

第206研究部会

ハイリースキュードプロペラの特性解明に関する研究 報 告 書

平成3年3月

社 团 法 人
日 本 造 船 研 究 協 会

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会平成2年度補助事業として日本造船研究協会第206研究部会において実施した「ハイリースキュードプロペラの特性解明に関する研究」の成果に、前年度に実施した研究成果を加えて総合報告書としてとりまとめたものである。

() の数字は委員であった年度を示す。

第206研究部会委員会名簿

(敬称略、順不同)

部会長	加藤洋治(東京大学)(1~2)	
部会長代理	右近良孝(船舶技術研究所)(1~2)	
代表幹事正	湯浅肇(三井造船昭島研究所)(1~2)	
代表幹事副	白木東(NKK)(1~2)	
幹事	佐藤隆一(石川島播磨重工業)(1~2)	
	久保博尚(ナカシマプロペラ)(1~2)	
委員	佐々木博通(運輸省)(1)	仲渡道夫(広島大学)(1~2)
	池畠光尚(横浜国立大学)(1~2)	鈴木敏夫(大阪大学)(1~2)
	山口一(東京大学)(1~2)	小村隆士(東京大学)(1~2)
	門井弘行(船舶技術研究所)(1~2)	小山鴻一(船舶技術研究所)(1~2)
	和田浩(航海訓練所)(1)	豊田清(航海訓練所)(1~2)
	佐々木康夫(日本海事協会)(1~2)	佐藤和範(日本造船技術センター)(1~2)
	田中寿夫(日立造船)(1~2)	野沢和男(川崎重工業)(1~2)
	上入佐光(三井造船昭島研究所)(1~2)	岡本幸彦(NKK)(1~2)
	大島明(三菱重工業)(1~2)	山崎正三郎(神戸製鋼所)(1~2)
	竹川正夫(住友重機械工業)(1~2)	翁長一彦(日本造船研究協会)(1~2)
	武田宗也(かもめプロペラ)(1~2)	

第206研究部会WG1名簿

主査	右近良孝(船舶技術研究所)(1~2)	
委員	黒部雄三(船舶技術研究所)(1~2)	工藤達郎(船舶技術研究所)(1~2)
	佐々木康夫(日本海事協会)(1~2)	湯浅肇(三井造船昭島研究所)(1~2)
	上入佐光(三井造船昭島研究所)(1~2)	翁長一彦(日本造船研究協会)(1~2)
	三池敏之(三井造船昭島研究所)(1~2)	久保博尚(ナカシマプロペラ)(1~2)
	板谷芳樹(ナカシマプロペラ)(1~2)	山崎正三郎(神戸製鋼所)(1~2)

第206研究部会WG2名簿

主査	加藤洋治(東京大学)(1~2)	
委員	山口一(東京大学)(1~2)	小村隆士(東京大学)(1~2)
	平田信行(船舶技術研究所)(1~2)	白木東(NKK)(1~2)
	中西浩一(NKK)(1~2)	翁長一彦(日本造船研究協会)(1~2)

討論参加者

木 村 正 次 (航海訓練所)	谷 林 英 穀 (三菱重工業)
江 藤 隆 久 (NKK)	半 間 俊 士 (航海訓練所)
三 間 忠 (航海訓練所)	小須田 敏 (航海訓練所)
吉 田 直 樹 (航海訓練所)	芋 生 秀 作 (航海訓練所)
木 原 洋 (船舶技術研究所)	細 野 一 穂 (三井造船昭島研究所)
佐々木 紀 幸 (住友重機械工業)	杉 浦 弘 道 (NKK)
豊 永 達 司 (NKK)	斎 賀 勝 巳 (NKK)
大 野 芳 照 (NKK)	村 山 敏 昭 (NKK)
矢 吹 英 雄 (航海訓練所)	磯 谷 潔 (航海訓練所)
森 田 直 樹 (三井造船昭島研究所)	南 雲 洋 一 (航海訓練所)
出 羽 敬 一 (三造試験センター)	須 藤 実 (NKK)
渡 辺 満 (NKK)	桜 井 幸 男 (NKK)
上 渡 正 晃 (NKK)	細 田 真 人 (NKK)
広 浜 隆 志 (航海訓練所)	前 田 直 樹 (川崎重工業)
須 藤 信 行 (航海訓練所)	

目 次

1. まえがき	1
2. 実船計測準備	3
2.1 実船プロペラ翼面圧力及び翼応力計測	3
2.1.1 緒 言	3
2.1.2 計測方法及び計測システム	3
2.1.3 予備試験	5
2.1.4 プロペラ強度の検討	17
2.1.5 プロペラ加工工事	24
2.2 トレーサによる三次元流場計測	35
2.2.1 緒 言	35
2.2.2 計測方法及び計測システム	35
2.2.3 模型実験	36
2.2.4 結 言	36
3. ドック工事	41
3.1 準備工事	41
3.2 撤去工事	41
4. 通常型プロペラの実船計測	46
4.1 緒 言	46
4.2 実船計測スケジュール	46
4.3 実船翼面圧力計測	59
4.3.1 キャリブレーション	59
4.3.2 計測手順及び解析方法	59
4.3.3 計測結果及び考察	59
4.3.4 計算結果との比較	61
4.3.5 まとめ	86
4.4 実船翼応力計測	91
4.4.1 キャリブレーション	91
4.4.2 計測手順及び解析方法	91
4.4.3 計測結果及び考察	91
4.4.4 まとめ	91
4.5 トレーサによる三次元流場計測	94
4.5.1 計測手順及び解析方法	94
4.5.2 標 定	96
4.5.3 計測結果及び考察	96
4.5.4 まとめ	97
4.6 遠 増 試 験	101
4.6.1 計測手順及び解析方法	101
4.6.2 計測結果及び考察	101
4.6.3 まとめ	101
5. ハイリースキュードプロペラの実船計測	110
5.1 緒 言	110
5.2 実船計測スケジュール	110

5.3 実船翼面圧力計測	124
5.3.1 キャリブレーション	124
5.3.2 計測手順及び解析方法	124
5.3.3 計測結果及び考察	124
5.3.4 計算結果との比較	126
5.3.5 まとめ	151
5.4 実船翼応力計測	152
5.4.1 キャリブレーション	152
5.4.2 計測手順及び解析方法	152
5.4.3 計測結果及び考察	152
5.4.4 まとめ	152
5.5 実船スラスト計測	157
5.5.1 計測準備	157
5.5.2 計測手順及び解析方法	157
5.5.3 計測結果及び考察	157
5.5.4 まとめ	158
5.6 トレーサによる三次元流場計測	165
5.6.1 計測手順及び解析方法	165
5.6.2 標定	167
5.6.3 計測結果及び考察	167
5.6.4 まとめ	168
5.7 逆転試験	175
5.7.1 計測手順及び解析方法	175
5.7.2 計測結果及び考察	175
5.7.3 まとめ	176
5.8 遠増試験	181
5.8.1 計測手順及び解析方法	181
5.8.2 計測結果及び考察	181
5.8.3 まとめ	182
6. 通常型プロペラとハイリースキュードプロペラの比較	194
6.1 実船翼面圧力計測	194
6.1.1 計測結果による比較	194
6.1.2 計算結果による比較	195
6.2 翼応力計測	200
6.2.1 計測結果による比較	200
6.2.2 模型での計測結果との比較	200
6.2.3 まとめ	205
6.3 トレーサによる三次元流場計測	237
6.3.1 計測結果の比較及び考察	237
6.3.2 計算及び他の計測法による結果との比較及び考察	237
6.3.3 まとめ	237
6.4 遠増試験	242
6.4.1 計測結果による比較	242
6.4.2 まとめ	243
7. あとがき	250

1. まえがき

ハイリースキュードプロペラは、プロペラによる変動圧力が格段に少ないプロペラとして、これまでに種々研究がおこなわれている。日本造船研究協会においても第183研究部会(SR183)において昭和55年度から3ヶ年にわたり研究され、「青雲丸」において実船実験を行うなど大きな成果をあげて来た。また実船に採用されることも多くなり、平成元年度には40%を超える採用率に達したとの報告もある。

しかしながらハイリースキュードプロペラは形状が従来のプロペラと大幅に異なるため、強度上の問題が十分解明されたとは云いがたく、これが採用に対する障害の一つになっている。また逆にハイリースキュードプロペラの採用により推進性能の向上が得られたとの報告もあり、その理由は明らかになっていない。このような現状をふまえ、新たに第206研究部会(SR206)を設置し、平成元年度、2年度の2ヶ年にわたり研究を実施した。研究計画は下記のようである。

- (1) ハイリースキュードプロペラの流力性能に関する研究
 - a 実船プロペラ翼面圧力計測
 - b トレーサーによる3次元流場計測
- (2) ハイリースキュードプロペラの強度に関する研究
 - a 実船プロペラ翼応力計測
 - b 模型プロペラ翼応力計測法の開発

上述の研究計画の意義、相互の関連について述べる。

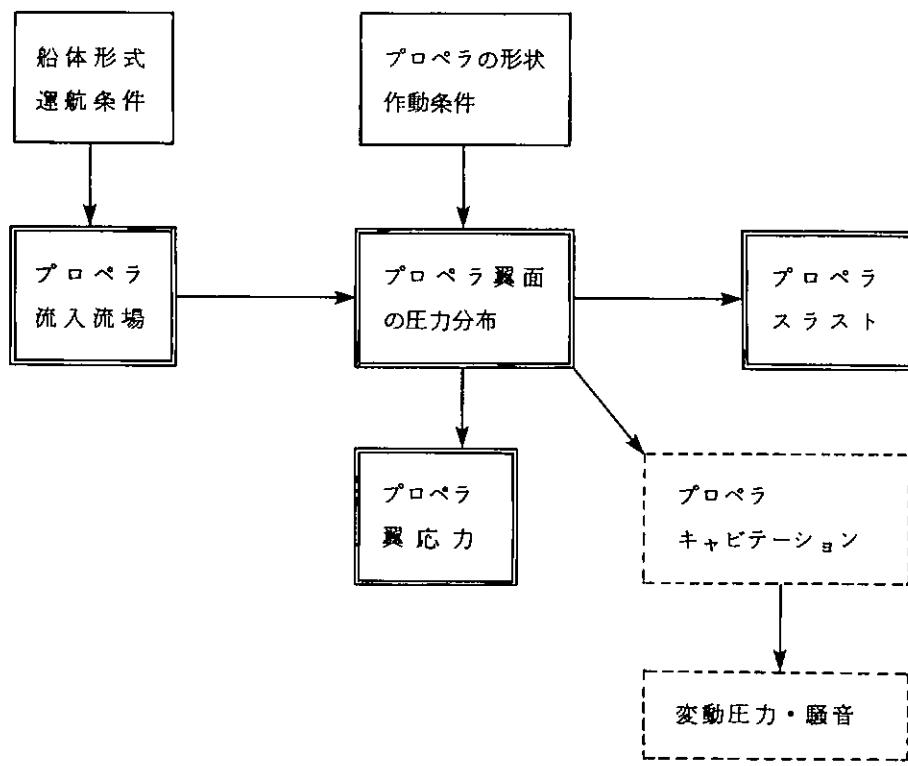
実船のプロペラ翼面の圧力分布は実船プロペラの諸特性を知るための最良の計測量である。すなわち圧力分布から流れの状態が推定出来るから、キャビテーションを含めたプロペラの流力性能を知ることが出来るし、一方、圧力分布が正確に求められれば、プロペラ強度についても精度の高い検討をすることが出来る。そこで本研究部会の研究の最重点課題として実船ハイリースキュードプロペラの翼面圧力計測を選んだ。このような計測はこれまで世界に例を見ないものであるので、初年度(平成元年)は普通プロペラで実船計測法の開発を行って問題点の抽出、対策等を行い、次年度(平成2年度)にハイリースキュードプロペラについて行うこととした。このようにすることにより、2つのプロペラの差異、ハイリースキュードプロペラの特徴を抽出することも出来る。また、プロペラ翼応力についても同時に実船計測すると共に、模型プロペラでも計測を行って、その対応を調べることとした。

一方、船尾近傍の流場計測はプロペラへ流入する流れの情報を与え、プロペラ性能のインプットデータとして重要である。そこでトレーサの運動を複数のTVカメラで撮影し、流速分布を求めるという方法を開発し、実船実験を行うこととした。

本研究は、これらの個々の研究事項を総合的に検討し、また現在用いられている計算法による結果との比較を行うことにより、とりわけハイリースキュードプロペラの設計条件を検討し、強度、性能両面にわたる合理的な設計の方向を見出そうとするのが目的である。

実船実験は運輸省航海訓練所所属の練習船「青雲丸」を使用して行うこととした。先に述べたように本船はSR183においてプロペラのキャビテーション観察、変動圧力・騒音の測定を行っており、本研究部会での計測結果と組み合わせると、実船プロペラのデータとして完全なものとなり、その意味でも貴重である。

上述の各研究項目の関連をわかりやすく図示するとFig. 1.1のようになる。本研究部会で実施した研究項目が中心的な課題であることが知れる。



 SR206 で実施

 SR183 で実施

Fig. 1.1 本研究部会で実施した研究項目

2. 実船計測準備

2.1 実船プロペラ翼面圧力および翼応力計測

2.1.1 緒言

実船プロペラ翼応力に関して過去にも幾つかの計測が行われている。SR126での穂高丸、箱根丸における計測、SR183における青雲丸CPおよびHSPに関する計測、深江丸におけるCPPでの計測等が行われており、その技術レベルは年々向上している。今回の応力計測では深江丸での計測（三井造船昭島研究所）と青雲丸での何回か行われた計測（日本海事協会）で得られたノウハウを活用した方法が採用されている。特に歪ゲージの貼り付け方法とデータ伝送方法である。又、今回の応力計測のもう一つの特徴はSR183では翼根部（0.3Rおよび0.4R）であったが、HSPで切損等が生じている0.7Rより先端での計測に目的を絞った。89年度のCPと90年度のHSPについての計測では両者に対して相似な位置に歪みゲージを取り付けて計測を行った。

一方、翼面圧力計測は模型では数多く計測が行われているものの、過去に例のない世界初の計測であり、計測方法の開発から取り組みを行った。基本的には模型プロペラでの計測方法がベースとなり、データ伝送方法は実船プロペラ翼応力計測法と同様に有線テレメータ法が採用された。又、実船計測独特の予想される問題点を抽出し、いくつかの予備試験を行うとともに、プロペラ加工および圧力計／歪ゲージ・コードの配線および防水コネクタ等の製作および取り付けに細心の注意を払った。HSPでの計測では89年度におけるCPでの成功を踏まえ、圧力計やコードのプロペラへの取り付け方法など、一部について改良を加えて計測を行った。

2.1.2 計測方法および計測システム

(1) 翼面圧力計測法

翼面圧力計測方法としては模型プロペラでは導管方式、圧力計直貼方式、チャンバー方式など種々の方法が提案されているが、実船ではキャビテーションの発生が避けられないとおもと不均一流中の非定常圧力計測であることから、Fig. 2.1.1に示されるチャンバー方式とした。Fig. 2.1.1(a)および(b)はそれぞれ、CP用およびHSP用に設計されたものである。チャンバーを形成する圧力計アダプタはステンレス鋼製である。取り付け方法は最終的にはプラグ方式としたが、作動中における翼の変形により圧力計に力が加わり、圧力計測値に誤差を与えることのないように考慮されている。圧力センサとしては、CPについてはPS-5KBを主体に、一部PS-2KB（ともに、共和電業社製）を採用し、一方、HSPについてはPS-5KBのコード部の付け根を改良したPS-5KB-M306（共和電業社製）を採用した。PS-5KBとPS-2KBの仕様をTable 2.1.1に示す。この理由として、ゼロ点のドリフトが少ないこと、および万が一、チャンバー内に衝撃圧が伝播した時の耐圧性も格段に優れていることがあげられる。短所としては出力電圧が小さいことであるが、近年のアンプの性能が飛躍的に向上していることから、充分カバーできると判断した。

圧力計の個数は、テレメータのチャンネル数の制限から、24個と決定された。圧力計の取り付け位置はSR199および210で行われた模型プロペラでの計測位置を参考として、Table 2.1.2およびFig. 2.1.2(a)と(b)の様な配置とした。CPとHSPの圧力計の取り付け位置は相似なものとなっている。青雲丸プロペラの5翼のうち、No. I翼は翼応力計測用とし、No. IIおよびIV翼を背面側の各6ヶ所の翼面圧力計測用とし、No. III翼を正面側の6ヶ所の翼面圧力計測用に用い、No. V翼は両側の残り6ヶ所の翼面圧力計測用とした。ここで、計測精度を確認するため、背面側において0.7Rの前縁から10%, 40%並びに80%翼弦長位置に、又、正面側に同じく0.7Rの40%翼弦長位置、2つの翼の相似な位置に重複して圧力計を取り付けた。

今回用いたチャンバー型圧力計の周波数応答は調べていないので、正確には分からないが、本方式と

同等の模型プロペラの場合の最大応答周波数は約 500Hz であった。今回シリコンオイルの粘度を模型の場合の 100CS から 250CS に高めたが、最大応答周波数は同程度となるものと考えられる。

また、実船プロペラ翼面圧力計測のために確保すべき精度としては、船研で行われた模型プロペラでの圧力計測と同程度の精度を得るものとする。

$$\Delta C_p = \pm 0.02$$

の精度があれば良い。但し、 $\Delta C_p = \Delta P / \frac{1}{2} \rho n^2 D^2$ である。

よって、青雲丸プロペラの場合を考えると、 $\Delta P = \pm 0.01 \text{ kg/cm}^2$ 程度である。

今回用いた共和電業の PS-2KB (容量 2kg/cm³) の 0.5% FS に対応する。

(2) 翼応力計測法

翼応力計測のための歪ゲージとしては、計測用（アクティブゲージ）の防水型 2 軸歪ゲージとして KFW-5-D16-11-L500 と、温度補正のためのダミーゲージとして三軸の KFW-5-D17-11-L100 (ともに、共和電業製) を採用した。

今回、歪ゲージを翼表面に貼り付けた際に、流れによって飛ばされない様にするため、Fig. 2.1.3 (a) と (b) に示す様に 3.5 m/m ほど翼表面より掘り下げたくぼみに接着したゲージの上からワイヤーメッシュを翼にハンダ付けし、さらに接着剤タフロックでコーティングした。コーティング部分は硬化後翼と面一になる様にグラインダで仕上げる。この際、プロペラ翼断面形状の変化による計測値への影響が大略 10% 以下になる様に、くぼみの直径は 50 mm φとした。この様な計測方法を採用できたことが、後述の様な安定した計測結果を得ることに貢献した。CP と HSP の時との違いは後者の取り付け金具を小型化したことである。

アクティブゲージは、0.7 R, 0.8 R, 0.9 R の各 70% 翼弦長位置に一枚ずつ貼った。歪ゲージの 2 軸の各軸を主応力の方向とできるだけ一致させるために、二軸の内一軸が各半径の 70% 翼弦長位置を結んだ線に接する方向 (R) に、もう一軸がこれに直角な方向 (T) に向くように配置した。このことから、二軸のゲージは必ずしも半径方向又は円周方向に向いていない。

アクティブゲージに対応し、3 軸の歪ゲージを 2 枚ダミーとして、Fig. 2.1.4 中の詳細 2 に示す変形の生じないボスキャップ上のくぼみの端面に接着、シールした (No. I 翼のみ)。各軸 (計 6 軸) はアクティブゲージの各軸 (3 枚 × 2 軸) とブリッジ回路を構成する。また、27P コネクタは本図には示していないがオス、メスの防火型コネクタとした。

歪ゲージ取付け時には、以下に示すそれぞれの作業ステップ毎に抵抗値、線間抵抗値さらに接地抵抗値をデジボルにて測定し、異常のないことを確認した。

- ・歪ゲージ接着後
- ・リード線銅パイプ内貫通後
- ・ワイヤーメッシュハンダ付後
- ・タフロックコーティング後
- ・27P コネクタハンダ付後

また、最終的にはアンプへ接続し、出力をメータおよびオシロスコープでモニタし、油圧ジャッキで翼に荷重をかけ、各軸方向 (計 6 軸) の応答があることを確認した。

(3) 翼面圧力および翼応力計測システム

翼面上に取り付けられた圧力計および歪ゲージからの 30CH の信号は Fig. 2.1.5 に示す様に プロペラ・キャップに取り付けられた防水コネクタを介してプロペラ軸内に配線されたコードを通り、プロペラ翼番号切換えスイッチにより 6 CH 每、1 ブロックのデータとして有線 FM テレメータ送信機 (6 CH) に伝送され、増幅された後、スリップリングを介して、計測室に設置された有線 FM テレメータ受信機に伝送される。受信機には 5 ブロックのプロペラ翼番号切換えスイッチがついており、このスイッチを切り換えることによりプロペラ各翼についての計測を行うことができる。このため、合計 30 点

のデータを計測できるが、異なる翼については同時計測とはならない。受信機で得られたアナログ信号は一旦、データ・レコーダ（KYOWA RTP-670A）に記録し、A/Dコンバータを介して、パソコン（NEC PC-9801 VX21）によりデータ解析がなされる。

有線テレメータの送受信機の仕様を Table 2.1.3 に示す。今回採用されたテレメータの系統図を Fig. 2.1.6 に示す。テレメータおよびスリップ・リングのプロペラ・シャフト中間軸上への取り付け方法を Fig. 2.1.4 に示す。

2.1.3 予備試験

(1) 実船プロペラ翼面圧力計アダプタに関する試験

まず、CP用の実船プロペラ翼面圧力計をプロペラに取付けるアダプタとして、次の2種類について検討した。

- ① Oーリング・サポート方式 (Fig. 2.1.7 中のB案; 左半分の図)
 - ② プラグ・イン方式 (Fig. 2.1.1)

この2種につき、翼歪が圧力計におぼす影響を模擬する試験を行った。Fig. 2.1.7中のA案はアダプタを小さなビスで止め、B案はアダプタをネジ込む方法で、前者は加工工事が難しいので採用されなかった。

Fig. 2.1.8 に示す様な厚さ 20 mm の真鍮平板に、①、② 2 種の圧力計アダプタを平板中央より等距離の点に、プロペラに取付けると同様の方法で取付けた。これを 700 mm 離して平行に置かれた 2 本の丸棒の上に乗せて単純支持とし、中央にウェイトを乗せることにより板に歪を与えることにより板に歪を与えて、圧力計の出力におよぼす影響を調べた。平板の幅は 360 mm である。

使用した機器は次の通りである。

压力計 共和 PS-2KB (Table 2.1.1)

アンプ 共和 MCC-16A

Fig. 2.1.9にウェイトを乗せない状態での静圧較正曲線を示す。静圧は、圧力孔の周囲に銅管を接着し、そこよりビニールチューブにてバケツの中の水まで接続し、そのバケツを上げ下げすることにより変化させた。較正曲線はわずかに下に垂れ下がったものとなっている。

次に静圧は変えずに、平板中央にウェイトを乗せて出力を調べた。その様子を Fig. 2.1.10 に示す。ウェイトは、Fig. 2.1.8 の様に小さな 20 Kg のウェイト 2 個の上に 50 Kg のウェイトを積み重ねた。圧力計を取り付けた点の曲げモーメントは、 $W = 400 \text{ Kg}$ の時、 $5.5 \times 10^4 [\text{Kg} \cdot \text{mm}]$ となる。

平板の断面係数 Z は

$$Z = \frac{1}{6} BH^2 = 2.4 \times 10^4 (\text{ mm}^3)$$

であるから、圧力計の位置での最大応力は、

$$\sigma_{MAX} = 2.3 \text{ (Kg/mm}^2\text{)}$$

である。Fig. 2.1.10を見ると、歪による圧力計出力への影響はほとんど無く、最大で 10 [mV] であった。Fig. 2.1.9の係数を用いて圧力を換算すると約 $10^{-3} \text{ [Kg/cm}^2\text{]}$ である。これは今回要求される圧力計測精度 $10^{-2} \text{ [Kg/cm}^2\text{]}$ に比べ $1/10$ であり、歪影響はどちらの取付け方法でも充分無視し得るものである。

次にウェイトを800Kg乗せた状態における圧力計取付位置での最大応力は、

$$\sigma_{MAX} = 4.1 \left(\frac{Kg}{mm^2} \right)$$

である。但し、400Kgの時とウェイトの積み方を変えた。荷重時の静圧較正の結果は無荷重の時のFig. 2.1.9と全く変わらず、歪の影響は全く見られなかった。この状態で、圧力計の位置での平板表面の最大変形量 $\Delta \epsilon$ は圧力計の径を20mm、真綱の縦断性係数 $E = 9500 \text{ Kg/mm}^2$ として、

$$\Delta \ell = \frac{\sigma_{\text{MAX}} \cdot \ell}{E} \approx 0.01 [\text{mm}]$$

になるものと考えられる。

以上の予備試験から、Oーリング・サポート方式でもプラグ・イン方式のどちらでも実船計測に耐えられると思われる所以、安価な方式を選択すべきであろう。

プラグ・イン方式の問題点は、翼表面での面一とコード溝との一致と考えられる。

(2) 実船翼面圧力計等の取り付け方法および電蝕に関する試験

C P の実船翼面圧力計測用に設計された圧力センサ内蔵圧力計アダプタについての荷重試験の結果、問題がないことから、アダプタとプロペラ材との海水中での電蝕の問題および接着剤およびコーティング剤への海水の影響を調査した。圧力計、コードおよび銅パイプをプロペラ母材(Ni Al Br)に実船プロペラに取り付けるのと同様の形式で取り付けた。

試験方法に関して、圧力計の取り付け方法はプラグ方式とした。供試体全体を海水に浸して放置した。浸水時間は延べ84時間で、伊豆沖より採取した海水を用いた。

この結果、圧力計については出力のドリフトは殆ど無く、チャンバー内の腐蝕は全く無かった。

アダプタ、コード、銅パイプについては腐蝕等が起らなかった。特に、アダプタのネジ部にはシールテープを用いたが、電蝕等の問題は発生しなかった。

圧力計とアダプタ、コードとアダプタ、コードとプロペラ母材の各隙間並びに銅パイプ端部は酢酸非放出タイプのシリコン系接着剤(東芝シリコーン、TSE382)を用いたが、不具合は生じなかった。

銅パイプのまわりに接着剤として2種類のものを用いた。その一つのタフロックは既存品を用いたため、プロペラ母材との間で剥がれが生じた。一方、他の一つのボステックに関しては、接着力もあり、問題がなかった。

一方、HSP用の実船翼面圧力計測用に設計された圧力センサ内蔵圧力計アダプタについては、前年度の荷重試験の結果から考えて問題がないことから、アダプタと圧力計との海水中での電蝕の問題および接着剤への海水の影響のみを調査した。

アダプター全体を海水に浸して放置した。浸水時間は延べ一週間で、伊豆沖より採取した海水を用いた。

この結果、圧力計については出力のドリフトは殆ど無く、チャンバー内の腐蝕は全く無かった。

アダプタ、コードについても腐蝕等が起らなかった。特に、アダプタのネジ部にはシールテープを用いたが、C P の時と同様、電蝕等の問題は発生しなかった。

圧力計とアダプタ、コードとアダプタの各隙間は酢酸非放出タイプのシリコン系接着剤(信越シリコン)を用いたが、前年よりも浸水時間が長時間であったが、不具合は生じなかった。

Table 2.1.1 圧力計の仕様

PS-A、B 圧力センサ

このセンサは、変換素子に箔ひずみゲージを使用して変換器内部でブリッジを構成した非常に小型・薄肉な構造の圧力変換器で、接着剤ではりつけることによってガス、液体などの流体系または測定対象になんらの影響も及ぼさずに使用できる特長があります。このセンサは、一般的のひずみ測定機器と併用して点圧力分布の測定を行えるのが大きな特長です。

特長

- 圧力分布測定ができる
- 流体に影響を与えない薄肉
- 超軽量

仕様

定格出力	$1mV/V \pm 20\%$ (2000×10^{-6} ひずみ) $2kgf/cm^2$ は $0.8mV/V \pm 25\%$ (1600×10^{-6} ひずみ)
非直線性	1%RO
ヒステリシス	1%RO
許容印加電圧	3V
入出力抵抗	120Ω
温度補償範囲	0~+50°C
許容温度範囲	-20~+70°C
零点の温度影響	0.2%RO/C ($2kgf/cm^2$ は 0.3%RO/C)
出力の温度影響	0.2%/C ($2kgf/cm^2$ は 0.3%/C)
許容過負荷	150%
固有振動数	25~40kHz (種類により異なります)
重 量	約0.5g
ケーブル	リード線50mm

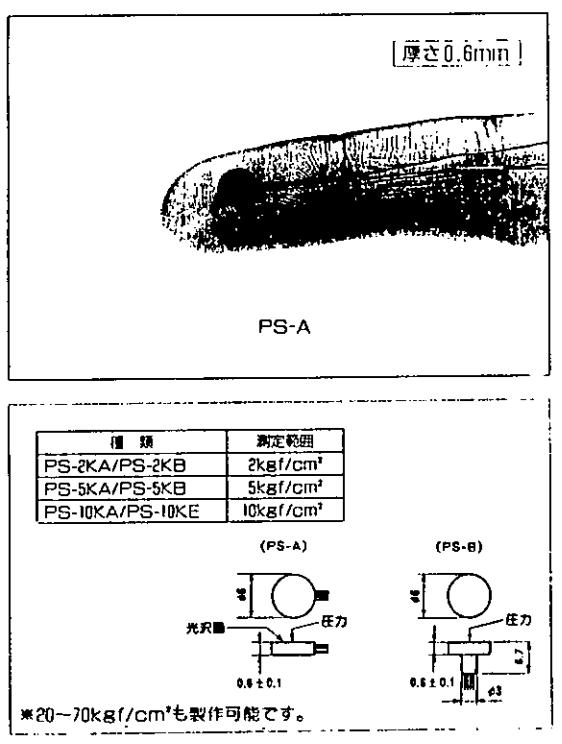


Table 2.1.2 青雲丸CP 及び HSP の圧力計配置

II翼

r/R	10%	25%	40%	60%	80%
0.5					
0.7	b		b		b
0.9	b		b		b
0.95					

III翼

r/R	10%	25%	40%	60%	80%
0.5					
0.7	f		f		f
0.9	f		f		f
0.95					

IV翼

r/R	10%	25%	40%	60%	80%
0.5			b		
0.7	b		b	b	b
0.9					
0.95			b		

V翼

r/R	10%	25%	40%	60%	80%
0.5			f		
0.7		b	f		
0.9		b		b	
0.95				f	

back

face

r/R	10%	25%	40%	60%	80%
0.5		○			
0.7	◎	○	◎	○	◎
0.9	○	○	○	○	○
0.95		○			

r/R	10%	25%	40%	60%	80%
0.5			○		
0.7		○		◎	○
0.9		○		○	○
0.95			○		

(○=1点計測、◎=2点計測)

Table 2.1.3 FM有線テレメータ

1. 概要

FM有線テレメータは、回転する物体の多チャンネル現象を2極スリップリングと2芯ケーブルにより同時測定できる高精度の計測装置である。

2. 構成

- | | | |
|-------------------------|-------|----|
| 1) FM有線テレメータ送信機 | | 6台 |
| 受信機 | | 1台 |
| 2) 回転体(約φ360)スリップリング6極用 | | 1個 |
| 3) 送信機収納ケース(端子盤取付を含む) | | 1個 |
| 4) プラグ(27極) | | 5個 |
| 5) 電源 | | 1個 |
| 切替機(ブリッジ及び増幅部) | | 6個 |

3. 仕様

[送信機]

30CH 切替式

- 增幅方式
直流差動増幅方式 30CH
- 入力インピーダンス
 $1M\Omega \times 2$ 以上
- 周波数特性
 $DC \sim 125HZ - 0.5dB$ 以内
- 増幅度
 $\pm 1000\mu S$ 入力において
受信機出力電圧 $\pm 4V$ 以上
- 送信機用電源
受信機側から供給される
- ブリッジ電源
直流定電流電源
- チャンネル切替機
受信機から送られてくる信号を
切替信号に変換する
- チャンネル
30CH

9) ブロック数	6CHを5ブロックにする
10) センサ	120Ω フルブリッジ 24CH 120Ω ハーフブリッジ 6CH
11) インピーダンス変換機	30CH
12) 使用温度範囲	0~50°C以内

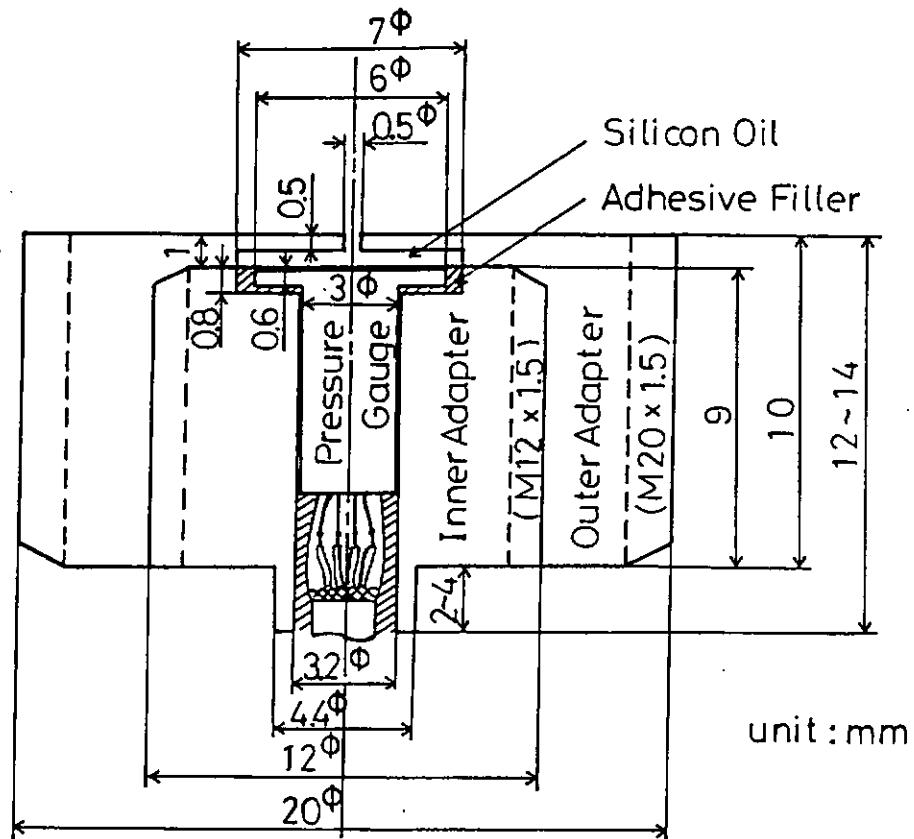
[受信機]

1) チャンネル数	1~6CH 共通 6チャンネル
2) 変調方式	周波数変調(FM)方式
3) 応答周波数特性	DC~125HZ -3dB以内
4) 温度特性	10°C当り±0.5%FS以内
5) 直線性	±0.5%FS以内
6) 出力電圧	±7V(14VP-P)以上、10KΩ 負荷にて
7) 出力電流	±50mA以上、100Ω 負荷にて
8) GAIN	零から最大まで連続可変方式 (ドライバーホール式)
9) ZERO	±0.5V以上
10) S/N	-40dB以上
11) モニタ	LED表示器、チャンネル切替式
12) 警報器	LINEショート、断線の監視付
13) 電源	AC-100V 50~60HZ
14) 30CH切替機	6CHを1ブロックとして、手動押ボタンSWにより 30CH切替方式による計測をする 背面パネルSYNC OUTPUT端子から切替に応じたD C出力を出す

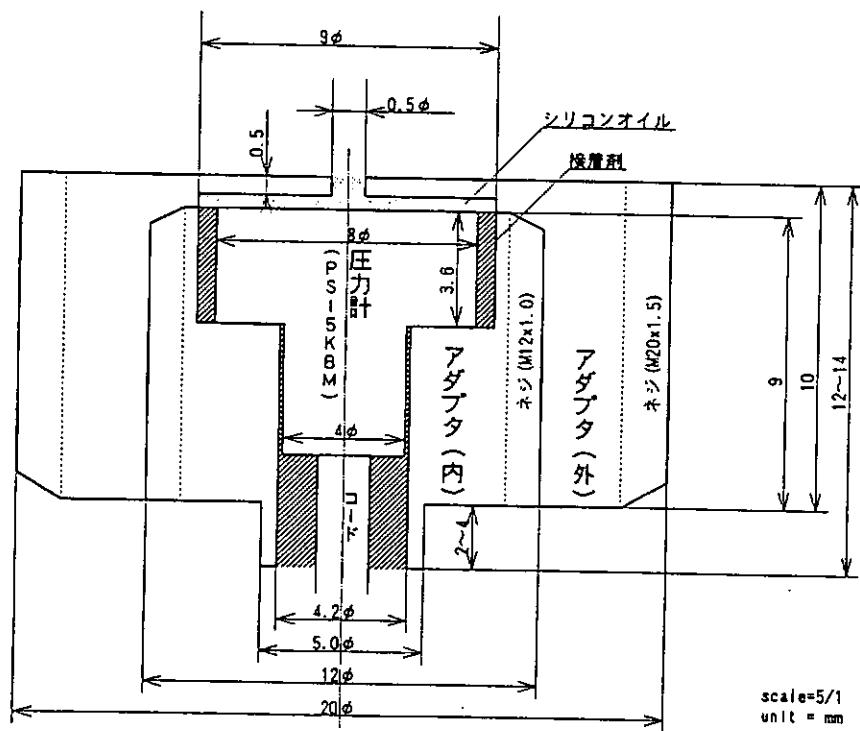
OFF	_____	0.5V
I	_____	1.0V
II	_____	1.5V
III	_____	2.0V
IV	_____	2.5V
V	_____	3.0V

またアンフェノール端子(TO CPU)からも同時に
出力する

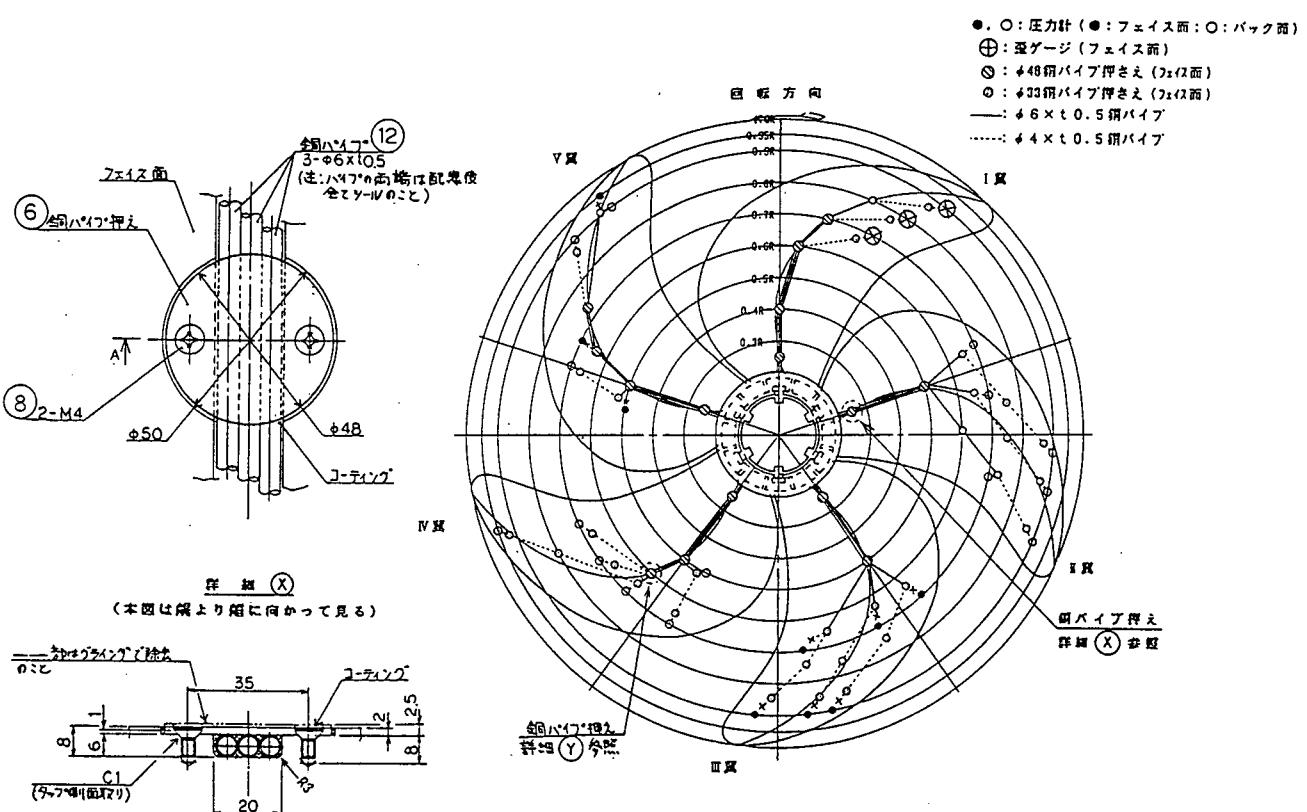
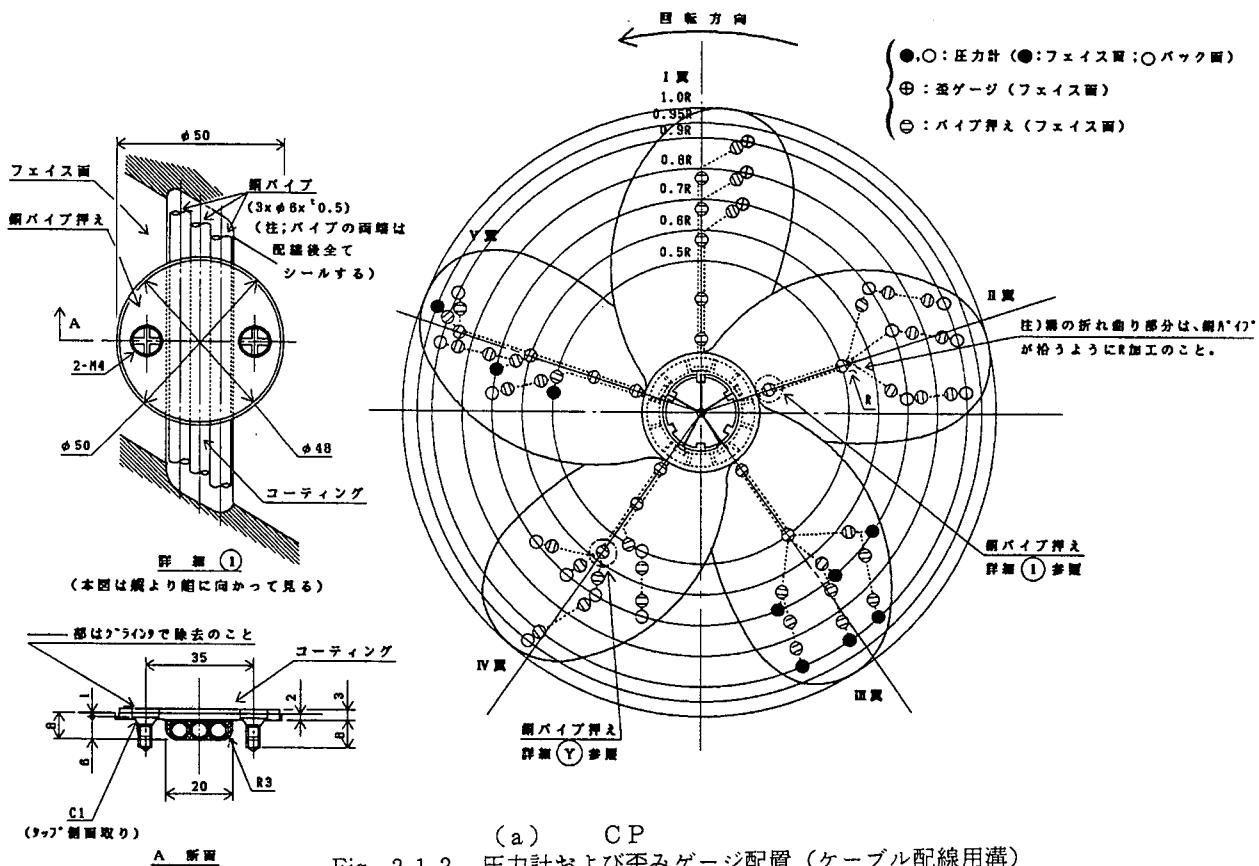
15) 送信機用電源	受信機本体より送る
16) センサ用電源	"
17) キャル・スイッチ	500μST スリップリング・ブラシ取付治具: バランス・ボックス: 抵抗ボックスをバス部27Pコネクタに取付け、機能を 確認する。
	6極



(a) CP
Fig. 2.1.1 Pressure Pick-up for Full-scale Measurement



(b) HSP
Fig. 2.1.1 Pressure Pick-up for Full-scale Measurement



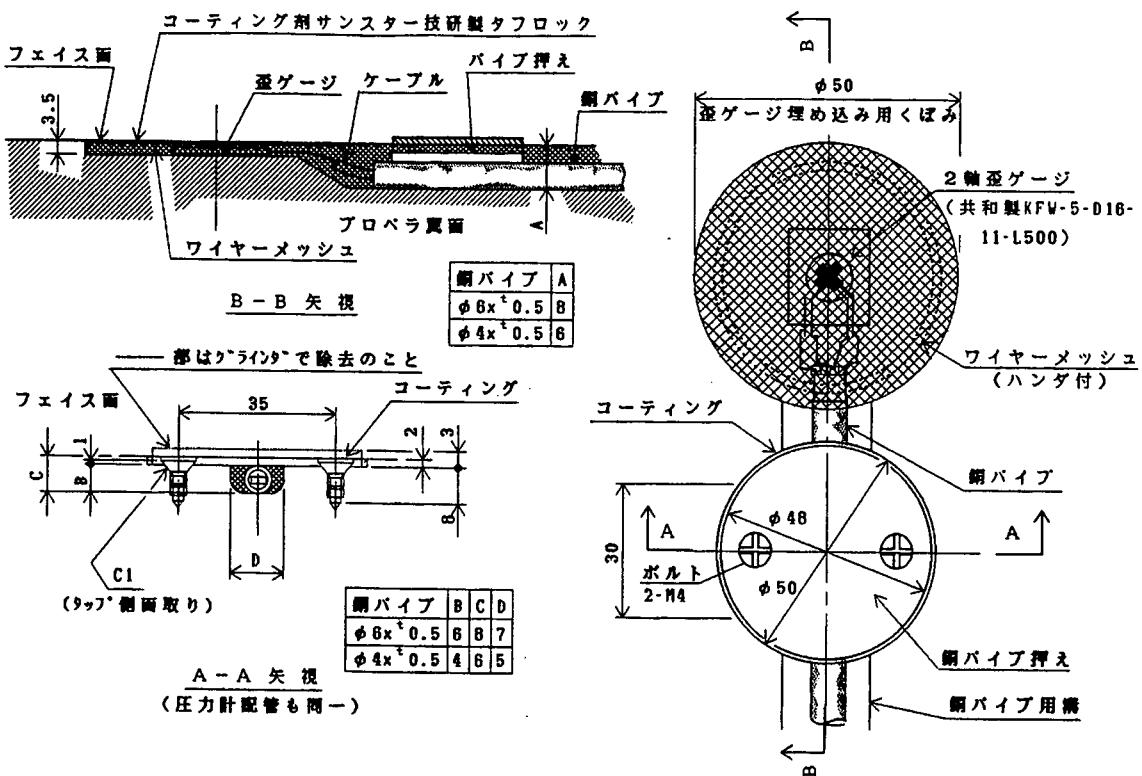


Fig. 2.1.3 (a) CP 傾みゲージ貼付方法

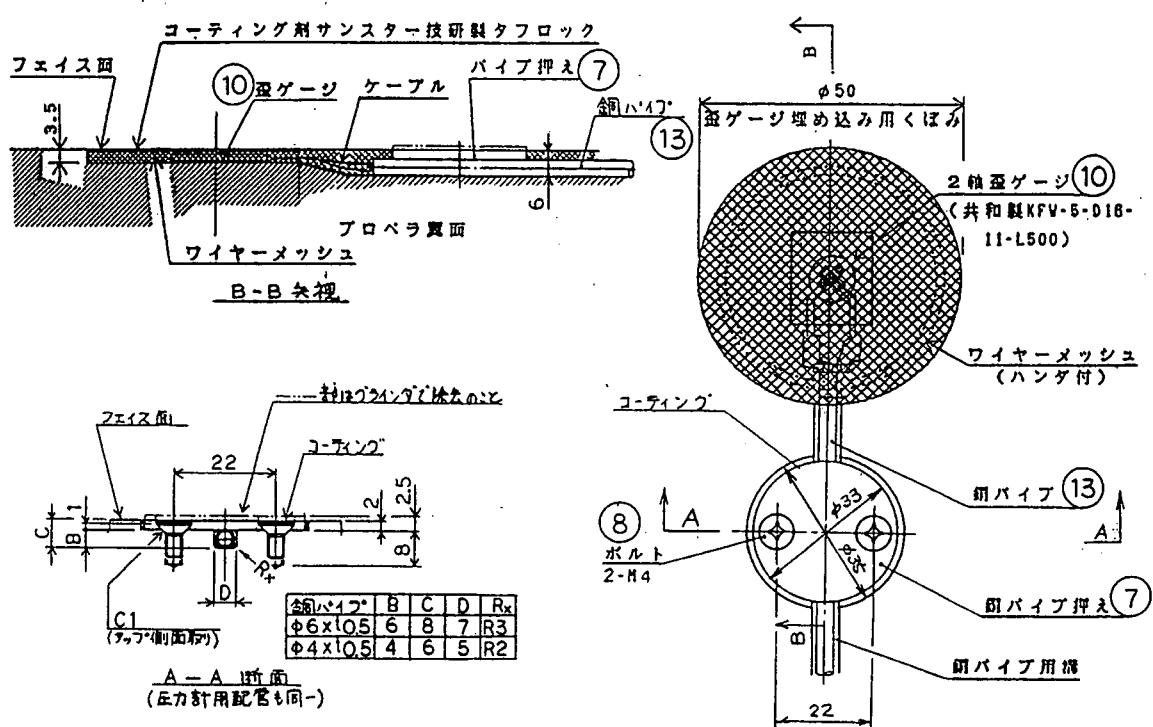


Fig. 2.1.3 (b) H S P 歪みゲージ貼付方法

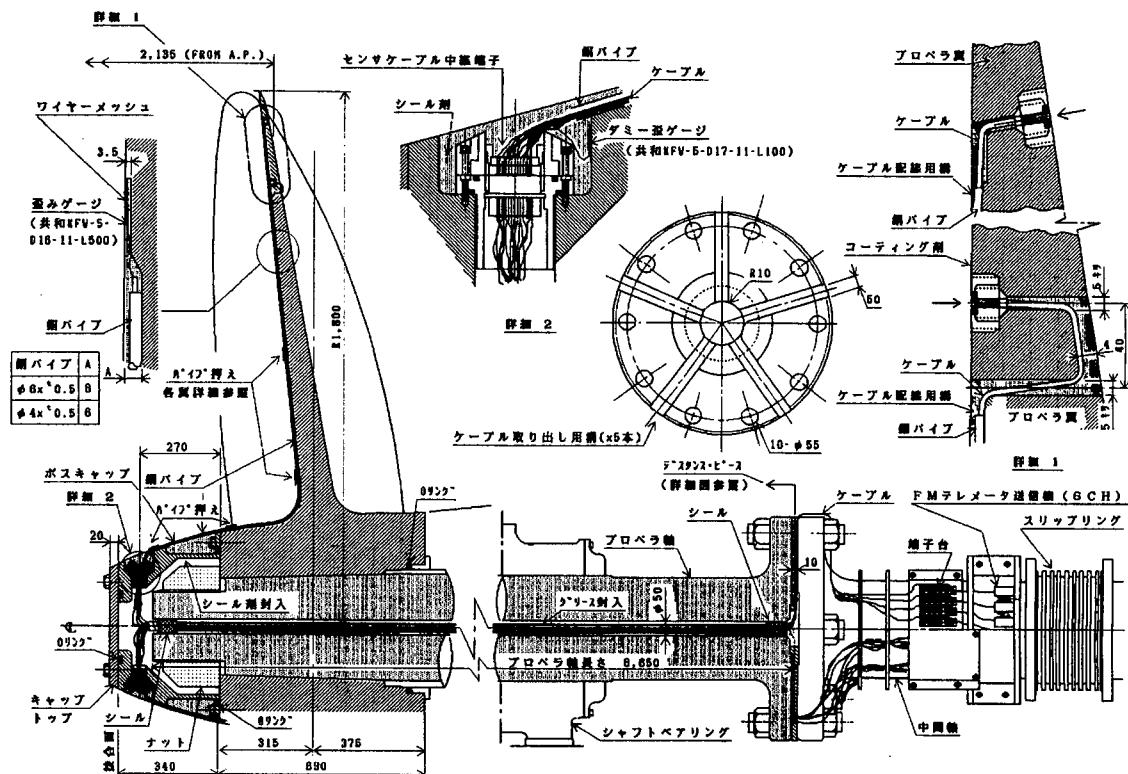


Fig. 2.1.4 プロペラ翼面圧力および翼応力測定システム概要

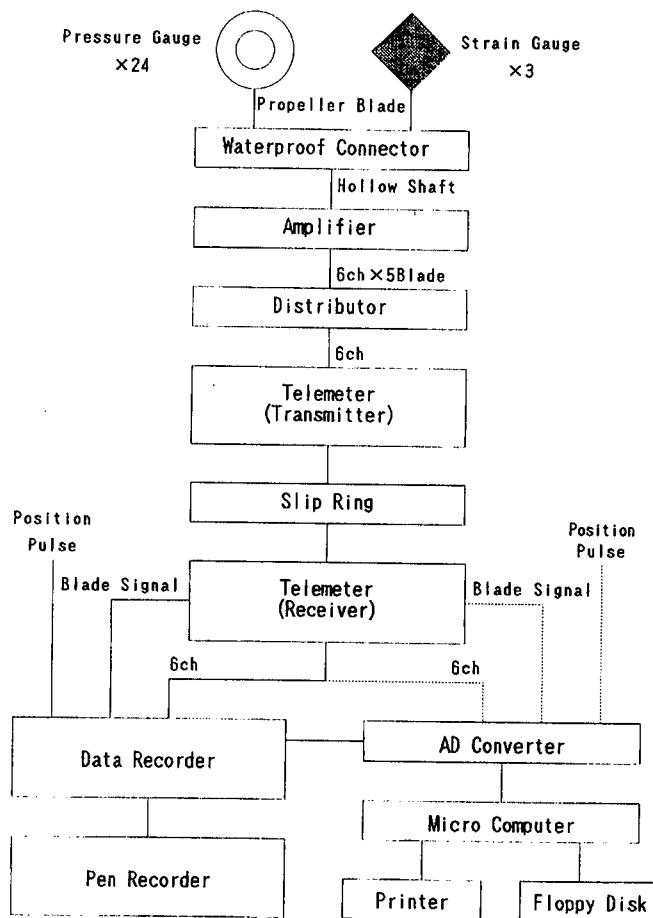


Fig. 2.1.5 Flowchart of Measurement

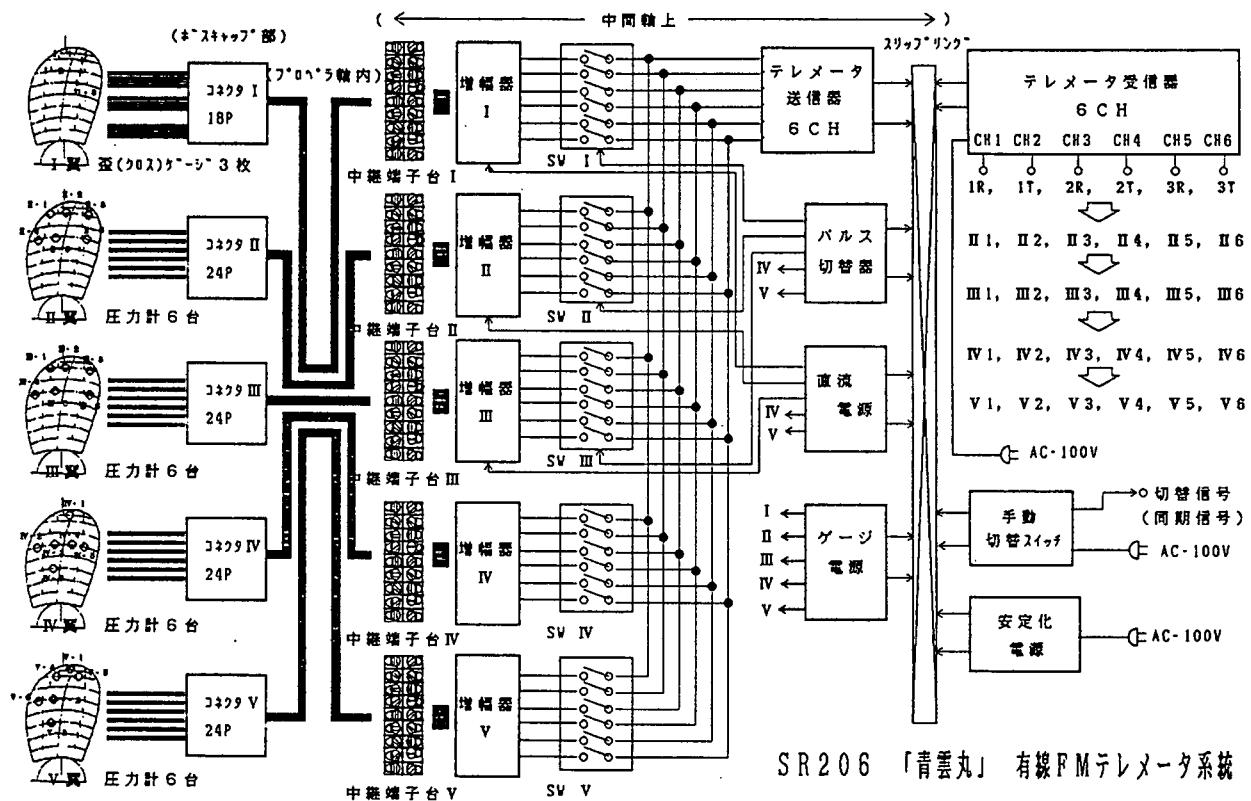


Fig. 2.1.6 有線FMテレメータ系統図

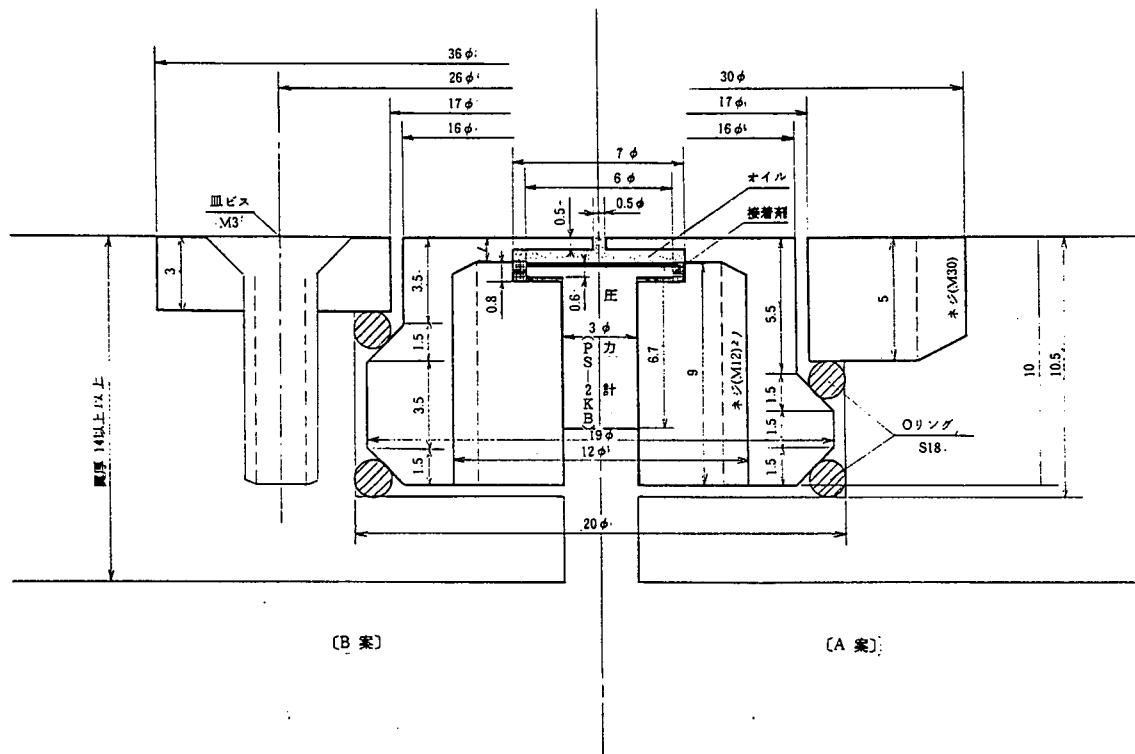


Fig. 2.1.7 実船プロペラ翼面圧力計案

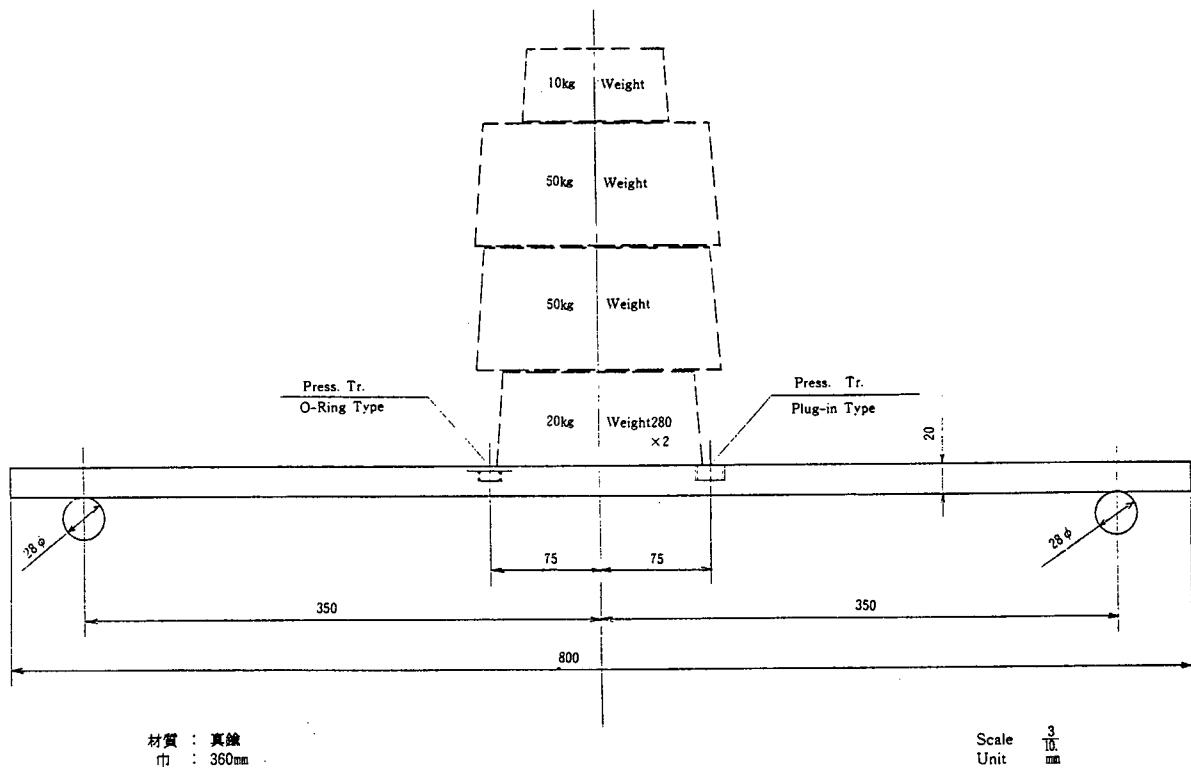


Fig. 2.1.8 圧力計の歪影響試験平板

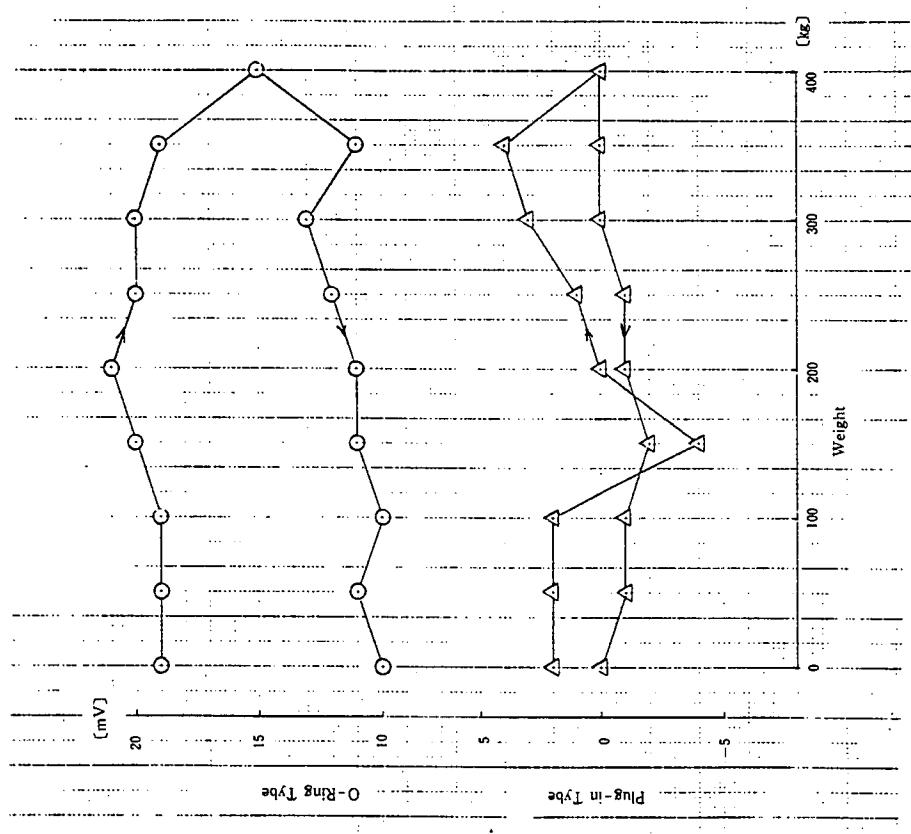


Fig. 2.1.10 圧力計出力への歪影響

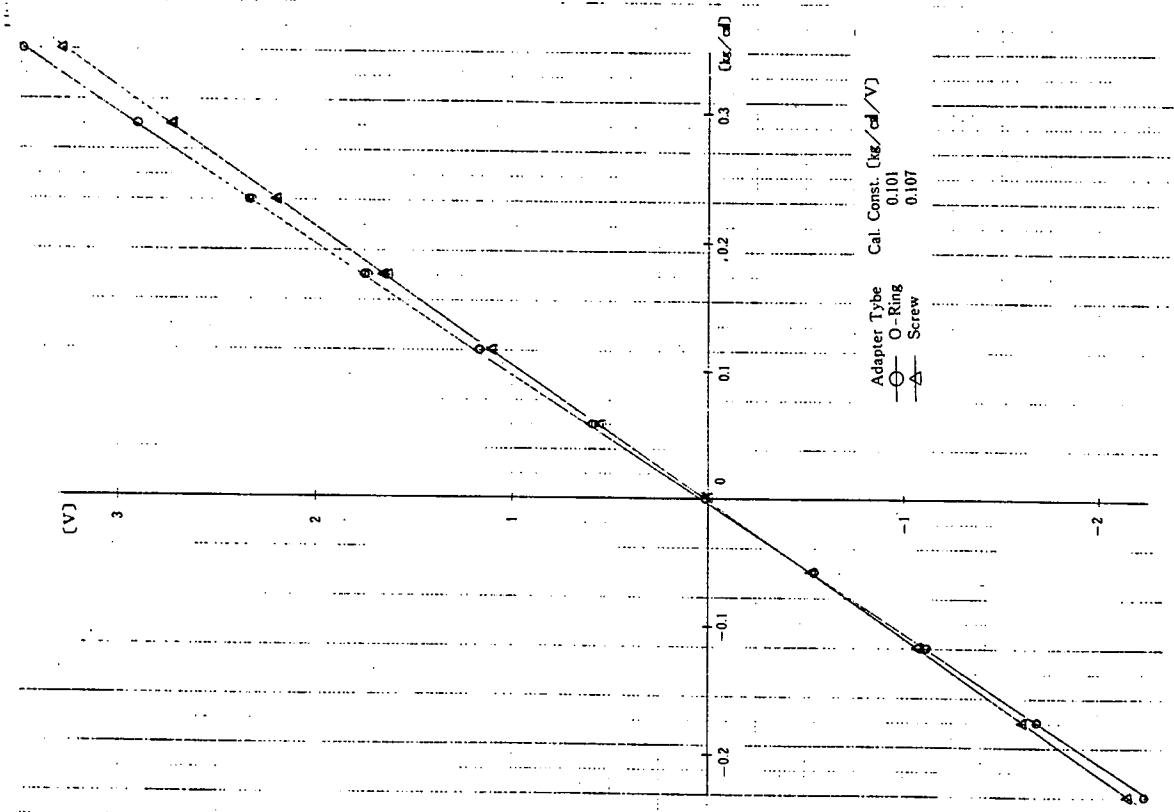


Fig. 2.1.9 圧力計の校正曲線（歪影響無し）

2.1.4 プロペラ強度の検討

翼面圧力計測を実施するには、圧力計を設置するための孔明け加工が必要となる。ここでは、このような加工を施した場合のプロペラ翼の強度を検討する。なお、その考え方は通常型プロペラのなかで詳細に述べ、ハイリースキュードプロペラについては主な結果のみを示し、強度評価を行うものとする。

検討に適用した主機の出力条件とプロペラ主要目を Table 2.1.4 に示す。

Table 2.1.4 主機およびプロペラ主要目

主 機	HITACHI B&W 750-VT2BF-110 最大出力 5400 PS 最大回転数 176 rpm	
プロペラ	通常型	ハイリースキュード
翼 数	5	5
直 径	3600 mm	3600 mm
ピッヂ	3420 mm	3398 mm(0.7R)
ピッヂ比	0.9500	0.9440 (0.7R)
展開面積比	0.6500	0.7000
ボス比	0.1972	0.1972
レー キ 角	6°	-3.03° (TIP)
翼 型	MAU	AEROFOIL SEC.
材 質	Ni-Al-Bronze	Ni-Al-Bronze

(1) 通常型プロペラの強度

圧力計設置部の孔明け加工形状を Fig. 2.1.11 に示す。この孔形状に対し以下の手順で強度検討を行った。

第 1 ステップ：孔明け加工前の翼応力の計算（応力振幅を含む）

第 2 ステップ：孔明け加工後の応力集中の計算（応力集中係数の適用）

応力集中部の最大応力と耐力の比較（塑性変形の確認）

第 3 ステップ：孔の応力集中部にき裂発生を仮定した場合の検討

孔径（20mm）を初期き裂長と仮定し、そのき裂が進展するか否かの判定、進展する場合にはそのき裂進展量の検討

第 4 ステップ：クラッシュアスタン時の強度検討

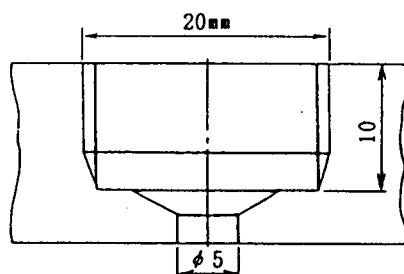


Fig. 2.1.11 孔明け加工の形状

a. 孔明け加工前の翼応力計算(第1ステップ)

はじめに、以下の手順で孔明け加工を施していない翼の応力解析を行う。

1)

- 1) Table 2.1.4 のプロペラ形状と作動条件に本船の伴流分布を用いて揚力面理論計算プログラムより翼面に作用する流体力を求める。
- 2) 最大回転数時において翼に作用する遠心力を求める。
- 3) プロペラ形状より有限要素モデルを作成し、先に求めた流体力と遠心力を荷重として、有限要素解析を行う。

計算結果を最大・最小・平均の各荷重状態について Fig. 2.1.12 に示す。表示は、いずれもピッチ面側である。

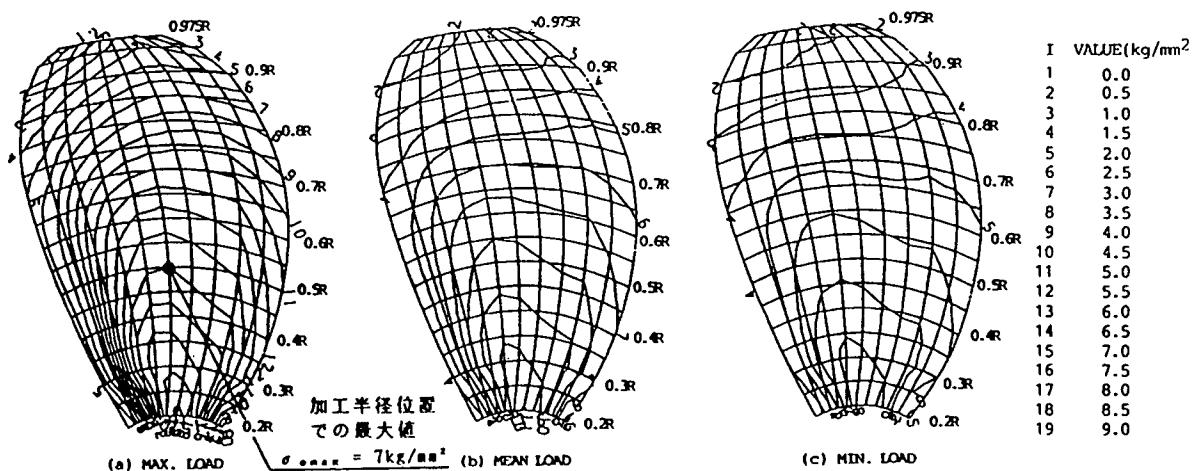


Fig. 2.1.12 等応力線図

b. 孔明け加工後の応力値(第2ステップ)

Fig. 2.1.12 の孔明け加工前の応力値を、応力集中を考慮する際の公称応力 σ_0 とみなし、これに「1個の円形でん充物を持つ無限板が引張力をうける場合」の応力集中係数²⁾を適用する(Fig. 2.1.13 参照)。また、プロペラ材と円形でん充物は同強度($G'/G = 1.0$)として取り扱う(Fig. 2.1.14 参照)。

このとき、孔明け加工部の応力集中は Fig. 2.1.13 の A 点に発生する。A 点での最大応力 $\sigma_{A\text{MAX}}$ は、 $G'/G = 1.0$ の場合、Fig. 2.1.14 の応力集中係数より下記のように表される。

$$\sigma_{A\text{MAX}} = 1.75 \cdot \sigma_0$$

ここで、翼面への孔明け加工は $0.5 R$ 部より外周で行われる。Fig. 2.1.12 より、この半径位置でのプロペラ回転中の最大応力は $\sigma_{0\text{MAX}} = 7 \text{ Kg/mm}^2$ である。

従って、A 点での最大応力 $\sigma_{A\text{MAX}}$ は次の値となる。

$$\sigma_{A\text{MAX}} = 1.75 \times 7 \approx 12.3 \text{ Kg/mm}^2$$

一方、AIBC3材の耐力は $\sigma_{0.2} = 25 \text{ Kg/mm}^2$ 程度であるから、

$$\sigma_{A\text{MAX}} < \sigma_{0.2}$$

となり、円孔周辺部の塑性変形は起こりえない。

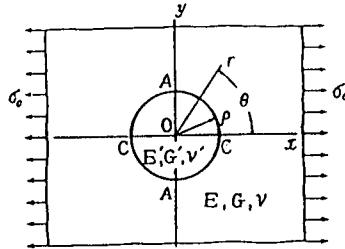


Fig. 2.1.13 模式図

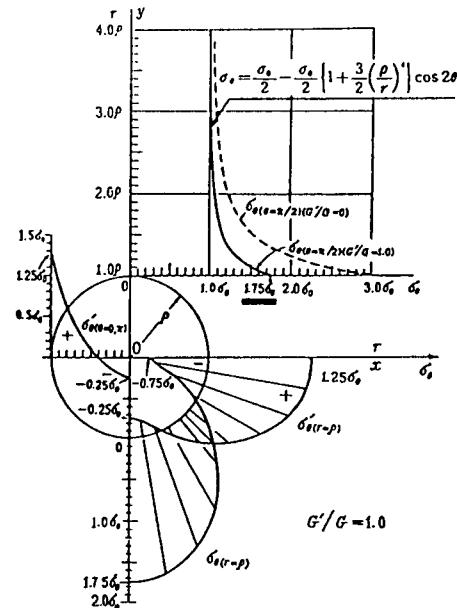


Fig. 2.1.14 応力集中係数

c. 円孔の応力集中部にき裂の発生を仮定した場合の検討（第3ステップ）

円孔の径（20mm）を初期き裂長とみなし、そのき裂が繰返し応力の作用により進展するか否かの判定は、き裂先端の応力拡大係数範囲（△K）とその材料が有する下限界応力拡大係数範囲（△K_{th}）の大小関係を比較することにより可能となる。

き裂先端における応力拡大係数範囲（△K）は、下式で与えられる。

$$\Delta K = (\sigma_{0MAX} - \sigma_{0MIN}) \sqrt{(\pi a)}$$

ここで、 a ：き裂半長

式中の σ_{0MIN} 、 a には $0.5R$ 部の最大・最小応力および円孔の半径が対応する。すなわち、それらの値は以下のとおりである。

$$\sigma_{0MAX} = 7.0 \text{ Kg/mm}^2, \quad \sigma_{0MIN} = 2.5 \text{ Kg/mm}^2, \quad a = 10 \text{ mm}$$

従って、応力拡大係数範囲（△K）は次のように求まる。

$$\Delta K = 25.2 \text{ Kg/mm}^{3/2}$$

一方、A IBC 3材のき裂進展に関する下限界応力拡大係数範囲（△K_{th}）は、 $\Delta K_{th} = 18 \text{ Kg/mm}^{3/2}$ 程度である³⁾。従って、 $\Delta K > \Delta K_{th}$ となり、き裂進展の可能性がある。

そこで、実験期間中にこのき裂がどの程度進展するかを以下に検討する。この判定の基準となるのは次に示す「き裂進展則」である。

$$da/dN = C \cdot (\Delta K)^m$$

ここで、 da/dN ：き裂進展速度（mm/cycle）

m 、 C ：き裂進展に関する材料定数

上式は初期き裂半長 a_i (= 10mm) とし、応力繰返し数 N とした場合の最終き裂半長を a_f とすれば、次式のように書き換えられる。

$$a_f = [a_i^{(2-m)/2} - N C (m-2) (\Delta K \sqrt{\pi})^{m/2}]^{2/(2-m)}$$

ここで、 m 、 C は材料定数であり次の値を有する³⁾。

$$m = 4.55$$

$$C = 7.24 \times 10^{-13}$$

また、Fig. 2.1.12 より 0.5 R 部における応力範囲 $\Delta\sigma$ は、以下のとおりである。

$$\Delta\sigma = \sigma_{OMAX} - \sigma_{OMIN}$$

$$= 7 - 2.5 = 4.5 \text{ Kg/mm}^2$$

そして、応力繰返し数 N は実験期間が 6 日間であることから、最大回転数 (176 rpm) でフル稼働したと仮定すれば、 N の値は次のようになる。

$$N = 176 \times 60 \times 24 \times 6$$

$$= 1.5 \times 10^8 \text{ cycle}$$

以上より、6 日間フル稼働した場合の最終き裂半長 a_f は次のように求められる。

$$a_f = 13.70 \text{ mm}$$

応力繰返し数 N が上記より少ない場合についても同様に最終き裂半長 a_f が求まる。結果を Table 2.1.5 および Fig. 2.1.15 に示す。

Table 2.1.5 応力繰返し数と最終き裂半長

応力繰返し数 N (cycle)	最終き裂半長 a_f (mm)
0.1×10^8	10.17
"	10.54
"	10.95
"	11.40
"	11.89
"	12.43
"	13.02

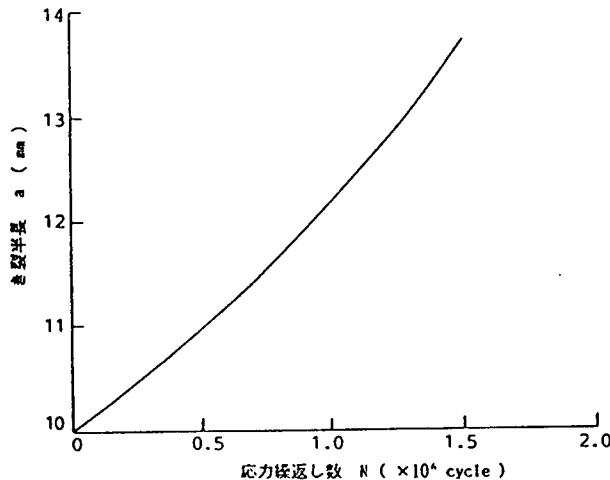


Fig. 2.1.15 応力繰返し数と最終き裂半長

以上のように、き裂が進展したと仮定しても実験期間中のき裂成長はごくわずかである。

d. クラッシュアスタン時の強度検討（第 4 ステップ）

今回の実験の前身である SR183 研究部会は、昭和 57 年に、通常型プロペラとハイリースキュードプロペラについて、翼応力の計測を含む各種の比較計測を行った⁴⁾。

Table 2.1.6 過去に計測された翼応力値

	プロペラ推力 (Ton) (Ratio)	翼応力 (kg/mm ²) (Ratio)	備 考
通常前進時平均	30 1	4.6 1	プロペラ回転数176rpm
クラッシュアスタン 平均	-20 0.67	-3.0 0.64	停止までの最大値
" 最大	-25 0.83	-8.0 1.70	変動分の瞬間最大値

その後、日本海事協会技術研究所は、クラッシュアスタン時の翼応力計測について追加実験を行っている⁵⁾。これらの実験結果から、クラッシュアスタン時の翼応力評価に関するものを抜き出して整理するとTable. 2.1.6 のようになる。引用した値はいずれもハイスクュープロペラの翼根部(0.3R部前から90%位置)で計測された値である。表中、クラッシュアスタン開始時の船速は15Kt, プロペラ回転数は145.5回転であり、逆転可能回転数は70回転、逆転整定回転数は、110回転である。参考としてFig. 2.1.16に、クラッシュアスタン開始から停止までの各種計測値の時間変化を示した⁵⁾。これによると、最大応力は変動成分の瞬間最大値にあらわれ、その値は-8.0kg/mm²である。また、通常前進時に対する応力増加率は約1.70倍である。

そこで、この増加率がそのまま翼全体に成り立つと仮定し、Fig. 2.1.12 の平均荷重時の応力分布に適用すると、0.5R部における孔明け位置のクラッシュアスタン時最大応力は次のように推定できる。

$$\sigma_0 = 3.7 \times 1.7 = 6.3 \text{ kg/mm}^2$$

この値は、前述した一回転中の0.5R部での最大公称応力7kg/mm²(=σ_{OMAX})よりも小さく、従って、塑性変形を考慮しても強度上まったく問題ないと判断できる。

クラッシュアスタン時の応力増加率1.70は、ハイリースキュードプロペラの実験結果にもとづくものである。今回実験に使用する通常型プロペラではこの値は異なるものと思われるが、形状的に振り応力の生じにくい通常型では、この値はさらに低下するものと考えられ、この点を考慮してもクラッシュアスタン時の強度は問題ないものと評価できる。

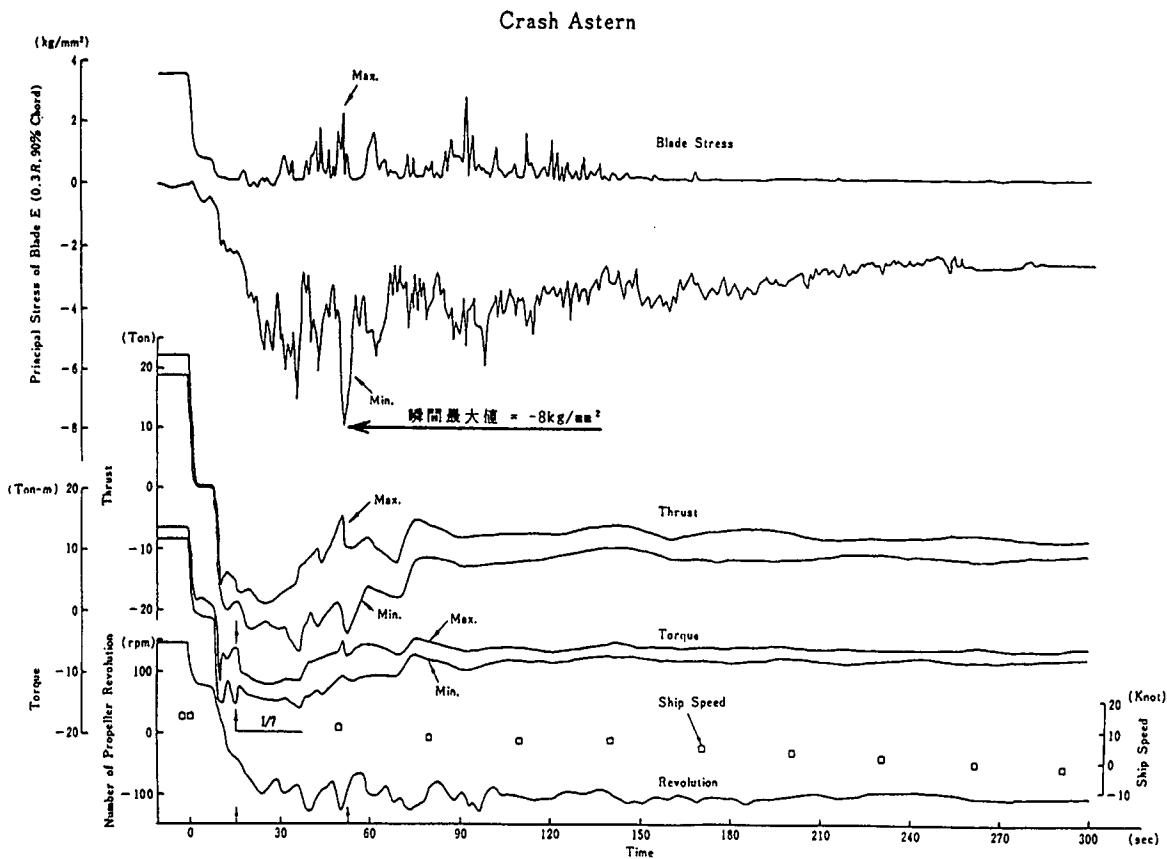


Fig. 2.1.16 クラッシュアスタン性能および翼応力 (0.3R, 90% CHORD)

(2) ハイリースキュードプロペラの強度

a. 孔明け加工前の翼応力計算(第1ステップ)

通常型プロペラの場合と同様の計算方法により得られたハイリースキュードプロペラ1回転についての平均応力の等応力線図をFig. 2.1.17に示す。また、各半径ごとの最大、平均および最小応力をFig. 2.1.18に示す。

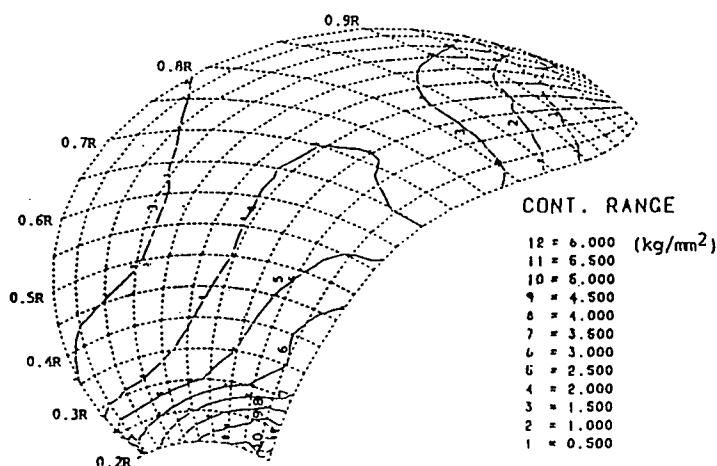


Fig. 2.1.17 平均応力の等応力線図

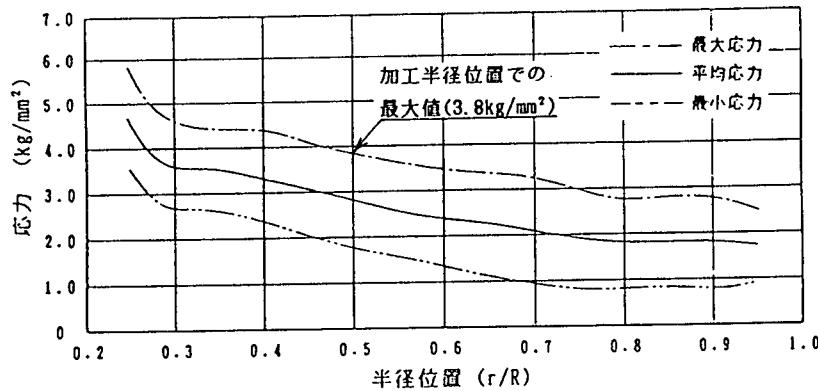


Fig. 2.1.18 各半径位置での応力値

b. 孔明け加工後の応力値(第2ステップ)

Fig. 2.1.18より、プロペラ回転中の $0.5 R$ 部での最大応力は $\sigma_{OMAX} = 3.8 \text{ Kg/mm}^2$ である。

従って、A点での最大応力 σ_{AMAX} は次の値となる。

$$\sigma_{AMAX} = 1.75 \times 3.8 = 6.7 \text{ Kg/mm}^2$$

これより、 $\sigma_{AMAX} < \sigma_{0.2}$ となり、円孔周辺部の塑性変形は起りえない。

c. 円孔の応力集中部にき裂の発生を仮定した場合の検討(第3ステップ)

き裂進展の検討に必要な値はハイリースキュードプロペラの場合、以下のとおりである。

$$\sigma_{OMAX} = 3.8 \text{ Kg/mm}^2, \sigma_{OMIN} = 1.7 \text{ Kg/mm}^2, a = 10 \text{ mm}$$

従って、応力拡大係数範囲は次のように求まる。

$$\Delta K = 11.8 \text{ Kg/mm}^{3/2}$$

これより、 $\Delta K < \Delta K_{th}$ となり、き裂進展はあり得ない。

d. クラッシュアスタン時の強度検討(第4ステップ)

$0.5 R$ 部における平均応力値はFig. 2.1.18より、 2.8 Kg/mm^2 である。これより、クラッシュアスタン時の最大応力は次のように推定できる。

$$\sigma_0 = 2.8 \times 1.7 = 4.8 \text{ Kg/mm}^2$$

以上より、この最大応力値に前述の円孔まわりの応力集中係数を加味しても、耐力以下の応力値となり、従って、塑性変形を考慮しても強度上まったく問題ないと判断できる。

(3) まとめ

これまでに、通常型プロペラとハイリースキュードプロペラの翼面に孔明け加工を施した場合の強度検討を行った。その結果は、以下のようにまとめられる。

1) 両者とも、前進正転時における円孔周辺部の応力集中による最大応力値は材料の耐力以下であり、塑性変形は起りえない。

2) 通常型プロペラでは、円孔の応力集中部にき裂が発生したと仮定した場合、そのき裂は進展する可能性がある。しかし、そのき裂進展量は実験期間中で約 4 mm とごくわずかである。

3) ハイリースキュードプロペラでは、円孔の応力集中部にき裂が発生したと仮定しても、き裂進展はあり得ない。

4) クラッシュアスタン時においても、両者とも円孔周辺部に塑性変形は起りえない。

次に、通常型プロペラとハイリースキュードプロペラの強度検討に関する各種数値の比較をTable 2.1.7に示す。これより、ハイリースキュードプロペラは通常型プロペラに比べて強度上有利に設計されているものと判断できる。

Table 2.1.7 各種数値の比較

項目	通常型	ハイリースキュード
前進時円孔部の最大応力(kg/mm^2)	12.3	6.7
応力拡大係数範囲 ($\text{kg}/\text{mm}^{3/2}$)	25.2	11.8
アスタン時最大応力 (kg/mm^2)	6.3	4.8

最後に、上記2)に関して付記すれば、疲労寿命は

$$\text{疲労寿命} = \text{き裂発生寿命} + \text{き裂進展寿命}$$

で表される。このき裂発生寿命はプロペラの場合通常少なく見積もっても数ヶ月単位である。このことも考慮すれば、実験期間中のみという非常に短期間の使用であれば強度上全く問題はないと考えられる。

参考文献

- 1) 小山鴻一：新しい方法によるプロペラ揚力面の数値的解析、日本造船学会論文集、第132号、1972
- 2) 西田正孝：応力集中、森北出版、昭和44年
- 3) 日本海事協会：プロペラ用鋳造材の疲労強度に関する統計的評価、日本海事協会会誌、No.197、1986(V)
- 4) 日本造船研究協会第183研究部会：船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラおよび船尾形状の研究、昭和57年度
- 5) 陵 志浩他：Highly Skewed PropellerとConventional Propellerの翼発生応力と船尾振動についての実船比較試験、日本海事協会会誌、191号、昭和59年

2.1.5 プロペラ加工工事

実船実験に先立って、通常型プロペラおよびハイリースキュードプロペラの加工工事を行った。ここでは、それらの加工図面および加工工程について述べる。

プロペラ加工に関する初期計画図は三井造船昭島研究所において作成された。そして、この初期計画図をもとに運輸省船舶技術研究所・三井造船昭島研究所・ナカシマプロペラの三者間で、実際の計測および機械加工の両面を考慮して協議がなされ、最終的な加工方案が決定された。実験にあたり、形状および構造上一般的のプロペラと大きく異なる点は、キャップ部をボスキャップとキャップトップに分割していることである。そして、このキャップトップは平らな円盤形状としている。

加工方案のうち、通常型プロペラとハイリースキュードプロペラとの相違点は、後者では押え板を2種類としたことである。すなわち、翼中央部から先端にかけては配線溝の幅が狭いため、この範囲では押え板を小さいものとしている。

なお、通常型プロペラについては加工図面のすべてを示す。そして、ハイリースキュードプロペラでは通常型プロペラとの重複部分を除いて示すものとする。

(1) 通常型プロペラ

a. 加工図面

通常型プロペラの加工図面を以下に示す。

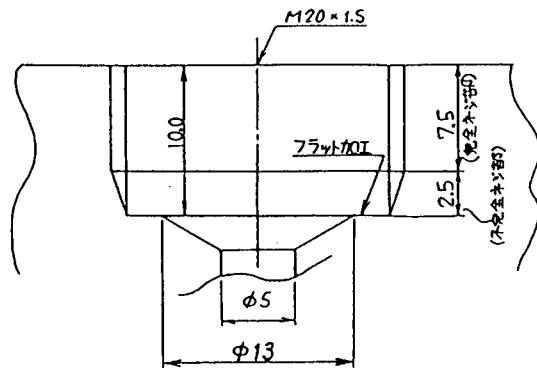


Fig. 2.1.19 圧力計取付部詳細

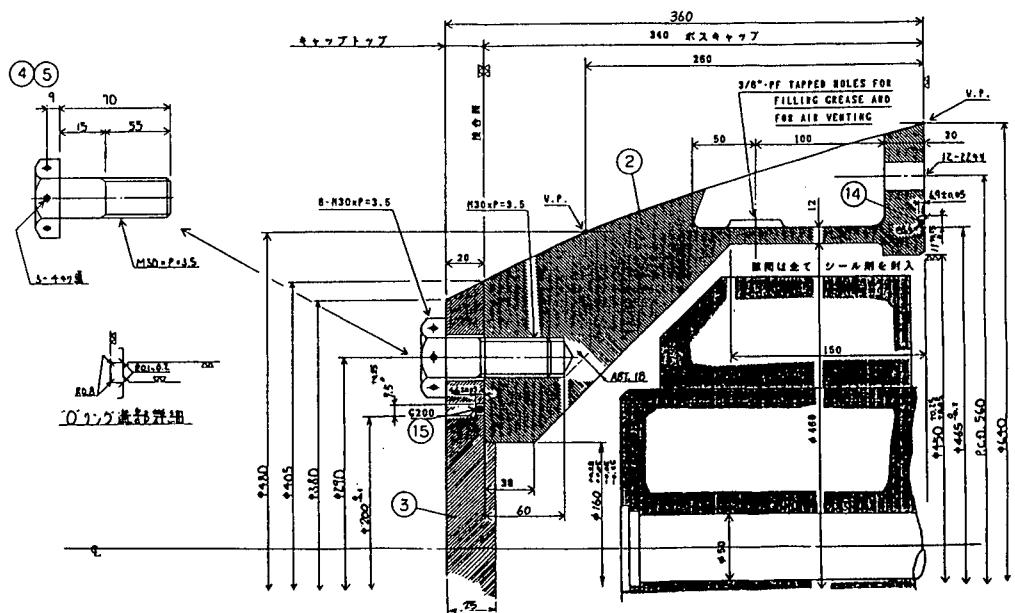


Fig. 2.1.20(a) ボスキャップおよびキャップトップ

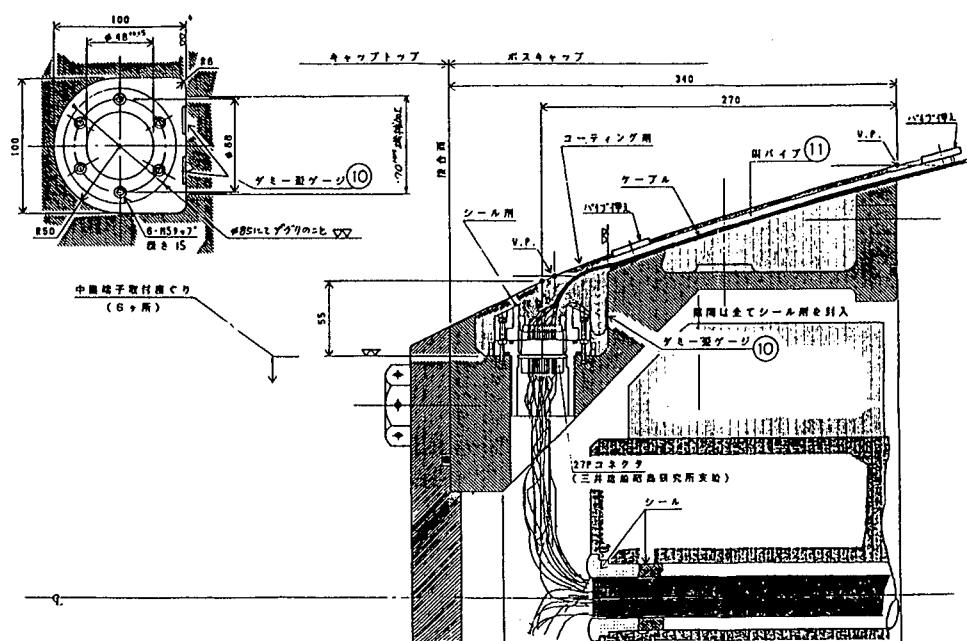


Fig. 2.1.20(b) ボスキャップおよびキャップトップ

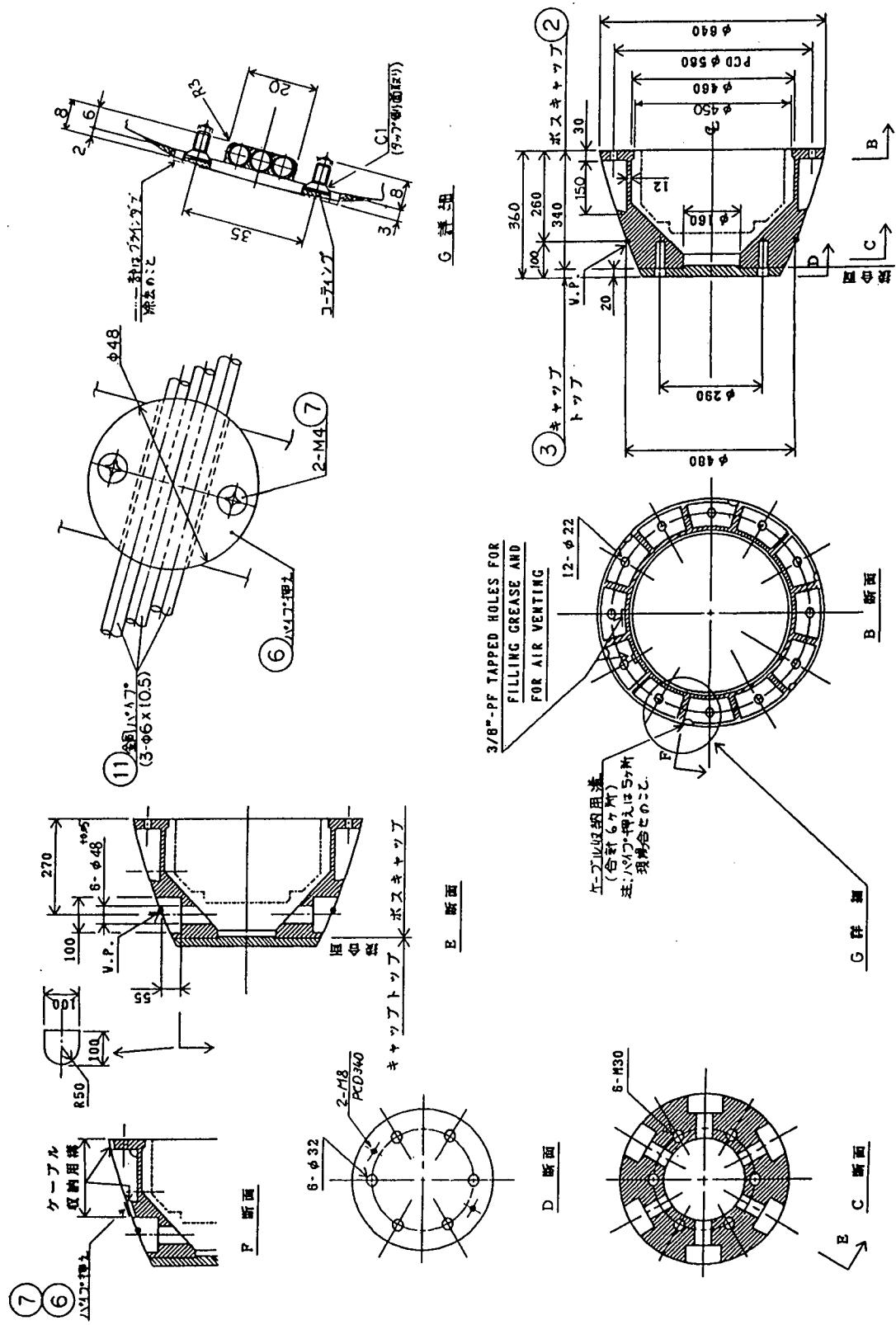
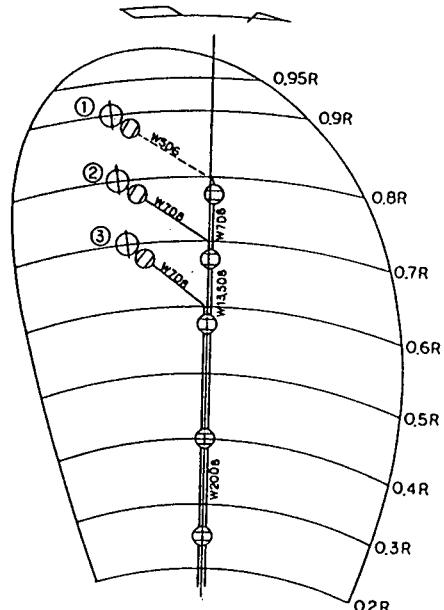


Fig. 2.1.21 ボスキャラップおよびキャラップトップ詳細

I 面 FACE



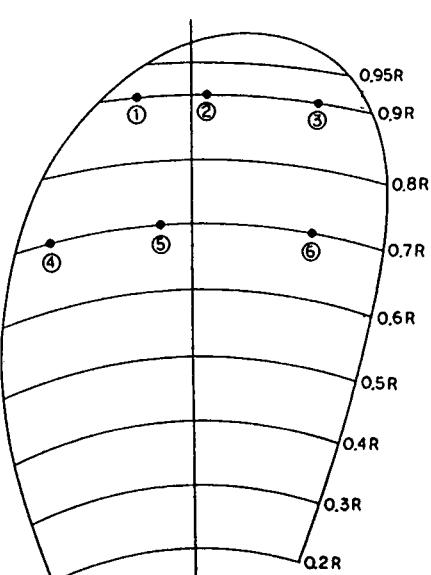
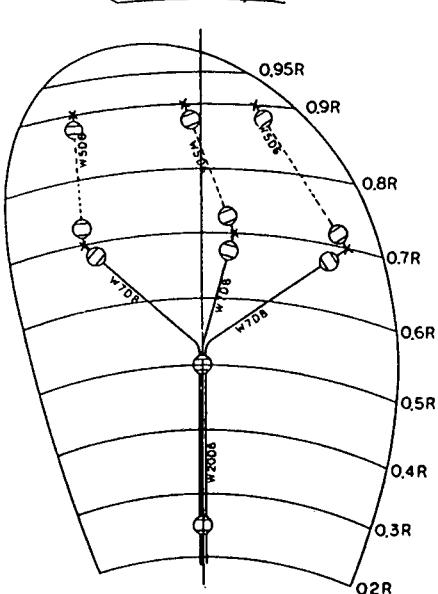
符号	計測点	計測位置 R/R	GL75の距離 mm	TRAGCLGの距離 mm
①	9FS70	0.9	+276.8	-
②	8FS70	0.8	+260.2	-
③	7FS70	0.7	+227.9	-

⊕ : 垂直
○ : 鋼パイプ押え板
— : $\phi 6 \times 0.5$ 鋼パイプ
--- : $\phi 4 \times 0.5$ 鋼パイプ

Fig. 2.1.22(a) I 翼 詳 細

II 面 BACK

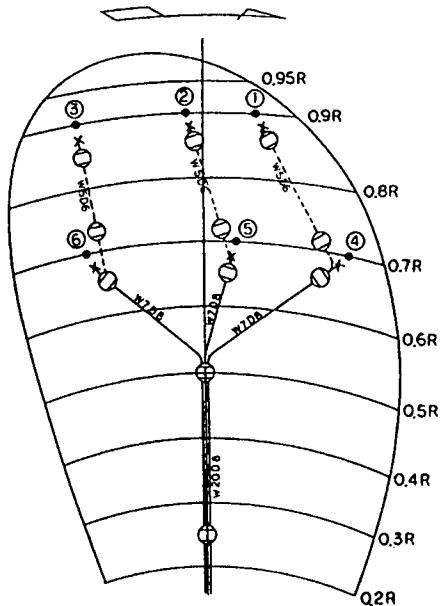
II 面 BACK



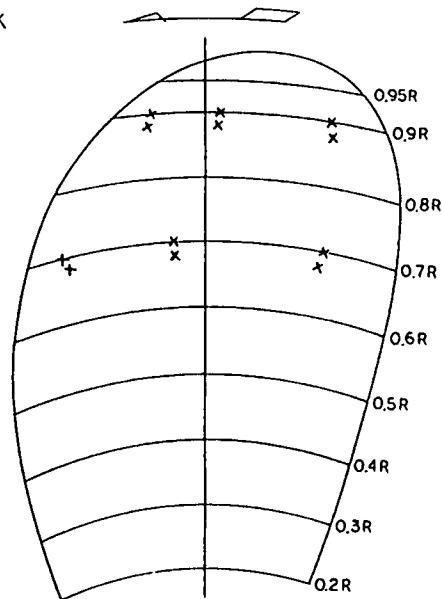
符号	計測点	計測位置 R/R	GL75の距離 mm	TRAGCLGの距離 mm
①	9815	0.9	-159.9	-152.1
②	9840	0.9	+38.6	46.4
③	9880	0.9	+356.2	364.0
④	7B10	0.7	-406.3	-385.0
⑤	7B40	0.7	-89.2	-67.9
⑥	7B80	0.7	+333.6	354.9

Fig. 2.1.22(b) II 翼 詳 細

III 翼 FACE



III 翼 BACK

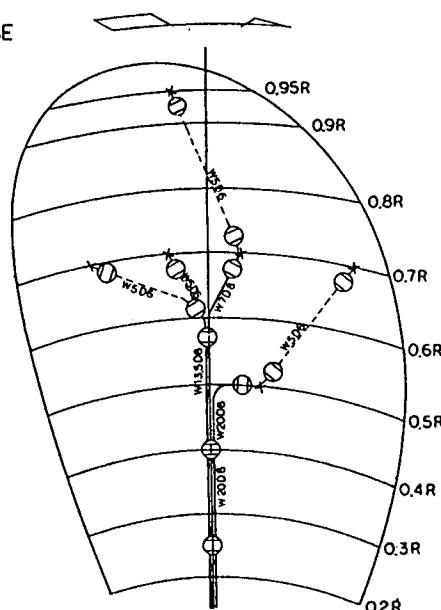


- : 圧力計
- X : $\phi 5$ FACE-BACK貫通穴
- : 鋼パイプ押え板
- : $\phi 6 \times 1.05$ 鋼パイプ
- - - : $\phi 4 \times 1.05$ 鋼パイプ

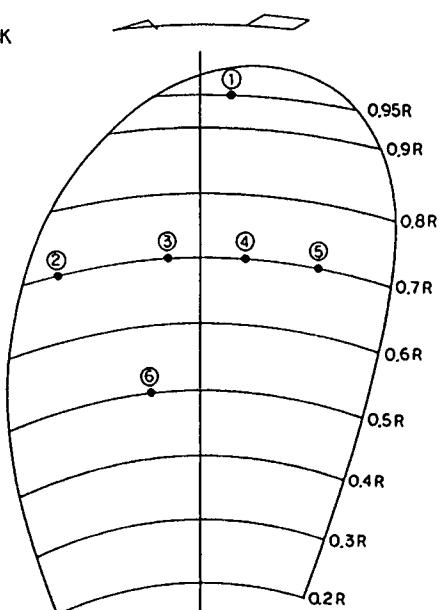
符号	計測点	計測位置		
		T/R	GL75の距離	T/R GL75の距離
①	9F15	0.9	-159.9	
②	9F40	0.9	+38.6	
③	9F80	0.9	-356.2	
④	7F10	0.7	-406.3	
⑤	7F40	0.7	-89.2	
⑥	7F80	0.7	+333.6	

Fig. 2.1.22(c) III 翼 詳細

IV 翼 FACE



IV 翼 BACK

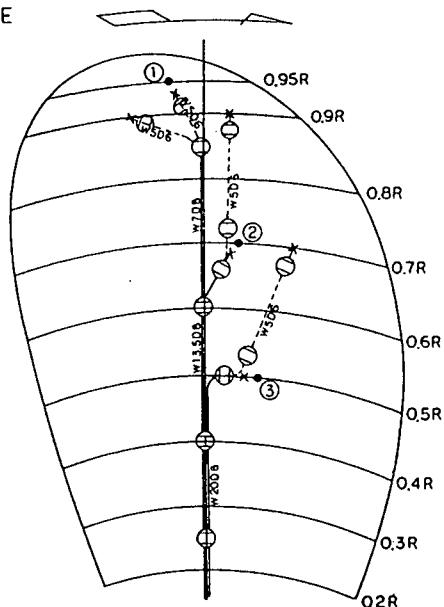


- X : $\phi 5$ FACE-BACK貫通穴
- : 鋼パイプ押え板
- : $\phi 6 \times 1.05$ 鋼パイプ
- - - : $\phi 4 \times 1.05$ 鋼パイプ
- : 圧力計

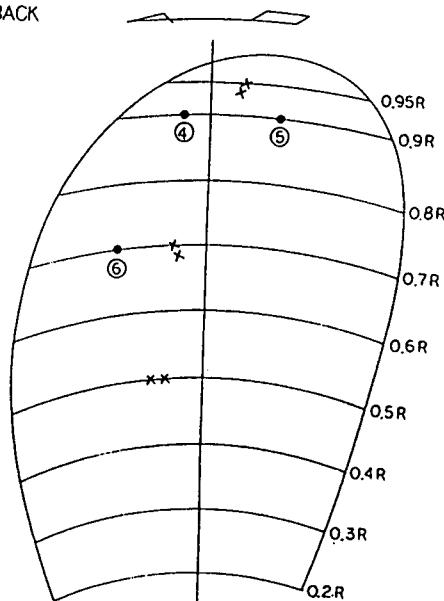
符号	計測点	計測位置		
		T/R	GL75の距離	T/R GL75の距離
①	9B40	0.95	+94	987
②	7B10	0.7	-406.3	-385.0
③	7B40	0.7	-89.2	-67.9
④	7B60	0.7	+122.2	143.5
⑤	7B80	0.7	+333.6	354.9
⑥	5B40	0.5	-138.9	-97.3

Fig. 2.1.22(d) IV 翼 詳細

V翼 FACE



V翼 BACK



- : 圧力計
- × : ♦5 FACE-BACK 間隔穴
- : 銅ハイフ押え板
- : ♦6x10.5 銅ハイフ
- : ♦4x10.5 銅ハイフ

符号	計測点	計測位置	T/R	GLTSの位置	TOT GLTSの位置
①	95F40	0.95	+ 94		
②	7F40	0.7	- 89.2		
③	5F40	0.5	- 138.6		

符号	計測点	計測位置	T/R	GLTSの位置	TOT GLTSの位置
④	9825	0.9	- 80.5	- 72.7	
⑤	9860	0.9	+ 197.4	205.2	
⑥	7825	0.7	- 247.8	- 226.5	

Fig. 2.1.22(e) V 翼 詳 細

Table 2.1.8 部品表

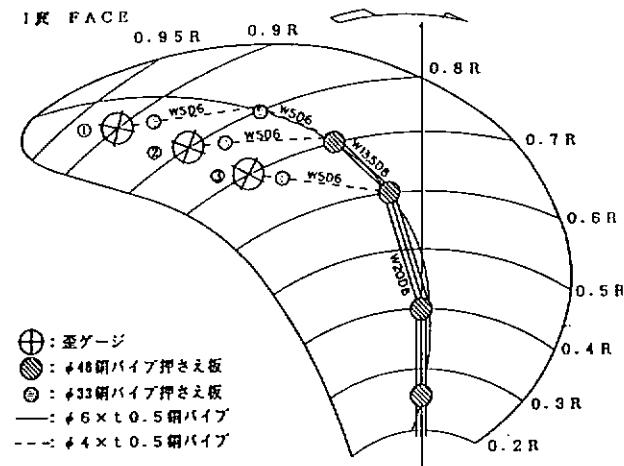
QUANTITY INDICATES FOR 1 VESSEL TO BE MANUFACTURED FOR 1 VESSEL							
本表は1隻分製作個数を示し 1隻分製作の事							
MARK	PARTICULARS	MATERIAL	TEST PIECE	WORKING TIME	SPARE PART	TOTAL H	PER ONE 分合計
符号	製品目	材質	試験片採取	時間	部品	時間	重量(kg)
15	「O」リング	N.B.R.		1	1	2	
14	「O」リング	N.B.R.		1	1	2	
13	「O」リング	N.B.R.		1	1	2	
12	銅ハイフ	CIZZOT		6M	3M	9M	
11	銅ハイフ	CIZZOT		24M	11M	35M	
10	タミ直ゲージ						
9	直ゲージ						
8	圧力計						
7	十字穴付き小ネジ	SUS304		128	52	180	
6	金剛ハイフ押え	CZ600P		64	26	90	
5	回り止めワイヤ	SUS304		1.5M	1.5M	3M	
4	六角ボルト	SUS304		6		6	
3	キャップトップ	HBScI		1		1	
2	ボスキャップ	HBScI		1		1	
1	フローベラ	ALBCC3		1		1	
REMARKS							
摘要							

Table 2.1.9 通常型プロペラの加工工程

SR206青雲丸(CP)工事予定表												
平成元年9月1日 ナカシマプロペラ株式会社												
項目	担当	9月					10月					会議・連絡
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
担当	金土日	月火水木	火水木	木金土	日月火	水木	木	金土	日月火	水木	木	金土日月
加部本体	ナシ	研磨・穴あけ	孔あけ	セラ部加工	清拭	清加工	(キャブ合体)	→	工場移動	配管: 配管: ハリ根付け ハリエッジガード処理 製面マスク	● AG-1.2 委	
ネックナット	ナシ	木型	→	鋳造	→	機械加工: 連加工	→					● 本委
船研	計	セラフタ加工用治具・ツボン、圧力セル、ルーラー	→									
部品・計測器準備	三井	ワイヤレス・リモートコントローラー・スイッチ、0.1kg・高アマplitude	→									
	ナシ	廻止め穴・穴開け	→	M4.5×1.0	リグ・錆イフ・ドレン、キャブホルト	→						
加工準備 配管作業	船研 三井 ナシ	配線仕業打金具	→	加工準備	→	配線工事: 配線盤記	→					

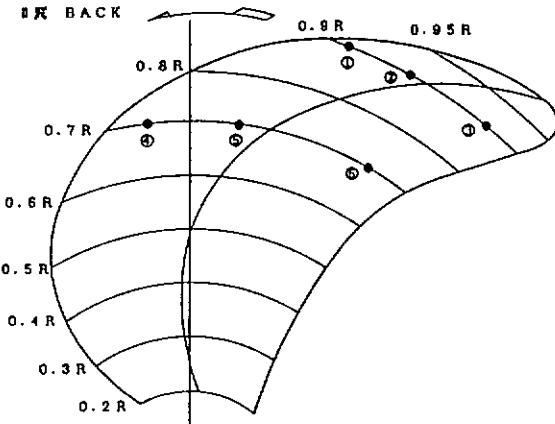
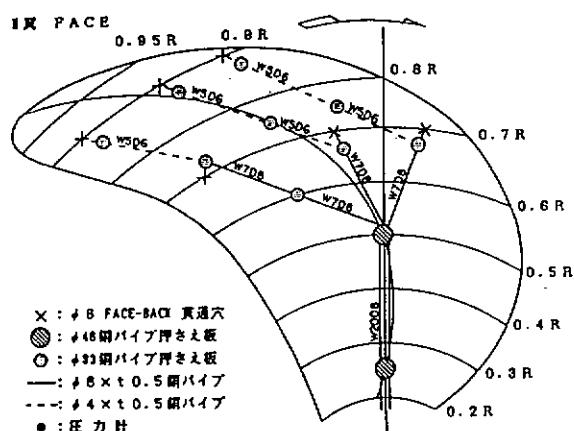
(2) ハイリースキュードプロペラ

a. 加工図面



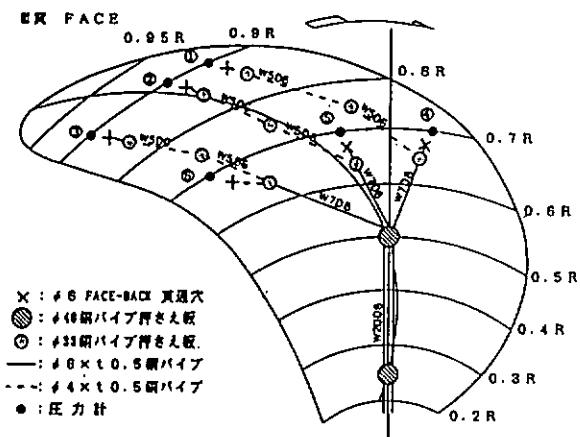
符号	計測点	計測位置		
		r/R	CLからの距離	LF
①	9FS70	0.9	1,057	-
②	8FS70	0.8	749	3
③	7FS70	0.7	503	2
				505

Fig. 2.1.23(a) I 翼 詳 細



符号	計測点	計測位置		
		r/R	CLからの距離	LF
①	9B15	0.8	606	-
②	9B40	0.8	811	-
③	9B80	0.8	1,139	-
④	7B10	0.7	-208	25
⑤	7B40	0.7	147	25
⑥	7B80	0.7	821	25
				646

Fig. 2.1.23(b) II 翼 詳 細



符号	計測点	計測位置			
		r/R	CLからの距離	L/P	からCLからの距離
①	9F15	0.9	606	—	—
②	9F40	0.9	811	—	—
③	9F80	0.9	1,139	—	—
④	7F10	0.7	-208	2	-206
⑤	7F40	0.7	147	2	149
⑥	7F80	0.7	621	2	623

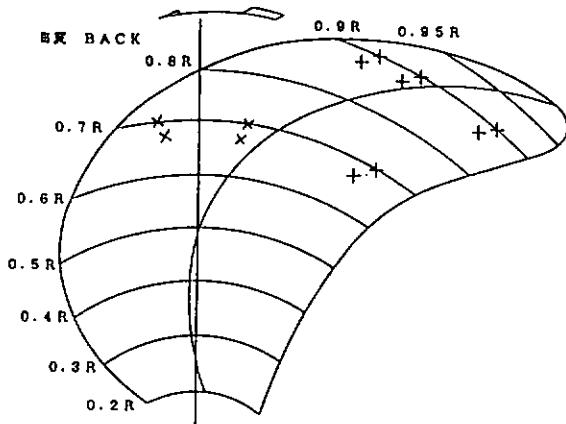
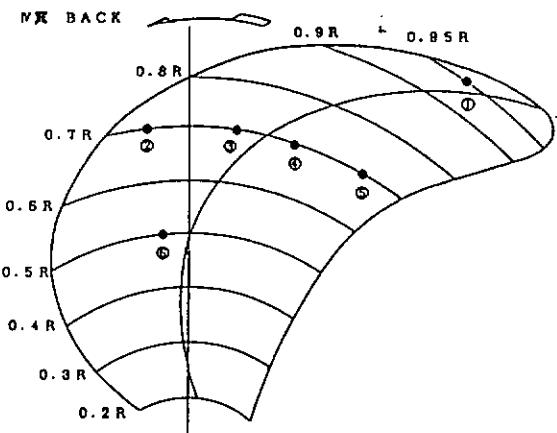
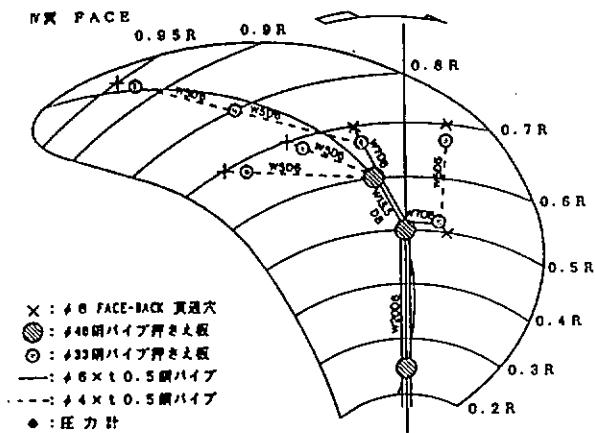
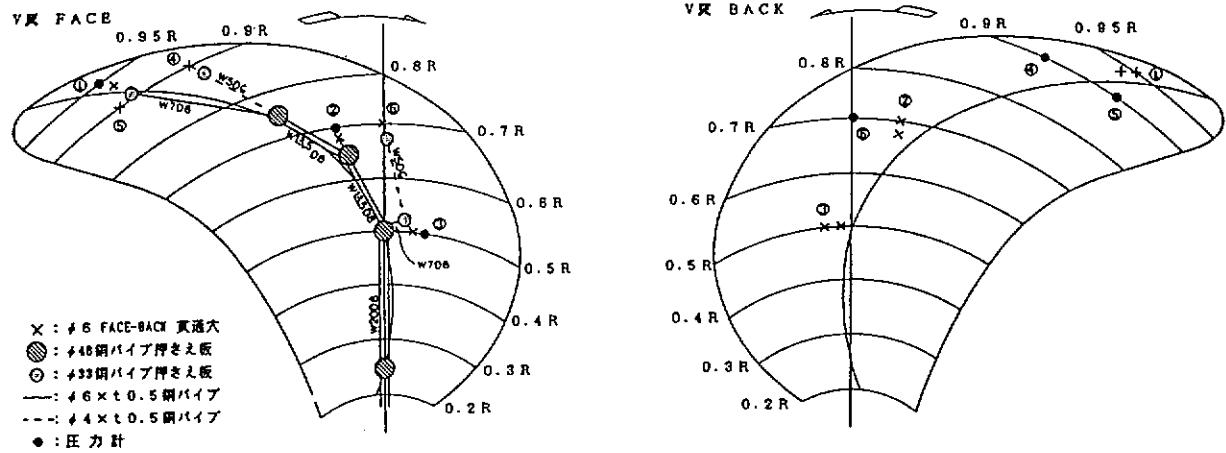


Fig. 2.1.23(c) III 翼 詳 細



符号	計測点	計測位置			
		r/R	CLからの距離	L/P	からCLからの距離
①	8S40	0.95	1,046	—	—
②	7B10	0.7	-208	25	-183
③	7B40	0.7	147	25	172
④	7B60	0.7	384	25	409
⑤	7B80	0.7	621	25	646
⑥	5B40	0.5	-114	62	-52

Fig. 2.1.23(d) IV 翼 詳 細



符号	計測点	計測位置			
		r/R	CLからの距離	L.F	からCLからの距離
①	85F40	0.85	1,046	-	-
②	7F40	0.7	147	2	149
③	5F40	0.5	-114	2	-112

符号	計測点	計測位置			
		r/R	CLからの距離	L.F	からCLからの距離
④	BB25	0.9	688	-	-
⑤	9B60	0.9	975	-	-
⑥	7B25	0.7	-31	25	-6

Fig. 2.1.23(e) V 翼 詳 細

Table 2.1.10 部品表

QUANTITY INDICATES FOR 1 VESSEL TO BE MANUFACTURED FOR VESSEL					
ITEM	DESCRIPTION	MATERIAL	TEST PIECE	WORKING SPARE TOTAL	PER ONE TOTAL
				No. REQUIRE	WORKING
16	φ 41.7°	N.B.R.		1 1 2	G 200
15	φ 41.7°	N.B.R.		1 1 2	Φ8.4 x 19.2 Φ8.4 x Φ465
14	φ 41.7°	N.B.R.		1 1 2	Φ19 x Φ374
13	Φ4 鋼パイプ	C1220T		12M 6M 18M	Φ4 x t 0.5
12	Φ6 鋼パイプ	C1220T		30M 15M 45M	Φ6 x t 0.5
11	ゲージ				#20 KFW-5-D17-11-L100
10	卷ゲージ				#20 KFW-5-D16-11-L600
9	圧力計				
8	十字穴付き小ネジ	SUS304		130 70 200	M4 x 8L
7	金具パイプ押え(小)	C2600P		40 20 60	Φ33 x t 2.5
6	金具パイプ押え(大)	C2600P		30 15 45	Φ48 x t 2.5
5	回り止めワイヤ	SUS304		1.5M 1.5M 3M	Φ2
4	六角ボルト	SUS304		6	M30 x 70L
3	キャップトップ	HBsC1		1	
2	ボスキャップ	HBsC1		1	
1	プロペラ	ALBC3		1	
MARK	PARTICULARS	MATERIAL	TEST PIECE	WORKING SPARE TOTAL	PER ONE TOTAL
符合	要目	材质	試験片採取	No. REQUIRE	重量(kg)

REMARKS
備 要

Table 2.1.11 ハイリースキュードプロペラの加工工程

b. 加工工程

2.2 トレーサによる三次元流場計測

2.2.1 緒言

従来、実船の伴流分布計測は、ピト一管を用いて行うことがほとんどであった。¹⁾しかし、これには巨大なスイングアームを取り付けたり、あるいは頑強なフレームを船側に取り付けるなどの非常に大がかりな工事を必要とする。また、最近はレーザー流速計（以後 LDV と称する）による計測も行われているが、これにも船側外板に穴を開けるという大変な工事が必要である。また、測定装置そのものが振動に非常に弱いという、本質的な問題がある。

一方、近年の小型計算機の発達や高精度、低価格の画像処理装置の開発、デジタル画像処理技術の進歩などで、流れの可視化法を用いた定量的な流場の計測が各所で行われ始めている³⁾。中でもトレーサ法は流れの可視化法の主流の一つで三次元流れや非定常流れにも適しているため、流れの可視化を利用した流速計測のほとんどが、流場と同じ速度で移動するトレーサの速度を計測することにより流速を求めるという方法をとっている。

本計測もこのトレーサ法を用いることにし、結果が早く得られること・画像の歪が少ないと・画質が低下しないこと等を考慮して、流れ場を直接3台のCCDTVカメラで3方向から同時撮影し、得られた画像を計算機処理して流速を求めており。この方法は、適切なトレーサさえ得られれば数台のカメラを船体外板に取り付けるだけで良いため、ピト一管やLDVに比べて簡便かつ確実で、三次元的データを一度に測定できる計測法である。

本計測法の実船への応用は例がないので、空気中および水中での測定精度^{5), 6)}、トレーサ放出方法および放出位置、トレーサ到達範囲などの予備実験を行い検討した。

なお、本節での記述は、平成元年度に行った通常型プロペラの実船計測に関するものである。平成2年度に行ったハイリースキュードプロペラの実船計測では、基本的には通常型プロペラの場合と全く同じ計測システムを用いているが、平成元年度の経験を基に、カメラ位置やトレーサ放出方法などを変更した。それらについては、5.6.1節で記述する。

2.2.2 計測方法および計測システム

本計測法は、3台のCCDTVカメラで水中を移動するトレーサを同時撮影し、トレーサがそれぞれのカメラの画面のどの位置に写っているかという情報をもとに流速を求めるものである。空間位置の測定原理は、航空写真測量の分野で広く用いられているステレオ写真法と同じである。従って、本来2台のカメラでよいが、ここでは、計測精度と計測の確実性の向上のため3台のカメラを使用する。

Fig. 2.2.1は本計測システムの構成を示している。船体外板には、3台のCCDTVカメラ・トレーサ放出装置・ストロボ装置が取り付けられている。また、画像処理装置・パソコン・VTR・ビデオカウンター・映像分配器・ストロボ装置制御盤などは船内の計測室（機関科演習室）に置かれている。

CCDTVカメラは水中容器に納められ、プロペラより約4.3m上流のところにそれぞれベースラインより高さ2m、3m、4mの位置に取り付けられている。映像信号は船内に導かれ計測室に置かれたVTRに接続され、画像を録画するようになっている。また、3台のVTRの画像の対応のために、それぞれビデオカウンターから出力される同じ数値も録画するようにしてある。Fig. 2.2.2にCCDTVカメラ水中容器および台座を示す。

トレーサ放出装置はプロペラより約7.5m上流のところにベースラインより高さ3mの位置に取り付けられている。トレーサ投入口および制御盤は甲板に設置されており、内径40mm（トレーサ球用）、内径105mm（放出装置制御ケーブル用）の2本の誘導管によりトレーサ放出装置に接続されている。トレーサ放出角度および放出時間間隔の制御は甲板で行っている。Fig. 2.2.3にトレーサ放出装置を示す。誘導管を伝わって落ちてきたトレーサ球は、エアピストンと水流により放出される。トレーサ放出装置は左右に30°の首振りができる様になっており、これによりトレーサ到達位置の左右方向制御を行う。また、

上下方向の制御は、後述のように、トレーサ球の比重を変えることにより行っている。

ストロボ装置はプロペラより約3.7m上流のところにベースラインより高さ2.5mの位置に取り付けられ、CCDTVカメラの同期信号で発光し、静止トレーザ画像を得ている。Fig. 2.2.4にストロボ装置を示す。ストロボ装置、CCDTVカメラ上流には、図のような整流カバーを取り付けた。

