

社 団 法 人

日本造船研究協会報告

第 57 号

昭 和 41 年 5 月

タービン船の後進力に関する調査研究 第72研究部会

Study on Backing Power of Geared Turbine Driven Vessels

..... The 72nd Research Committee

Report No. 57

The Shipbuilding Research Association of Japan

Tokyo, JAPAN

May 1966

本調査研究は、昭和39～40年度日本船舶振興会の補助金の交付を得て実施したものである。

第 72 研究部会委員名簿

部 会 長	原 三 郎		
幹 事	井 上 宗 一	太 田 文 二	佐 々 木 義 弘
	瀬 尾 正 雄	武 田 康 生	西 島 伊 武
	野 口 健 一	林 義 勝	矢 崎 敦 生
	山 手 四 郎	米 原 令 敏	
委 員	赤 沢 政 彦	有 馬 正 芳	栗 野 茂 樹
	伊 藤 敬 三 郎	岩 本 尚	植 田 靖 夫
	江 鳴 陽 一 郎	大 井 一 夫	小 倉 肇
	小 倉 正 男	折 原 洋	賀 集 巍
	児 玉 正 作	近 藤 武 之 助	近 藤 忠 夫
	篠 原 陽 一	杉 正 樹	大 亀 実
	竹 沢 節 雄	田 中 銀 造	谷 初 藏
	玉 木 恕 乎	平 田 肇 幸	星 野 次 郎
	松 岡 史 香	宮 西 義 雄	村 上 数 一
	森 朔 通	安 井 三 郎	山 下 和 三

Membership of the 72nd Research Committee

Chairman	Saburo HARA		
Secretary	Sōichi INOUE	Bunji ŌTA	Yoshihiro SASAKI
	Masao SEO	Yasuo TAKEDA	Isamu NISHIJIMA
	Ken-ichi NOGUCHI	Yoshikatsu HAYASHI	Atsuo YASAKI
	Shiro YAMATE	Noritoshi YONEHARA	
Members	Masahiko AKAZAWA	Masayoshi ARIMA	Shigeki AWANO
	Keizaburo ITŌ	Hisashi IWAMOTO	Yasuo UEDA
	Yōichiro EJIMA	Kazuo ŌI	Hajime OGURA
	Masao OGURA	Hiroshi ORIHARA	Iwao KASHŪ
	Shōsaku KODAMA	Takenosuke KONDŌ	Tadao KONDŌ
	Yōichi SHINOHARA	Masaki SUGI	Minoru DAIKI
	Setsuo TAKEZAWA	Ginzō TANAKA	Hatsuzō TANI
	Hiroya TAMAKI	Taneyuki HIRATA	Zirō HOSHINO
	Shiko MATSUOKA	Yoshio MIYANISHI	Sūichi MURAKAMI
	Sakumichi MORI	Saburō YASUI	Wazō YAMASHITA

Study on Backing Power of Geared-Turbine Driven Vessels

Ship stopping ability has hitherto studied from both theory and experiment, with the view to determining the appropriate amount of backing power to be provided for vessels. Nevertheless, the intricate interrelation of influences brought by hull form, propeller, added to the complex transient motion of the vessel, have so far precluded complete solution of this important problem. Yet, the foreseen trend toward automatic ship operation as well as toward increasing ship size would call for the establishment of a standard for the backing power of vessels in order to ensure adequate safety in ship maneuver.

With these circumstances in mind, the present Committee has during two years from 1964 undertaken studies to determine the conditions for establishing the standard amount of backing power to be required of ships, by analyzing the relations existing among backing power, maneuvering procedures and transient ship behavior leading to full stop, with particular reference to large vessels powered by geared-turbine which are the subject special attention in respect of backing power.

Full-scale vessel tests were carried out on four turbine-driven tankers, one turbine cargo liner, one turbine training ship, and for comparison, one tanker and one cargo liner propelled by diesel engine. The tests were supplemented by open-water tests on reduced scale model propellers equipped in these vessels.

In the full-scale trials the ships were crash stopped from steady ahead conditions of normal and 60% normal shaft speed, during the period to ship stop, synchronized measurements were made on such items as propeller r.p.m, thrust, torque, ship speed, ship locus and turbine steam chest pressure, etc.

Thrust was measured by picking up the axial strain on the intermediate shaft with electric resistance strain gauges in two kinds of method (one F.M. telemastered, the other with slip rings and brushes). Ship speed was observed by Dutch-log. These measurements were complemented for the purpose of examination by a high accuracy load cell fitted in the thrust bearing, and an electro-magnetic log, on the training ship.

Head reach and stopping time were analyzed by numerically integrating the ship's equation of motion using data taken from those tests and the hull resistances of model tests : $(M+m) \frac{dv}{dt} = (1-t)T - R$

Conclusion obtained are as follows :

1. The values for head reach calculated from the equation of motion agreed well with measured records when the ship's course was straight. In the case of curved course, calculated values incorporating the increased resistance due to "turning of vessel" set forth in Appendix 3 agreed with measurements, indicating a significant influence br-

ought by the turning of vessel.

2. The measured thrust-torque relation agreed in good approximation with the same relation obtained from propeller open-water test in steady state, except in the region around zero propeller speed.
3. The simplified methods for ship's head reach given in Appendices 5 and 6 as well as that of reference (1) give acceptably accurate values for straight course.
4. The full scale trials resulted in a head reach actually longer for the diesel driven than for the turbine driven vessel. This is attributable to excessively cautious astern operation conducted on the diesel ship. This was supported by calculation based on optimum astern operation performed on both turbine and diesel engines, but it was proved at the same time that the head reach of a turbine ship would not far exceed that of a diesel ship.
5. It was proved that full utilization of brake thrust with complete knowledge of turbine characteristics should enable turbine driven vessels provided with current backing power (80% torque at 50% r.p.m.) to be brought to a stop with head reach little different from that of a diesel ship.

目 次

第 1 章 緒 言	1
第 2 章 実 船 計 測	2
第 3 章 プロペラ単独試験	35
第 4 章 解析および考察	37
第 5 章 将来の問題点	45
第 6 章 結 言	46
付 錄	
1. 船が止るまでのスラスト減少係数または抵抗増加係数の変化	47
2. 流木試験による速力について 一特に船が旋回する場合	50
3. Crash Astern Maneuvering において 旋回を伴う場合の速力減少	54
4. Diesel 船の急速停止時操縦法に関するアンケート	60
5. 船舶の後進性能の比較理論と計算の 1 手法	62
6. 大型タンカ (50,000~100,000DWT) の Head Reach の略算図表	74

第1章 緒 言

船舶の後進力は船体運動性能の基本的要素であり、特にその力量の大小は船体の制動能力の尺度である。また、港内での発進および停止はもとより衝突等危急事態の回避に際しても特に重要な要件であることはあらためて言をまたない。このため、後進力は主機関設計上ならびに機関の運転操作上の基礎条件として、従来、その妥当な力量の決定について理論的および実験的考察が加えられてきたが、船体形状、プロペラおよび舵の相関効果の多様性、運動の過渡現象の複雑性などからなお検討の余地を残してきた。

最近の船舶技術の向上は船体関係にあっては船型の巨大化、機関関係にあっては主機および関連補機の遠隔操縦、自動化に集約される。この技術革新はひいては操船および航法の自動化への1過程たるものであるが、将来にわたってこれらの自動化を期するためには、後進力と船体運動性能との関連を究明することが必要欠くべからざる条件となる。また、経済の高度成長に伴う海上輸送量の増加は船腹量の増加および船型の大型化を招き、必然的に港内および沿岸航行時における事故発生の潜在度が増大する。

たまたま1960年の海上人命安全条約会議において後進力の重要性が認識され、特に旅客船については、新造時に後進力量の確認を義務づけ、その他の船舶についても将来各国が十分な調査研究を行なうべく勧告事項を採択した。

ここにおいて、昭和39年度以降2ヶ年計画で、財団法人日本船舶振興会の補助事業により、特に後進力について問題視される大型タービン船に主眼をおき、現状の後進力量を解明し将来の基準確立のための条件を見出すための研究を行なった。

本研究は、馬力一総屯数比の比較的相異なるタービン船を中心とし、これに比較の対象としてのディーゼル船を追加して、これらについて各造船所の慣習にしたがった操作法にもとづき、後進過渡状態におけるトルク、スラスト等の変動と船速の変化の関係および船体の停止に至る状態等について実船計測を行なうとともに、供試船と相似の模型プロペラの単独性能試験を実施して、これら試験の計測値により船体の運動状態から停止に至るまでの過渡現象における船体運動方程式を求め、船体の停止距離を理論的に算出し、さらに後進力量に対応する後進操作法を示唆した。

第2章 実船計測

昭和39年度における供試船はタービン油送船4隻およびディーゼル油送船1隻、合計5隻であり、昭和40年度においてはタービン貨物船、ディーゼル貨物船および練習船（タービン）の各1隻を調査の対象とした。これらの主要目を表2.1に示す。

表2.1 供試船の主要目

船名	第3松島丸	根岸丸	OLYMPIC GAMES	EVDORI	GOLAR SOLVEIG	山口丸	北斗丸	IMPERIAL II
船主	日本水産	東京タンカ	リベリア	パナマ	リベリア	日本郵船	運輸省	チリ
造船所	石川島播磨重工(相生)	三菱重工(長崎)	三菱重工(横浜)	浦賀重工	川崎重工	三菱重工(長崎)	藤永田	石川島播磨重工(相生)
船種	油送船	油送船	油送船	油送船	油送船	貨物船	練習船	貨物船
総屯数(G/T)	45,400	53,200	32,100	40,000	34,000	10,500	1,631	11,100
船長(m)	230	242	223	228	217	150	68.5	156.97
幅(m)	33	37.2	32.15	35.8	32.2	23	11	21.95
深(m)	20.5	19.9	16.8	16.6	17.0	12.8	7.5	12.5
主機種類	タービン	タービン	タービン	ディーゼル	タービン	ディーゼル	タービン	タービン
連続最大出力(PS)	20,000	22,000	18,000	20,700	20,000	13,000	1,400	15,000
同上回転数(rpm)	105	105	105	119	110	124	168	99
後進出力(PS)	6,200	8,000	6,560	15,000*		3,600*	840	4,730
同上回転数(rpm)	71	75	71.5	98*	75	100*	138	68
プロペラ翼数	5	5	5	5	5	4	4	4
同直径(mm)	6,900	7,100	6,700	6,400	6,700	5,700	3,000	6,550
同ピッチ(mm)	5,120	5,150	5,220	4,850	5,045	5,500	2,850	7,200

* 試験時の実測値

2.1 計測方法

計測の方法は、まず、前進常用出力で航走中各部の状態が整定した後、後進全力を発令して船体を停止させ、次に、前進を発令し常用回転数の約60%の前進回転数で船速が整定するまで航走し、後進全力を発令して船体を停止させ、それらの航走変化の過程において、速力、航跡、主軸回転数、トルク、スラストその他の関連諸元の計測を行なった。

後進操作の方法は船の制動距離および停止時間に大きな影響を与えるため、できうれば操作方法を統一すべきであるが、操作法の自動化を行なわなければ、かりに操作方法を決めてもその正確な実施は望めないから、今回の試験に当っては、各造船所の慣習による操作法で実施した。なお、根岸丸の後進操作はプログラム制御されている。

船の制動距離および停止時間の解析に必要な主軸回転数、蒸気室圧力、主軸トルク、主軸スラスト

等のデータは連続的に記録したが、船速は流木による両舷計測の平均値を採用した。ただし、北斗丸については計測の精度を上げるために、船速の測定に新しく開発された電磁ログを使用して連続記録を行ない、また、スラストについても主スラスト軸受に新しく製作したスラスト測定用パッドを装置して正確なスラスト計測を行なった。計測項目を表 2.2 に示す。

表 2.2 計測項目

計測項目	使用計器	要領
1. 天候、風向、風速、海上の模様		開始直前に計る
2. 船速、船速変化	流木電磁ログ	約20秒ごとに直読 後進発令1分前より終了1分後まで連続記録（北斗丸のみ）
3. 船首方位	コンパス	約30秒ごとに直読
4. 時間	電接時計 ストップウォッチ	後進発令1分前より終了1分後まで
5. 主軸回転数	タコゼネ	連続記録
6. 操縦弁開度		発令より30秒まで5秒ごと、以後10秒ごとに直読
7. 前進、後進蒸気室圧力	圧力計	同上
8. 前進、後進蒸気室温度	圧力計に線歪計接着 温度計	連続記録 発令より2分間は30秒ごと、以後1分ごとに直読
9. 主復水器真空、上部温度	マノメータ、温度計	同上
10. 主蒸気圧力、温度	圧力計、温度計	同上
11. 主軸トルク	・箔歪計一 スリップリング ・線歪計一FM ・箔歪計一 スリップリング ・線歪計一FM ・スラスト計測用パッド	後進発令1分前より、試験終了1分後まで連続記録
12. 主軸スラスト		同上 同上 同上 同上 同上 同上 同上 同上 （北斗丸のみ）
〔備考〕 1. ディーゼル船では、タービン船の蒸気室圧力に相当するものとして燃料ハンドルの目盛を直読した。 2. 連続記録には電磁オッショロ用いた。		

2.2 計測装置

計測項目のうち、主要な値であるトルク、スラスト、船速の測定方法について簡単に述べる。

2.2.1 トルクの計測

中間軸またはプロペラ軸に発生するせん断歪を箔歪計とスリップリングを組合せた直流方式のものと、線歪計とFM電波を用いた遠隔測定方式による2方式を用いて測定した。

(1) スリップリングによる方式

計測回路は図 2.1 のように抵抗値 60Ω の箔歪計をブリッジに組み、蓄電池電源より DC 12V をブラシ（燐青銅）およびスリップリング（真ちゅう製）を通してブリッジに入れ、トルク変動に応じた歪計の抵抗変化により生ずる電流の変化をスリップリングを通して直接電磁オッショロに入れ、トルクを計測した。ゲージは4個の抵抗値が多少異なるため、結線終了後にブリッジのバランスを取る必要から $2\text{k}\Omega$ の可変抵抗が挿入している。

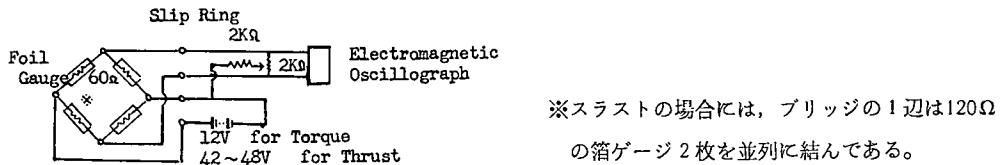


図 2.1 箔歪計による直流ブリッジ計測回路

(2) FMテレメータによる方式

中間軸に抵抗値 120Ω の抵抗線歪計をブリッジに組み、その対点に副搬送波発振器 (2,300, 3,000, 3,900 c/s) を加える。この副搬送波をゲージの歪の大小により振幅変調した歪変調波は FM変調が十分できるレベルまで増幅され、FM送信器で周波数変化をさせて中心周波数40.68MCの電波をアンテナから発信する。以上の装置は回転する軸上に取付けられている。一方、受信部はアンテナから電波を受けて高周波増幅し、中間周波に変えた後に、検波増幅して出力指示器のフィールタによって3個所の現象を分離して記録計に接続される。すなわち、40.68MCの周波数の中にトルク、スラスト、曲げなどの信号が同時に送信器から送られ、受信側でこれを分離する。図 2.2 に FMテレメータの概要を示す。なお、FMテレメータにはプリモ社製のST-410 3ラインを用いた。

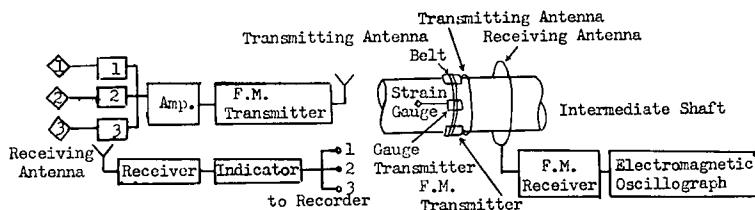


図 2.2 FMテレメータによる計測回路

2.2.2 スラストの計測

スラストはトルクの計測と同様に、スリップリング方式およびFM方式の2方法で、中間軸の軸方向歪を測定して求めた。中間軸は軸のねじり応力からその軸径が定められているので、スラストによる圧縮歪はトルクによる歪の $1/10$ 程度のきわめて小さい値であるため、正確な検出には多くの困難をともなっている。したがって北斗丸の後進試験に際しては、主スラスト軸受のパッドに荷重計を装置し、前記の2方法との比較を行なった。

主軸スラスト計測用荷重計は図 2.3 に示すように、前後進側スラスト軸受パッド各6個の裏面に設けた溝にパッド用ピボットを嵌入した構造のものであり、その背面に2方向抵抗線歪計2枚が貼付けてある。荷重対歪量の関係はあらかじめアムスラ万能試験機を用いて較正を行ない、ほぼ直線的な関係にあることを確かめた。また、中間軸の回転計駆動歯車の側面に焼青銅の薄板に抵抗線歪計を貼付けた変位計を取り付け、中間軸の船体部材に対する変位を測定した。

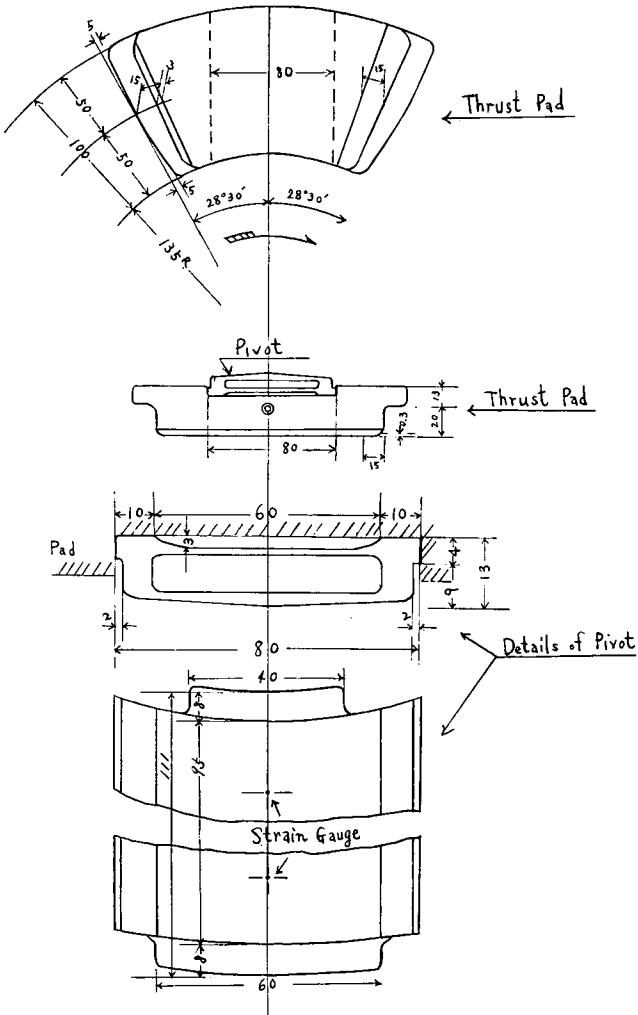


図 2.3 主軸スラスト計測用荷重計

2.2.3 船速の計測

北斗丸については流木によるほか、電磁ログで連続記録を行なつた。この電磁ログは船底に装備され、船舶の速度および航程を指示し、他の必要な場所へそれぞれシンクロ電機によって伝達し指示される。

これは、従来の圧力式、およびプロペラ式に比較して容易に低速を正確に指示し、速度誤差も細かく調整し得る利点を有している。

(1) 受 感 部

導体と磁界が相対的に運動するとき導体に誘起電圧が発生する。磁場の方向、運動の方向および誘起電圧の方向の3つは互に直角の関係がある。磁界が一定であると誘起電圧の大きさは図2.4の(A)方向で運動の速度に比例する。この誘起電圧は導体もしくは磁界のどちらかが変化するもので、両者の相対的運動に関係するものである。電磁ログは静止海水に対して磁界が運動して誘起電圧を発生する。この受感部はほぼ船の中央の船底より約0.6m突き出した位置に取り付けられた。

