

日本船舶振興会昭和49年度補助事業
“大型超高速船の開発に関する研究”

研究資料 No. 220

第138研究部会

高速性コンテナ船の馬力推定法の精度向上に 関する研究

報 告 書

昭和50年3月

社 団 法 人

日本造船研究協会

目 次

§ 1. 緒 言	1
§ 2. 委 員 会	2
2.1 委員構成	2
2.2 委員会開催状況	3
2.3 配布資料	5
§ 3. 抵抗成分分離に関する研究	9
3.1 まえがき	9
3.2 抵抗試験結果	10
3.3 プロペラ単独試験結果	20
3.4 自航試験結果	21
3.5 後流計測結果	22
3.6 プロペラ位置流場計測結果	27
3.7 波形および波紋計測結果	34
3.8 流線観測結果	53
§ 4. 実船計測	55
4.1 まえがき	55
4.2 第2回実船計測	55
4.3 スラストメーター検定装置の設計と製作	70
4.4 スラストメーターの検定	76
4.5 スラストメーター検定結果による実船計測結果の再解析	78
4.6 調査小委員会及び実船計測小委員会の3年間の研究結果総括	85
§ 5. 馬力推定法の総合解析	89
5.1 まえがき	89
5.2 馬力推定法	89
5.3 抵抗成分の分離	89
5.4 自航要素 τ , η_T の尺度影響	90
5.5 伴流係数Wの尺度影響	90
5.6 実船プロペラ特性	90
5.7 実船推力計測	90
5.8 実船計測結果解析	90
5.9 あとがき	92
§ 6. 結 言	94
付録 4.A 軸温度分布計算	95
付録 4.B 研野式トーションメーターによる軸の縮み量計測方法の検討	98

§ 1. 緒 言

船舶の主機所要馬力を推定するにあたつては、模型実験の結果を実船にまで延長する相似則についての正確な知識を必要とするが、現状はまだ不十分で、不明な尺度影響が残されている。本第138研究部会は、大学を始め各研究機関において得られたこの方面的成果を活用し、個々の機関では実施困難な大規模な実験研究を行うことにより、馬力推定の精度向上に貢献することを目的とする。

本研究部会に先立ち昭和44～46年度に実施された第107研究部会においては、流体粘性の影響が大きい巨大船を対象としたが、本研究部会は造波影響の大きい高速コンテナ船を対象としており、実施期間は昭和47～49の3年間で、研究の内容は大略次のようである。

- (i) 1軸のコンテナ船型を選び、4隻の相似模型を用いて波形、波紋、後流の計測などを含む各種の試験により抵抗成分の分離を行なつて、その比較則を検討した。
- (ii) 選んだ船型に近い2隻のコンテナー船について、試運転成績と模型試験結果の一部資料の提供をうけ、(i)の検討結果を参考にして相関を調べた。
- (iii) 実船用スラストメータを試作し、上記2隻の実船試運転において実測を行なつた。またスラストメータ検定装置を作製した。

このうち、本昭和49年度に実施したものは、抵抗分離および解析小委員会関係で

- (a) 2m模型による波形および波紋の計測
- (b) 相似模型4隻の試験結果の総合とりまとめ
- (c) 実船試運転成績の相関調査

などである。また実船計測小委員会では

- (d) 大型検定装置の設計製作およびこれを使用して試作スラストメータの性能調査と検定を行なつた。

なお、実船試運転は2隻とも前年度に行なわれたのであるが、うち1隻の実施時期は年度末であつたため、その結果は本報告に記載してある。

§ 2. 委員会

2.1 委員構成

2.1.1 委員会

(敬称略、順不同)

部会長	笹島秀雄	川口昇	(三菱重工業)
委員	横尾幸一(造船技術センター)	石毛昭	(日立造船)
	安部光弘(三井造船)	大久保広海	(日本郵船)
	乾崇夫(東京大学)	岡部淳一	(九州大学)
	高木又男(日立造船)	柿木初喜	(盛岡計器製作所)
	岡本洋(川崎重工業)	上甲健一	(大阪造船所)
	芝田珠郎(北辰電機製作所)	須藤正信	(日本钢管)
	須藤彰一(明石船型研究所)	田古里哲夫	(東京大学)
	高橋通雄(神戸製鋼所)	仲渡道夫	(広島大学)
	田中一朗(大阪大学)	花園史郎	(函館ドック)
	永松秀一(住友重機械工業)	藤原芳夫	(名村造船所)
	藤田孝(三菱重工業)	森正彦	(石川島播磨重工業)
	丸尾孟(横浜国立大学)	渡辺恭二	(三菱重工業)
	山崎芳嗣(佐世保重工業)	矢崎敦生	(造船技術センター)
	岸本修(三井造船)		

2.1.2 小委員会

(1) 抵抗成分分離小委員会

主査	渡辺恭二(三菱重工業)		
委員	丸尾孟(横浜国立大学)	乾崇夫	(東京大学)
	須藤彰一(明石船型研究所)	田中拓	(船舶技術研究所)
	田古里哲夫(東京大学)	田中一朗	(大阪大学)
	仲渡道夫(広島大学)	横尾幸一	(造船技術センター)
	藤田孝(三菱重工業)	伊藤謙	(造船技術センター)

(2) 実船計測小委員会

主査	田中一朗(大阪大学)		
委員	高木又男(日立造船)	仲渡道夫	(広島大学)
	本田正信(石川島播磨重工業)	斎藤泰夫	(川崎重工業)
	鈴木敏夫(大阪大学)	武井幸雄	(船舶技術研究所)
	山口茂(新興通信工業)	藤田孝	(三菱重工業)
	川末代四末(三菱重工業)	田中稔	(石川島播磨重工業)
	高橋通雄(神戸製鋼所)	岸本修	(三井造船)
	伊藤謙(造船技術センター)		

(3) 解析小委員会

主査 渡辺恭二 (三菱重工業)	乾 崇夫 (東京大学)
委員 丸尾 孟 (横浜国立大学)	田中 拓 (船舶技術研究所)
須藤 彰一 (明石船型研究所)	田中 一朗 (大阪大学)
田古里 哲夫 (東京大学)	横尾 幸一 (造船技術センター)
仲渡道夫 (広島大学)	伊藤 譲 (造船技術センター)
藤田 孝 (三菱重工業)	
田中 稔 (石川島播磨重工業)	

2.1.3 討議参加者

(1) 委員会

田中 拓 (船舶技術研究所)	久住 昇三 (東京大学)
鈴木 敏夫 (大阪大学)	田草川 善助 (横浜国立大学)
田中 稔 (石川島播磨重工業)	家永 稔威雄 (佐世保重工業)
富永 博之 (佐世保重工業)	菅原 英夫 (新興通信工業)
田中 豊 (三菱重工業)	土屋 九一 (三井造船)
岩本 公明 (三井造船)	山野 惟夫 (川崎重工業)
越智 義雄 (石川島播磨重工業)	福田 和広 (三井造船)

(2) 抵抗成分分離小委員会

久住 昇三 (東京大学)	鈴木 敏夫 (大阪大学)
--------------	--------------

(3) 寒船計測小委員会

菅原 英夫 (新興通信工業)	土屋 九一 (三井造船)
岩本 公明 (三井造船)	

(4) 解析小委員会

久住 昇三 (東京大学)	鈴木 敏夫 (大阪大学)
--------------	--------------

2.2 委員会開催状況

2.2.1 委員会

第1回委員会 4月4日(火) 13:30~16:30

主な審議事項

- 第2回寒船計測結果
- 総合解析方針
- 模型試験計画

第2回委員会 4月8日(火) 13:30~16:30

主な審議事項

- 相似模型試験結果総合とりまとめ方針
- 波紋計測結果
- 総合解析方針
- ベシストメータ検定実験結果

第3回委員会 4月12日(火) 13:30~15:30

主な審議事項

- 解析作業状況
- 実船計測結果
- 報告書とりまとめ方針

第14回委員会（最終） 5.0.1.2.5（土） 10.3.0～15.0.0

主な審議事項：

- 報告書原稿

2.2.2 小委員会

(1) 抵抗成分分離小委員会

第6回小委員会 4.9.6.1.1（火） 10.0.0～16.3.0

主な審議事項

- 波紋計測結果
- 相似模型試験結果とりまとめ方針

第7回小委員会（最終） 4.9.8.2.6（月） 13.3.0～17.4.0

主な審議事項

- 波紋図
- 相似模型試験結果総合とりまとめ分担
- 実船速力試験計測結果の解析方針
- 総合解析とりまとめ方針
- 相似模型試験結果比較図

(2) 実船計測小委員会

第10回小委員会 4.9.3.1.5（金） 10.0.0～15.0.0

主な審議事項

- 実船計測結果
- スラストメータ検定実験計画

第11回小委員会 4.9.4.1.7（水） 11.0.0～16.1.0

主な審議事項

- 第2回実船計測結果
- 検定装置設計方針

第12回小委員会 4.9.6.1.0（月） 13.0.0～17.1.5

主な審議事項

- 計測結果のとりまとめ方針
- 検定用軸の温度分布計算結果
- スラストメータ検定計画

第13回小委員会 4.9.8.2.1（水） 13.0.0～16.3.0

主な審議事項

- スラストメータ検定実験結果
- 検定実験の追加項目

第14回小委員会 4.9.9.3.0（月） 13.0.0～17.0.0

主な審議事項

- スラストメータ検定実験解析結果
- スラストメータ検定追加実験方案

- 報告書執筆分担

第15回小委員会（最終） 4.9.12.18（水） 13:00～17:00

主な審議事項

- 報告書原稿
- 追加実験結果

(3) 解析小委員会

第1回小委員会 4.9.10.18（金） 10:00～12:30

主な審議事項

- 相似模型船試験結果とりまとめ分担
- とりまとめ原案
- 総合とりまとめ方針

第2回小委員会 4.9.12.3（火） 9:30～13:00

主な審議事項

- 総合解析とりまとめ方針

第3回小委員会（最終） 5.0.1.24（金） 10:00～13:45

主な審議事項

- 報告書原稿

2.3 配 布 資 料

2.3.1 委員会資料

第11回委員会

- (1) S. No. 2358 “らいおんず げいとぶりつじ”速力試験計測結果 (石 播)
- (2) らいおんず げいとぶりつじ公試運転推力計測 (阪大、広大)
- (3) スラスト計測（第2回） (新興通信)
- (4) 相似模型試験結果のとりまとめ例 (三菱長研)

第12回委員会

- (1) 相似模型試験結果比較図 (三菱長研)
- (2) 実船速力試験計測結果の解析(案) (〃)
- (3) 波紋計測 (東大)
- (4) 実船計測小委報告 (阪大)
- (5) スラストメータ検定実験結果速報 (〃)
- (6) 造研調査部会第2分科会報告 (造研)

第13回委員会

- (1) 実船計測小委報告 (阪大)
- (2) 中間軸温度分布計算結果 (三井)
- (3) 新経済船型開発のための肥大船船尾まわり流場に関する研究 50年度計画 (造研)

第14回委員会

- (1) 4.1 まえがき (阪大)
- (2) 4.2 第2回実船計測結果 (石 播)
- (3) 4.2.6 実船計測とその解析 (阪大)
- (4) 4.3 スラスト計検定装置の設計と製作 (広大、三井)
- (5) 4.4 スラストメーターの検定 (阪大)

(6) 4.5 スラストメーター検定結果による実船計測結果の再解析	(阪 大)
(7) 4.6 調査小委員会及び実船計測小委員会の3年間の研究結果総括	(阪 大)
(8) 4.3.1 (A) 研野式トーションメータによる軸の縮み量計測方法の検討	(三 莺)
(9) § 3 および § 5 目次案	(")
(10) 5.3 抵抗成分の分離(さしかえ)	(")
(11) 3.2.2 Form Factor に関する考察(さしかえ)	(船 研)
12 3.1 まえがき	(三 莺)
13 3.2 抵抗試験結果 ほか	(")
14 3.2.2 Form Factor に関する考察 ほか	(船 研)
15 伴流分布について	(阪 大)
16 3.6.3 過度分布について	(広大、阪大)
17 3.7 波形および波紋計測結果	(東 大)
18 3.7.4 波紋計測	(")
19 3.8 流線観測	(阪 大)
20 § 5 馬力推定法の総合解析	(三 莺)

2.3.2 小委員会資料

(1) 抵抗成分分離小委員会

第6回小委員会

(1) Model (SR138 LC-433) の Principal Particulars	(東 大)
(2) Trends in Propulsive Performances of NYK Liners and Container Ships Japan, 1950~	(")
(3) 船型計画への Ursell 理論応用の可能性	(")
(4) 模型試験結果の比較図	(三菱長研)

第7回小委員会

(1) 波紋計測	(東 大)
(2) 造研調査部会第2分科会報告	(船 研)
(3) 超巾広実験船計画に関する調査	(広 大)
(4) 肥大船尾まわりの流場に関する研究	(造技センター)
(5) Wake Pattern とプロペラキャビテーションとの関係に関する研究(仮称)	(船 研)
(6) 船の波浪中性能推定の精度向上とその実証に関する研究	(船 研)
(7) Container 10m Model 抵抗成分分離計測結果	(")
(8) 相似模型船試験総合とりまとめ(案)	(三 莺)
(9) 実船速力試験計測結果の解析(案)	(")
(10) 総合解析(馬力推定精度の向上)とりまとめ方針案	(")
(11) 相似模型船試験結果比較図	(")
(12) Container 船模型抵抗成分分離計測結果	(")

(2) 実船計測小委員会

第10回小委員会

(1) 実船計測予定表	(石 播)
(2) “らいおんず げいとぶりつじ”号確認試験推力計測記録メモ	(阪大、広大)
(3) 同上船の中間軸の G 値計測結果	(石 播)

(4) 中間軸フランジ設計、中間軸見積書 (三井、神鋼)

(5) スラスト計測結果 (新興通信)

第1 1回小委員会

(1) S. No. 2358 “らいおんずげいとぶりつじ”速力試験計測結果 (石 播)

(2) “らいおんずげいとぶりつじ”号第1～第3公試運転推力計測記録メモ (阪大、広大)

(3) スラスト計測結果(第2回) (新興通信)

(4) S. No. 2358 “らいおんずげいとぶりつじ”公試における軸馬力、回転数計測値 (造技センター)

(5) スラスト計検定装置計画書 (三 井)

第1 2回小委員会

(1) 報告書原稿案「第2回実船計測」 (石 播)

(2) スラスト計測結果(前回資料のさしかえおよび追加) (阪 大)

(3) スラスト計測結果(第2回) (新興通信)

(4) 軸の温度分布計算結果 (三 井)

(5) 検定計画 (阪 大)

(6) 委員名簿 (造 研)

第1 3回小委員会

(1) スラストメータ検定結果速報 (阪 大)

(2) ロードセル較正結果 (三 井)

(3) 軸温度分布計測値 (阪 大)

第1 4回小委員会

(1) スラストメータ検定実験結果 (阪 大)

(2) 中間軸温度分布計算結果 (三 井)

(3) 推力計検定追加実験についてのメモ (広大、三井)

(4) 報告書作成分担案 (阪 大)

第1 5回小委員会

(1) 報告書原稿案 (阪 大)

(2) “ ” (第2回実船計測) (石 播)

(3) スラスト計検定装置の設計と製作 (広大、三井)

(4) スラストメータ再検定結果 (阪 大)

(5) 研野式トーションメータによる軸の縮み量計測方法の検討 (三 菱)

(3) 解析小委員会

第1 回小委員会

(1) 相似模型船試験結果総合とりまとめ分担 (三 菱)

(2) 流線観測 (阪 大)

(3) Wake (V_x) 分布について (“ ”)

(4) V_Y , V_Z および渦度分布について (広 大)

(5) S. No. 2358 “らいおんずげいとぶりつじ”速力試験計測および解析結果 (石 播)

(6) Model - Ship Correlation of “ARASUKA MARU” (三 菱)

(7) 馬力推定法の精度向上に関する研究(すじがき案) (“ ”)

第2 回小委員会

(1) 抵抗成分分離に関する研究(目次、まえがき) (三 菱)

(2) 抵抗試験結果、プロペラ単独試験結果、自航試験結果、波形計測結果 (船 研)

- (3) V_Y , V_Z および渦度分布について (広大、阪大)
(4) 相似模型船試験結果総合とりまとめ分担の一部改訂(追加)案 (東大)
(5) 波形および波紋計測結果 ("")
(6) 波紋計測 ("")
(7) Model-Ship Correlation of "Lions Gate Bridge" (石 摩)
(8) 馬力推定法の精度向上に関する検討 (三 菱)
(9) 抵抗試験結果 ("")
(10) Geosim Model 抵抗成分分離計測結果 ("")

第3回小委員会

- (1) 3.1 まえがき (三 菱)
(2) 3.2 抵抗試験結果ほか ("")
(3) 3.2.2 Form Factor に関する考察 ほか (船 研)
(4) 伴流分布について (阪 大)
(5) 3.6.3 渦度分布について (広大、阪大)
(6) 3.7 波形および波紋計測結果 (東 大)
(7) 3.7.4 波紋計測 ("")
(8) 3.8 流線観測 (阪 大)
(9) § 5 馬力推定法の総合解析 (三 菱)

§ 3. 抵抗成分分離に関する研究

3.1 まえがき

船体抵抗その他の性能の尺度影響を正しく把握することは、模型船の水槽試験結果から、対応実船の推進性能を推定する、いわゆる模型実船間の相関 (Model Ship Correlation) の基礎として重要な問題である。本部会においては、高速コンテナ船の馬力推定法の精度向上に関する研究の一環として、尺度影響に関する資料を得るために、高速コンテナ船型を対象として、昭和47年度より3ヶ年計画で、Table 3.1.1に示す通り4隻の相似模型船につき、各種の水槽試験を実施した。

供試船の主要目としては、最近の1,000個積み程度の1軸コンテナ船の平均的要目を選んだ。船体形状については、さきに日本造船研究協会第108研究部会において、平均的1軸コンテナ船船型として計画された船型をもとにし、船尾まわりの形状については、最近の1軸コンテナ船の一般的傾向を取り入れて変形した。

供試模型船の船体線図、船尾形状図、横断面積曲線図およびプロペラ形状図は、昭和47年度報告書(日本造船研究協会研究資料No 183)にて報告済であるので、本報告書には省略し、対応実船要目のみを下記に示す。

$$\begin{aligned} L_{pp} &= 19.5.0 \text{ m} & B &= 3.0 \text{ m} & d &= 1.0.5 \text{ m} \\ \frac{L}{B} &= 6.5.0 & \frac{B}{d} &= 2.8.6 \\ C_D &= 0.5.7 & C_m &= 0.9.7 & C_p &= 0.5.9 & C_w &= 0.7.2 \end{aligned}$$

浮力中心 船体中央より 1.4% L_{pp} 後方

試験開始に先だって、流線観測および波紋計測を除く諸試験に対する水槽試験実施要領を作成し、この要領にしたがつて各模型船の水槽試験を実施した。(本実施要領は昭和47年度報告書に報告済みである。)

本年度研究としては、2m模型船に対する、東京大学水槽における波形計測・波紋計測の試験および相似模型試験結果の総合とりまとめを行なった。

Table 3.1.1 相似模型船による水槽試験実施項目

試験種類	模型船長さ			
	2 m	4 m	7 m	10 m
抵抗試験	○	—	○	○
自航試験	—	—	○	○
プロペラ単独試験	—	—	○	○
後流計測	○	—	○	○
プロペラ位置伴流計測	○	—	○	○
波形計測	○	○	○	○
流線観測	○	—	○	—
波紋計測	—	○	—	—
実施年度	昭48	昭49	昭47	昭47
試験実施場所	横浜国立大学	東京大学	大阪大学	三菱重工業 長崎研究所
				船舶技術 研究所

3.2 抵抗試験結果

3.2.1 各解析法による解析結果に関する考察

今回試験を行なつた各水槽における供試模型船の Blockage の値は Table 3.2.3 に示すようにほど同じであるが、計測結果の比較考察に際しては文献^{*}に示された次式により Blockage の修正を行なつた。

$$\frac{\Delta U}{U} = 0.67 m \left(\frac{L}{b} \right)^{\frac{3}{4}} \left(\frac{1}{1 - F_H^2} \right)$$

ただし $m = A_m / A_T$

A_m = 模型横断面積

A_T = 水槽断面積

L = 模型船長さ

b = 水槽幅

$F_H = \sqrt{\frac{V}{g h_T}}$

h_T = 水槽深さ

上記の Blockage の修正を行なつたあと、I.T.T.C. 1957 Friction Line に対する剩余抵抗係数 C_r の値を求め、これを比較したものを Fig. 3.2.1 に示す。

10 m 模型船と 7 m 模型船の C_r の値は Full Load, Trial Cond. 共ほとんど一致しており、 C_r に対しては Scale Effect がないといつてもよいように見受けられる。しかし 4 m 模型船と 2 m 模型船の C_r の値は上記大型模型船の C_r の値より大きい。Full Loadにおいては低速域を除けば 4 m 模型船と 2 m 模型船の C_r の値は大体同じであり、大型模型船の C_r の値とは異なつた所で両者の間に Scale Effect が見受けられないような傾向である。すなわち大型模型船と小型模型船の 2 グループに分れてしまつてゐる。一方 Trial Cond.においては 4 m 模型船の C_r の値に比べて 2 m 模型船の C_r の値の方が全般に大きく Full Load と異なり Scale Effect が見られる。

Fig. 3.2.1 に示す C_r の値の中には、まだ粘性抵抗成分がいくらか含まれていると考えられるが、試験水温の相異により、この粘性抵抗成分が影響を受けることを考慮に入れると、10 m 模型船の C_r の値を基準にして、Full Load では 7 m 模型船および 4 m 模型船の C_r の値がわずかに小さくなり、2 m 模型船の C_r の値がかなり大きくなる方向にある。また Trial Cond.においては 7 m 模型船および 4 m 模型船の C_r の値がわずかに小さくなり、2 m 模型船の C_r の値は 4 m 模型船の C_r に近づく方向にある。これらの傾向は各模型船の C_r の値の大小関係が、Full Load と Trial Cond. で一致する方向にあることを示している。

今回の試験結果のうち、大型模型船の計測結果を重視するならば、 C_r の値には Scale Effect がほとんど見られないと判断してもよいが、試験結果全体からみると、模型尺度が大きくなるに従つて C_r の値が小さくなる傾向があることを否定できない。

つぎにいわゆる Hughes の方法に従つて求めた各模型船の Form Factor と C_w の値を比較したものを見ると Fig. 3.2.2 に示す。こゝに示す Form Factor は各水槽が低速の計測点から、それぞれ求めた値と、Blockage の修正により、それらの値がわずかに小さくなつたものと 2 種の値である。

Full Load においては各模型船とも $F_n < 0.1$ の領域で造波抵抗がほど認められないような傾向を示しており Form Factor の値を求めるることは差程困難とは認められなかつたが、Trial Cond.においては $F_n \approx 0.15$ 付近に存在する抵抗係数の hump が大きく、 F_n が 0.1 よりかなり小さい速度でもなお造波抵抗の存在を示すような抵抗係数の傾向が見られ、10 m 模型船を除き、各模型船は最低速度の計測点において

* : 田村欣也, Study on Blockage Correction, 造船学会論文集第 131 号 (1972.6)

Form Factor を求めている。たゞし 2 m 模型船は低速域における潮流影響により信頼できる Form Factor が定められなかつたため、7 m 模型船の値をそのまま用いて、 C_w の解析を行なつてゐる。

Full Load における Form Factor の値は 4 m、7 m、10 m 模型船とも近い値となつており、 C_w の値も先述の C_r の値に比べ、ばらつきは少なく、Hughes の方法による解析の妥当性を示してゐる。しかし Trial Cond.においては Form Factor、 C_w の値ともかなりばらついており、共通の Form Factor を設定したとしても C_w のばらつきは C_r のばらつきより大幅に改善されることはない状態である。

以上のように Hughes の方法による解析は Full Load においては低速における計測を慎重に行なえば高速船においても、肥大船同様にまずまず妥当な Form Factor および C_w の値を求めることができると考えられるが、Trial Cond.においては、大型模型船による慎重な計測を行なわねばならず、低速の計測点から単純に Form Factor を決めるとは妥当ではないと考えられる。

尺度の異なる相似模型船の抵抗試験結果から Form Factor を求める場合 C_w が相似模型船間で一定という仮定にたてば、2 模型船 a、b について

$$1 + K = \frac{C_{ta} - C_{tb}}{C_{fa} - C_{fb}}, \quad C_{wa} - C_{wb} = \frac{C_{fa} \cdot C_{tb} - C_{fb} \cdot C_{ta}}{C_{fa} - C_{fb}}$$

により Form Factor および C_w を得ることができる。

今回のように多数の相似模型船の試験結果がある場合は、各模型船の $(C_t - C_f)$ の値を C_f ベースにプロットし、それらを直線で結べば直線の傾斜が平均的な Form Factor の値を示し、直線が $C_f = 0$ の軸と交わる時の $C_t - C_f$ の値が平均的な C_w の値を示すことになる。

今回の 4 隻の模型船について C_f として Hughes の Friction Line を用いて解析した上記のプロットを Fig. 3.2.3、Fig. 3.2.4 に示す。

Full Load については 2 m 模型船の低速部を除けば、ばらつきはあるものゝどうにか平均的な直線を引くことができ、各 Froude 数における Form Factor および C_w の平均値を求めることができる。Trial Cond. についてはかなりばらつきが大きくまとまりがつかないが、一応平均線を引いて Form Factor を用いて C_w の値を再解析した結果を Fig. 3.2.5、Fig. 3.2.6 に示す。

Full Load、Trial Cond. 共 Form Factor の値が速度により変化し、特に Trial Cond. において、変化が大きい。また C_w の値は必ずしもまとまりがよくなつてはいないし、Full Load の低速で C_w が負になるなど不合理な点も見受けられる。

Table 3.2.1 Test Results of Geosim Models (Full Load)

Resistance Test

Model size	F_n	$C_t \times 10^3$ (W.T. °C)	$C_{fH} \times 10^3$	$C_e - C_{fH}$ $\times 10^3$	C_{WH} $\times 10^3$	C_{wp} $\times 10^3$	K_1 (Hughes)	K_2	K_3	K_4	F_n	$C_{vw} \times 10^3$ (W.T. °C)	$C_{v'w} \times 10^3$ (W.T. °C)	$C_t' \times 10^3$	C_e'/C_e	
10"	0.236 3.45	(15.1) 0.805	2.35	1.10	0.488	0.265	0.260	0.364	0.267		(16.1)	(15.1)				
	0.249 3.49	0.859	2.32	1.17	0.545	0.271		0.388	0.409	0.261	0.251	3.29	3.27	3.54	1.015	
	0.266 3.56	0.965	2.30	1.26	0.653	0.341		0.400	0.383	0.257	0.268	3.20	3.18	3.52	0.989	
	0.288 3.81	1.26	2.27	1.50	0.965	0.657		0.389	0.370	0.251	0.290	3.12	3.11	3.77	0.989	
	0.317 4.12	1.51	2.25	1.80	1.270	0.854			0.269							
7"	0.237 3.70	(16.2) 0.795	2.57	1.13	0.669	0.260	0.262	0.346	0.267		(16.2)	(16.2)				
	0.251 3.73	0.852	2.55	1.16	0.510	0.251		0.364	0.396	0.261	0.251	3.56	3.56	3.81	1.021	
	0.268 3.82	0.979	2.52	1.30	0.636	0.326		0.387	0.421	0.258	0.268	3.58	3.58	3.91	1.023	
	0.290 4.05	1.26	2.49	1.56	0.934	0.513		0.420	0.442	0.251	0.290	3.59	3.59	4.10	1.012	
	0.317 4.28	1.54	2.45	1.83	1.213	0.643		0.484	0.269							
4"	0.236 4.30	(13.4) 0.905	3.01	1.29	0.474	0.205	0.269	0.360	0.267							
	0.251 4.32	0.973	2.98	1.34	0.544	0.248		0.367	0.261		(12.3)	(13.4)				
	0.268 4.39	1.09	2.93	1.46	0.673	0.348		0.380	0.317	0.258	0.268	3.89	3.86	4.21	0.959	
	0.290 4.60	1.35	2.90	1.70	0.955	0.482		0.420	0.251							
	0.317 4.85	1.67	2.84	2.01	1.250	0.726		0.452	0.269							
2"	0.238 4.86	(23.4) 0.920	3.49	1.37	0.680	0.157 0.106*	0.265	0.348 0.339*	0.267		(18.6)	(23.4)				
	0.249 4.91	1.01	3.47	1.44	0.510	0.229 0.196*		0.349 0.354*	0.409	0.261	0.250	5.22	4.89	5.12 5.08*	1.063 1.035*	
	0.270 4.97	1.14	3.42	1.55	0.658	0.235 0.264*		0.383 0.376*	0.272	0.258	0.267	4.64	4.35	4.58 4.61*	0.922 0.928*	
	0.293 5.16	1.40	3.35	1.81	0.916	0.535 0.460*		0.381 0.403*	0.612	0.251	0.289	5.05	4.73	5.26 5.10*	1.019 1.006*	
	0.319 5.45	1.71	3.30	2.15	1.250	0.853 0.783*		0.393 0.414*	0.289							

Self-propulsion Test

Model size	F_n	$C_{wp} \times 10^3$	C_{wp}/C_{wp}	t	We (W_n)	η_r
10"	0.236 0.266	1.089	0.153	0.245	1.004	
	0.250 0.356	1.317	0.169	0.201	1.005	
	0.267 0.412	1.209	0.176	0.232 (0.268)	1.004	
	0.289 0.771	1.174	0.181	0.230	1.002	
	0.318 1.107	1.297	0.181	0.219	0.994	
7"	0.251 0.279	1.112	0.167	0.255	1.020	
	0.268 0.359	1.101	0.170	0.250 (0.260)	1.020	
	0.290 0.570	1.111	0.170	0.245	1.020	
4"	0.236 0.213	1.039	0.214	0.300	1.005	
	0.251 0.279	1.125	0.213	0.298	1.005	
	0.267 0.350	1.004	0.211	0.291 (0.305)	1.006	
	0.290 0.509	1.056	0.215	0.280	1.012	
	0.318 0.799	1.100	0.214	0.267	1.030	

Symbols

C_t = Total Resistance Coefficient Given by Resistance Test.

C_{fH} = Residual Resistance Coefficient Based on ITTC 1957 Friction Line

C_{WH} = Frictional Resistance Coefficient Based on Hughes' Friction Line

C_{WH} = Wave Making Resistance Coefficient Given by Hughes' Method

C_{wp} = D_0 Given by Wave Analysis at Resistance Test

K_1 = Form Factor Given by Hughes' Method (included Blockage Correction)

K_2 = $(C_t - C_{wp} - C_{fH})/C_{fH}$

K_3 = $(C_{vw} - C_{fH})/C_{fH}$

K_4 = Form Factor Given by Geosims Test Results

C_{vw} = Viscous Resistance Coefficient Given by Wake Survey.

$C_{v'w}$ = D_0 Corrected by Water Temp.

C'_t = $C_{v'w} + C_{wp}$

C_{wp}' = C_{wp} at Self-propulsion Test

t = Thrust Deduction

We = Effective Wake

W_n = Nominal Wake

η_r = Relative Rotative Efficiency

Table 3.2.2 Test Results of Geosim Models (Trial Cond_o)

Resistance Test

Model Size	F _n	C _e × 10 ³ (W.T. °C)	C _r × 10 ³	C _H × 10 ³	C _e · C _H × 10 ³	C _{WH} × 10 ³	C _{WP} × 10 ³	K ₁ (Hughes)	K ₂	K ₃	K ₄	F _n	C _W × 10 ³ (W.T. °C)	C _W × 10 ³ (W.T. °C)	C _{e'} × 10 ³	C _{e'} /C _e	
10m	0.151 (15.3) 3.98	1.14	2.53	1.45	0.530	0.262	0.366	0.470	0.281								
	0.258 3.68	1.03	2.31	1.33	0.484	0.353		0.423	0.244			(13.6)	(15.3)				
	0.277 3.62	1.05	2.29	1.33	0.492	0.355		0.426	0.294	0.295	0.277	3.28	3.26	3.62	0.999		
	0.301 3.60	1.10	2.26	1.38	0.565	0.405		0.431	0.427	0.307	0.302	3.29	3.27	3.68	1.010		
	0.316 3.76	1.24	2.23	1.53	0.760	0.649		0.435	0.471	0.307	0.316	3.30	3.28	3.73	0.989		
	0.333 4.07	1.54	2.22	1.85	1.030	0.723		0.508	0.296								
7m	0.258 (13.8) 3.86	0.992	2.54	1.32	0.551	0.347	0.296	0.383	0.441	0.289	0.258	(14.2)	(13.8)	3.66	0.01	1.038	
	0.277 3.87	1.04	2.51	1.36	0.610	0.342		0.406	0.422	0.295	0.277	3.56	3.57	3.91	1.010		
	0.302 3.92	1.12	2.47	1.45	0.700	0.373		0.436	0.470	0.307	0.302	3.62	3.63	4.00	1.020		
	0.316 4.02	1.24	2.45	1.57	0.833	0.517		0.430	0.665	0.307	0.316	3.58	3.59	4.01	0.998		
	0.334 4.31	1.56	2.44	1.87	1.200	0.772		0.450	0.296								
4m	0.258 (13.6) 4.46	1.14	2.95	1.51	0.485	0.304	0.339	0.409	0.289								
	0.277 4.46	1.17	2.91	1.55	0.333	0.287		0.434	0.295								
	0.302 4.51	1.28	2.88	1.63	0.660	0.344		0.447	0.257	0.307	0.302	3.64	3.62	3.96	0.878		
	0.316 4.63	1.41	2.85	1.78	0.832	0.421		0.477	0.307								
	0.333 4.89	1.65	2.82	2.07	1.150	0.709		0.483	0.296								
2m	0.260 (10.0) 5.33	1.20	3.68	1.65	0.550	0.287 0.258*	0.297	0.381 0.378*	0.294								
	0.277 5.34	1.26	3.64	1.70	0.617	0.286 0.248*		0.399 0.399*	0.396	0.295	0.277	5.08	5.08	5.33	0.998	5.33*	0.998*
	0.302 5.36	1.33	3.57	1.79	0.718	0.286 0.278*		0.421 0.424*	0.415	0.307	0.302	5.05	5.05	5.34	0.996	5.33*	0.994*
	0.318 5.40	1.66	3.53	1.91	0.843	0.259 0.297*		0.468 0.457*	0.431	0.307	0.316	5.05	5.05	5.31	0.976	5.35*	0.983*
	0.336 5.75	1.79	3.50	2.25	1.223	0.780 0.669*		0.420 0.509*	0.295								

Self-propulsion Test

Model Size	F _n	C _{WP'} × 10 ³	C _{WP'} / C _{WP}	t	W _e (Wn)	η _r
10m	0.278	0.481	1.356	0.185	0.264	1.010
	0.303	0.598	1.676	0.176	0.261 (0.282)	1.007
	0.318	0.657	1.963	0.171	0.260	1.002
	0.336	0.936	1.295	0.165	0.260	0.990
7m	0.277	0.461	1.347	0.181	0.269	1.022
	0.302	0.528	1.615	0.175	0.267 (0.291)	1.020
	0.316	0.625	1.208	0.170	0.266	1.021
4m	0.258	0.417	1.370	0.205	0.310	1.010
	0.277	0.446	1.553	0.210	0.303	1.013
	0.303	0.454	1.320	0.206	0.295 (0.359)	1.017
	0.316	0.623	1.681	0.205	0.298	1.020

Table 3.2.3 Value of Blockage

Model Size	m = A _m /A _T	
	Full	Trial
10m	5.59 × 10 ⁻³	3.77 × 10 ⁻³
7m	4.85	3.27
4m	4.98	3.36
2m	3.25	2.19

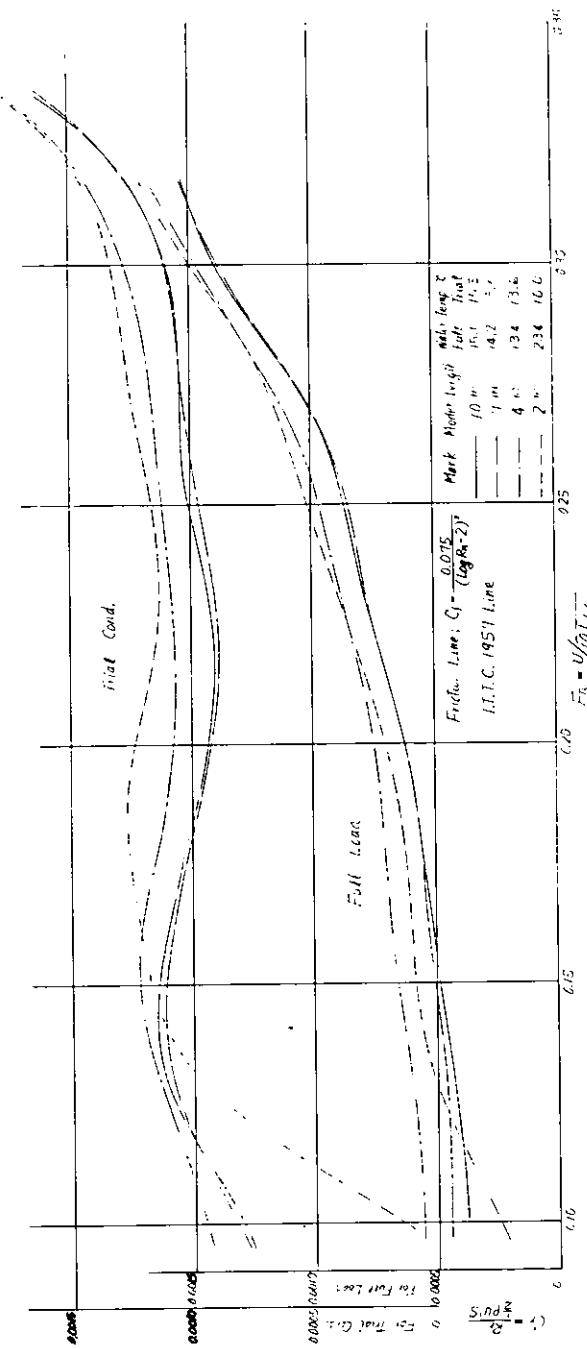
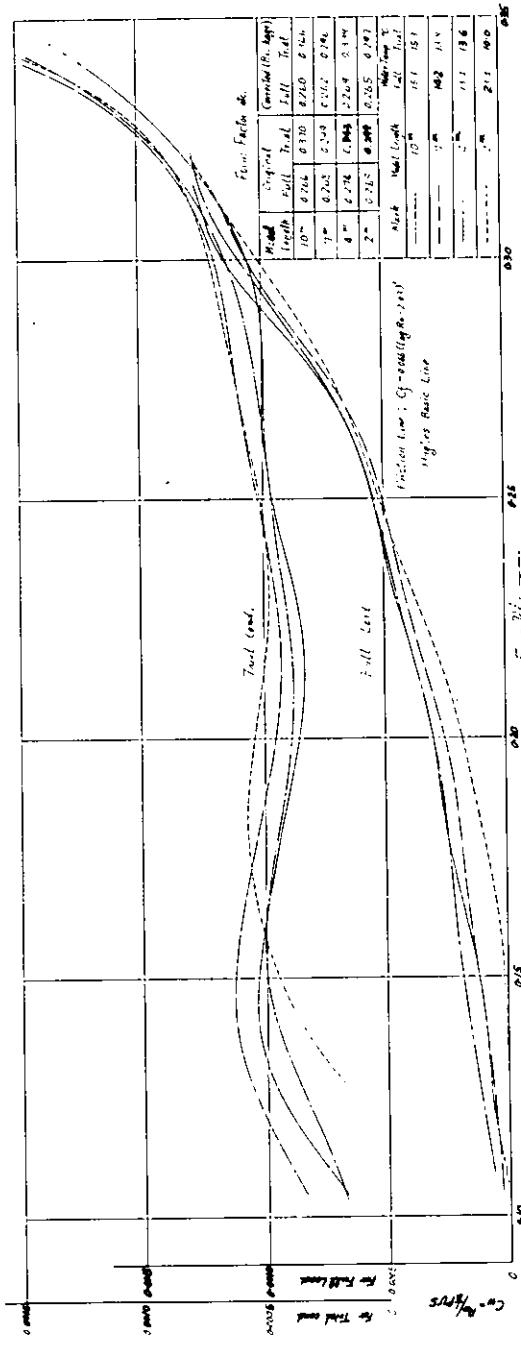