2.2.3 模型実験

文献5), 6)により、空気中での測定精度および水中での測定精度が検討され、その結果、空気中および水中で等速運動する物体については、誤差5%程度で速度が計測されることが示されている。

また、実船実験におけるトレーザ放出位置の決定を主たる目的として、青雲丸の1/16模型を使用し、トレーザによる流場の計測を船舶技術研究所の中水槽にて行った。水槽台車に模型船、CCDTVカメラおよびトレーザ放出装置をセットし、台車速度1m/s、レイノルズ数 $Re = 6.04 \times 10^6$ 、推力係数 $K_T = 0.209$ 、プロペラ回転数 $n = 5.425 \text{ rps}$ 、という条件のもとで、放出装置の位置を様々に変え繰り返し実験を行った。模型用トレーザ球は直径6mmの大きさで釣りに使用する浮きを比重を1近くに調整して使用した。Table. 2.2.1に青雲丸模型船および中水槽主要目、Fig. 2.2.5に実験装置配置図を示す。

この結果、実船での放出位置をプロペラより約7.5m(Fr. No.15)上流でベースラインより高さ3mの位置で、船体より350mmの位置に決定した。また、実船でのトレーザの到達範囲も推定した。トレーザの上下方向の制御を比重によって、左右方向の制御をトレーザ放出装置の放出角度を変えることで制御することとした。Fig. 2.2.6にカメラ視野とトレーザ到達推定範囲を示す。トレーザ到達範囲は、実船実験のカメラ視野をほぼ完全にカバーしている。

2.2.4 結言

船側に取り付けた3台のCCDTVカメラにより上流から流したトレーザをVTRに写し込み、それを画像処理することによりトレーザの速度を求めるという、実船試験用三次元流場計測法を考案した。トレーザ放出位置の決定には、模型実験結果を参考とした。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会第199研究部会：プロペラ推進性能と騒音特性の推定法に関する研究報告書(1986)
- 2) J. Kux and J. Landan : Correlation of Wake Measurements at Model and Full Scale Ship, 15th ONR Symposium
- 3) 高木幹雄、小林敏雄：流れの可視化と画像処理(第1回)、(第2回)、流れの可視化学会誌、Vol.3 No.8、(1983)、pp.47~54、Vol.3 No.11、(1983)、pp.38~49
- 4) Nishino, K., Kasagi, N. and Hirata, M.: Three-Dimensional Particle Tracking Velocimetry Based on Automated Digital Image Processing, Journal of Fluids Engineering, ASME Vol.111, (1989)
- 5) 小村隆士他：多点TV撮影による流速測定法に関する研究(第1報 空気中の実験)，日本造船学会論文集、第162号、(1987 NOV.)
- 6) 日本造船研究協会第210研究部会第3分科会：新世代における船舶の設計・建造および保全技術に関する調査研究報告書第4分冊、1981

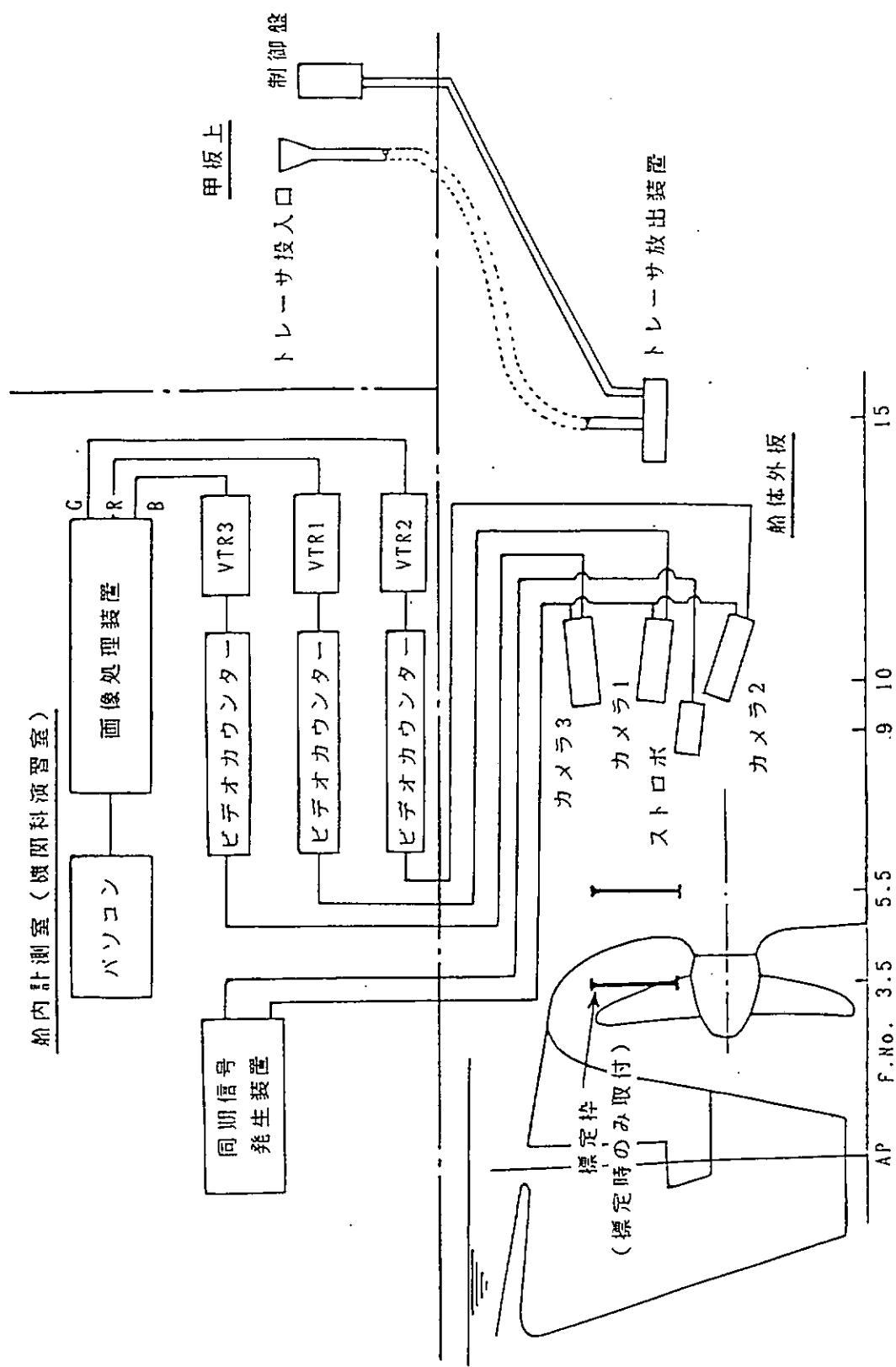


Fig. 2.2.1 本計測システムの構成（通常型プロペラの計測時）

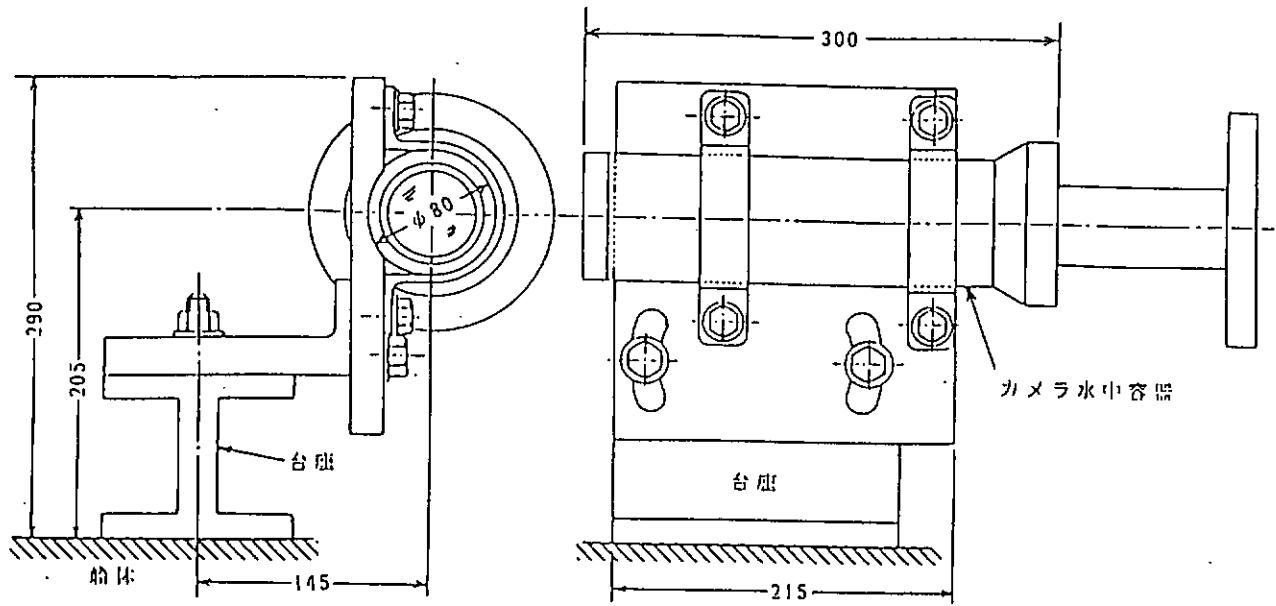


Fig. 2.2.2 CCDTV カメラ水中容器及び台座

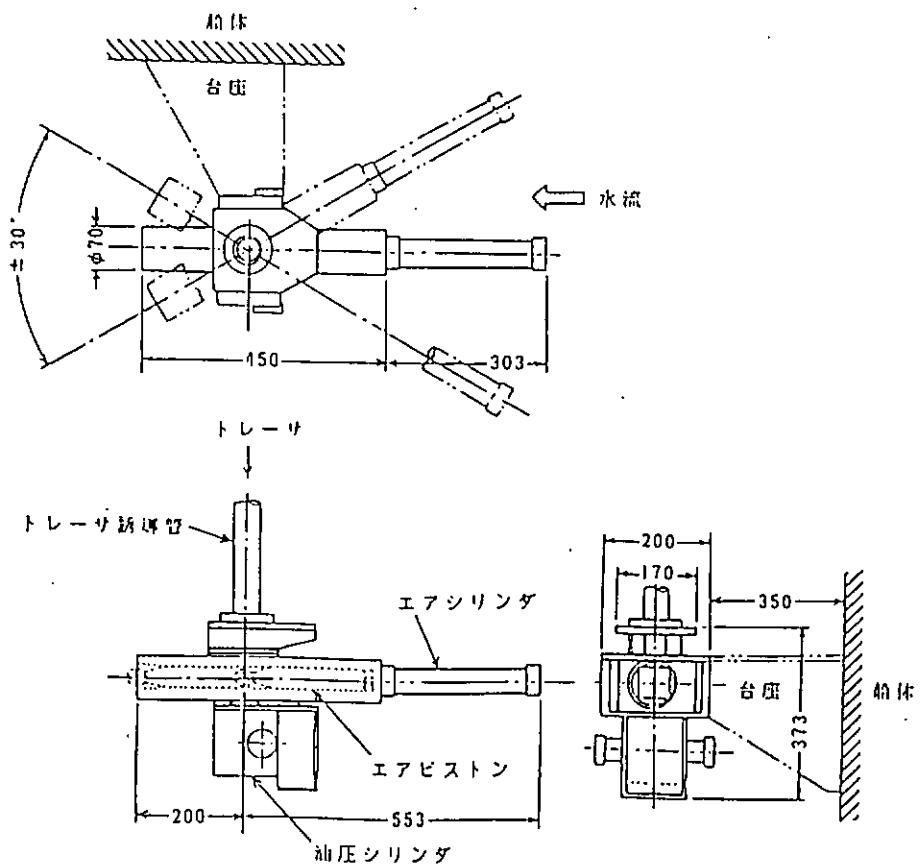


Fig. 2.2.3 トレーサー放出装置（通常型プロペラの計測時）

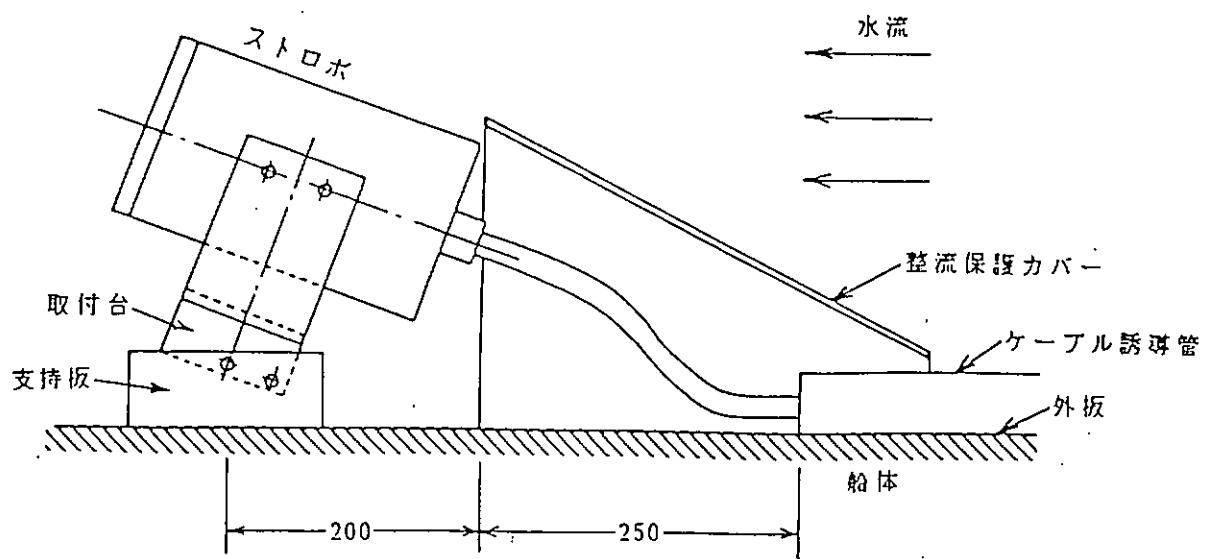


Fig. 2.2.4 ストロボ装置

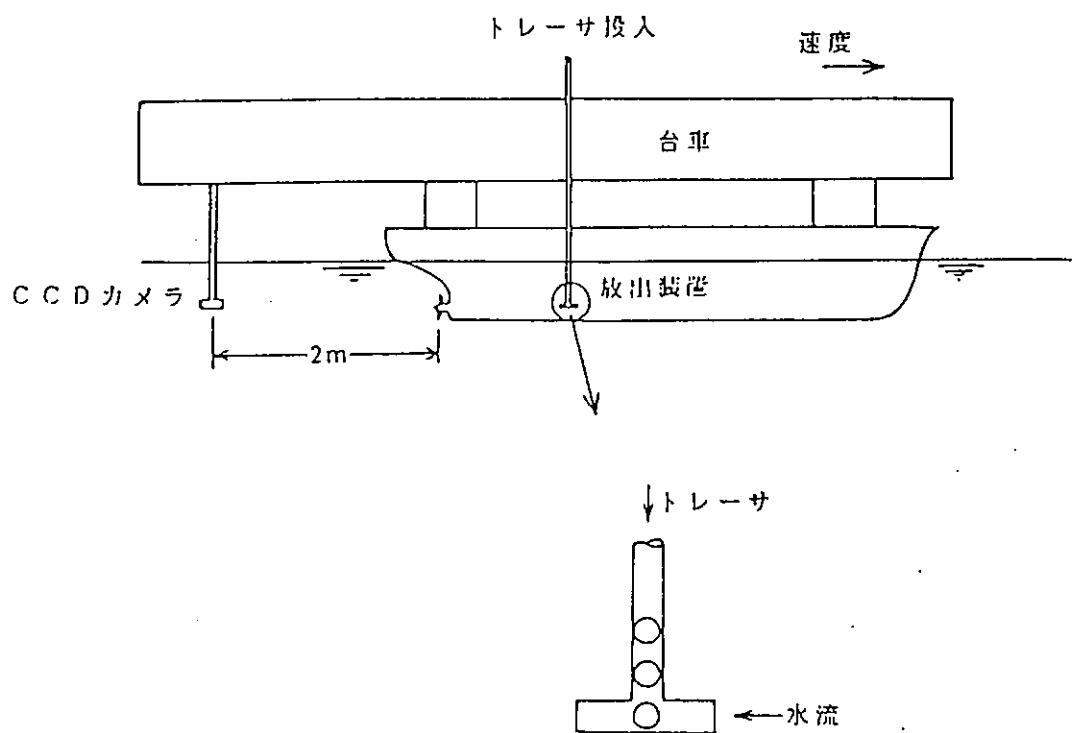


Fig. 2.2.5 模型実験配置図

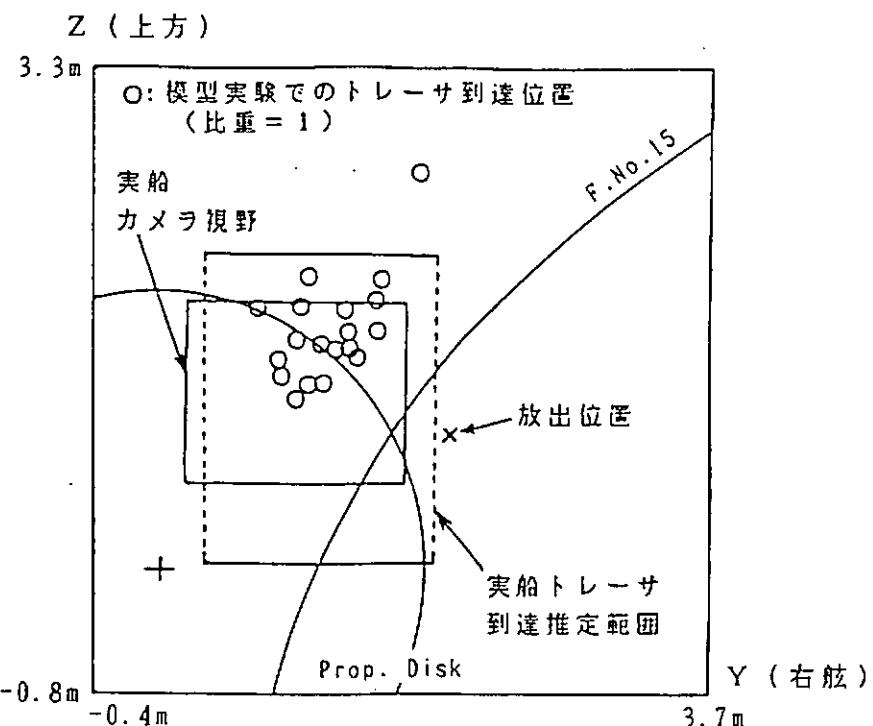


Fig. 2.2.6 カメラ視野及びトレーサ到達推定範囲（通常型プロペラの計測用）：
実船プロペラ回転数=149 rpm, トレーサ比重=1.04~1.8

Table 2.2.1 青雲丸模型船及び中水槽主要目

青雲丸模型船	中水槽
L_{pp} = 6.444 m	$150 \text{m} \times 7.5 \text{m} \times 3.5 \text{m}$
B = 0.984 m	$V_{max} = 6 \text{m/s}$
D = 0.491 m	
d = 0.356 m	
プロペラ	
直径 = 0.221 m	

3. ドック工事

3.1 準備工事

3.1.1 経緯

初年度の準備工事計画は平成元年4月に開催された第1回本委員会を受けて、同年5月12日に開催された第1回研究部会幹事会から本格的に開始された。又、次年度に関しても平成2年6月20日に開催された第5回研究部会幹事会より準備工事計画が開始された。以後、実際の準備工事（各年度共 10月23日～10月27日）迄の経緯は以下の通りである。

－初年度－

5月17日	NKK浅野ドック	・ドック担当者への工事内容の説明
7月26日	"	・プロペラ中間軸フランジ面加工工事方法、工期の確認 ・工事所掌分担の確認
8月 1日	青雲丸 (千葉新港埠頭)	・ドック担当者への現場説明
8月29日	船研	・工事内容および日程の確認
10月 6日	NKK浅野ドック	・現場担当者と計測担当者との相互紹介 ・工事内容および日程の最終確認

－次年度－

8月28日	造研	・ハイリースキュードプロペラの加工工事日程の確認
10月 9日	NKK浅野ドック	・現場担当者と計測担当者との相互紹介 ・工事内容および日程の確認
10月15日	造研	・工事内容および日程の最終確認

3.1.2 工事期間および入渠場所

当初必要実船試験日数および工事内容と本船の行動計画とから工事期間を4日間としたが、実際に山を積んでみると徹夜工事も必要となるなど非常にタイトな日程となった。しかし、航海訓練所ならびに青雲丸殿の御好意により最終的には10月23日～10月27日迄の計5日間となった。これは偶然にも2年間全く同じ日程となった。

又、各年度共入渠先については青雲丸の建造造船所であり、昭和57年に実施したSR183でも同様の工事を担当したNKK浅野ドックとした。

3.1.3 工事内容および工事日程

工事内容および工事日程の詳細については、両年度共にはば等しい内容だったので、ここでは平成2年度のものをTable 3.1.1, 準備工事概略図Fig. 3.1.1 およびTable 3.1.2にそれぞれ示す。

なお、今回の計測担当者の中には前述のSR183での実船試験を経験した人が多くいたので現場担当者に経験者がいなかったにもかかわらず、各年度共に短期間の準備工事も比較的スムーズに事が運んだことは幸いであった。

3.2 撤去工事

撤去工事は実船試験終了後、各年度共に本船が一中検又は二中検のために入渠した日立造船横浜工場で11月中旬に行った。

工事内容は前述の準備工事で、実船実験のために船体に取付けた台座、誘導管および各種計測機器・ケーブル類の全ての物を撤去し、元の姿に戻す事であった。

Table. 3. 1. 1 工事仕様

項番	仕 様	備 考
1	トレーサ関係工事	
1-1	各機器誘導管およびサポートの製作・取付 (但し、サポートの製作は東大。) 1. CCDカメラ用誘導管 ⁽¹⁾ SGP 32A×13m×1本 SGP 32A×12m×1本 SGP 32A×11m×1本 2. ストロボ用誘導管 ⁽¹⁾ SGP 40A×13m×1本 3. トレーサ用誘導管 ⁽²⁾ SGP 40A×6本 (1.6m×2本, 1.5m×2本, 1.4m×2本) 4. 各ライン水密テスト×10ライン 5. 各ラインサポート取付×10ライン • 高所作業車使用、工事箇所タッチアップ塗装 ⁽³⁾	(1)後部上甲板上、ブルワークの開口 (右舷)より船内へ (2)トレーサ球放出用でこれら6本の 配管はFR.15より後方とし、21 号室の外壁に接続しない。 (3)錆止め3回および上塗り1回を施 工
1-2	各機器台取付・調整等 1. CCDカメラ用台×3ヶ 2. ストロボ用台×1ヶ 3. 水中標定用基準枠の台座×4ヶ 4. 水中標定用基準枠の揺れ止め×3ヶ 5. カメラ、ストロボ用保護カバー×4ヶ 6. カメラ、ストロボ用水中容器×4ヶ • 高所作業車使用、工事箇所タッチアップ塗装 ⁽³⁾	
2	プロペラおよびプロペラ軸関係工事 (1)現装ハイスキュードプロペラ 取り外しおよび実験 ⁽²⁾ 用ハイスキュードプロペラ(旧本船装備プロペラ)取付 (含、ボスキャップの取り外しおよび取付)	(1)入渠造船所に保管する。
2-2	プロペラ軸工事 1. ディスタンスピース取付等 • プロペラ軸カップリングボルト抜しおよび接合 • プロペラ軸船尾へずらし • 中間軸外し 2. プロペラ軸内信号ケーブル通し等 • 軸船尾端および軸内50φ貫通孔清掃 • ケーブル中通しおよび両端部シール • ボスキャップ部27Pケーブルコネクタ結合 3. 各機器台取付・調整等 • テレメータ用スリッピングブラシ支持架台 • ストロボ用パルスピックアップ支持架台 • ストロボ用パルス発生羽根	(2)プロペラメーカーにてプロペラ翼 面には合計27ヶの圧力計と歪ゲ ージが取付けられている。 * 試験担当者作業

項番	仕様	備考
*	<ul style="list-style-type: none"> ・中間軸磨き ・根太, グレーチング等復旧 ・軸スラスト計測用歪ゲージ取付 	
3	配線関係工事等	
3-1	配線工事	
	1. 各種計測機器と計測室内受信機の結線	
*	<ul style="list-style-type: none"> ・CCDカメラ用ケーブル×3本 (後部上甲板右舷の誘導管-計測室間) 	
*	<ul style="list-style-type: none"> ・ストロボ用ケーブル×1本 (同上) 	
*	<ul style="list-style-type: none"> ・テレメータ用ケーブル×3本 (軸室-エスケープトンネル-計測室間) 	
*	<ul style="list-style-type: none"> ・軸スラスト用ケーブル (同上) 	
	2. 計測室および船外作業への電力供給	
	<ul style="list-style-type: none"> ・計測室(機関科演習室) <ul style="list-style-type: none"> AC 100V × 15A × 4 ・船外(船尾回り)⁽¹⁾ AC 100V × 2 	
	計測室用電源は機関室内コントロールルームの制御盤より(110V, 60A)取り出し計測室迄導き、分電箱(15A)4ヶを設置する。	
3-2	その他	
	<ol style="list-style-type: none"> 1. 工事用足場仮設(含、移動用足場)⁽²⁾ (プロペラ周りおよび誘導管取付箇所周辺) 	(1)水銀灯による仮設照明も含む。
	<ol style="list-style-type: none"> 2. 仮設有線電話設置 (プリッジー機関室) (プリッジー計測室) (計測室-機関室) (計測室-軸室) 	(2)転落防止用ネットおよび雨天対策も含む。
	<ol style="list-style-type: none"> 3. FMトランシーバー(充電器付)供給 2組4台 	
	<ol style="list-style-type: none"> 4. 機器類の船内搬入(クレーン or 入力) (上甲板後部機関科演習室内へ) 	(各機器箱へ行先表示する)

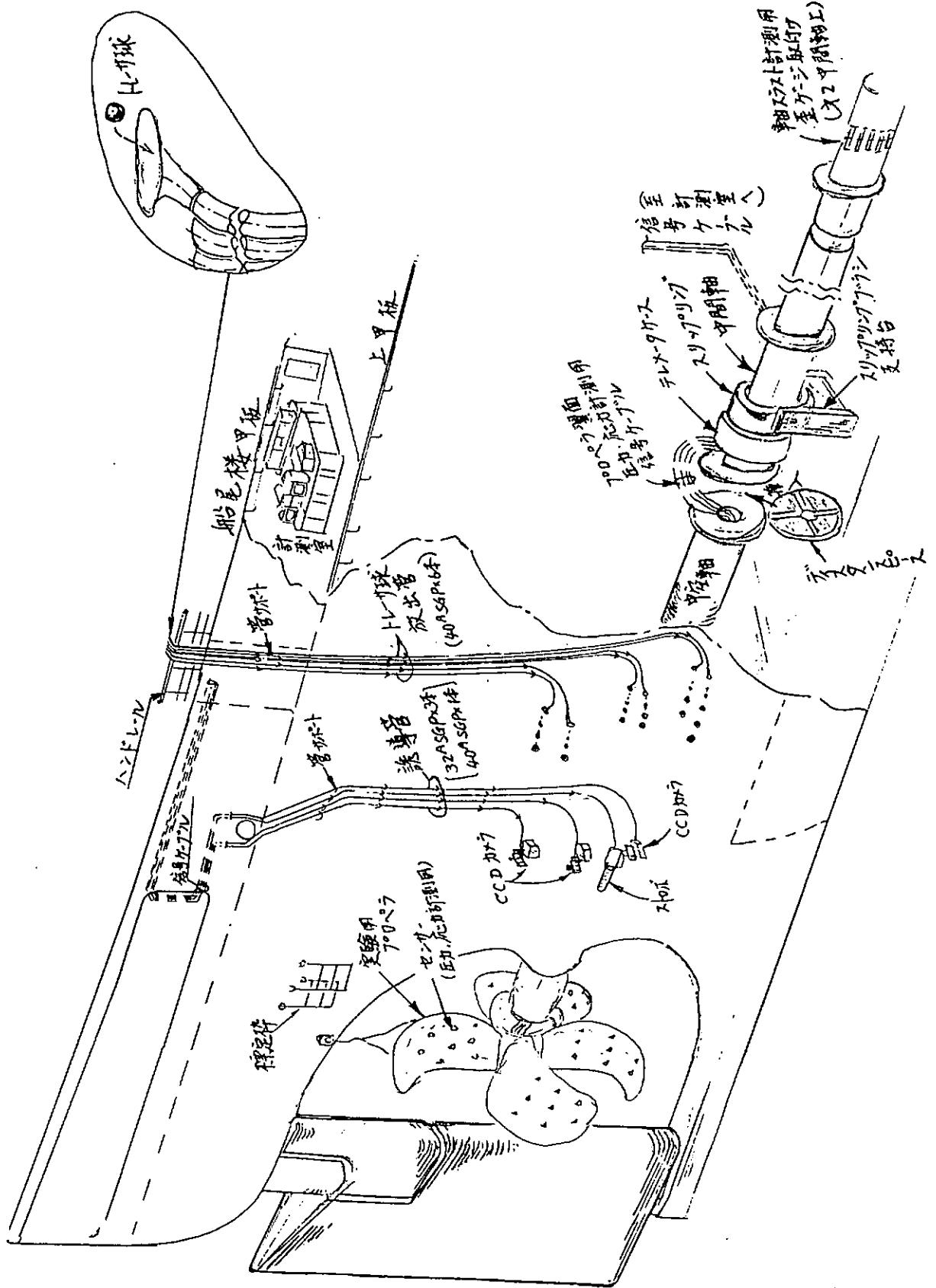


Fig. 3.1.1 SR206 “青雲丸”準備工事概略図

Table 3.1.2 実船試験準備工事

作業場所	担当部署	月 日	1 0 / 2 3 (火)	1 0 / 2 4 (水)	1 0 / 2 5 (木)	1 0 / 2 6 (金)	1 0 / 2 7 (土)
計測室	全計測担当		電源供給	計測器配置・配線			
トレーサ関係工事 (船体部)	トレーサによる三次元流場計測 (東京大学)		説明会及びサポート取付け 台取付け (TV取付け) (スピーカ取付け)	ストロボ、TVカメラ、ケーブル 角度調整 (ケーブル接続部) 中通り 止め取付け	水中検定用基盤台座、臨時計測及 び基準点及び空中距離取付け確認 基準標識 止め取付け	"注"	造船所作業 (試験担当立会)
プロペラ関係工事 (プロペラ部)	表面圧力計測 及び翼歯力計測 (船研) (三井昭研) (ナカシマ)		プロペラ検査 取外し 取付け	ボスキャップ 取付け 船尾錨ケーブル中通り 及びシーリング 取付け	プロペラ ターニング センサー部 コホクターピードル 及びコードティング	プロペラ ターニング センサーケーブル結合 コホクターピードル 及びコードティング	保護材外し トップキャップ取付け ボスキャップメントディシダ
プロペラ関係工事 (輪室)	同 及び 輪スラスト計測 (阪大・広大)	上	カットリング ボルト抜出し 第4中间軸 取外し	バルスピックアップ、 テレメータシリプリン グ及び支撑架台取付け スラスト計測用 モーター取付け (第2中间軸)	ディスタンスビース 取付け ケーブル接続 及び作動確認 輪筋	テレメータと計測室 間のケーブル配線 カット取付け ボルト取付け 輪筋	キャリレーション ターニング (3HR) (30分) スラスト計測用
本船工事	入渠 (10:30)足場撤去 脚止設置 船体水洗い		計測機器本船搬入 レーン 船尾錨甲板 設置電灯			足場撤去 △ドック注水 (9:00)	出港

4. 通常型プロペラの実船計測

4.1 緒言

ハイリースキュードプロペラの実船計測に先立って従来から使用されている通常型プロペラの実船計測を初年度の平成元年10月に実施した。実船計測の目的は省エネおよび翼強度の観点から実船プロペラの流体力学的特性、船尾流場および翼応力を調査して通常型プロペラの実船尺度における諸特性を明らかにすることである。この計測は、第2年度に実施予定のハイリースキュードプロペラの諸特性を評価するために細心の注意を払って計画された。

青雲丸（昭和43年11月21日に竣工）の主要目をTable 4.1.1に、一般配置図をFig. 4.1.1に示す。上甲板の機関演習室が計測室となった。元年度の実船計測ではSR206のプロジェクトとしてCPの実船翼面圧力・応力計測およびトレーサによる三次元流場計測の他、日本造船振興財団の「無振動高品質船舶の開発の研究」のためのレーザ流速計LDVによる（一次元）流場計測[1]および船体振動計測、船研による高周波振動計測および外板応力計測、並びに航海訓練所による燃料消費量計測および停止性能計測が併せて行われた。

平成元年度の実船実験では、ブリッジに実船計測指揮者と連絡員を配し、機関室と計測室のそれぞれに連絡員を配置した。ブリッジと機関室から本船側に計測条件の設定、計測開始および終了をインターホンにより連絡した。

SR206関係の計測項目および担当は次の通りである。

- プロペラ翼面圧力計測 船研・三井・ナカシマ
- プロペラ翼応力計測 "
- トレーサによる流場計測 東大・船研・NKK

この他、本船側から、機関の馬力、スラストの読み値、ウェザーレポートおよび吃水のデータが提供された。

計測乗船員はSR関係が15名、その他のプロジェクトが18名、計33名であった。

参考文献

1. Tanabayashi, H.; "Full-scale LDV measurements of Ship Stern Flow". Proc. of 19th ITTC, Vol. 2, Madrid, Sept. 1990

4.2 実船計測スケジュール

実船計測の日程の概略は次の通りである。

'89年10月27日

11:00	NKK浅野ドック内へ注水開始
12:10	ドック内へ注水終了
13:32	翼面圧力計測用キャリブレーション開始
14:55	" 終了
16:00	出渠
16:30	予備計測開始
17:00	" 終了
17:45	計測開始
20:00	トレーサ予備計測開始
0:58	放出管詰まり計測中止

10月28日

6:00 計測終了
7:00 計測開始(翼面圧力・応力計測)
11:24 " 終了
11:45 館山湾内錨地着
12:00 トレーサ計測用標定作業開始
15:00 トレーサ計測用標定作業終了
計測中止(天候回復を待つ)

10月29日

14:45 ゼロ点計測開始
14:55 " 終了
15:00 拔錨
15:10 館山湾発
15:24 計測開始
17:15 トレーサ計測開始(90 rpm)
18:45 トレーサ計測終了
22:30 トレーサ計測開始(110 rpm)
0:30 放出管詰まり計測中止

10月30日

5:25 計測終了
館山湾投錨
12:50 ゼロ点計測開始
13:00 " 終了
拔錨, 館山沖発
13:25 計測開始
19:00 " 終了
19:15 ゼロ点計測開始
19:30 " 終了
19:48 計測開始(連増試験)

10月31日

3:10 計測終了
4:50(5:06) 計測開始(トレーサ流場計測)(145 rpm)
6:23(6:12) " 終了
10:44 計測開始(停止性能, 翼面圧力・応力計測)
14:44 " 終了
横浜港外投錨
18:00 計測員下船
18:30 浅野ドック着
11月1, 2日 計測器搬出

今回の計測が行われた海域は相模湾・伊豆七島附近であり, コースおよびウェザーレポートをFig. 4.2.1に示す。また, 10月27日から11月1日までの天気図をFig. 4.2.2に示す。今回の実験において, 低気圧の通過に伴い, 計測条件を良好にするため, 10月28日午後から29日午前まで, 約1日館山湾内

に錨泊した。このため、船酔者も出ず、又、計測機器の損傷もなく、良質の計測データが得られた。

計測時の本船の吃水を Table 4.2.1 に示す。これは出渠時の計測に基づき、燃料消費量からの推定によるものである。

又、エンジン回転数の増加試験の実験状態表を Table 4.2.2 に、プロペラ回転数（ブリッジでの読み値およびポジション・パルスからの計測値）およびノッチ数変化に対する推力、馬力、船速の変化を Fig. 4.2.3 に示す。

今回の実船計測のうち、後述の翼面圧力計測の解析の対象となった実験状態に関して、ノッチ数に対するプロペラ回転数の変化およびプロペラ回転数（ポジション・パルスからの計測値）に対する船速、スラストおよび馬力の読み値をプロットしたものを Fig. 4.2.4 に示す。回転数と船速は直線関係にあり、スラストと馬力はそれぞれ回転数の 2 乗と 3 乗に比例していた。このことから、 J 、 K_T 、 K_Q は各計測状態に対して一定であったことが分かる。しかし、船速ベースで計算した前進率 J （SR183 の資料に基づき、実船伴流値 $1 - w_s$ を 0.816 とする）が 0.67 であるのに対して、 $K_T = 0.210$ 、 $K_Q = 0.0339$ ($\eta_R = 1$ と仮定して) から算出した J は SR199 の POT データから共に 0.62 となる。

Table 4.1.1 PRINCIPAL CHARACTERISTICS OF SEIJUN-MARU

LENGTH b. p.	105.00 M
BREADTH	16.00 M
DEPTH	8.00 M
DRAFT (DESIGN)	5.80 M
C _B	0.576
DISPLACEMENT	5,781.3 TON
MAIN ENGINE	
DIESEL	5,400 PS × 176 RPM
PROPELLER CENTER FROM BOTTOM	2.01 M
PROPELLER	CP HSP
DIAMETER	3.600 M
PITCH RATIO	0.950 0.920
EXPANDED AREA RATIO	0.650 0.700
NUMBER OF BLADES	5
BOSS RATIO	0.1972
BLADE SECTION	MAU SRI-B
BLADE THICKNESS RATIO	0.0442 0.0496
SKEW ANGLE	10.5 DEG 45.0 DEG
RAKE ANGLE	6.0 DEG -3.03 DEG
MATERIAL	A1BC3(Ni-Al-BRONZE)

Table 4.2.1 Experimental Condition of Ship

	'89, Oct. 27th	28th	29th	30th	31st
Draft Cond. [m]					
Fore	5.55	5.44	5.38	5.29	5.20
Aft	5.40	5.44	5.46	5.45	5.46
Mean	5.47	5.44	5.42	5.37	5.33
Trim	0.15B/H	N/L	0.08B/S	0.16B/S	0.26B/S
Heel	—	—	0.4P	0.6S	—
Displacement [ton]	5,325	5,285	5,260	5,195	5,145

Table 4.2.2 連増試験状態表

青雲丸 平成元年10月30日-31日

日	時刻	ノッチ数	回転数 (RPM) (ブリッジ)	回転数 (RPM) (計測室)	船速 (KN)	舵角 (°)	輸馬力 (PS)	推力 (TON)	備考
10/30	19:48	30	50	57.2	5.2	2	200	3.25	推力 (TON) : 3 ~ 3.5
	20:07	31	70	75.3	7.0	0	400	5.5	
	20:27	32	82.5	81.1	7.8	1	500	7.5	回転数 (RPM) : 80 ~ 85
	20:51	33	90	86.8	8.2	-1	650	8.5	
	21:16	34	95	94.1	8.3	-2.5	800	10.5	
	21:39	35	100	100.7	8.9	-2	1000	12	
	22:02	36	105	107.6	9.4	-4	1150	13	
	22:24	37	110	110.6	10.1	0	1300	14	
	22:58	45	140	143.6	13.4	0	2700	23	
	23:34	45	145	145.7	13.5	0	2800	24	重油機
10/31	0:00	46	145	147.4	13.6	2	3000	24.5	
	0:25	47	150	150.9	14.0	0	3100	25	
	0:55	48	155	156.9	15.7	0	3350	26	
	1:20	49	160	159.0	15.2	4	3500	26.5	
	1:45	50	160	162.4	16.0	0	3700	27	
	2:10	51	165	164.5	16.0	-4	3900	28	
	2:35	52	165	166.6	16.2	-2	4050	28.5	
	3:00	53	165	169.6	16.3	0	4200	30	舵角 (°) : -4 ~ 4

注1：計測室の回転数は、静定時間の平均を採る。

注2：舵角は、PORTを正、STARBOARDを負とする。

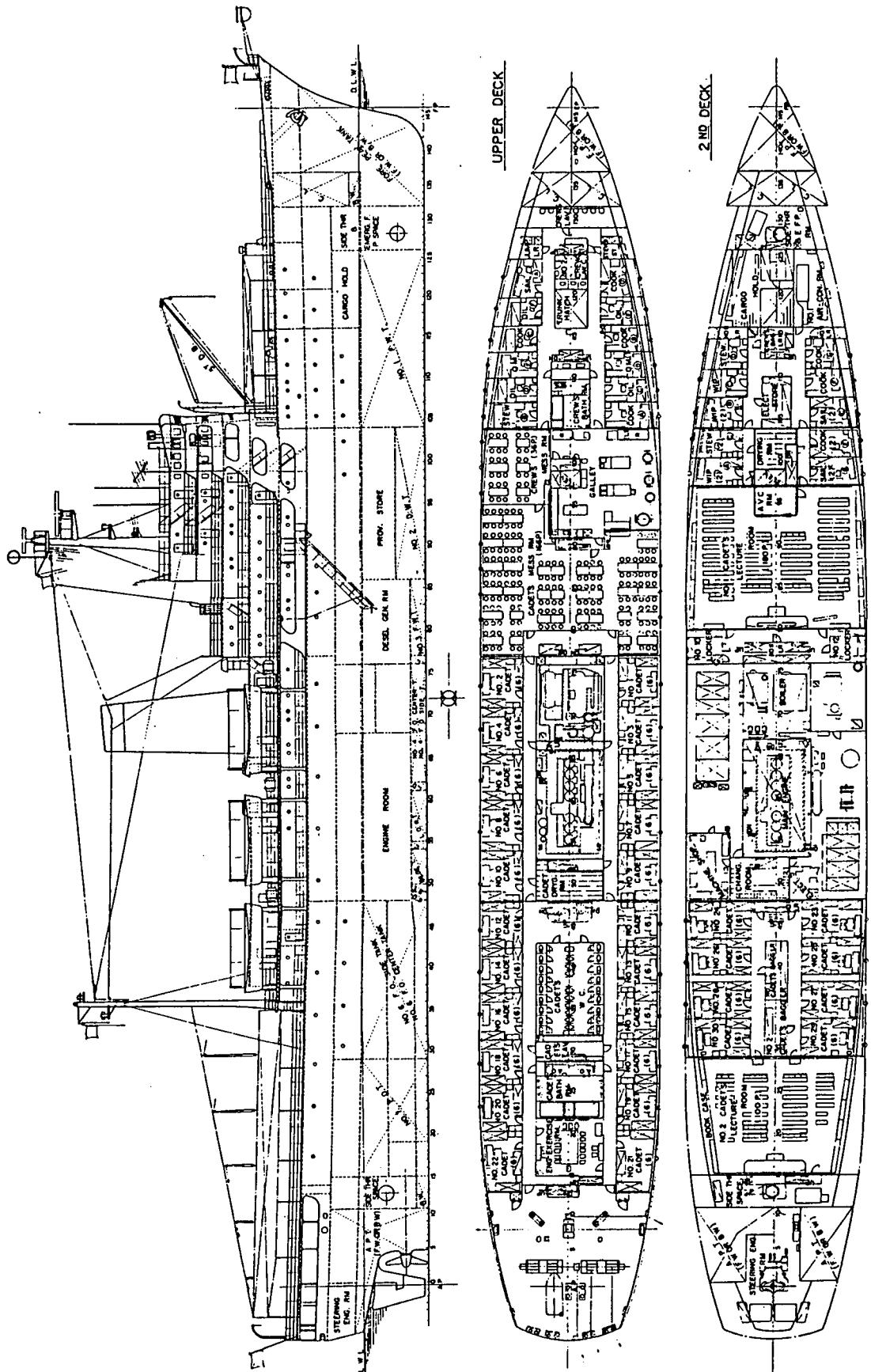


Fig. 4.1.1 一般配置図

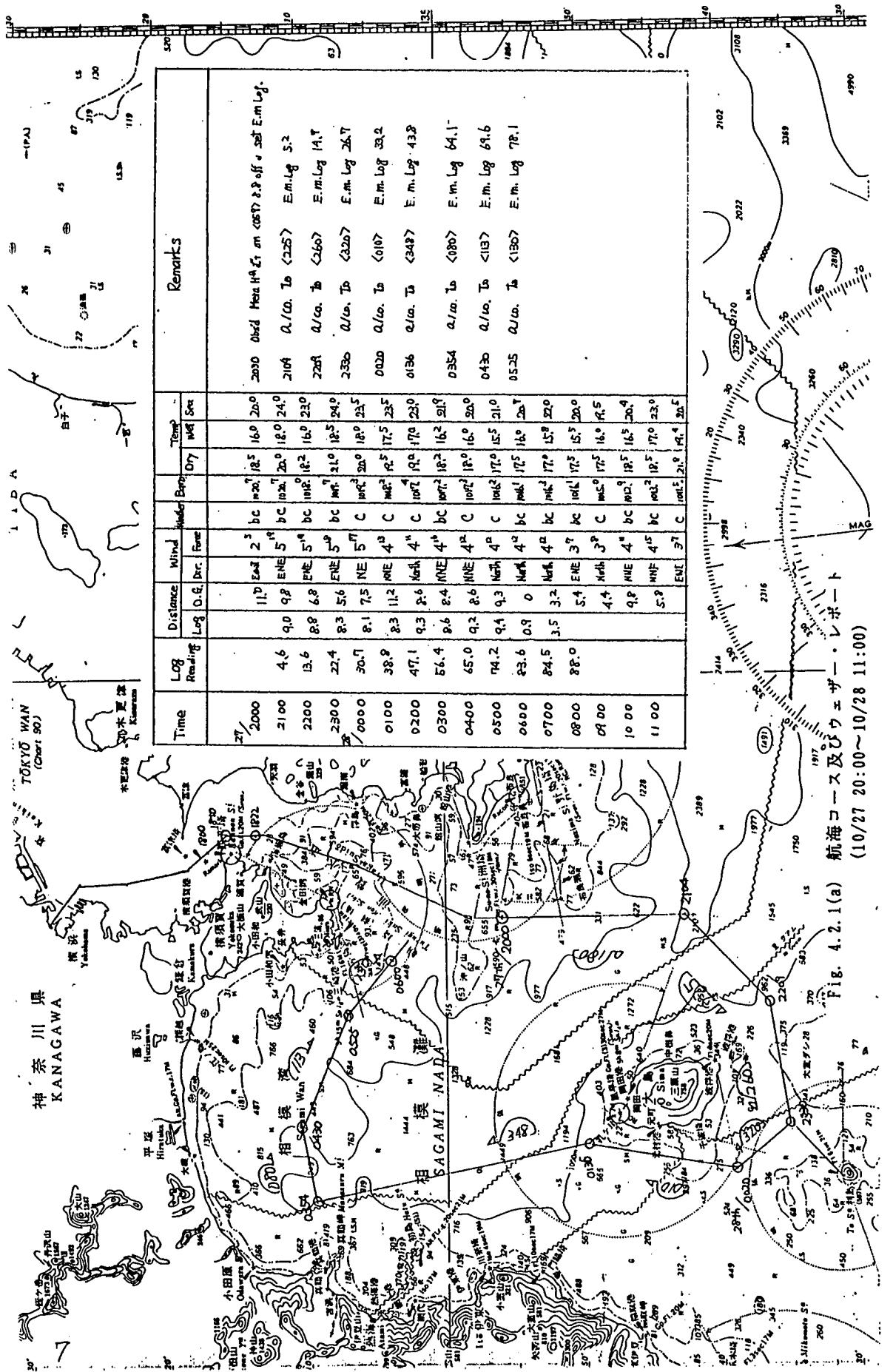
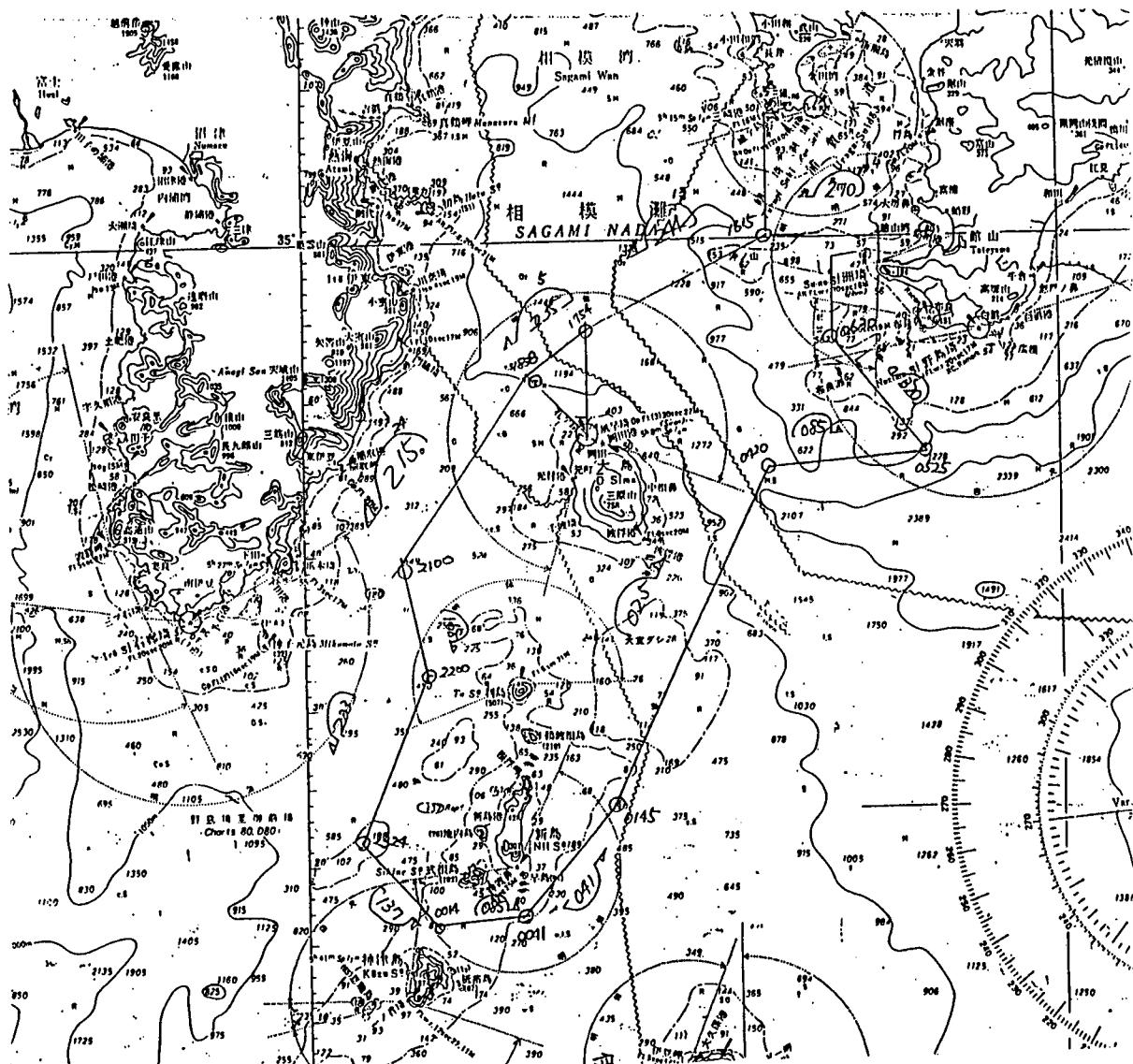


Fig. 4.2.1 (a) 航海コース及びウェザーレポート
(10/27 20:00～10/28 11:00)



Time	Log Reading	Distance		Wind		Neam.	Brd.	Temp			Remarks	
		Log	O.G.	Dir.	Force			Dry	Wat	Sea		
29th 1600	11.0	8.8	NNE	4 ¹²	b	101.3	20.1	14.6	21.2	1615	A/cd. to <244>. Log 2.5	
1700	11.0	9.3	6.6	NNE	3 ¹⁰	b	101.2	20.0	14.5	22.0	1754	A/cd. to <235> Log 19.5
1800	20.3	9.4	6.4	NW	2 ⁴	b	101.3	20.3	14.7	23.1	1838	A/cd. to <215> Log 26.2
1900	29.7	9.4	6.4	NE	2 ⁶	bc	101.3	20.3	15.3	23.7		
2000	39.1	9.6	6.4	NE	2 ⁶	bc	101.6	20.3	16.1	23.7		
2100	48.7	9.3	7.3	NE	1 ⁴	b	105.7	19.2	15.5	24.0	2100	A/cd. to <169> Log 18.7
2200	58.0	10.3	8.1	ENE	4 ¹⁸	bc	101.2	20.0	16.2	23.6	2200	A/cd. to <203> Log 58.0
30th 0000	68.3	11.0	9.7	ENE	4 ¹⁶	b	101.7	20.0	16.0	23.7	2324	A/cd. to <317> Log 72.7
0100	77.3	9.2	9.7	ENE	4 ¹³	b	101.6	20.0	16.0	23.7	0014	A/cd. to <085> Log 81.2
0200	86.5	11.0	9.2	ESE	4 ¹²	b	101.2	19.8	15.8	23.0	0041	A/cd. to <041> Log 85.5
0300	95.5	10.8	9.1	Ead	3 ⁶	b	101.7	18.9	14.9	22.7	0145	A/cd. to <025> Log 96.8
0400	104.3	10.8	9.8	ENE	3 ⁷	b	101.1	18.0	14.9	23.5		
0500	113.1	11.0	10.0	SE	2 ⁵	b	101.9	17.2	13.6	23.5	0420	A/cd. to <085> Log 124.8
0600	121.9	11.2	10.0	SE	2 ⁶	bc	101.9	16.9	13.0	22.9		
0700	130.6	8.4	9.8	ESE	3 ⁹	b	102.0	16.2	12.5	22.9		

Fig. 4.2.1 (b) 航海コース及びウェザーレポート
(10/29 16:00~10/30 07:00)

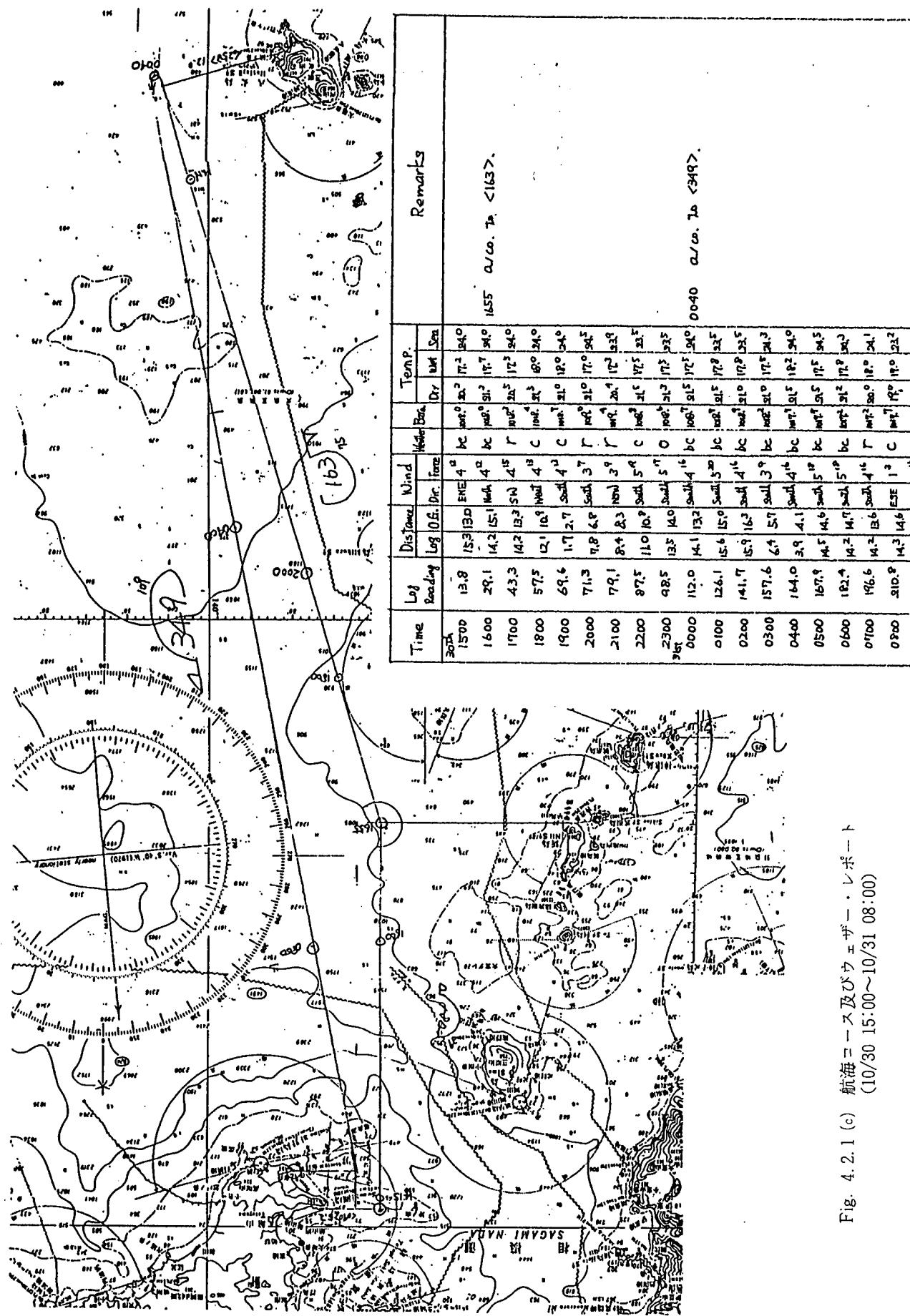


Fig. 4.2.1 (c) 航海コース及びウェザーレポート
(10/30 15:00~10/31 08:00)

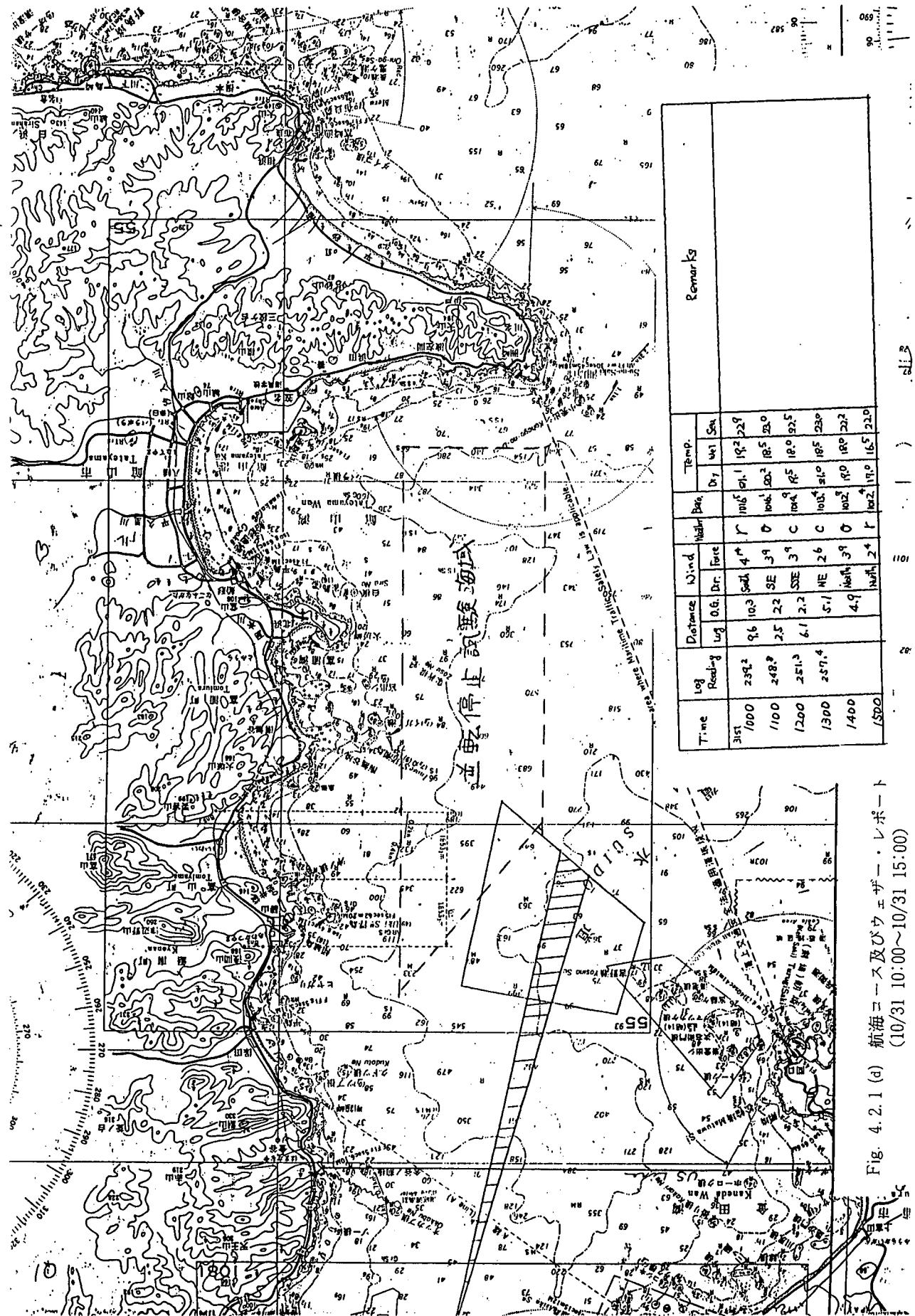


Fig. 4.2.1 (d) 航海コース及びウェザーレポート
(10/31 10:00～10/31 15:00)

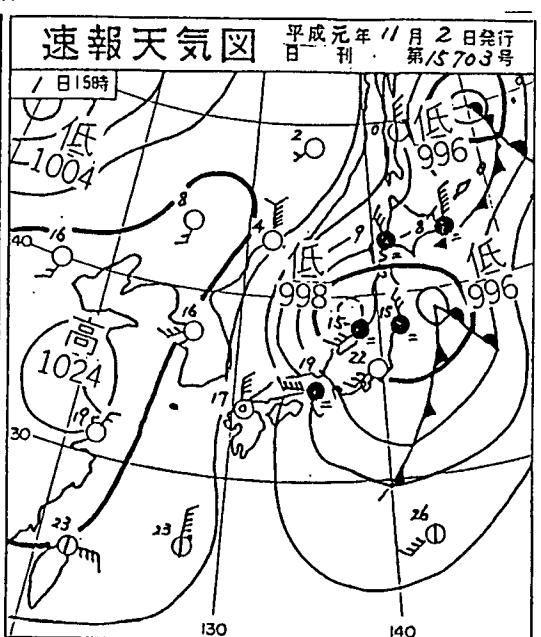
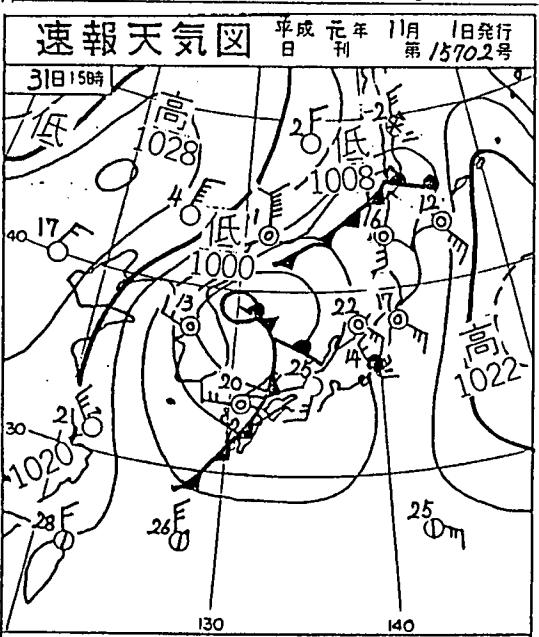
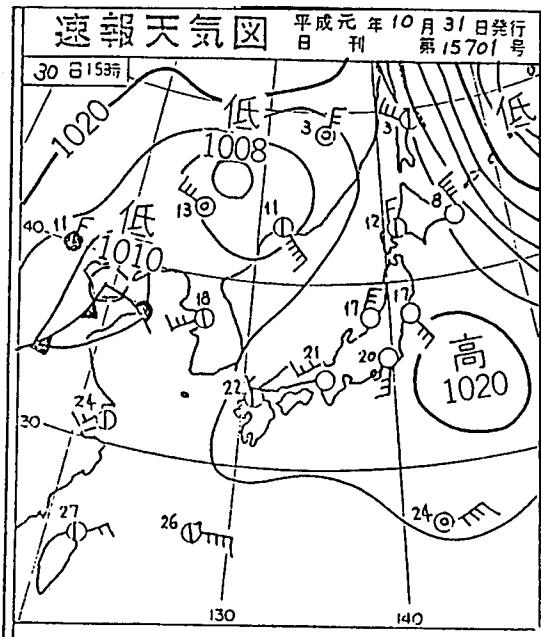
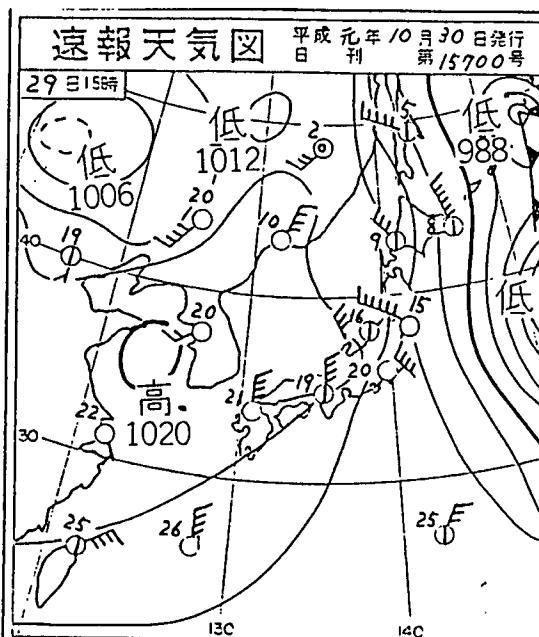
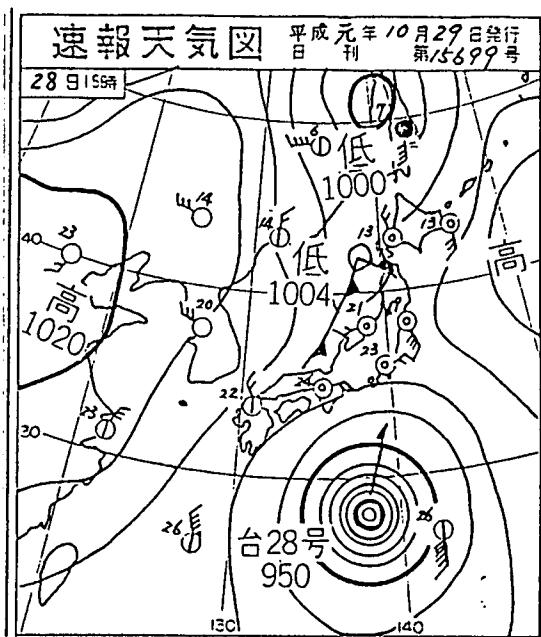
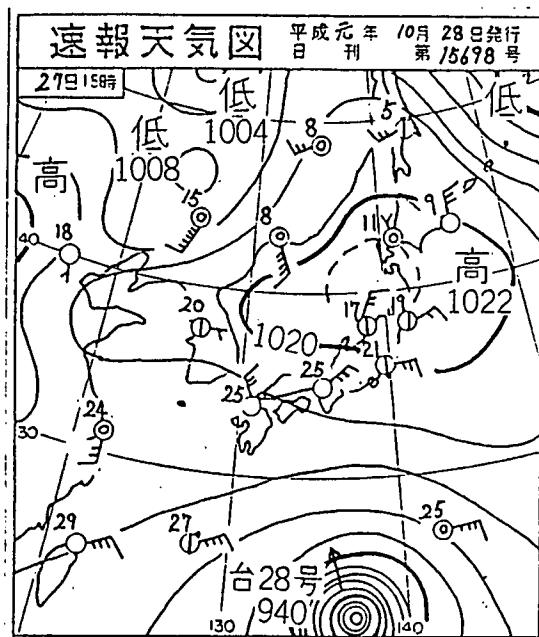


Fig. 4.2.2 天 気 図

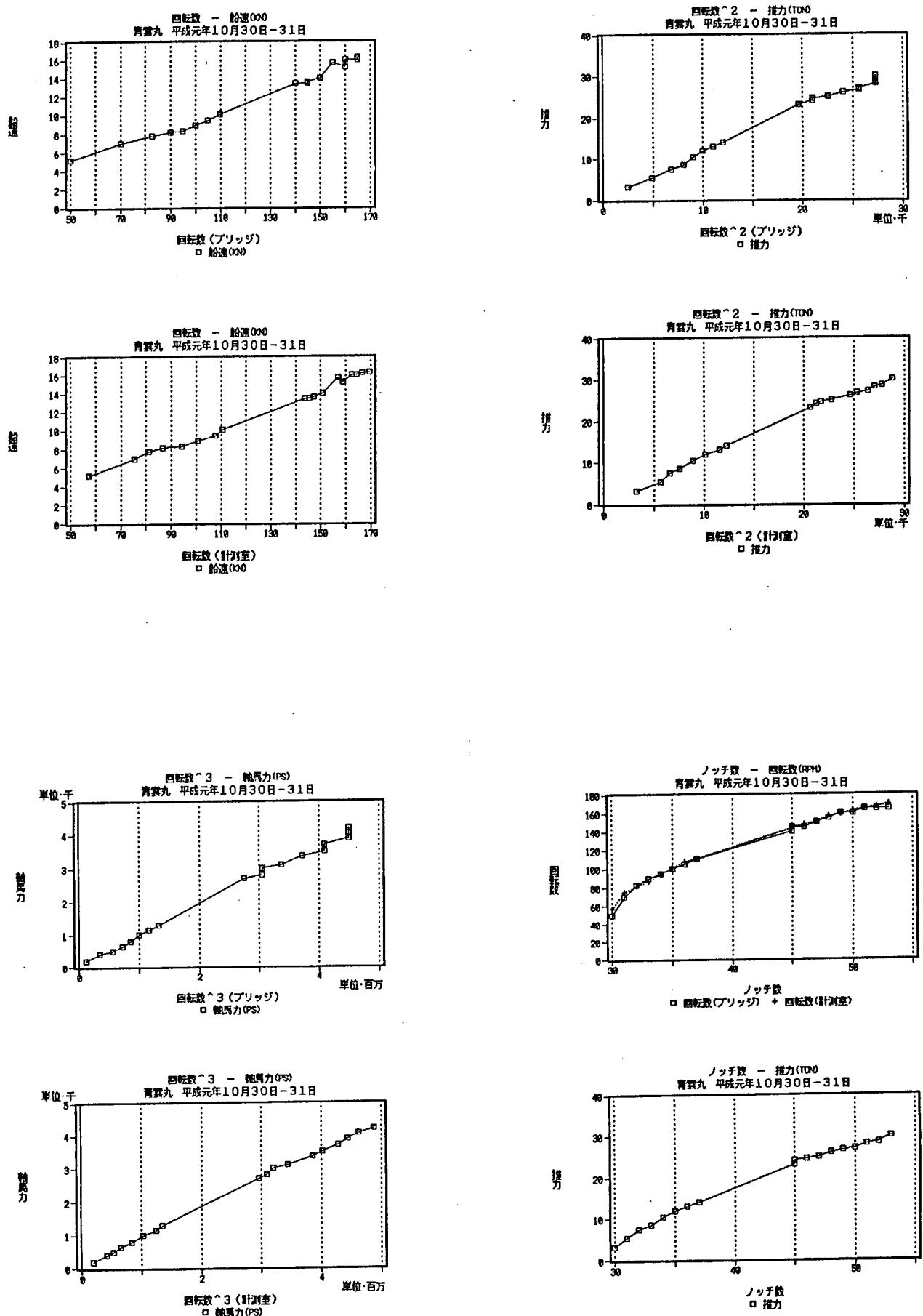


Fig. 4.2.3 適 増 試 験 結 果

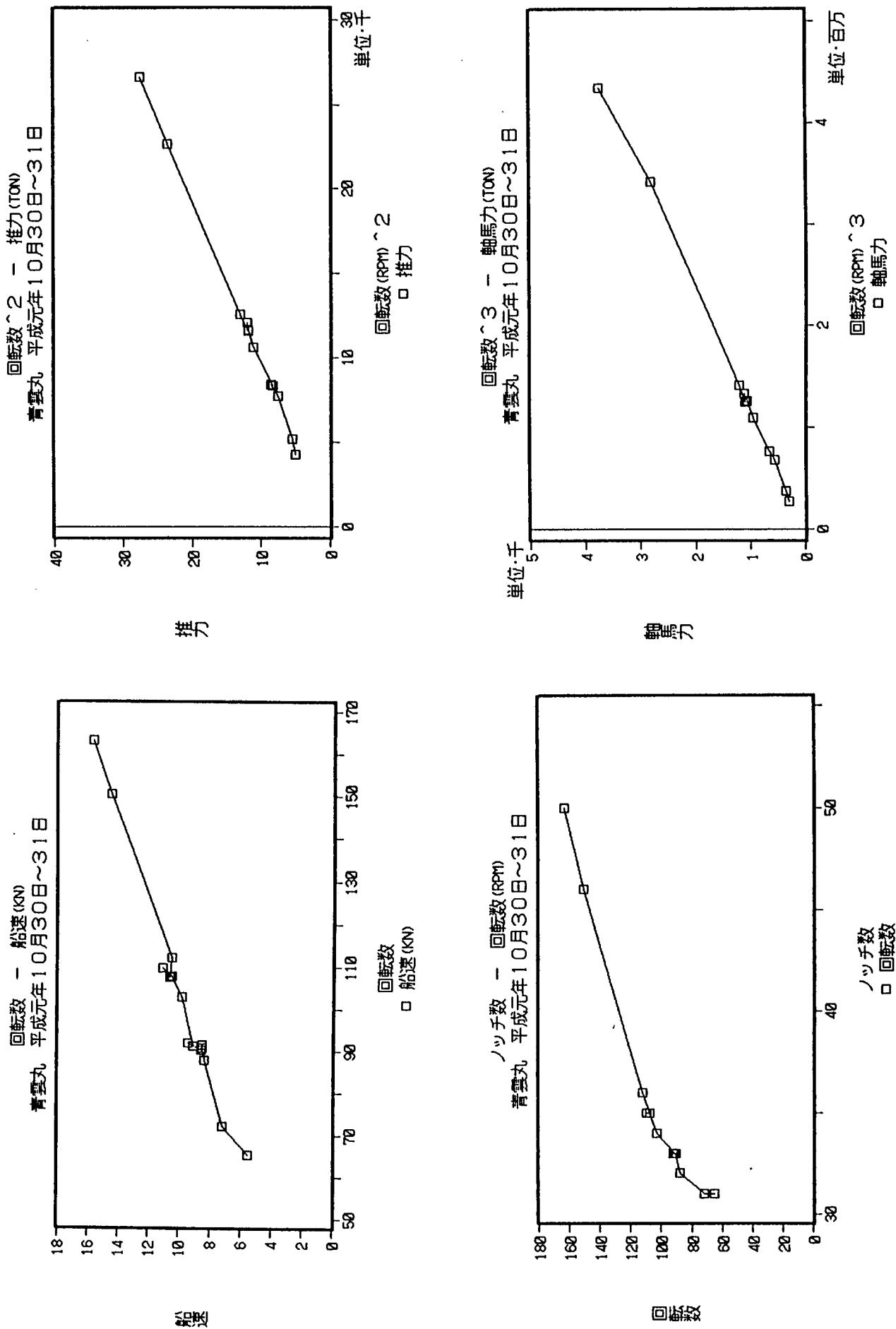


Fig. 4.2.4 実験時のノッチ数、回転数、船速、推力、軸馬力の関係

4.3 実船翼面圧力計測

4.3.1 キャリブレーション

CPの翼面圧力計測に先立って、潮流などの影響をできるだけ受けないように、出渠前に圧力計のキャリブレーションを行うこととした。ドック内に注水した後、船体が浮上し、海水の流れがある程度治まるのを待ってからキャリブレーションを行った。翼を36度ずつ回しながら10点の各位置での圧力計の出力を60秒ずつ20Hzで取り込み、翼角度位置から幾何学的に算出した静圧との間で回帰計算を行いキャリブレーション係数を求めた。翼角度位置は、プロペラ軸に直結しているホイールの角度位置を機関室で読み取り、それより求めた。便宜上、静圧は軸心静圧を0kg/cm²とした。

この時点ですでにNo.Ⅳ翼のCh.1(半径位置0.95R, 翼弦長位置40%C, 背面側)の圧力計が使用不能となっていた。それ以外の圧力計に関しては電圧と圧力の間の直線性はよく、相関係数は、No.Ⅲ翼のCh.6(0.7R, 80%C, 正面側)¹⁾の0.9993を除いては、全て0.9999以上であった。

4.3.2 計測手順および解析方法

計測では、まずゼロ点計測を行い、続いて本計測を行った。どちらも、生データをデータレコーダに記録すると共に、一部はその場でも解析を行った。

ゼロ点計測では、プロペラを停止し、船速が0.2 knot以下になった状態で各翼毎に60秒ずつ20Hzでデータを取り込み、その平均値に静圧補正を行うことにより、0 Voltの電圧値に対応する圧力値を求めた。静圧補正量は、翼角度位置から幾何学的に算出した。プロペラの回転を停止してから船速が0.2Knot以下に落ちるまでに、約20分の時間を要した。計測時間は、5翼合わせて約6分であった。

本計測は、プロペラ回転数および船速が定常に達した状態で行った。現場解析、および、一度データ・レコーダに記録したデータを解析する際も、共に取り込み周波数は1000Hzとし、プロペラ回転数に関係なく約8.2秒間データの取り込みを行った。5翼を順番に切り替えながら計測するため、同じ翼上の圧力計に関しては同時計測であるが、翼が異なるものに関しては非同時の計測となっている。

取り込んだデータは、プロペラ・ポジション・パルスを基準として取り込んだ全回転分を重ね合わせて平均した。圧力係数Cpは次式により計算される。

$$C_p = (P - H) / \frac{1}{2} \rho N^2 D^2$$

P=計測された翼面圧力(軸心静圧基準)

H=圧力計位置での静水圧(" ")

ρ =海水密度

N=プロペラ回転数

D=プロペラ直径

ここで、プロペラ回転数Nは計測されたポジション・パルスの周期から計算した値を用いた。

4.3.3 計測結果および考察

ゼロ点計測の一覧をTable 4.3.1に示す。ドック内でのキャリブレーションの時に求めたゼロ点計測値を基準としたゼロ点のドリフトは、Fig. 4.3.1に示すように解析に使用した範囲内では最大で約0.1kg/cm²である。これは、プロペラ回転数が90 rpmのとき、圧力係数Cpに換算して約0.66に相当する。また、主となる計測を行った28日から29日にかけては、No.Ⅳ翼のCh.1(0.95R, 40%C, 正面側)と使用不能となったNo.Ⅲ翼のCh.2(0.9R, 40%C, 正面側)を除いては、ドリフトは殆ど無かった。

データ・レコーダから解析を行った計測の一覧をTable 4.3.2に示す。この中から、海象、舵角、回転数の安定度などを考慮して、解析番号70-1, 90-5, 110-4, 149-1, 163-1の5つの計測を代表点として選んだ。それらについて、1回転中のCpの変化をFig. 4.3.2(a)~(e)に示す。翼角度位置は、プロペラがトップにある時を0度とし、ジェネレータ・ラインの角度位置を船尾からみて時計周り

に表したものである。翼弦長方向の C_p 分布を Fig. 4.3.3(a)~(e) に、40% 翼弦長位置に於ける半径方向の C_p 分布を Fig. 4.3.4(a)~(e) に示す。図中の N は、各翼を計測したときのプロペラ回転数（位置パルスの計測値に基づく）の平均値を表している。

上記の解析の中で、以下の X 印の圧力計は使用不能であったため解析結果には含まれていない。

	70-1	90-5	110-4	149-1	163-1
No III翼 Ch. 1 (0.9R, 15%C, Face)				X	X
Ch. 2 (0.9R, 40%C, Face)		X		X	X
Ch. 4 (0.7R, 10%C, Face)					X
No IV翼 Ch. 1 (0.95R, 40%C, Back)	X	X	X	X	X
No V翼 Ch. 1 (0.95R, 40%C, Face)				X	X

また、No II翼の Ch. 5 (0.7R, 40%C, Back) は前述のように圧力計アダプタを装着するための翼側の穴が浅く、圧力計の出力が翼の歪の影響を受けていたと考えられるので、解析結果からは除いた。

Fig. 4.3.2 の 1 回転中の変化では、特に翼前縁の圧力計測値に於て、背面側で右下がり、正面側で右上がりになる傾向がみられ、円周方向の伴流の影響が捉えられている。円周方向の伴流により、右舷側では迎角が大きくなり、このため C_p が低くなり、一方、左舷側ではその逆となる。このことはキャビテーションの発生遅れの説明の一つとなる。この傾向は模型船後方での翼面圧力計測および圧力分布計算の結果とも定性的に一致する。

Fig. 4.3.2(d) および(e) に見られるように、プロペラ回転数が 149 rpm 以上の時の翼前縁での計測値は、翼角度位置 0° から右舷側にかけてほぼ平らな圧力変化を示し、圧力孔がキャビティの中に入っていると考えられる。 C_p が僅かに右上がりになっているのは、静圧補正によるものである。この計測を行った時の水温が 24°C であり、蒸気圧は 0.03 kg/cm² であった。これに同じ時の大気圧と海水を考慮して、翼面での圧力が蒸気圧になった時に相当する C_p を計算すると、0.7R と 0.9R に取り付けた圧力計に関して圧力孔がトップ位置に来たとき次のようになる。

プロペラ回転数	半径 = 0.7R	0.9R
150.6 rpm	$C_p = -2.79$	-2.71
163.2 rpm	-2.38	-2.31

本計測結果は何回転分かの平均値であり、毎回転毎に同じようにキャビテーションが一定して発生していることを前提としているが、この値と Fig. 4.3.2 に得られている計測値との対応は非常に良い。このことから、キャビテーションの発生が極めて周期的であったことが分かる。

また、プロペラ回転数が異なる場合でも、同じ圧力計位置での C_p は、キャビティに覆われている時を除いてほぼ一致している。これらのことから判断すると、今回の計測は、絶対圧力計測としても十分信頼できるものであると考えることができる。

Face 側の計測値に関しては、プロペラ回転数が 149 rpm および 163 rpm の時、翼角度位置 40° 付近で圧力が負圧の方向にピークになっている。これは 163 rpm に於いては 0.5R の 40%C、0.7R の 60%C のキャビティに覆われていない Back 面側にも同様に観察される。全ての圧力計位置で、そのピークが生ずるタイミング（即ち翼角度位置）はほぼ一致しており、他の部分に生じているキャビテーションの影響（例えば TVC など）と考えられる。

Fig. 4.3.3 では、解析番号 70-1 と 110-4 の翼角度位置 90°, 180°, 270° の 0.9R に於て M 字形の圧力分布が見られる。これは、ハイリー・スクュード・プロペラの模型試験で 0.7R の圧力分布に見られた特徴と類似しており、興味深い。

Fig. 4.3.4 では、0.95R の Face 側の計測値が 0.9R のそれに比べて大きく負圧側にジャンプしてい

る。プロペラ翼端渦の影響によるものと考えられるが、同じ点の Back 側の圧力計が壊れてしまい、計測値が無いので、推察の域を脱しない。

4.3.4 計算結果との比較

(1) 核関数展開法に基づくプロペラ揚力面計算との比較

実船計測で得られた圧力計測値とプロペラ揚力面計算による計算値との対応を調べることは計算値ばかりでなく、計測値の信頼性を知る上で重要である。ここでは、船研の小山が開発した核関数展開法¹⁾に基づく非定常プロペラ揚力面計算プログラムを用いた計算値と計測値との比較²⁾を示す。入力として用いた伴流分布は SR 183 研究部会で神鋼の山崎(正)が HSP の設計に用いた実船推定伴流分布³⁾を本計算プログラム用に内挿変換したものである。上記の実船推定伴流分布を Fig. 4.3.5 に示す。今回の計算では円周方向の伴流も考慮した。作動条件としては青雲丸のスラスト計による計測値に基づき、 $K_T = 0.210$ を採用した。粘性修正係数としては、揚力に関して 0.882 を用いた。比較する計測値としては実船プロペラ回転数が 90 rpm の場合の計測値を対象とした。この理由はキャビテーションの発生が少なく、かつ、回転数が安定し、計測値そのものが比較的大きいことにある。この条件における計算値と計測値の比較を Fig. 4.3.6(a)~(f) に示す。実線は計測値であり、破線は本計算値を示す。横軸は翼角度位置であり、縦軸は、圧力係数である。0.5 R の 40% C での一回転中の圧力分布に関しては計算値が実験値より正面側および背面側とも低めである。定性的にはほぼ一致しており、相当二次元翼の採用に基づく速度の過大評価が原因と考えられる。この様な傾向は模型プロペラでの計測値と計算値との比較⁴⁾でも見られた。0.7 R の 10% C での圧力分布に関して両者の一致は驚異的である。背面側の圧力の計測値がトップ付近において計算値よりピークが小さくなっているが、この原因としてはプロペラの吸い込み作用と前縁での剥離とが考えられる。0.7 R の 25% C, 40% C, 60% C および 80% C での背面側での圧力の一致はトップ付近を除き良い。40% C および 80% C の正面側での圧力は 0.5 R での傾向と同様に計算値の方が 0.3 度程低くなる。

0.9 R の 15% C の背面側で圧力分布に関しては、0 ~ 30° の付近でキャビテーションにおおわれたと考えられる負圧の大きなピークの領域を除き、計測値と実験値との対応は良い。キャビテーションが発生していない翼角度位置の圧力は計算と一致するが、これはキャビテーションの発生量が少なかったこともあり、キャビテーションの存在による三次元影響が少なかったためと考える。正面側での計算と実験の一一致は非常に良い。0.9 R の 25% C, 40% C, 60% C および 80% C とも比較的一致が良い。一方、翼角度 0° ~ 30° 付近においてキャビティの崩壊圧と見られる波形の乱れが見られる。十数回転分の平均値であるため、波形のなまりが見られる。又、左舷側での圧力分布の計算値が計測値より低めとなっているがこの原因は不明である。正面側の 80% C での計測値は他の正面側での計測値と計算値との対応と共通しており、模型プロペラでの計測結果との比較を考慮すると、計算値の精度が不十分であるために生じたと考えられる。

0.95 R の 40% C の正面側での計測値は平均値で計算値と一致しているものの、圧力振幅の計算値が小さい。これは核関数展開法を始めとするモード関数法に基づく計算結果で顕著に見られる翼端特異性の存在により、精度が低下したものと考える。

全体として、前縁側では背面側および正面側とも計算値と計測値との一致は非常に良く、背面側全体でも一致は良好と言える。一方、正面側では計算値は計測値より低めであり、上記の計算法が持つ幾つかの欠点が原因と考えられる。

参考文献

1. 小山鴻一：“不均一流中のプロペラ揚力面の実用計算法と計算例”，日本造船学会論文集，第 137 号 (1975)

2. 右近良孝他：“実船プロペラ翼面圧力計測について” 船研報告（発表予定）
3. 第183研究部会：“船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラおよび船尾形状の研究一報告書”，研究資料No.358，日本造船研究協会（1983）
4. 右近良孝：“通常型およびハイリースキュードプロペラの翼面圧力計測について—キャビテーションが発生しない場合—”，日本造船学会論文集，第165号，（1989）

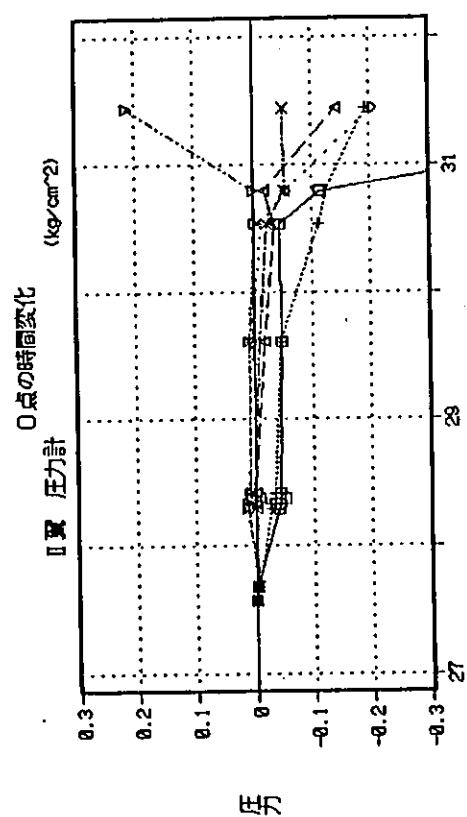
Table 4.3.1 キャリブレーション及びゼロ点

T. No.	日	時刻	備考
0- 2	27	13:36	浅野ドック内圧力計キャリブレーション
0- 3	27	16:17	出航前
0- 5	28	6:49	60 RPM計測前
0- 6	28	7:50	80 RPM計測前
0- 7	28	8:46	100 RPM計測前
0- 8	28	9:43	110 RPM計測前
0- 9	29	14:43	29日計測前
0-10	30	12:50	110～163 RPM計測前
0-11	30	19:12	過増試験前
0-12	31	10:40	後進試験前

Table 4.3.2 データレコーダからの解析点

解析番号	回転数 (計測) rpm	回転むら (最大値) %	T. No.	日 89/10	時刻	ノッチ	馬力 PS	速力 knot	推力 ton	舵角 deg	ゼロ点		
											T. No.	日	時刻
60-1	65.3	2.8	11	28	7:10	31	300	5.5	5.0	0	0- 5	28	6:49
70-1 2	72.0	3.2	11	28	7:20	31	350	7.2	5.5	P 6	0- 5	28	6:49
	71.0	0.4	1	27	16:38	33	490	5.0	5.2	0	0- 3	27	16:17
80-1	88.0	1.6	12	28	8:08	32	550	8.4	7.5	0	0- 6	28	7:50
90-1 2 3 4 5	90.9	1.8	7	27	21:08	33	-	8.5	-	S13	0- 3	27	16:17
	91.5	1.7	8	27	22:00	33	650	8.5	8.5	S 7	"	"	"
	90.3	3.6	9	27	23:00	33	-	8.6	-	P 3	"	"	"
	92.1	0.5	15	29	15:23	33	-	9.4	-	P10	0- 9	29	14:43
	91.3	0.6	17	29	17:30	33	650	9.1	8.2	0	"	"	"
100-1	103.0	1.2	13	28	9:20	34	950	9.8	11.0	S 2	0- 7	28	8:46
110-1 2 3 4	107.9	0.5	3	27	17:43	35	1050	10.5	11.8	S 4	0- 3	27	16:17
	109.8	0.7	4	27	18:29	35	1100	11.1	11.9	0	"	"	"
	107.6	1.2	5	27	19:21	35	1080	10.6	11.8	S 2	"	"	"
	112.1	0.7	14	28	10:33	36	1200	10.5	13.0	S 1	0- 8	28	9:43
149-1	150.6	0.8	22	30	14:36	46	2800	14.5	23.5	P 1	0-10	30	12:50
163-1	163.2	0.5	24	30	15:16	50	3750	15.7	27.5	0	0-10	30	12:50

※ 回転数(計測)は、No. I 脳から No. V 脳までの各脳を計測したときの回転数の平均。



□ 9F15 + 9F40 ◆ 9F30 ◇ 9F10 △ 7F10 × 7F40 ▽ 7F30

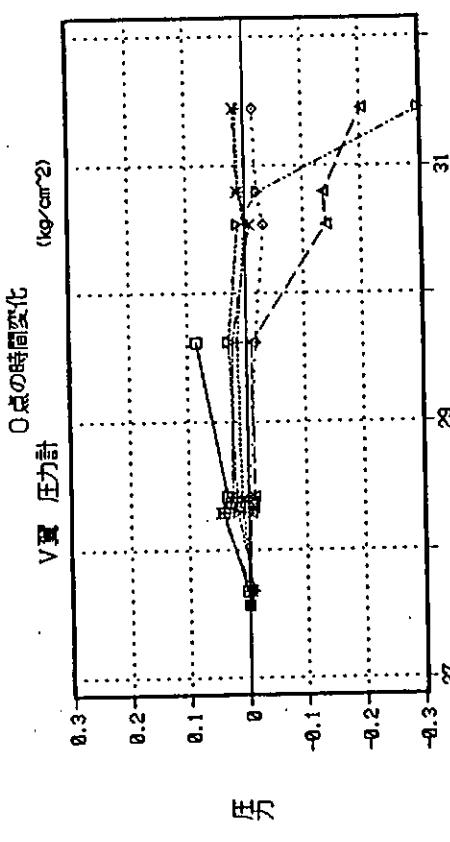
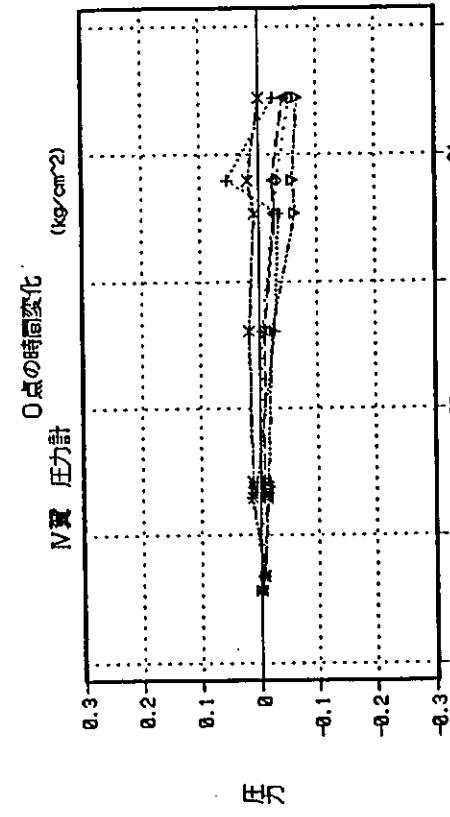
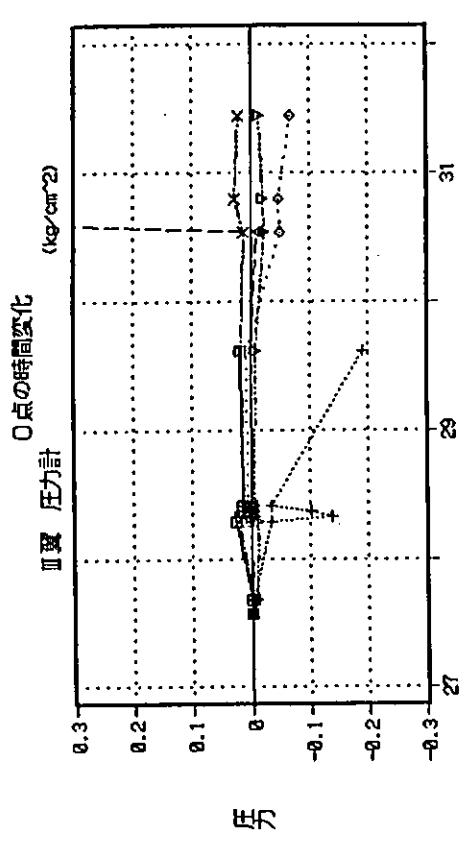


Fig. 4.3.1 壓力計の0点の時間変化

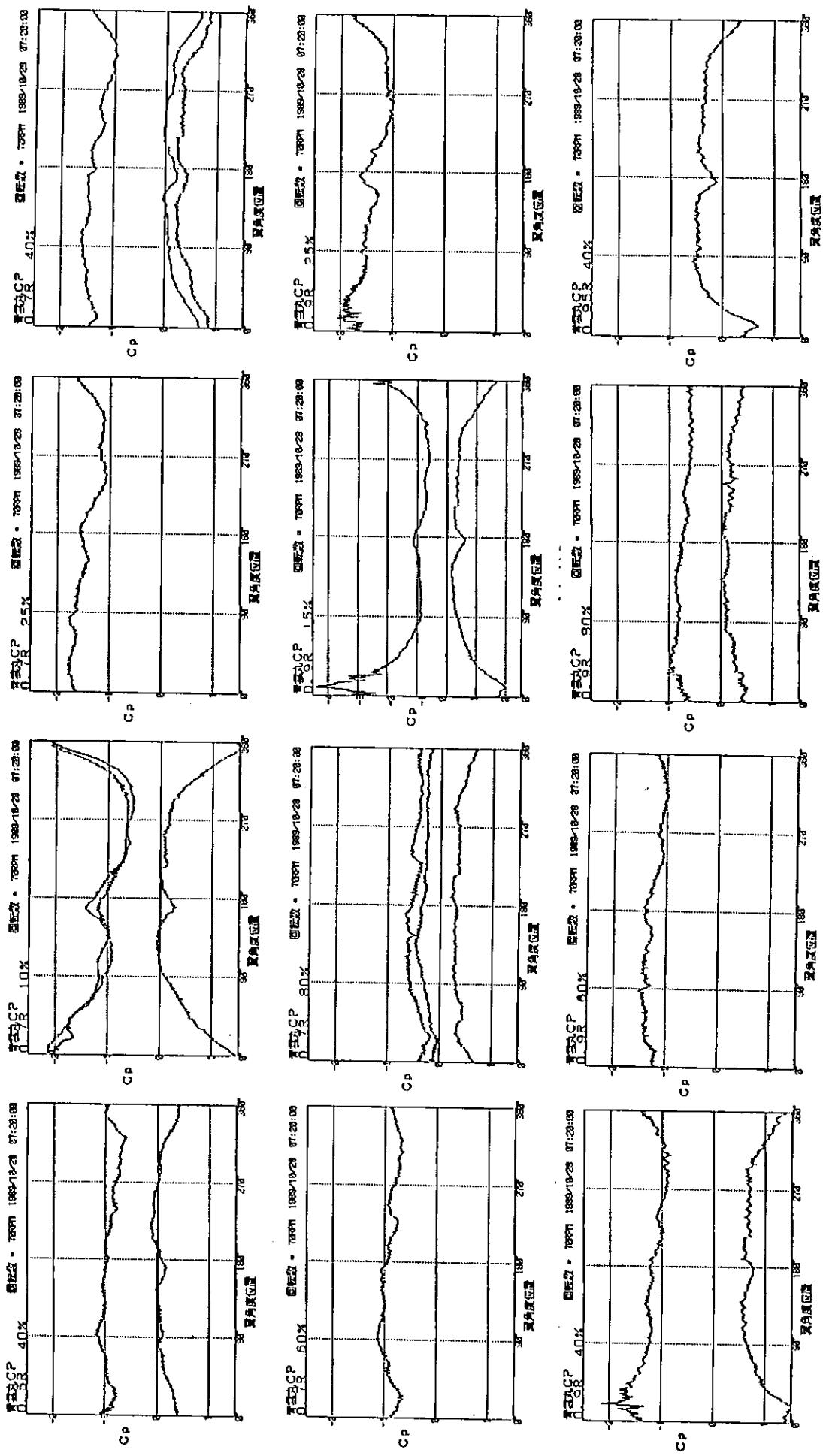


Fig. 4.3.2 (a) プロペラ一回転中のCpの変化（解析番号70-1）

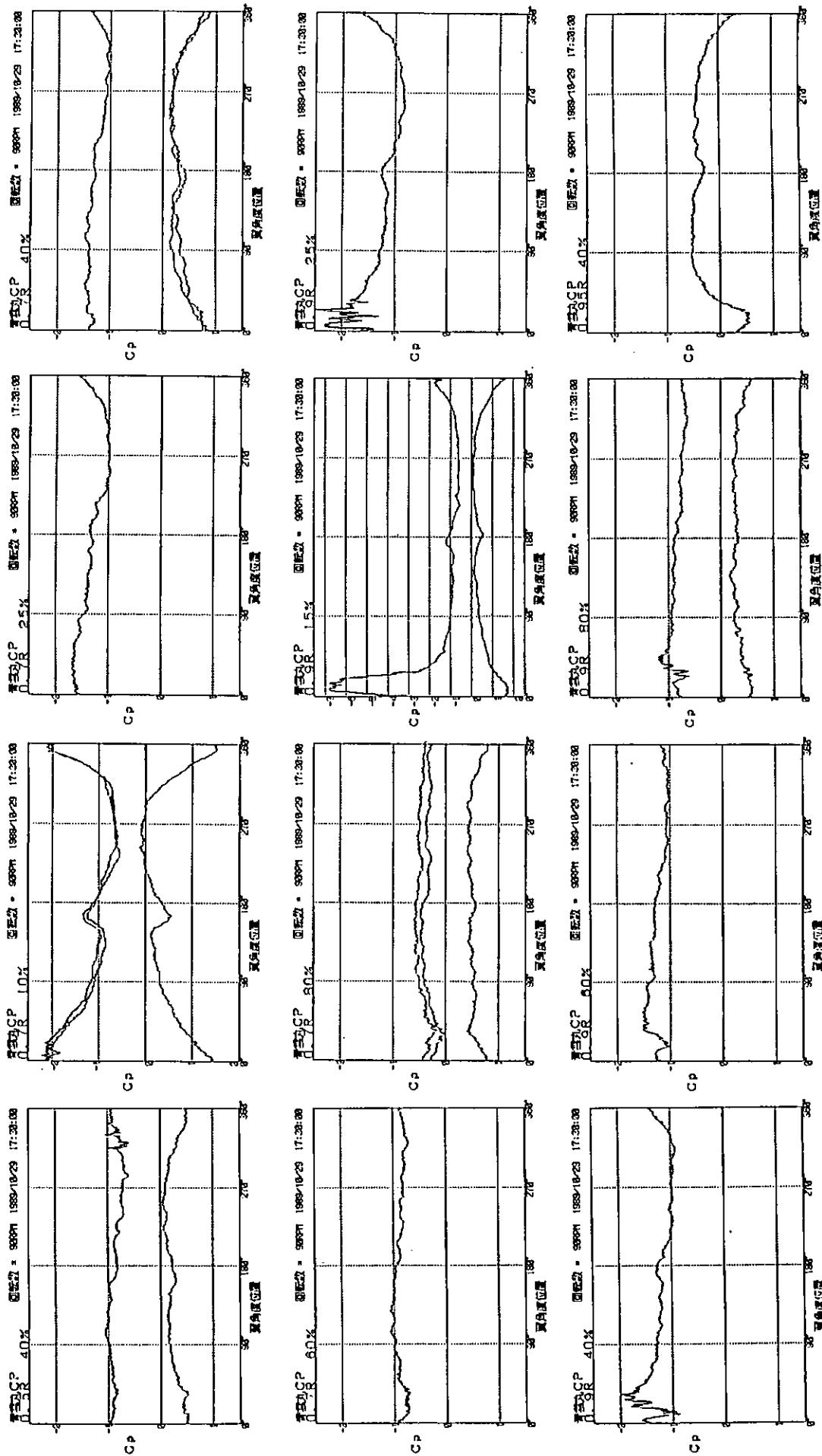


Fig. 4.3.2 (b) プロペラ回転中のCpの変化 (解析番号90-5)

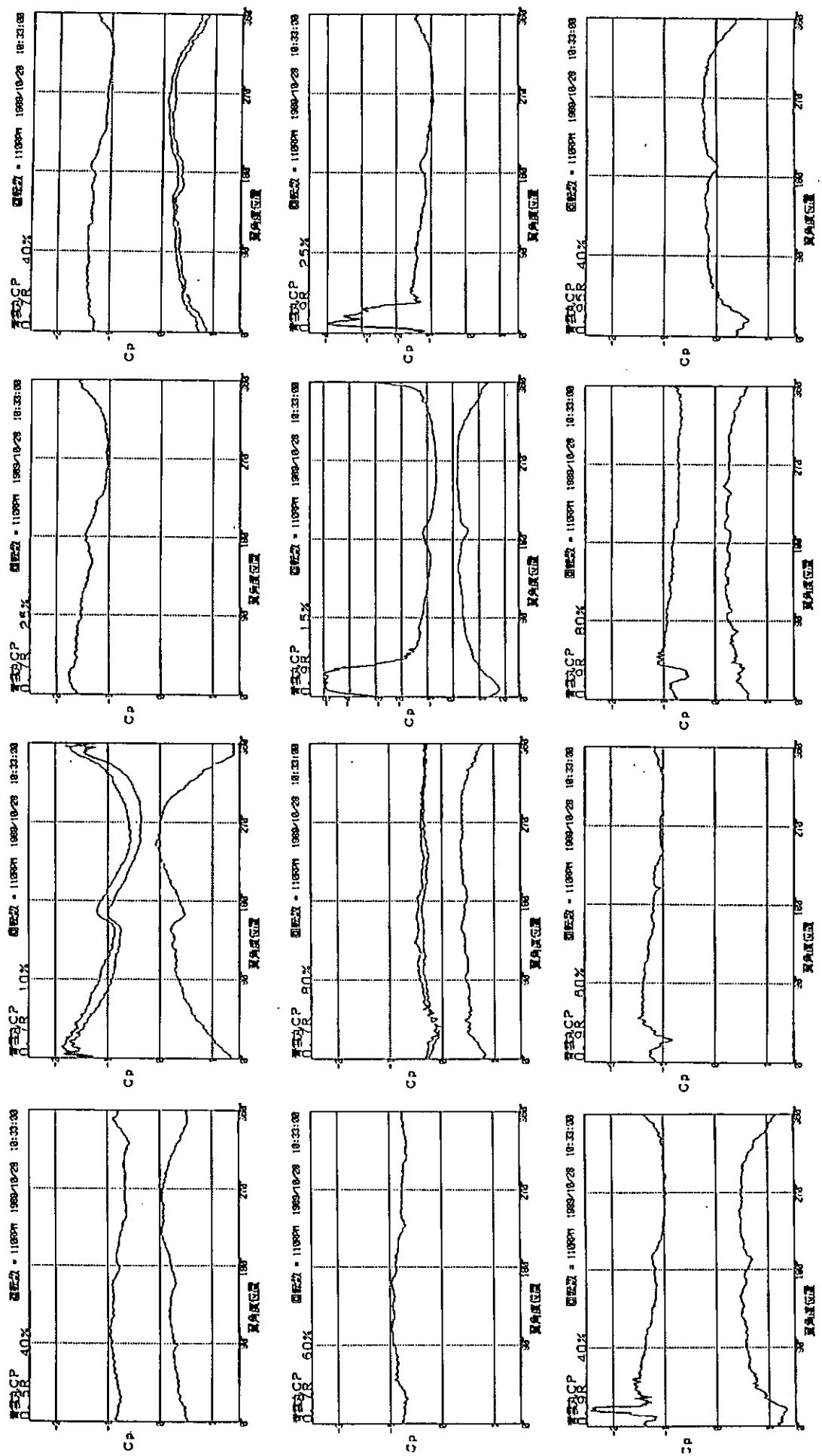


Fig. 4.3.2 (c) プロペラー回転中の C_p の変化 (解析番号110-4)

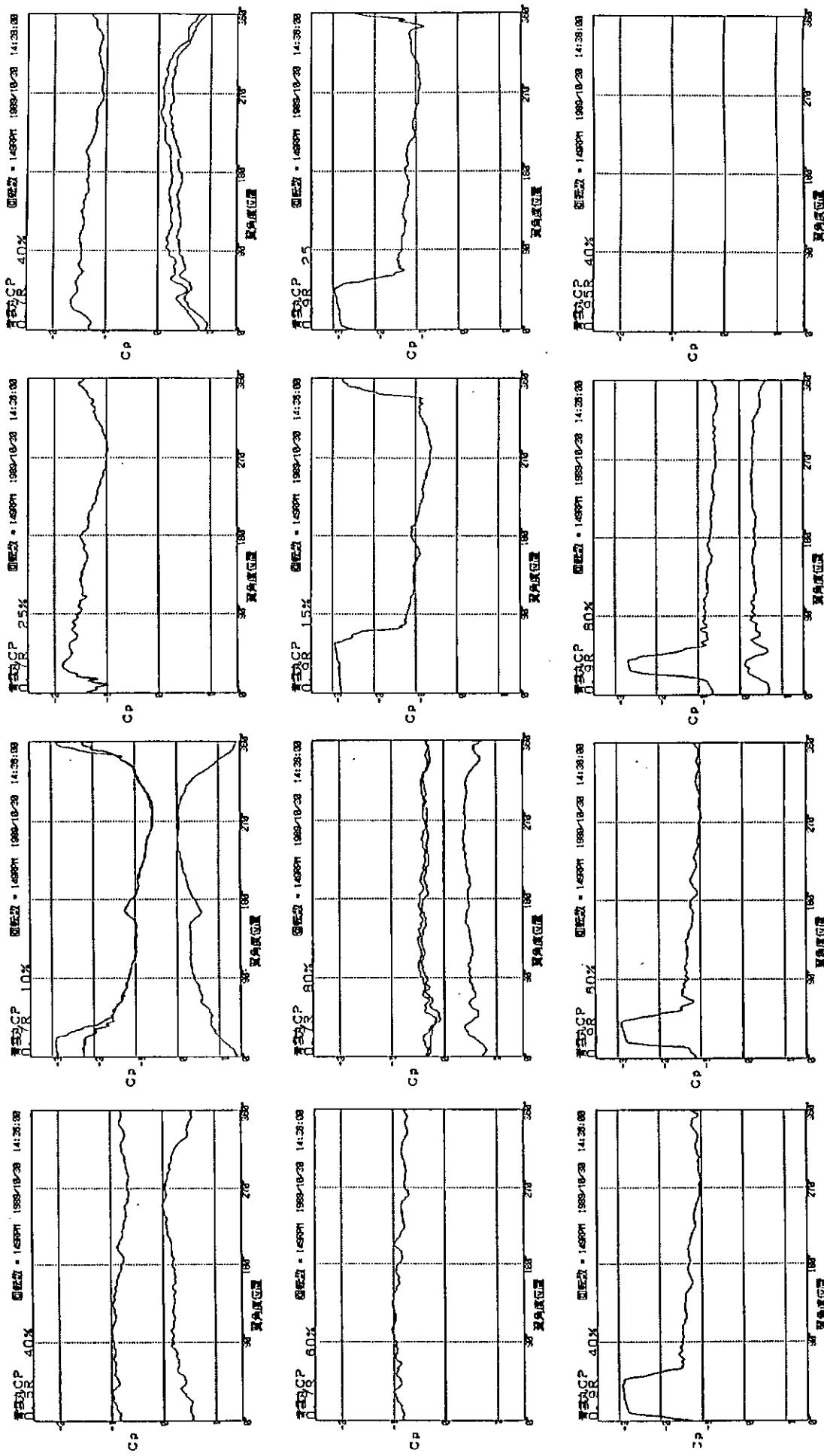


Fig. 4.3.2 (d) プロペラー回転中のCpの変化（解析番号149-1）

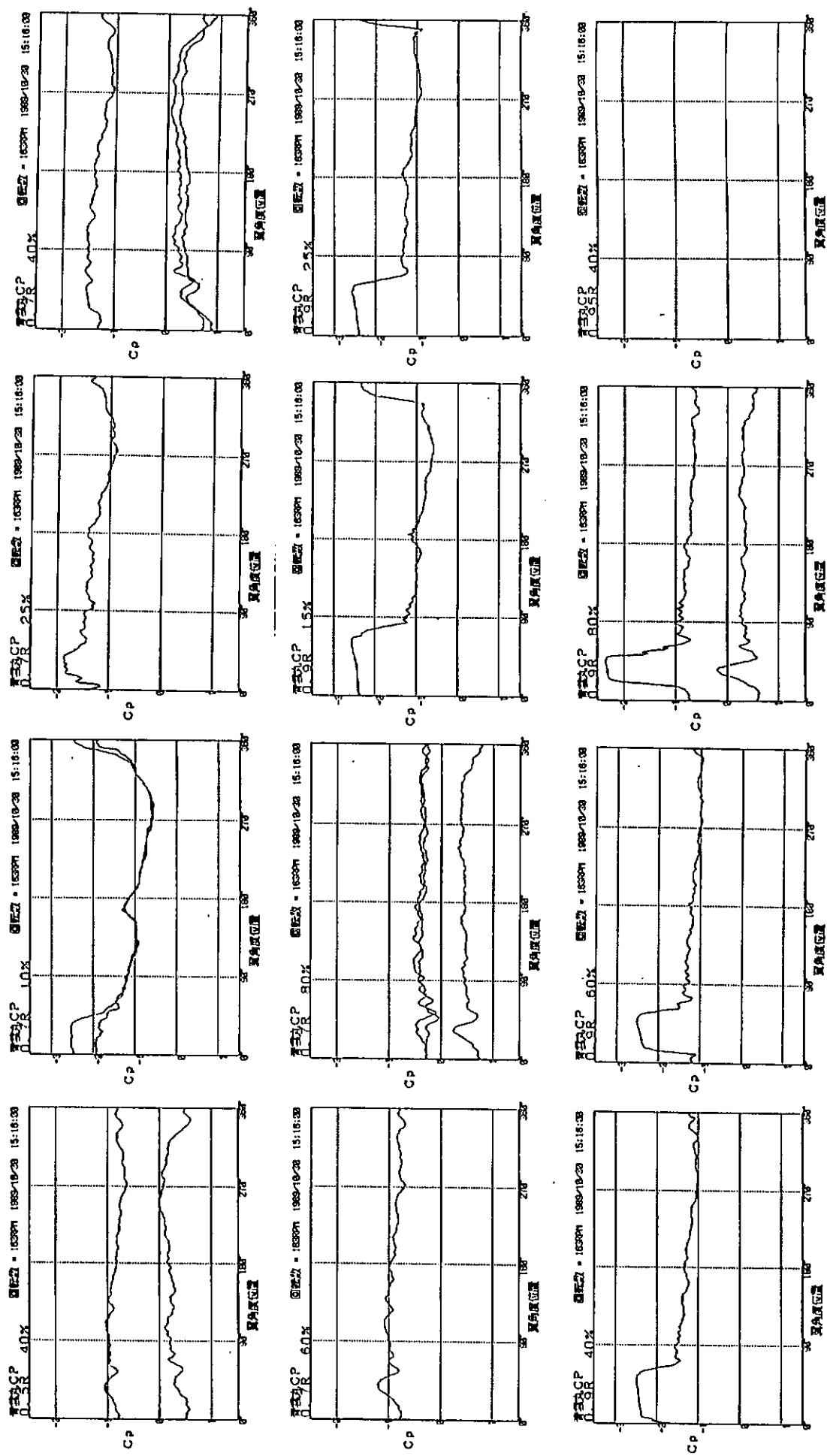


Fig. 4.3.2 (e) プロペラ一回転中のCpの変化(解析番号163-1)

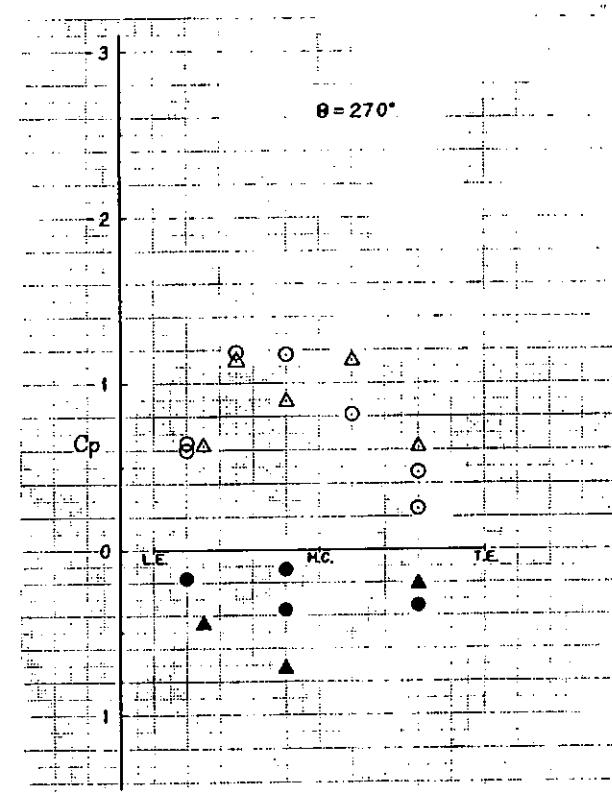
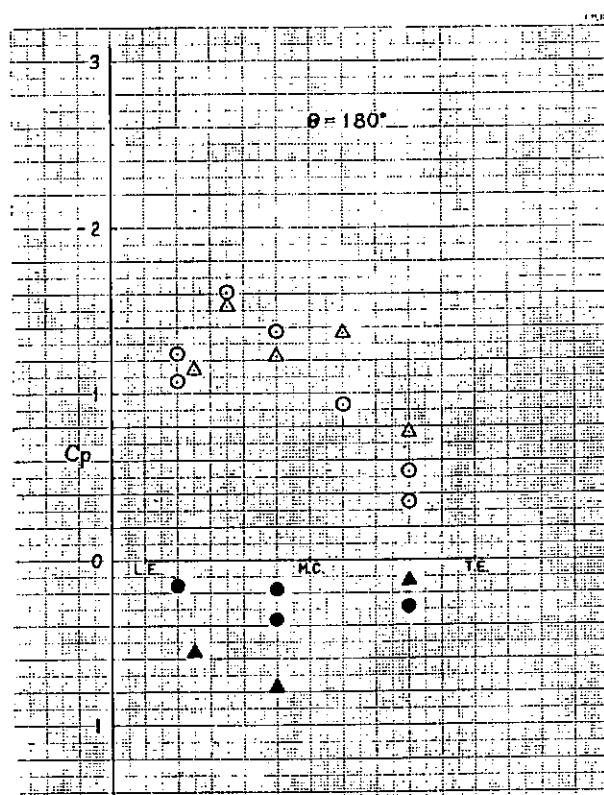
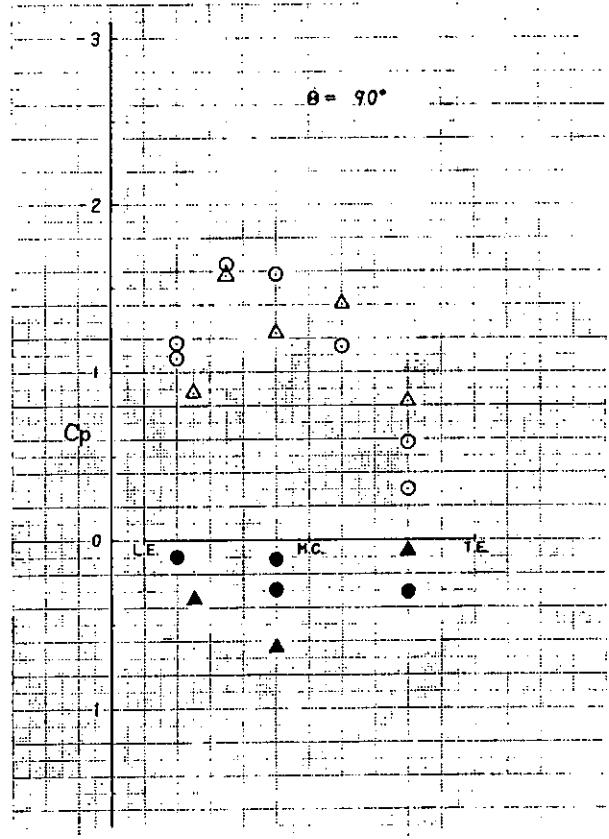
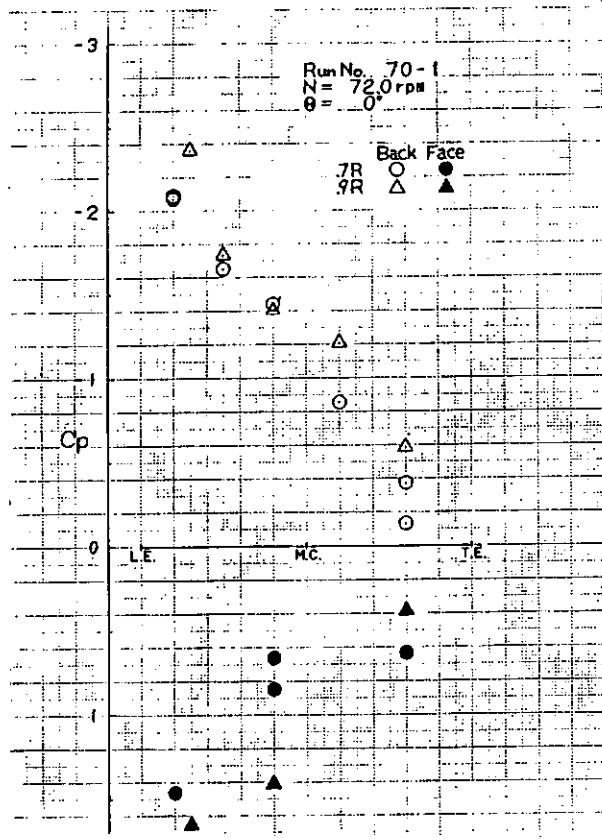


Fig. 4.3.3 (a) 翼面上翼弦長方向のCp分布（解析番号70-1）

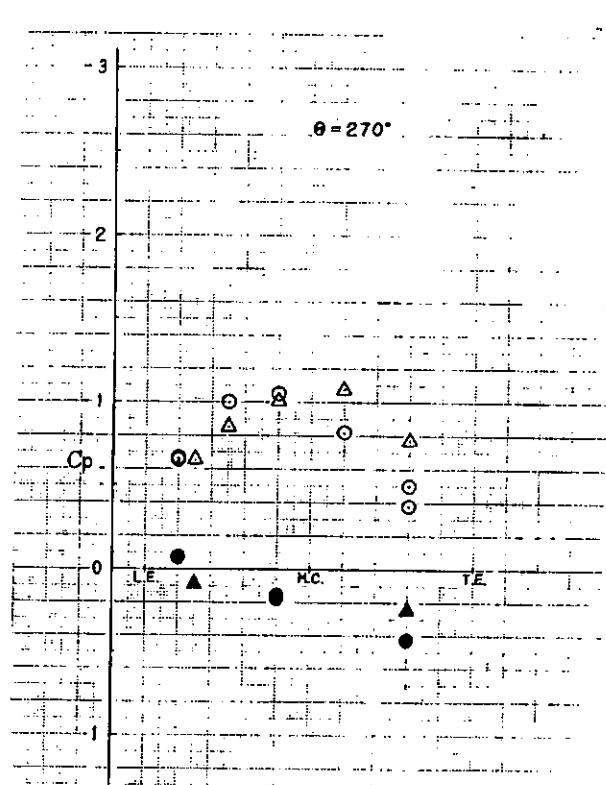
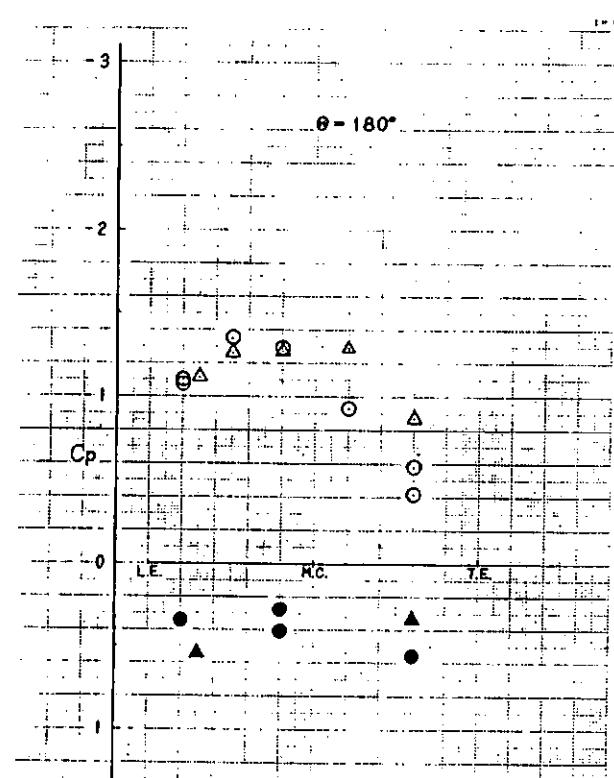
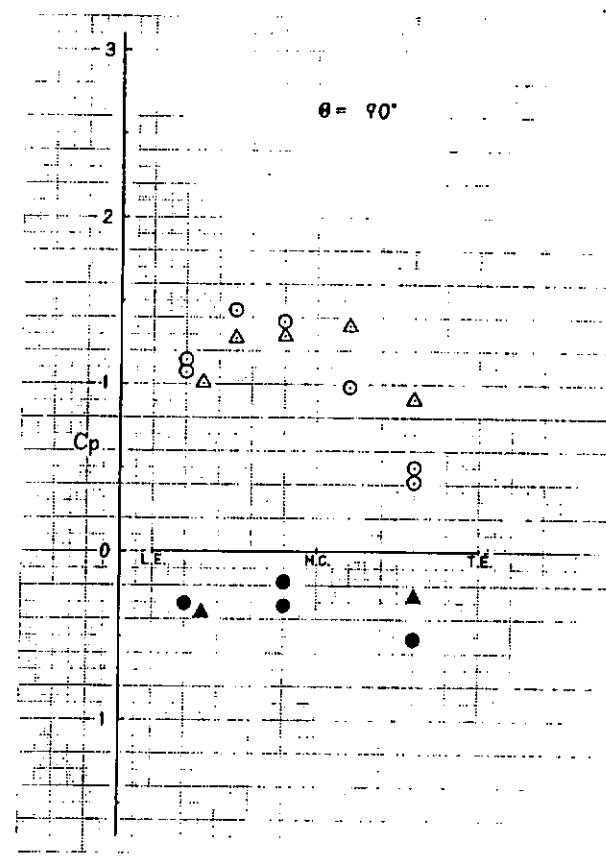
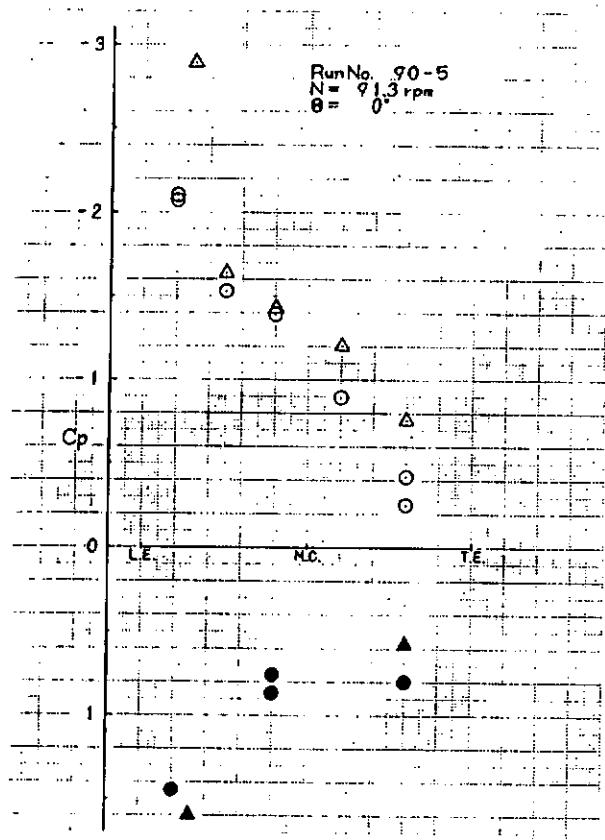


Fig. 4.3.3 (b) 翼面上翼弦長方向の Cp 分布 (解析番号 90-5)

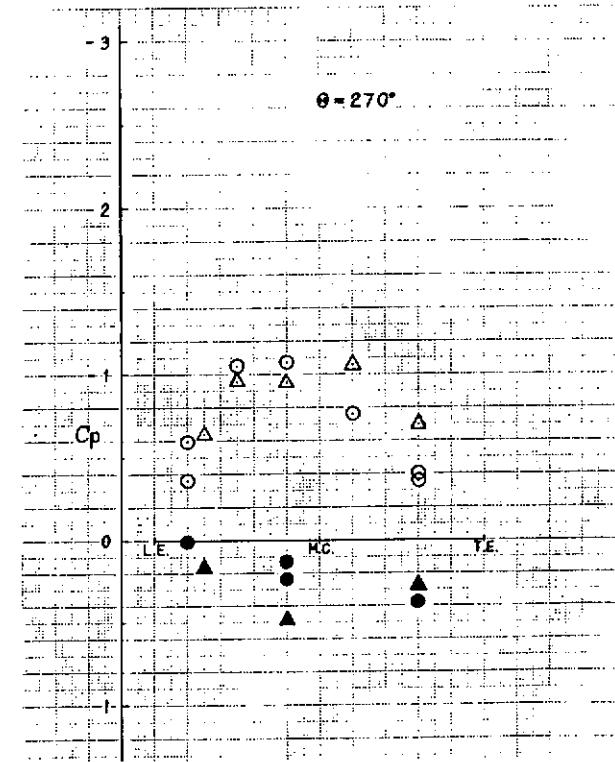
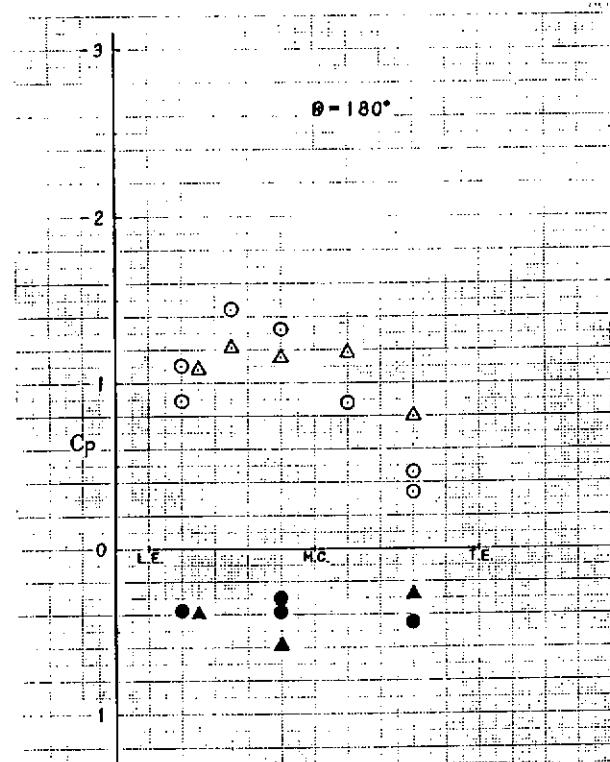
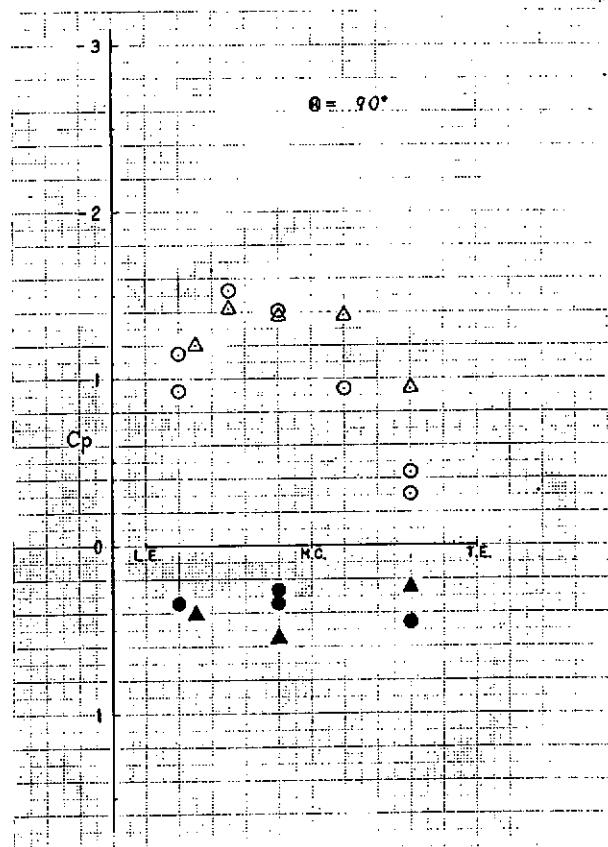
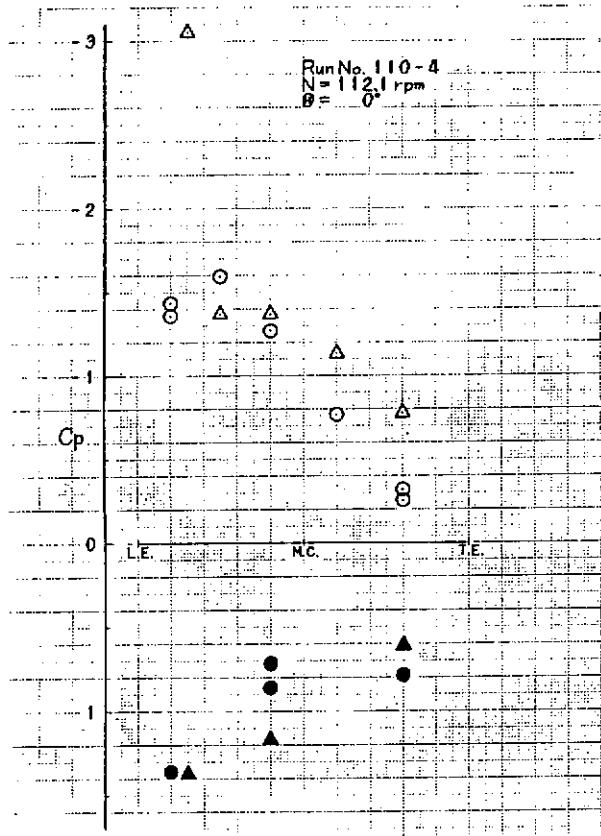