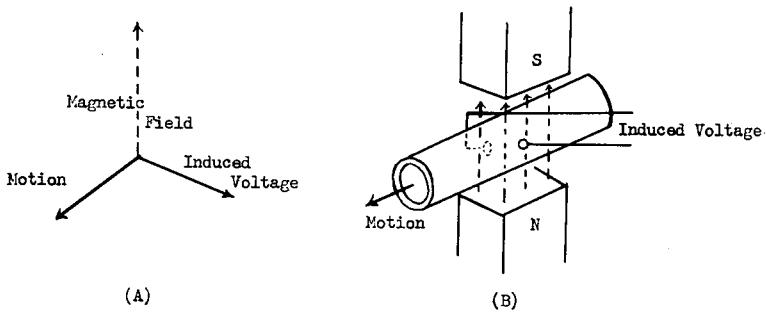


図 2.4 電磁ログ受感部の原理

(2) 速度追従機構

受感部からの誘起電圧で速力指示を行なう追従機構は図 2.5 に示されている。

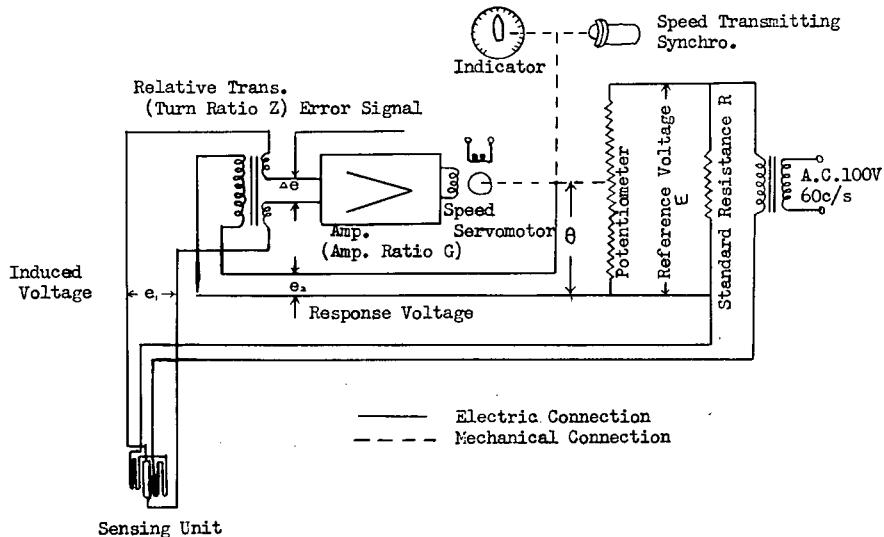


図 2.5 電磁ログの概要

この追従機構はポテンショメータからの応答電圧 e_2 と受感部からの速力信号電圧 e_1 とを比較するトランスから初まる。ポテンショメータには基準抵抗器の電圧降下による一定の基準電圧が加えられており、応答電圧 e_2 は速力サーボモータに歯車を通じて接続されているポテンショメータの刷子の位置によって決められる。この応答電圧は比較トランスで速力信号電圧と位相が反対になるよう持続されているので、常時この 2 つの電圧は比較トランスで比較され位相を含めたその差の電圧（誤差電圧）が増幅器の入力となって増幅された後、速力サーボモータを回転してポテンショメータの刷子を動かし応答電圧を加減する。また、サーボモータは誤差電圧が小さくなる方向に回転させられるので、誤差電圧が 0 となるとモータの回転は停止し、刷子の動きも止まる。サーボモータは速力目盛板上の速力指針、速力発信シンクロおよび積算機構をポテンショメータの刷子と一緒に作動させる。船速はポテンショメータの回転角 θ で示される。この速力計は供給電圧の変化、温度による巻線抵抗

の変化および増幅器の増幅率Gの変化によっても測定精度に影響はない。

この電磁ログはあらかじめ水槽を利用して較正を行ない、低速まで直線的な関係にあることを確かめた。また、後進性能試験に先き立ち約 11 kt および 6 kt の速力で標柱間を航走し、測定器の較正を行なった。

2.3 計測結果

第3松島丸、根岸丸、OLYMPIC GAMES および GOLAR SOLVEIG の4隻についてはバラストおよび満載状態のおののについて、EVDORI については満載状態のみ、また、山口丸、北斗丸および IMPERIAL II については軽吃水の状態で、それぞれ常用出力から全力後進および半力から全力後進を行なった。北斗丸については後進操作法を変えた試験を追加したので、後進試験の回数は合計25回に達した。

図 2.6~2.9 は第3松島丸、図 2.10~2.17 は根岸丸、図 2.18~2.25 は OLYMPIC GAMES、図 2.26~2.29 は EVDORI、図 2.30~2.37 は GOLAR SOLVEIG、図 2.38~2.39 は山口丸、図 2.40~2.46 は北斗丸、図 2.47~2.48 は IMPERIAL II の後進試験の成績をそれぞれ示す。曲線中の

表 2.3 後進試験成績

船名	連続最大出力 (PS)	排水量 W (ton)	試験開始状態		主軸停止までの時間 ('-")	船体停止までの時間 ('-")	船体停止までの距離 Ls(m)	Ls/船長	Ls/W ^{1/3}	備考
			速力 (kt)	回転数 (r/m)						
第3松島丸	20,000	37,600	17.6	102.9	1-18	7-58	2,255	9.80	65.3	
		"	11.0	60.4	1-01.5	5-41	908	3.95	27.1	
		88,625	16.3	101.1	1-11	12-21	3,219	14.00	72.3	
		"	9.8	61.2	0-29	8-09	1,345	5.85	30.4	
根岸丸	22,000	62,348	16.7	103.2	0-39.5	8-53	2,389	9.87	60.2	軽荷の試験
		"	13.3	70.0	0-26.7	8-37	1,917	7.92	48.7	は船体清掃
		111,920	17.1	105.2	0-42	12-11	3,330	13.76	69.2	前に施行
		"	9.7	70.0	0-23	10-11	1,784	7.37	37.0	
OLYMPIC GAMES	18,000	41,716	17.2	102.0	1-14	7-07	2,200	9.87	63.7	
		"	9.6	60.0	0-43	5-12	1,000	4.48	29.0	
		69,980	16.4	102.0	1-26	9-34	2,510	11.26	60.9	
		"	10.4	60.0	0-40	6-11	1,030	4.62	25.0	
EVDORI	20,700	82,209	16.6	116.8	0-37	13-07	3,785	16.60	87.1	
	ディーゼル	"	10.7	72.0	0-22	8-19	1,785	7.83	41.1	
GOLAR SOLVEIG	20,000	34,230	18.3	109.0	1-51	7-48	2,356	10.86	72.5	
		"	15.8	95.0	0-50.5	8-22	2,110	9.72	64.9	
		65,490	17.7	108.0	2-06	10-10	3,040	14.01	74.9	
		"	15.6	94.0	1-14.5	8-58	2,470	11.38	61.2	
山口丸	13,000	8,990	20.2	115.0	1-08	3-50	1,080	7.20	51.9	
	ディーゼル	"	17.1	100.0	0-46	3-22	885	5.90	42.5	
北斗丸	1,400	1,735	10.3	140.0	0-57	3-09	556	8.11	46.3	
		"	5.7	74.0	0-25	2-05	242	3.53	20.2	
		"	10.3	140.0	1-20	3-57	602	8.79	50.2	
IMPERIAL II	15,000	9,518	21.6	97.0	0-38	3-07	957	6.10	46.5	
	タービン	"	15.0	60.0	0-20	1-20	259	1.65	12.2	

トルクおよびスラストは高次の変動分を無視した値が記入してある。表2.3は供試船の後進試験結果の一覧表であるが、ほぼ同じ大きさの第3松島丸とEVDORIおよび山口丸とIMPERIAL IIを比較してみると、タービン船とディーゼル船との後進性能の差は余り認められず、むしろ漫然とした後進操作を行なつたディーゼル船の方がこの実験に関しては劣っている。

タービンの後進操作は各造船所の慣習にしたがつたが、常用前進回転数の50%の後進回転数における後進トルクはせいぜい常用前進トルクの50%程度の値を示しているにすぎず、後進タービンの設計基準（80%トルク）の運転は行なわれていないことがわかる。

北斗丸においては、船速を電磁ログと流木の2つの方法で測定したが、その結果は図2.40～42に、スラスト荷重計による測定値は図2.46に示してある。スラスト荷重計は前進および後進側とも各6個装置され、そのおののに作用するスラストを加えて主軸にかかるスラストとしたが、軸受の取付けに際し前進側5個および後進側1個のパッドの歪計の導線が切断したので、図2.46には1個のパッドの前進側スラストを、後進側は5個のパッドの $\frac{6}{5}$ 倍を後進スラストとして図示してある。表2.4に常用出力より後進全力時の各パッドの荷重の変化を示す。この表から各パッドは相当異なる値の荷重を受けていることが知られるが、後進側で導線の断線したA6パッドは試験後の開放検査時のパッドの当り面から推定するとほぼ平均値的な荷重を受けていたものと認められた。したがって、後進側5個のパッドの合計スラストの $\frac{6}{5}$ 倍して求めたスラストはほぼ妥当な値であると思われる。

表2.4 スラスト荷重計による各パッドの負荷 (Nor. rpm→Full Ast.)

時 間	前進側 (kg)	軸方向変位 (mm)	後 進 側 (kg)					後進側総計 Th (kg)	Th × $\frac{6}{5}$ 倍 (kg)
			A 1	A 2	A 3	A 4	A 5		
0	1,680	0.37							
5	1,680	0.36							
10	1,220	0.28							
24	140	0.06							
34	0	0	0	0	0	0	0	0	0
39	0.15	160	250	60	240	135	845	1,015	
54	0.23	280	400	85	380	180	1,335	1,590	
64	0.25	360	470	80	500	210	1,620	1,940	
74	0.27	510	700	160	680	330	2,380	2,830	
94	0.33	870	1,150	330	1,030	550	3,930	4,720	
124	0.29	1,320	1,740	750	1,500	830	6,140	7,330	
144	0.38	1,280	1,670	670	1,430	800	5,850	7,000	
164	0.38	1,270	1,620	630	1,380	780	5,630	6,800	
184	0.37	1,220	1,550	610	1,350	750	5,370	6,440	
194	0.37	1,180	1,480	570	1,320	730	5,280	6,340	

備考 F1, F2, F3, F5, F6 および A6 は導線の断線により計測不能。

2. 4 計測値の考察

後進性能を解析する場合に、常に問題としてスラストおよび船速の精度があげられる。このため、昭和40年度には特に北斗丸の実験にスラスト荷重計および電磁ログを採用した。このため、スラストは3つの方法により計測を行なつたことになるが、その結果の比較を図2.49に示す。これによると、スラスト荷重計による値は、FM方式およびスリップリング方式のほぼ中間的な値を示している。

軸のひずみによるスラストの計測は、軸の圧縮ひずみの大きい後進発令前は比較的妥当な値（約10%以内）が得られているが（表2.4参照）、過渡状態の歪は測定装置の限界を超えた小さい値のようである。したがって、過渡状態のスラストを正確に求めるためには、やはり現時点ではスラスト荷重計によることが好ましいといえよう。

昭和39年度にプロペラの単独性能試験が実施されたので、ほぼ妥当な計測値が得られるトルクを基にして、プロペラ性能を介して求めた計算スラストと実測スラストを比較した結果を表2.5に示す。この計算は実測のトルクおよび回転数から K_Q を求め、図2.50のプロペラ性能曲線上において、この K_Q の値（A点）に対応する K_T 曲線上のB点の K_T を求め、この K_T からスラストを算出したものである。表2.5において、OLYMPIC GAMES のスリップリングによる実測スラ

ストは計算スラストと割合によく一致しているが、その他は両者に差異がある。定常な前進航走時にはFM方式による実測スラストと計算スラストはよく一致しているが、後進の過渡状態では、計算と実測とのスラストの差異はスリップリング方式がFM方式のものよりも少ない。

プロペラ軸に歪計を接着して軸の圧縮歪を計りスラストを求める2方式を全供試船に適用したが、北斗丸の例のように計測準備に十分な時間があれば、スリップリング方式もFM方式も相当な計測精度を期待しうる。この両者はそれぞれ一長一短があり、いずれがスラスト計測に適するとも断言できない。試運転前の多忙な時期に測定準備を行なう関係上、計器取付の不具合が生じたり、輸送中に計器が故障を起した例もあり、FM方式の第3松島丸、IMPERIAL II およびスリップリング方式の山口丸の成績は試験結果に疑問がもたれるので、この報告から削除した。貨物船は供試船が2隻で数が少ないので計測の失敗でトルクおよびスラストはFMまたはスリップリングのいずれか1つの計測法の記録しか採取できず、不本意な計測に終った。

流木による船速の精度を検べるために、電磁ログとの比較を行なつたが、流木による値が小さい場合も大きい場合もあり、わずか3例のために結論はいえないが、2m/sec以上の速力では両者の差は10%以内におさまっており、後進試験に流木を用いて船速を計っても大きな誤差を生じないという確証が得られた。

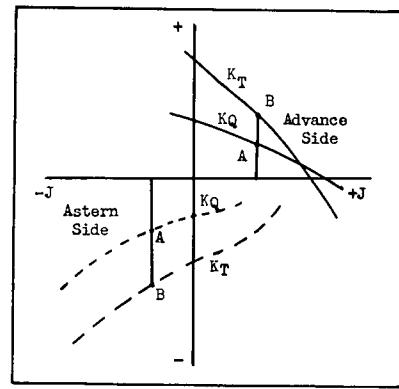


図 2.50 プロペラ性能曲線

表 2.5 実測スラストと計算スラストとの比較

船名	発令よりの時間	0	20"	40"	1'	1' - 20"	2'	2' - 40"	3'	3' - 30"	4'	4' - 30"	5'	5' - 30"	6'	6' - 00"	7'	7' - 00"	8'	8' - 00"	9'	9' - 00"	10'	10' - 00"	11'	11' - 00"	12'	12' - 00"	13'	13' - 00"	備考
OLYMPIC GAMES	実測トルク(ton-m)	105	63	5	-19	-32	-52	-52	-62	-73	-65	-86	-77	-77	-50	-85	-68	-77	-74	-72	-70										
	計算スラスト(ton)	114	62	0	-5	-	-	-	-73	-77	-62	-94	-83	-75	-46	-89	-66	-74	-76	-69	-66										
	実測スラスト(ton)	125	20	10	-17	-38	-48	-58	-70	-76	-68	-94	-80	-70	-50	-82	-64	-73	-74	-72	-71										
(満載)	実測トルク(ton-m)	122	80	13	-10	-31	-48	-51	-65	-72	-66	-94	-87	-80	-57	-94	-74	-85	-80	-79	-79										
	計算スラスト(ton)	111	87	10	-35	-	-	-	-76	-76	-63	-105	-88	-83	-54	-104	-74	-87	-83	-79	-72										
	実測スラスト(ton)	110	66	9	-8	-31	-38	-50	-58	-57	-44	-86	-68	-64	-47	-74	-57	-64	-64	-63	-63										
EV DORI	実測トルク(ton-m)	122	35	-51	-43	-44	-47	-50	-63	-51	-38	-42	-43	-45	-41	-41	-36	-42	-42	-45	-51	-64	-93	-93	-108	シリップリントによる計測データ					
	計算スラスト(ton)	150	-	-31	-47	-	-	-65	-72	-63	-	-54	-	-55	-51	-38	-41	-49	-46	-50	-55	-62	-85	-98	-120	シリップリントによる計測データ					
	実測スラスト(ton)	168	44	-76	-60	-64	-67	-68	-90	-62	-56	-54	-60	-62	-56	-40	-50	-56	-52	-51	-60	-74	-100	-112	-132	シリップリントによる計測データ					
(満載)	実測トルク(ton-m)	122	50	-50	-38	-38	-43	-60	-53	-53	-33	-37	-39	-42	-34	-37	-31	-33	-39	-46	-57	-71	-80	-98	FMIによる計測データ						
	計算スラスト(ton)	150	61	-31	-	-	-	-	-67	-68	-	-48	-	-44	-39	-32	-34	-35	-42	-48	-48	-59	-76	-91	-105	シリップリントによる計測データ					
	実測スラスト(ton)	150	60	-25	-14	-19	-21	-20	-30	-19	-10	-15	-16	-21	-18	-3	-8	-13	-8	-9	-11	-24	-41	-53	-67	シリップリントによる計測データ					

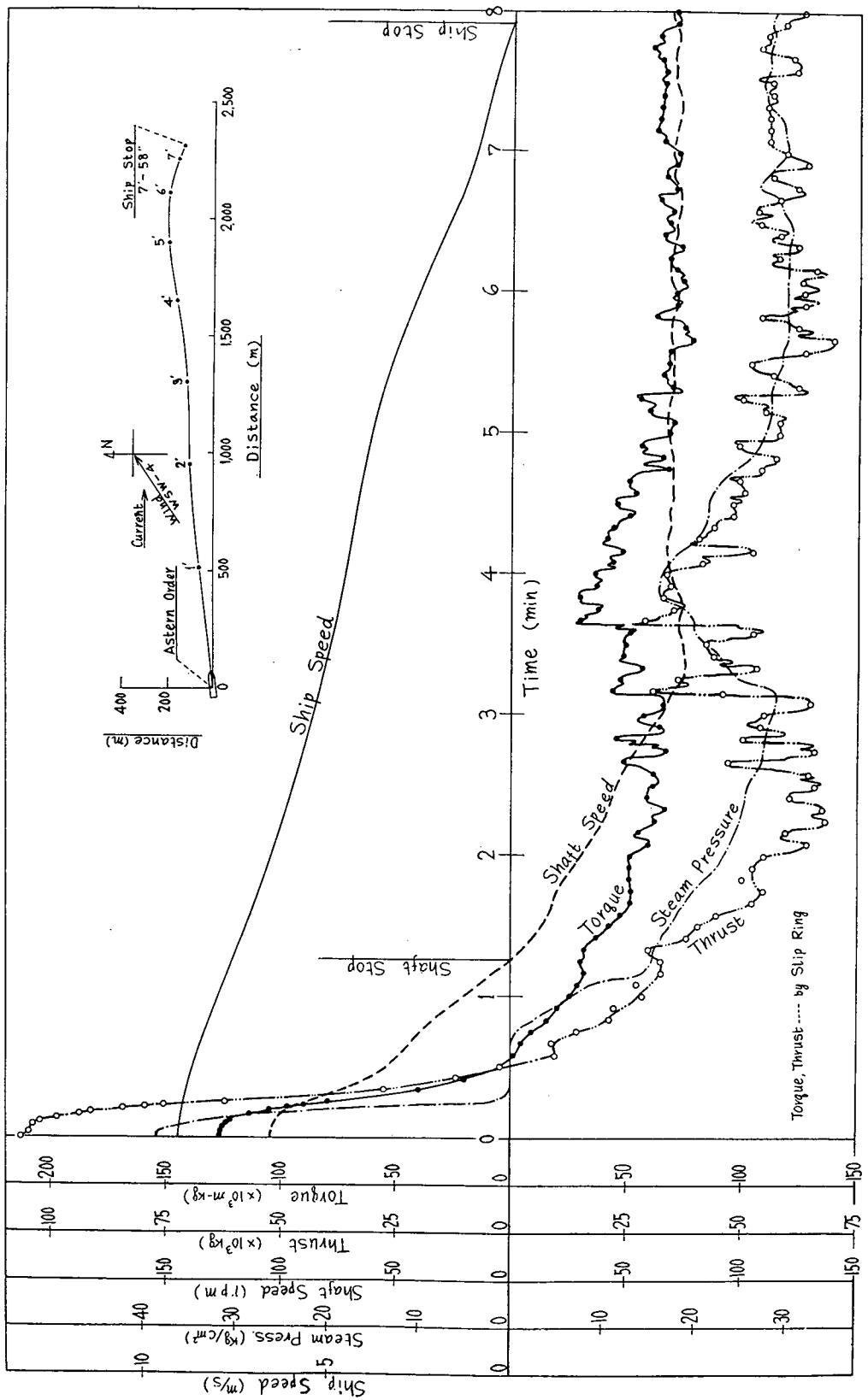


図 2.6 第3松島丸後進力試験成績 (ハラスト状態 Nor. r.p.m. → 後進全力)