Fig. 3.2.1 Comparison of Residual Resistance Coefficient



- 14 -

Fig. 3.2.2 Comparison of Wave-Making Resistance Coefficient

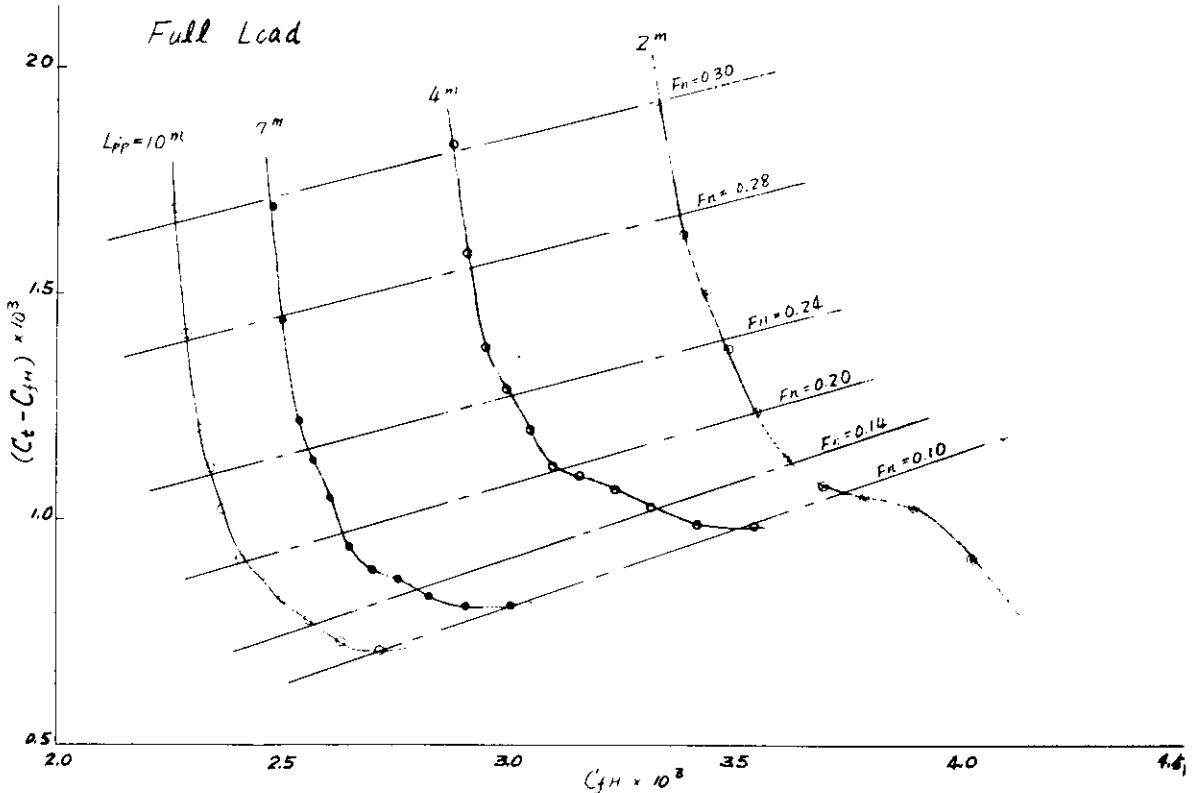


Fig. 3.2.3 Plots of $C_t - C_{fH}$ Based on C_{fH}

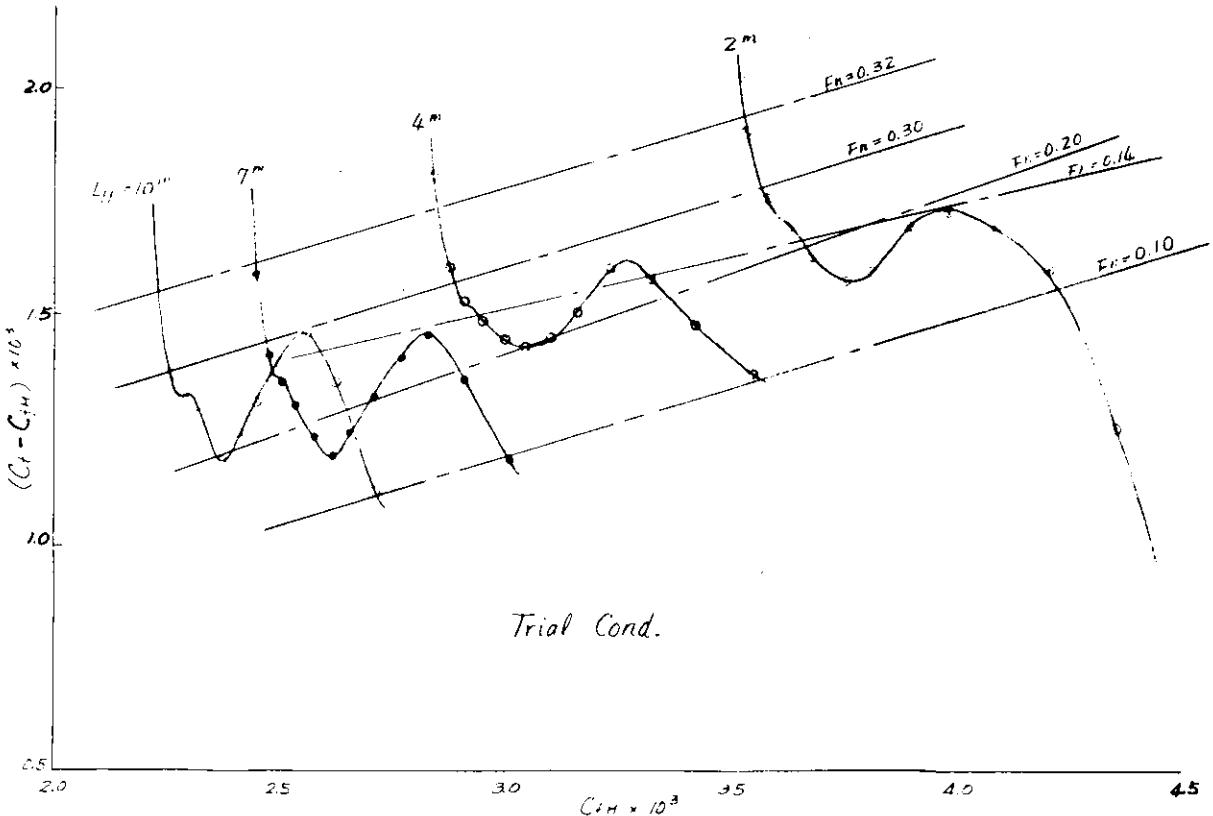


Fig. 3.2.4 Plots of $C_t - C_{fH}$ Based on C_{fH}

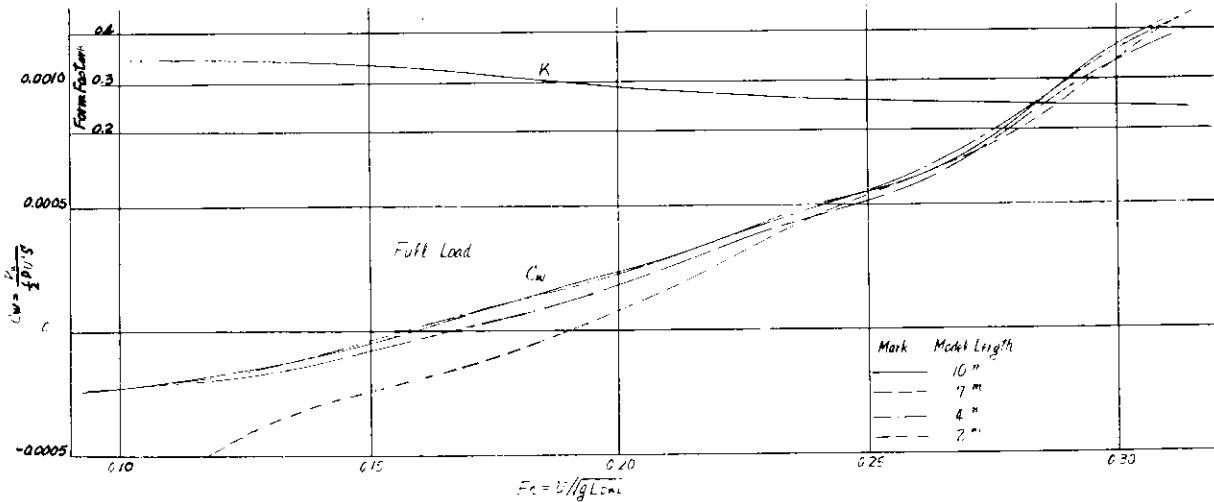


Fig. 3.2.5 Form Factor and C_w -Curves

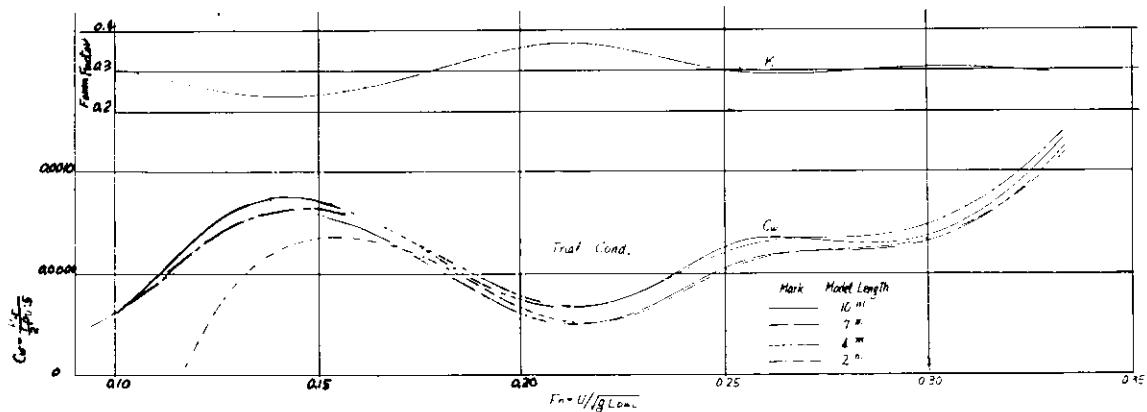


Fig. 3.2.6 Form Factor and C_w -Curves

3.2.2 Form Factorに関する考察

Form Factorは抵抗成分を表現する一つの方法として慣用されているが、本研究部会ではGeosim Testで得たForm FactorのFroude数による変化を考察すると共に、他の試験法で得た粘性抵抗に相当する成分をForm Factorの形で表現して比較した。すなわち、

$$1+K_1, \text{ (低速抵抗試験による Form Factor)}$$

$$1+K_2 = (C_T - C_{wp}) / C_{fH}$$

$$1+K_3 = C_{vw} / C_{fH}$$

$$1+K_4 = \frac{C_{Ta} - C_{Tb}}{C_{fHa} - C_{fHb}}, \text{ (添字a、bは模型の区別を示す)}$$

とし、その結果をTable 3.2.1およびTable 3.2.2に抵抗成分と共に示し、図表をFig. 3.2.5および3.2.6に示した。

この中で低速抵抗試験によるForm Factor(K_1)は、模型相互のRn数の違いだけを考慮し、Fn数の効果を無視しているので仮定が簡単すぎる嫌いはあるが、計測および使用法が容易なので、工学的な観点で広く用いられている。

これに対してGeosim TestによるForm Factor(K_4)はFn数の影響を考慮できる点で勝れているが、相似模型相互でCw(Fn)一定の仮定に立っている点では K_1 と同じである。したがつて K_4 の考察にはCw一定という仮定そのものにつき再検討する必要がある。もしCwが C_{fH} によつて変化しておれば、この造波抵抗の尺度影響は粘性抵抗の尺度影響の中に含まれ、 K_4 のFnに対する変化として表わされることとなる。一般にFig. 3.2.5およびFig. 3.2.6に示すように、各相似模型のCwには若干の差異があるが、これは C_T と C_{fH} の関係が充分直線的でないことを示しており、これに従来の方法を準用して求めたForm Factor(K_4)はFig. 3.2.3およびFig. 3.2.4に示すようにFn数別に各模型のCwを平均化して算出したForm Factorが示されていると考えればよい。

しかしCwが相似模型相互で異なる理由は粘性抵抗とは関係が明かでないものが多く、Form Factorとの関連で検討することは難しいようと思われる。例えば一般にCw曲線は小型模型ほどいわゆるhump hollowが平滑化される傾向にある。この結果Geosim TestによるForm Factor(K_4)はhumpで小さくhollowで大きく算出されやすく、Fig. 3.2.5およびFig. 3.2.6も同様な傾向を示している。

類似の資料として、本委員会とは別に船研400m水模で実施されたS・201型INUIID模型によるGeosim Testの結果をFig. 3.2.9に紹介する※。Fig. 3.2.9の上段はL=3.5mおよび7mの相似模型船から得られたForm Factor(K_4)を示したもので、下段は前述の $1+K_4$ 算出のもとになる式の分母($C_{fHa} - C_{fHb}$)および分子($C_{Ta} - C_{Tb}$)を示している(添字aは3.5m、bは7m模型データを示す)。この船型の場合には $C_{wa} < C_{wb}$ なので $C_{Ta} - C_{Tb} < C_{fHa} - C_{fHb}$ となり、 $K_4 < 0$ となつている。またFig. 3.2.9よりForm Factor(K_4)の変化は $C_{Ta} - C_{Tb}$ の変化に帰することができるが、この原因も相似模型間のCwの差にあることは明らかである。このような傾向は一般的なものであるが、これからもわかるように相似模型によるForm Factor(K_4)の変動から、摩擦抵抗における形状影響の性質を見ることはできないようと思われる。

またはじめに述べたように、抵抗成分の分離計測結果もForm Factorと同様な形に表現でき、これらもFig. 3.2.5およびFig. 3.2.6に示されている。しかし計測点が高速にかたよつているため全速度域における

※ 田中拓、足達宏之、尾股貞夫：INUIID相似模型による波形解析の研究、造船学会論文集

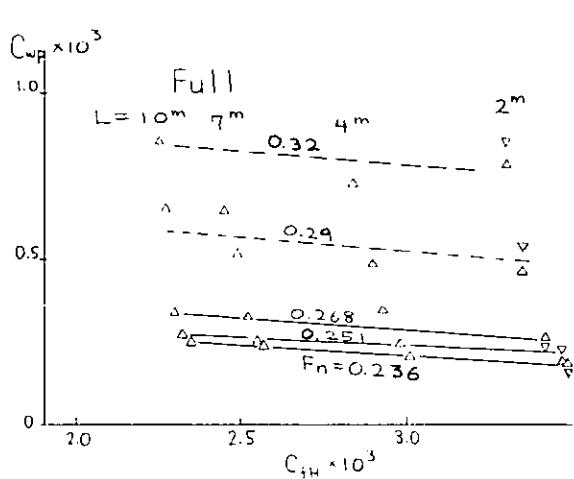


Fig. 3.2.7 波形造波抵抗
(Full)
(2m modelは、△ 東大、○ 横浜国大を示す)

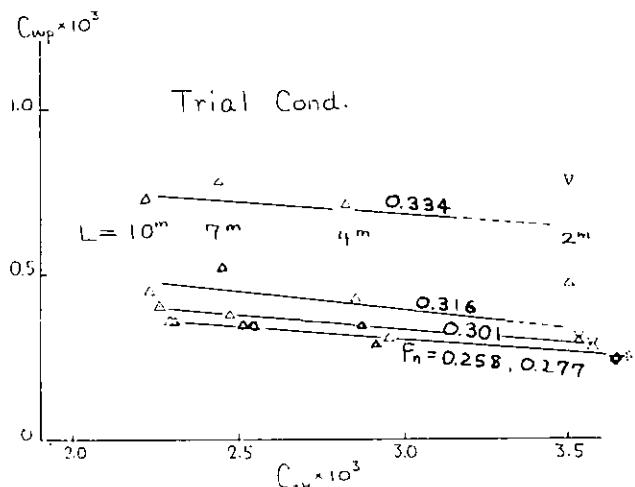


Fig. 3.2.8 波形造波抵抗
(Trial Cond.)

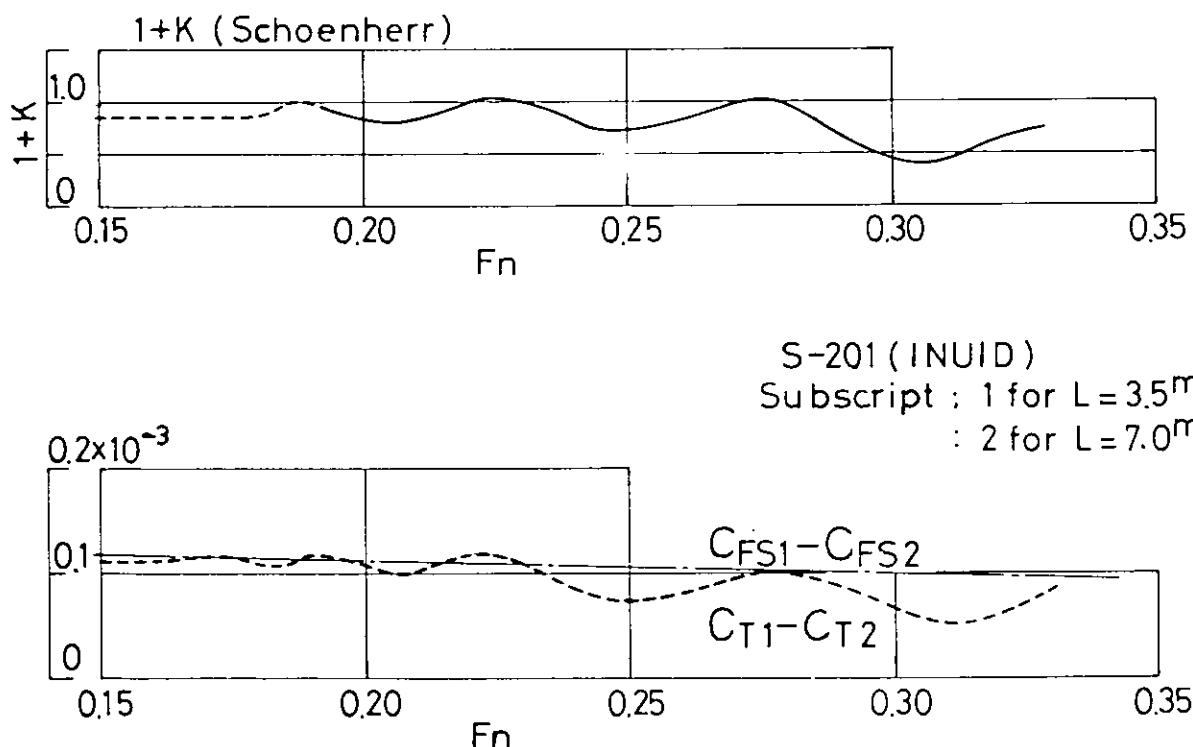


Fig. 3.2.9 INUID相似模型によるForm Factor
の算出

る変化を知ることができないが、一般に $C_{wp} < C_w$ となる傾向を反映して K_2 、 K_3 は K_1 、 K_4 より大きくなっている。しかし、Fig. 3.2.7 および Fig. 3.2.8 に見られるように、 C_{wp} は明かに小型模型ほど小さく計測される傾向にある（高速で計測点が通らないのは Fig. 3.2.3、3.2.4 に表現法を合せたため、カーブの立ち上がりが急で C_{wp} 、 F_n の不揃が拡大されている）。

これらを総合して考えると、今回の Geosim Test から得られた K_4 の hump hollow は造波抵抗の尺度影響の現われだと考えるのが妥当のようである。また将来は造波抵抗の尺度影響を考慮することによつて Form Factor をより合理的に算出する可能性が考えられる。

3.2.3 2次元・3次元外挿法の比較

以上、今回実施した高速コンテナー船型の相似模型船の抵抗試験結果について、種々の解析、考察を試みたが相似船型の抵抗の外挿法について 2次元外挿法と 3次元外挿法の間に絶対的な優劣の差があると断定するには至らなかつた。

すなわち、10 m 模型船と 7 m 模型船の試験結果のみに重点をおいて考えるならば、従来から用いられて来た 2次元外挿法でも充分精度よく抵抗の外挿推定ができ、必ずしも 3次元外挿法の方が優れているとは断定できない。しかし、全模型船の試験結果を通して見るならば、2次元外挿法よりも 3次元外挿法を用いた方がやまとまりが良く、Form Factor の速度による変化を考えるとさらにわずかに改善されるように見受けられる。しかし今回のようなバルブ付船型の Trial Cond における Form Factor の決定はかなり難しい作業である。結局、3次元外挿法の妥当性がさらに高められるかどうかは正しい Form Factor の値を、一般性を持つた容易な方法により求めることができるかどうかにかゝつており、これは今後の研究の進展に待たざるを得ない。

3.3 プロペラ単独試験結果

3.3.1 プロペラ特性の尺度影響に関する考察

2 m 模型船については自航試験を行なつてないので、4 m、7 m および 10 m 模型船用の 3 個のプロペラが試験された。プロペラ回転数は、各水槽の標準試験法によるものと、実船の定格主機回転数に対応するものが実施されたが、これらをまとめて Fig. 3.3.1 に結果を示す。

R_n 数の減少と共に推力係数 (K_T) が増加し、トルク係数 (K_Q) が減少して、このためにプロペラ効率が増加する傾向は、S R I 0 7 (巨大船の速度計測および馬力推定法の精度向上に関する研究) および従来のプロペラ特性に対する尺度影響の研究成果と同様であつた。

また 10 m および 7 m 模型船用プロペラで実施された標準 R_n 数対応の回転数と定格回転数のものとの比較も実質的な差は見られなかつた。

Fig. 3.3.1 には、船研で実施された揚力面理論⁽¹⁾による計算値が記入してある。粘性影響による修正係数は、揚力係数勾配の修正係数が $\kappa = 0.82$ 、断面抵抗係数は $CD = 0.0108 (\text{root}) \sim 0.0086 (\text{tip})$ が用いられた。

κ の値は、M A U プロペラの翼断面形状に対する 2 次元特性を過去の翼型試験データから推測したもので、乱流剥離している翼型特性に対応している。

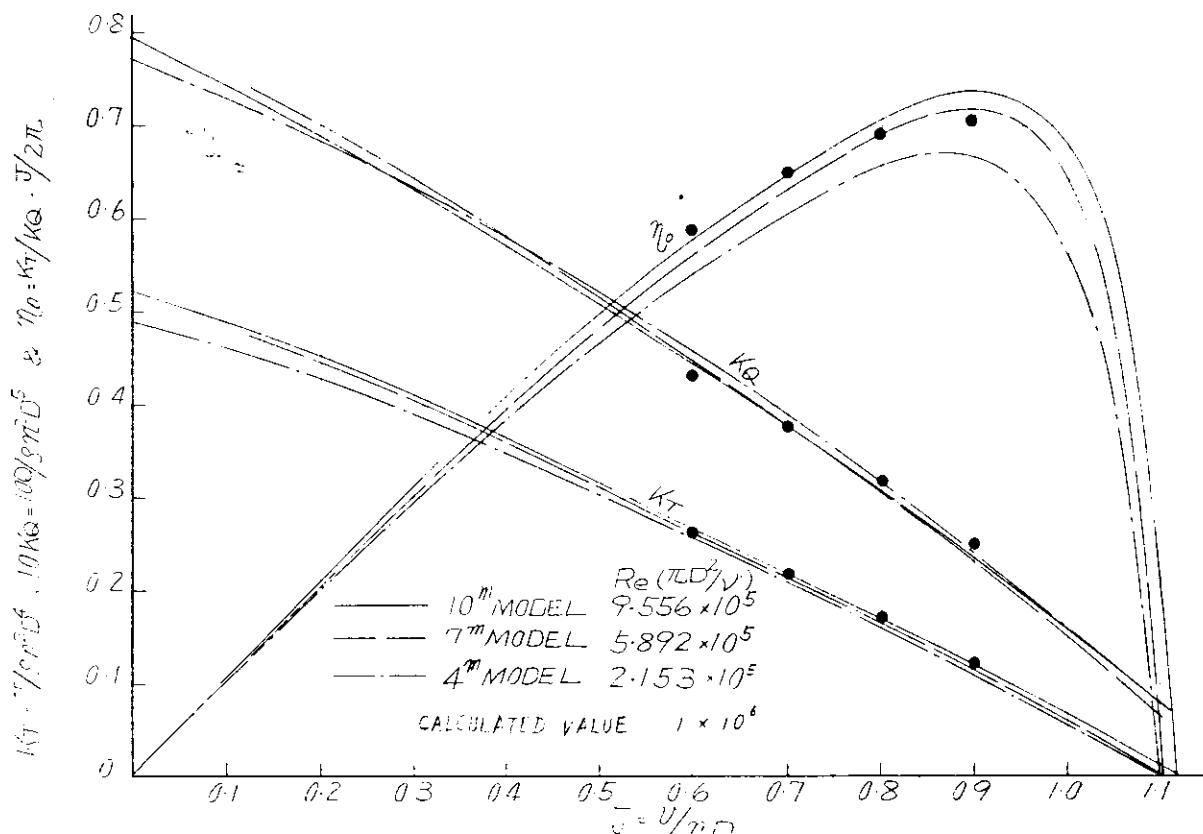


Fig. 3.3.1 Comparison Of Propeller Open Characteristic Curves

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、造船学会論文集第 132 号

3.4 自航試験結果

3.4.1 自航要素の尺度影響に関する考察

自航試験結果は、7 mおよび4 m模型に関しては47年度、10 m模型は48年度に報告されている。

これらの資料から満載状態は $F_n = 0.267$ 、試運転状態は $F_n = 0.302$ における、各相似模型の自航要素を比較して Fig. 3.4.1 および Fig. 3.4.2 に示す。

これらの結果の概要は、SR107の相似模型等に見られるものと傾向としては同じで、推力減少率(τ)には scale effect が少く、伴流係数(W_m , W_n)は R_n 数とともに増加し、プロペラ効率比も幾分変化している。

この中で、推力減少率の 10 m と 7 m 模型の違いは $F_n = 0.267$ の点におけるもので、カーブ全体としてはほとんど一致している。これに対して有効伴流係数、プロペラ効率比の図は、 F_n 数全域ではほぼ平行にずれている。公称伴流(W_n)は、有効伴流とはほぼ平行して変化しているが、試運転状態で 4 m 模型の W_n がややはずれているのは、Wake pattern が他の模型のものと幾分異っているためでこれが本質的なものか計測誤差か不明である。

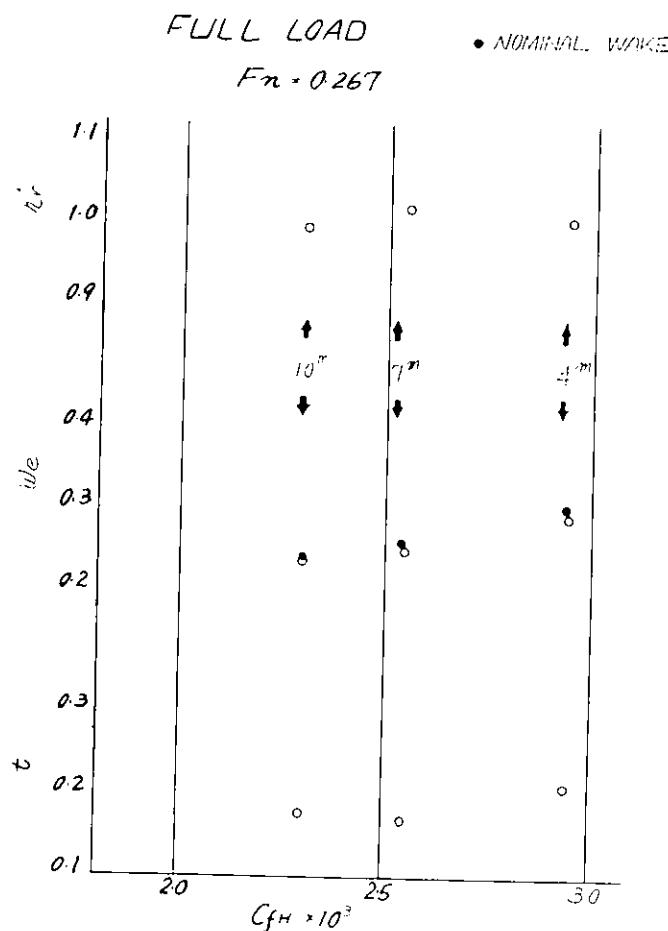


Fig. 3.4.1 Plots of Self-propulsion Factors

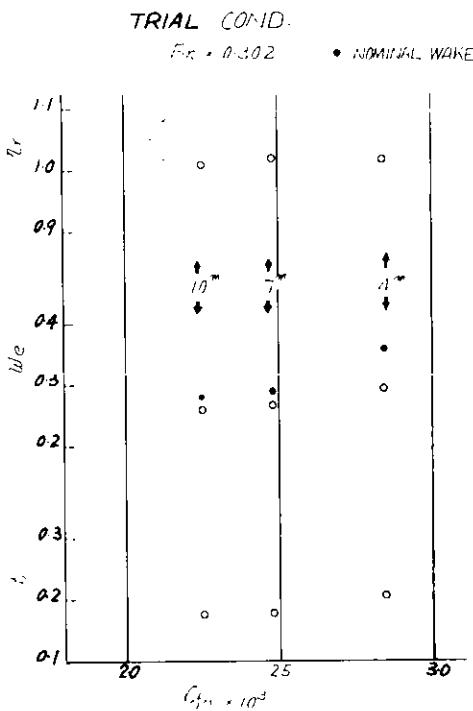


Fig. 3.4.2 Plots of Self-propulsion Factors

3.5 後流計測結果

各模型船の計測結果の内から Full Loadにおいて $F_n = 0.267$ 、Trial Cond.において $F_n = 0.302$ の計測速度における Head Loss の水平方向分布の比較図を Fig. 3.5.1 および Fig. 3.5.2 に示す。横軸は計測位置 Y を船長 L_{pp} で無次元化した Y/L_{pp} で表わし、縦軸は Head Loss ($H_o - H_i$) を船長 L_{pp} で無次元化した $(H_o - H_i)/L_{pp}$ で表わすこととした。

粘性抵抗の Scale Effect から考えると無次元化した Head Loss は小模型船ほど大きな値を示すはずであり、今回の結果も全体的に見ればほどその傾向にある。しかし、部分的には逆の傾向を示しているところもあり、特に Trial Cond.においてそのケースが多く見られる。今回のような高速船型においても後流中の速度変動がかなり存在しており、後流計測中に周期的な変化が見られたことから判断して、全模型船が全く同一条件で平均的な後流分布を計測した訳ではないと予想されるので、部分的には Head Loss の分布形状が変わつた形となつていても Scale Effect の考察の対象にはならないと考えられる。

Full Loadにおいては水面付近の Head Loss の大きい領域に比べて、Bottom 付近 (Full Load $dA/L_{pp} = 0.054$ 、Trial Cond. $dA/L_{pp} = 0.040$) の Head Loss はあまり大きくないが、Trial Cond. の方は水面付近に比べ Bottom 付近の Head Loss の領域の方がむしろ大きい位であり、Full Load の Bottom 付近の Head Loss よりかなり大きい。これは全模型船共通の傾向である。

Trial Cond.においては 10 m、7 m 模型船において水面付近の $Y/L_{pp} = \pm 0.1$ 以遠の部分に船首部における Wave Breaking 現象による Head Loss と考えられるものが認められたが、小型模型船では捕えられなかつた。また大型模型船においては水面付近の中央部の Head Loss の分布の中には船尾の Transom Stern から発生する diverging Wave の Wave Breaking 現象による Head Loss が含まれているのではないかと考えられる分布形状がみとめられるようであるが、これの分離は困難であつた。

つぎに上記の Head Loss を水平方向に積分し、 $\int (H_o - H_i) dy / L_{pp}^2$ の形で無次元化した値を、計測深

度(z/L_{pp})ベースにプロットした比較図を Fig. 3.5.3 および Fig. 3.5.4 に示す。

先に述べたように部分的には小型模型船の Head Loss の値が小さい部分も見られるが、全体的には小型模型船の Head Loss が大きく、 C_v の Scale Effect と同様な傾向にあることを示している。高速船においても肥大船同様 Bottom 付近にかなり大きな Head Loss のある領域があることが分つたが、模型船の大きさによってその深度は不变である。

今回計測された全計測速度における粘性抵抗の値は Table 3.2.1 および Table 3.2.2 にまとめて示した。また後流計測により求めた粘性抵抗と後述の波形分析により求めた造波抵抗の和を抵抗試験結果より求めた全抵抗と比較したものを Fig. 3.5.5 および Fig. 3.5.6 に示すが一部を除いて両者は大体一致している。

今回の各模型船の計測結果から判断して後流計測の計測精度を上げるのはなかなか大変なことであるという事が分つたが、波形計測から造波抵抗を求める技術の向上とともに後流計測より粘性抵抗を求める技術の向上を図ることが、抵抗成分の Scale Effect を調べる上で重要なことであるので、今後共この点の研究の進展が望まれる。

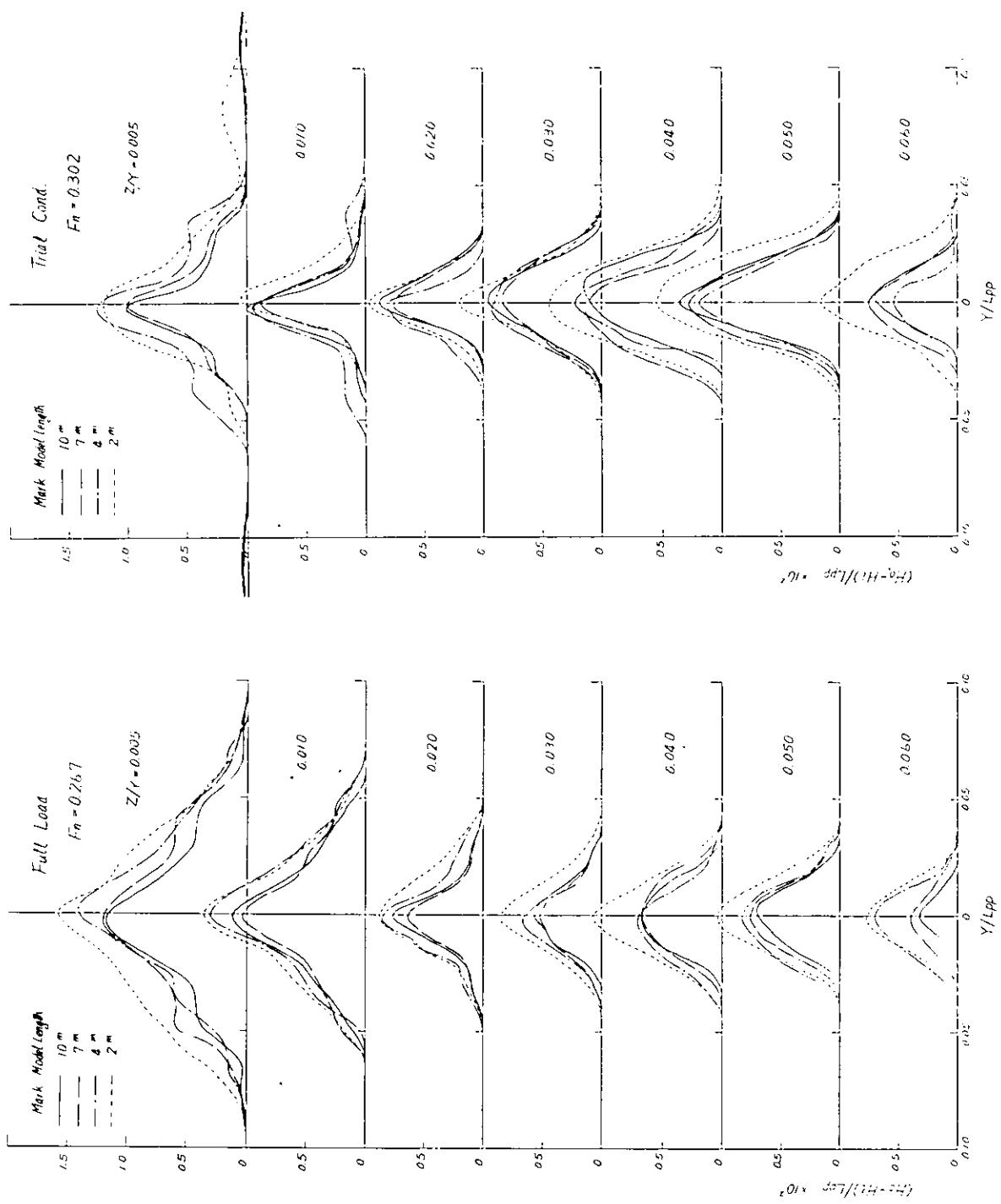


Fig. 3.5.1 Comparison of Head Loss Distribution Fig. 3.5.2 Comparison of Head Loss Distribution

Full Load $F_n=0.267$

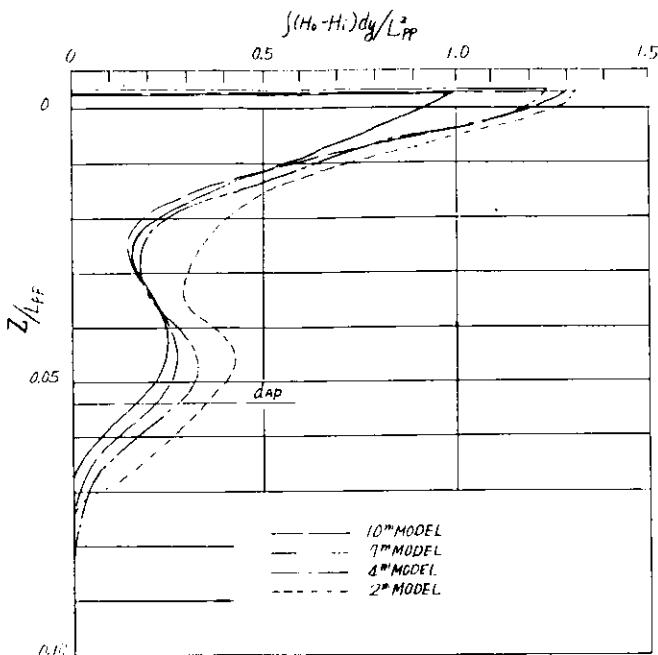


Fig. 3.5.3 Comparison of Head Loss Distribution

Trial Cond. $F_n=0.302$

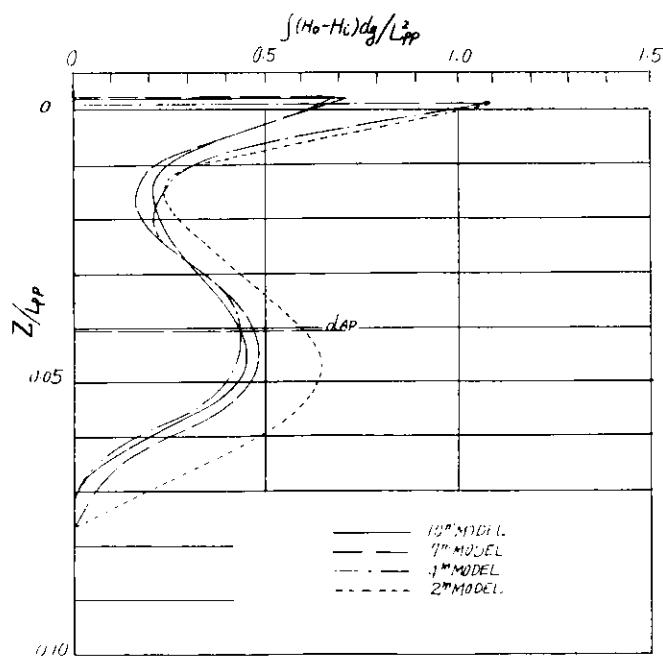


Fig. 3.5.4 Comparison of Head Loss Distribution

Fig. 3.5.6 Plots of C_{wp} , C_t and C_t' Based on F_n

$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



$F_n = \frac{V}{g L_{ave}}$



3.6 プロペラ位置流場計測結果

3.6.1 伴流分布について

10 m、7 m、4 m、2 m各模型船の伴流 ($w = 1 - \frac{V_x}{v}$) 分布を重ねて比較したのが Fig. 3.6.1、3.6.2 である。Full, Trial 両状態とも模型船が大きくなるにつれて伴流の幅が狭くなっているが形状は似ている。この分布をボテンシャル成分 W_p を一定と仮定し錐島らの方法により実船の W_s の分布を推定すると Fig. 3.6.3、3.6.4 のようになり、Full Load はまとまるが Trial Cond. の場合は一本の線にはまとまらない。

有効伴流 W_e を C_v を横軸にプロットしたのが Fig. 3.6.5 である。図中には公称伴流 W_n も記入してあるが両者の傾向はよく似ている。伴流が尺度影響を受けない部分と粘性抵抗に比例する部分とから成ると考え

$$w = \alpha C_v + \beta$$

の形で表示すると W_e については 3 点を通る平均線は次のようになる。

$$\text{Full} \quad 0.056 C_v \times 10^3 + 0.075$$

$$\text{Trial} \quad 0.046 C_v \times 10^3 + 0.114$$

参考までに S R 107 の肥大船について記すと

$$\text{Full} \quad 0.10 C_v \times 10^3 + 0.25$$

$$\text{Ballast} \quad 0.08 C_v \times 10^3 + 0.25$$

となり伴流のボテンシャル成分、粘性成分共にコンテナ船型は半分の Order である。

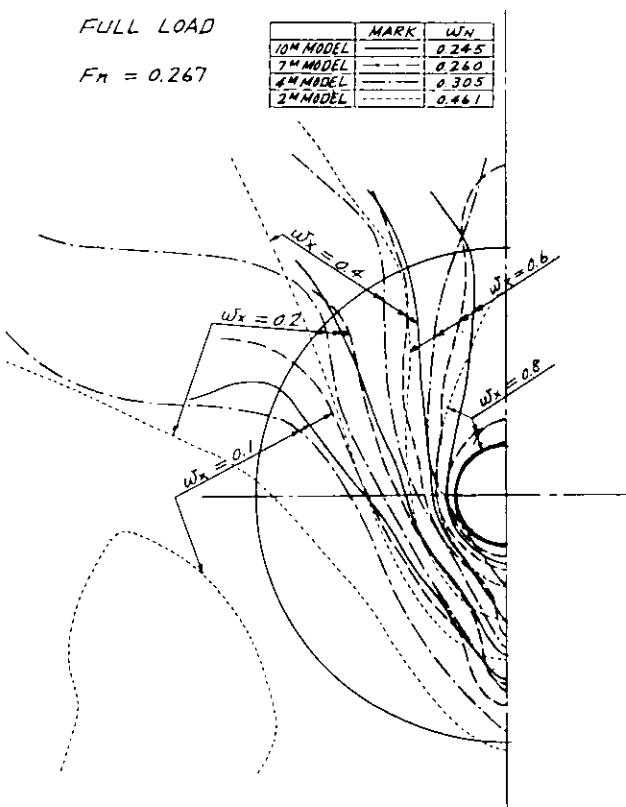


Fig. 3.6.1 伴流分布図(模型船)

