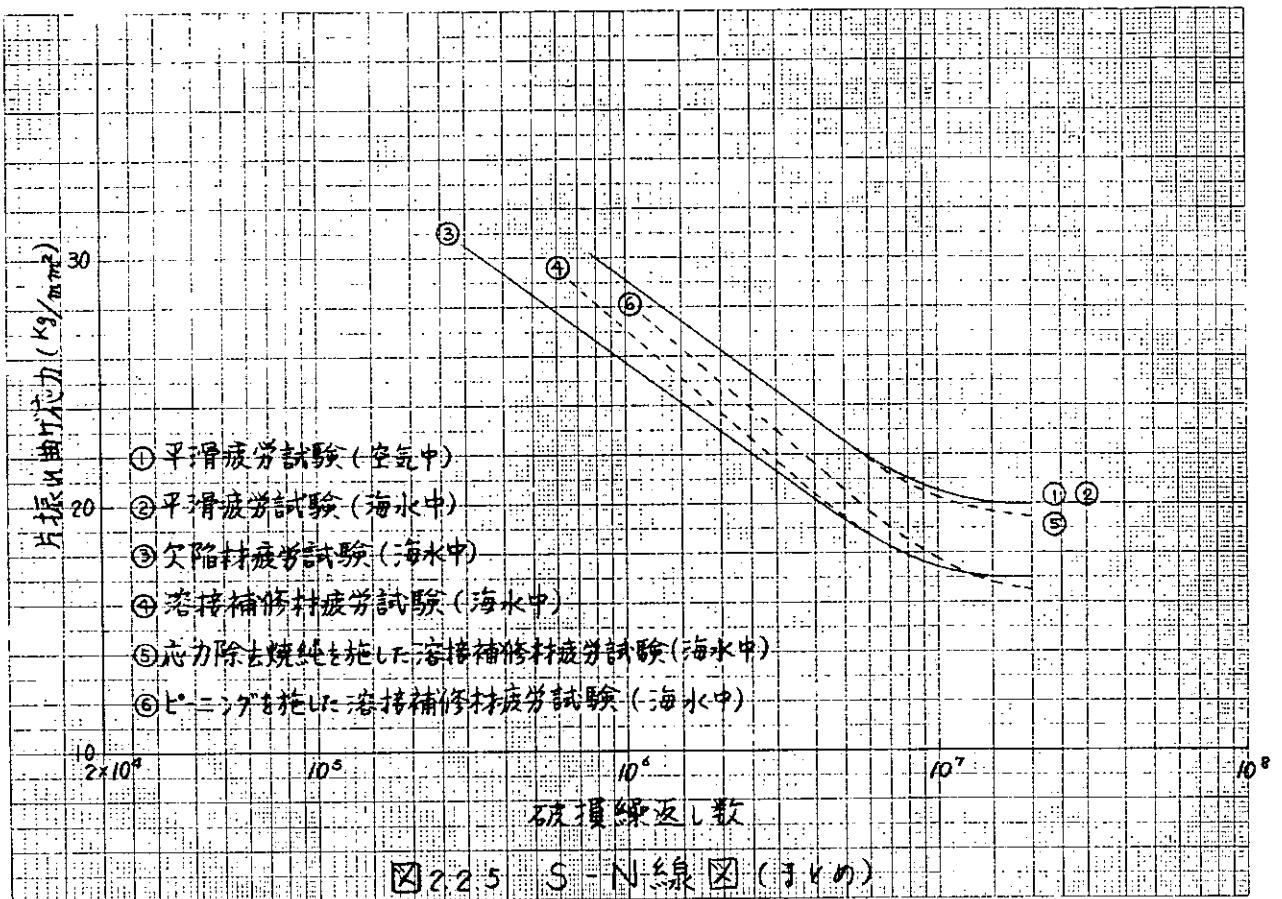


図 2.2.2 試験装置略図





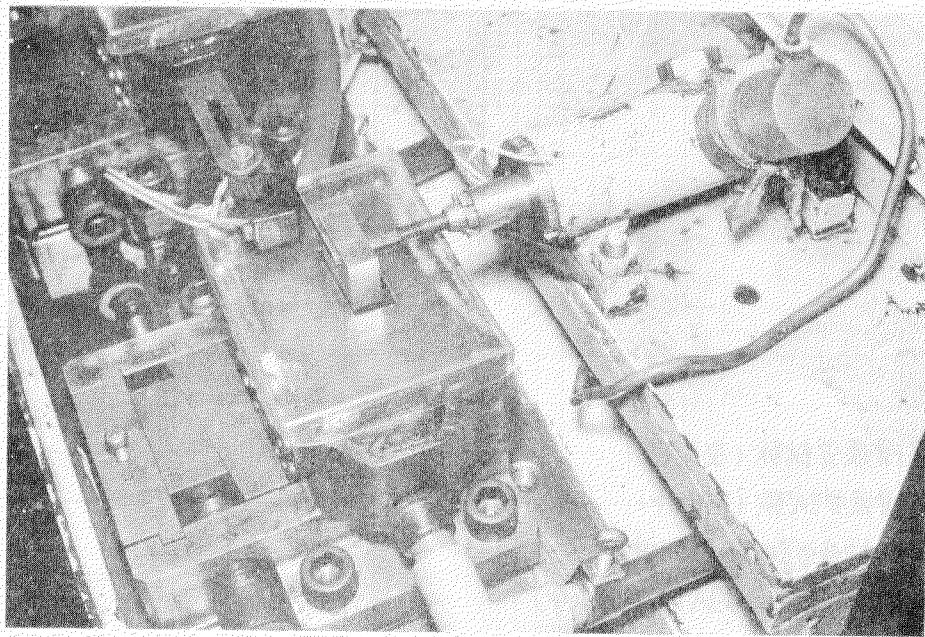


写真 2.2.1 試験装置外観

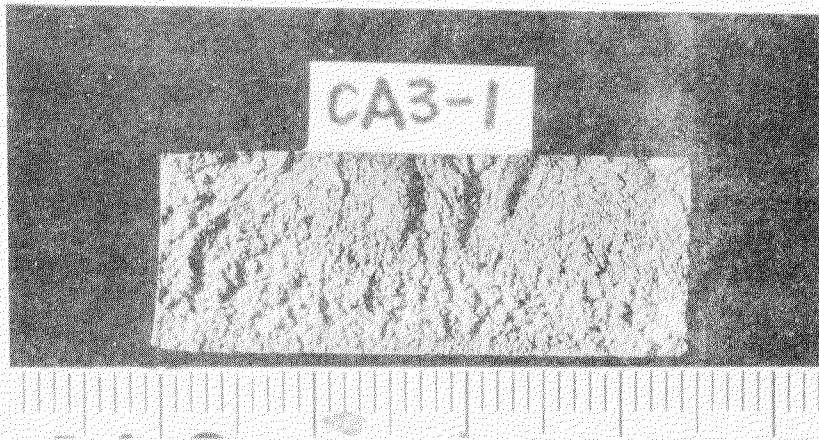
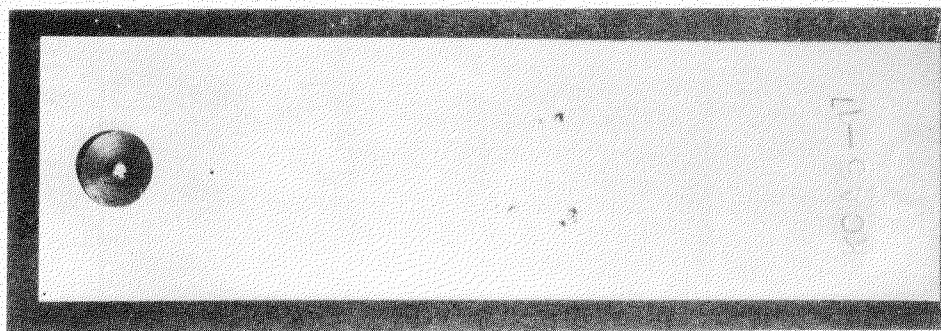
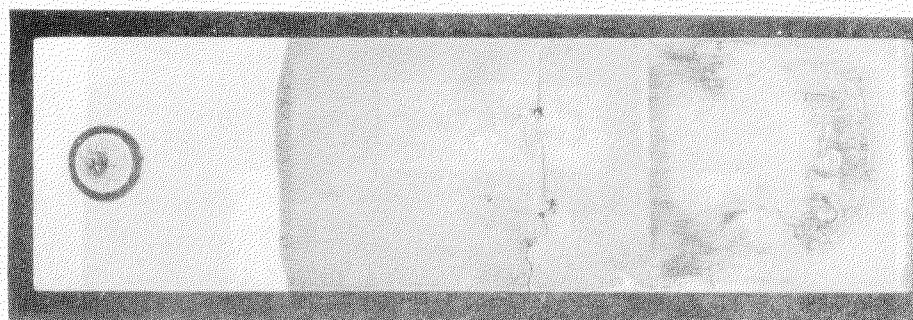