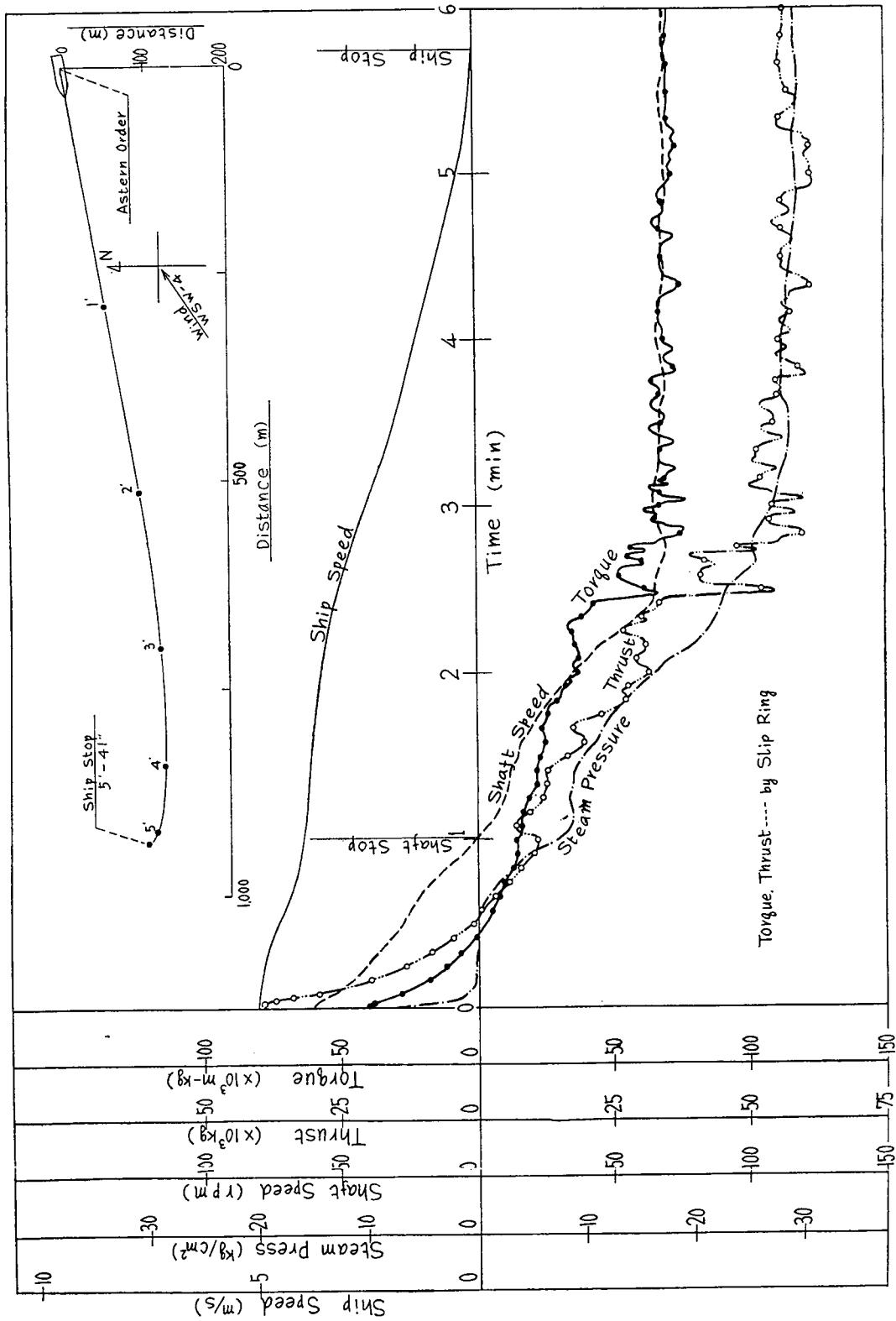


図 2.7 第3松島丸後進力試験成績 (ハラスト状態 60 r.p.m. → 後進全力)