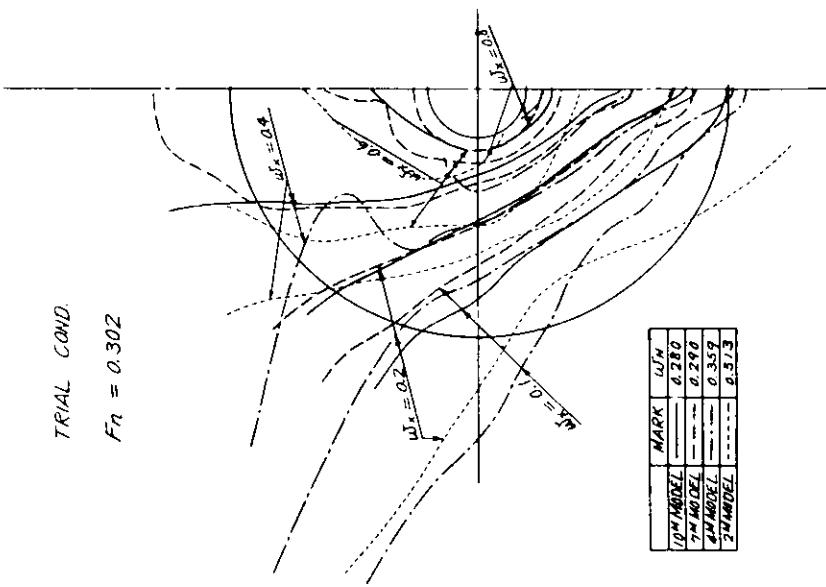


Fig. 3.6.2 伴流分布图(模型船)

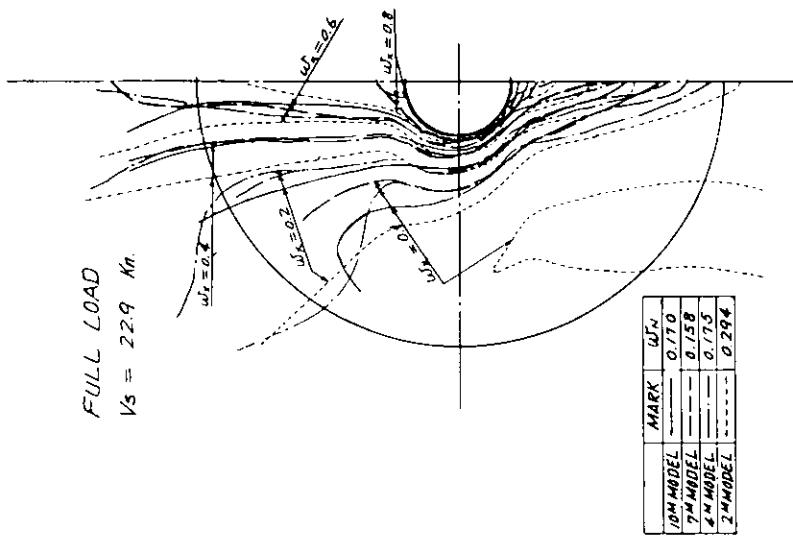


Fig. 3.6.3 伴流分布图(满载航速)

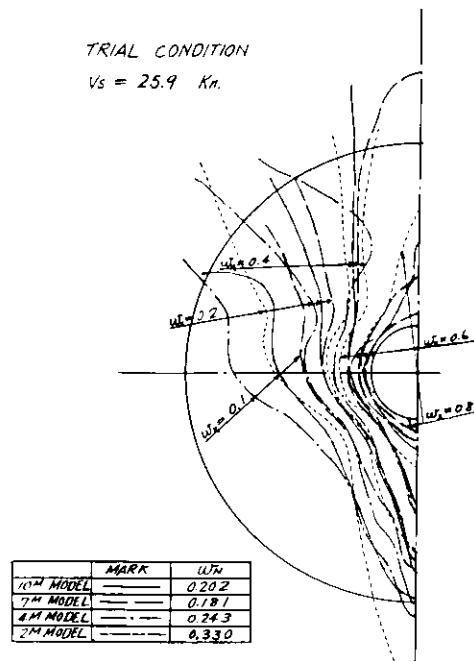


Fig. 3.6.4 伴流分布図(実船推定)

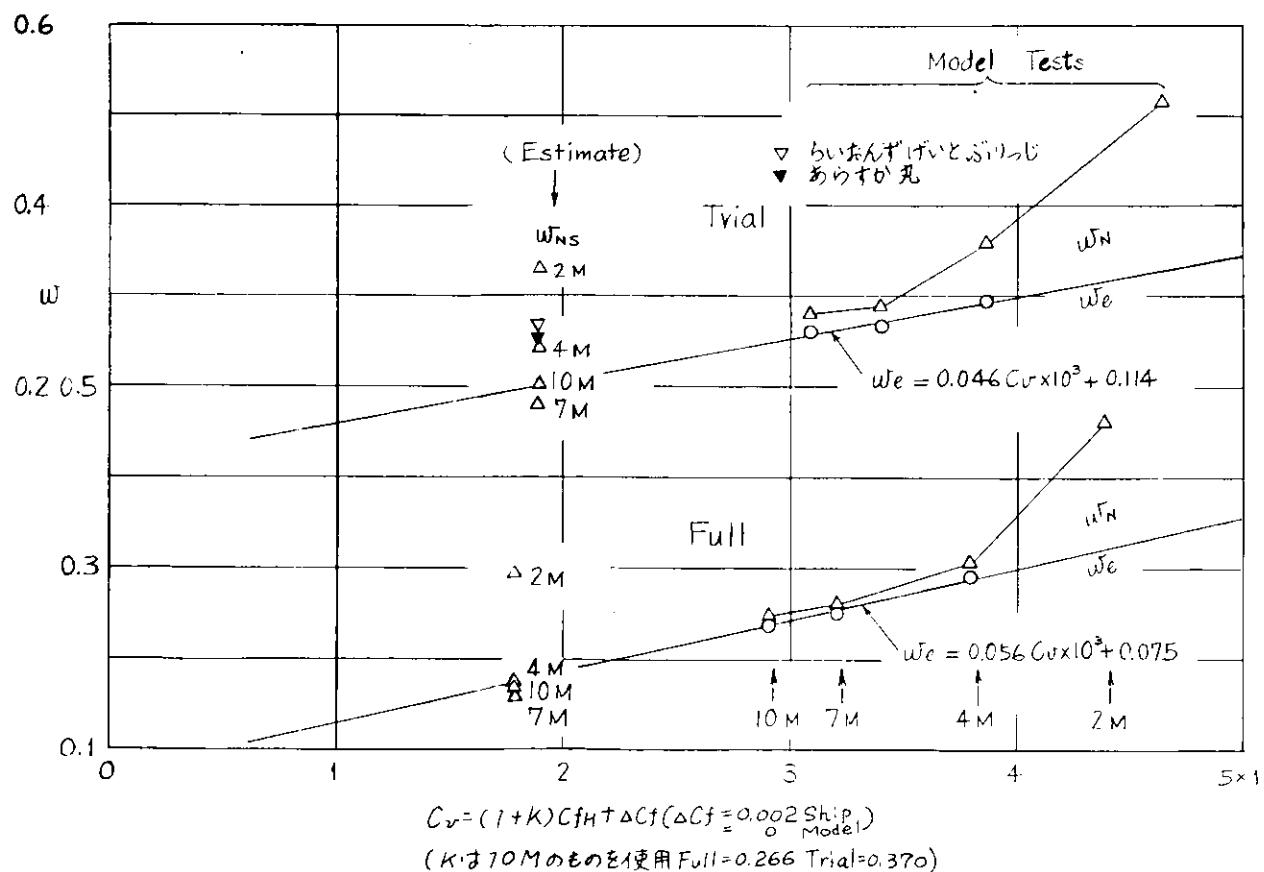


Fig. 3.6.5 伴流相関図

3.6.2 涡度分布について

プロペラ位置における V_Y , V_Z の計測結果の比較を Fig. 3.6.6 (a), Fig. 3.6.6 (b) にて示す。図をみると 10 m, 7 m の模型船は大略一致しているが模型船が小さくなるにつれて差が出ている。この差は大部分が三次元境界層の構造の相違と考えられるが、計測流場の大きさに比し 5 孔ピトー管の大きさが大きいこと、5 孔管のレイノルズ数特性が流速の小さいところで変化することなども原因に含まれている。

計測結果から求めた渦度分布の比較を Fig. 3.6.7 ~ Fig. 3.6.9 にて示す。これを見ると、Full Load Cond. の方は分布模様が大略類似しているが Trial Cond. の分布模様は模型船毎に異つて複雑である。現在のところ、これらの図より一般的な結論を出すことは出来ないが次のことはいえる。(i) 大きい模型船の方が渦度分布の範囲が狭く、渦度がより集中している。これは SR 107 の報告書にも記されているように船の大きさによらず流場を囲む閉曲線に沿つた循環 Γ が一定らしきことを暗示しているが計測範囲の関係で今回は確めるに至らなかつた。(ii) Trial Cond. の方が Full Load に比べて渦度が大きく、分布が複雑である。これはトリムをもつため船尾ビルジ部と流線の交叉角が大きくなるとともに交る流線も多くなることと、自由表面が近いため生成された渦がその影響を受けることも理由の一つとして挙げられる。

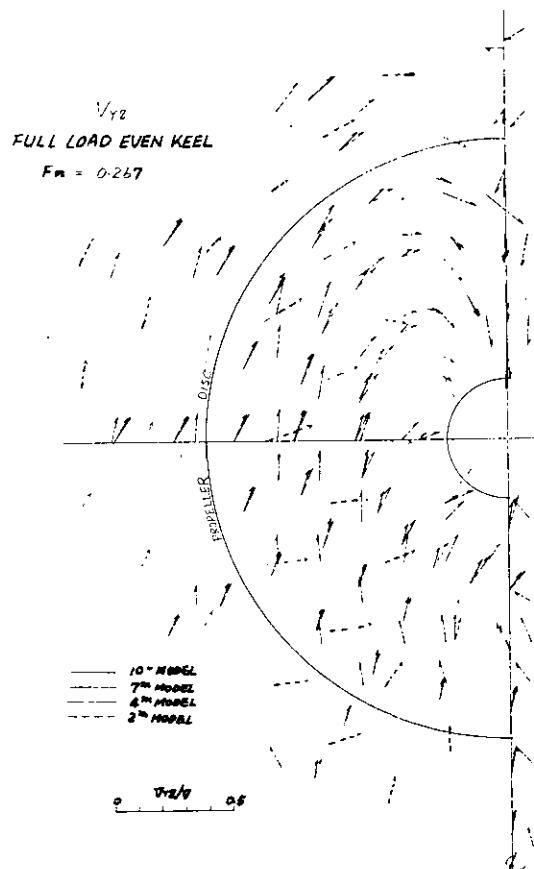


Fig. 3.6.6 (a)

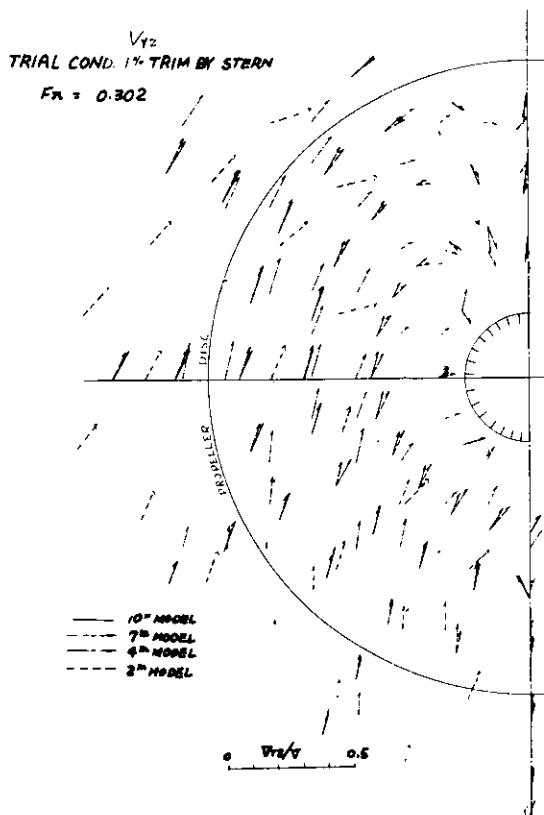


Fig. 3.6.6 (b)

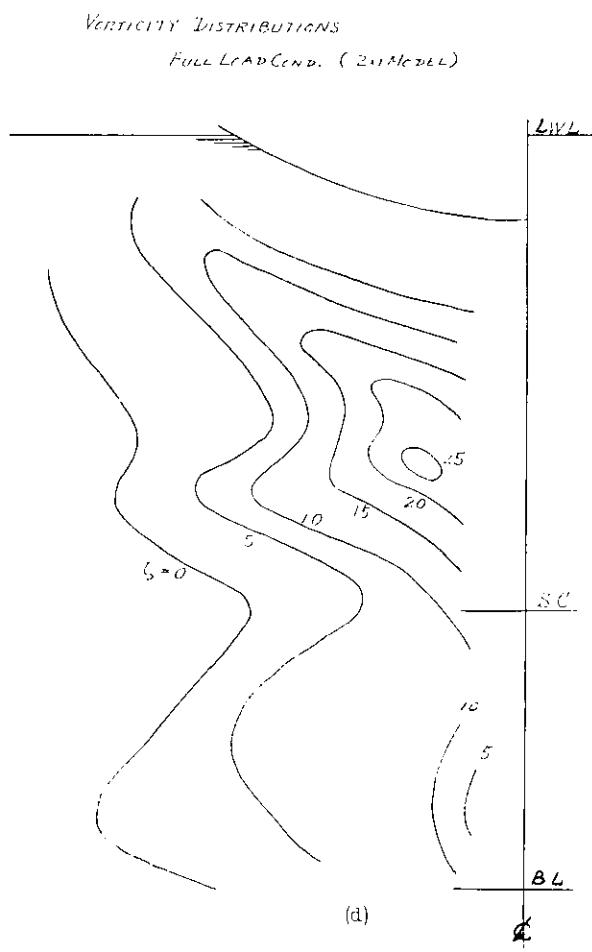
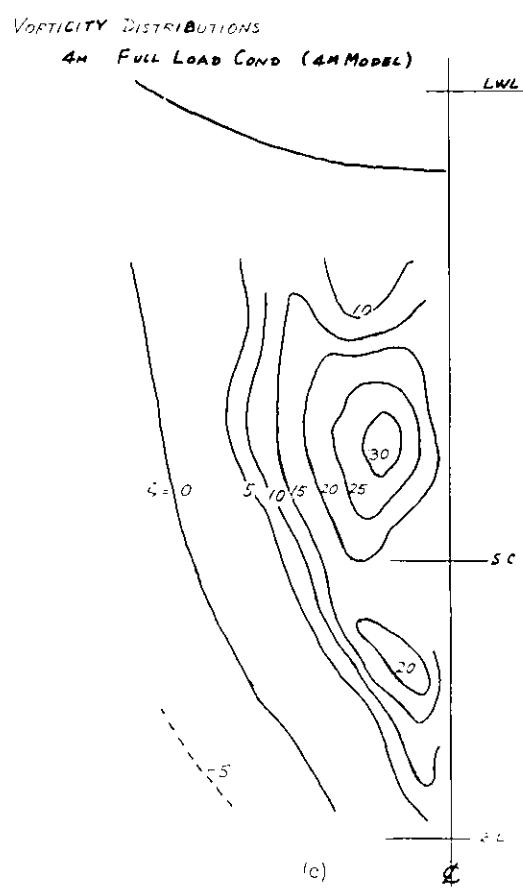
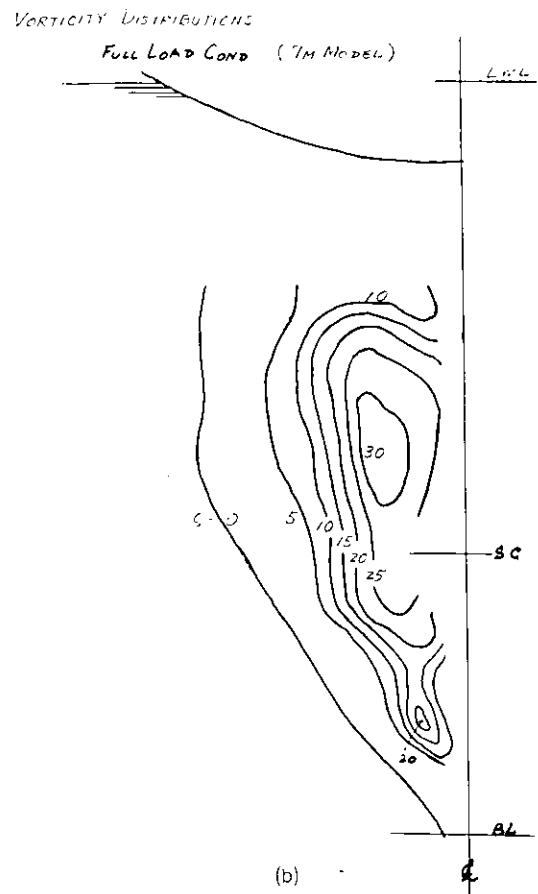
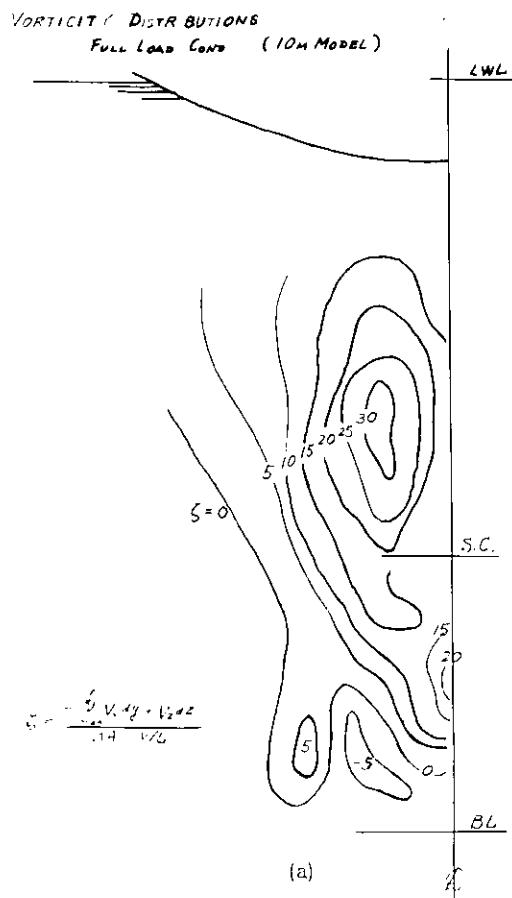
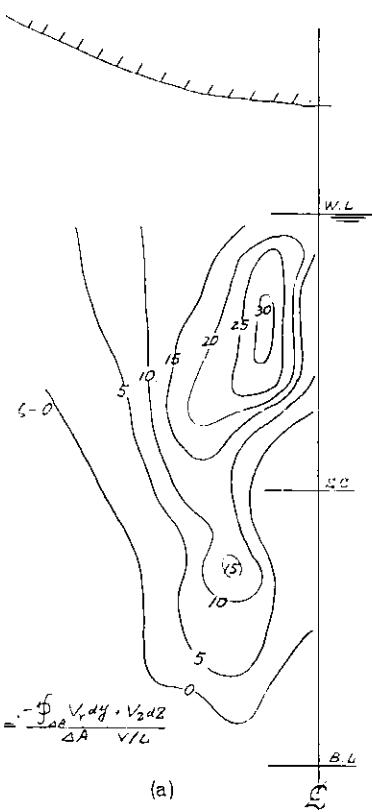
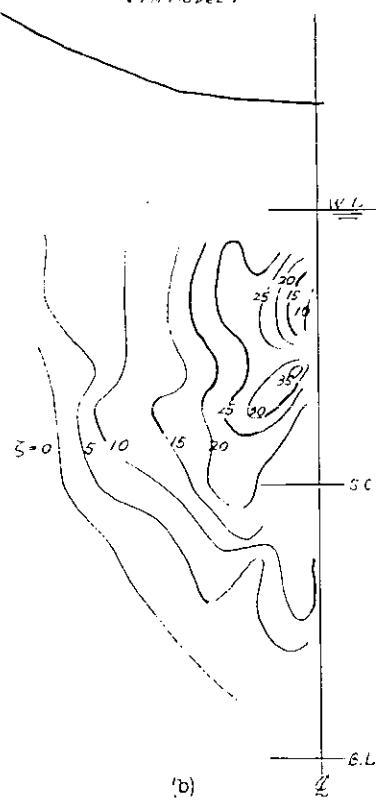


Fig. 3. 6. 7

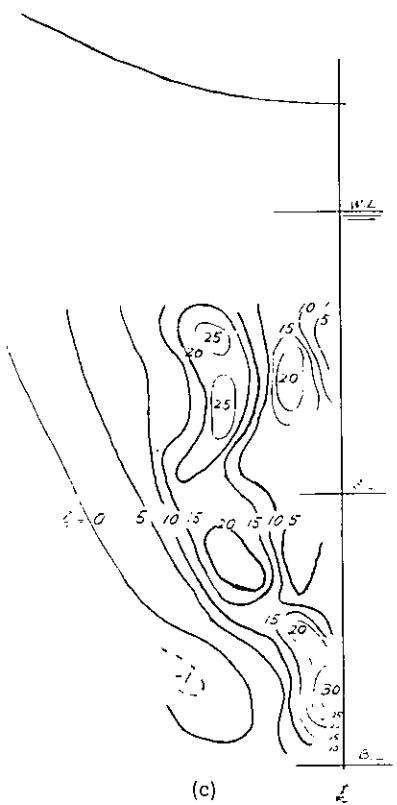
VORTICITY DISTRIBUTIONS
TRIAL COND. (10M MODEL)



VORTICITY DISTRIBUTIONS
TRIAL COND. (7M MODEL)



VORTICITY DISTRIBUTIONS
TRIAL COND. (4M MODEL)



VORTICITY DISTRIBUTIONS
TRIAL COND. (2M MODEL)

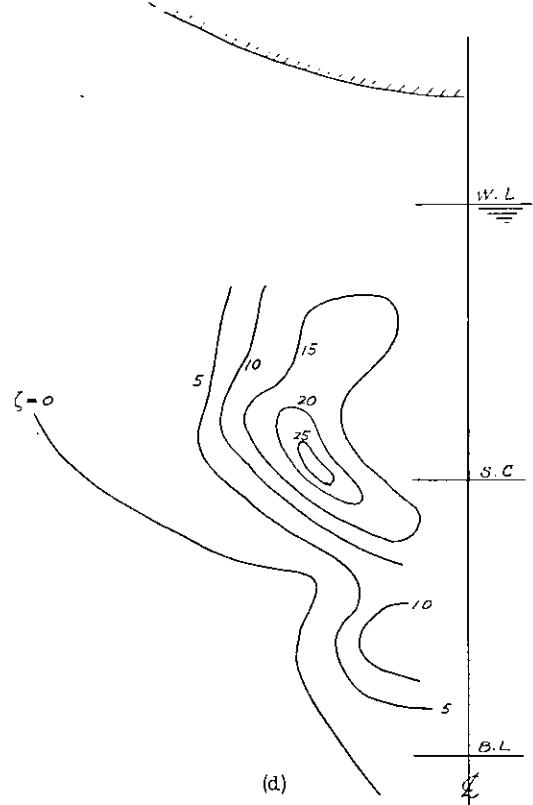
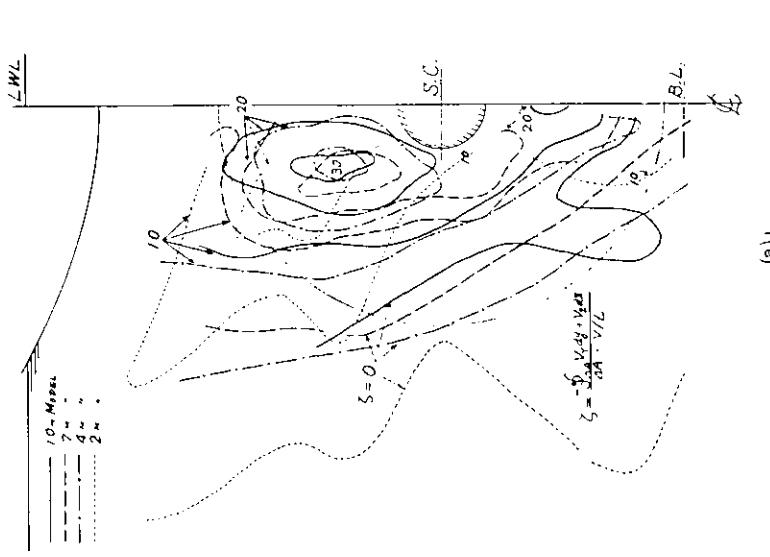


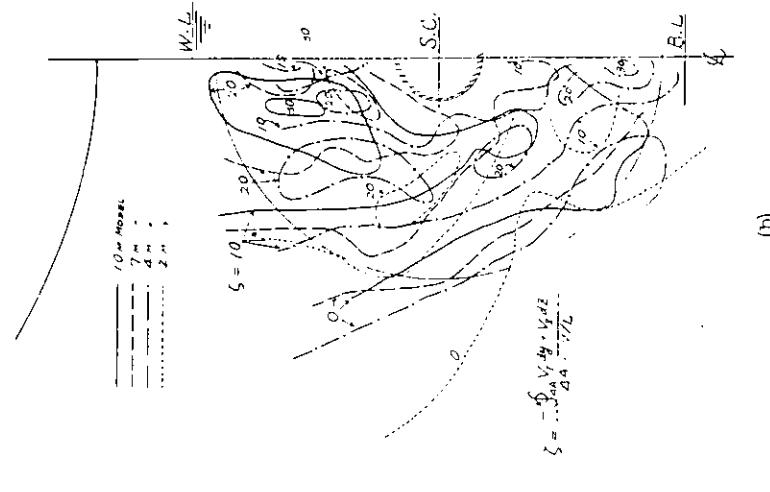
Fig. 3. 6. 8

VORTICITY DISTRIBUTIONS (FULL LOAD)



(a)

VORTICITY DISTRIBUTIONS (TRAIL)



(b)

Fig. 3.6.9

3.7 波形および波紋計測結果

$L = 10\text{ m}$ (船研)、 7 m (三菱)、 4 m (阪大)、 2 m (横大、東大) の4種の相似模型につき5水槽において縦切り法による波形解析が、また $L = 2\text{ m}$ 模型(東大)について波紋計測が、それぞれ実施された (Table 3.1.1 参照)

また尺度影響の検討を行なうため解析法を統一し、 C_{wp} の計算には全模型船について Newman-Sharma の方法を用いた。これらの結果をまとめれば次の通りである。

3.7.1 波形および波形解析より求めた造波抵抗の尺度影響に関する考察

(1) 縦切り波形の無次元比較

縦切り位置 $y/L = 0.35$ における計測波形(4模型)を無次元表示 H_w/L の形で重ねると Fig. 3.7.1 (Full Load, $KoL = 1.4$, $F = 0.2673$) および Fig. 3.7.2 (Trial, $KoL = 1.1$, $F = 0.3015$) のごとくなる。

粘性影響をほとんど受けない船首波(および前肩波)については尺度影響はないと考えられるので、計測が理想的に行なわれた場合、波形記録の始めの部分(F.P.に近い方)は模型の大小や実施場所に関係なく、ほとんど一致すべきものと考えられる。

この見地でみる限り Fig. 3.7.1、3.7.2の結果は必ずしもよくない。しかし4模型のうち $L = 10\text{ m}$ 、 7 m および 2 m の三者を抽出して比較すれば後述の如く、ほぼ満足すべき一致をみる。

また同じ $L = 2\text{ m}$ 模型についても、横大・東大の結果がかなり異なる(図では横大の結果を省略してある)。これから、波形計測の技術および再現性の確保に未だ改良すべき点が残されているように考えられる。

(2) 縦切り波形の尺度影響

後述(3.7.3 波紋計測)の波紋図および波紋写真を参照すると、本船型の場合、船型が fine なため Full Load のさいの前肩波が若干観測される以外、肩波らしいものは出ていない。従つて粘性による尺度影響を受ける自由波成分は船尾波のみと考えて差支えない。

このことを考慮し、再度波紋図を参照すれば、 $y/L = 0.35$ の縦切り線上で船尾波が船首波(および前肩波)に重なりはじめる位置は図の横軸 x/L の値で、それぞれ大略 $x/L = 1.5$ (Full Load)、 $x/L = 2.0$ (Trial) 以後と判断される。

一般に造波現象に対する粘性影響は船尾造波機構に対するそれがもつとも重要で、 R_n 数が低いほど、理想流体に比し、船尾波の振巾は小さくなる。この傾向は Fig. 3.7.1、3.7.2 および $L = 10\text{ m}$ 、 7 m と $L = 2\text{ m}$ を比較した後述の Fig. 3.7.12においてわずかながら察知される。すなわち前述の x/L より前方では三者の波形記録はおよそ一致しているが、それより後方では大模型の方が小模型よりも山・谷の振巾がやや大きくなっている。

ただし、この振巾比がすべて粘性による尺度影響とみるのはやや早計で、小模型の波高計測の場合、屈度の高い steep な波では表面張力の影響により、波頂、波底が丸められて計測される傾向があることを考慮しなければならない。

結論として、今回の波形計測では、まだ個々のケースの計測精度が十分良好とはいえず、全体を統一して、定量的な尺度影響を論ずる資料としては不十分であつた。

(3) 波形解析より求めた造波抵抗とその尺度影響

前記相似模型船群の波形記録をもとにして Newman-Sharma 法により求めた造波抵抗 C_{wp} を Tables 3.2.1、3.2.2 および Fig. 3.2.7、3.2.8 に示してある。(註参照)

これより次の結論がえられる。

(i) Fig. 3.2.3、3.2.4 の ($C_T - C_{fH}$) に比し、 C_{wp} の値は非常に小さくその $\frac{1}{2}$ あるいはそれ以下に

なつている。

(ii) C_{wp} と模型の大小ないし R_n 数との関係では、波形計測データをみると一部にバラツキはあるが、
Full Load, Trial Condition とも右下りの傾向がみえる。すなわち、小模型ほど粘性影響
により C_{wp} が小さくなつており、その傾向は船尾波が大きくなる箇所ほど顕著である。

上記のうち(ii)の理由としては、前項(2)に述べた粘性による船尾波の尺度影響が利いているものと
考えられる。しかし、(i)の原因は、今のところ必ずしも十分あきらかではない。いくつか考えられる理由のひ
とつとしては後述の船体近傍での局所流による船首波内部構造の変形が考えられるが、オーダーとしては小さ
いであろう。従つて主たる原因はトランサム船尾から発生する Wave-breaking により、造波抵抗の一部
が C_V に転化して Wave survey に引つかかつて形式上粘性抵抗成分として処理されているものと考えて
よいであろう(3.5 参照)。

(註) C_{wp} の算出法について

7 m 模型船については N - S 法のほかに等価特異点分布法をも試みた。その結果では、N - S 法により
求めた C_{wp} より 10 % 程度小さい値が得られた。

一般に N - S 法においては、計測波形が充分後方まで長くない場合、打切り点の定め方により後方の
Transverse Wave の特性を正しく表現できない欠点を持つている。一方等価特異点分布法では、
後方の Transverse Wave の特性はよく表現することができるが、船型によつては船首部の
Diverging Wave の特性を充分表現できない欠点がある。

これらのことから造波抵抗値をより正しく求めるためには波形計測の位置も含めて波形解析の方法につ
き更に検討の余地があると考える。

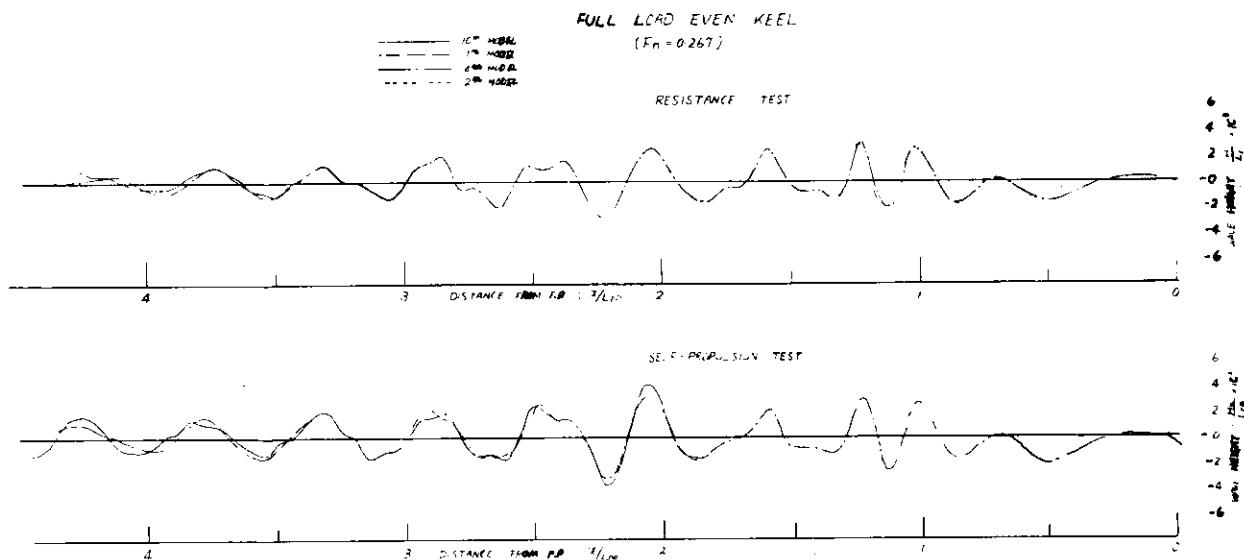


Fig. 3.7.1 Comparison of Wave Profile ($y/L_{pp} = 0.35$)

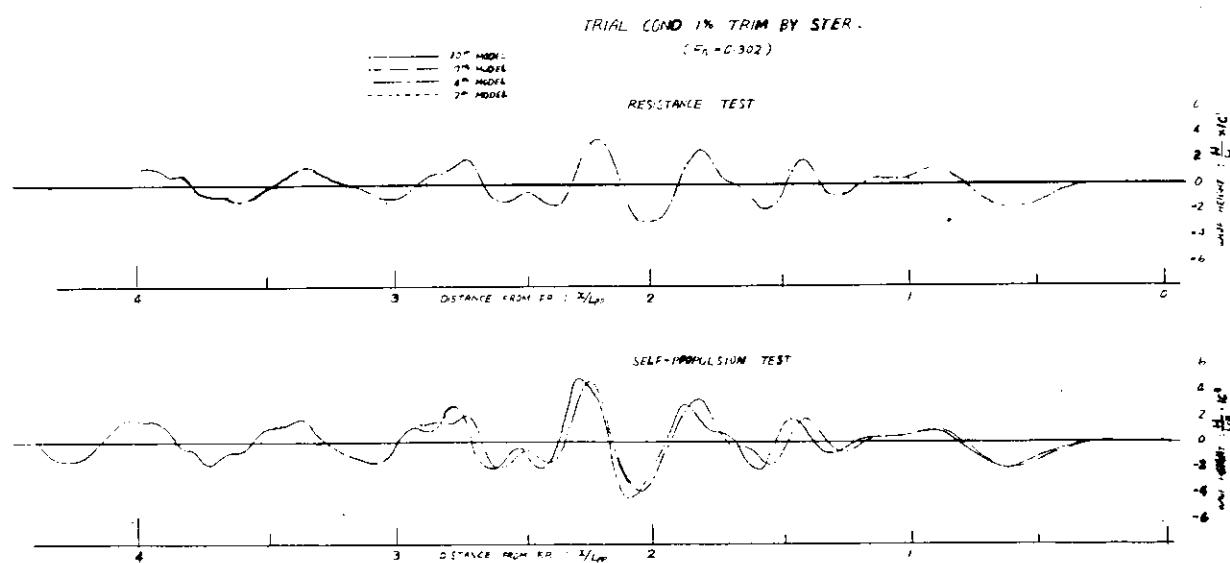


Fig. 3.7.2 Comparison of Wave Profile ($y/L_{pp} = 0.35$)

3.7.2 抵抗・自航時の波形造波抵抗の比較に関する考察

自航時に計測される波形造波抵抗 (C_{wp}) は、曳航時のものより増加することが一般に知られている。この増加の割合を各模型船について調べたものを Fig. 3.7.3 に示す。

Fig. 3.7.3 によると、増加の割合は必ずしも一定しておらず、相似模型相互に関係も不明であるが、全体に試運転状態の方が満載状態より大きい。このような傾向は、他の船型 (SR 107 模型等) に見られたものと同様であるが、本船型は量的にはかなり大きい例と思われる。

自航時、曳航時の C_{wp} のちがいを、計測した後続波形の上で比較して見ると (48年度報告 Fig. 3.3.16 および47年度報告 Fig. 5.7.15 参照)、船尾 C_{ws} 波は自航の方が幾分大きく、その後の横波も自航の波は位相が後方にずれて振幅も全体に大きいのを特徴としている。

自航時と曳航時の造波の違いの原因についてはまだ十分な説明はされていない。しかし、このような C_{wp} の増加は、スラストにはほぼ比例し、奥水の浅い方が大きいことを考えると、プロペラが船尾付近の流れを変えているほかプロペラ自身も造波源になつていていると思われる。

これらの問題については今後の研究に待たねばならないが、当面の問題として、船型試験法の中で C_{wp} の増加の取扱い方を検討することは重要である。プロペラの単独性能は極く浅い場合を除いてプロペラ深度に影響されないことが知られているので、プロペラの造波抵抗をスラスト係数 (K_T) の一部に含めて考えることは無理があるようと思われる。また別に推力減少係数の一部として考えることも可能であるが、いずれにせよ、曳航時の C_{wp} を模型抵抗の 10% とすると自航時の C_{wp} の増加は模型船では全体の 4% の order となる。実船では全抵抗に対する造波抵抗の比率が増加するので、trial cond. 等では C_{wp} の増加の解釈にもかなりの重要性があり、自航要素の相似側にも一つの見方を与えてくれる可能性があるが、本研究の中ではまだ解決することはできなかつた。

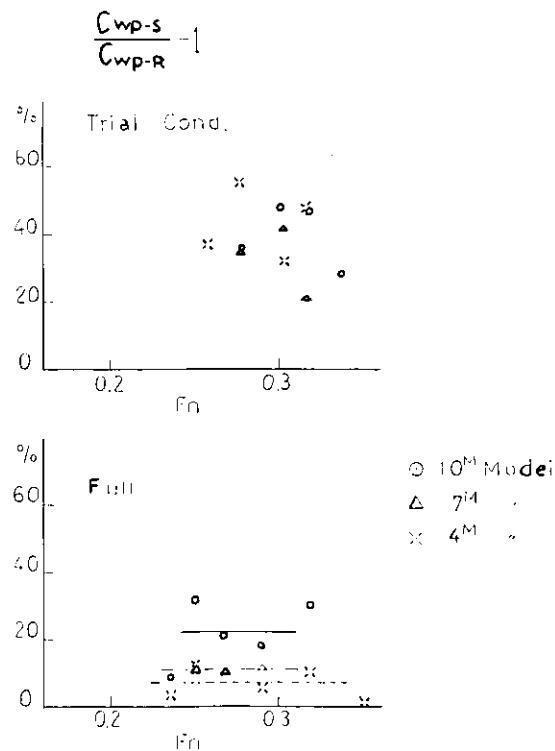


Fig. 3.7.3

3.7.3 波紋計測

(1) 目的

(a) 波紋計測の必要性

「波形解析」が試験水槽に導入されて約10年を経過し、いまではほとんど routine 化されるまでに至っている。しかし、その基礎となつてゐるのは依然として Havelock (1934) の素成波理論であり、この理論では実際の現象に対し、いくつかの省略・単純化 (simplification) が行なわれている。なかでも、船首で生じた波は、後方への伝播の過程で、実際には船体による局所流の影響を受ける——一種の回折現象——のであるが、在来の素成波理論ではこの影響が全く無視されている。

「波形解析」のプロセスは2段のステップから成る。第一段は計測波高 $\zeta(x, y)$ から振巾関数 $A(\theta)$ を求めるまで、第二段は $A(\theta)$ から造波抵抗 R_w を求める過程である。このいすれに対しても上記局所流の影響が直接・間接に入つてくる。

そして重要な点は、この現象を定量的に調べるには、どうしても実測波紋と理論波紋との比較が必要で、従来の longitudinal cut を主流とする「波形解析」の機械的反復によつては究明されえない性質のものであるということである。実測波紋と理論波紋の比較はこれまでも若干例について実施されており、実測の船首波が左右舷ともそれぞれ船の半幅程度外側に押し出されていることはよく知られている。もしこれが、船首 Kelvin 波の全体が形を変えずに平行移動しているのであれば、「波形解析」への影響もそれほど大きくはないと想像できる。

しかし、最近の研究^{1), 2)}により、局所流の影響は船首 Kelvin 波の内部構造そのものにも変化を及ぼしていることがほぼあきらかになつた。

(b) 局所流による Kelvin 波内部構造の変化

一例として Fig. 3.7.4 ~ 3.7.7 に単純 Inuid 船型 $M = 8$ ($L = 2 \text{ m}$, $B_L = 0.1545$) についての計算結果を示す。Fig. 3.7.4 は局所流の影響を無視した場合（下半部、左舷側）と、これを考慮した場合（上半部、右舷側）との素成波進行方向の相違を示す。横波成分が著しく外方に回折している。