Fig. 4.3.3 (c) 翼面上翼弦長方向のCp分布（解析番号110-4）

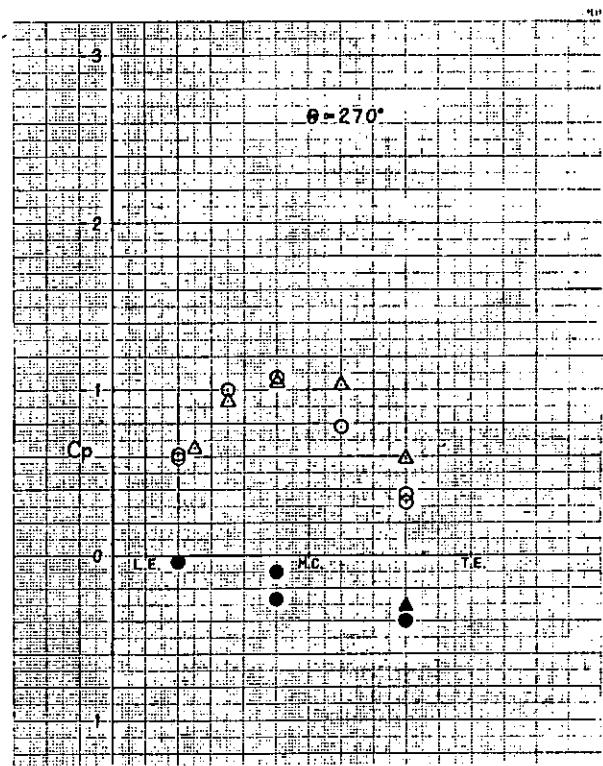
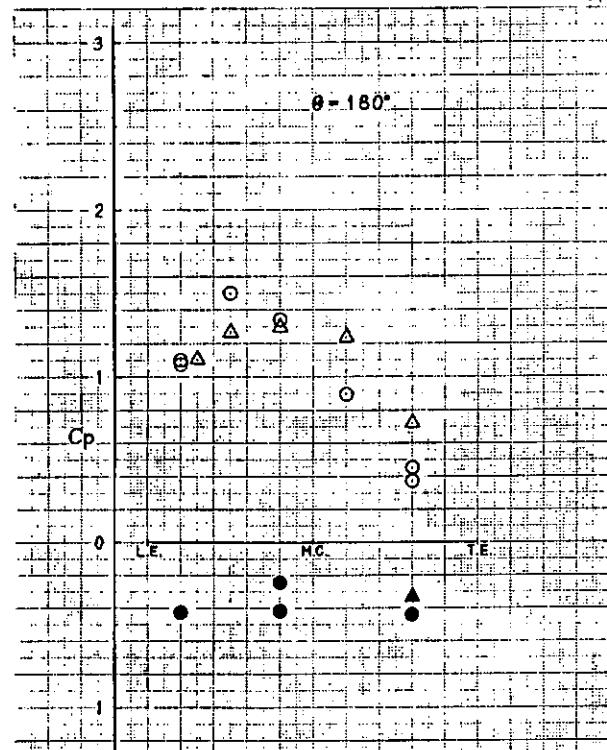
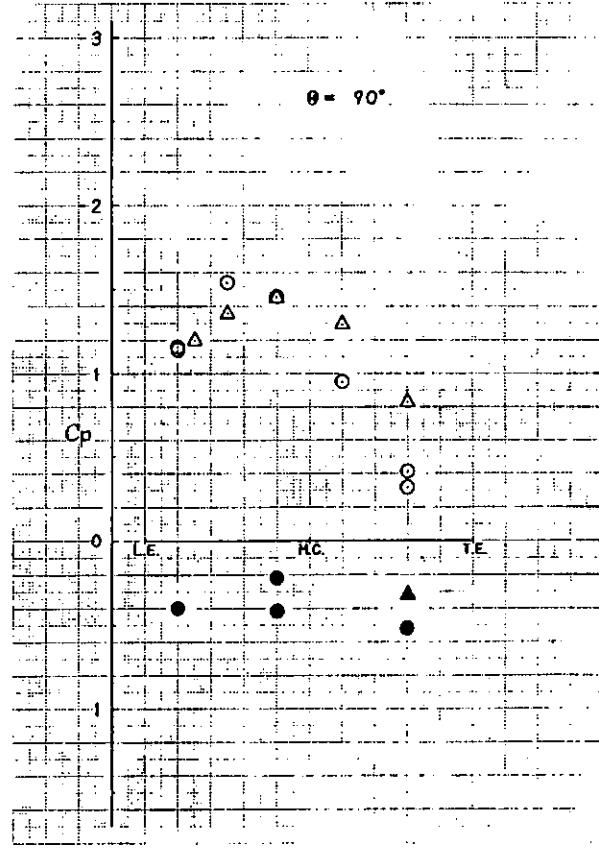
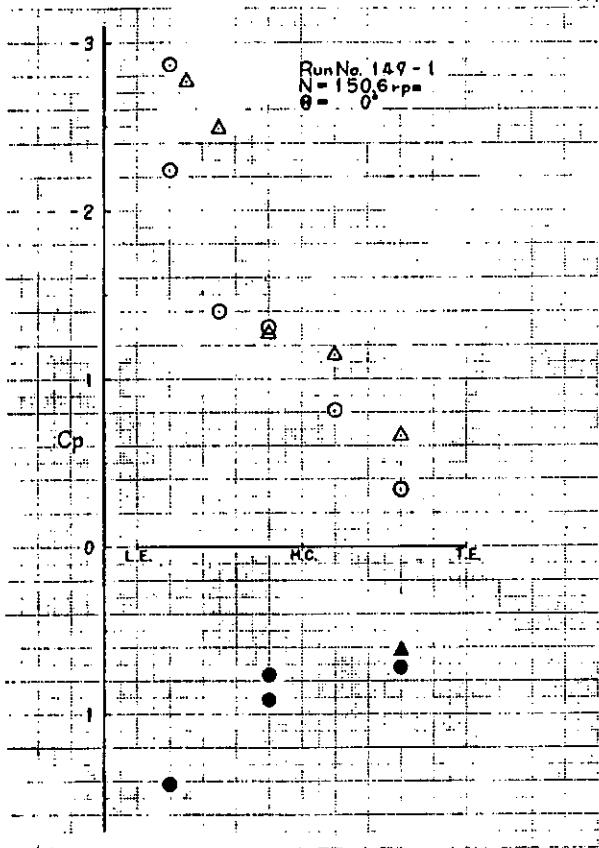


Fig. 4.3.3 (d) 翼面上翼弦長方向の Cp 分布 (解析番号 149-1)

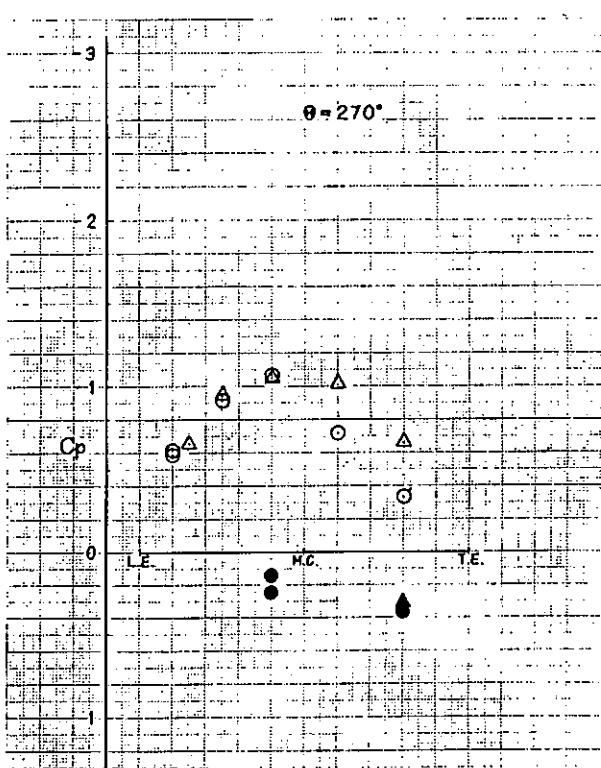
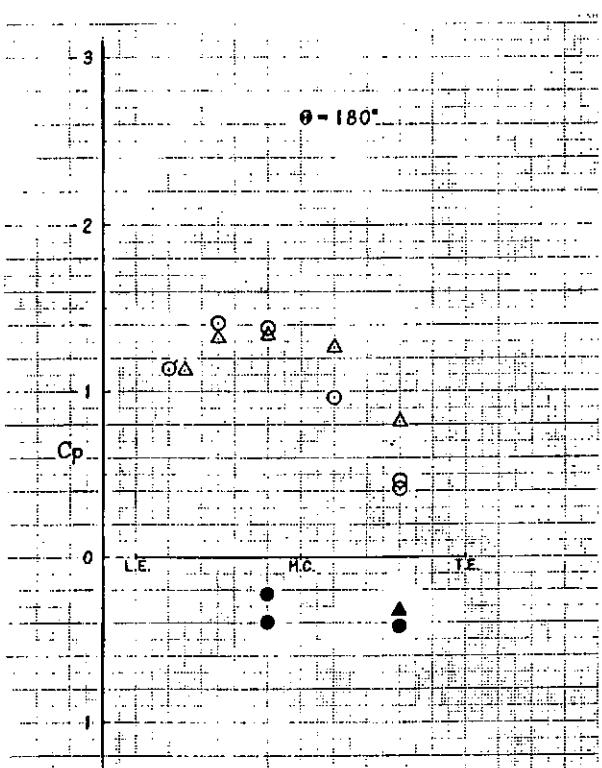
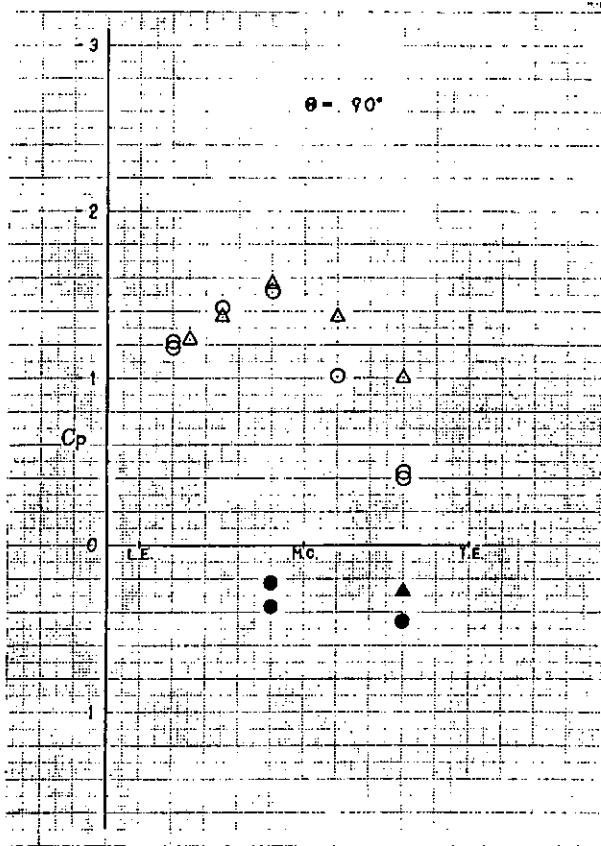
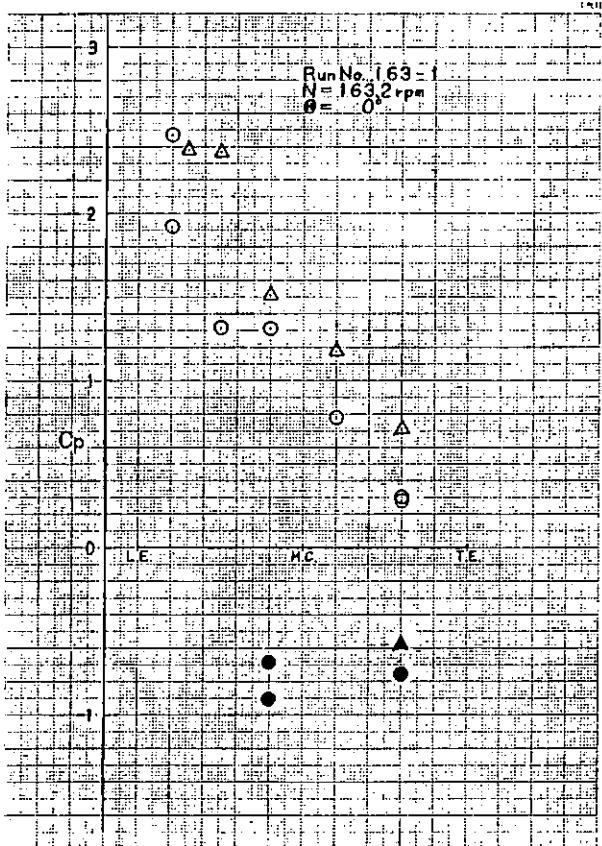


Fig. 4.3.2 (e) 翼面上翼弦長方向のCp分布（解析番号163-1）

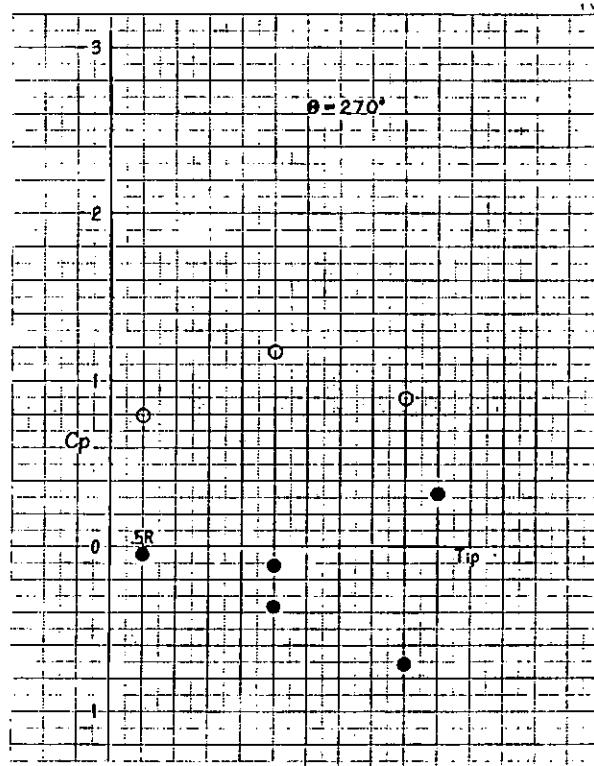
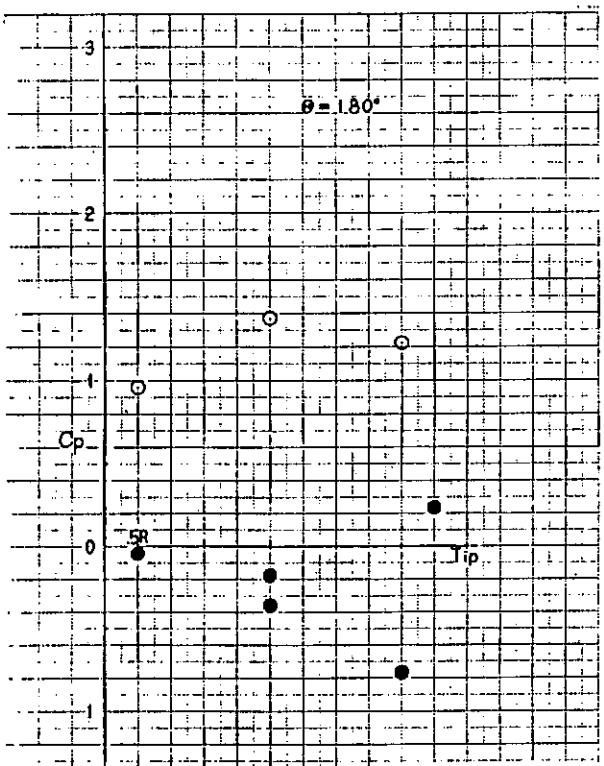
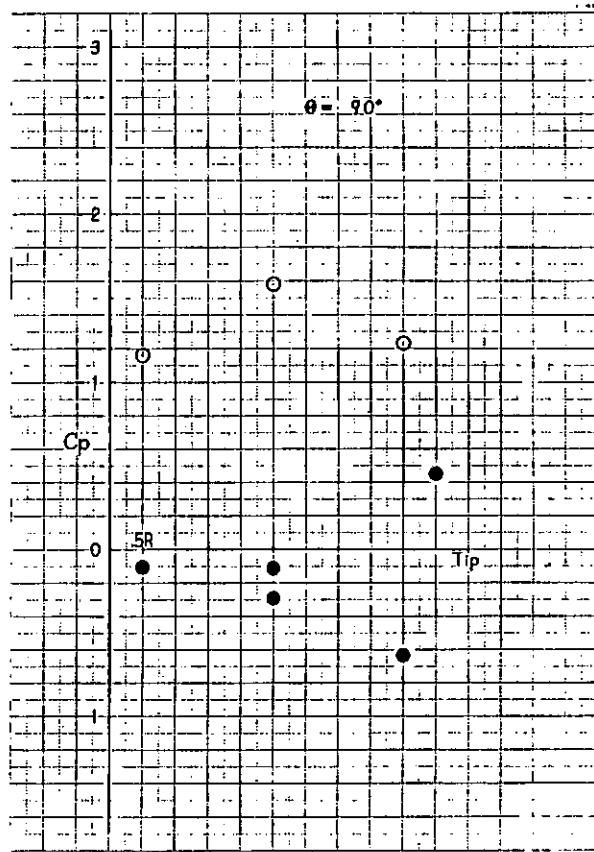
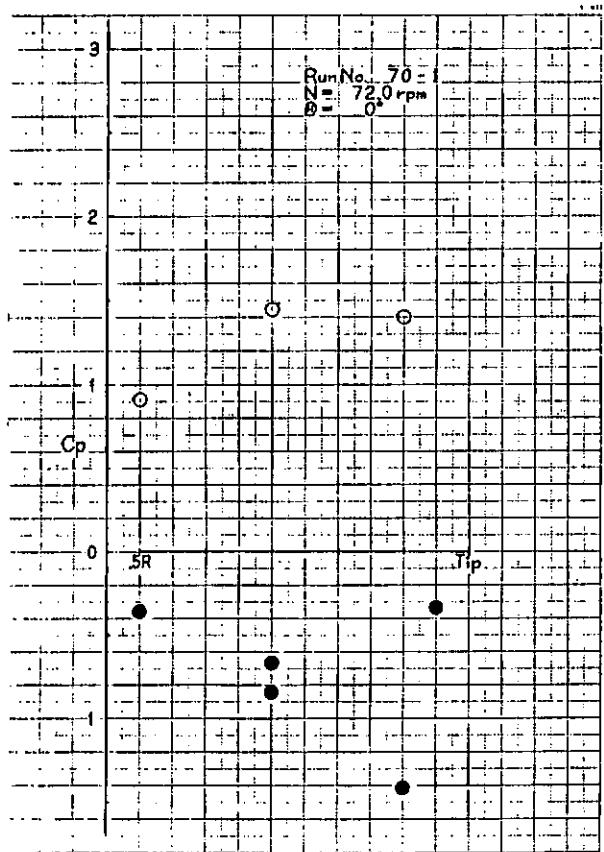


Fig. 4.3.4 (a) 翼面上半径方向の Cp 分布
(40% 翼弦長位置、解析番号 70-1)

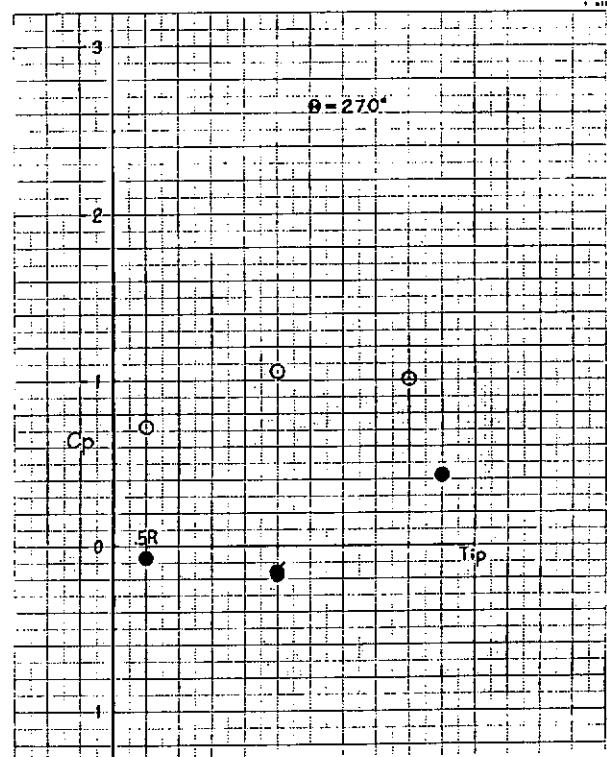
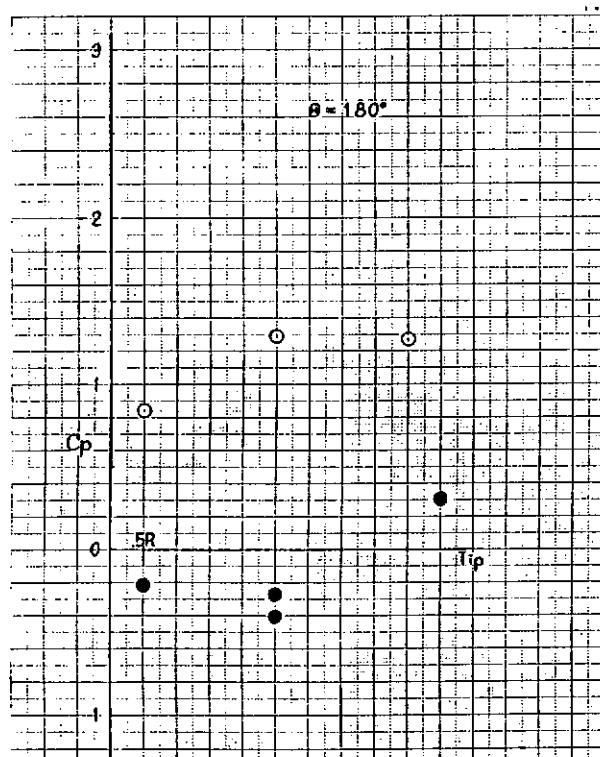
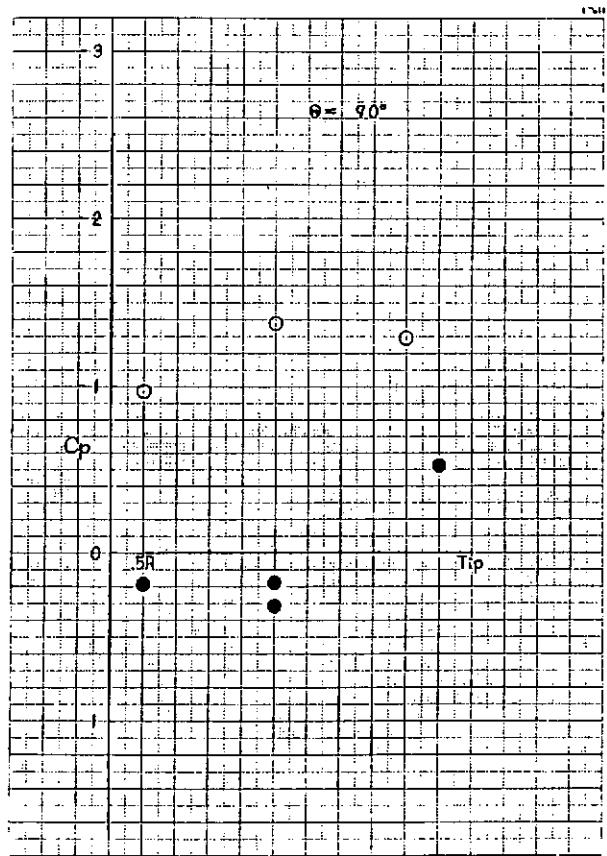
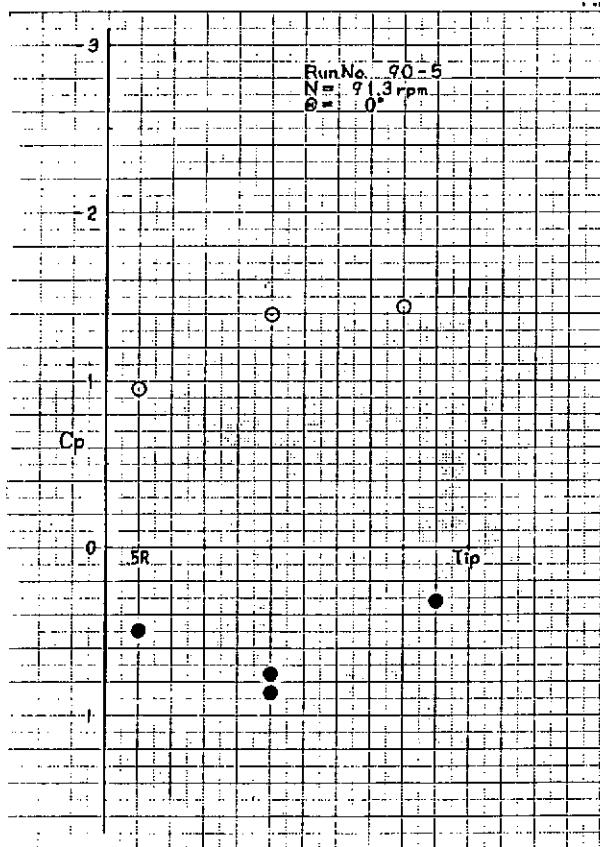


Fig. 4.3.4 (b) 翼面上半径方向の Cp 分布
(40% 翼弦長位置、解析番号 90-5)

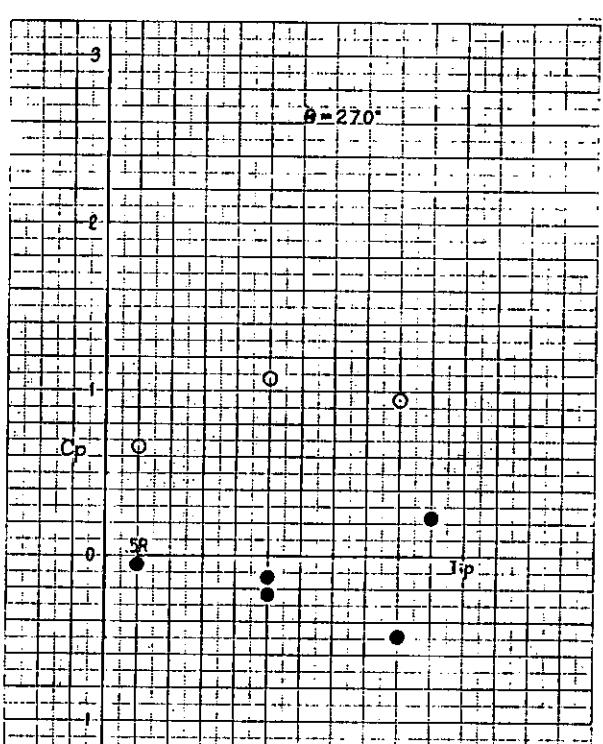
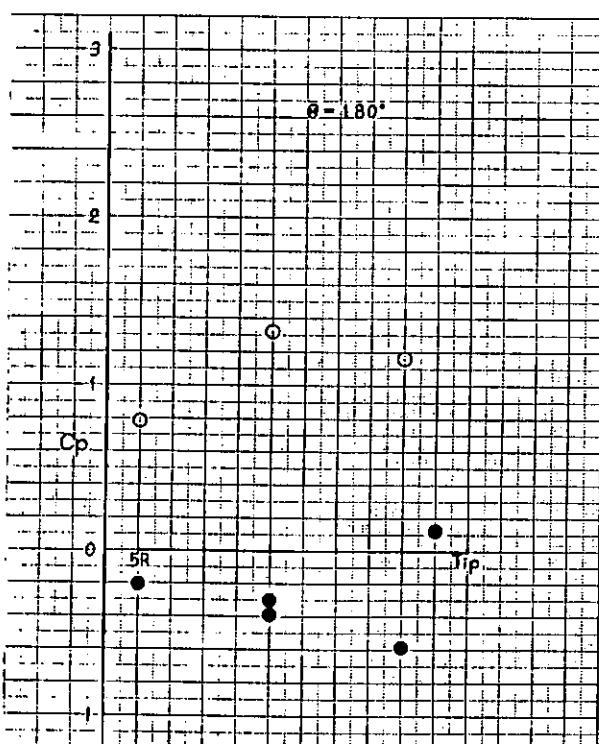
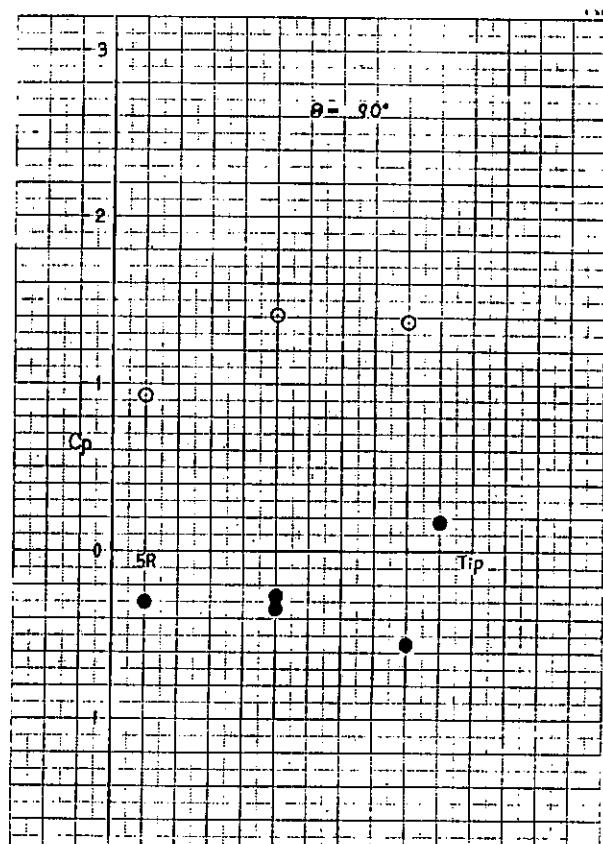
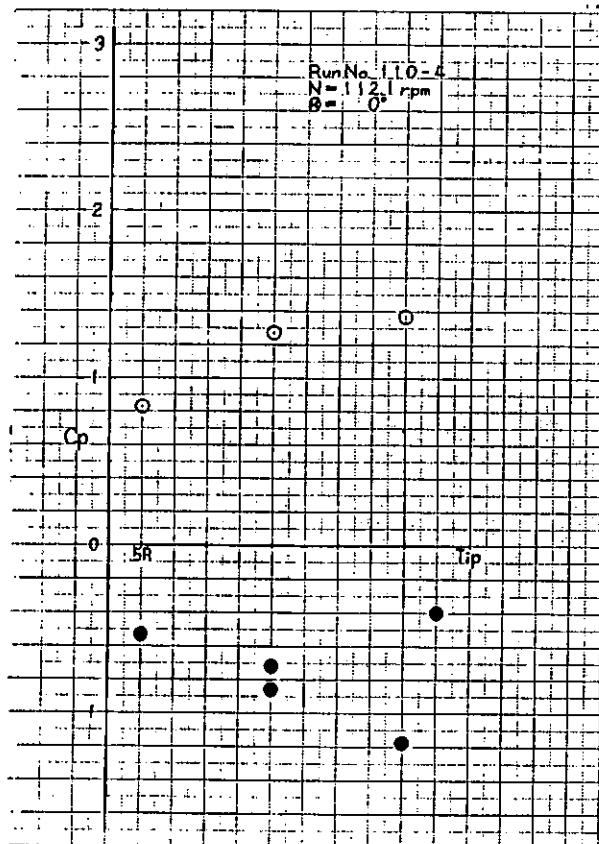


Fig. 4.3.4 (c) 翼面上半径方向の Cp 分布
(40% 翼弦長位置、解析番号 110-4)

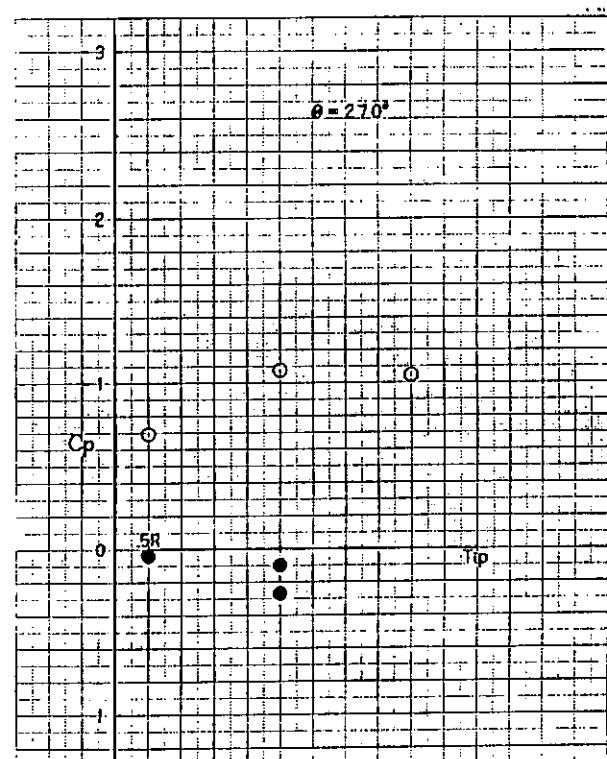
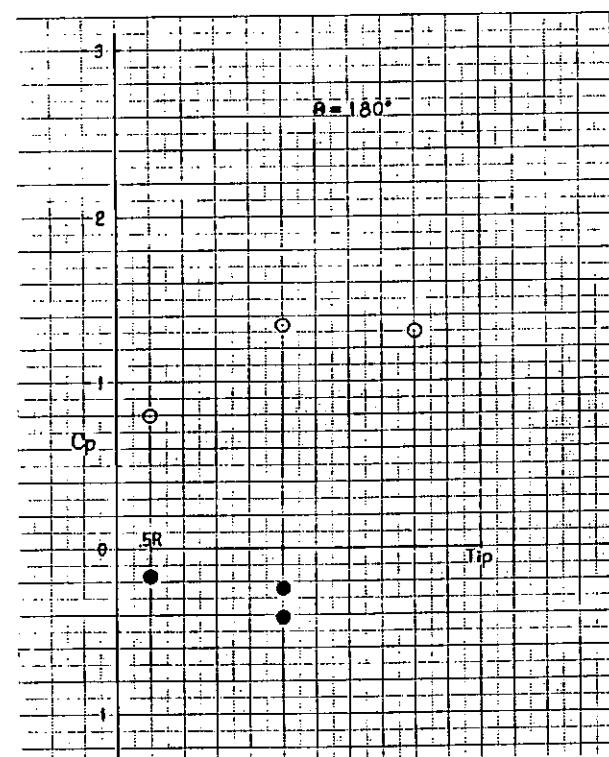
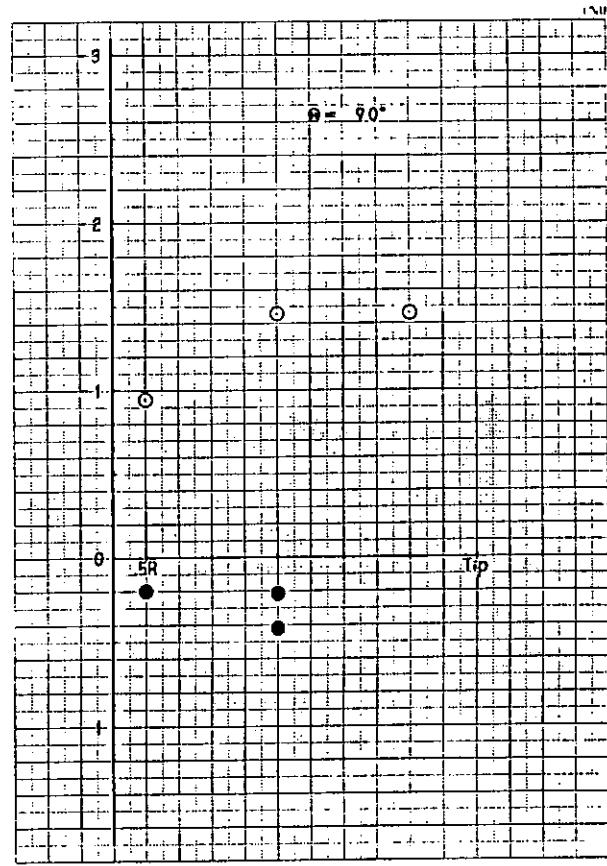
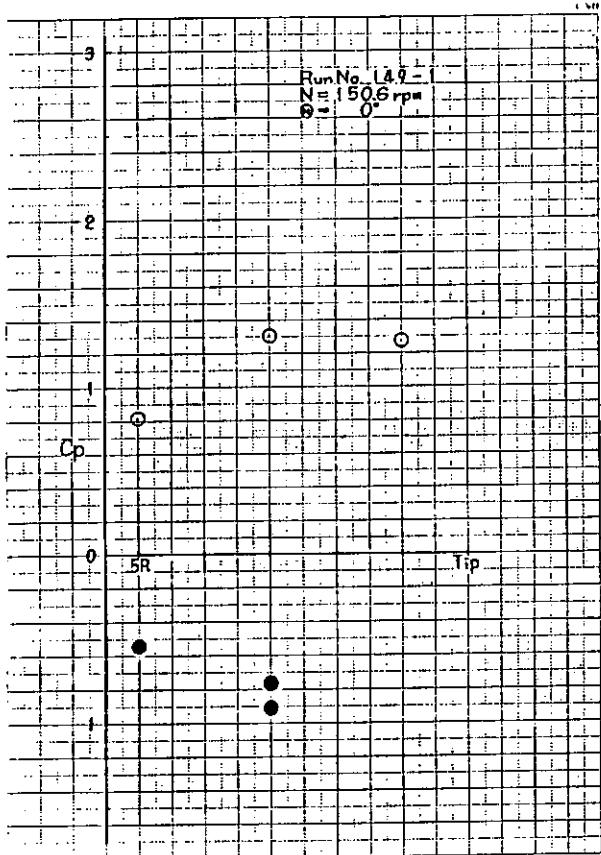


Fig. 4.3.4 (d) 翼面上半径方向の C_p 分布
(40% 翼弦長位置、解析番号 149-1)

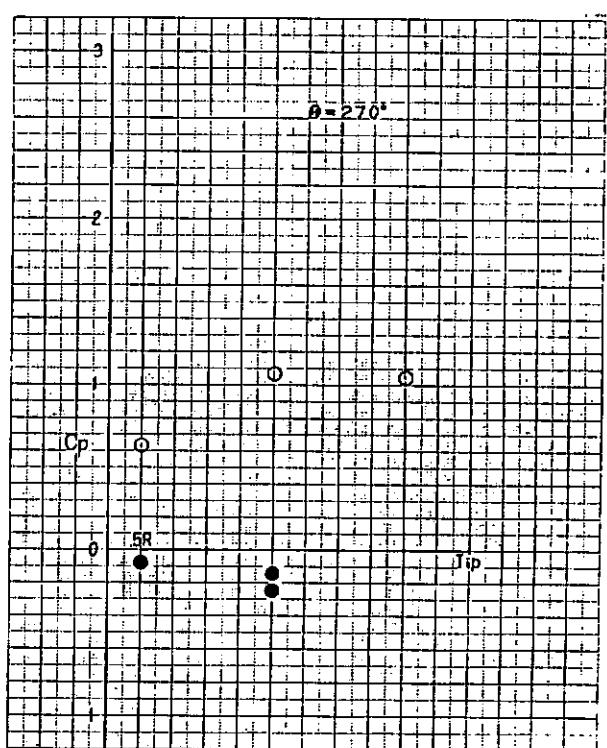
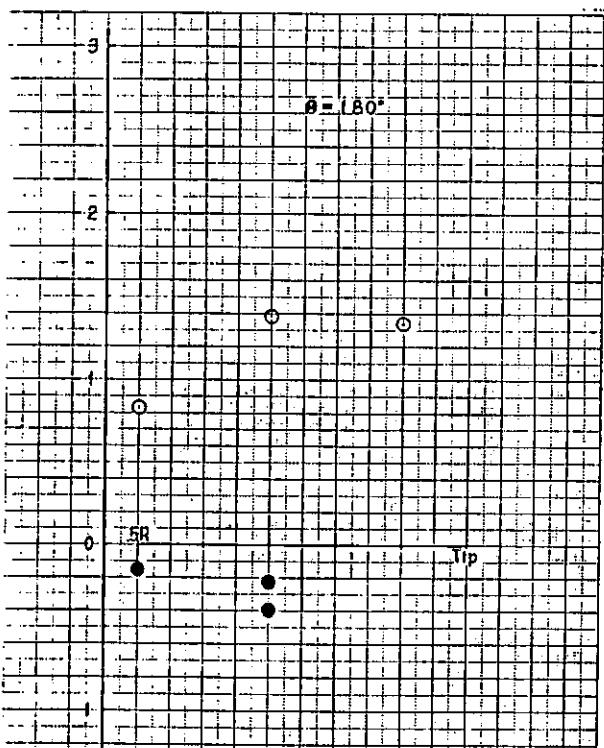
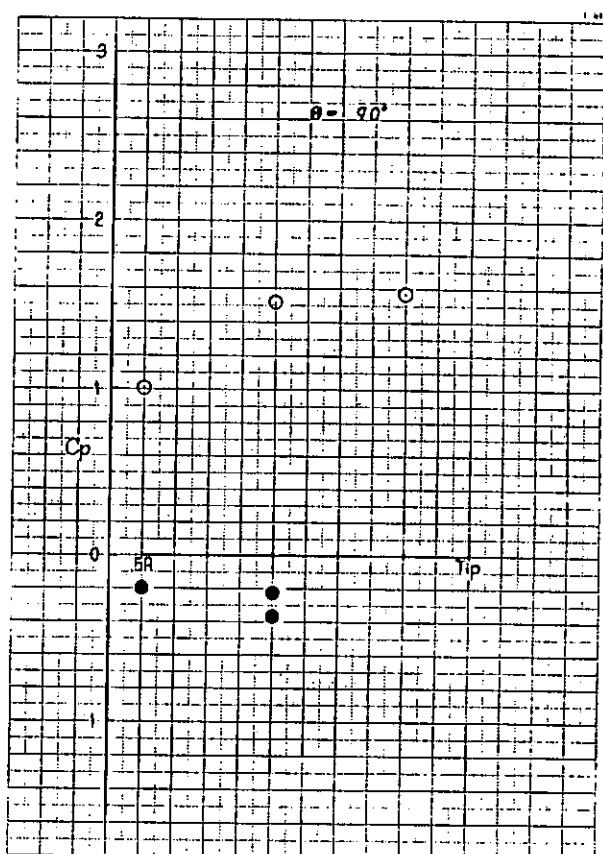
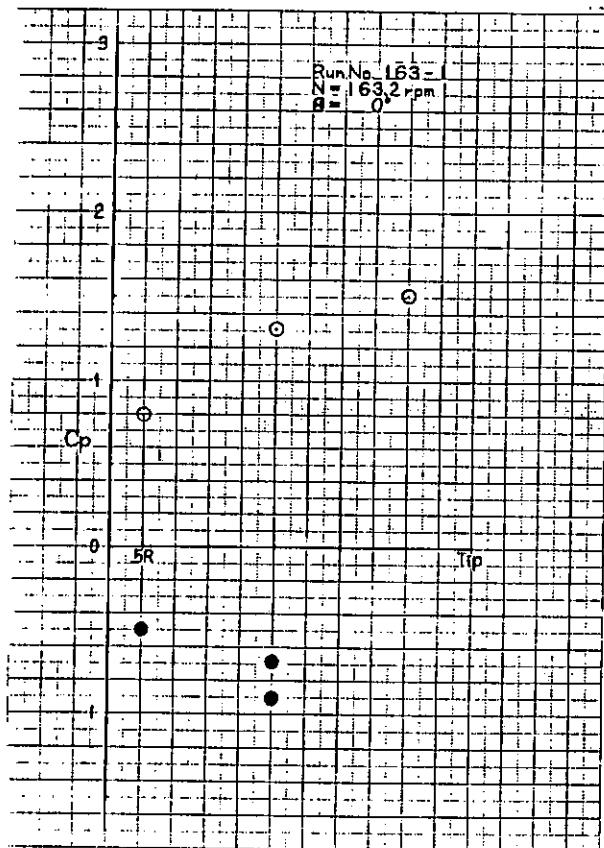


Fig. 4.3.4 (e) 翼面上半径方向の Cp 分布
(40%翼弦長位置、解析番号163-1)

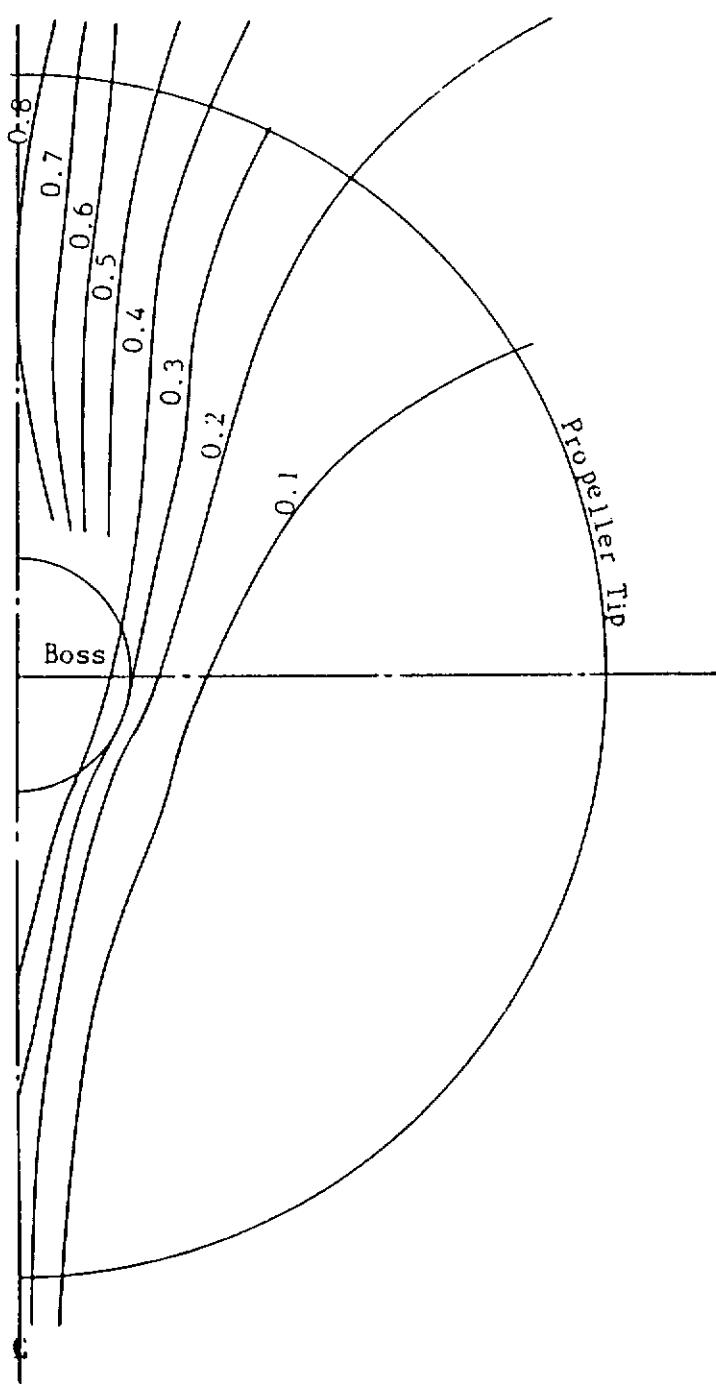
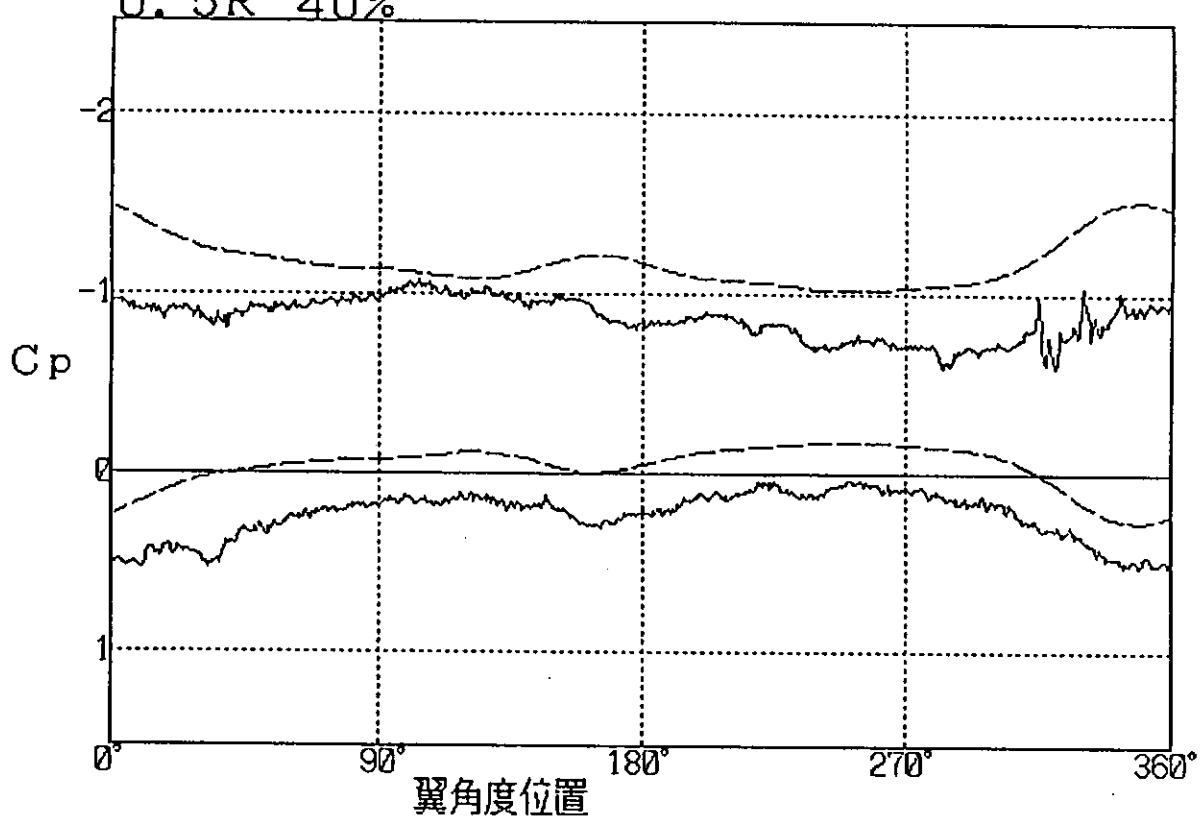


Fig. 4.3.5 青雲丸実船推定伴流分布

青雲丸CP
0.5R 40%

回転数 = 90RPM 1989/10/29 17:30:00



青雲丸CP
0.7R 10%

回転数 = 90RPM 1989/10/29 17:30:00

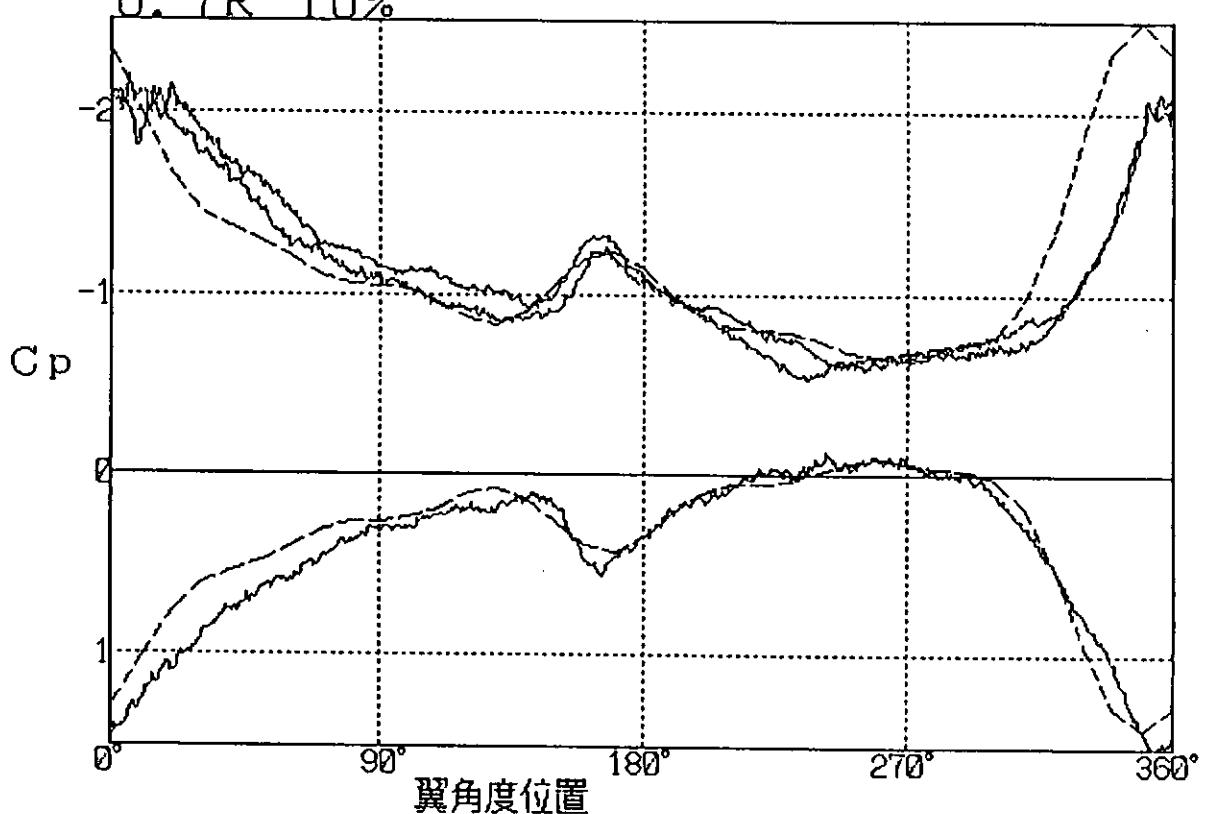
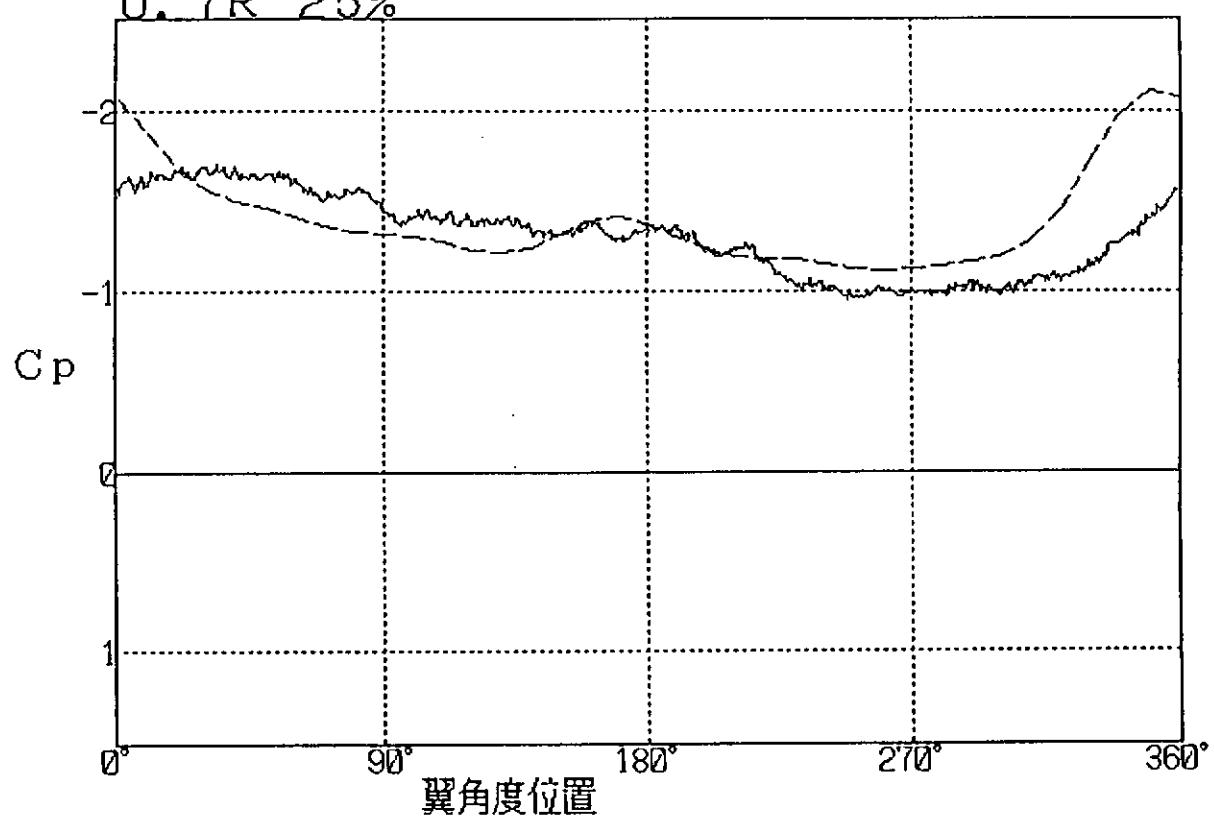


Fig. 4.3.6 (a) 翼面圧力の計算値と計測値の比較 (解析番号90-5)

青雲丸CP
0.7R 25%

回転数 = 90RPM 1989/10/29 17:30:00



青雲丸CP
0.7R 40%

回転数 = 90RPM 1989/10/29 17:30:00

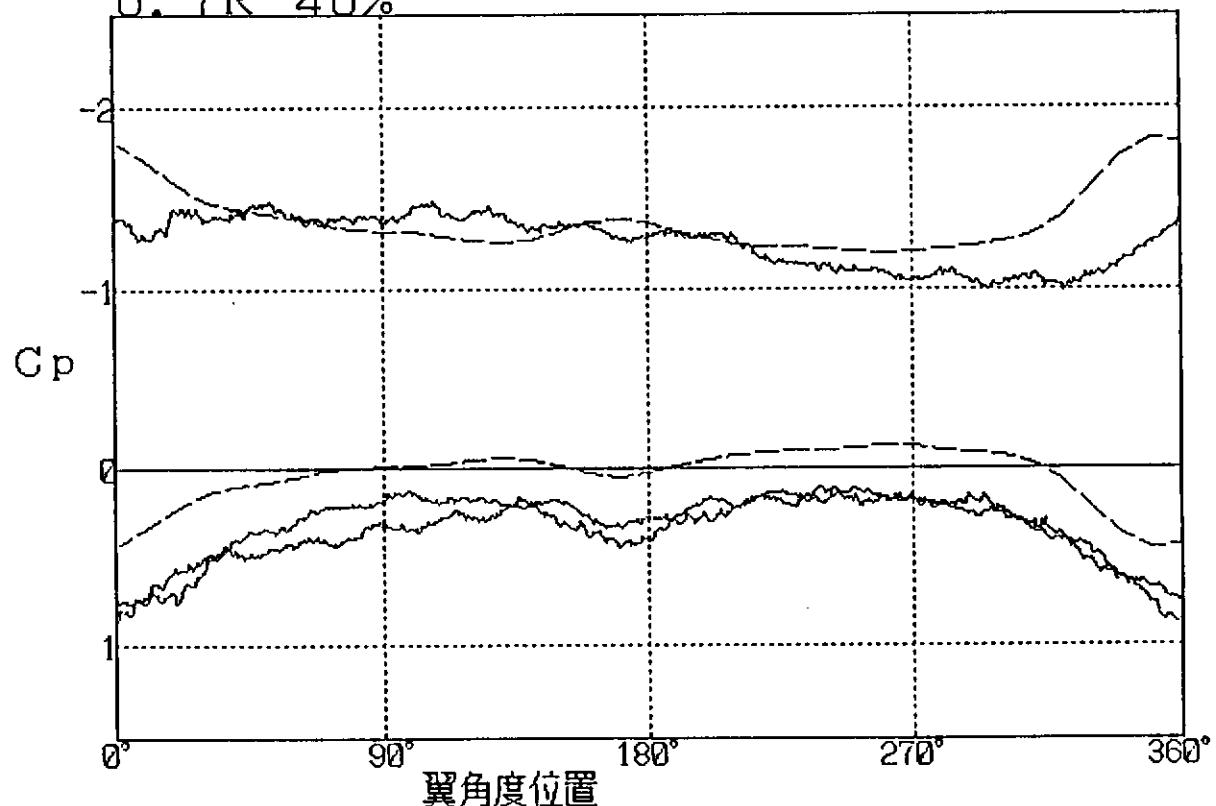
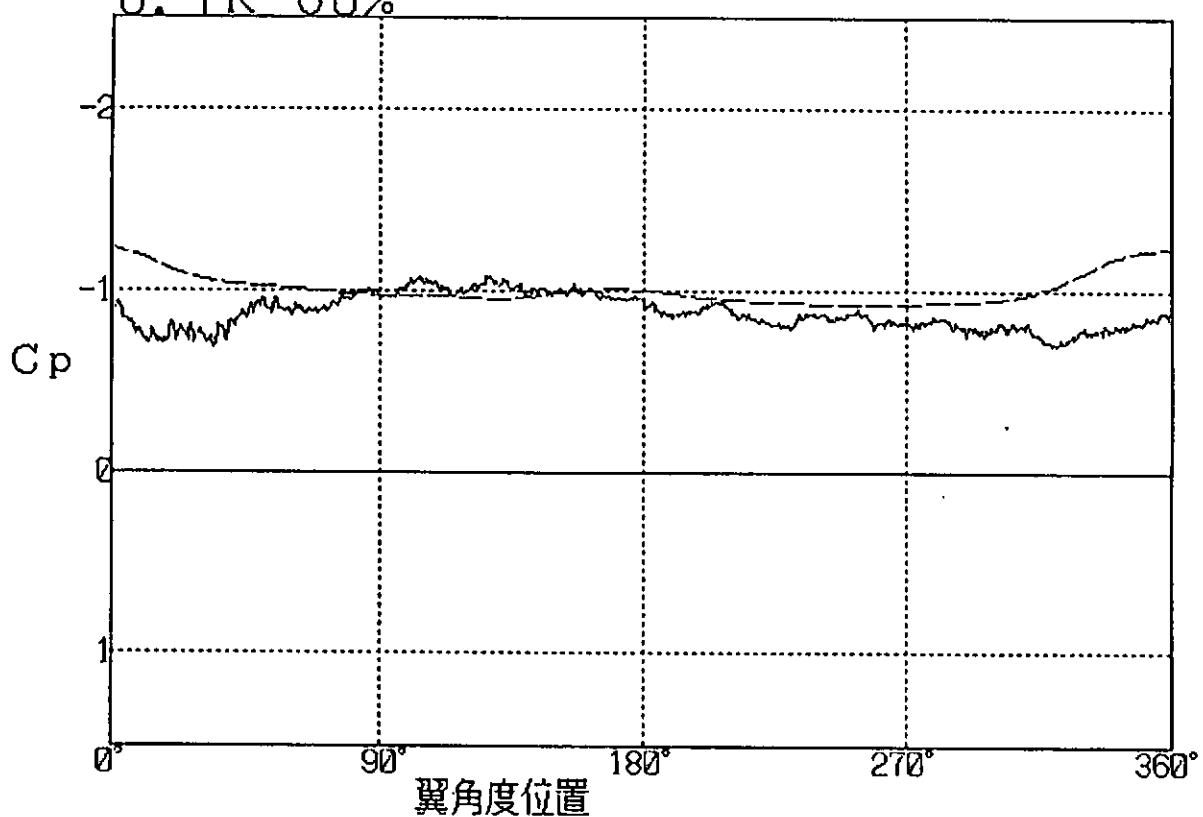


Fig. 4.3.6 (b) 翼面圧力の計算値と計測値の比較 (解析番号90-5)

青雲丸CP
0.7R 60%

回転数 = 90RPM 1989/10/29 17:30:00



青雲丸CP
0.7R 80%

回転数 = 90RPM 1989/10/29 17:30:00

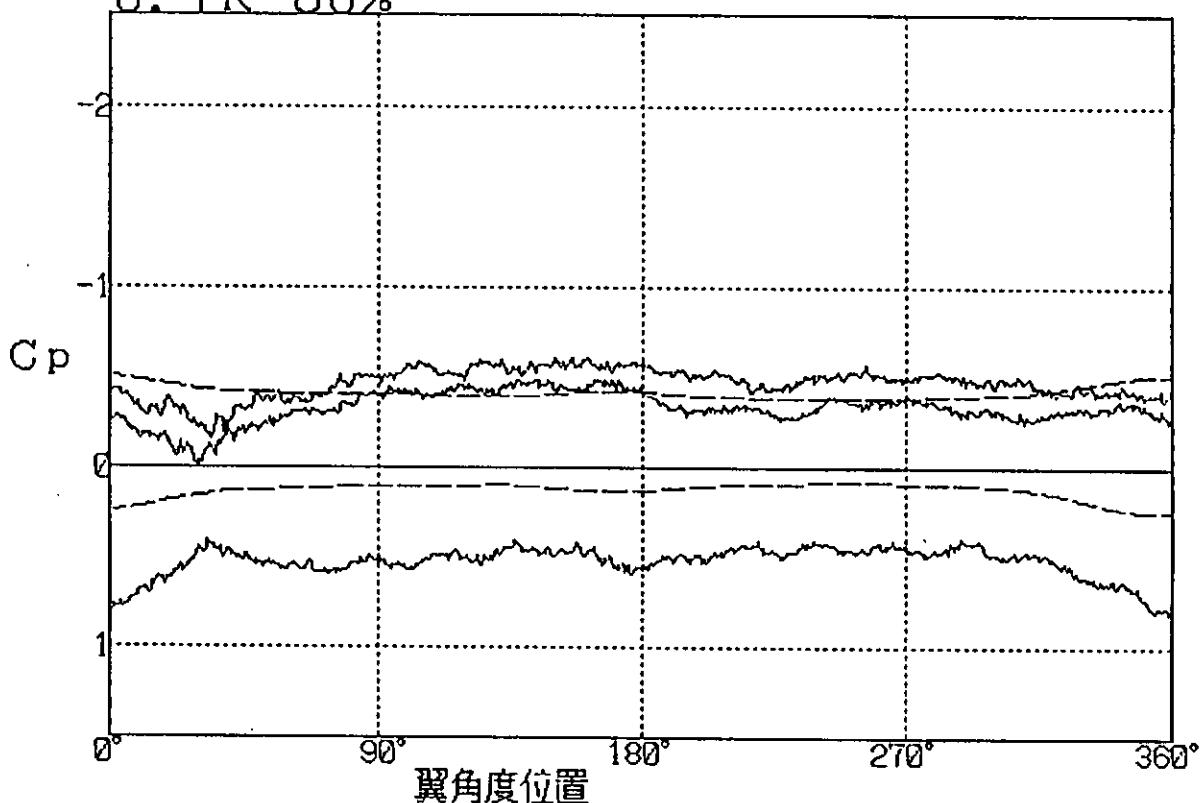


Fig. 4.3.6 (c) 翼面圧力の計算値と計測値の比較（解析番号90-5）

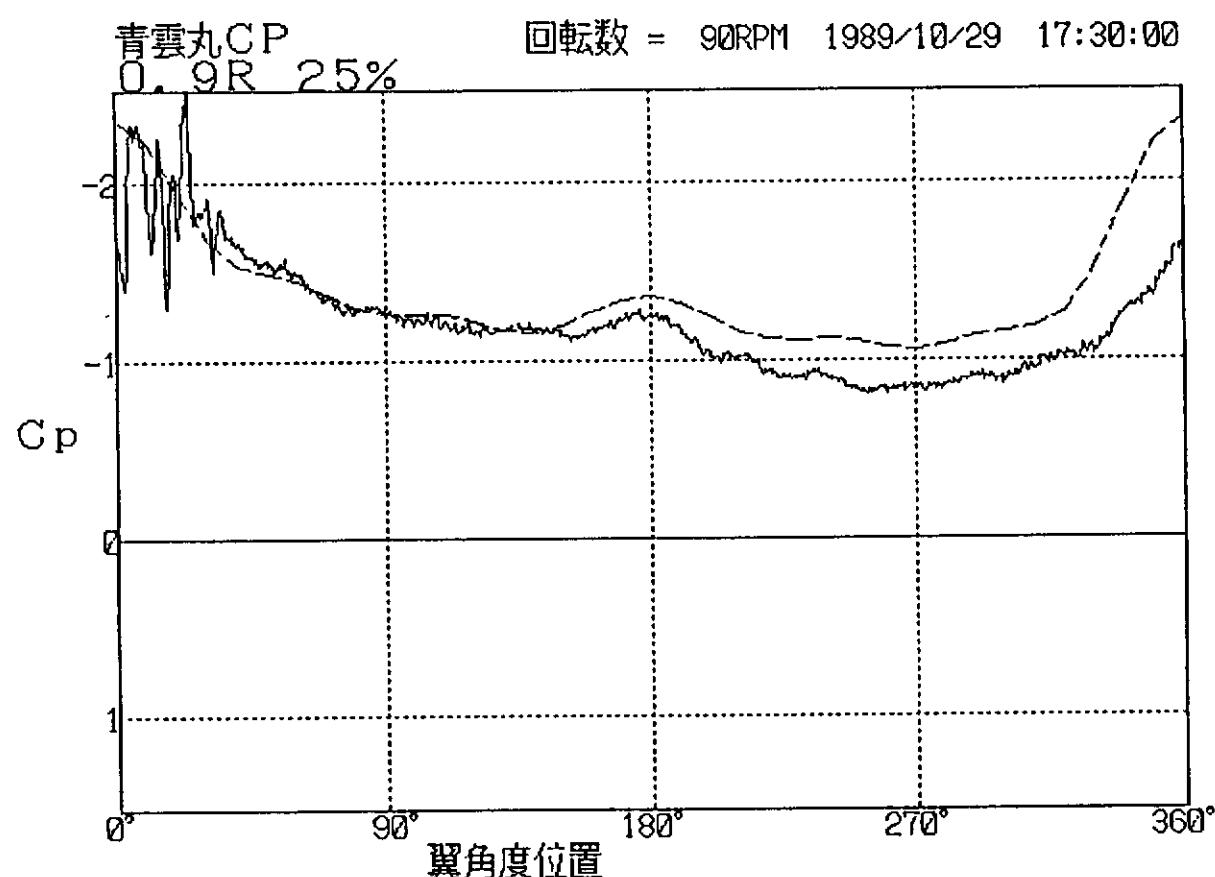
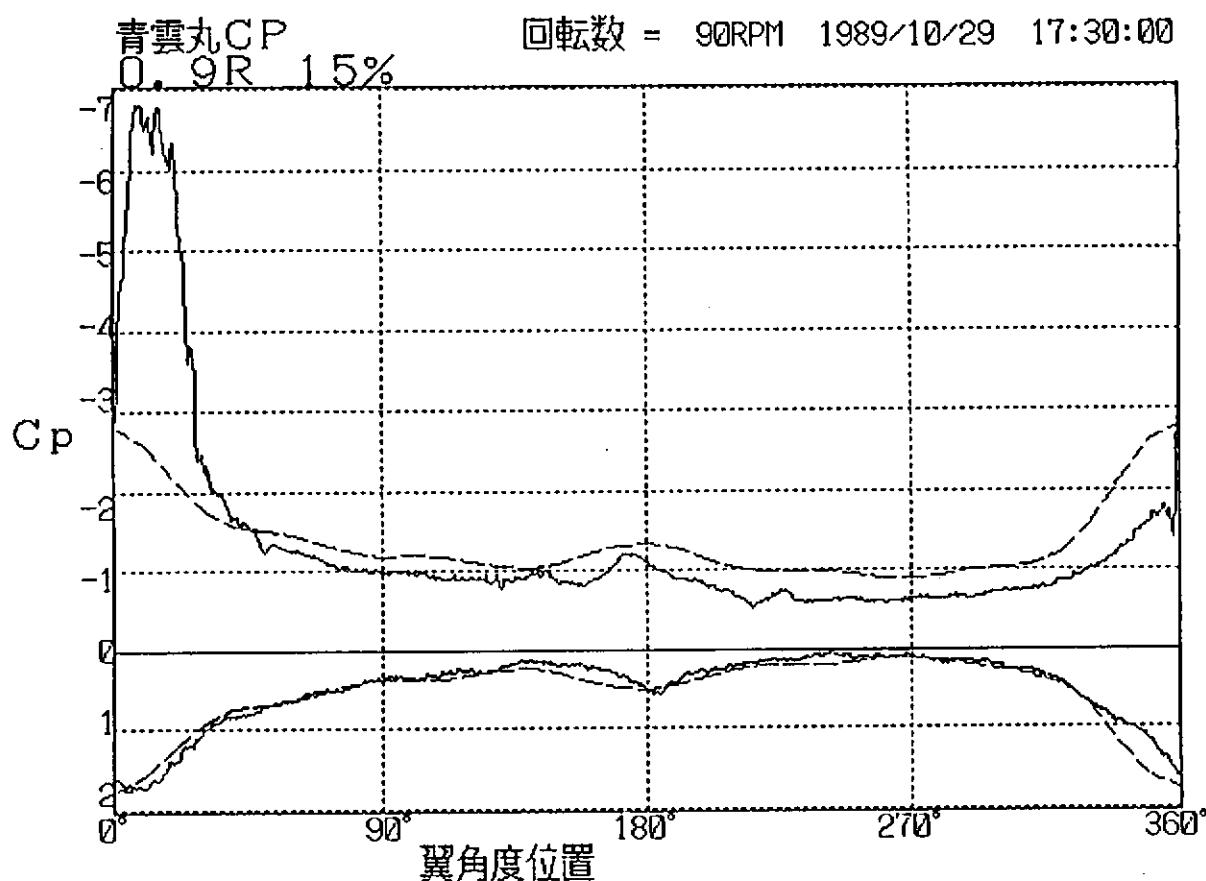
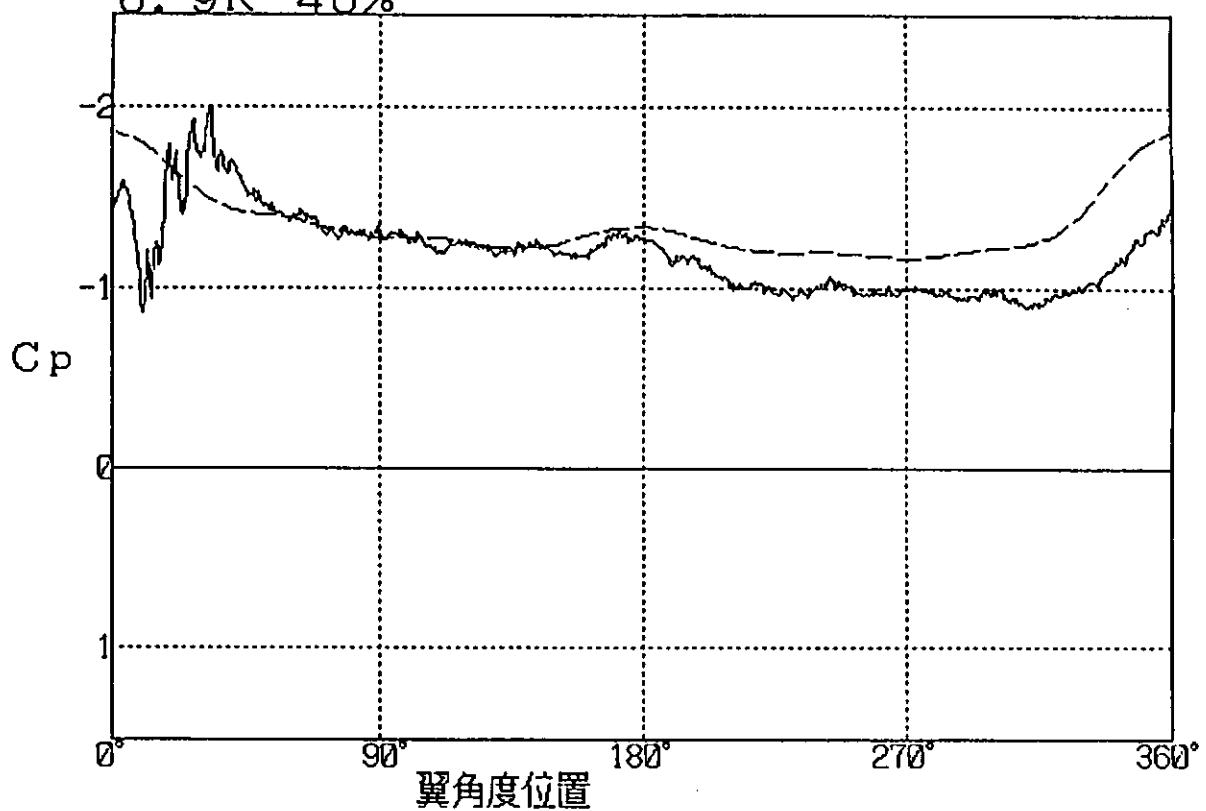


Fig. 4.3.6 (a) 翼面圧力の計算値と計測値の比較 (解析番号90-5)

青雲丸CP
0.9R 40%

回転数 = 90RPM 1989/10/29 17:30:00



青雲丸CP
0.9R 60%

回転数 = 90RPM 1989/10/29 17:30:00

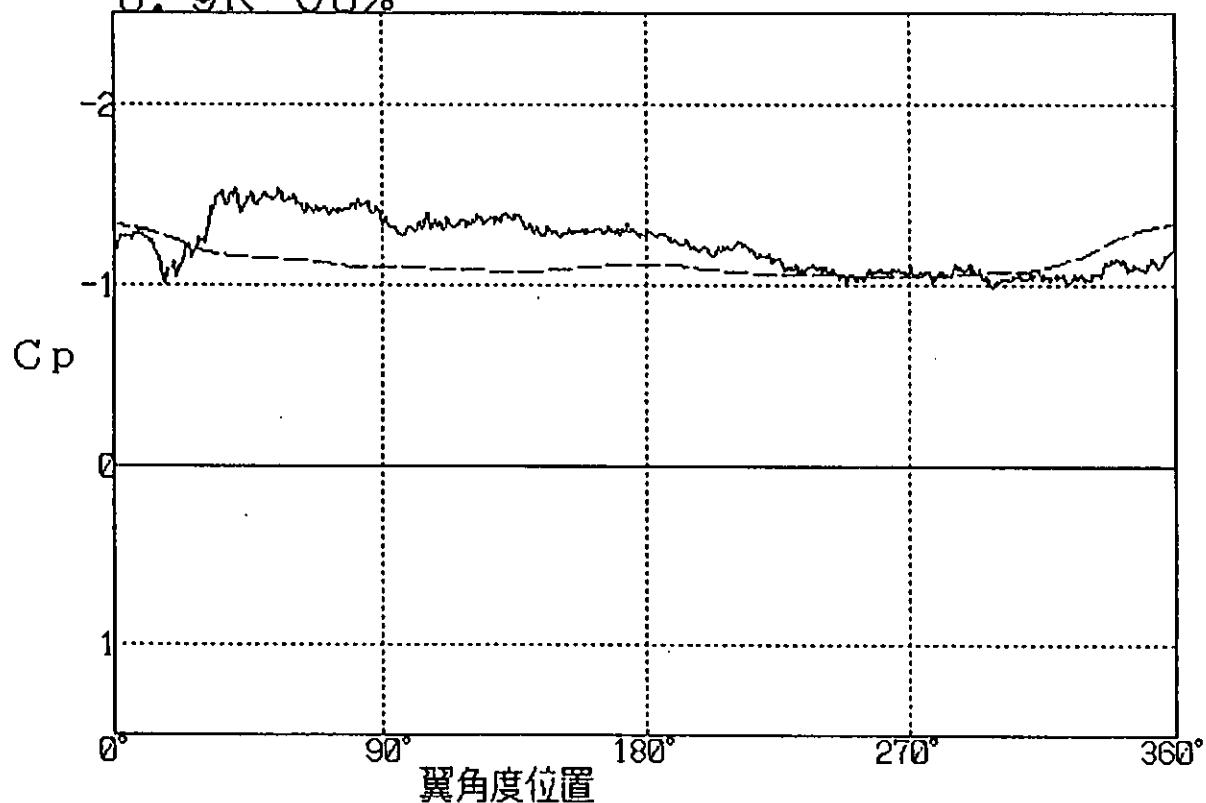
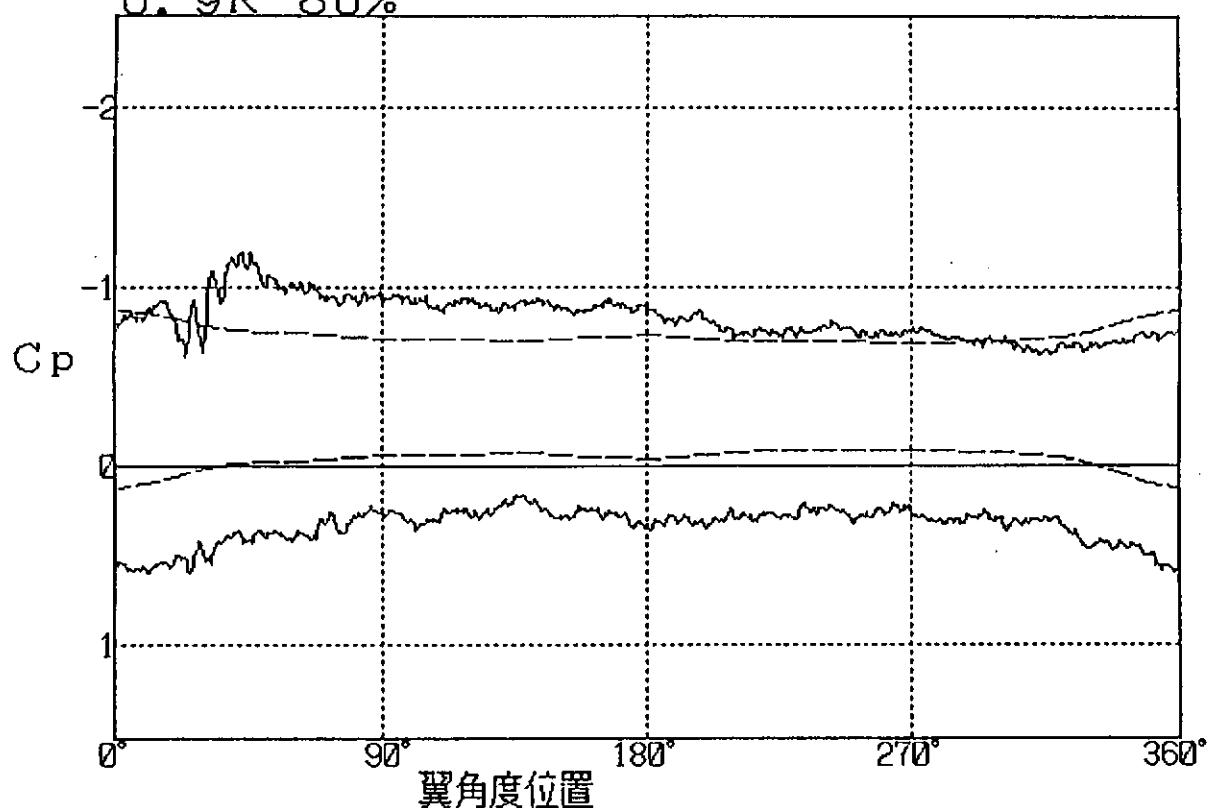


Fig. 4.3.6 (e) 翼面圧力の計算値と計測値の比較 (解析番号90-5)

青雲丸CP
O. 9R 80%

回転数 = 90RPM 1989/10/29 17:30:00



青雲丸CP
O. 95R 40%

回転数 = 90RPM 1989/10/29 17:30:00

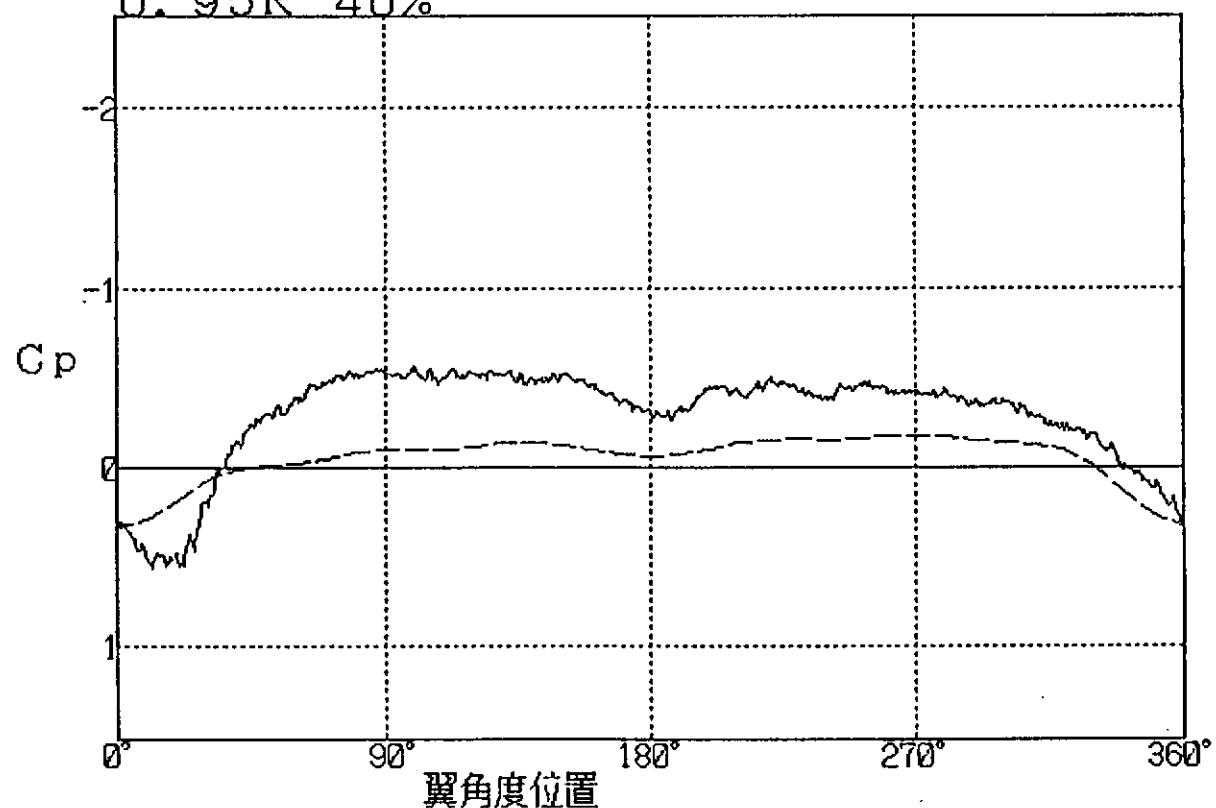


Fig. 4.3.6 (f) 翼面圧力の計算値と計測値の比較 (解析番号90-5)

(2) 涡格子法との比較

実船計測の翼面圧力係数の $0.7R$ と $0.9R$ の翼断面における翼弦長方向の分布は、Fig. 4.3.3(a)から Fig. 4.3.3(e)に示されている。そして 40% 翼弦長位置における半径方向の分布が Fig. 4.3.4(a) から Fig. 4.3.4(e) にまとめられている。これらに対応する理論計算は、横浜国立大学所蔵の渦格子法 (VLM) による電算プログラム¹⁾ で定常状態について行った。4.2 節に述べられたところによると、実船計測におけるプロペラの作動状態は、回転数の如何によらず、 $K_T = 0.210$, $K_Q = 0.0339$ のほぼ一定状態にあり、この K_T から推力一致法で算出した前進率は、 $J = 0.62$ である。一方、模型船水槽試験からの推定値は $J = 0.67$ であった。

そこで、計算の設定条件として選んだ前進率は、

$$J = 0.52, 0.57, 0.62, 0.67, 0.72$$

の 5 つである。計算結果を、Fig. 4.3.7(a)~(e), Fig. 4.3.8 に示す。 $0.7R$ と $0.9R$ における翼弦長方向の圧力係数分布を Fig. 4.3.7(a)~(e) に、40% 翼弦長位置における半径方向の圧力係数分布を Fig. 4.3.8 に示す。

まず、Fig. 4.3.7(a)~(e) の翼弦長方向圧力分布を見てみよう。実線と破線が理論計算である。これら 5 つの J のグラフに最も近いと思われる実線計測の結果を、Fig. 4.3.3(c) の $N = 112.1 \text{ rpm}$ における $\theta = 0^\circ, 90^\circ, 180^\circ, 270^\circ$ の 4 つから 1 つ選んで、丸印 ($0.7R$) と三角印 ($0.9R$) でプロットしてある。 $0.9R$ の破線と三角印は、どの前進率 (J) でも、バラツキはあるものの、かなり良い一致を示している。 $0.7R$ の実線と丸印は、分布形状は類似しているけど、背面側でつねに実船計測値の方が高いのが気になるが、正面側ではまあまあ的一致度である。このことから、計算は、 $0.7R$ 付近の背面が低く出る傾向にあることを示唆しているとも考えられる。

次に、Fig. 4.3.8 の 40% 翼弦長位置における半径方向の圧力分布であるが、実船計測値を Fig. 4.3.4(c) から引用して、 $\theta = 0^\circ$ と 180° の 2 角度位置をプロットしてみた。背面側では、 $0.5R$ と $0.9R$ で計算値の $J = 0.52$ と 0.72 にそれぞれよく合っているのに、 $0.7R$ で $0^\circ, 180^\circ$ とも実船計測値の方が 0.3 ほど高いのは、Fig. 4.3.4(a)~(e) で $0.7R$ の分布がどの J でも高かったことに対応している。一方、正面では、 180° が $0.5R$ と $0.7R$ で $J = 0.67, 0.62$ に一致している。しかし、 $0.9R$ で負側まで計測点がジャンプしているのは、チップボルテックスの中に入ったためかと思われる。 0° の実船計測値は、 $0.5R \sim 0.9R$ の範囲ですべて $J = 0.52$ の計測値をかなり上回っている。もっと J の低い状態に対応しているのであろう。 $0.95R$ がやはりジャンプしているのは、又、チップボルテックスの影響であろう。

以上の計算結果と実船計測の比較から、現在の揚力面理論は、かなり良い精度にあるといえるが、詳細な分布とくに $0.7R$ 付近の分布に問題があるようである。

参 考 文 献

- 1) 池畠光尚：“渦格子揚力面モデルによる調和伴流中のプロペラ非定常特性解析”，日本造船学会論文集，第 153 号（1983）

4.3.5 まとめ

実船プロペラにおける翼面圧力計測という世界でも初めての実験の成り行きは、各方面から多大の注目を集めて行われた。翼弦長方向の圧力分布を $0.7R$ と $0.9R$ の翼断面で計測し、40% 翼弦長位置における半径方向の圧力分布を、 $0.5R, 0.7R, 0.9R, 0.95R$ で計測することを計画し、そのために 4 枚の翼面上に 24 個の圧力計を分散配置して取り付けた。プロペラ回転に伴い各圧力計の水深は異なってくるので、圧力計測の生データから静水圧成分を除去処理するだけでも容易なことではなかった。圧力計の破損を危惧しながら細心の注意を払って行ったので、最初から使用不可能だったのは $0.95R$ の背面側の 1 ケ

だけで、それは比較的重要度の低い点だったのも幸いであった。過大な圧力の発生で圧力計が破損することを恐れて、クラッシュ・アスター試験ができるだけ後回しにしてもらったことは的中であった。クラッシュ・アスター後、4ヶの圧力計が破損したが、それまでには計測は終えていたので、ほっとした。

計測精度については、まずプロペラ翼角度位置および回転数の基準となるプロペラ・ポジション・パルスの発生および記録が正確に行えたこと、圧力計のゼロ点のドリフトがほとんどなかったこと、キャリブレーションによる圧力計の出力電圧と圧力との間の直線性はよく、相関係数0.999以上の精度であったこと等から総合して、現在の技術では最高の精度が確保できたと思う。

実際の計測に当たっては、ゼロ点計測、静水圧補正、データレコーダによるアナログデータ収録、A/D変換器によるデータ読み取り、4翼面上に亘る24ヶの圧力計の切換計測、等々、万全の準備のおかげで大したトラブルもなく無事完了することができた。

データ解析の一次結果として得られた各圧力計位置における圧力係数 C_p の回転角度に対する変化の様子(Fig. 4.3.2(a)~(e))は、もっとも生の形の圧力変動を示しているデータであって、まことに貴重な実船プロペラ特性に関するデータである。これを元にして、二次解析結果として、翼弦長方向の C_p 分布(Fig. 4.3.3(a)~(e))と、半径方向の C_p 分布(Fig. 4.3.4(a)~(e))を得た。

理論計算結果との比較によると、Fig. 4.3.5 の伴流分布と周方向速度分布とを入力データとして行なった非定常計算結果とプロペラ回転中の計測値の変動を比較し Fig. 4.3.6(a)~(f) は、局所的な不一致は見られるものの、全体として良好な一致を示している。又、渦格子法による定常計算結果と比較した翼弦長方向の C_p 分布(Fig. 4.3.7(a)~(e))では、計算と実験との一致は、計測点にバラツキのあるものゝ、かなり良いといえる。40% C 位置における半径方向 C_p 分布(Fig. 4.3.8)では、0.5 R と 0.9 R の背面と、0.5 R と 0.7 R の正面では、 $\theta = 180^\circ$ の計測点が計算の曲線には乗っている。 $\theta = 0^\circ$ の正面の計測値が計算との差が大きいのは、もっと小さい前進率 J における計算があれば合うことが考えられる。これらの理論計算と実船計測の比較は、予想以上の良好な結果であると思われる。

以上総合して、今回の実船プロペラにおける翼面圧力計測は大成功であったといえよう。実験準備から計測および解析に当たった方々の労に報いるに足る立派な成果であって、今後のプロペラ研究に対する寄与は計り知れないほど大きいと思う。

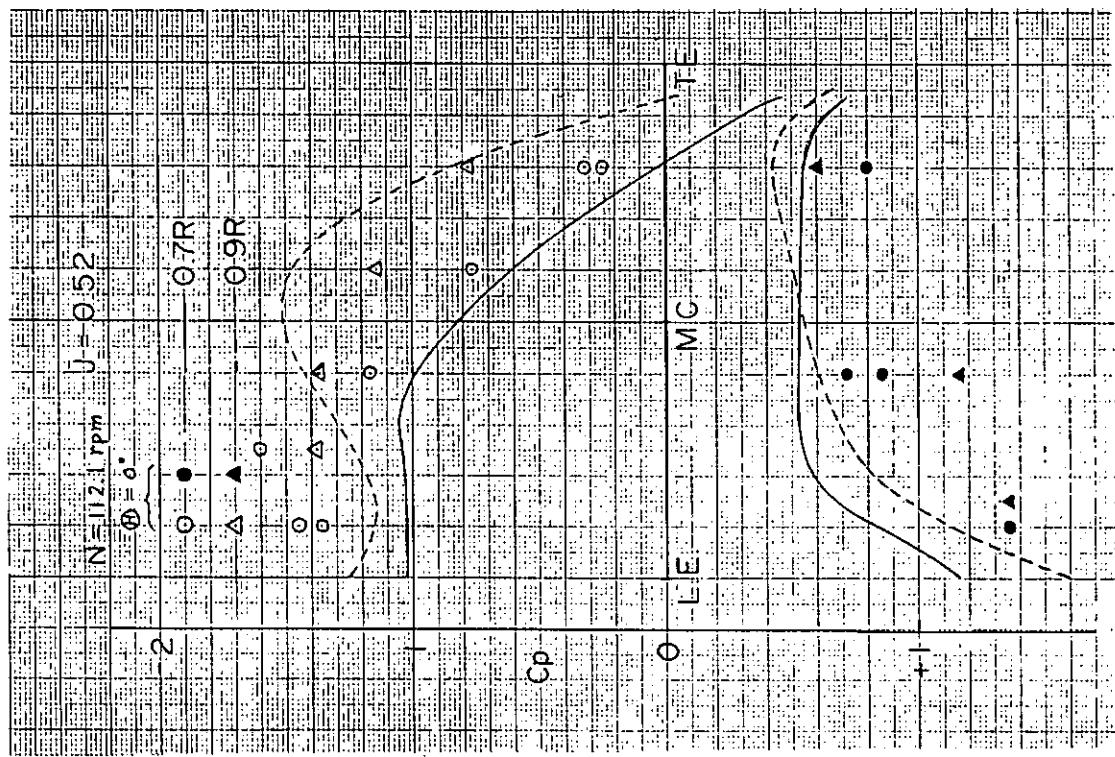


Fig. 4.3.7 (a) 翼弦長方向Cp分布(計算、 $J=0.52$ 、と実測の比較)

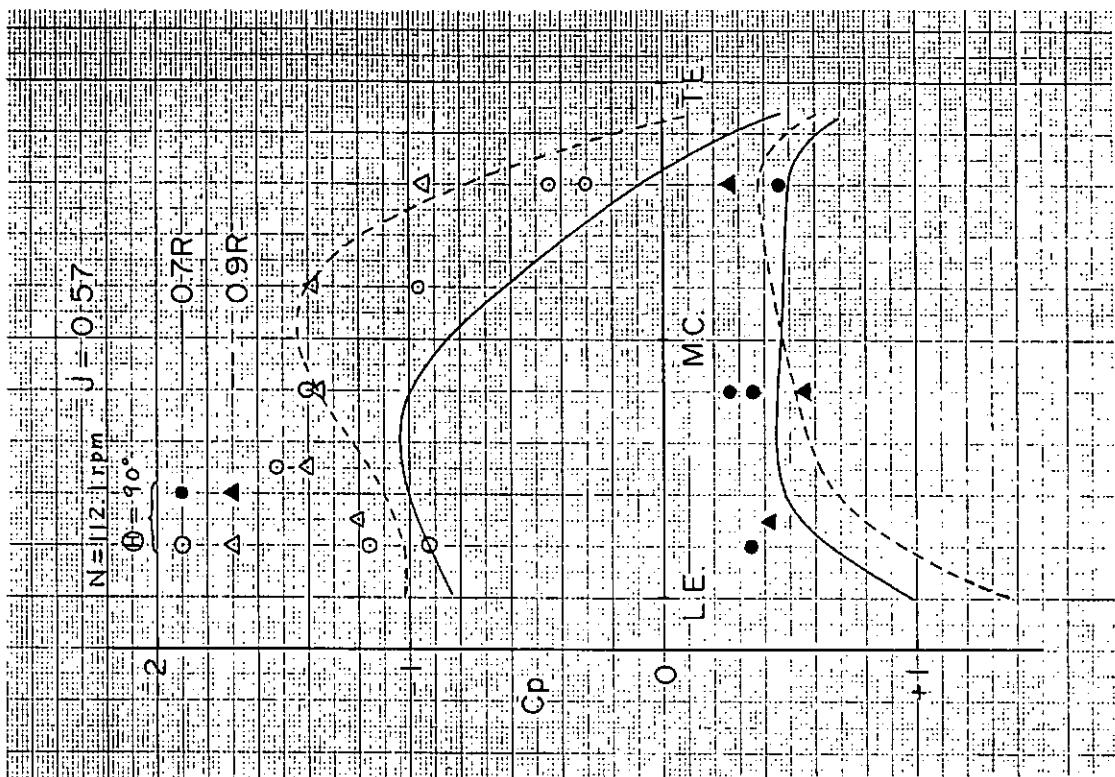


Fig. 4.3.7 (b) 翼弦長方向Cp分布(計算、 $J=0.57$ 、と実測の比較)

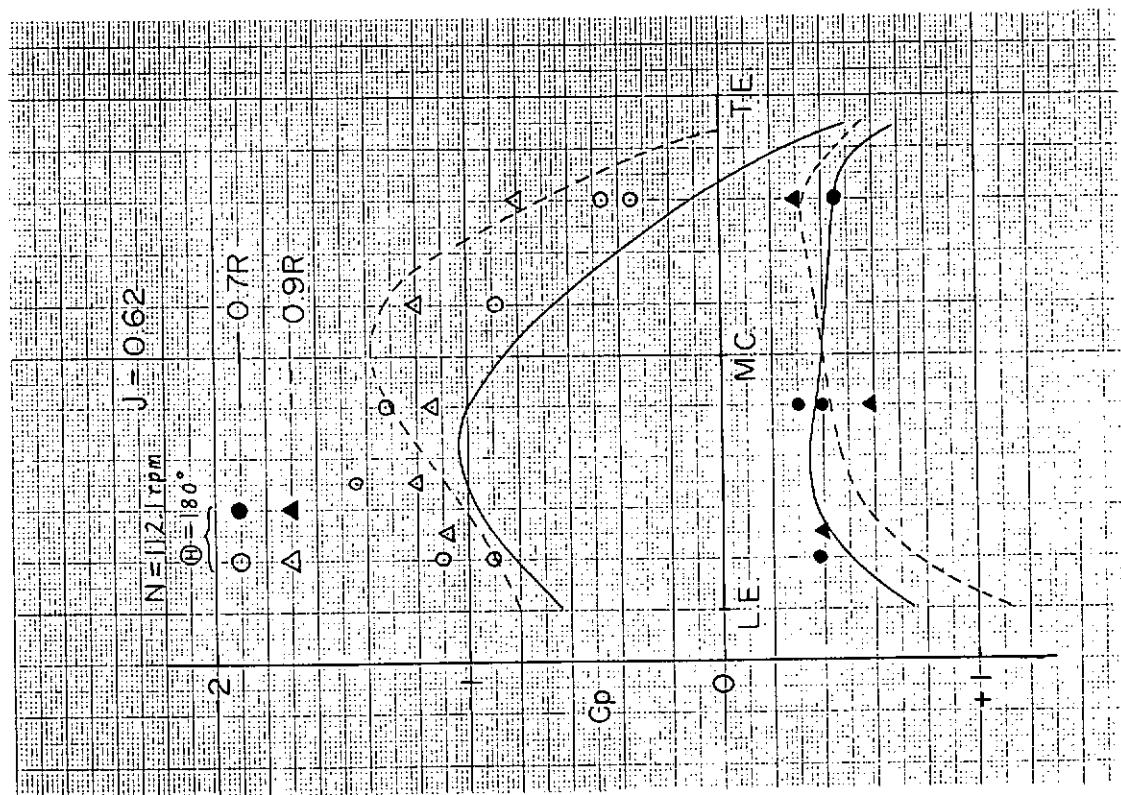
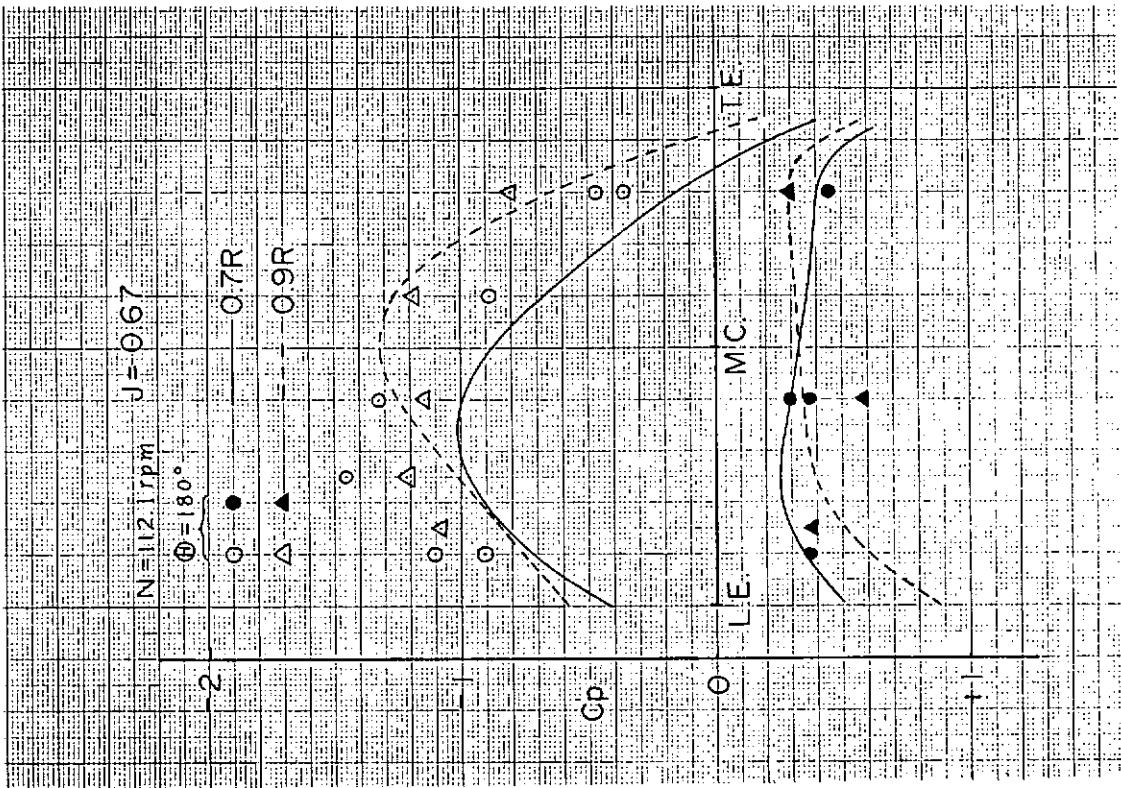


Fig. 4.3.7 (c) 翼弦長方向 C_p 分布（計算、 $J = 0.62$ 、と実測の比較）

Fig. 4.3.7 (a) 翼弦長方向 C_p 分布（計算、 $J = 0.67$ 、と実測の比較）

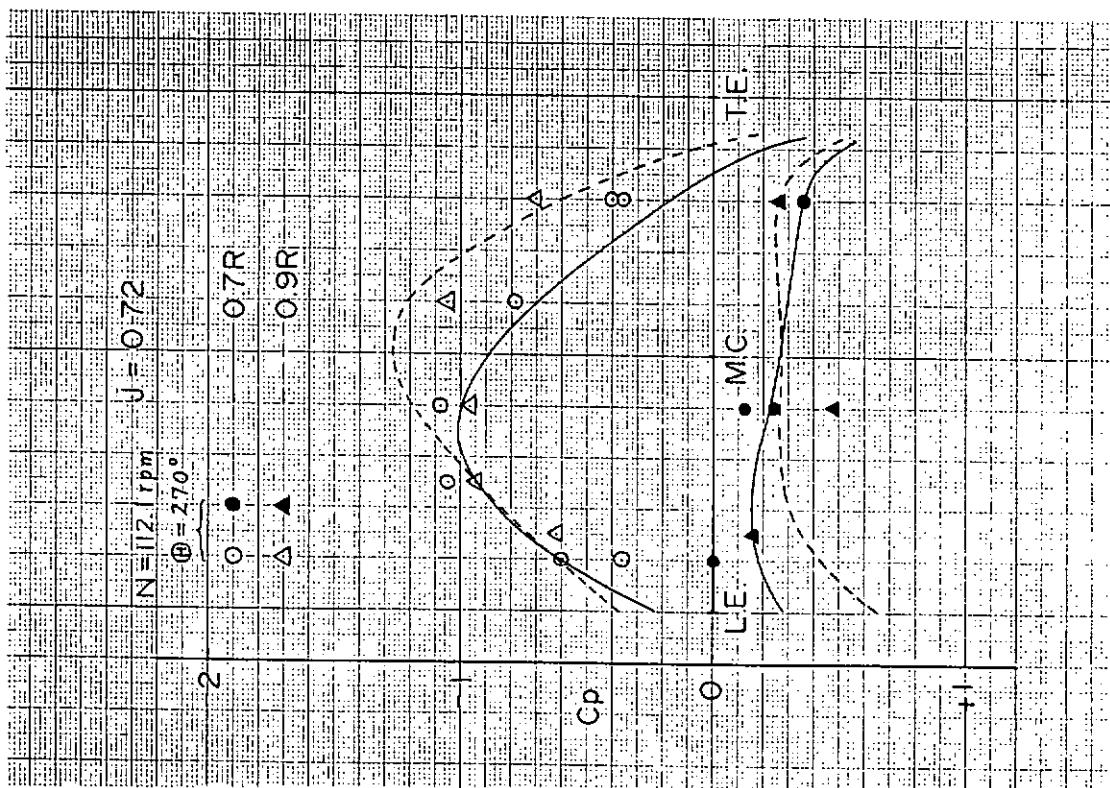


Fig. 4.3.7 (e) 翼弦長方向Cp分布（計算、 $J = 0.72$ 、と実測の比較）

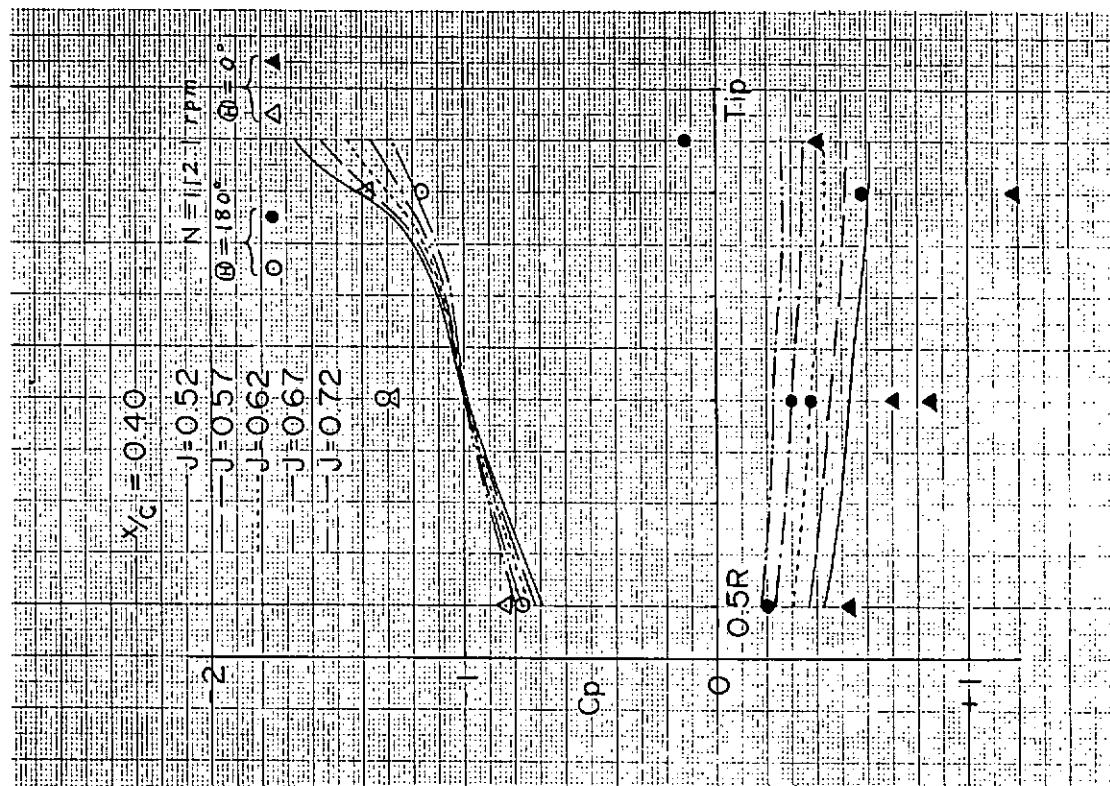


Fig. 4.3.8 半径方向Cp分布（計算と実測の比較）

4.4 実船翼応力計測

4.4.1 キャリブレーション

歪ゲージのキャリブレーションは、ドック内で行った。キャリブレーション・ボックスを使用して 500μ の歪に相当する電圧をテレメータの端子より入力することにより行った。

4.4.2 計測手順および解析方法

翼面圧力計測と同様に、ゼロ点計測と本計測を行った。

ゼロ点計測は圧力計のゼロ点計測と同じ状態でプロペラを静止した状態で行った。静止状態でも翼の自重によって歪が生じて計測値に影響することが考えられるため、あらかじめ歪ゲージを貼ったNo.1翼の翼角度位置を 0° および 180° にしてゼロ点の比較を行なったが、計測精度内では差は認められなかった。

本計測は、翼面圧力計測と同じ状態について行った。翼面圧力と同様に、8.2秒間取り込んだデータを平均して一回転中の歪変化を求めた。ただし、歪ゲージを貼った翼と圧力計を取り付けた翼が異なるため、翼面圧力に対して同時計測とはなっていない。

4.4.3 計測結果および考察

Fig. 4.4.1 に出航前のゼロ点を基準としたゼロ点のドリフトを示す。解析に使用したデータの範囲内で、最大 40μ strain のゼロ点ドリフトが有ったが、データ解析時には計測直前のゼロ点計測値に基づき補正を行なって解析した。

Fig. 4.4.2(a)~(e)に 4.3.3 と同じ状態での翼歪の1回転中の変化を示す。正の値は引張を、負の値は圧縮を表す。図中の回転数は、No.1翼の計測を行ったときの回転数を示す。得られた波形から判断して、歪ゲージは当初のねらいどおりにはほぼ主応力方向に貼られていたと考えられる。プロペラ・トップ位置およびボトム位置の圧力のピークに対応して歪にもピークが現れている。

歪は翼端に行くにしたがって小さくなっている。現在までの知見と一致する結果となっている。殆どの計測において半径方向は引っ張り、円周方向は圧縮となっている。

翼の母材の継弾性係数 $12,000 \text{ Kg/mm}^2$ を乗することにより、半径方向の歪の最大値を応力に換算した計測値を、2.1.4において翼強度の検討をする際に計算された 70% C位置における最大主応力と比較すると次のようになる。

半径位置	計測値		計算値	
	[Kg/mm ²]	[Kg/mm ²]	[Kg/mm ²]	[Kg/mm ²]
0.7R	4.8	4.5	4.5	4.5
0.8R	3.6	3.1	3.1	3.1
0.9R	1.8	1.5	1.5	1.5

計算値に比べ計測では約 7% ~ 20% 大きい値が得られた。

また、解析番号 149-1 および 163-1 の Ch. 2 (0.7R, 円周方向) の翼角度位置 350° 付近に、小さな圧縮方向のピークが見られるが、この原因は不明である。

今回の計測は翼面圧力計測に力点が置かれたためと予算上の制約から、歪ゲージのために多くのチャンネルをさくことができず、貼ることができなかつた。主応力の値や向きを正確に求めるには三軸の歪ゲージを必要とするが、有限要素法の検証に対して二軸の本計測結果は貴重なデータとなる。

4.4.4 まとめ

実船での翼応力計測は過去にも多くの人によって試みられているが、必ずしも充分な成果が得られていないが、今回の計測では正転ばかりでなく逆転においても各応力が得られ、計測技術の進歩を感じられる。

昭和58年にはSR183において翼根側において実船翼応力計測が行われていたが、今回計測した位置とは異なるため、定量的な直接の比較はできない。しかしながら、SR183の報告書（58年度）の図3.3.9.5と比較すると、最大応力の現われる翼角度位置や、左舷側より右舷側の方が応力が大きいことなど、定性的には前回の計測とよく一致している。

本計測で得られた翼面圧力分布と計算とは比較的よく一致していることから、翼強度検討における有限要素法による計算結果と一致したものと考える。今回の計測で得られた実船翼応力の計測結果は信頼性が高いと考えられるので、新しいプロペラ計算法の開発と共に伴うプロペラ翼応力解析法の確立のためのデータベースとして活用されるものと期待したい。

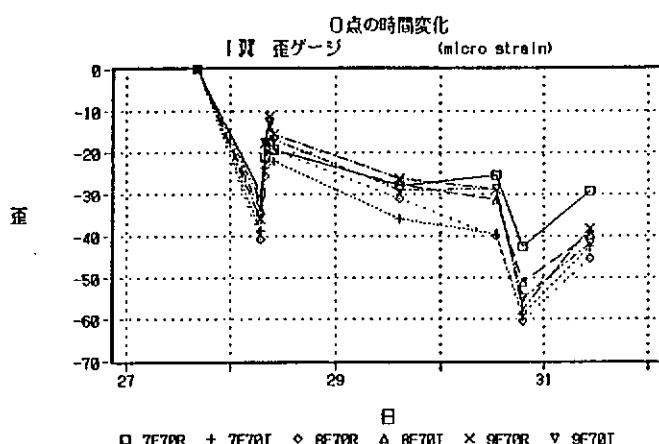
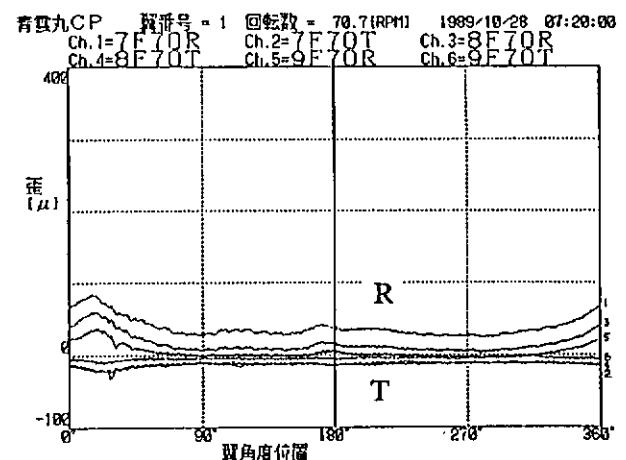
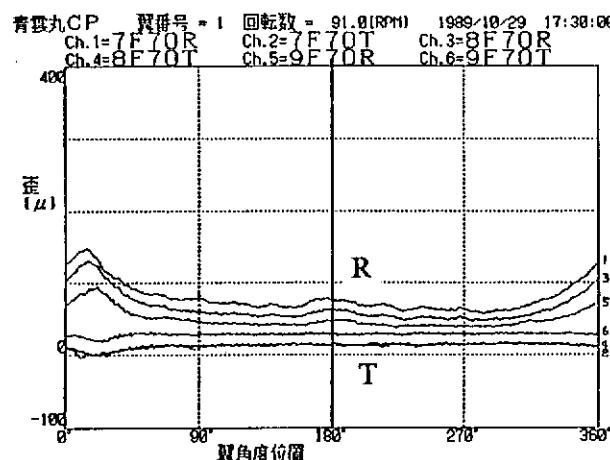


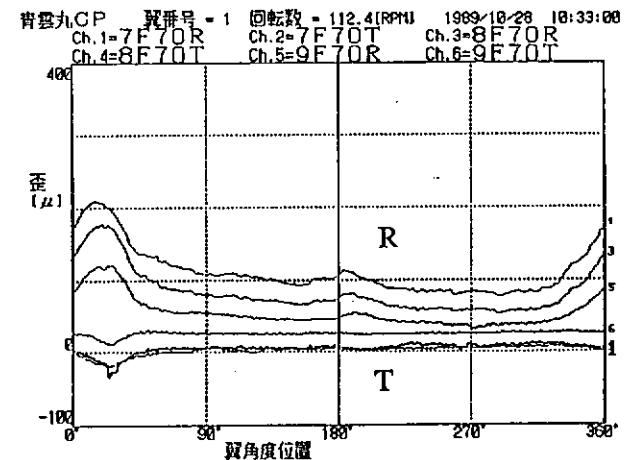
Fig. 4.4.1 歪ゲージの0点の時間変化



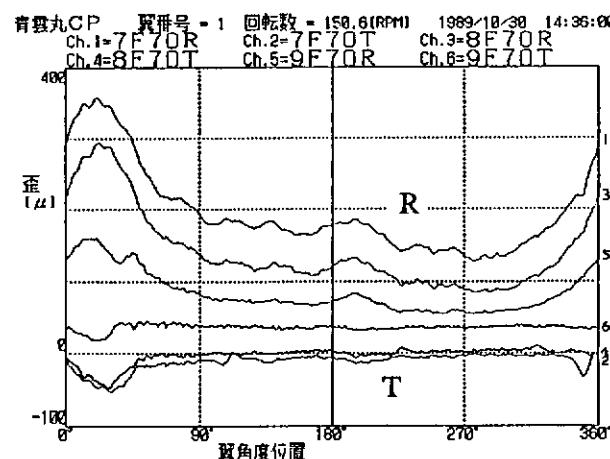
(a) 解析番号 70-1



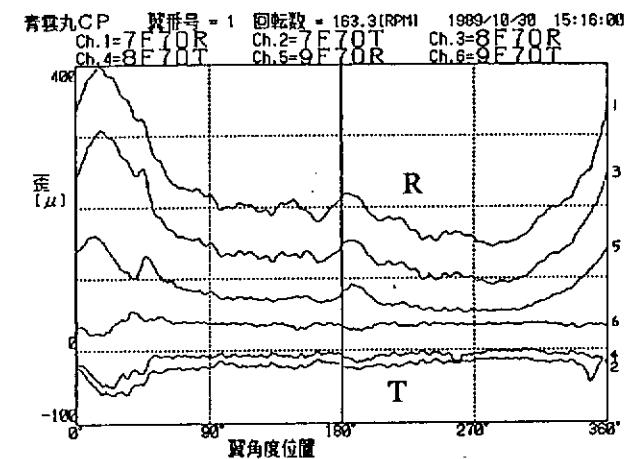
(b) 解析番号 90-5



(c) 解析番号 110-4



(d) 解析番号 149-1



(e) 解析番号 163-1

Fig. 4.4.2 プロペラ回転中の歪の変化

4.5 トレーサによる三次元流場計測

4.5.1 計測手順及び解析方法

Fig. 4.5.1 の測定システム接続図のよう各計測機器を接続する。3台のモノクロCCDTVカメラをそれぞれVTRに接続し、実験開始の始めからVTRは録画状態にし、いつトレーザが流れても良いようにしておく。また、それぞれの画像の対応のために、1画面毎に1つの数字が出力されるビデオカウンターの数字も録画しておく。

一方、トレーザ放出装置は、油圧によってトレーザ放出角度を左右30°までの間で変化させられる。甲板上に置かれたトレーザ投入口より比重の分かったトレーザ球を10個～20個投入し、トレーザ放出角度を一定角度に設定し、制御盤からの操作により一定時間毎にエアピストンで水中に押し出す。押し出されたトレーザ球は水流によって後方へ流される。使用したトレーザ球の要目は

材質：木製

直径：35mm

色：黄色螢光塗料

比重：1.04, 1.1, 1.2, 1.4, 1.6, 1.8

(内部に鉄片を埋め込んで調整)

である。

以上によりカメラ視野内に来たトレーザ球が録画される。トレーザ球が測定範囲内に均一に分布するようにモニターを見ながら、比重および放出角度を変え、繰り返し実験を行った。プロペラ回転数90 rpm, 110 rpm, 145 rpmの3状態を予定していたがトレーザ球誘導管の詰まりのため、しばしば実験を中断せざるを得なく、110 rpmの実験中にトレーザ放出装置の使用を断念した。そのために145 rpmにおいては、放出装置制御ケーブル用パイプの隙間よりトレーザ球を流し込み実験を行った。その際、本船船尾に設置されている消火栓より得た水ジェットをパイプに流し込み、その勢いでトレーザ球を流下した。

解析は、ビデオに録画した三つの同時刻(ビデオカウンターの数字の同じ画面)のモノクロ画面を画像処理装置に赤、緑、青としてそれぞれ20画面連続して取り込み、順次処理装置のモニターに表示させながらデジタイザをマウスの如く用いて画面座標をパソコンに取り込み、トレーザの空間位置を計算し、それを時間に関して数値微分して速度を求める、という手順で行っている。これにより、三次元空間中に不規則に散らばった点の流速を求めることができる。しかし、伴流分布を作成するためには船の前後方向(以後船軸と称する)に垂直な断面内での格子点で流速が得られる方がよいため、流速を求めたい点から一定半径内にあるデータを距離の二乗の逆数で加重平均するという補間を用いてデータを整理した。なお、半径内のデータが3個以下の場合は、データなしとした。

本測定関係の実験の詳細な日程は、以下の通りである。

189年10月23日

青雲丸入渠、誘導管取付

10月24日

誘導管取付、各機器台座・本体取付調整

10月25日

カメラ角度調整、誘導管水密試験、誘導管サポート取付

各ケーブル中通し、放出装置用空気調整弁取付、ゴムホース敷設

10月26日

カメラおよびトレーザ放出装置動作確認

標定用台座取付、基準枠取付・座標計測、空中標定実施

10月27日

9:00 計測器調整

11:00 注水開始
16:00 出渠
20:00 プロペラ回転数 90 r pm 予備実験開始（90 r pm(1)と呼ぶ）
比重と放出角度を変えて実験
24:58 放出管が詰まり実験中止（合計約300個投入、約100個確認）

10月28日

11:45 館山湾内錨地着
12:00 水中標定のためのダイバー到着、打ち合わせ、標定枠取付
画像写し込み、水中標定開始
ダイバーによって詰まったトレーサ球を取り除き、放出管の詰まり解消
15:00 水中標定終了、標定枠取り外し
予備実験の解析

10月29日

15:00 館山抜錨
17:15 プロペラ回転数 90 r pm 本実験開始（90 r pm(2)と呼ぶ）
比重と放出角度を変えて実験（約360個投入、約180個確認）
18:45 実験終了

10月29日

22:30 プロペラ回転数 110 r pm 実験開始
実験開始直後に放出管が再び詰まり、消防栓の水およびビニールホースでトレーサ球の排出を試みる。
24:30 詰まり解消せず、実験中止

10月30日

9:00 再度、消防栓の水およびビニールホースで排出を試みるが失敗
11:00 館山沖投錨
13:00 抜錨
14:00 青雲丸乗務員および実習生による見学
21:00 トレーサ球1～2個確認されたが詰まり解消せず

10月31日

3:00 再々度、消防栓の水およびビニールホースで排出を試みるが失敗
トレーサ放出装置の使用を断念
4:00 エンジントラブル発生
5:00 エンジン修理完了
5:06 放出装置制御ケーブル用パイプ（内径105mm）によりプロペラ回転数 145 r pm
実験開始（約280個投入、約185個確認）
6:12 日の出により画面見にくくなり実験中止
測定機器類のかたづけ
10:44 アスター実験開始
14:44 全実験終了
18:00 下船
18:30 浅野ドック着

4.5.2 標 定

本方法でトレーサ空間位置を測定するためには、まず、各カメラの位置と方向を知ることが必要になる。これを空間位置が既知の複数の基準点（標点と呼ぶ）をもとに算出する。このために先ず、Fig. 4.5.2のような標点を取り付けた標定枠をアングルで製作し、ドック内でFig. 4.5.3に示すように船体に取り付け、標点の空間座標を計測した。水中標定が不可能になった場合のことを考えて、空中標定も行った。なお座標軸は、図のようにプロペラ軸とG.L. の交点を原点とし、船軸後方にX軸、右舷横方向にY軸、鉛直上向きにZ軸をとった。

水中標定は、平成元年10月28日館山沖停泊中に行った。ダイバーの作業の簡便を計るため、標定枠は二点単純支持としたが、そのために停泊中の船体に取り付けた状態では、どうしても前後に振動してしまい、中立点を判断することができなかった。そこで標点の画面座標は連続する30画面の座標を取り込み、それを平均して使用した。なお、現場でのダイバーとの打ち合わせによると、水中で標定枠が動かないようにボルト締めすることは、十分可能であるとのことであった。今回は、ドック中で、二点単純支持の状態で標点の空間座標を計測したため、この様な標定法を採ったが、今後は、標定枠を固定した状態で標定を行えばより簡単になる。標点の実際の空間座標（ドック内で物差しにより計測したもの）、および標定データを用いて計算したそれらの空間座標をTable 4.5.1に示す。2つの座標値の差は非常に小さく標定が正常に行われたことがわかる。なお、空間位置の測定精度の検証をプロペラ上に描いたマーキングの位置を計測することにより行った。その結果、マーキング座標の真値と本測定法による値の差は、ほぼ50mm以下であり、標点座標の物差しによる測定精度以内であると判断される。従って、今回の状態でも標定の精度は高く、空間位置の測定精度が50mm以下であると言える。なお、50mmは、プロペラとカメラとの距離（4.3m）の約1%である。

4.5.3 計測結果および考察

Fig. 4.5.4に測定されたトレーサの分布状況を示す。この図から分かるようにトレーサはカメラ視野内にほぼ均一に分布していることが分かる。145 rpmでは放出装置を使用できなかったにもかかわらず、非常に多く分散している。ただし、145 rpmの場合、水面に一番近いカメラ3の画像は泡の巻き込みのため、ほとんどトレーサが見えずカメラ2台で解析した結果である。Fig. 4.5.5, Fig. 4.5.6にそれぞれ90 rpm, 145 rpmの伴流分布と二次流れの計測値を示す。断面はプロペラより1.00m上流であり、同時に開いたLDVによる計測断面¹⁾に合わせている。なお、二次流れのz方向（鉛直方向）の流速はトレーサ球の比重の補正を行った値である。補正是、静止水中の自由落下の速度を数値計算し、その終端速度を計測値から差し引くという方法により行った。また、データの補間に用いた半径は0.4mである。他の補間半径0.1m, 0.2m, 0.3m, 0.5mについても同様の処理を行い結果を比較したが、顕著な差は見られなかった。距離の2乗の逆数で加重平均したことの効果が表れたものと思われる。