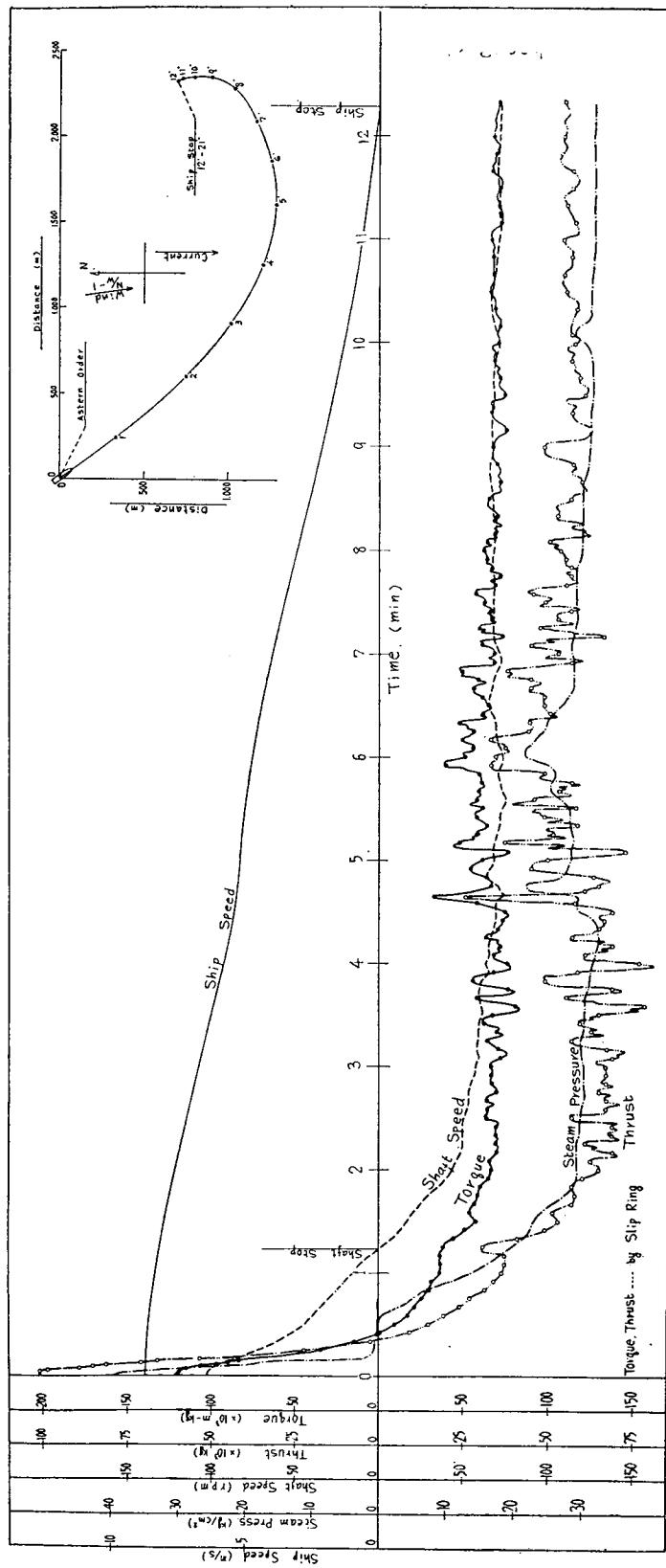


図 2.8 第3松島丸後進力試験成績（満載状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

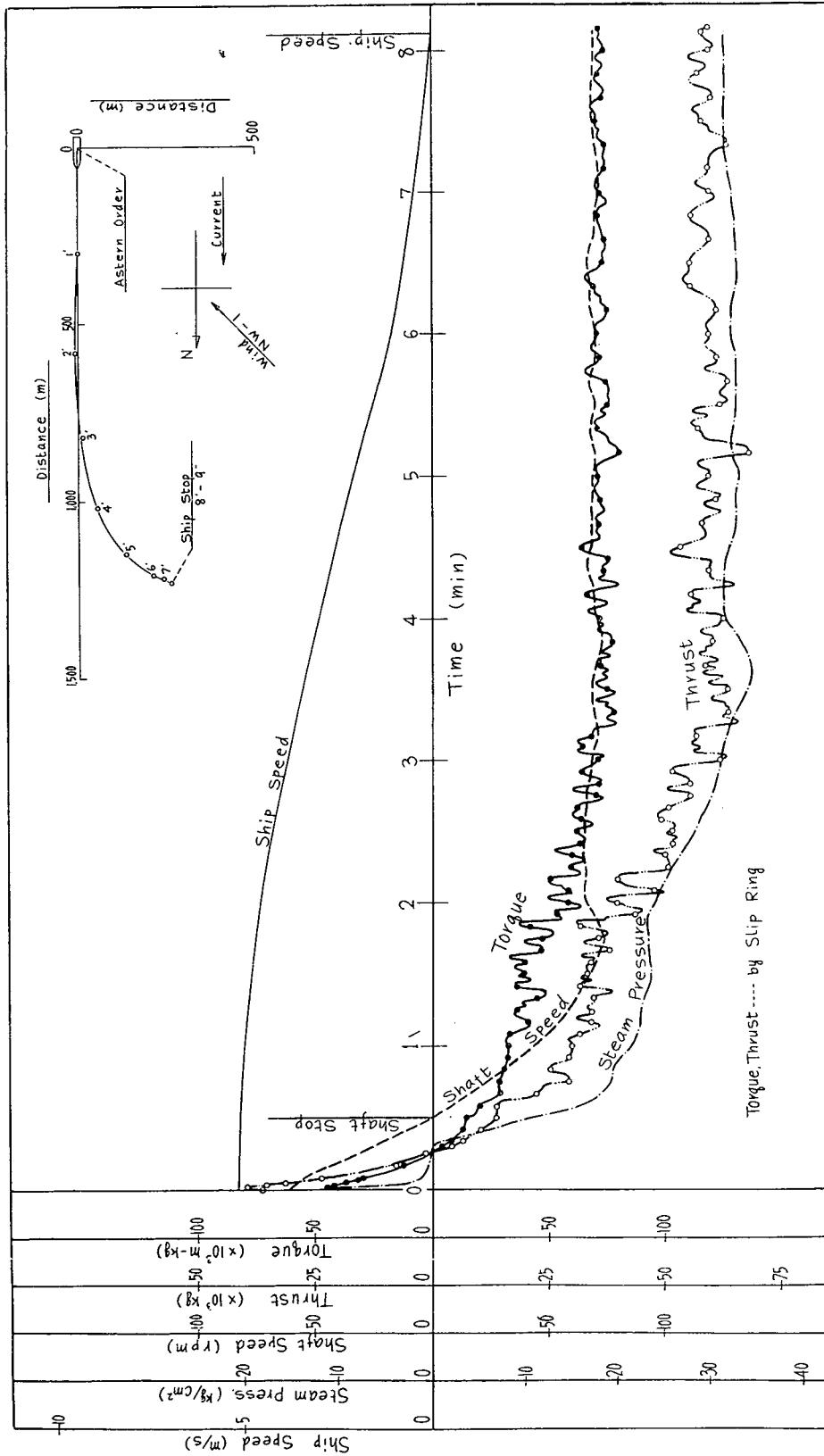


図 2.9 第3松島丸後進力試験成績（満載状態 60 r.p.m. → 後進全力）

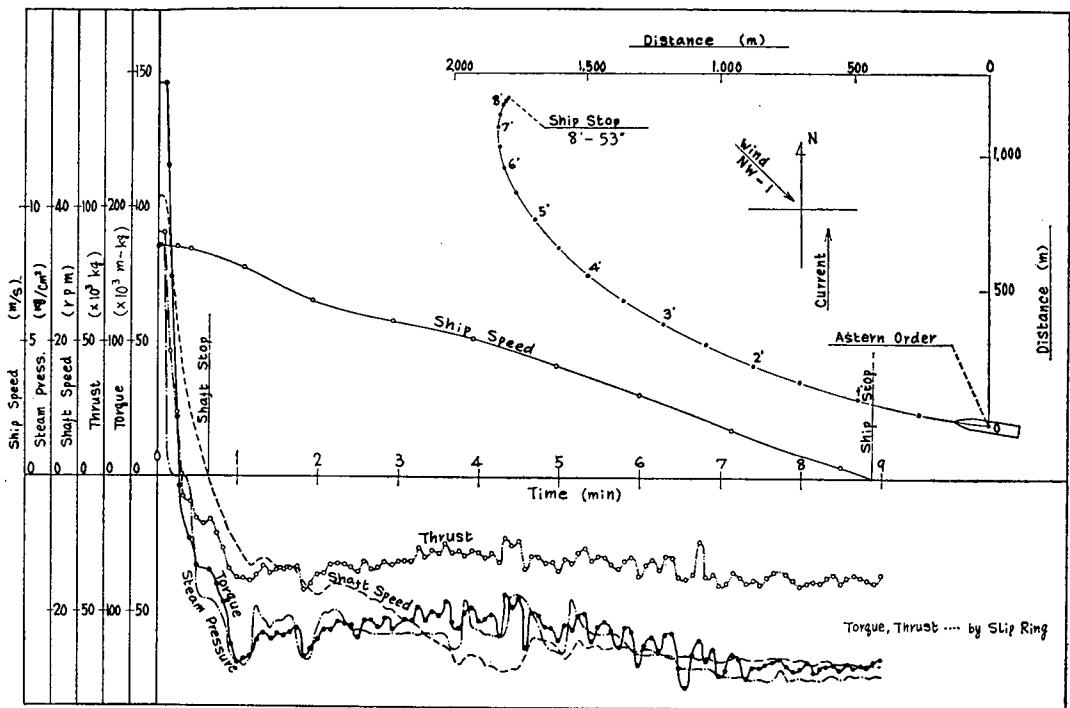


図 2.10 根岸丸後進力試験成績（バラスト状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

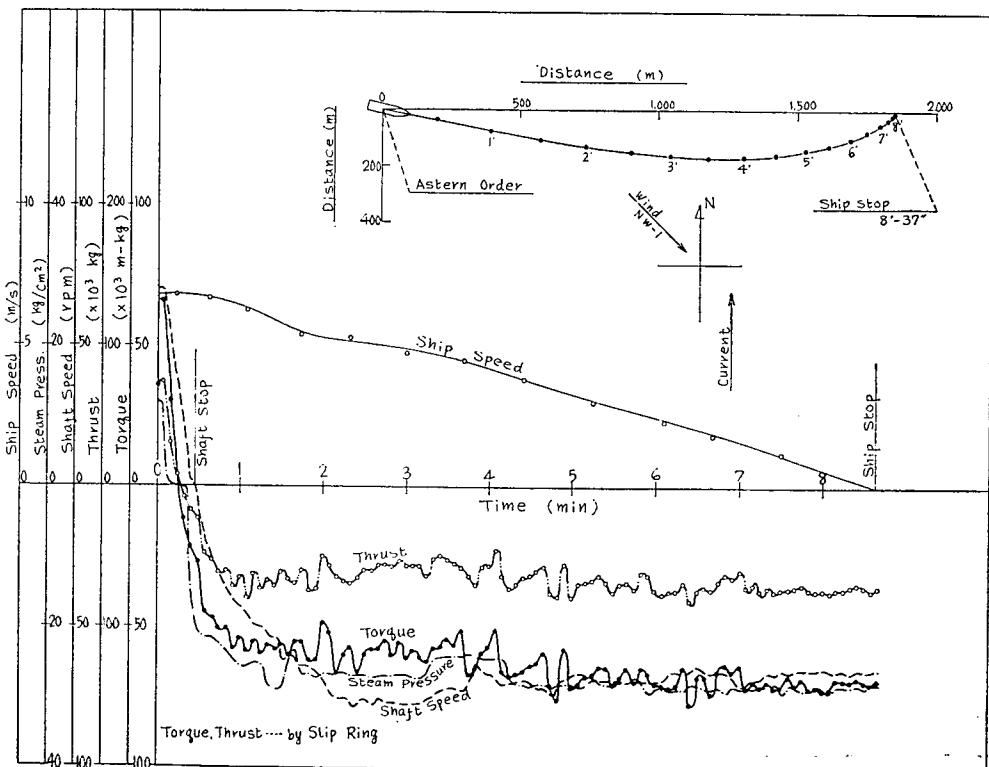


図 2.11 根岸丸後進力試験成績（バラスト状態 70 r.p.m.→後進全力）

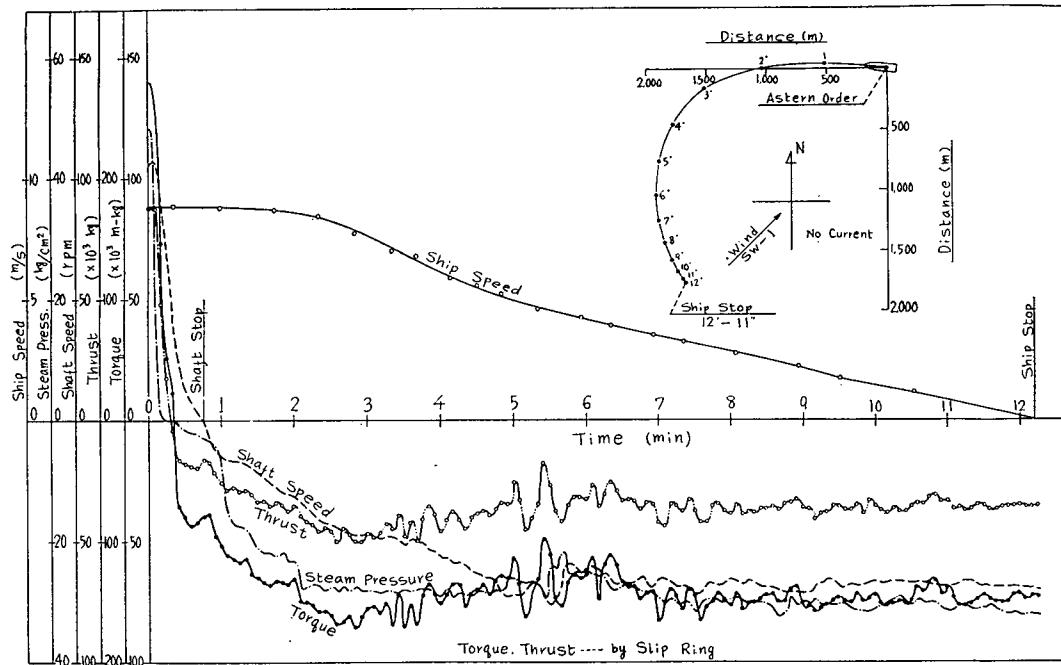


図 2.12 根岸丸後進力試験成績（満載状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

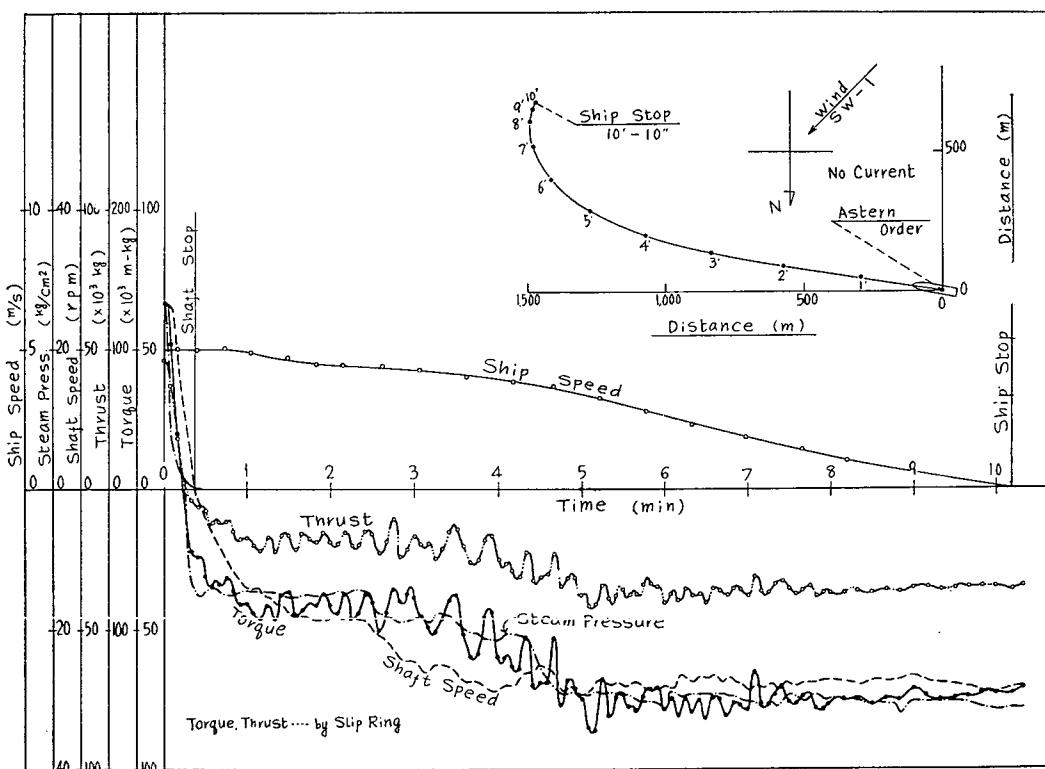


図 2.13 根岸丸後進力試験成績（満載状態 70 r.p.m.→後進全力）

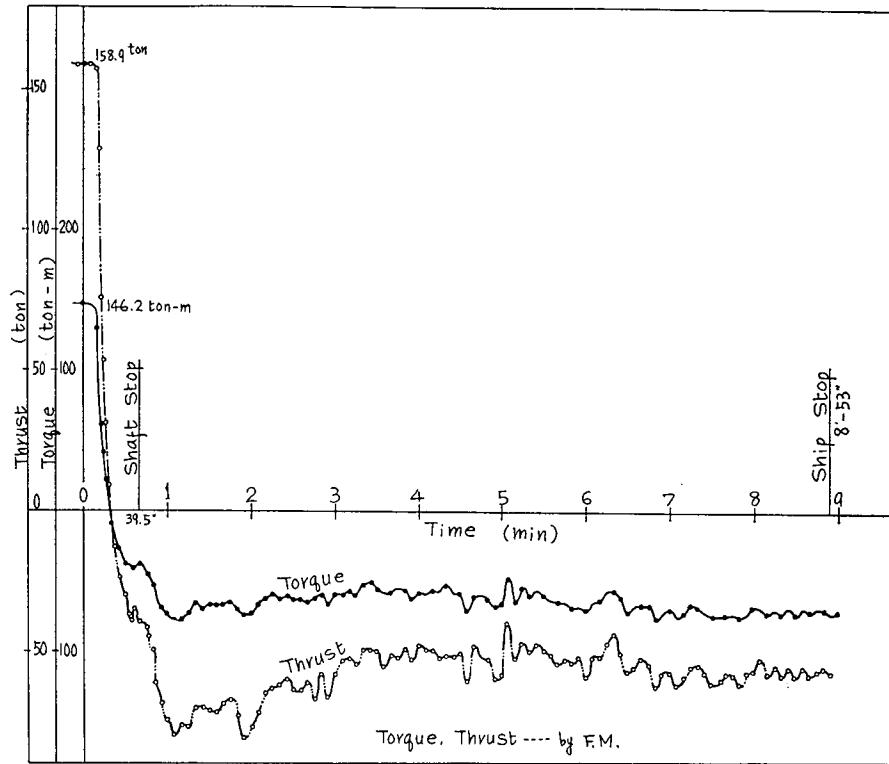


図 2.14 根岸丸後進力試験成績（バラスト状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

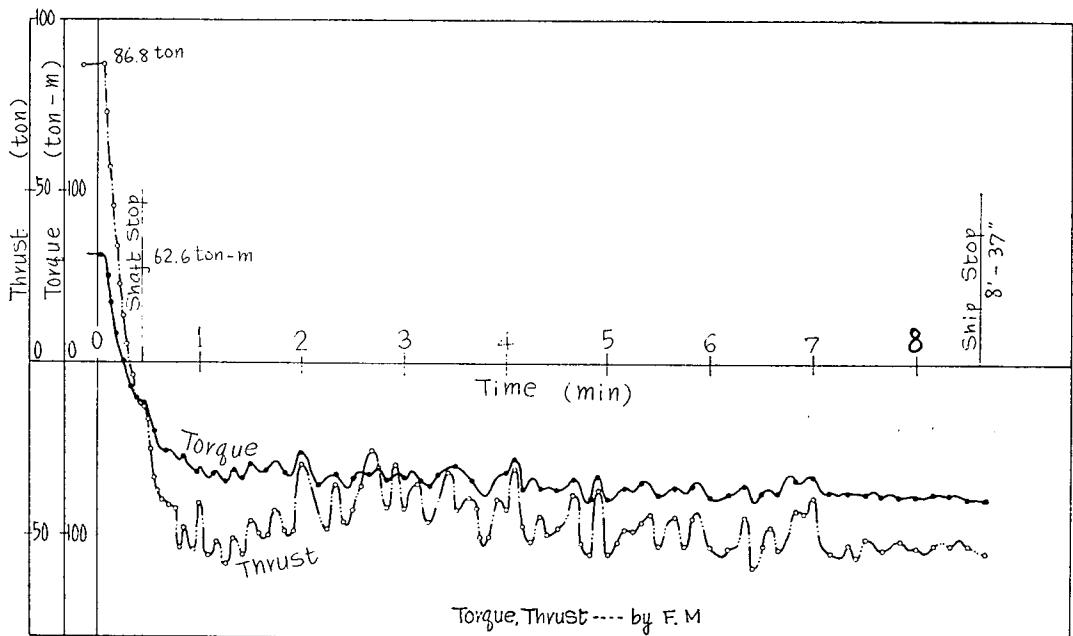


図 2.15 根岸丸後進力試験成績（バラスト状態 70 r.p.m.→後進全力）

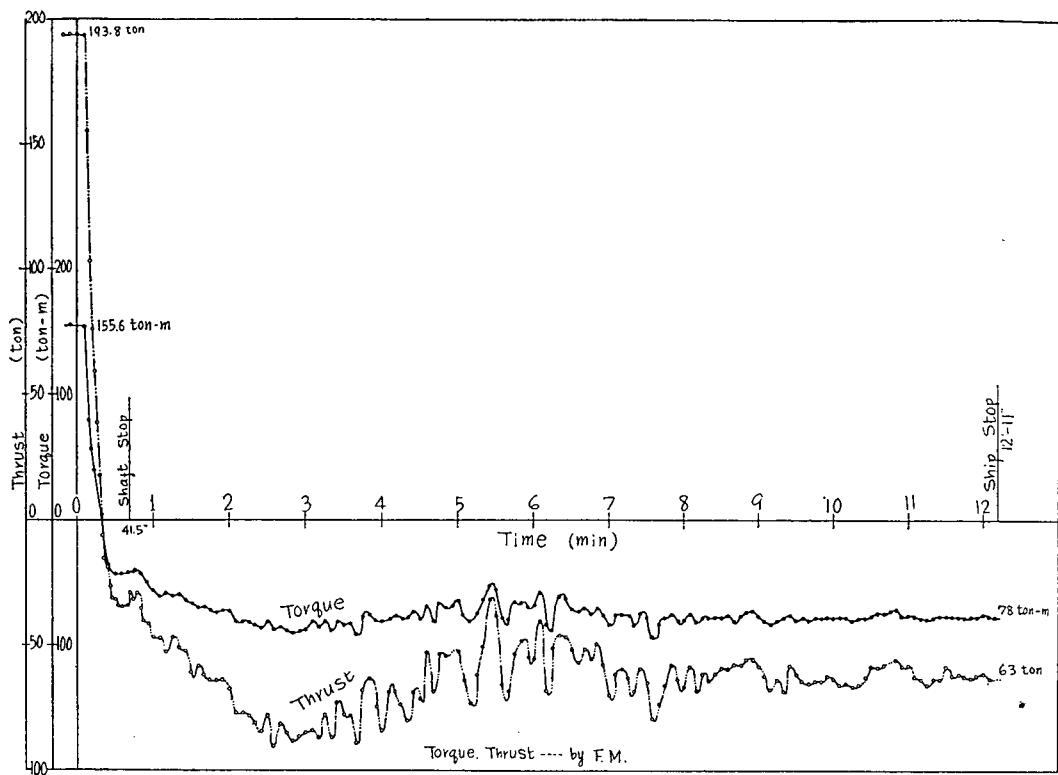


図 2.16 根岸丸後進力試験成績（満載状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

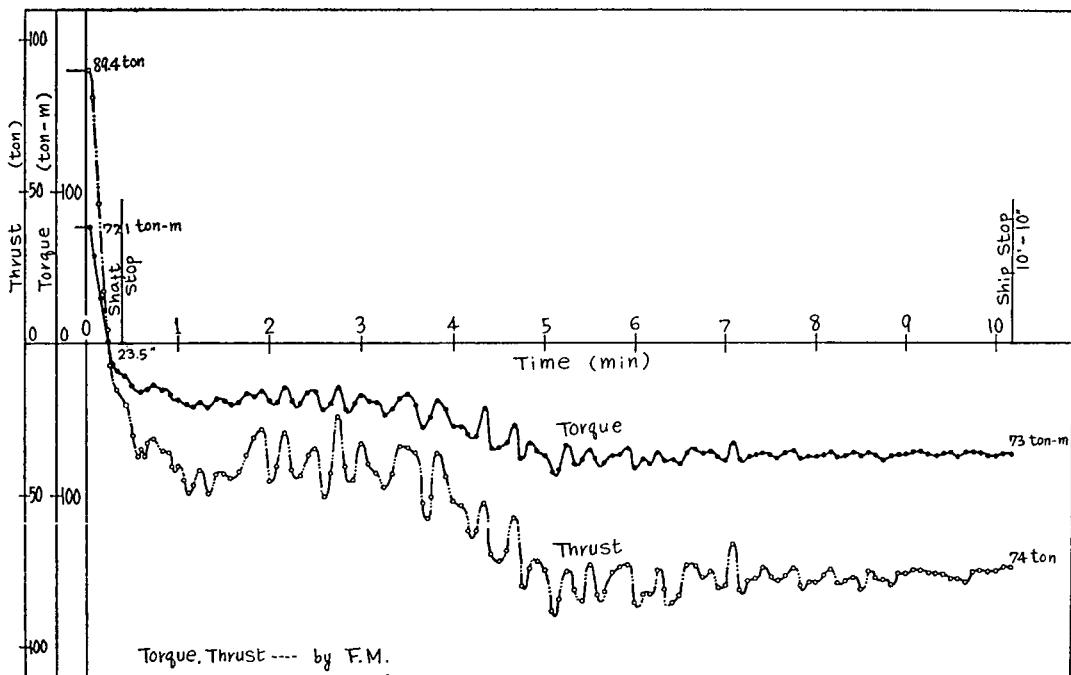


図 2.17 根岸丸後進力試験成績（満載状態 70 r.p.m.→後進全力）

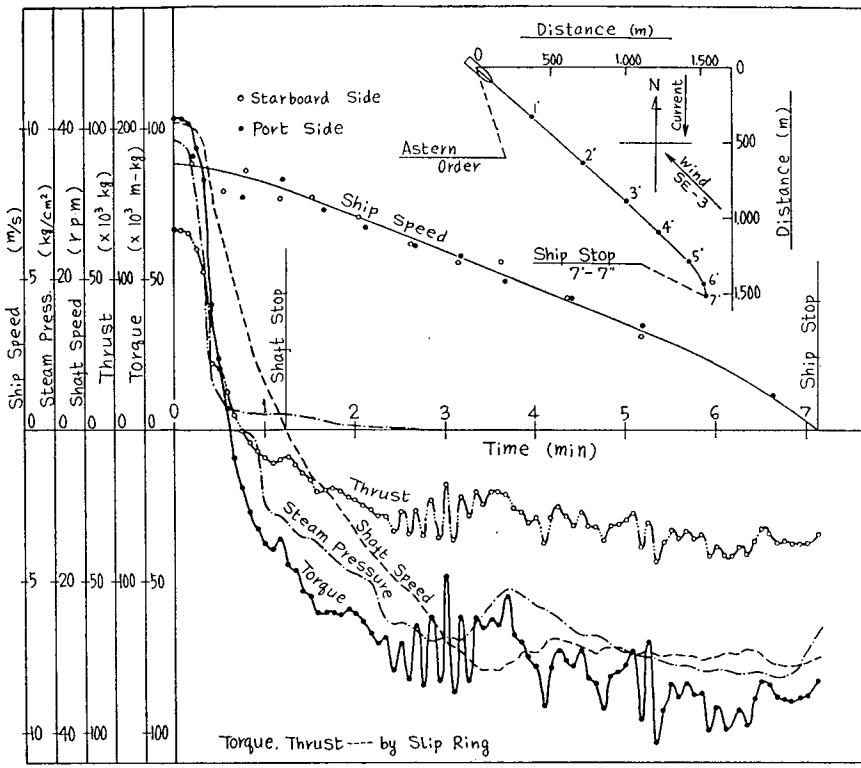


図 2.18 OLYMPIC GAMES 後進力試験成績 (バラスト状態 Nor. r.p.m.→後進全力)

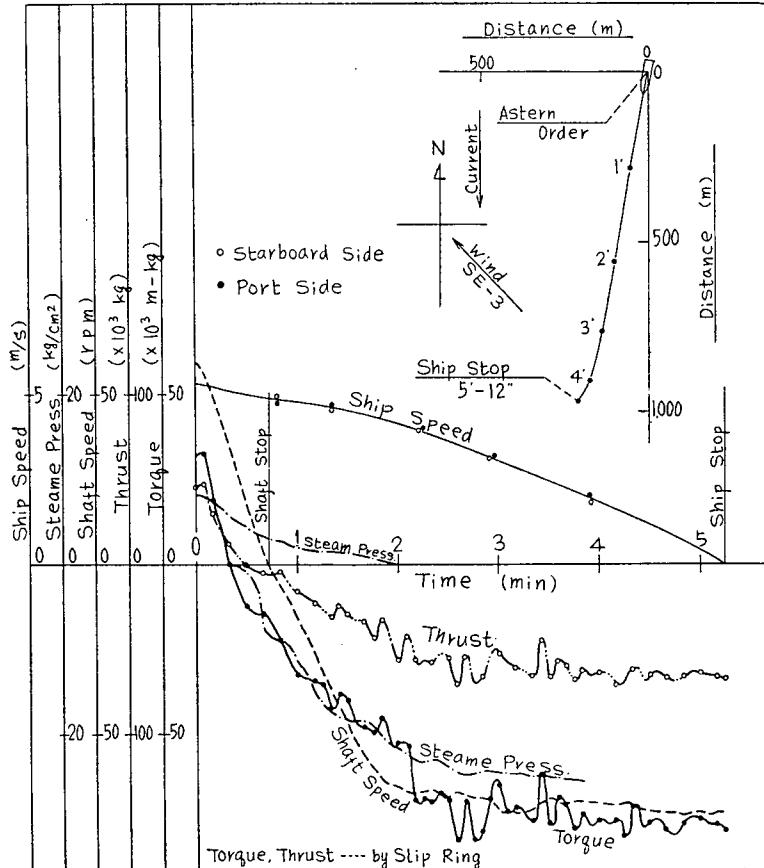


図 2.19 OLYMPIC GAMES 後進力試験成績 (バラスト状態 60 r.p.m.→後進全力)

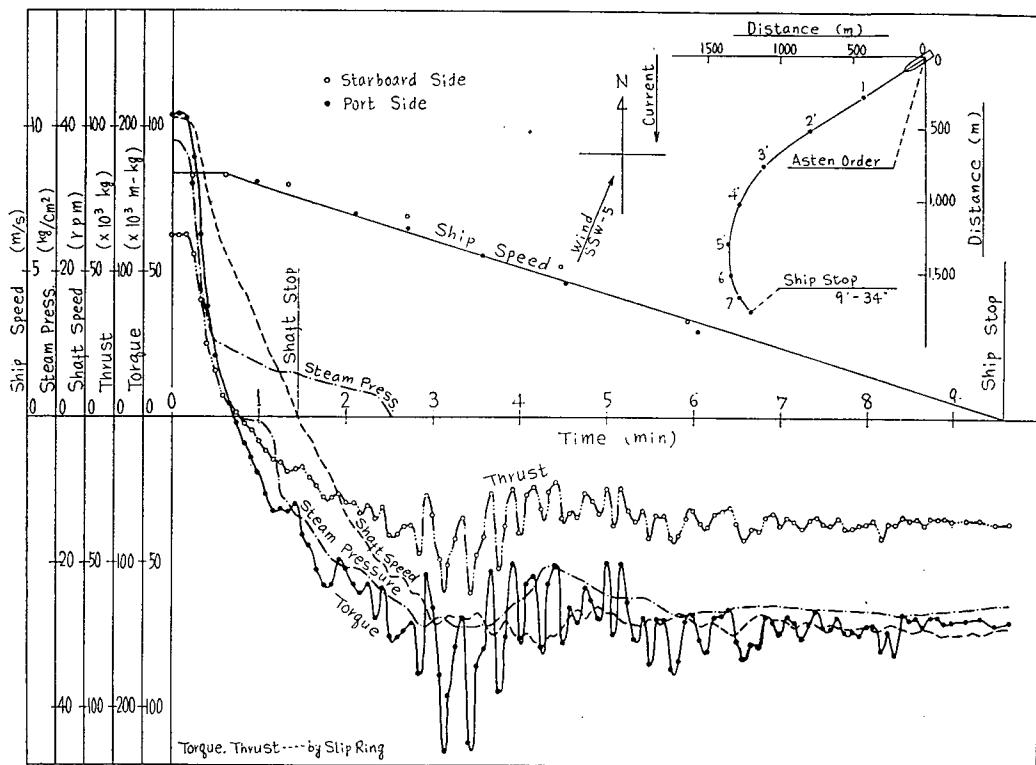


図 2.20 OLYMPIC GAMES 後進力試験成績（満載状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

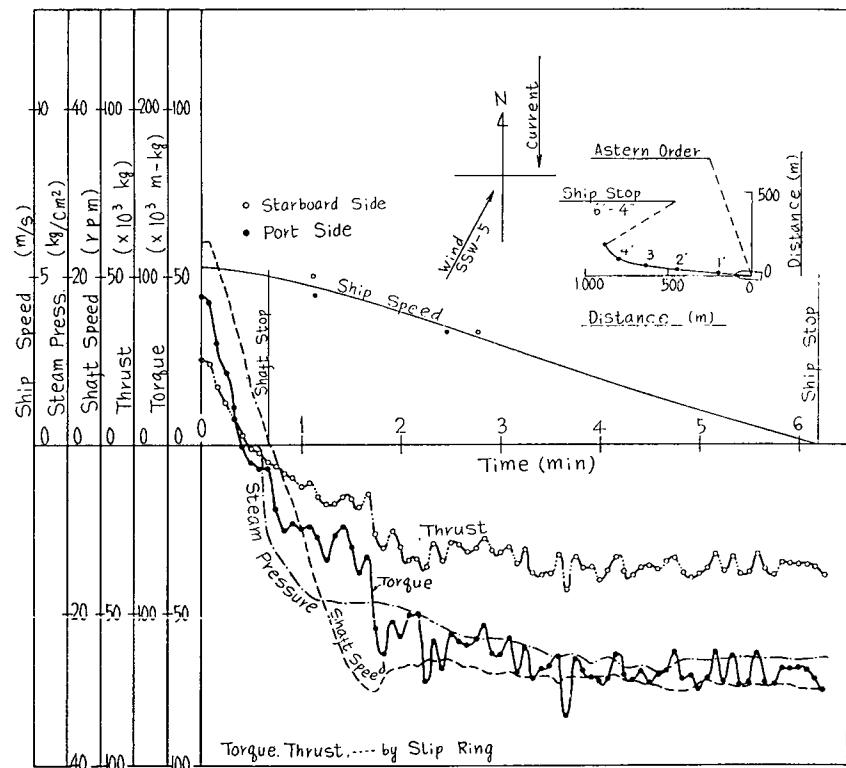


図 2.21 OLYMPIC GAMES 後進力試験成績（満載状態 60 r.p.m.→後進全力）

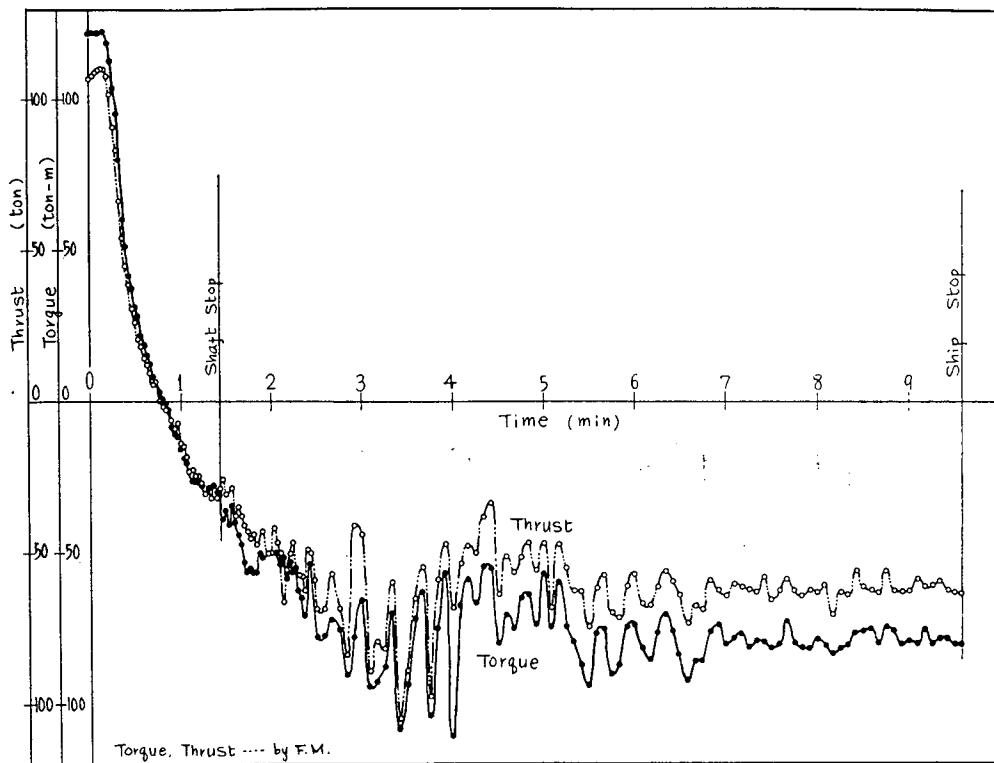


図 2.22 OLYMPIC GAMES 後進力試験成績 (バラスト状態 Nor. r.p.m.→後進全力)

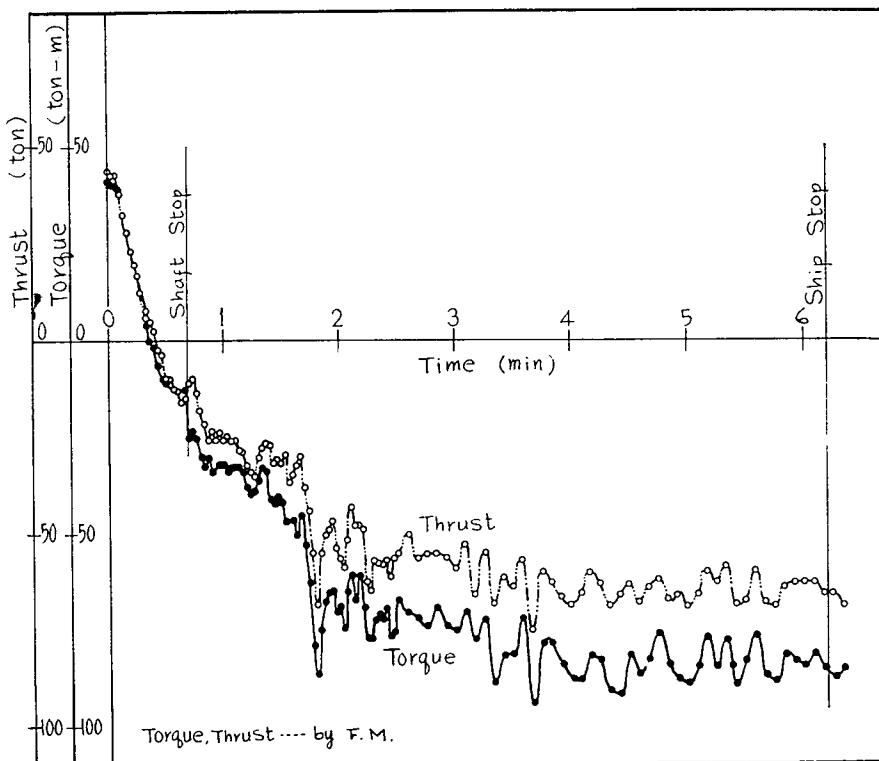


図 2.23 OLYMPIC GAMES 後進力試験成績 (バラスト状態 60 r.p.m.→後進全力)