Fig. 3.7.5 はこのうちの $\theta = 0^\circ$ 、 -5° 、 -35.16° の各成分につき伝播の過程における crest line の方向変化をしたものである。Fig. 3.7.6 は実測波紋の上に上記計算（非線型）による cusp line ($\theta = -35.16^\circ$) および山・谷の位置と crest (trough) line の方向とを重ねたもので、両者とも一致している。

Fig. 3.7.7 は船首端 (F.P.) から引いた radical line の偏角 α とその線上に対応する素成波とが線型理論に対してどのように変化してゆくかという過程を、3種の横断面位置 $x = 0$ (船体中央)、 $x = 1$ (A.P.)、 $x = 2$ (A.P. 後方 $\frac{1}{2} L$) でみたものである。これにより、船自身の造る局所流の影響で次のような変化が現われることが判る。

- (i) 横波成分中特に θ の初期値が $\theta = 0^\circ \sim -20^\circ$ の成分が著しく外側に押し出されていること。
- (ii) $\theta \sim \alpha$ の関係、すなわち船に近い場所での素成波ないし振巾関数なるものは在来考えられていたように

1) T. Kitazawa, et al: Velocity Field Measurements Applied for Analysis of Ships Wave Making Singularities, 10th O.N.R. Symp. (June, 1974, Cambridge)

2) T. Inui, et al : Propagation of Ship Waves on a Non-Uniform Flow, Prepared for Written Contribution to 14th ITTC (Ottawa, 1975)

x の値に対し不変のものではなく、考へている横断面位置で変化し、船の十分後方になつてやつと一定の関係が保たれる。

(iii) しかし、それに対しても、その途中で経過してきた船の近傍での局所流や回折現象 *after effect* は消えずにかなり大きな形で残るものである。

(2) 供試模型

昭和47・48年度にわたつて水槽試験を実施した4隻の相似模型船のうち、2m模型船につき東大試験水槽において波紋計測を行なつた。

供試模型船の船体線図、船首尾形状図、横截面積曲線図は昭和47年度報告書（日本造船研究協会研究資料 No 183）に報告済であるので省略し、要目ならびに外形写真を Table 3.7.1 および Fig. 3.7.8 に示した。

(3) 波紋写真

波高計測に先だつて、速力の違いによる造波の差異を定性的に調べ、船型改良の資料とするため、波紋写真撮影を下記の速力について行なつた。

Full Load	KoL	1.8	1.6	1.4	1.2	1.0
	Fn	0.236	0.250	0.267	0.289	0.316
Trial Cond.	KoL	1.5	1.3	1.1	1.0	0.9
	Fn	0.258	0.277	0.302	0.316	0.333

その波紋写真を Fig. 3.7.9 および Fig. 3.7.10 に示した。

写真から判断されることは、Full Loadについてのみ言えれば船首波が複雑な形状を呈しており、前肩波も同型船に比べてやや大きいように思われる。

(4) 波高計測

波紋図作成のため、新規に購入した波高計2成分を在来の2成分に加え、Fig. 3.7.1.1 に示すごとく計4成分を用いて後続波形を *longitudinal cut* 法で計測した。

ここで、本水槽における波高計測の方法を簡単に述べると、まず、波高計には容量型を用い、検出部には $0.2 \text{ mm } \phi$ のホルマル線を採用している。検出部については、はじめ $1 \text{ mm } \phi$ のテフロン線を使用していたが、表面張力の影響などで高精度度が得られなかつたことから、今回の波高計増設にあたつては、できるだけ径の細いものにしたところ、後述のごとく良好な結果が得られるようになつた。次に計測された波高をデータレコーダーに記録させ、これをデジタイザを通してデジタル化し、大型計算機により波高に換算している。また波高計成分の増加により、今まで計測にかなりの日数を要していたが、それが半減され試験の効率が非常によくなつた。

計測速力は、Full Load で $KoL = 1.4$ 、Trial Cond. で $KoL = 1.1$ の標準速力とした。計測点は水槽の巾方向に模型船の中心線から 20 cm 離れた位置より水槽壁端 170 cm の位置まで、 5 cm 間隔で 31 点である。

この波高計測の結果を、相対的に他の相似模型船と比べて見るため、1.0 m および 7 m 模型船を対象として模型船の中心線から $0.35 L_{pp}$ 離れた位置での後続波形を比較したものを Fig. 3.7.1.2 に示してある。それによると、三者はおよそ同一の傾向を示しているが、比較的変差のおこる部分は丁度船尾波の影響の現われるところであり、このことは船尾波に対する粘性の尺度影響に起因するものと考えられる。

(5) 波紋図

波高計測の結果を用い、各計測点での後続波形を合成して波の等高線、すなわち波紋図を作成した。Fig. 3.7.1.3 および Fig. 3.7.1.4 に Full Load ($KoL=1.4$)、Trial Cond. ($KoL=1.1$) の標準速力での波紋を示してある。

これらの波紋図と Fig. 3.7.9 および Fig. 3.7.10 の波紋写真から供試模型による後続波の模様が、およそとらえられるが、詳細に見て、写真のごとき波紋を正確に作成するためには、さらに計測間隔を小さくすることが必要である。また、Fig. 3.7.12 の後続波形と比べて見るため、計測位置、すなわち模型船の中心線から 0.35 L_{pp} 離れた位置を Fig. 3.7.13 および Fig. 3.7.14 に示してある。

(6) 今後の問題

今回は「波紋計測」を実施したのみで、これに対応する「理論波紋」の計算は実施できなかつた。近い将来「理論波紋」の計算が実施され、さらに前節に述べたような、局所流による Kelvin 波内部構造変形機構があきらかにされれば、今日各所で実施されている「波形解析」のどの部分に、どのような修正を加えればよいか、ということが解明されてくるものと考えられる。

Table 3.7.1 Principal Particulars

Condition	Full	Trial
L _{pp} (m)	2.0000	
L _{DWL} (m)	2.0400	
B (m)	0.30769	
d _M (m)	0.10769	0.07051
Trim (%)	0	1.0A
△ _a (kg)	37.909	22.746
S _a (m ²)	0.7426	0.5710
L _{CB} (%)	1.411	0.484 (E, K)
C _B	0.5716	0.5235
C _P	0.5892	0.5486
C _M	0.9701	0.9543
L/B	6.500	6.500
B/d	2.857	4.364

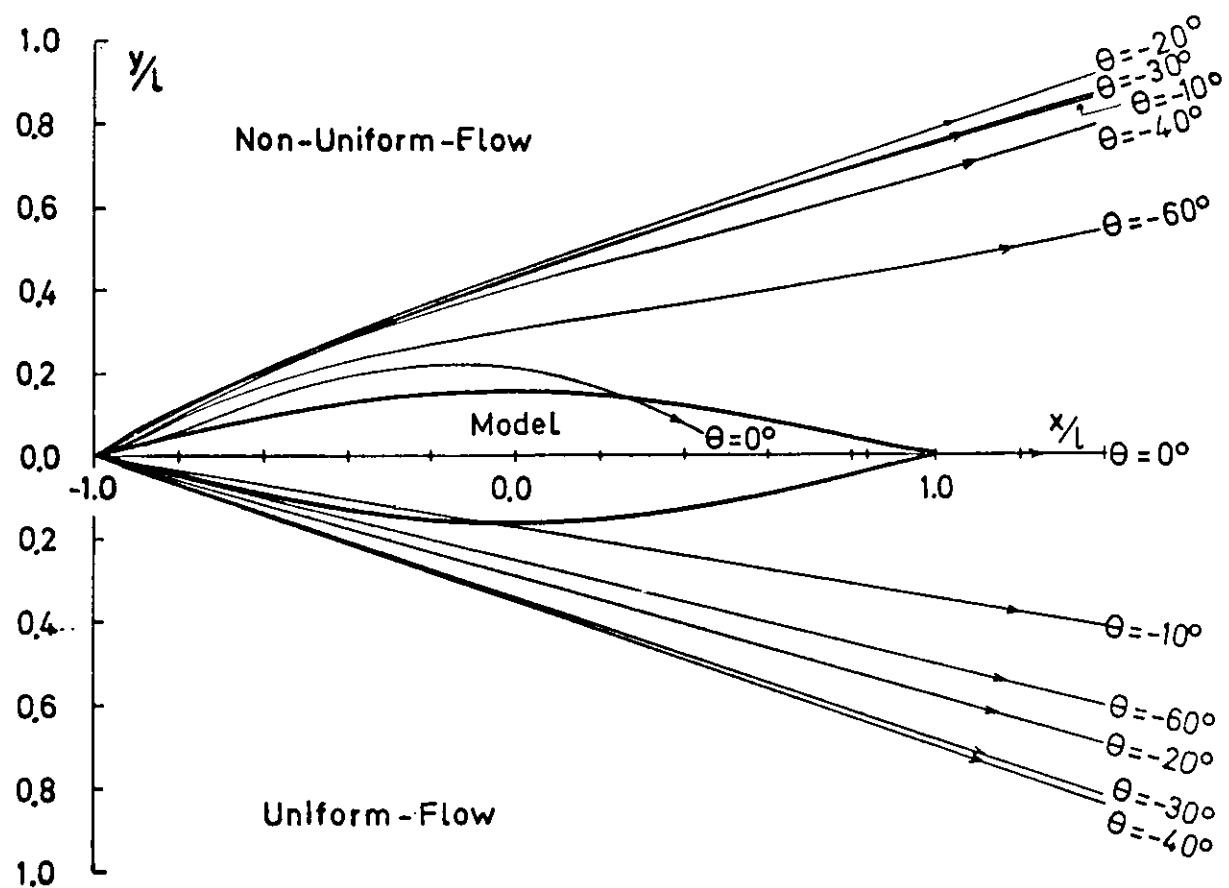
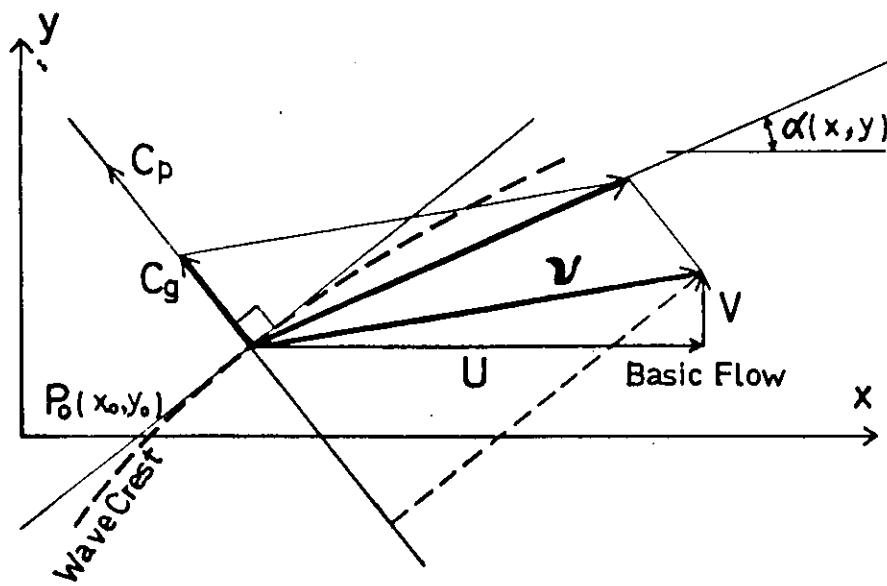


Fig. 3.7.4. Diagram for Propagation of Waves

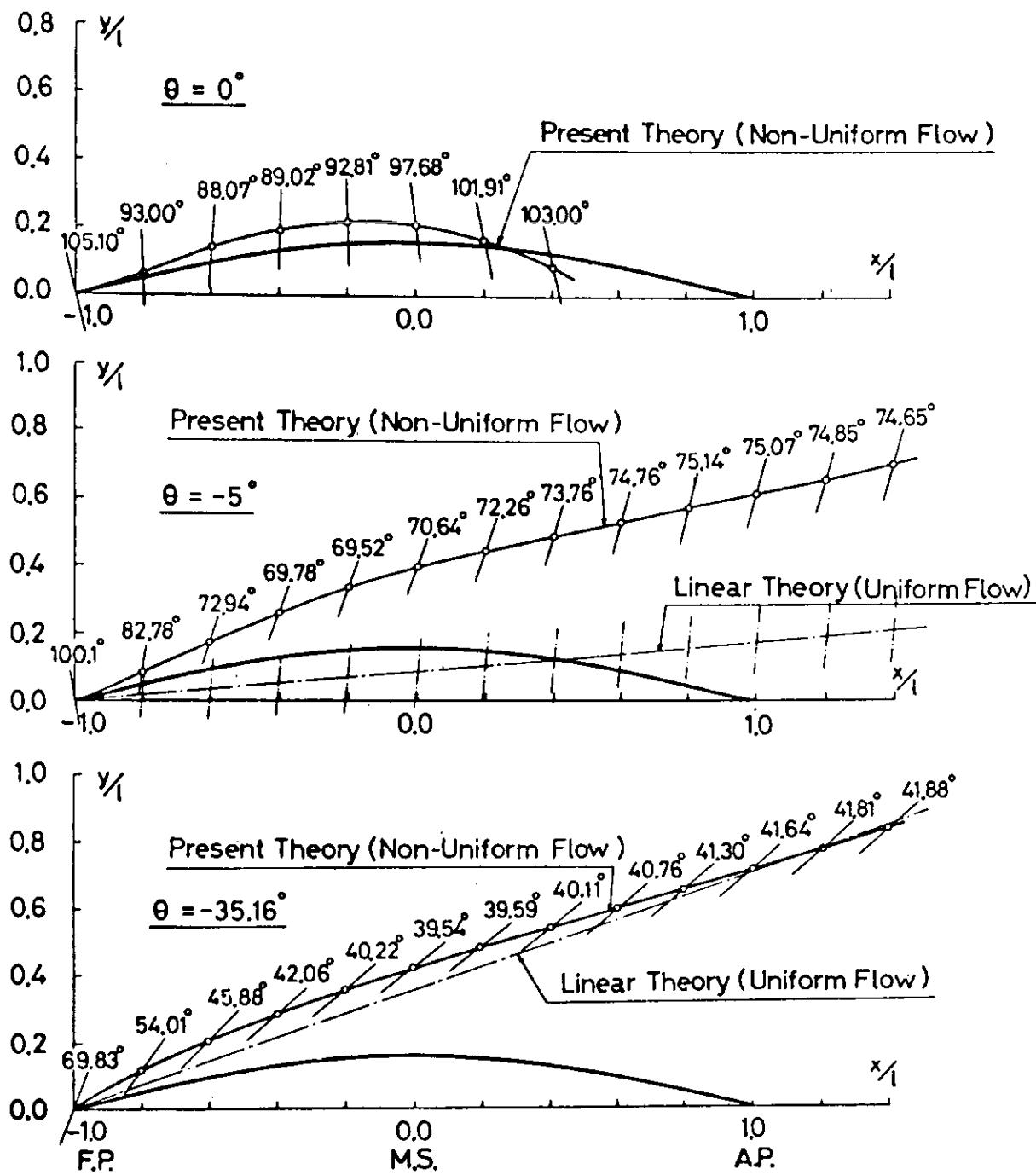


Fig. 3.7.5 Propagation of Elementary Wave (1)

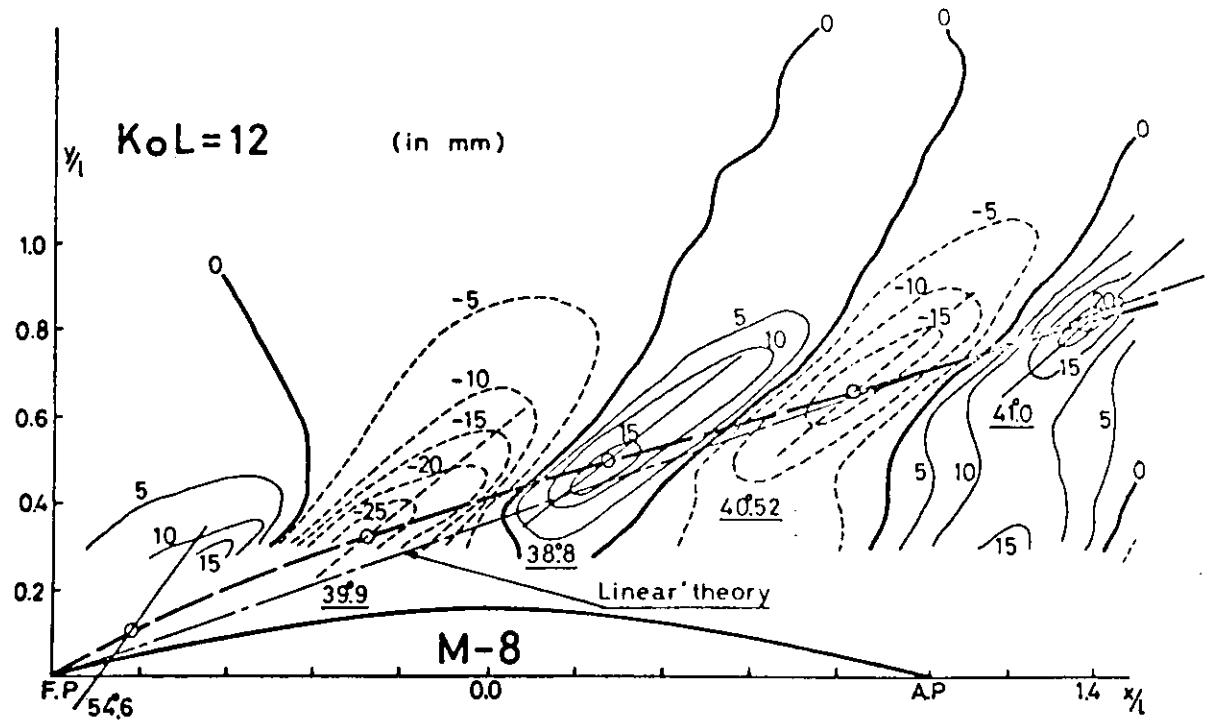


Fig. 3.7.6 Propagation of Elementary Wave (2)

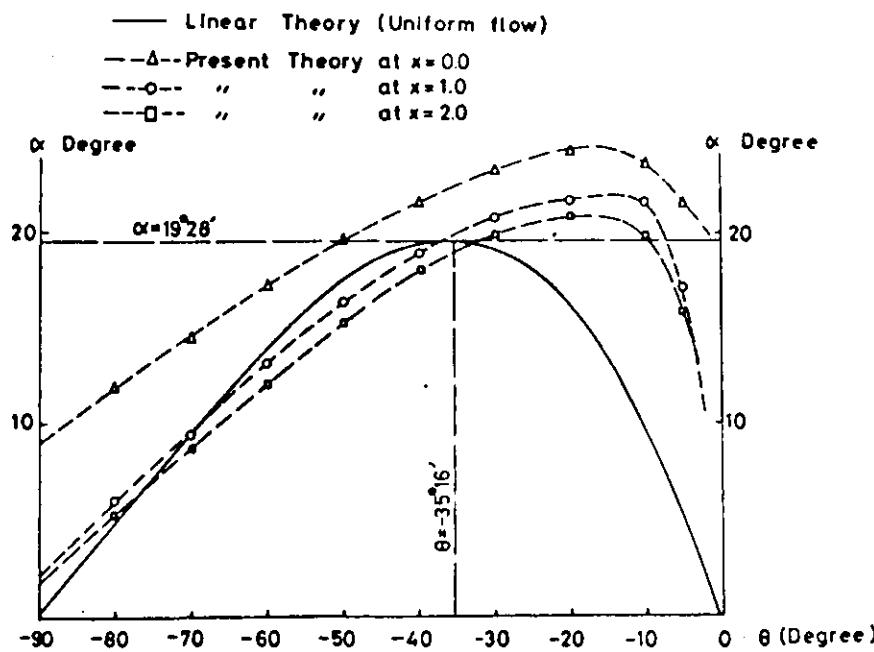


Fig. 3.7.7 $\alpha \sim \theta$ Curves

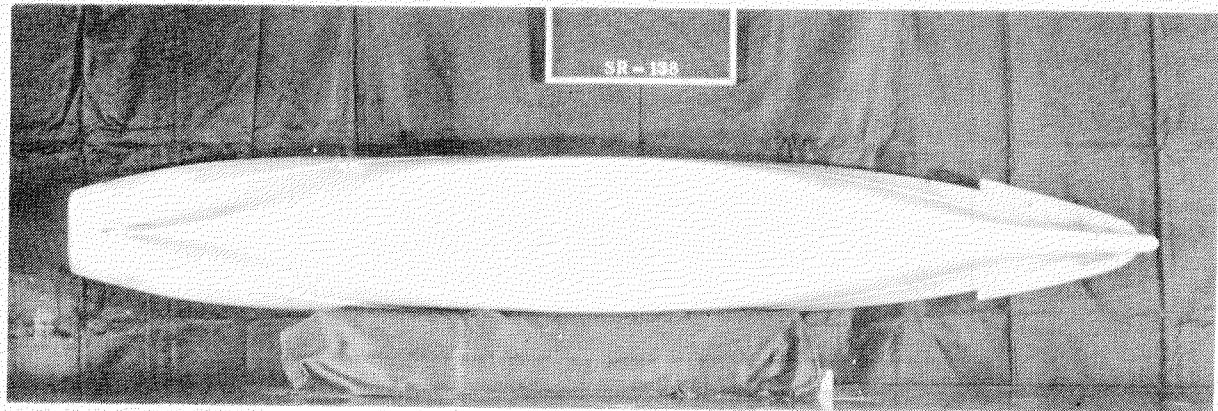
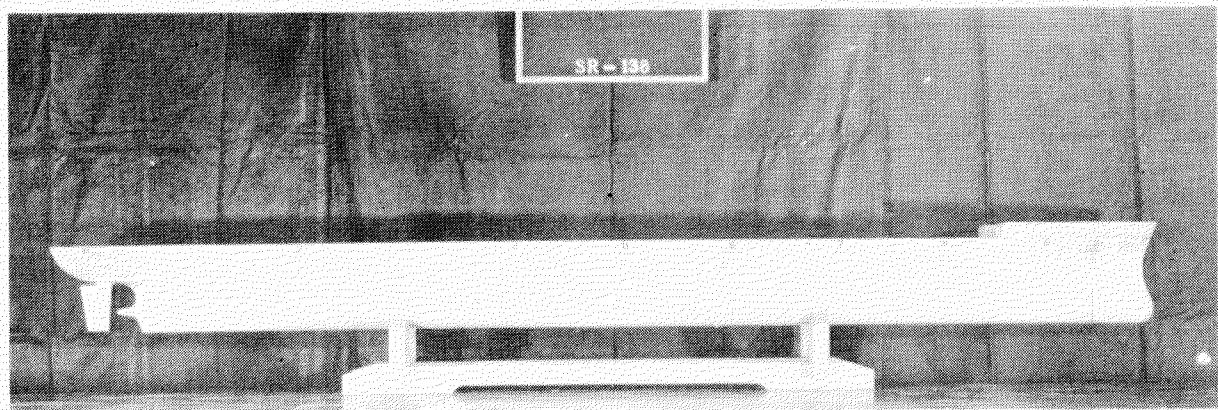
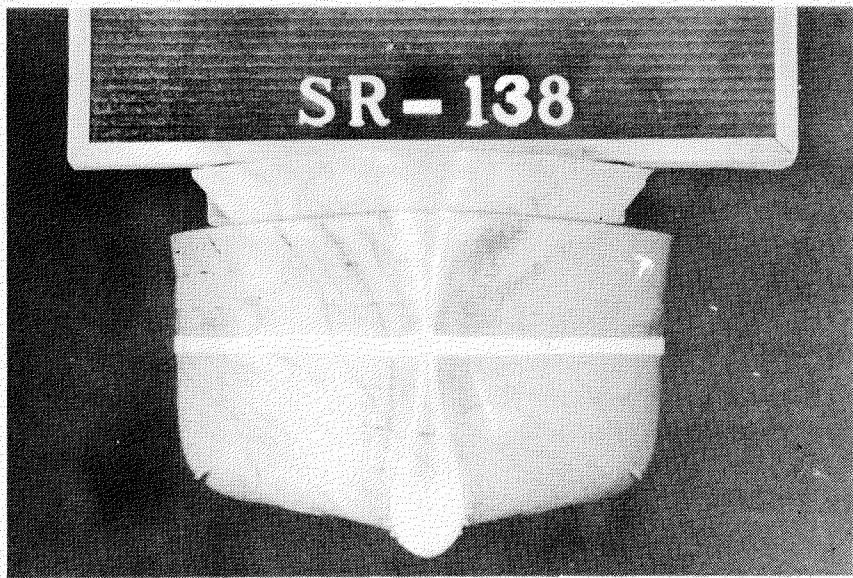


Fig. 3.7.8 Model ($L_{pp} = 2\text{ m}$)

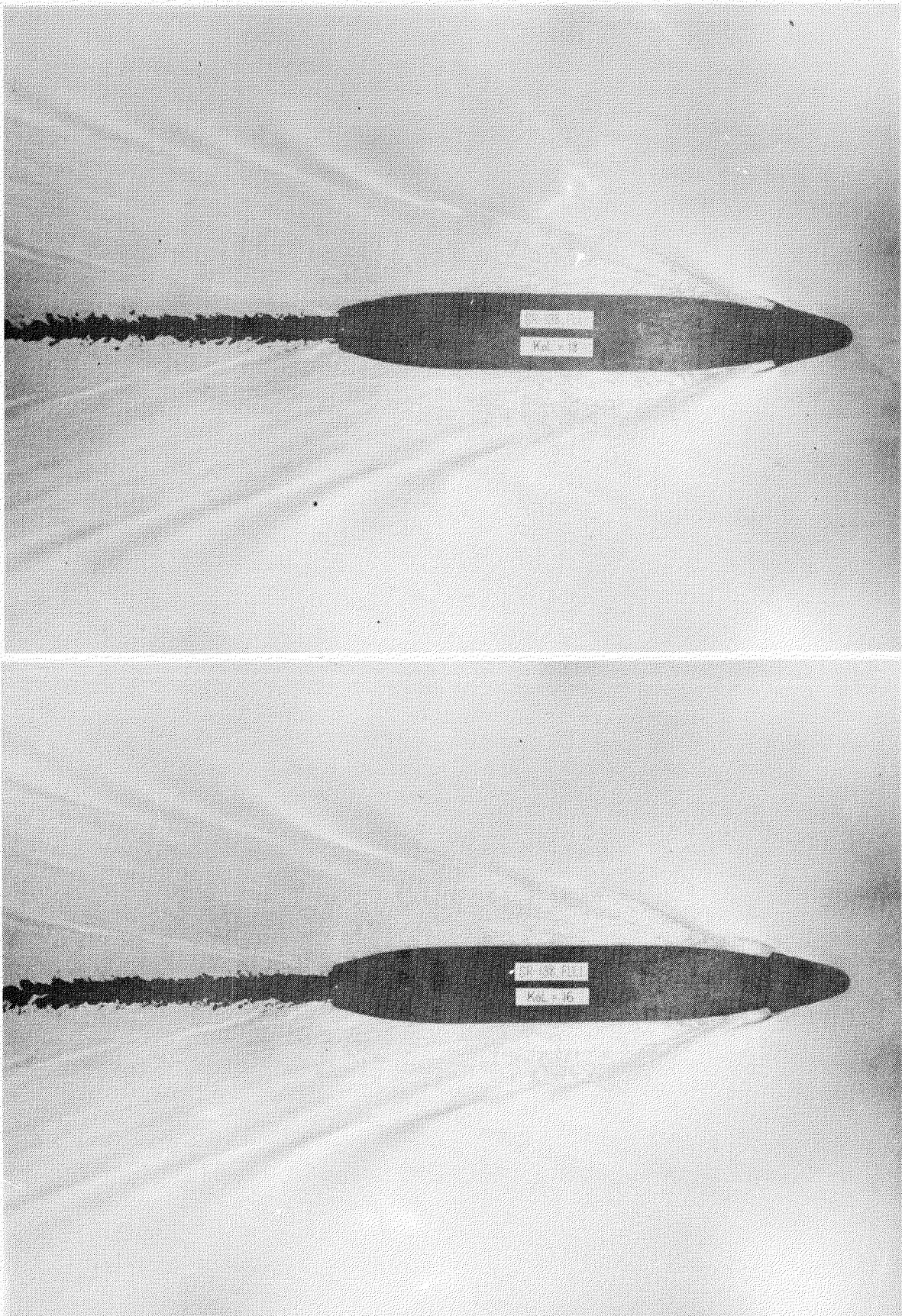


Fig. 3.7.9(a) Wave Patterns (Full Load)

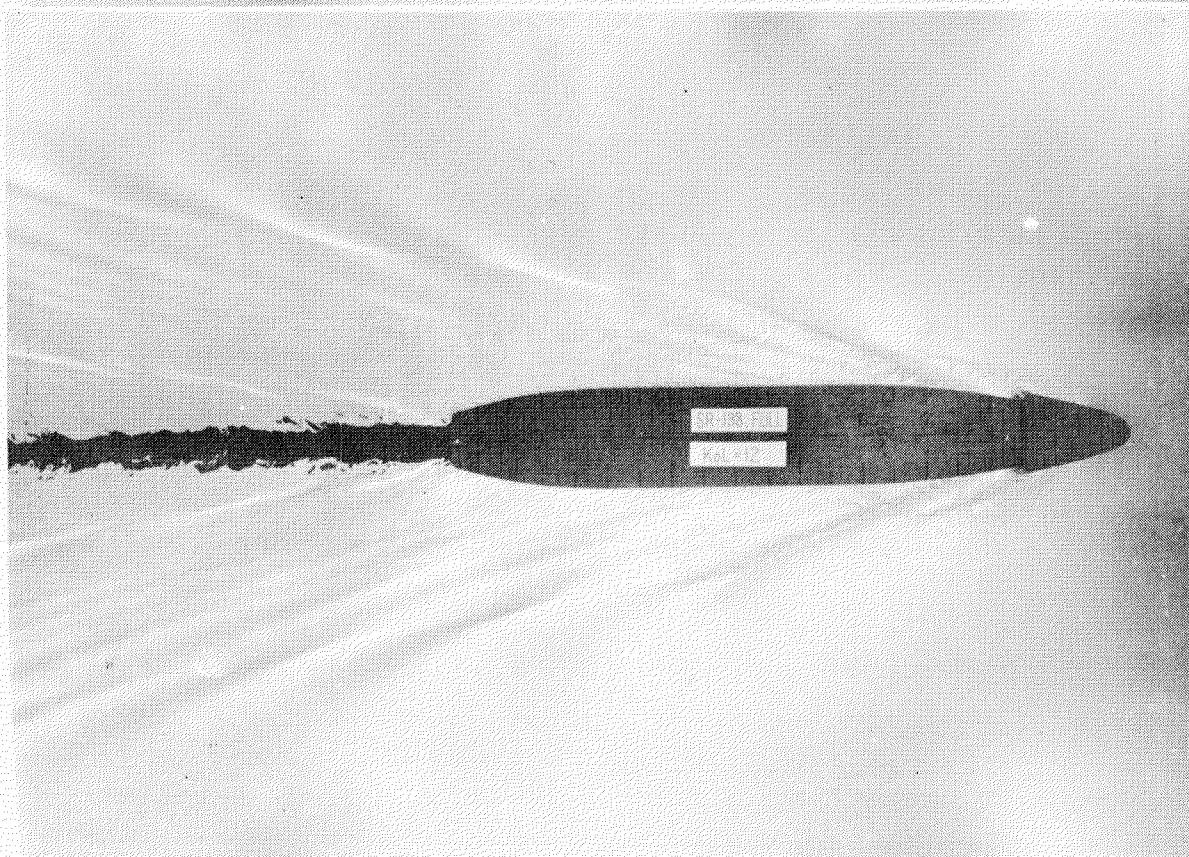
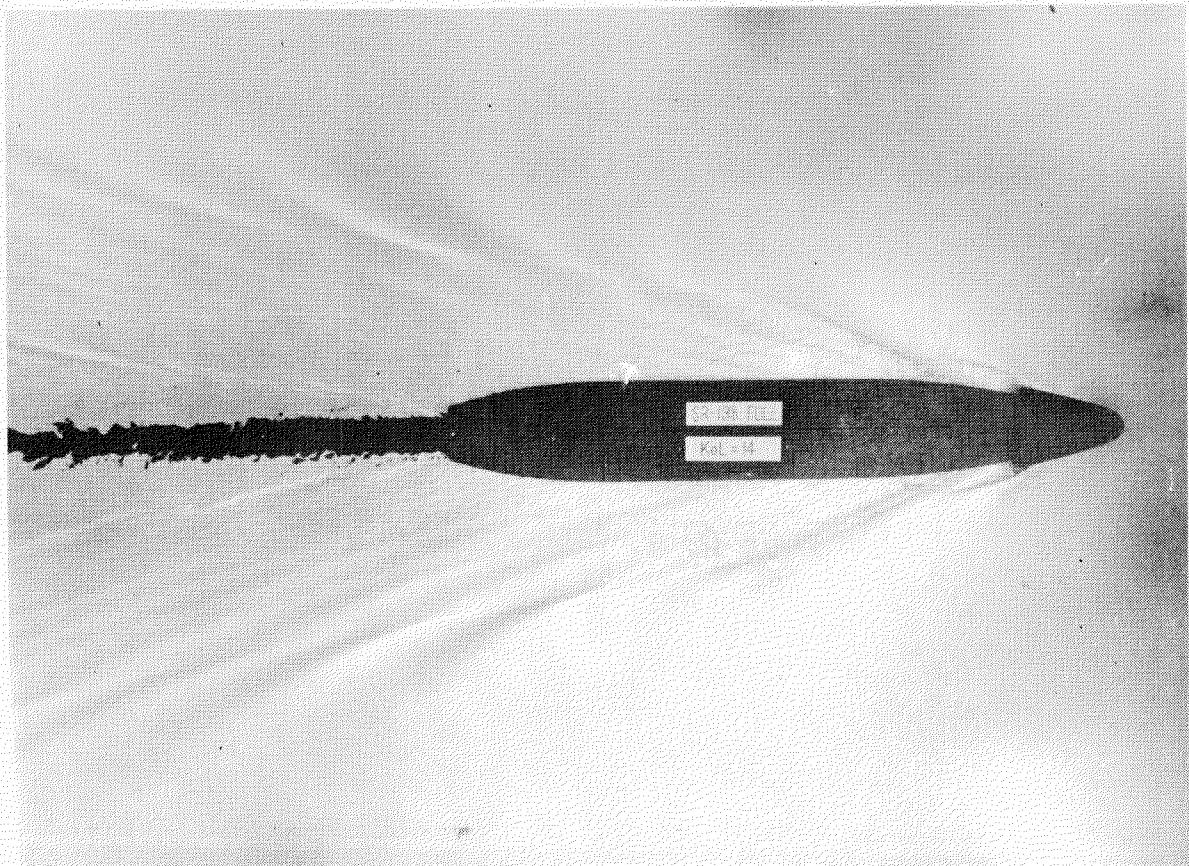


Fig. 3.7.9(b) Wave Patterns (Full Load)

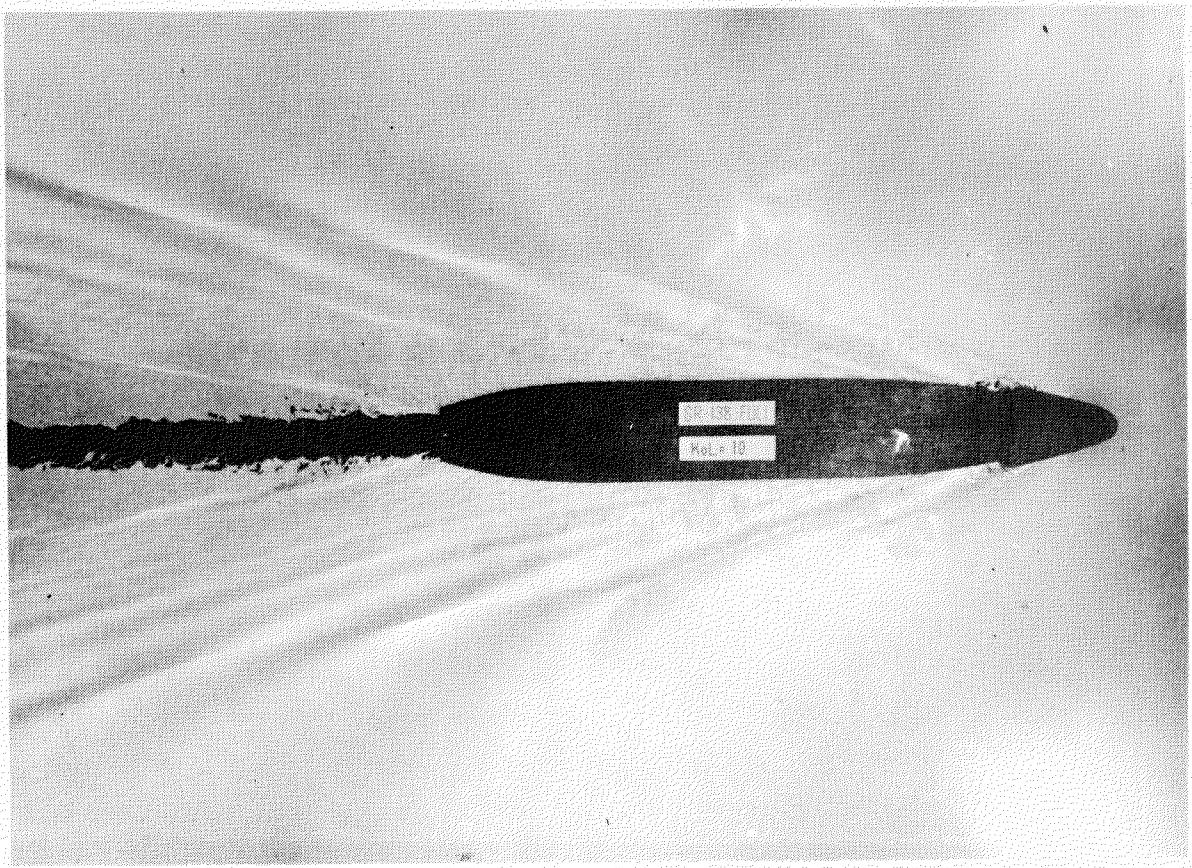


Fig. 3.7.9(c) Wave Patterns (Full Load)

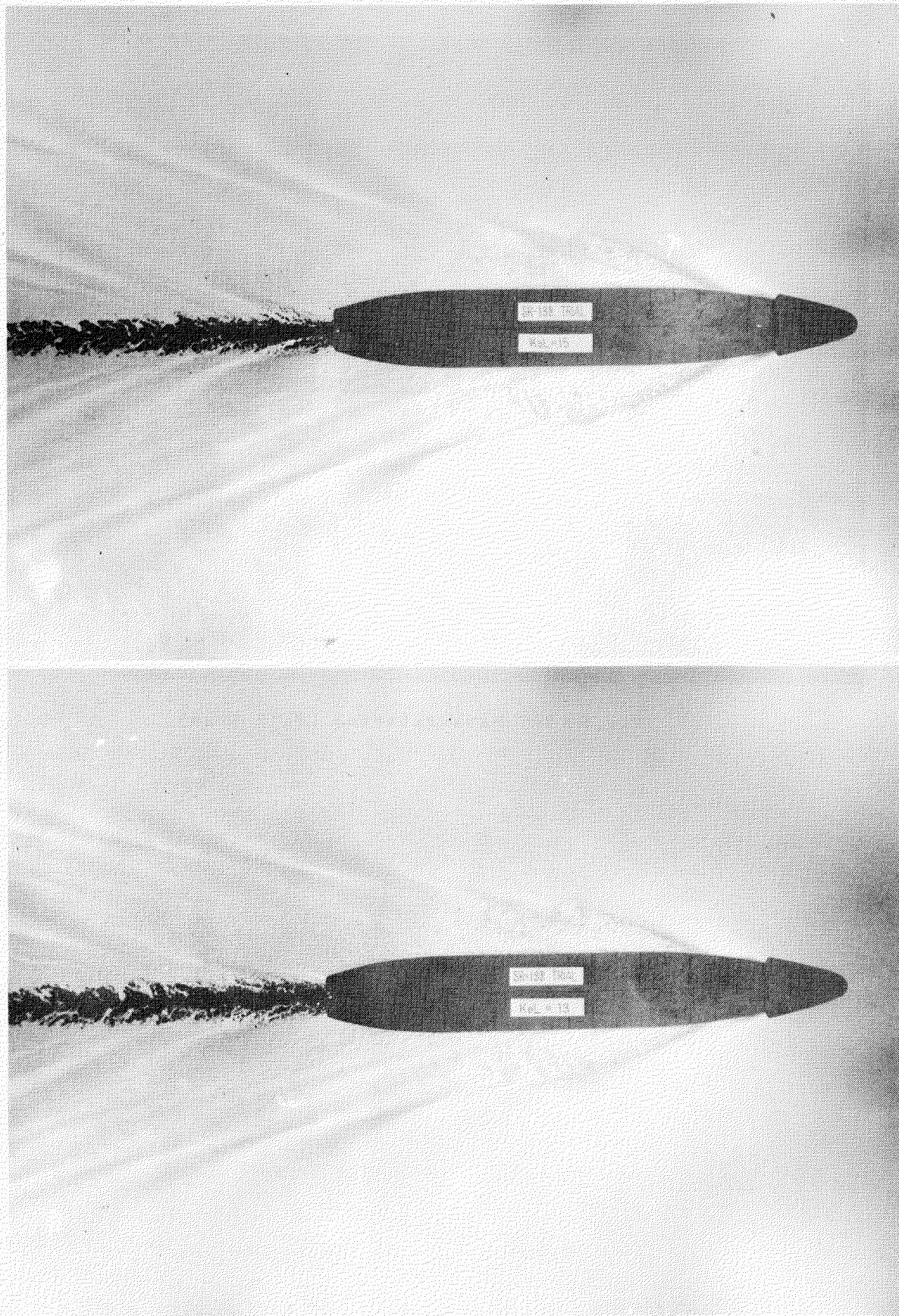


Fig. 3.7.1 0(a) Wave Patterns (Trial Condition)