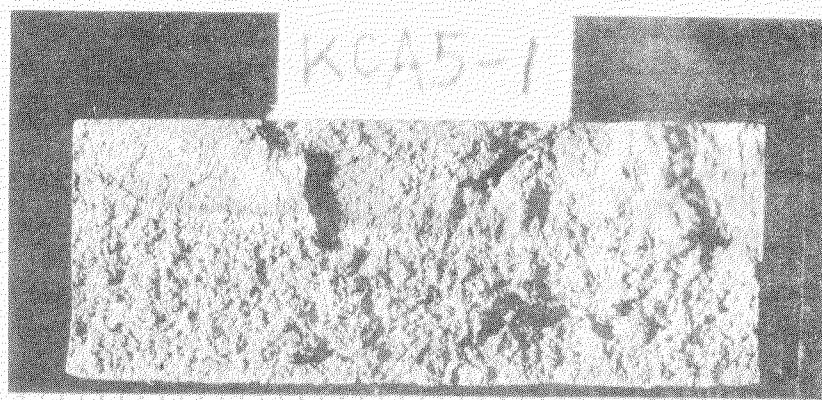
写真 2.2.2 平滑疲労試験片の破面状況
試験片 NO. CA3-1



(a) 疲労試験前の表面状況

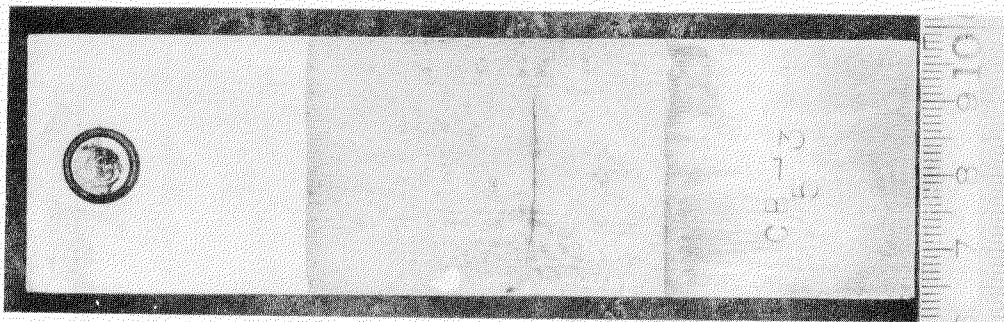


(b) 疲労試験後の表面状況



(c) 破面状況

写真 2.2.3 欠陥材疲労試験片の表面・破面状況
(試験片 NO. KCA5-1)

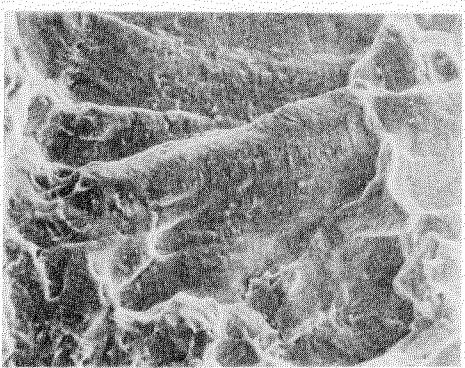


(a) 表面状況

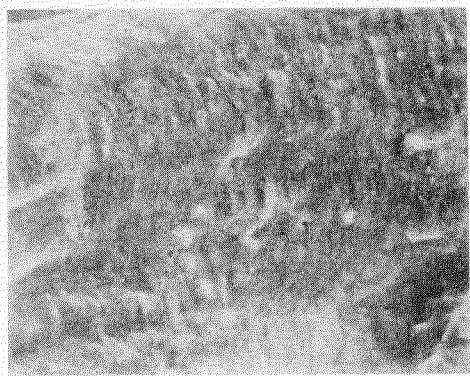


(b) 破面状況

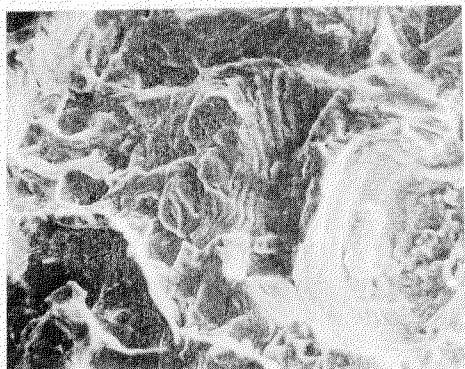
写真2.2.4 溶接補修材疲労試験片の
表面・破面状況
(試験片NO.CB5-3)



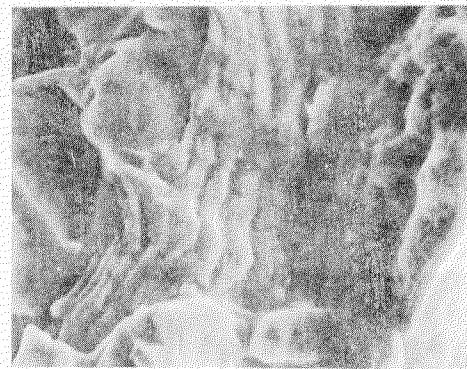
(a) 1000倍



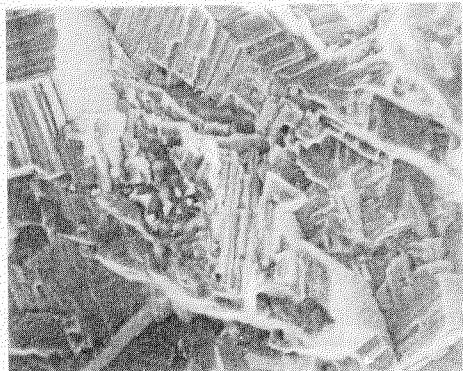
(b) 3000倍



(c) 1000倍

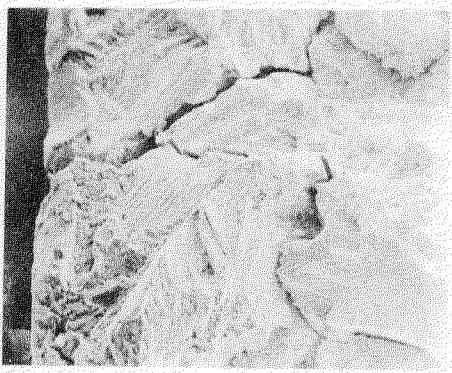


(d) 3000倍

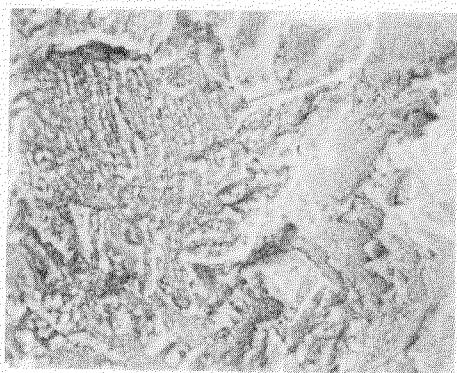


(e) 1000倍

写真 2.2.5 平滑疲労試験片(空气中)の破面電子
顕微鏡観察(走査型電子顕微鏡)
(試験片NO. CA3-3)



(a) 100倍

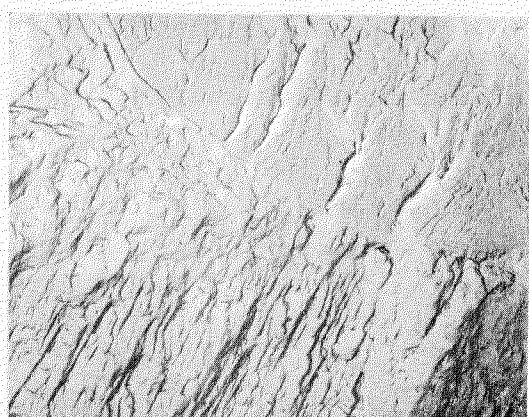


(b) 300倍

写真2.2.6 欠陥材の疲労試験片(海水中)の破面電子顕微鏡観察(走査型電子顕微鏡)
(試験片NO. KCA2-2)



(a) 5000倍



(b) 3000倍

写真2.2.7 破面の透過型電子顕微鏡観察、
空气中き裂伝ば試験

2.3 腐食環境下の疲労亀裂進展に及ぼす応力勾配の影響の研究

プロペラ翼表面の溶接補修部の欠陥あるいは、鋲巣、キズ等の欠陥部に発生した微細な疲労亀裂が作動中のプロペラ翼に生ずる変動応力によって進行伝播し全面的に拡大して破断に至る場合と、いったん発生した疲労亀裂がそのまま停止して破断に至らない場合がある。これは、疲労亀裂の発生した欠陥部等の応力状態によると考えられるが、一般には、前者は欠陥部等の応力集中係数のが低く応力分布の傾斜がゆるい場合に起り、後者は応力集中係数のが高く応力傾斜が急な場合に起ると考えられる。