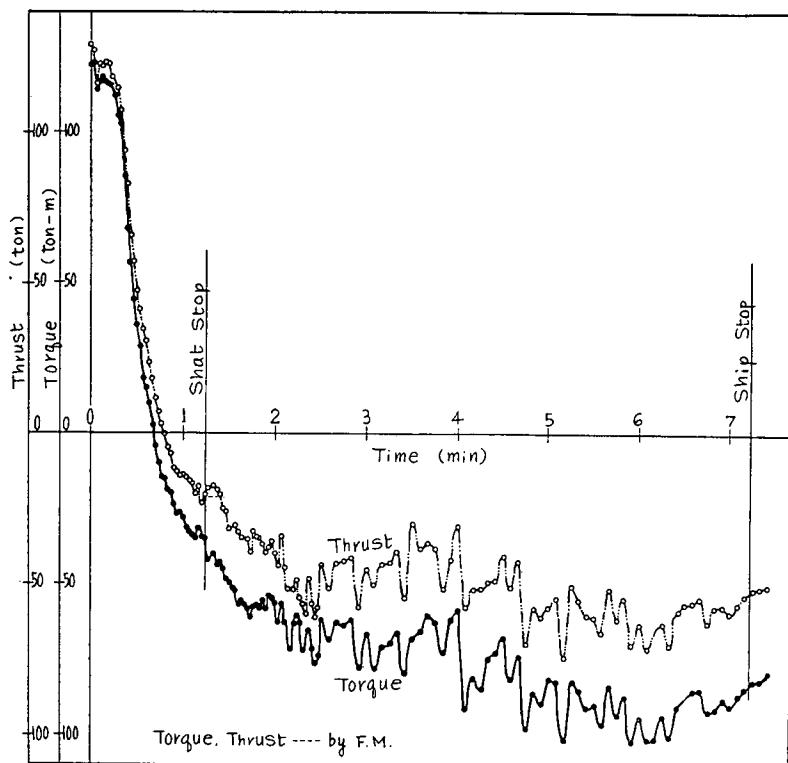


図 2.24 OLYMPIC GAMES 後進力試験成績（満載状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

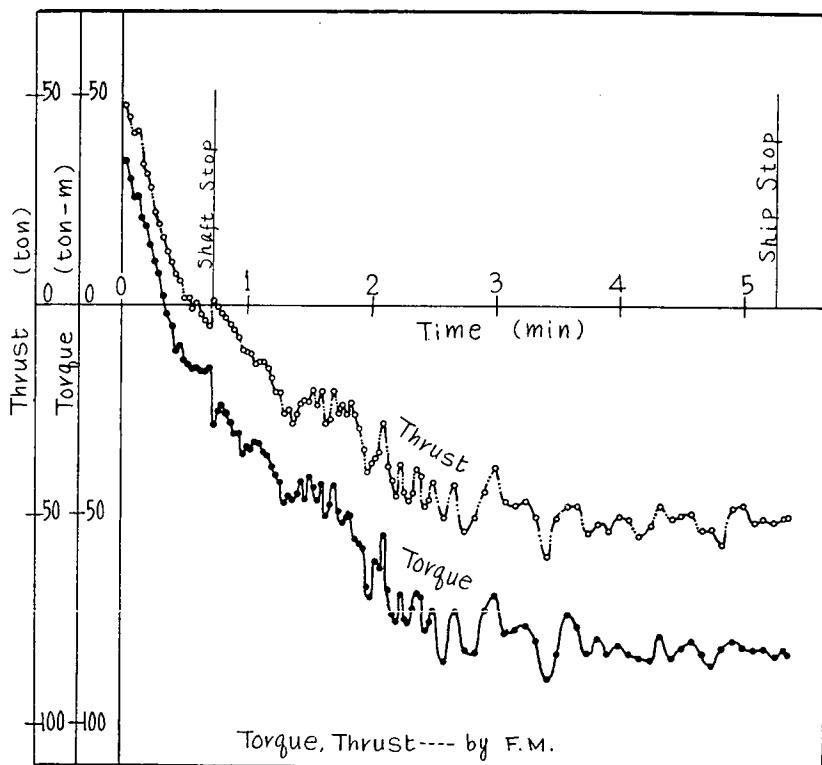


図 2.25 OLYMPIC GAMES 後進力試験成績（満載状態 60 r.p.m.→後進全力）

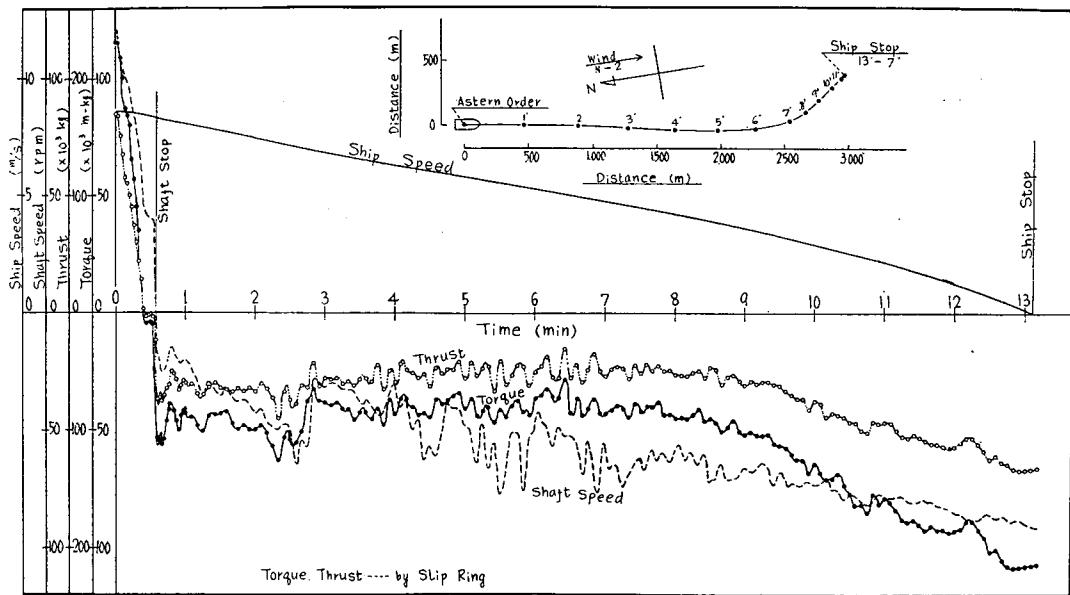


図 2.26 EVDORI 後進力試験成績（満載状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

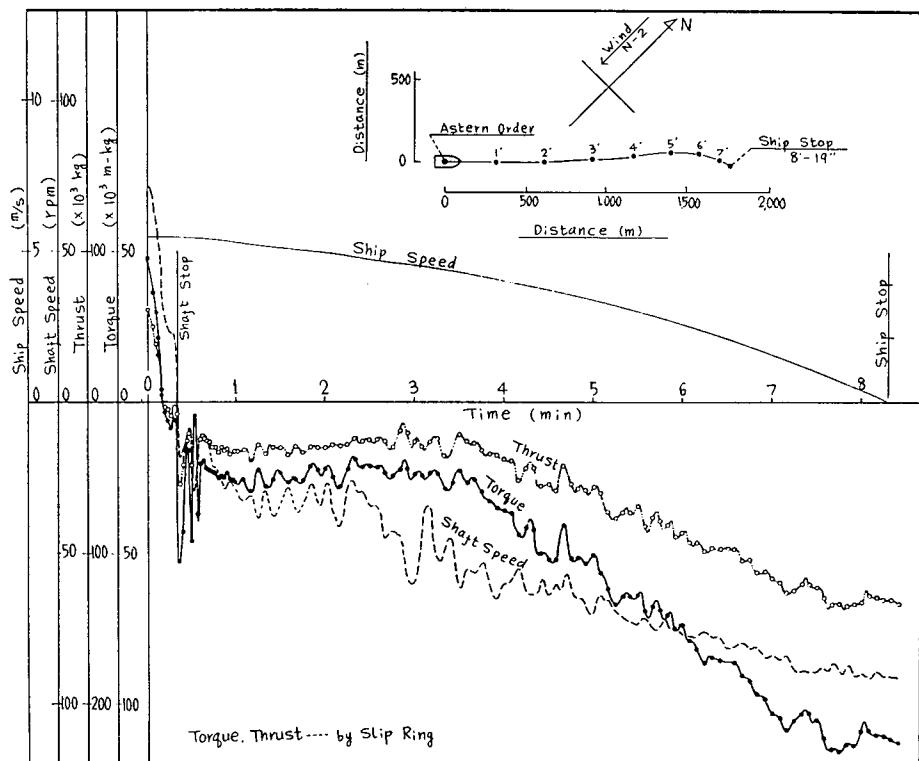


図 2.27 EVDORI 後進力試験成績（満載状態 72 r.p.m.→後進全力）

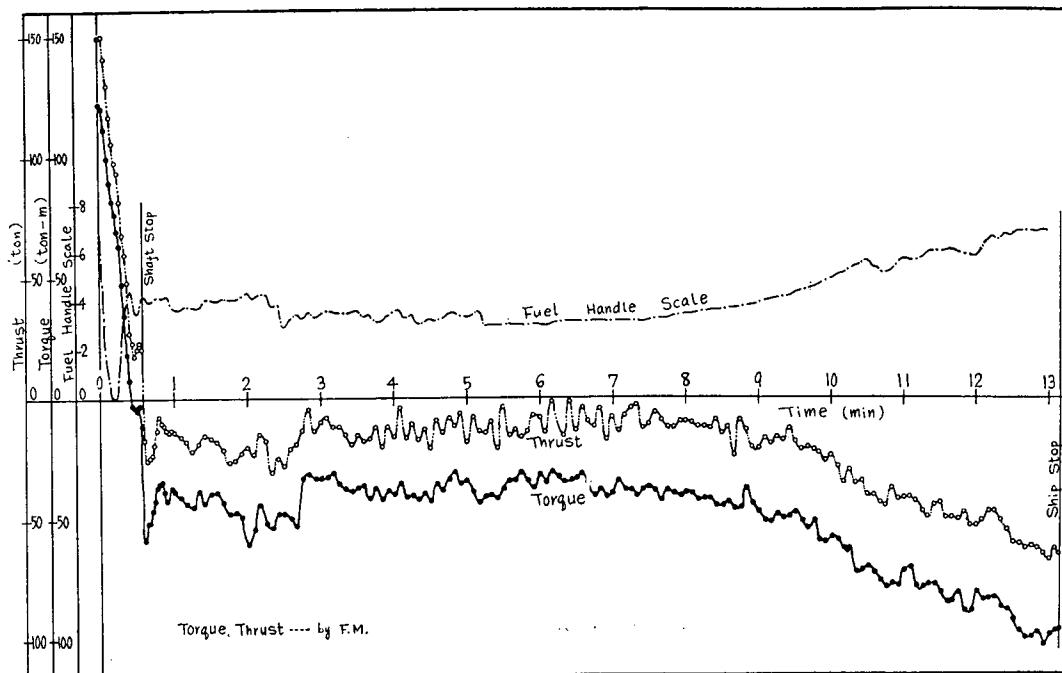


図 2.28 EVDORI 後進力試験成績（満載状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

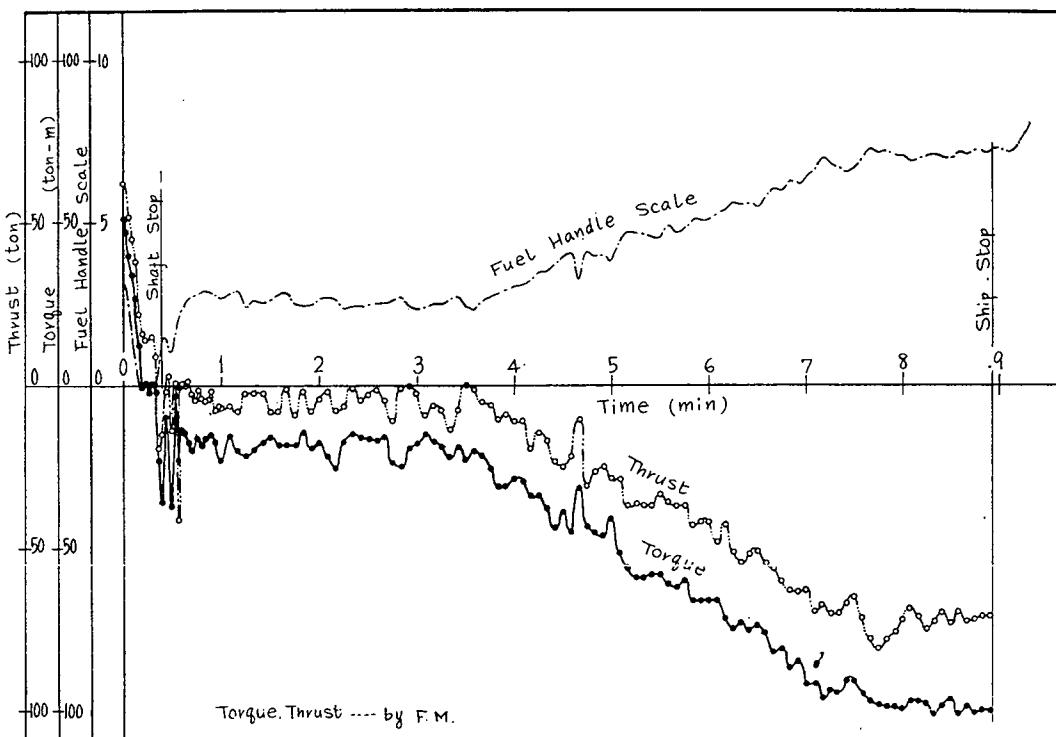


図 2.29 EVDORI 後進力試験成績（満載状態 72 r.p.m.→後進全力）

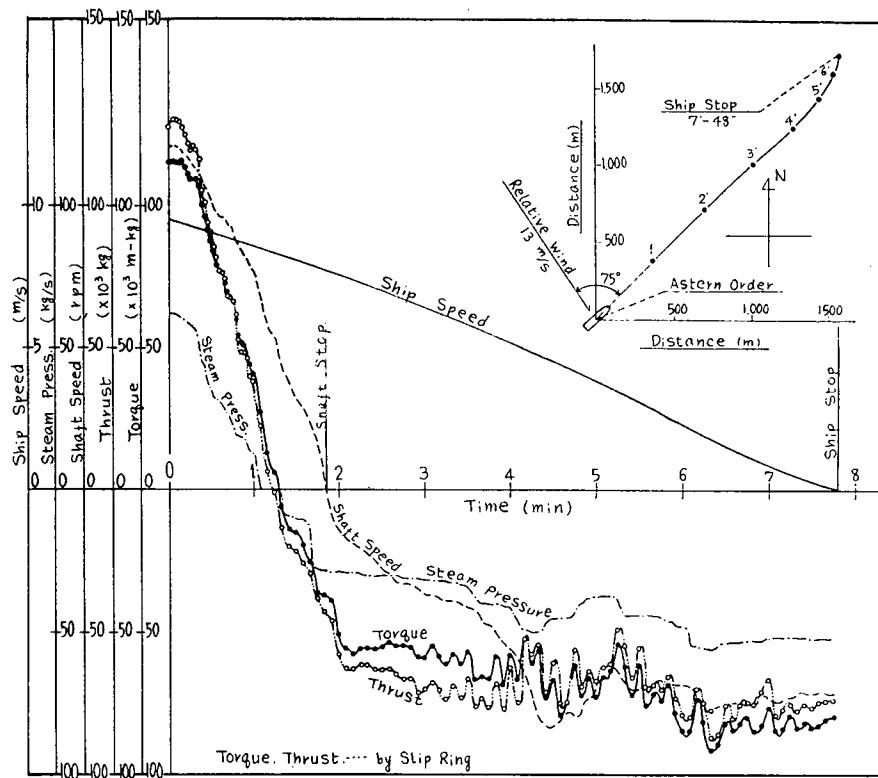


図 2.30 GOLAR SOLVEIG 後進力試験成績（バラスト状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

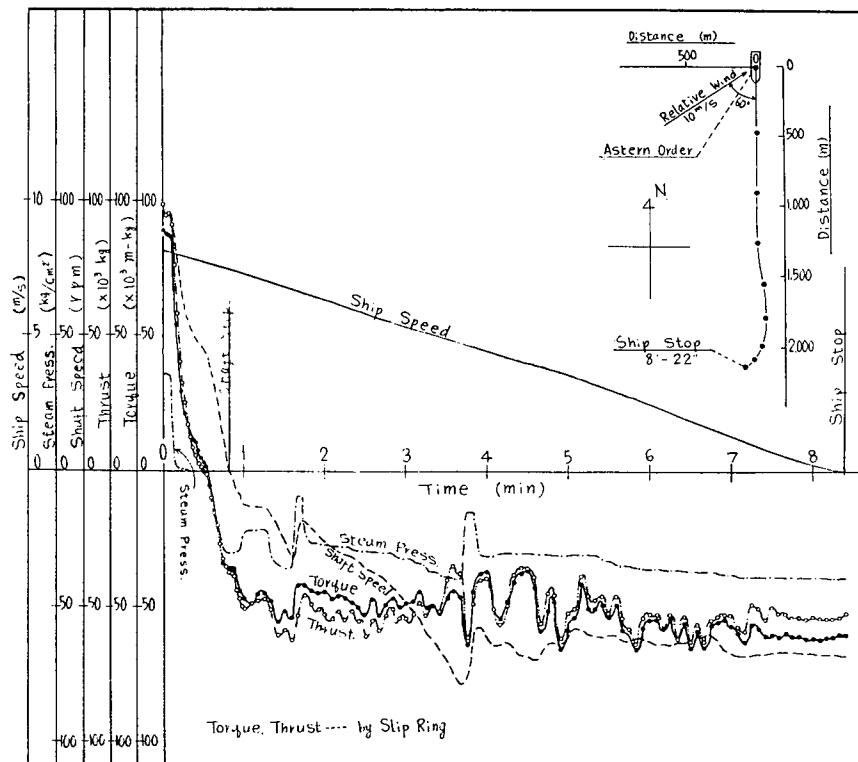


図 2.31 GOLAR SOLVEIG 後進力試験成績（バラスト状態 95 r.p.m.→後進全力）

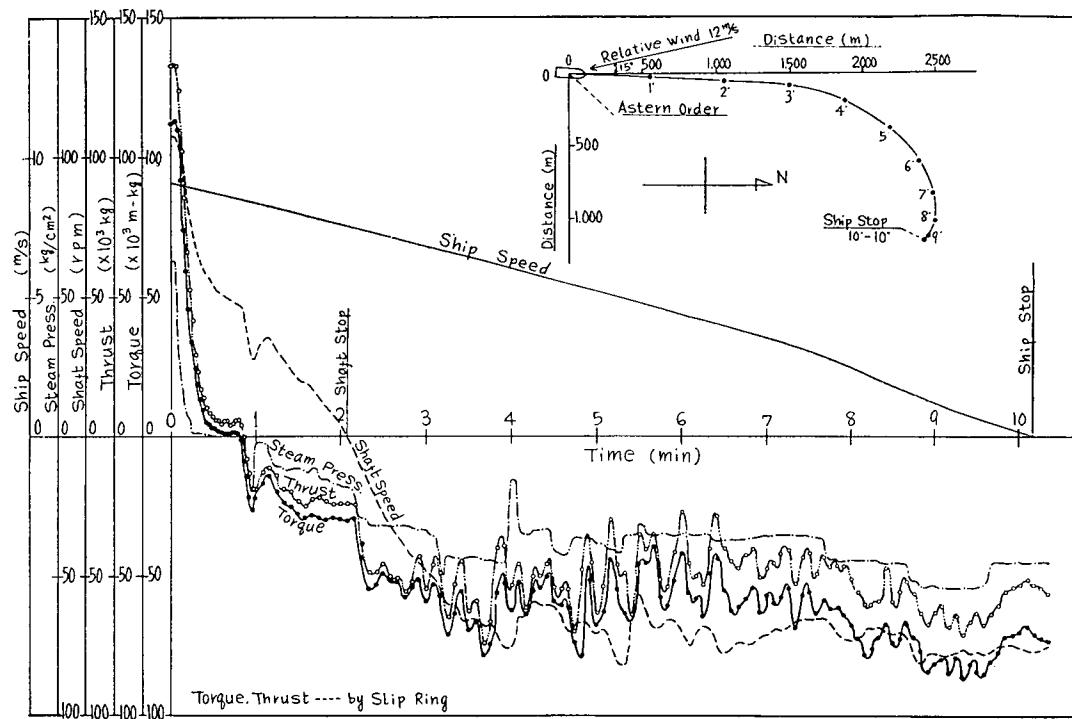


図 2.32 GOLAR SOLVEIG 後進力試験成績（満載状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