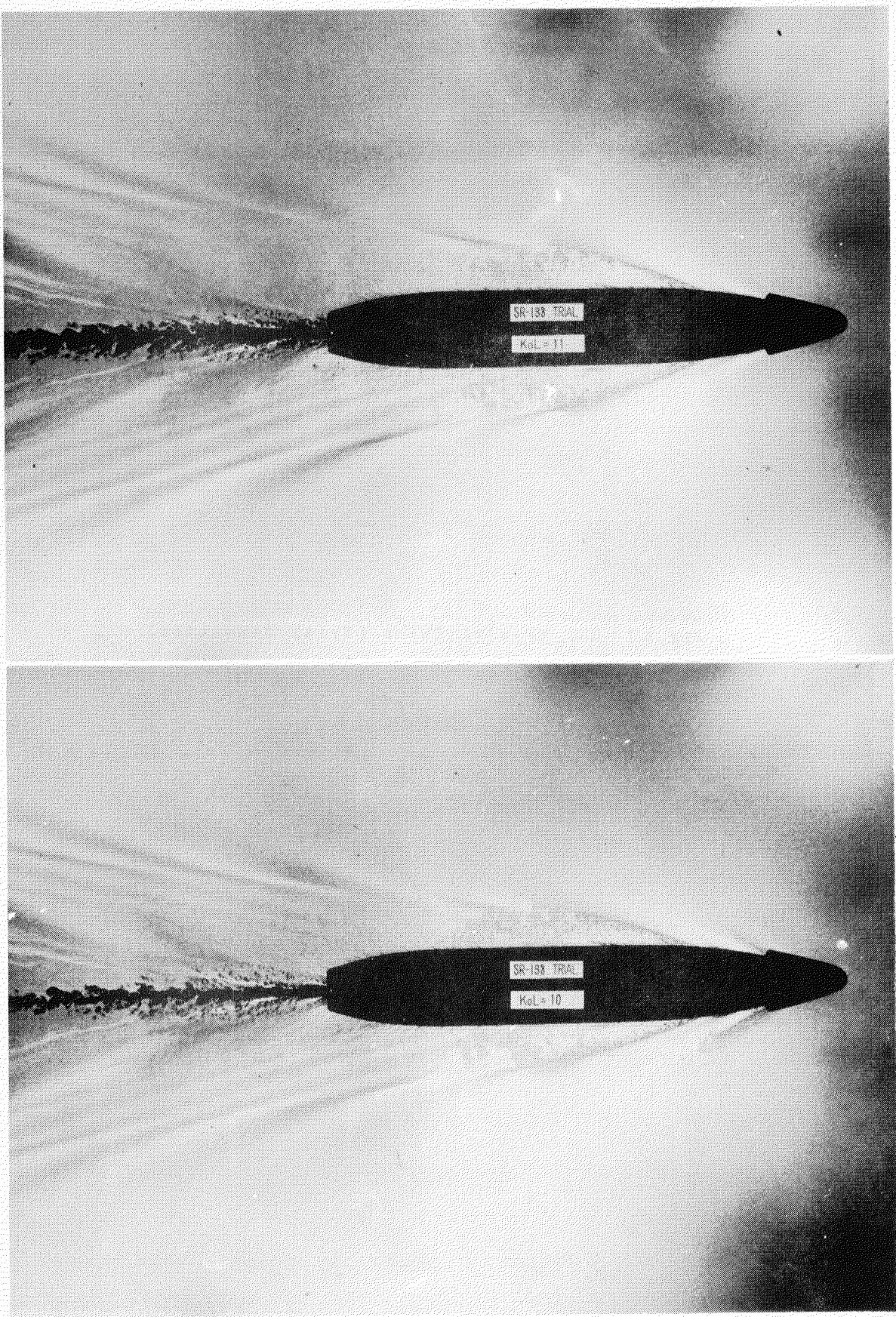


Fig. 3.7.1.0(d) Wave Patterns (Trial Condition)

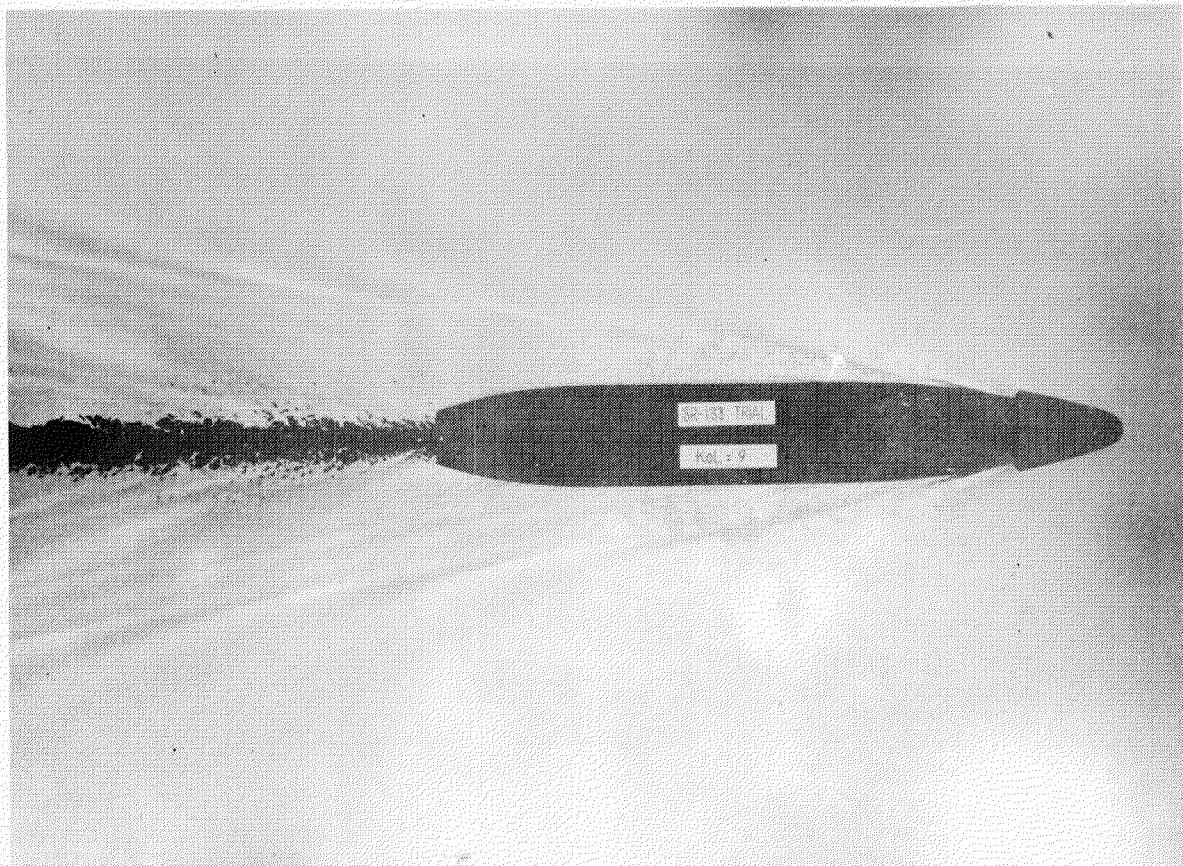


Fig. 3.7.10(c) Wave Patterns (Trial Condition)

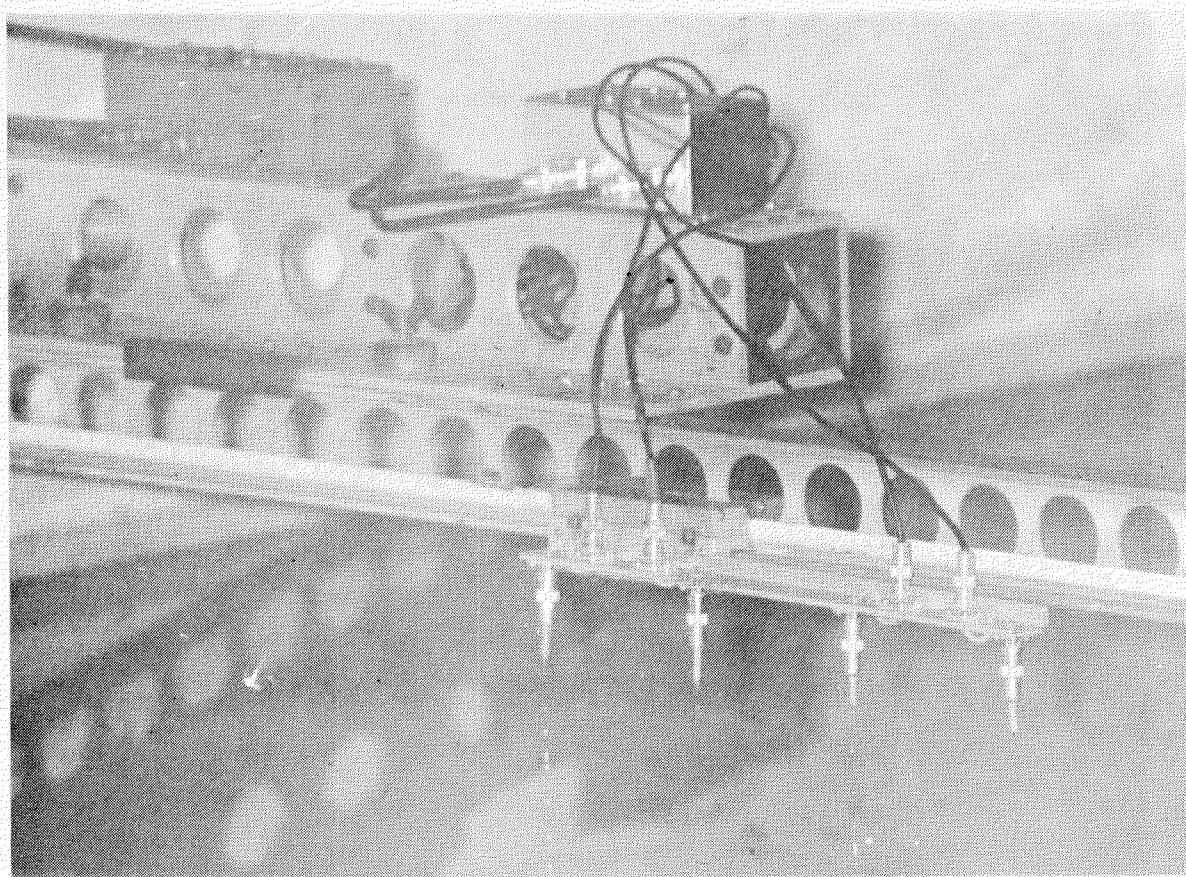


Fig. 3.7.11 Wave Height Transducer (Probe)

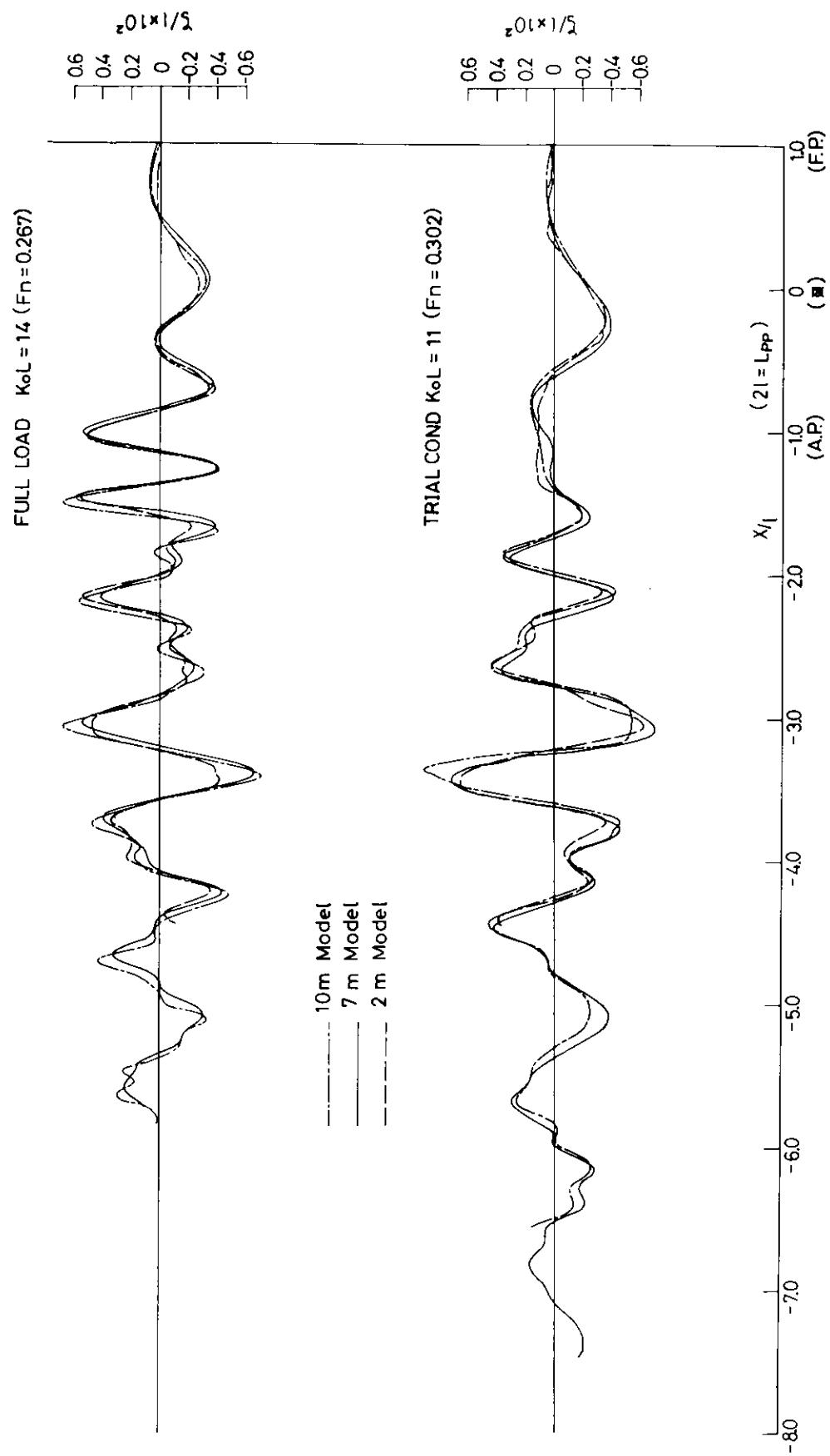


FIG. 3.7.12 Comparison of Wave Profiles

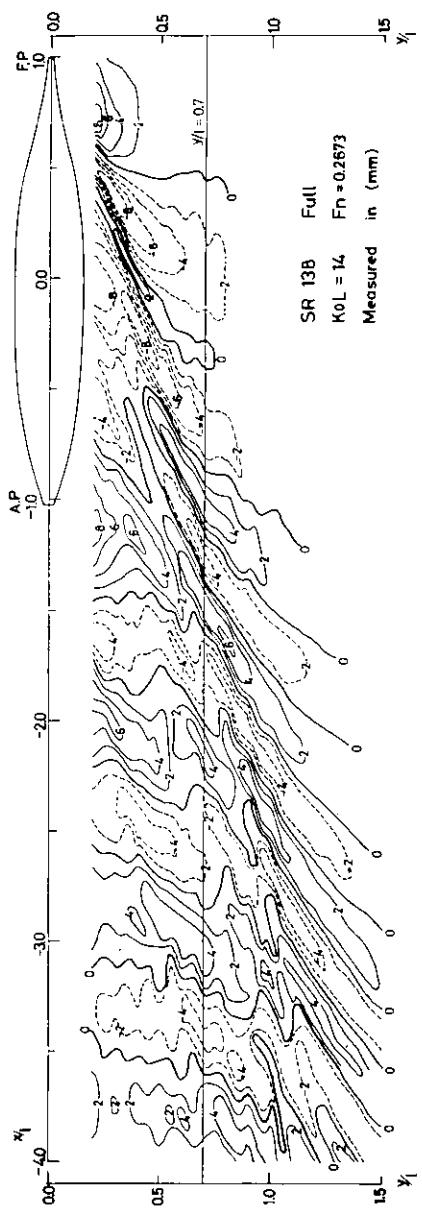


Fig. 3.7.13 Wave Contours

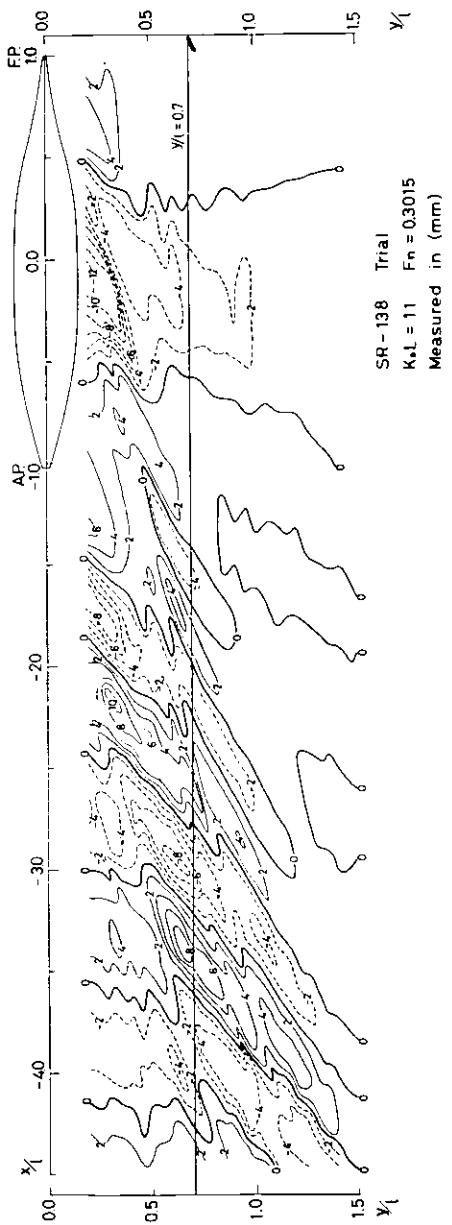


Fig. 3.7.14 Wave Contours

3.8 流 線 観 測

流線観測としては船体表面の限界流線に注目して2m及び4m模型につき実施した。実験状態などをまとめて示せば次のようになる。

	2 m		4 m	
	Full	Trial	Full	Trial
Fn	0.267	0.302	0.267	0.302
速 度	1.194 $\frac{m}{s}$	1.350 $\frac{m}{s}$	1.688 $\frac{m}{s}$	1.910 $\frac{m}{s}$
観 測 方 法	wet paint		2段毛糸	
観 測 范 囲	全 表 面		船尾付近	
プロペラの有無	無		有と無	

2m、4mを比べてみると、両者間ではRn、観測方法などが異っているにもかかわらず、結果にはほとんど差異は見られない。4mの結果をFig. 3.8.1に示すが共通していえることは、顯著な2次元的、あるいは3次元的剥離は存在していないように思われること、しかしSS. $\frac{1}{2}$ より後方でプロペラ軸附近に弱い船尾渦の発生が観察されること、などである。その他の事柄として、プロペラ吸引が船尾渦又はもつと一般的に船尾流場に与える影響、あるいはFullとTrialとの差などが興味ある所であるが、これらについては明確な情報は得られなかつた。

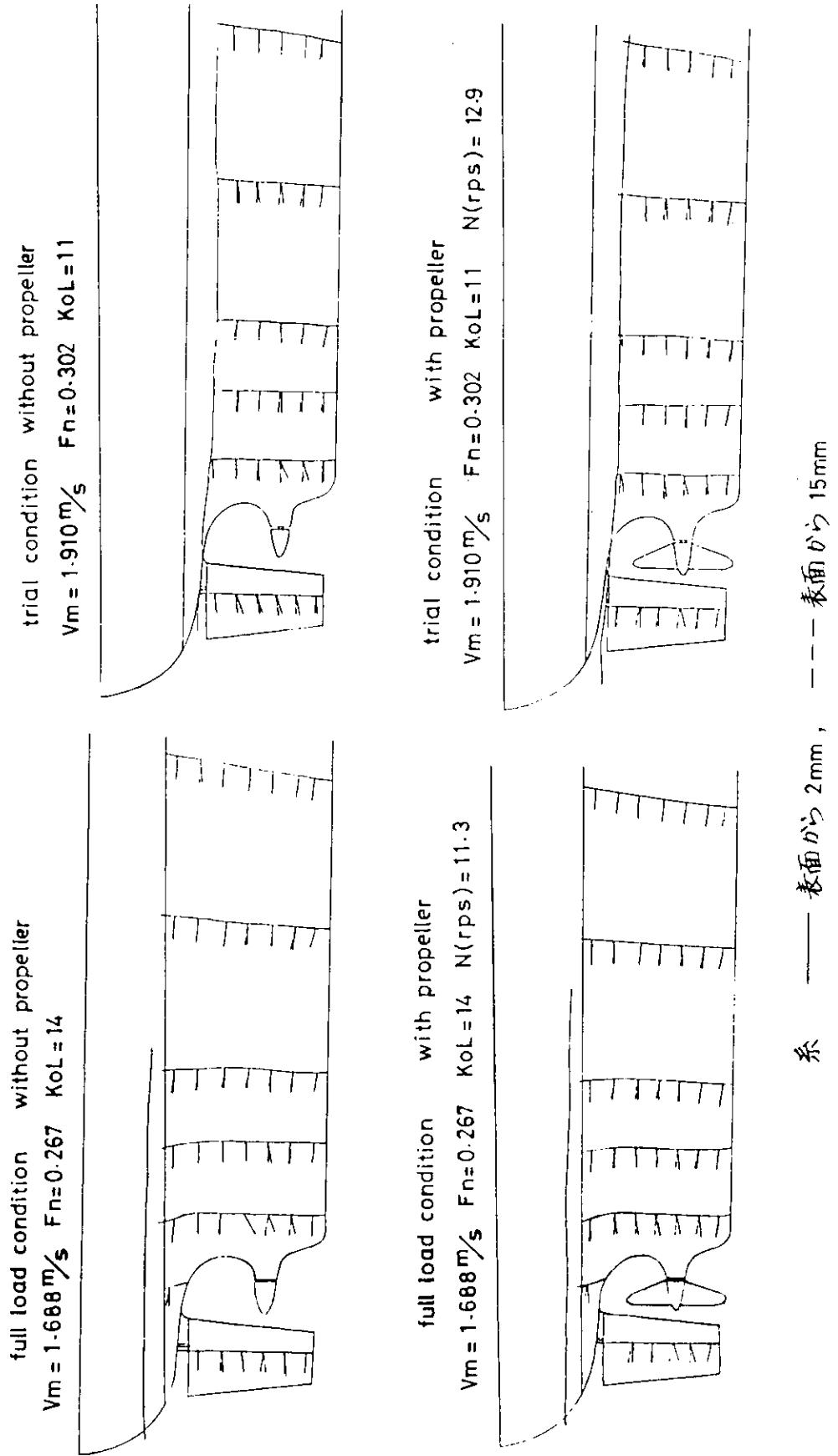


Fig. 3.8.1 流線観測結果(4m模型船)

§ 4. 実船計測

4.1 まえがき

実船計測小委員会では前年度に引き続き、次のような作業並びに研究を本年度に実施した。

- (1) 昨年度末(昭和49年3月)実施した第2回実船計測結果の解析。
- (2) スラストメーター検定装置の設計、製作並びに据付け。
- (3) 同検定装置によるスラストメーター検定実験と、その結果の解析。
- (4) 検定結果に基づく実船計測結果の再検討。

この内で、(2)、(3)、(4)項は当初の計画にはなかつたものであるが、47年度及び48年度の結果にかんがみ、その必要性が痛感されたので、本年度新たに追加したものである。以下この順に報告する。

4.2 第2回実船計測結果

4.2.1 供試船と計器配置

第2回の実船計測の供試船は、石川島播磨重工業㈱相生第1工場建造、川崎汽船株式会社向の1,400個積コンテナ船「らいおんず・げいと・ぶりつじ」である。本船の航海速力は、常用出力15%シーマージンで22.8 Knot である。主要目を Table 4.2.1 に示す。

スラストメーター、トルクメーターなどの計器類は、すべて軸室内の中間軸に装備された。Fig. 4.2.1 に各計測器の配置を示す。軸室前部より新興式スラストメーター、阪大式スラストメーター、研野式トルクメーターの順で装備された。Fig. 4.2.2 にその状況を写真で示す。なお、中間軸の直径は 635 mm である。

4.2.2 試運転状況

本船の確認運転時(昭和49年3月11～13日)に予備計測が、公試の速力試験時(同3月20日)に本計測がそれぞれ実施された。共に約30%の載荷状態で、約0.5%船尾トリムの状態であつた。Table 4.2.2 に試運転状況を示す。

速力試験が行なわれた海面は紀伊水道で、日之岬に電波式速力計の中継基地を置き、40° または 220° の方向に航走中、基地より約20マイル離れた地点で計測が行われた。水深は約200 m であつた。

速力試験は相生第一工場の通常の試験法によつた。主機負荷 $\frac{1}{2}$ MCR, $\frac{3}{4}$ MCR, NOR, MCR の4状態で各々 UP, DOWN の二航走である。速力は電波式速力計で対地速度を測り、プロペラ回転数は積算回転計より読み取つた。速力試験結果を Table 4.2.3 に示す。研野式トルクメーターにより軸馬力が計測されているが、参考までにインディケーターガードより読み取つた BHP を本表に示した。

公試当日は、North より約 10 m/s の風があり、風浪階級は試験開始時に Slight 程度であつたが、徐々におさまり $\frac{3}{4}$ MCR より Smooth 程度になつた。

4.2.3 トルクおよび軸回転数の計測結果

トルクの計測には研野式トルクメーターを使用し、各航走とも約30秒間隔で4点の計測を行なつた。軸回転数は各航走の標柱間の総回転数を計測して求めた。計測されたトルクおよび軸回転数の結果と、各航走ごとにトルクの平均値を用いて求めた軸馬力とを Table 4.2.4 に示す。また、1航走中のトルク変動曲線を Fig. 4.2.3 に示す。

なお、トルクおよび軸回転数の計測は日本造船技術センターが担当した。

4.2.4 中間軸ねじり剛性率の計測結果

海上試運転に先だって、昭和49年2月12日、相生第一工場において、日本造船研究協会所有の超音波式Gメータを用いて計測され、

$$G = 8.376 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$$

と云う結果が得られた。この値は、日本造船研究協会第117部会で、多数の軸について実測された計測結果の平均値、 $8.377 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$ に非常に近い。

なお、先の軸馬力の算出には、常用の値 ($8.37 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$) が使用され、本計測値は使用されていない。

4.2.5 試運転解析結果

日本造船学会の「速度試運転成績標準解析法試案」によつて風および潮流に対する修正を施した。軸馬力は研野式トルクメーターによる計測値を、プロペラ回転数には、その際得られた値を使つた。トルク係数曲線を Fig. 4.2.4 に、潮流曲線を Fig. 4.2.5 に、解析計算表を Table 4.2.5 に示す。

解析により得られた対水速度と軸馬力、プロペラ回転数およびアドミラリティ係数の関係を Fig. 4.2.6 に示す。同図には、無修正の計測結果の往復航平均値が、対地速度と軸馬力およびプロペラ回転数の関係で同時にプロットされている。

Table 4.2.1 らいおんず・げいと・ぶりつい 主要図

Kind of Ship		Container Carrier
Class		NK (NSM "Container Carrier" & MMSM)
Hull	Length Overall	219.00 M
	Length Between Perpendiculars	204.00 M
	Breadth Moulded	31.20 M
	Depth Moulded	18.90 M
	Draught Moulded	11.20 M
Displacement		42,061 MT
Deadweight		26,879 MT
Main Engine	Type & No. of Set	IHI Sulzer 9RND105×1
	MCR	36,000 PS × 10 8.0 RPM
	NOR	30,600 PS × 10 2.3 RPM
Propeller	Type & No. of Set	6 Blades Solid Ni-Al-Bronze × 1
	Diameter	7.200 M
	Pitch ratio	1.031
Rudder	Type & No. of Set	Hanging × 1

Table 4.2.2 らいおんす・げいと・ぶりつじ試運転状態

No.	1	
Date	March 20, 1974	
Displacement (Load Condition)	23,158 MT (about 30% loading)	
Draught	Fore	6.55 M
	Aft	7.51 M
	Mean	7.03 M
Trim by The Stern	0.96 M	
S. G. of Sea Water	1.025	
Temperature	Air	5°C
	Sea	6°C
I/D	0.510	

Table 4.2.3 らいおんず・げいと・ぶりついじ速力試験成績

Engine Load	No. of Run	Course (Deg)	Time in (Sec)	Duration (Sec)	Speed (Kn)	RPM (参考値)	BHP (PS) (参考値)	Tidal Current (Relative)	Wind (Relative)	Sea Cond	Weather
1/2 MCR	1	220	1425	16107	22.35	90.7	17,700	WITH	右70° 8 M/S	SLIGHT	BLUE SKY
	2	40	1455	17591	20.47	91.1	18,350	AGAINST	左30° 22 M/S	"	"
3/4 MCR					21.41	90.9	18,250				
	3	220	1523	14088	25.55	104.1	26,690	WITH	右40° 7 M/S	SMOOTH	"
NOR	4	40	1552	14766	24.38	104.2	27,300	AGAINST	左30° 22 M/S	"	"
	5	220	1630	13698	26.28	108.3	30,800	WITH	右10° 9 M/S	"	"
MCR	6	40	1708	14029	25.66	108.5	31,460	AGAINST	左25° 20 M/S	"	"
	7	220	1742	13282	27.10	114.0	36,400	WITH	左5° 11 M/S	"	"
	8	40	1816	13599	26.87	113.6	36,200	AGAINST	左25° 18 M/S	"	"
					26.99	113.8	36,300				

Table 4.2.4 らいおんず・げいと・ぶりつじ トルク、軸回転数
および軸馬力計測値(研野式)

主機負荷	航走番号	計測番号	計測時刻	トルク Q (t-m)		N(rpm)	SHP(ps)
					平均値		
$\frac{1}{2}$ MCR	1	1	14:25	136.1			
		2		133.8	135.7	90.6	17,175
		3		135.8			
		4		137.3			
$\frac{1}{2}$ MCR	2	5	14:55	143.7			
		6		143.7	143.6	90.7	18,183
		7		145.1			
		8		141.8			
$\frac{3}{4}$ MCR	3	9	15:23	179.5			
		10		178.9	179.6	104.3	26,166
		11		178.5			
		12		181.7			
$\frac{3}{4}$ MCR	4	13	15:52	183.8			
		14		185.7	186.2	104.3	27,126
		15		189.3			
		16		186.2			
NOR	5	17	16:30	198.9			
		18		198.9	199.4	108.7	30,271
		19		197.7			
		20		202.1			
NOR	6	21	17:08	200.9			
		22		202.8	202.1	108.7	30,675
		23		203.1			
		24		201.5			
MCR	7	25	17:42	223.9			
		26		221.7	223.3	114.4	35,674
		27		223.8			
		28		223.8			
MCR	8	29	18:16	224.3			
		30		223.2	224.3	114.3	35,806
		31		224.4			
		32		225.3			

$G = 8.37 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$ を使用

Table 4.2.5 空気力学的・航法的・試運転解析計算表

主機の負荷		1/2			3/4			NOR			MCR		
計 航走番号及方向	1 SW 220°	2 NE 40°	3 SW 220°	4 NE 40°	5 SW 220°	6 NE 40°	7 SW 220°	8 NE 40°	9 SW 220°	10 NE 40°	11 SW 220°	12 NE 40°	13 MCR
対地速度 V_B (Kt)	2.235	2.047	2.555	2.438	2.628	2.566	2.710	2.687	2.710	2.666	2.710	2.687	
推進器毎分回転数 N	9.06	9.07	10.43	10.43	10.87	10.87	11.44	11.43	10.87	10.87	11.44	11.43	
軸馬力 (SHP)	17.175	18.183	26.166	27.126	30.271	30.675	35.674	35.806	30.271	30.675	35.674	35.806	
伝達馬力 (DHP)*1	16.955	17.950	25.830	26.778	29.833	30.281	35.216	35.347	29.833	30.281	35.216	35.347	
トルク係数 κ *2	0.02899	0.03059	0.02895	0.03001	0.02959	0.02998	0.02991	0.03010	0.02959	0.02998	0.02991	0.03010	
風相対風速 (M/S)	8	22	7	22	9	20	11	18	9	20	11	18	
風相対風向 θ (deg)	S 70°	P 30°	S 40°	P 30°	S 10°	P 25°	P 5°	P 25°	S 10°	P 25°	P 5°	P 25°	
無風状態に対する q_c	0.02956	0.02933	0.02925	0.02925	0.02976	0.02976	0.03004	0.03004	0.02976	0.02976	0.03004	0.03004	
無風時 DHP	17.124	17.167	26.031	26.031	29.979	29.979	35.276	35.185	26.031	29.979	35.276	35.185	
航走中間時刻	14.26	14.56	15.24	15.53	16.31	17.09	17.43	18.17	15.53	16.31	17.09	17.43	
一部航走中間時刻	14.41		15.39		16.50		18.00		15.39		16.50		
順 逆	順	逆	順	逆	順	逆	順	逆	順	逆	順	逆	
平均潮流速度 (Kt)	0.696	0.368	0.368	0.368	0.219	0.219	0.063	0.063	0.219	0.219	0.219	0.063	
各航走時 潮流速度	V_B (Kt)	0.766	0.550	0.411	0.324	0.253	0.185	0.108	0.108	0.108	0.108	0.108	
修正結果	N	21.48	21.51	25.04	25.06	25.98	25.98	26.97	26.97	26.97	26.97	26.95	
SHP	17.347	17.390	26.369	26.369	30.369	30.369	35.734	35.643	30.369	30.369	35.734	35.643	
Cadm - $\Delta \frac{V}{3} vs^3 / DHP$ (無風)	47.02	47.10	49.00	49.12	47.52	47.52	45.18	45.20	47.52	47.52	45.18	45.20	
備考	*1	DHP = SHP / 1.015 \times したたか											
	*2	$q = \frac{Q}{pn^2 D^5} = 1.2716 \times \frac{DHP}{N^3}$											

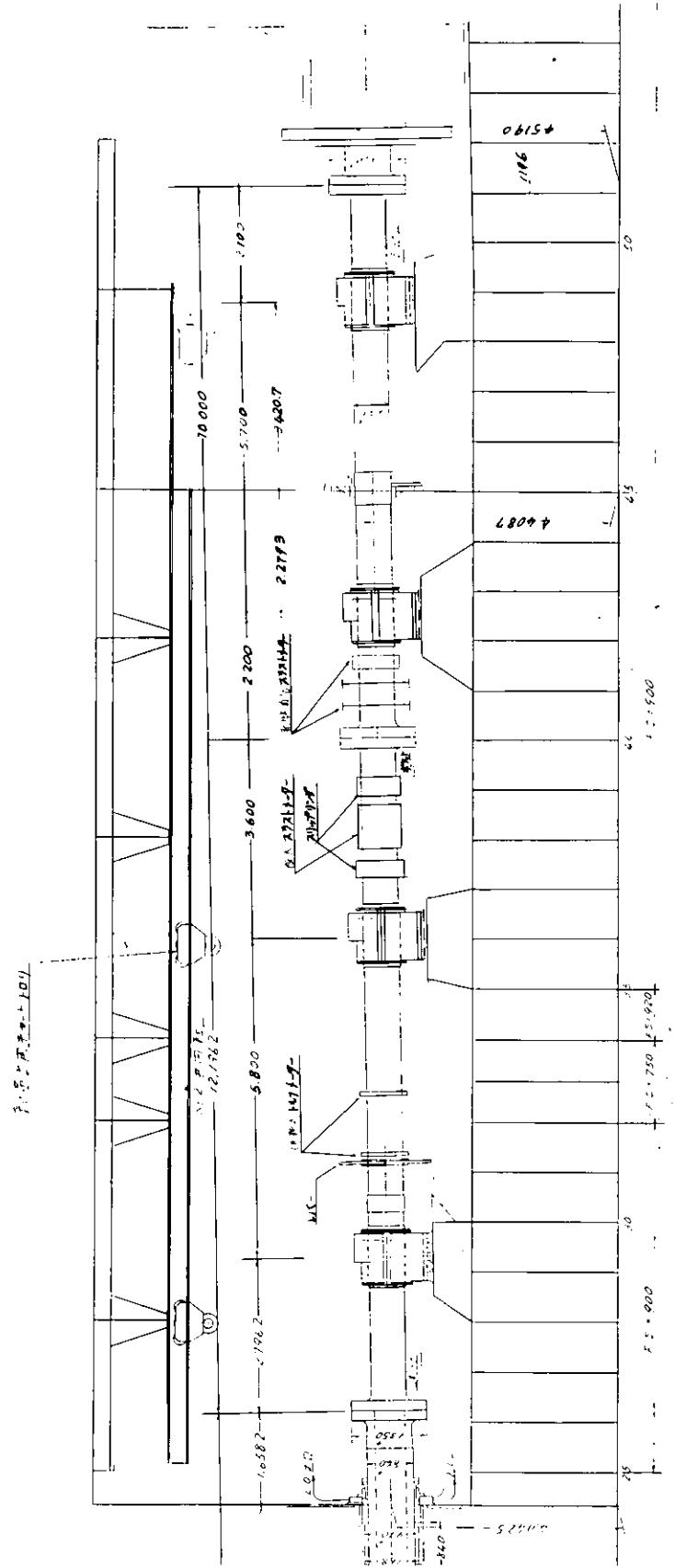
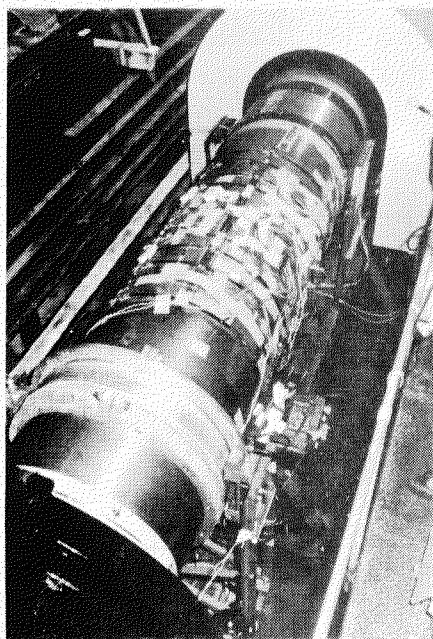
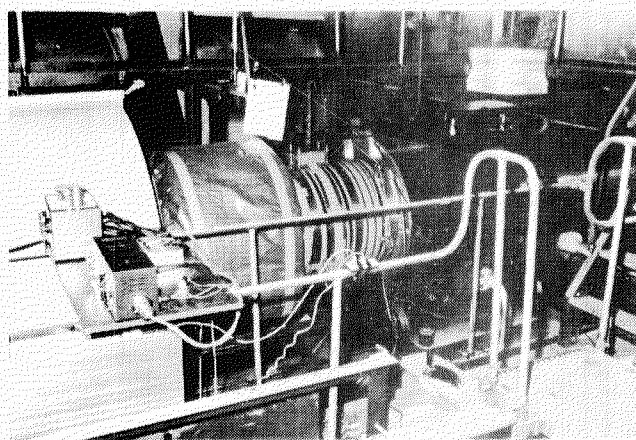