そこで、本研究では大形船用プロペラ材であるニッケル・アルミニウム・フロンズについて、大形角板試験を使用し応力集中係数が一定であるが応力勾配の異なる3種の円孔切欠きを持つ試験片について空気中および腐食環境下で繰返し曲げ疲労試験を行い、疲労亀裂の発生およびその進展、破断特性に及ぼす応力勾配の影響を検討した。また、溶接補修を行った試験片について同様に疲労試験を行っていない溶接補修部の切欠きとしての等価性を検討することとした。

2.3.1 供試材

供試材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ニッケル・アルミニウム・フロンズ(JIS H5114, ALBC3)を使用した。

素材の鉄造は下側からの押上げ法をとり、 $350\text{mm} \times 130\text{mm}$ の高さ 350mm を持つ鋳塊を作成し、鋳塊を水平方向に切削し、1個の鋳塊より5枚の試験片用加工素材をつくり出した。試験片素材は約 $350\text{mm} \times 130\text{mm} \times 70\text{mm}$ である。

供試材の化学組成を表2.3.1に、別取り材により得られた機械的性質を表2.3.2に示す。また、顕微鏡組織を写真2.3.1に示す。

表2.3.1 供試材の化学成分(%)

	Al	Fe	Ni	Mn	Cu
供試 ALBC3	9.37	4.85	4.79	0.82	80.17
JIS ALBC3	8.5~10.5	3.0~6.0	3.0~6.0	1.5以下	78以上

表2.3.2 供試材の機械的性質(別取り材の引張試験結果)

	引張り強さ kg/mm ²	伸び %	かたさ HB
供試 ALBC3	68.9	26.0	174 (10/3000)
JIS ALBC3	60以上	15以上	150以上 (10/1000)

2.3.2 実験方法

(1) 疲労試験片

切欠き疲労試験片の寸法、形状は図2.3.1に示すとおりである。供試部断面は、90mm(幅)×36mm(厚さ)で供試部中央が最小断面になるように両側を円弧で切込んでいる。切欠きとして供試部中央に表2.3.3に示す3種の直徑の円孔をあけたものを準備し供試材とした。

表2.3.3 切欠き円孔の径

切欠き円孔径(d)	試片幅(B)	試片厚さ(t)	d/B	d/t	応力集中係数α
1.0 ^Φ	90	36	0.011	0.028	3
3.5 ^Φ	90	36	0.039	0.097	3
6.0 ^Φ	90	36	0.067	0.167	3

円孔の径dに対する板の幅Bおよび板の厚さtを共に考慮し、曲げモーメントをうける場合の応力分布状態の厳密解はないものとこころないが、表2.3.3に示すように板厚(t)、板幅(B)に対して円孔が小さいときには、板の両表面層は近似的に単純な引張りおよび圧縮の状態として考えることができる。この時の解はx軸方向を一様引張応力(圧縮応力) σ_0 の状態とし、y軸方向を板幅の方向とすると、式(2.3.1)で与えられ、最大応力場での応力集中係数は $\alpha = 3$ となる。

$$\sigma_x = \frac{\sigma_0}{2} \left(1 + \frac{d^2}{4y^2} \right) - \frac{\sigma_0}{2} \left(1 + \frac{5d^4}{16y^4} \right) \cos 2\theta, \quad \theta = \frac{\pi}{2} \quad (2.3.1)$$

ただし、yは円孔中心からの距離である。図2.3.2にそれぞれの切欠き円孔に対する応力分布状態をしめす。

試験片は切欠き円孔を加工後、表面を紙やすりで研磨し、最終的に#1500の紙やすりで仕上げた。円孔切欠き部より発生した亀裂の長さの測定は金属顕微鏡による写真撮影あるいは、スコープ法にて亀裂をコピーし読み取り顕微鏡にて測定するなどの方法をとった。

溶接補修材の疲労試験片の寸法、形状は、図2.3.3に示すとおりである。供試部に図2.3.3に示すように深さ12mm、幅17mm、長さ32mmのミヅを加工し次の条件で、TIG法にて溶接補修を行なった。

溶接条件

溶接棒 NW5(三菱金属製、JISZ23231, DCuAlNi相当品)

溶接電流 250A

予熱 150°C~200°C

アルゴンガス流量 13 l/min

溶接は、各試験片とも5層盛りで5回行こない各層ごとに溶着層が完全にかたまらない前にハンマーで一様に叩きピーニングを行なった。また、溶接の際に試片の変形を防ぐため図2.3.4に示す方法で試片を拘束しながら溶接を行

こなった。溶接後、盛り上がった溶接金属は機械加工で削除し母材と同一平面に仕上げ、メッシュ番号360番から1500番までの紙やすりで研磨し供試試験片とした。また、いずれの試験片の溶接補修部表面にも空孔などの欠陥は観察されなかった。

(2) 疲労試験装置

使用した疲労試験機は、シェンク共振式大形わじり疲労試験機Torsator3000である。荷重は、曲げ疲労試験用アタッケメントを使用し繰返し曲げとした。その繰返し速度は2000cpmである。また、海水腐食疲労に使用した腐食液は3%の食塩水とし、海水の代用とした。

2.3.3 実験結果

円孔切欠きを持つ試験片および溶接補修した試験片についての実験結果を以下に報告する。

(1) 切欠き材疲労試験

円孔切欠きを持つ試験片の疲労試験結果の一覧を表2.3.4に示す。切欠き円孔径 $d=1.0\text{ mm}$ の試験片H-4, H-5の破断状態は、切欠き部以外から発生した亀裂が円孔切欠き部を起点として発生しに亀裂に優先して進展し破断にいたった。図2.3.5はS-N曲線を示す。同図と、平滑材のS-N曲線は昭和46年度に同一材料の大形角板試験片で行なった海水滴下疲労試験によって得られたものであるが、小形角板試験片による空気中と海水滴下疲労試験の比較によると、両者の差はほとんどないため、空気中における疲労試験結果と同等と考えて差しつかえないと思われる。

表2.3.5はS-N曲線より求めた切欠き試験片の繰返し数 10^7 回における疲労限度および切欠き係数 β を示している。同表における応力勾配 Γ は次式にて得られるものである。

$$\Gamma = -(\frac{1}{\sigma_{max}}) / (\frac{d\delta_x}{dy})_{y=d} \quad (2.3.2)$$

式(2.3.1)を上式に代入すると、直径 d の円孔切欠きでは、 $\Gamma = 14/3d$ となる。図2.3.6は応力集中係数 $\alpha = 3$ で一定であるとき、円孔切欠き径 d と切欠き係数 β との関係を示したものであるが、同図によると $d=1.0\text{ mm}$ 以下の切欠き、すなわち応力勾配 $\Gamma = 4.67\text{ mm}^{-1}$ 以上になると $\beta \approx 1$ となり、平滑材の疲労強度とほとんど差がなくなることを示している。

図2.3.7, 図2.3.8, 図2.3.9は円孔切欠き部を起点として発生した亀裂の進展曲線を示している。表2.3.6に亀裂の発生寿命を亀裂進展曲線において、亀裂長さ $a = 0$ となるところの応力繰返し数と定義し、外挿によつて求めた値を示している。繰返し荷重が木で、切欠き円孔径が大であることすなわち応力勾配が小さくなると、亀裂発生寿命も短く、破断までの繰返し数も小さくな

る傾向がある。

表2.3.6 龜裂発生寿命

繰返し荷重 切欠き円孔 径	1.0 ^Φ	3.5 ^Φ	6.0 ^Φ
16.5 kg/mm ²	6.8×10^5	3.0×10^5	—
15.0 "	4.8×10^6	—	4.5×10^4
13.0 "	—	$\frac{3.7 \times 10^6}{5.0 \times 10^6}$	1.3×10^6
10.0 "	—	1.4×10^5	1.7×10^6

* は海水滴下

また、H-4, E-3 の試験片においては円孔切欠き部より発生した亀裂が進展せず、停留した亀裂が観察された。すなわちH-4は繰返し応力 $\sigma_a = 15.0 \text{ kg/mm}^2$, 円孔切欠き径 $d = 1.0^\Phi$ で停留した亀裂長さは、約 $l = 0.3 \text{ mm}$ であり、E-3 は $\sigma_a = 10.0 \text{ kg/mm}^2$, $d = 3.5^\Phi$ で、約 $l = 1.0 \text{ mm}$ であった。

なお、円孔切欠き試片の破断状況を写真2.3.2にしめす。

(2) 溶接補修材疲労試験

溶接補修をおこなった供試試片の疲労試験結果の一覧を表2.3.7にしめす。図2.3.10にはS-N曲線図をしめす。同図によると溶接補修した供試材の疲労試験結果は、平滑材とほとんど同じになつてている。しかし、溶接補修の時のピーニングの仕方や溶接条件が異なる場合には、特に溶接部の残留応力状態が異なるために疲労試験結果に差が生ずると考えられる。

写真2.3.5, 写真2.3.6に溶接補修材の破断観察写真を示めす。溶接補修材の破断形態は、いずれの試片も溶接補修部からの疲労亀裂を起点とした破断ではなく、むしろ補修部より離れた母材部より亀裂が発生し、補修部を貫通せず、補修部に平行に進展し破断にいたつてある。