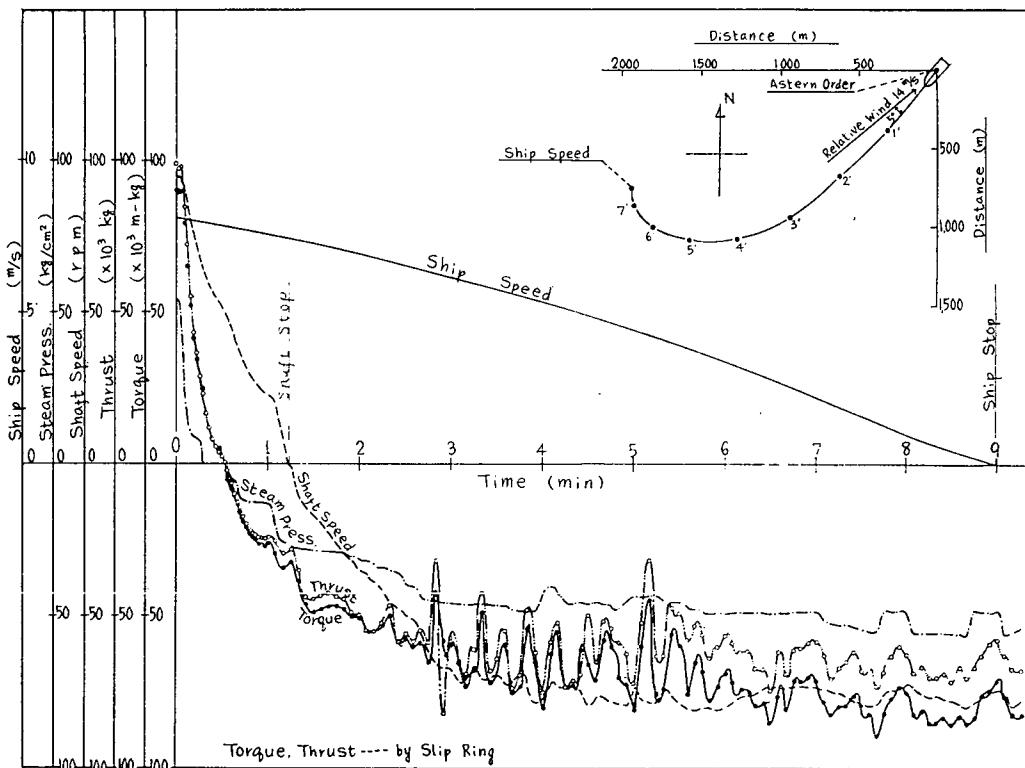


図 2.33 GOLAR SOLVEIG 後進力試験成績（満載状態 95 r.p.m.→後進全力）

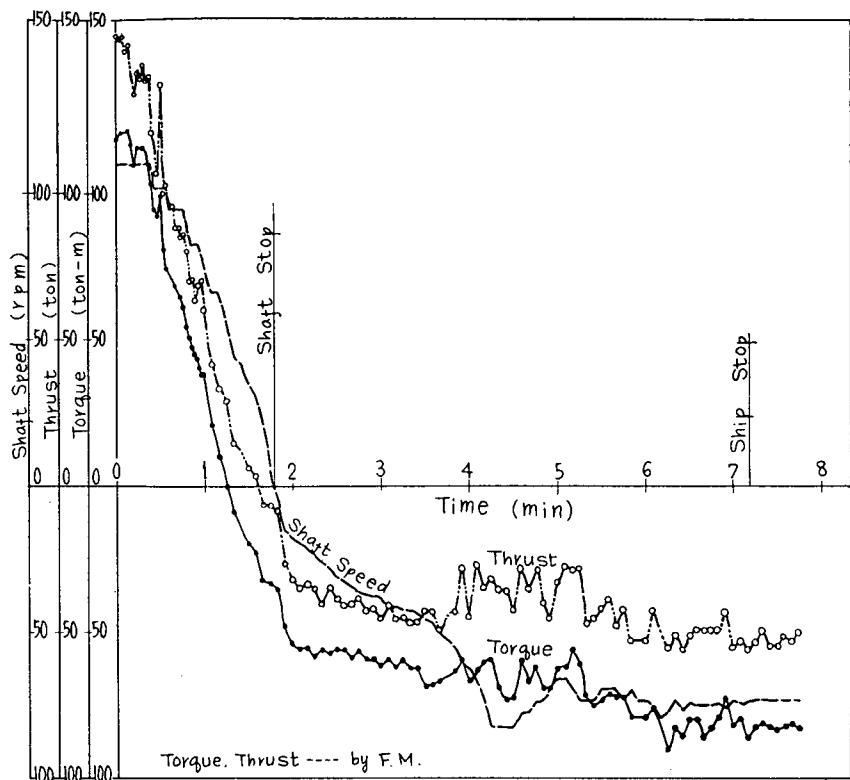


図 2.34 GOLAR SOLVEIG 後進力試験成績（バラスト状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

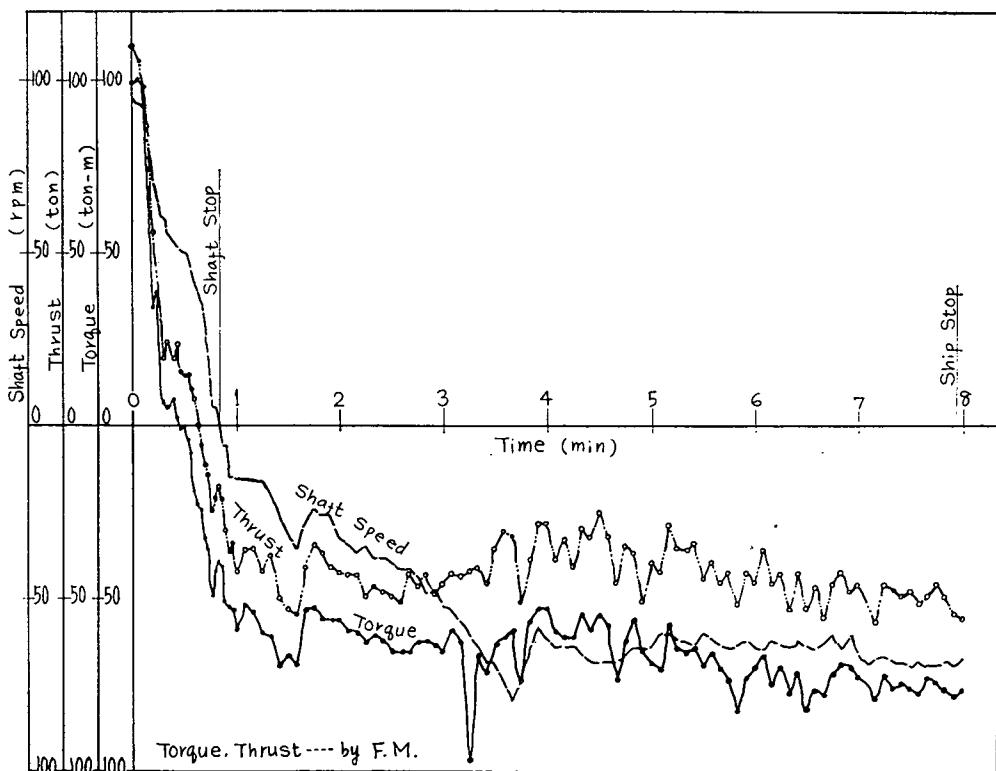


図 2.35 GOLAR SOLVEIG 後進力試験成績（バラスト状態 95 r.p.m.→後進全力）

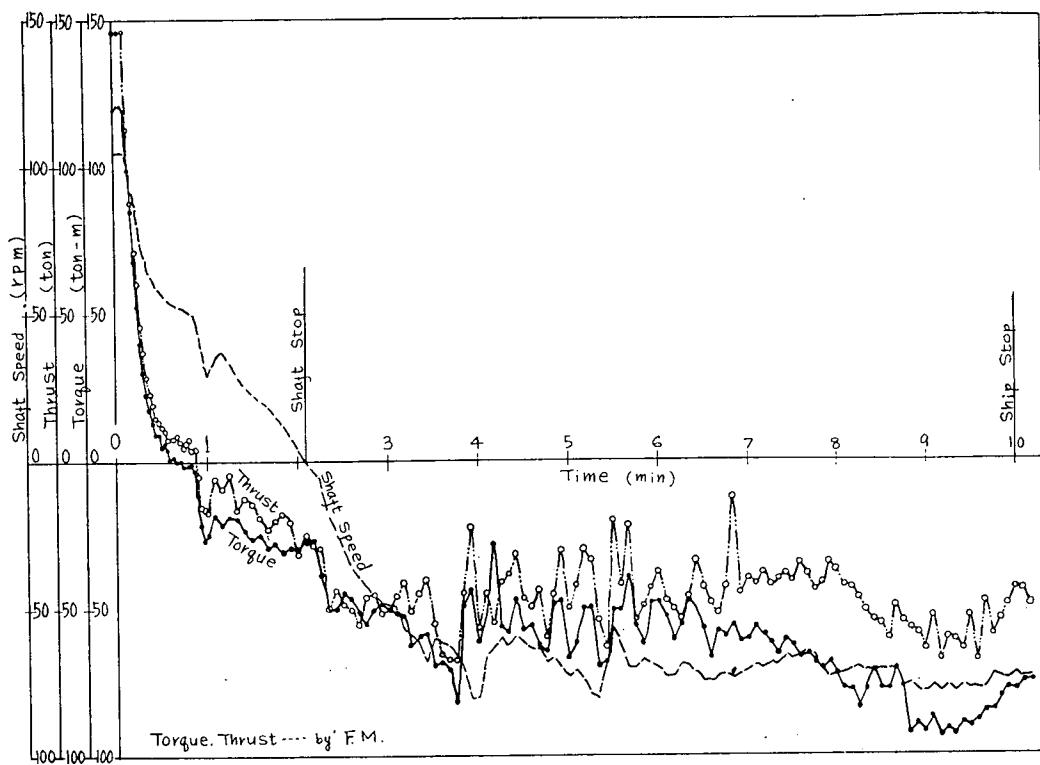


図 2.36 GOLAR SOLVEIG 後進力試験成績（満載状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

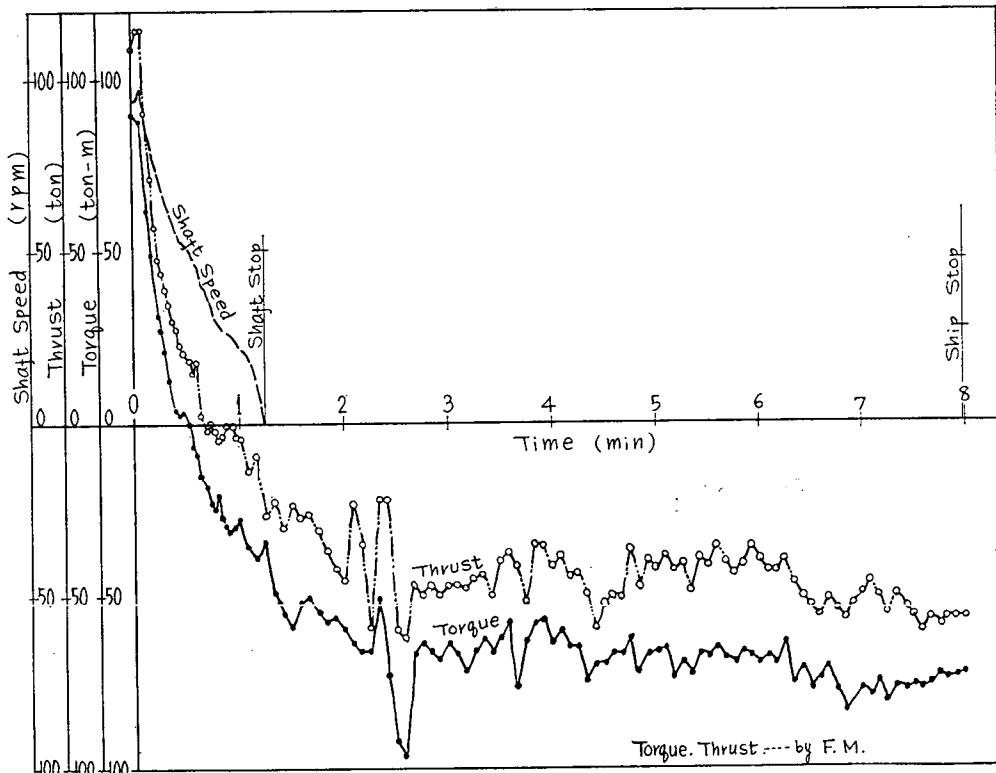


図 2.37 GOLAR SOLVEIG 後進力試験成績（満載状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

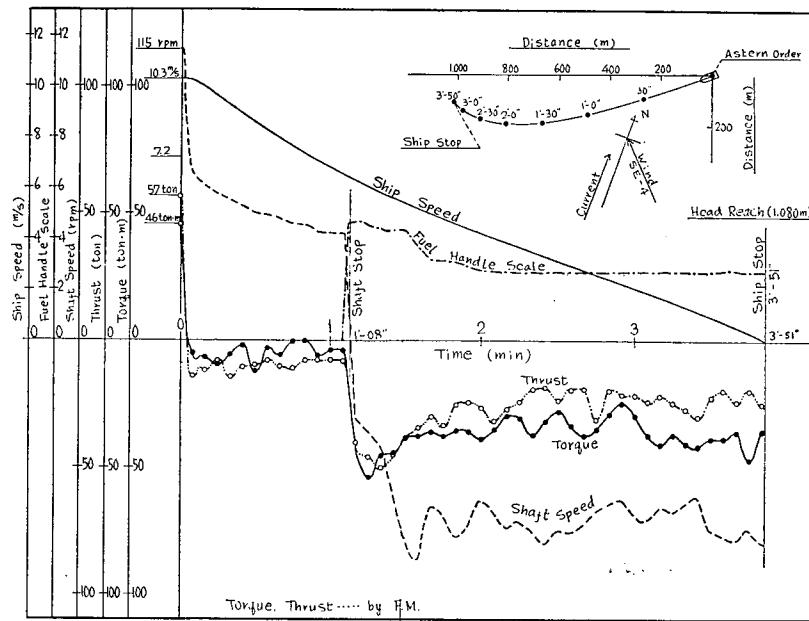


図 2.38 山口丸後進力試験成績 (20%載荷状態 Nor. r.p.m.→後進全力)

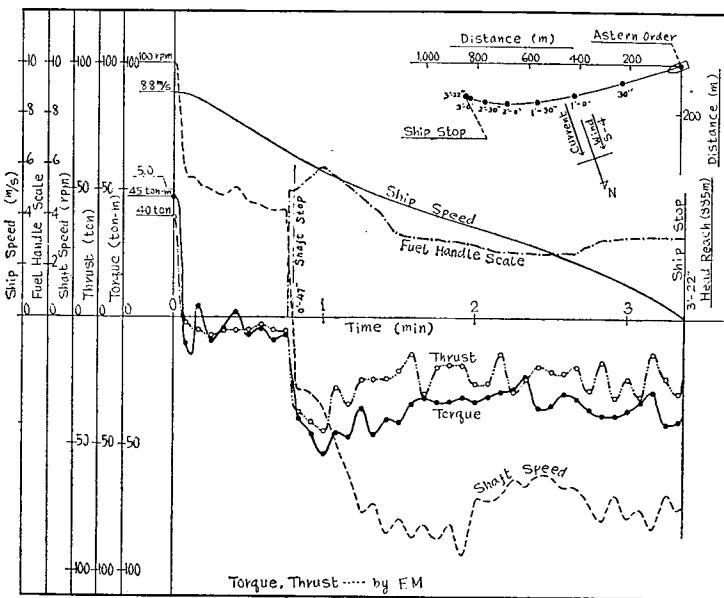


図 2.39 山口丸後進力試験成績 (20%載荷状態 100 r.p.m.→後進全力)