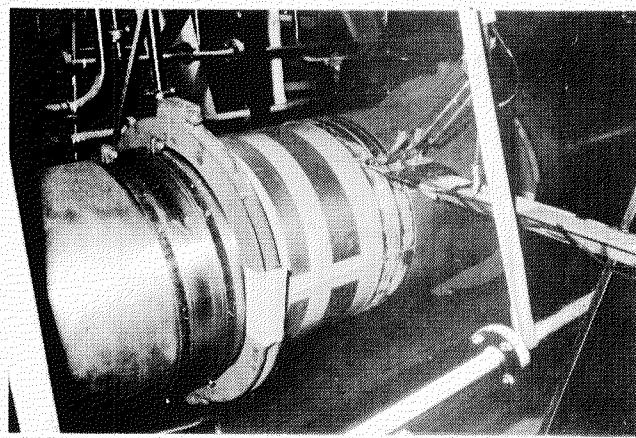
Fig. 4.2.1 種々な計測器の位置図



(a) 阪大式
スラストメーター



(b) 新興式
スラストメーター



(c) 研野式
トルクメーター

Fig. 4.2.2 らいおんず・げいと・ぶりつじ 各計測器装備状況

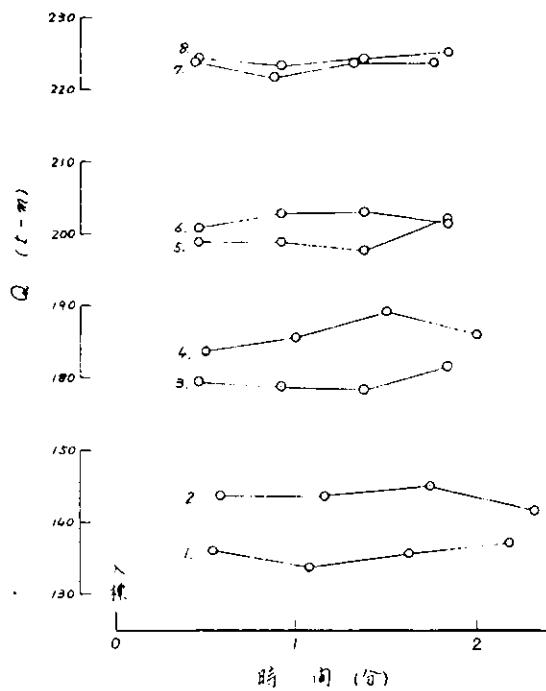


Fig. 4.2.3 らいおんず・げいと・ぶりつじ
トルク変動曲線図

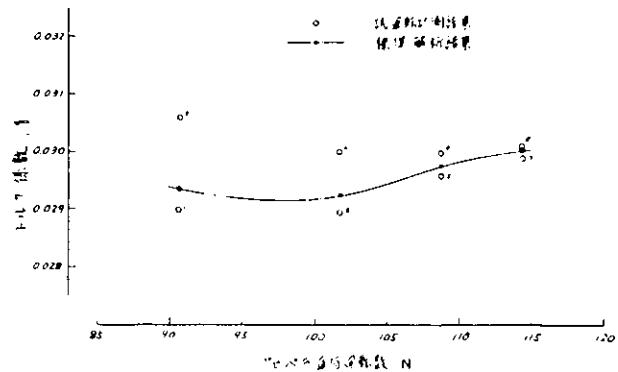


Fig. 4.2.4 らいおんず・げいと・ぶりつじ
トルク係数曲線

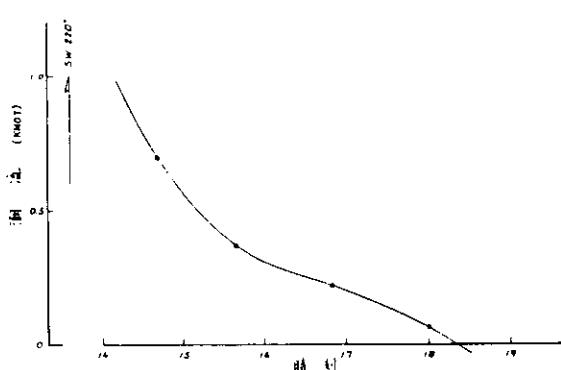


Fig. 4.2.5 らいおんず・げいと・ぶりつじ
潮流曲線

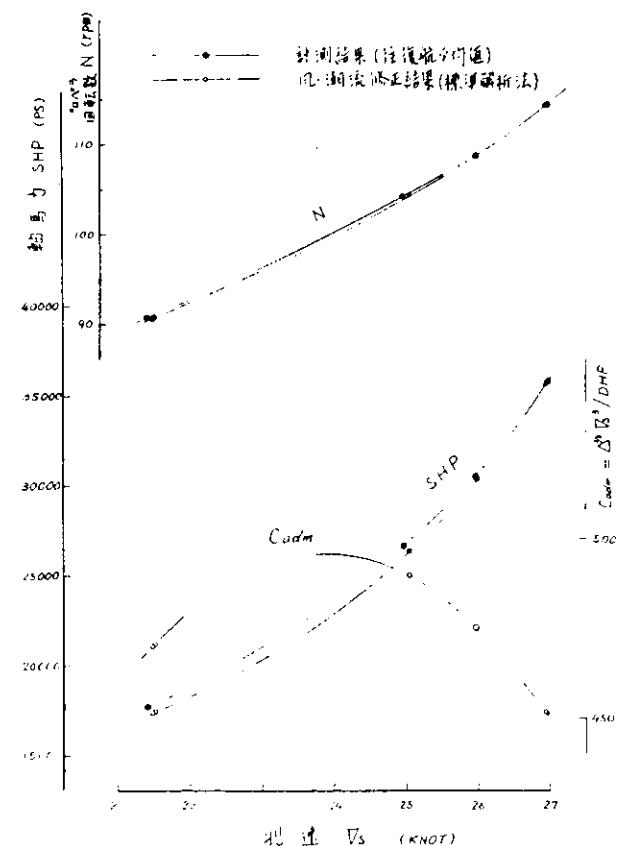


Fig. 4.2.6 らいおんず・げいと・ぶりつじ
馬力曲線図

4.2.6 実船計測とその解析

(1) スラスト計測およびその結果(阪大式)

今回のスラスト計測も前回と同様に2台のスラストメーター(7号、6号)を合せて用いることとし、プロペラ軸の同一場所に45°ずらして取付けた。スラストメーターの取付配置はFig. 4.2.1にすでに示されている。温度計測用サーミスタの取付位置をFig. 4.2.7に、計測系のブロック図をFig. 4.2.8に示す。

計測は内試、公試とも行ない、スラストメーターの較正値はFig. 4.2.9に示されるように実験室の値のみが多少異つた傾向を示すのはほぼ±1%以内の範囲で一致したので解析には公試直前直後の値の平均を用いた。なお7号機については4.4 シラストメーターの検定における結論により、較正値に3%の修正を行つている。前回問題となつたスラストメーターの零点移動(温度修正済)を温度関係のデーターと共にFig. 4.2.10に示す。各航走のマイルポスト間の平均スラストおよび計測したトルク回転数より $\eta_R = 1.0$ としてプロペラ単独性能曲線を用いて算出したスラスト(T_Q)をFig. 4.2.11に、また T_Q と計測値との関係をFig. 4.2.12に示す。

これらの結果より次のことが考察される。較正カーブについては6号機の変位検出部にも両端固定の板バネのかわりに7号機と同じリングバネを用いたためヒステリシスが少くなり、較正値が安定した。温度差については、7号機の値が前回に比し大きく6号機は逆に小さく、多少負の値となりこれまでの結果とかなり異つた傾向を示している。

この原因はFig. 4.2.7に示される軸温度計測用サーミスタの位置が不正確であつたため長手方向にずれて取付けられ、軸の温度分布の存在により軸温の平均値が正しく計測されなかつたためと考えられる。温度勾配の大きさを知るために軸受けに近い点の温度[Fig. 4.2.10の軸温度(12)]を用いて熱伝達の略算を行うと、最大約6°C/M程度の値となり5cm位の取付位置のずれが、0.3°Cの温度誤差を生ずる。この誤差により温度差ならびに温度差修正後の0点が不規則な動きを示すのではないかと考えられる。しかし、今回はこの誤差による計測値への影響は割合少なく高々10トンである。

スラスト計測値についてはFig. 4.2.12に示すように T_Q と比較すると、7号機はほぼ一致し、6号機は大きめの値になつてゐるが温度計測の不確さを考えるとほぼ妥当な値と考え得る。

以上まとめると次のように要約される。

- (i) 軸の縮み変位の検出に関してはかなり良い精度で計測された。
- (ii) しかしこの形式のスラストメーターの弱点である温度計測の精度が未だ不十分であつたため総合精度の向上が困難であつた。
- (iii) 今後温度勾配の影響等も考慮するため平均温度のみならず分布形状をも正確に計測する必要がある。

(2) スラスト計測およびその結果(新興式)

スラストメーターの構成は第一回計測と同様であるが、第1回計測の結果により次の点を改良した。

- (i) 起わい部の両端固定ビームの厚さを前回の4mmから2mmに変えビーム変位荷重を減じ伝達効率を上げるとともに、マウンティングフランジにかかる力を小さくした。
- (ii) マウンティングフランジのエッジ部をFig. 4.2.13の如くフランジ中央部に設けフランジの安定をはかるとともに、エッジ根元にRをつけ、エッジを強化した。
- (iii) マウンティングフランジに支え部を設け計測時の安定化と、フランジの傾き防止を行なつた。

スラスト計測の結果、計測前後における零点がかなり異なるため阪大が計測した室温と軸温の差に比例して零点が動くとして修正を行なつた。計測結果をFig. 4.2.11の中に示す。零点に多少不安があるが、結果はかなり良い値を示している。

(3) スラストメーター検定結果による実船計測結果の再解析

スラストメーター検定の結果を用いて48年度に行なつた実船計測結果を再解析した。しかし、温度分布に

についてのデータがないため、温度差計測の確かさについては検討を加えていない。また6号機については取付の不備が判明したため検討はせず、7号機についてのみ較正カーブの修正(3%)を行なつた。

解析結果をFig. 4.4.1.4に示す。トルクより推定したスラスト(T_Q)とよい一致を示しているが温度関係のデータ不足により零点移動に関する検討を加えられないため不十分な結果と言わざるを得ない。なおトルク影響1%については実船時と検定時における軸表面剪断歪と圧縮歪の比がほぼ同一であり、取付方法も同一であつたが取付精度により異なると思い修正していない。

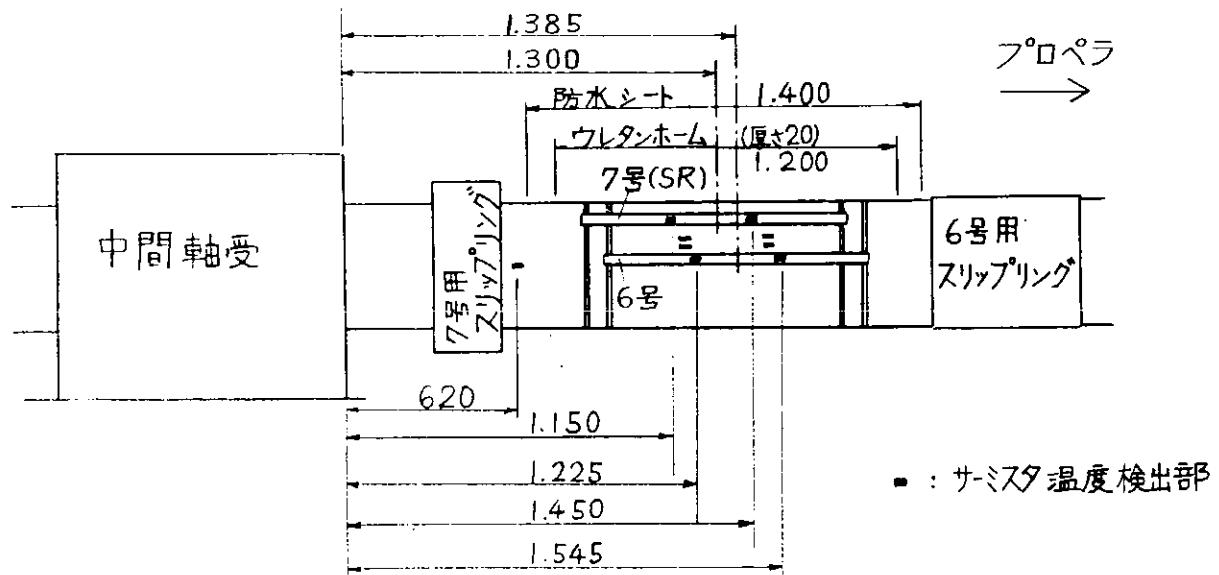


Fig. 4.2.7 スラストメーターおよびサーミスタ取付配置図

(らいおんず げいと ぶりつじ)

スラストメーター スリップリング

記録部

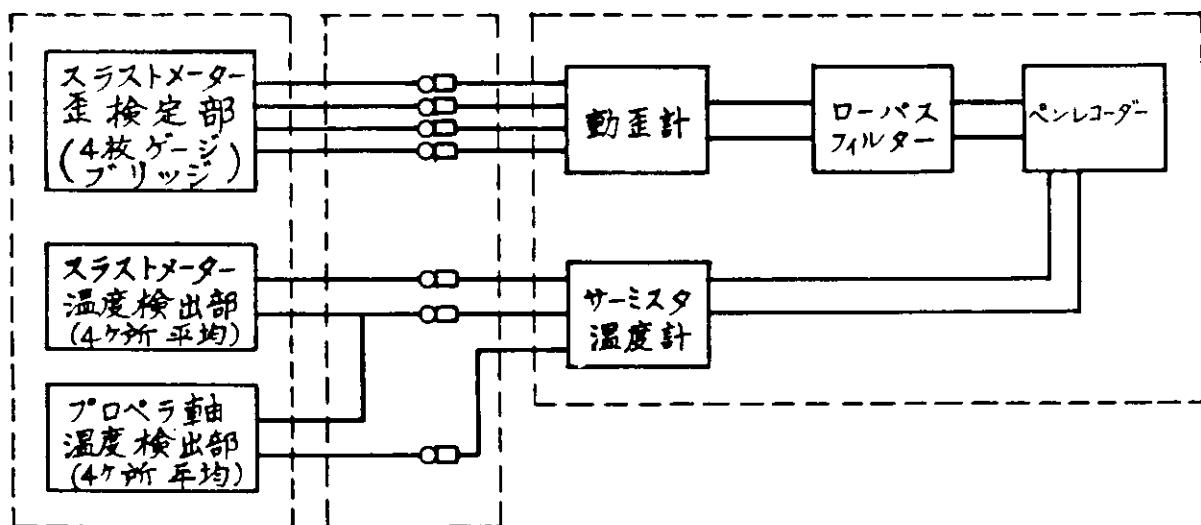


Fig. 4.2.8 スラスト計測系ブロック図

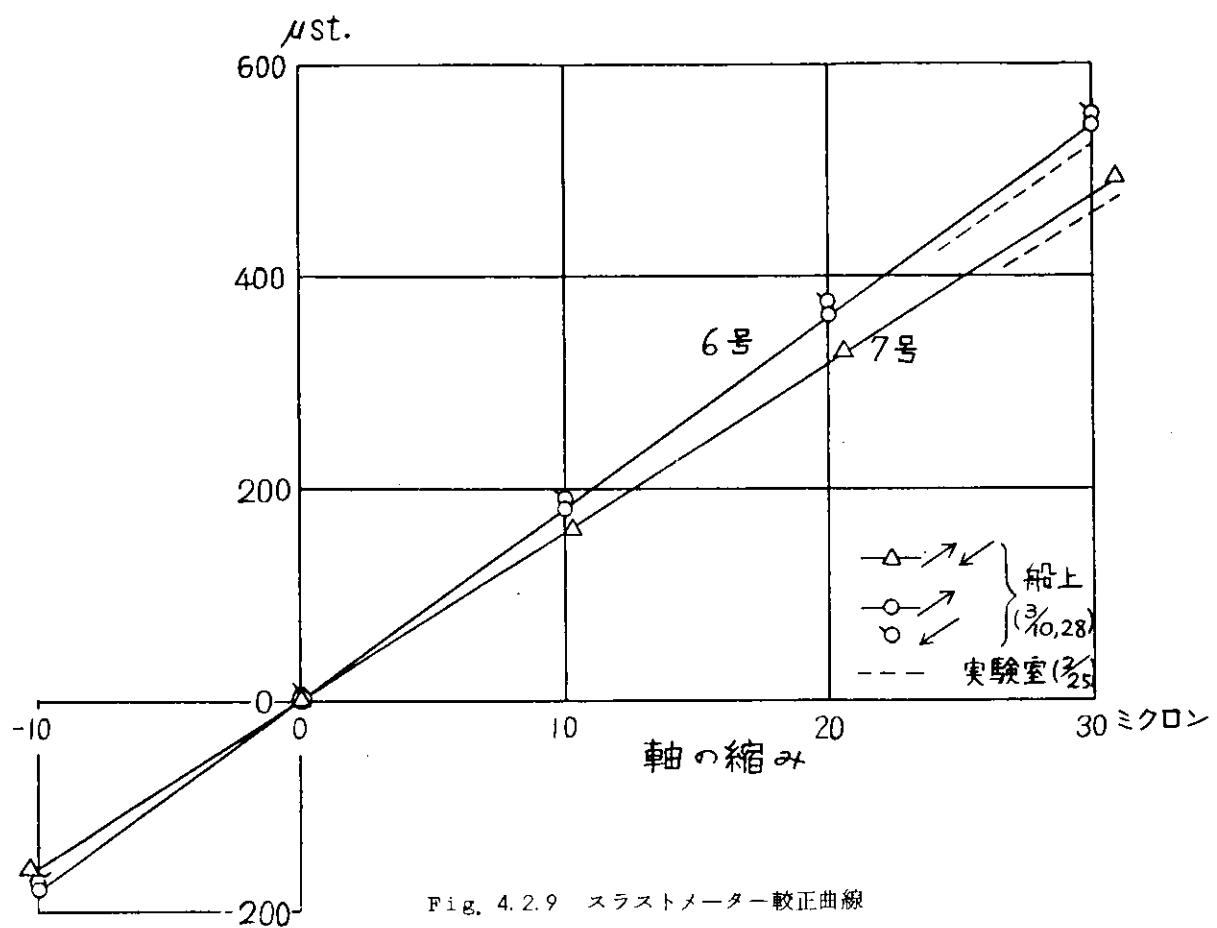


Fig. 4.2.9 スラストメーター較正曲線
(らいおんず げいと ぶりつじ)

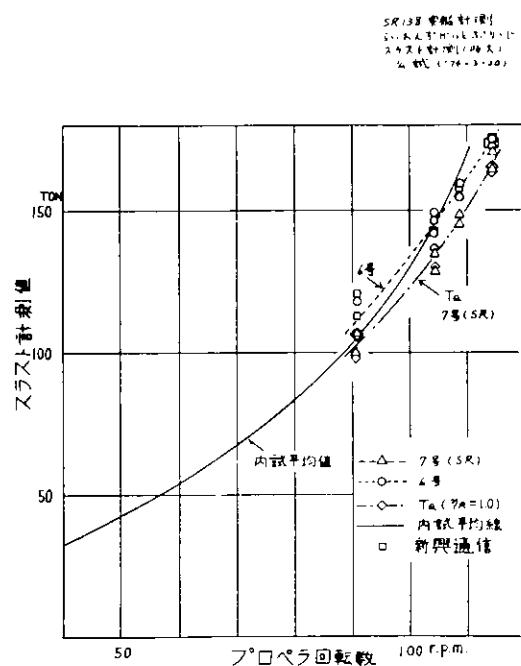


Fig. 4.2.11 実船計測結果 (らいおんず げいと ぶりつじ)

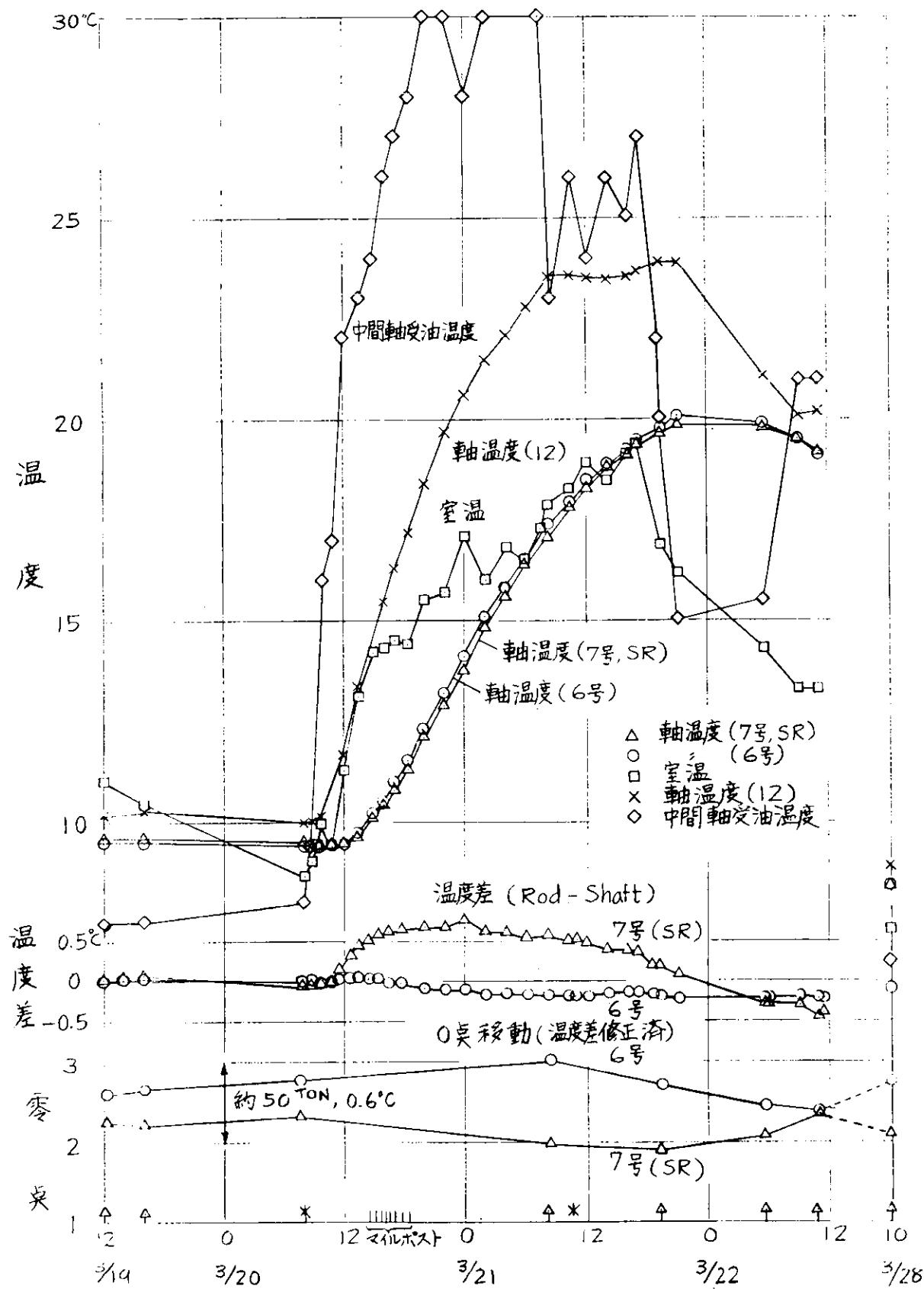


Fig. 4.2.10 零点移動、温度関係曲線図

(らいおんず げいと ぶりつじ)

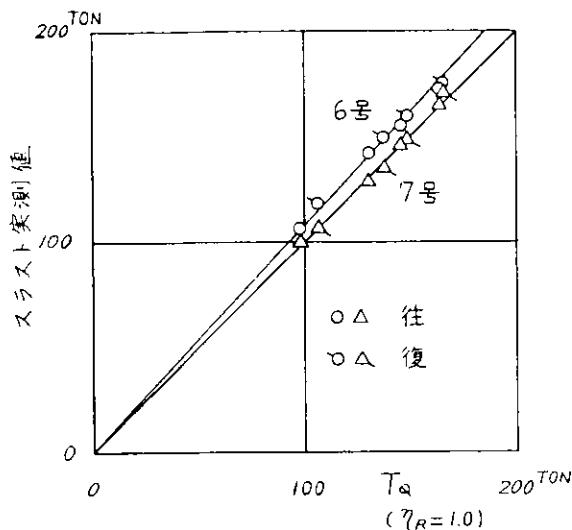


Fig. 4.2.1.2 スラスト計測結果
(らいおんず げいと ぶりつじ)

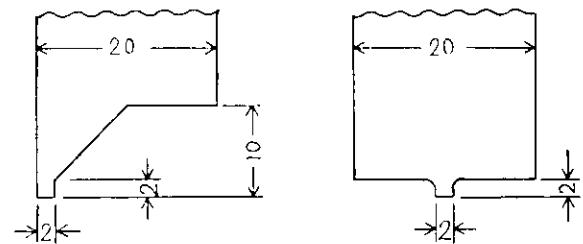


Fig. 4.2.1.3 マウントイングフランジエッジ部形状

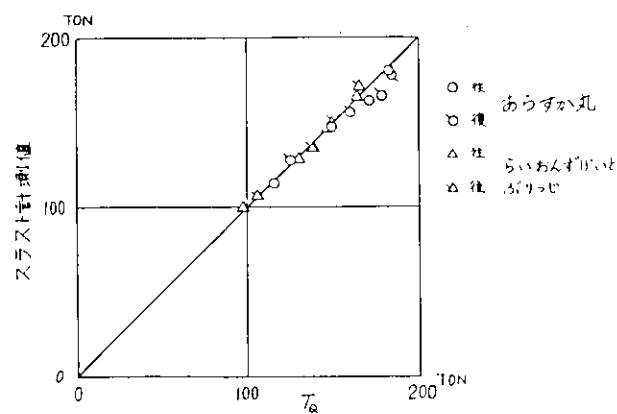


Fig. 4.2.1.4 実船計測値再解析結果
(7号スラストメーター)

4.3 スラストメーター検定装置の設計と製作

4.3.1 検定装置計画の経緯

実船計測に使用したスラストメーターは開発されてより10数年経過し、ほどその型式が定つたものであるが、陸上で検定用中間軸に装着して既知の力で圧縮と捩りを与えて出力の検定を行つたことはなかつた。このような検定が本スラストメーターに対して必要であることは、かねてより考えられていたのであるが、たまたま第117研究部会（大径中間軸の横弾性係数に関する研究）において使用した実験装置が三井造船株千葉研究所にあり、検定用中間軸さえ準備できれば比較的少い経費で上記力による検定実験が可能であることを知り本計画が開始された。

4.3.2 検定装置計画の検討

今回の検定装置製作の直接の目的は、実船計測小委員会で使用したスラストメーターについて次の諸項目を確認検討調査するためである。しかし検定用中間軸や検定装置を製作しておけば必要に応じて他のスラストメーターやトルクメーターの検定も可能であり、我が国に一つぐらいこのような装置を持つことは意義があることと思われる。

- (i) 計器が装着されている中間軸の温度、温度分布がスラストメーター出力にどのような影響を与えるか
- (ii) スラストとトルクが同時にかかつた場合出力は正しいか
- (iii) 計器の軸への取付け方法が出力に影響を及ぼさないか
- (iv) スラストメーター較正機構 — 差動ネジで既知の変位を与えて行う。基準は差動トランス式微小変位計（エレメトロン） — が正しく作動するか
- (v) 本スラストメーターの総合精度はどれ位か

なお検定装置計画の立案に当つて実船計測小委員会において検討した主要事項とその主な結論は次の通りである。

- (1) 検定用軸を中空軸あるいは中央部の細い軸（計器取付部、フランジ部は通常の直徑で他の中央部が細い）で代用することの可否 —— 軸の温度変化、温度勾配によるスラストメーター出力の影響調査ができない。また実船の中間軸の材質（S F 4 5）と同じものを使う必要がある。
- (2) 中古軸の入手ができるか —— 調査の結果現品の適当なものがなかつた。また既存の実験設備にかけるためにはフランジ部の寸法が合わないといけない。従つて実船の軸と同等の仕様で軸を製作する必要がある。
- (3) 時間の経過に対する軸の温度分布は計算で調べられないか。 —— 热源が軸端の部分にあるとして計算を行つた結果、軸の長さ方向の温度分布及び半径方向の温度分布については Fig. 4.3.1 を得た。その結果、検定用中間軸に穴をあけて半径方向の温度分布を計測する必要がないことが判明し、検定用中間軸の長さ方向の温度分布のみ計測・確認することとなつた。またスラストメーターは熱源より直徑の2倍程度の距離を置いて装着すれば表面温度と中心温度は略一定となり又3倍程度離れると温度勾配の強い影響を受けないことも判明した。温度分布計算の詳細は附録4.Aに示す。
- (4) 軸回転による遠心力の影響は？ —— 大阪大学において別途行つた実験結果で現在の装着方法であれば影響がない。
- (5) 計測時の周辺気温の影響は？ —— これも大阪大学における実験結果から概要是判明しているが今回の検定で尙詳細に調べる必要がある。
- (6) 力の計測に使用するロードセルの精度。 —— 実験直前に検定済の荷重試験機によつて検定を行えば最大容量の1%以内の誤差で確認が可能である。
- (7) 検定用中間軸の弾性係数の確認（EとG）。 —— Eについては軸製造時テストピースを数本採取し大阪大学で試験を行う。Gについては S R 1 1 7 で用いた超音波測定器で計測を行う。

- (8) 検定用軸端部の熱源とそのコントロールの方法。——当初種々の案が考えられたが結局簡単な電熱装置を軸端部に巻きつけることとする。
- (9) 溫度計測用サーミスターの検定 —— 大阪大学で行うこととする。
- (10) スラストメーター較正装置の基準となるエレメトロンの検定 —— 微少変位検定装置で検定する。

4.3.3 検定装置の設計と製作

(1) 検定用中間軸

軸径、軸長の大小は製作費のみならず検定装置全体を大きく支配するため、4.3.2に述べた項目と合せ慎重に検討した結果 Fig. 4.3.2 のように軸径 $\phi = 40.0\text{mm}$ 、全長 $5,000\text{mm}$ とした。軸径がこれより小さくなつては実船計測を行つた場合と異なる装着状態でスラストメーターを取り付けなければならなくなる。また長さは利用予定の既存の装置部品、熱源、支持ローラー等を考慮すると最小限この長さが必要となつた。

フランジ部はやはり現有設備の関係から直径 680mm とし、その周辺に取付け用ボルト孔 4ヶを持つ。材質は船の通常の中間軸と同じ S F 4 5 で、仕上げ後、軸表面にマーキング線を入れ、スラストメーター装着が正確に行えるよう配慮した。

軸の製造は神戸製鋼所加古川工場が担当した。

(2) 検定装置

検定装置は前述のように S R 1 1 7 で使用した装置部品をできるだけ活用するとともに三井造船千葉研究所の備品を利用する方針で立案した。装置全体の概略図を Fig. 4.3.3、Fig. 4.3.4 に示す。また今回製作や改造を行つた部品等の図を Fig. 4.3.5 a、b、c、に示す。なお装置全体は研究所の実験場で据付、取外しが比較的簡単にできるよう設計された。

スラスト荷重は Fig. 4.3.6 のように軸の 1 端よりジヤッキ Max. 80 トンで押し、その力はロードセル、球面座を介して検定用中間軸にかかる。振り荷重はフランジ部に取付けられた負荷用レバーのナイフエッジにジヤッキ 30 トンの力がロード・セル球面座を介してかかる。もちろんスラスト、トルクは同時に別々にも負荷可能である。

検定用中間軸の熱源は軸端に電熱ヒーターを巻きつけた ($120V 500W$)。

装置及び部品の製造、改造は三井造船千葉研究所が担当した。

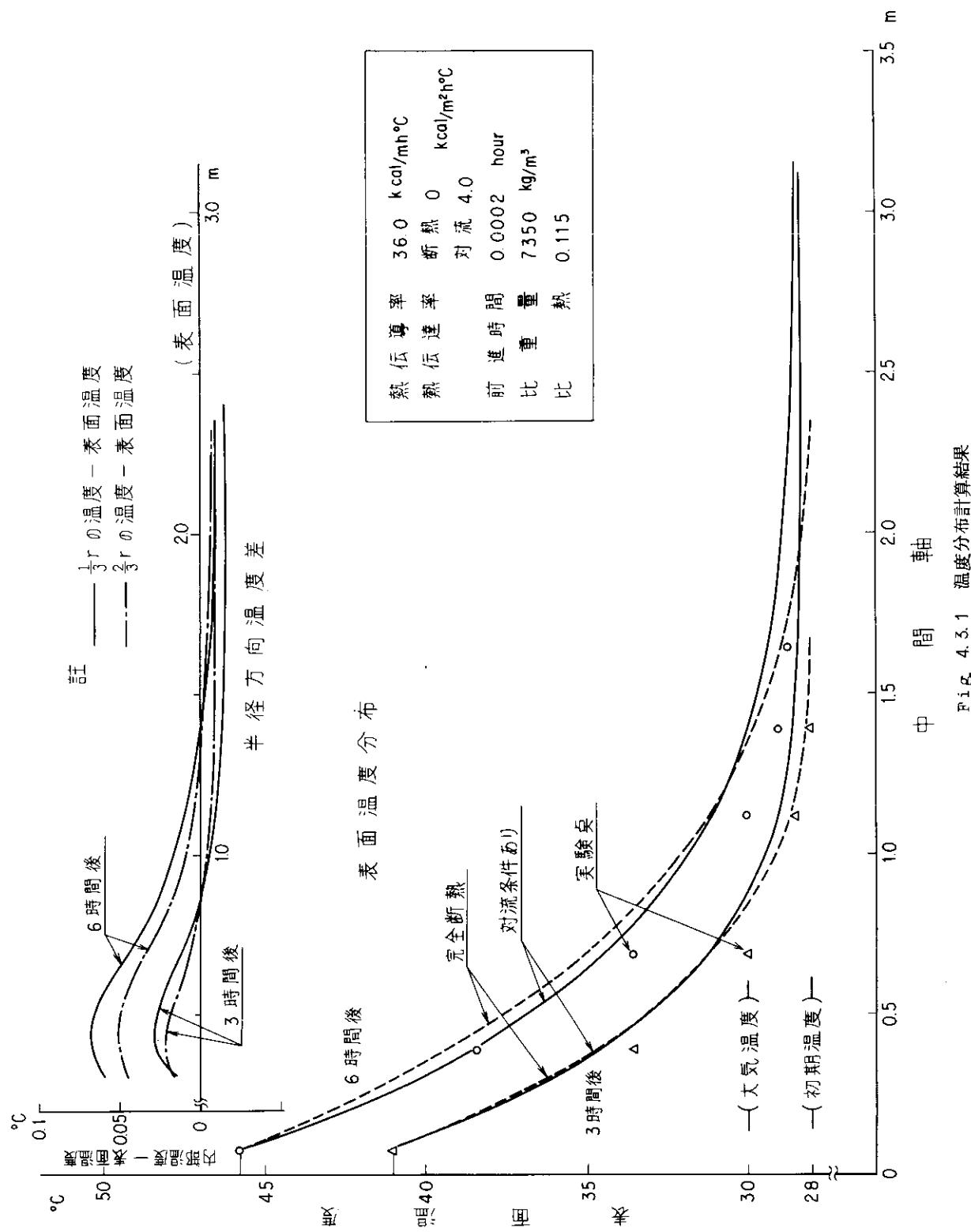


Fig. 4.3.1 温度分布計算結果

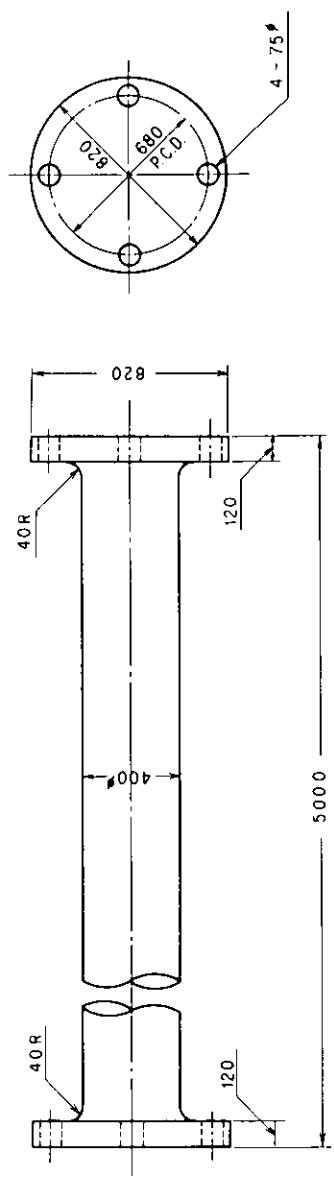


Fig. 4.3.2 檢定用中間軸

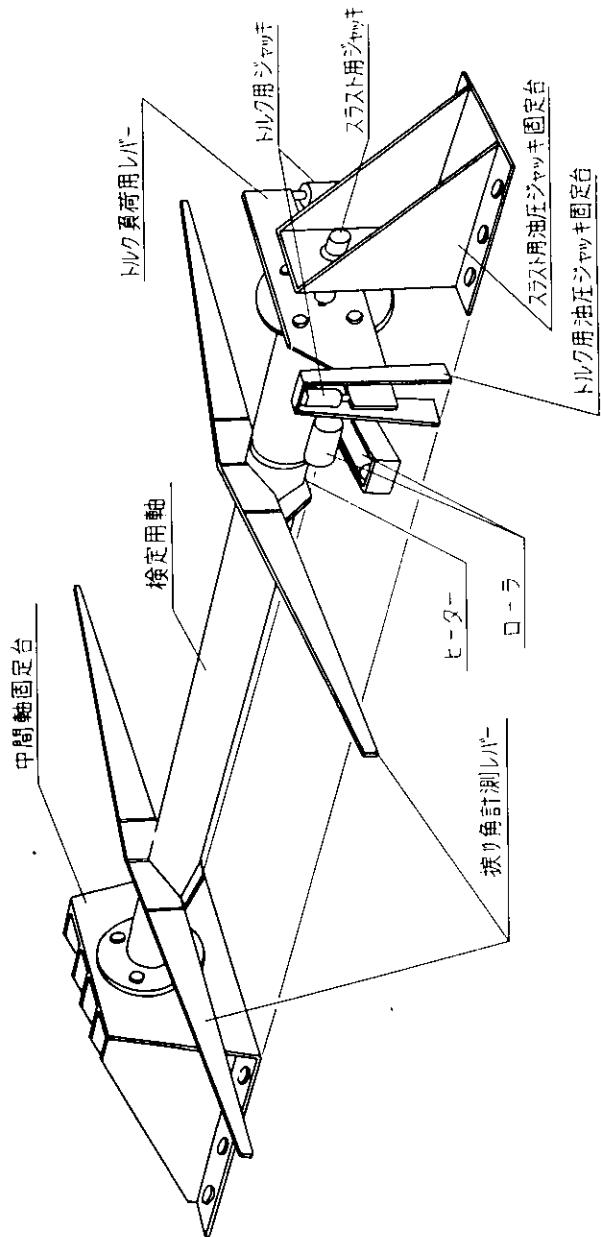


Fig. 4.3.3 檢定装置全体図

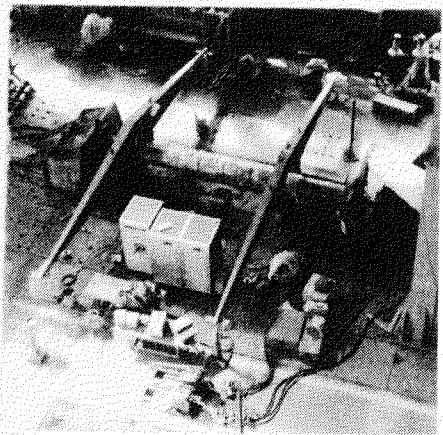


Fig. 4.3.4 検定装置取付状況

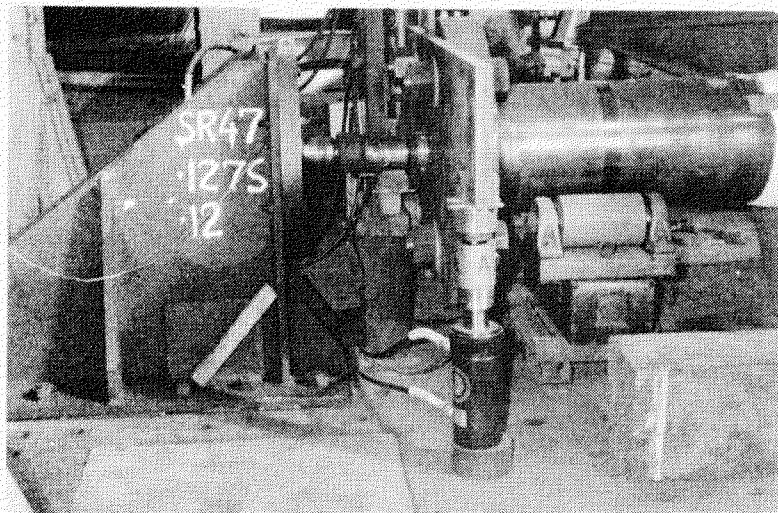


Fig. 4.3.6 スラスト、トルク負荷部

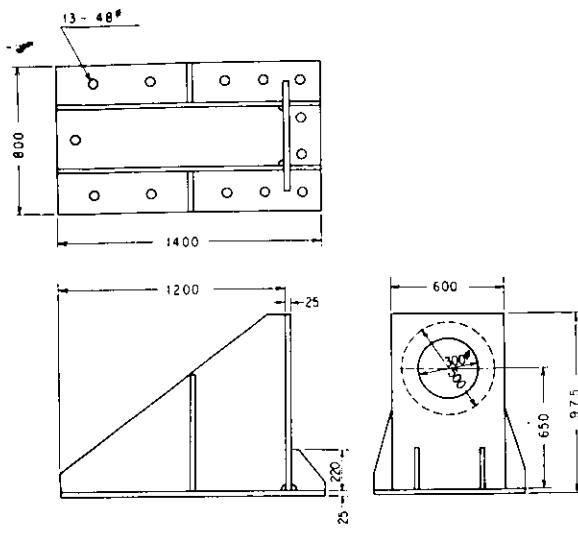


Fig. 4.3.5 a スラスト用油圧ジャッキ固定台

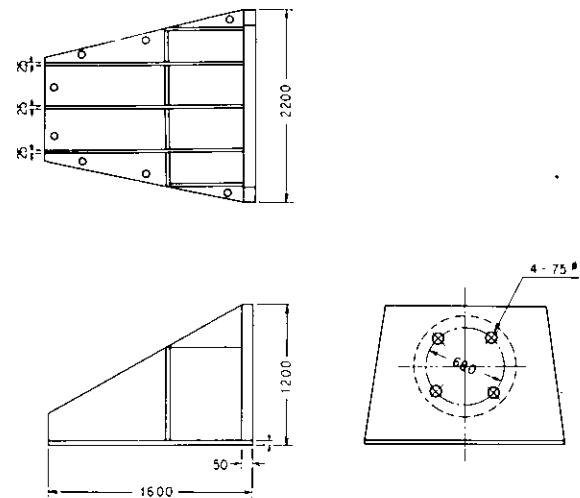


Fig. 4.3.5 b 中間軸固定台

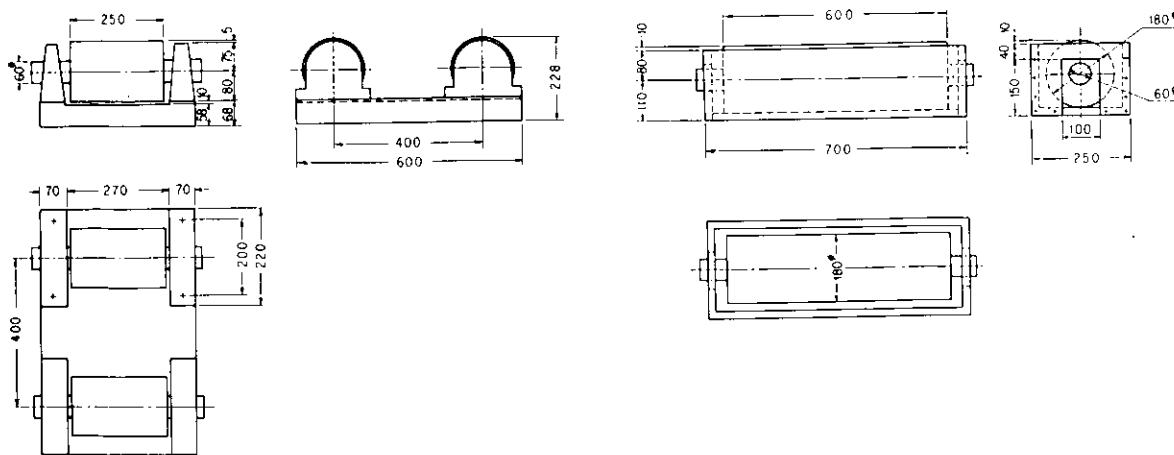


Fig. 4.3.5 c スラスト、トルク逃げ用ローラー

4.4 スラストメーターの検定

4.4.1 検定計画

検定実験の計画は、軸の温度一様の場合と軸に温度勾配がある場合とに大別され、その各々について次の事柄を実験することとした。

- (1) T (スラスト) 負荷とスラストメーター出力の関係
 - (i) Q (トルク) = 0, (ii) Q = half load, (iii) Q = full load
- (2) Q (トルク) 負荷とスラストメーター出力の関係
 - (i) $T = 0$, (ii) T = half load, (iii) T = full load
- (3) T と Q の混合負荷とスラストメーター出力の関係
- (4) 軸に温度勾配が有る時の T 、 Q 負荷とスラストメーター出力の関係
- (5) 零点移動の調査
 - (i) 負荷除荷の繰返しに対して
 - (ii) 軸温その他の温度変化に対して
- (6) 計器を覆う断熱材の効果について
- (7) 計器取付部と取付方法の妥当性調査
- (8) スラストメーターの較正装置ならびに方法の検討
- (9) 軸上温度分布の計算値との比較
- (10) その他