表2.3.7 溶接補修材疲労試験結果

試験片NO.	繰返し応力kg/mm ²	破断繰返し数	破断 形式
H-1	19.0	9.23×10^5	試片母材部より破断
H-4	17.5	1.93×10^6	"
H-2	16.5	4.82×10^6	"
G-2	15.0	8.25×10^6	"

2.3.4まとめ

アローペラ翼用材料であるニッケル・アルミニウム・スロンズ材について大形角板試験片を使用し、応力集中係数が $\alpha = 3$ で一定であるが、応力勾配の異なる3種の円孔切欠きの試験片についての疲労試験を行うと共に円孔切欠き部に発生し

た疲労亀裂の進展の観察、および溶接補修材の疲労試験を行なった結果次のような結果を得た。

(1) 円孔切欠きを有し、繰返し曲げ荷重を受ける角板材の切欠き係数 β は、切欠きの応力集中係数が一定($\alpha=3$)である場合でも切欠きの応力勾配によって異なり、円孔切欠き径 $d=6.0\phi$ 、応力勾配 $I=0.78 \text{ mm}^{-1}$ のとき $\beta=1.50$ であるのにに対して、 $d=1.0\phi$ 、 $I=4.67 \text{ mm}^{-1}$ では β は、ほぼ1となる。

(2) 疲労亀裂の発生寿命は、繰返し荷重が大きい程また、同一の荷重では、切欠き部の応力勾配が小さいほどが、短かい傾向が見られる。また、円孔切欠き径 $d=3.5\phi$ および $d=1.0\phi$ で停留した亀裂が存在した。

(3) 溶接補修材の疲労挙動は、ピーニングの仕方、溶接条件によつて差があると考えられるが、本実験で使用した溶接補修材の疲労試験結果下では、平滑材の疲労試験結果とほとんど同じとなつた。したがつて、今回の実験結果からは溶接補修材の切欠き材としての等価性を評価することはできなかつた。

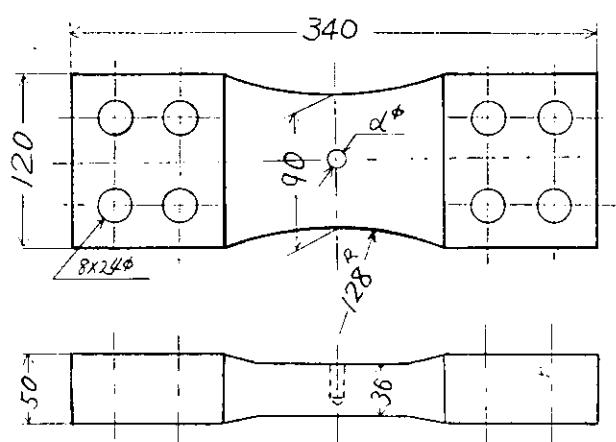


図 2.3.1 切欠き疲労試験片寸法

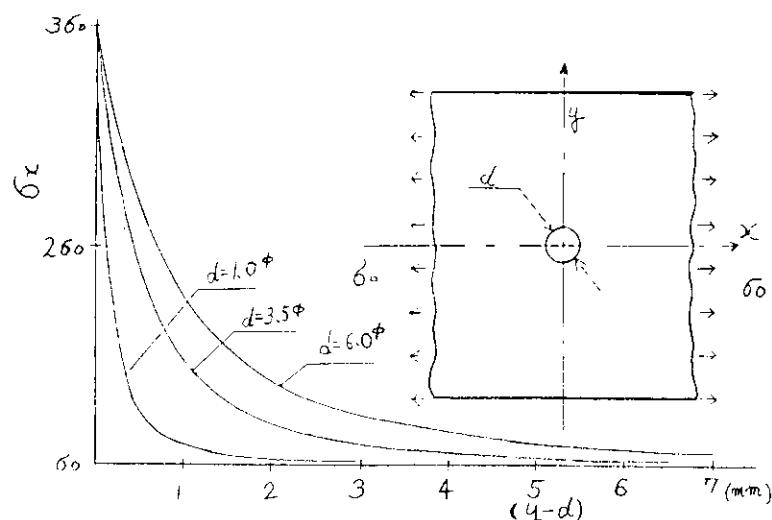


図 2.3.2 円孔近傍の応力状態

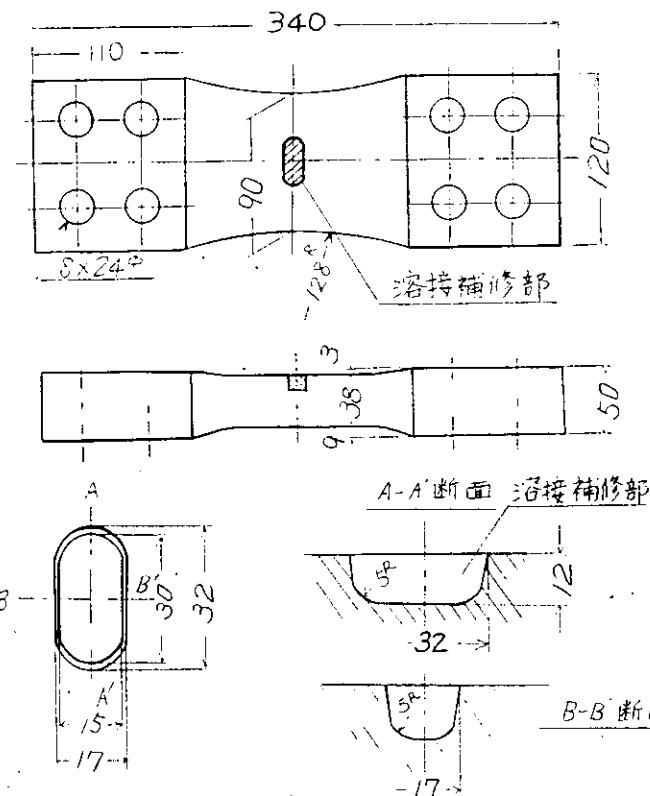


図 2.3.3 溶接補修材寸法

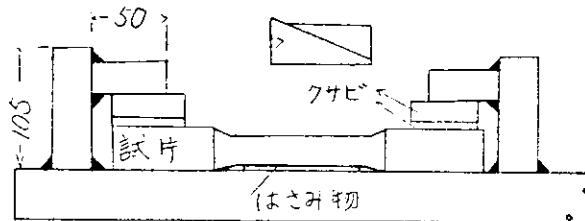


図 2.3.4 拘束方法

表 2.3.4 切欠き材疲労試験結果一覧

切欠き孔径 (mm)	試験条件	試験序 No.	繰返し 応力(kg/mm^2)	破壊繰返し 数 N	破壊形式
1.0 ⁺	空気中	H-4	15.0	6.53×10^6	切欠き部以外よりキ製、進展
		H-5	16.5	1.51×10^6	試験部破壊
3.5 ⁺	空気中	E-3	10.0	1.77×10^7	キ裂進展せず
		E-4	13.0	4.00×10^6	試片中央部より破壊
		E-5	13.0	3.64×10^6	切欠き部よりキ製、破壊
		G-1	15.0	2.07×10^6	"
		G-3	16.5	1.43×10^6	"
	海水滴下	D-1	13.0	4.26×10^6	"
6.0 ⁺	空気中	D-2	10.0	1.26×10^7	"
		D-3	13.0	2.03×10^6	"
		D-4	15.0	1.64×10^6	"

表 2.3.5 切欠き係数 β

試験機種	疲労限度 (10^8 回転)	応力集中係数 α	応力集中係数 β	切欠き係数 β
立滑板	15.0	1		
$d=1.0\text{mm}$ 丸孔	14.6 (標準)	3	4.57	1.03
$d=3.5\text{mm}$	10.7	3	1.33	1.40
$d=6.0\text{mm}$	10.0	3	0.78	1.50