図の四角枠内がトレーサ到達範囲で、数字はその格子点における伴流の小数点以下第一位を示す。例えば、2と1の間に伴流係数w=0.2の点がある訳である。また、枠外の数字は補外で得られたものであるから、伴流分布図の作成には使っていない。伴流分布中の実線が本方法、破線がLDVによる計測結果である。図中に示したw値はLDV計測のものである。LDVの計測は、振動の問題のため110 rpmまでしか行われなかったので、145 rpmの図には、LDVの90 rpmの結果をプロットした。

二次流れについては、流れがプロペラの中心に向かっている様子がよく表されており、定性的には正しい結果が得られていると思われる。

伴流分布についても定性的には正しいデータであると言えよう。LDVのデータと比較してもほぼ一致した結果が得られている。しかし、全体的には本方法の伴流が大きめに（流速が小さめに）なっている。LDVの計測結果の方が必ずしも正しい訳ではないが、本方法の方が流速が遅めに計測される原因として、トレーサがプロペラ直前の加速流に追従していないことが考えられる。そこで、トレーサの比重ごとに求

めた伴流分布に比較してみたが、比重が大きいほど速度が遅くなるという訳ではなく、明確な結論は得られなかった。

しかし、トレーサは小さい方が追従性が良いのは当然である。本年度はトレーサが確実に見えるようにするため直径 35 mm のものを用いたが、実際に撮影した画面を見るとその 7 割程度でも十分確認できるものと思われる。また、カメラ視野が狭いため、広角レンズの使用などによりそれを広げることも必要となる。本年度は世界初の試みであるため、トレーサの速度を確実に計測することを第一目標として実験を行い、それに成功したが、この様な改良を行えば、より有効な測定法となろう。

4.5.4 まとめ

3 台のCCDTV カメラでトレーサの空間位置を 3 方向から同時に撮影し、得られた空間位置を時間に關して数値微分するという手法により、実船の伴流分布を計測した。トレーサは直径 35 mm の木製球で、プロペラより約 7.5 m 上流に取り付けられたトレーサ放出装置により放出した。

プロペラ回転数 90 rpm, 145 rpm の 2 状態について、プロペラの一部を含む空間内の三次元伴流分布が計測できた。伴流分布および二次流れのデータは、定性的には正しい結果が得られている。伴流分布について、同時に計測された LDV による結果と比べると、ほぼ一致しているものの、本方法の方が若干大きめの伴流（低めの流速）になっている。LDV の計測結果との比較については、ハイリースキュードプロペラに関する計測結果とともに、6.3.2 節で詳しく比較・考察する。ある計測空間内の三次元流速分布が得られるということは、本方法の大きな利点である。

今回の計測は世界初の試みであるため、トレーサを確実に確認できることを第一目標としてトレーサの直径を 35 mm としたが、得られた画像を見ると、その 7 割程度の大きさでも十分確認できると思われる。また、カメラ視野も 1.2 m × 1.0 m 程度と少し狭かったが、CCDTV カメラの取付位置の変更や広角レンズの使用で、さらに広い範囲の伴流分布が計測可能となる。また、トレーサ放出管の詰まりに対して頑強な（robust な）放出法についても考察し、平成 2 年度（ハイリースキュードプロペラ）の計測を行う。

参 考 文 献

- 1) H. Tanibayashi : Full-Scale LDV Measurements of Ship Stern Flow, FULL SCALE MEASUREMENTS, 19TH ITTC GROUP DISCUSSION (1990)

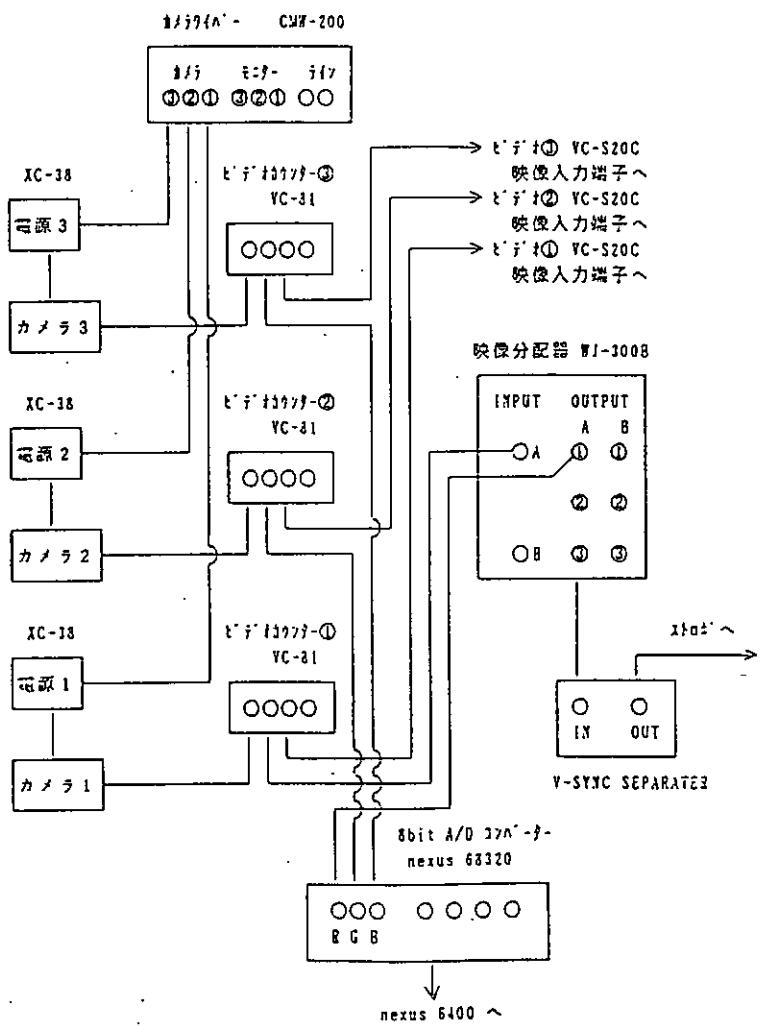


Fig. 4.5.1 測定システム接続図

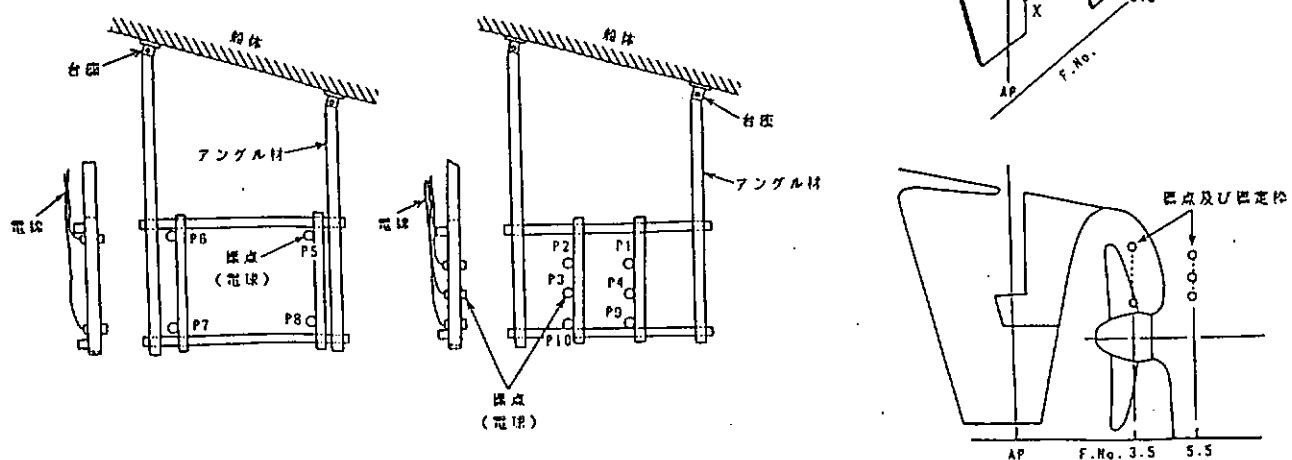


Fig. 4.5.2 標点及び標定枠

Fig. 4.5.3 標定枠の船体取付位置

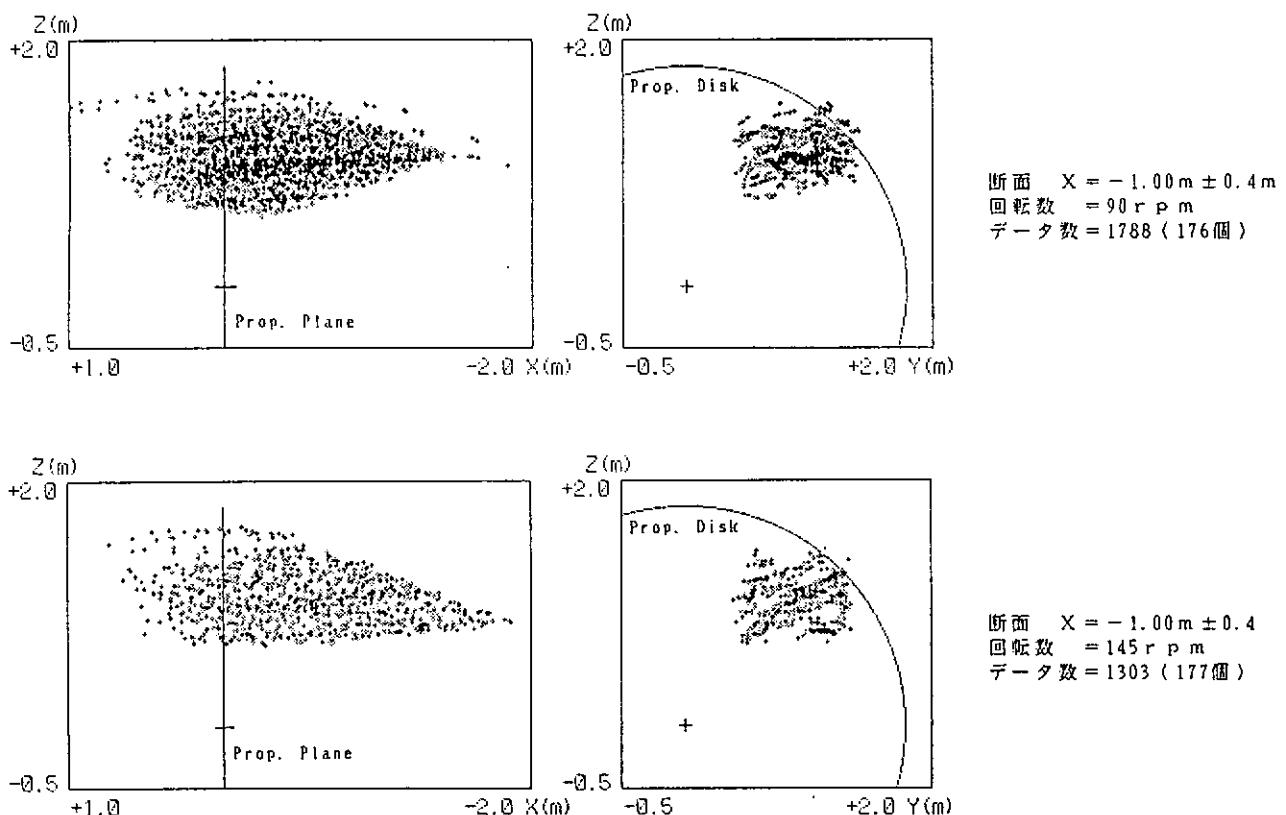


Fig. 4.5.4 実船におけるトレーサ分布状況

Table 4.5.1 水中標定測定座標値

(m)

標点番号	実際の座標			3台のカメラにより測定した座標の平均値			実際の点と測定点との距離の誤差 (mm)
	X 座標	Y 座標	Z 座標	X 座標	Y 座標	Z 座標	
1	-1.6395	0.9640	1.2876	-	-	-	-
2	-1.6274	1.2140	1.2822	-	-	-	-
3	-1.6176	1.2100	1.0894	-1.6192	1.2065	1.0897	3.8
4	-1.6297	0.9590	1.0894	-1.6280	0.9615	1.0891	3.1
5	-0.3545	0.6940	1.5625	-0.3541	0.6952	1.5625	1.3
6	-0.3545	1.3120	1.5600	-0.3515	1.3119	1.5604	3.0
7	-0.3545	1.3140	1.0110	-0.3562	1.3101	1.0107	4.3
8	-0.3545	0.6950	1.0140	-0.3553	0.6962	1.0142	1.5
9	-1.6213	0.9530	0.8890	-	-	-	-
10	-1.6077	1.2030	0.8904	-	-	-	-

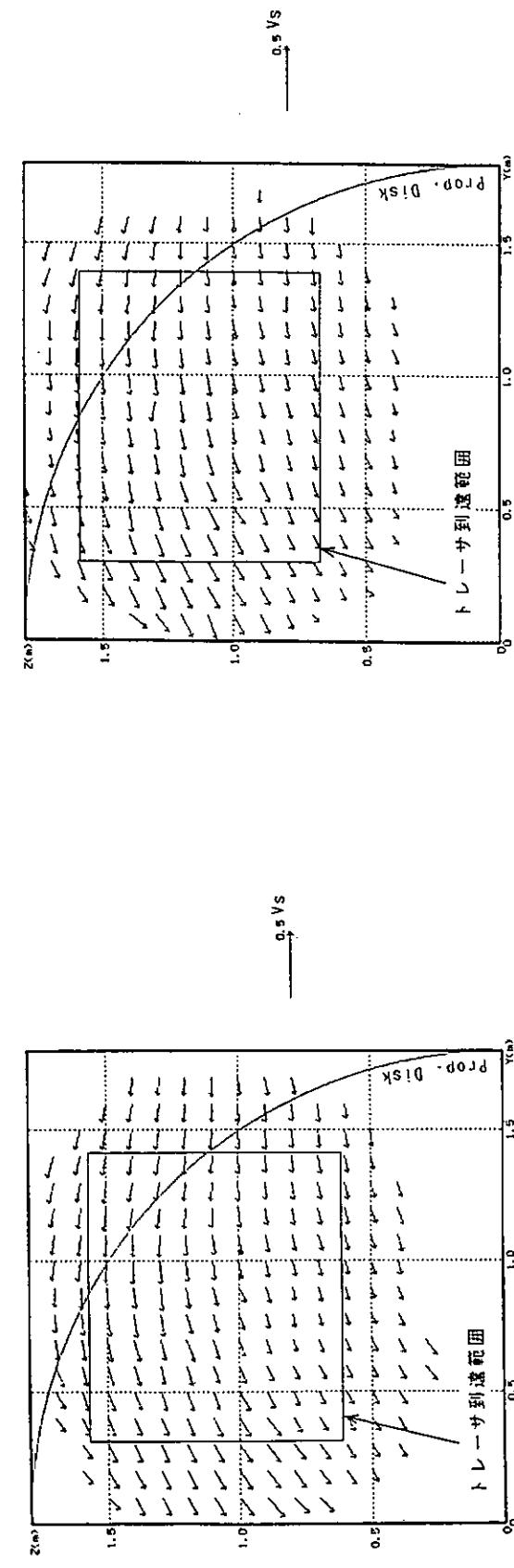
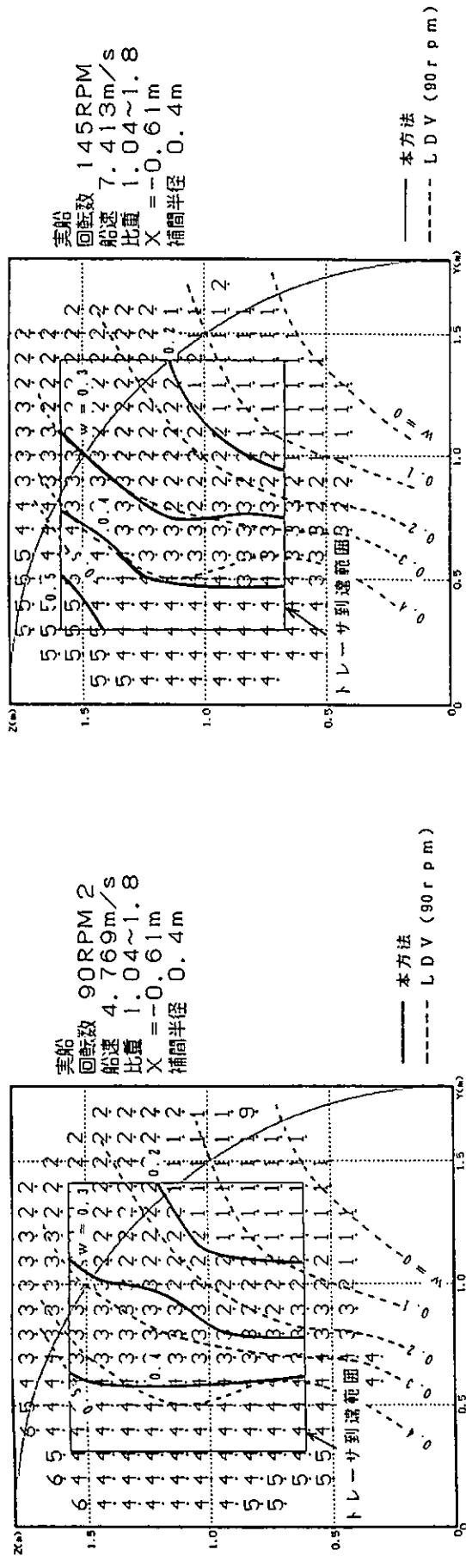


Fig. 4.5.5 90rpmにおける伴流分布及び二次流れ

Fig. 4.5.6 145pmにおける伴流分布及び二次流れ

4.6 遅増試験

4.6.1 計測手順および解析方法

平成元年10月30～31日、伊豆七島周辺海域に於いて、CP(H1)装着時に於ける遅増速力試験を実施した。その際、機関操縦ハンドルノッチを1ノッチずつ増加して機関各部の運転諸元の計測を行ったが、計測方法はJIS F 0801に準じた。ただし、連続常用禁止区域である機関回転数(115～145 rpm)は軸系捻り振動の回避領域であり、計測範囲から外した。

なお、CP(S53)装着時に於ける試験は、過去にも航海訓練所の効率測定の実習で行ったことがあり(昭和53年8月17日)，この結果も併記することとした。

4.6.2 計測結果および考察

計測結果については、Table 4.6.2～4.6.3にまとめ、Fig. 4.6.1～4.6.6に示すように、CP(S53)およびCP(H1)それぞれの遅増速力試験結果の比較、検討を行った。比較、検討に当たっては、Table 4.6.1の各要素を考慮する必要があるが、排水量には大きな違いはない、実験装置の影響も無視できると思われる所以、Fig. 4.6.7に示す相対風向および風速の相違および船底の汚損状態の二つの要素を考慮した。

① 軸馬力(Fig. 4.6.1およびFig. 4.6.4参照)

回転数150～170 rpmの常用範囲では、CP(S53)およびCP(H1)との差異はほとんどない。対水船速基準では船速15～17ノット間において、CP(S53)の方がCP(H1)より軸馬力は小さい。CP(S53)は建造後10年で船底のペイントの凹凸が顕著である。また、CP(H1)もサンドブラスト施行後8年を経過しており、こちらの状態も前者とほぼ同一であるが、船底汚損の度合はCP(H1)の方がやや大きく、その差が軸馬力の大小に影響を与えているようである。

② 排気温度(Fig. 4.6.1およびFig. 4.6.4参照)

回転数基準ではほとんど同じである。対水船速基準ではCP(S53)の方がやや低い。

③ 過給機回転数(Fig. 4.6.4参照)

対水船速基準でみれば、馬力の大きいCP(H1)が当然高く出ている。

④ 対水船速(Fig. 4.6.2参照)

CP(H1)の方がわずかに低速である。船体抵抗の差によるものであろう。

⑤ 失脚(Fig. 4.6.2およびFig. 4.6.5参照)

低速域でCP(H1)の方が極めて大きくなっているが、これは実験中の強い向い風の影響と考えられる。常用回転数範囲でもCP(H1)の方が大きい。

⑥ アドミラルティ係数(Fig. 4.6.2およびFig. 4.6.5参照)

この数値の大小は船底汚損の度合を判断する指針となる数値である。CP(H1)の方がわずかに小さい。このことよりCP(H1)の方が船底汚損の度合がより大きいと推定できる。

⑦ 燃料消費率(Fig. 4.6.3参照)

わずかに、CP(S53)の方がよい。

⑧ 燃料消費量(Fig. 4.6.6参照)

船体抵抗が大きいと考えられるCP(H1)の方が大きくなっている。

4.6.3 まとめ

CP(S53)は建造後10年、CP(H1)は船底サンドブラスト施行後8年であり船底汚損の度合はほぼ同程度と考えられる。しかし、計測結果からみると、わずかにCP(H1)の方が船底汚損の度合が大きいため、結果的にこのようなデータが得られたのであろう。

Table 4.6.1 計測記録の検討要素

影響要素	C P (#1)	C P (S53)
計測時刻	平成元年10月30日19時48分 ～31日03時10分	昭和53年8月17日08時00分 ～同20時00分
計測海域	伊豆七島周辺海域（実験航海）	ホノルル～東京
水線下船体の平滑度	サンドブラスト施行後8年でペイントの凹凸顕著 LDV, CCD Camera Guard, Strobo Lamp Guard等の突起物多数あり	建造後10年でペイントの凹凸顕著 実験装置等突起物なく正常
プロペラ及び同ボス部形状	Fig.2.1.2及びFig.2.1.4の如く加工 ボス比；0.1972	キー付きのためボス比が異なる ボス比；0.1833
プロペラ位置	最終中間軸カップリング部に10 mm のディスタンスピース	正常
喫水		—
船首／船尾／平均／Trim	5.25 m／5.45 m／5.35 m／+0.20 m	—
排水量	5172 Tons	5276.3 Tons
主機関の経年変化	建造以来の使用時間 約51,905時間	建造以来の使用時間 約25,000時間 (推定)
操縦把手目盛／rpm変化	30／57.0～53／170.0 rpm	44／148.9～52／170.3 rpm
軸馬力変化	200～4250 PS	3170～4600 PS
推力変化	3.3～29.5 Tons	—
船速変化 対水／対地	5.28／5.2～16.32／16.0以上 Knots	15.15／～16.75／ Knots
気圧変化	1019.7～1018.0 mBar	1017.2～1016.2 mBar
天候変化	r～c～bc	c～p～c
海面状態変化	Slight～Moderate	Slight
相対風向／相対風速変化	Fig.4.6.7参照	

Table 4.6.2 遠増速力試験結果 (CP(H1))

平成元年10月30~31日
実験海域 伊豆七島周辺海域

1/4

計測時刻	ハンドルノッチ 制御室	ポンプマーク		送給機回転数 rpm			排気圧力 Kgf/cm ²		空気冷却器圧力損失 mm/Hg		回転計 根拠回転計		流量計 積算流量計		燃料消費量 l/h
		制御室	機側	1号	2号	平均	1号	2号	1号	2号	1号	2号	rpm	平均回転数	
19.48											49075		640224.4		
20.03	30	17	20.5	800	1000	900	0	5	5	3	49030	57.0	640244.1	78.8	
20.07											50211		250.4		
20.22	31	17	22	1980	2000	1990	0	16	10	4	51339	75.2	271.7	85.2	
20.29											51918		285.5		
20.44	32	17	23	2300	2400	2350	0	25	15	5	53127	80.6	316.2	122.8	
20.51											53734		333.0		
21.06	33	17	23	2500	2600	2550	0	30	15	5	55036	86.8	368.4	141.6	
21.15											55864		392.8		
21.30	34	17	24	2800	2800	2800	0	40	20	10	57277	94.2	437.6	179.2	
21.38											58075		462.7		
21.53	35	18	25	3000	3000	3000	0	50	30	15	59586	100.7	513.6	203.6	
22.00											60331		540.2		
22.15	36	19	26	3450	3400	3425	0	55	40	20	61937	107.1	598.5	233.2	
22.23											62812		630.8		
22.38	37	20	27	3650	3600	3625	0	65	50	25	64469	110.5	693.9	252.4	
22.55											66896		833.2		
23.10	45A	36	34	5650	5600	5625	0.18	170	95	50	68050	143.6	958.2	500.0	
23.35											72687		1186.1		
23.50	45C	36	34	5800	5800	5800	0.18	180	100	52	74873	145.7	1310.5	497.6	
0.00											76356		1397.4		
0.15	46	36	36	6000	6000	6000	0.2	190	95	55	78567	147.4	1526.6	516.8	
0.25											80071		1618.3		
0.40	47	37.5	37.5	6300	6200	6250	0.23	212	100	58	82328	150.5	1756.0	550.8	
0.55											84645		1890.6		
1.10	48	37.5	38	6600	6550	6575	0.27	236	106	60	86903	156.5	2048.6	632.0	
1.20											88533		2151.8		
1.35	49	37.5	39	6900	6800	6850	0.3	255	117	63	90986	159.5	2308.0	624.4	
1.45											92613		2416.5		
2.00	50	37.5	39.5	7100	7050	7075	0.33	287	120	65	95053	162.7	2580.9	657.6	
2.10											96693		2694.9		
2.25	51	38	41	7400	7250	7325	0.36	297	126	66	99163	164.7	2668.4	694.0	
2.35											100832		2988.1		
2.50	52	39	41.5	7500	7450	7475	0.38	318	133	65	103336	166.9	3168.9	723.2	
3.00											105027		3294.5		
3.10	53	40	43	7700	7650	7675	0.42	342	139	69	106727	170.0	3420.6	756.6	

Table 4.6.2 遠増速力試験結果 (CP(H1))

計測時刻	燃料消費計算 A:重油比重 C:重油比重 0.8690 (15°C/4°C) 0.9562 (15°C/4°C)	主軸出力計算 トルク-推力計		N:RPM		主軸出力 (N·H-X)		主軸出力 (インジケーター)		2/4		
		温度換算係 数 15°C	燃料消費量 l/h 15°C	PS	%	PS	%	PS	%	PS	%	
19.48												
20.03	41	0.9789	77.1	374.5	200	9	3.3	179.0	143.0	0.0	336.5	
20.07												
20.22	42	0.9781	83.3	184.0	400	15	6	393.6	342.9	579.4	0.0	599.2
20.29												
20.44	41.5	0.9785	120.2	206.3	520	18	7.5	506.2	459.4	735	0.0	719.6
20.51												
21.06	41	0.9789	138.6	198.8	650	20	8.7	605.8	573.9	860	0.0	849.9
21.15												
21.30	41	0.9789	175.4	193.2	850	24	10.4	788.9	744.6	1094	78.8	862.1
21.38												
21.53	41	0.9789	199.3	182.5	980	27	11.7	949.0	895.7	1266.4	79.4	1005.5
22.00												
22.15	41	0.9789	228.3	177.0	1200	30	13	1120.8	1057.8	1474.8	80.1	1181.3
22.23												
22.38	39.5	0.9801	247.4	174.3	1300	32	14	1233.5	1175.4	1597.2	80.6	1287.3
22.55												
23.10	40	0.9797	489.8	160.3	2700	53	23	2655.7	2510.1	3179.4	85.0	2702.5
23.35												
23.50	75	0.9567	476.1	165.8	2800	54	24	2746.0	2658.2	3307.4	85.3	2821.2
3.00												
0.15	75	0.9567	494.4	164.1	2950	56	24	2880.3	2688.6	3392.2	85.6	2903.7
0.25												
0.40	76	0.9560	526.6	165.3	3100	58	25	3045.2	2858.9	3625.4	86.2	3125.1
0.55												
1.10	76	0.9560	604.2	176.3	3350	60	26	3277.2	3093.1		0.0	4049
1.20												
1.35	76	0.9560	596.9	165.4	3500	62	26.5	3451.4	3213.0	4096.4	87.1	4341
1.45												
2.00	76	0.9560	628.7	162.9	3700	65	27	3689.5	3337.9	4309.2	87.6	3774.9
2.10												
2.25	76	0.9560	663.5	164.8	3900	67	28	3849.7	3504.1	4515.8	88.0	3973.9
2.35												
2.50	76	0.9560	691.4	166.9	4000	68	28.5	3961.0	3615.8	4719.8	88.3	4167.6
3.00												
3.10	76	0.9560	723.3	164.2	4250	71	29.5	4211.7	3811.4	4923.6	88.6	4362.3
												5091.8
												4536.8

Table 4.6.2 遙増速力試験結果 (CP(H1))

計測時刻	気象・海水				航速	風向・風力		失脚	3/4	排水量 D	アドミラルティ(係数)
	大気温度 ℃	海水温度 ℃	気圧 mb	天候		LOG積算計	対水船速 Knots	対地船速 Knots			
19.48					744.3						
20.03	18.5	24.0	1019.7	r	slight	745.62	5.28	5.2	右90°	7.0(4)	6.316
20.07						746.03					16.40
20.22	17.8	23.5	1020.0	r	slight	747.8	7.08	4.2	右80°	7.5(4)	8.332
20.29						748.69					15.03
20.44	20.4	23.9	1019.2	r	slight	750.5	7.24	6.4	右20°	11.0(6)	8.930
20.51						751.43					18.03
21.06	20.9	23.5	1018.7	r	slight	753.34	7.64	8.8	右10°	12.0(6)	9.617
21.15						754.52					20.56
21.30	21.0	23.8	1018.8	c	mod.	756.59	8.28	7.6	右10°	13.0(6)	10.437
21.38						757.75					20.67
21.53	21.3	24.0	1018.7	c	mod.	759.98	8.92	11.2	右5°	14.5(7)	11.161
22.00						761.09					20.08
22.15	21.5	24.0	1018.8	c	mod.	763.52	9.72	10.0	右5°	14.0(7)	11.863
22.23						764.83					18.06
22.38	21.5	23.5	1018.6	c	mod.	767.32	9.96	10.9	右5°	14.5(7)	12.240
22.55						771					18.62
23.10	21.5	24.0	1018.7	c	mod.	774.33	13.32	13.6	右5°	15.0(7)	15.811
23.35						779.93					16.28
23.50	21.5	24.0	1018.7	c	mod.	783.32	13.56	13.2	右5°	15.0(7)	16.147
0.00						785.61					16.02
0.15	21.4	23.0	1018.3	b c	mod.	789.01	13.60	15.6	0°	14.5(7)	16.332
0.25						791.33					16.73
0.40	21.2	22.8	1018.3	b c	mod.	794.81	13.92	13.6	右2°	15.5(7)	16.672
0.55						798.43					16.50
1.10	21.0	23.0	1019.2	b c	mod.	802.23	15.20	15.0	右150°	3.0(2)	17.344
1.20						804.81					12.38
1.35	21.0	23.5	1018.9	b c	mod.	808.65	15.36	14.0	左150°	1.5(1)	17.676
1.45						811.29					13.10
2.00	21.0	24.0	1018.7	b c	mod.	815.22	15.72	15.0	左130°	2.0(2)	18.023
2.10						817.85					12.78
2.25	21.2	24.1	1018.7	b c	mod.	821.81	15.84	14.4	右150°	1.0(1)	18.245
2.35						824.47					13.18
2.50	21.3	24.3	1018.3	b c	mod.	828.48	16.04	16.0	左151°	1.5(1)	18.496
3.00						831.18					13.28
3.10	21.5	24.0	1018.0	b c	mod.	833.9	16.32	-	右165°	5.0(3)	18.836
											13.36
											4346.708
											264.03
											255.31

Table 4.6.2 遙増速力試験結果 (CP(H1))

計測時刻	燃料消費量 (1000海里当り)		排気温度(データロガーによる)							過給機人口				過給機出口	
	x1/1000mile	ton/1000mile	1	2	3	4	5	6	7	平均	1-F	1-A	2-F	2-A	1
19.48															
20.03	14.81	12.70	210	184	170	190	220	184	180	191.1	190	198	218	174	160
20.07															
20.22	11.77	10.23	233	201	188	214	246	214	230	218.0	217	227	254	218	188
20.29															
20.44	16.60	14.42	267	248	220	240	280	250	278	254.7	258	260	300	266	220
20.51															
21.06	18.14	15.77	280	266	243	251	307	280	300	275.3	288	280	327	298	240
21.15															
21.30	21.18	18.41	280	267	247	258	290	270	286	271.1	288	280	320	290	260
21.38															
21.53	22.34	19.42	286	260	247	264	280	260	270	266.7	290	290	310	270	258
22.00															
22.15	23.49	20.41	290	260	244	270	270	260	270	266.3	296	298	311	260	266
22.23															
22.38	24.84	21.58	290	260	248	280	278	260	270	269.4	300	300	320	266	270
22.55															
23.10	36.78	31.96	340	300	298	340	326	306	323	319.0	360	360	380	303	330
23.35															
23.50	35.11	33.57	350	300	300	340	340	310	330	324.3	360	370	390	310	340
0.00															
0.15	36.35	34.76	350	300	306	346	340	318	340	328.6	361	371	400	318	340
0.25															
0.40	37.83	36.17	360	310	310	350	350	320	341	334.4	371	380	400	320	343
0.55															
1.10	39.75	38.01	370	320	320	360	360	340	350	345.7	384	393	410	330	350
1.20															
1.35	38.86	37.16	380	330	330	367	370	340	358	353.6	390	400	420	340	360
1.45															
2.00	39.99	38.24	390	340	340	378	380	348	360	362.3	400	410	430	340	368
2.10															
2.25	41.88	40.05	400	350	343	380	390	358	370	370.1	408	420	440	340	370
2.35															
2.50	43.10	41.22	407	353	350	390	398	360	370	375.4	414	440	450	350	380
3.00															
3.10	44.32	42.38	410	367	360	398	400	370	380	383.6	424	440	458	350	390

Table 4.6.3 効率測定結果 (CP(S53))

計 測 時 刻 時 分 秒	主 機 調 整 時 間	主 機 運 転 參 件			航 算 回 転 計			航 算 流 量 計			燃 料 消 費 計			主 機 出 力 計			主 機 出 力			偏 考
		主 機 速 度 rpm	航 分 回 轉 數	航 速 m b	航 向 度 度 數	航 速 km h	航 向 度 度 數	航 速 m h	航 向 度 度 數	航 速 m h	航 向 度 度 數	航 速 m h	航 向 度 度 數	航 速 m h	航 向 度 度 數	航 速 m h	航 向 度 度 數	航 速 m h	航 向 度 度 數	
1978/8/17 09:00																				
11:00	120-00	4.4	3.7	6.200	6.100	6.150	9.936.290	6.222.280	6.4	0.934.7	0.934.7									
13:00	120-00	4.6	3.8	6.600	6.500	6.550	9.972.430	6.233.310	5.15	0.966.08	0.975.3	1.46.9.1								
15:00	120-00	4.9	4.0	7.300	7.100	7.200	10.070.700	6.244.420	6.4	0.990.980	1.54.6	"	5.60.3.3	1.5.1.1						
21:00	120-00	5.2	4.2	8.100	7.700	7.900	10.031.540	6.255.580	5.80	1.005.123.0	6.300.060	6.4								
23:00	120-00	4.9	4.0	7.300	7.100	7.200	10.070.700	6.233.410	6.75	1.001.11.00	6.270.70	6.4	6.52.1.0	1.5.0.5						
17:00	120-00	5.2	4.2	8.100	7.700	7.900	10.031.540	6.286.660	7.95	1.003.15.40	1.70.3	7.2	"	7.68.0.3	1.56.1.8					
19:00	120-00	5.2	4.2	8.100	7.700	7.900	10.031.540	6.286.660	7.95	1.003.15.40	1.70.3	7.2	"	7.68.0.3	1.56.1.8					

計 測 時 刻 時 分 秒	氣 象 ・ 海 洋			船 舶			風 速			風 向			水 深			排水量 Kt			燃 油 消費 量 Kt			シリシダ ー出 口 排 氣 量 miles						
	計 測 時 間	大 氣 溫 度 C	海 水 溫 度 C	天 氣	航 面 狀 態	航 速 m b	航 速 mile	Log N	航 程 數	航 速 Knott	航 向 度 數	航 速 m Sec	航 向 度 數	航 速 m Sec	航 向 度 數	航 速 m Sec	航 向 度 數	航 速 m Sec	航 向 度 數	航 速 m Sec	航 向 度 數	航 速 m Sec	航 向 度 數					
	時 間	時 分 秒	時 間	時 分 秒	時 間	時 分 秒	時 間	時 分 秒	時 間	時 分 秒	時 間	時 分 秒	時 間	時 分 秒	時 間	時 分 秒	時 間	時 分 秒	時 間	時 分 秒	時 間	時 分 秒						
1978/8/17 08:00																												
~1200	28.4	27.7	1017.2	C	slight				15.15		(4)	16.50	8.2	3.477	V ² -(Log) ³	D ^{1.25} -J ¹	m/Rev	5.276.36t	D ^{1.25} -30.077	1.000 Kt/1000 miles	1	2	3	4	5	6	7	平均
1200	27.2	26.4	1016.1	P	"				15.55		(4)	17.13	9.2	3.760	3.976	286.6		36.03	31.68	3.00 Kt/miles	1	2	3	4	5	6	7	平均
~1600	26.8	26.9	1016.9	C	"				16.10		(4)	17.98	10.5	4.173	4.576	276.4	40.50	37.86	400	345	370	350	350	355	360.6			
1600	26.9	26.4	1016.2	"	"				16.75		(4)	18.87	11.2	4.699	5.136	277.3	45.85	42.86	41.9	37.2	39.5	372	380	382	385.7			
~2000																												

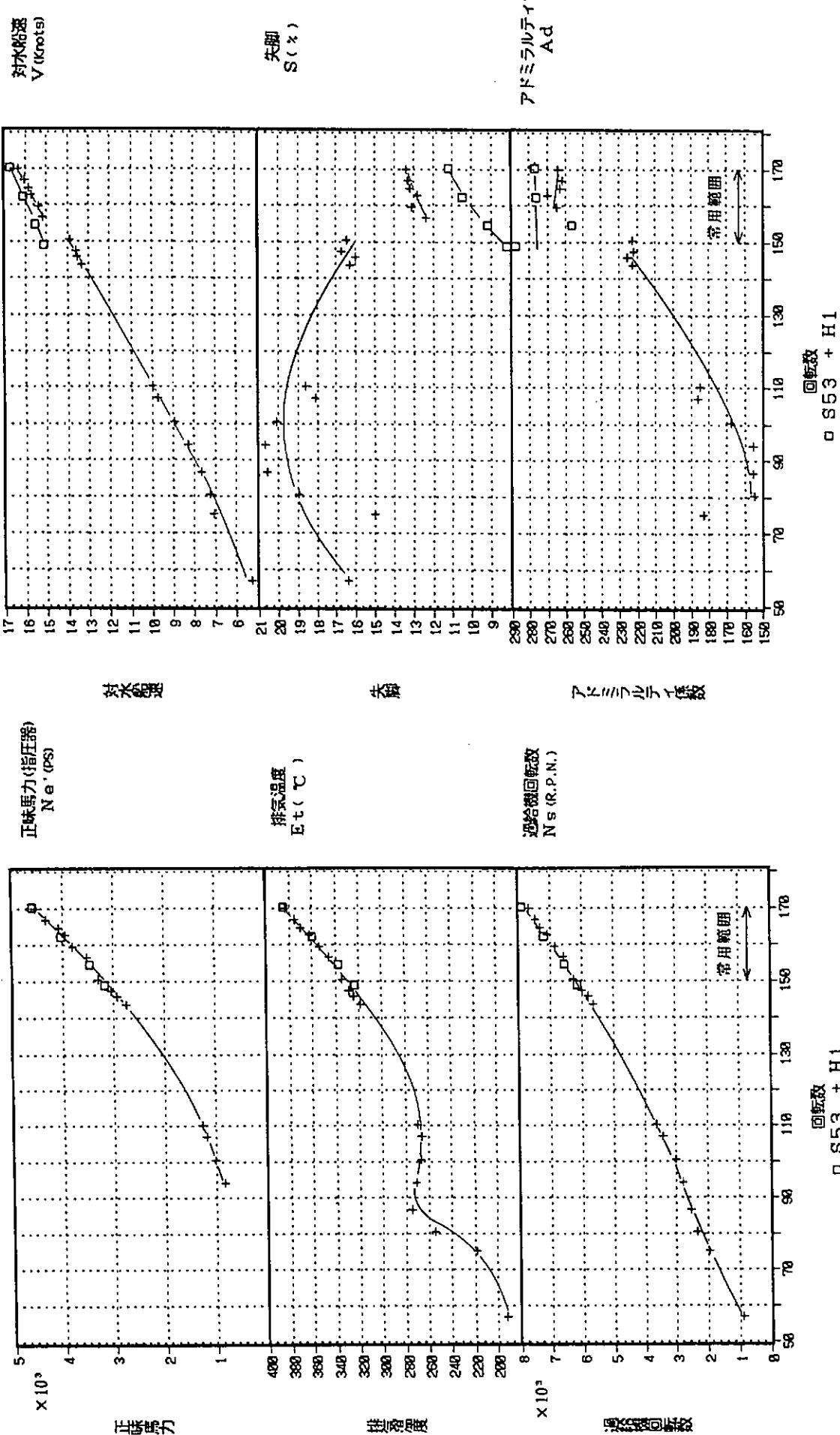


Fig. 4.6.1 回転数基準による機関性能曲線（その1）

Fig. 4.6.2 回転数基準による機関性能曲線（その2）

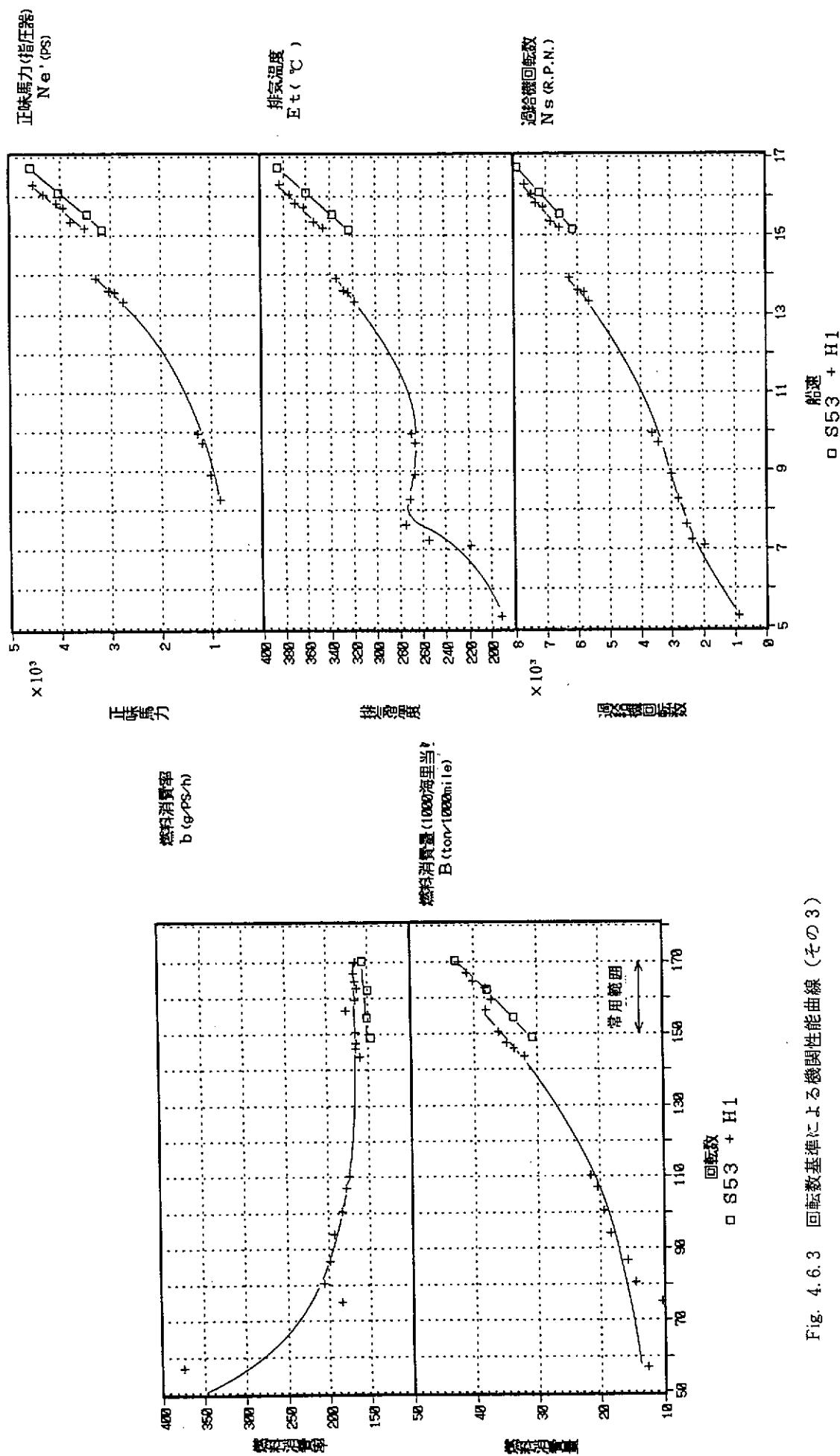


Fig. 4.6.3 回転数基準による機関性能曲線（その3）

Fig. 4.6.4 対水船速基準による機関性能曲線（その1）

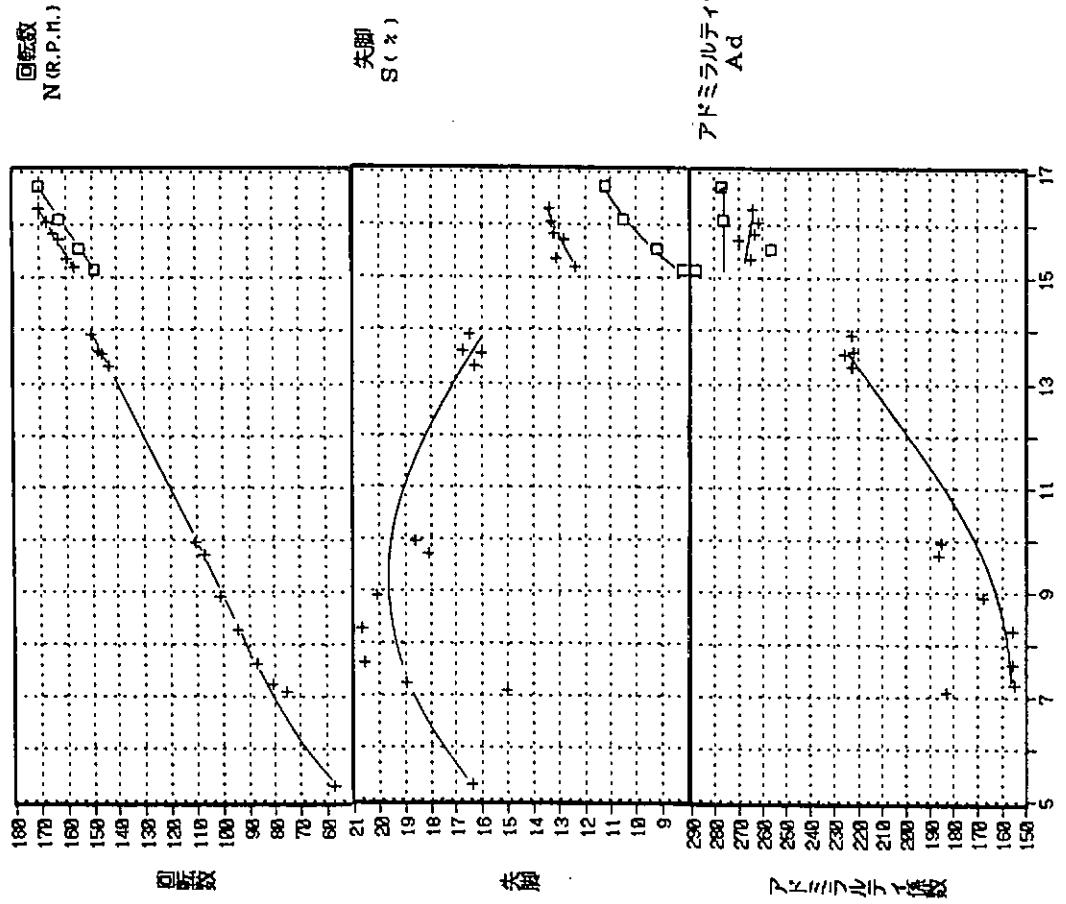


Fig. 4.6.5 対水船速基準による機関性能曲線（その2）

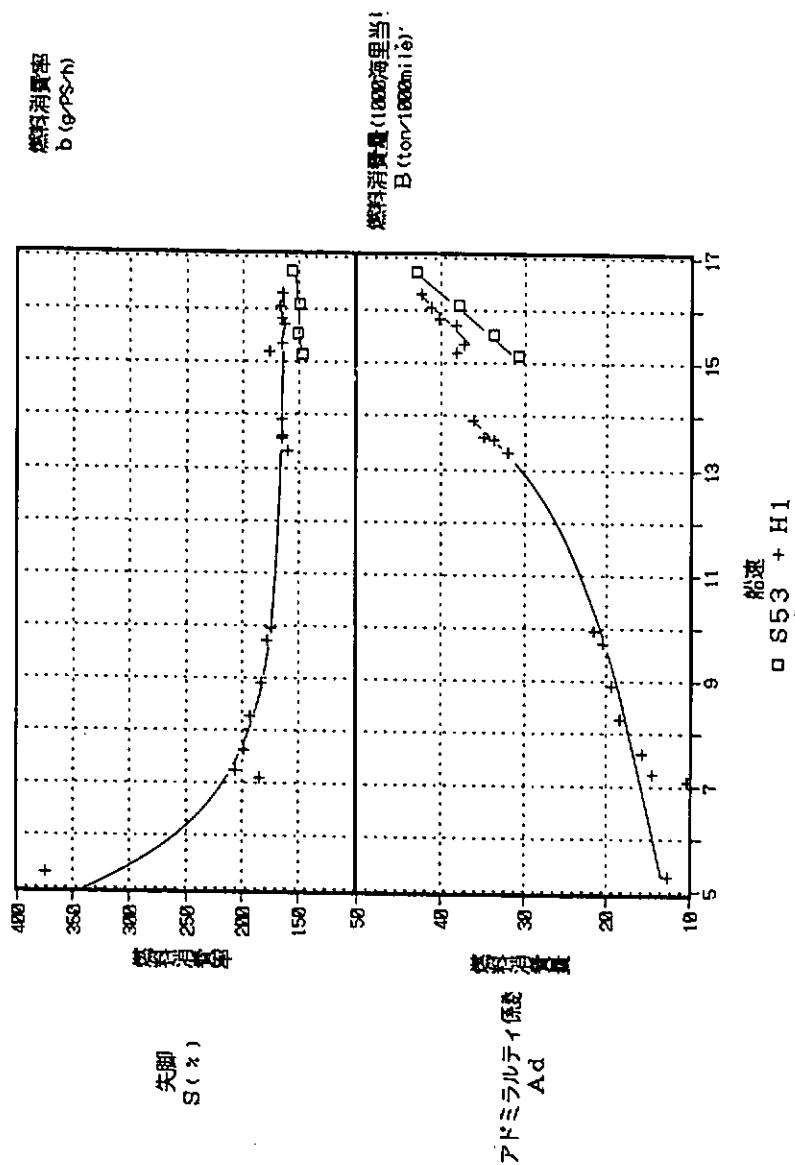


Fig. 4.6.6 対水船速基準による機関性能曲線（その3）

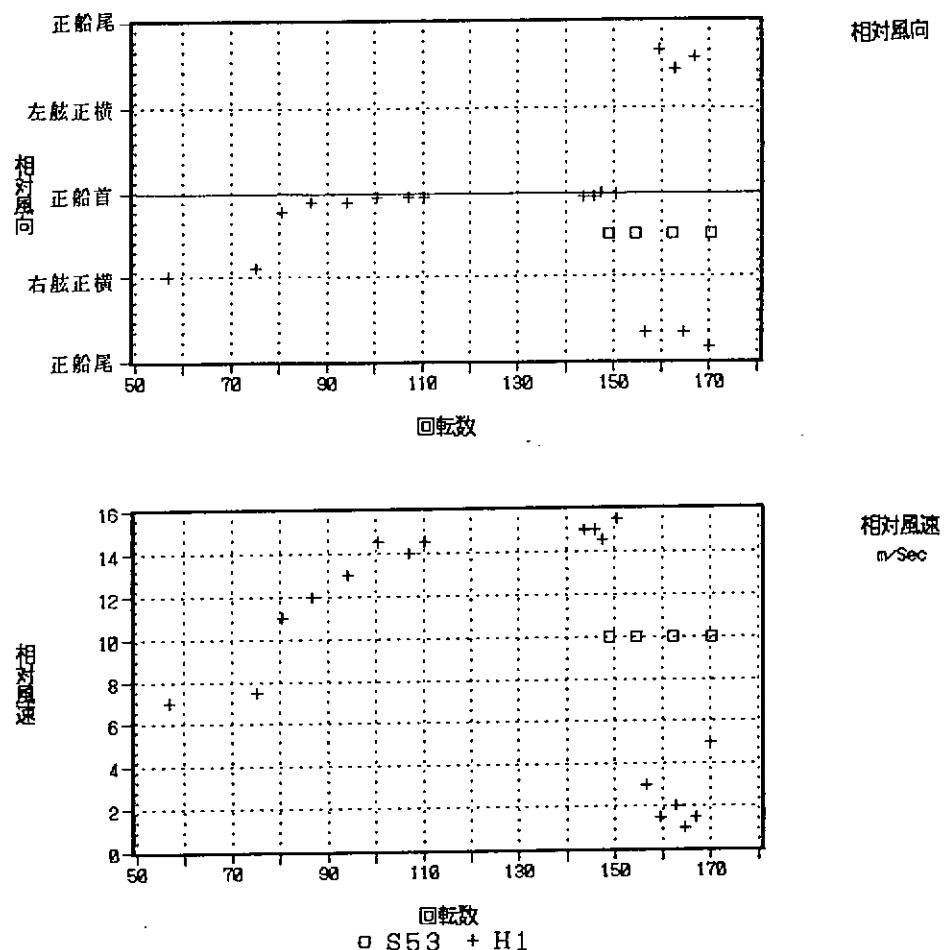


Fig. 4.6.7 相對風向・相對風速

5. ハイリースキュードプロペラの実船計測

5.1 緒 言

初年度に引き続き、運輸省航海訓練所の練習船「青雲丸」を供試船にして、前年度の通常型プロペラ(CP)の場合と同一条件、同一状態にてハイリースキュードプロペラ(CP)の場合と同一条件、同一状態にてハイリースキュードプロペラ(HSP)の実船計測を1990年(平成2年)10月に実施した。本船にHSPを装備した状態での大規模な実船計測は1982年(昭和57年)のSR183以来で、8年ぶりである。

HSPの実船計測ではSR206のための実船計測のみが行われ、実船翼面圧力・応力計測及びトレーサによる三次元流場計測の他、90年度のみスラスト計測が行われた。

この実船実験においても、ブリッジに実船計測指揮者と連絡員を配し、機関室と計測室のそれぞれに連絡員を配置した。90年度は前年度と異なり、ブリッジの計測指揮者から本船側に計測条件の設定、計測開始及び終了を連絡、依頼した。

二年度目の計測項目および担当は次の通りである。

- プロペラ翼面圧力計測 船研・三井・ナカシマ
- プロペラ翼応力計測 "
- トレーサによる流場計測 東大・船研
- スラスト計測 広大・阪大

この他、造船会社から計測のための応援があり、また本船側から、機関の回転数、馬力、スラストの読み値並びに機関室制御モニターからの出力、ウェザーレポートおよび吃水のデータが提供された。

計測乗船員は計27名であった。

5.2 実船計測スケジュール

実船計測の日程の概略は次の通りである。

’90年10月27日

9:45	NKK浅野ドック内へ注水完了
10:26	翼面圧力計測用キャリブレーション開始
11:54	翼面圧力計測用キャリブレーション終了
14:00	出渠
14:58	翼面圧力予備計測開始(90 RPM)
15:38	翼面圧力予備計測終了
16:19	翼面圧力計測開始(90 RPM)
17:50	翼面圧力計測終了
20:00	トレーサ予備計測開始
	ストロボ発光せずトレーサ計測中止
21:23	翼面圧力・スラスト計測開始(累進)

10月28日

5:11	翼面圧力・スラスト計測終了
6:05	トレーサ予備計測開始(145 RPM, ストロボ無し)
6:45	トレーサ予備計測終了
10:00	館山湾内锚地着
10:40	ストロボ修理開始
12:00	トレーサ計測用標定作業開始
18:00	ストロボ修理終了

18:05 トレーサ計測用標定作業終了
 21:00 抜錨
 22:08 トレーサ計測開始(90 RPM)
 23:00 トレーサ計測終了
10月29日
 1:08 翼面圧力・スラスト計測開始(累進)
 3:30 翼面圧力・スラスト計測終了
 3:58 トレーサ計測開始(145 RPM)
 5:23 トレーサ計測終了
 6:51 ゼロ点計測開始
 7:10 ゼロ点計測終了
 12:22 翼面圧力・応力計測開始(プロペラ・アスター時)
 16:02 翼面圧力・応力計測終了
 17:36 トレーサ計測開始(110 RPM)
 19:20 トレーサ計測終了
 館山湾内投錨
10月30日
 8:30 計測員下船
11月1, 2日 計測の後片づけ・計測器搬出

今回の計測が行われた海域は伊豆七島附近であり、コースおよびウェザーレポートをFig. 5.2.1 および Table 5.2.1 に示す。また、10月26日から10月29日までの天気図をFig. 5.2.2 に示す。今回の実験においては、低気圧の通過もなく、このため、船酛者も出ず、又、計測機器の損傷もなく、良質の計測データが得られた。

計測時の本船の吃水をTable 5.2.2 に示す。これは出渠時の計測に基づき、燃料消費量からの推定によるものである。

又、プロペラ回転数(ポジション・パルスからの計測値)の変化に対する推力、馬力、船速の変化を Fig. 5.2.3 に示す。本年度から主機関の制御方法が変更になり、昨年度までのノッチ制御から回転数制御になったため、プロペラ回転数に関する誤差は少なくなった。しかしながら、ポジションパルスから算出した回転数とは本船の表示と約1 RPM の違いがあったので、ポジションパルスの値を本計測でのプロペラ回転数とした。

今回の実船計測のうち、後述の翼面圧力計測の解析の対象となった実験状態について、プロペラ回転数(ポジション・パルスからの計測値)に対する船速、スラストおよび馬力の読み値を以下に示す。

回転数 計画	回転数 計測	船速	スラスト	K _T	馬力	K _Q
70	71	7.0	4.0	0.163	220	0.0251
90	90	9.0	7.0	0.177	500	0.0280
100	101	9.9	9.2	0.185	710	0.0281
110	111	11.0	11.3	0.188	1000	0.0298
149	150	14.4	21.5	0.196	2530	0.0306
163	164	15.8	25.0	0.191	3300	0.0305

回転数と船速はほぼ直線関係にあり、スラストと馬力はそれぞれ回転数の2乗と3乗にはほぼ比例していた。このことから、前進率 J 、スラスト係数 K_T 、トルク係数 K_Q は各計測状態に対して低回転時を除き、ほぼ一定であったことが分かる。

100 RPM以上では、 $K_T = 0.190$ と見なした。

ここで、船速ベースで計算した前進率 J （SR183の資料に基づき、実船伴流値 $1-w_s$ を0.816と仮定する）が0.682であるのに対して、 $K_T = 0.190$ 、 $K_Q = 0.0303$ （ $\eta_R = 1$ と仮定して）から算出した J はSR199のPOTデータから共に0.65となる。

キャビテーション観測の結果をFig. 5.2.4に示す。この観測はトレーサによる流場計測に用いられたCCDカメラにより撮れたビデオ画像から、スケッチしたものである。このため、プロペラ翼角度位置が0から30度においてはカメラ視野が狭く、全体のキャビテーションパターンを知ることができなかった。ここに載せたスケッチは発生した時の平均となっているので、時間平均値よりは大きめのキャビテーション発生範囲となっている。SR183の時に得られたキャビテーションパターンとはほぼ一致する。

Table 5.2.1(a) ヴェザーレポート

DATE	TIME	DISTANCE O.G.	WIND		WEATHER	BAROMETER	TEMPERATURE			REMARKS
			DIRECTION	FORCE			DRY	WET	SEA	
27th Oct	1400	—	North	4	bc	1011.1	24.1	15.4	21.8	* DRAFT (10/27)
	1500	3.0	North	5	bc	1009.8	22.3	14.8	19.8	FORE 4-9 1
	1600	8.0	NNW	4	bc	1013.1	21.2	14.9	18.9	AFT 5-4 8
	1700	9.5	NNE	4	bc	1014.4	20.0	15.0	19.0	MEAN 5-1 9
	1800	9.7	NNE	5	bc	1015.0	20.1	14.6	20.5	* DISP 4 9 6 7.0 (TON)
	1900	9.8	NE	6	bc	1016.0	19.8	15.0	20.0	
	2000	10.0	NNE	4	bc	1016.5	19.5	14.5	20.0	
	2100	0.0	NE	4	bc	1016.7	18.2	14.0	20.6	
	2200	1.3	NE	4	c	1017.4	17.9	13.4	21.0	
	2300	4.8	NE	5	c	1016.6	18.3	13.2	22.1	
28th Oct	2400	6.5	NE	4	bc	1017.6	18.1	12.8	21.8	* DRAFT (10/28)
	0100	5.0	NNE	5	bc	1017.6	18.5	14.0	21.0	FORE 4-7 2
	0200	5.0	North	5	bc	1017.5	19.0	15.3	21.0	AFT 5-6 2
	0300	7.0	NNE	4	bc	1017.2	19.2	16.7	21.9	MEAN 5-1 7
	0400	11.0	NNE	5	bc	1017.0	19.2	17.0	22.0	
	0500	4.7	WSW	5	r	1017.4	19.0	17.0	23.0	* DISP 4 9 4 1.8 (TON)
	0600	4.6	NNW	5	r	1018.1	19.5	17.1	21.0	
	0700	14.0	NE	5	bc	1018.1	19.0	16.1	22.8	
	0800	14.7	NNE	5	bc	1019.1	17.6	14.8	21.3	
	0900	13.8	NE	4	bc	1021.1	16.8	14.1	20.4	
1000	1000	12.0	NE	4	bc	1021.3	15.6	12.0	20.8	
	1100	5.2	North	2	bc	1021.6	19.5	14.2	21.1	
	1200	—	NE	2	bc	1021.5	19.6	14.2	21.4	
	1300	—	—	—	—	—	—	—	—	
	1400	—	ESE	3	bc	1021.1	19.0	14.2	—	
	1500	—	—	—	—	—	—	—	—	
	1600	—	East	3	bc	1021.6	18.1	13.9	21.0	
	1700	—	—	—	—	—	—	—	—	
	1800	—	ENE	2	bc	1022.8	16.1	13.0	—	
										館山鑑泊

Table 5.2.1 (b) ヴ ェ ー ル ポ ー ト

DATE	TIME	DISTANCE O.G.	WIND DIRECTION		WEATHER	BAROMETER	TEMPERATURE			REMARKS
			FORCE	—			DRY	WET	SEA	
28th Oct	1900	—	—	—	~ 2055 鎌山錨泊 * DRAFT (10/29) * DISP 4904.1 (TON)	1023.9	14.6	12.2	19.0	FORE 4-5-7 AFT 5-7-1 MEAN 5-1-4
	2000	—	ESE	2		1024.2	14.0	12.1	19.6	
	2100	0.1	East	2		1024.3	15.9	13.5	20.0	
	2200	9.6	East	3		1022.2	17.5	14.0	20.0	
	2300	9.7	NE	2		1024.0	17.8	14.7	21.1	
	2400	6.6	NE	3		1023.7	18.0	14.1	20.8	
	0100	2.0	NNE	4		1024.1	18.2	14.7	20.4	
	0200	8.0	NE	4		1023.6	18.1	14.5	20.6	
	0300	13.5	NE	4		1023.1	2.0	14.0	20.3	
	0400	13.5	NE	5		1023.7	1.9.8	15.2	21.0	
29th Oct	0500	14.0	NE	4		1024.6	19.5	15.5	20.2	FORE 4-5-7 AFT 5-7-1 MEAN 5-1-4
	0600	12.4	NE	4		1025.2	2.0	16.0	21.0	
	0700	2.6	ENE	4		1025.8	2.0.5	16.2	21.5	
	0800	0.0	ENE	4		1026.0	2.1.0	16.2	23.0	
	0900	0.0	East	4		1025.9	2.1.0	16.0	23.0	
	1000	0.0	East	4		1025.8	2.1.0	16.2	22.8	
	1100	0.0	East	4		1025.5	2.0.8	16.0	22.8	
	1200	6.0	East	4		1024.6	19.9	15.8	22.8	
	1300	5.2	ENE	4		1024.6	20.0	15.8	22.0	
	1400	5.3	ENE	4		1025.0	2.0.0	15.4	21.3	
	1500	5.2	ENE	4		1024.8	2.0.3	15.4	21.3	
	1600	5.3	ENE	4		1025.2	2.0.0	15.2	20.0	
	1700	7.4	ENE	3		1026.0	19.8	15.0	22.0	
	1800	14.0	ENE	3		1025.8	19.8	15.5	21.8	
	1900	8.6	ENE	4		1026.0	2.0.0	15.8	20.5	
	2000	13.0	ENE	4		1026.4	1.8.5	15.0	21.5	
	2100	12.7	ENE	3		1026.2	1.6.5	14.2	21.3	
	2200	4.0	East	2		1026.4	1.6.5	14.2	21.3	
	2300									

Table 5.2.2 Experimental Condition of Ship

	'89, Oct. 27th	28th	29th
Draft Cond. [m]			
Fore	4.91	4.72	4.57
Aft	5.48	5.62	5.71
Mean	5.19	5.17	5.14
Trim	0.57 B/S	0.90 B/S	1.14 B/S
Heel	—	—	—
Displacement [ton]	4,967	4,942	4,904

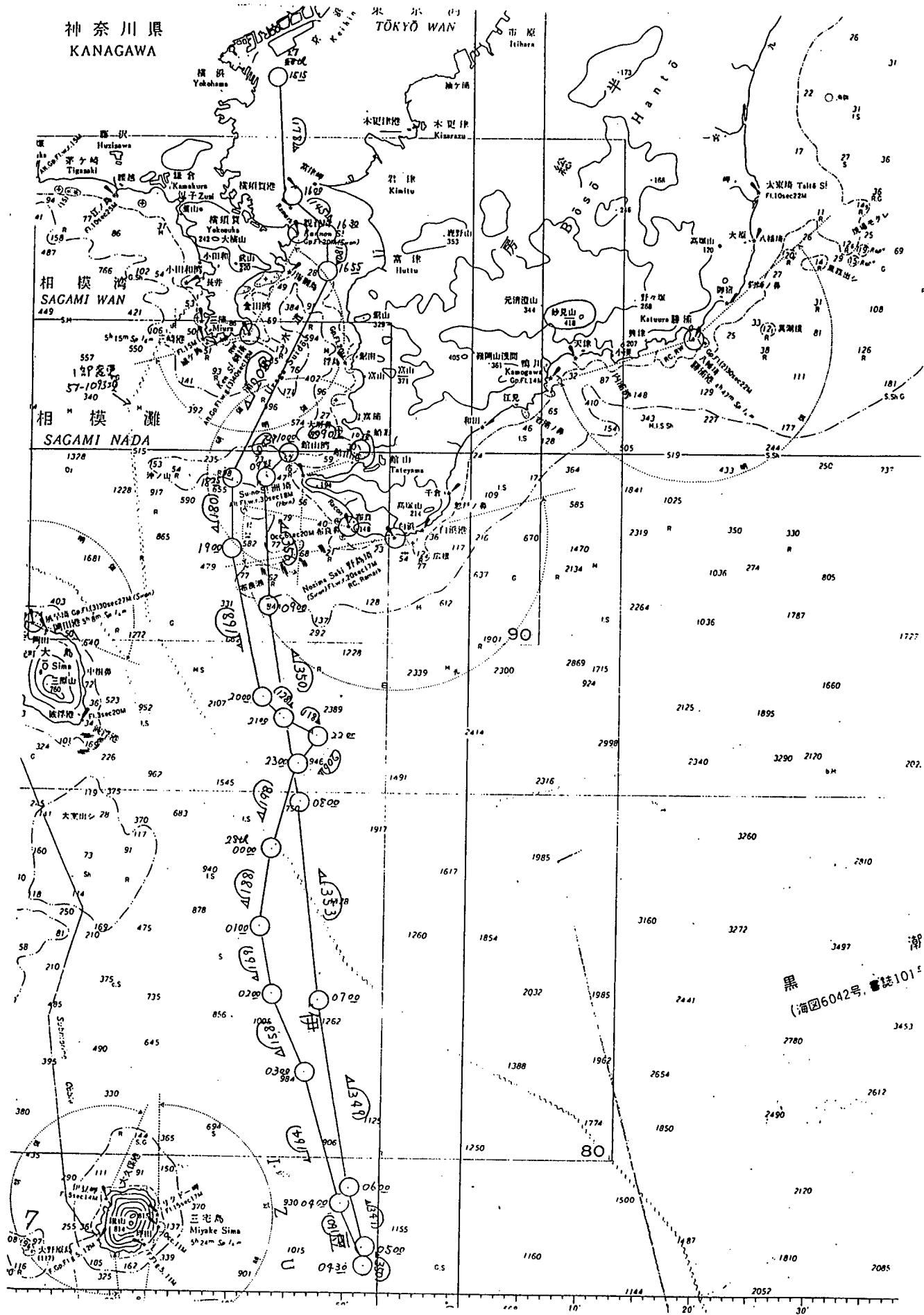


Fig. 5.2.1 (a)

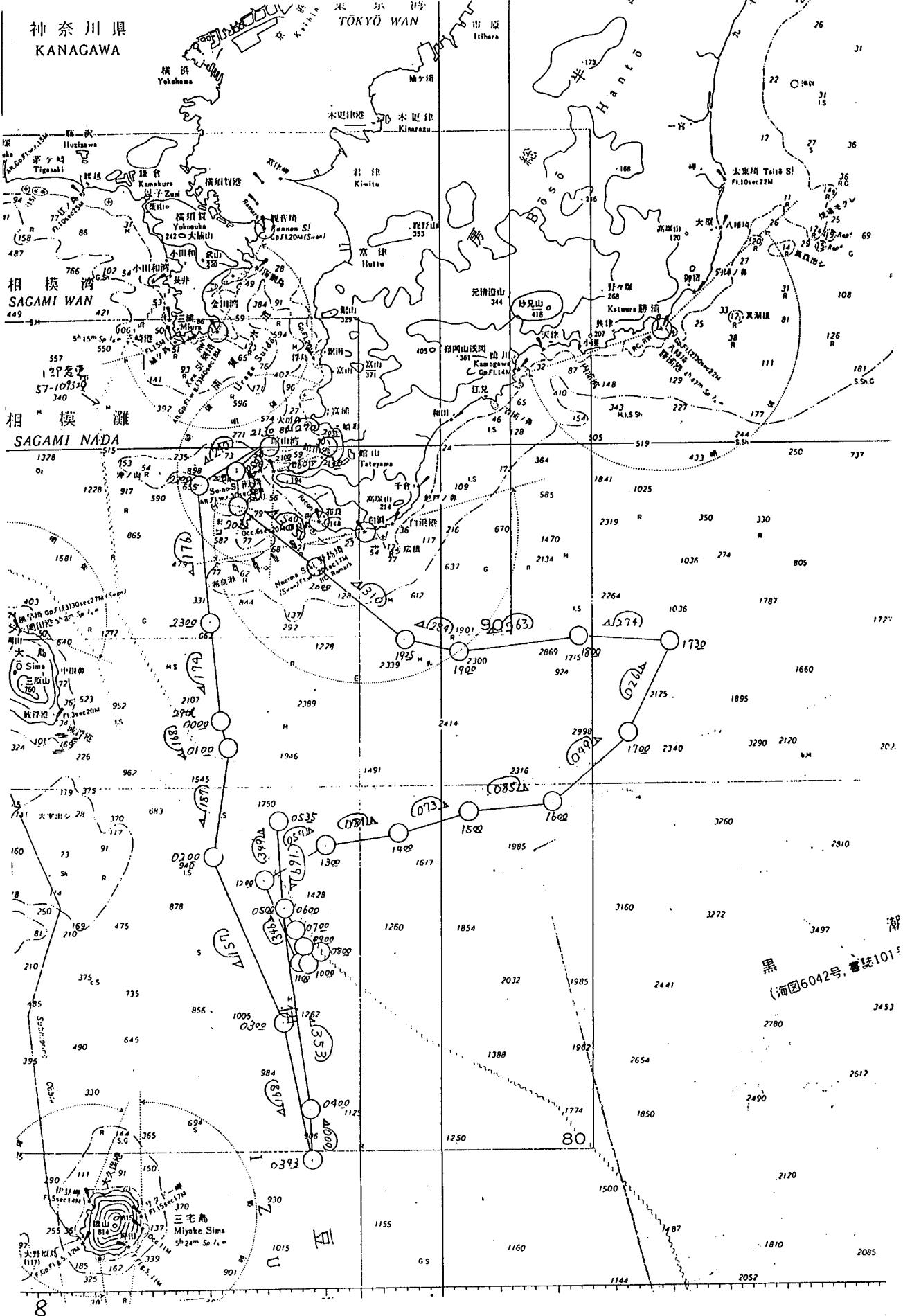


Fig. 5.2.1 (b)

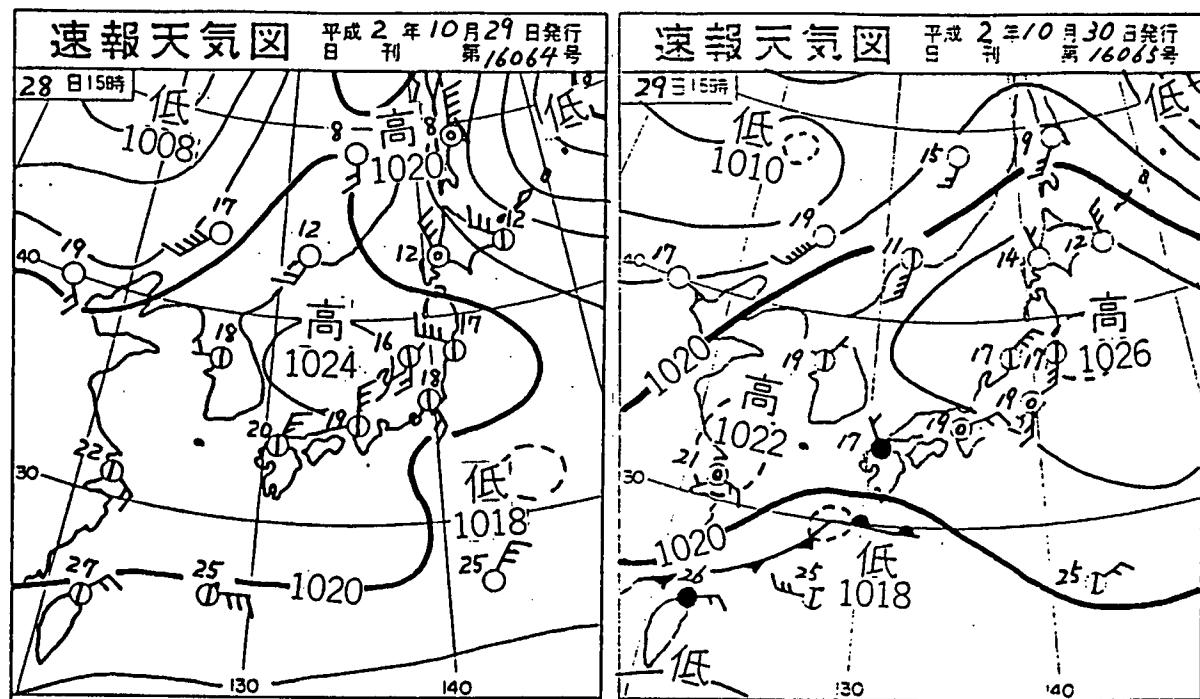
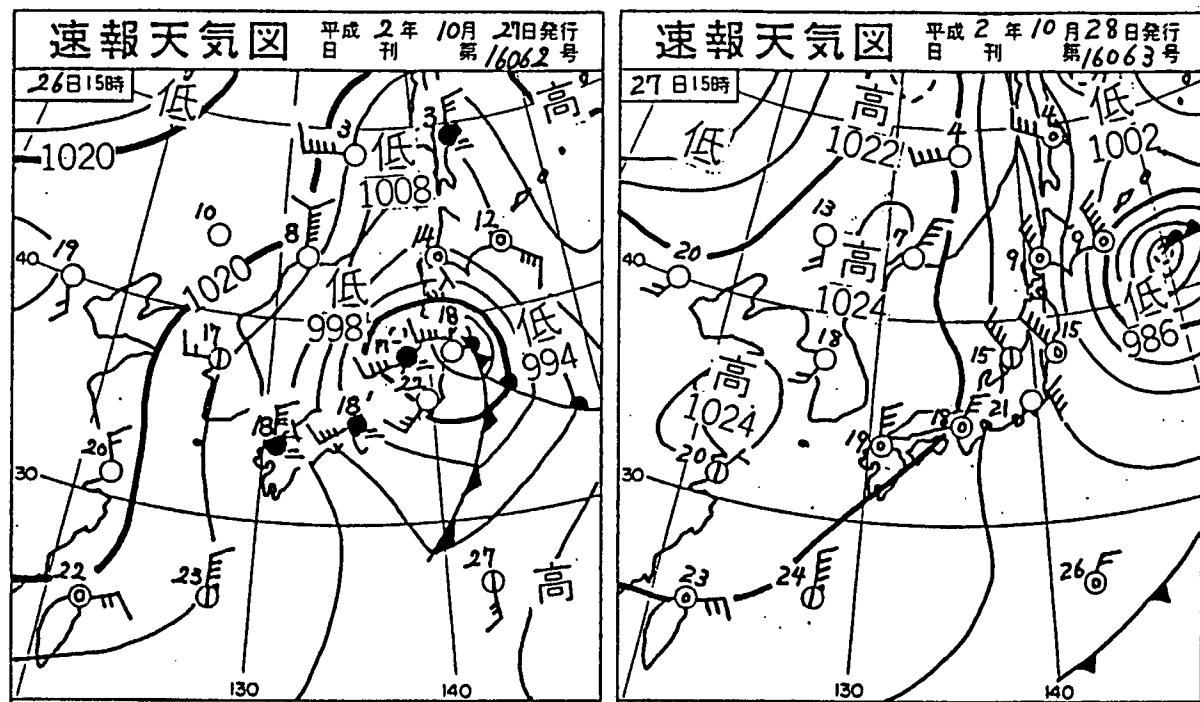


Fig. 5.2.2 実船実験時の天気図

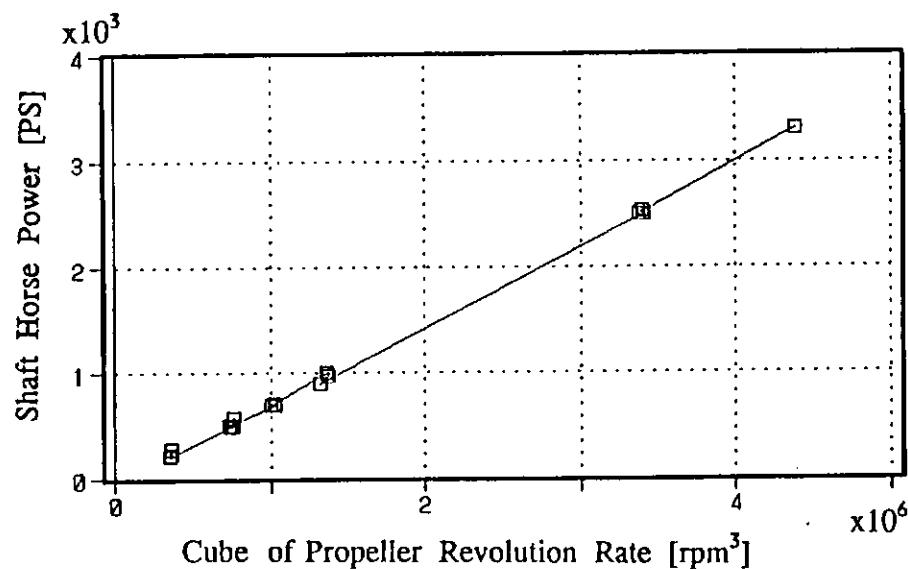
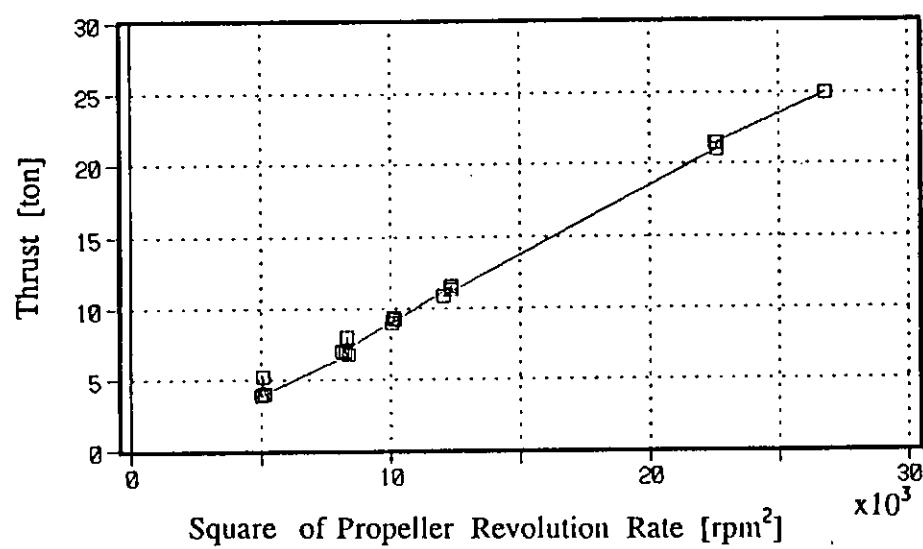
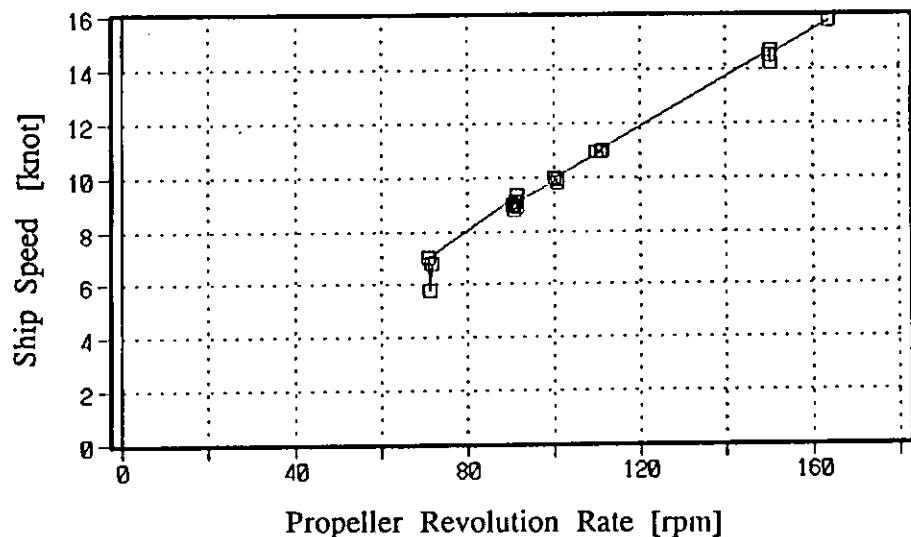
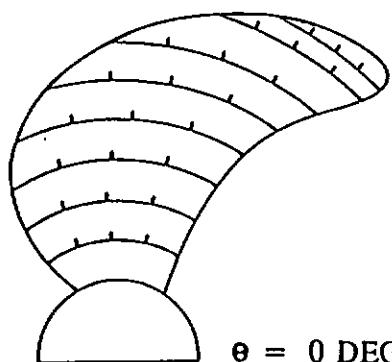


Fig. 5.2.3 プロペラ回転数に対する
船速、スラスト及び馬力変化

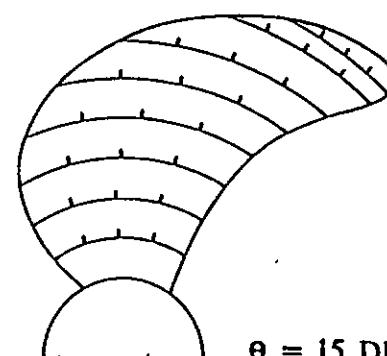


$\theta = 0$ DEG

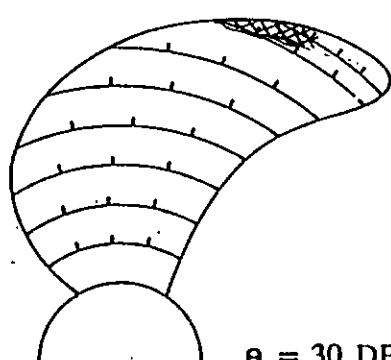
SEIUN-MARU

HSP
FULL SCALE

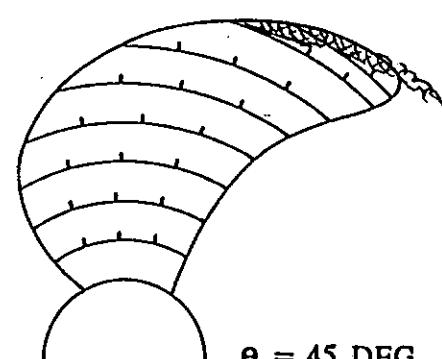
90 RPM



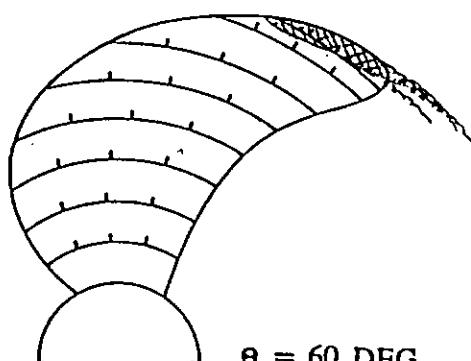
$\theta = 15$ DEG



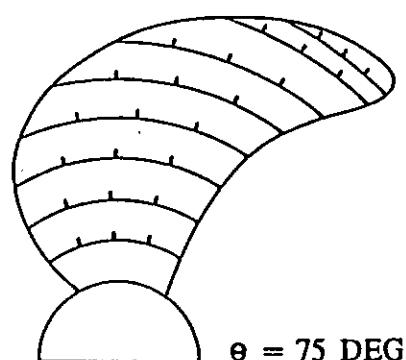
$\theta = 30$ DEG



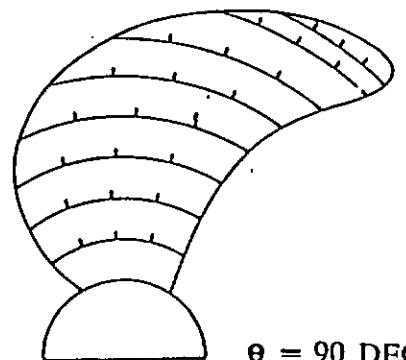
$\theta = 45$ DEG



$\theta = 60$ DEG



$\theta = 75$ DEG



$\theta = 90$ DEG

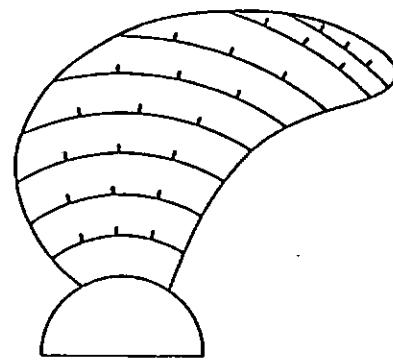
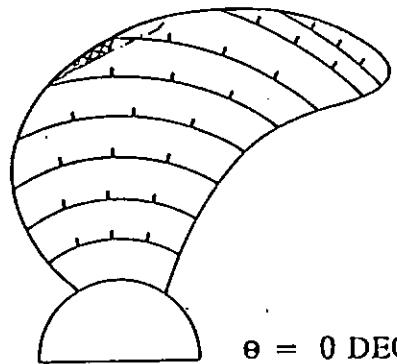


Fig. 5.2.4 (a) キャビテーション・パターン

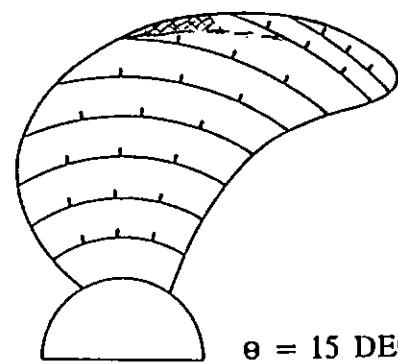


$\theta = 0$ DEG

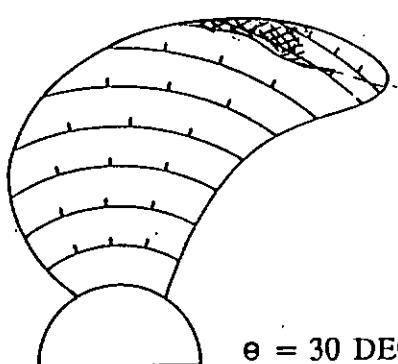
SEIUN-MARU

HSP
FULLSCALE

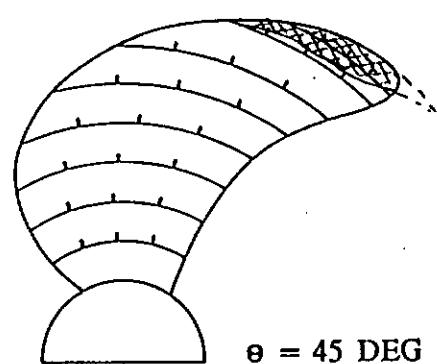
110 RPM



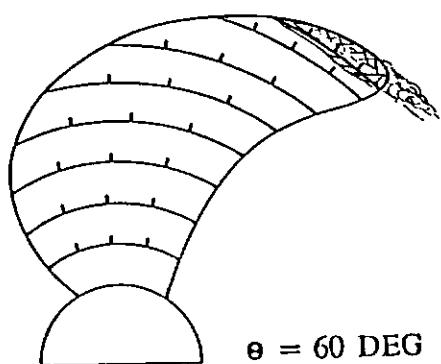
$\theta = 15$ DEG



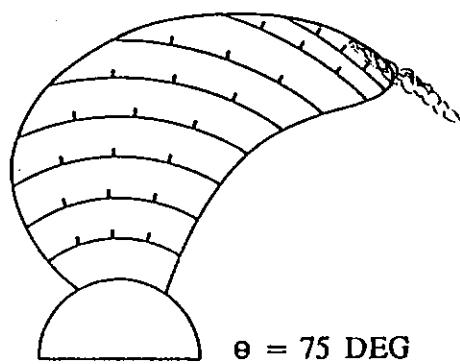
$\theta = 30$ DEG



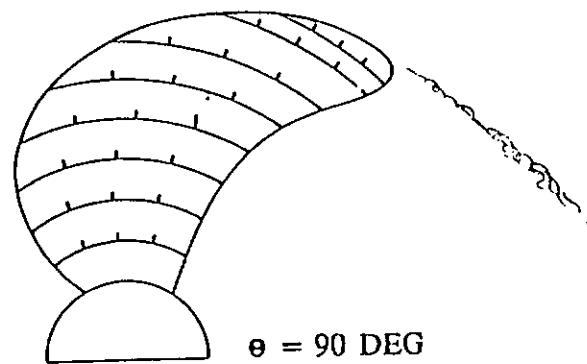
$\theta = 45$ DEG



$\theta = 60$ DEG



$\theta = 75$ DEG



$\theta = 90$ DEG

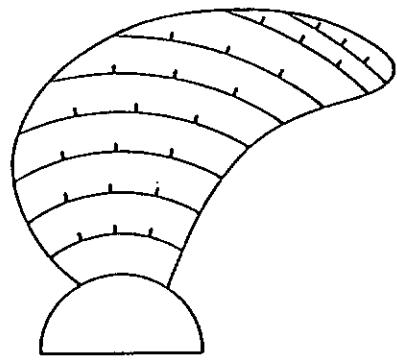
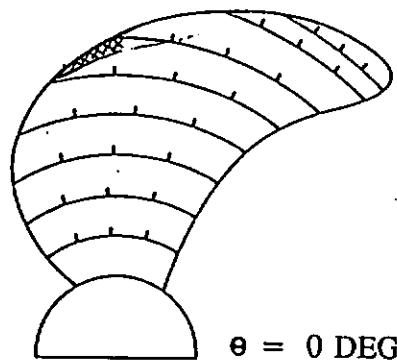


Fig. 5.2.4 (b)

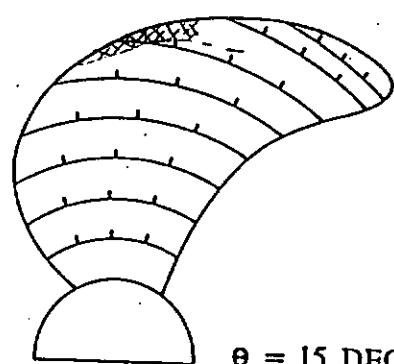


$\theta = 0$ DEG

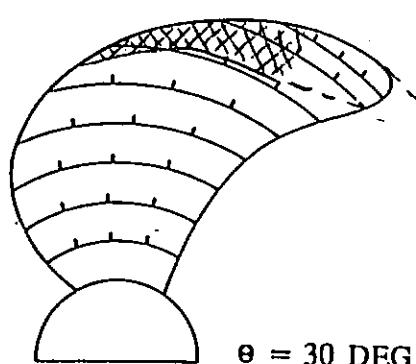
SEIUN-MARU

HSP
FULLSCALE

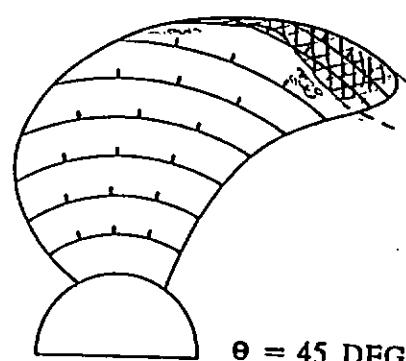
149 RPM



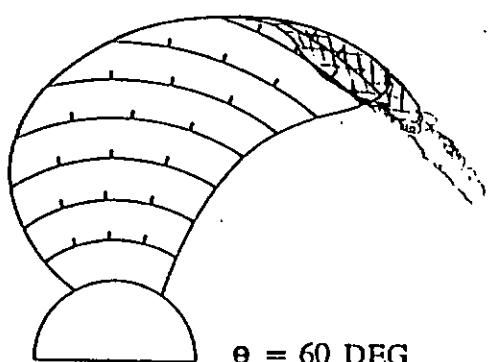
$\theta = 15$ DEG



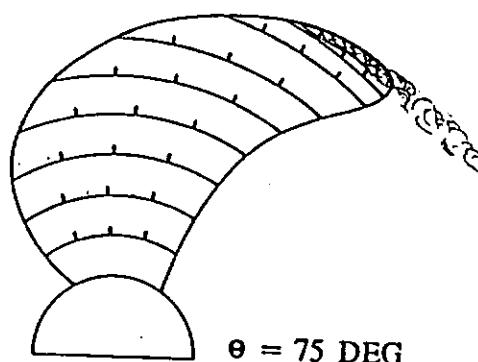
$\theta = 30$ DEG



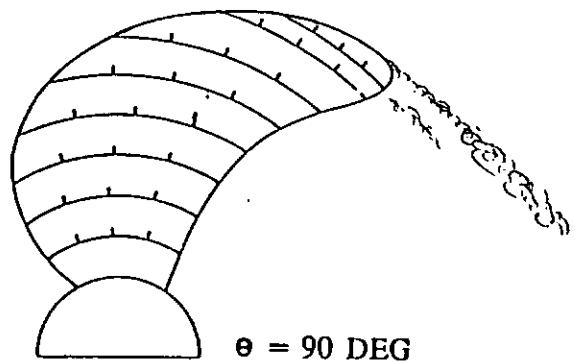
$\theta = 45$ DEG



$\theta = 60$ DEG



$\theta = 75$ DEG



$\theta = 90$ DEG

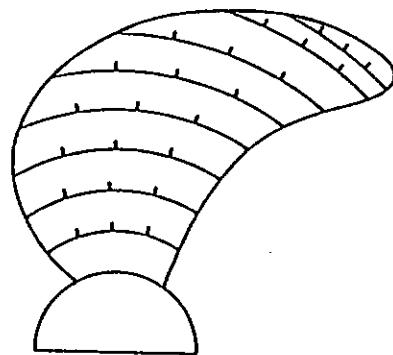
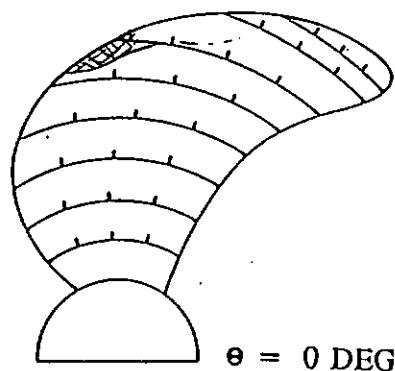


Fig. 5.2.4 (c)

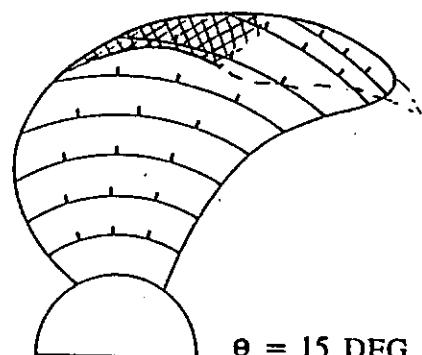


$\theta = 0$ DEG

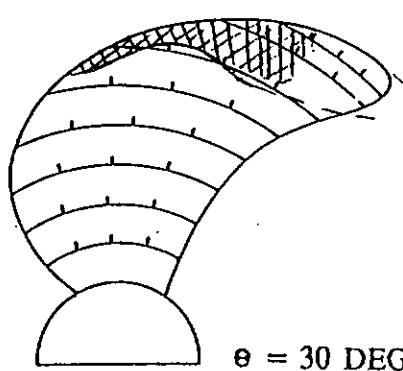
SEIUN-MARU

HSP
FULLSCALE

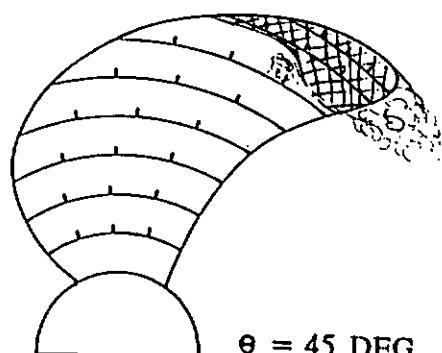
163 RPM



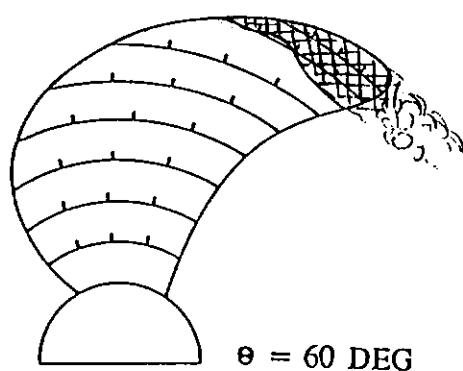
$\theta = 15$ DEG



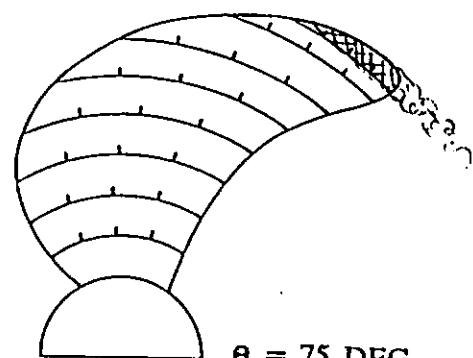
$\theta = 30$ DEG



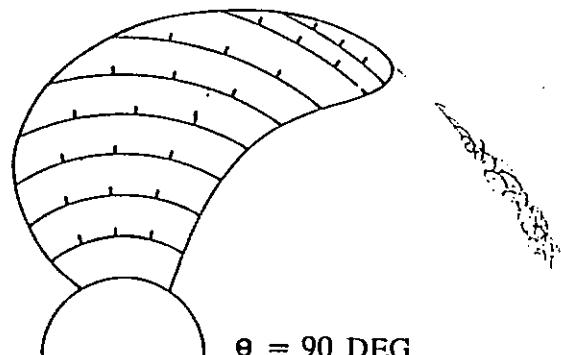
$\theta = 45$ DEG



$\theta = 60$ DEG



$\theta = 75$ DEG



$\theta = 90$ DEG

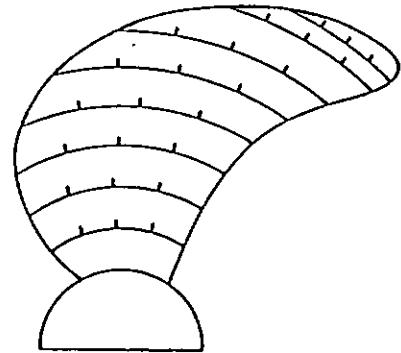


Fig. 5.2.4 (d)

5.3 実船翼面圧力計測

5.3.1 キャリブレーション

HSPに関しては ドック内に注水完了後、翼面に埋め込まれたすべての圧力計に対して 1 時間経過してからキャリブレーションを行った。キャリブレーションの方法は 4.3.1 に述べた前年度の CP の時と同じである。

キャリブレーションの時点で既に № IV 翼の Ch. 2 (半径位置 $0.7 R$, 翼弦長位置 $10 \% C$, 背面側) の圧力計が使用不能となっていた。それ以外の圧力計に関してはバランスは良好であったが、電圧と圧力の間の直線性は CP より悪く、相関係数は $0.9875 \sim 0.9999$ で、平均 0.9976 であった。最も直線性の悪かった № IV 翼の Ch. 3 ($0.7 R$, $40 \% C$, 背面側) のキャリブレーション結果を Fig. 5.3.1 に示す。このグラフからドリフトが時間に対して直線的であることと、出渠時の天気が良かった (CP の時は曇) ことから考えて、原因は温度ドリフトではないかと考えられる。キャリブレーションに使用した 10 カ所の静圧の計測が、全周を等角度、等時間間隔で行っているので、このドリフトがキャリブレーション係数に与える影響は小さく、このキャリブレーションで得られた係数を用いても問題はないと思われる。

5.3.2 計測手順および解析方法

ゼロ点計測、本計測共に、計測手順および解析方法は CP のそれと同様であり、同じプログラムを用いて行った。ただし、静圧補正などを算出するための、圧力計の幾何学的位置を表すデータは HSP のそれに入れ替えた。

5.3.3 計測結果および考察

HSPに関するゼロ点計測の一覧を Table 5.3.1 に示す。ドック内でのキャリブレーションの時に求めたゼロ点計測値を基準としたゼロ点のドリフトを、Fig. 5.3.2 に示す。主となる計測を行った 1 回目の累進試験 (27 日 21:23 ~ 28 日 05:11) の計測中に、№ II 翼の Ch. 3, 5, 6, № IV 翼の Ch. 4, 5, および № V 翼の Ch. 1, 5 のドリフトが大きいのが目だち、総じて CP の時よりもゼロ点は不安定であった。

データ・レコーダから解析を行った計測の一覧を Table 5.3.2 に示す。1 回目の累進試験の 90 RPM と 2 回目の累進試験の 110 RPM 以上の回転数の計測値の一部は Fig. 5.3.3 の様なスリップリングの汚れによる高周波のノイズが混入しており、解析に適さなかった。この汚れはカーボンブラシが湿気により軟化してスリップリングに付着したものである。163 RPM の時の計測に関しては 2 回目の累進試験以外にデータが無く、解析が不可能だった。電気的、あるいはデジタル的なローパスフィルタをかけてノイズを除去することを試みたが、ノイズがホワイトノイズに近く、圧力波形の周波数領域とノイズのそれとが重なりあっているためにノイズだけを除去することができなかった。以上の事情に、海象、舵角、回転数の安定度、ゼロ点のドリフト量などを考え合わせて、解析番号 70-1, 90-2, 110-1, 149-1 を代表点として選んだ。90-2 は出渠後東京湾内を航行中のものであり、それ以外は、1 回目の累進試験のものである。

これらの代表点について 1 回転中の圧力係数 C_p (定義は 4.3.2 を参照) の変化を Fig. 5.3.4(a)~(d) に示す。実線は計測値であり、破線は核関数展開法に基づくプロペラ揚力面理論による計算値を示す。計算には CP と同様に笹島の方法により推定した Fig. 4.3.5 に示す実船推定伴流分布を用いた。翼角度位置は、プロペラがトップにある時を 0 度とし、ジェネレータ・ラインの角度位置を船尾からみて時計周りに表したものである。図中の Rev. Rate は、設定回転数を示し、各翼を計測したときの実際のプロペラ回転数 (ポジションパルスの計測値に基づく) はこれより約 1 RPM ずつ高かった。№ IV 翼の Ch. 2 ($0.7 R$, $10 \% C$, 背面側) の圧力計は使用不能であったため解析結果には含まれていない。

$0.5 R$, $40 \% C$ では、背面側、正面側共に翼面圧力の変化は比較的平坦であり、回転数による差もない。

0.7 Rにおいても 110 RPMと 149 RPMでは C_p に全く差がない。90 RPMでは 110 RPMと 149 RPMの 40 % C と 60 % C の背面側の翼角度位置 210° に見られる小さな負圧のピークが明瞭には無いことを除いては、それ以上の回転数の時とほぼ同じ波形である。70 RPMでは、40 % 背面側の 2つある計測値の一方に僅かながらノイズが乗っている。70 RPMの 25 % C～60 % C では他の回転数において記録された波形との違いが目立つ。 C_p が同じであれば翼面圧力はプロペラ回転数の 2乗に比例するから 70 RPMでは計測された値そのものは他の回転数に比べて小さく、無次元化したときの誤差が大きくなり易いこと、船速も遅かったために船体の動搖は 70 RPMのときが最も大きかったことなどから考えると、70 RPMでの計測値は他の回転数での計測値に比べると精度は落ちると考えられる。ただし、60 % C 背面側の波形が他の回転数ではフラットなのに対し、70 RPMでの全体に山形になるという傾向は、解析番号 70-2, 70-3 の計測においても共通に見られる特徴であり、計測誤差によるものではない。この差の原因として、70 RPMの状態と 90 RPM 以上の時の状態の相違点を考えると、 K_T が 70 RPM の時の方が小さい、70 RPM の時はキャビテーションが発生していない、船速の違いにより伴流分布が異なっているかもしれない、などが考えられるが、いずれも翼面圧力波形の違いを説明するには不十分であり、HSP に共通した現象なのかということも含めて、原因の解明は今後の課題である。

異なる 2翼で計測を行った 0.7 R, 40 % C では、90 RPM 以上の時には背面側、正面側共にほぼ同じ計算値となった。0.7 R, 80 % C の背面側では、70 RPM と 110 RPM では 2ヶ所の値が一致するが、90 RPM と 149 RPM では平行にずれてしまった。この 2カ所の圧力計は、Ⅰ翼の Ch. 6 と Ⅳ翼の Ch. 5 であるが、これらはどちらも Fig. 5.3.2 に見られるように計測中のゼロ点ドリフトが大きかった。圧力計であり、データの精度の信頼性は同等である。

0.9 R では、プロペラトップ位置から右舷側にかけてキャビテーションの影響が見られ、回転数によって波形が異なっている。70 RPM では 15 % C～60 % C においてプロペラがボトムに来たときに負圧のピークが見られる。これは 0.7 R, 60 % C と同様に、70 RPM の他の解析点でも同じ波形が観測された。90 RPM 以上ではこの特徴は消滅する。

0.9 R の前縁の 15 % C 背面側では、 30° ～ 45° に比較的大きな負圧のピークが存在する。この点は、Fig. 5.2.4 のキャビテーション観測と対応させて見ていくと、70 RPM ではキャビテーションは発生しておらず圧力も鋭いピークを示す。90 RPM では 30° ～ 45° でキャビティが計測点にかかるか、かかるいかの境目であり、圧力波形としては 70 RPM のときと大きな差はない。110 RPM も似たような様子だが、ピークの鋭さが無くなっている。149 RPM では、キャビテーション観測では計測点の圧力計は 30° で完全にキャビティの中に入っている。一方、圧力波形も 30° ～ 60° において C_p が一定値になり、キャビティにおおわれたことを示している。25 % C, 40 % C と 0.95 R の 40 % C でも同様の状態が見られる。解析番号 149-1 を計測したときの喫水、大気圧、水温より 0.9 R のプロペラトップ位置におけるキャビテーション数を計算すると 2.81 になる。即ち、キャビティ内が蒸気圧になっているとすると、その C_p は -2.81 になるはずであるが、これらの計測値はそれより圧力係数にして 0.1～0.2 高めになった。

0.90 R, 60 % C の翼角度位置 45° の所と 80 % C の 55° の所には、70 RPM～110 RPM において負圧側に向かう圧力のジャンプが存在する。おそらく翼端剥離渦によるものと考えられる。この時、この計測位置の圧力計はキャビティには覆われていない。149 RPM では、同じところで圧力計がキャビティ内に一瞬入ったことを示す波形になっており、キャビティに入る前後における圧力の差は 110 RPM 以下で見られた圧力ジャンプの量に等しい。

0.95 R, 40 % C では、背面側でプロペラトップ位置から右舷に寄った翼角度位置 45° のピークに加えて、ボトムから左舷よりも小さな負圧のピークが現れる。すなわち、70 RPM の 190° と、110 RPM, 149 RPM の 230° に見られるものである。似たような小さなピークは、同じ 40 % C の 0.9 R の 110 RPM 以下の時と、0.7 R の 110 RPM 以上のときにも見られるが、回転数によって存在したりしな

かったりする。同じ回転数でも計測を行った時刻によってこのピークが現れたり、全く無かったりするので、不安定な現象のようである。ただし、生の波形の観察によれば、1回転毎に出たり出なかったりではなく、出るときには暫く続けて出る現象のようである。

各回転数において、翼角度位置が 0° , 90° , 180° , 270° のそれぞれについて $0.7R$ および $0.9R$ における翼弦長方向の圧力分布をFig. 5.3.5(a)～(d)に示す。

$0.7R$ 背面側では、翼角度位置が 0° のときには前縁に負圧のピークがあり、それ以外の翼角度位置では $50\%C$ 近傍が最も圧力が低くなる山形の分布となっている。正面側では、翼角度位置が 0° のときには前縁に正圧のピークがあり右上がり、それ以外の翼角度位置ではほぼフラット、あるいは、やや右下がりの分布となっている。

$0.9R$ 背面側では、 $70RPM$ の翼角度位置 0° を除いて $15\%C$ で最も圧力が高く、全体としてMの字を右上がりに引き延ばしたような圧力分布を示し、模型での計測¹⁾で得られたものと同じ分布が見られた。正面側は、 $40\%C$ で最も圧力が低く、山形の分布になっている。

同じく、 $40\%C$ における半径方向の翼面圧力分布をFig. 5.3.6(a)～(d)に示す。 $70RPM$ での計測値を除き、全体としては相似な圧力分布になっている。特に $149RPM$ の時には、 $0.95R$ での圧力は背面側が $0.9R$ の圧力より低く、逆に正面側では高くなっている。翼端での荷重が急激に大きくなっているのが特徴として挙げられる。背面側の翼端の圧力が低くなる現象は、HSP模型での計測にも見られた現象である。

5.3.4 計算結果との比較

(1) 核関数展開法に基づくプロペラ揚力面計算との比較

実船計測で得られた圧力計測値とプロペラ揚力面計算による計算値との対応を調べることは計算値ばかりでなく、計測値の信頼性を知る上で重要である。ここでは、船研の小山が開発した核関数展開法に基づく非定常プロペラ揚力面計算プログラムを用いた計算値と計測値との比較を示す。入力として用いた伴流分布はCPと同じく、SR183研究部会で神鋼の山崎(正)がHSPの設計に用いた実船推定伴流分布を本計算プログラム用に内挿変換したものである。作動条件としては青雲丸のスラスト計による計測値に基づき、 $70RPM$ では $K_T = 0.163$, $90RPM$ では $K_T = 0.177$, $110RPM$ 以上では $K_T = 0.190$ を採用した。粘性修正係数としては、揚力に関して 0.882 を用いた。この条件における計算値と計測値の比較をFig. 5.3.4(a)～(d)に示す。実線は計測値であり、破線は本計算値を示す。横軸は翼角度位置であり、縦軸は、圧力係数である。

$0.5R$, $0.7R$ では、全体として計測値は計算値に近い変化を示している。ただし、 $0.5R$, $0.7R$ 共に、 $40\%C$ の正面側では計測された C_p は計算値を約 $+0.3$ 平行移動した値を回転数にかかわらず示して示している。 $0.7R$, $80\%C$ の正面側においても計算値は計測値よりも低めである。CPの場合も $0.5R$ ～ $0.9R$ の $40\%C$ より後縁側の正面側では計算値は常に計測値よりも低めであったことを考えると、このずれは、計測誤差ではなく、計算法に起因するものであるといえる。また、 $0.7R$, $10\%C$ と $25\%C$ の背面側の計測値は、右舷側では計算値とほぼ一致するが、左舷側では計算値より高めにずれて来る傾向がみられる。

$0.9R$, $0.95R$ では、計測値と計算値の一致は、特に背面側で良くない。これは、HSPに対する既存の揚力面理論の限界を示すものであろう。 $0.9R$, $60\%C$ と $80\%C$ の計測値に現れている圧力ジャンプが翼端剥離渦によるものであるとすれば、HSPの精度良い性能計算には、この翼端剥離渦を考慮にいれた計算モデルが必要であろう。

参考文献

1. 右近良孝; "通常型及びハイリースキュードプロペラの翼面圧力計測について—キャビテーションが発生しない場合—", 日本造船学会論文集, 第165号, (1989)

Table 5.3.1 キャブレーション及びゼロ点

T. No.	日	時刻	ファイル名	備 考
0- 0	27	10:40	CAL00	ドック内キャリブレーション
0- 1	27	14:16	CAL01	出航前
0- 2	27	21:27	CAL02	70 RPM計測前
0- 3	27	22:58	CAL03	90 RPM計測前
0- 4	28	0:12	CAL04	100 RPM計測前
0- 5	28	1:22	CAL05	110 RPM計測前
0- 6	28	2:50	CAL06	149 RPM計測前
0- 7	28	5:02	CAL07	第1回累進試験後
0- 8	28	19:40	CAL08	館山湾内
0- 9	29	0:19	CAL09	第2回累進試験前
0-10	29	6:51	CAL10	第2回累進試験後

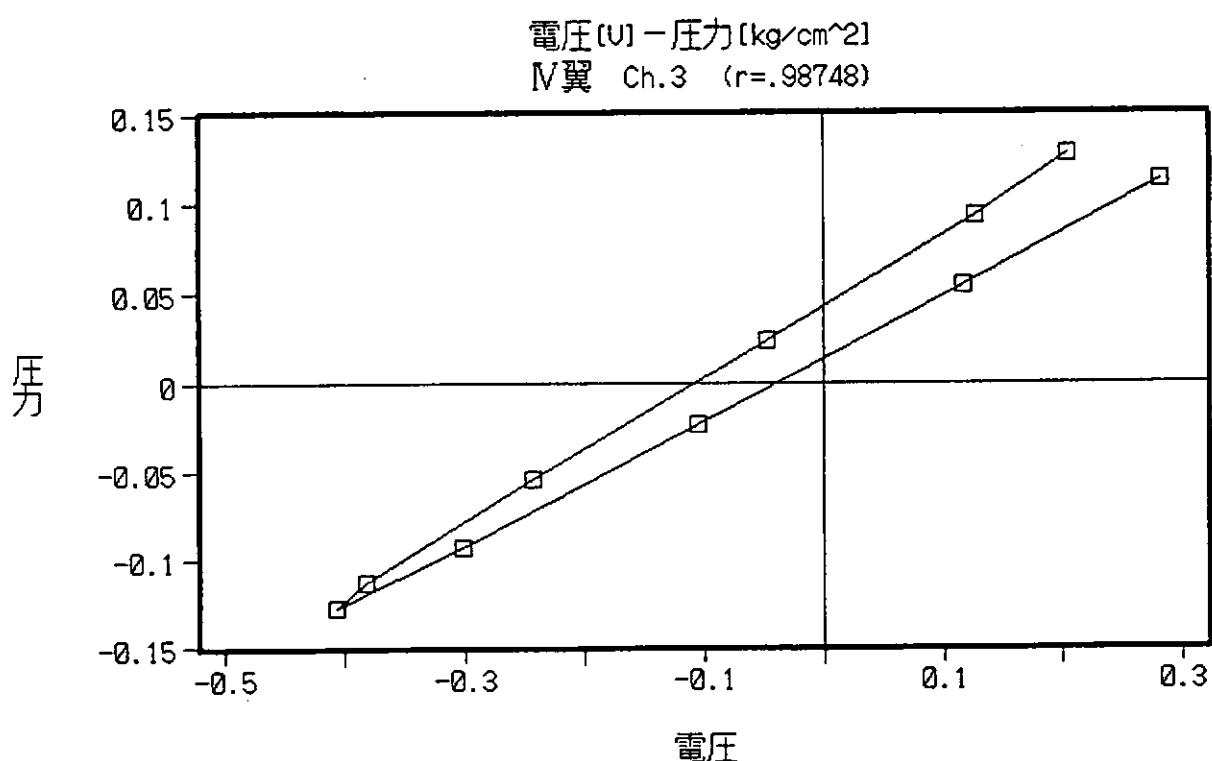


Fig. 5.3.1 最も直線性の悪くなったキャリブレーションの計測点

Table 5.3.2 解析に使用したデータ

解析番号	回転数 (計測) rpm	T. No.	日 90/10	時刻	馬力 PS	速力 knot	推力 ton	舵角 deg	ゼロ点		
									T. No.	日	時刻
70-1	71.4	4	27	22:21	220	6.8	4.0	P5	0- 2	27	10:40
2	71.2	4	27	22:37	280	5.8	5.2	P4	"		
3	70.8	10	29	1:13	200	7.0	3.9	0	0- 9	29	0:19
90-1	91.5	1	27	15:33	500	9.3	6.8	0~5	0- 1	27	14:16
2	90.7	2	27	16:23	490	9.0	6.9	0	"		
3	91.0	3	27	17:30	490	9.1	7.0	P0.5	"		
4	91.3	5	27	23:24	580	8.9	8.0	S3	0- 3	27	22:58
5	90.9	9	28	22:18	500	8.8	7.0	0	8	28	19:40
6	90.2	11	29	1:37	500	9.0	7.0	0	9	29	0:19
100-1	101.0	6	28	0:39	700	9.9	9.2	S3	0- 4	28	0:12
2	100.7	6	28	1:00	710	9.8	9.3	0	"		
3	100.2	12	29	1:57	700	10.0	9.0	S4	0- 9	29	0:19
110-1	111.0	7	28	2:00	1000	10.9	11.5	S4	0- 5	28	1:22
2	111.2.	7	28	2:21	980	11.0	11.3	S3	"		
3	109.9	13	29	2:17	900	10.9	10.8	S2	0- 9	29	0:19
149-1	150.4	8	28	3:45	2500	14.7	21.0	P1	0- 6	28	2:50
2	150.3	8	28	4:05	2530	14.2	21.5	S4	"		
3	150.0	14	29	2:56	2500	14.5	21.5	0	0- 9	29	0:19
163-1	163.7	15	29	3:26	3300	15.8	25.0	S3	0- 9	29	0:19

※ 回転数(計測)は、1翼から5翼までの各翼を計測したときの回転数の平均。

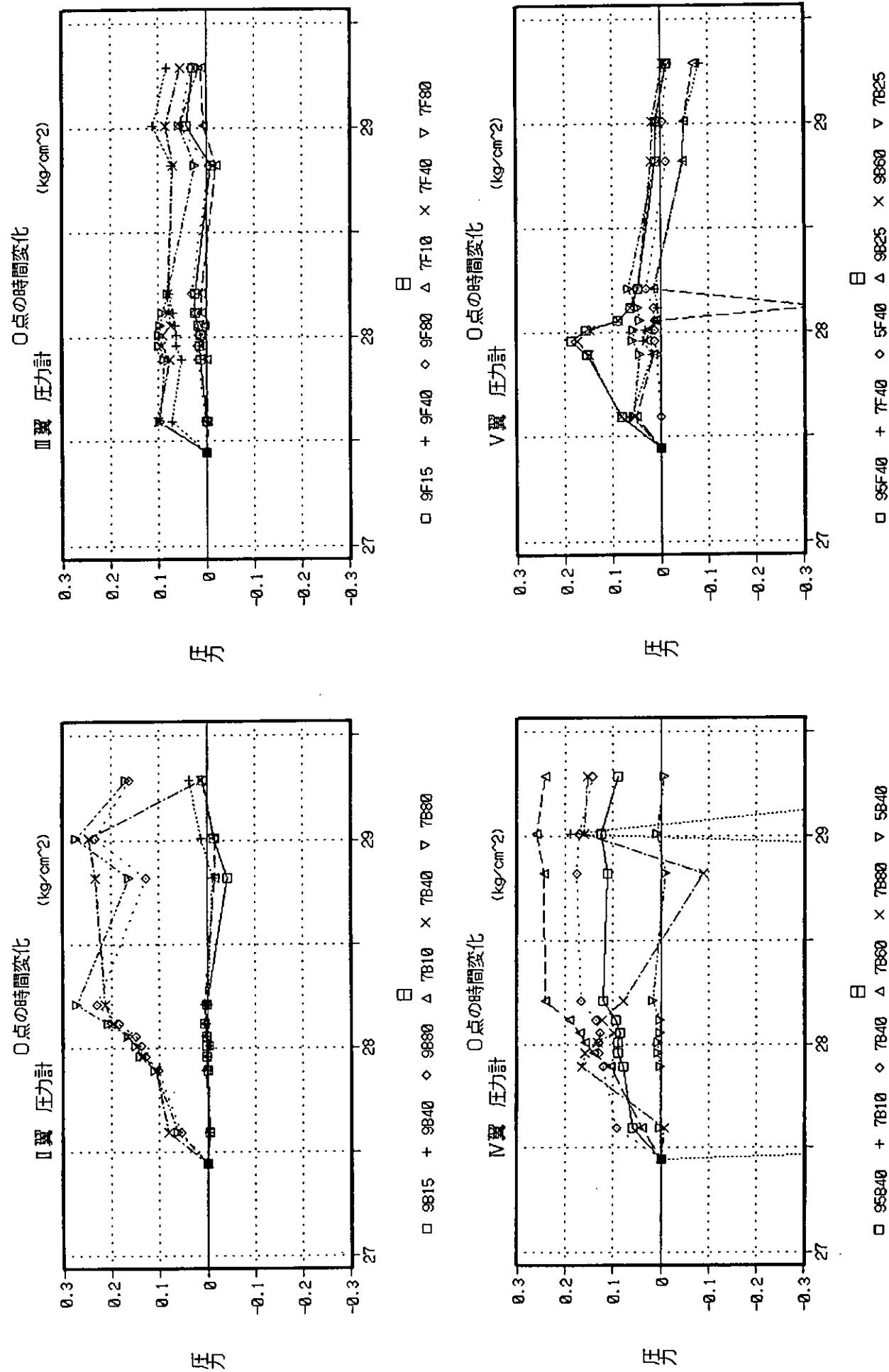
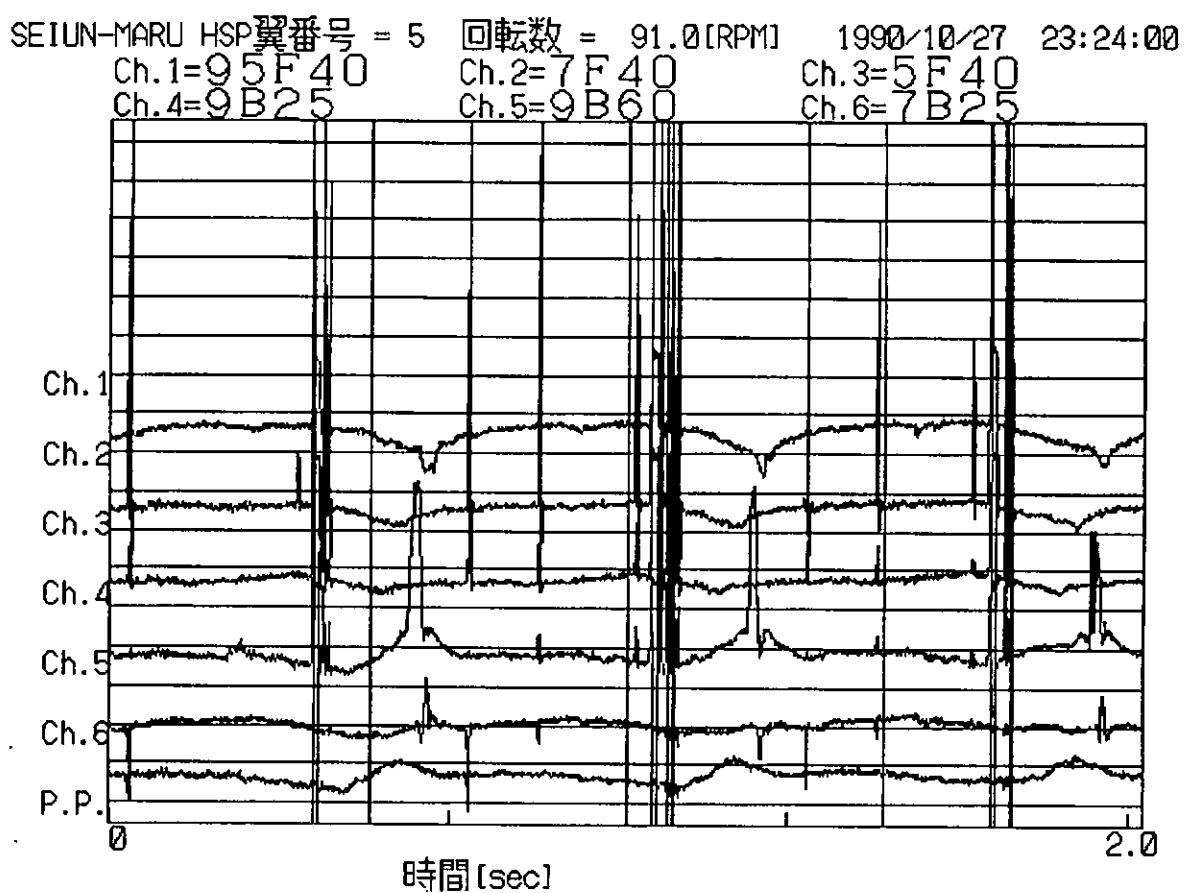
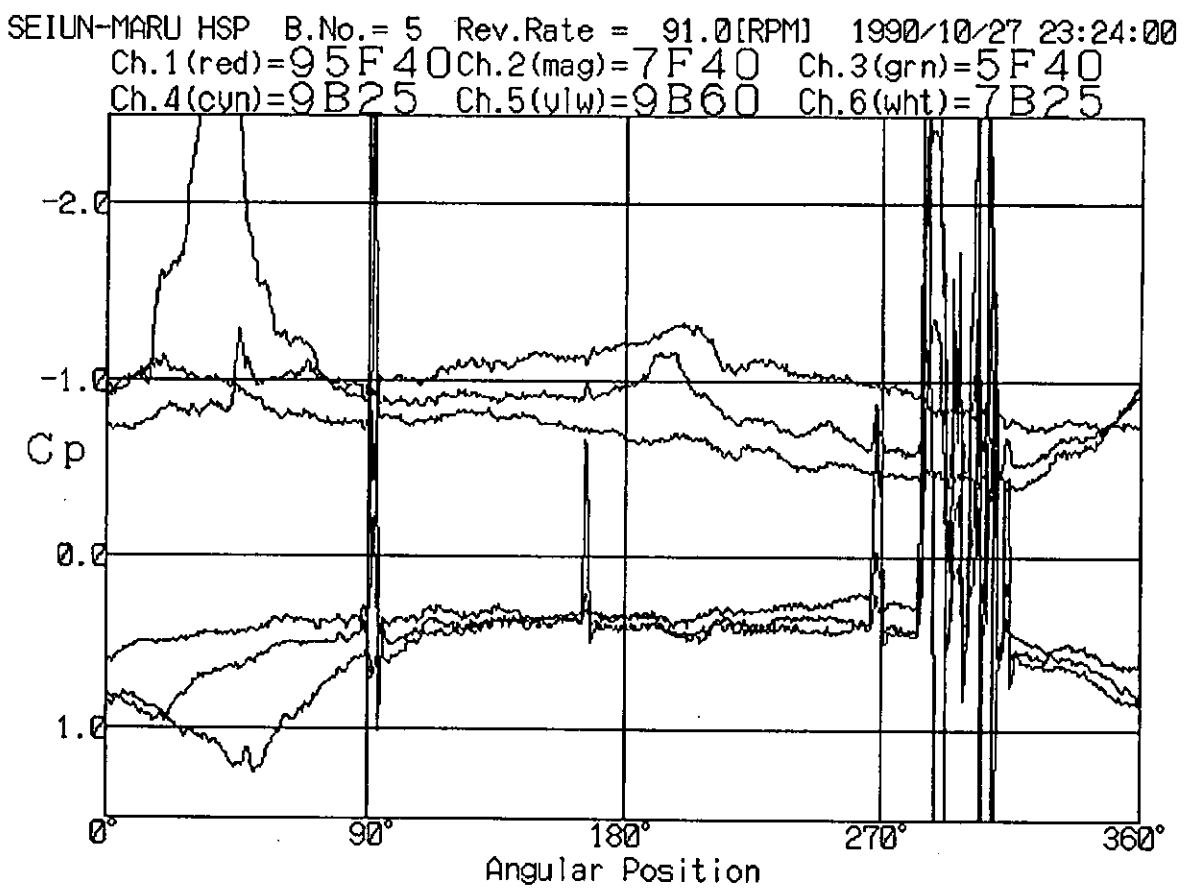