4.4.2 計測機器とその精度

油圧ジャッキによる負荷力計測用のロードセル（スラスト、トルク用）は、較正済の試験機を用い、使用する静歪計と共に検定した結果、その精度は誤差 1% 以下であった。（Fig. 4.4.1 参照）

スラストメーター出力とサーミスタ温度計出力は多点静歪計を用いて自動記録した。

サーミスタ（芝浦電子 FT -5°C ~ +55°C）の検定を大阪大学工学部で行なつた結果、個々のサーミスタの精度、分解能共に充分であった。Fig. 4.4.2 は 1 例である。

スラストメーター較正装置の基準としている微小変位計（エレメトロン）の検定については後日行なつたが誤差 0.7% であった。

検定用中間軸の縮みを外部より光学的に直接計測すること等も検討されたが（付録 4.B）、時間的制約により実施できなかつた。

なお実験室の室温、湿度等の記録も行なつた。

4.4.3 スラストメーターの検定結果

検定実験は昭和 49 年 8 月 5 日～8 月 10 日、8 月 19 日～8 月 29 日、10 月 14 日～10 月 18 日の 3 回に分けて行なつた。第一回では主として計器取付けと予備実験、第二回は本実験、第三回は確認、追加実験である。実験は事情の許す限り実験計画に沿つて行なつた。

検定用中間軸上には 7 号機スラストメーター（SR 用）と 6 号機スラストメーター（阪大用）の 2 台を取り付けた。これら 2 台のスラストメーター、サーミスタ、ヒーター等の配置を Fig. 4.4.3 に取付状況を Fig. 4.4.4 に示す。

予備実験において Fig. 4.4.5 に示されるように 6 号機の出力に大きなヒステリシスループの存在することが認められ、その原因が 6 号機と 7 号機取付用スチールベルトとの接触によることが確められた。この接触は調整によりかなり減少できたが、構造上完全に除くことができなかつたため、6 号機については参考資料を取るだけ

にとどめ、7号機を主体として実験を行なつた。以下その結果について記す。

(1) T (スラスト) 負荷とスラストメーター出力の関係(温度勾配なし)

T を軸に連続的に変化させて与え $Q = 0$ の場合のスラストメーター出力を検定した結果 Fig. 4.4.6 に示すように、出力の直線性および再現性は良好であつた。

(2) Q (トルク) 負荷とスラストメーター出力の関係(軸の温度勾配なし)

Q 負荷によりスラストメーターの零点が移動するか否かを主として検討した。結果は Fig. 4.4.7 a に見るように Q による影響はスラスト出力の 1 % 程度であったが、実験中の温度変化による出力変化がより大きく現われており、零点移動に対する温度の影響の重要性が再認識された。後述の 4.4.3(5) に示す温度差による零点移動の修正を行なうと Fig. 4.7.6 に示されるようにトルク影響が明確になる。

(3) T 、 Q 混合負荷の場合

T と Q を比例的に増加させた時の負荷とスラストメーター出力との関係を Fig. 4.4.8 に示す。出力は T 単独時よりも Q の影響量だけ小さめになり、相互干渉の少ないことが明らかとなつた。またトルク一定(最大値)負荷時の負荷スラスト単独変化に対する出力変化は、 $Q = 0$ のスラスト単独負荷時とほとんど同一であつた。

(4) 軸に温度勾配がある場合

T 、 Q 負荷に対するスラストメーター出力を Fig. 4.4.9 ~ 4.4.11 に示す。本実験は短時間で行なわれたためこの実験程度の温度勾配では出力誤差が無視できる。

(5) 軸上温度分布の変化とスラストメーター零点移動の実験

軸上各位置の温度の時間的変化を Fig. 4.4.12 に示す。同図には附録 4-A の方法により軸の熱伝導率を $2.8 \text{ kcal/mh}^{\circ}\text{C}$ として計算した結果をも比較のために記入してあるが両者は可成り良く一致している。

軸とスラストメーターの温度、温度分布の変化に伴つて起るスラストメーターの零点移動の記録を温度関係のデータと共に Fig. 4.4.13 に示す。ただしこの図での軸温(S)とスラストメーター温度(R)との差($R - S$) はいずれも長さ方向の分布曲線の面積平均値で代表させた一種の有効温度差である。図を見ると軸により近く取付けられた 6 号機は温度差が少なく零点の変化も少ないことが認められ、6、7 号機共に零点の移動の法則は、かねて予想されていたように($R - S$)を主変数とする或る関数のようである。もし($R - S$)以外に線膨張係数の差も主因であれば($R - S$)と S に比例して零点が動くものと考えられる。線膨張係数を 1.06×10^{-6} として($R - S$)により零点を修正すると図中に示すように加熱初期を除きほぼ一定値となり、主因は温度差と考え得ることを示している。初期に生じる零点移動の原因は不明であるが、ヒーターに近いための半径方向温度分布の影響、長手方向温度分布の有効温度差に与える影響誤差等が考えられ、さらに詳しい検討を要する。

計器を覆う断熱材の効果については軸の長さ方向に流れる熱に対しての効果は余りないが、計器にとって一番重要な軸温と計器温度の差を小さくすることの効果は大きいことが認められた。

(6) 較正装置および方法に関する検討(第3回検定実験結果)

スラストとスラストメーター出力の関係が直線的であることは確認されたが、従来通りの縮み変位 — 出力の較正曲線(Fig. 4.4.14)を換算に用いて計測スラストを算出すると、負荷スラストより約 7 % 小さい値となつた(Fig. 4.4.15)。従来の実船実験においても計測スラストは種々の方法でトルク、その他から推定したスラストより低目であつたことを想起すると、共通の原因が存在すると考えられ、追加実験においてこれを調べた。その結果スラストメーターの差動ネジ附近の機構で較正時に伸びを生じる部分があり、これが約 3 % に相当することが判明した。このほかに計器取付用釣りバネが僅かではあるが計測スラストを小さくする原因となつていた。

また較正曲線の勾配も長期間(数週間)の間では約 4 % 程度変化しうることも今回確認された(Fig. 4.4.16)。これは計器樹脂に用いた高分子接着剤の硬度変化が一因とも考えられるが、負荷スラスト 8.0

トンに対する出力歪が第2回と第3回の実験ではほとんど変化していないことを考えると、較正に用いたエレメトロンの指示変化とも考えられる。エレメトロンの検定は第3回目に行なつただけなので、第2回目に正確であつたか否かは不明である。しかし一般的に言って差動トランス型の変位計の指示が4%も変化するとは考え難くさらに検討を要する。

今回の較正カーブを用いたメーター出力をスラストに換算した結果 Fig. 4.4.17 に示すように 1% の誤差で一致した。

(7) ねじり剛性率(G)とヤング率(E)の計測

G の計測は S R 117 で用いた超音波測定器により行なつた。結果を Table 4.4.1 に示す。平均値は $G = 8.373 \times 10^3 \text{ kg/mm}^2$ となりこの値は S R 117 での平均値とよく一致している。

Eの計測用試験片としては本体と同等の製作過程を経た端部の半径方向3ヶ所よりJIS2号3本、JIS4号3本を各々採取した。これらについて大阪大学工学部で測定を行なった結果Table 4.4.2に示すような値となり、面積平均値として $2.14 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$ を得た。前述のスラストの解析には、この値を用いている。

結論としては

1. スラストメーター出力の直線性、再現性は十分である。
 2. 温度による零点移動の修正法については主因が温度差であると考えられるが、長手方向に大きな温度勾配が有る時は多少修正しきれない部分が残る。
 3. これまであまり問題とされていなかつた実験室と船上における較正曲線の差が長期間隔ると同一場所でも現われることが認められ、この点に関してさらに詳しい検討が必要である。
 4. 7号機スラストメーターの較正曲線には3%の修正を常に加える必要がある。
 5. トルクによる影響は1%程度であるが、取付精度により変る可能性がある。

Table 4.4.1 ねじり剛性率測定結果

計測位置 (附図参照)		G1	G2
		$\times 10^5 \text{ kg/m}^2$	
A	Top	8.381	8.376
	Side	8.381	8.376
B	Top	8.381	8.371
	Side	8.376	8.376
C	Top	8.357	8.371
	Side	8.371	8.357
D	Top	8.371	8.371
	Side	8.371	8.371
平均		8.373	

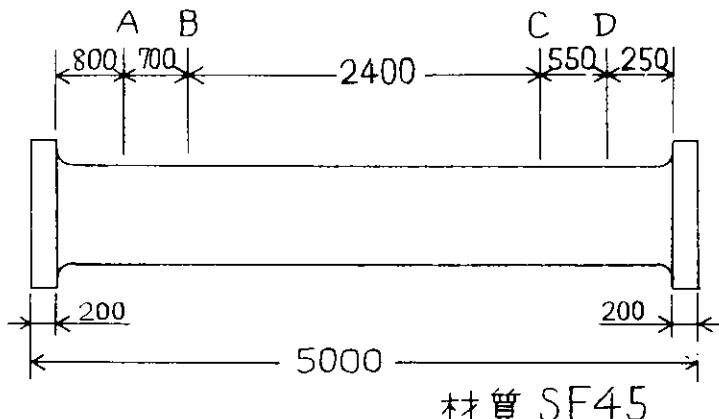


Table 4.4.1 の附図

Table 4.4.2 ヤング率の測定結果(単位 kg/mm²)

試験片番号	J I S 2号	J I S 4号
O (外周)	2.12×10^4	2.12×10^4
M (中間)	2.16	2.14
C (中心)	2.17	2.15

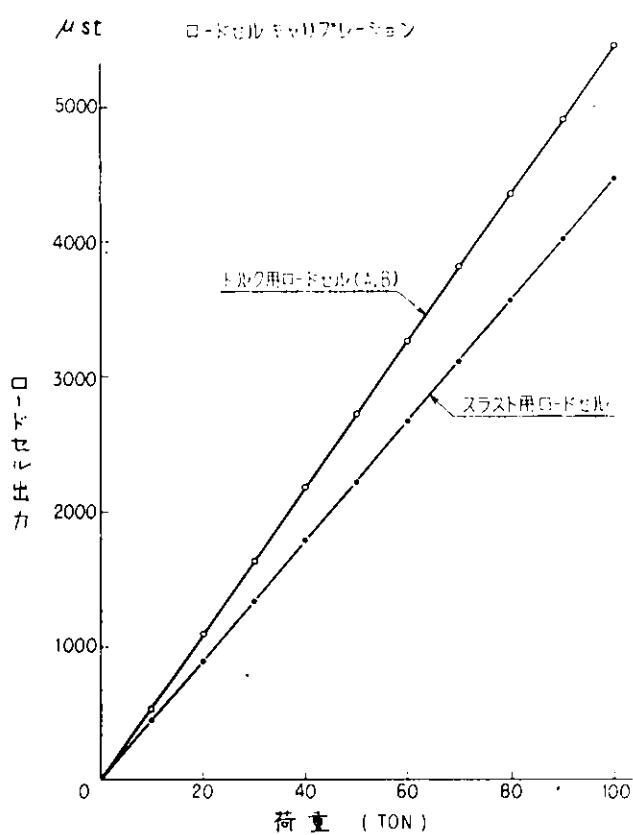


Fig. 4.4.1 ロードセル較正結果

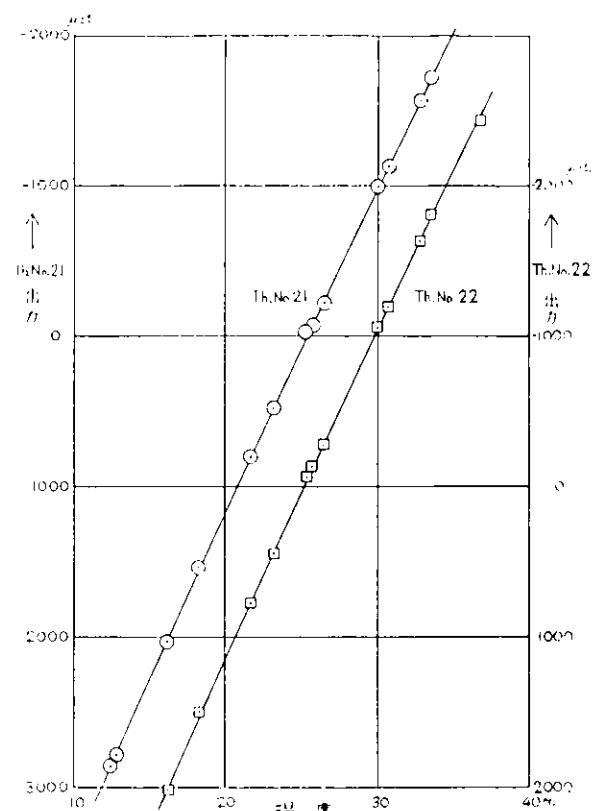


Fig. 4.4.2 サーミスタ温度計検定曲線

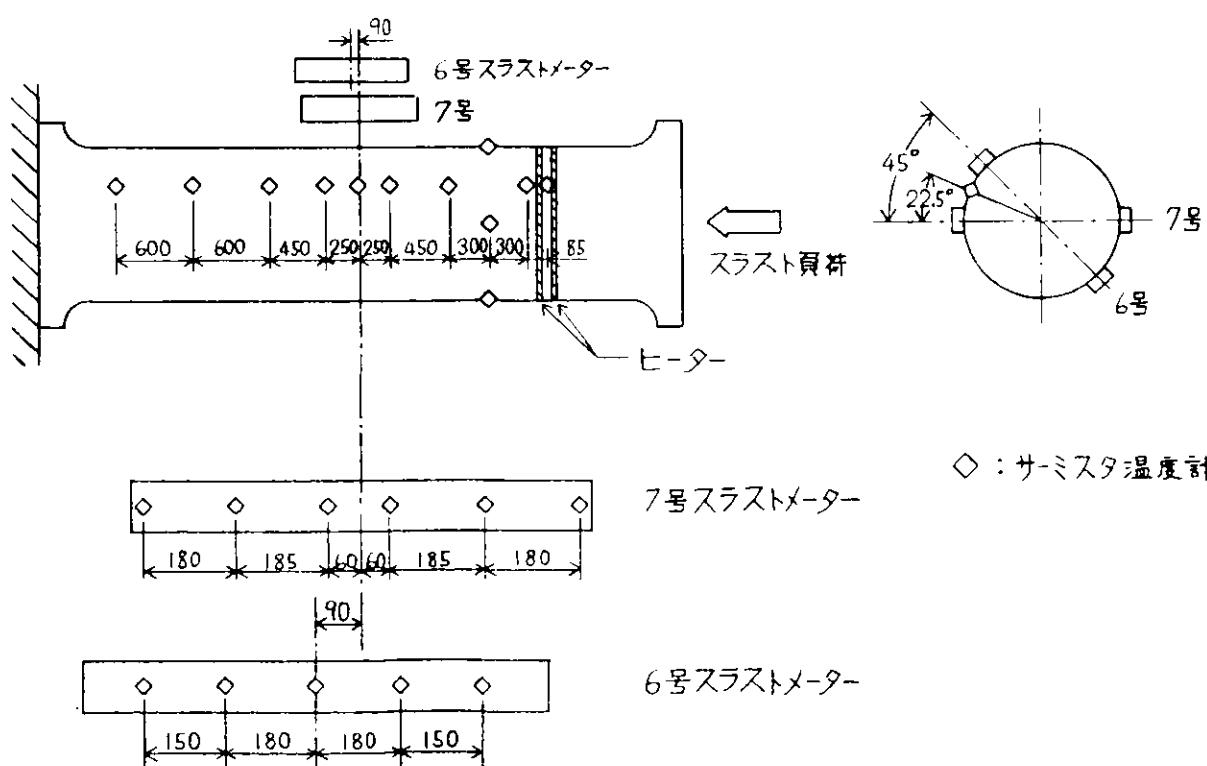


Fig. 4.4.3 スラストメーターおよびサーミスタ取付配置図

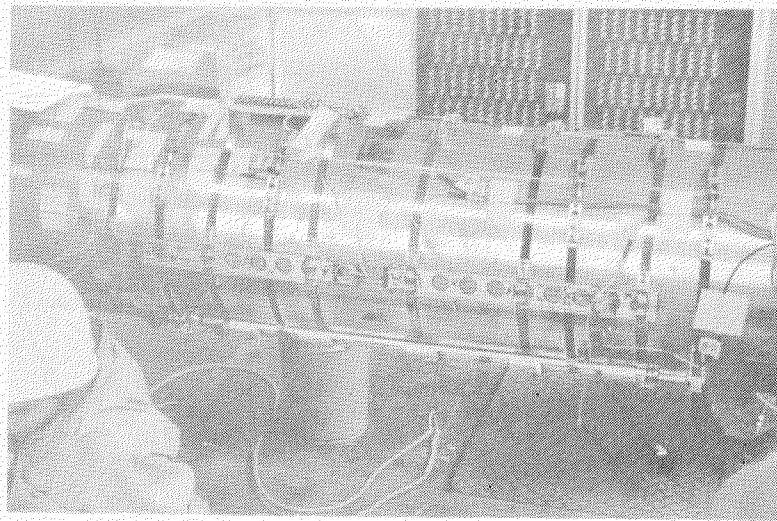


Fig. 4.4.4 スラストメーター取付状況

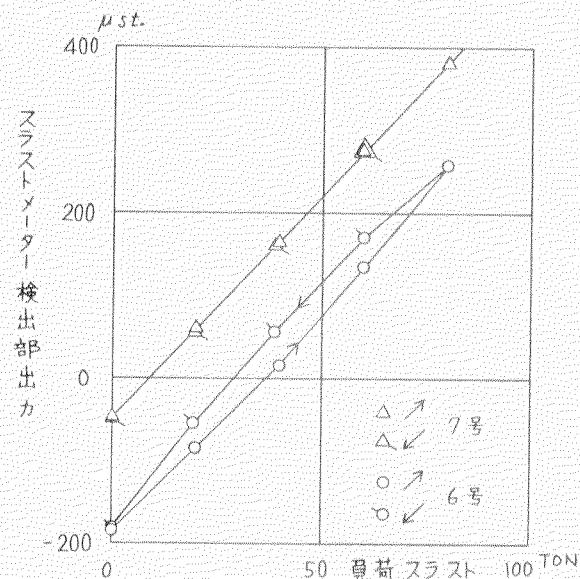


Fig. 4.4.5 スラストメーター検定曲線
(予備試験)

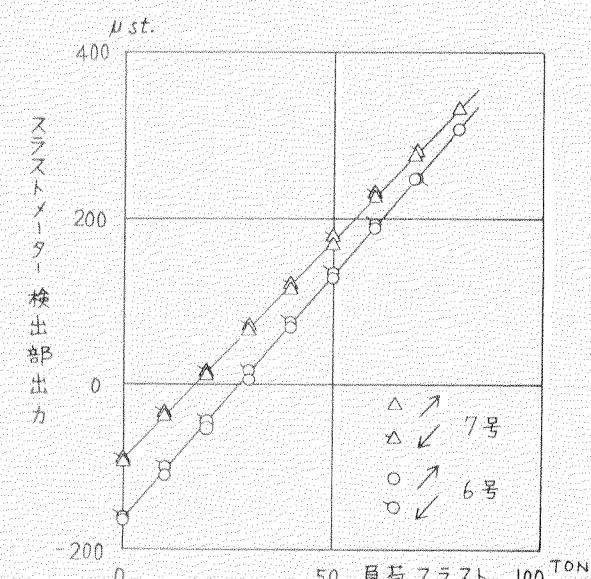


Fig. 4.4.6 スラストメーター検定曲線

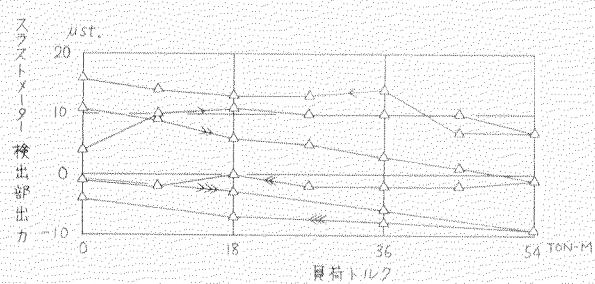


Fig. 4.4.7 a スラストメーター出力に
およぼすトルク影響

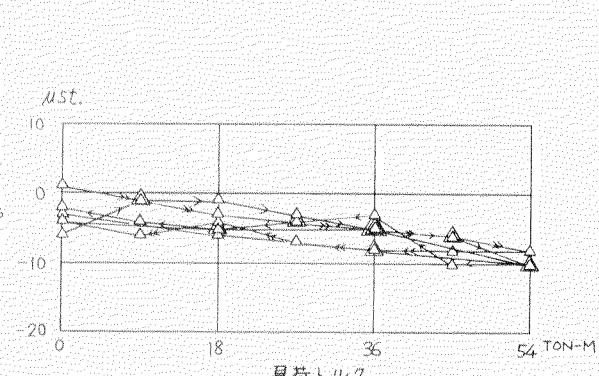


Fig. 4.4.7 b スラストメーター出力におよぼす
トルク影響 (温度差修正済)

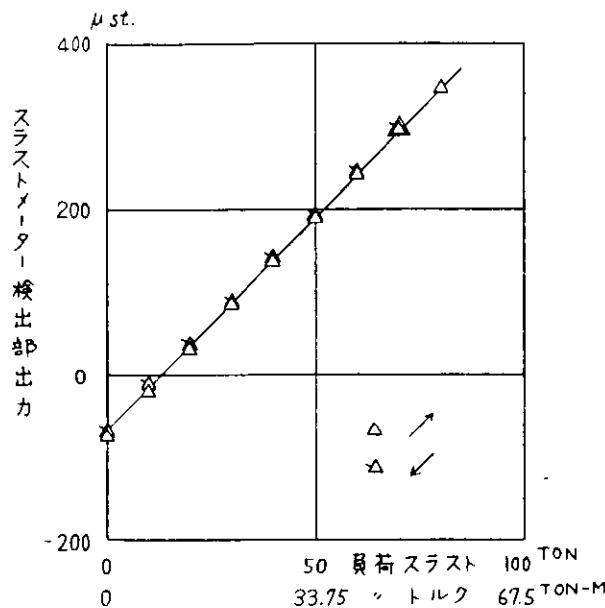


Fig. 4.4.8 スラストメーター検定曲線
(混合負荷)

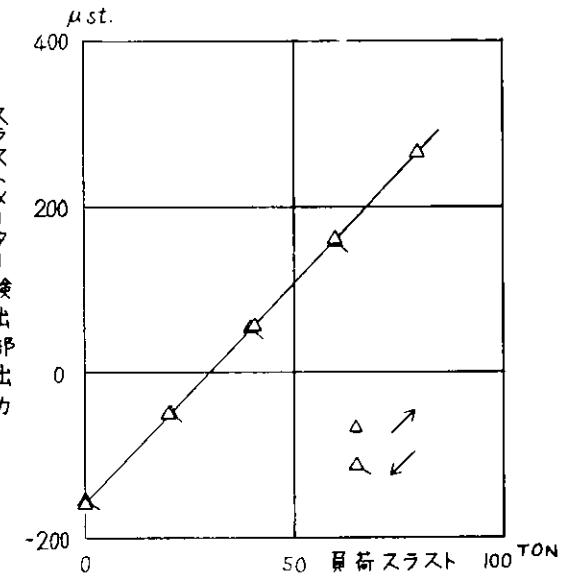


Fig. 4.4.9 スラストメーター検定曲線
(温度勾配あり、6H)

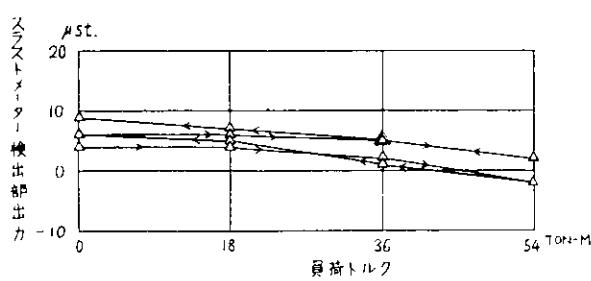


Fig. 4.4.10
スラストメーター出力におよぼすトルク影響
(温度勾配あり、6H)

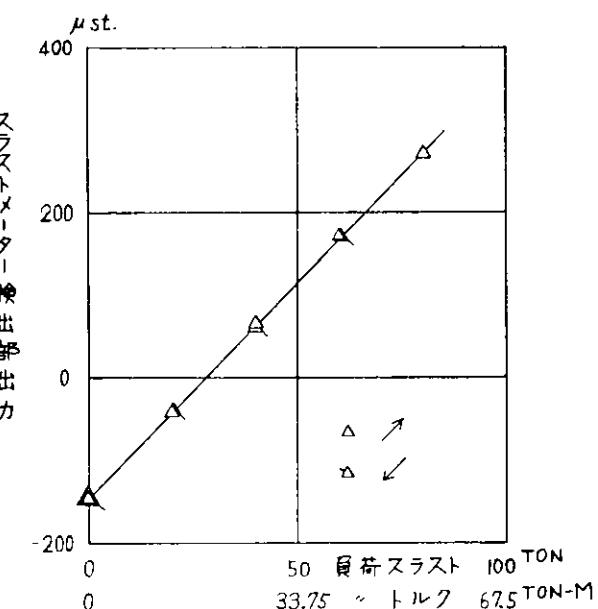


Fig. 4.4.11 スラストメーター検定曲線
(温度勾配あり、6H、混合負荷)

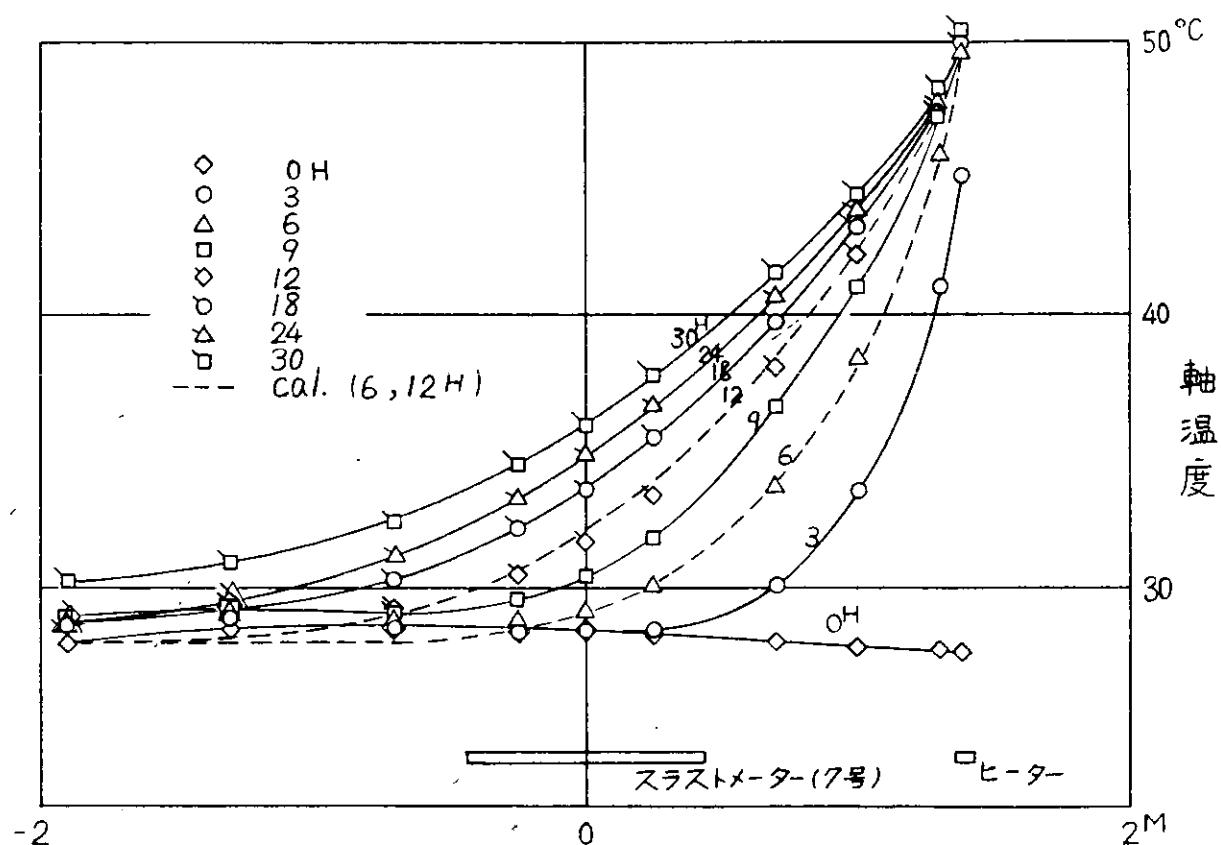


Fig. 4.4.12 軸上溫度分布

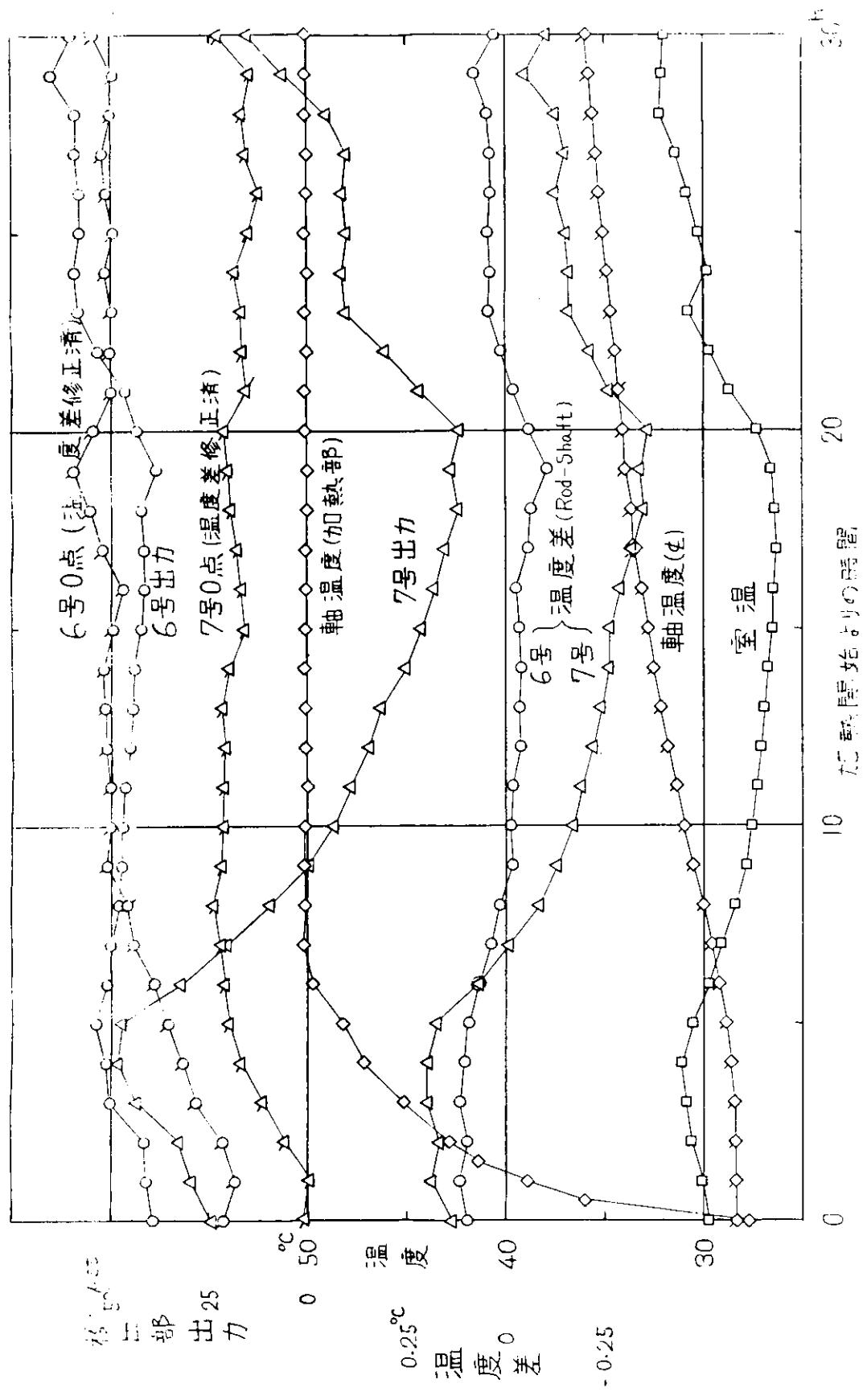


Fig. 4.4.1.3 スラストメーター等点移動および温度変化

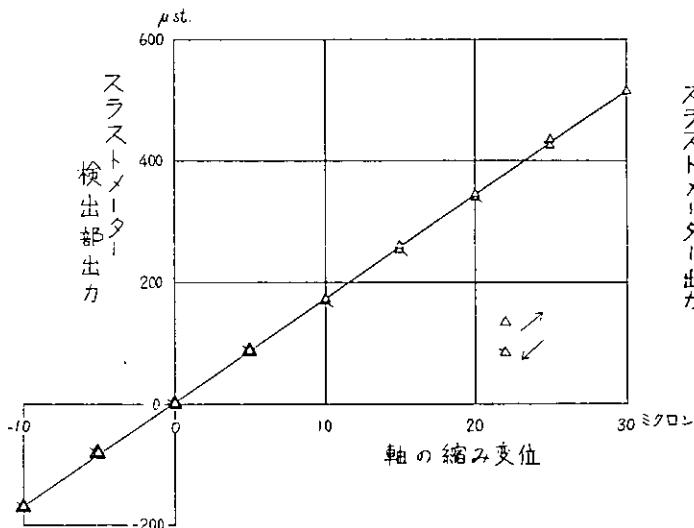


Fig. 4.4.14 スラストメーター検出部較正曲線

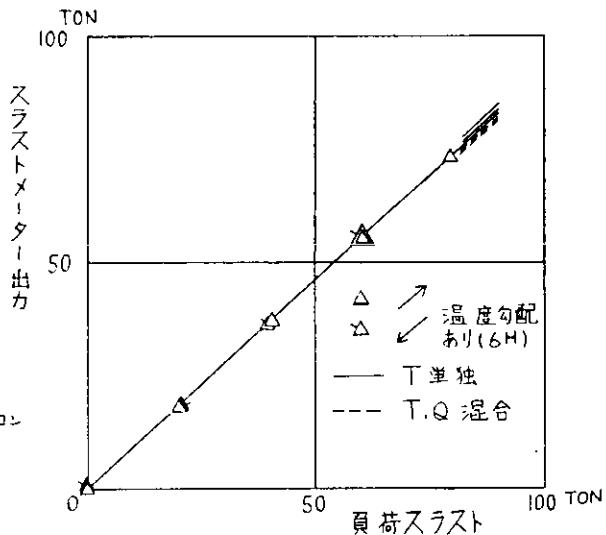


Fig. 4.4.15 スラストメーター検定曲線
(第2回検定実験結果)

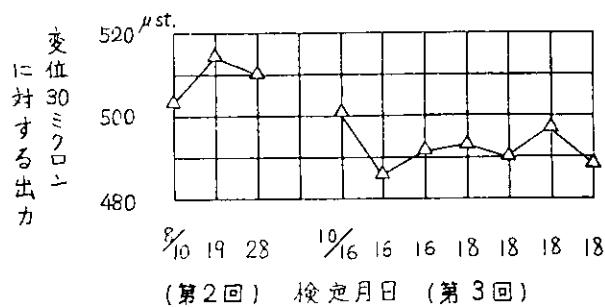


Fig. 4.4.16 較正出力値変化

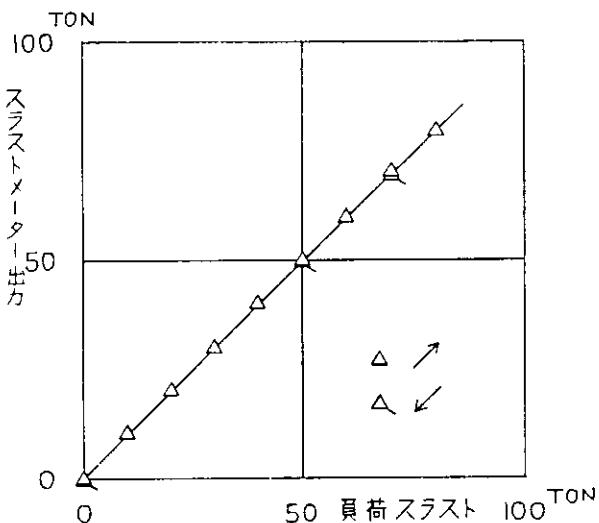


Fig. 4.4.17 スラストメーター検定曲線
(第3回検定実験結果)

4.5 調査小委員会及び実船計測小委員会の3年間の研究結果総括

4.1から4.4にわたり実船計測小委員会の49年度研究報告を述べたが、本部会は今年度で終了するので、3年間の研究につきここであらためて総括しておく。便宜上最初に調査委員会の報告を、次に実船計測小委員会について記す。

4.5.1 調査小委員会報告

本部会の研究計画の一つは、実船の馬力及び推力を正確に計測することであるが、このためには、トーションメーター及びスラストメーターの現状を調査し、必要があれば適当な計器を新しく開発することが望ましいと考えられた。こうして調査小委員会が初年度47年度に設置され、調査を行つた。その概要は次の通りである。

(1) トーションメーター

現在造船所で比較的多く使用されている次の7種のトーションメーター、すなわち研野式、マイハツク、古野式、変磁束型、シーメンス、ユングナ、ストレーンゲージ式につき調査が行われた。その結果、いずれも性能は大同小異であり、十分の精度と相当の実績をもつているため、本部会として新しく開発する必要はなく、実船実験を実施する造船所で従来使用しているものを用いるか、あるいは本船装備のものがある場合にはそれを使用することに決定した。

(2) スラストメーター

今までに考案製作してきたスラストメーターを計測原理から大別すると次の2種になる。

- (i) スラストブロックの受ける力を直接計測する方式
- (ii) 推進器軸の圧縮歪を測定し、推力を換算する方式

これを更に細分すると(i)には、スラストパッドの受ける力を直接ロードセルなどにより測る方法と、油圧を用いてその圧力により検出する方法などがある。又、(ii)として、ストレーンゲージを軸に直接貼付する方法、中空の特別中間軸を用意し、これにストレーンゲージを貼付する方法、軸の圧縮歪を拡大して取出す方法、などが試用されてきた。

本部会のスラストメーターは試運転時にのみ使用し、試運転終了後は取りはずし可能であるか、あるいは不可能な場合でも就航に全く影響のないものであることが必要である。この条件を考慮して、上記7種のスラストメーターの精度、その他を比較検討した結果、現時点では最もすぐれたものとして歪拡大方式の採用が決定され、この方式のものとして阪大工学部造船学教室において従来から研究されてきた型式のものを新規に製作使用することとなつた。