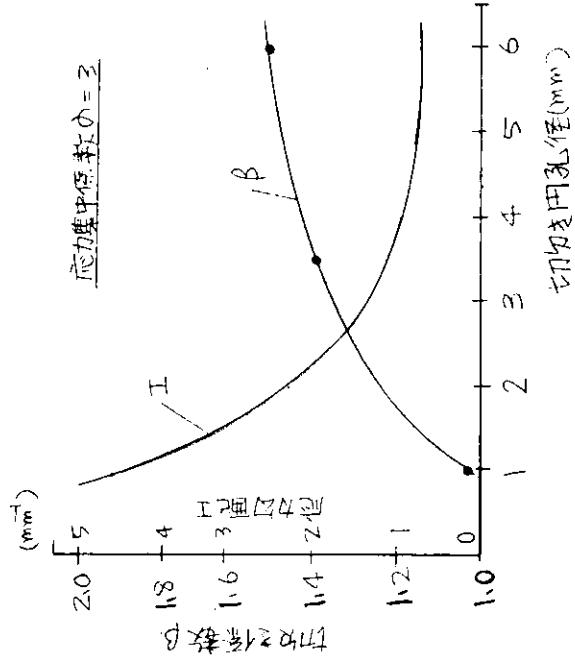


図 2.3.6 切欠き円孔径 d と β , I の関係

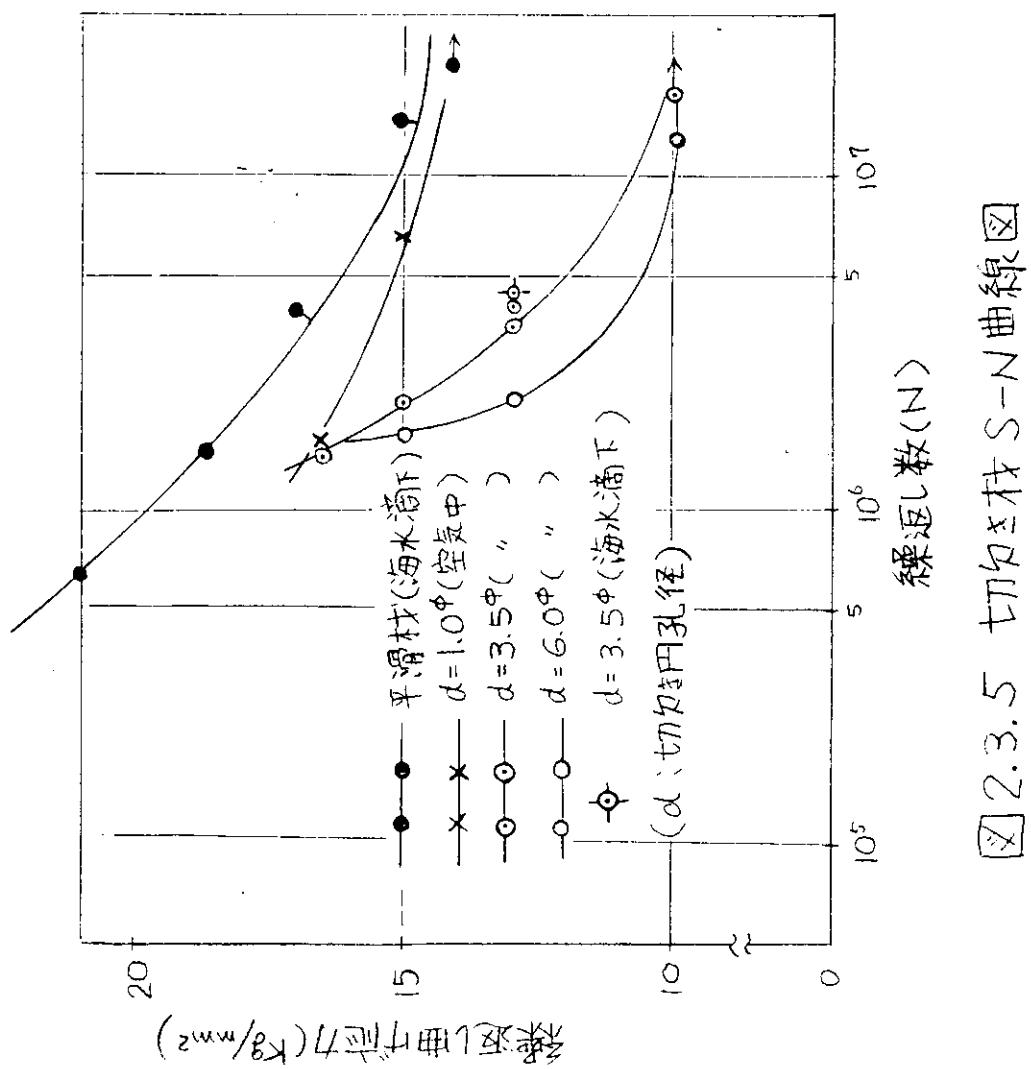


図 2.3.5 切欠き材 S-N 曲線図

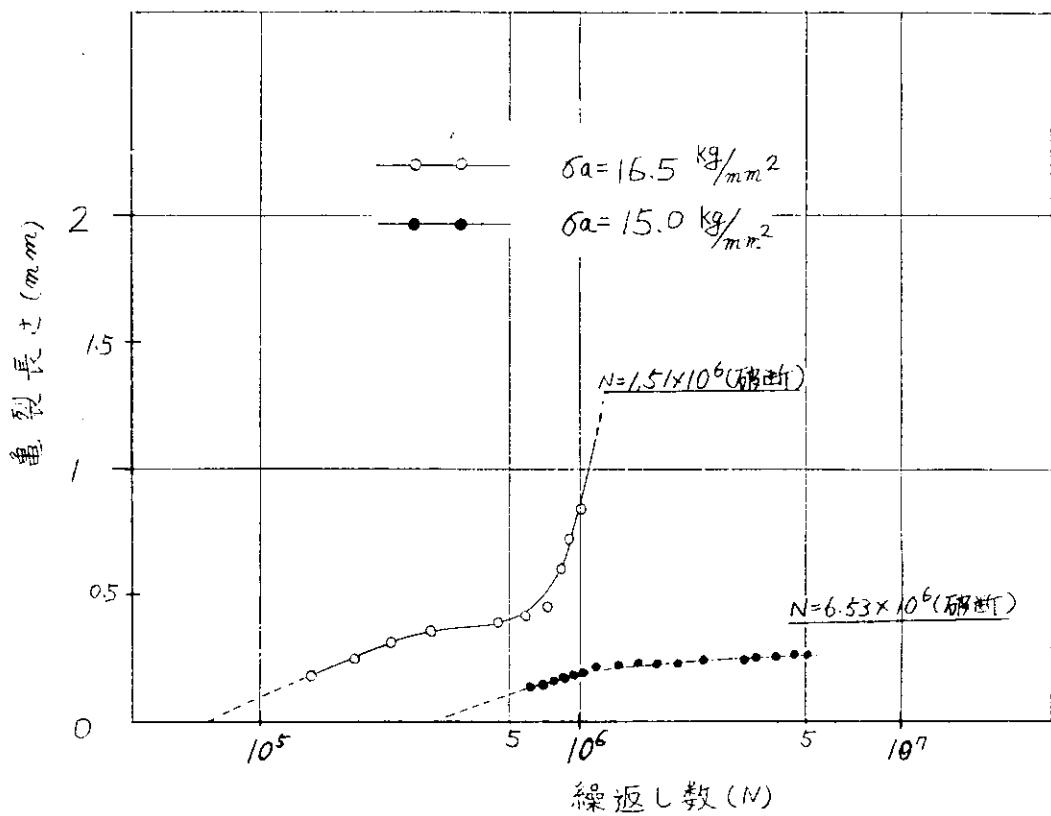


図 2.3.7 龟裂進展曲線 ($d=1.0^\circ$)

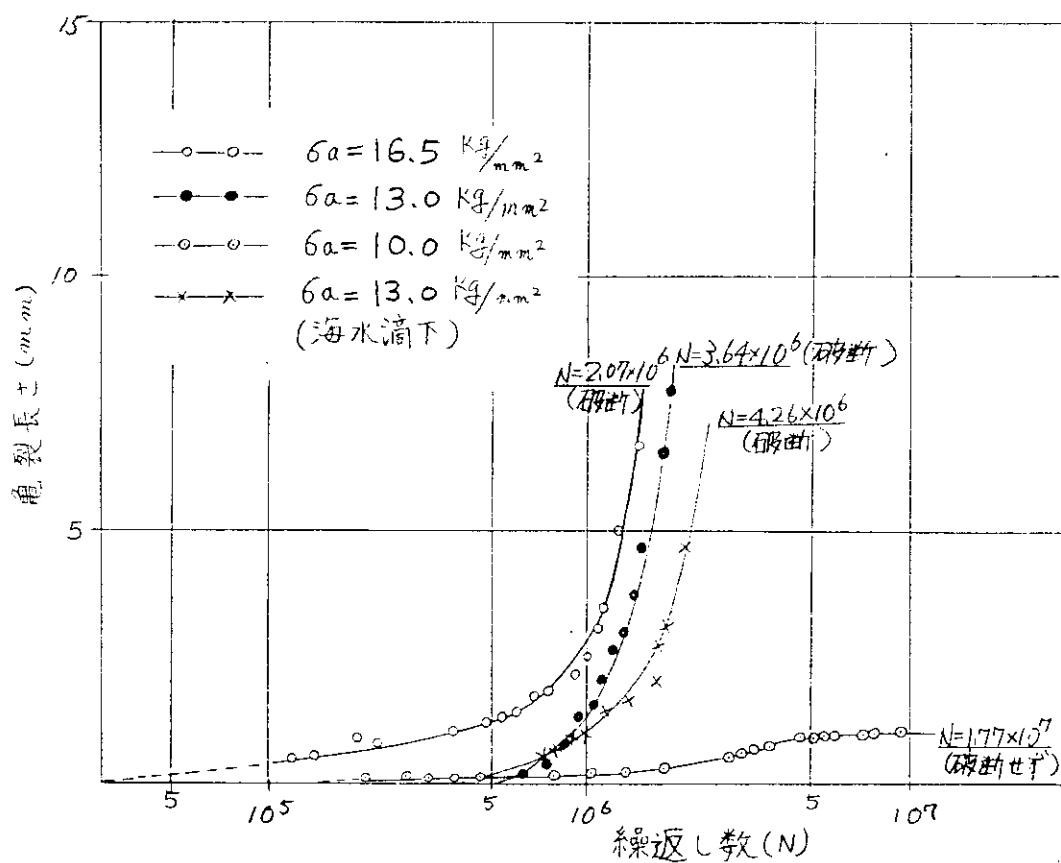


図 2.3.8 龟裂進展曲線 ($d=3.5^\circ$)