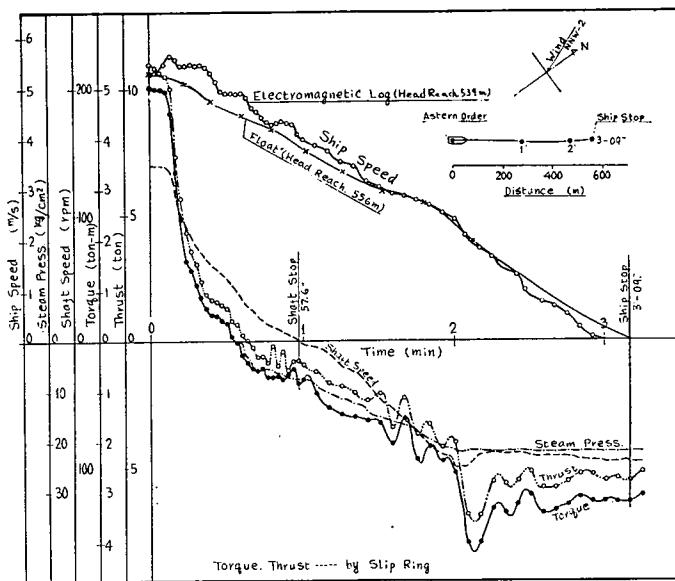


図 2.40 北斗丸後進力試験成績（軽荷状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

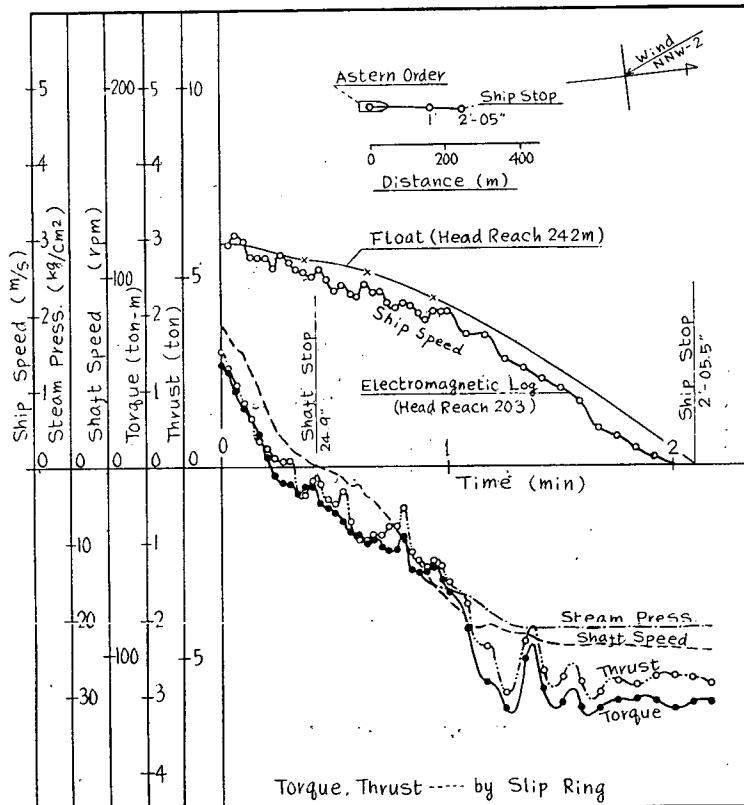


図 2.41 北斗丸後進力試験成績（軽荷状態 70 r.p.m.→後進全力）

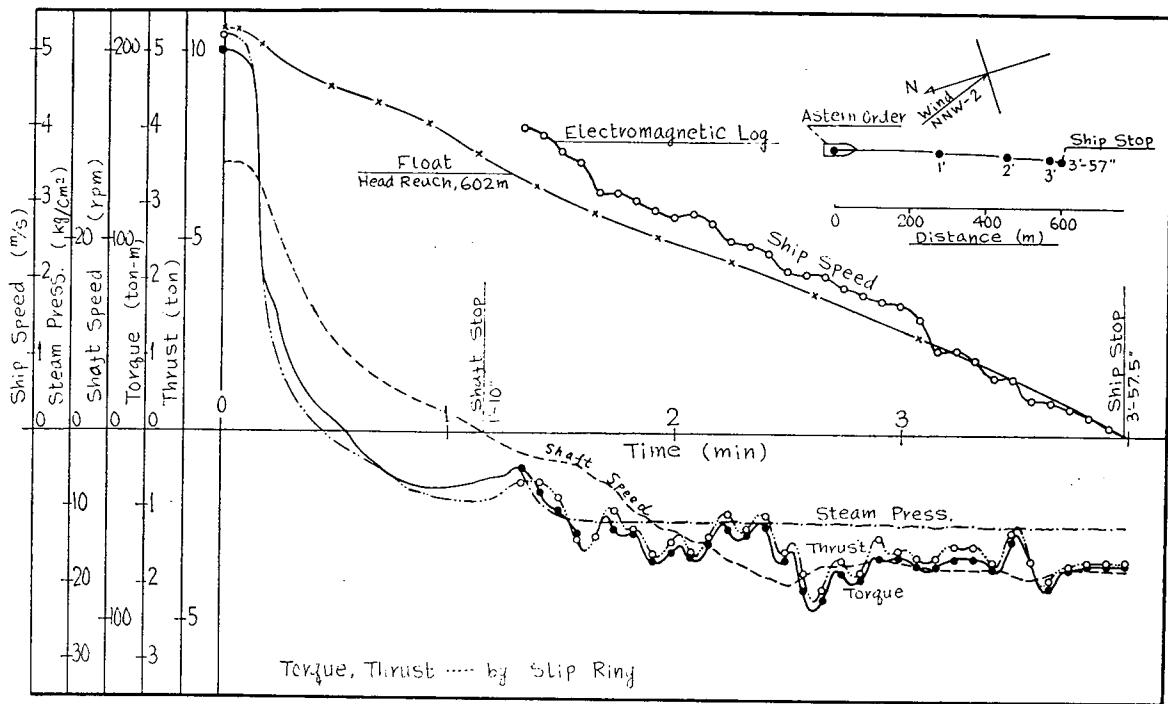


図 2.42 北斗丸後進力試験成績（軽荷状態 Nor. r.p.m.→後進 72 r.p.m.）

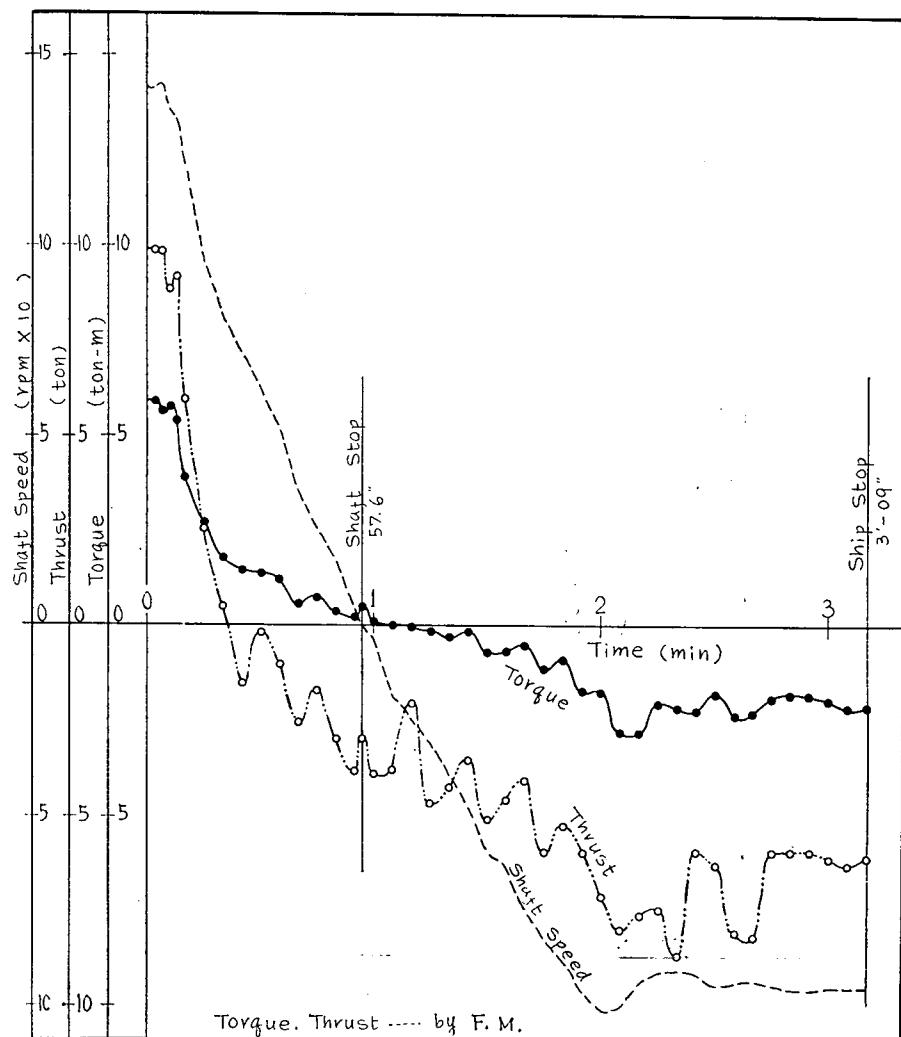


図 2.43 北斗丸後進力試験成績（軽荷状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

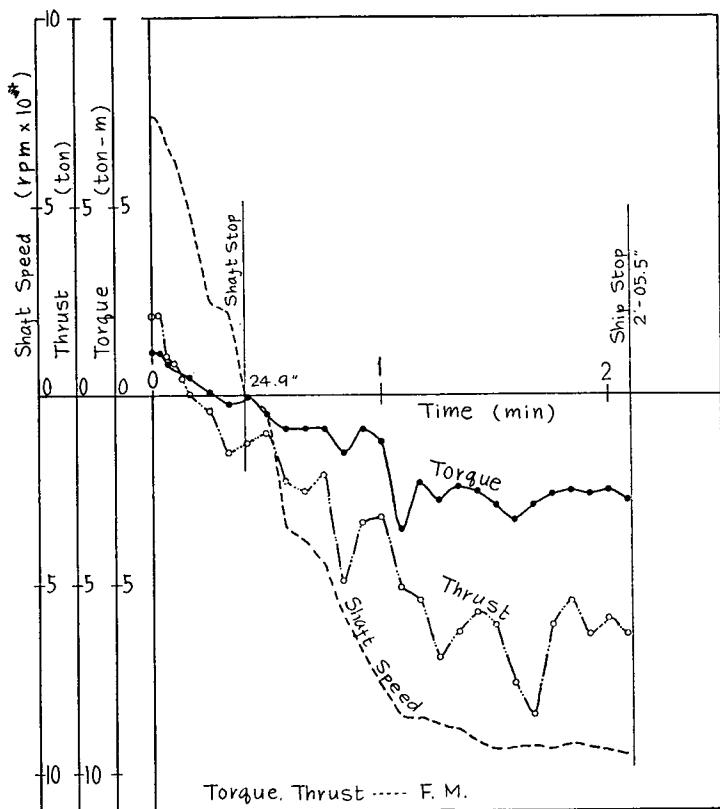


図 2.44 北斗丸後進力試験成績（軽荷状態 70 r.p.m.→後進全力）

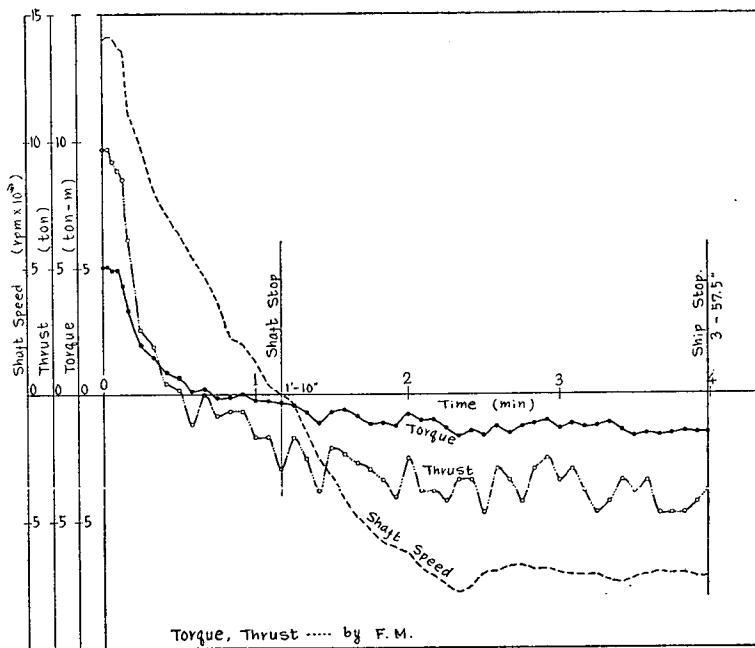


図 2.45 北斗丸後進力試験成績（軽荷状態 Nor. r.p.m.→後進 72 r.p.m.）

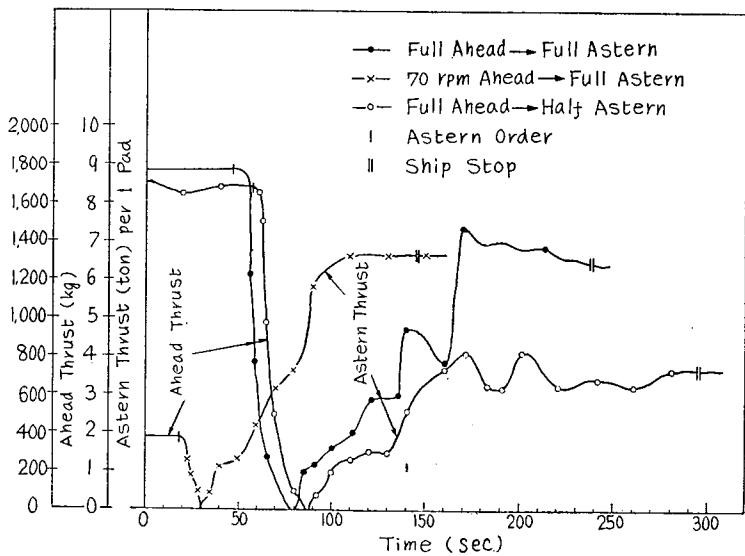


図 2.46 北斗丸後進力試験 スラスト荷重計による測定値

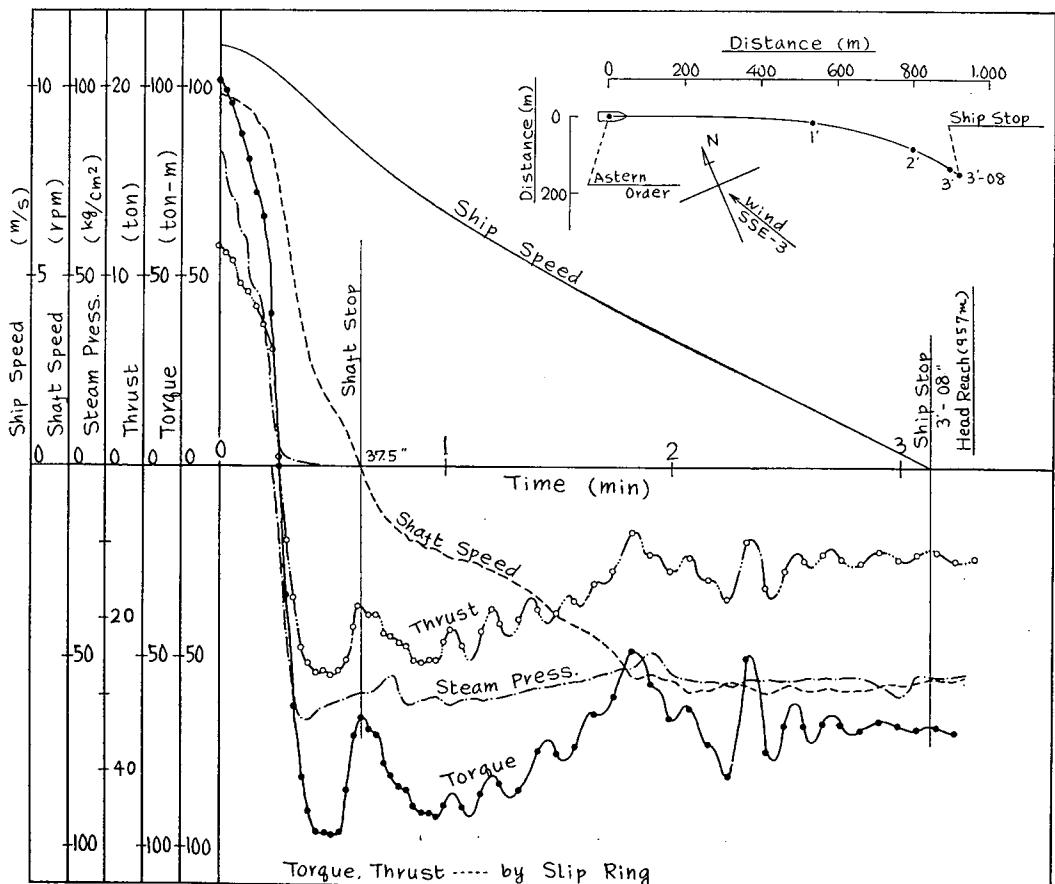


図 2.47 IMPERIAL II 後進力試験成績（軽荷状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

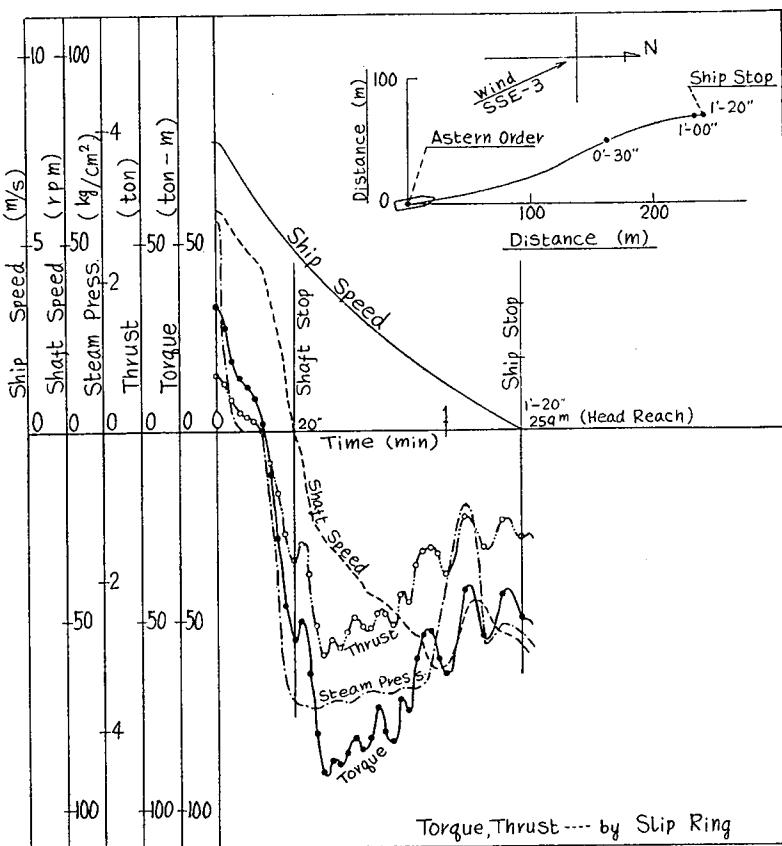


図 2.48 IMPERIAL II 後進力試験成績（軽荷状態 60 r.p.m.→後進全力）

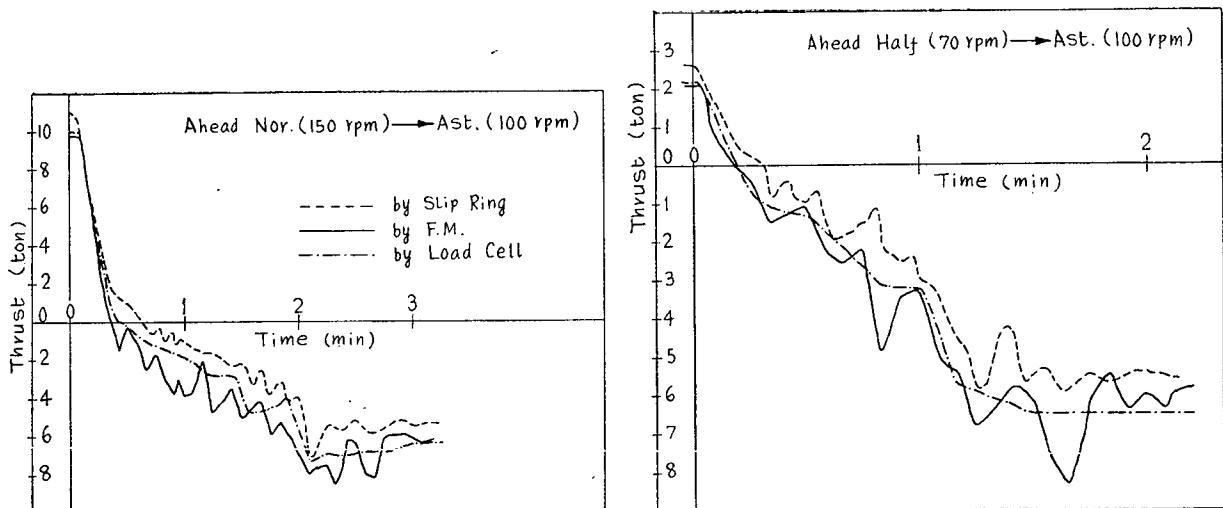


図 2.49 北斗丸のスラスト計測値の比較

第3章 プロペラの単独性能

船舶が前進状態から機関を停止し、ついで逆回転して船体を停止するまでの挙動を調べるに当つて、プロペラの単独性能を調査することは非常に参考になる。

このために船舶技術研究所において、次の4隻の船のプロペラ単独性能を調査した。

- (1) 第3松島丸
- (2) OLYMPIC GAMES
- (3) EVDORI
- (4) GOLAR SOLVEIG

これらの船舶のプロペラの主要目は下記のとおりである。

	第3松島丸	OLYMPIC GAMES	EV DORI	GOLAR SOLVEIG
直 径 D (m)	6.90	6.70	6.40	6.70
ピッヂ比 H/D	0.742	0.779	0.758	0.753
ボス比 x_1	0.181	0.181	0.186	0.194
展開面積比 a_E	0.610	0.620	0.696	0.630
翼 数 Z	5	5	5	5
翼断面形状	A U	A U	A U	トルースト

上表中、第3松島丸、EV DORI、GOLAR SOLVEIG の3隻についてはそのプロペラの模型を作成し、水槽による単独試験を行なった。OLYMPIC GAMESについては、これらの試験の結果を参考にして、単独性能を推定した。

各プロペラの単独性能を次の図面に示す。

第3松島丸：図3.1

EV DORI：図3.2

GOLAR SOVEIG：図3.3

図中の記号の意味は次のとおりである。

$$J = v_A/nD, \quad K_T = T/\rho n^2 D^4, \quad K_Q = Q/\rho n^2 D^5$$

ここに v_A =ペロペラの前進速度 (m/sec), T =スラスト (kg), Q =トルク (m-kg), n =プロペラの回転数 (rps), D =直径 (m), ρ =流体の密度 ($\text{kg sec}^2 \text{m}^{-4}$) である。

また、 n はプロペラの正回転 (右まわり) を正に、 v_A はプロペラが正常の前進方向に進むときを正に、 T は正常の前進方向のスラストを正に、 Q は右まわりのトルクをプロペラに伝えるときを正にそれぞれとするものとしている。

したがって、前進中の船体に対し機関を停止し、ついで機関の回転方向を逆とし船体が停止し、さらに船体の定常後進に移行するまでのプロペラの性能の挙動は次図左上のようになる。

なお、これらの単独性能曲線は、いずれもプロペラが定常状態で作動中のものに対応するから、Crash Stop 発令時のような船体の後方の複雑な水の流れに 対応する非定常の状態を正確に表わしているということはできない。

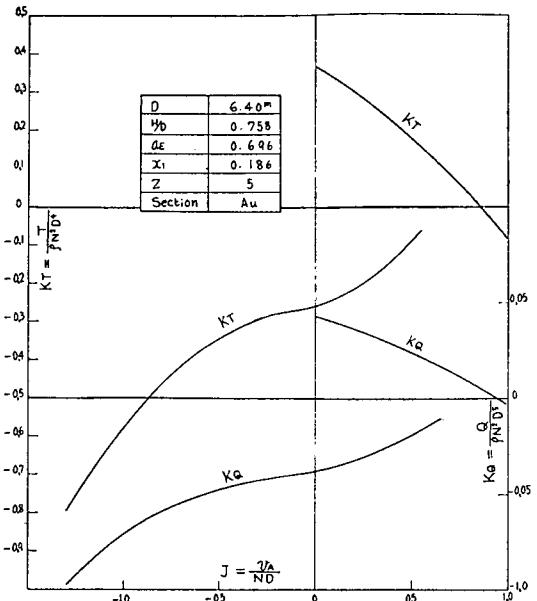
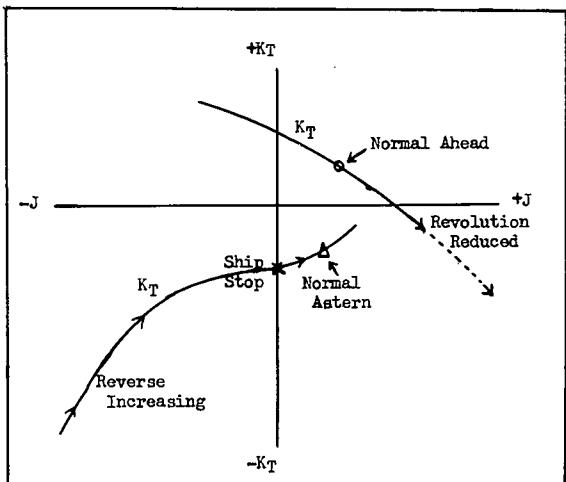