Fig. 5.3.2 圧力計のゼロ点のドリフト



(a) 生 波 形



(b) 平均 波 形

Fig. 5.3.3 スリップリングの汚れによるノズル

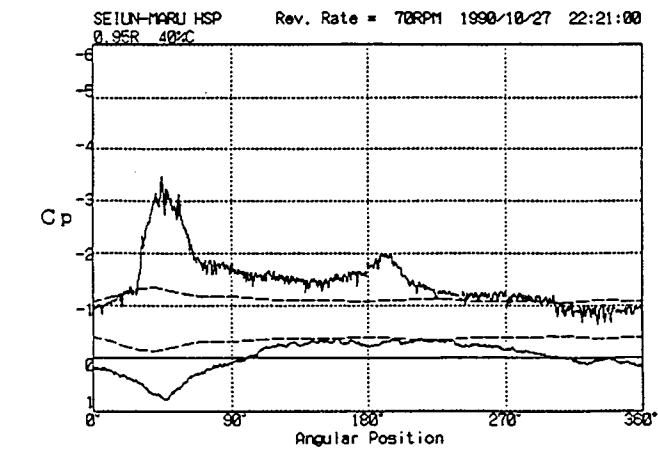
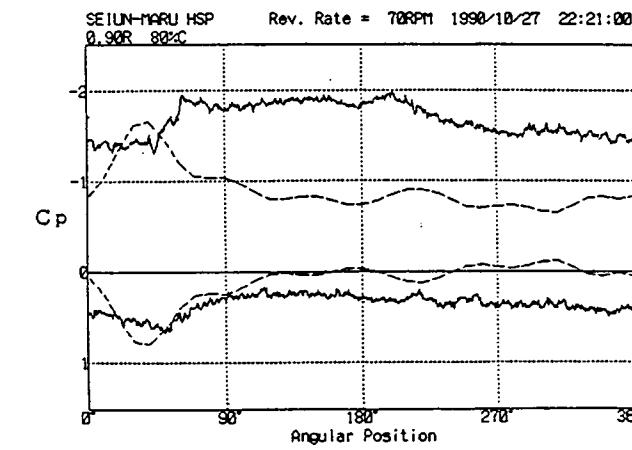
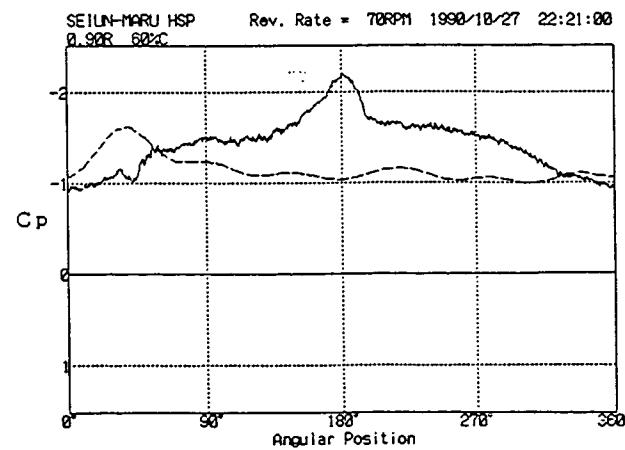
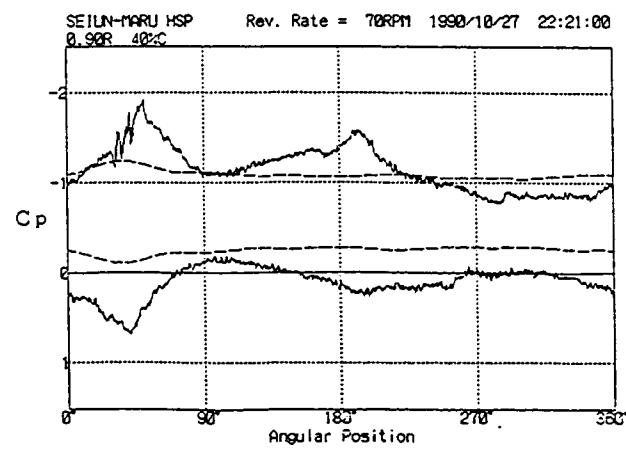
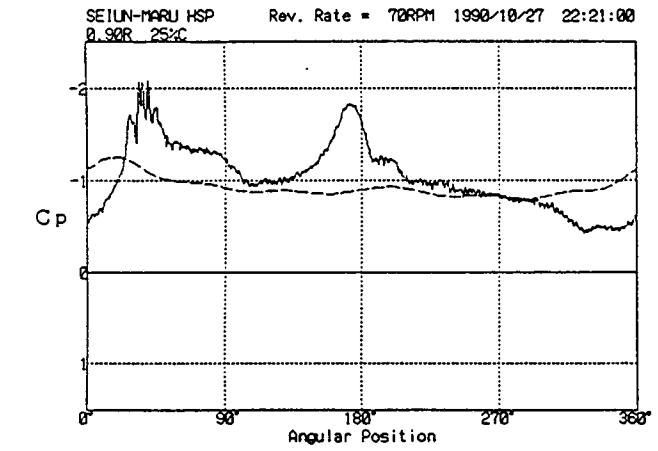
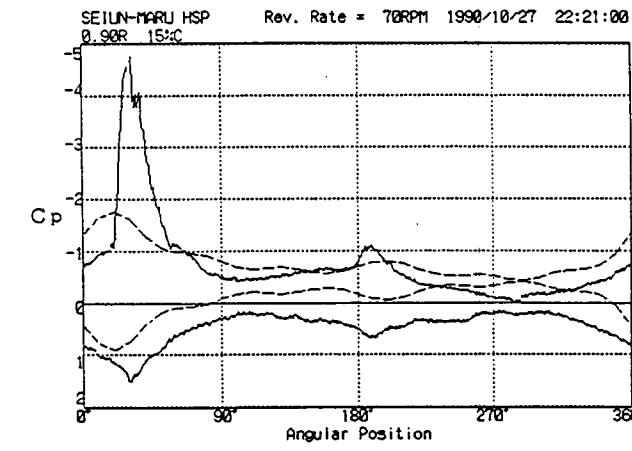
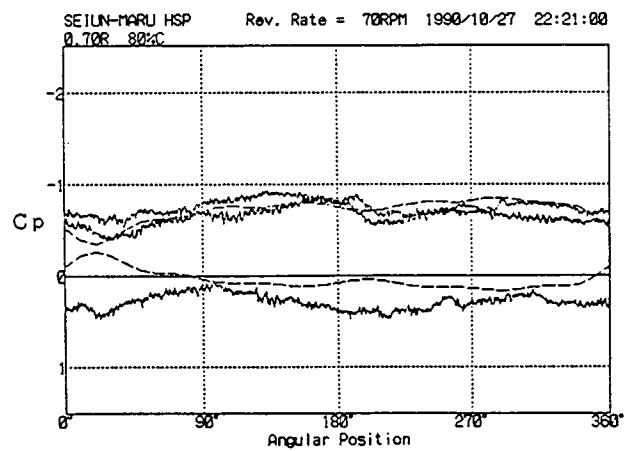
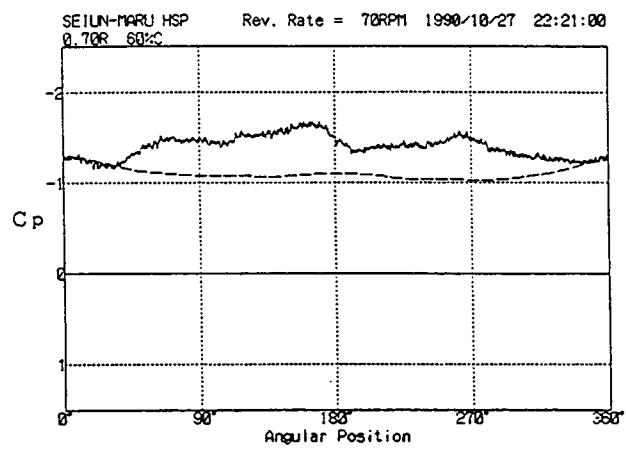
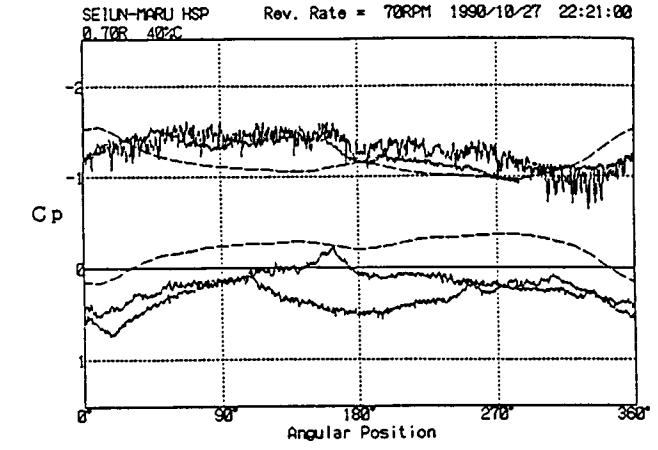
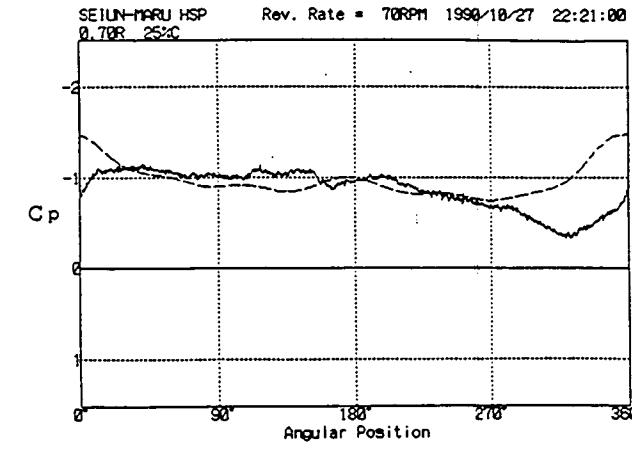
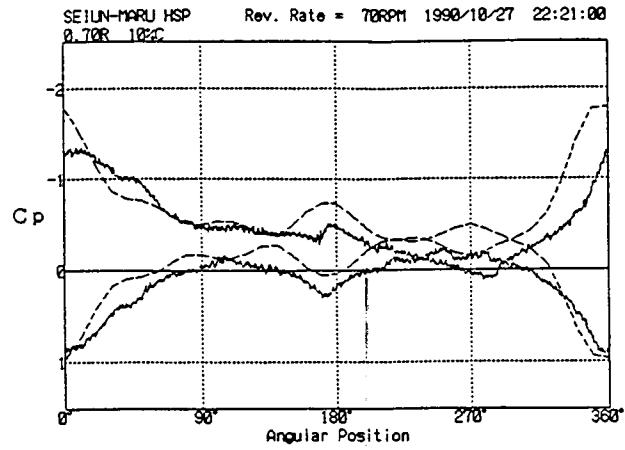
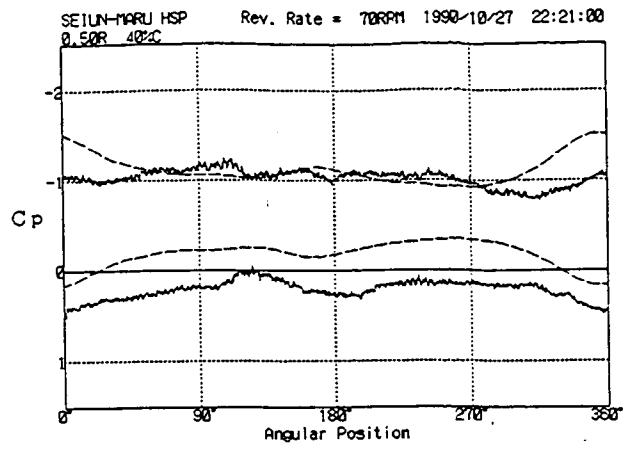


Fig. 5.3.4 (a) プロペラ回転中のCpの変化 (解析番号70-1)

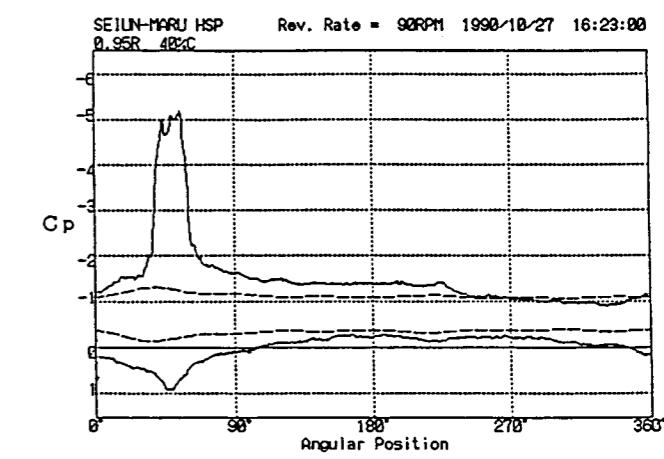
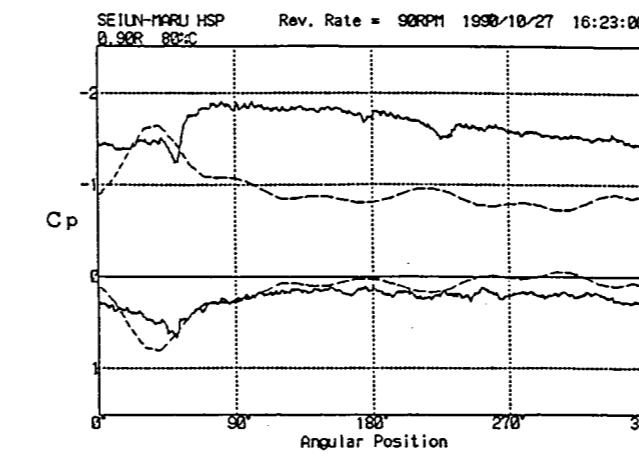
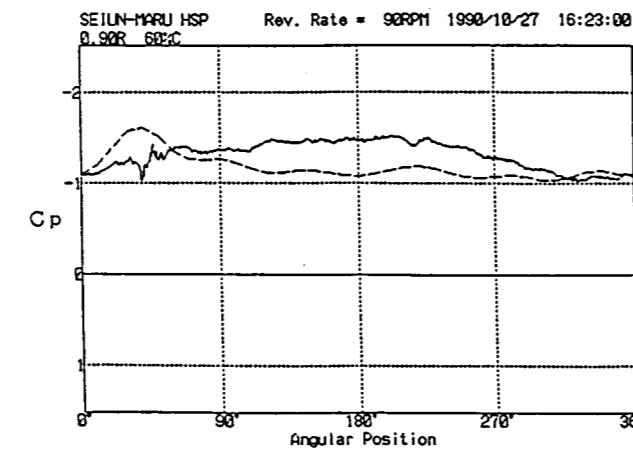
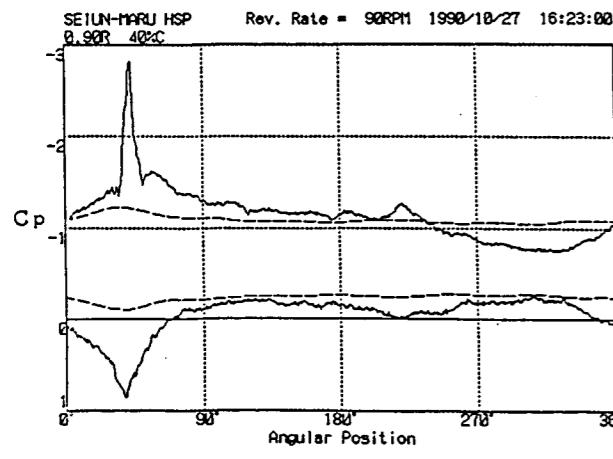
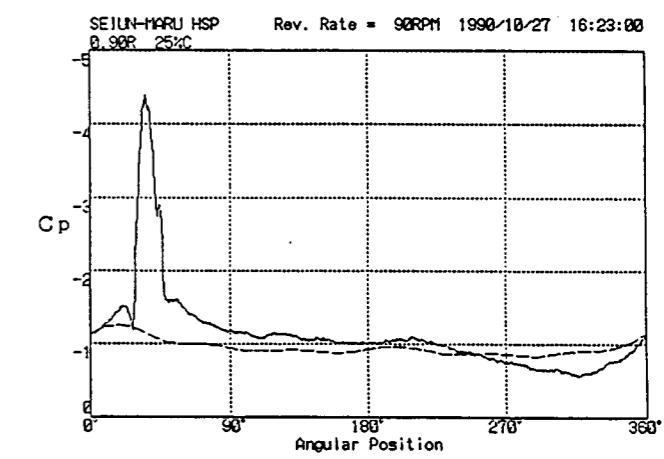
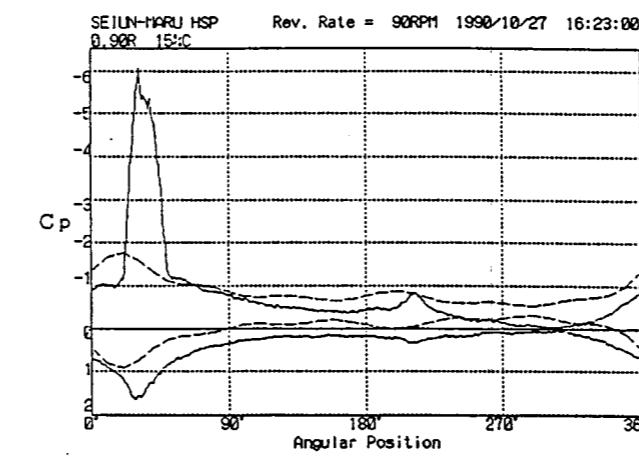
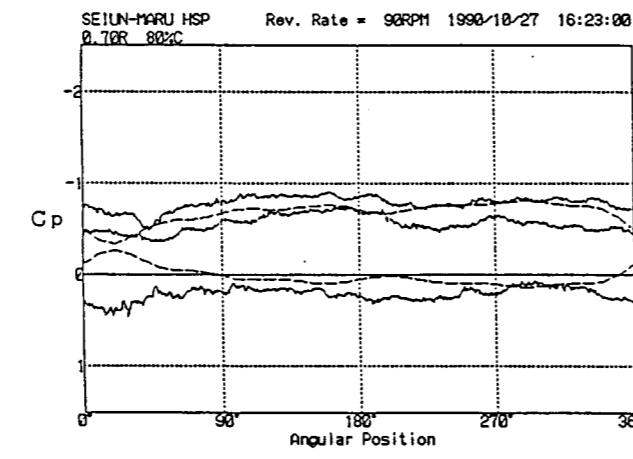
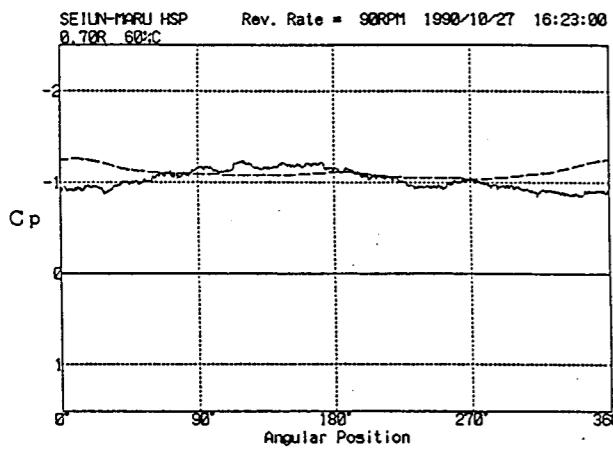
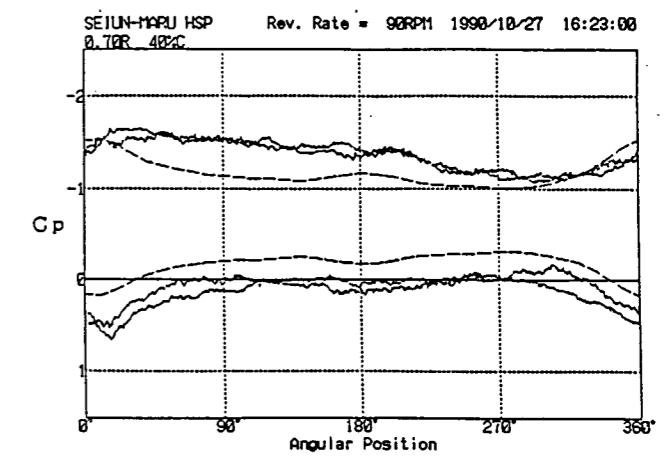
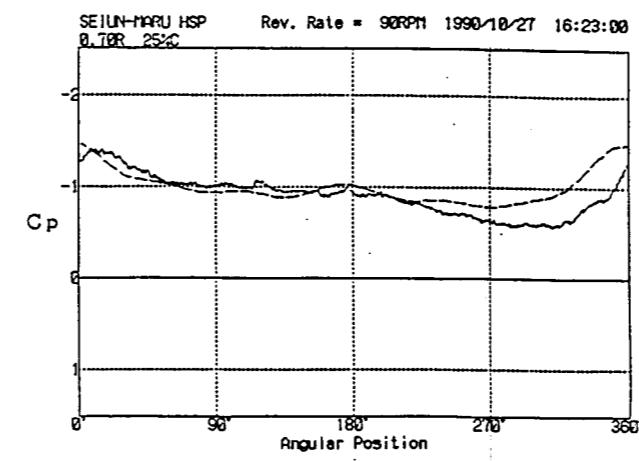
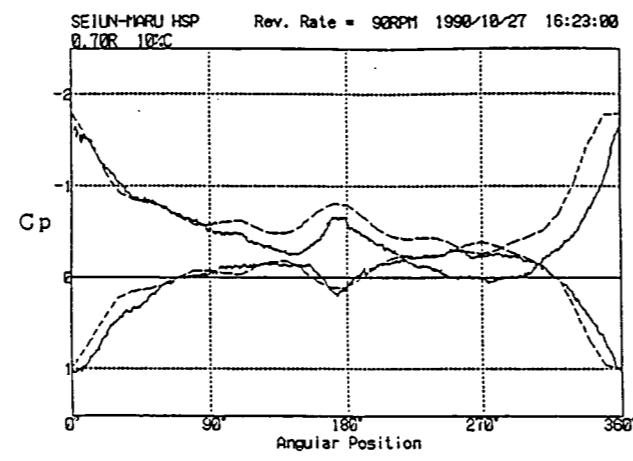
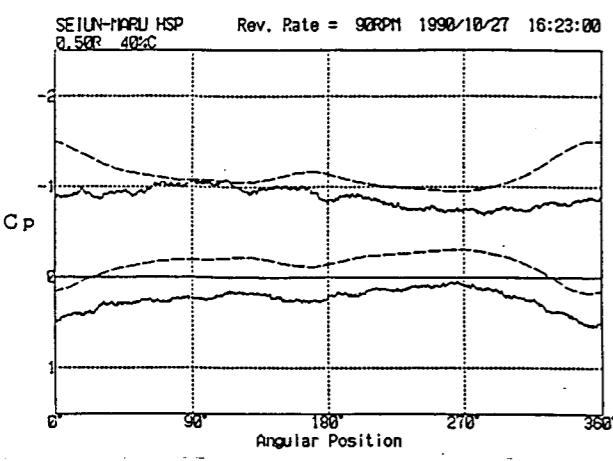


Fig. 5.3.4 (b) プロペラ回転中のCpの変化 (解析番号90-2)

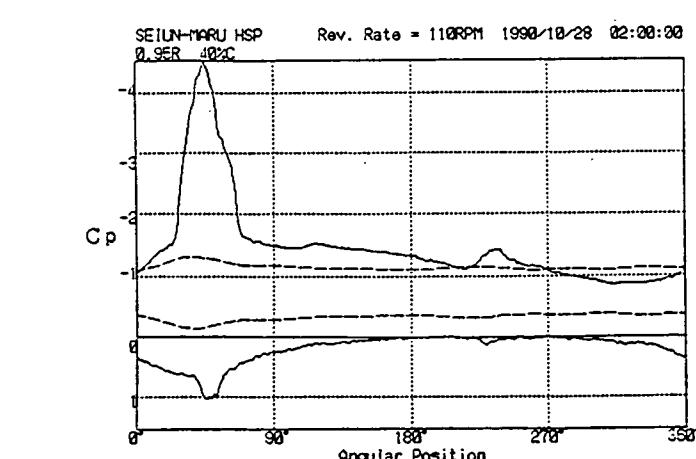
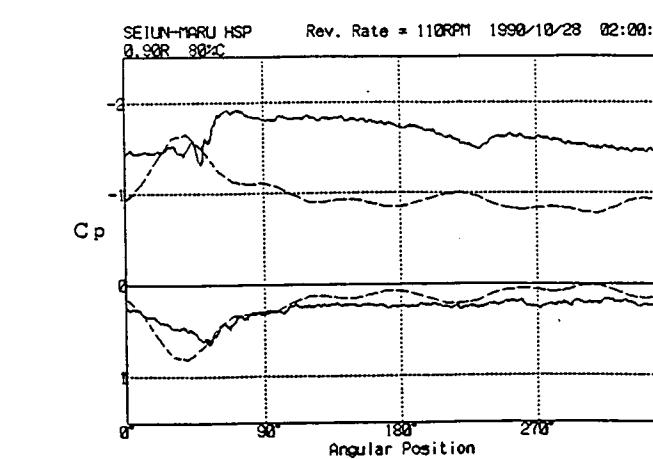
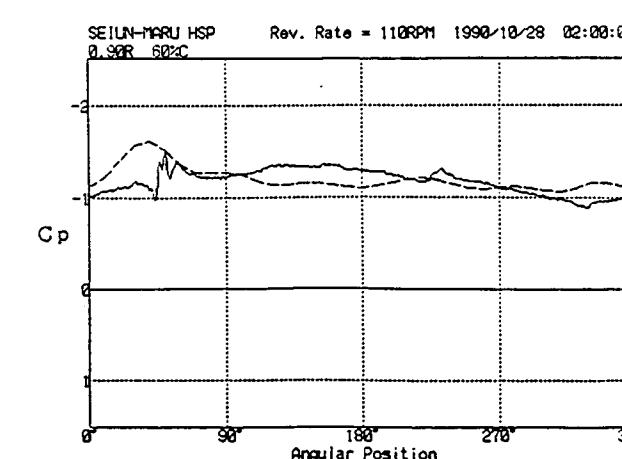
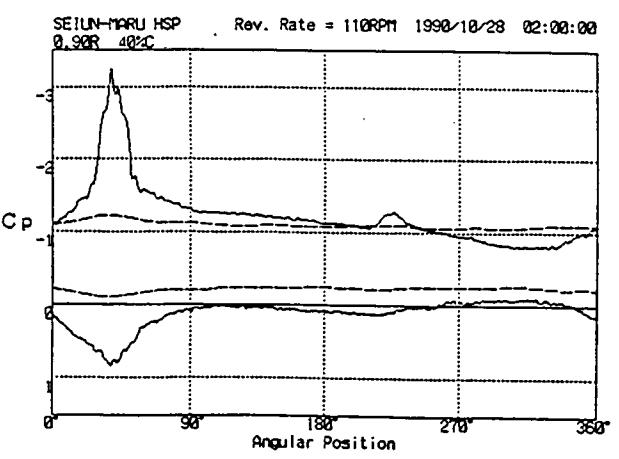
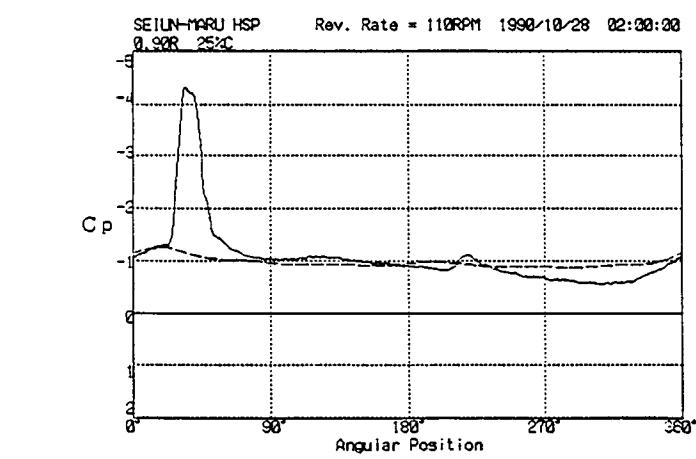
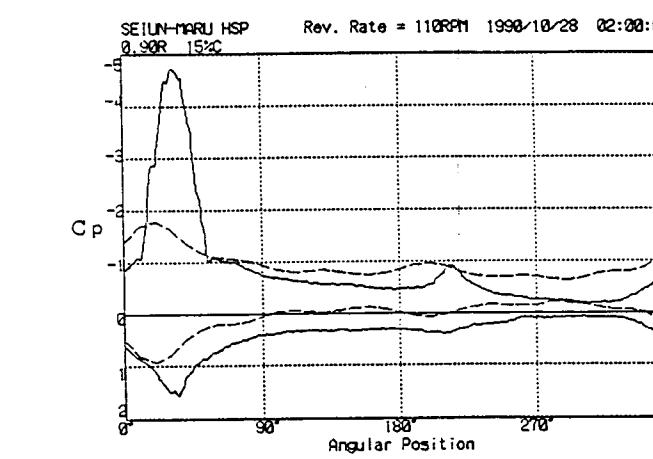
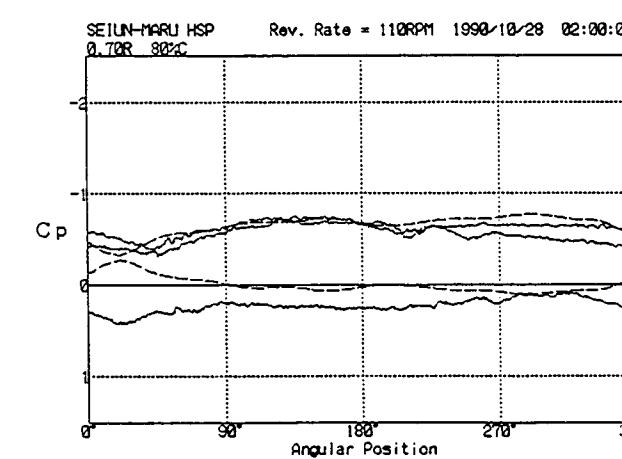
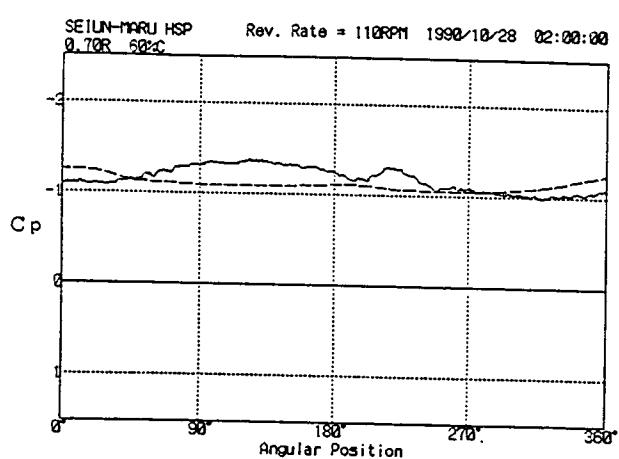
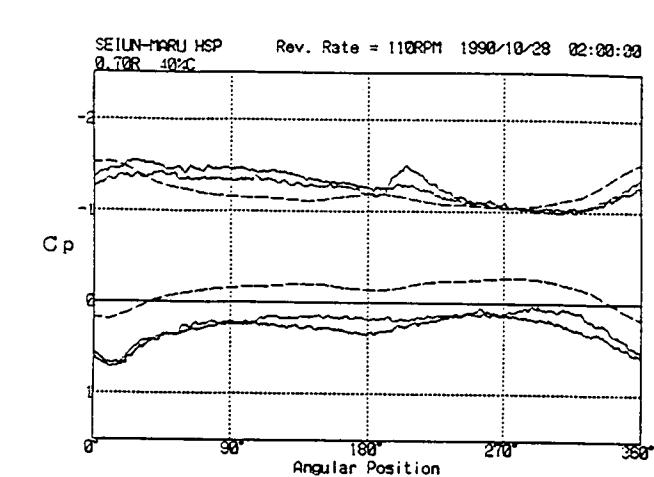
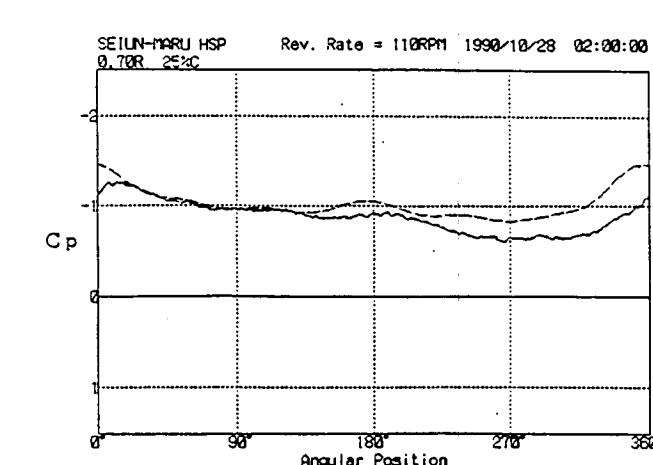
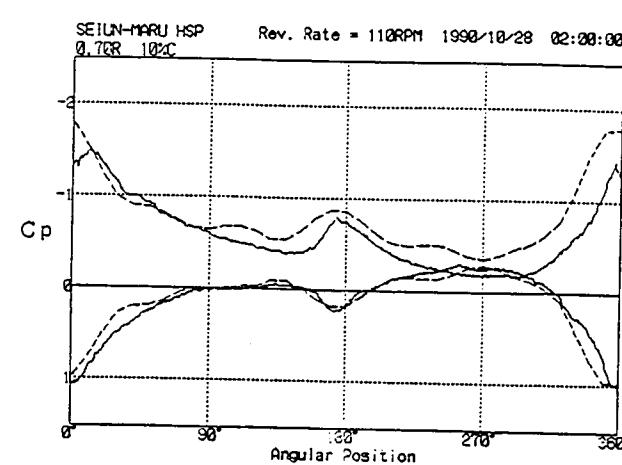
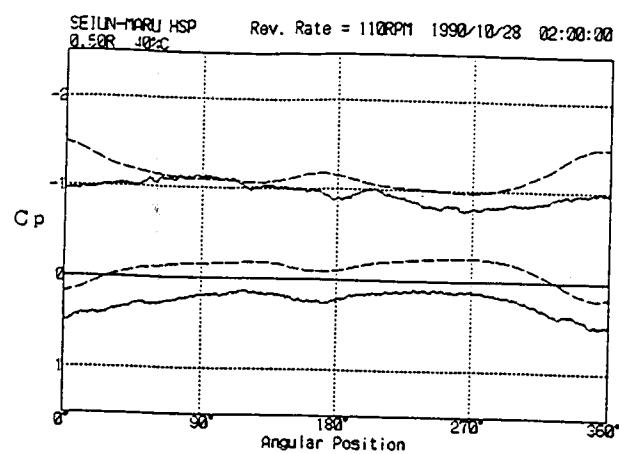


Fig. 5.3.4 (c) プロペラ回転中のCpの変化 (解析番号110-1)

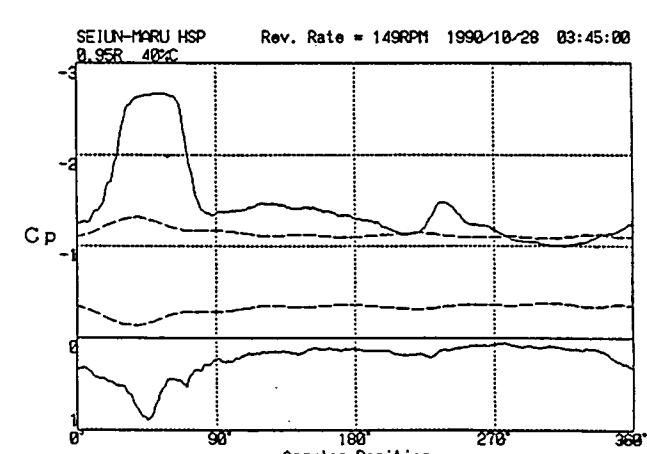
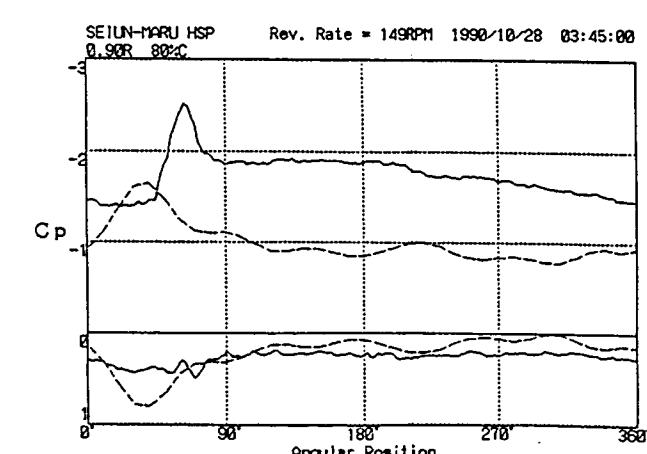
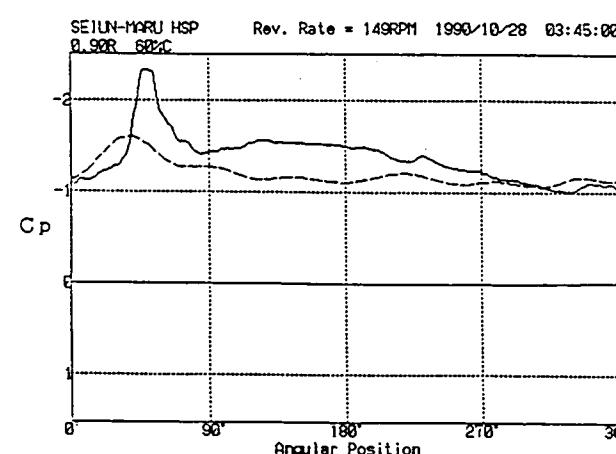
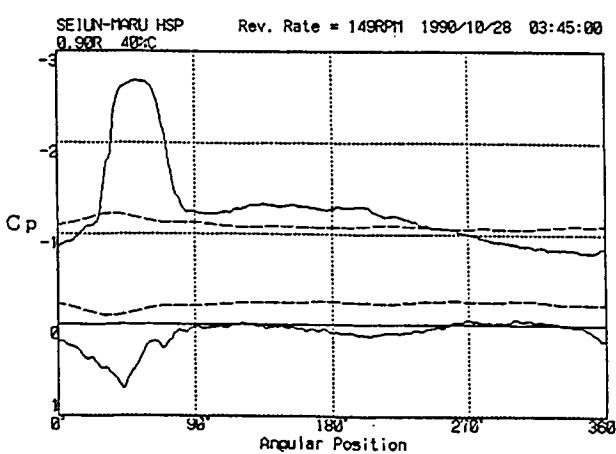
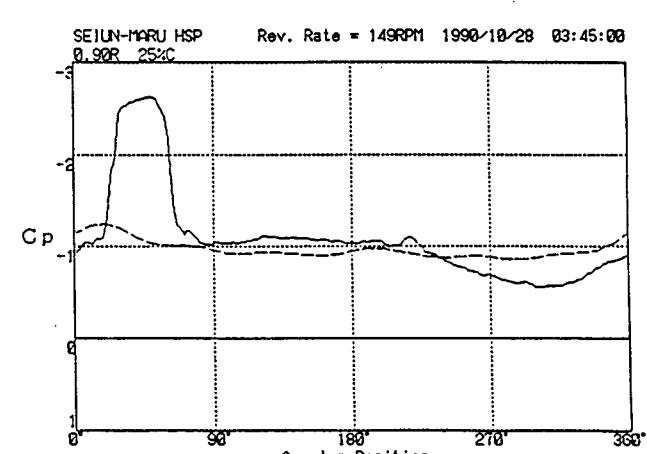
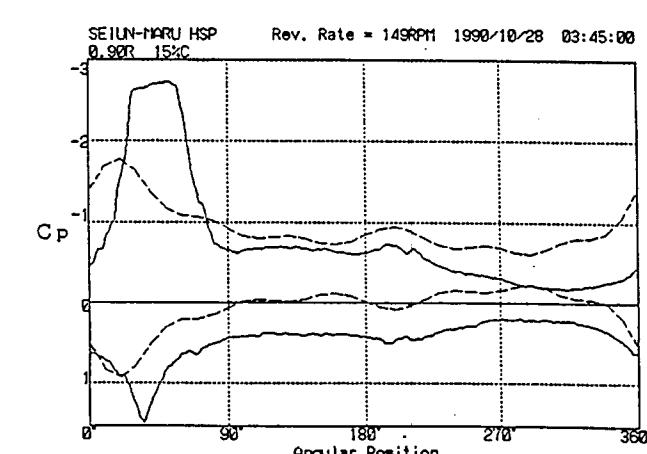
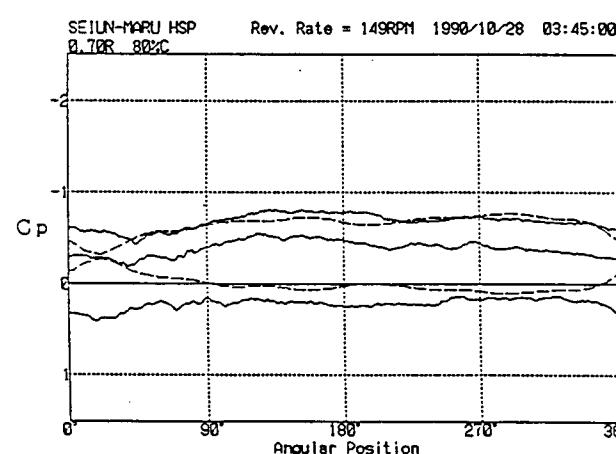
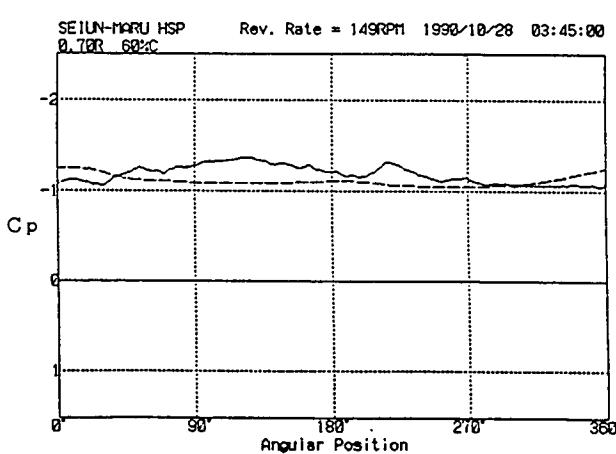
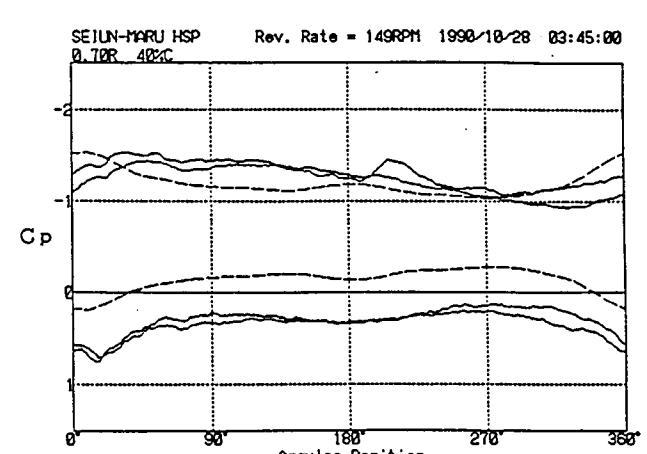
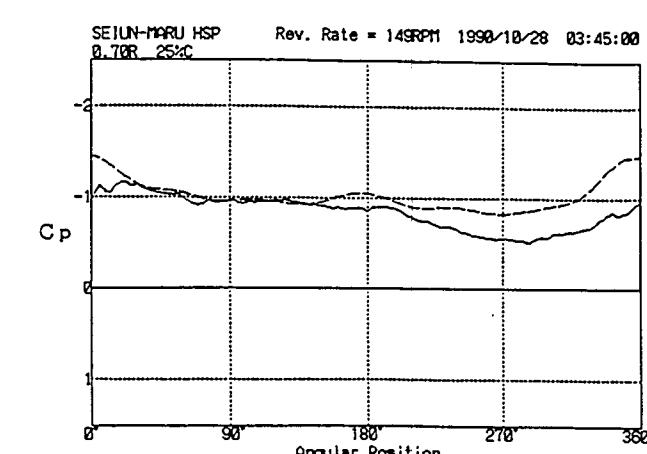
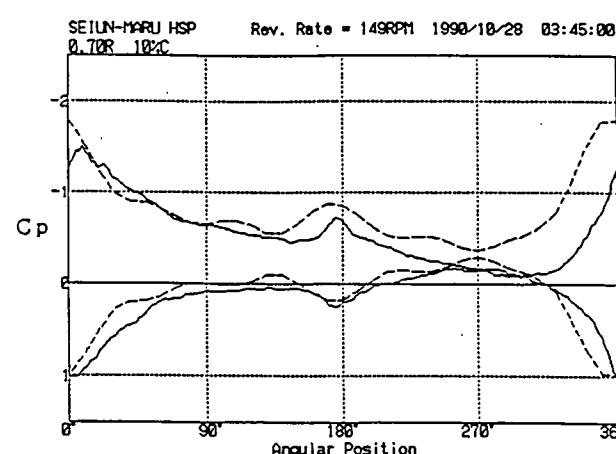
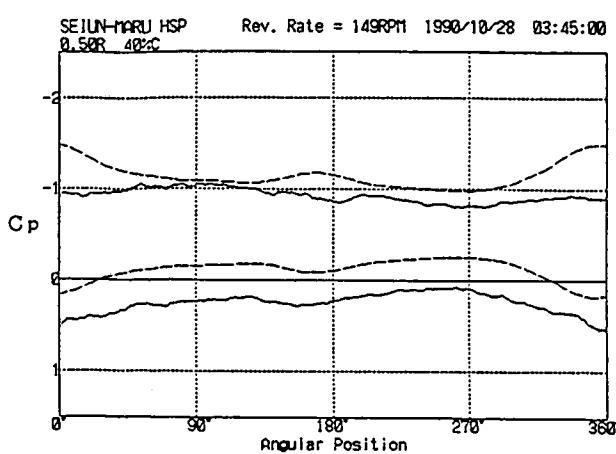


Fig. 5.3.4 (d) プロペラ回転中のCpの変化 (解析番号149-1)

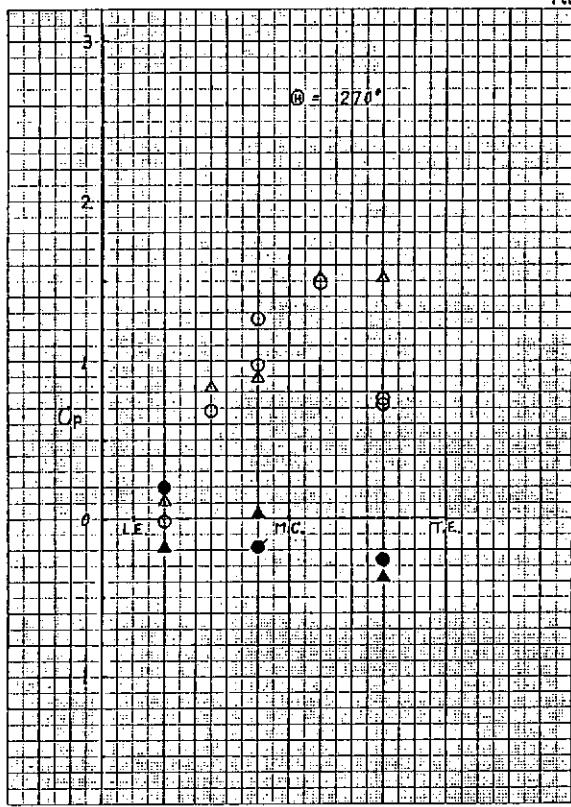
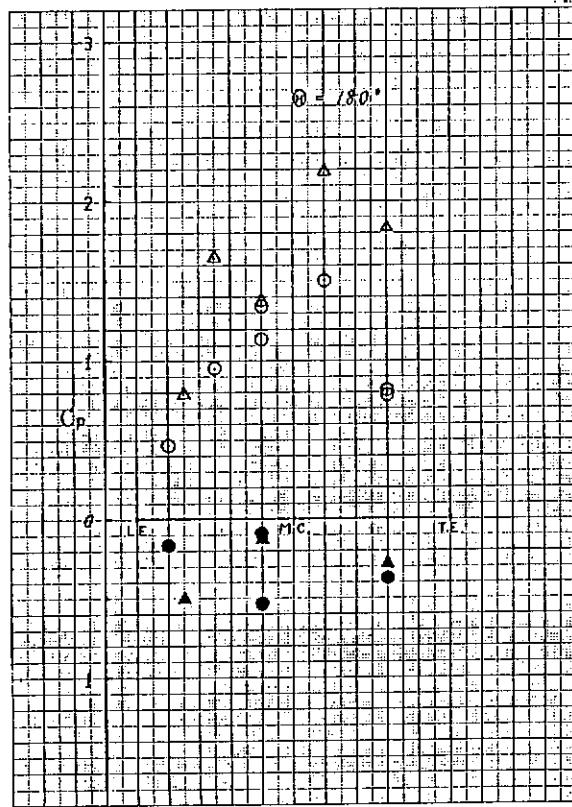
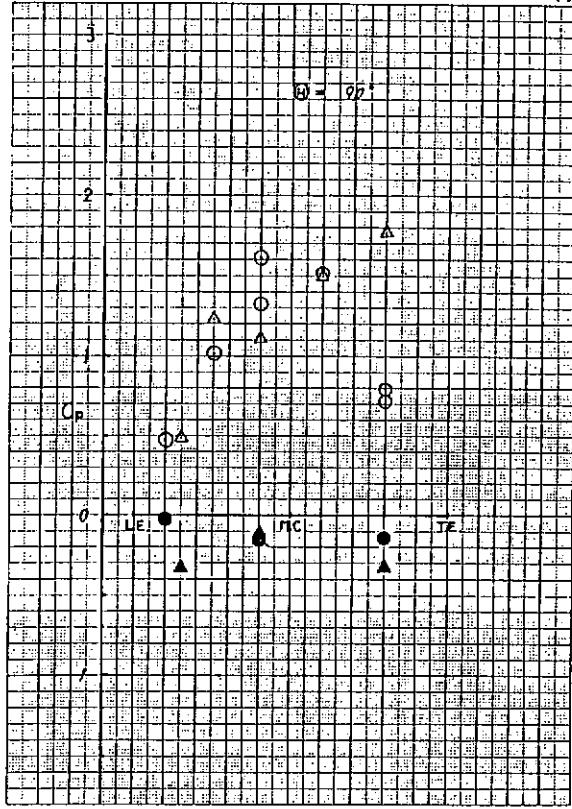
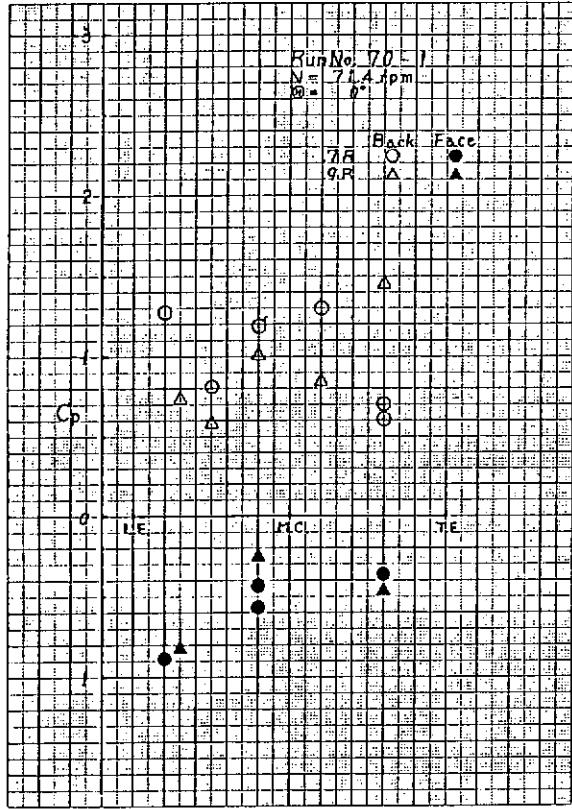


Fig. 5.3.5 (a) 翼面上翼弦長方向のCp分布（解析番号70-1）

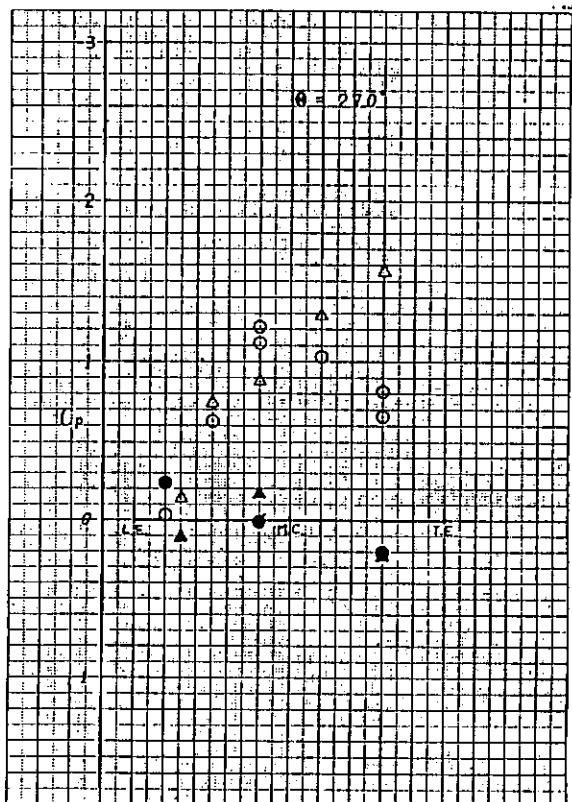
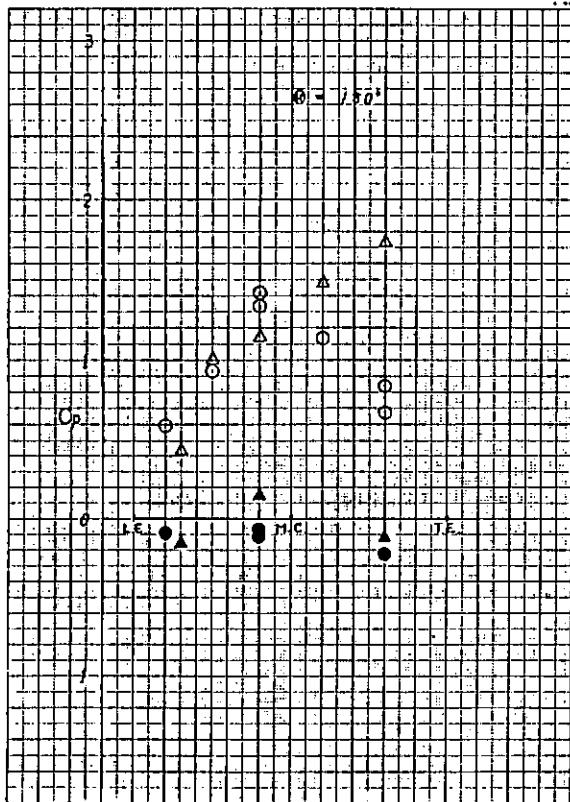
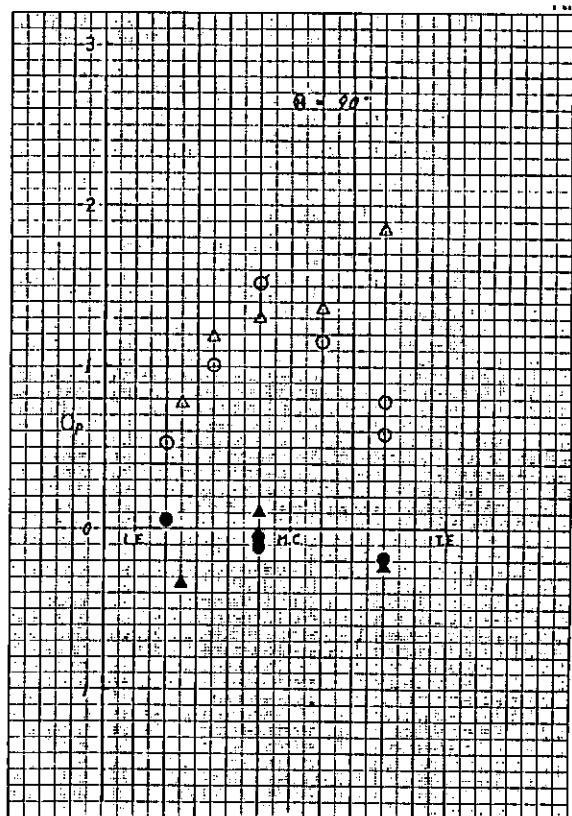
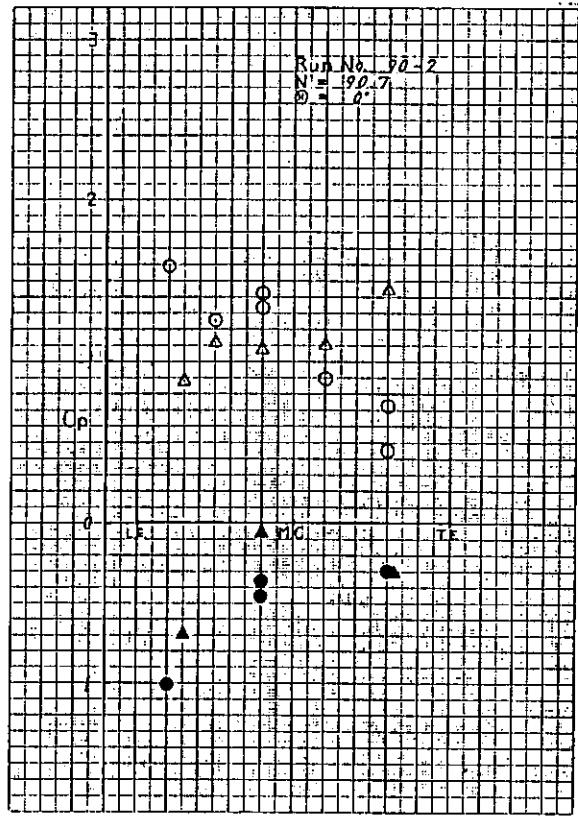


Fig. 5.3.5 (b) 翼面上翼弦長方向のCp分布（解析番号90-2）

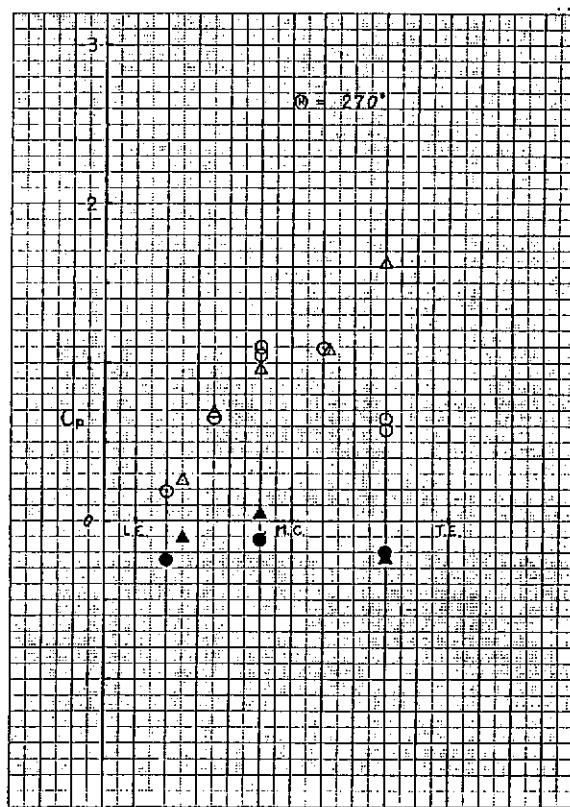
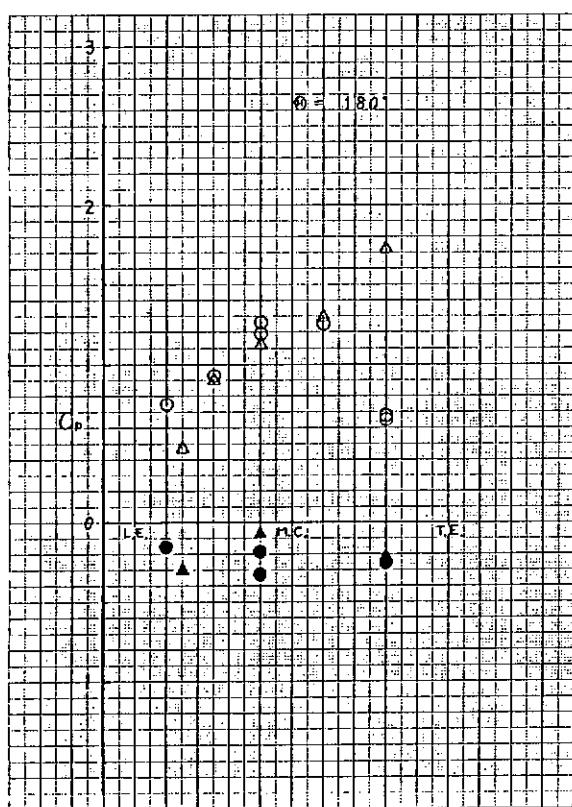
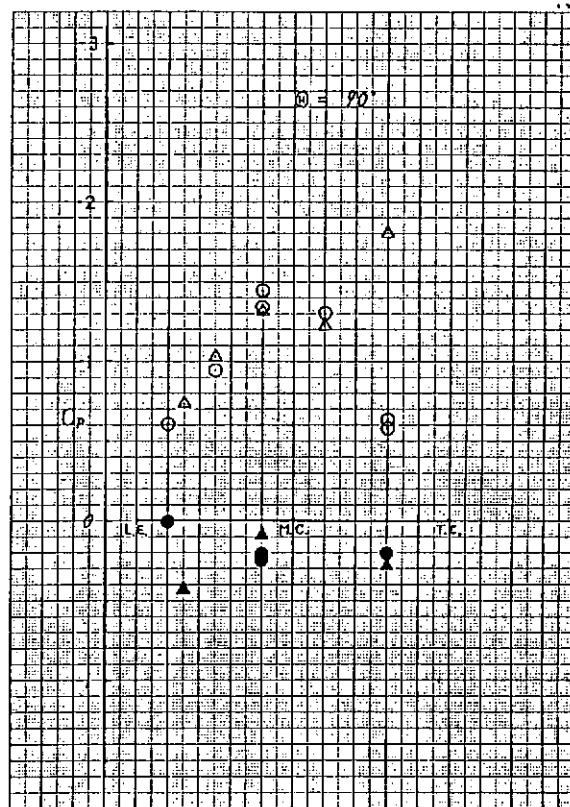
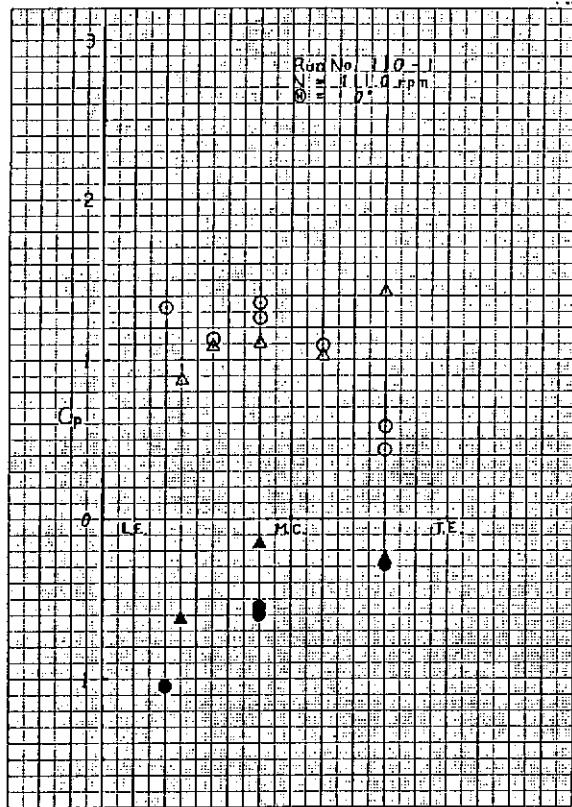


Fig. 5.3.5 (c) 翼面上翼弦長方向の C_p 分布 (解析番号110-1)

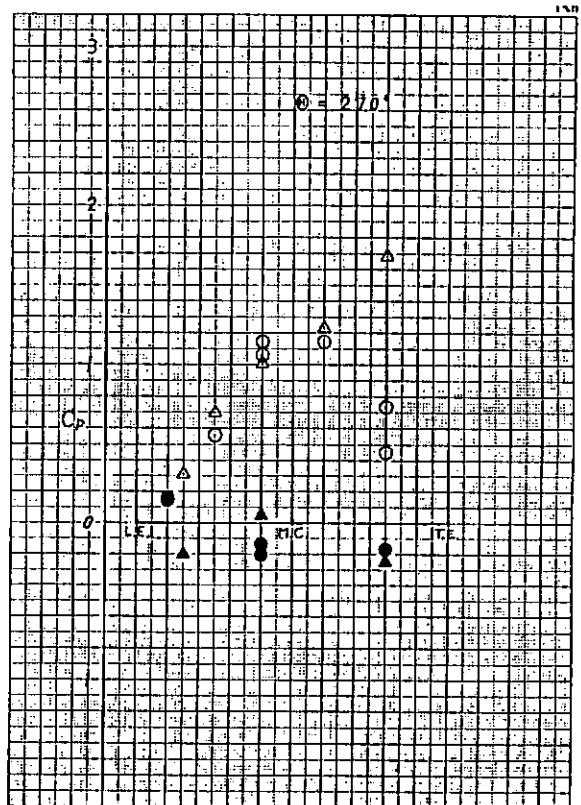
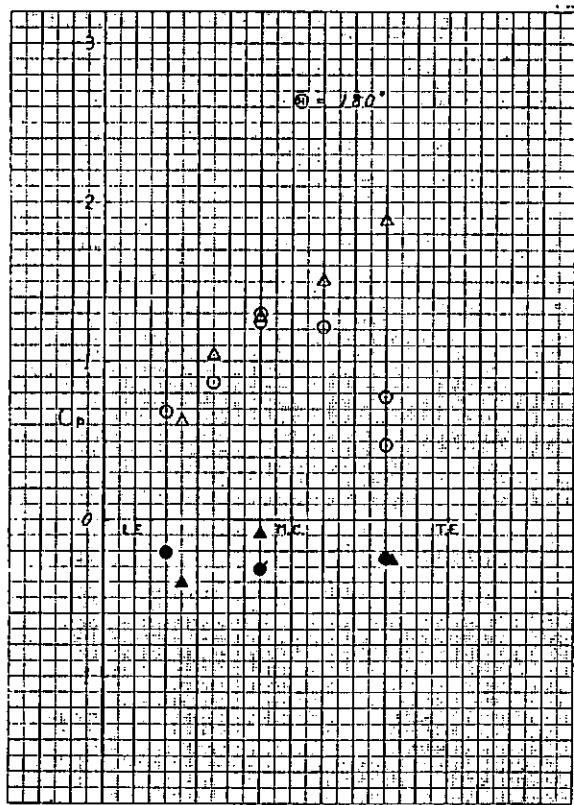
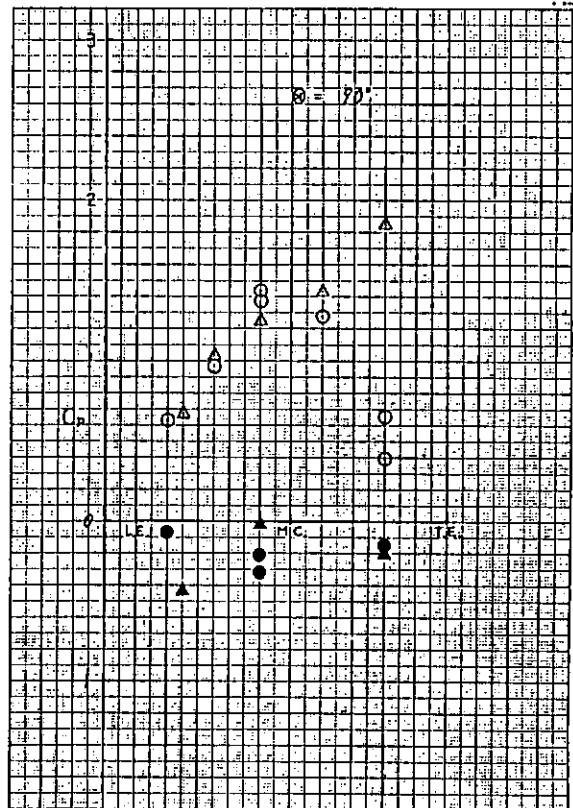
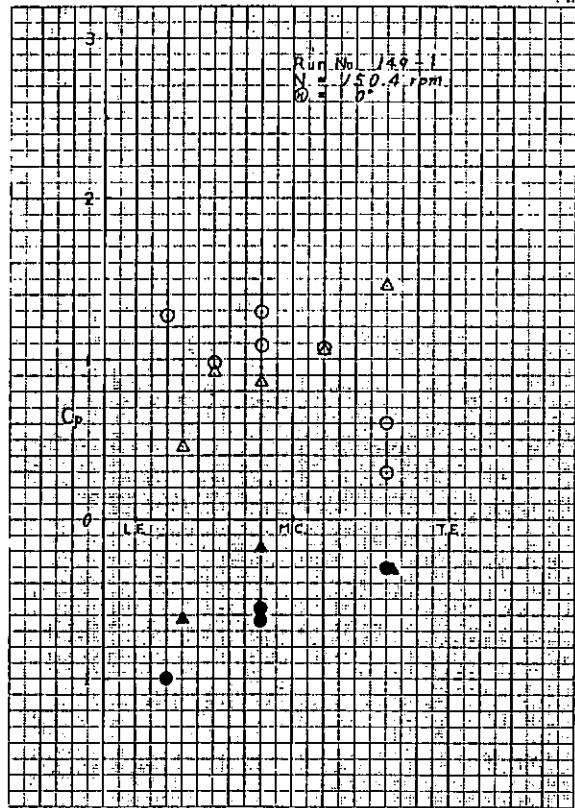


Fig. 5.3.5 (d) 翼面上翼弦長方向のCp分布（解析番号149-1）

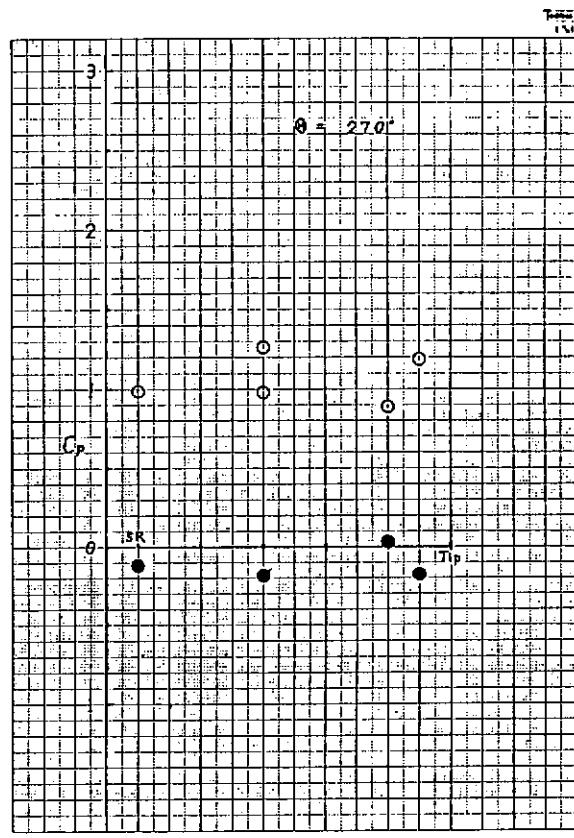
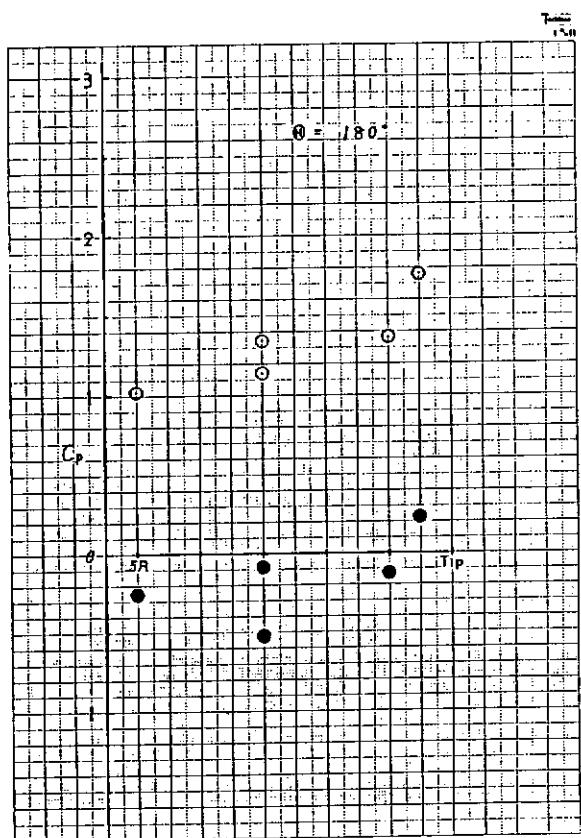
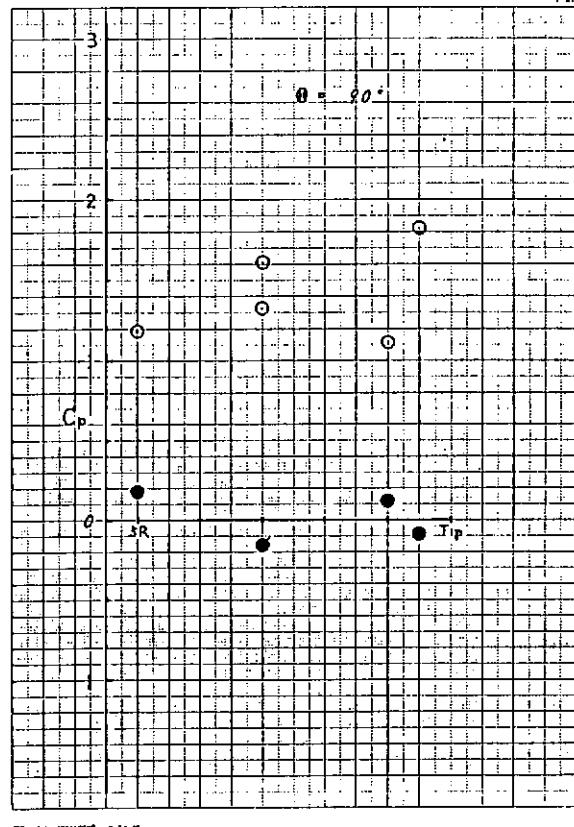
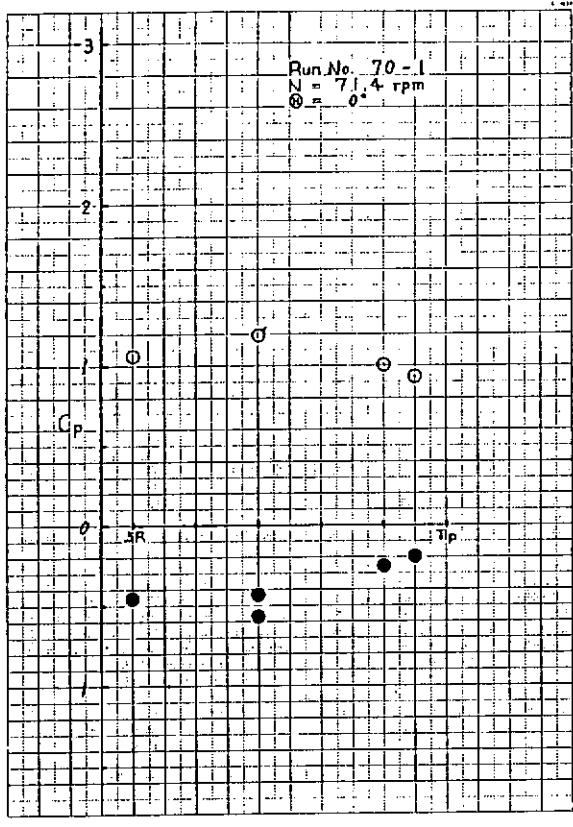


Fig. 5.3.6 (a) 翼面上半径方向の C_p 分布 (解析番号70-1)

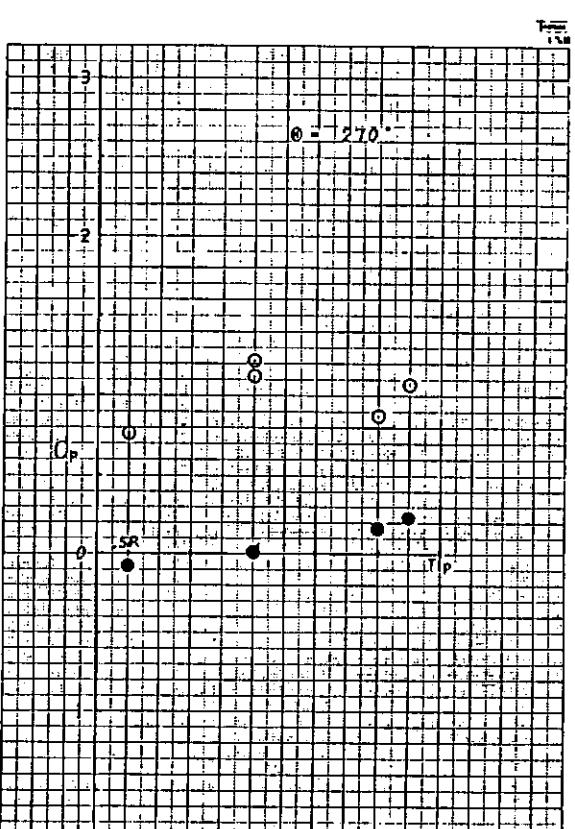
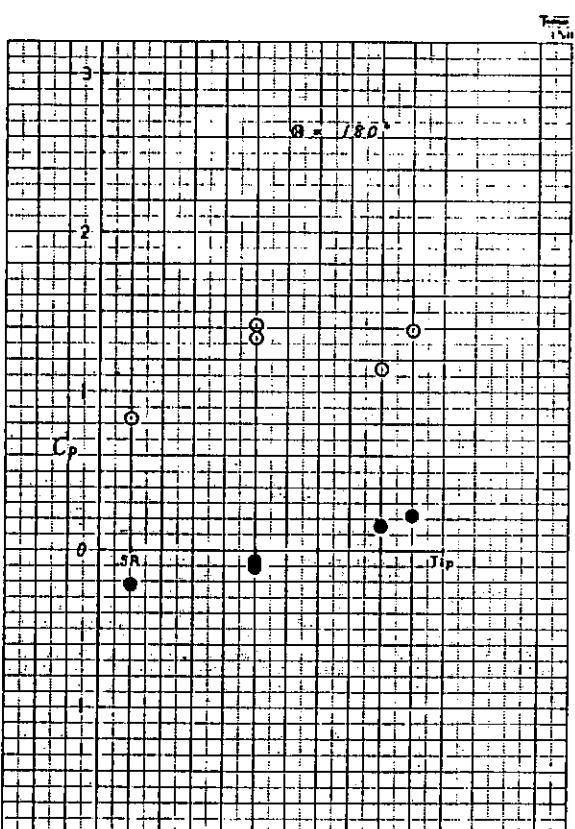
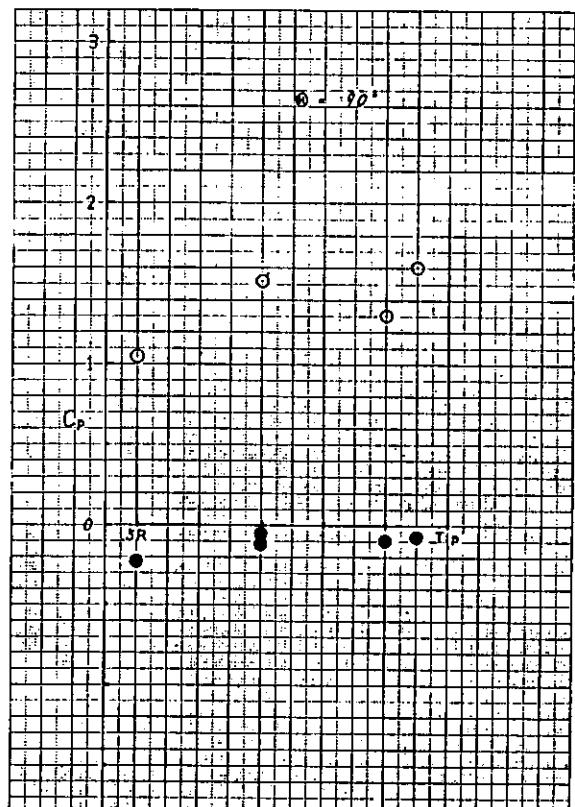
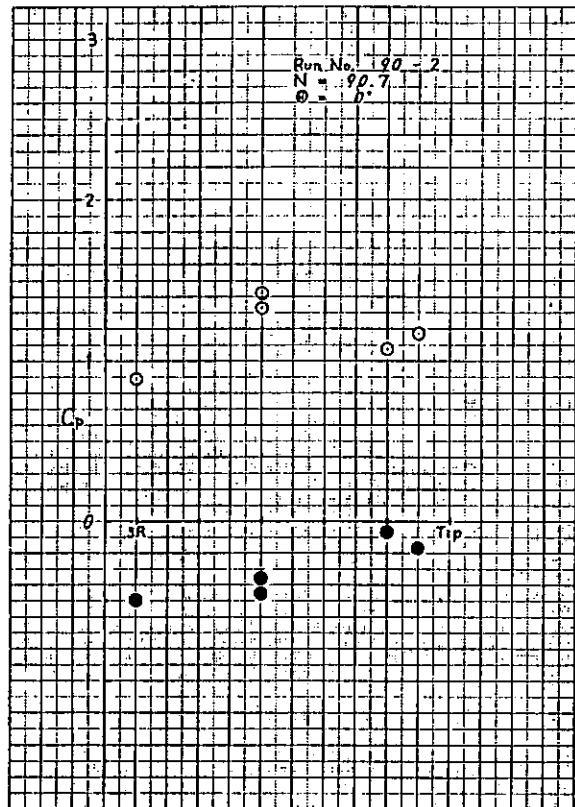


Fig. 5.3.6 (b) 翼面上半径方向のC_p分布（解析番号90-2）

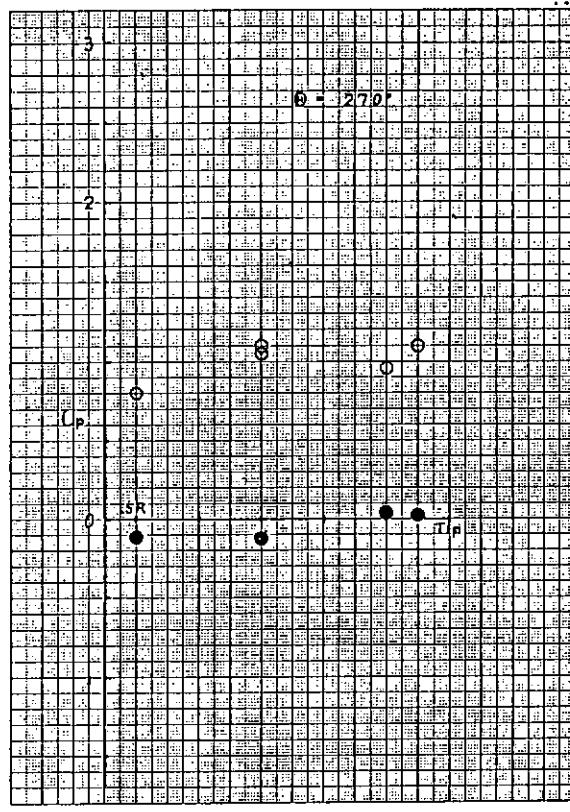
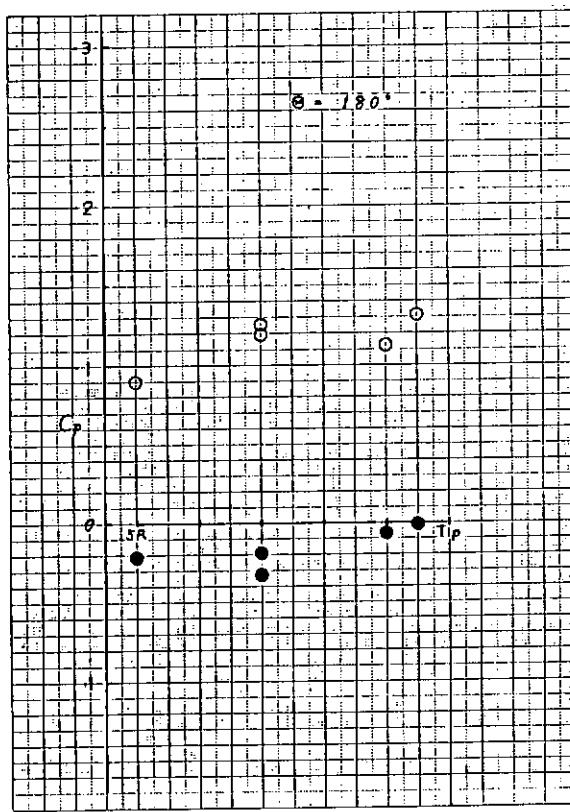
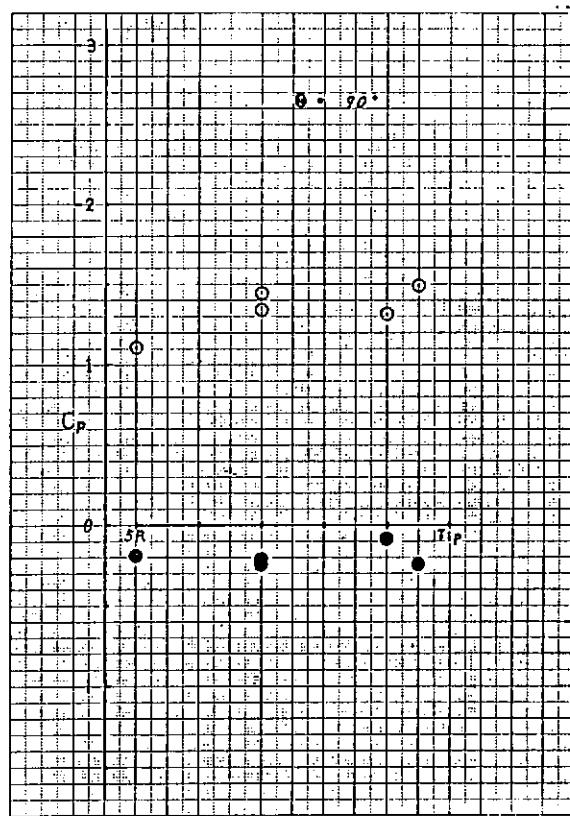
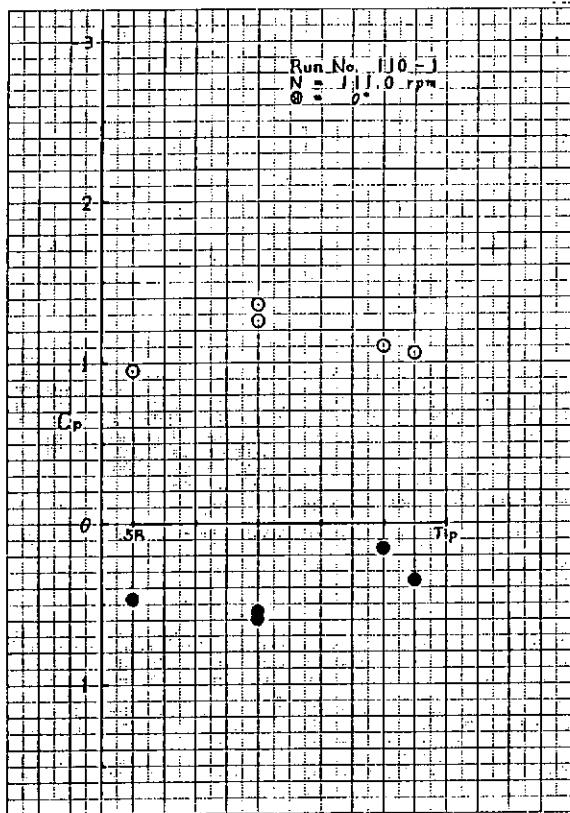


Fig. 5.3.6 (c) 翼面上半径方向の C_p 分布 (解析番号110-1)

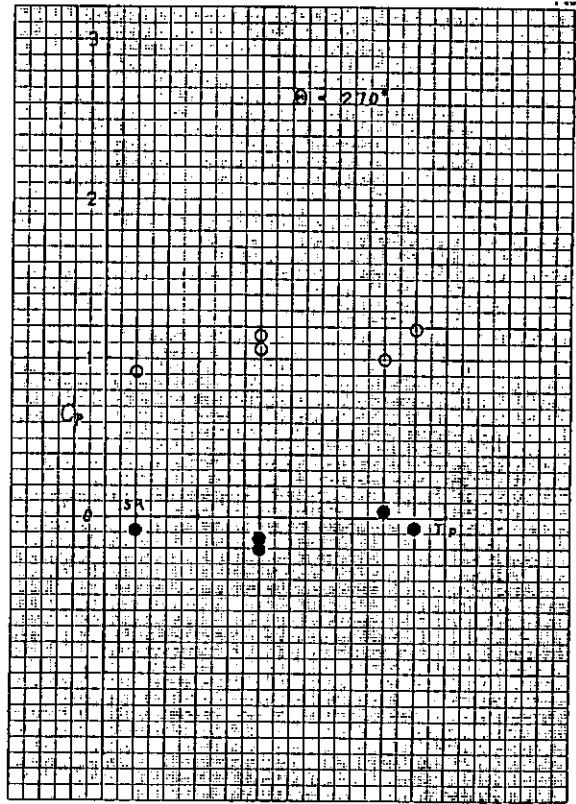
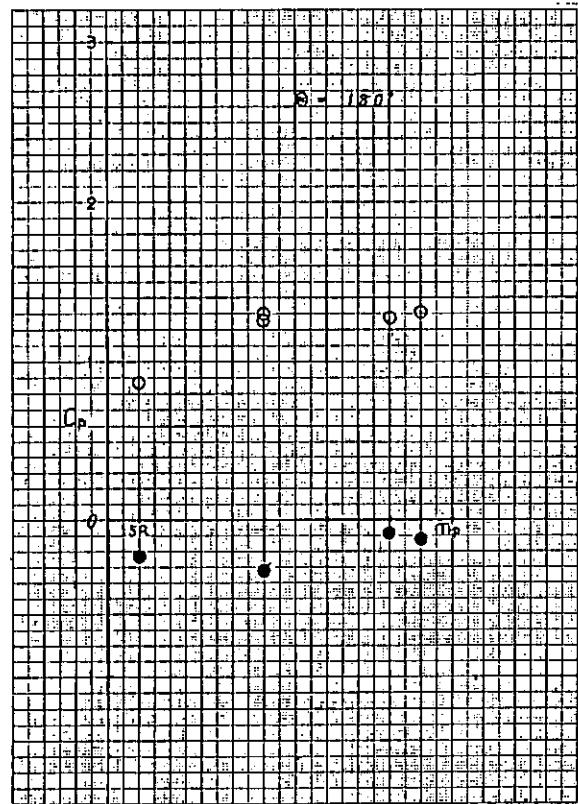
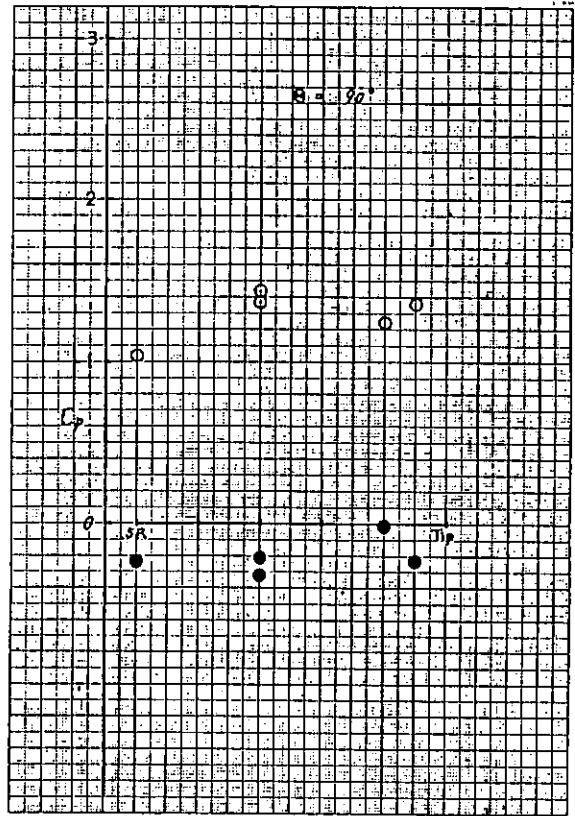
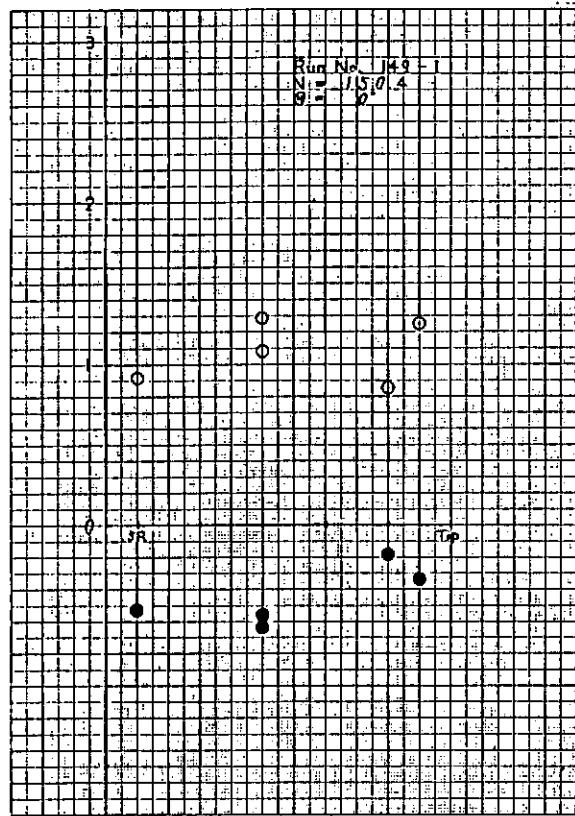


Fig. 5.3.6 (d) 翼面上半径方向の C_p 分布 (解析番号149-1)

(2) 涡格子法との比較

今回のハイリースキュードプロペラの翼面圧力計測の実船計測値と比較するために、横浜国立大学所蔵の渦格子法（VLM）による電算プログラム¹⁾を用いて準定常計算を行った。

計算の設定条件は、実船計測のプロペラ特性が $K_T = 0.190$, $K_Q = 0.0303$ であったことから 推定した前進率 $J = 0.65$ であるという結果（回転数に関係なく）を考慮して、次のように選定した。

毎分回転数 $N = 111 \text{ r.p.m.}$ (\because 通常プロペラ（CP）の 112.1 r.p.m. に近い)

前進率 $J = 0.50, 0.55, 0.60, 0.65, 0.70, 0.75, 0.80$

結果は、圧力係数：

$$C_p = \frac{P - H}{\frac{1}{2} \rho n^2 D^2} \quad \begin{array}{l} P = \text{翼面圧力}, H = \text{静水圧}, \\ \rho = \text{海水密度}, n = \text{毎秒プロペラ回転数 (r.p.s.)} \\ D = \text{プロペラ直径} \end{array}$$

で形で表わされている。

翼弦方向圧力分布を、Fig. 5.3.7(a)～(d)に示す。実船における実測値を丸印（ $0.7R$ ）と三角印（ $0.9R$ ）でプロットした。対応する計算値は、正面の圧力係数がもっとも合致する前進率を選んで曲線表示した。実線が $0.7R$ 、破線が $0.9R$ である。Fig. 5.3.7(a)の $\theta = 0^\circ$ の実測値と $J = 0.50$ の計算値の一致はあまり良くない。とくに背面では差が大きく実測値の方がかなり負圧が大きい。又、実測は $0.7R$ の方が $0.9R$ より大きい負圧を示しているが、計算では逆である。正面でも $0.7R$ と $0.9R$ との大小が実測と計算で逆である。Fig. 5.3.7(b)の $\theta = 90^\circ$, Fig. 5.3.7(c)の $\theta = 80^\circ$, Fig. 5.3.7(d)の $\theta = 270^\circ$ では、正面の実測と計算の一致はかなりよい。しかし背面では、やはり実測の負圧の方が大きいことは、どの図でも同様である。このように定量的な一致は劣るが、分布形状については程々の結果であると思われる。どの図でも、 $0.9R$ の $x/c = 0.8$ における実測値がもっとも大きい負圧を示しているのは、ハイリースキュードプロペラの圧力分布の特徴だろうか。Fig. 5.3.8に、 $0.5R$ から tipまでの半径方向の圧力分布の比較を示す。翼弦位置は 40% 弦長点である。実測は $\theta = 0^\circ$ と $\theta = 270^\circ$ を、計算は $J = 0.50, 0.65, 0.75$ を示している。背面では、やはり実測の方が負圧が大きく、上に凸の形状なのに、計算は負圧が小さく、 $0.7R \sim 0.8R$ に谷をもつ凹形になっている点が目立つ違いである。正面の方はまあ程々である。

以上の比較の結果によると、ハイリースキュードプロペラについては、渦格子法による揚力面理論計算は通常プロペラ（CP）のときほど良好な一致を示していないが、本計算が定常状態で行われたことを考えると妥当な結果であろう。不均一流場における非定常計算ならびに後続自由渦の変形なども考慮すれば、より一層の改善が期待できることは最近の研究成果から十分推定できることである。

参考文献

- 1) 池畠光尚他：“渦格子揚力面モデルによる調和伴流中のプロペラ非定常特性解析”，日本造船学会論文集第 153 号（1983）

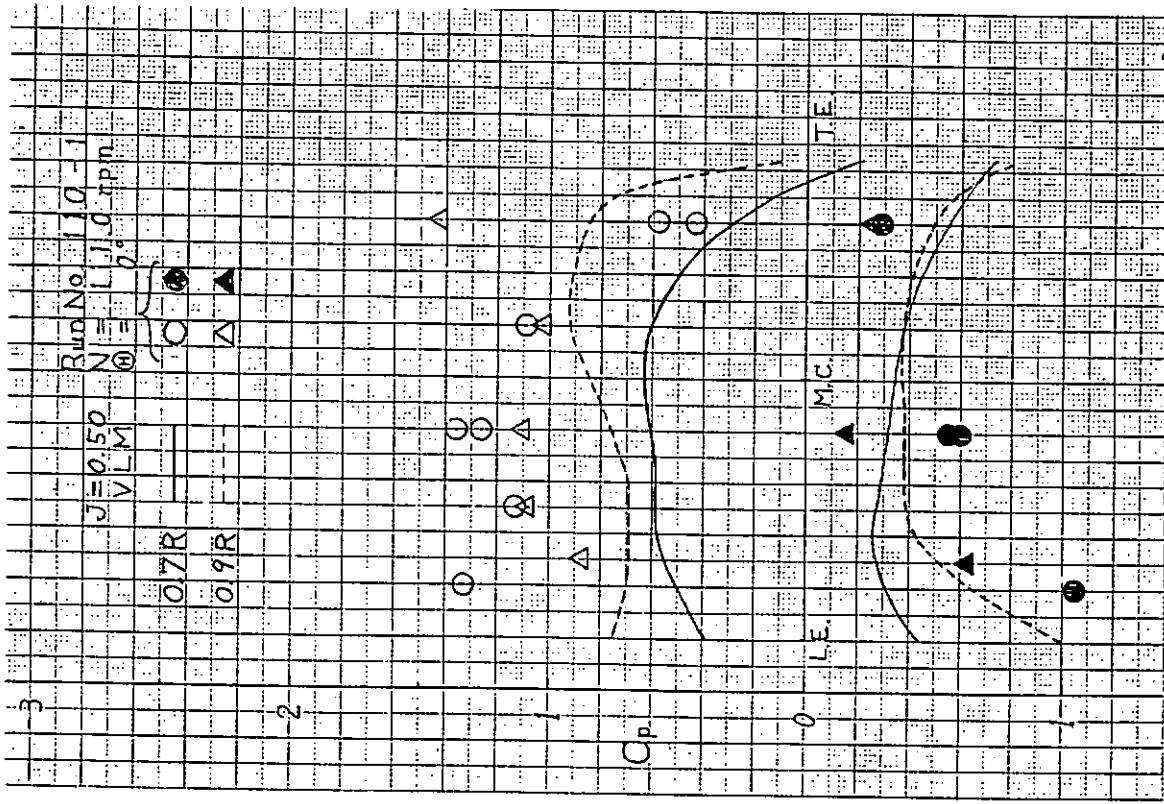


Fig. 5.3.7 (a) 翼弦方向圧力分布実測と計算（格子法）の比較
($\theta = 0^\circ$, $J = 0.50$)

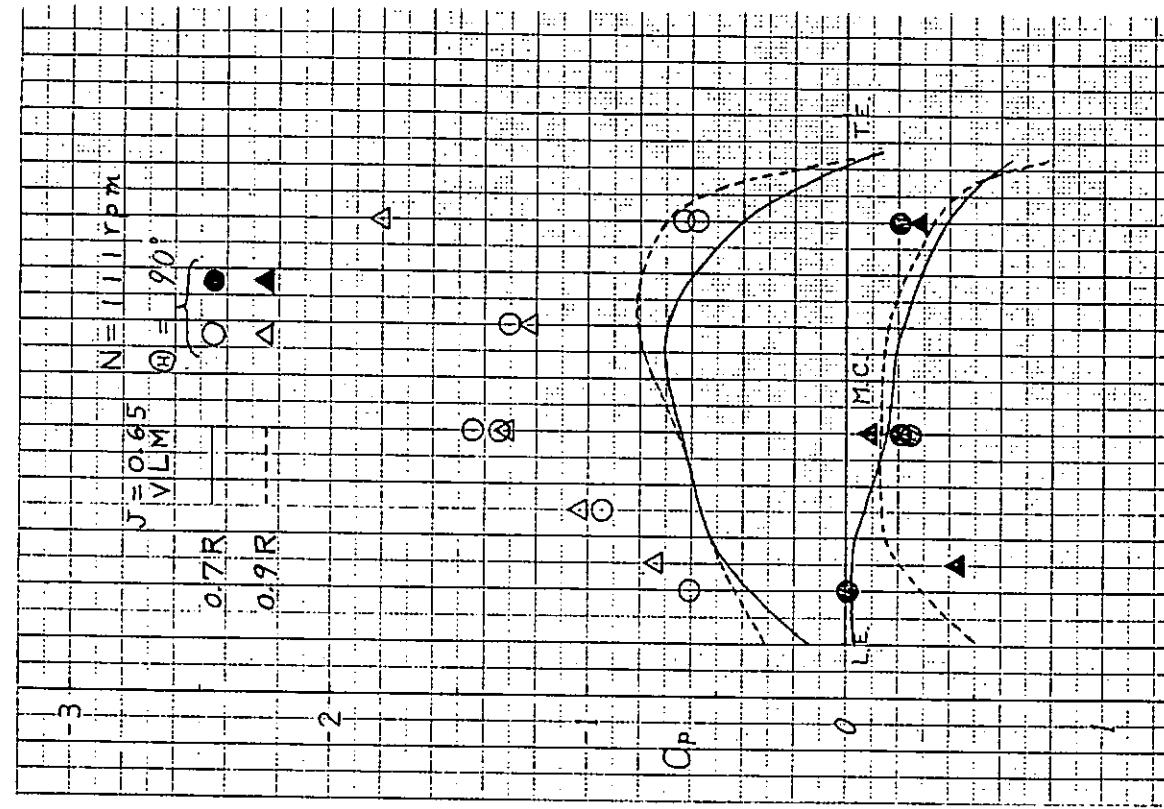


Fig. 5.3.7 (b) 翼弦方向圧力分布実測と計算（格子法）の比較
($\theta = 90^\circ$, $J = 0.65$)

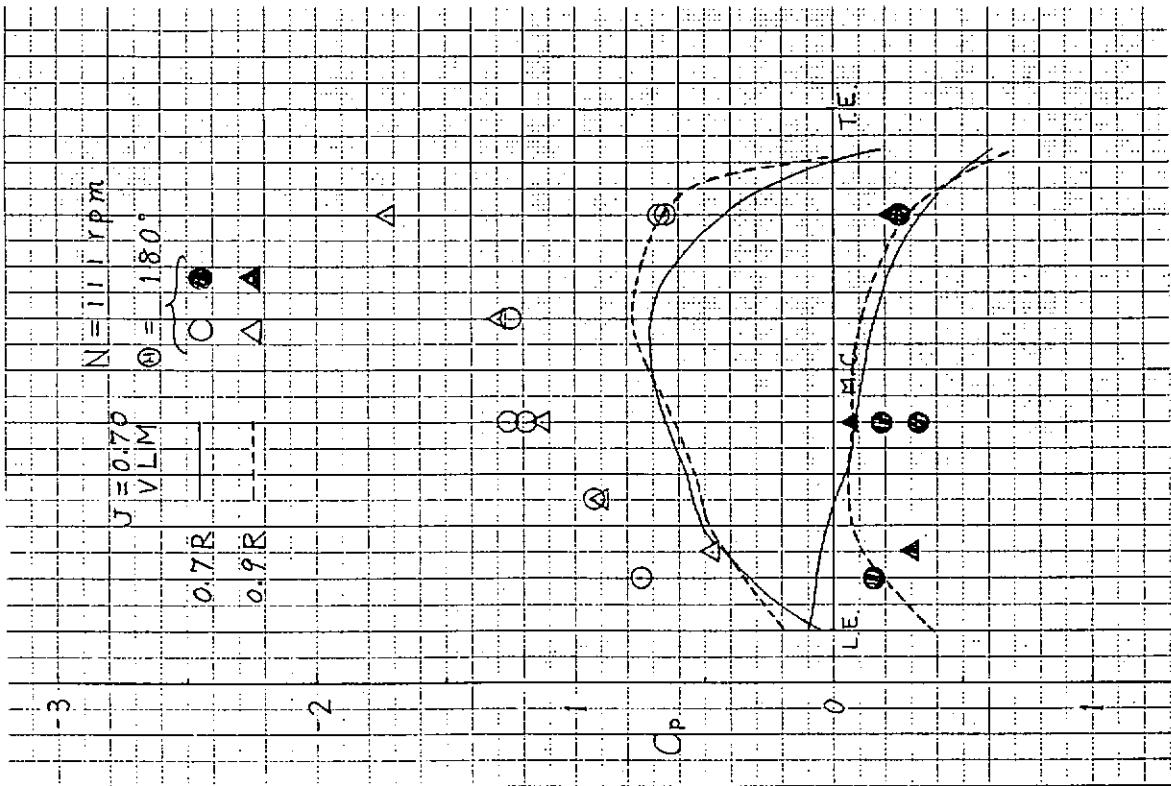


Fig. 5.3.7 (c) 翼弦方向圧力分布実測と計算 (渦格子法) の比較
 $(\theta = 180^\circ, J = 0.70)$

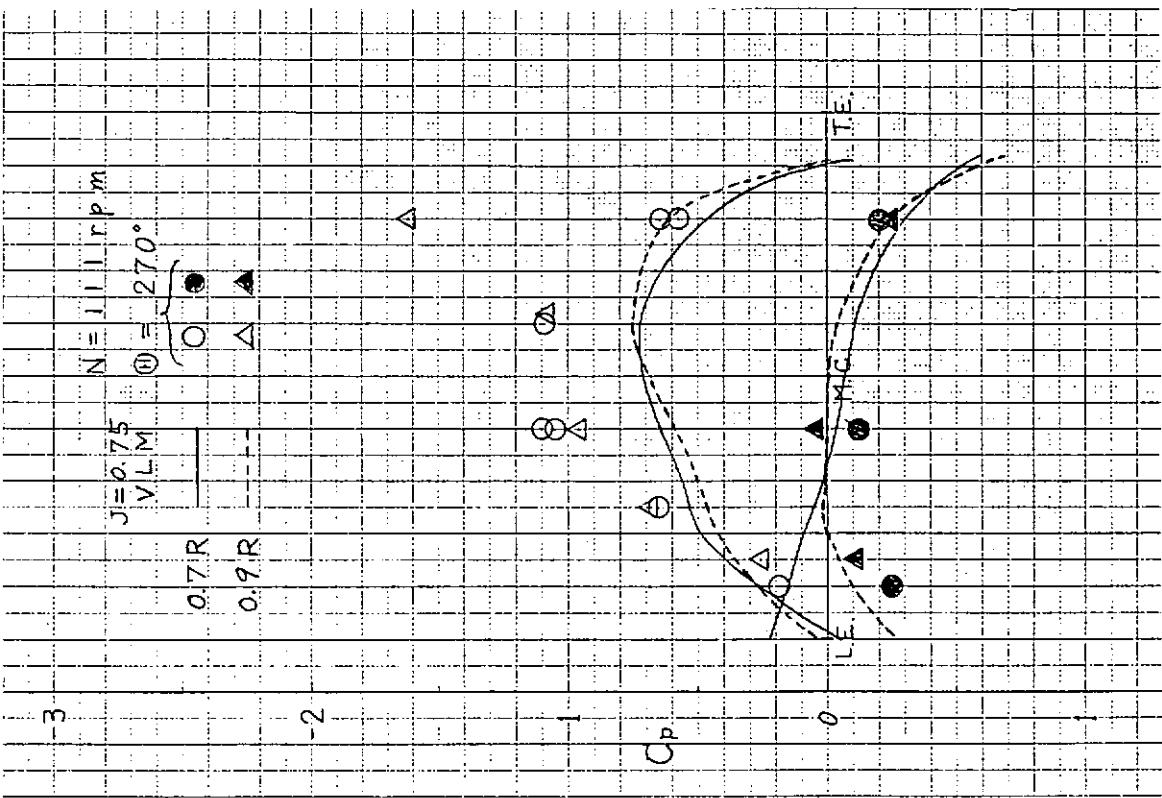


Fig. 5.3.7 (d) 翼弦方向圧力分布実測と計算 (渦格子法) の比較
 $(\theta = 270^\circ, J = 0.75)$

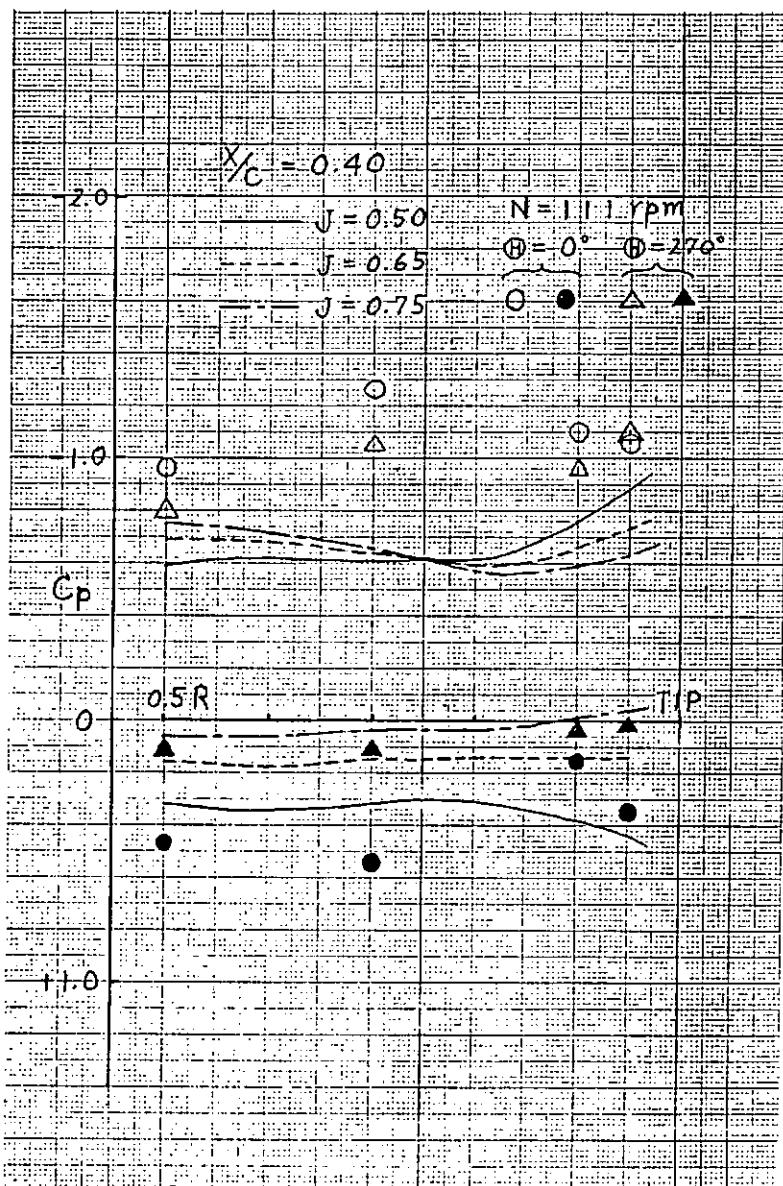


Fig. 5.3.8 40%翼弦位置伴径方向圧力分布実測と計算（渦格子法）の比較

5.3.5 まとめ

今回のハイリースキュードプロペラ（HSP）における翼面圧力計測は、前回の通常プロペラ（CP）のときにくらべて、むずかしい点が多かった。プロペラ翼の幾何形状の違いによる圧力計のセッティングにまず苦労させられ、ついで、ゼロ点のドリフトが予想以上に生じたこと、そしてスリッププリングの汚れによるノイズの発生などに悩まされた。けれども、それらを克服した結果、世界で始めて、HSPの翼面圧力の実船計測データという貴重な成果を得ることができた。

計測結果を概観してみると、まず、各計測点の回転角変化に対する翼面圧力変化は、前縁に近い 10 % コードや 25 % コードの所では、伴流分布に対応しているが、40 % コードより後縁側では、山谷が緩やかで平坦な曲線を描く傾向にある。揚力面理論の計算との一致も前縁側の方が良い。

0.7 R および 0.9 R における翼弦方向の圧力分布は、 $\theta = 0^\circ$ の角度、位置では、背面の負圧は前縁からミッドコードあたりまで平坦で、80 % コードで 0.9 R の背面はピークの負圧を示すが、0.7 R は右下がりになる。一方正面では、前縁で正圧がもっとも高く後縁に近づくにつれ減少している。 $\theta = 90^\circ$ 、 180° 、 270° の角度位置では、背面の 0.7 R は翼弦中央に負圧のピークがあり、前縁側、後縁側になだらかに負圧が減じる山型を示しているが、0.9 R は、前縁の負圧が一番小さく後縁にいくほど負圧が上昇している。一方、正面側の正圧は小さく大むねゆるい右下がりの分布を示している。翼端に近い 0.9 R の背面負圧が大きいこと、特に後縁に近い 80 % コードで負圧のピークを示していることは、ハイリースキュードプロペラの荷重分布が翼端側で且つ後縁寄りになっていることを示すものであって、HSP の特徴として興味深い。揚力面理論による計算値は、前縁付近で実測値とよく合っているが、40 % コードより後縁側で背面の負圧が小さく、正面側の正圧は 0.7 R で計算値が実測値より小さい。

40 % コード位置における半径方向の圧力分布をみると、HSP の翼端での荷重が大きくなっている特徴がはっきり示されている。

前回の CP とともに今回の HSP における翼面圧力計測は画期的な実験であって、その成果は今後ますます評価が高まるものと思う。

5.4 實船翼応力計測

5.4.1 キャリブレーション

歪ゲージのキャリブレーションは、前年度と同様ドック内で行った。キャリブレーション・ボックスを使用して、 500μ の歪に相当する電圧をテレメータの端子より入力することにより行った。

5.4.2 計測手順および解析方法

翼面圧力計測と同じく、ゼロ点計測と本計測を行った。

ゼロ点計測は圧力計のゼロ点計測と同じ状態でプロペラを静止した状態で行った。静止状態でも翼の自重によって歪が生じて計測値に影響することが考えられるため、あらかじめ歪ゲージを貼ったNo.1翼の翼角度位置を 0° および 180° にしてゼロ点の比較を行ったが、計測精度内では差は認められなかった。

本計測は、翼面圧力計測と同じ状態に於て行った。翼面圧力と同じく、8.2秒間のデータを平均して一回転中の歪変化を求めた。ただし、歪ゲージを貼った翼と圧力計を取り付けた翼が異なるため、翼面圧力と同時計測とはなっていない。

5.4.3 計測結果および考察

Fig. 5.4.1に出航前のゼロ点を基準としたゼロ点のドリフトを示す。解析に使用した範囲内で、最大 80μ strainのゼロ点ドリフトが有った。

Fig. 5.4.2(a)～(c)に5.3.3と同じ状態での翼歪の1回転中の変化を示す。正の値は引張を、負の値は圧縮を表す。図中の回転数は設定値で、No.1翼の計測を行ったときの実際の回転数は約1 rpmずつ高かった。得られた波形を見ると、歪ゲージは主応力方向とは若干ずれた方向に貼られていたと考えられ、円周方向のゲージも最大主応力の影響を受けた変化を示している。半径方向の歪は、その半径位置にかかわらず、 $0.95 R$ 40% C背側の圧力を対応した変化を示し、翼角度位置が 45° に大きなピーク、70 RPMでは 200° 、149 RPMでは 225° に小さなピークが現れている。スキーが大きいため、歪ゲージを貼った場所はジェネレータラインから測って $0.7 R$ では 22° 、 $0.9 R$ では 36° ずれた位置となっているので、ゲージがプロペラトップ位置から 20° 、および 180° ～ 200° の所にきた時に圧力がピークになる。このピークを除くと、全体に右舷側ではフラットであり、左舷側では歪が小さくなる谷形の変化を示している。

翼の母材の継弾性係数 $12,000 \text{ kg/mm}^2$ を乗ることにより、149 RPMの時の半径方向の歪の平均値を応力に換算した計測値を、2.1.4において翼強度の検討をする際に計算されたHSPの70% C位置における平均主応力を149 RPMに換算したものと比較すると次のようになる。

半径位置	計測値 [kg/mm ²]	計算値 [kg/mm ²]
0.7 R	1.2	1.5
0.8 R	0.9	1.2
0.9 R	0.6	0.6

計測値と計算値は $0.9 R$ で良い対応を示すが、その他の位置では計測値は計算値に比べ、約20～30%小さい値が得られたが、この比較を有意に行うためには有限要素法を用いた詳細な比較が必要である。

5.4.4 まとめ

HSPにおいて計測された翼歪と翼端での圧力計測値の変化に強い相関があった。このことは、翼面圧力計測において判明したHSPの場合は翼端で荷重が激しくなることと翼後縁での荷重が翼前縁での荷重より非常に大きいことを考え合わせると翼端での翼断面設計に充分な注意が必要なことが理解でき

る。

今回 FEMに基づき二軸ゲージの一軸を主応力に向けて貼ったが、計測の結果必ずしも一致しなかった。これは HSPの圧力分布の計測値と計算値が翼端(0.9 R)では全く一致しなかったためである。今回得られた翼面圧力計測結果を考慮した翼応力解析をすることにより、翼端での翼切損の原因をより明白にすることができる。又、今回の翼応力データは有限要素法の検証に生かすことができるので、今後のHSPの設計の参考になるものと考える。

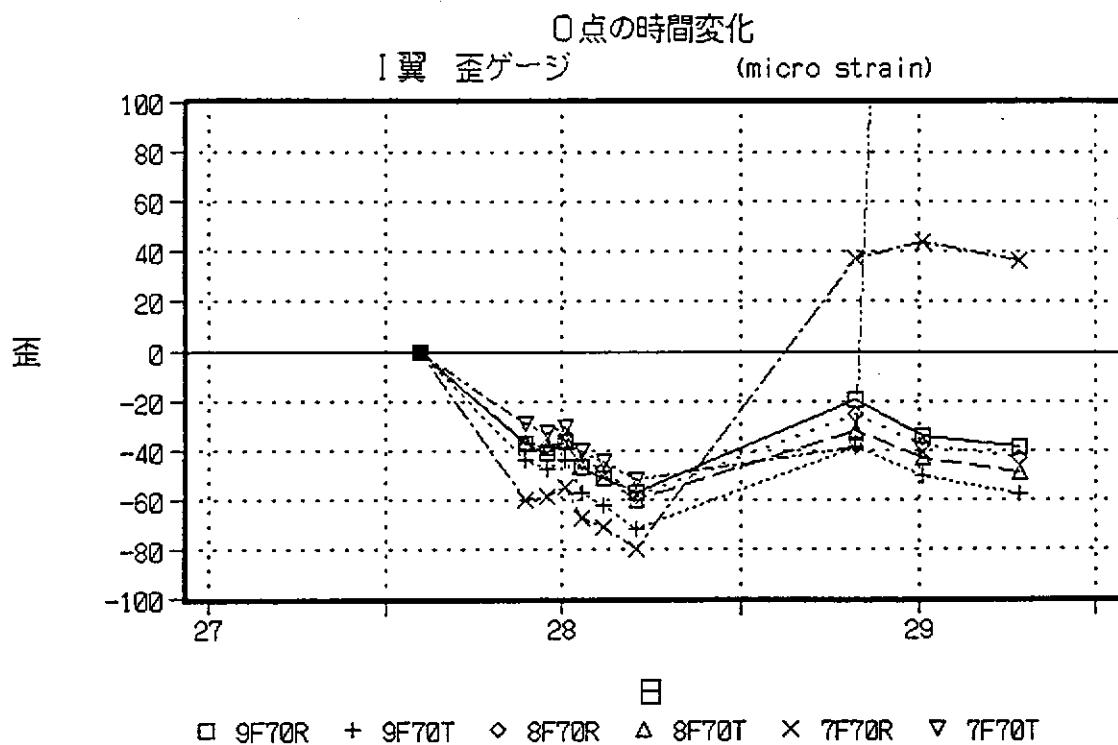


Fig. 5.4.1 歪ゲージの0点の時間変化

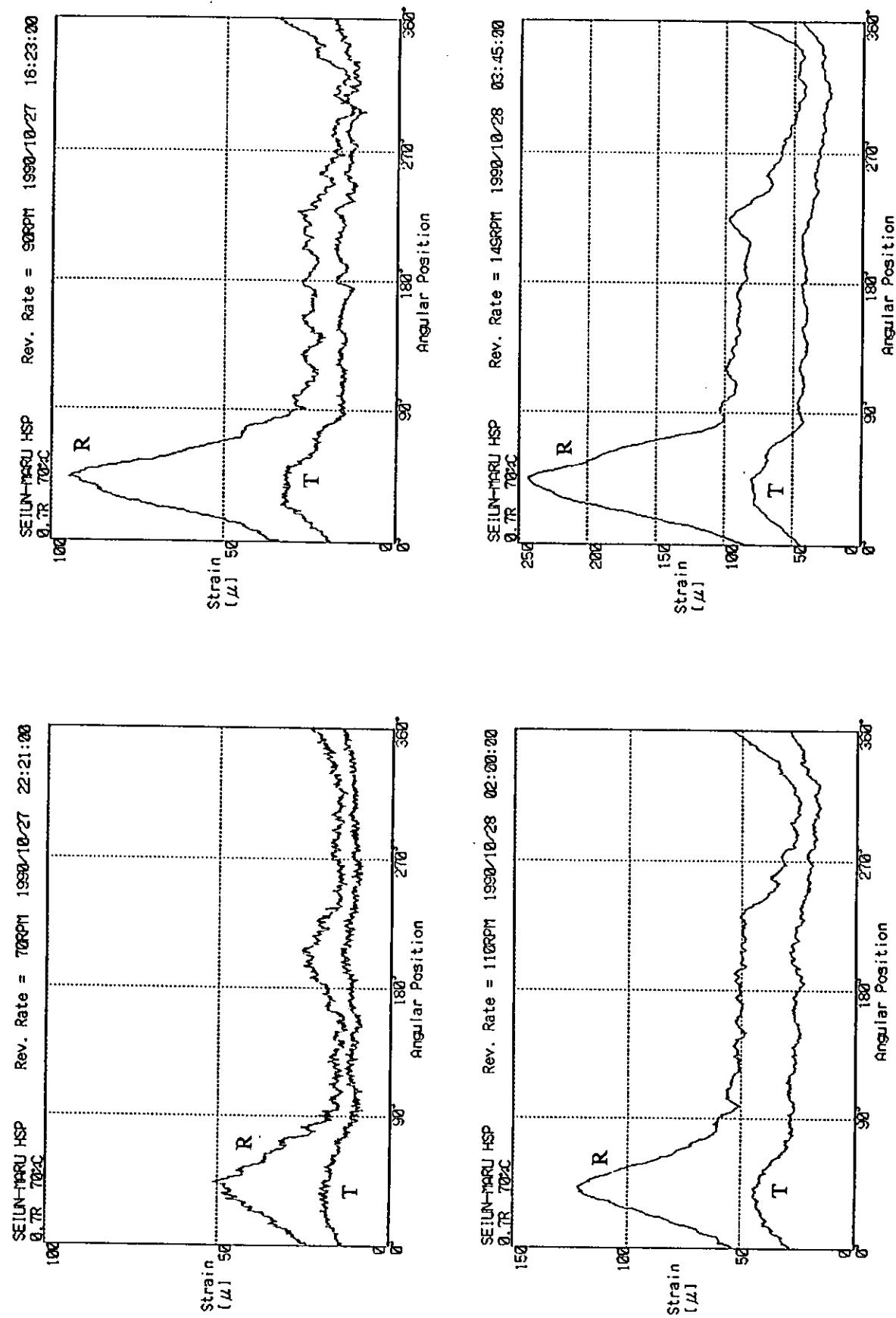


Fig. 5.4.2 (a) プロペラ一回転中の翼弦の変化 (0.7R)

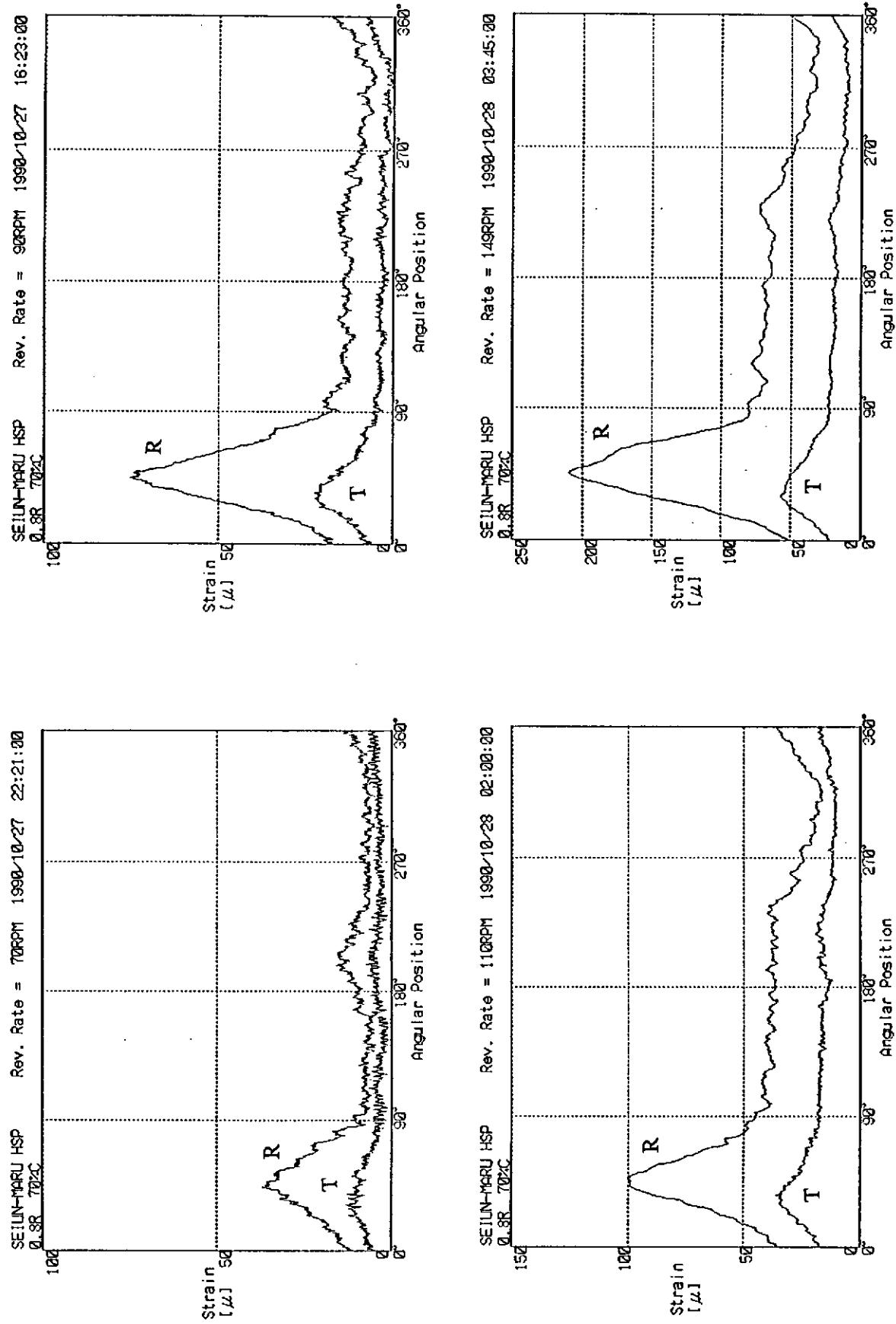


Fig. 5.4.2 (b) プロペラ回転中の翼型の変化 (0.8R)

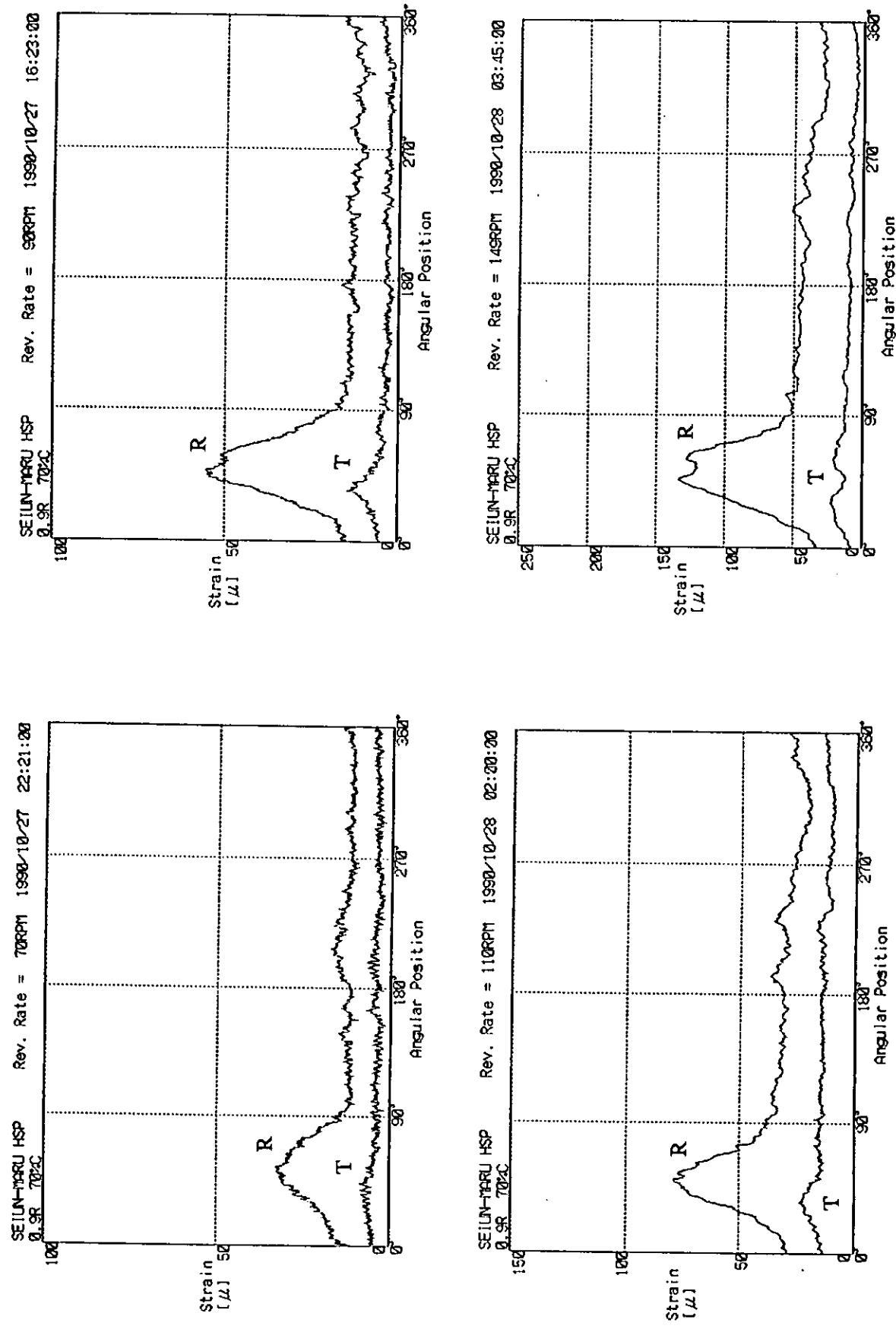


Fig. 5.4.3 (c) プロペラ一回転中の翼歪の変化 (0.9R)