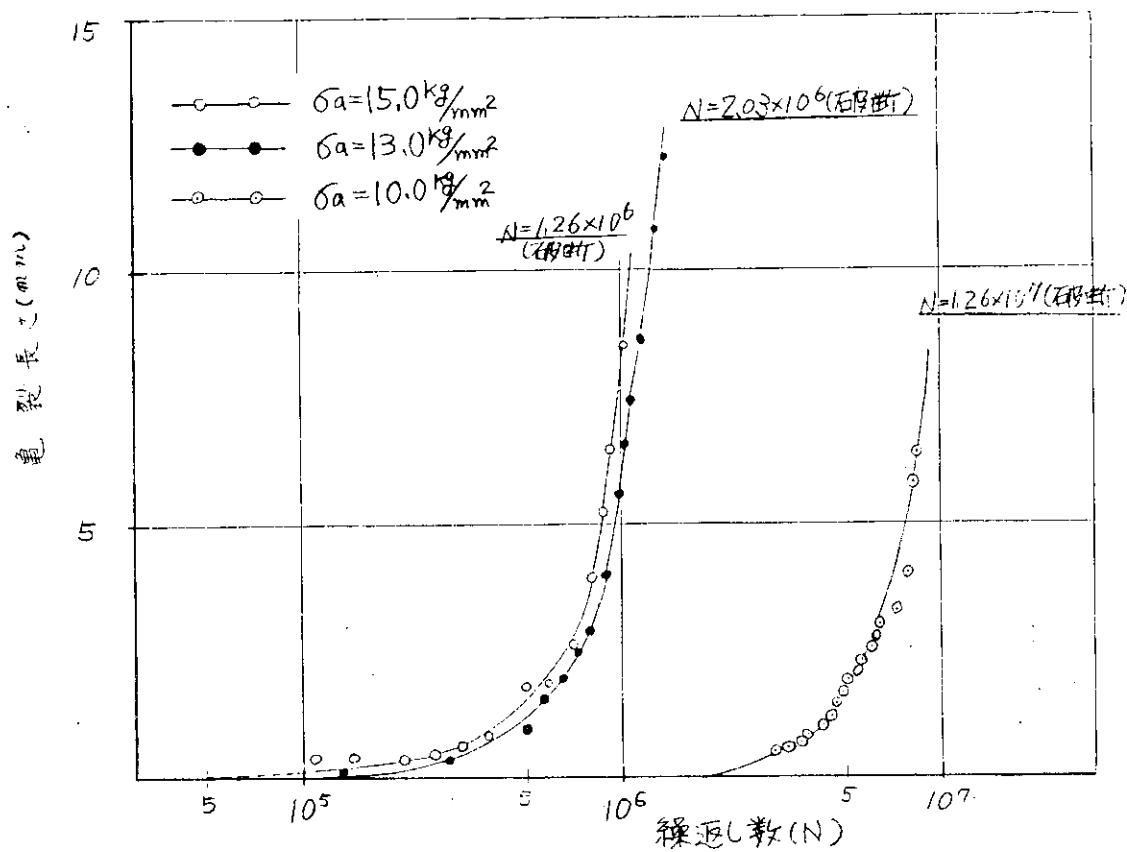


図 2.3.9 龟裂進展曲線 ($d=6.0^\circ$)