一方、以上の既存型式のものとは別に計測技術の進展を考慮して、計測器専門メーカーの参加も極めて望ましいと考えられた。そこで各社にアイデアを募り、計測参加、協力を要請することとなり、約10社に依頼した所、4社から回答を受け、更に詳細にわたる検討の末結局歪拡大方式のもので、最も具体性に富む新興通信の案を採用し、製作することとなつた。従つて結論として阪大方式のものと新興通信のものの2種が実船実験用として推薦されることになつた。なお調査小委員会はこれで目的を終了解散し、引続いて実船計測小委員会が作られた。

4.5.2 実船計測小委員会報告

前項に述べた調査委員会の結論に従い、推薦された型式のスラストメーターを発注製作して実船実験を実施するため、実船計測小委員会が47年度末に作られた。以下に2年間の研究の総括、概要を記す。

(1) 計測項目と使用機器

スラスト………阪大式、及び新興式スラストメーターによる。（新規製作）

トルク………トーションメーター（造船所及び造船技術センター所有）による。

ねじり剛性率……超音波式ねじり計(造研所有)による。

(2) 供試船

48年度引渡しの次の2隻の高速コンテナ船が実験用に提供された。

(a) 三菱供試船 あらすか丸	(b) 石播供試船 らいおんず けいと ぶりつじ
L = 195 m	204 m
B = 30 "	31.2 "
D = 16.7 "	18.9 "
d = 10.5 "	10.2 "

その他の詳細は48年度及び49年度報告にそれぞれ記してある。

(3) 計器概略

スラストメーターのみにつき概略を説明する。

(a) 阪大式

従来から手持ちのものを6号機、今回SR用に新しく製作したものを7号機と名づけ、両方共計測に使用した。90mmのゲージ長間において、軸とスラストメーター規準長(ロッド長)との相対変位をリンクバネにはつたストレーンゲージで取り出すもので、無負荷時に相対変位を差動ゲージで与えて較正を行う較正装置を備えているのが特長である。6、7号機共若干配置に違いがあるだけで大きな差異はない。構造の詳細などは48年度報告にある。ゲージの出力はスリップリングを通じ動歪計に導き、レコーダーに記録させた。また、温度変化に伴う熱膨張歪を修正するため、スラストメーター並びに軸の温度を計測する必要があるので、サーミスタを用いて温度計測を行っている。

(b) 新興式

原理的には阪大式と同じ歪拡大方式に従い、400mmのゲージ長間の圧縮歪を取り出すものである。起歪部はマウンティング・フランジに取りつけるが、現場で計器全体の較正ができないこと、また温度分布を計測しないので温度変化による熱膨張の影響を補正できないのが弱点である。

(4) 第1回実船計測

三菱供試船あらすか丸により48年6月7日第1回公試時に予備計測を6月12日の第2回公試で本計測を実施した。載貨状態は $\frac{2}{5}$ DW(排水量約22,000トン)であつた。

(a) スラスト計測

先づ阪大式による航走中の計測スラストの値については、1、2回の公試の間で、また6、7号機の間で若干不一致が生じた。すなわち、7号機の値は較正曲線は良好であつたにもかかわらず、1、2回公試の間でかなり大きい差が生じた。6号機の方は計測値自体のまとまりは良かつたが較正カーブにヒステリシスがあり、問題が残つた。又、温度修正に用いる計測温度の精度についても改良の余地が認められた。しかし、これらの内最も良好な7号機公試の計測値について、後述の検定装置による検定結果を用いてメーター出力をスラストに換算した所、 $\eta_R = 1.0$ としてトルクから換算したスラストとはほとんど等しい(誤差3%)値が得られた。

一方新興式については歪拡大機構の不備のため思わしい結果が得られず、改良を加える必要が明らかになつた。

(b) トルク計測

結果は良好であつた。その他特に記すべき事項はない。

(c) ねじり剛性率の計測

計測結果は $G = 8.384 \times 10^3 \text{ kg/mm}^2$

(5) 第2回実船計測

石橋供試船らいおんず げいと ぶりつじにより、49年3月11～13日の確認運転時に予備計測を、3月20日の公試時に本計測を実施した。載貨状態は共に約30%DW（排水量約23,000トン）であつた。

(a) スラスト計測

阪大式については前回同様6、7号両方を取付け計測した。温度差検出回路については前回の経験にもとづき改良を加えたので精度は向上した。又、6号機の歪検出バネを7号機と同じリングに変えることにより較正曲線のヒステリシスも解消した。較正曲線に第1回と同じく検定実験から得られた修正値を使用して解析した結果、計測値は、1回目同様 $\eta_R = 1$ としてトルクより換算した値と比較して、7号機はほとんど同一であつた。ただし6、7号機とも温度計測の誤差が残り、特に6号機において大きく、なお精度は完全でないことが認められたが、軸のちぐみそのものの計測には成功したものと判断される。新興式については、前回の結果を考慮して、起歪部の歪を増すと共にフランジの横倒れを防止する構造に変えたため計測結果は非常に向上した。ただし温度修正及び較正が不可能であるため精度は未確定である。

(b) トルク計測

結果は良好であつた。その他特に記すべき事項はない。

(c) ねじり剛性率の計測

計測結果は $G = 8.376 \times 10^3 \text{ kg/mm}^2$

(6) 検定装置の製作

スラストメーターの計測値の妥当性を最終的に確認するためには較正方法として基準負荷量を微少縮みの形でなく実際の力を与え、メーターの出力スラストと直接比較することが最も望ましい。そこでこれをを行うことを主目的とし、更にトルク影響、温度分布影響などを詳細に調査するため実際の中間軸を用いてスラスト、トルクを負荷する検定実験を計画し、S R I 17の装置を利用して三井造船㈱千葉研究所にて新規検定装置を製作据付けた。装置には実寸の中間軸の据付けが可能で、これに一端から油圧ジャッキで80トンのスラストを、又トルク負荷用レバーの端の油圧ジャッキ（30トン）によりトルク 54 ton-m を与えられるようになつてある。この時同時に軸の一端に巻いた電熱ヒーターにより軸に温度分布を加えることができる。

(7) 検定実験とその解析

(a) スラストメーター関係

軸径400mm、全長5mの検定用中間軸を新規製作し（神鋼製）検定装置に据付け、これに阪大式スラストメーター6号機、7号機を取り付けた。軸の温度分布が一様な場合と、加熱による温度勾配がある場合とに對して、油圧で与えたスラスト、トルクとそれに対するスラストメーターの出力との比較調査、並びに温度分布の実際値と計算値との比較考察などを主要目的として検定実験を実施した。ただし6号機は取付けの不備のため参考にとどめた。実験は昭49年8月5日から10月18日の期間に延22日行つた。その結果、次のことが判明した。

(i) トルクのスラストに与える影響は1%程度である。

(ii) 7号機の縮み出力較正直線は機構上常に $\times 1.03$ の修正値を必要とし、これを導入することによりほぼ正確な（1、2%程度の誤差）値が得られることが明らかになつた。

(iii) 温度分布の修正法はほぼ妥当であるが、なお若干説明し切れない部分が残り、これは今後の検討にまつ必要がある。

(b) ねじり剛性率の計測

検定中間軸に対して超音波測定機により計測した。結果は

$G = 8.373 \times 10^3 \text{ kg/mm}^2$

(c) ヤング率の計測

検定した中間軸から試験片6本を採取し、阪大で実験した。その結果平均値として $2.14 \times 10^4 \text{ kg/mm}^2$ を得、スラストの解析にはこれを用いた。

(d) 実船計測の再解析

検定実験で得た較正曲線の修正値 ($\times 1.03$) は第2回実船計測値の解析の際に用いてある。また、48年度実施した第1回計測値にも同一の修正を施し再解析をした。その結果は第2回計測結果とともに示してある。

(8) まとめ

一番の問題点は実船の推力計測の精度であつたが、3%程度の誤差で計測しうるという見通しが得られた。ただし軸の長さ方向の温度勾配、軸温とスラストメーターの温度差などの影響の修正法については今後なお検討することが必要で、これを正確にすることによりスラスト計の精度を更に向上去ることが可能であると考えられる。

§ 5. 馬力推定法の総合解析

5.1 まえがき

本研究部会では、高速コンテナ船の馬力推定法の精度向上に関する研究として、高速コンテナ船を対象とした4隻の相似模型船による各種の水槽試験を実施したほか、三菱重工業㈱および石川島播磨重工業㈱建造の2隻のコンテナ船の実船試運転で推力および軸馬力の計測を行なつた。また、両船の試運転結果については、実船建造の両社で解析が行なわれ、求められた相関係数の値の提供を受けた。

各試験結果については、各年度報告書に報告されているが、3年間の研究を取りまとめるにあたり、これらの結果につき、馬力推定法の精度向上の見地から総合的な検討を行なつた。

5.2 馬力推定法

本研究部会の研究の馬力推定法の精度向上への寄与を検討するにさきだち、参考として、現在行なわれている馬力推定法につき簡単に述べる。

模型船の水槽試験結果から対応実船の性能を推定する方法には、大別して、我が国で広く実用されている解析的方法と、歐洲各国で一般に実用されている英國式方法がある。

解析的方法は、模型船の水槽試験から求めた船体抵抗および自航要素に、夫々経験的修正をも加味した尺度修正を行なつて、実船に対するこれらの値を求め、これらの推定値と別途適当な方法で推定した実船プロペラ特性より、実船の馬力・回転数を求めるもので、この際、模型実船間の尺度影響その他を総括的に補正するために、粘性抵抗の粗度修正 ΔC_F 、伴流係数の比 $(1 - W_s) / (1 - W_m)$ の二つを相関係数として採用している。

これらの相関係数は、船体抵抗成分の分離および粘性抵抗の外挿に関する仮定、ならびに自航要素中 t_r には尺度影響がない等の仮定のもとに、対応模型船の水槽試験結果を用いた実船試運転結果の解析により求められ、これらの相関係数実績の集積が新しい船の馬力推定の資料として活用される。

英國式方法において、実船の軸馬力、プロペラ回転数と、模型船の推進試験におけるこれらの値との比、 $1 + X$ 、 K_2 を経験的修正係数として採用しているのにくらべて、解析的方法で採用している相関係数は、夫々物理的意味を持つた応用性の広い修正係数であり、これにより新しい船型に対し、精度の高い推定を行なうことができる。

この馬力推定法の精度向上の要点は、極力実状にあつた仮定の上に立つて、普遍性のある相関係数を求めることがある。以下、このような見地から本研究部会の結果を検討する。

5.3 抵抗成分の分離

現在の模型実船間相関の方法における最も重要な仮定は、抵抗成分の分離に関するものである。粘性抵抗成分の分離ならびに外挿法には大別して2次元外挿法と3次元外挿法があり、肥大船型に対しては後者の優位性が広く認められている。今回の相似模型船の抵抗試験結果に対し、両外挿法を適用してみたが、その結果では、3次元外挿法の採用による解析結果のまとまりの向上はあまり見られなかつた。その主因は、適正な形状影響係数 K の求め方の困難さにあるようであり、特にバルバス・ハウ船型の試運転状態における K の求め方には検討を要するものと思う。

今回の相似模型船の波形計測結果を詳細に検討すると、船首波形には尺度影響が見られないが、船尾波形の振巾に関しては模型船が小さくなるほど相対波高が小さくなるという尺度影響が見られ、また波形計測から求めた造波抵抗の値にもこれと同じ傾向が見られる。また、造波抵抗には尺度影響がないという仮定のもとに、相似模型船の抵抗試験結果から通常の方法で、抵抗成分を分離して求めた粘性抵抗成分に見られる異常なhump hollowも、この造波抵抗の尺度影響に起因するものであると考えられる。

この造波抵抗の尺度影響の問題は、今直ちに現行の馬力推定法に考慮すべき性質の問題ではないが、今後高速船の抵抗成分分離に関する研究等、基礎的な研究を進めて行く上には注目せねばならぬ問題であると思う。

5.4 自航要素 $t \cdot \gamma_r$ の尺度影響

自航要素 $t \cdot \gamma_r$ については、今回の相似模型船の結果でもはつきりした尺度影響は認められず、 $t \cdot \gamma_r$ には尺度影響がないとする仮定は現状においては妥当なものと考える。

5.5 伴流係数 W の尺度影響

従来一般に $(1 - w_s) / (1 - w_m)$ の比を伴流係数に関する経験的相関係数として使用しているが、今回の相似模型船のプロペラ位置伴流分布の比較を見ると、満載状態においては、笠島博士の方法による伴流分布修正法がほぼ妥当であることが認められており、またこの方法で推定した実船伴流係数と模型伴流係数との比 $(1 - w_s) / (1 - w_m)$ も約 1・1 でコンテナ船としてはほぼ妥当な値を示している。このことから、模型船の伴流係数に対して、笠島博士の方法等により理論的な尺度修正を行なつた上で、実船 $1 - w_s$ の推定値と実測値との比を経験的修正係数とすれば、修正係数の性格がはつきりし、更に汎用性のある修正係数が求められるのではないかと考えられる。

5.6 実船プロペラ特性

現在、我が国では一般に標準レイノルズ数で行なつた実物相似の模型プロペラ特性をそのまま実船プロペラ特性として採用している。馬力推定精度向上のためには、プロペラ翼の抗力に対する尺度影響の修正を行うべきであるという意見が多くの研究者から出されているが、現状では実船プロペラ特性以外の要因による相関係数のバラツキが大きいため、この抗力の尺度修正により直ちに馬力推定の精度向上を期待することはできないようである。

したがつて、現状では、これを標準の馬力推定法に採用することは適当ではないと考えられるが、今後の馬力推定法の改善のために検討すべき重要な問題であるので、参考のために、今回の試運転解析では、参考文献(1)に示された谷口博士の方法によりプロペラ翼抗力の尺度影響を考慮した場合の相関係数をも求めてみた。(5.8 参照)

5.7 実船推力計測

現在、実船試運転結果の解析にあたつては、適当に推定した実船プロペラ特性を用い、また γ_r が模型自航試験の場合と変わらないとの仮定のもとに計測された軸馬力より実船推力を推定し、これをもとに、粘性抵抗、伴流に対する相関係数を求めている。したがつて、実船の推力を直接正確に計測できれば、模型実船間の相関の解明に極めて有力な資料となることは周知のことである。今回、本研究部会で試みた実船推力計測では、かなり信頼できる計測結果が得られたが、推力実測値をもとに、例え γ_r の尺度影響を論じ或いは、実船プロペラ特性の推定法の妥当性を論ずるまでには至らなかつた。しかし、今回の研究による推力計測技術の前進は有意義なものであり、今後の発展が期待される。

5.8 実船計測結果解析

本研究部会では“あらすか丸”(三菱重工業建造)および“らいおんづげいとぶりつじ”(石川島播磨重工業建造)の 2 隻のコンテナ船につき試運転時の軸馬力および推力の計測を行なつた。両船の主要目等および計測結果は、前年度および本年度の報告書の実船計測の部に報告されている。前述の推力計測の精度にかんがみ、その結果を用いた試運転解析は行なわなかつたが、軸馬力をベースとして従来の方法により求めた模型実船間の相関係数を

(1) 谷口 中 “船舶推進性能における模型と実船との相関について”

Table 5.8.1、5.8.2に示す。解析計算は、それぞれ実船を建造した二社で行なわれたもので、対応模型船の水槽試験もそれぞれの社で建造船用として行なわれたものであるが、計算方法の要点については、次に示す通り標準を定めて統一をはかつた。

- 1) 標準試運転解析法により、風、潮流の修正を行なつた無風時の速力、軸馬力および回転数をベースとして解析計算を行なう。
- 2) 自航試験の解析には、自航試験時のプロペラ回転数に近い回転数で行なつたプロペラ単独試験結果を使用する。
- 3) 実船プロペラ特性としては、次の二通りの方法をとる。
 - CASE-I) 実物相似模型プロペラの標準レイノルズ数における単独試験結果をそのまま使用する。(採用されたプロペラ試験のレイノルズ数($Re(x)$)は、MHI・ 5.5×10^5 , IH1・ 3.5×10^5 である。)
 - CASE-II) CASE-Iのプロペラ特性に尺度および粗度影響の修正(参考文献(1)の方法による)を行なつたものを使用する。
- 4) 粗度修正係数 ΔC_f は、ITTC-1957 LINEによる2次元外挿法、およびHUGHESの3次元外挿法に対する値の両方を求める。

なお、Tableに示された値は各往復航に対する値の平均値である。また、これらの $(1 - w_s)(1 - w_m)$ と ΔC_f との関係を図示したものを、Fig. 5.8.1、5.8.2に示す。

Table 5.8.1 模型実船間相関係数(あらすか丸)

ENGINE LOAD		$1/2$	$3/4$	NOR	MCR
CASE-I	$v/\sqrt{g L}$	0.260	0.287	0.303	0.311
	w_s	0.253	0.252	0.251	0.255
	$1 - w_s / 1 - w_m$	1.043	1.035	1.033	1.028
	$\Delta C_f \times 10^3$ (ITTC-1957)	0.025	0.118	0.115	0.054
	$\Delta C_f \times 10^3$ (HUGHES)	0.257	0.345	0.339	0.27
CASE-II	w_s	0.271	0.270	0.271	0.273
	$1 - w_s / 1 - w_m$	1.017	1.009	1.005	1.002
	$\Delta C_f \times 10^3$ (ITTC-1957)	0.174	0.250	0.257	0.190
	$\Delta C_f \times 10^3$ (HUGHES)	0.387	0.477	0.482	0.414

Table 5.8.2 模型実船間相関係数(LIONS GATE BRIDGE)

ENGINE LOAD		$1/2$	$3/4$	NOR	MCR
CASE-I	$v/\sqrt{g L}$	0.247	0.288	0.299	0.310
	w_s	0.251	0.262	0.267	0.261
	$1 - w_s / 1 - w_m$	1.110	1.085	1.075	1.079
	$\Delta C_f \times 10^3$ (ITTC-1957)	-0.125	-0.207	-0.158	-0.132
	$\Delta C_f \times 10^3$ (HUGHES)	0.211	0.117	0.157	0.190
CASE-II	w_s	0.272	0.283	0.288	0.282
	$1 - w_s / 1 - w_m$	1.063	1.056	1.044	1.048
	$\Delta C_f \times 10^3$ (ITTC-1957)	-0.018	-0.102	-0.053	-0.016
	$\Delta C_f \times 10^3$ (HUGHES)	0.377	0.278	0.318	0.356

相関係数は4通りの条件につき求められているが、同じ条件で求めた $(1 - w_s) / (1 - w_m)$ および ΔC_F の相違を見ると、それぞれ0.05および 0.2×10^{-3} 程度であり、これは参考文献(2)に例示されている分散に比べてかなり大きな値となっている。

相関係数の分散の原因として一般に考えられるものは、試運転成績に対する天候補正、試運転計測時の残存加速度、不適正操舵の影響、および水槽試験の誤差等であるが、今回の比較の場合のように、異なる試験水槽の試験結果がベースとなつている場合には、このほかに、各水槽の水槽試験あるいは解析の慣用の方法の相違も相関係数の相違の要因となりうることを考えておく必要がある。

要因として考えられるものは、模型試験における対水速度計測法、側壁影響、プロペラ試験法、自航試験時プロペラ荷重度、船体表面仕上げ基準、および実船プロペラ特性の推定法等の相違であるが、これらの影響は、同一試験水槽で得られた相関係数に対しては分散の原因とはならず、各水槽が自己の相関係数により実船性能を推定するかぎり、その影響は自動的に消去され、実船性能推定値への影響は非常に小さいはずである。

Fig. 5.8.1, 5.8.2 を見ると、実船プロペラ特性に抗力の尺度修正を加えると、両船とも ΔC_F が増し、 $(1 - w_s) / (1 - w_m)$ が減少する一定の傾向が見られる。これは採用したプロペラ特性の相違に起因するものであるが、同一条件で求めた両船の相関係数の相違が、このプロペラ特性の相違と同程度のものであり、かつ、ほぼ同じ線上にのつていることが注目される。

単に、この一例のみから、両船の相関係数の相違の原因が、単なる分散だけではなく、水槽が異なることにも原因があると推論することは早計であろうが、プロペラ特性推定法の相違等により両船の間には単なる分散以上の差が現われている可能性があることを示唆していると思う。

5.9 あとがき

模型船による水槽試験結果より、実船性能を推定する、いわゆる模型実船間の相関の方法について、今後期待される大きな進歩は、実船の推力計測技術の確立と、船体抵抗の尺度修正のベースとなる抵抗成分分離の精度向上であると思う。

推力計測については今回はじめて取り上げられ、推力計測の可能性を充分見出した。また抵抗成分分離に関しては、粘性抵抗・造波抵抗の直接計測等に関し、巾広い基礎的な研究が実施された。共に今回の研究で直ちに実用になる成果を得ることはできなかつたが、今後更に周到な計画のもとに推進すべき問題であると考える。

(2) K. Taniguchi "model-Ship Correlation Method in the Mitsubishi Experimental Tank" Mitsubishi Technical Bulletin MTB 0102R (Dec. 1963)
造船学会論文集 113号 (1963-6)

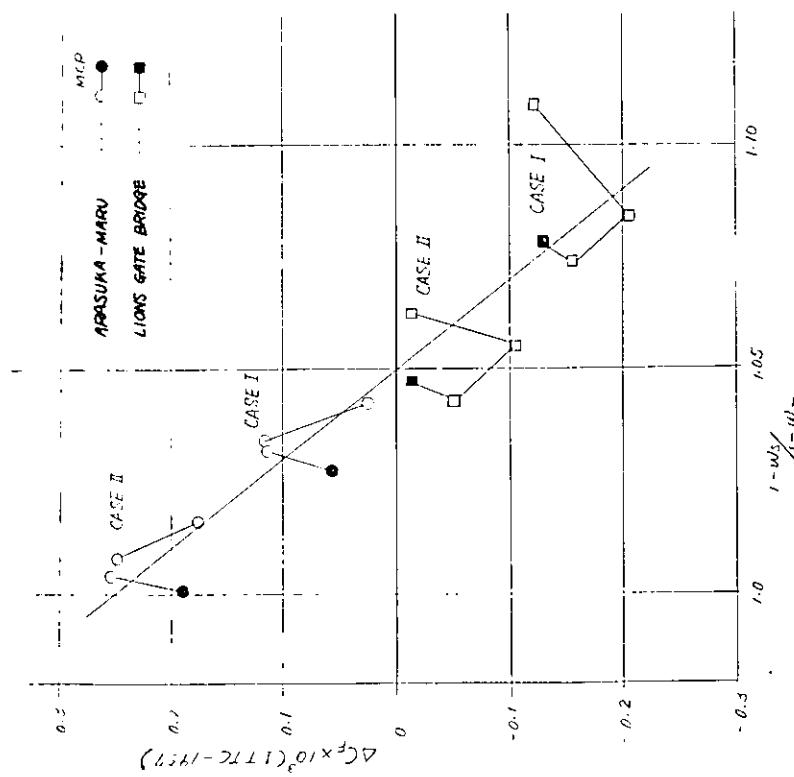


Fig. 5.8.1 $(1 - w_s)/(1 - w_m)$ と ΔC_F (ITTC-1957) の関係

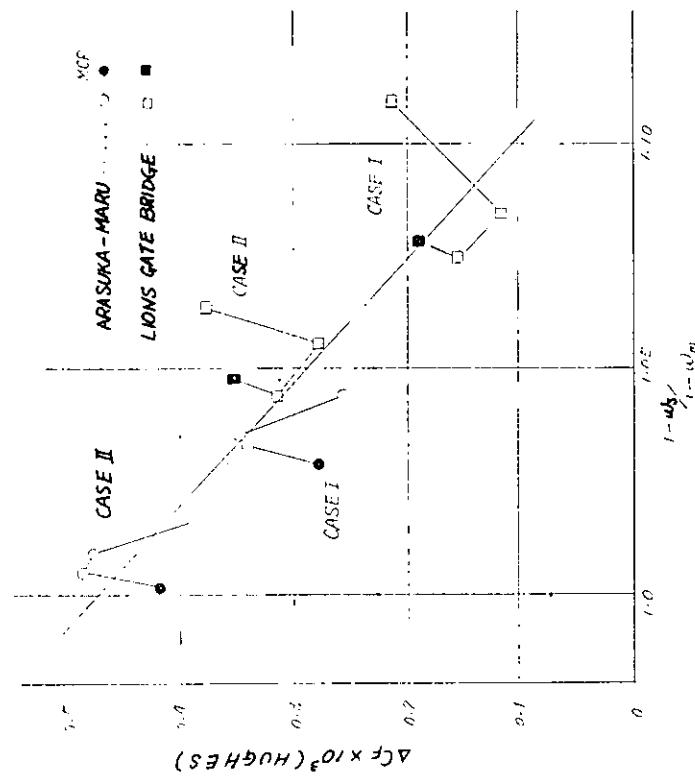


Fig. 5.8.2 $(1 - w_s)/(1 - w_m)$ と ΔC_F (HUGHES) の関係

§ 6. 結 言

本年度実施した研究の詳細は以上の通りで、これをもつて3ヶ年にわたる本部会の研究を終つたのであるが、これを総合してみると次のような結論になる。

馬力推定精度を向上する手段として、模型実験に対しては抵抗成分を分離し、各成分の尺度影響を研究する。また実船の試運転に対しては推力の計測を行なう、の二項目が最優先するものと考えて研究を実施し、次の成果を得た。

- (i) コンテナ船のように痩せた船型にも肥大船と同様の船尾縦渦が存在し、バラスト状態では特に著しい。
- (ii) 波形計測より求めた造波抵抗は、抵抗試験値に形状影響を考慮して算出した造波抵抗の半分にも達せず、大きな部分が Wave breaking 現象により粘性抵抗の形でしか計測できないことを示すものようである。この粘性抵抗に転化した量をも併せ考えないと全体の造波抵抗を分離したことにはならず、その尺度影響も論じられない。後流計測の性質上容易ではあるまいが、転化した成分を量的に取出す方法を確立するか、Wave breaking の無視できる船型について基礎研究を行なうかがこの種の研究の重要な課題である。

- (iii) 波形より求めた造波抵抗には尺度影響が認められる。

- (iv) スラストメーター（阪大式）はいま一步のところまできており、中間軸に対する計器の温度追従と外部からの断熱を改良すれば、十分実用に供しうる見込みがある。また製作した検定装置は、今後如何なるタイプのスラストメーターが開発されようとも利用されるであろう。わが国唯一の装置として貴重な存在である。

以上述べたように得られた成果は、これをもつて直ちに馬力推定の方法を改めることにはならないが、今後の研究あるいは開発に貢献するところが少なくないと考える。

次に本研究を通じて感じたことを一言加えておく。一つは対象がコンテナ船であつたため、造船所から船型の提供を受けることができず、比較的の調査が模型範囲に止まつて、折角の試運転結果も間接的なものに終つたことである。研究計画の出発にあたつて調査不十分であつた点が悔まれる。しかし造船所が、一部にしろ提出困難な資料を公開し、また試運転で推力計測を許可されたことに対して感謝の意を表するものである。

二つは実験精度の不足である。現在馬力推定に実用されている方法を第一近似とすると、本研究の目的とすることは第二近似への手振りを擱むことにあるから、実験精度には一段と厳しいものが要求されることは十分予期されていたのであるが、結果はやはり不十分であつたと云わざるを得ない。異なる水槽の結果を用いるから、如何に注意を払つても水槽独自のプラクティスの差、計測方法の差などから来る影響は避けられないかも知れない。僅かな尺度影響を見ようとするとき、こんな差も問題となつてくるであろう。研究計画の初期から考慮すべき事項である。

附録 4.A 軸温度分布計算

プロペラシャフトの温度分布を計算するのに以下の方法を使用した。

4.A.1 基礎方程式

一般に非定常状態における熱伝導の基礎微分方程式は以下のようにあらわされる。

$$C \frac{\partial T}{\partial t} = k \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + k \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + q(x, y, z) \quad (4.A.1)$$

ここで

T	: 温度	(°C)
k	: 热伝導率	(kcal/m h °C)
q	: 热発生率	(kcal/m³ h)
c	: 热容量	(kcal/m³ °C)

境界における条件は(4.A.2)又は(4.A.3)であらわされる。

$$T_b = F(t) \quad (4.A.2)$$

$$-k \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_b = h [T_b - F(t)] \quad (4.A.3)$$

ここで

b	: 境界
F(t)	: 時間の関数

4.A.2 有限差分法による計算機解法

(4.A.1)式はそのままでは理論解を求ることは困難である。そこで近似法として有限差分法により求めた。

まずM個の隣接点と連結しているJ番目の分割点について考える。時間△tの間における温度増加分△T_JはJ番目の分割点に入る熱量及び熱発生量とそこから熱伝導により外に出していく熱量に等しくなければならない。

$$c_j \frac{\Delta T_j}{\Delta t} = \sum_{i=1}^M j K_i [T_i(t) - T_j(t)] + q_j(t)$$

ここで

_jK_i : 節点JとIとの間の熱伝導率

q_j : 節点Jの熱発生率

△T_J : 節点Jの時間△tにおける温度増加

ここで前進時間は分割の大きさに応じて、十分小さくとれば収束する。この判定規準としては以下の式を使用した。

$$\Delta t \leq \frac{c_j}{\sum_{i=1}^M j K_i}$$

右辺は各接点の最小値

4.A.3 計算方法

シャフトの寸法及び座標のとり方はFig. 4.A.1のようとつた。尚座標系は円柱座標である。

境界条件及び分割はFig. 4.A.2の如くとつた。側面は自然対流条件、そして円柱の対称性から中心線を断熱と

する。境界温度としてはヒーターベルト直下の温度計測が困難である。そこでヒーターベルトの中心から 8.5 cm 離れた点における計測値がヒーターベルト中心からその点まで同一であると仮定して計算した。

自然対流の場合の熱伝達率はシャフト上面と下面、表面温度の Z 方向勾配、大気温度の変化等により影響され、明確な値はわからない。ここでは半径方向温度勾配をみるために若干大きくとつて計算した。

なお、分割及び前進時間はより小さくとればとるほど計算精度は向上するが、長時間後の計算結果が必要であるため長手方向分割を半径方向に比べて大きめに分割した。計算結果を Fig. 4.A.3 に示す。シャフト（材質 SF45）の熱伝導率値（Table 4.A.1 参照）における完全断熱条件下の計算値は、6 時間経過後で実験値より 1~2°高い。

参考までに実験値に相当する解は熱伝導率 $2.8 \text{ kcal/m h } ^\circ\text{C}$ 前後であった。

Table 4.A.1 SF45 材 热伝導率

温 度 °C	热伝導率 (kcal/m h °C)
0	44.64
50	44.28
100	43.92
150	42.84
200	41.76

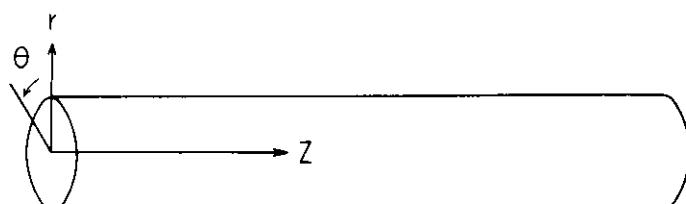


Fig. 4.A.1 座標系

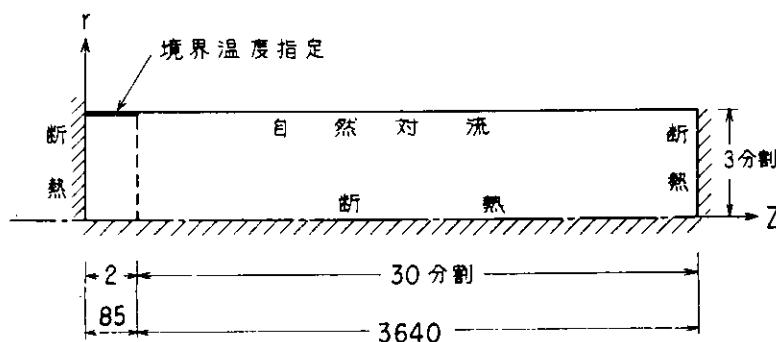


Fig. 4.A.2 境界条件および分割

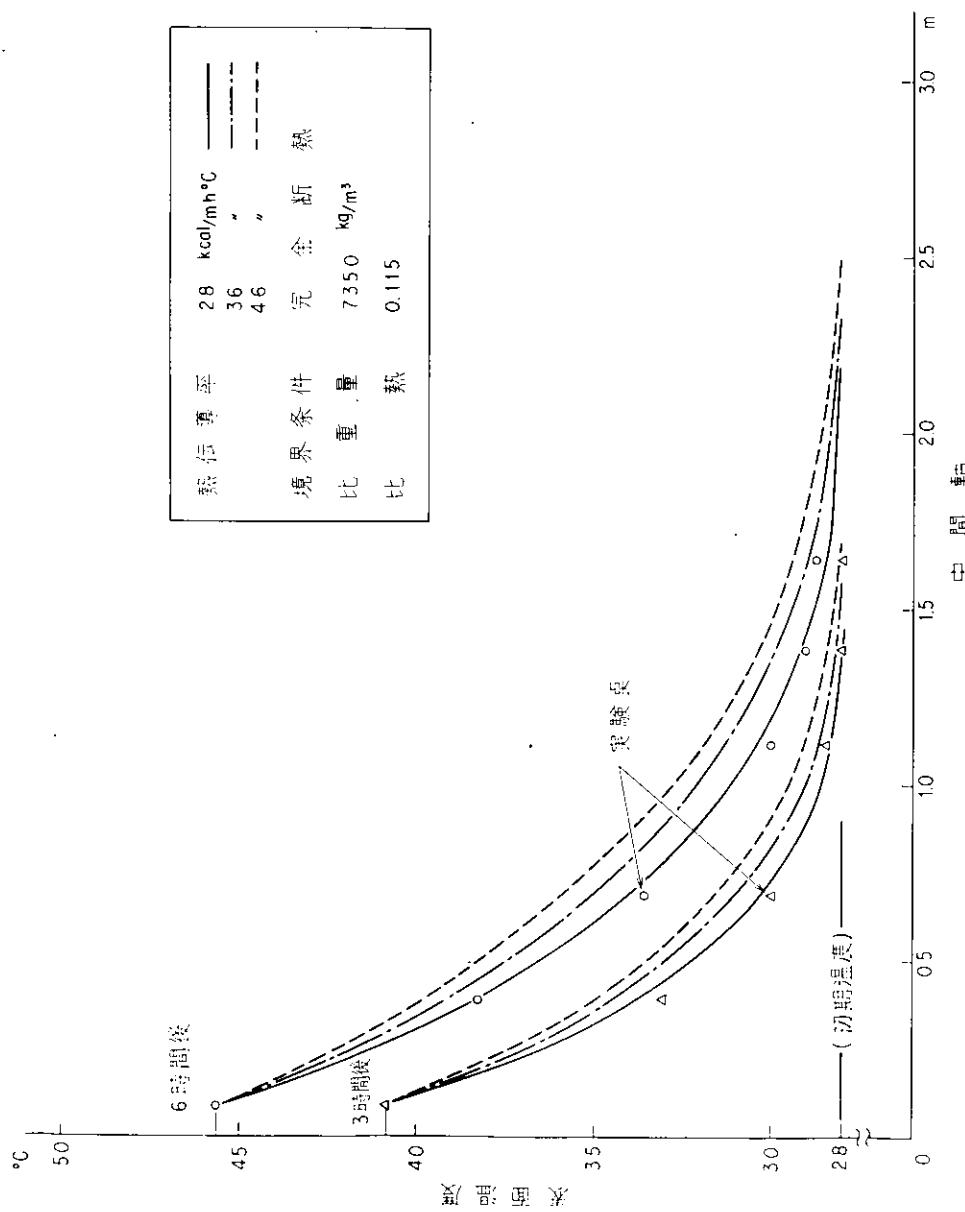


Fig. 4.A.3 表面温度分布計算結果

附録 4.B 研野式トーションメーターによる軸の縮み量 計測方法の検討

4.B.1 計器の取り付け

Fig. 4.B.1 のとおり "A", "B" 2組のトーションメータを間隔 Lだけ離して取り付ける (Lは可能な限り長くとる)。

取り付け台は、シャフトにスラストを負荷した場合その影響を受けて動かないよう配慮する。

鏡は Fig. 4.B.2 に示す取り付け台座によりシャフトに取り付ける。

4.B.2 計測

負荷スラスト(T)によりシャフトに取り付けた鏡 "A", "B" は取り付け位置におけるシャフトの縮み量だけ移動する。すなわち鏡 "A" は M_0 (A)～ M_1 (A)へ鏡 "B" は M_0 (B)～ M_1 (B)へそれぞれ δ_1 (A), δ_1 (B)だけ移動する (Fig. 4.B.3 参照)

この移動量をカメラにおさめるのであるが、前述の鏡の移動に伴つて Fig. 4.B.3 の初期の像 S_1 は $2\delta_1$ だけ移動して S_2 となる。この量 $2\delta_1$ はレンズを通して約 20 倍に拡大されフィルムにおさめられる。さらに現像したフィルムを引伸し機にかけて約 5 倍までは拡大可能。したがつて実際の縮み量は約 200 倍まで拡大される。

$$2\delta_1 \times 20 \times 5 / \delta_1 = 200$$

真の倍率はスリットに記された線の間隔 (光源部に収納されている) とフィルムに現われたその線の間隔の比により正確に求まる。

負荷スラスト(T)によつて生じる L間の縮み量 δ は下式による。

$$\delta = \delta_1 (B) - \delta_1 (A)$$

4.B.3 計測値のオーダーおよび精度

T_{MAX} に対する軸の 1mm 当りの縮みを $30 \mu m$ とすれば $L = 3 m$ の場合 $\delta = 100$ マイクロ、200 倍に拡大して計測されるとして 20mm のオーダーとなる。したがつてこれより肉眼でも 3 ケタは読みとれる。

精度は、光源およびカメラ部が負荷スラストにより動くことがなければ十分なものが得られる。

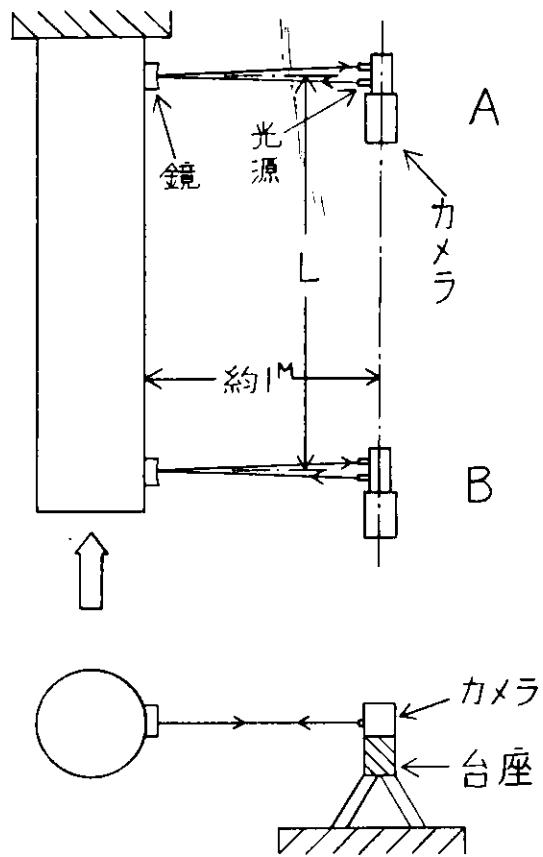


Fig. 4.B.1 カメラ取付概略図

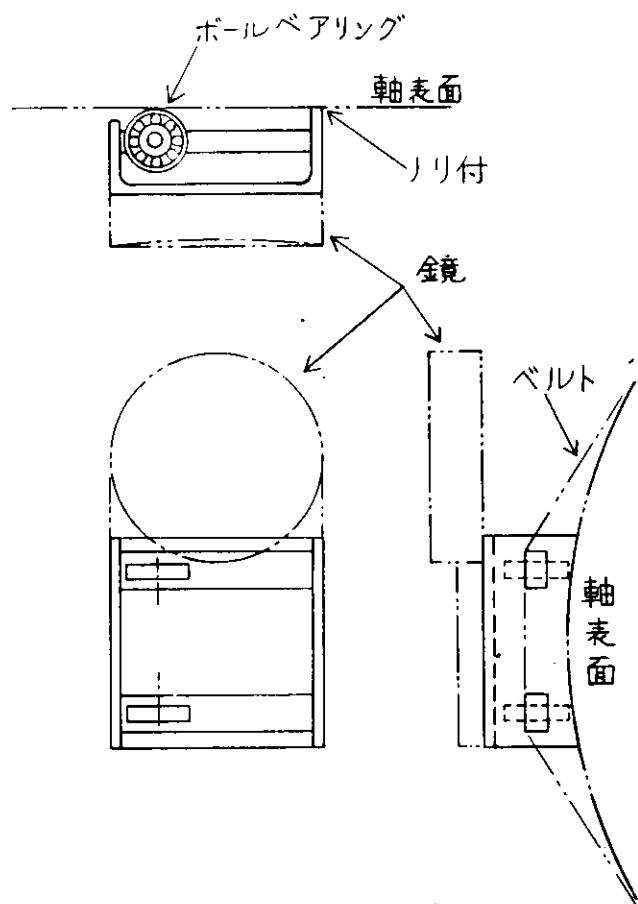


Fig. 4.B.2 鏡取付台

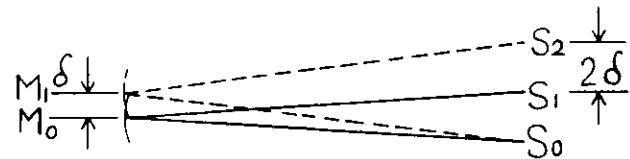


Fig. 4.B.3 光点の動き概略図