5.5 実船スラスト計測

実船スラストの計測法として、プロペラ軸への歪ゲージの直貼りによる方法は手軽ではあるが、トルクの影響が入り易く、未だ確立した技術となっていない。今回は模擬シャフトによるベンチテストを行いつつ、SR210で実施したヒラリデスの方法（以後HY方式という）と、従来から行われている方法（従来方式）の2種類について実験を行い、その有用性を示すとともに、計測技術の確立を目指した。

5.5.1 計測準備

プロペラ軸のスラストによる圧縮歪は、通常 $20 \mu st$ 程度と小さいため、一般的の歪ゲージでは出力が小さく、SN比が低下する。そこで、ゲージ率が一般的の歪ゲージの約50倍であるN型半導体ゲージを用いることにした。またHY方式、従来方式ともに直交ゲージが必要であるため共和KSN-2-F3-11を採用した。トルクの計測には通常の直交ゲージを、温度には温度ゲージを用いた。

計測方法の概略をFig. 5.5.1に示す。歪ゲージの出力はFMテレメーターにより回転するプロペラ軸より計測室へ転送され、データレコーダーに記録される。また、実験中のモニターとして、オシログラフを併用している。

計測項目は、前述のスラスト2種のほかに、トルク、軸温度、軸とダミー鉄片の温度差、軸受油温度、軸室温度、その他ブリッジにおける船速、風速データ、エンジン制御室における本船スラスト、本船馬力、軸回転数などである。

計測位置は軸室内第2軸受と第3軸受の中央部とし、約1mにわたって歪ゲージ、FMテレメーター、電源用バッテリー、ダミー鉄片およびスリップリング1チャンネルをとりつけた。スリップリングを追加したのはテレメーターが1チャンネル故障したためである。取付に要した日数は約2.5日、受信アンテナの取付から、計測室までのアンテナコードの設置、計測準備、調整に約1.5日を費やし、合計4日のスケジュールにぎりぎりであった。

歪ゲージの結線図をFig. 5.5.2に示す。この図で示されるようにHY方式ではゲージ貼付時の芯のくるいにより混入するトルク歪の影響が、直交ゲージを直列に結線することによりキャンセルされている（文献1）。従来方式においては個々のゲージの貼付ずれの代数和が、トルク影響として現れる。詳しくは付録に示す。

5.5.2 計測手順および解析方法

計測プロペラ翼面圧力計測等と同時にを行うこととした。しかし、過去のスラスト計測の経験から、正逆ターニングによるスラスト、トルクのゼロ点計測はスラスト計測の直前、直後できるだけ時間的に近い時点で行うことが望まれ、本計測においても直前、直後にターニングを実施していただいた。ターニング中は漂流状態となるため、安全の面からも本船側には大変ご迷惑をおかけした。

解析方法は、通常の歪計測の解析と同一であるので省略するが、歪ゲージの結線図がFig. 5.5.2の場合の各ゲージブリッジの特性等をTable 5.5.1に示す。HY方式は、特殊な結線方法のため、その出力は1枚ゲージの場合の約70%と小さくなる。過去においては文献のミスにより約1.4倍の出力倍数と誤り、そのため計測値が小さく70%程度に出ることが多かった。今回再チェックにより気付いた重要な点である。

今回解析に用いたヤング係数、せん断弾性係数等をTable 5.5.2に示しておく。この値はSR138において計測した実船ならびに検定用プロペラ軸の平均値である。Gの値は、SR117の平均値に非常に近い値である。

5.5.3 計測結果および考察

各計測値の時間ベースの変化をFig. 5.5.3に示す。軸温、温度差およびトルク、スラストのゼロ点変

化の具合がよく分かる。3日目(10/29)0時付近のトルク、スラストゼロ点において、逆転時の計測点が無いのは、時間の都合上省略したためである。

通常HY方式のゼロ点移動は、軸とダミー鉄片の温度差により生じるが、初日の大幅なゼロ点移動が軸温度の上昇とともに激しくなることから見て、軸温変化の影響を強く受けたようである。本計測で用いた半導体ゲージの弱点の一つであろう。計測期間中の軸温度変化がほぼ直線的であることから、ゼロ点として正逆ターニングの平均値が時間に対し直線的に変化するとして解析した結果をFig. 5.5.4に示す。

トルク計測についてはゼロ点移動も少なく、本船計器による馬力と回転数から逆算した値とよく一致しており、正しく計測されたものと考える。なお、本船は中間軸が長く、軸受が多いため正逆ターニング時の摩擦トルクが意外に大きいことも示されている。

スラストの計測結果については、従来方式が本船スラスト計の値の約90%と、大略一致する値を示したのに比べ、HY方式の出力が本船スラストの約1.4倍と大きな値を示している。この原因について以下に考察する。

Fig. 5.5.3において、ターニングの正逆でトルクに出力があるのはよいが、スラストに出力が現れるのはおかしい。特にHY方式と従来方式で出力の符号が逆転している。この原因是、付録で述べるトルク影響としか考えられない。しかし、HY方式ではゲージの直交性が保たれる時はトルク影響は出ないはずである。そこで、HY方式の出力を直交度のずれに換算したところ、約1.3度となった。従来方式についても換算したところ約1度であった。そこで、手持ちの半導体ゲージを拡大投光機により調査したところ、0~2度位の範囲で直交度に誤差があることが分かり、ターニング時の出力がゲージの直交度誤差、または、貼付時のずれによるトルク影響出力であることが予想された。そこで逆にターニング時のトルクによるスラスト出力の関係より、Fig. 5.5.4を修正したものが、Fig. 5.5.5である。

HY方式は±2%程度の誤差で本船スラスト計の指示と同じ値を示し、この修正法が妥当であることを示した。

しかし、従来方式は逆に約1.2倍と大きくなり、ターニング時の小さな出力による修正の難しさが示された。

5.5.4 まとめ

今回得られた結果をまとめると次の通りである。

- (1) 今回の計測値に対しターニングのデータを用いたトルク影響修正方法が見い出された。
- (2) HY方式によるスラスト計測結果は、本船装備のスラスト計の値の約1.4倍を示したが、今回得られたトルク影響の修正法を適用したところ本船装備のスラスト計の値と±2%以内のばらつきで一致する結果が得られた。
- (3) 従来方式によるスラスト計測結果は本船スラストの約90%の値を示した。しかし、本方式についての的確なトルク影響の修正方法は見いだせなかった。
- (4) HY方式については事前に半導体ゲージの直交度を調べることによりトルク影響修正量を推定できることが解析的に示された。
- (5) プロペラ軸の微少歪の計測技術が進歩した現時点では、トルク影響の修正が可能なHY方式の方が従来方式に比べ有利である。
- (6) 文献1におけるHY方式の出力算定式に誤りのあることが見いだされた。正しくは1枚ゲージ出力の(1-レ)倍(約0.7倍)である。

今回は、別の研究として実施したベンチテストにより、HY方式でも半導体ゲージを用いるとトルク影響の生じることが見いだされ、トルク影響の解析法、さらには文献の誤りも一連のつながりのなかで見つけられたものである。

また、以前 SR 210 で実施した HY 方式の計測値が、本船スラストの 70% 程度であったが、出力算定式の誤りを修正すると今回の無修正値と同じく約 1.4 倍となる。ターニング時のスラスト出力など細かいデータが失われており、トルク影響の修正ができないのが残念である。

今回の計測によりプロペラ軸への歪ゲージの直貼りによるスラスト計測が定量的にも可能であることが示されたことは、大変意義深いことである。最後になりましたが、ご協力頂いた関係各位、特に計測を担当して頂いた第三造試験センターに御礼申し上げます。

参考文献

1. Hylarides, S.: Thrust Measurement by Strain Gauge without the Influence of Torque, Shipping World & Shipbuilder, Dec. 1974

付録：歪ゲージブリッジの出力について

Fig. 5.5.6 に示されるように圧縮応力 σ_x とせん断応力 τ_{xy} が作用するプロペラ軸の表面において、歪ゲージ a, b がプロペラ軸芯ならびにその垂線に対し、角度 α, β だけ傾いて貼付けられた時の出力について考える。この場合、歪ゲージ a, b にはそれぞれ次式のような値が出力される。このうちの γ_{xy} に関する項をトルク影響という。

$$\epsilon_a = \epsilon_x + \gamma_{xy} \times \sin \alpha, \quad \epsilon_b = -\nu \epsilon_x - \gamma_{xy} \times \sin \beta$$

但し、 $\epsilon_x = \sigma_x / E$, $\gamma_{xy} = \tau_{xy} / G$ であり、 $\cos \alpha \approx 1$, $\cos \beta \approx 1$ とした。

(1) HY 方式の結線による出力

Fig. 5.5.2 に示されるように、歪ゲージ a, b を直列に結線してブリッジの一辺に入れる HY 方式の出力は、抵抗値が 2 倍になることを考慮すると、

$$\begin{aligned}\epsilon_{HY} &= (\epsilon_a + \epsilon_b) / 2 \\ &= \epsilon_x (1 - \nu) / 2 + \gamma_{xy} \times (\sin \alpha - \sin \beta) / 2 \\ &\approx \epsilon_x (1 - \nu) / 2 + \gamma_{xy} \times (\alpha - \beta) / 2\end{aligned}$$

直交ゲージの場合は $\alpha = \beta$ となるため $\epsilon_{HY} = \epsilon_x (1 - \nu) / 2$ となり、トルク影響が現れない。（文献 1 の結論）

(2) 従来方式の結線による出力

a, b ゲージをブリッジの隣あう 2 辺に入れる従来方式の出力は以下のようになる。

$$\begin{aligned}\epsilon_{NR} &= \epsilon_a - \epsilon_b \\ &= \epsilon_x (1 + \nu) + \gamma_{xy} \times (\sin \alpha + \sin \beta) \\ &\approx \epsilon_x (1 + \nu) + \gamma_{xy} \times (\alpha + \beta)\end{aligned}$$

この場合は直交ゲージを用い、 $\alpha = \beta$ と置いてもトルク影響はゼロとならない。

(3) トルク影響の除去について

直交ゲージ 2 枚の中にある 4 枚のゲージそれぞれの貼付け時のずれを $\alpha, \beta, \gamma, \delta$ としてブリッジ全体の出力を考えると

$$\begin{aligned}\epsilon_{HY} &= \epsilon_x (1 - \nu) + \gamma_{xy} (\alpha - \beta + \gamma - \delta) / 2 \\ \epsilon_{NR} &= 2 \epsilon_x (1 + \nu) + \gamma_{xy} (\alpha + \beta + \gamma + \delta)\end{aligned}$$

ここで、HY 方式においては $\alpha - \beta, \gamma - \delta$ がゲージ固有の製作誤差であるため、事前に計測することによりトルク影響の量を知ることが出来る。また、数枚のゲージから + - キャンセルするものを選ぶことも可能である。しかし、従来方式においては貼付時のずれの和である $\alpha + \beta + \gamma + \delta$ をゼロとする必要があり、現場での作業であるためキャンセルは難しい。

Table 5.5.1 ゲージブリッジ特性一覧

	テレメータ チャンネル	データレコード チャンネル	ア'リヤジ 抵抗値	ゲージ 率	出力倍数
HY方式 スラスト	B	2	オーム 236.6	-99	$\frac{(1-\nu) \times 99}{2}$
従来方式 スラスト	C	3	117.4	-99	$\frac{2(1+\nu) \times 99}{2}$
トルク	D	4	350.4	2.15	4.0
軸・タミー鉄片 温度差	A	1	120.6	$\mu\text{st}/^{\circ}\text{C}$ 100	1.0
軸温度	スリップ リンク	5	120.6	$\mu\text{st}/^{\circ}\text{C}$ 100	1.0
回転パルス		6			

Table 5.5.2 ヤング係数、せん断弾性係数、ポアソン比、軸径

E kgf/mm ²	G kgf/mm ²	ν	プロペラ軸直径(D mm)
2.14	0.378	0.2772	325

備考：E, GはSR138において計測した実船プロペラ軸の平均値

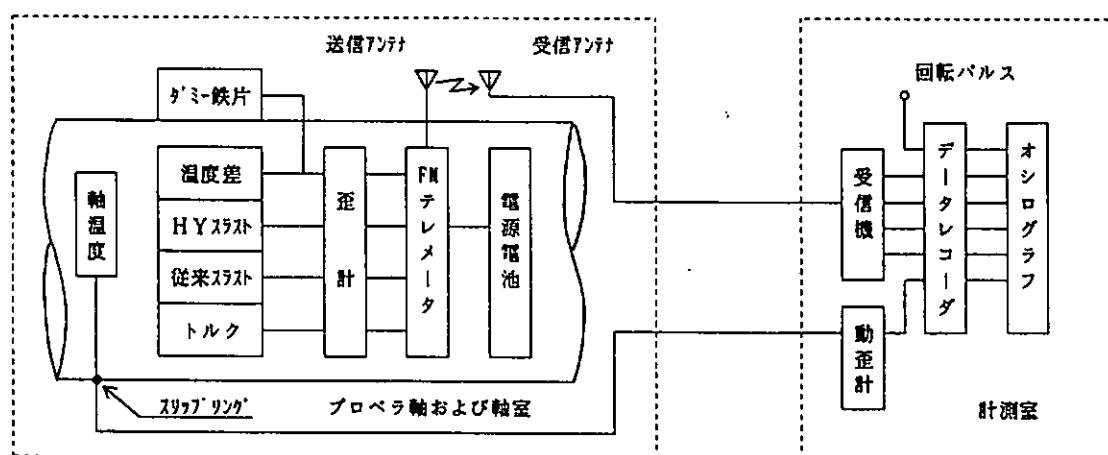


Fig. 5.5.1 実船スラスト、トルク計測法概略図

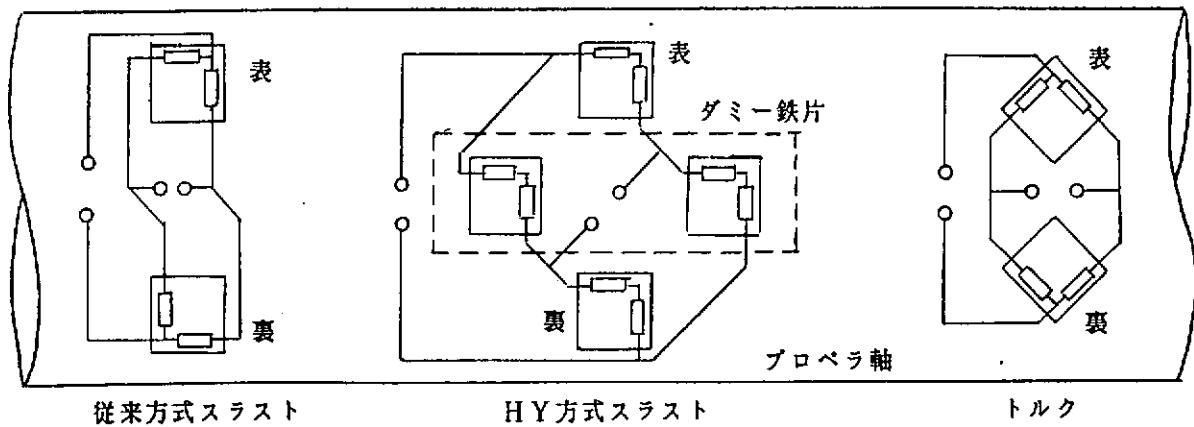


Fig. 5.5.2 歪ゲージ結線図

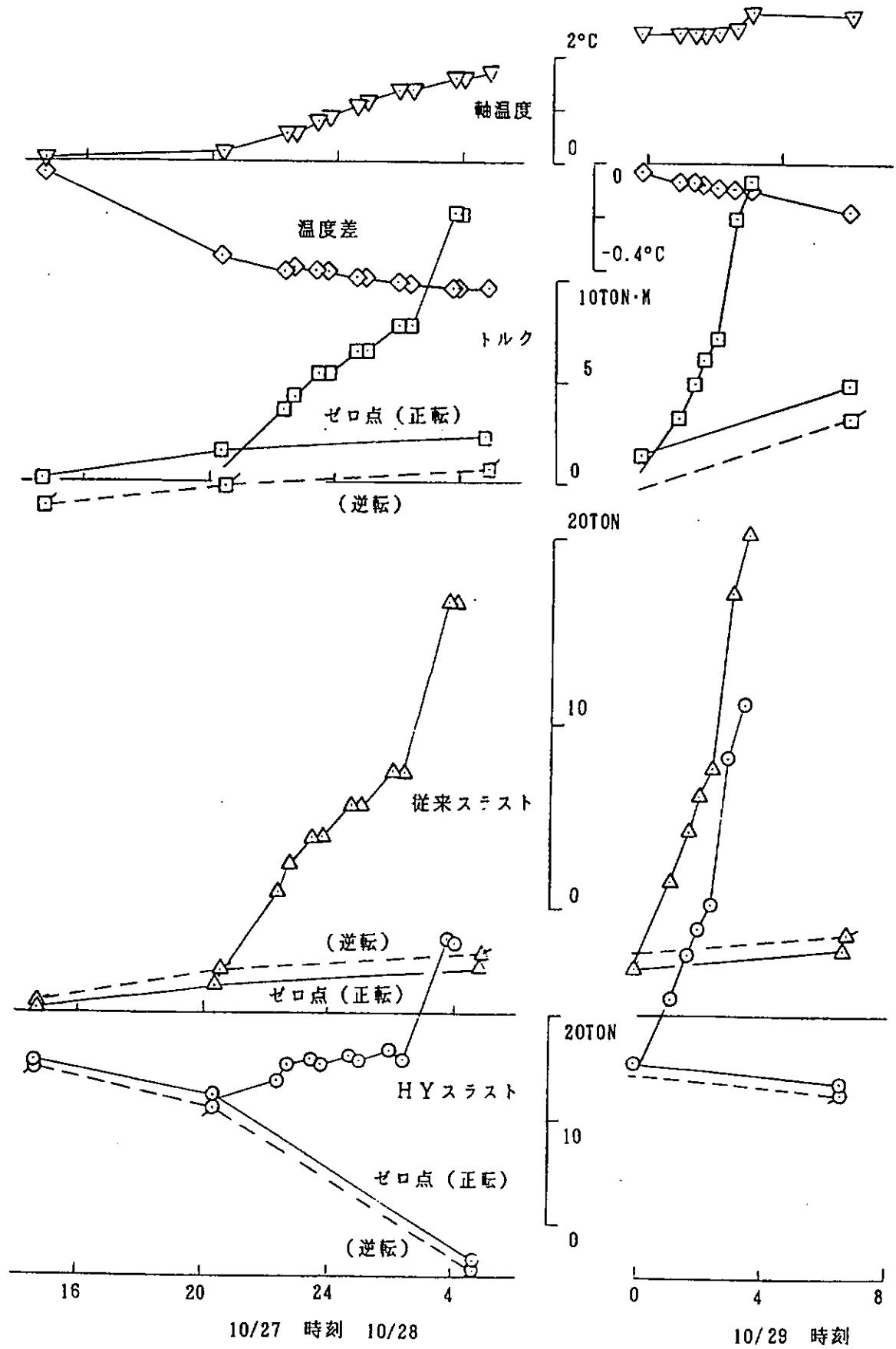


Fig. 5.5.3 実船スラスト、トルク計測結果

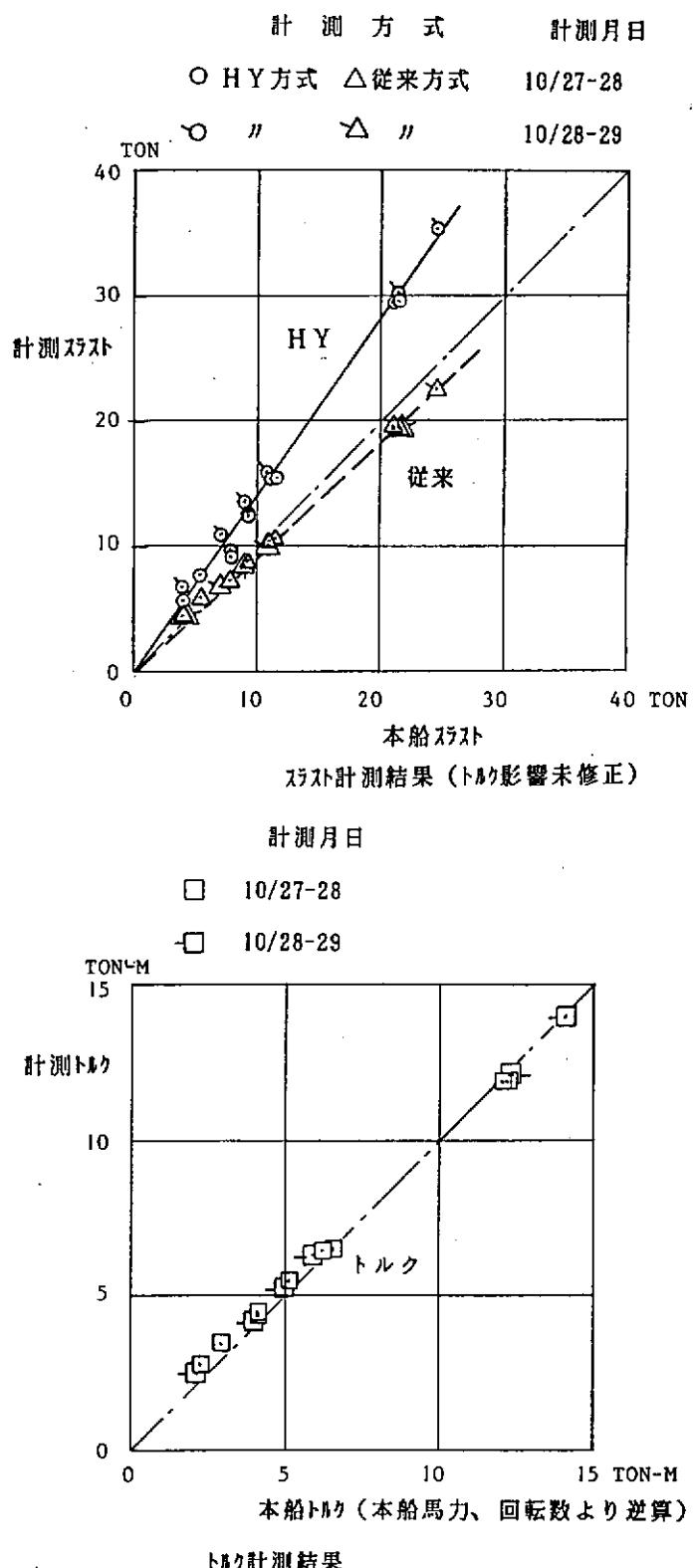


Fig. 5.5.4 実船スラスト、トルク計測結果比較図

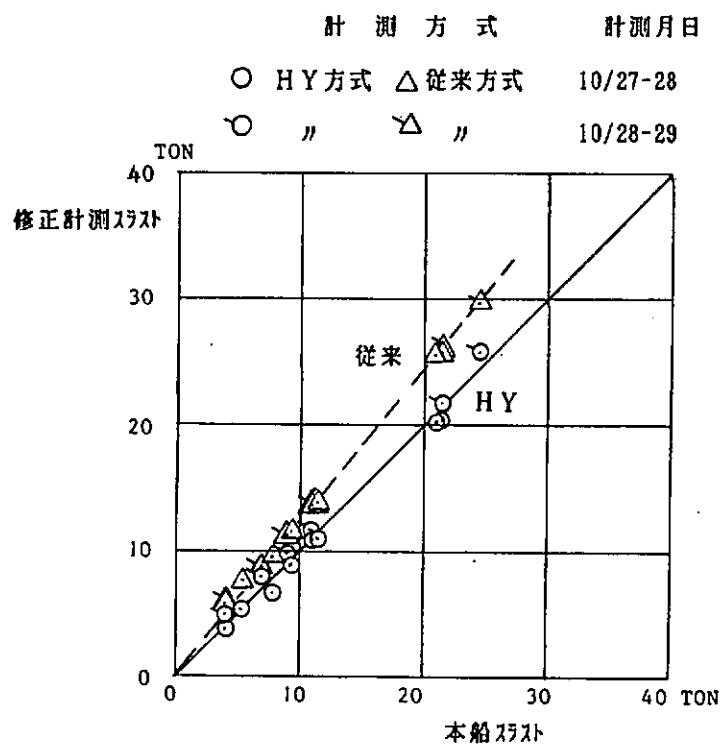


Fig. 5.5.5 実船スラスト計測結果比較図
(トルク影響修正済)

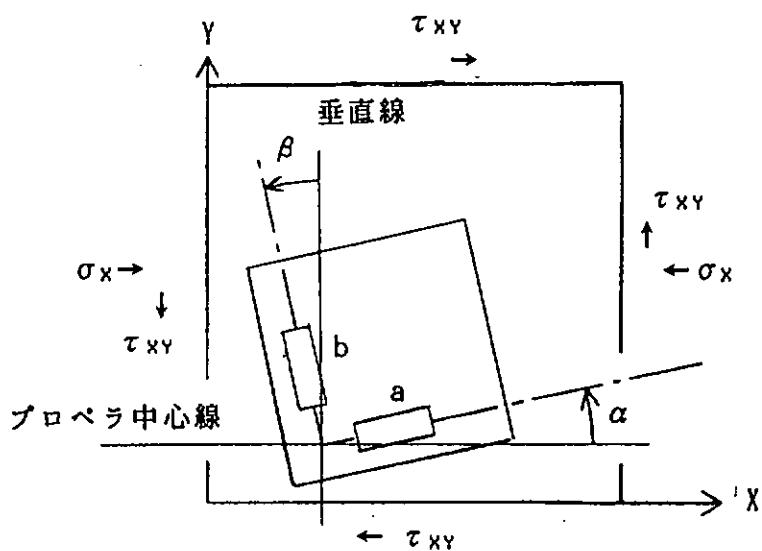


Fig. 5.5.6 直交歪ゲージ貼付拡大図

5.6 トレーサによる三次元流場計測

5.6.1 計測手順および解析方法

平成2年度に行ったハイリースキュードプロペラの実船計測の計測システムは、基本的には平成元年度に行なった通常型プロペラに対するそれと全く同じである。しかし、元年度の計測の経験を基に、いくつかの改良を行なった。それらは、Table 5.6.1, Table 5.6.2にまとめられている。その説明を、以下に項目ごとに列記する。

(1) カメラ視野の検討

平成元年度のカメラ視野は、プロペラ位置で横1.5m×縦1.2mと狭いものであった。これは、夜間ストロボにより照射されたトレーサを明瞭に画面に写し込むことを第1に考えたためである。元年度の経験によれば、光量はやや少なくなつても（カメラ視野を広げれば、1画素当たりの光量は少なくなる）十分トレーサを写し込めることができた。そのため、平成2年度はレンズの焦点距離を12.5mmに変更し、より広角のレンズにした。それに伴い、画素数の多い（解像度の高い）新型のCCDカメラを採用した。また、カメラの取付位置も、元年度のFr. 1.0からFr. 1.05に変更した。これは、プロペラ面より約4.6m上流になる。ちなみに、元年度の位置はプロペラ面より約4.3m上流である。これにより、プロペラ位置でのカメラ視野が横1.9m×縦1.45mとなり、面積にして元年度の5割増になった。なお、カメラ位置を上流側に大きく移動することを避けたのは、本船のサイド・スラスター孔との位置関係もあるが、カメラ相互の角度が狭くなり、計測精度が悪くなるためでもある。

(2) トレーサ球

トレーサ球は平成元年度のものより小さくても、十分画面で確認できるであろうことが、明らかになつた。そのため、平成2年度は水槽にて予備試験を行い、トレーサ球の直径を28.5mmとした。また、下記のようにトレーサ放出法を変更したため、比重1.04のトレーサ球を2000個作成した。また、念のため、比重1.4のものも1000個作成した。

(3) トレーサ放出方法

平成元年度の計測では、トレーサ放出用の誘導管の詰まりが問題になつた。また、かなりの大きさのトレーサ放出装置をプロペラ上流に取り付けることの影響も考えられる。そこで平成2年度は、Fig. 5.6.1に示すように、出口の高さと横方向位置の異なる誘導管6本を船側に取り付け、本船船尾の消火栓からの海水供給によりトレーサを流し出す方式を採用した。これは、管の詰まりによる計測失敗の危険性を防止することにも役立つ。放出管出口の高さは、船底より1.7m, 2.3m, 3.0mの3種類で、横方向位置は、船体上と船体から0.5m離れたところの2種類である。放出管の取付の際には、詰まりの危険性を極力少なくするため、なるべく大きな曲率半径で曲げる様、注意を払つた。Fig. 5.6.2は、2.2.3節に述べた模型実験から推定したトレーサ到着範囲とカメラ視野の関係である。推定したトレーサ到着範囲はカメラ視野全体を覆つてはいないが、元年度の経験から、実船計測ではこれより広がることが期待される。

(4) 標定用基準枠

標定用基準枠は、水中で揺れないようにするために、一辺約1.2mの立方体状のものをアングルで作成した。枠は、カメラ視野の拡大に応じて、元年度のものより大きくなっている。それを、船底に取り付けたフックから鎖で吊るすとともに、船側および船底にボルト締めで固定するという方策を採つた。これにより、水中での揺れがほぼ完全に無くなつた。

上記以外の計測手順および解析手法は平成元年度のものと全く同じである。

平成2年度の本計測に関する日程の詳細は、以下の通りである。

190年10月23日～10月26日（ドック工事）

青雲丸入渠

CCDTVカメラ台座、ストロボ台座取付工事

基準枠取付：標点の座標計測，空中標定の後，取り外し
機器動作確認

10月27日

- 14:00 出渠
20:00 トレーサ予備計測開始
ストロボ発光せず，ストロボ故障判明
(10月28日にストロボ本体への浸水と判明し，応急修理)

10月28日

- 6:05 プロペラ回転数 145 rpm 実験(第1回)開始
ストロボ未発光のまま，暁光を利用してトレーサ写し込み
トレーサ比重 1.04 : 456 個投入，モニター画面上で 187 個確認
6:45 実験終了
No.2 カメラ(最も下のカメラ)故障判明
10:00 館山沖錨泊
10:30 ダイバー到着
10:40 ストロボメーカー到着しストロボ修理開始
13:00 ストロボ本体，甲板に引き上げ
本体ケース内に直径の 3/4 以上浸水
16:30 プロペラマークリング写し込み開始
16:40 プロペラマークリング写し込み終了
17:05 ストロボ修理完了・甲板上にて発光確認
水中での水密テスト開始
17:30 水中標定開始
17:40 水密テスト完了 水密に異常なく，ストロボ本体の船体への取付を開始
18:00 ストロボ本体取付完了
18:05 水中標定終了
19:30 標定用基準枠取り外し終了(ダイバー作業完了)
21:00 館山抜錨
22:08 プロペラ回転数 90 rpm 実験開始
トレーサ比重 1.04 : 560 個投入，モニター画面上で 305 個確認。
23:00 実験終了

10月29日

- プロペラマークリング写し込み
プロペラマークリング写し込み終了
3:58 プロペラ回転数 145 rpm 実験(第2回)開始
トレーサ比重 1.04 : 400 個投入，モニター画面上で 227 個確認
トレーサ比重 1.4 : 460 個投入，モニター画面上で 285 個確認
5:23 実験終了
15:52 逆転試験[実験番号 A-3-3]トレーサ投入開始
Stop Eng. 3 分前より比重 1.4 のトレーサを約 280 個投入
No.1 カメラ(中央のカメラ)で 1 個確認
16:01 トレーサ投入終了
17:36 プロペラ回転数 110 rpm 実験開始

トレーサ比重 1.04 : 525 個投入、モニター画面上で 295 個確認
トレーサ比重 1.4 : 211 個投入、モニター画面上で 96 個確認
18:05頃～18:28：プロペラ回転数調整のため中断

19:20 実験終了
19:30 計測機器かたづけ

10月30日

8:30 館山下船

上記のように、平成2年度の計測で発生した最大の問題は、ストロボとカメラ1台の故障であった。ストロボの問題は、館山沖停泊時にダイバーによりデッキ上に引き上げ、同乗計測員と緊急に呼び寄せたストロボメーカー担当者の多大の努力により応急修理を行うことができ、解決することができた。カメラの故障は修理できなかったが、本計測はカメラ2台でも遂行可能であるため、予定していたプロペラ回転数 90 rpm, 110 rpm, 145 rpm の3条件の計測を全て行うことができた。元年度問題になったトレーサ放出管の詰まりは、全く発生しなかった。

しかし、後日の解析において、ビデオテープの記録状態が完全でなく、プロペラ回転数 110 rpm, 145 rpm の2条件では、画像処理装置に画面を取り込んだ際に画像が乱れる部分が発生することのあることが判明した。これは、計測室の熱や、摩耗などにより VTR 記録ヘッドの調子が少しずつ悪くなっているためと思われる。また、船速が大きくなると水面近くでの泡の巻き込みが多くなるため、プロペラ回転数 110 rpm, 145 rpm の2条件では思ったよりも計測点数（トレーサ速度が得られた点の数、Fig. 5.6.3～Fig. 5.6.5 参照）が少なくなってしまった。

5.6.2 標 定

水中標定は平成2年10月28日(日)館山沖停泊中に実施された。平成2年度は元年度の経験に基づき、標準用基準枠を船体に固定して行った。標点の空間座標(ドック内で物差しで計測したもの)と、標定データを用いて計算したそれらの空間座標をTable 5.6.3に示す。座標系は、4.5節のもの(平成元年度のもの)と同じである。表の内、No 2, 3, 4, 5, 6, 9 の6点を標点として用いた。表中にあるように、標定枠内での空間位置の測定誤差は、20 mm程度と小さいものである。

5.6.3 計測結果および考察

前述のように、平成2年度の計測では最も下の位置にあるカメラが故障したため、2台のカメラの画像をもとに結果を得た。計測されたトレーサの分布状況を、Fig. 5.6.3～Fig. 5.6.5に示す。順に、プロペラ回転数 90 rpm, 110 rpm, 145 rpm(第2回)のものである。また、前述のようにプロペラ回転数 110 rpm, 145 rpm では VTR の不調と水面からの泡の巻き込みによりデータ数が少なくなってしまったため、トレーサ比重 1.04 と 1.4 のものを合わせて表示している。図のような四角錐状の空間でデータが取得された訳であるが、プロペラ回転数 110 rpm, 145 rpm の2条件では、上記の理由により 90 rpm のものよりデータ数が少なくなっている。

Fig. 5.6.6～Fig. 5.6.8に、平成元年度と同じ補間法により得られたプロペラより 1.0 m 上流での伴流分布図と2次流れベクトル図を示す。順に、プロペラ回転数 90 rpm, 110 rpm, 145 rpm(第2回)のものである。2年度は、LDVによる計測は行われなかったので、ここではその結果は描いていない。平成元年度のトレーサ法および LDV 法の結果との比較・考察は 6.3 節で行う。また、図の四角枠内が元年度と同じくトレーサ到達範囲である。

伴流分布は3条件とも似たようなものであるが、船速が大きくなると(プロペラ回転数が増加すると)全般に伴流係数値が小さくなっている(流速が大きくなっている)。2次流れについても合理的な結果が得られており、3条件で大きな差はない。特に、図の左下にビルジ渦の一部の様なものが見られている。

CCD TVカメラの水中容器は、安全性と角度調整のし易さを第1に考えて Fig. 2.2.2 のように少し大きめのものにしたが、カメラ本体は非常に小さいものであるので、この点を今後改良すべきかも知れない。また、トレーサ像の画面上のブレを無くすために、カメラの露出を最高にして夜間水中ストロボ照射をするという計測を行ったが、最近の家庭用ビデオカメラにはメカニカル・シャッター付の超小型カメラが採用されているので、そのカメラ部だけを取り出したものを取り付ければ水中ストロボも不要になり、上流に取り付けた計測用機器の伴流の影響が実質上全く無い計測も可能となろう。

5.6.4 まとめ

トレーサ法による実船三次元流場計測を行った。途中、水中ストロボの故障という大トラブルに見舞われたが、迅速な対応と多大な努力により応急修理を行うことができた。また、カメラも1台故障したが、あらかじめカメラを3台取り付けておいたため大きな問題にはならず、予定していたプロペラ回転数 90 rpm, 110 rpm, 145 rpm の3状態の計測をすべて行うことができた。

得られた伴流分布および2次流れは3状態の計測とも合理的で、どれも似通った結果が得られたが、伴流分布については船速が大きくなると伴流係数値が小さくなっていくこと、2次流れについてはビルジ渦の一部のようなものが観察されるなど、非常に興味深い結果が得られた。また、船体に取り付けた計測用機器の影響を少なくする改良法も示唆した。

Table 5.6.1 計測範囲・トレーサ放出方法・トレーサ球の相違点

	通常型プロペラに関する計測時	ハリースキュートプロペラに関する計測時
推定計測範囲 縦×横 (カメラ視野)	1.2m×1.5m	1.45m×1.9m
CCDカメラ 有効画素数 レンズ焦点距離	384×491 16mm	768×493 12.5mm
トレーサ放出方法 上下方向制御 左右方向制御	トレーサ放出装置 トレーサ球の比重 放出角度の変更	放出用誘導管6本(Φ40mm) 誘導管の船底よりの高さ 高さの同じ誘導管の間隔
トレーサ球 材質 直径 比重 着色 個数	木製 35mm 1.04～1.8の6種類 黄色蛍光塗料 2000個 (比重1.1, 1.8を各200個、 1.04, 1.2, 1.4, 1.6を 各400個)	同左 28.5mm 1.04及び1.4の2種類 同左 3000個 (比重1.04を2000個、 1.4を1000個)

Table 5.6.2 トレーサ放出装置他の取付工事及び取付位置対象表

	通常型プロペラに関する計測時	ハリースキュートプロペラに関する計測時
トレーサ放出装置	位置 Fr. No. 15 高さ 船底より3m	誘導管6本に変更、位置同じ 船底より1.7m, 2.3m, 3m 各2本(船側、船側より50cm)
CCDカメラ水中容器 3台	位置 Fr. No. 10 高さ 船底より2m, 3m, 4m	位置 Fr. No. 10.5 高さ 同じ
ストロボ装置	位置 Fr. No. 9 高さ 船底より2.5m	同左
水中標定用基準枠	位置 Fr. No. 3.5及び5.5	同左
ケーブル中通し	トレーサ放出装置、カメラ水中容器、ストロボ装置、圧縮空気・油圧用ホース	カメラ水中容器3台、ストロボ

Table 5.6.3 水中標定測定座標値

標点番号	実際の座標 (m)			2台のカメラにより 測定した座標 (m)			実際の点 と測定点 との距離 (mm)
	X座標	Y座標	Z座標	X座標	Y座標	Z座標	
1	-0.310	1.66	1.543	—	—	—	—
2	-0.254	2.629	1.535	-0.2577	2.6288	1.535	3.7
3	-0.261	2.629	2.386	-0.2407	2.6320	2.3883	20.6
4	-0.310	1.661	2.392	-0.3081	1.6588	2.3918	2.9
5	-1.521	1.937	1.840	-1.5191	1.9398	1.8392	3.5
6	-1.495	2.462	1.837	-1.5036	2.4604	1.8358	8.8
7	-1.496	2.461	1.987	-1.5078	2.4627	1.9873	11.9
8	-1.497	2.461	2.138	-1.5168	2.4590	2.1416	20.2
9	-1.524	1.937	2.142	-1.5211	1.9331	2.1411	4.9
10	-1.523	1.937	1.992	-1.5222	1.9382	1.9879	4.3

* 標定に用いた点は、No. 2, 3, 4, 5, 6, 9の6点

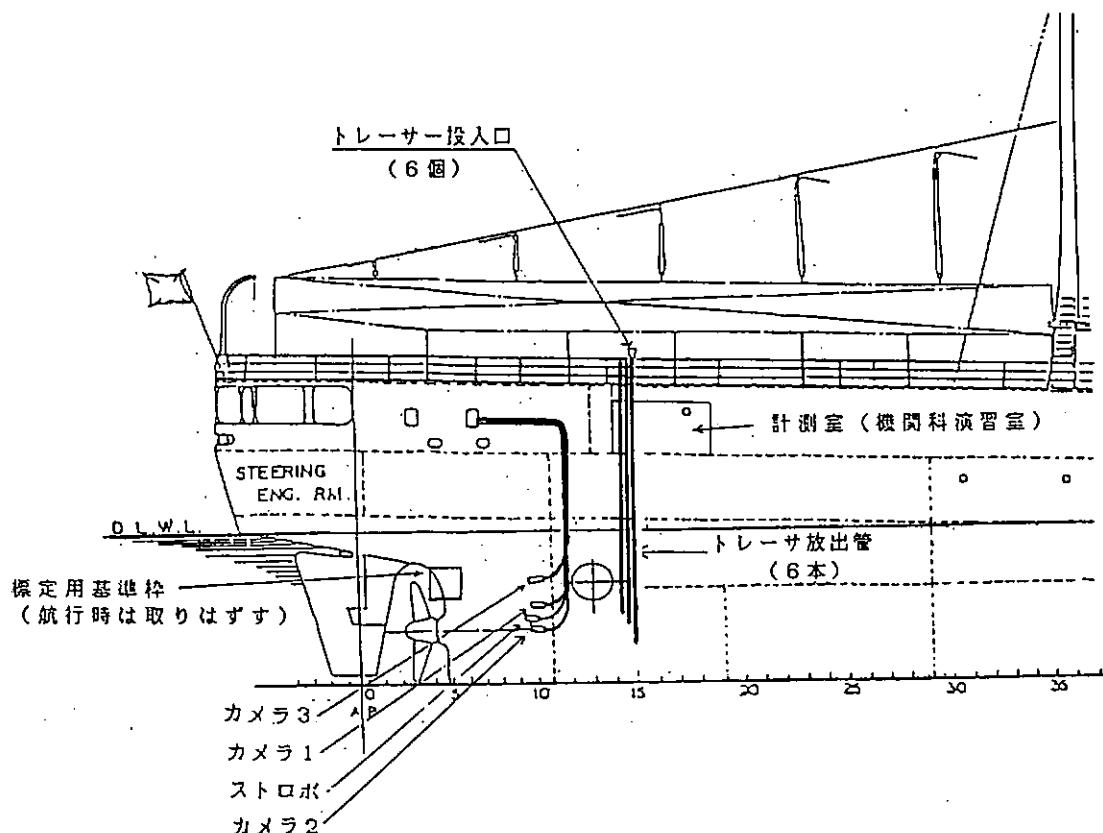


Fig. 5.6.1 トレーサ放出方法

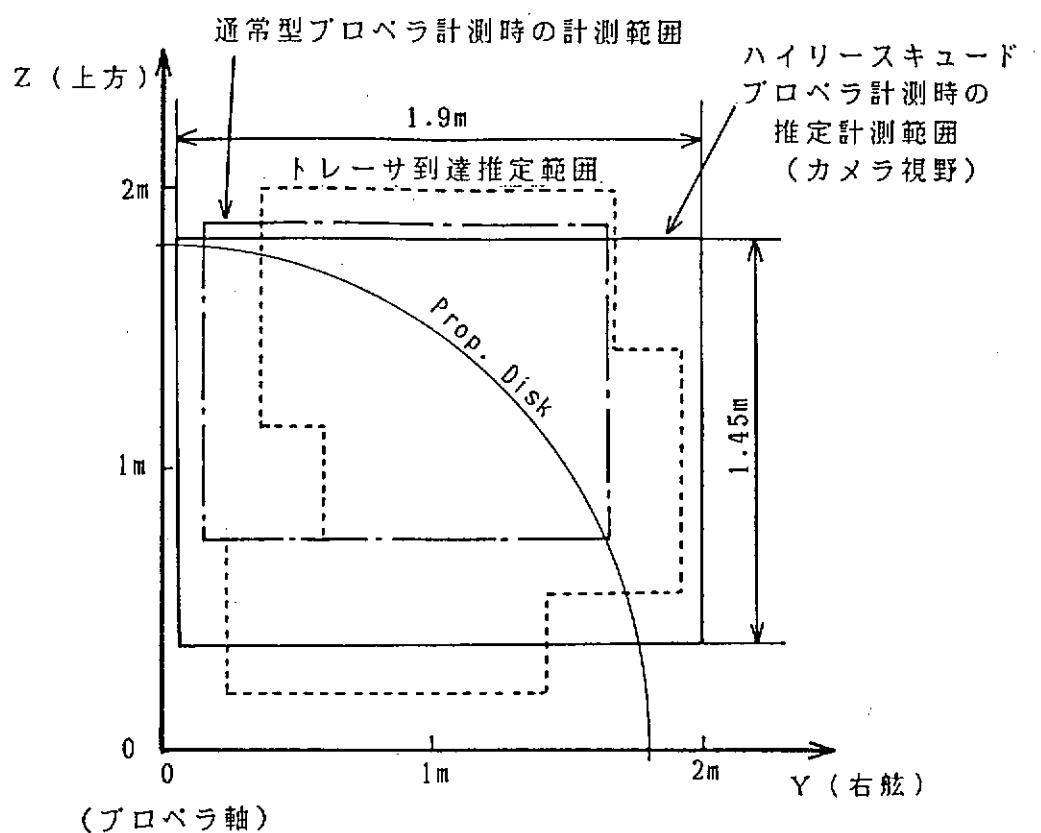


Fig. 5.6.2 模型実験から推定したトレーサ到達範囲とカメラ視野の関係

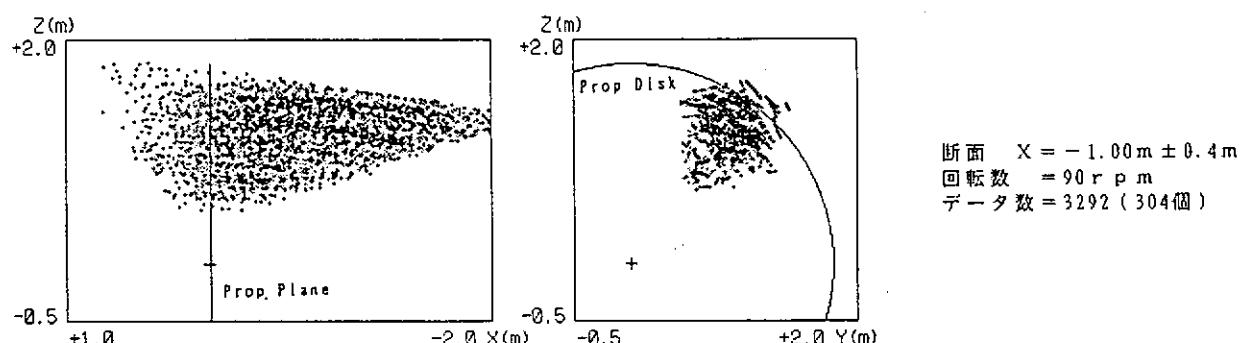


Fig. 5.6.3 トレーサ分布状況；プロペラ回転数90rpm

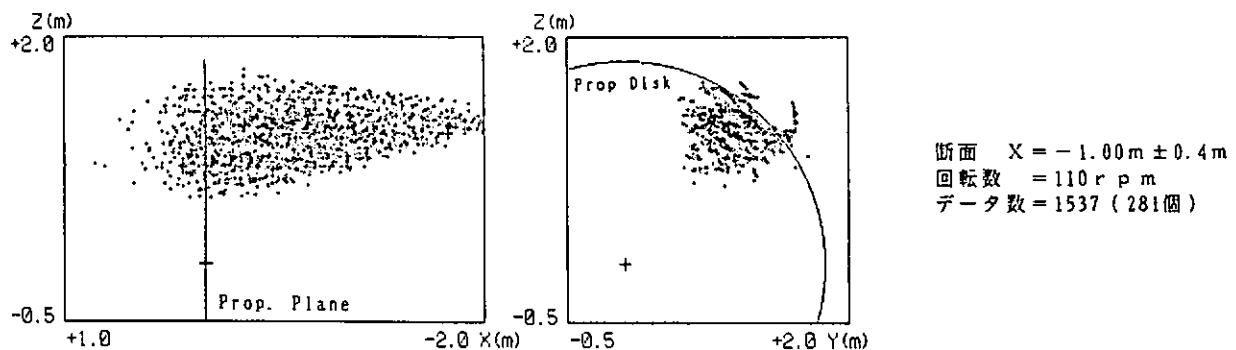


Fig. 5.6.4 トレーサ分布状況；プロペラ回転数110rpm

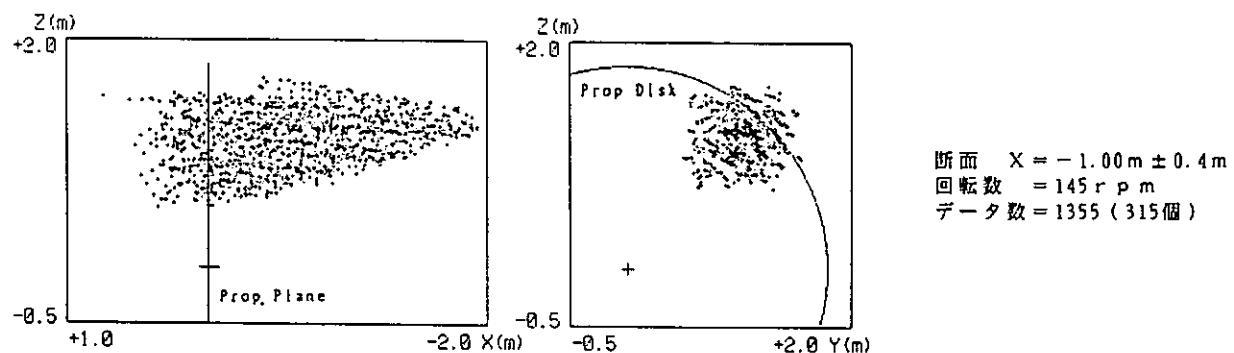


Fig. 5.6.5 トレーサ分布状況；プロペラ回転数145rpm

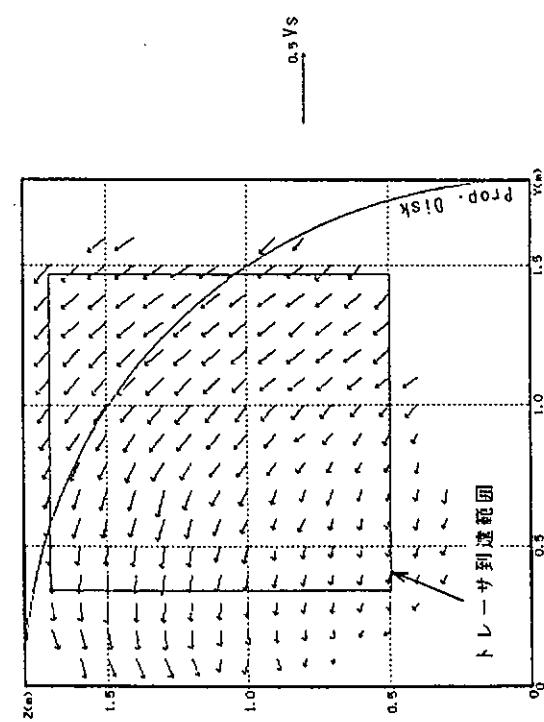
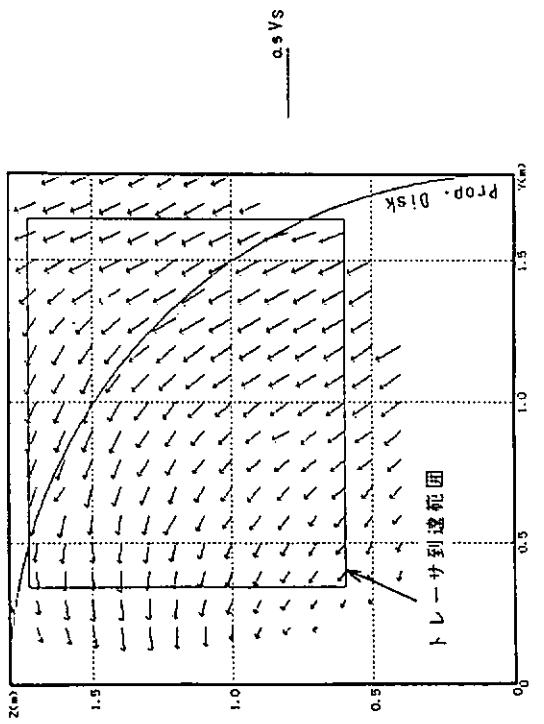
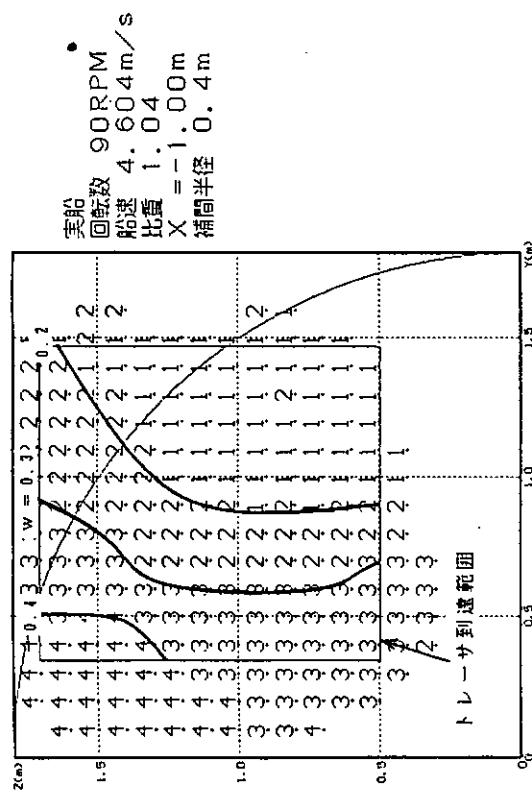
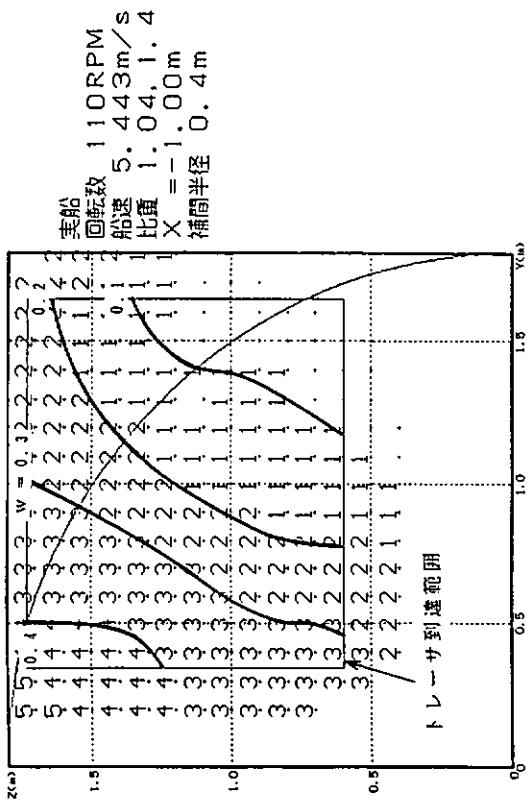


Fig. 5.6.6 プロペラ前方1.0mでの伴流分布及び2次流れ；
プロペラ回転数90rpm

Fig. 5.6.7 プロペラ前方1.0mでの伴流分布及び2次流れ；
プロペラ回転数110rpm

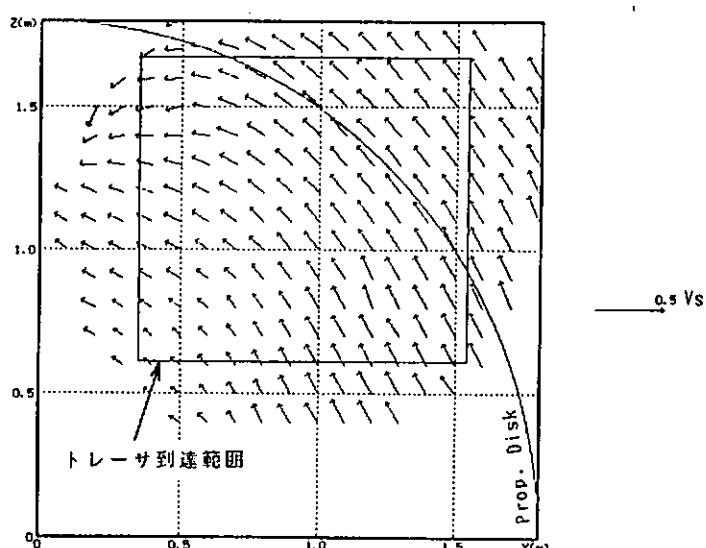
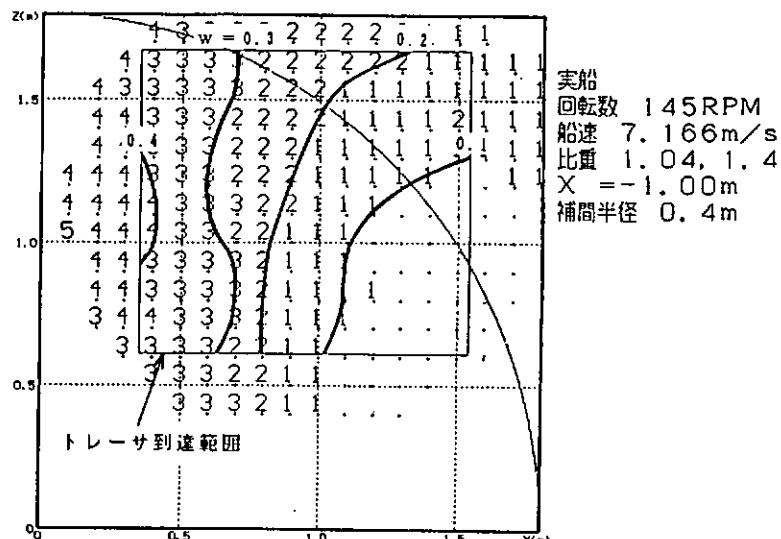


Fig. 5.6.8 プロペラ前方1.0mでの伴流分布及び2次流れ；
プロペラ回転数145rpm

5.7 逆転試験

5.7.1 計測手順および解析方法

(1) 目的

HSPはCPと比べて振動をいちじるしく軽減するばかりでなく、青雲丸のケースのように大幅な省エネとなる反面、翼の切損の他、停止距離の延長や停止時の回頭などの種々の問題が指摘されている。これらの問題点を考える上で、プロペラ逆転時におけるHSPの性能がどのように変化するかは未知のテーマの一つである。この研究では実船プロペラに取り付けられた圧力計や歪ゲージの他、本船に装備してあるスラスト計を利用して、逆転時においてプロペラがどのような流力的特性を示しているか把握することを試みた。

(2) 計測条件

HSPでの実船試験では航海訓練所が行なったCPでの逆転試験を参考にして、以下に示す状態について、逆転試験を行なった。A-2とA-3はそれぞれCPでの逆転試験の実験番号 $\#11$ と $\#14$ に対応する。A-1は停船のためにアスターをかけたことに伴い、0.7 Rでの歪ゲージが壊れたが、その時の状態に対応する。

実験条件A-1（実験番号A-1-1～A-1-3）

船首を風に向け、Slow Ahead Eng.で航走。Stop Eng.を発令し、所定の船速（約2ノット）まで減速したときにDead Slow Astern Eng.（-70 RPM）を発令、同時に計測を開始する。

実験条件A-2（実験番号A-2-1～A-2-3）

船首を風に向け、Full Ahead Eng.で航走。Stop Eng.を発令し、所定の船速（約9ノット）まで減速したときにSlow Astern Eng.（-70 RPM）を発令、同時に計測を開始する。

実験条件A-3（実験番号A-3-1～A-3-3）

船首を風に向け、Full Ahead Eng.で航走。Stop Eng.を発令し、所定の船速（約11ノット）まで減速したときにDead Slow Astern Eng.（-50 RPM）を発令、同時に計測を開始する。

上記の各条件につき、それぞれ3回づつ逆転試験を行なった。実験条件の再現性は良好であった。

(3) 計測手順

スラスト計を用いた計測では、90年度に改修された機関室の制御盤の出力端子からスラスト（Ahead）、スラスト（Astern）、トルク及びプロペラ回転数の各信号をデータレコーダに記録した。一方、これらの各計測条件について、翼面圧力応力計測装置を用いて、実船翼応力の計測、II翼（背面側）とIII翼（正面側）での実船翼面圧力計測を順番に行なった。

5.7.2 計測結果および考察

データレコーダに収録されたHSPの実船スラスト、トルクおよび回転数の他、翼応力について、ペンレコーダに出力した。これらをFig. 5.7.1からFig. 5.7.4に示す。又、参考のために、CPに関して行なわれた実験 $\#10$ と $\#12$ についての翼応力計測結果の出力をFig. 5.7.5に示す。実験条件CP-10およびCP-12を以下に示す。

実験条件CP-10

船首を風に向け、Full Ahead Eng.で航走。Stop Eng.を発令し、所定の船速（約8ノット）まで減速したときにDead Slow Astern Eng.（-50 RPM）を発令、同時に計測を開始する。

実験条件CP-12

船首を風に向け、Full Ahead Eng.で航走。Stop Eng.を発令し、所定の船速（約9ノット）

まで減速したときに Dead Slow Astern Eng. (- 50 RPM) を発令、同時に計測を開始する。トルクは絶対値で出力されるため、その符号はプロペラの回転方向から判断する必要がある。

Fig. 5.7.1 ~ Fig. 5.7.3 から、次のことが分かる。

A-1 IC 関しては、逆転時のスラストは逆転開始時の最大約 -8.4 から停船時の約 -6.3 ton まで減少する。トルクは約 -5.0 から約 -4.3 ton-m まで変化する。

A-2 IC 関しては、逆転時のスラストは逆転開始時の最大約 -16.4 から停船時の約 -7.1 ton まで減少する。トルクは約 -9.0 から約 -4.8 ton-m まで変化する。

A-3 IC 関しては、逆転時のスラストは逆転開始時の最大約 -16.4 から停船時の約 -4.2 ton まで減少する。トルクは約 -8.0 から約 -4.0 ton-m まで変化する。

A-2 の条件がスラストばかりでなくトルクに関しても変動が大きく、最も厳しいことが分かる。

Fig. 5.7.4 から次のことがいえる。

A-1 IC 関しては、逆転時の 0.8 R の半径方向の翼応力は逆転開始時の最大約 -180 μ から停船時の約 -100 μ まで減少する。半径方向の歪の最大振幅は約 100 μ であった。0.9 R の半径方向の翼応力は逆転開始時の最大約 -130 μ から停船時の約 -70 μ まで減少する。半径方向の歪の最大振幅は約 80 μ 程度であった。

A-2 IC 関しては、逆転時の 0.8 R の半径方向の翼応力は逆転開始時の最大約 -250 μ から停船時の約 -110 μ まで減少する。半径方向の歪の最大振幅は約 200 μ であった。0.9 R の半径方向の翼応力は逆転開始時の最大約 -190 μ から停船時の約 -80 μ まで減少する。半径方向の歪の最大振幅は約 150 μ 程度であった。

A-3 IC 関しては、逆転時の 0.8 R の半径方向の翼応力は逆転開始時の最大約 -150 μ から停船時の約 -60 μ まで減少する。半径方向の歪の最大振幅は約 100 μ であった。0.9 R の半径方向の翼応力は逆転開始時の最大約 -100 μ から停船時の約 -40 μ まで減少する。半径方向の歪の最大振幅は 90 μ 程度であった。

円周方向の歪全般に関しては、振幅は小さく、半径方向の半分程度であった。翼応力計測から A-2 の条件の時が最も歪、即ち応力が大きかったことが分かる。

又、全体として逆転時におけるプロペラ回転数の変動に比例して、スラスト及びトルクの変動も大きくなっている。

一方、CP でのプロペラ逆転時の応力計測結果から、0.9 R では半径方向の歪は僅かな引っ張り応力がかかっている反面、円周方向に関しては約 -200 μ の大きな圧縮応力がかかっていることが分かる。0.7 R および 0.8 R ではともに円周方向の圧縮応力より約 -150 μ のやや大きい半径方向の圧縮応力がかかっている。

5.7.3 まとめ

二年度にわたる CP と HSP の実船実験におけるプロペラ逆転試験から、貴重なデータを得ることができた。HSP プロペラ逆転時における非定常なスラストおよびトルク変化を計測した。この結果、9 ノットで航行時に 70 RPM の逆転をすると、開始時には最大約 -16.4 ton のスラストと -9.0 ton-m のトルクがプロペラにかかることが分かった。このような状態のプロペラをモデル化するために有益なデータを得た。CP 関しては計測は行なわれなかった。

実船プロペラ翼応力に関しては、CP および HSP の両者について計測を行なった。両者の実験状態をうまく一致させることができなかつたが、それぞれ、今まで得られていないかった翼端側の翼応力を計測することができた。定性的には CP と HSP で応力のかかり方が全く違うことが示された。上記の HSP の逆転時には 0.8 R では半径方向に 3 kg/mm²、0.9 R では 2.3 kg/mm² かかることが分かった。一方 CP の 50 RPM での逆転時には、0.9 R では半径方向の応力が殆どからない反面、円周方向には約 -2.4 kg/mm²

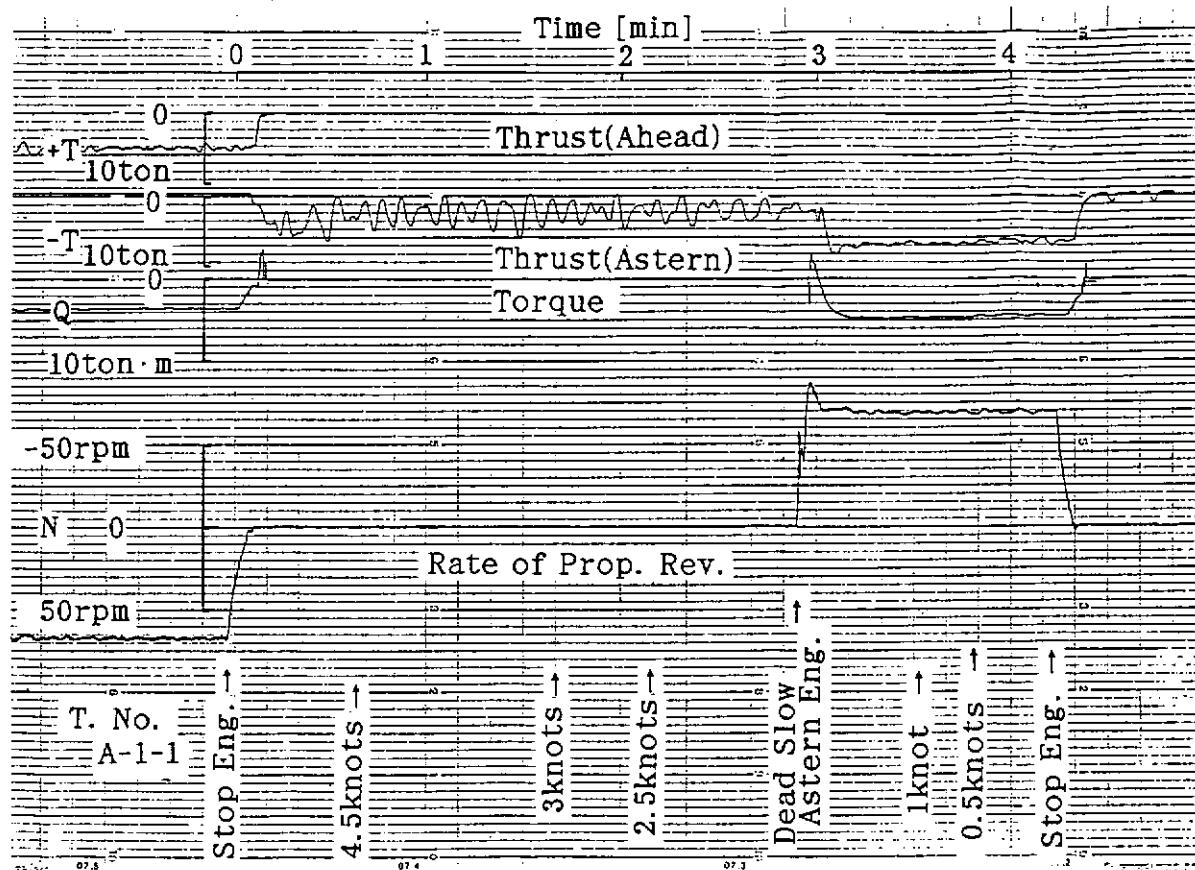


Fig. 5.7.1 逆転時のスラスト、トルク及び回転数変化

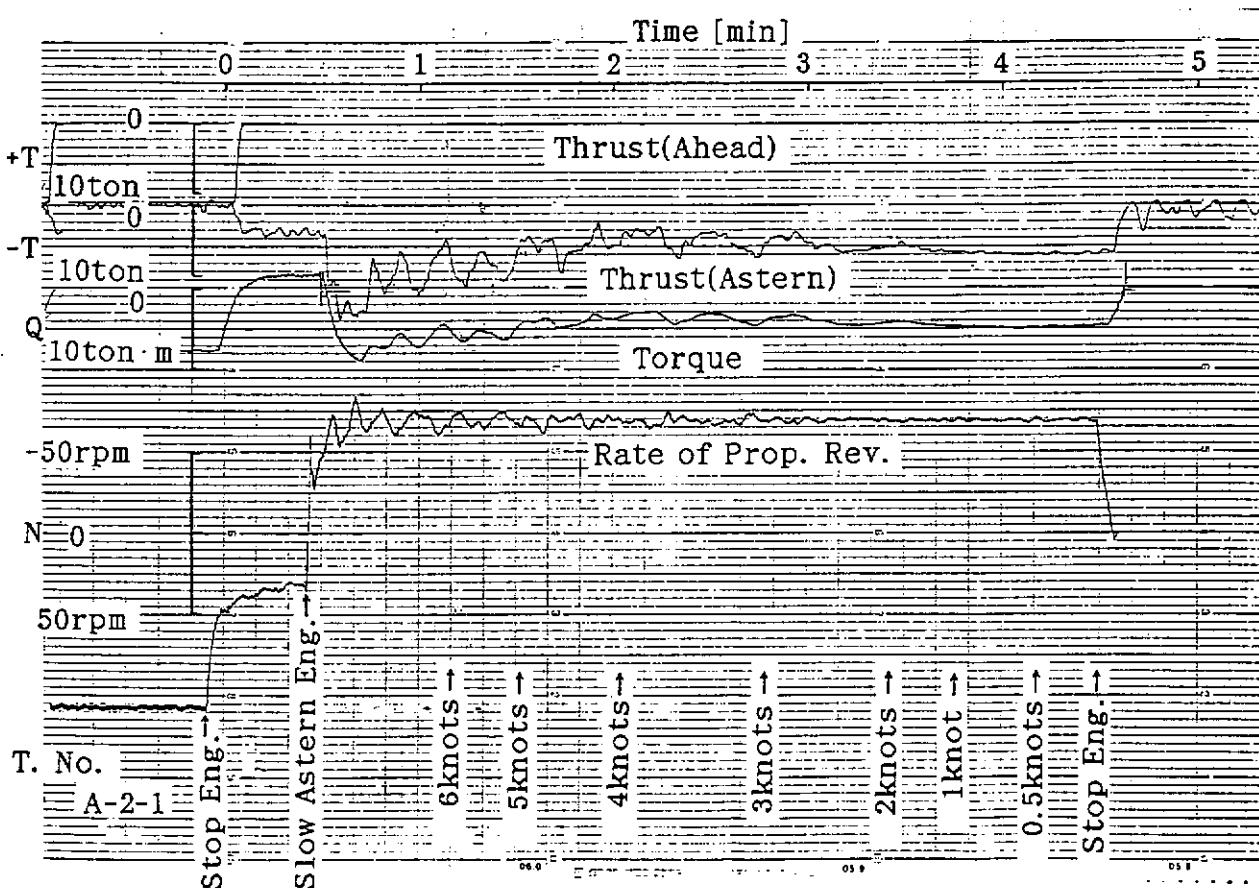


Fig. 5.7.2

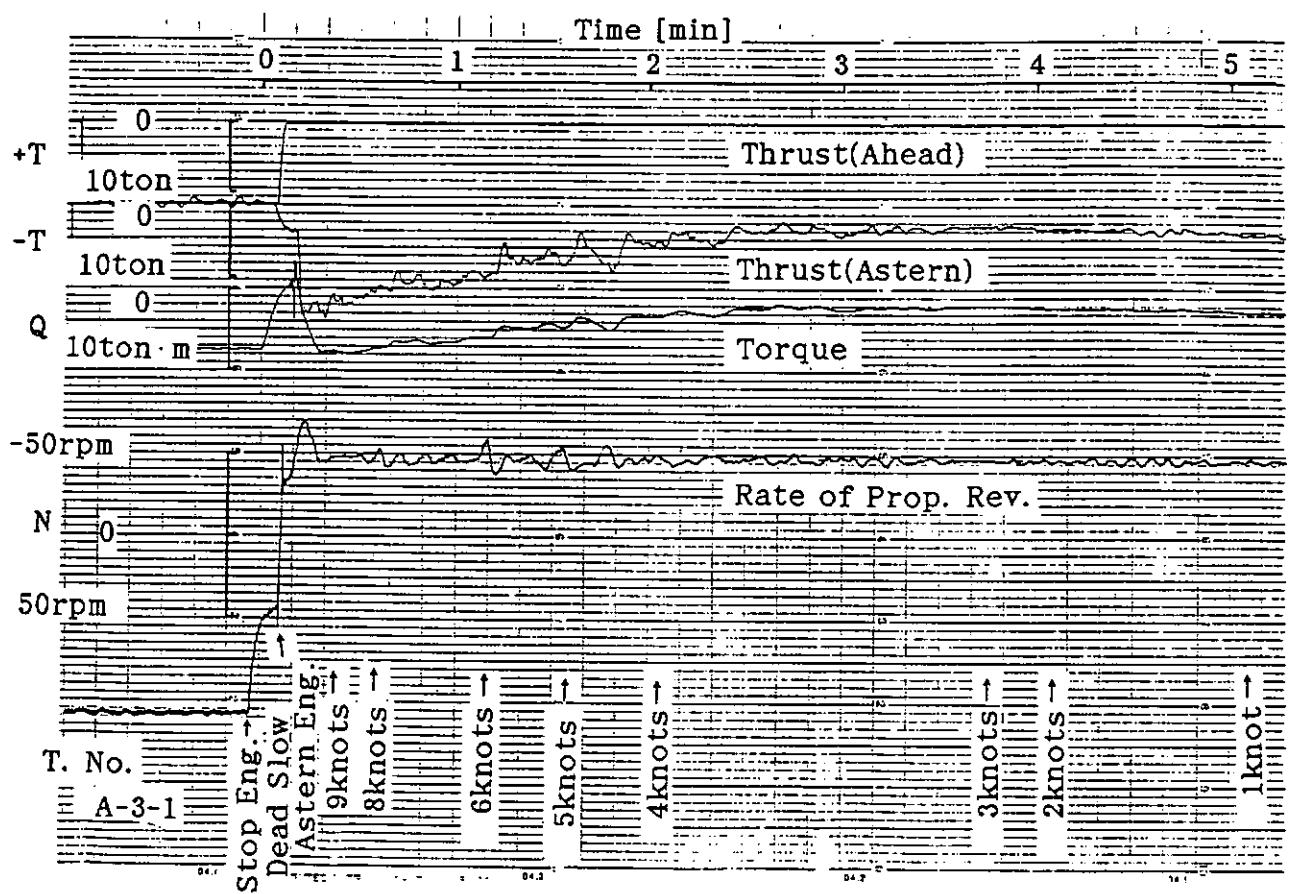


Fig. 5.7.3

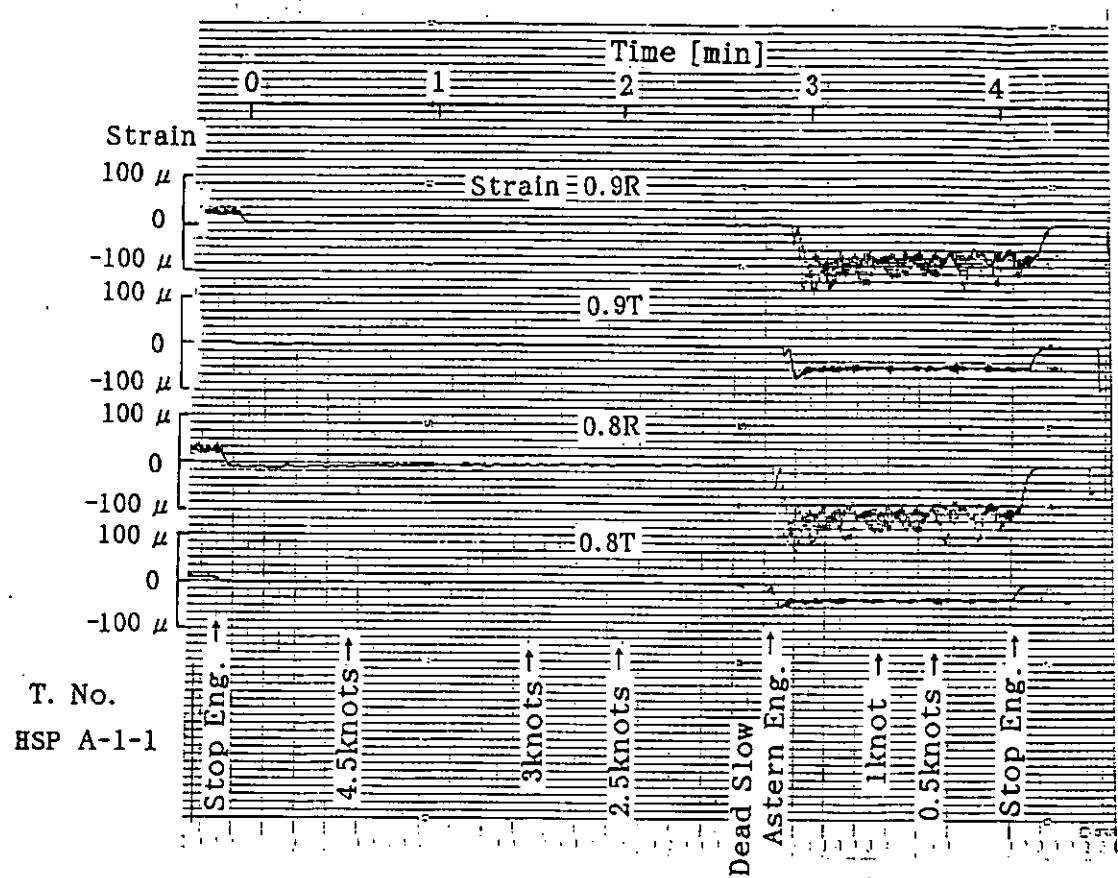


Fig. 5.7.4 (a) 逆転時の実船翼応力

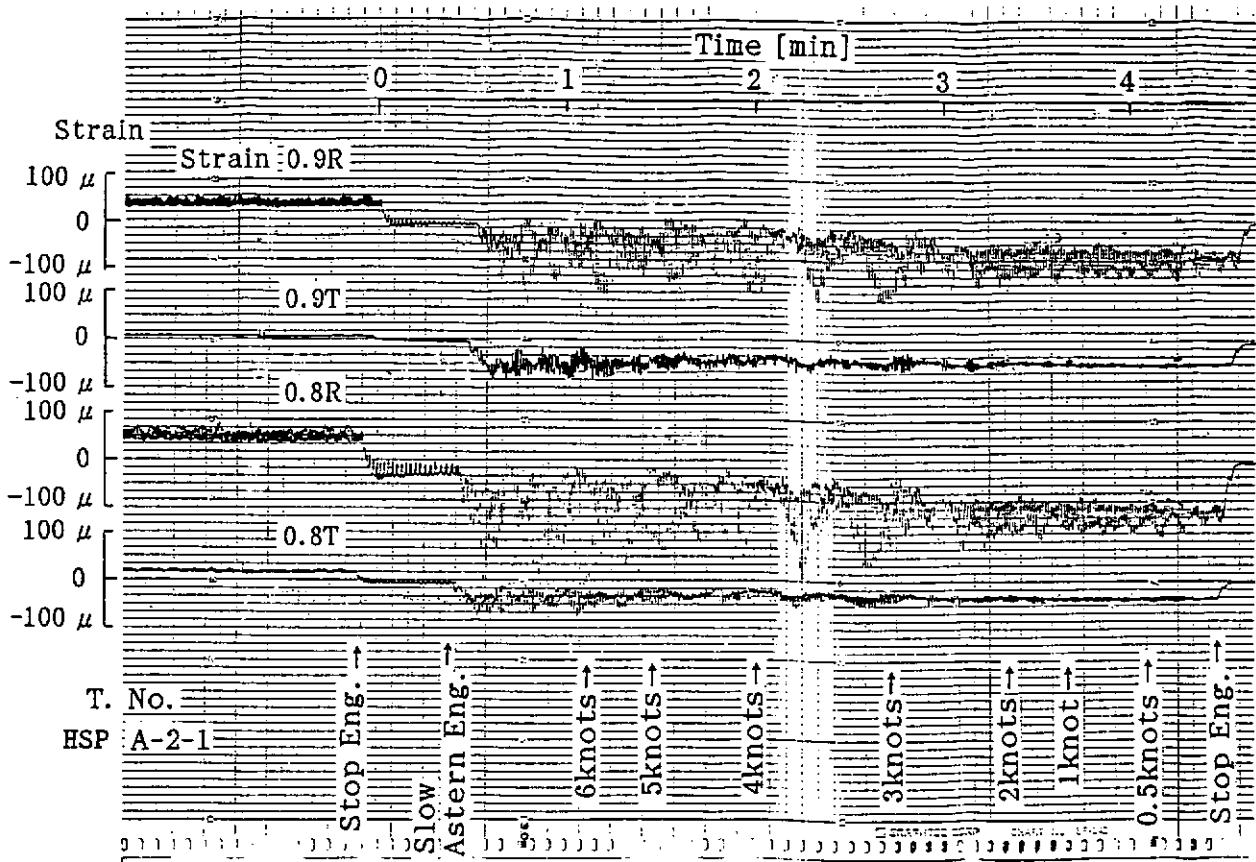


Fig. 5.7.4 (b)

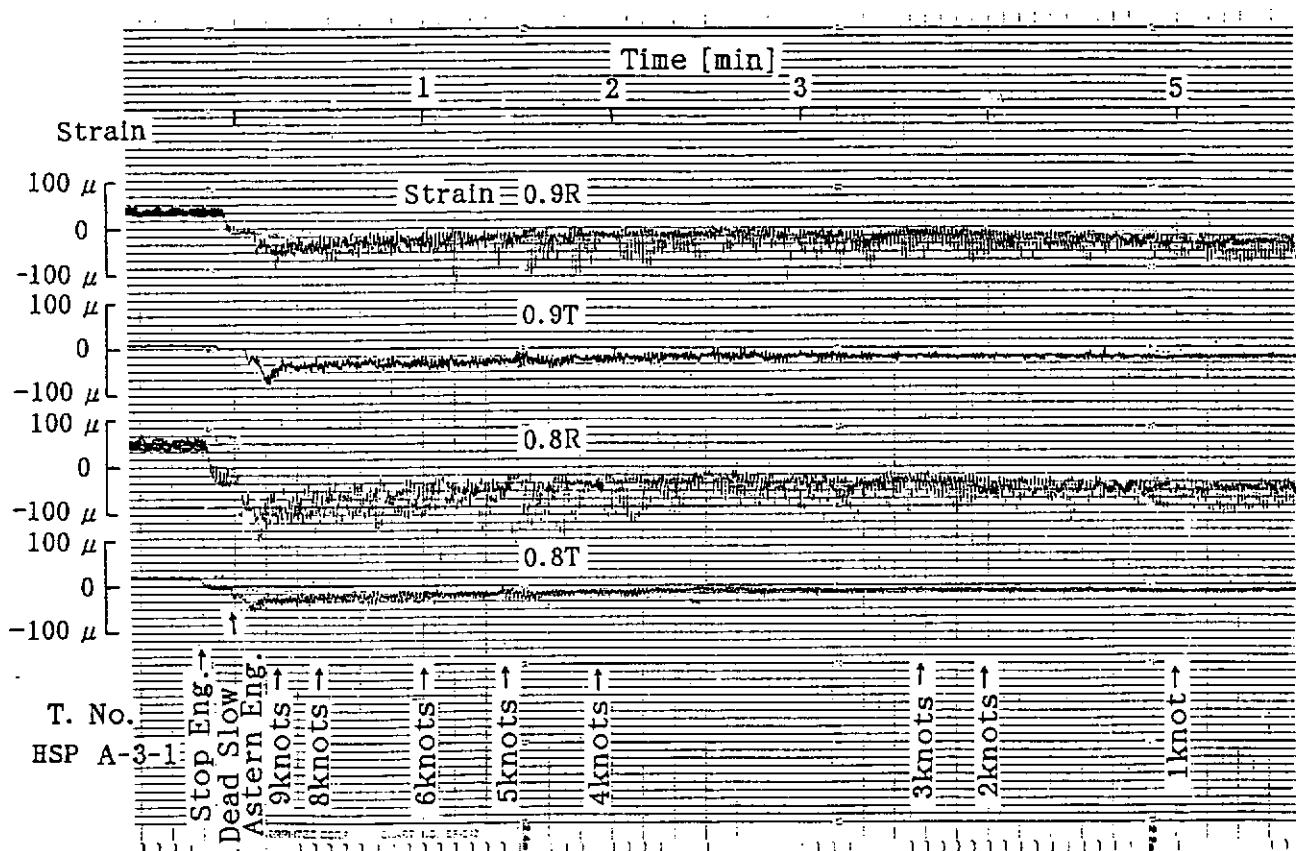


Fig. 5.7.4 (c)

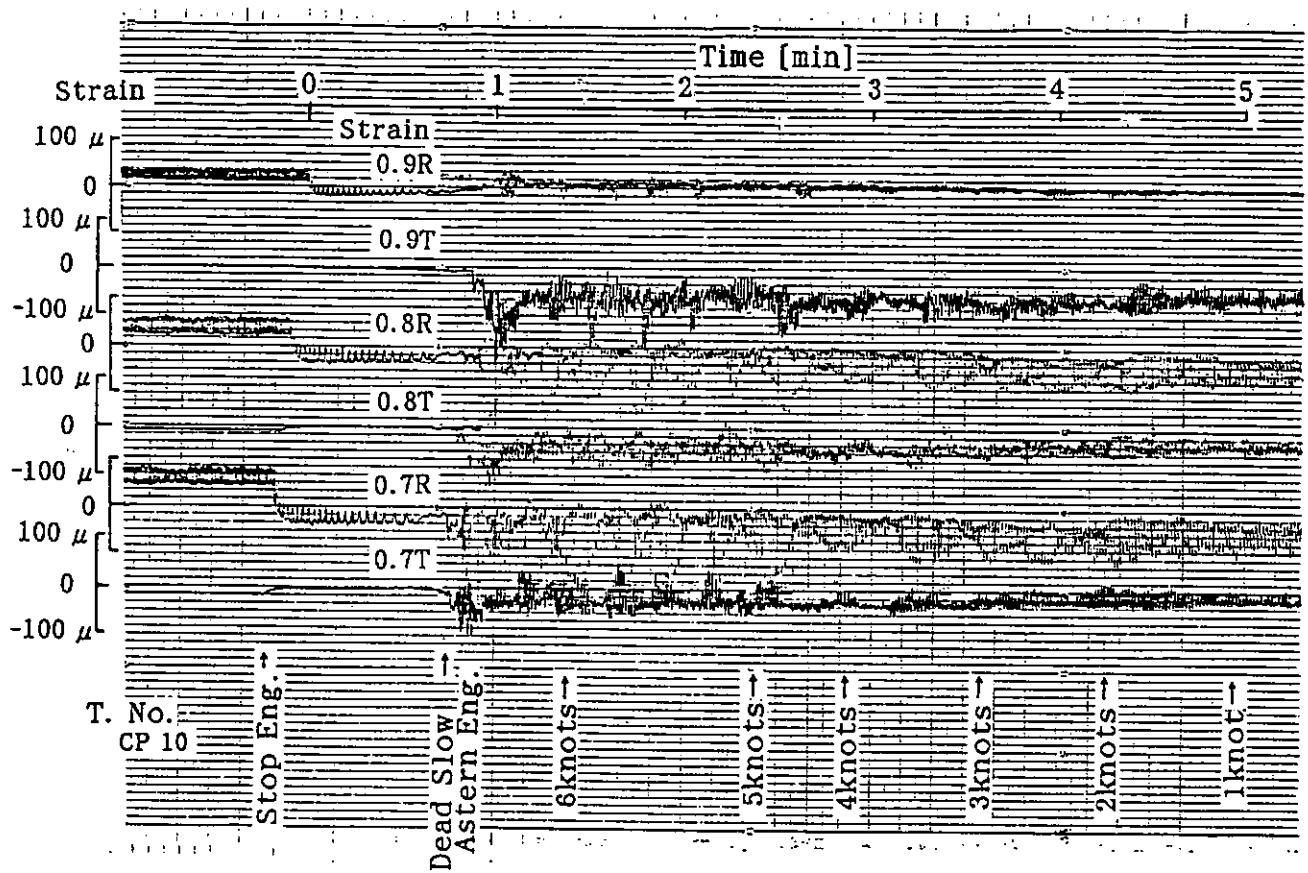


Fig. 5.7.5 (a) 逆転時の実船翼応力

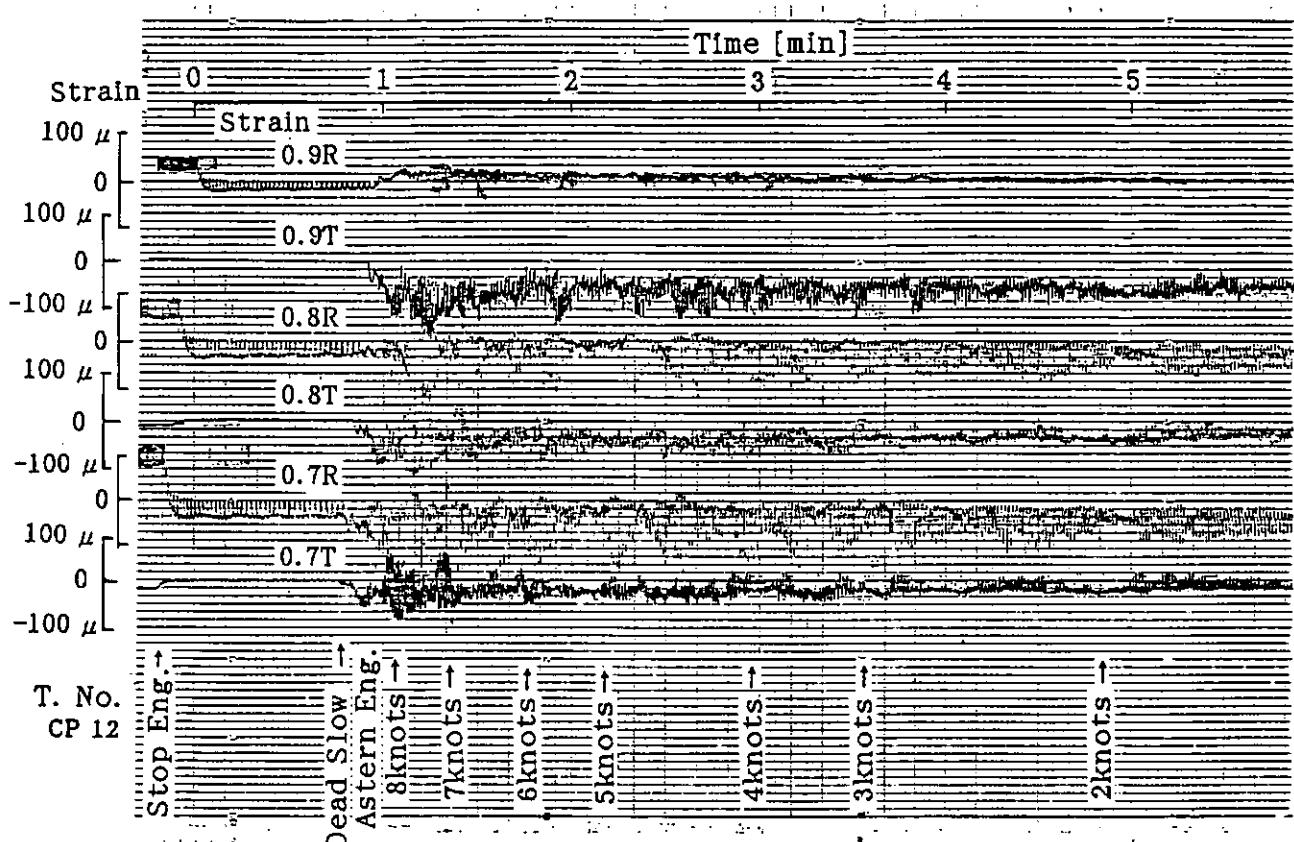


Fig. 5.7.5 (b)

の応力がかかる。また 0.8 R および 0.7 R では半径方向に 1.8 kg/mm² 程度の応力がプロペラ翼にかかる。これらのデータは有限要素法による計算との比較に活用されるものと期待される。

5.8 遅増試験

5.8.1 計測手順及び解析方法

平成 2 年 1 月 5 ~ 6 日、串本～細島間に於て、HSP (H2) 装着時における遅増速力試験を実施した。当初は SR の実験航海に引続いて当該試験を実施する予定であったが、荒天のため実施することができず、直後の入渠で実験装置を装着したプロペラを再び元のプロペラに復して、その後の機会をとらえて実施したものである。

なお、平成 2 年 1 月の入渠工事で M 0 資格取得のために、操縦装置等の更新を行っているので、機関の運転条件は若干異なってきている。今回は、操縦装置を調速機による定回転制御に変更しているため、機関操縦把手ノッチ (MHN) を 1 ノッチずつ増加する方法ではなく、機関設定回転数を 5 rpm ずつ増加して機関各部の運転諸元の計測を行った。従って、ポンプマークは天候及び海象次第で変化し続けることとなる。計測項目、計測方法は初年度と同様 JIS F 0801 に準することとした。

さらに、前述の M 0 化工事に伴って、制御室監視盤の更新を行っており、本計測データ関係の計器は、下記のものが更新されている。

- 1) 軸馬力計 - 馬力表示計、トルク表示計 (センサーは流用)
- 2) 排気温度計 - 温度表示計、温度センサー (热電対 → 測温抵抗体)
- 3) 過給機回転計 - 回転表示計 (センサーは流用)
- 4) スラスト計 - スラスト表示計 (センサーは流用)

HSP (S58) に於ける試験は、過去にも航海訓練所が大洋航海に於て遅増速力試験 (昭和 58 年 7 月 27 日) を行ったことがあり、この結果をも併記することとした。

5.8.2 計測結果及び考察

計測結果については、Table 5.8.2 ~ 5.8.3 にまとめ、Fig. 5.8.1 ~ 5.8.10 に示すように、HSP (S58) 及び HSP (H2) それぞれの遅増速力試験結果の比較、検討を行った。比較、検討に当たっては、Table 5.8.1 の各要素を考慮する必要があるが、奥水等の相違はほとんどなく、実験装置の影響も無視できると思われる所以、Fig. 5.8.7 に示す相対風向及び風速の相違及び船底の汚損状態の二つの要素を考慮した。

① 軸馬力 (Fig. 5.8.1 及び Fig. 5.8.4 参照)

回転数 150 ~ 170 rpm の常用範囲では、100 ~ 200 PS 程度 HSP (S58) の方が低い。対水船速基準では船速 1.4 ~ 1.6 ノットにおいて、HSP (S58) と HSP (H2) の差が大きくあらわれている。HSP (S58) は船底のサンドブラスト施行 2 年後の計測、HSP (H2) は 9 年後の計測であることを考慮すれば、この差は船体抵抗の差に起因するものであると考えられる。

② 排気温度 (Fig. 5.8.1 及び Fig. 5.8.4 参照)

回転数基準、対水船速基準とも HSP (H2) の方が高くなっている。回転数、軸馬力が同じであれば、両者ほぼ同一のデータが、得られるはずであるが、この差は、排気温度計のセンサー、表示計とともに更新したため計器の差が生じたものであろう。

③ 過給機回転数 (Fig. 5.8.1 及び Fig. 5.8.4 参照)

対水船速基準でみれば、馬力の大きい HSP (H2) が当然高く出ている。

④ 対水船速 (Fig. 5.8.2 参照)

船体抵抗の大きい HSP (H2) の方が低速である。

⑤ 失脚 (Fig. 5.8.2 及び Fig. 5.8.5 参照)

船体抵抗の大きい HSP (H2) の方が大きい。

⑥ アドミラルティ係数 (Fig. 5.8.2 及び Fig. 5.8.5 参照)

この数値の大小は船底汚損の度合を判断する指針となる数値である。当然のことながら船底汚損の度合の大きい HSP(H2) の方が値が小さく表れている。

⑦ 燃料消費率 (Fig. 5.8.3 参照)

回転数 150 ~ 170 rpm の常用範囲では、両者とも大きな差異はない。

⑧ 燃料消費量 (Fig. 5.8.6 参照)

船体抵抗の大きい HSP(H2) の方が当然大きくなっている。

⑨ 推進効率 (Fig. 5.8.8 参照)

推進効率 η は、

$$\eta = EHP / DHP$$

$$\text{有効馬力: } EHP = R \cdot V / 75$$

ここで、R : 船体の全抵抗 (kg)

V : 船速 (m/sec)

$$\text{伝達馬力: } DHP = BHP \cdot \eta_t$$

BHP : ブレーキ馬力 = 軸馬力計の読み (PS)

: 伝達効率 = 0.95

また、船体の全抵抗: $R = (1 - t) T$

t : スラスト減少係数 (HSP: 0.161)

T : スラスト計の読み (ton)

の計算式より求めた。

この結果、回転数基準及び船速基準のどちらで比較しても、常用範囲では HSP(S58) が高くなっている。

⑩ スラスト (Fig. 5.8.9 参照)

燃料消費量と同様、対水船速基準の場合、常用範囲において船体抵抗の大きい HSP(H2) の方が当然大きくなっている。

⑪ 船体抵抗 (Fig. 5.8.10 参照)

風圧抵抗: R_a' は次式より求められる。

$$R_a' = C\theta \cdot \rho \cdot A \cdot V^2 / 2$$

ここで ρ : 空気の密度 0.123 kg/m³ (20°C)

0.132 kg/m³ (0°C)

A : 水面上の船体及び上部構造物の正面投影面積 269 m²

V : 船との相対風速 (m/sec)

C θ : 風圧抵抗係数

ただし、C θ は風向 θ によって下記の値をとる。

風向 θ°	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50
C θ	1.17	1.19	1.25	1.36	1.47	1.54	1.55	1.49	1.35	1.19	1.03

船体抵抗 R から風圧抵抗 R_a' を差し引いた修正値で比較すると、HSP(S58)の方が HSP(H2) より船体抵抗が小さいことが解る。

5.8.3 まとめ

船の性能には、気象・海象をはじめ船底の汚損状態等、種々の要因が影響を与える。仮に、気象・海象の影響はあまりなく、船底汚損の度合が同程度であるとすれば、前項にて考察した項目は HSP(S58),

HSP(H2)ともほぼ同一の値を示すはずである。しかし、実際にはHSP(S58)の方がHSP(H2)より性能的にみて良好なデータが得られている。この原因は、船底汚損の度合に起因する船体抵抗の増加の度合が両HSPを装備した船の性能に大きく影響していると考えてよい。

つまり、船底のサンドブラスト施行後の経過年数の長短により、両HSP計測時の船底汚損の度合がかなり異なり、それによる船体抵抗の大小が船の推進性能に大きく影響しているといえよう。

Table 5.8.1 計測記録の検討要素

影響要素	H S P (H2)	H S P (S58)
計測時刻	平成2年12月5日15時30分 ～6日03時25分	昭和58年7月27日09時02分 ～同14時36分
計測海域	串本～細島	セレベス海
水線下船体の平滑度	サンドblast施工後9年でペイン トの凹凸顕著 実験研究用突起物なく正常	サンドblast施工後1年8ヶ月で 平滑 実験装置等突起物なく正常
プロペラ及び同ボス部形状	正常	正常
プロペラ位置	正常	正常
喫水		
船首／船尾／平均／Trim	5.22 m／5.50 m／5.36 m／+0.28 m	5.24 m／5.52 m／5.39 m／+0.27 m
排水量	5182 Tons	5223.5 Tons
主機関の経年変化	建造以来の使用時間 約53,793時間	建造以来の使用時間 約38,092時間
操縦把手目盛／r p m変化	50／50.8～174／173.5 rpm *1	28／60.4～54／182.2 rpm
軸馬力変化	120.6～4335.5 PS	200～4700 PS
推力変化	2.2～29.1 Tons	3.3～32.0 Tons
船速変化 対水／対地	4.88／4.8～16.08／13.6 Knots	5.94／4.0～17.82／18.0以上 Knots
気圧変化	1028.0～1029.2 mBar	1013.1～1011.0 mBar
天候変化	b	bc～c～o～p～o
海面状態変化	Slight～Smooth	Smooth～Slight
相対風向／相対風速変化	Fig.5.8.7参照	

*1 平成元年11月、操縦装置更新のため、操縦把手目盛が回転数設定となった。

平成2年12月5日～6日
実験施設
出水～細船

Table 5.8.2 通増速力試験結果 (HSP(H2))

1/4

計測時刻	設定回転数	ポンプマーク	過給機回転数 rpm			過給圧力 圧力計 Kgf/cm ²	空気浴却塔圧力損失 mm/Hg	回転計 流量計 kg/min	平均回転数 rpm	計算流量計 kg/min	燃料消費量 L/h
			1号	2号	平均						
15:30	<CI:0.0>	<CRT>									
1545	50	19.1	18.5	330	410	370	0	5	5	16570504	50.8
1555											
1610	55	19.3	20.0	550	660	605	0	5	5	16571118	694387.1
1620											
1635	60	19.5	19.5	780	990	880	0	5	5	16571951	694393.6
1645											
1700	65	19.7	19.5	1000	1340	1215	0	5	5	16572554	694400.2
1710											
1725	70	20.0	20.0	1460	590	1025	0	10	5	16570871	694476.7
1735											
1750	75	20.4	20.0	1780	1880	1630	0	15	10	16570767	694402.0
1800											
1815	80	20.7	20.5	1910	2040	1990	0.01	20	10	16580774	694532.0
1825											
1841	85	21.3	21.0	2100	2210	2155	0.01	20	15	16582099	694637.7
1850											
1905	90	21.6	21.5	2200	2230	2260	0.02	25	15	16585166	694667.2
1915											
1930	95	22.0	22.0	2550	2530	2510	0.03	35	20	16586123	694731.9
1940											
1955	100	22.4	22.0	2600	2680	2680	0.03	35	20	16588503	694759.8
2055											
2110	106	23.1	23.0	3030	3020	3025	0.05	45	30	16597985	694801.7
2120											
2135	112	23.5	23.0	3230	3220	3225	0.06	50	35	16600700	694923.3
2150											
2205	147	31.5	31.0	5410	5420	5430	0.21	145	80	16602809	695127.1
2230											
2245	147	30.7	30.0	5410	5380	5395	0.21	145	80	16605003	695130.2
2255											
2310	150	31.5	31.0	5630	5610	5620	0.23	155	85	16612135	695145.4
2320											
2335	153	32.3	32.0	5830	5820	5825	0.25	175	90	16618310	695161.7
2345											
2400	156	33.2	33.0	6080	6070	6075	0.27	185	95	16619848	695181.7
10											
25	158	34.0	34.0	6160	6150	6155	0.29	195	100	16623704	695202.3
35											
50	160	34.7	35.0	6410	6400	6405	0.31	215	105	16626038	695221.0
100											
115	163	35.3	35.5	6650	6640	6645	0.33	225	105	16630507	695241.0
125											
140	166	37.0	37.5	6750	6840	6845	0.37	250	115	16638069	695251.0
150											
205	168	37.0	37.5	7040	7020	7030	0.39	260	125	16642215	695271.2
220											
235	170	38.0	38.5	7310	7280	7295	0.42	270	125	16644733	695305.6
245											
300	172	38.7	39.5	7560	7520	7540	0.46	300	125	16648962	695325.9
310											
325	174	40.0	40.5	7800	7770	7785	0.49	325	135	16655861	695347.5

Table 5.8.2 通増速力試験結果 (HSP(H2))

A重油比重 C重油比重	0.8494 (15°C/4°C)			H2から N:RPM Tq:Tm Th:Dm	生産出力計			生産出力 (N.H-X)			生産出力 (インジケーター)		
	0.9565 (15°C/1°C)	1.39626 NTq 0.75511 NTh	1.39626 NTq 0.75511 NTh		1号	2号	平均	示出馬力 PS	機械効率 %	正味馬力 PS	示出馬力 PS	機械効率 %	正味馬力 PS
15:30													
1545	41	0.8672	35.4	249.2	140	1.7	2.2	120.6	84.4	221.3	0.0		0.0
1555													
1610	41	0.8672	41.3	238.0	170	1.9	2.7	147.3	113.2	249.2	0.0		0.0
1620													
1635	41	0.8672	52.7	240.9	210	2.2	3.2	185.9	140.3	324.0	0.0		0.0
1645													
1700	40	0.8660	58.2	207.3	260	2.6	3.9	208.6	193.6	384.0	0.0		0.0
1710													
1725	39	0.8659	66.8	198.2	300	2.9	4.5	206.4	240.4	462.6	0.0		0.0
1735													
1750	39	0.8659	79.0	186.1	360	3.4	5.3	300.5	303.9	552.2	0.0		0.0
1800													
1815	39	0.8659	89.0	181.9	420	3.7	5.8	415.7	352.4	628.4	0.0		0.0
1825													
1841	38	0.8652	105.8	183.0	500	4.1	6.7	490.9	433.8	728.0	0.0		0.0
1850													
1915	38	0.8652	103.8	155.3	580	4.5	7.2	508.0	491.5	823.4	0.0		0.0
1930													
1940	38	0.8652	132.5	182.0	680	5.2	8.4	696.5	608.5	973.4	0.0		0.0
1955													
2055	38	0.8652	145.0	179.9	660	5.5	9	771.0	682.3	1079.4	78.8	850.6	0.0
2110													
2120	39	0.8659	167.3	174.8	900	6.2	10	915.3	798.4	1220.2	79.3	967.6	0.0
2135													
2150	38	0.8652	178.4	167.6	1000	6.7	11	1017.8	903.7	1311.2	79.6	1043.7	0.0
2205													
2210	62	0.9875	429.0	167.0	2270	12.1	20.1	2457.6	2207.9	2901.6	84.2	2443.1	2870.4
2255													
2310	66	0.9901	453.1	163.2	2550	12.8	21.2	2654.6	2377.8	3040.8	84.6	2572.5	
2320													
2335	68	0.9914	474.7	161.9	2660	13.3	22.2	2804.1	2531.3	3221.0	85.0	2737.9	3123.9
2400													
2410	68	0.9914	500.5	159.4	2800	14	23.2	3003.8	2692.0	3110.4	85.5	2915.9	
10													
25	69	0.9921	519.5	161.1	2850	14.2	23.5	3085.1	2761.1	3488.0	85.7	2989.2	3473.0
35													
50	71	0.9934	546.8	161.3	2990	14.7	23.9	3241.6	2850.2	3689.4	86.2	3180.1	
100													
115	71	0.9934	565.4	158.8	3080	15.2	24.3	3105.6	2944.4	3608.4	86.5	3294.3	3707.3
125													
140	71	0.9934	609.6	161.0	3360	15.8	25.9	3620.9	3210.0	4098.2	87.2	3573.6	
150													
205	71	0.9934	620.4	161.4	3520	16.1	26.4	3730.2	3307.9	4232.0	87.5	3703.0	4148.8
220													
235	71	0.9934	658.0	160.6	3640	16.7	27.9	3918.9	3504.8	4436.2	88.0	3903.9	
245													
300	71	0.9934	695.0	162.6	3860	17.1	28.3	4089.2	3659.9	4616.6	88.4	4081.1	4579.9
310													
325	72	0.9940	728.4	160.7	4080	17.9	29.1	4335.5	3811.7	4825.2	88.8	4284.8	

Table 5.8.2 通增速力試験結果 (HSP(H2)) 噴水 柄首 5.22

計測時間	気象・海象		航速		船尾		船頭		トラン	排水量	アドミラルティ(英)	
	大気温度 ℃	海水温度 ℃	気圧 mb	天候	表面状況	KNOTS	対水航速 Knots	対地航速 Knots	相対風向 度	相対風速 Kts	平均航速 Knots	三葉船速 (NM-X)
15時45分												
1550												
1545	14.1	18.8	1028.0	b	slight	195.04	196.26	4.88	4.8 右 70°	6.0(4)	5.502	12.74
1555												
1610	14.0	18.8	1028.1	b	slight	198.48	199.41	5.36	6.0 右 65°	5.5(4)	6.113	12.33
1620												
1635	13.5	18.6	1028.2	b	slight	200.88	201.03	5.88	7.6 右 40°	5.5(4)	6.604	11.70
1645												
1700	13.5	18.0	1028.5	b	slight	203.54	204.68	6.14	8.4 右 45°	6.5(4)	7.236	11.00
1710												
1725	13.3	18.0	1028.0	b	slight	206.42	207.64	7.04	7.6 右 45°	6.5(4)	7.787	9.59
1735												
1750	13.2	16.2	1028.6	b	slight	209.53	210.83	7.56	7.2 右 40°	5.0(3)	8.350	9.56
1800												
1815	13.2	16.2	1028.6	b	slight	212.83	214.24	8.00	7.2 右 30°	4.5(3)	8.858	9.09
1825												
1841	13.5	16.0	1028.9	b	slight	216.36	217.84	8.48	7.2 右 45°	3.5(3)	9.440	10.17
1850												
1895	13.5	16.0	1029.0	b	slight	220.10	221.68	9.04	8.4 右 45°	4.5(3)	9.852	9.16
1915												
1930	13.6	16.0	1029.1	b	smooth	224.07	225.73	9.56	10.0 右 40°	3.5(3)	10.561	9.48
1940												
1955	13.6	16.0	1029.2	b	smooth	228.77	229.51	10.16	8.4 右 5°	3.5(3)	11.053	8.08
2055												
2110	13.5	18.0	1029.3	b	smooth	231.30	231.52	10.52	9.6 0°	5.5(4)	11.640	9.67
2120												
2135	13.6	18.0	1029.1	b	smooth	235.84	236.16	10.70	10.0 右 10°	3.0(2)	11.977	10.16
2150												
2205	13.7	18.0	1029.1	b	smooth	239.67	240.16	14.04	14.0 右 20°	0.0(4)	16.102	12.81
2220												
2245	14.0	18.0	1029.1	b	smooth	243.02	243.51	14.04	14.8 右 15°	8.0(5)	16.014	12.33
2255												
2310	14.1	18.0	1029.0	b	smooth	246.38	247.94	14.24	15.2 右 25°	7.0(4)	16.351	12.01
2320												
2325	14.0	18.4	1029.0	b	smooth	250.34	251.90	14.48	15.6 右 15°	7.0(4)	16.623	12.89
2345												
2400	14.0	18.4	1029.2	b	smooth	253.39	254.96	14.56	15.6 右 15°	6.0(4)	16.817	13.93
10												
25	14.1	18.4	1029.1	b	smooth	257.48	258.17	14.76	16.8 右 10°	7.0(4)	17.129	13.83
35												
50	14.0	18.5	1029.1	b	smooth	261.64	262.37	14.92	14.8 右 25°	7.5(4)	17.386	14.18
100												
115	14.0	18.5	1029.1	b	smooth	265.87	266.66	15.16	15.6 右 25°	7.0(4)	17.665	14.18
125												
140	14.1	19.8	1029.2	b	smooth	270.22	271.22	15.07	15.6 右 45°	5.5(4)	18.069	14.77
150												
205	14.1	19.8	1029.0	b	smooth	275.05	276.55	15.40	13.2 右 40°	5.0(3)	18.207	14.60
220												
235	14.0	20.0	1029.1	b	smooth	281.46	281.40	15.76	14.8 右 30°	4.0(3)	18.502	14.82
245												
300	14.5	20.1	1028.9	b	smooth	286.05	286.04	15.96	12.8 右 10°	5.5(4)	18.854	15.35
315												
325	14.3	20.1	1028.6	b	smooth	292.72	293.74	16.08	13.6 右 35°	5.0(3)	19.096	15.80

Table 5.8.2 過增速力試験結果 (HSP(H2))

計測時刻 (1/1000博川当り) (t/1000ha le ton/1000ha le)	作況調査 (データロガーによる) 各シリジング出口										過橋調入口				過橋調出口	
	1	2	3	4	5	6	7	平均	1-F	1-A	2-F	2-A	1	2		
15:56:40 15:57:40																
15:58																
15:59																
15:59:54	7.25	6.16	215	195	100	215	210	220	207.9	195	205	210	190	145	105	
15:59:55																
16:00	7.70	6.54	210	190	155	205	230	205	220	202.1	190	195	235	185	145	155
16:00:20																
16:35	8.97	7.62	210	195	160	210	230	215	235	207.9	200	200	245	185	145	165
16:45																
17:00	9.04	7.68	230	215	165	225	235	230	210	220.0	210	210	255	210	155	175
17:10																
17:25	9.50	8.07	240	220	170	230	240	240	250	227.1	225	230	265	220	170	185
17:35																
17:50	10.45	8.87	255	230	180	235	255	250	265	238.6	235	235	275	235	180	195
18:00																
18:15	11.13	9.45	260	235	185	240	270	270	280	260.0	255	250	295	250	190	210
18:25																
18:41	12.47	10.59	270	270	215	265	300	295	310	275.0	280	270	325	280	205	230
18:50																
19:05	11.48	9.70	280	280	230	280	320	310	325	289.3	305	290	345	295	220	250
19:15																
19:30	13.88	13.26	270	265	220	260	310	285	300	272.9	285	275	325	280	215	245
19:40																
19:55	14.27	13.65	265	260	215	260	295	270	280	263.6	275	280	315	265	215	245
20:55																
21:10	15.90	15.21	280	260	230	270	290	270	280	268.6	275	285	310	260	220	245
21:20																
21:35	16.58	15.86	285	265	230	275	300	270	285	272.9	280	290	310	265	225	245
21:50																
22:05	28.30	27.07	335	330	300	340	345	330	335	330.7	355	375	370	310	295	310
22:30																
22:45	30.55	29.22	360	330	310	345	355	340	340	340.0	365	395	380	315	305	315
22:55																
23:10	31.82	30.43	370	335	320	355	360	345	350	347.8	370	390	385	320	305	315
23:20																
23:35	32.78	31.38	375	340	320	355	360	345	355	350.0	375	395	385	325	310	325
23:45																
24:00	31.37	32.88	380	350	320	360	370	350	360	355.7	380	405	390	325	315	325
10																
25	35.19	33.60	380	355	325	365	370	350	360	357.9	380	405	395	330	320	330
35																
50	36.65	35.05	385	360	335	375	370	355	365	363.6	390	415	400	355	330	335
100																
115	37.30	35.68	390	365	340	380	385	360	370	370.0	400	420	405	340	335	335
125																
140	39.38	37.86	395	375	355	390	390	365	375	377.9	410	440	410	345	340	340
150																
205	40.35	38.59	400	380	360	395	395	370	380	382.9	420	445	415	345	350	340
220																
235	41.75	39.94	410	385	365	405	395	380	385	389.3	425	455	425	355	355	350
245																
300	43.55	41.65	415	390	370	405	405	385	390	394.3	435	460	430	360	360	350
310																
325	45.30	43.33	425	400	380	410	410	390	400	402.1	440	465	435	365	360	360

Table 5.8.3 遙增速率試驗結果 (HSP (S58))

Table 5.8.3 遙增速力試驗結果 (HSP(S58))

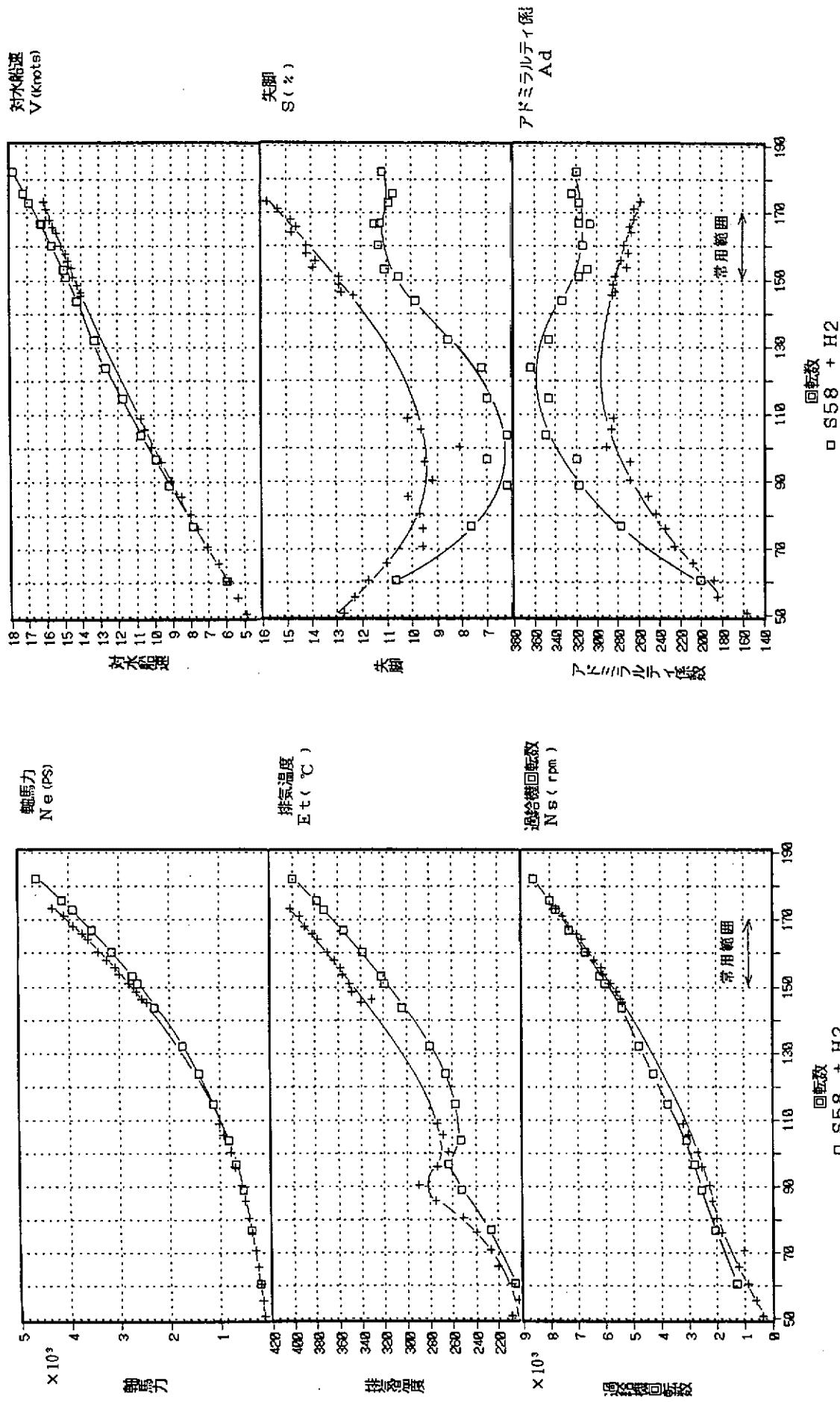
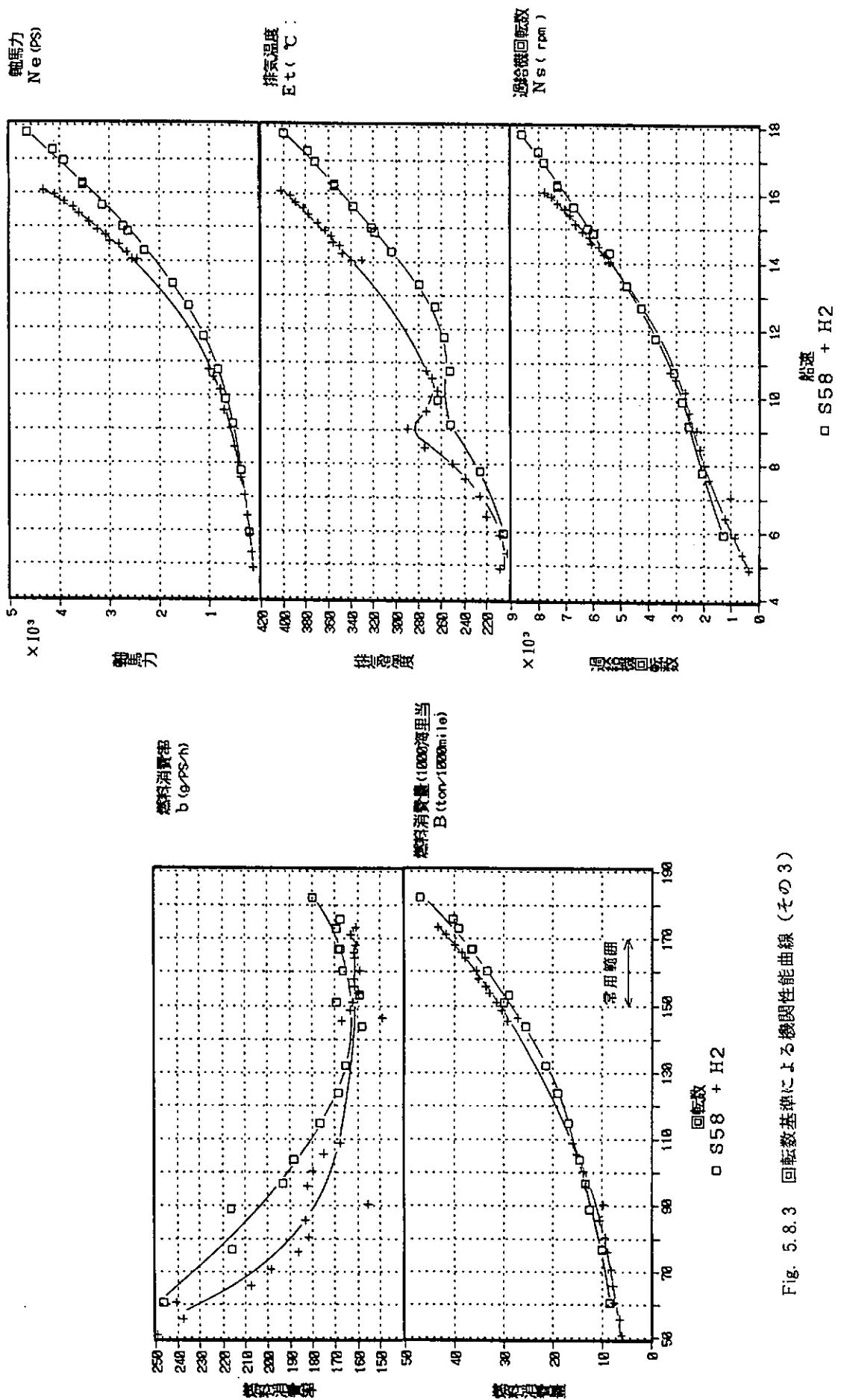
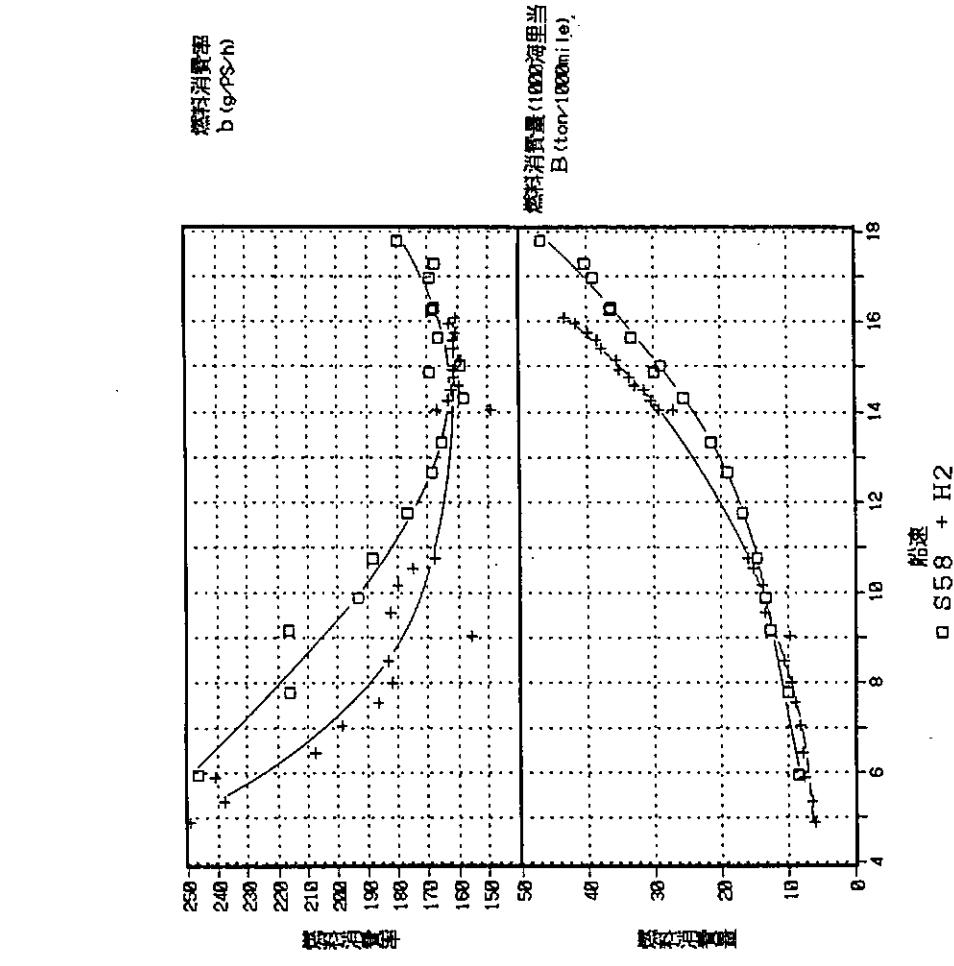
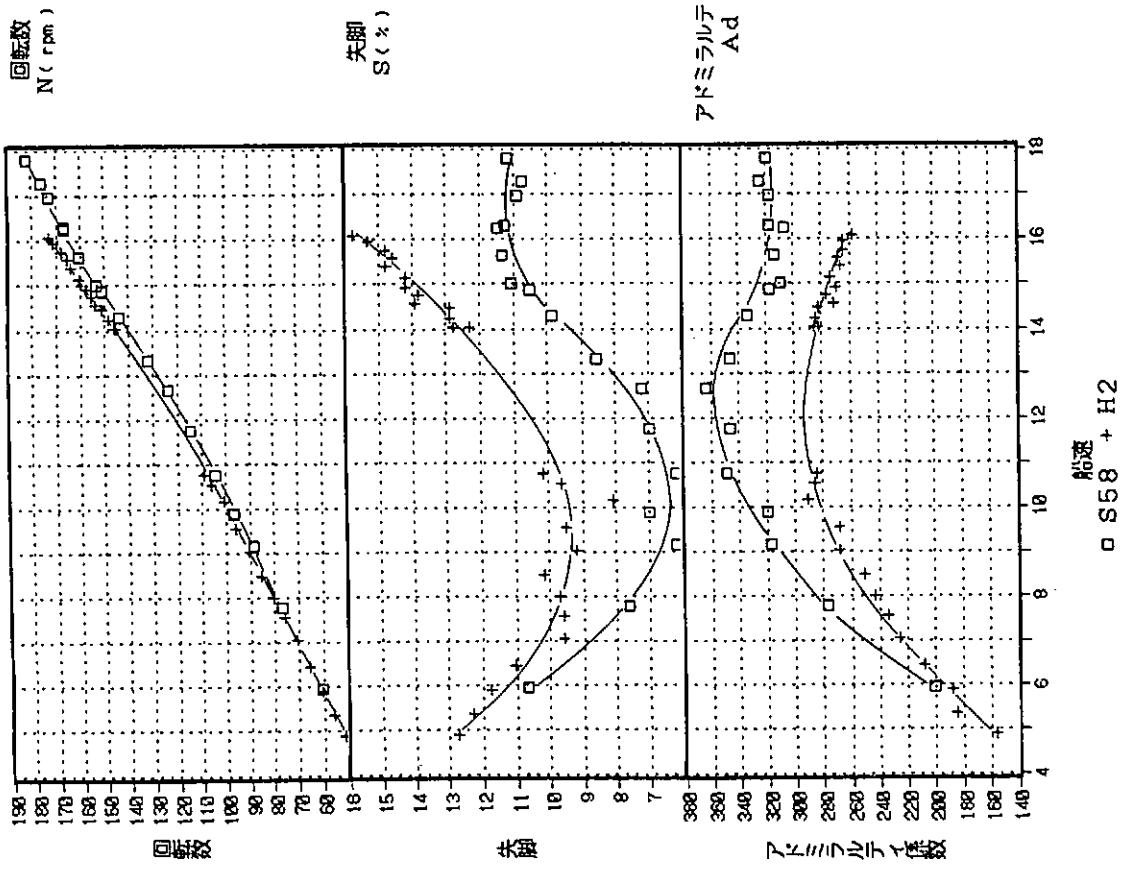