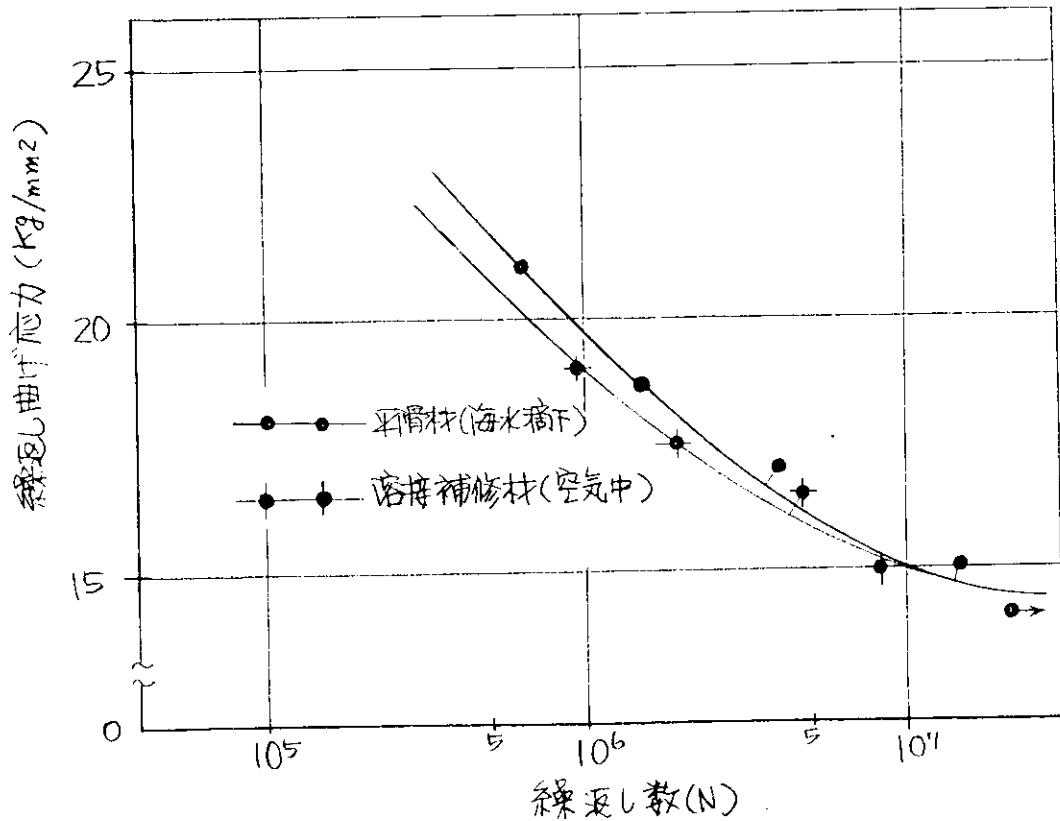


図 2.3.10 溶接補修材 S-N 曲線

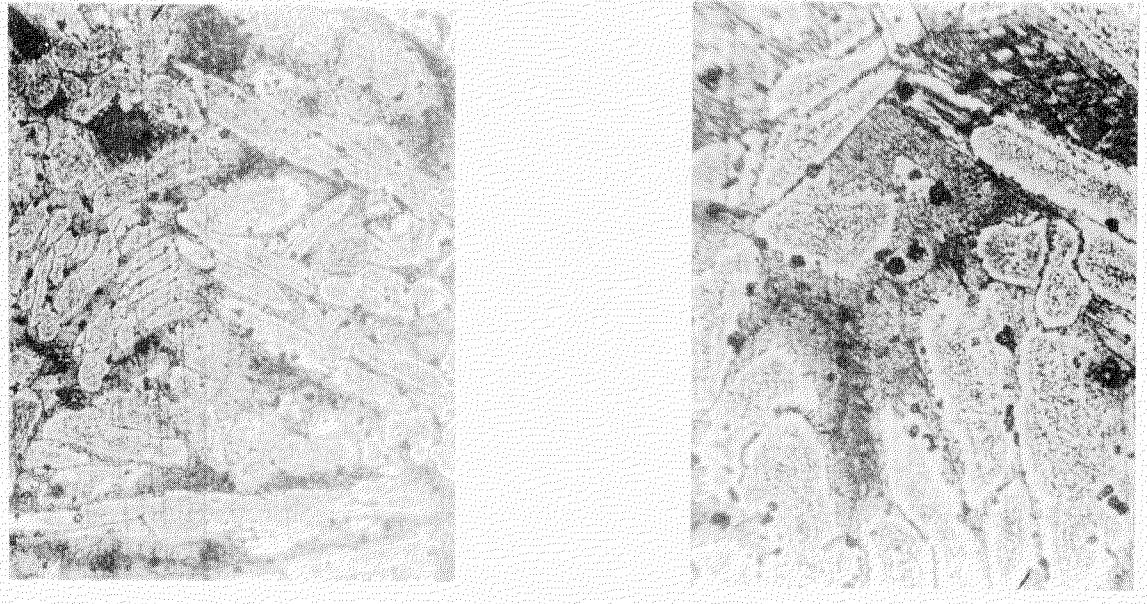


写真2.3.1 供試材の顯微鏡組織写真

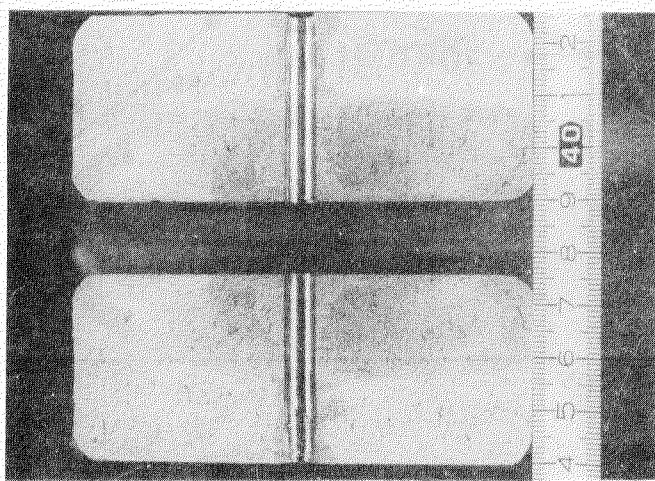
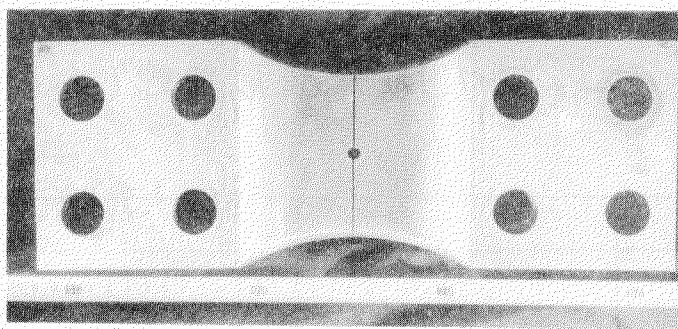


写真2.3.2 七刀欠き試片の破断状況 ($d=6.0\phi$)

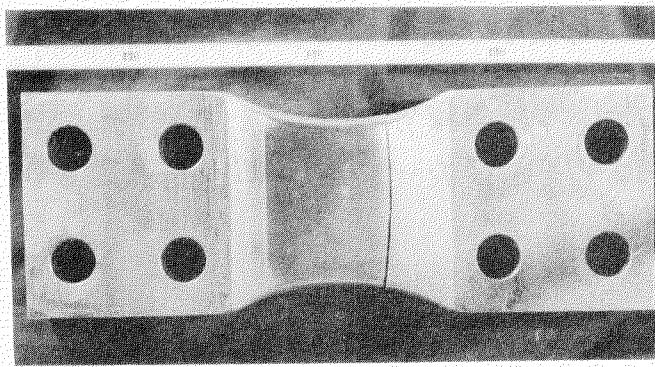


写真 2.3.3 端接材破断状況

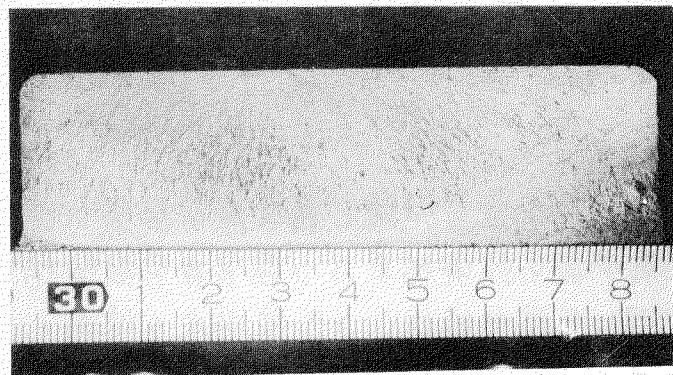


写真 2.3.4 端接材破断面

2.4 [付録] 角板試験片の腐食疲労強度に及ぼす平均応力の影響

昭和46年度に実施した腐食疲労強度に及ぼす平均応力の影響についてはすでに報告したが、昭和47年度においても一部、追試験を行なつたので、ここにまとめて報告する。

2.4.1 供試材及び実験方法

供試材は、2.3節の疲労試験に使用したものと同一のものである。供試材の化学組成、機械的性質は、2.3.1項の表2.3.1、表2.3.2に示すところである。

供試試験片の形状および寸法は図2.4.1と図2.4.2にしめすとありで、供試断面は大形試験片が $90\text{mm} \times 44\text{mm}$ 、小形試験片が $20\text{mm} \times 5\text{mm}$ である。

小形試験片はシェンク4kg-m曲げねじり疲労試験機により、また大形試験片はシェンク共振式大形ねじり疲労試験機Torsator 3000によりそれぞれ試験を行なつた。

2.4.2 試験結果

(1) 小形試験片による空気中疲労試験と腐食疲労試験の比較

小形試験片による空気中疲労試験結果及び腐食疲労試験結果を図2.4.3に示す。腐食疲労試験に使用した腐食液は、3%食塩水を使用した。荷重は、両振平面曲げとし、繰返し速さは1500cpmである。

(2) 大形試験片による腐食疲労試験

大形試験片による腐食疲労試験結果を図2.4.4に示す。平均応力 $\sigma_m = 3.8\text{kg/mm}^2$, $\sigma_m = 5.5\text{kg/mm}^2$ を加えた時の試験結果も共に示す。腐食液は3%食塩水を使用し、繰返し速さは2000cpmである。

2.4.3 まとめ

(1) 供試ニッケル・アルミニウム・ブロンズ材の空気中と腐食疲労強度の比較

小形試験片による結果によると供試材のニッケル・アルミニウム・ブロンズ材の腐食疲労強度は、繰返し数 $N = 10^7$ 回附近では、約 15.5kg/mm^2 で空気中の疲労強度とほとんどかわらない。しかし、 N が大きくなるにつれて腐食疲労強度はさらに低下する傾向があり、 $N = 4 \times 10^7$ 附近では、腐食疲労強度は約 14.5kg/mm^2 、空気中で約 15.0kg/mm^2 となっている。

(2) 寸法効果

本供試材の寸法効果を示すS-N曲線図、図2.4.5においては、今回の試験の範囲では、寸法効果の影響は顕著ではなく、例えば、繰返し数 $N = 10^7$ 回附近での腐食疲労強度は、大形試験片で約 15.0kg/mm^2 、小形試験片で 15.5kg/mm^2 程度である。また、繰返し数が増すにつれて両者の値が接近する傾向にある。

(3) 平均応力の影響

繰返し数 $N=10^7$ 回附近での平均応力 $\sigma_m = 0, 3, 5 \text{ kg/mm}^2$ のときの破断応力振幅を表2.4.1に示す

表2.4.1

平均応力 kg/mm^2	10^7 回での破断応力振幅
0	15.0 kg/mm^2
3	14.0 kg/mm^2
5	13.5 kg/mm^2

$\sigma_m = 5 \text{ kg/mm}^2$ では、 $\sigma_m = 0 \text{ kg/mm}^2$ の両振りに比して、10%程度 $N=10^7$ 回附近での破断応力振幅が低下している。なお、平均応力を加えた場合は、試験片は常に引張応力側から破断した。