Fig. 5.8.1 回転数基準による機関性能曲線（その 1）

Fig. 5.8.2 回転数基準による機関性能曲線（その 2）





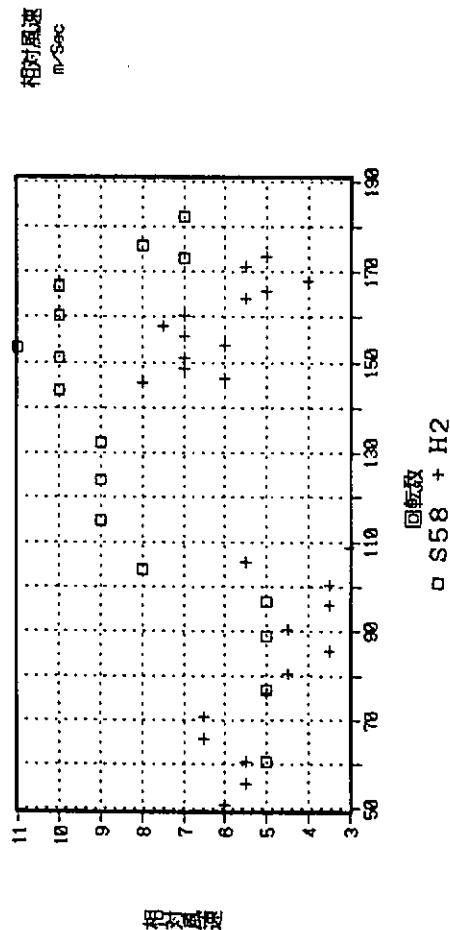
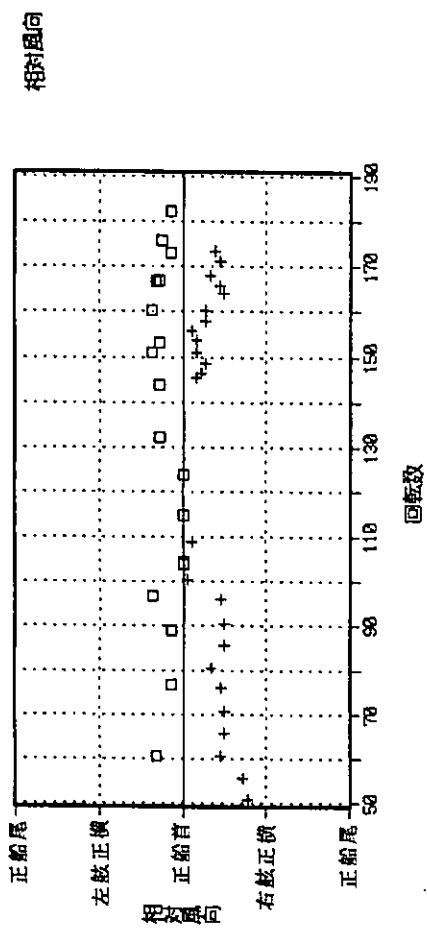
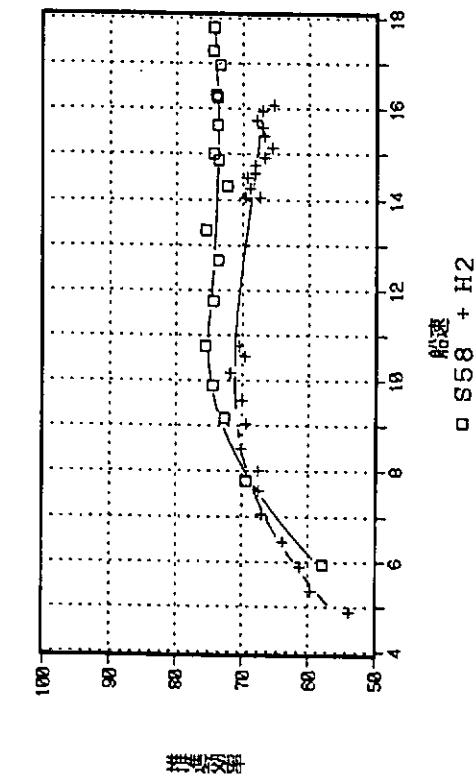
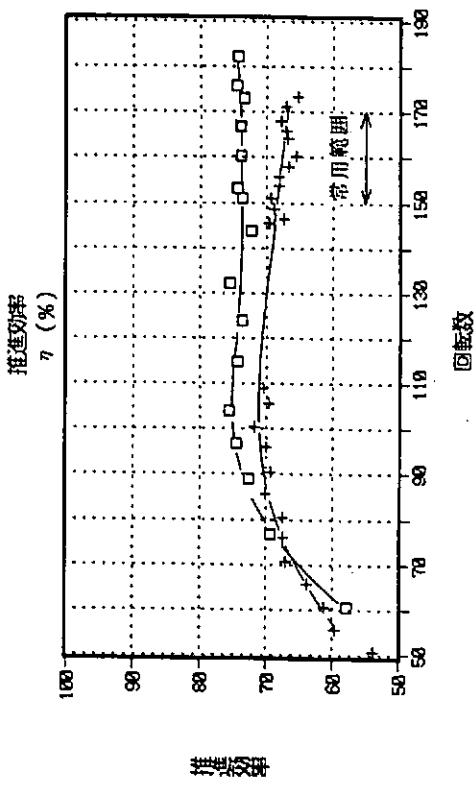


Fig. 5.8.7 相對風向・相對風速

Fig. 5.8.8 推進效率

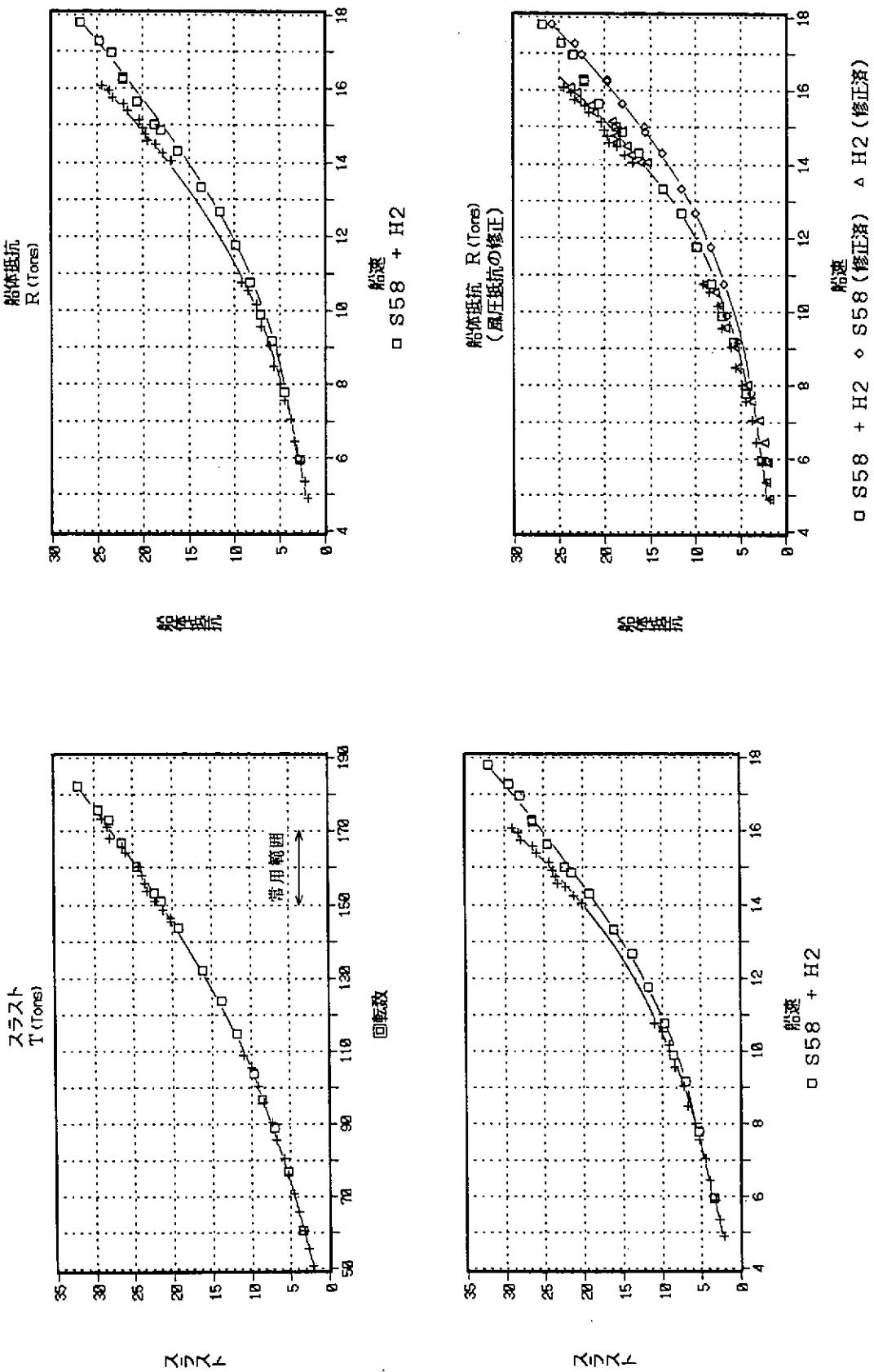


Fig. 5.8.9 スラスト

Fig. 5.8.10 船体抵抗

□ S58 + H2 ◇ S58 (修正済) △ H2 (修正済)

6. 通常型プロペラとハイリースキュードプロペラの比較

2年間にわたっておこなわれた実船翼面圧力計測、翼応力計測及びトレーサによる3次元流場計測について、CPとHSPの比較を行った。

6.1 実船翼面圧力計測

6.1.1 計測結果による比較

(1) 一回転中の圧力変化の比較

一回転中の圧力係数CPの変化に関してCP(Fig. 4.3.2)とHSP(Fig. 5.3.4)で比較する。全体的には、0.5Rと0.7Rでは回転数に依らず、CPとHSPの両者は良く似た圧力変化を示すが、0.9R以上では異なったものになっている。

まず、最も目立つ大きな相違点は、Fig. 6.1.1に示すようにHSPの0.9R, 80%Cと60%Cの背面側の翼角度位置60°近傍にはっきり存在する大きな圧力ジャンプである。これは前縁剝離渦の影響と思われるが、その影響はCPでは存在しないか(70RPM), 存在はしても、その前後において圧力のジャンプが僅かである(90RPM), 存在はしても、その前後において圧力のジャンプが僅かである(90RPM, 110RPM)。

次に位相に関して比較する。プロペラがボトム位置近くにきた時に前縁近傍の背面側の圧力計により検出される小さな圧力ピークの翼角度位置について比較すると、次のようになる。

	CP	HSP
0.7 R	10%C	170°
0.9 R	15%C	180°

圧力計を取り付けた翼面上での位置のジェネレーターラインから見た角度は図2翼の場合、次のようになっている。

	CP	HSP	差
0.7 R	10%C	-16.4°	-7.9°
	40%C	-2.8°	7.5°
	80%C	14.4°	27.0°
0.9 R	15%C	-5.2°	20.9°
	40%C	1.3°	27.9°
	80%C	12.1°	39.1°

図中の翼角度位置はジェネレーターラインを基準としているから、この値を考慮して、圧力計の角度位置に直したピークの位置は、

	CP	HSP
0.7 R	10%C	186°
0.9 R	15%C	185°

となり、0.7RではCP, HSPで差はないが、0.9RではHSPの方が約15°位相が遅れている。

3番目に、荷重分布に関しての比較を行う。0.7R, 10%Cでは、背面側、正面側共にCPとHSPの圧力波形はその位相のずれを除いて、それぞれ似た形である。しかし、どの回転数においてもHSPの圧力の方がCPより背面側では高く(より静圧側にある)、正面側では低い(より負圧側にある)。そのため、この点での翼両面での圧力差、即ち荷重はHSPの方が小さい。25%Cの背面側の圧力もHSPの方が高く、正面側については計測値が無いが、10%Cと同様な荷重状態になっていることが予想される。40%C~80%CではCPとHSPの差は殆ど無い。それに対して、0.9RではHSPでは存在する前縁剝離渦の影響がCPでは殆ど見られない。0.9R, 80%Cでの圧力について比較する

と、背面側の圧力は HSP の方が C_p にして約 1.0 低いため、この計測点での荷重度は HSP の方が大きくなっている。以上のことから、0.7 R の前縁近傍では CP の方が荷重が大きく、0.9 R の後縁近傍から翼端にかけては HSP の方が荷重が大きく、差引で K_T では CP の方が約 10 % 大きくなっている。

最後に、キャビテーション発生時に關しては、149 RPM の時の計測において、圧力計が相似な位置にある背面側の計測点で比較すると、明らかに HSP の方が CP よりも圧力計がキャビティ内にある時間が短い。そのキャビティ内に圧力計がある間に計測された圧力は、CP では蒸気圧よりも僅かに低めと同じであったのに対し、HSP では逆に高めになった。実船のプロペラに非定常に発生するキャビティの存在時間ならびにキャビティ構造とその内圧の関係について考える必要があり、これは今後の研究課題であろう。

(2) 翼弦長方向の圧力分布の比較

翼弦長方向の圧力分布に関して、CP と HSP を Fig. 4.3.3 と Fig. 5.3.5 で比較する。

0.7 R に関して、翼角度位置 0 度の時に CP では前縁から後縁に向かって背面側の圧力がほぼ単調に増加するのに対して、HSP では前縁近傍以外に 40 % C ~ 60 % C にもう一度負圧の山がある。前縁での負圧のピークは CP の方がはるかに大きい。正面側は大きな差ではなく、全体としては CP の方が前縁より大きな荷重を持っている。

翼角度位置 90 度の時には、Fig. 6.1.2 に示すように CP では 25 % C でピークを持つのに対して、HSP では 40 % C でピークを持つ圧力分布となり、後者の揚力中心は前者より後方となるのが大きな特徴である。

0.9 R に関して、CP は背面側では 90 度の時の 0.7 R とはほぼ同様の山型の圧力分布であり、正面側では 40 % C が最も圧力の高く後縁に向かって圧力が下がっている谷型の分布である。これに對して、HSP では Fig. 6.1.2 に示すように背面側で後縁が最も圧力が低い右上がりの M 字型か右上がりの圧力減少型である。一方、正面側では 40 % C が最も圧力が低く、後縁に向かって圧力が上がっていく山型の分布になっている。そのため、CP では後縁に向かって荷重分布が小さくなるのに対し、HSP では、プロペラ一回転を通して後縁の受け持つ荷重が他の位置より非常に大きくなっている。

(3) 半径方向の圧力分布の比較

CP と HSP の半径方向の圧力分布を Fig. 6.1.3 で比較する。全体的に HSP では翼端に向かって背面側で C_p が下がり、正面側で上がる傾向がある。CP では 0.95 R の背面側の圧力計がドックを出る前に故障していたために計測値が無く、正面側についても 70 RPM と 110 RPM のデータしか無いが、Fig. 4.3.4(a) と (c) を見る限りでは、翼端において正面側の圧力は大きく負圧側に変化して殆どゼロになっている。即ち、CP では翼端において急激に荷重が減少していることが想像されるのに対し、HSP では翼端で持っている荷重が非常に大きいといえる。

以上の比較をまとめて、Table 6.1.1 に示す。

6.1.2 計算結果による比較

ここでは、Fig. 4.3.6 と Fig. 5.3.4(b) の、90 RPM の時の計測値と計算値のプロペラ一回転中の圧力変化の図により、CP と HSP のそれぞれに対する揚力面理論による計算結果を、計測結果と合わせ、比較する。

正面側の 40 % C を見ると、0.5 R, 0.7 R では CP, HSP 共に計算値は計測値よりも C_p にして約 0.3 低い値となっている。0.9 R に関しては Fig. 4.3.6 には圧力計が壊れていたため CP の計測値が無いので、110 RPM などの他の回転数で調べた。その結果では、CP では 0.7 R と同様に計算結果は計測結果を圧力の低い方へ平行移動した形であったのに対し、HSP では計測に現れている翼角度位置 40° の正圧のピークが計算には存在しない。0.95 R では回転数によってその量が変わるが、CP では計算値の方が高め、HSP では逆に計算値の方が低めとなつた。揚力面理論によると、CP の 0.9 R, HSP の

0.7 R より内側において、正面側の圧力を、波形としては計測と同じであるがその量を低めに計算するという傾向は、両プロペラの場合に共通している。

同じく前縁近傍 (0.7 R, 10% C 及び 0.9 R, 15% C) の正面側を見ると、CPでは 0.7 R, 0.9 R 共に計算値は計測値と良くあっているのに對して、HSPでは 0.7 R は合っているが、0.9 R では計算値の方が低くなる。

背面側では全体的に、右舷側ではプロペラトップ位置近傍のピークを除いて比較的計算値は計測値に合っているが、左舷側になると計算値が低めにずれて来る傾向があり、これは CP, HSP に共通している。これは、計算に用いた伴流分布と実船の伴流分布の違い、特に周方向流れの違いのほか、既存の揚力面理論計算の特性によるものではないかと考えられる。0.9 R の 60% C と 80% C に見られる前縁剥離渦の影響も CP, HSP 共に計算には当然現れないが、CPではその影響にかかわらず計算値が計測値に比較的近いのに対し、HSP では計算値は計測値から全くかけ離れたものになってしまっている。

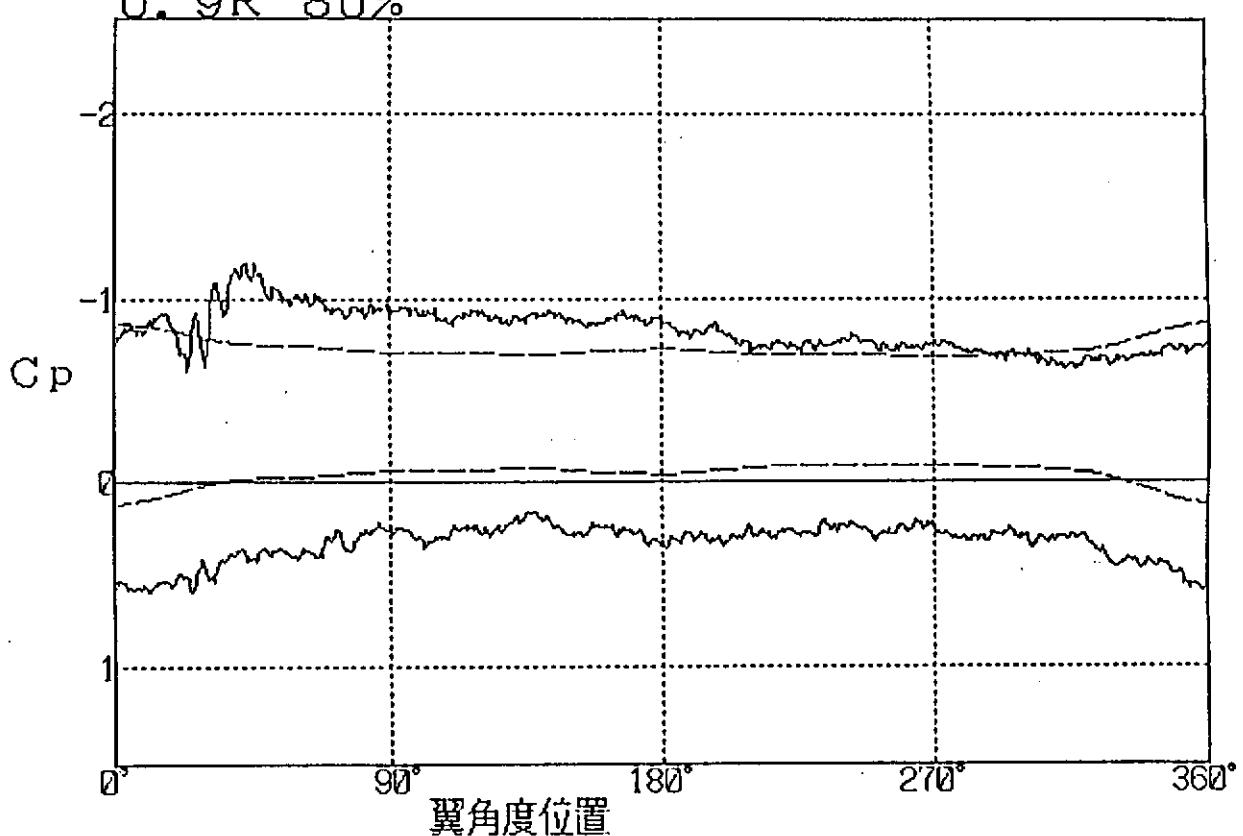
総合的にみて、既存の揚力面理論による翼面圧力の計算は、CPでは 0.9 R, HSP では 0.7 R より内側においては有効に使うことができる。ただし、正面側に關しては CP でも HSP でも低めの圧力を計算する傾向があるので、注意が必要である。HSP に關して翼面圧力を精度良く計算するためには、新しい流体力学的モデルを取り入れた計算法の開発が必要であろう。

Table 6.1.1 CP と HSP の実船翼面圧力計測値の比較

		CP	HSP
前縁剥離渦の影響		小	大
位相	0.7R 0.9R	ほぼ等しい HSP が 15° 遅い	
荷重分布	0.7R 前縁 0.9R 後縁 翼端 KT	大 小 小 0.21	小 大 大 0.19
キャビテーション	時間 内圧	長 低	短 高
翼弦長方向 圧力分布	0.7R 背面側 0.9R 背面側 0.9R 正面側	前縁の負圧が大きい 山型 谷型	$\Theta = 0^\circ$ で二山 M字型、右上がり 山型
半径方向 圧力分布	背面翼端側 正面翼端側	?	下がる 上がる

青雲丸CP
0.9R 80%

回転数 = 90RPM 1989/10/29 17:30:00



SEIUN-MARU HSP
0.90R 80%C

Rev. Rate = 90RPM 1990/10/27 16:23:00

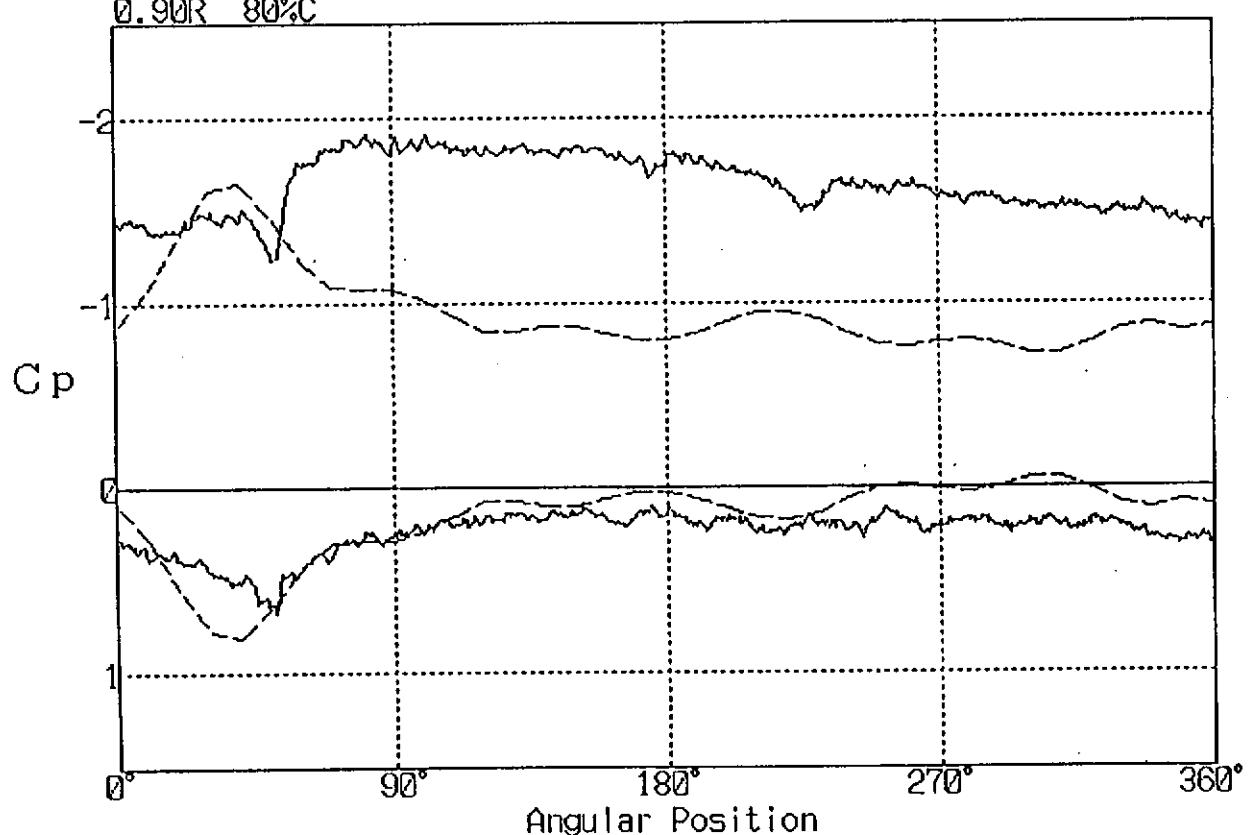
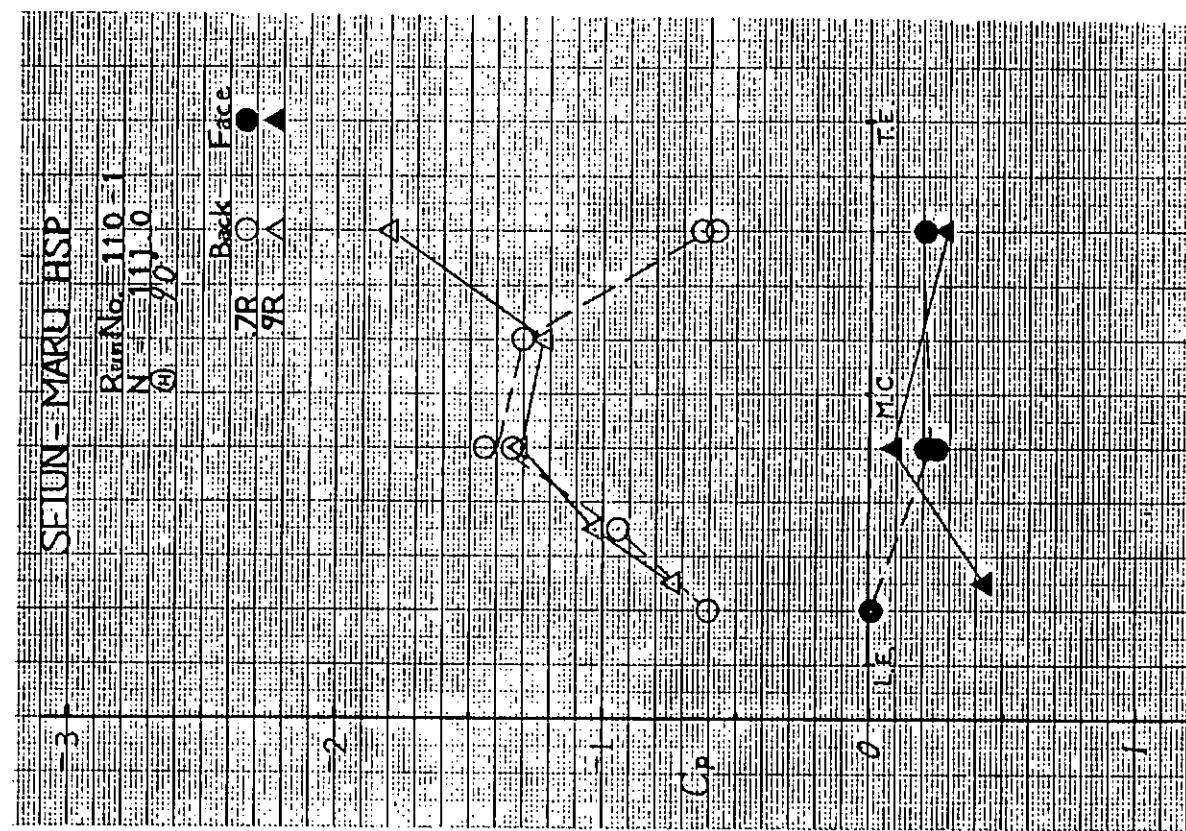
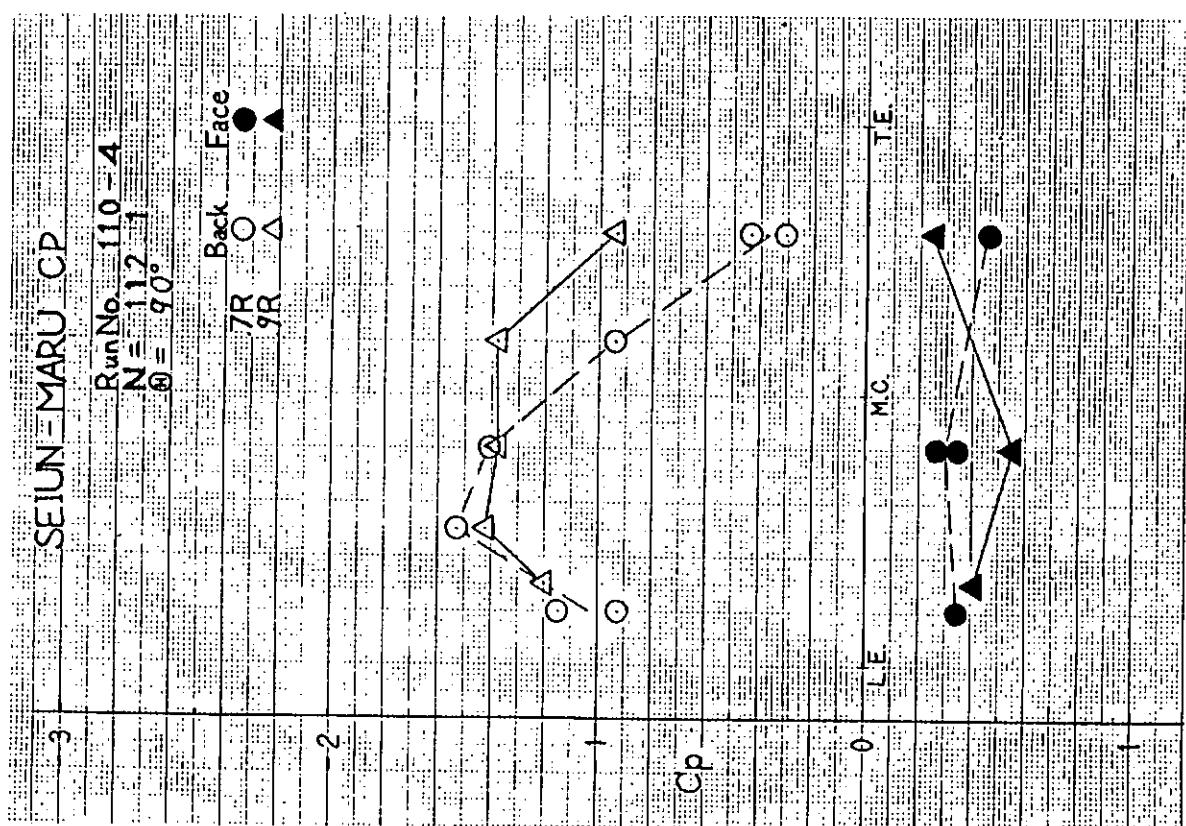


Fig. 6.1.1 一回転中の翼面圧力ジャンプの比較

Fig. 6.1.2 翼弦方向の圧力分布の比較



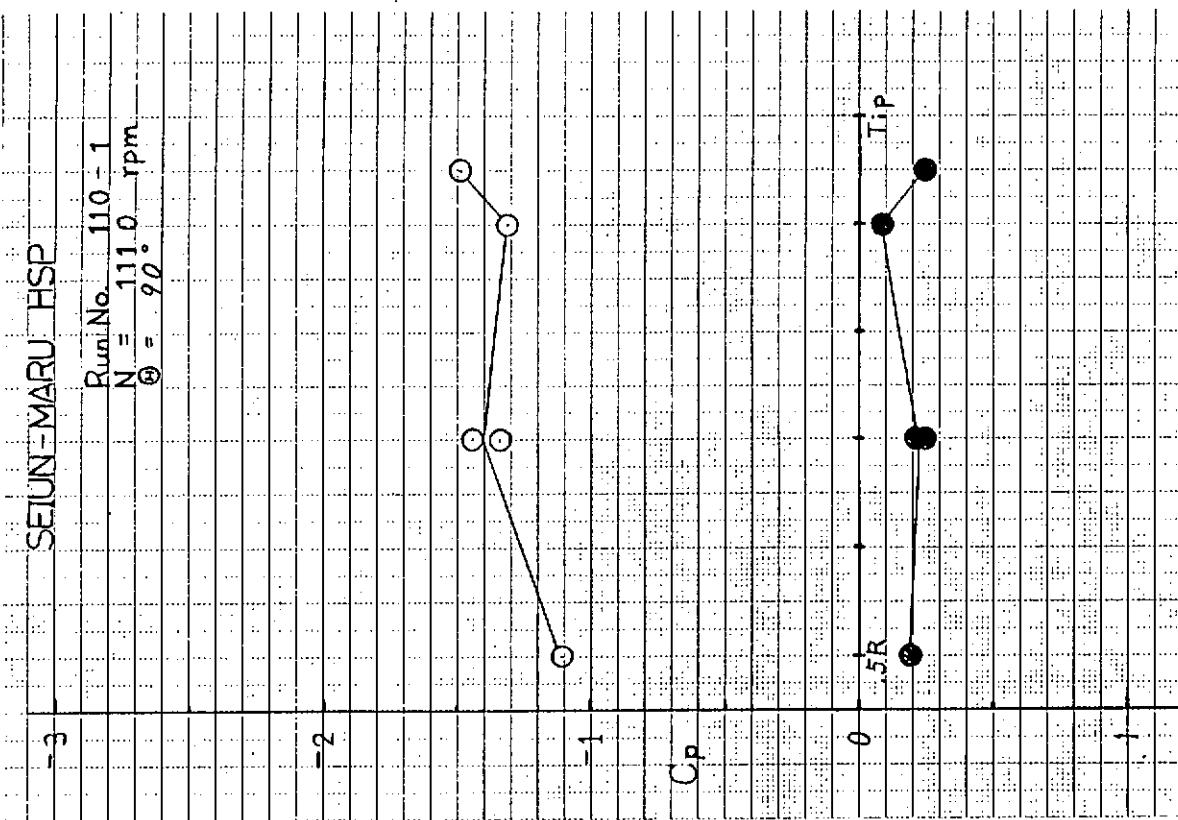
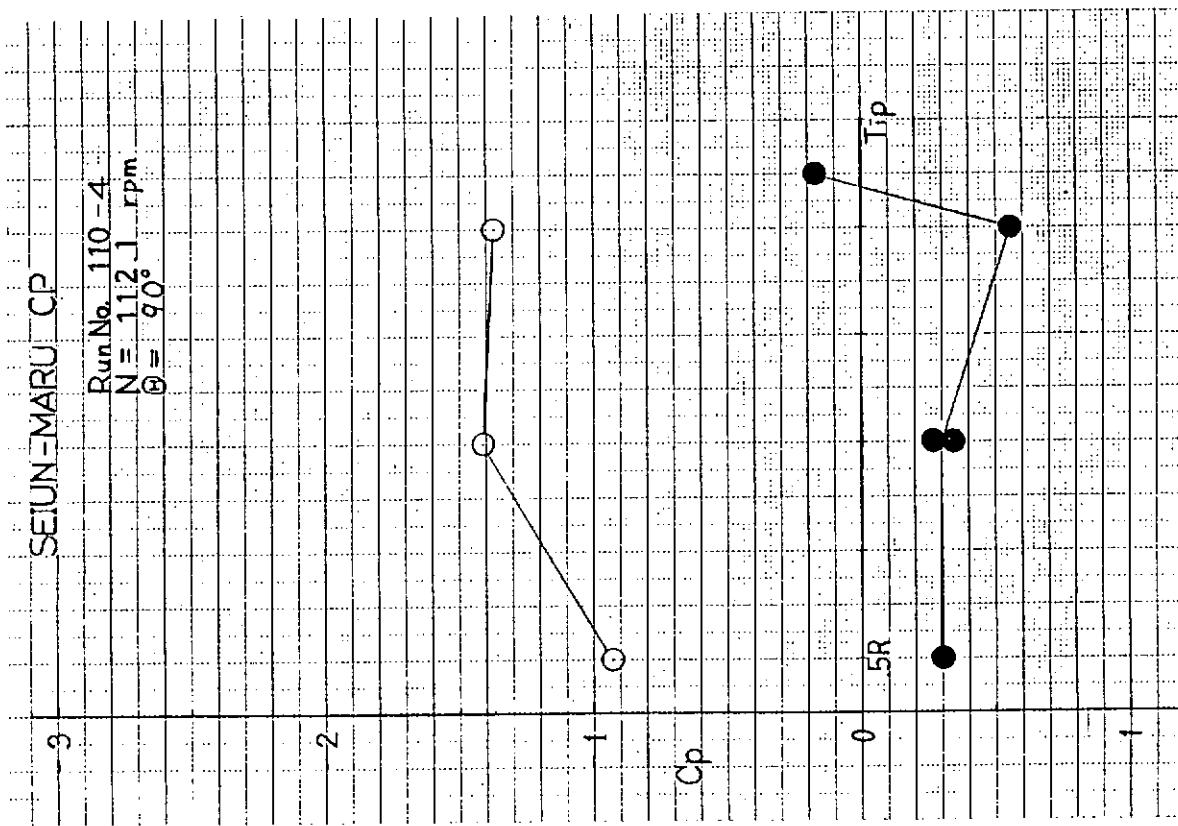


Fig. 6.1.3 半径方向の圧力分布の比較

6.2 翼応力計測

6.2.1 計測結果による比較

ここでは、プロペラの正回転時における実船の翼歪の計測結果に基づき、同一船後において作動するCPとHSPの翼歪みについての比較をする。

まず、ゼロ点のドリフトに関してHSPの方がCPの時と比べて大きめであったが、計測の前後でゼロ点計測を丹念に行なったので、解析結果に対するこの影響は殆どないものと考える。

半径方向と円周方向の歪に関して、CPでは0.7Rから0.9Rについても半径方向の歪が卓越しており、歪ゲージが主応力の向きと一致して貼られたものと考えられるが、これに対してHSPについては半径方向の歪と比べてかなり大きいものの、後者は無視できる量ではない。このうち、0.9Rの円周方向の歪だけが小さい。

HSPに関しては主応力の向きに貼るという当初の目的は圧力分布の予測が異なったこともあり、達せられなかった。このため、CPの計測結果とHSPの計測結果とを直接比較し、翼応力の観点からCPとHS Pの優劣を論じることは翼厚の違いもあり、適切でない。定性的な議論として言うならば、今回の計測では、プロペラ正転時においてHSPの半径方向の最大歪は各プロペラ回転数において、CPのそれの60～70%程度で、かなり小さい。

ここで次のように定義される無次元応力 σ^* を導入する。

$$\sigma^* = \frac{\epsilon E}{\rho n^2 D^2} \cdot \frac{1}{K_T}$$

ϵ : 計測された歪

E : ヤング率 = 7000 kg/mm²

ρ : 水の密度

n : プロペラ回転数

D : プロペラ直徑

K_T : スラスト係数

Fig. 6.2.1にCPとHSPの0.7R～0.9Rにおける実船プロペラで計測された半径方向の歪から算出した最大値、最小値、平均値、振幅の比較を示す。CPの方がHSPよりすべての値に関して大きい。大きな特徴として、振幅に関して両者に大きな違いはないが、平均値はかなり異なり、CPの方がHSPより大きい。これらの値に関して、HSPの無次元応力値は大略一定なのにに対して、CPに関してはプロペラ回転数の変化とともに無次元翼応力が減少する傾向がみてとれる。

6.2.2 模型での計測結果との比較

(1) 模型プロペラでの計測の目的

実船計測に対応して、模型において翼応力を計測し、実船と模型との相関を調べることを目的とする。今回の試験の特徴として

- ① HSPで切損事故が頻発している翼端側(0.7, 0.8, 0.9R)で計測をする。
- ② 実船と同様にキャビテーション発生状態をシミュレートして計測する。
- ③ 曲航水槽で行なわれる通常の模型での計測より、より高プロペラ回転数で計測を行うことにより精度を上げることができる。
- ④ キャビテーション水槽での計測であるので、計測時間が充分とれる。
などが挙げられる。

しかしながら、今回の計測ではCPについての模型計測は行なわれなかつたので、HSPでの模型試験結果と2種類のプロペラの実船試験データとの比較に限定して述べる。

(2) 供試模型

今回の実験で使用した模型船及びプロペラの主要目を Table 6.2.1 に示す。模型船にはキャビテーションの発生を安定化する（気泡核を充分与える）ため、S.S. 1 $\frac{1}{2}$ に水素気泡を発生させるためのステンレス・ワイヤを取り付けた。キャビテーション水槽において Fig. 4.3.5 に示す 実船推定伴流（笠島の方法）をシミュレートするため、フローライナ（FL-II）を船尾部付近に配置した。この時得られた伴流分布を Fig. 6.2.2 に示す。

模型プロペラには 5 枚の防水型 2 軸歪ゲージ（共和製、KFG-1-120-D16-23 N30C2）を 2 種類の方法で貼り付けた。1 つはプロペラ表面へ歪ゲージを直接貼り、その上に防水及び接着のためのコーティングをする直貼り方式（On-Blade Method）であり、他の 1 つは実船と同様にプロペラに直径 7 mm、深さ 0.5 mm にザグったところに歪ゲージを埋め込み、その上から整形して元の翼面形状に戻す埋め込み方式（In-Blade Method）である。歪ゲージの二軸のうち、一軸は実船と同様 IC、70% 翼弦長を結ぶ線に接するように、他の一軸はこれに直交するように貼った。本報告書では前者を便宜的に、半径方向(R)、後者を円周方向(T)と呼ぶ。歪ゲージの配置図を Fig. 6.2.3 に、コードの配線用溝及びザグリの形状を Fig. 6.2.4 に示す。プロペラのボスの中にダミー・ゲージを貼り付けた。歪ゲージをプロペラに貼りつけた様子を Fig. 6.2.5 に示す。

(3) 計測装置

本計測のため、5 チャンネルの有線 FM テレメータ方式の送受信器を作成した。送信器及び受信器を Fig. 6.2.6 及び 6.2.7 に示す。送信器は防水・耐圧容器に収納され、模型船に取り付けられた。この装置を模型船に取り付けた配置図を Fig. 6.2.8 に示す。本装置の仕様を Table 6.2.2 に示す。

翼応力計測データは 5 チャンネル同時にデータレコーダ（共和製、RTP-650B）に、プロペラ位置パルスとともに記録した。このデータレコーダの周波数特性はテープスピードが 9.52 cm/sec の時、2.5 kHz までフラットであり、SN 比は 4.6 dB_{rms} である。直線性は ±0.5% FS 以内である。

(4) 実験状態及び計測手順

本年度の実船実験の状態に合わせて、模型試験を行った。正転状態を Table 6.2.3 に、逆転状態での条件を Table 6.2.4 に示す。

歪ゲージは 5 ケ貼り付けたので、2 回に分けて計測が行われた。第 1 回目の計測（シリーズ I）では埋め込み方式の 0.7 R および 0.8 R の半径方向と円周方向、そして 0.9 R の半径方向が対象となった。第 2 回目（シリーズ II）は埋め込み方式の 0.9 R の円周方向と、直貼り方式の 0.7 R と 0.8 R の半径方向と円周方向の歪が計測された。逆転時の計測は後者の組み合せについてのみ行った。

模型プロペラの回転数は、プロペラにかかる流体力と翼に生ずる歪の関係が実船と模型船で相似になるように決定した。即ち、

ϵ : 翼の歪

σ : 応力

E : ヤング率

F : 翼にかかる流体力

D : プロペラ直径

ρ : 流体の密度

N : 実船プロペラ回転数

n : 模型プロペラ回転数

とすると、

$$\epsilon \propto \sigma / E$$

$$\sigma \propto F / D^2$$

$$F \propto \rho n^2 D^4$$

ゆえに、

$$\epsilon \propto \rho n^2 D^2 / E$$

であるから、 $\rho n^2 D^2 / E$ が実船と模型とで等しくなるように模型プロペラの回転数を決定する。

実船を添え字 s で、模型を添え字 m で表すと、

$$\rho_s / \rho_m = 1.025$$

$$D_s / D_m = 3600 \text{ mm} / 221 \text{ mm} = 16.29$$

$$E_s / E_m = 12000 \text{ kg/mm}^2 / 7000 \text{ kg/mm}^2 = 1.714$$

より計算すると、

$$n[\text{rps}] = 12.6 \times N[\text{rpm}]$$

とすればよい。

具体的には以下のようになる。

N	n
71 rpm	14.9 rps
90	18.9
100	21.0
110	23.1
149	31.3
163	34.2

しかしながら、水槽運転上の制約から、プロペラ回転数を 23.1 rps 以上に上げることができなかつたので、実船でのプロペラ回転数 149 RPM 以上の条件に対しては模型プロペラ回転数を $n=23.1 \text{ rps}$ とし、キャビテーション数と K_T のみを実船と合わせた。実船と比較するためには計測値を前述の相似則にしたがって補正する必要がある。

静圧は軸心でのキャビテーション数が模型と実船で一致する様にして決定した。

流速の設定は K_T 一致法により行った。歪ゲージを貼り付けていないプロペラを用いて、与えられたプロペラ回転数に対して、 K_T が一致するインペラ回転数を求め、そのときの流速を対応する船速として決定した。

逆転状態でのプロペラ回転数は正転時と同様にして決定した。船速は正転時の船速と同じインペラ回転数として、翼応力の計測を準定常状態で行った。

(5) 正転時の計測及び解析結果

計測はシリーズ I, シリーズ II とともに、日を改めて二回ずつ行った。実験条件の再現性はプロペラ及びインペラの回転数が $\pm 0.01 \text{ rpm}$ 以下、軸心静圧が $\pm 2 \text{ mmHg}$ 以下であり全く問題ない。二回の計測から、各チャンネル毎に計測前後のゼロ点のドリフト量の小さいものを選び、解析対象とした。具体的には次の通りである。

方式	r/R	方向	シリーズ	1回目	2回目
埋込	0.7	R	I		○
		T	I	○	
	0.8	R	I		○
		T	I	○	
	0.9	R	I		○
		T	II	○	
直貼	0.7	R	II	○	
		T	II		○
	0.8	R	II		○
		T	II	○	

解析の対象となったデータのうち、最もドリフトの大きなものでも、その量は 3μ 以下であった。

解析に使用した A/D 変換器（カノーブス製、ADX-98E）の取込周波数は 10 kHz であり、計測時間は約 1.1 秒とした。分解能は 12 ビットバイナリであり、直線性は土 0.03 % である。解析時にローバスフィルター（共和製、LFU-21A）を用いた。このフィルターの周波数特性は 2 kHz まで土 0.3 dB 以内である。

HSP 模型プロペラの翼応力の計測結果を時間平均した波形を各プロペラ回転数ごとに Fig. 6.2.9(a) ~ (e) に示す。計測時間が約 1.1 秒なので、プロペラ回転数 (14.9 ~ 23.1 rps) に従って、約 1.5 ~ 2.5 回転分のデータがとれる。この図の翼歪の一回転中の変化は、収録されたデータをプロペラボジションパルスを基準にして重ね合わせをした平均値である。これらの図中 (c), 埋め込み方式および直貼り方での計測結果を Fig. 6.2.9(a), (c), (e) および (b), (d) に示す。両方式による模型での計測データのバラつきは実船に比べて非常に小さく、標準偏差で 5μ strain 程度であった。

キャビテーション・パターンを Fig. 6.2.10 に示す。実船と比べて模型の方がキャビテーションが発生しにくい。キャビテーションが発生しない $N = 7.0$ および 9.0 RPM の状態では 0.7 R と 0.8 R での歪に差はないが、10.0 RPM 以上になると 0.8 R での計測値の最大値が最大となるのが大きな特徴である。これに対して、プロペラ回転数に関係なく、0.9 R での値はいつでも 0.7 R や 0.8 R での値より小さい。また、最大値はジェネレータライン基準で右舷側の約 40 度に発生する。ボトム付近での最大値は 0.7 R と 0.8 R に関しては 220 度に見られるのに対して、0.9 R は約 180 度に現われる。0.7 R と 0.8 R での計測値に、実船プロペラ回転数に拘らず、250 度近傍において小さな第二の山がみられる。

11.0 RPM 以上の状態に対する計測結果から、キャビテーションの発生量に依らず模型プロペラ回転数が変わらないと最大歪もその分布にもほぼ変化がない。直貼り方式と埋め込み方式とで歪計測値の分布及び値に関して両者で大きな差はなく、貼り方の影響は歪で見る限り、0.8 R の円周方向の計測値を除き小さかった。

Fig. 6.2.11 に各実船プロペラ回転数に対する各半径位置での歪計測値の最大値、最小値、平均値、振幅を無次元応力の形で示す。

これらの図を比較すると、0.7 R に関しては貼り方の差が殆ど見られないのに対して、0.8 R に関しては特に円周方向について両者の計測値が平行にずれており、差がみられる。この理由としてゲージの貼った向きの僅かなずれが円周方向の計測値に対して大きな誤差として混入したことが考えられる。0.9 R は埋め込み方式のみにより計測がなされた。

プロペラ回転数による影響が 11.0 RPM 以下でみられた。 K_T の違いにより無次元応力が変化するのに対して、キャビテーションが発生しても無次元応力は殆ど影響されないことが分かる。

(6) 逆転時の計測及び解析結果

逆転時の計測は正転時の計測後に行った。これは逆転時の強い負荷による歪ゲージの破損を恐れたためである。又、0.9 R の歪ゲージは正転での試験が終了するまでに壊れた。計測は正転時のシリーズ II に対応する歪ゲージでの組合せについてのみ、行われた。即ち、直貼り方式の 0.7 R ならびに 0.8 R の半径方向及び円周方向の計測値が得られた。先ず、計測は実船とは異なり、準定常状態にして計測を行った。実船での逆転試験は Dead Slow Astern に対応する -50 RPM と Slow Astern に対応する -70 RPM の 2 種の回転数について行い、後者に関しては船速 2 ノットと 11 ノットの 2 種類の状態から逆転したときの計測を行っているので、2 種類の回転数に保って、船速を変えて計測を行った。-50 RPM は 7.0 ノットまで、-70 RPM は 6.0 ノットまで試験を行った。これ以上での船速での試験は舵の振動が大きくなり、壊れる危険性が予測されたので行わなかった。

各船速に対して、-50 RPM 及び -70 RPM でプロペラが逆転している時の一回転中の翼歪変化を Fig. 6.2.12 及び 13 にそれぞれ示す。まづ、プロペラまわりの流れは不安定になると思われたが、周期的現象となり、正転時と同じプログラムで解析ができた。ここで、横軸の翼角度 90° は正転時と異

なり、左舷側となる。歪はすべて常に圧縮であった。

-50 RPMでは船速の増加とともに、半径方向及び円周方向の応力は平均値は変わらないが、振幅は5ノットまで増大する傾向が見られた。これに対して、7ノットでは振幅は小さくなつた。0.7 Rと0.8 Rでの計測値を比較すると、どの船速でも0.8 Rでの歪が大きく、この傾向は正転の場合と同様である。

次に-70 RPMの時の結果について、0ノットの時は翼角度240°(通常の定義で120°)の時、歪が小さくなる山が現れる。0.5ノットで200°近傍で最小の歪となるが、1ノット以上で山及び谷とも2つ現れ、5ノット以上となると山の数が更に増加する。両方向の歪の平均値及び振幅とも回転数の増加と共に大略増大する。振幅に関しては半径方向の方が円周方向の歪の方より大きい。0.7 Rと0.8 Rで比較するとやはり、0.8 Rでの歪が振幅及び平均値とも大きい。

-70 RPMの4ノットと5ノットの時の写真をFig. 6.2.14及び15に示す。3ノットまでは舵の振動が船速の増大とともに大きくなるものの比較的静かであるが、4ノットを越えると写真にあるように、キャビテーションが間欠的に発生し始め、5ノットになるとプロペラ・ハル・ボルテックス・キャビテーションPHVCが断続的に発生し、激しい騒音が発生した。このPHVCはFig. 6.2.15に示すようにプロペラ翼がボトムにきたときに発生するのが特徴である。実船では白濁して何も見えなくなるが、キャビテーション水槽では自由表面が無いので、空気吸込みが起らざる、この様な現象になるものと考える。キャビテーション観測から、プロペラまわりの流れは上方から見てダブルットのまわりの流れと同様の流れになっており、死水域との間でPHVCが発生したものと思われる。

プロペラが-50 RPMおよび-70 RPMで逆転している時の模型プロペラ翼歪みの最大値、平均値及び振幅の船速に対する変化をFig. 6.2.16に示す。解析は現象の不安定さから、二回行なった計測ばかりでなく、同じシリーズの計測データについても三回行なって計測値のばらつきをチェックした。半径方向の歪のばらつきは船速の増大とともに増大し、-70 RPMの6ノットの時が最大となるが、円周方向の歪に関してはこのばらつきが非常に少ない。

最大歪に関して、0.8 Rの半径方向の歪と0.7 Rの円周方向の歪は-70 RPMの方が-50 RPMの時より大きいが、0.8 Rの半円周方向の歪と0.7 Rの半径方向の歪は-70 RPMと-50 RPMの時で差がない。船速とともに必ずしも増加しないことが特徴と言える。

平均歪に関しては半径位置に拘らず船速とともに増大する。6ノットの時には平均値ばかりでなく、ばらつきも最大となる。これはPHVCの発生によるものである。

振幅に関して大きな特徴としては、プロペラの逆転回転数大きさの影響が少ないとある。振幅は船速の増大とともに大きくなる傾向がみられる。6ノットの時の振幅のばらつきは極め大きい。

最後にクラッシュアスターをキャビテーション水槽でシミュレートすることを試みた。即ち、所定の船速に対応するインペラ回転数に保ち、模型プロペラ回転数を0 RPMから逆転プロペラ回転数に速やかに上げた。この時の翼歪の変化をFig. 6.2.17に示す。この計測において舵が激しく振動したので、必ずしも実船に対応するようにプロペラ回転数を急速に上げられなかった。このため、前述の準定常的に行なった計測と大差のない結果が得られた。

(7) 実船での計測値との比較

各計測値を無次元応力で示したFig. 6.2.11に実船計測データも併せて示した。実船データはプロペラ回転数によらず大略一定となっているのが模型での計測値との大きな違いである。0.7 Rに関しては、半径方向も円周方向も一部の低回転数でのデータを除き、三者のデータはよく一致する。これに対して、0.8 Rでの計測値に関しては振幅を除き、大きな差がみられる。0.9 Rに関しては半径方向の計測値に関して実船と模型で比較的良好な一致がみられる。一方、円周方向に関しては定量的には異なるものの回転数変化に関して同様な変化を示している。

計測位置の違いについて比較を行なうと、実船に関しては、半径方向や円周方向の応力の平均値や振幅ばかりでなく他の値のについても根元に行くに従がって、大きくなる。即ち、0.7 Rでの応力が最も

大きい。模型に関しては半径方向のデータに関しては、0.8 Rでの応力が最も大きくなっているのが大きな違いである。円周方向に関しては0.7 Rでの値が若干大きい傾向がみられる。

ゲージの貼り方の違いによる模型での計測値と実船データとの対応を調べると、直貼り方式の方が相関が良いように思われる。

6.2.3まとめ

翼応力に関する広範な実船試験と模型試験を行なった。本研究での模型試験はHSPのみでしか行なうことができなかつたので、CPとHSPとの比較は実船計測のみで行なつた。HSPの計測でも翼面圧力計測での多点計測に主眼を置いたため、三軸歪ゲージを用いず、ゲージの向きを有限要素法で求めた主応力の向きに合わせて計測した。計測の結果、HSPに関しては貼ったゲージの向きと主応力の向きを一致させることができず、主応力が現時点では計算できないため、直接比較ができない。今回得られた圧力分布を入力とした有限要素法による計算を媒体にした議論を行なうことにより、CPとHSPとの比較が可能になるものと考える。

以上の結果をまとめると、次のようなことが言える。

- (1) 実船でのCPとHSPの半径方向の翼応力は149 RPMの正転時において、それぞれ 4.2 kg/mm^2 と 2.9 kg/mm^2 となる。HSPの方がCPよりかなり応力が小さいが、これは本プロペラの翼厚がルール以上に大きくとられているためである。
- (2) キャビテーション状態をもシミュレートした正転時の模型試験での計測に関して、0.7 R及び0.8 Rでは実船での応力計測と非常によい一致が得られ、0.9 Rでも平均値に関してよい一致が得られた。

今回の研究では、プロペラ逆転時における翼応力計測を実船のみならず模型についても行ない、貴重なデータが得られた。

逆転時において、実船プロペラの0.8 Rでは、CPに対して半径方向に 1.5 kg/mm^2 、HSPに対して 3 kg/mm^2 の応力がかかる。但し、前者は50 RPM、後者は70 RPMの時の計測値であり、荷重が回転数の二乗に比例するとすれば、逆転時には両プロペラに対してほぼ同じ程度の翼応力がかかると考えられる。

以上述べた各種の計測で得られた翼応力関係のデータは翼面圧力データとともに逆転時のプロペラのモデル化に重要な示唆を与えることができるものと考える。

Table 6.2.1 Principal Dimensions of Ship and Propeller Model

M. S. No.	500	M. P. NO.	323
L _{P.P} [m]	6.444	D [m]	0.22095
L _{WL} [m]	6.687	P _{0.7R}	0.944
B [m]	0.984	A _E	0.70
d [m]	0.359	X _B	0.1972
C _B	0.577	Z	5
Material	Wood	Section	SRI-B

Table 6.2.2 Specifications of FM Telemeter

(1) 総合性能

① チャンネル	5 ch (6 chに増設可能)
② 感度設定器	外部より端子をショートする方式
③ 入力	$\pm 500, \pm 1000, \pm 2000 \times 10^{-6}$ [ST]
④ 周波数特性	D C 0 ~ 2.5 kHz (± 3 dB)
⑤ 零点調整範囲	± 0.5 V
⑥ ブリッジ抵抗	120 Ω ~ 2 kΩ
⑦ ブリッジ電源	D C 3.75 V
⑧ 許容最大入力	100 mV P-P
⑨ 信号対雑音比	40 dB以上
⑩ 出力電圧	10 V P-P (1 kΩ 負荷時)
⑪ 出力電流	50 mA (40 Ω 負荷時)
⑫ 直線性	± 0.5 %FS以内
⑬ 電源	A C 100 V 50 / 60 Hz
⑭ 使用温度範囲	0 ~ 50 °C
⑮ 温度特性	± 0.5 % / 10 °C
⑯ センサ	共和製 KFG-1-120-D16-23 N30C2
(2) 送信機	
① 回転数範囲	0 ~ 40 rps
② 外形寸法	100 φ × 270 mm
(3) 水中容器	
圧力範囲	50 mmHg ~ 1,200 mmHg abs
(4) スリップ・リング	
回転数範囲	0 ~ 40 rps
(5) 漏水感知器	電極式センサ, ブザー通報

Table 6.2.3 Experimental Condition of Stress Measurement under Normal Operation of Propeller

N [rpm]	K _T	σ_n	N _i [rps]	n [rps]	α / α_s [%]	T _w [°C]	remarks
70	0.163	14.43	7.76	14.9	35	12.5	Non-Cav
90	0.177	8.98	9.39	18.9	35	12.5	Non-Cav
110	0.190	6.01	10.95	23.1	35	12.5	Vortex Cav
149	0.190	3.28	10.95	23.1	35	12.5	Sheet Cav

Table 6.2.4 Experimental Condition of Stress Measurement under Normal Operation of Propeller

N [rpm]	n [rps]	Vs [knot]	Ni [rps]	α / α_s [%]	T _w ['C]	remarks
-50	-10.6	0	0	35	12.5	
-50	-10.6	1.0	1.10	35	12.5	
-50	-10.6	3.0	3.33	35	12.5	
-50	-10.6	5.0	5.54	35	12.5	
-50	-10.6	7.0	7.74	35	12.5	
-70	-14.9	0	0	35	12.5	
-70	-14.9	0.5	0.55	35	12.5	
-70	-14.9	1.0	1.11	35	12.5	
-70	-14.9	2.0	2.22	35	12.5	
-70	-14.9	3.0	3.33	35	12.5	
-70	-14.9	4.0	4.44	35	12.5	
-70	-14.9	5.0	5.54	35	12.5	
-70	-14.9	6.0	6.65	35	12.5	
-50	0 → -10.6	11.0	10.95	35	12.5	Crush Astern
-70	0 → -14.9	2.0	2.22	35	12.5	Crush Astern

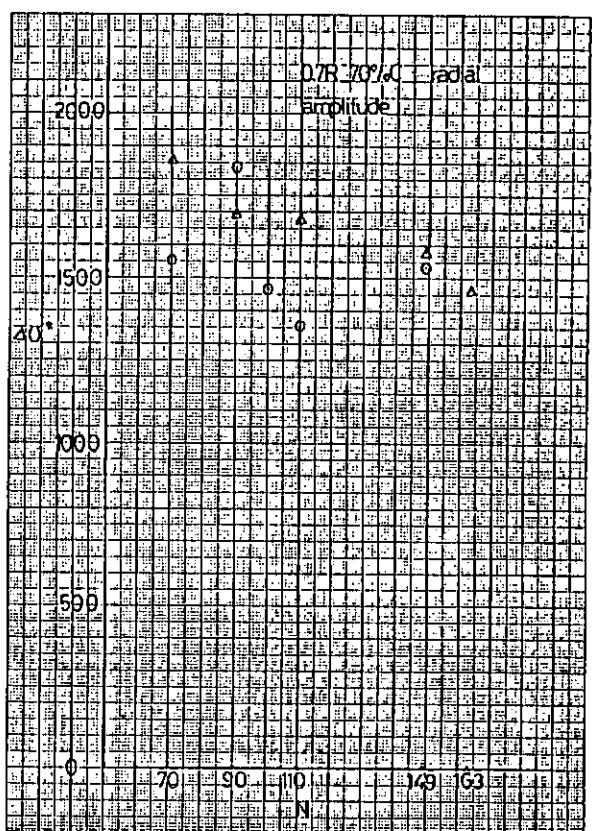
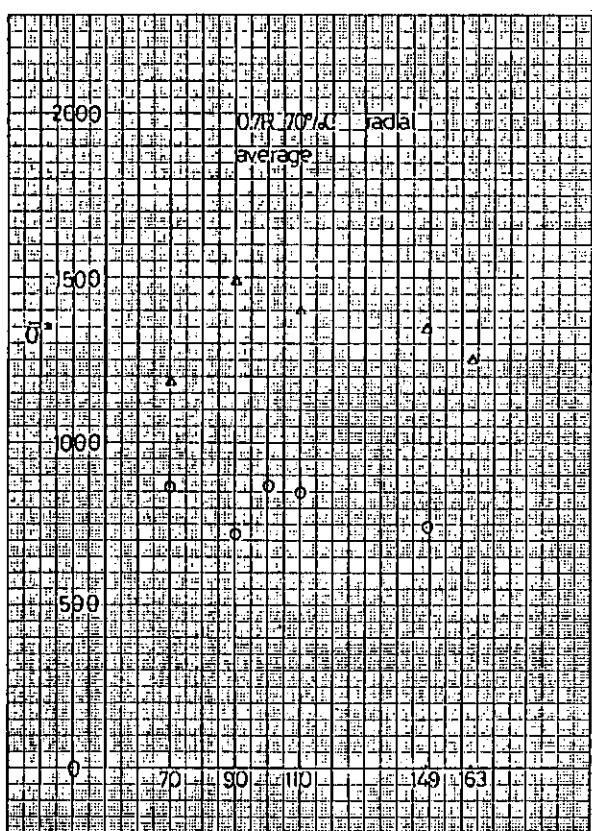
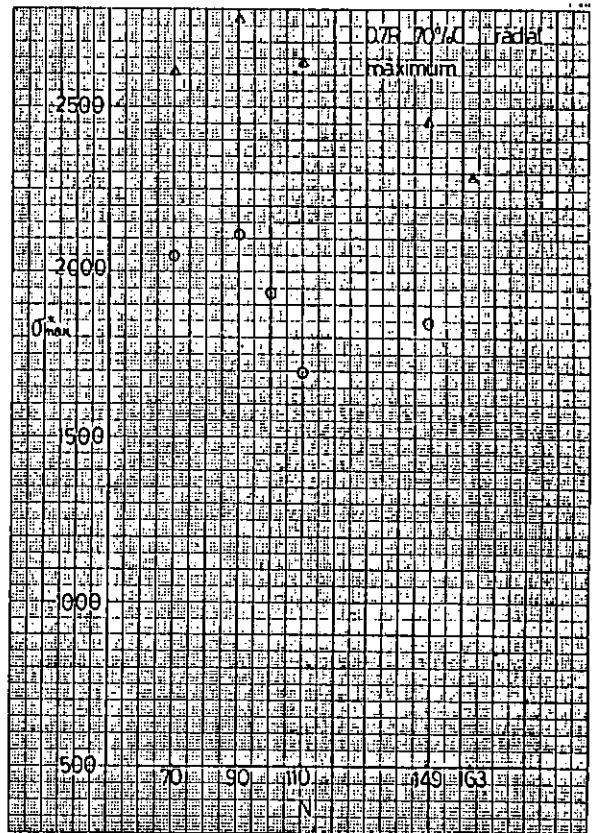
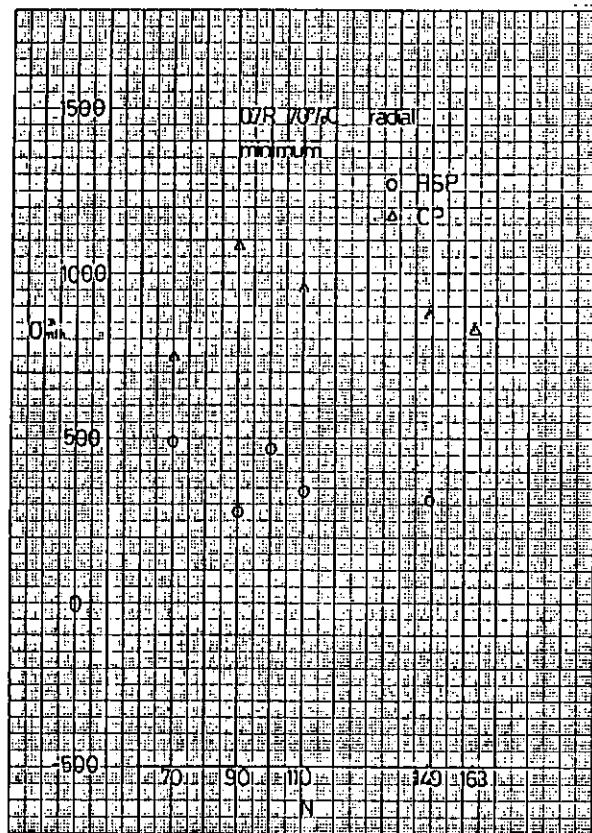


Fig. 6.2.1 (a) 実船CPとHSPの無次元翼応力の比較

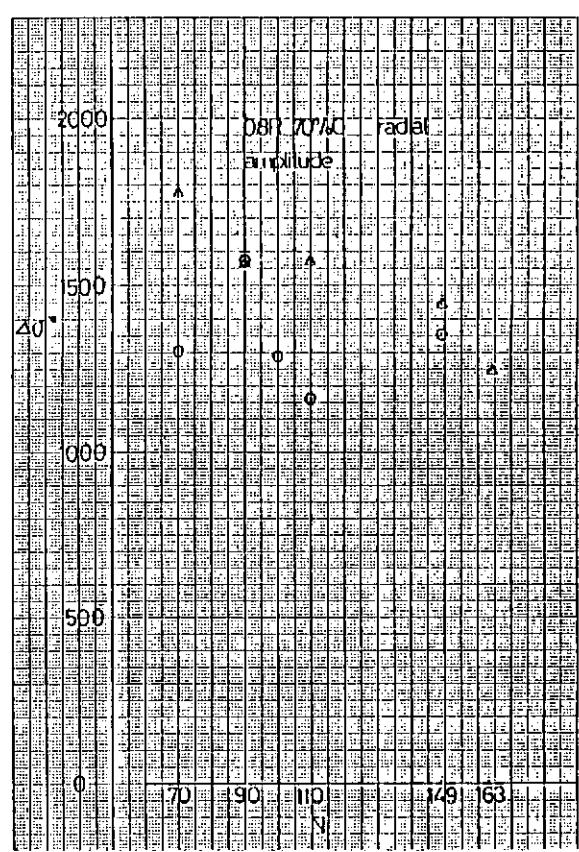
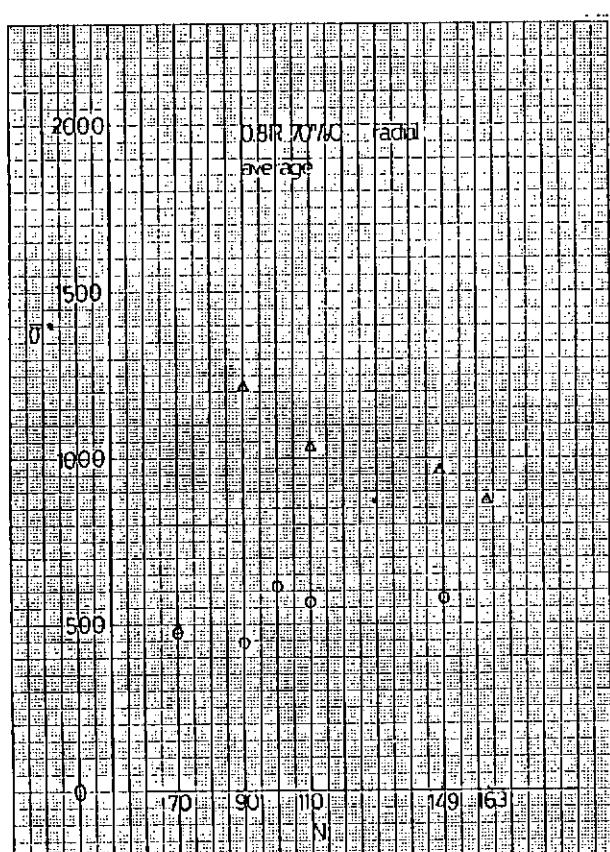
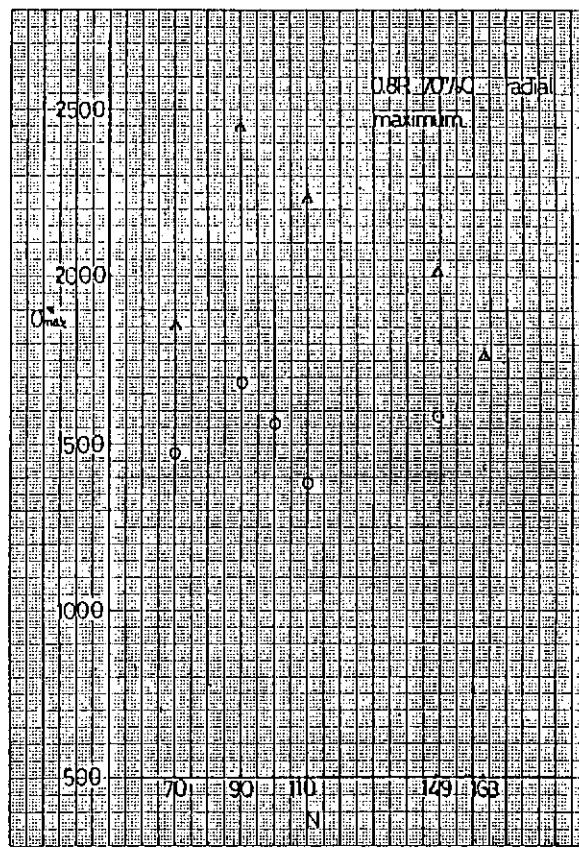
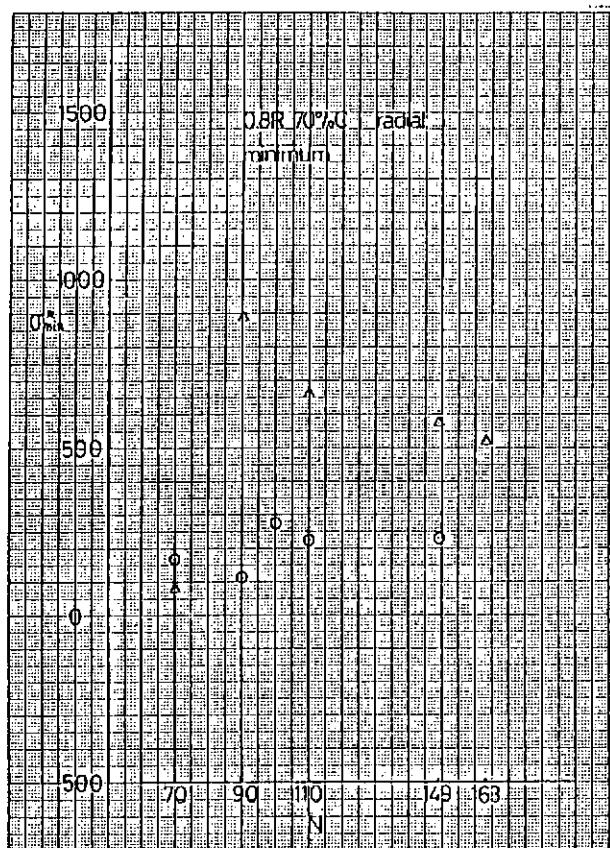


Fig. 6.2.1 (b)

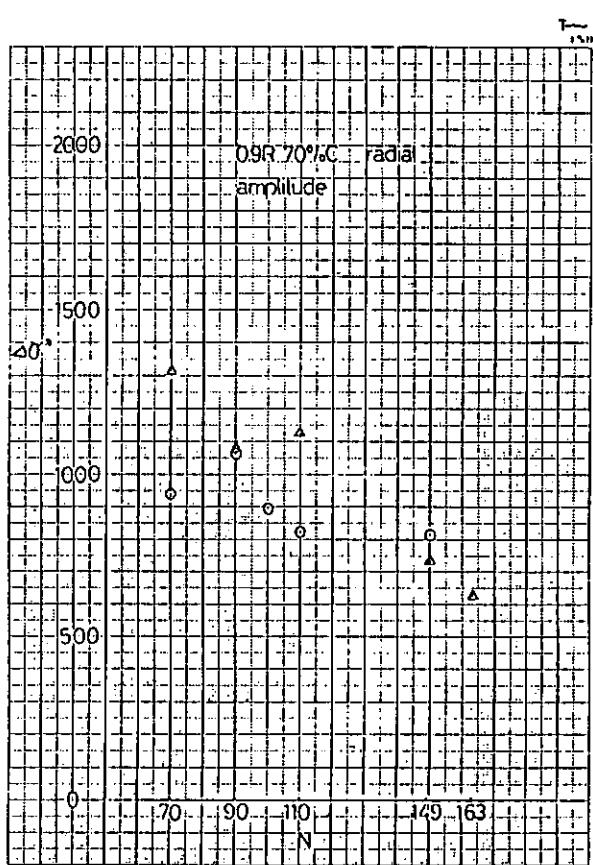
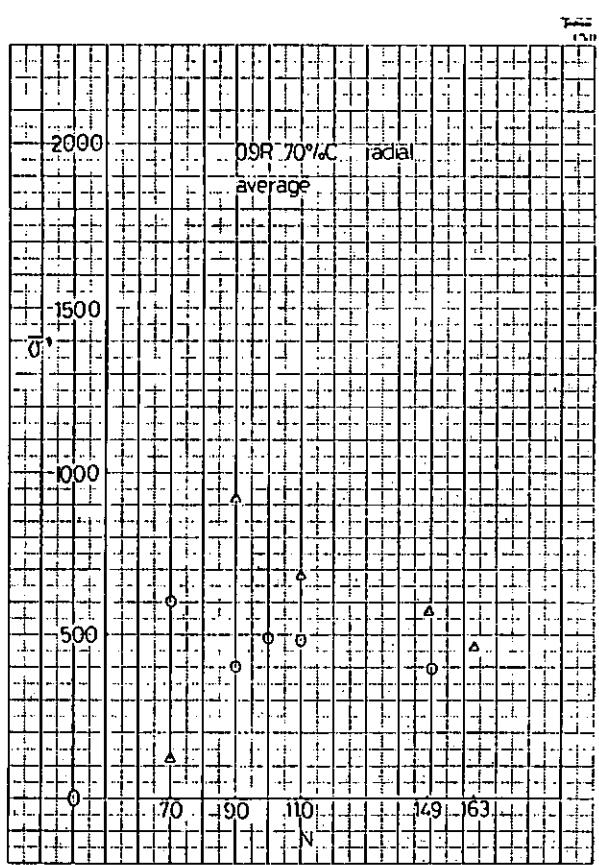
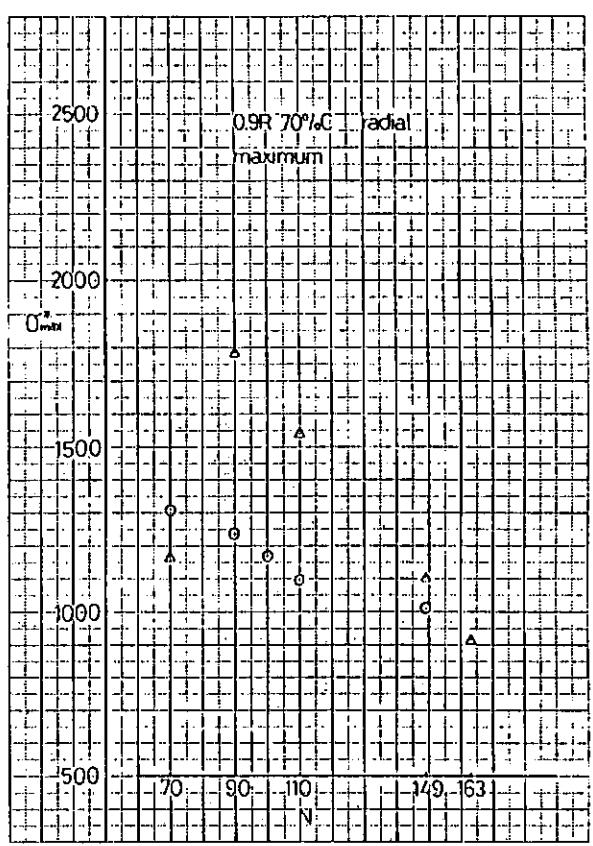
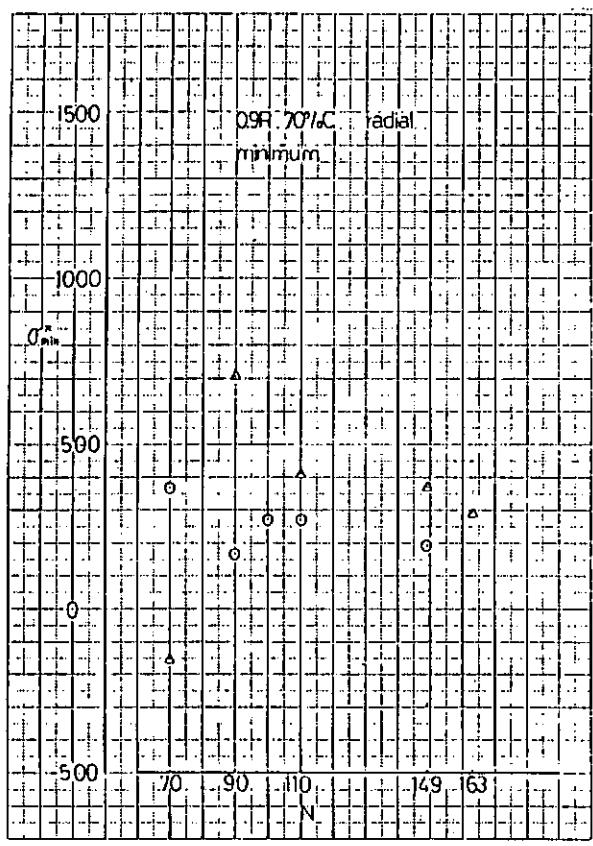


Fig. 6.2.1 (c)

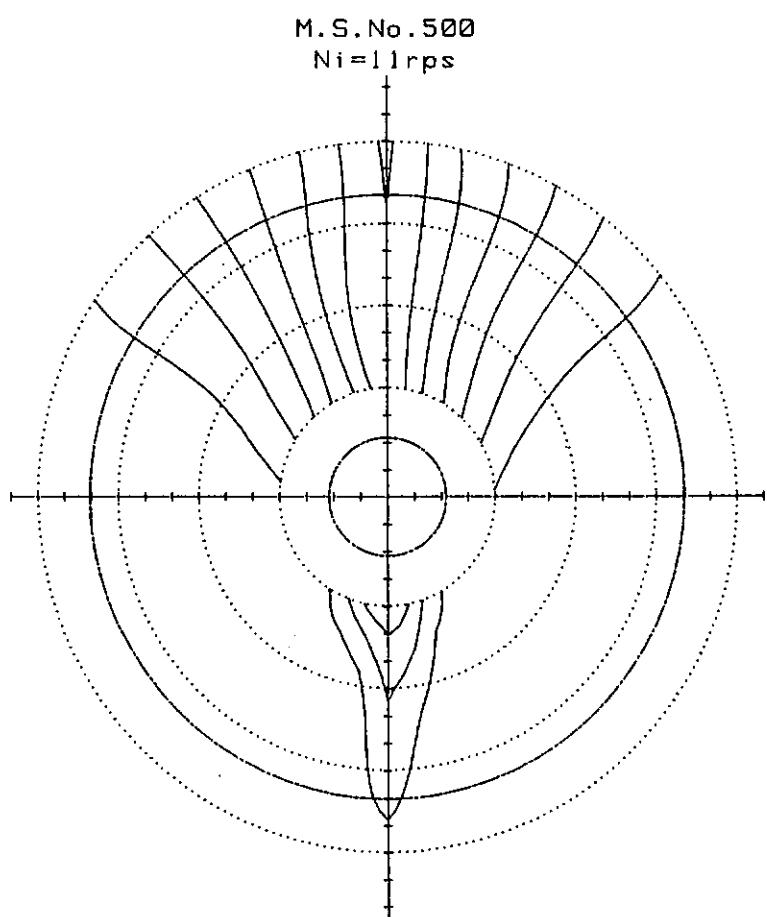


Fig. 6.2.2

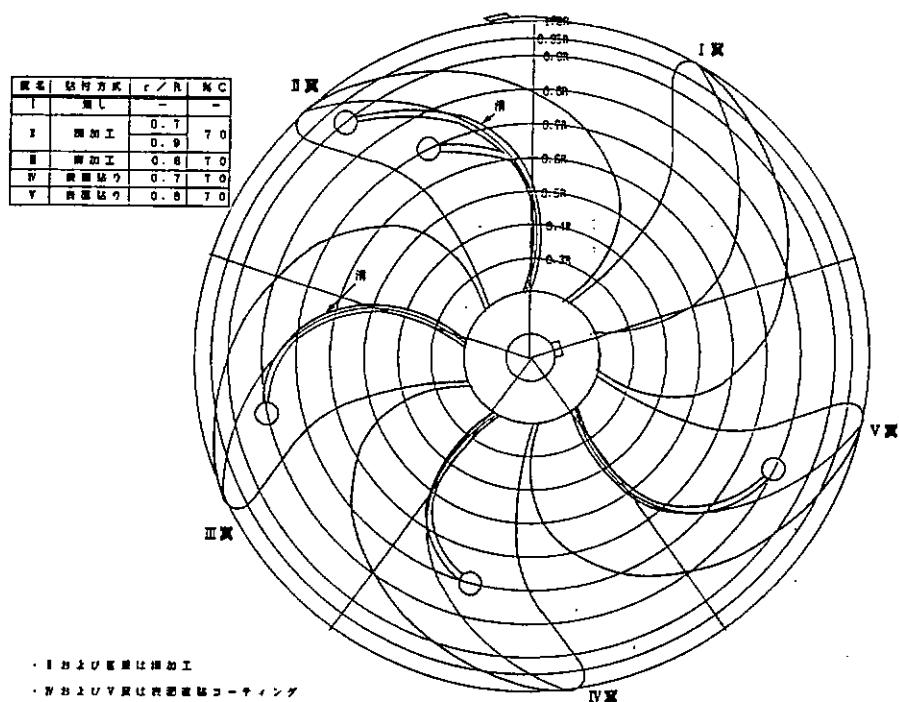


Fig. 6.2.3 歪ゲージ配置図（船尾側から船首側を見る）

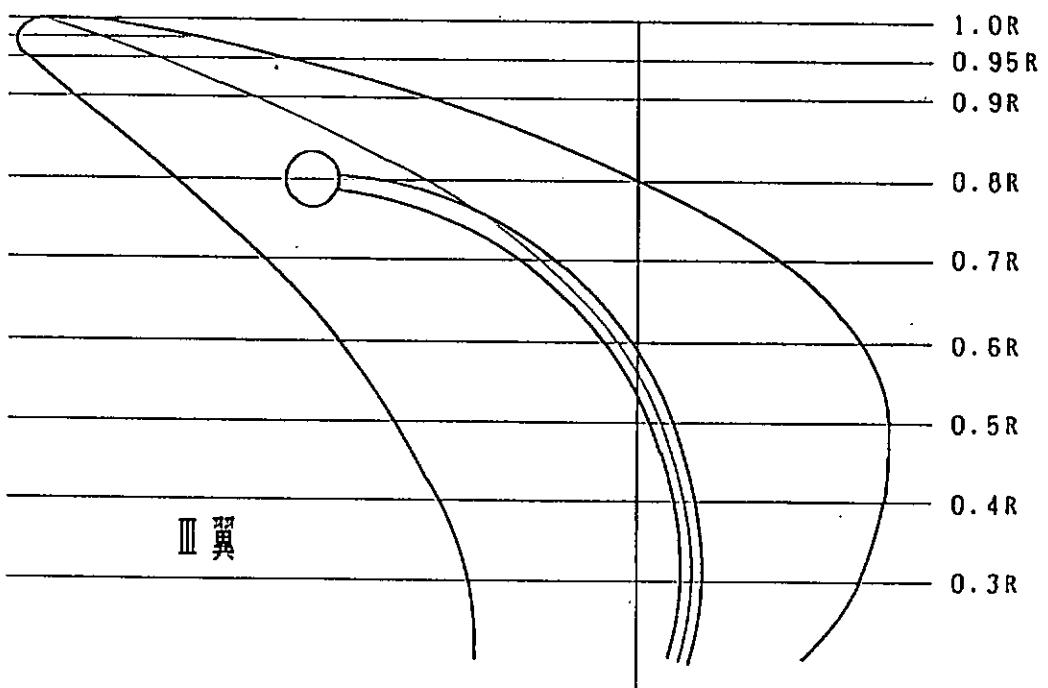
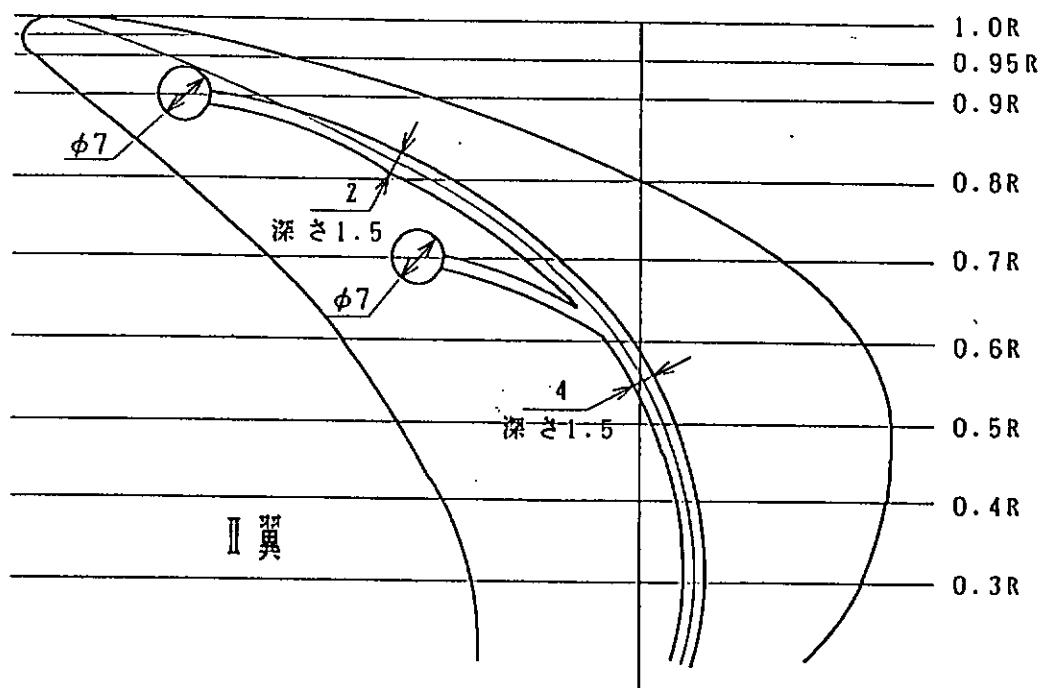


Fig. 6.2.4 プロペラ翼加工要領
(IIおよびIII翼フェイス面)

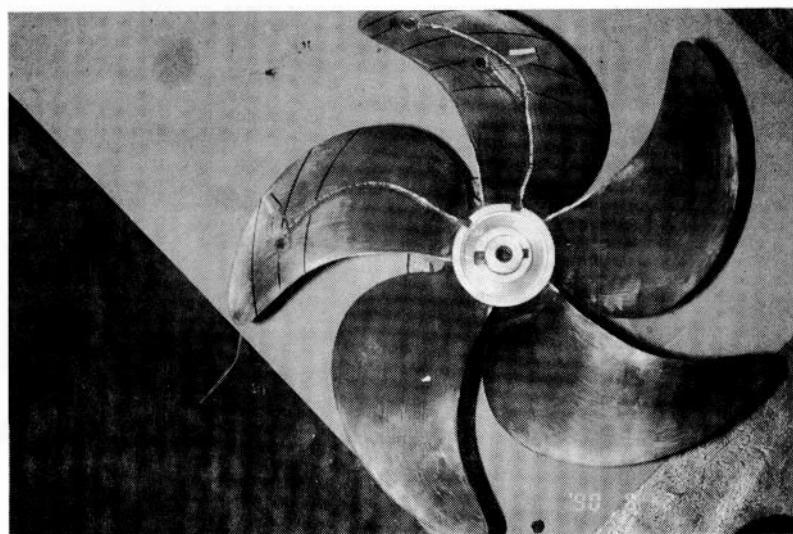


Fig. 6.2.5 歪みゲージの貼付の様子

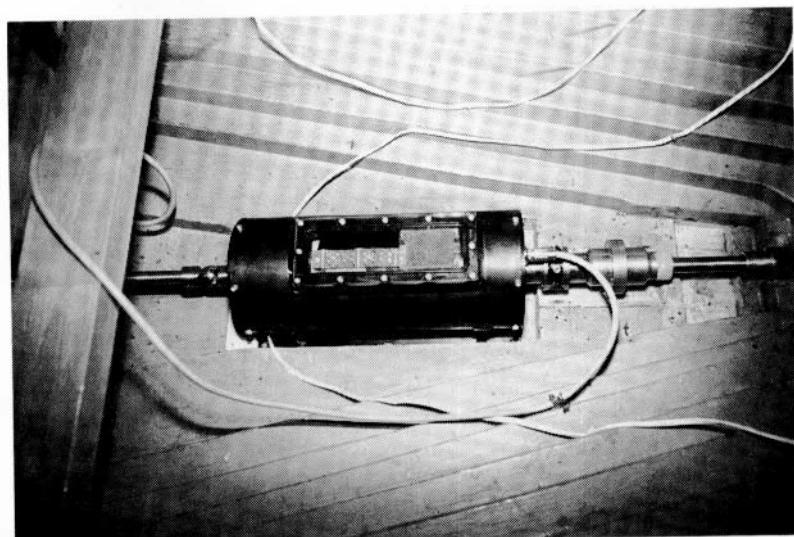


Fig. 6.2.6 F M 送信器

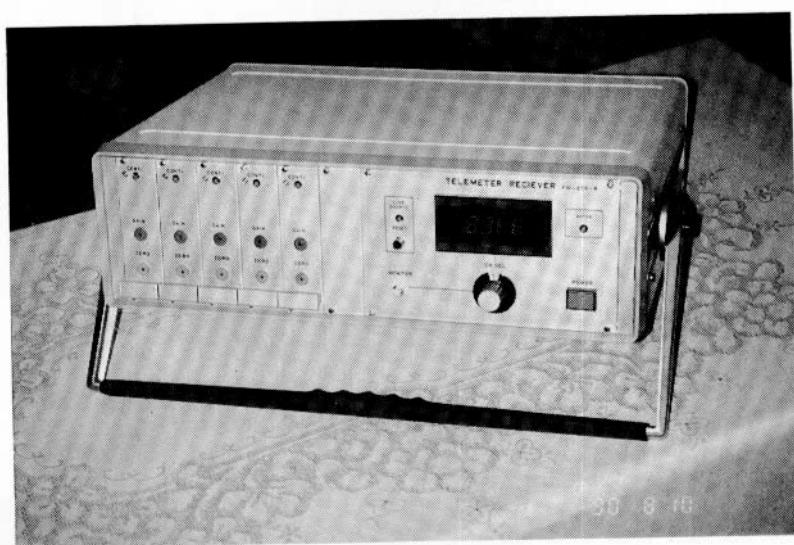


Fig. 6.2.7 F M 受信器

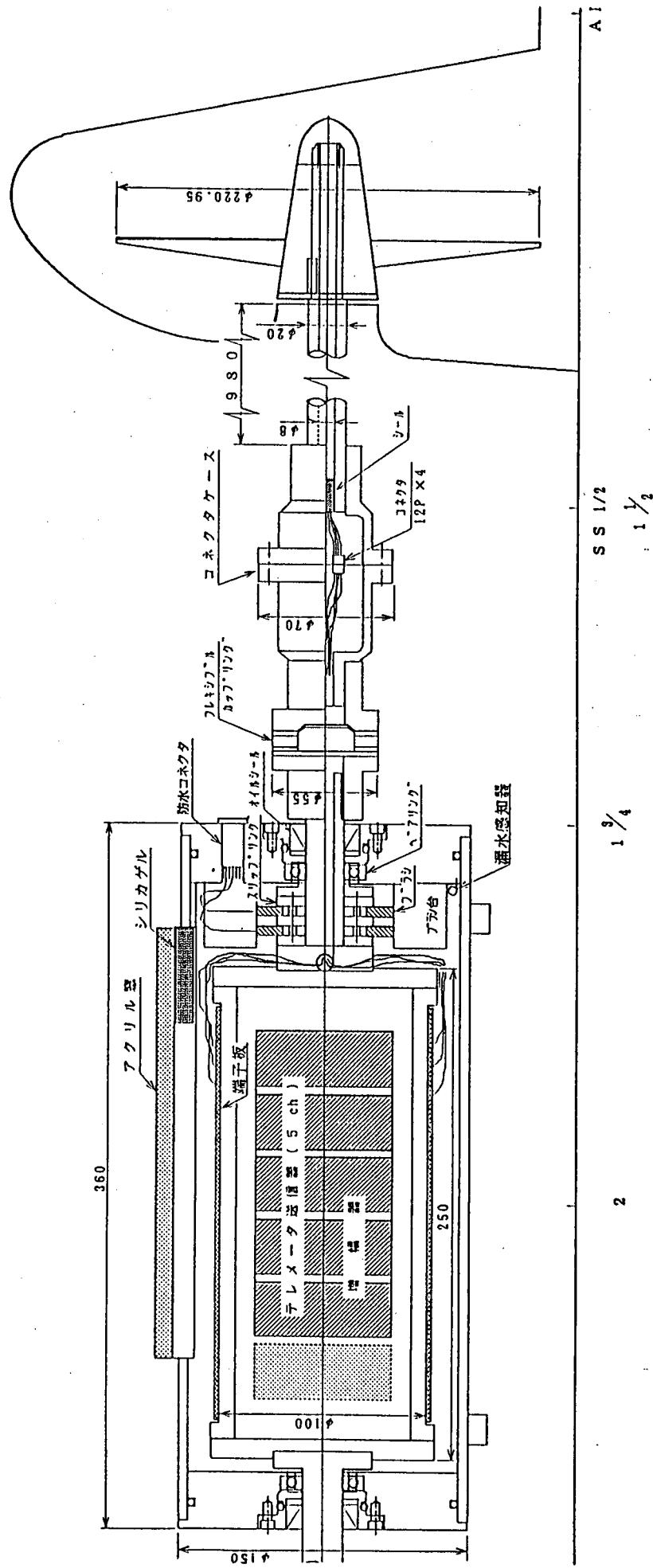


Fig. 6.2.8 模型プロペラ翼応力計測装置概要

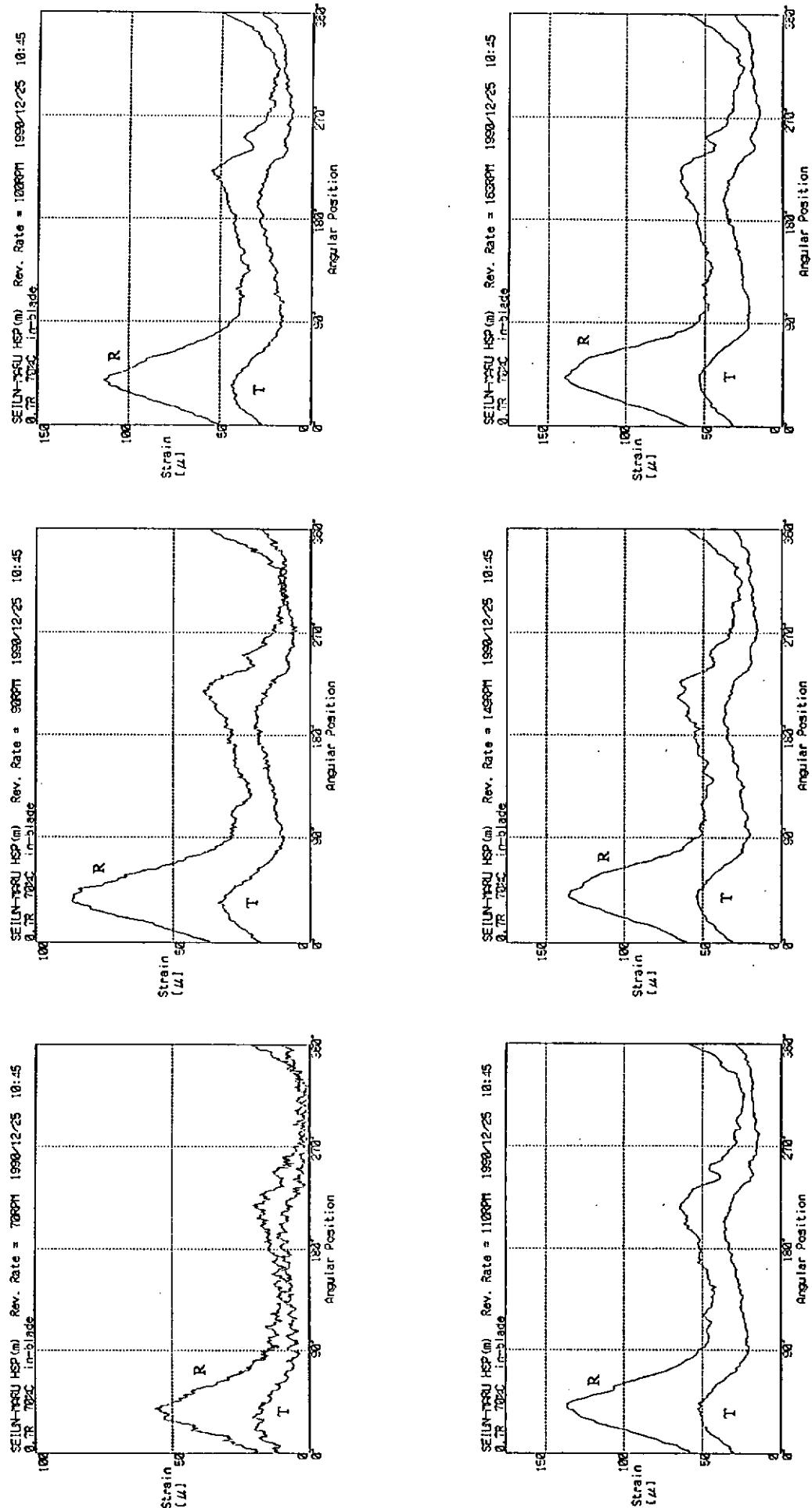


Fig. 6.2.9 (a)

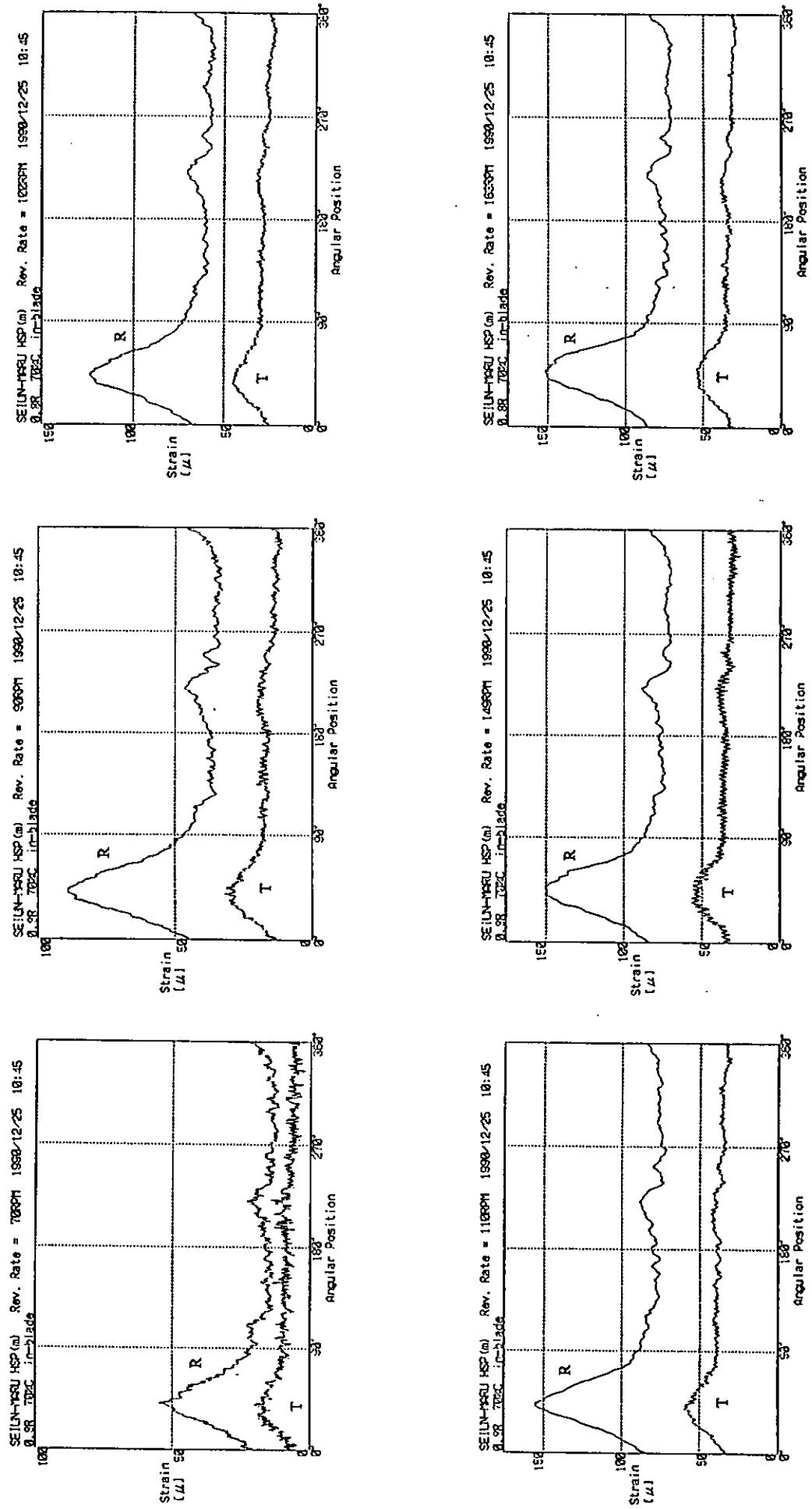


Fig. 6.2.9 (b)

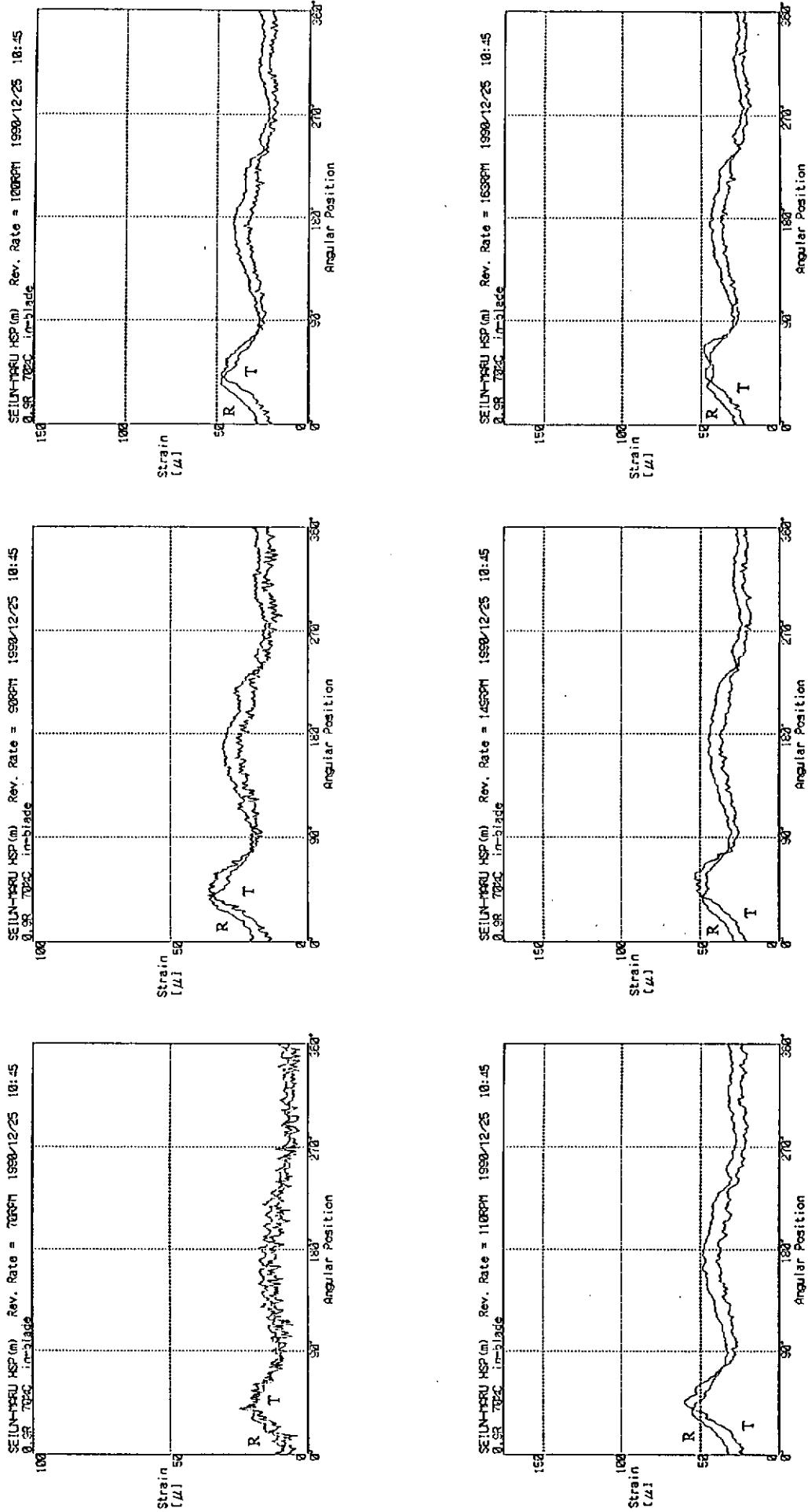


Fig. 6.2.9 (c) 模型プロペラ翼型計測（正転時）

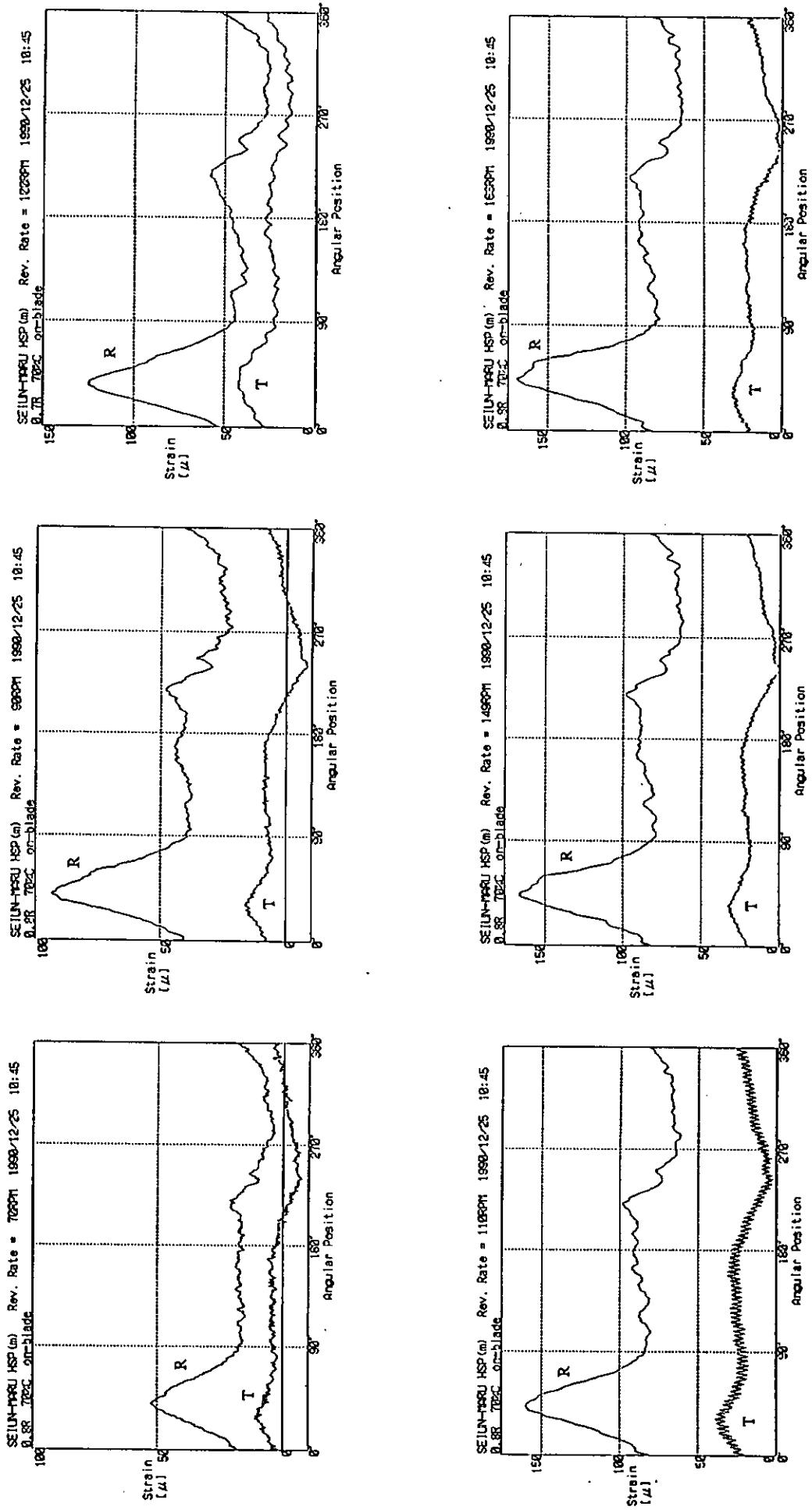


Fig. 6.2.9 (d)

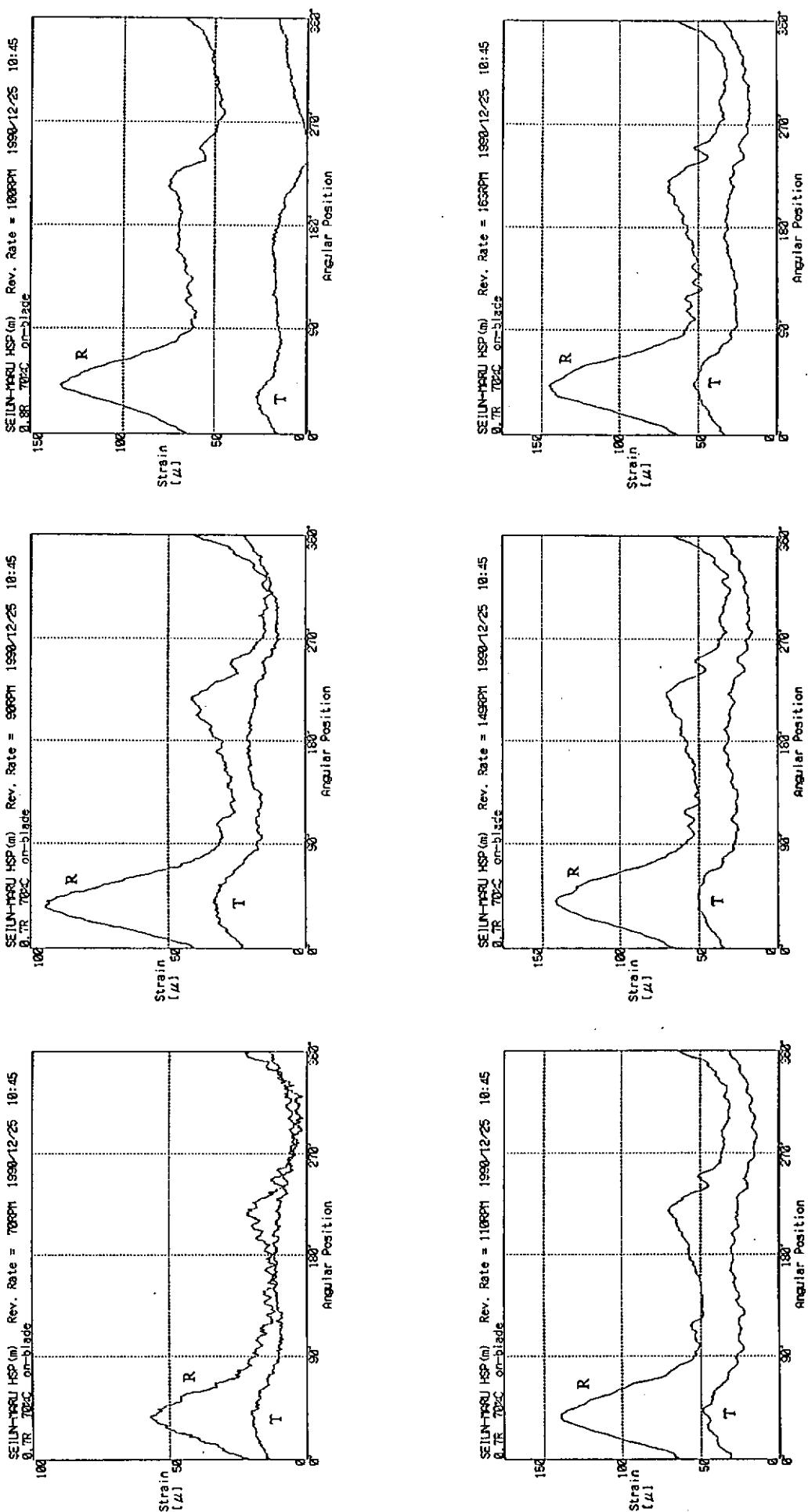
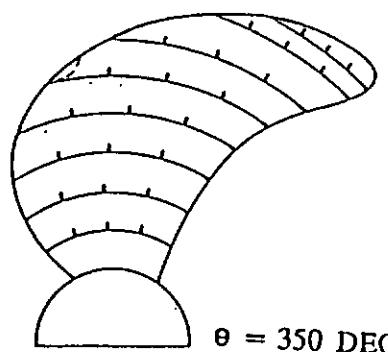


Fig. 6.2.9 (e)



SEIUN-MARU

HSP
MODEL

110 RPM

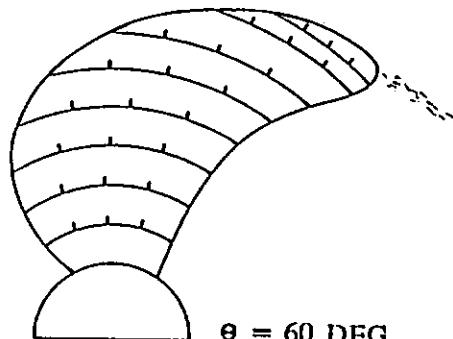
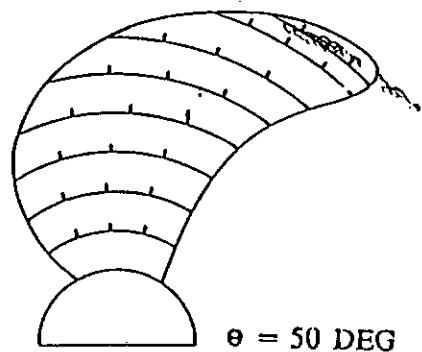
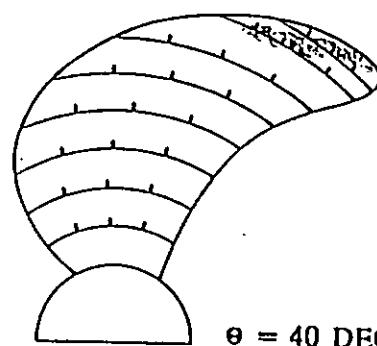
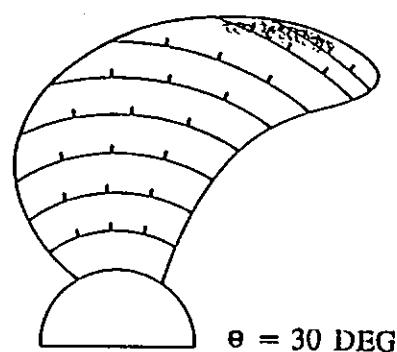
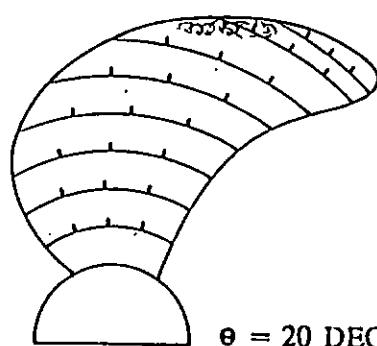
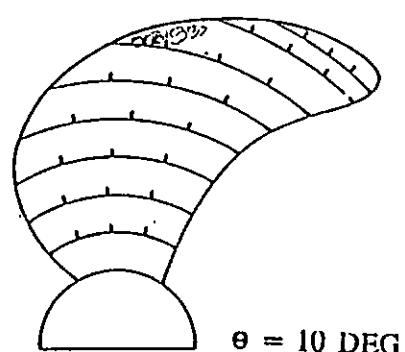
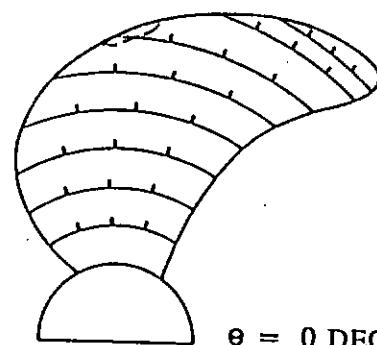
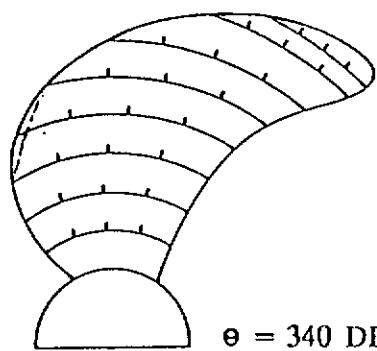


Fig. 6.2.10(a)

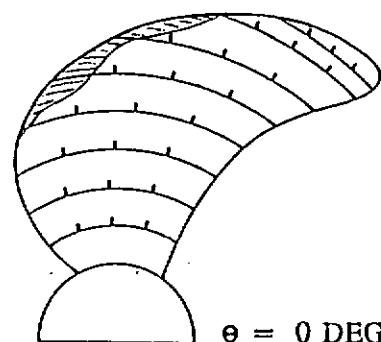


$\theta = 340$ DEG

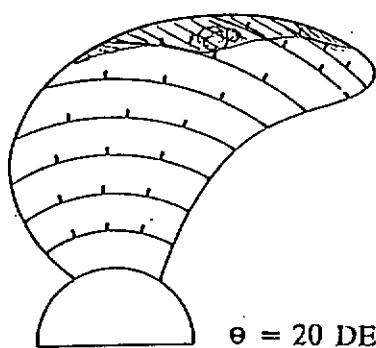
SEIUN-MARU

HSP
MODEL

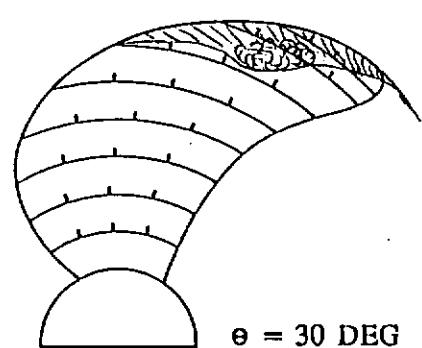
149 RPM



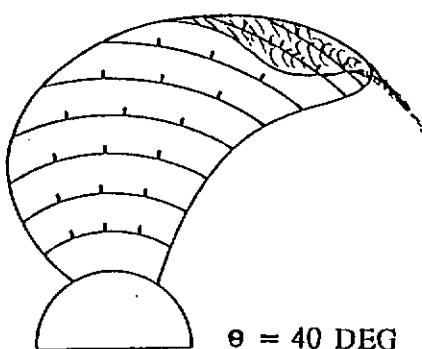
$\theta = 0$ DEG



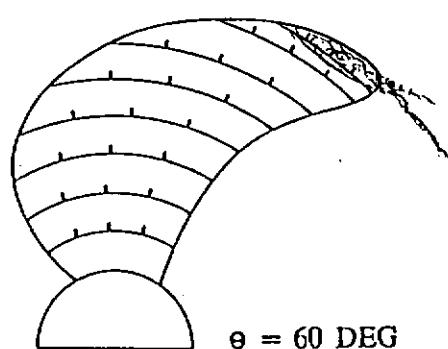
$\theta = 20$ DEG



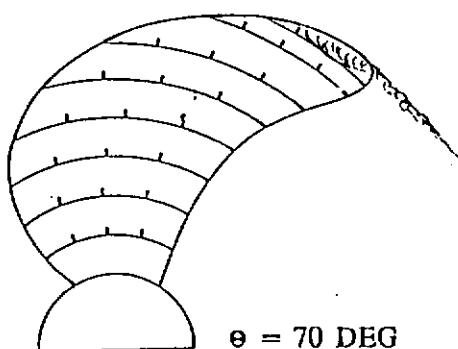
$\theta = 30$ DEG



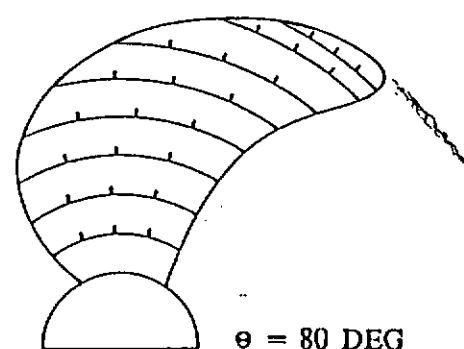
$\theta = 40$ DEG



$\theta = 60$ DEG

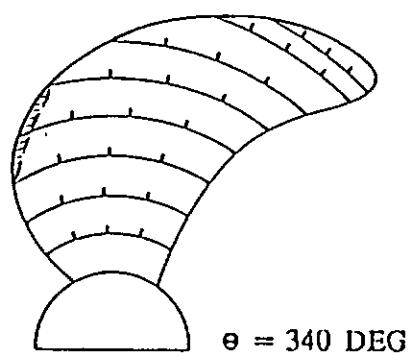


$\theta = 70$ DEG



$\theta = 80$ DEG

Fig. 6.2.10 (b)

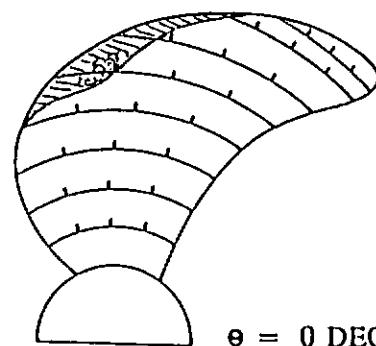


$\theta = 340$ DEG

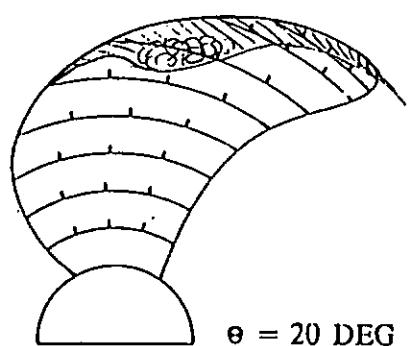
SEIUN-MARU

HSP
MODEL

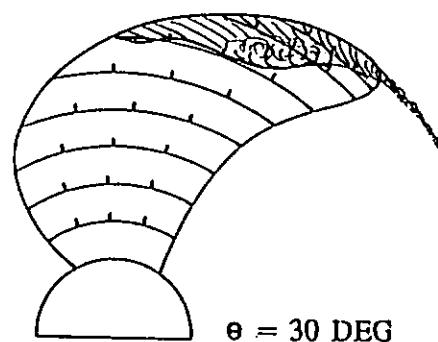
163 RPM



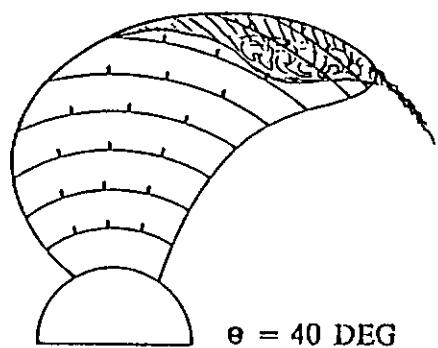
$\theta = 0$ DEG



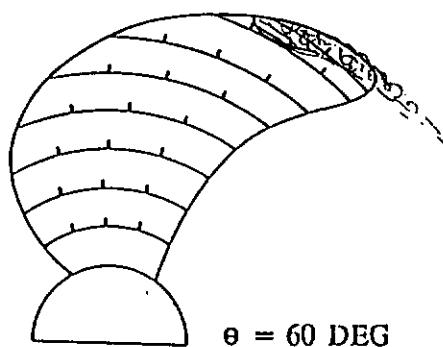
$\theta = 20$ DEG



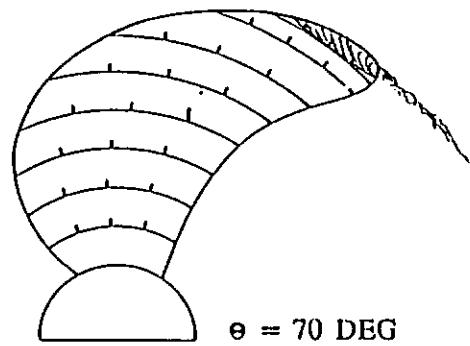
$\theta = 30$ DEG



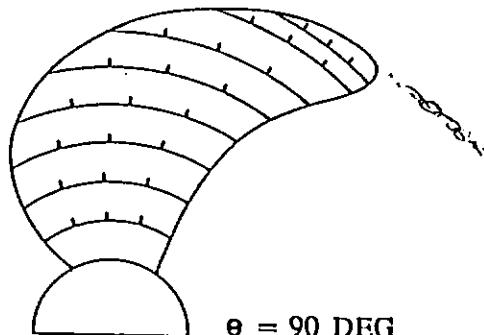
$\theta = 40$ DEG



$\theta = 60$ DEG



$\theta = 70$ DEG



$\theta = 90$ DEG

Fig. 6.2.10(c)

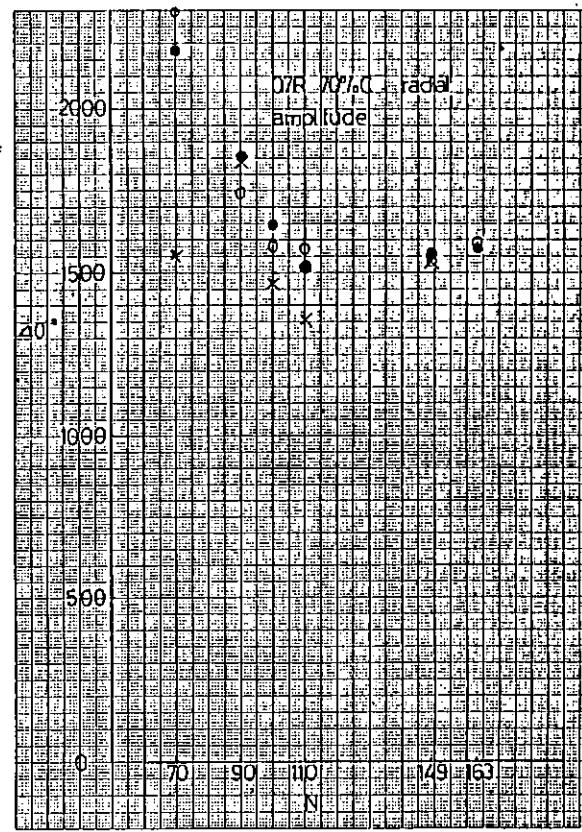
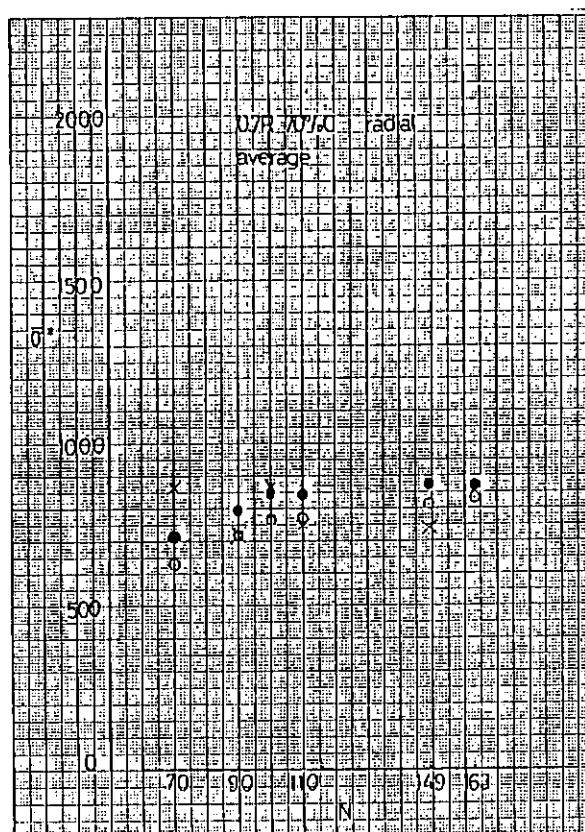
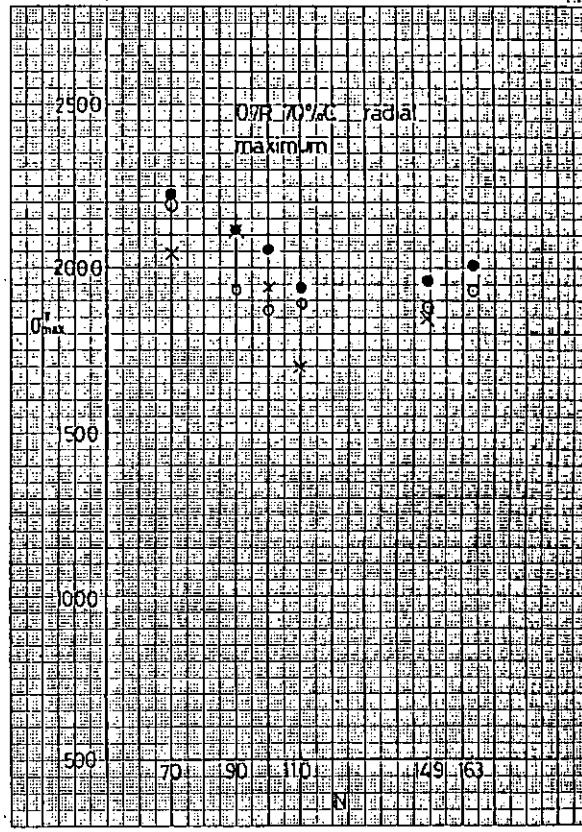
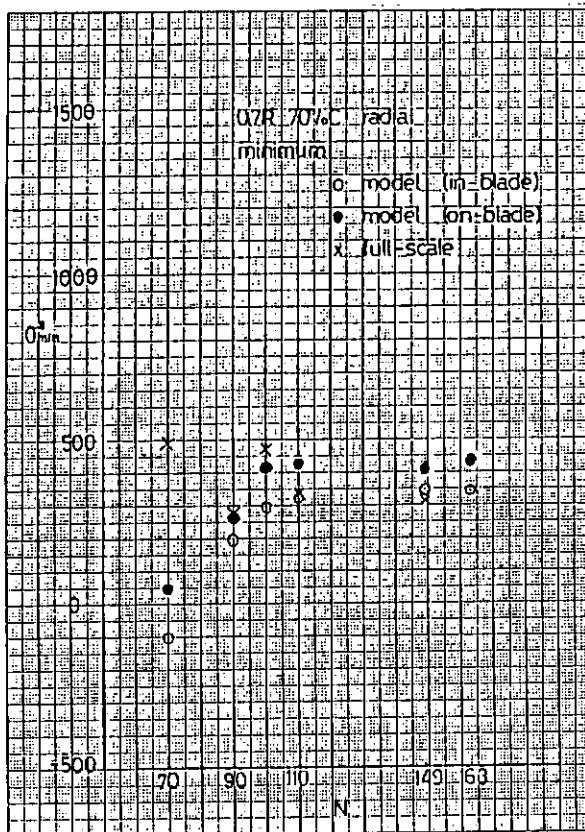


Fig. 6.211(a)

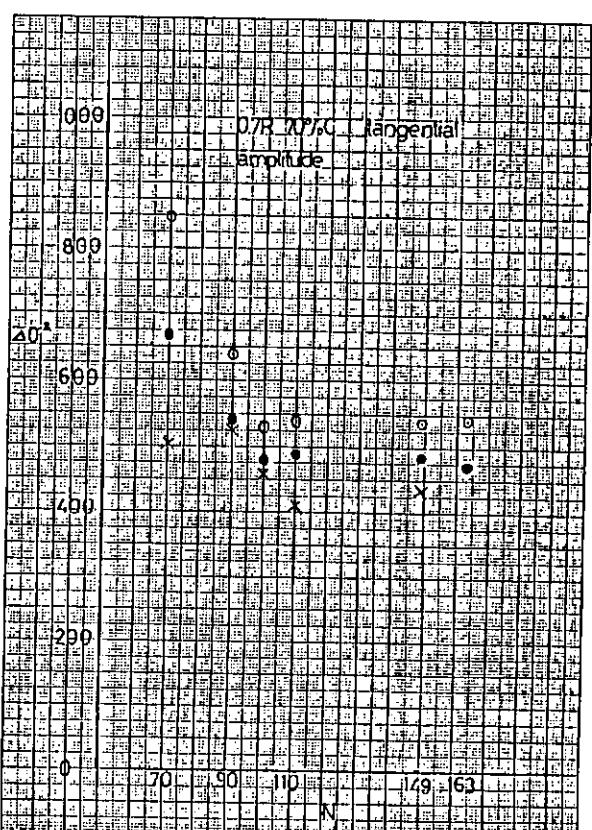
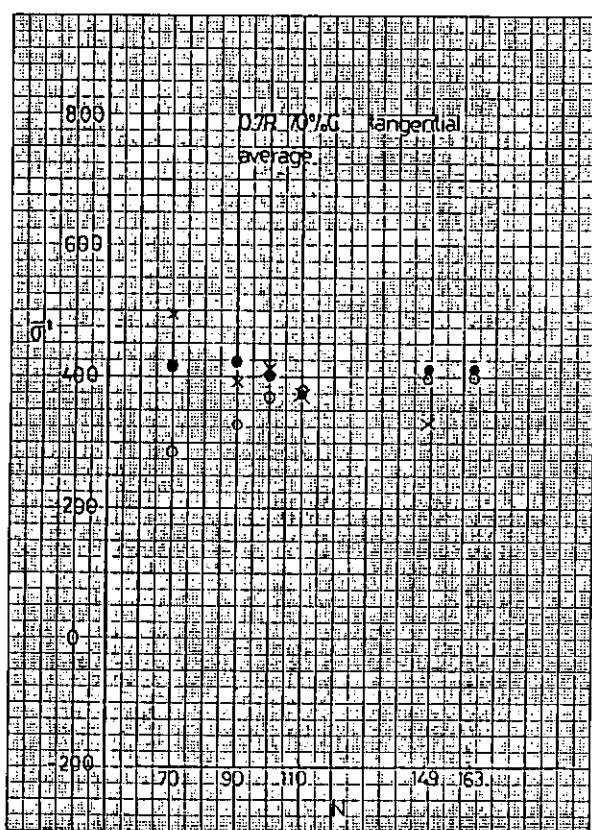
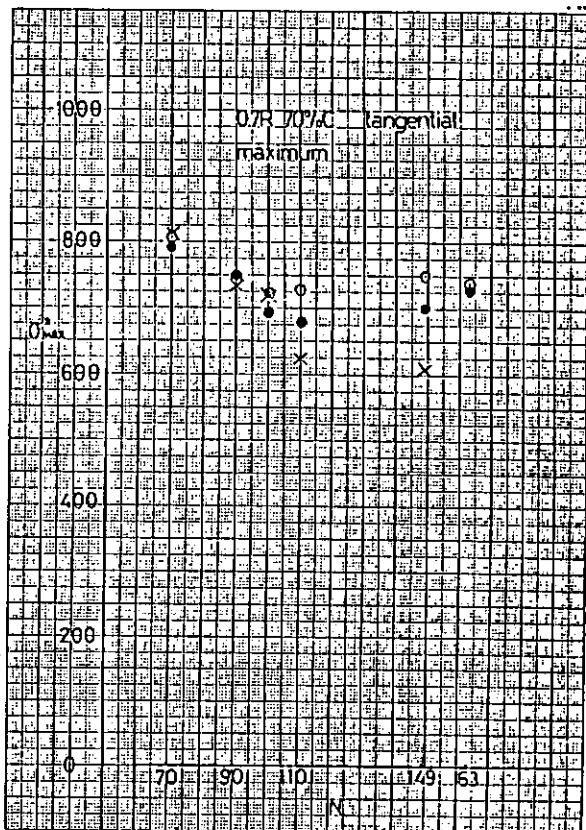
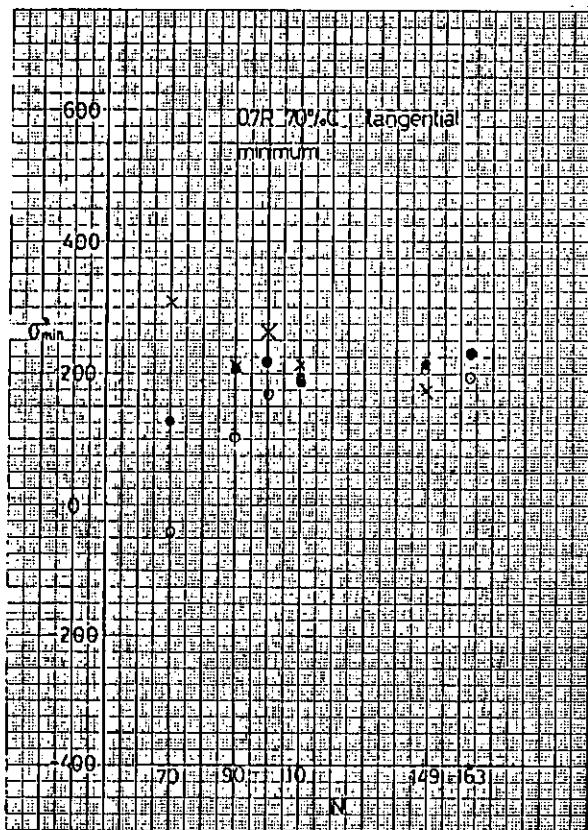


Fig. 6.2.11(b)

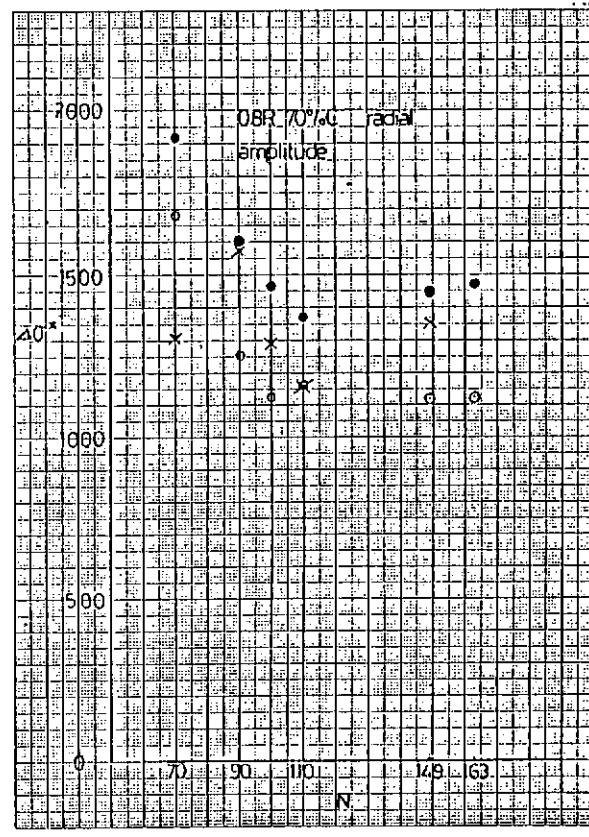
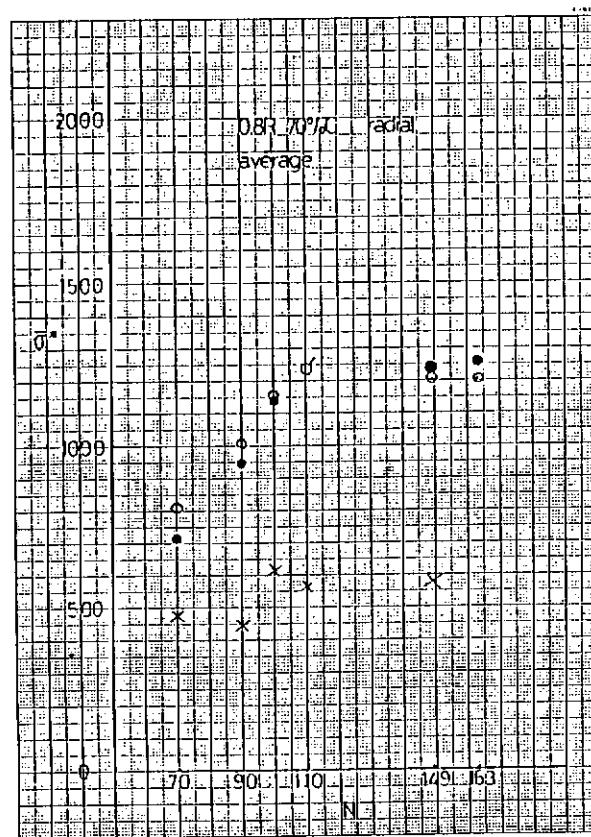
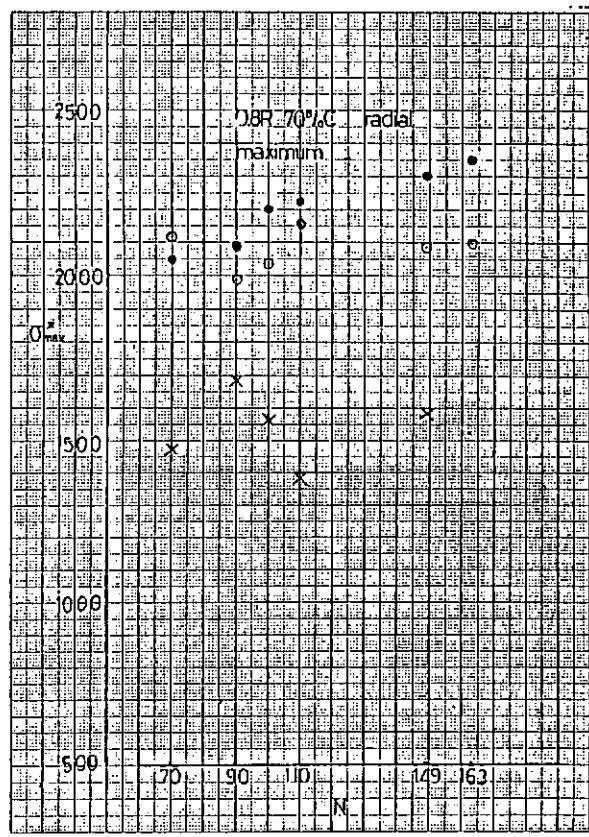
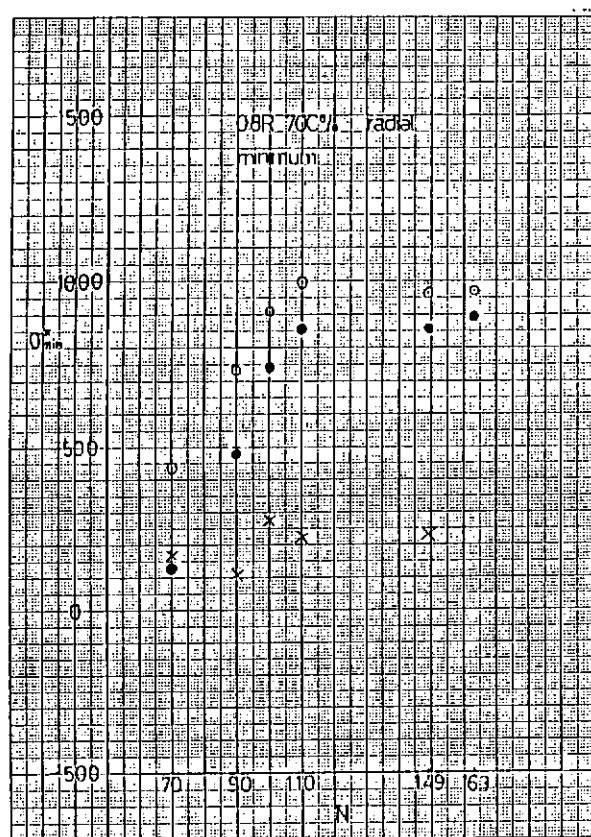


Fig. 6.2.11(c)

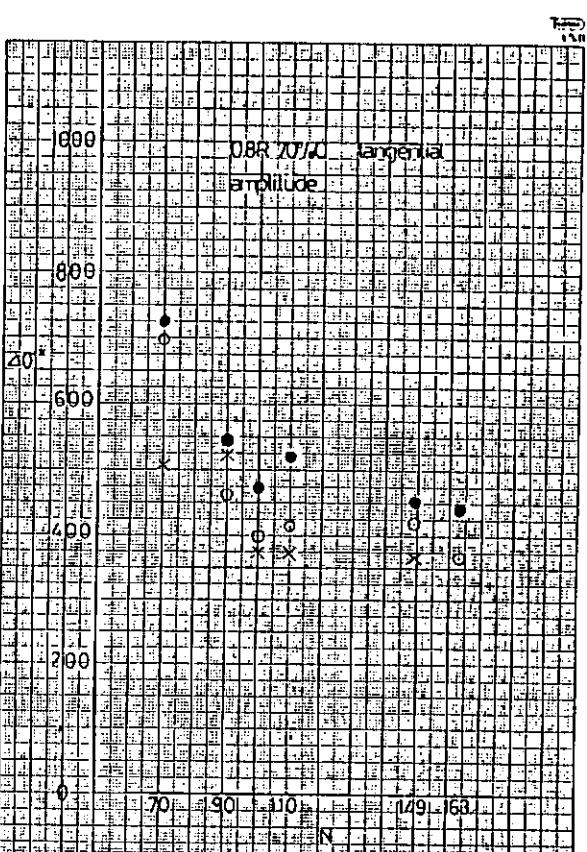
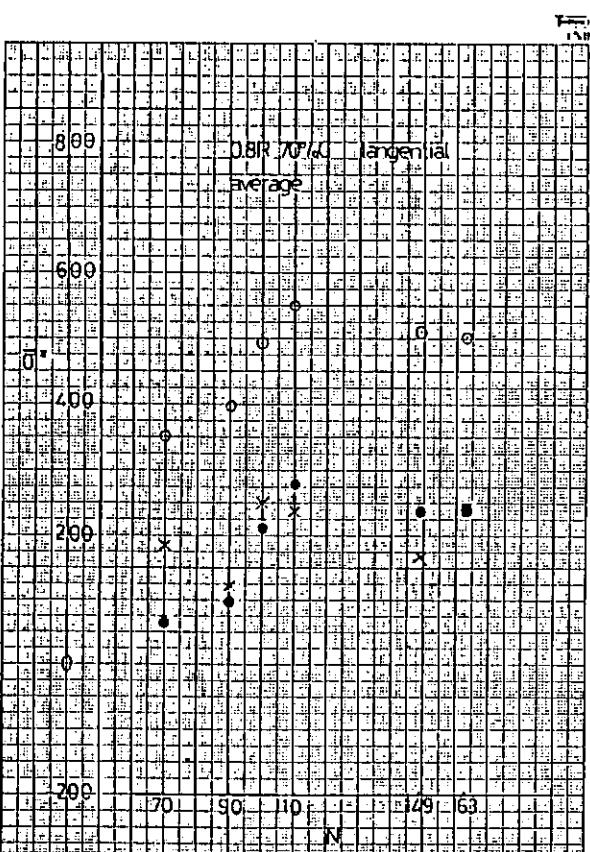
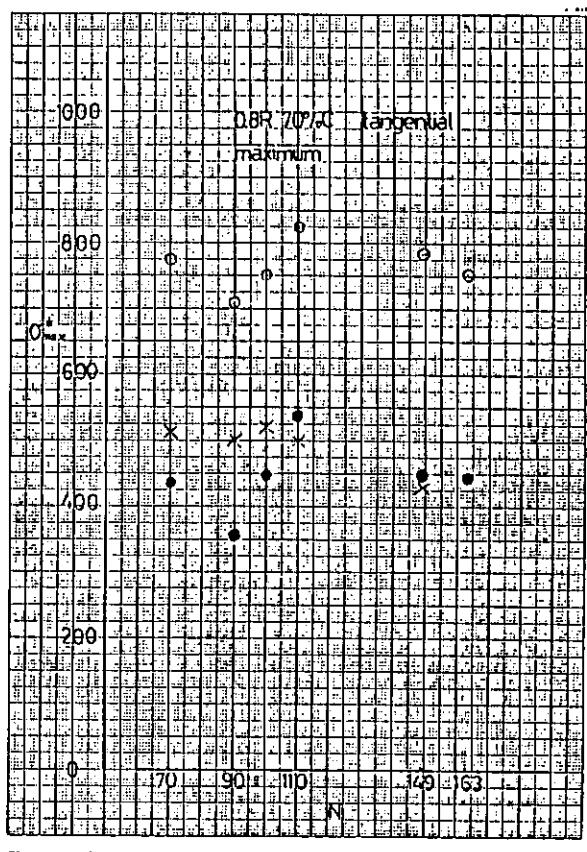
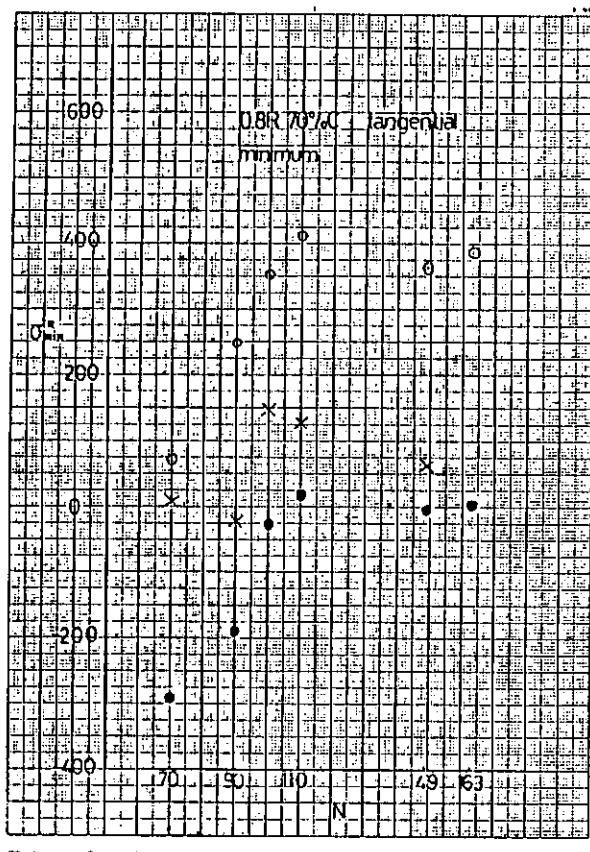


Fig. 6.2.11(d)

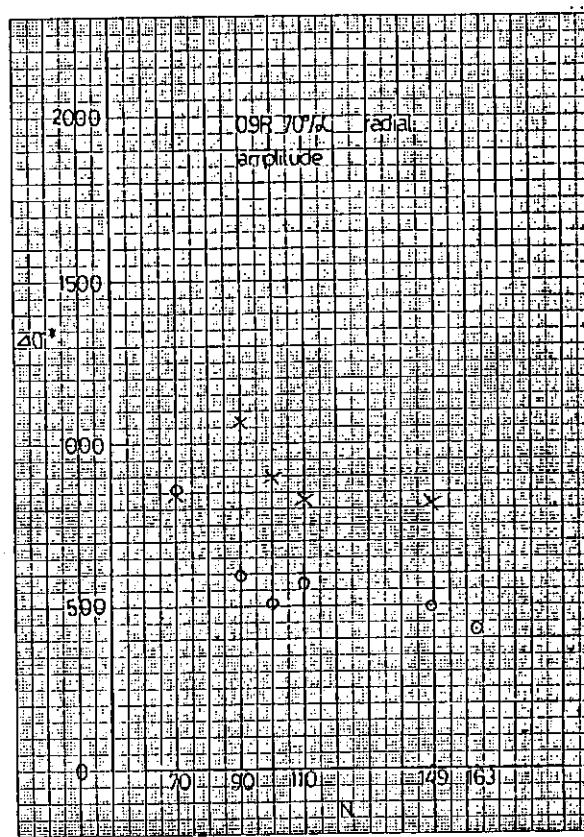
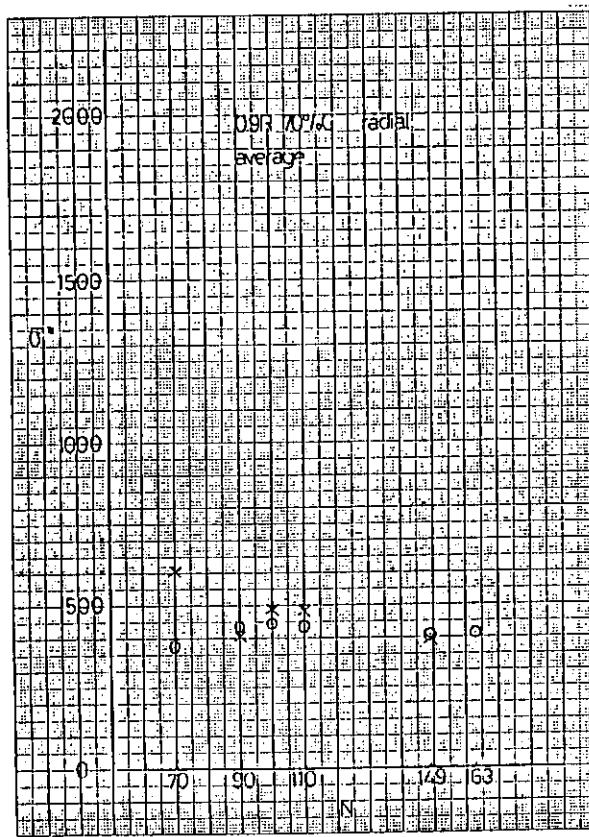
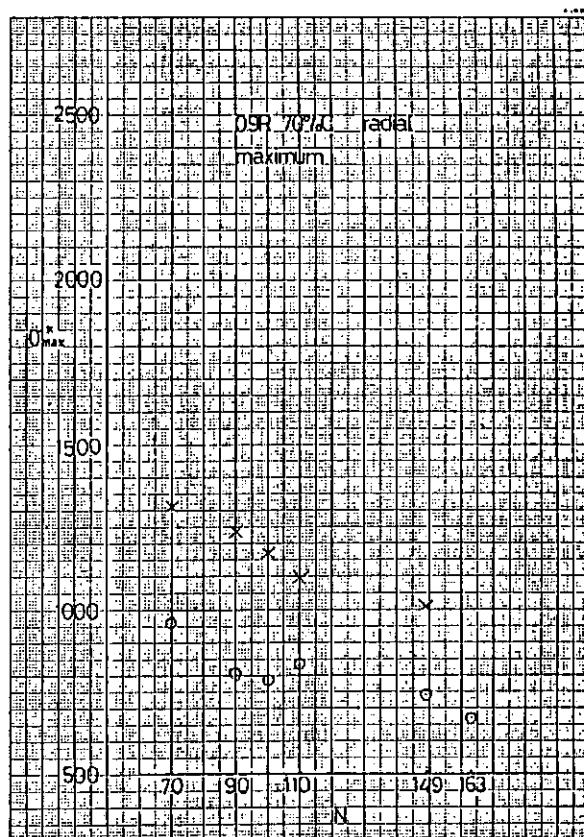
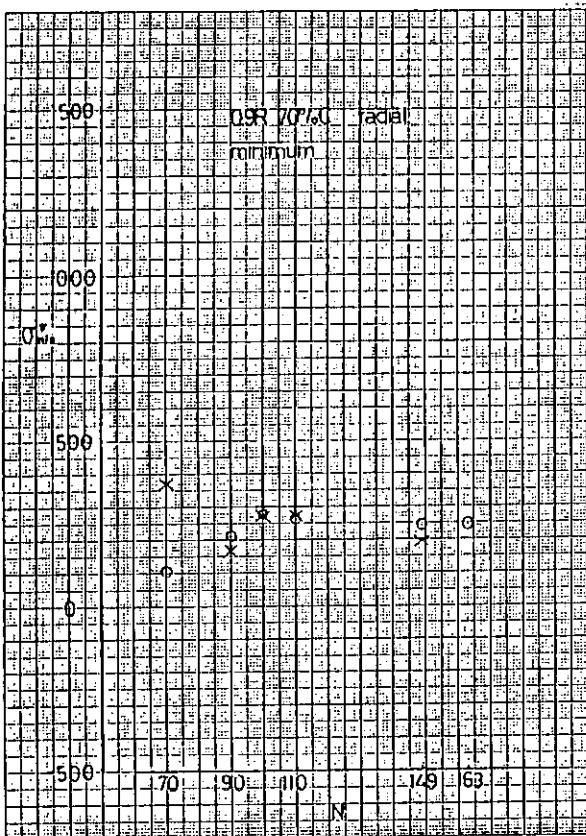


Fig. 6.2.11(e)

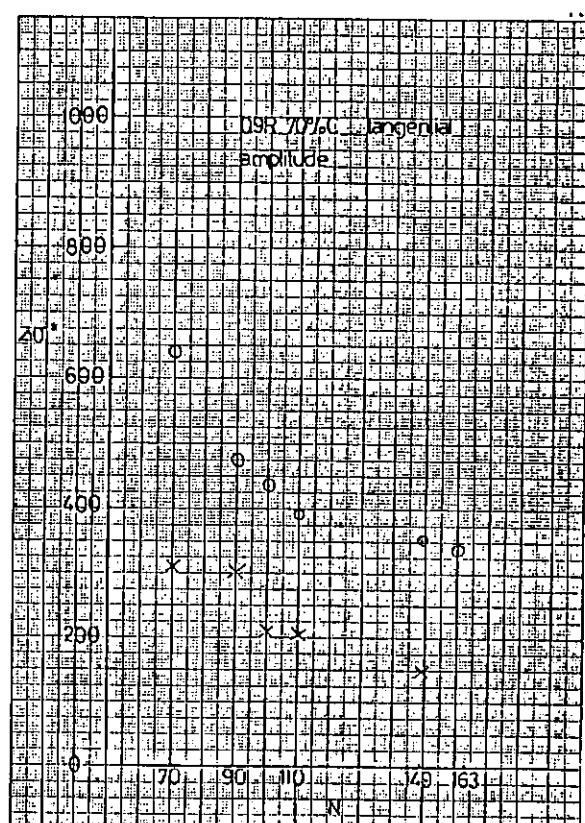
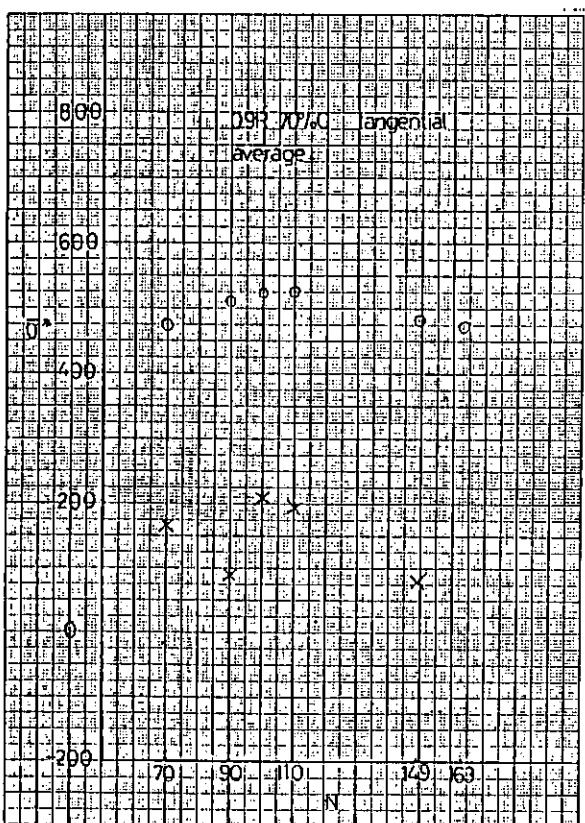
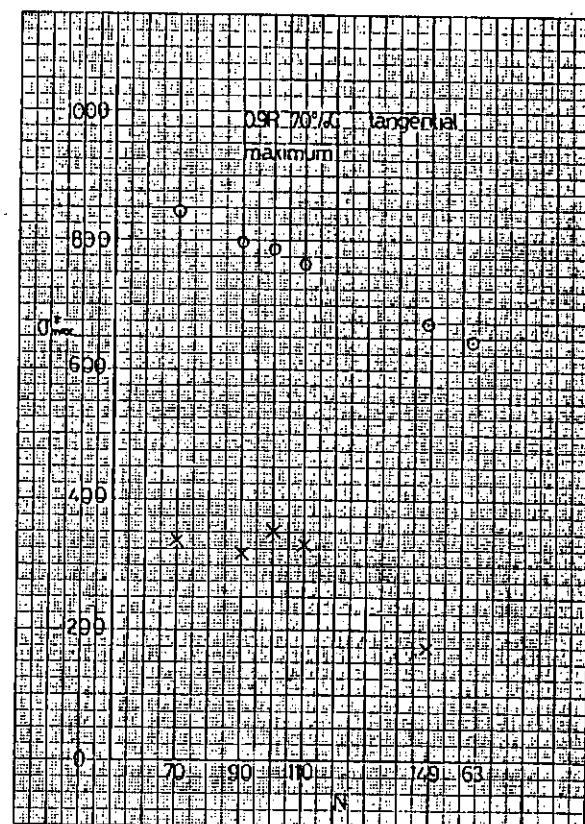
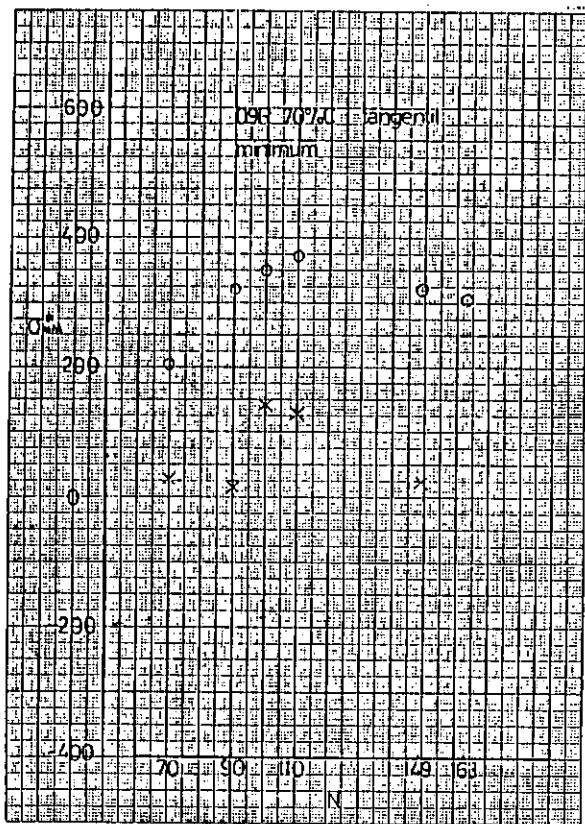


Fig. 6.2.11(f)

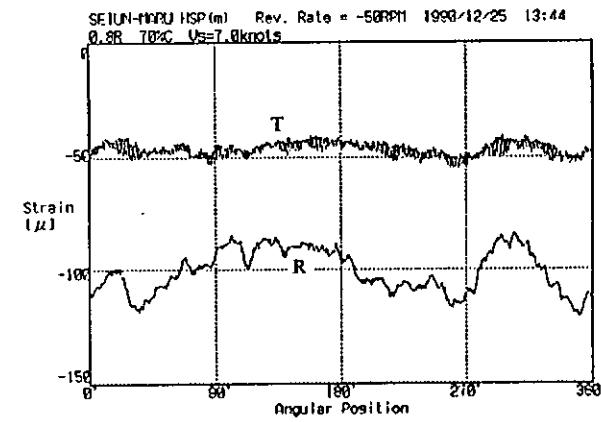
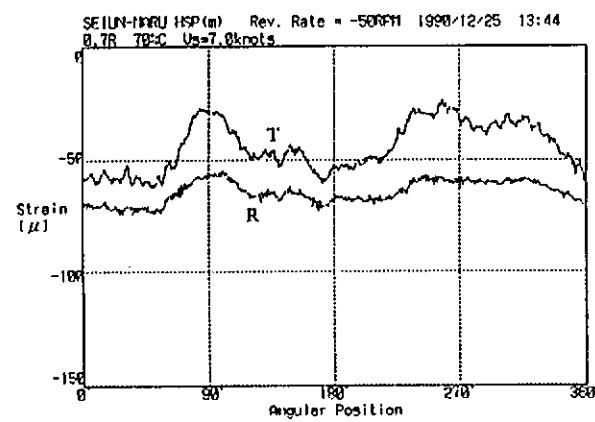
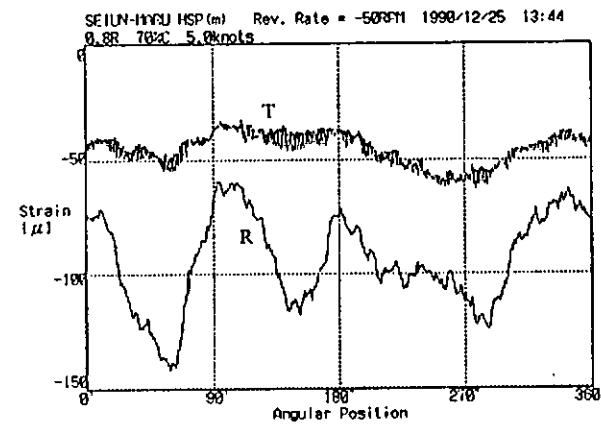
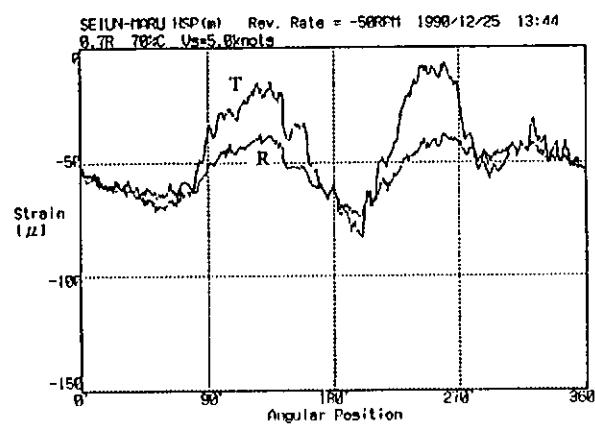
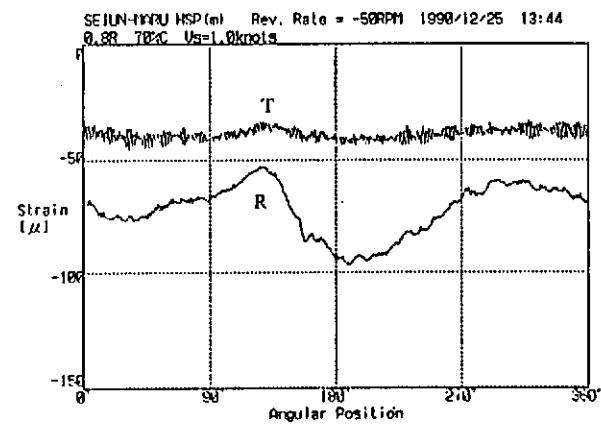
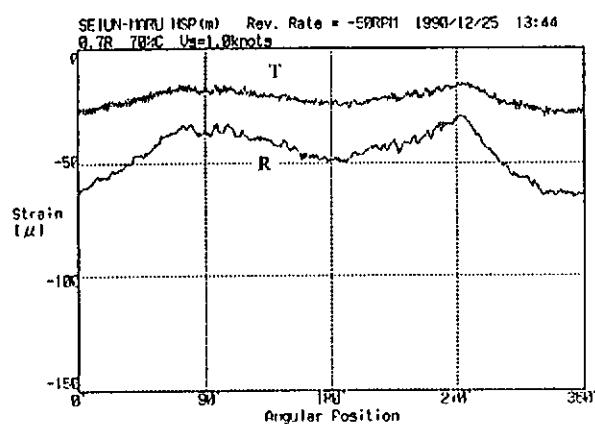
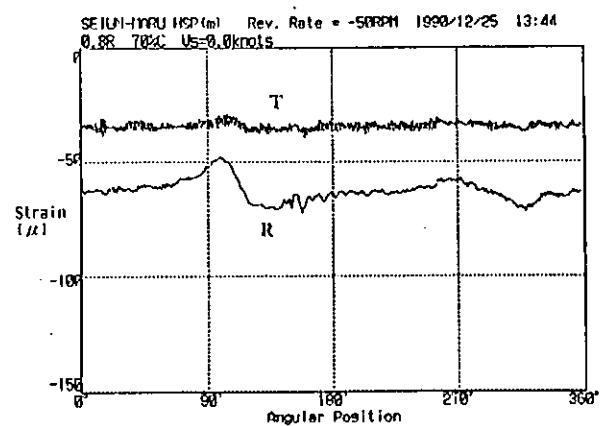
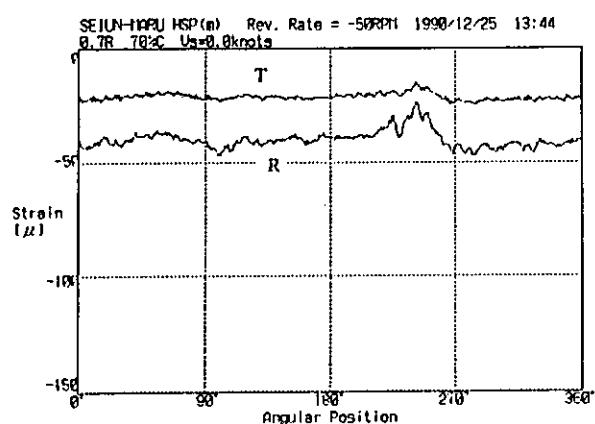


Fig. 6.2.12 模型プロペラ翼歪み(逆転時、50RPM)

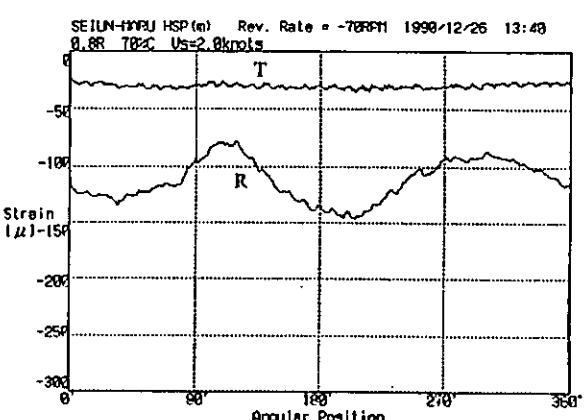
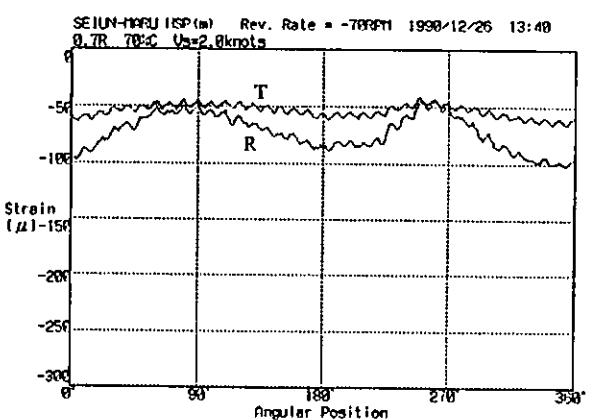
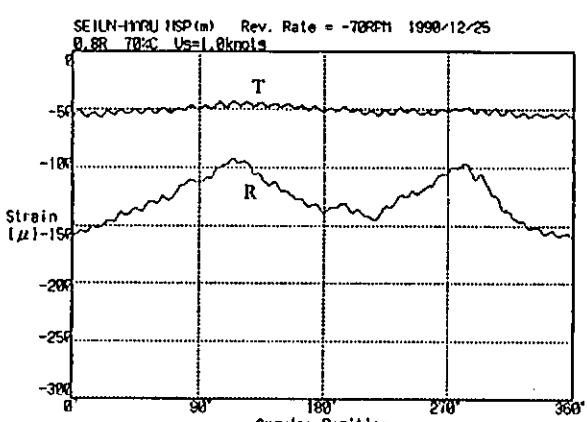
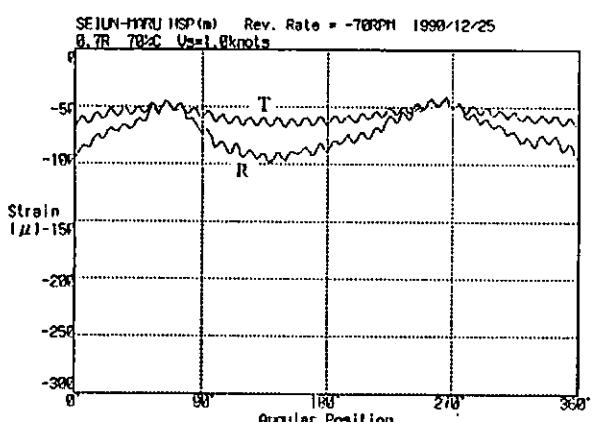
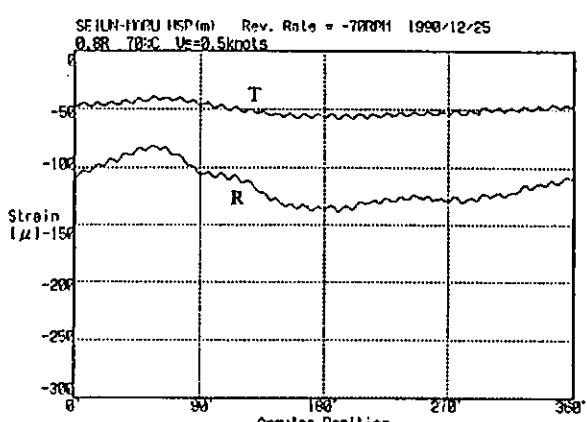
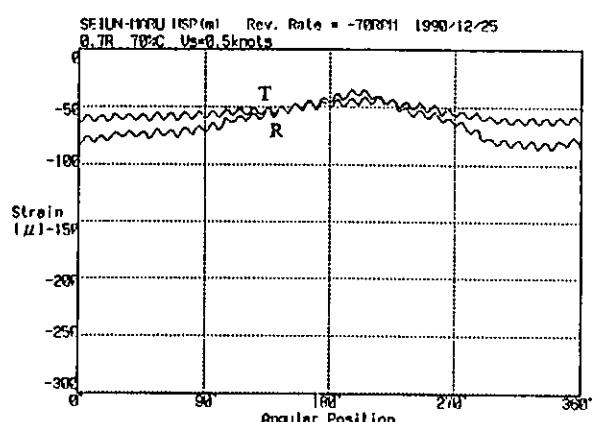
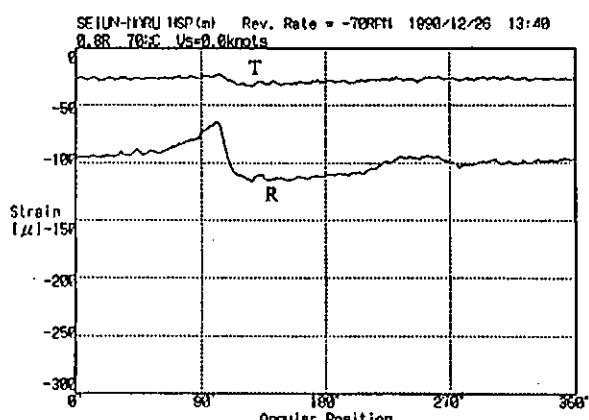
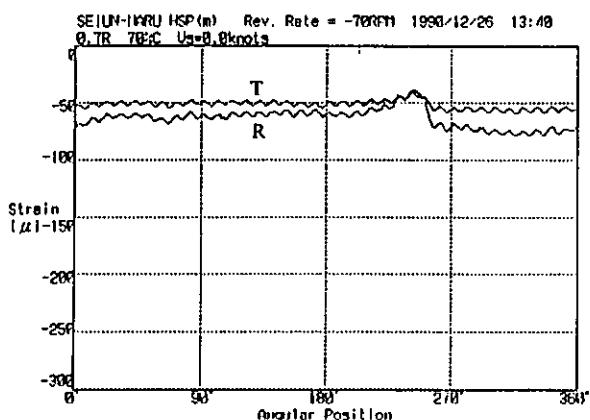


Fig. 6.2.13(a) 模型プロペラ翼歪み(逆転時、70RPM)

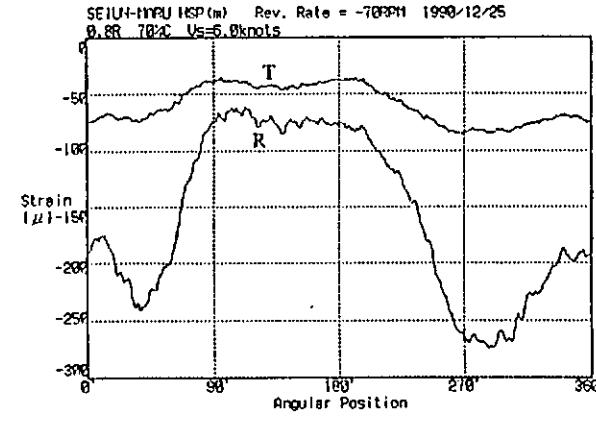
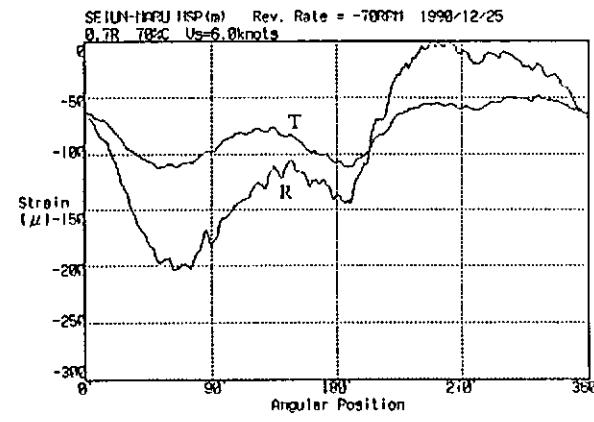
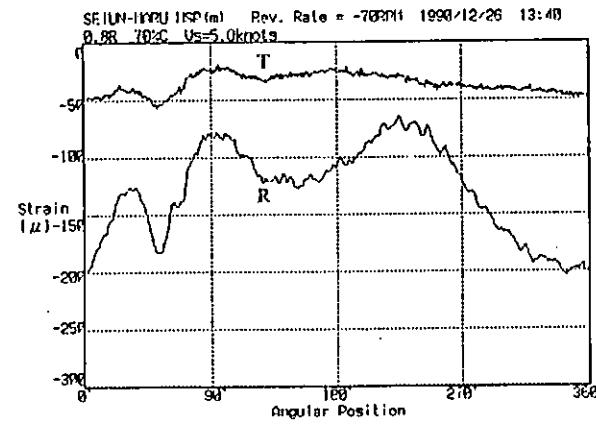
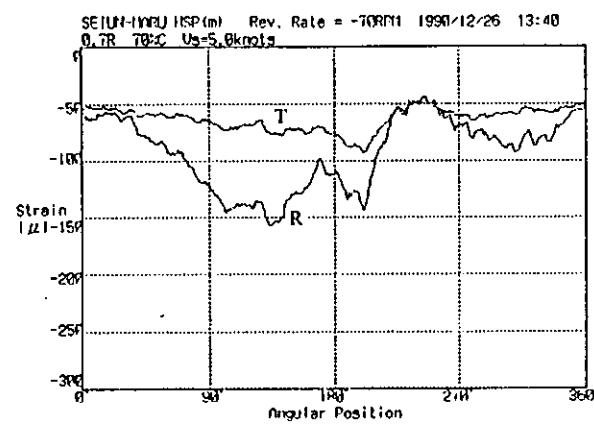
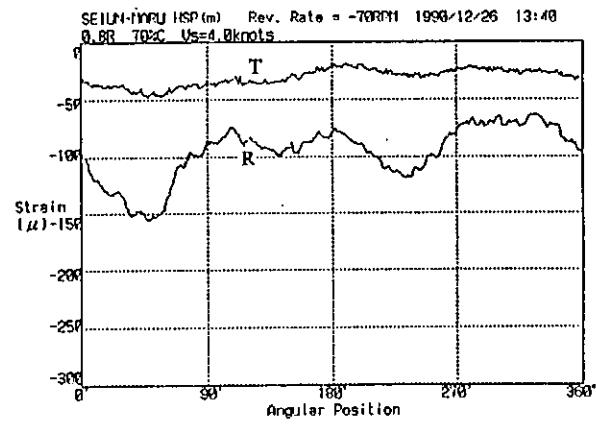
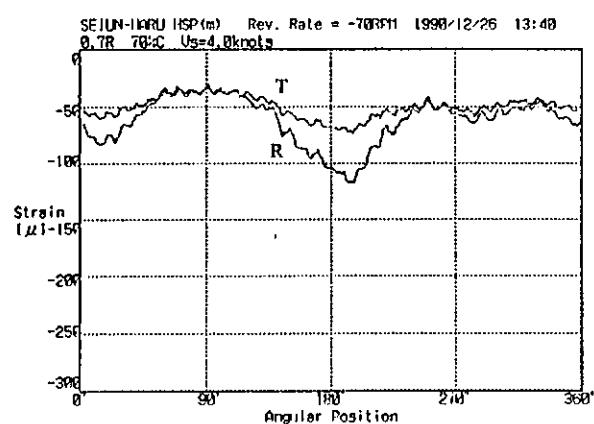
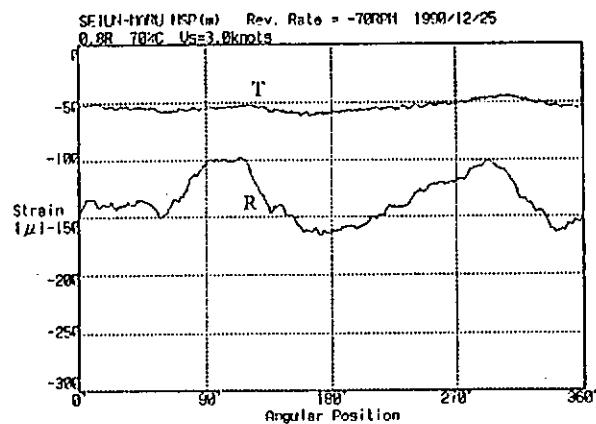
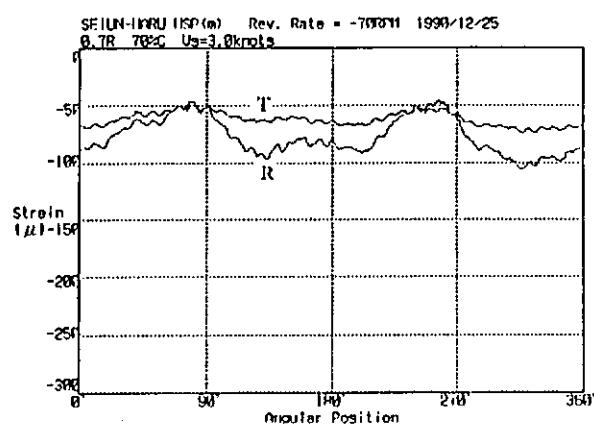


Fig. 6.2.13 (b)

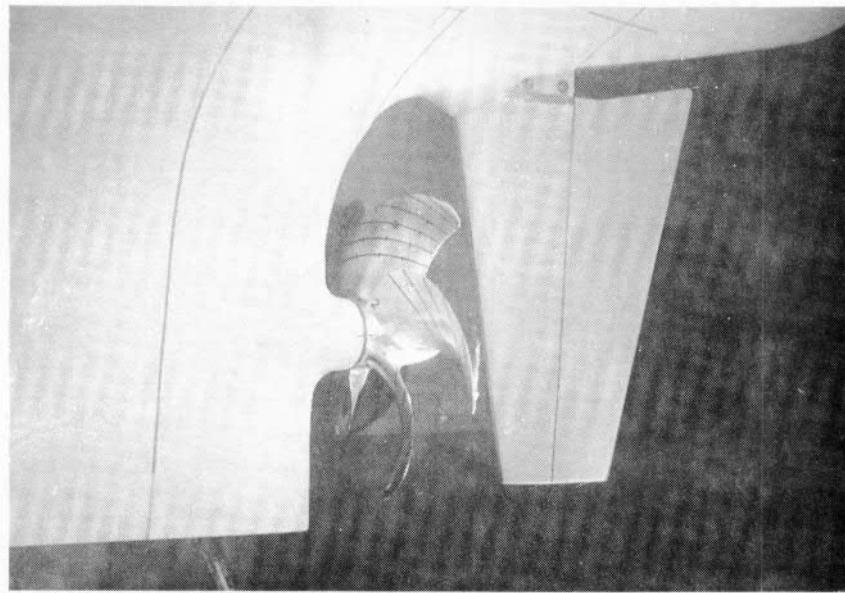


Fig. 6.2.14 逆転時のキャビテーション (70RPM, 4kn)

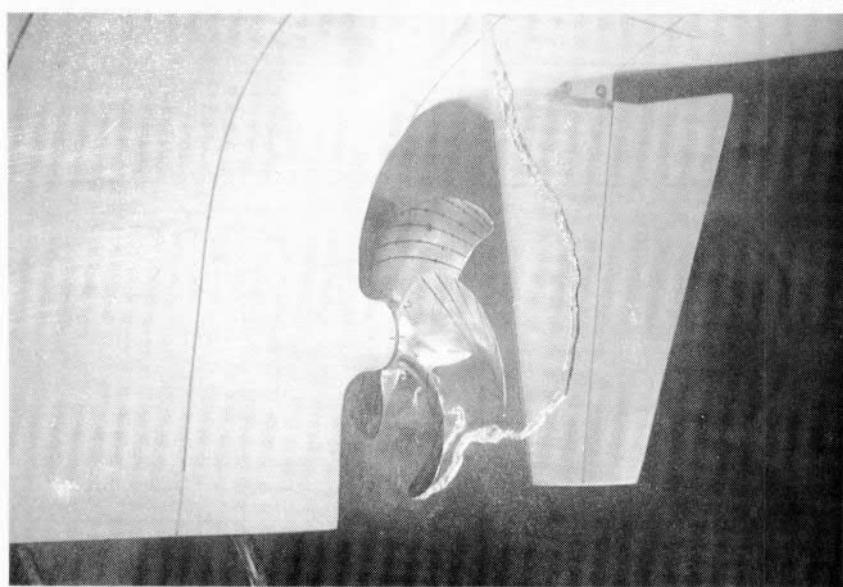
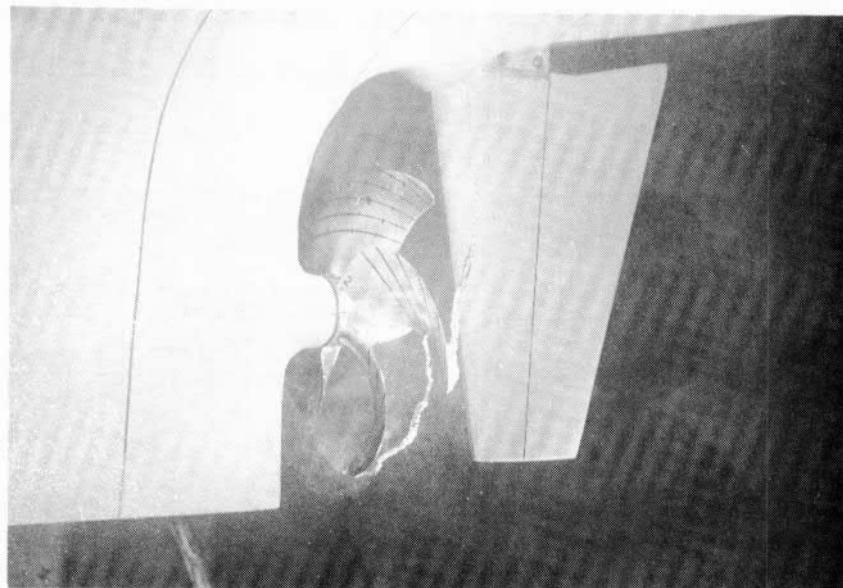
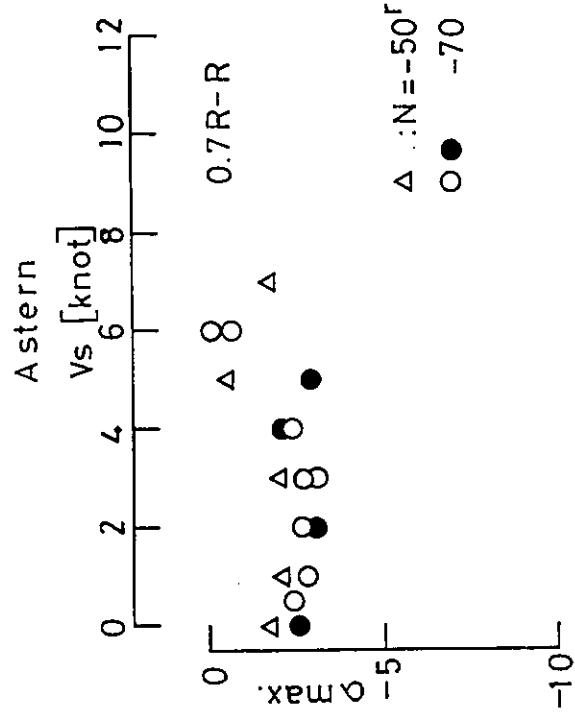


Fig. 6.2.15 逆転時のキャビテーション (70RPM, 5kn)

M.S.No. 500 * M.P.No. 323



M.S.No. 500 * M.P.No. 323

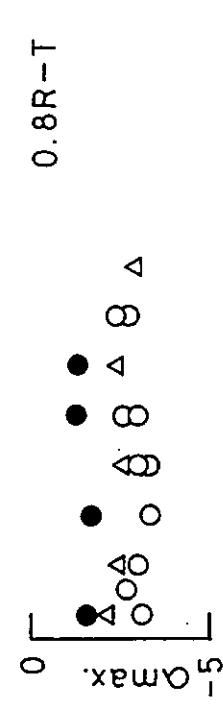
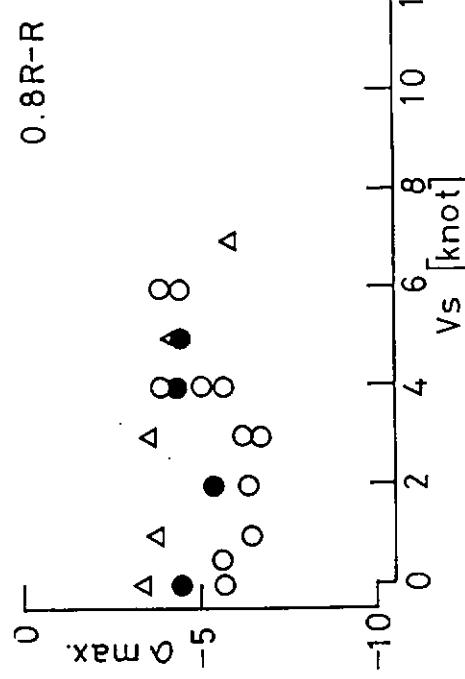
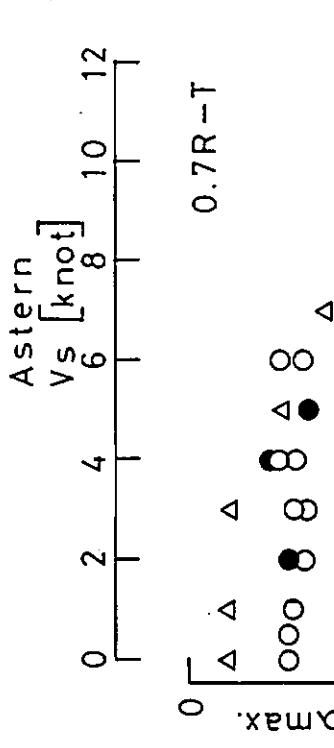


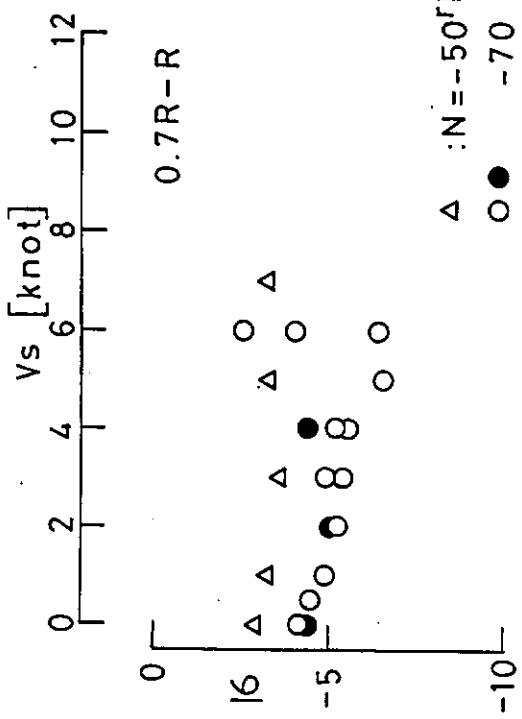
Fig. 6.2.16(a) 逆転時の最大歪

Fig. 6.2.16(b)

M.S. No. 500 X M.P. No. 323

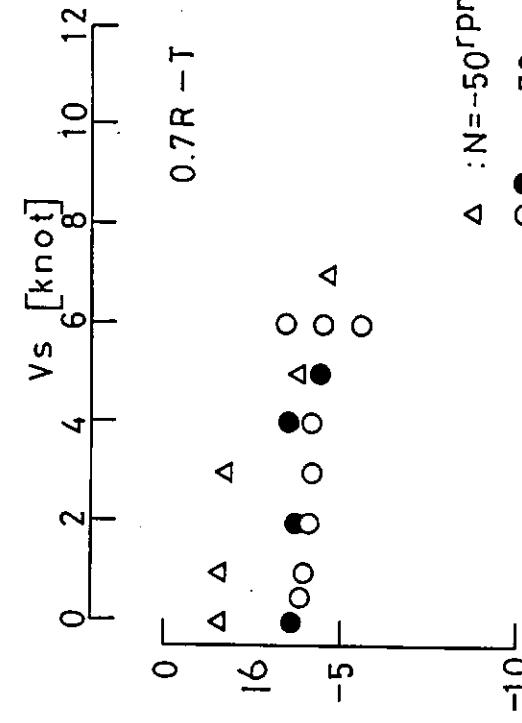
M.S. No.500 M.P.No.323

A stern

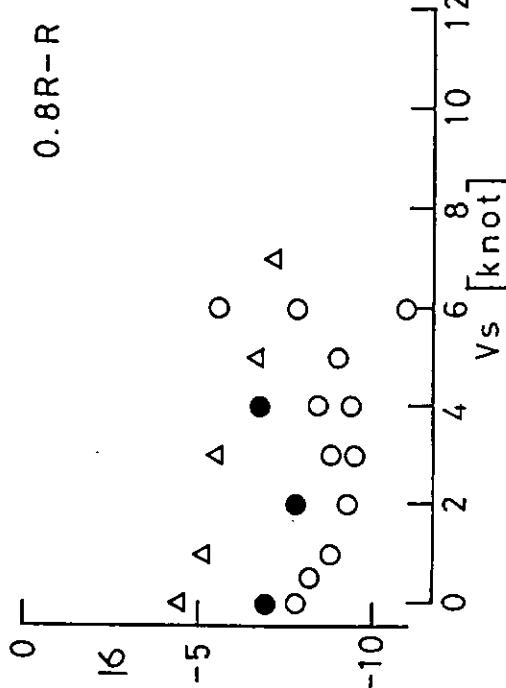


Δ : $N = -50$ rpm
○ ● -70

A stern



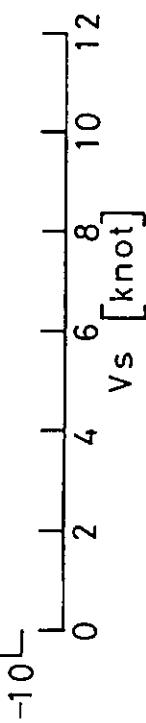
Δ : $N = -50$ rpm
○ ● -70



-234-

Fig. 6.2.16(c)

Fig. 6.2.16(d)



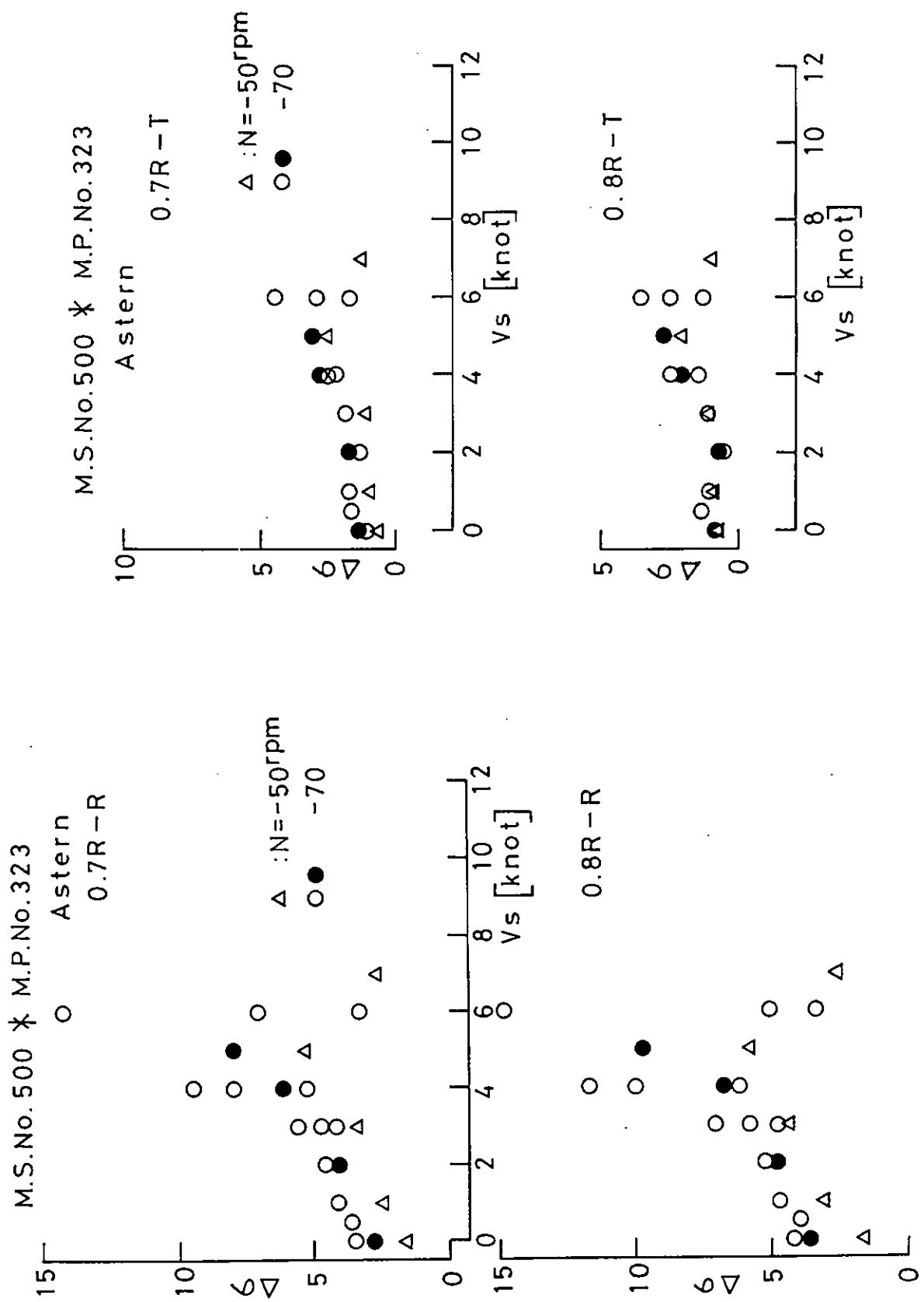


Fig. 6.2.16(e)

Fig. 6.2.16(f)

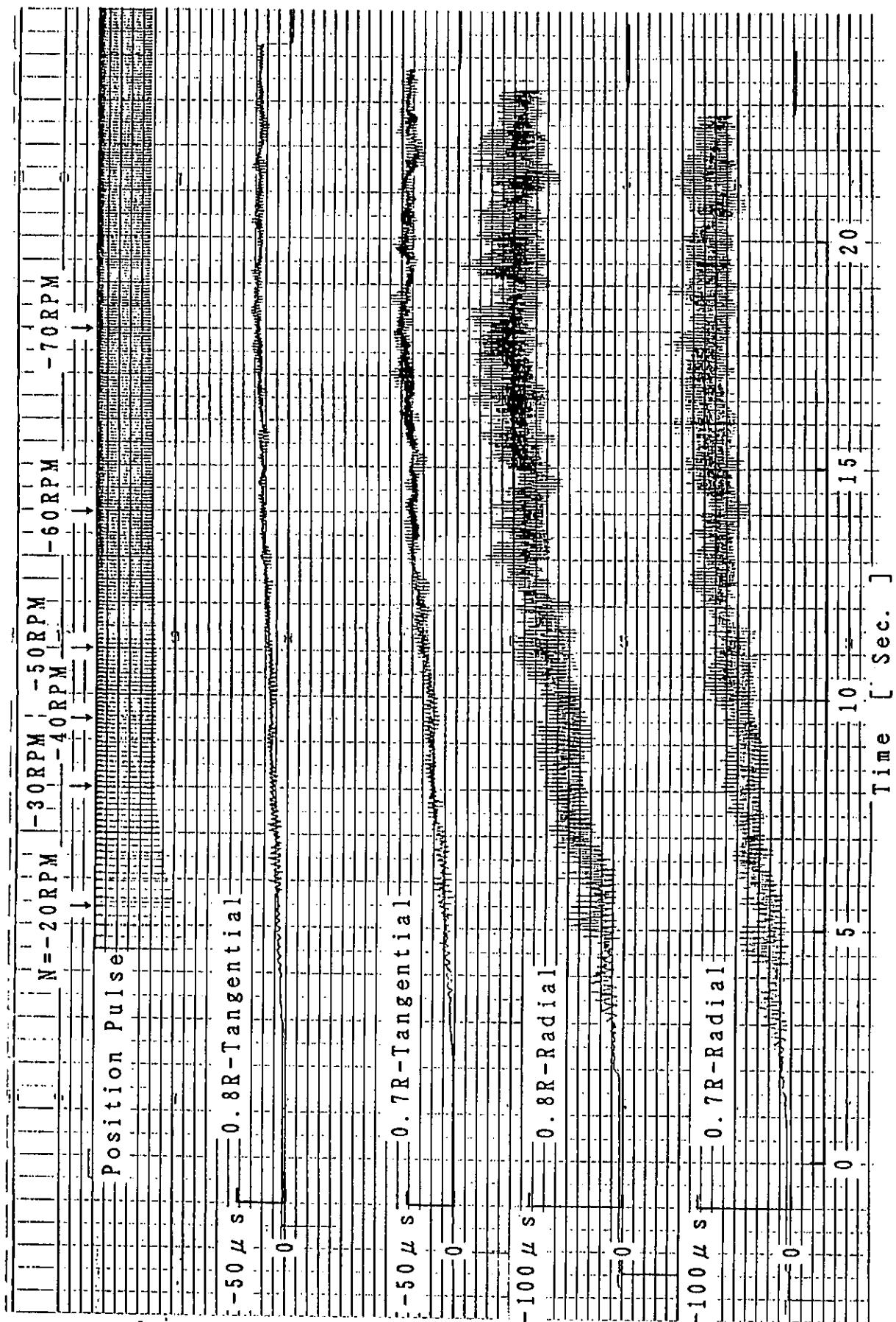


Fig. 6.2.17 急速逆転試験

6.3 トレーサによる三次元流場計測

6.3.1 計測結果の比較及び考察

Fig. 6.3.1 に、通常型プロペラ装着時（平成元年度）とハイリースキュードプロペラ装着時（平成2年度）の伴流分布の比較を示す。これは、Fig. 4.5.5, Fig. 4.5.6 の上側と、Fig. 5.6.6～Fig. 5.6.8 の上側の等伴流係数曲線を比較したものである（LDVによる計測結果は次節で比較するため除いている）。また、2次流れの比較をFig. 6.3.2 に示す。これは、上述の図の下側のベクトル図を比較したものである。明らかに、ハイリースキュードプロペラ装着時の方が伴流が狭く、2次流れも異なっている。伴流係数値で言えば、全般に0.1程度ハイリースキュードプロペラ装着時の方が小さくなっている。通常型プロペラ装着時とハイリースキュードプロペラ装着時では試験状態が全く同じではなく、ハイリースキュードプロペラ装着時の方が排水量が少ない。このため後部吃水を増すようトリムを大きくしている。また前述のように平成2年度の試験ではトレーサ放出装置を取り付けていない。これらの影響の他に両プロペラで船体とプロペラの干渉が異なっていることも考えられる。本船がハイリースキュードプロペラに換装したところ燃費が大幅に向上したという報告もあり、これに関連して今後の興味ある課題である。

6.3.2 計算及び他の計測法による結果との比較及び考察

本計測結果とFig. 4.3.5 に示した実船推定伴流分布との比較をFig. 6.3.3 に示す。通常型プロペラの場合、本計測による伴流係数値の方が0.1程度大きくなっている（伴流が広い）。ハイリースキュードプロペラでは大略一致しているが、船体中央寄り（図の左側）では計測した伴流値の方が小さくなっている。これはプロペラの吸い込みの影響として説明できる。しかし、実船推定伴流分布はプロペラ位置でのプロペラの影響を含まないものであり、また、計測結果には計測用に取り付けた機器の影響も含まれていると思われるため、実船伴流分布推定法の評価には、さらなる解析・検討が必要であろう。

本計測結果とLDVによる計測結果との比較をFig. 6.3.4 に示す。LDVによる計測は通常型プロペラについてのみ行われており、また、プロペラ回転数145 rpmについては、振動の問題のため計測されていない。まず、通常型プロペラの回転数90 rpmについては、本方法、LDVともほぼ同じ結果が得られているが、本方法の伴流の方が若干広め（伴流係数値が大きめ）になっている。特に図の左上と右下で差が大きく、最大で0.1程度である。通常型プロペラの回転数145 rpmについては、LDVによる計測が行われていないため詳しいことは言えないが、やはり本方法の伴流の方が若干広めになっている。本方法の結果は LDV の 90 rpm の結果の方に近い。ハイリースキュードプロペラの場合、本方法の伴流係数は通常型プロペラの LDV のそれより小さく、特に船体寄り（図の左上）で0.1程度の差がみられる。

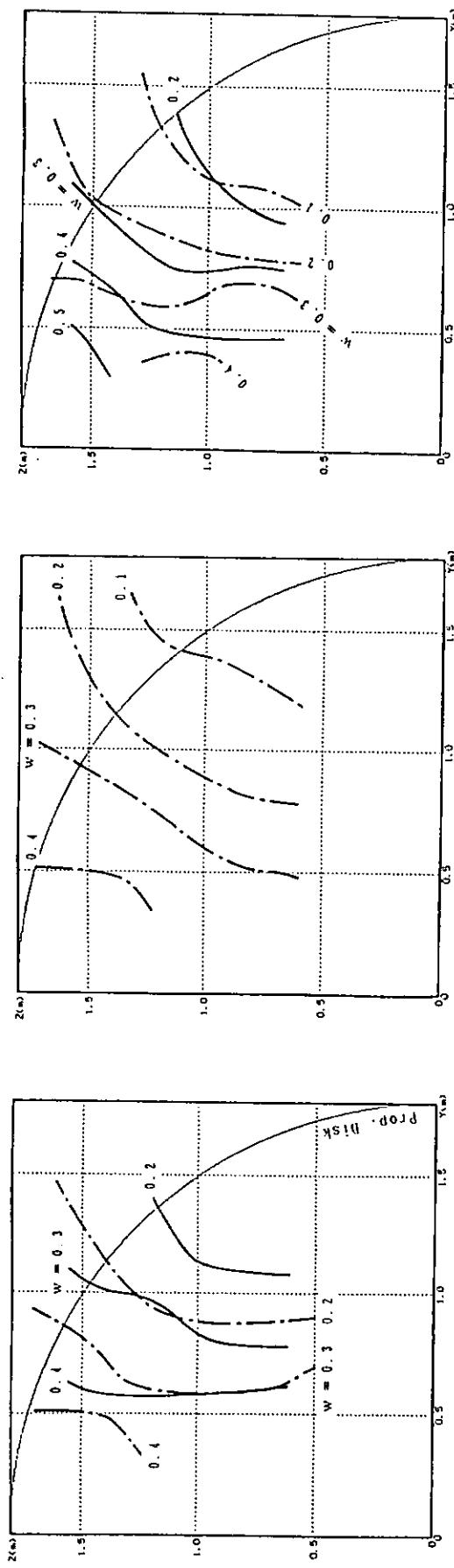
6.3.3まとめ

本方法により計測した、通常型プロペラ装着時の伴流分布とハイリースキュードプロペラ装着時のそれを比較した。また、実船推定伴流分布、LDVによる計測結果とも比較した。結論を以下に列記する。

- (1) 本方法による計測結果同士を比較すると、ハイリースキュードプロペラ装着時の方が、通常型プロペラ装着時よりも伴流係数が小さく（流速が大きくなる）、また、2次流れも異なっている。2つの試験状態は排水量が異なるなど、厳密には直接の比較は出来ないが、実船伴流の計測結果ということに止まらず船体とプロペラの干渉についても貴重なデータを与えるものである。
- (2) 実船推定伴流分布との比較では、通常型プロペラの場合には本計測による伴流分布の方が広く、伴流係数値で0.1程度の差が見られる。ハイリースキュードプロペラの場合には、両者はほぼ一致している。しかし、実船推定伴流分布はプロペラの作動がなく、上流側の船側の機器もない状態の模型計測結果から推定したものであるため、本来直接比較できるものではない。実船伴流分布推定法の評価には、さらなる解析・検討が必要である。
- (3) LDVによる計測結果は、本方法による計測結果とほぼ同じものが得られているが、本方法による伴流分布の方が若干広めになっている。局所伴流係数の差は、最大で0.1程度である。

—— 通常型プロペラ装着時

----- ハイリースキュードプロペラ装着時



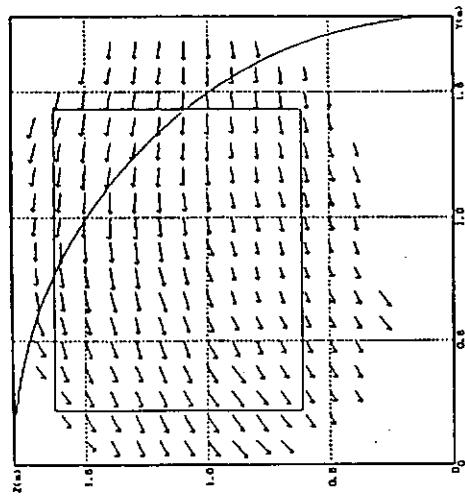
プロペラ回転数 90 r p m

プロペラ回転数 110 r p m
(通常型プロペラでは計測なし)

プロペラ回転数 145 r p m

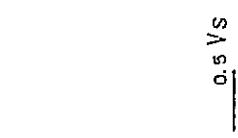
Fig. 6.3.1 通常型プロペラ装着時とハイリースキュードプロペラ装着時の
異船伴流分布の比較；プロペラ前方1.0m

通常型プロペラ

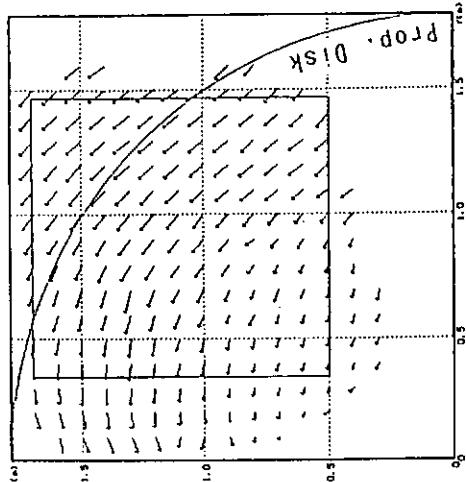


プロペラ回転数 90 r p m
プロペラ

通常型プロペラ

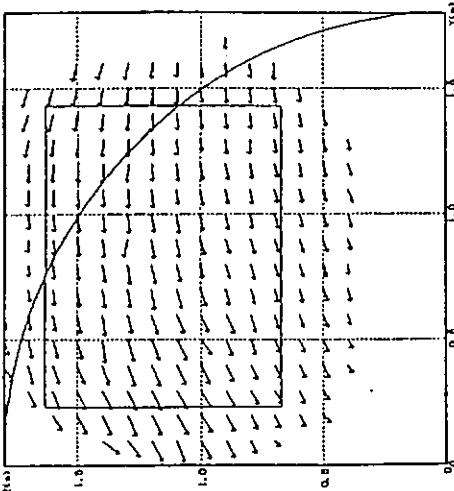


ハイリースキュードプロペラ
プロペラ回転数 90 r p m

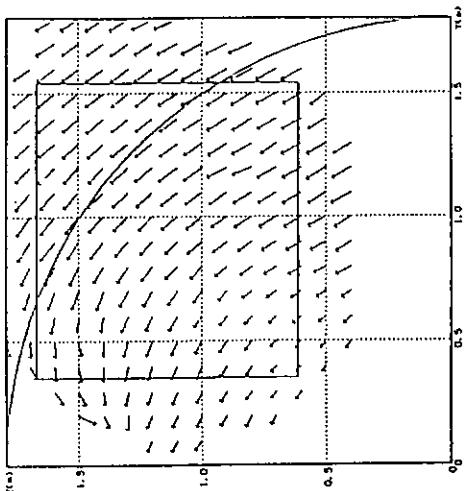


プロペラ回転数 90 r p m
ハイリースキュードプロペラ

通常型プロペラ



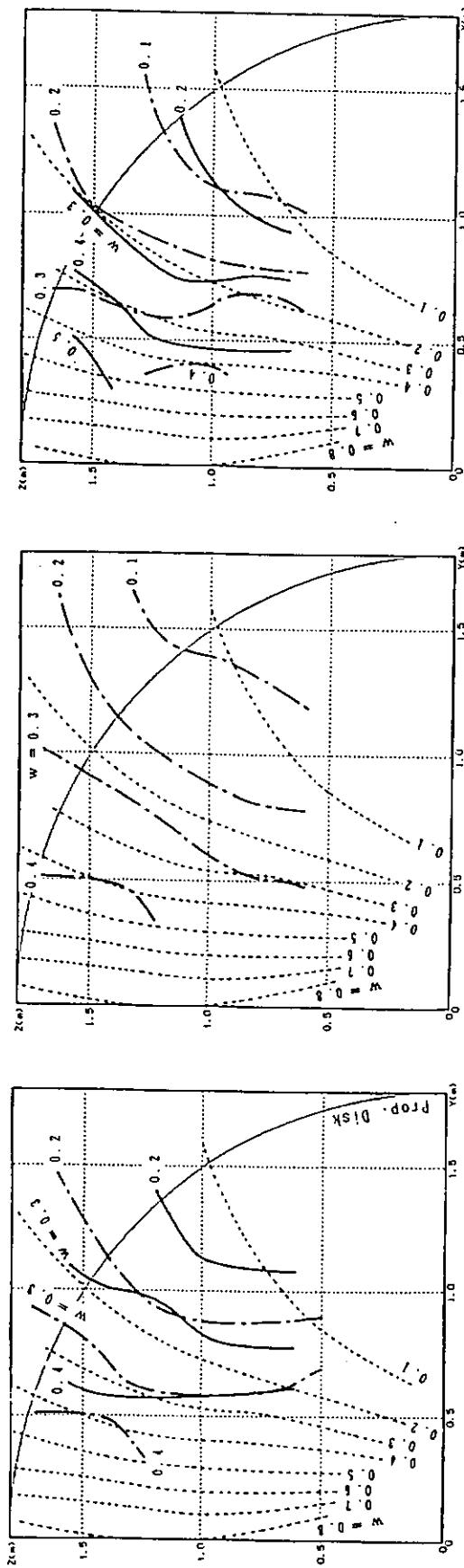
ハイリースキュードプロペラ
プロペラ回転数 145 r p m



プロペラ回転数 145 r p m
ハイリースキュードプロペラ

Fig. 6.3.2 通常型プロペラ装着時とハイリースキュードプロペラ装着時の
実船伴流 2 次流れの比較；プロペラ前方 1.0m

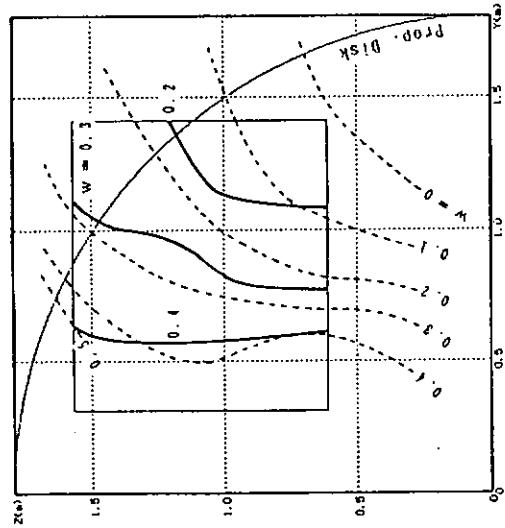
——— 通常型プロペラ装着時の計測結果
 - - - - ハイリースキュードプロペラ装着時の計測結果
 実船推定伴流分布



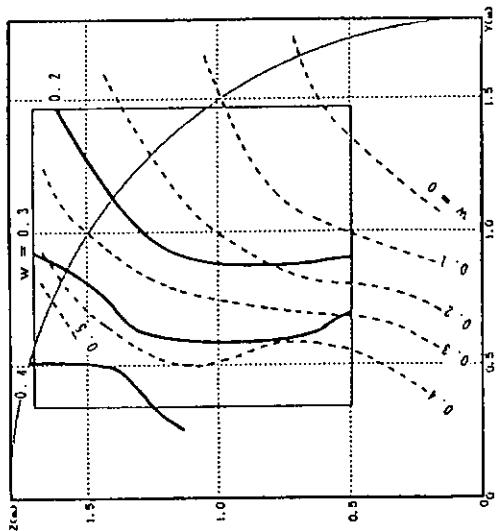
プロペラ回転数 145 rpm
プロペラ回転数 110 rpm
プロペラ回転数 90 rpm

Fig. 6.3.3 実船推定伴流分布との比較

通常型プロペラ

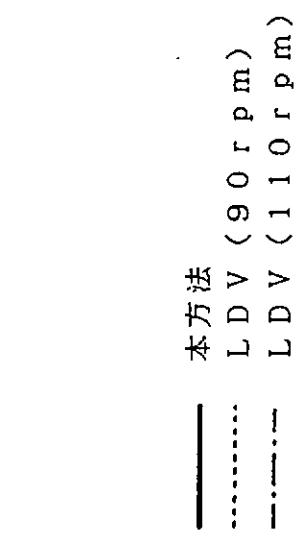


ハイリースキュードプロペラ

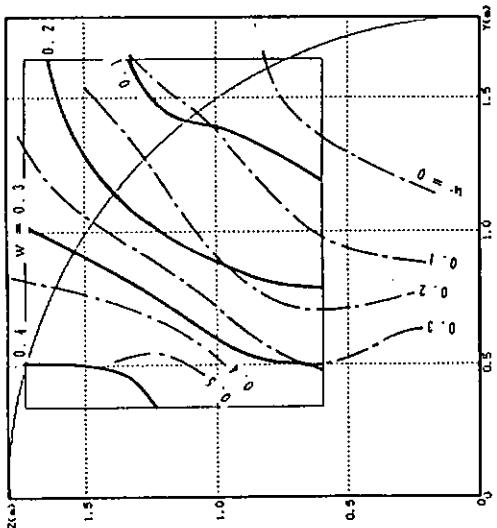


プロペラ回転数 90 rpm

通常型プロペラ

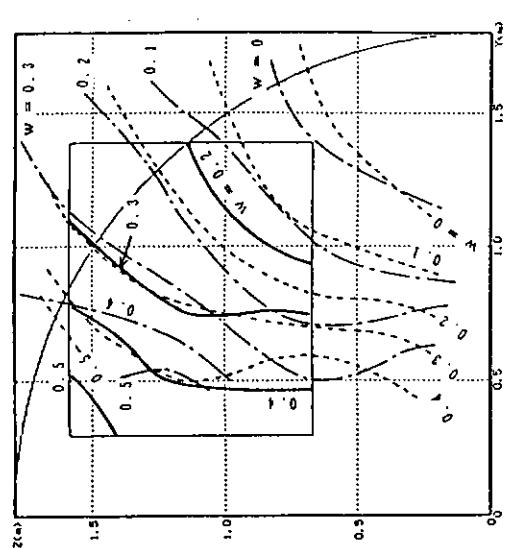


ハイリースキュードプロペラ

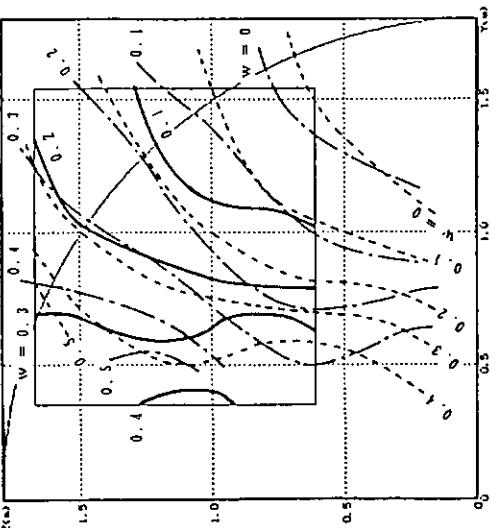


プロペラ回転数 110 rpm

通常型プロペラ



ハイリースキュードプロペラ



プロペラ回転数 145 rpm

Fig. 6.3.4 LDVによる計測結果との比較:
 LDVによる計測結果は通常型プロペラのみ (145rpmでは行われていない)

6.4 通増試験

6.4.1 計測結果による比較

計測結果については、Fig. 6.4.1～6.4.10に示すように、CP(H1)、HSP(H2) それぞれの通増速力試験結果を併記し、比較、検討を行った。

① 正味馬力 (Fig. 6.4.1 及び Fig. 6.4.4 参照)

燃焼ガスの圧力とクランク角の位相を計測して図示馬力を求め、機関の機械効率をかけると正味馬力が求まる。図示馬力を求めるには、従来より行われてきた指圧器を用いて、機械的に計測する方法と、エンジンアナライザによって電気的に計測する方法がある。日常の馬力計測の結果から、エンジンアナライザの有用性は確認済みなので、今回はエンジンアナライザから求めたもので比較を行った。

回転数 150～170 rpm の常用範囲では、300 PS 程度 HSP(H2) の方が低い。すなわち、HSP(H2) の方がトルクが小さい。

対水船速基準では、CP(H1) のグラフは不連続になっているが、これは実験中 180° 回頭を行ったため、相対風向及び風速が、向い風から追い風に大きく変化したためである。

常用範囲では正味馬力の差異はない。

② 軸馬力 (Fig. 6.4.1 及び Fig. 6.4.4 参照)

回転数 150～170 rpm の常用範囲では、200 PS 程度 HSP(H2) が低い。船速基準では、回頭後の CP(H1) の方がわずかに低い。

③ 排気温度 (Fig. 6.4.1 参照)

約 90 rpm でピークを生じるのが、このエンジンの特徴である。正味馬力、軸馬力とは逆に、HSP(H2) の方が高くなっているが、これは、排気温度計のセンサー、表示計とともに更新しているためであろう。

④ 過給機回転数 (Fig. 6.4.1 参照)

馬力が低いので、HSP(H2) の方が低くなる。

⑤ 対水船速 (Fig. 6.4.2 参照)

CP(H1) 方に、180° 回頭による不連続が見られる。

⑥ 失脚 (Fig. 6.4.2 及び Fig. 6.4.5 参照)

低速域で CP(H1) の方が極めて高くなっているが、これは実験中の強い向い風の影響と考えられる。回頭後のデータから推測すると、HSP(H2) と同様に下に凸の曲線になると思われる。

⑦ アドミラルティ係数 (Fig. 6.4.2 及び Fig. 6.4.5 参照)

低速域で CP(H1) の方が極めて低くなっているが、⑥失脚と同様に実験中の強い向い風の影響と考えられる。回頭後のデータから推測すると、HSP と同様に上に凸の曲線になると思われる。対水船速基準では、回頭後明確な相違はみられない。

⑧ 燃料消費率 (Fig. 6.4.3 参照)

回転数 150～170 rpm の常用範囲では、4 g / PS / h 程度 HSP が低い。

⑨ 燃料消費量 (Fig. 6.4.6 参照)

対水船速基準の場合、強い向い風の影響を大きく受けた回頭前の CP(H1) の方が、約 6 ton/1000 mile 程度高いが、風の影響を大きく受けなかったと思われる回頭後は、明確な相違がみられない。

⑩ 推進効率 (Fig. 6.4.8 参照)

推進効率 η は、

$$\eta = EHP / DHP$$

$$\text{有効馬力 : } EHP = R \cdot V / 75$$

ここで、R : 船体の全抵抗 (kg)

V : 船速 (m/sec)

伝達馬力: $DHP = BHP \cdot \eta_t$

BHP: ブレーキ馬力=軸馬力計の読み(PS)

η_t : 伝達効率=0.95

また、船体の全抵抗: $R = (1-t)T$

t: スラスト減少係数(HSP: 0.161, CP: 0.154)

T: スラスト計の読み(ton)

の計算式より求めた。

この結果、回転数基準及び船速基準のどちらで比較しても、低速域ではHSP(H2)が高く、常用範囲ではCP(H1)が高くなっている。

⑪ スラスト(Fig. 6.4.9参照)

燃料消費量と同様、対水船速基準の場合、回頭前はCP(H1)の方が高くなるが、回頭後は明確な相違がみられない。

⑫ 船体抵抗(Fig. 6.4.10参照)

風圧抵抗: R_a' は次式より求められる。

$$R_a' = C\theta \cdot \rho \cdot A \cdot V^2 / 2$$

ここで、 ρ : 空気の密度 0.123 kg/m^3 (20°C)

0.132 kg/m^3 (0°C)

A: 水面上の船体及び上部構造物の正面投影面積 269 m^2

V: 船との相対風速(m/sec)

C θ : 風圧抵抗係数

ただし、C θ は風向によって下記の値をとる。

風向 θ°	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50
C θ	1.17	1.19	1.25	1.36	1.47	1.54	1.55	1.49	1.35	1.19	1.03

船体抵抗Rから風圧抵抗R a' を差し引いた修正値をFig. 6.4.10に示す。CP(H1)とHSP(H2)の船体抵抗は修正値で比較すると全船速ともほぼ一致する。従って、回頭後のCP(H1)のデータは、HSPのデータとの比較の対象になり得ると考えられる。

6.4.2 まとめ

- ① 常用範囲では、HSP(H2)装着時はCP(H1)装着時より推進効率が低い傾向にある。
- ② HSP(H2)を装着する方が、同一回転数でのトルクは小さい。すなわち、CP(H1)に比較して軽く回るプロペラということができる。
- ③ 気象、海象の影響を大きくは受けなかったと思われる状態で比較すると、1000海里当たりの燃料消費量に、明確な差異はなく、今回はHSP(H2)の有効性は見られなかった。
- ④ 船舶の推進は、気象、海象、船底の汚れの状態等の条件に大きく左右されるので、少數回のデータから両プロペラの性能にかかわる有利性を結論付けるのは難しく、今後ともデータの集積が望まれる。

参考文献

1. SR183「船尾振動・騒音の軽減を目的としたプロペラ及び船尾形状の研究報告書」
(日本造船研究協会 1983. 3)
2. 船用機関研究グループ編「船用機関データ便覧」(成山堂 昭61. 4)
3. 藤垣昌昭他「従来型プロペラとハイスクュープロペラの比較による主機運転諸元に関する考察」
(航海訓練所 調査研究時報第60号 1984. 12)

Table 6.4.1 計測記録の検討要素

影響要素	H S P (H2)	C P (H1)
計測時刻	平成2年12月5日15時30分 ～6日03時25分	平成元年10月30日19時48分 ～31日03時10分
計測海域	串本～細島	伊豆七島周辺海域（実験航海）
水線下船体の平滑度	サンドブラスト施行後9年でペイン トの凹凸顯著 実験研究用突起物なく正常	サンドブラスト施行後8年でペイン トの凹凸顯著 LDV,CCD Camera Guard,Strobo Lamp Guard等の突起物多数あり
プロペラ及び同ボス部形状	正常	Fig.2.1.2及びFig.2.1.4の如く加工
プロペラ位置	正常	最終中間軸カップリング部に10 mm のディスタンスピース
喫水		
船首／船尾／平均／Trim	5.22 m／5.50 m／5.36 m／+0.28 m	5.25 m／5.45 m／5.35 m／+0.20 m
排水量	5182 Tons	5172 Tons
主機関の経年変化	建造以来の使用時間 約53,793時間	建造以来の使用時間 約51,905時間
操縦把手目盛／rpm変化	50／50.8～174／173.5 rpm *1	30／57.0～53／170.0 rpm
軸馬力変化	120.6～4335.5 PS	200～4250 PS
推力変化	2.2～29.1 Tons	3.3～29.5 Tons
船速変化 対水／対地	4.88／4.8～16.08／13.6 Knots	5.28／5.2～16.32／16.0以上 Knots
気圧変化	1028.0～1029.2 mBar	1019.7～1018.0 mBar
天候変化	b	r～c～bc
海面状態変化	Slight～Smooth	Slight～Moderate
相対風向／相対風速変化	Fig.6.4.7参照	

*1 平成元年11月、操縦装置更新のため、操縦把手目盛が回転数設定となった。

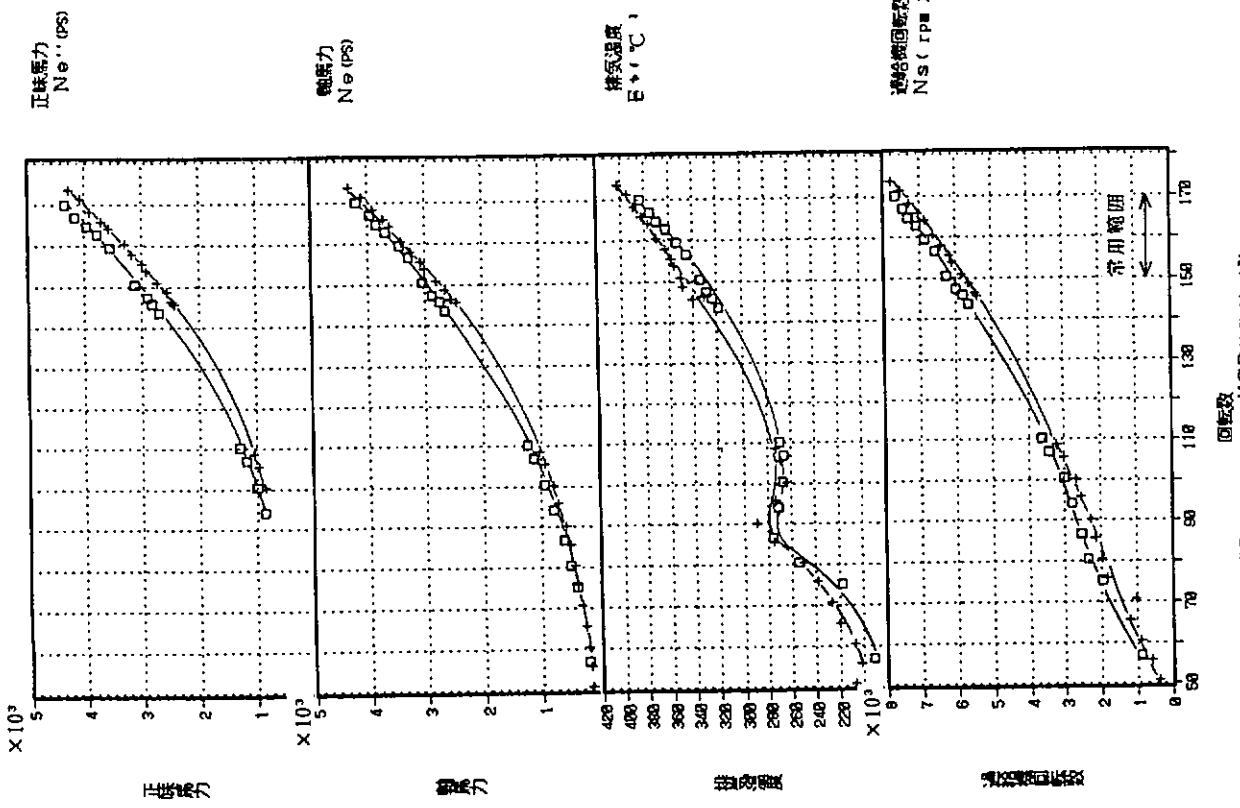


Fig. 6.4.1 回転数基準による機関性能曲線（その1）

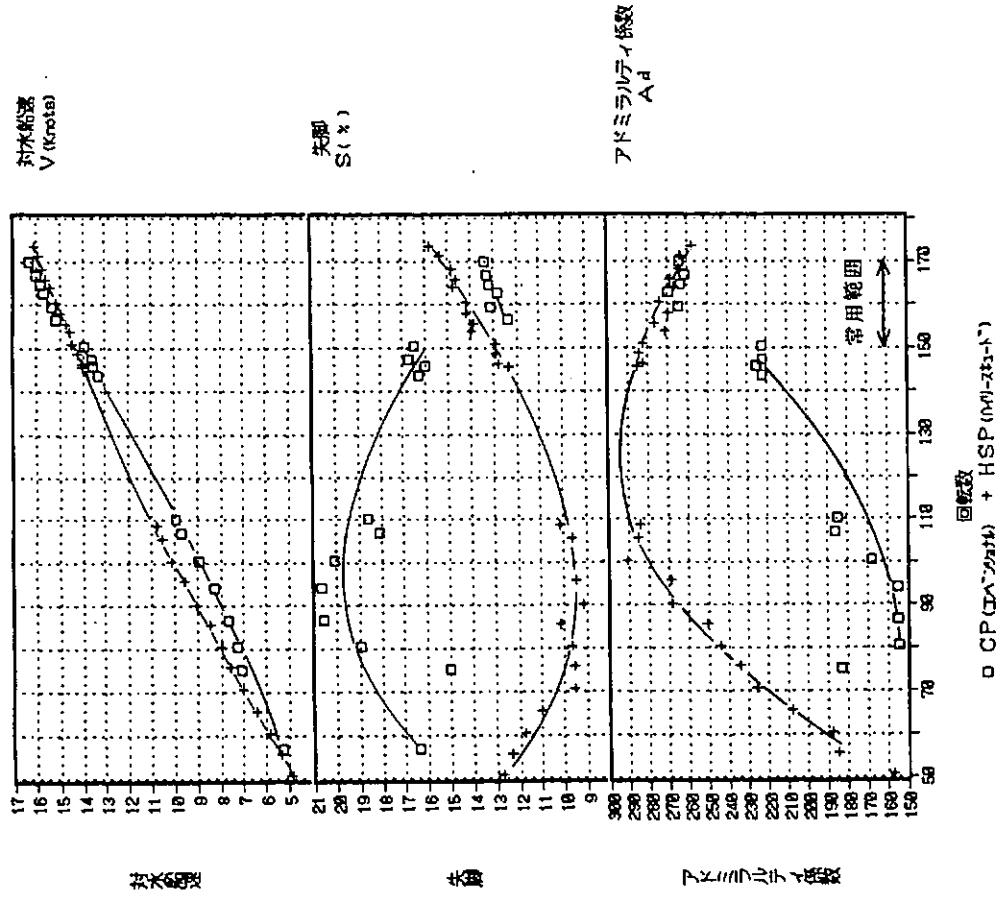


Fig. 6.4.2 回転数基準による機関性能曲線（その2）

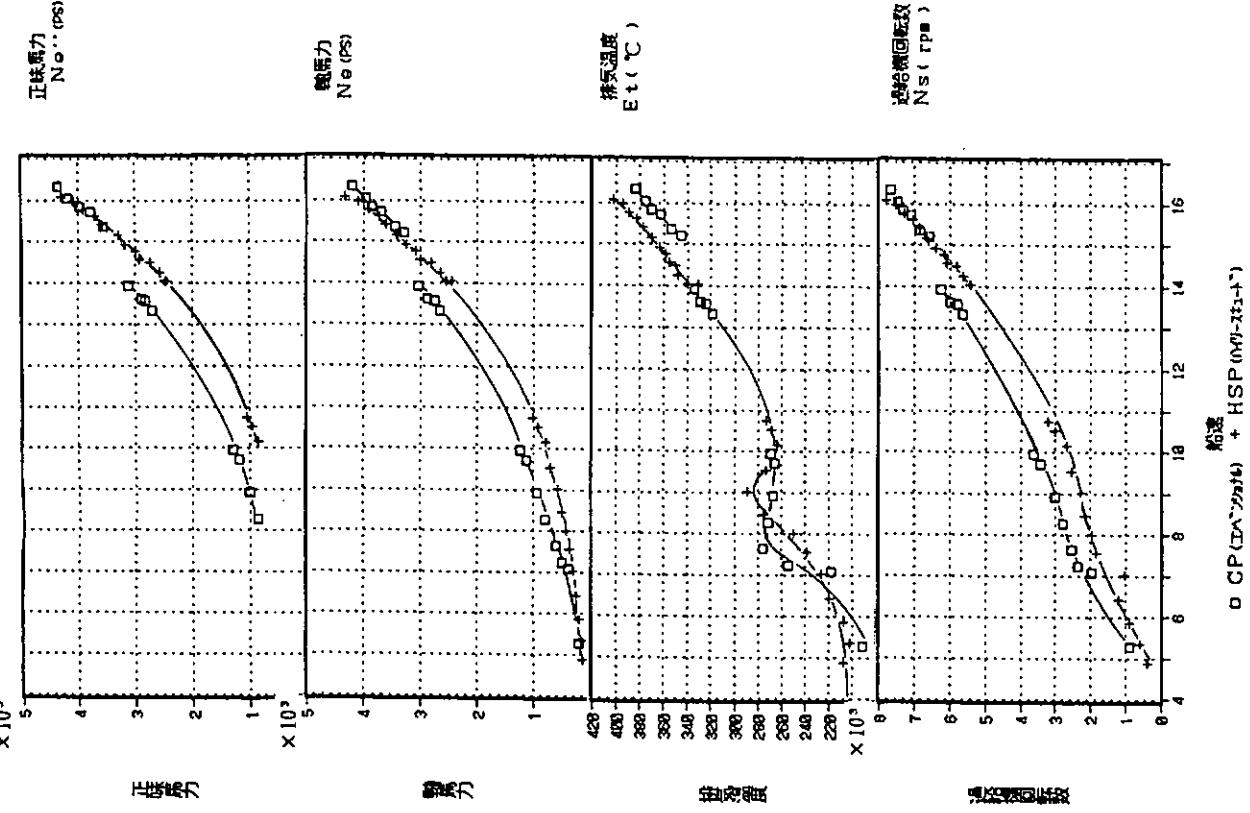


Fig. 6.4.4 対水船速基準による機関性能曲線（その1）

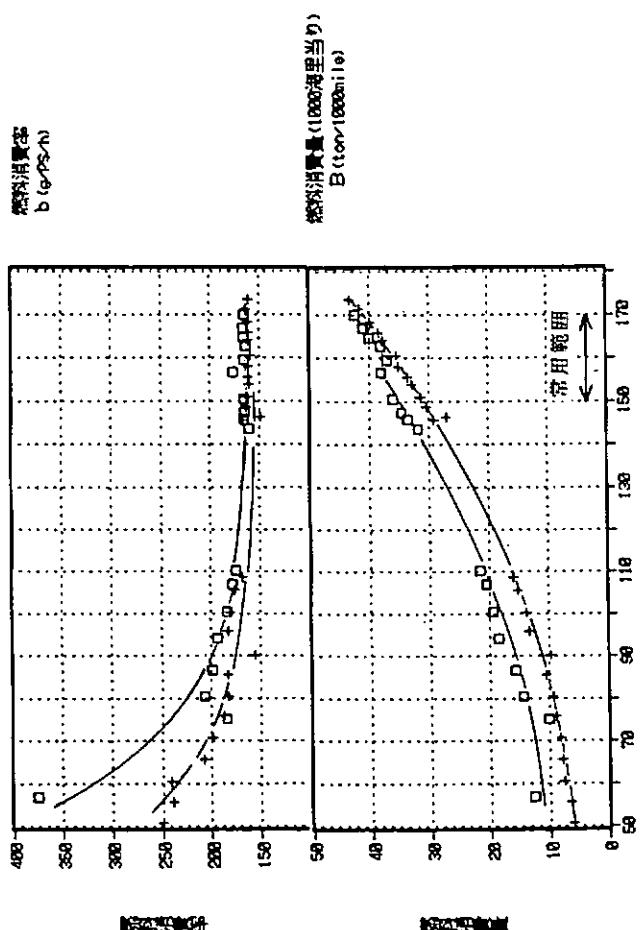
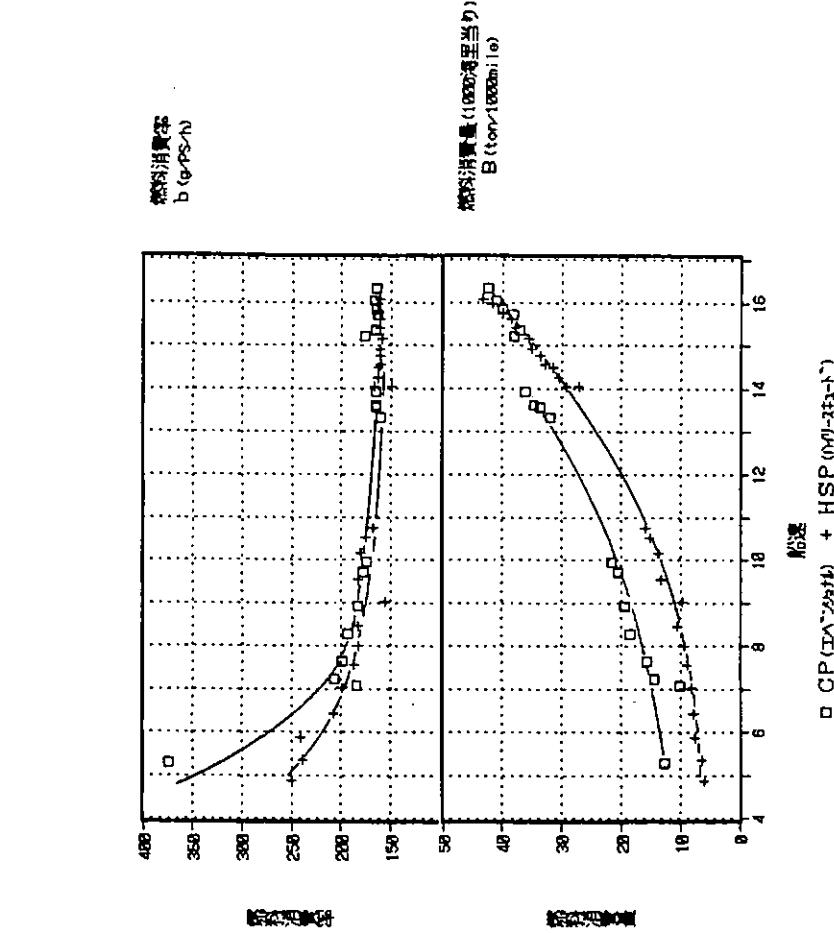
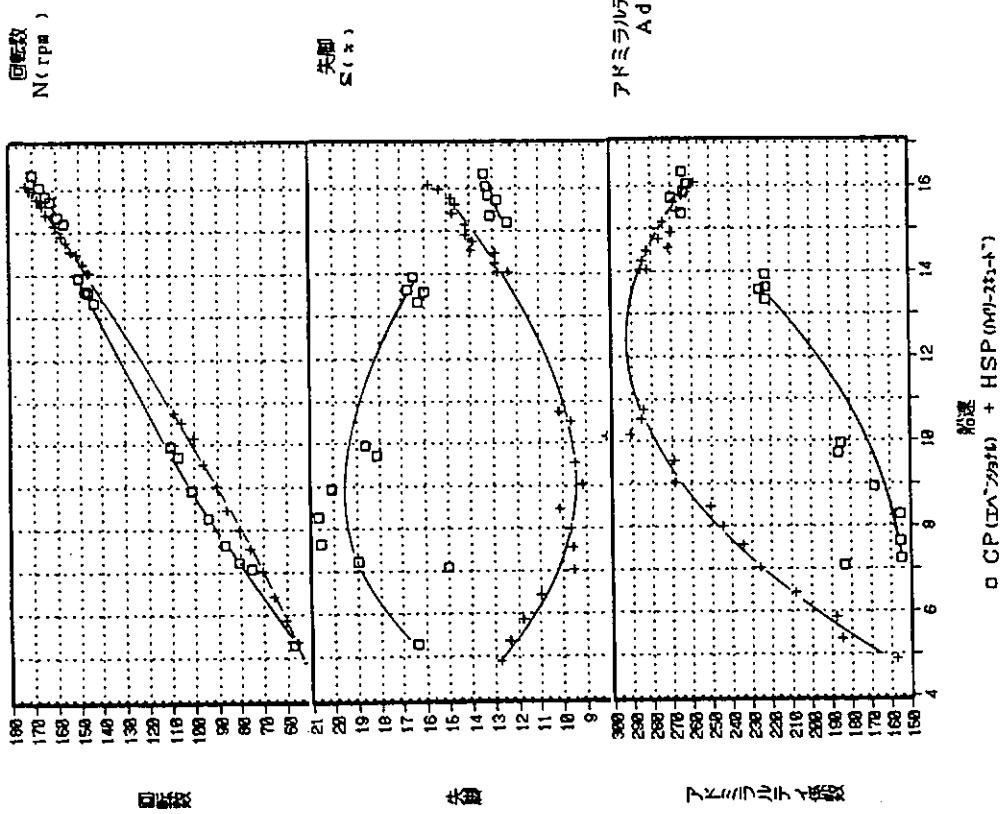


Fig. 6.4.3 回転数基準による機関性能曲線（その3）



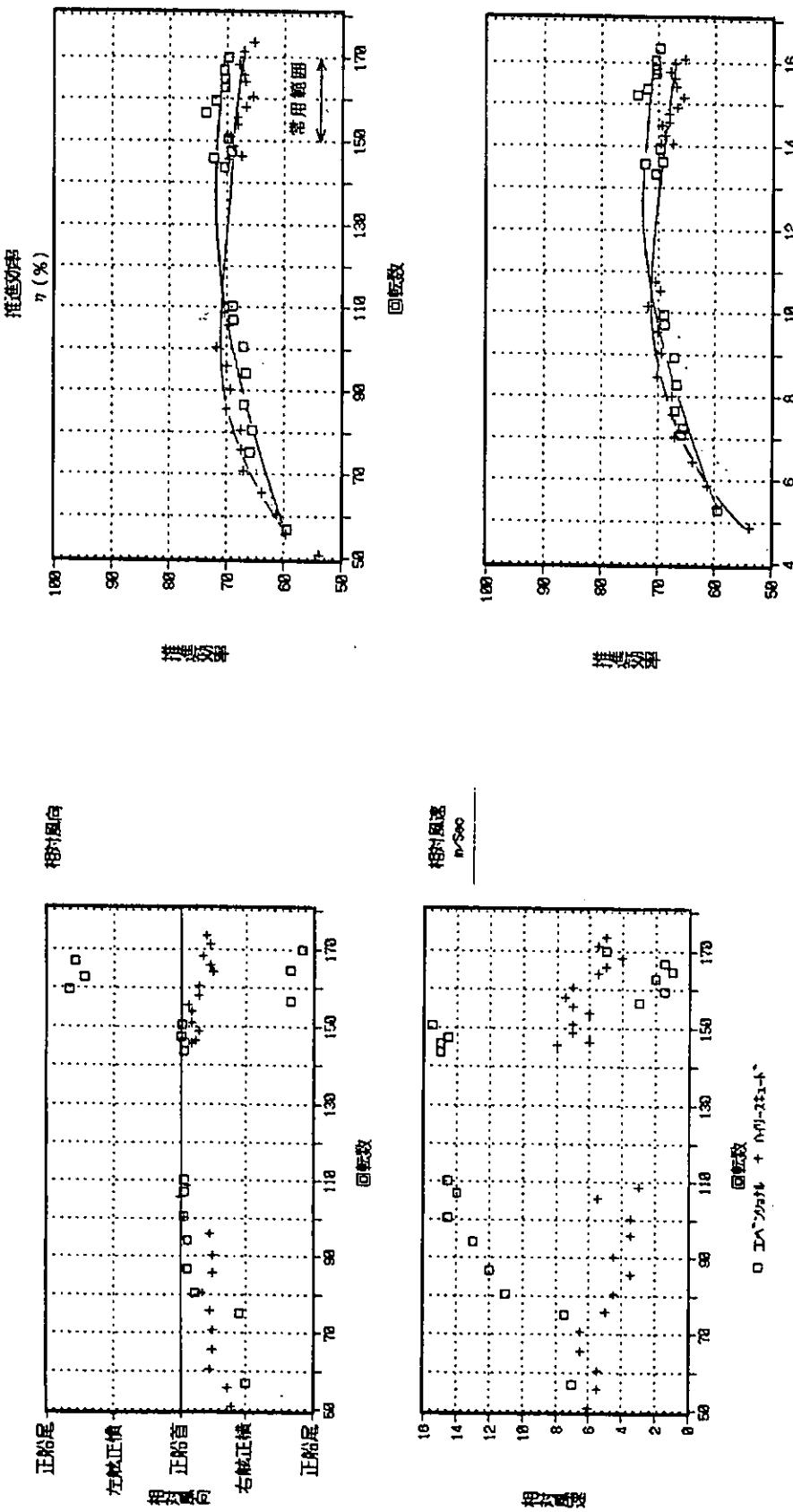


Fig. 6.4.7 相對風向・相對風速

□ CP(DA-230) + HS Pray-xz1-t'

Fig. 6.4.8 推進効率

□ CP(DA-230) + HS Pray-xz1-t'

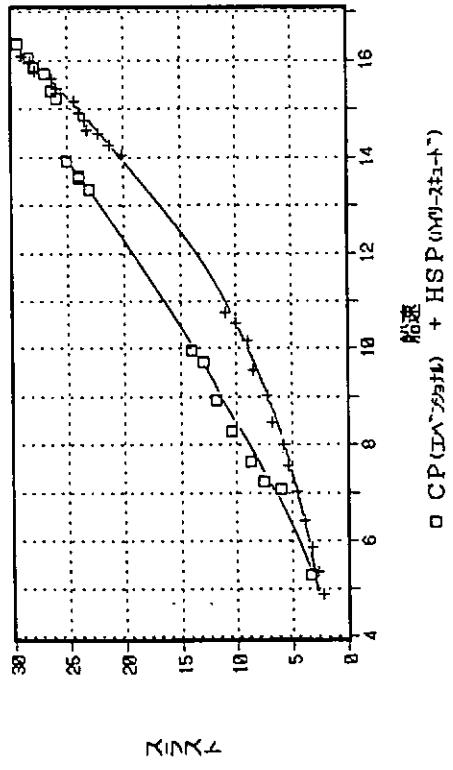
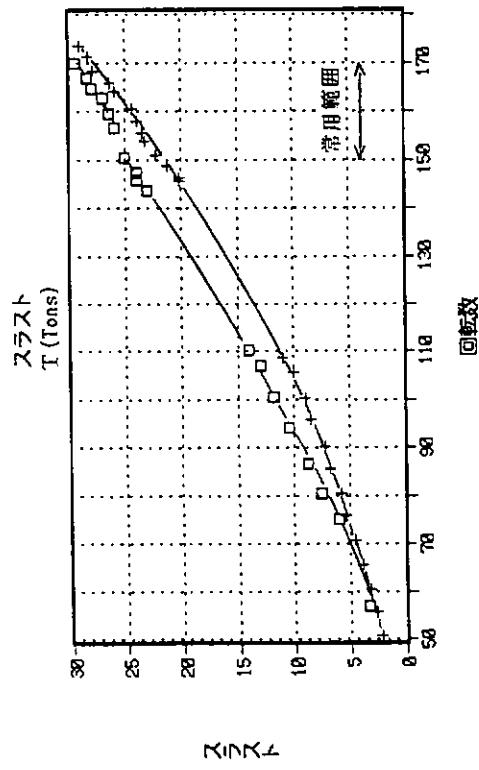
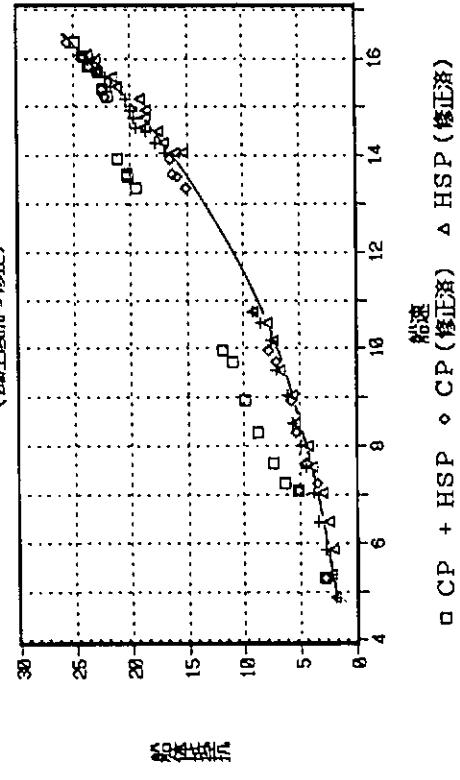
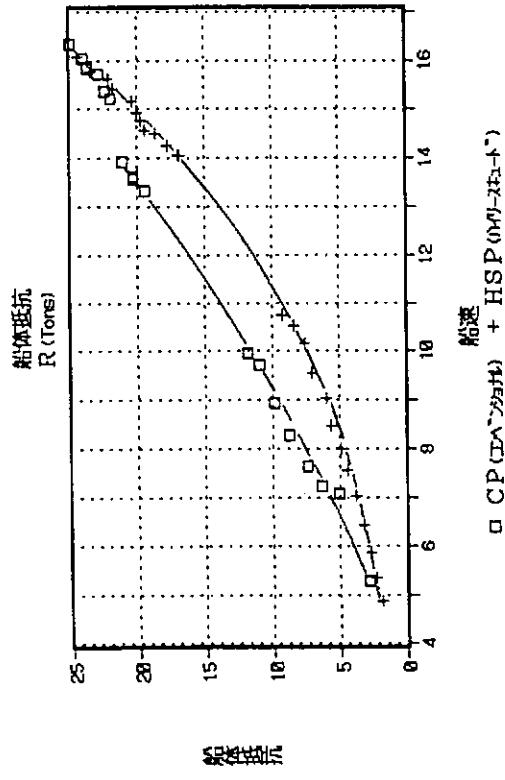


Fig. 6.4.9 スラスト

Fig. 6.4.10 船体抵抗

7. あとがき

本研究部会の最大の課題は、「まえがき」にも記したように航海訓練所所属の練習船「青雲丸」による2回（平成元年10月、平成2年10月）にわたる実船実験であった。実験海域は相模湾・伊豆七島付近であり、関係各位の御尽力により大成功のうちに終了したことは御同慶の至りである。

実船実験の結果、および関連した工事・予備試験・模型実験の結果については2～6章の各項目のまとめの項に記述されているが概略を以下に述べる。以下ハイリースキュードプロペラをHSP、普通プロペラをCPと略記する。

実船計測準備・模型実験

- (1) 実船でのプロペラ翼面圧力計測と、トレーサによるプロペラ附近流場の三次元計測は世界で初めて行なうものであるので、重要な点については予備試験を行ない、問題点が残らないようにした。
- (2) 翼面圧力計測法としては、チャンバー方式とし、信号の取り出しはスリップ・リング／有線テレメータ方式とした。
- (3) 翼面に圧力計、歪ゲージ、リード線等を埋め込むため、翼強度を検討し問題がないことを確かめた。
- (4) トレーサによる流場計測については、模型船船尾附近の流場をこの方式で計測し、その可能性、トレーサの放出位置等を検討した。
- (5) 翼応力についてキャビテーション・タンネル内で、相似性を考慮した模型プロペラ計測を行ない、実船実験結果と比較出来るデータを得た。

CPの実船計測

- (1) CPに取り付けた圧力計24ヶの内、初めから使用不能の1ヶと実験中に順次使用不能となった4ヶを除いて良好なデータが得られた。

得られた圧力分布を理論計算結果と比較すると、翼の前縁側では背面（dack）、正面（face）とも一致は非常によい。また背面側は全般的に両者はほぼ一致しているが、正面側では計算値は計測値より低めであり、両者は平行移動したような形になっている。

- (2) 翼応力の計測は2軸の歪ゲージを翼面上の0.7R、0.8R、0.9Rの各70%コード位置に貼りつけて行なわれた。計測値はFEMによる計算値とほぼ一致した。（計測値が7～20%大きい）

- (3) トレーサによる流場計測は直径35mmのトレーサを上流から流し、その位置を3台のCCDTVカメラで1/30秒ごとに記録するという方法で行なわれた。プロペラ面のすぐ上流の右舷側上半円部で1.2m×1.0m程度の断面での3次元伴流分布が計測された。

同時に行なわれたLDVの計測結果と比較すると、LDVの方が伴流が若干小さい（流速が大きい）結果となっているが、その差は最大で $\Delta W = 0.05$ 程度である。

- (4) この実船実験の際、航海訓練所独自の研究として通増試験が行なわれた。各プロペラ回転数における船速、軸馬力、燃料消費率等に関する貴重なデータが得られた。これはHSP装着時の同様な計測、ログブックの解析結果等と比較すべきものである。

HSPの実船計測

- (1) HSPにおいてもCPと同様の計測法でプロペラ翼面の圧力分布計測を行なった。計測位置もCPと対応している。

実験中に1ヶの圧力計が使用不能になったが、翼面の圧力分布を調べるために十分なデータが得られた。計測値は全体として見ればCPの場合と同様の傾向であるが、細部は異なっている。（Table 6.1.1参照）

(2) ここで注目すべきは、翼端の後縁附近背面(0.9 R 80%コード位置)の圧力計の結果である。(Fig 6.1.1 参照) 60° 附近の翼角の時、圧力が大きく負圧側に増加し、これは翼端後縁附近でプロペラ翼素への荷重が急増することを意味する。このことは歪ゲージによる翼応力の計測にも示されている。この原因は、前縁剥離渦が HSP では強く、翼背面がそれに覆われるためと思われるが、詳細は今後の研究課題である。

また上述したような翼端付近の大きな負圧は理論計算では得られないものであり、これを表現出来る理論モデルの開発が望まれる。

(3) スラストの計測はプロペラ軸に歪ゲージを直貼りするという方法で行なわれた。従来から行なわれている方法の他に、ヒラリデスにより提案された方法も試みた。本研究中に「ターニングのデータを用いたトルク影響修正方法」が見いだされ、ヒラリデス法で求めた値を修正した結果は本船装備のスラスト計の値と±2%以内で一致した。従来法では10%程度の差異があった。

(4) プロペラ逆転試験を行ない、HSP 逆転における非定常スラスト、トルク変化を計測した。9ノットで航行時に 70 RPM の逆転をすると、逆転開始時に最大約 -16.4 ton のスラストと -9.0 ton-m のトルクがかかる。またこの時の翼応力は 0.8 R で半径方向に最大 3 kg/mm²(圧縮) 程度である。

(5) C P 実験時と同様、トレーサ法による流場計測、遙増試験が行なわれ、貴重なデータが得られた。トレーサ法はいくつかの改良すべき点はあるものの、2ヶ年の実船実験により実用の域に達したと思われる。LDV にくらべ手軽に 3 次元流場を測定出来ることが特徴である。

以上に本研究で得られた結果を技術的見地から概説したが、C P と HSP の諸特性の相違が明らかになると共に、現状の計算技術(渦格子法、核関数展開法等)では HSP の諸特性を、精度の面においては必ずしも充分ではないが、翼端を除き一応予測することが可能であることが明らかにされた。また従来、計算技術上疑念のあった HSP の翼端での特性についても実験により解明した。

さらに、本研究で得られた実験データは極めて精緻なものであり、これらデータを設計上のデータベースの一部として利用することにより、HSP の特性をより的確に把握することが可能になったと考えられる。特に HSP の翼面圧力計測結果は翼端での強度検討に充分利用されるものと考えられる。本報告書中に掲載した多数の測定データが、今後のハイリースキュードプロペラの設計に関して十分有効に利用されることを期待するものである。

終わりに当り、実船実験を成功させることができたのは運輸省航海訓練所の関係各位、青雲丸望月船長、山田船長、三間機関長、田付機関長を初めとする乗り組みの方々の絶大なご協力によるものであり、ここに記して謝意を表します。