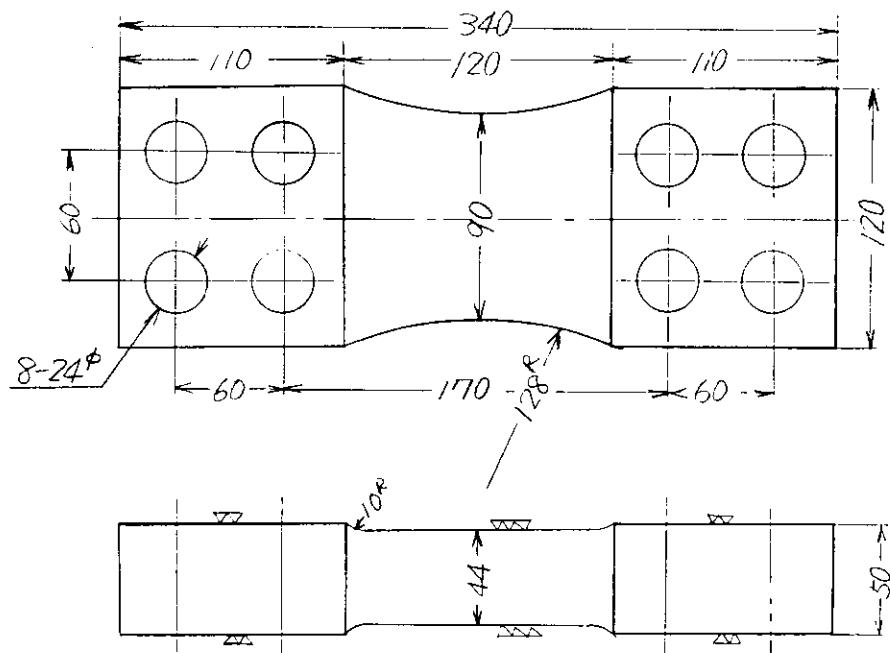


図2.4.1 大形試験片

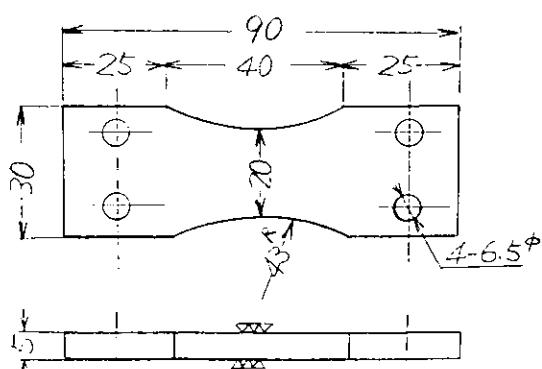


図2.4.2 小形試験片

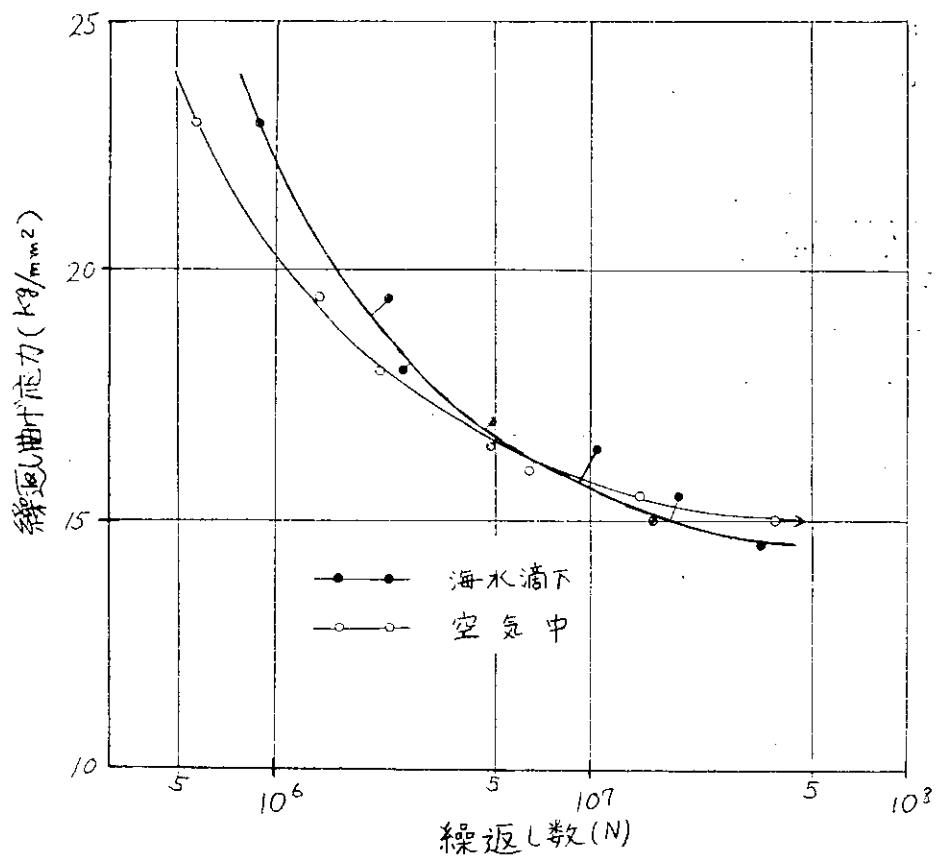


図2.4.3 小形試片 S-N曲線

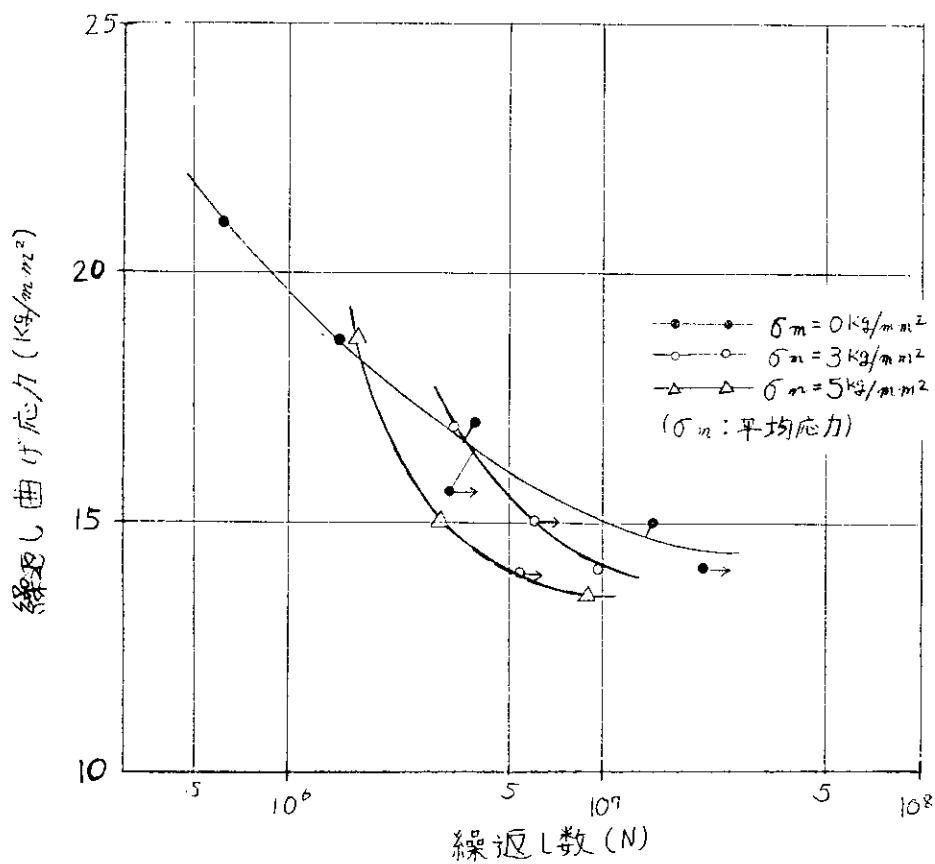


図2.4.4 大形試片 S-N曲線

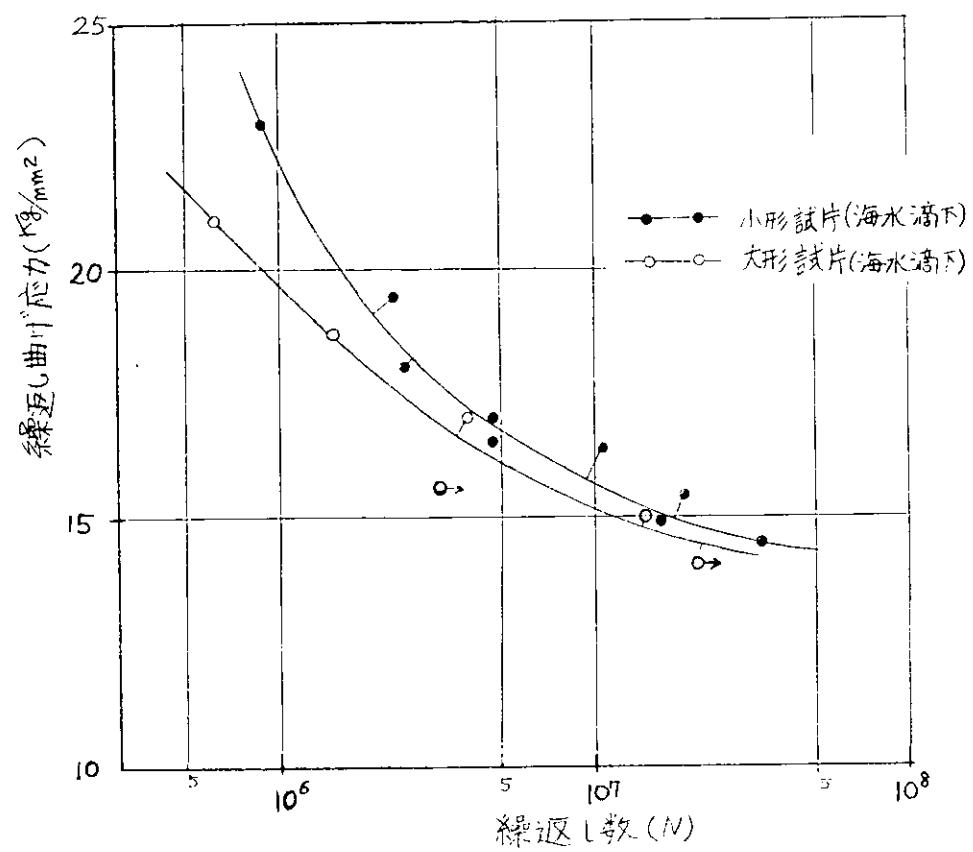


図 2.4.5 寸法結果