図 3.1 第3松島丸プロペラ単独性能

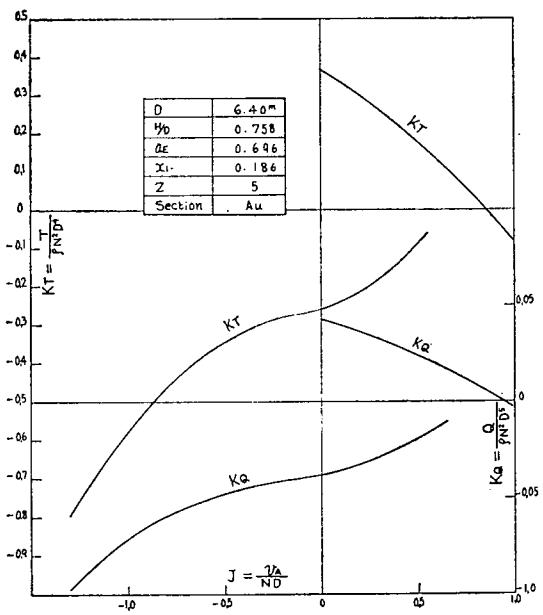


図 3.2 EVDORI プロペラ単独性能

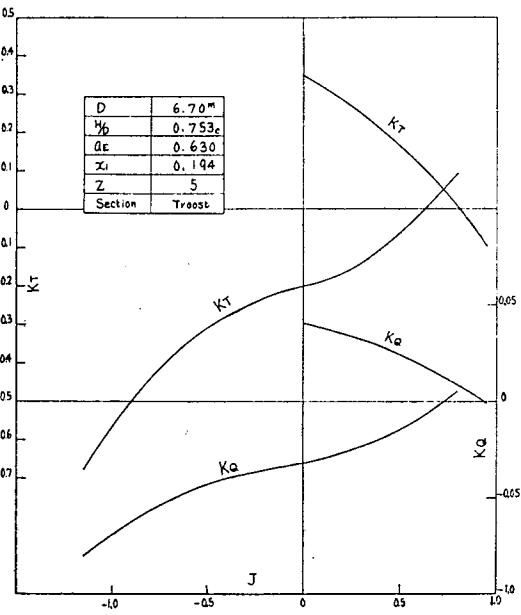


図 3.3 GOLAR SOLVEIG プロペラ単独性能

第4章 解析および考察

前進定常航走中の船に、主軸に逆回転を与えて停止させる際の船の挙動は、その船の主機の後進力量により大きく作用される。しかしながら停止時の船体運動は後進力ばかりでなく、後進発令からの主機関の操作方法によっても影響される。すなわち、タービン船ならば前進タービンへの蒸気を遮断し、後進タービンへ蒸気を送入する手順とその所要時間、ディーゼル船ならば燃料ノッチを切換える手順とその所要時間の差は主機関の慣性力を経てトルクとなってプロペラ軸へ伝わり、さらにプロペラから発生するスラストとなって船体の運動へと作用する。

ここではプロペラ軸に作用するスラストと停止までにいたる船の挙動について解析し、さらに最良の主機関操作を行なった時の船体停止距離の可能性について考察を行なう。

4. 1 後進時の船体運動の基礎式

前進定常航走中から後進操作を実施したときの過渡状態における船体の運動方程式は、船が一次元的に運動すると仮定すれば力の関係から次式のように表わされる。

ここで、 M : 船体質量 = Δ/g , Δ : 排水量, g : 重力加速度, m : 付加質量

v : 船の速度, τ : 時間, T : スラスト, R : 船体抵抗, t : スラスト減少係数

4. 2 実測値との比較と旋回運動による抵抗増加の修正

(4.1) 式にスラストとして実船実験の軸歪より求められた計測スラスト値、船体抵抗として便宜上模型船の抵抗試験からえられた抵抗値、スラスト減少係数は船型により $t=0.75\sim0.80$ の値をとるとして (4.1)式を数値積分すれば船速の変化が算出できる。さらに船速を積分すれば船体停止までに航走した距離すなわち Head Reach が計算できる。

いま第2章で計測された値をもととして船速を計算した速度曲線の例を図4.1と図4.2に示す。図4.1は後進操作中船体停止までに船体が大きく旋回した例であり、図4.2は旋回量が小さい例である。図4.2のように停止までの旋回量が小さい場合には(4.1)式より計算される船速と実測の船速はよい一致を示し、計算による船体停止距離は実測値にほぼ等しい。これに対し図4.1のように船体停止までに船体が大きく旋回する場合には(4.1)式による計算値は旋回を開始する頃から実測値との間に差を生じ、計算による船体停止距離は実測のそれよりもかなり大きな値となる。表4.1に計測された全例を示す。このように顕著な旋回運動を起している際には、計算によるよりも船は早目に停止することを示している。これらのことから、旋回を生ずる場合には(4.1)式で示される単純な運動方程式でなく、旋回による抵抗増加を修正する必要がある。付録3にはこのような場合の理論的修正が示されている。

この理論を検討するため、図 4.1、図 4.2 にこの理論による抵抗増加を修正した計算値をあわせて示してあるが、船速曲線は実測値と非常によい一致をみせている。とくに旋回を開始してからの一致

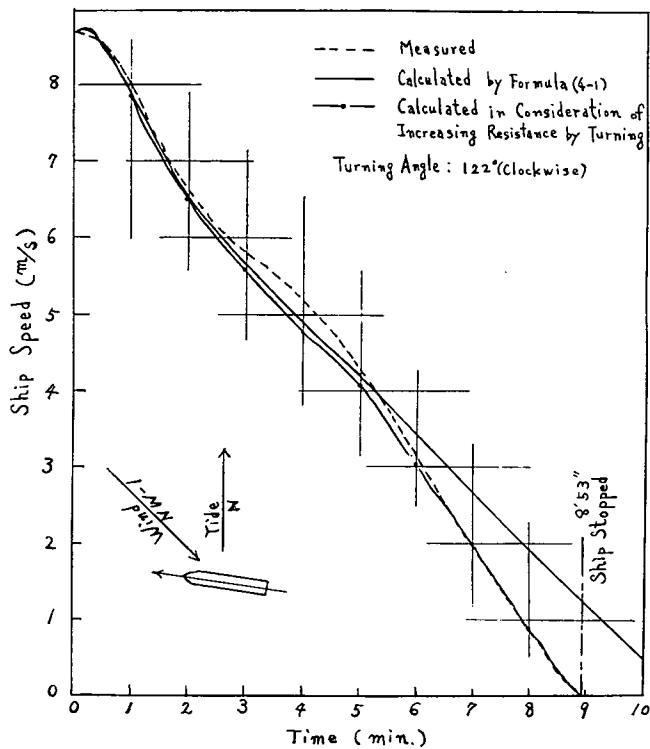


図 4.1 根岸丸後進力試験成績（バラスト状態 Nor. r.p.m.→後進全力）

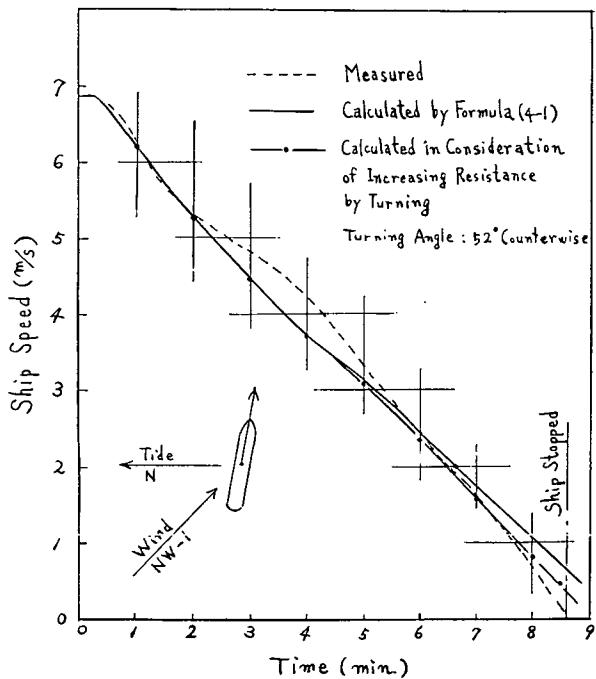


図 4.2 根岸丸後進力試験成績（バラスト状態 60% r.p.m.→後進全力）

はよく、この理論は旋回時の船体挙動をよくあらわしているといえよう。また、船体停止距離をこの理論によって計算すると表 4.1 のように実測された値に近く、実測値との差をヒストグラムに示すと図4.3のようにはらつきは正規分布に近く、同図によつても理論の正しいことを立証している。表4.1 の高速貨物船（ケース No. 19, 20, 24, 25）は計算値と実測値の一致がよくないが、これは計測条件が悪かったためと、両船の場合いずれもスラストが一方法により計測されているのみで、測定値の信頼度が低いものとみられる。IMPERIAL II について推定されたプロペラの単独性能からスラストおよびトルクを計算すると表 4.2 のようになり、計測されたトルクは妥当な値と考えられるが、スラストの計測値はかなり低い値を示している。模型船による船体抵抗値および主機関の設計値からみても計測値は低いとみられる。高速貨物船については実験例が少數で計測不完全であったため、今回の試験からでは結論できず今後の検討が必要であろう。

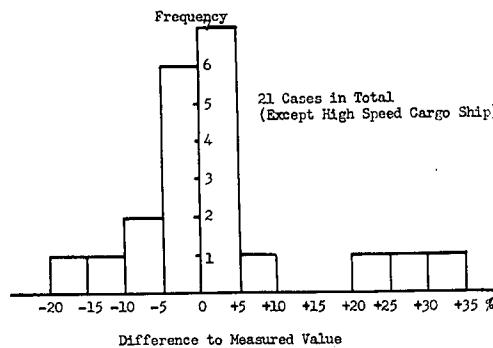


図 4.3 実測距離に対する旋回抵抗増加計算値のヒストグラム

4. 3 後進力量決定の基準

前節で後進時の船体運動は (4.1)式と旋回時の抵抗増加修正を加えたもので表わせることができた。しかし後進力量を決定するための基準となる船体停止距離を論ずるときには旋回を考えてはならない。後進操作中旋回を伴なえば (4.1)式によるよりも停止距離は短くなるが、後進中の船の運動は船型、載荷状態、風向風力などの因子や外乱により不安定となって必ずしも一定した軌跡を示さず、旋回時期、旋回量はその都度異なる。図 4.4 には実船実験で計測された旋回角速度を示すが、旋回開始時期、旋回角速度の大きさとその時間的変化は一様でなく、現状では後進操作時における旋回運動の時間的挙動を量的に把握することは難しい。

以上の理由と後進時旋回を伴なわないときは (4.1)式あるいはその他の略算法⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾が船体停止距離を精度よく算出できることから、後進力量を決定する基準としての船体停止距離は上述の方法によることを必要とする。

4. 4 ターピン船とディーゼル船の停止距離とその可能性

一般にターピン船はディーゼル船に比べて後進力は劣るといわれているが、この実験に関するかぎりではタンカおよび高速貨物船の停止距離はディーゼル船の方が長かった。これはディーゼルの場合には後進操作が非常に慎重であったためで、これは第 2 章の実験結果によく表われている。このように後進操作方法によっても大きな差があることから、ターピン船とディーゼル船について、一般的な

表 4.1 船体停止距離の算定値

ケース No.	船 名	取扱 状態	後進直前 船体停止時 間	船体停止までの 時間	船体停止距離 H.L. (+は時計廻り)	文献(1)による修正法		文献(1)による 算法
						H.L./Lpp	船体停止距離 H.L. (+は時計廻り)	
1	第3 松島丸	B	N	7-58	+ 33°	2,255 m	9.80 2,170(- 3.8) m	9.44 2,130(- 5.5) m
2	Lpp=230.00m	B 60 r.p.m.	B N	5-41	+ 31	908 3,219	3.95 14.00	5.09 1,140(+25.5) 4.96
3		F 60 r.p.m.	F 60 r.p.m.	12-21	- 158	1,345	4,040(+25.5) 2,020(+57.5)	17.57 3,210(- 0.3) 13.95
4				8-09	- 78		5.85	8.78 1,620(+20.4)
5	根岸丸	B	N	8-53	+ 122	2,389	9.87 2,600(+ 9.0)	10.75 2,340(- 1.7)
6	Lpp=242.00m	B 60%	B N	8-37	- 52	1,917 3,320	7.92 1,900(- 0.9)	7.86 1,850(- 3.5)
7		F 60%	F 60%	12-11	+ 105.5	1,784	13.76 3,890(+16.8)	16.08 3,020(- 9.3)
8				10-11	- 135		7.37 2,080(+16.6)	8.60 1,760(- 1.5)
9	OLYMPIC	B	N	7-07	+ 49.5	2,200	9.87 2,250(+ 2.3)	10.10 2,210(+ 0.5)
10	GAMES	B 60 r.p.m.	B N	5-12	+ 30	1,000	4.48 1,070(+ 7.0)	4.80 1,040(+ 4.0)
11	Lpp=223.00m	F 60 r.p.m.	F 60 r.p.m.	9-34	- 102	2,510 1,030	11.26 1,590(+54.3)	13.10 1,350(+31.0)
12				6-11	+ 92		4.62	7.13 1,350(+31.0)
13	EVDORI	F	N	13-07	- 51	3,785	16.60 3,280(-13.3)	14.38 3,200(-15.5)
14	Lpp=228.00m	F 72 r.p.m.	F 72 r.p.m.	8-19	+ 30	1,785	7.83 1,830(+ 2.5)	8.03 1,790(+ 0.3)
15	GOLAR	B	N	7-48	- 30	2,370	10.91 2,350(- 0.7)	10.83 2,320(- 2.1)
16	SOLVEIG	B 95 r.p.m.	B N	8-22	+ 42	2,100	9.66 1,920(- 8.6)	8.85 1,870(-10.9)
17	Lpp=217.00m	F 95 r.p.m.	F 95 r.p.m.	10-10	+ 145	3,090	14.23 3,920(+28.1)	18.06 3,280(+ 6.1)
18				8-58	+ 150	2,460	11.06 3,190(+29.7)	14.70 2,540(+ 3.2)
19	山口丸	L	85%	3-50	+ 71	1,080	7.20 1,390(+28.6)	9.27 1,280(+18.5)
20	Lpp=150.00m	L 50%	L 50%	3-22	+ 44	885	5.90 1,240(+39.5)	8.26 1,190(+34.3)
21	北洋丸	L	N	3-09	- 4	556	8.11 564(+ 1.4)	8.23 556(0)
22	Lpp=68.50m	L N→ 70 r.p.m.	L 72 r.p.m.	2-05	- 10	242	3.53 255(+ 5.4)	3.72 252(+ 4.1)
23				3-57	- 53	602	8.79 610(+ 1.3)	8.91 587(- 2.5)
24	IMPERIAL II	L	N	3-07	+ 34	957	6.10 1,350(+41.0)	8.60 1,320(+38.3)
25	Lpp=157.00m	L 60 r.p.m.	L 60 r.p.m.	1-20	- 28	259	1.65 710(+174.0)	4.52 695(+16.8)

B: Ballast Condition, F: Full Load Condition, L: Light Load Condition, N: Normal Ahead→Full Astern, H.L.: Head Reach Length. () は実測距離に対する増減のパーセント。

注 60%: 60% Ahead→Full Astern, H.L.: Head Reach Length. () は実測距離に対する増減のパーセント。

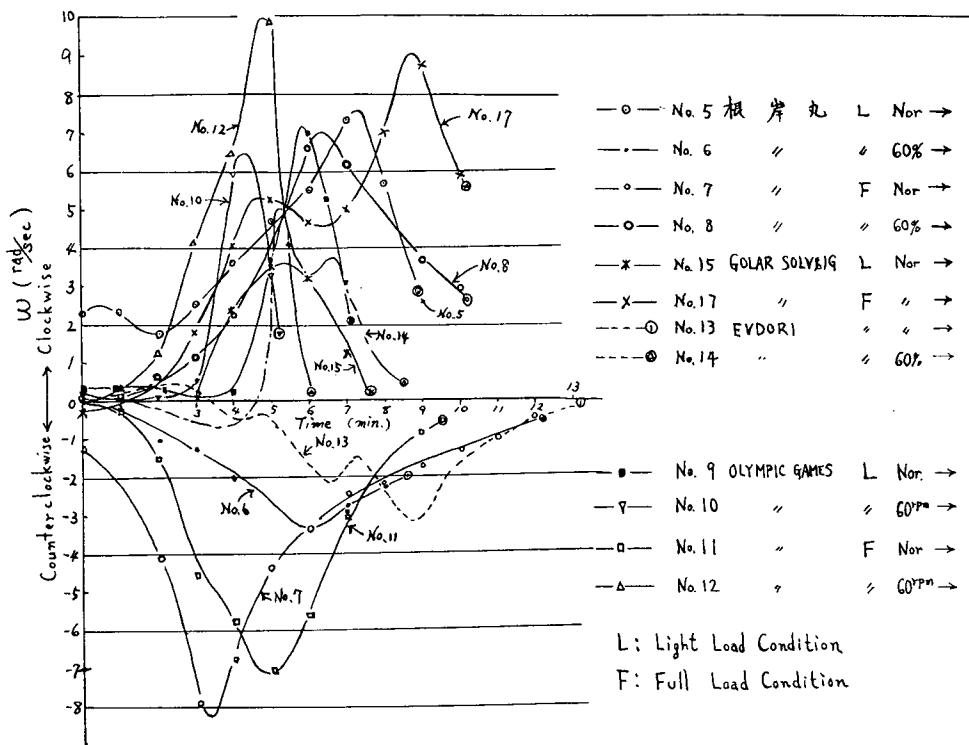


図 4.4 船体停止までの船体旋回角速度

後進操作として実船実験中の最良の条件を与えた場合の船体停止にいたるまでの航走距離を、それぞれの後進力の可能性と想定し、プロペラの単独性能を介して計算により求めた。

表 2.5 の計算結果にみられるように、軸トルクと軸スラストとの関係はプロペラのモデル単独性能曲線を介して実測値とよい一致を示す。そこでタービン船とディーゼル船における最良の後進操作を

表 4.2 IMPERIAL II トルクおよびスラスト計算値
Normal Ahead → Full Astern

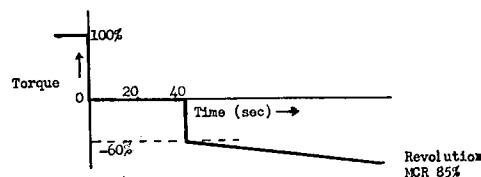
時 間 min-sec	軸回転数 r.p.m.	船 速 m/sec	ト ル ク		ス ラ 料		プロペラ抵抗 (計算) ton
			計 算 値 ton-m	計 測 値 ton-m	計 算 値 ton	計 測 値 ton	
0-00	96	11.1	102.7	102	101	58	
10	90	10.7	86.4	72	83	42	
20	46	10.0	—	-63	—	-35	
30	15	9.0	—	-97	—	-55	
37.5	0	8.4	—	-66	—	-37	-32.3
40	-7	8.2	—	-69	—	-39	
50	-19	7.4	—	-85	—	-47	
1-00	-23	6.7	—	-89	—	-46	
30	-39	5.0	-50.8	-75	-64.8	-38	
2-00	-55	3.4	-77.4	-66	-53.2	-27	
30	-57	1.9	-81.3	-68	-54.2	-27	
3-00	-57	0.4	-79.1	-67	-52.7	-24	
08	-55	0	-72.7	-68	-54.0	-22	

(表4.2 続き)

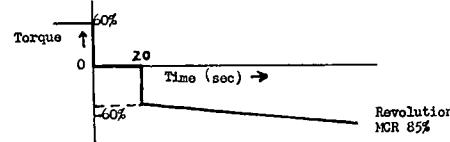
60% r.p.m. Ahead → Full Astern

時 間 min-sec	軸回転数 r.p.m.	船 速 m/sec	トルク		スラスト		プロペラ抵抗 (計算) ton
			計 算 値 ton-m	計 測 値 ton-m	計 算 値 ton	計 測 値 ton	
0-00	59	7.7	32.4	15	30.6	34	
10	46	6.2	6.5	3	16.8	9	
20	0	4.9	—	-34	—	-55	-11.1
30	-30	3.8	—	-55	-29.8	-87	
40	-43	2.9	-74.1	-52	-47.5	-81	
50	-53	2.1	-66.0	-45	-70.5	-74	
1-00	-61	1.3	-47.7	-38	-92.5	-64	
10	-46	0.7	-47.8	-31	-52.3	-54	
20	-57	0	-36.2	-28	-78.5	-49	

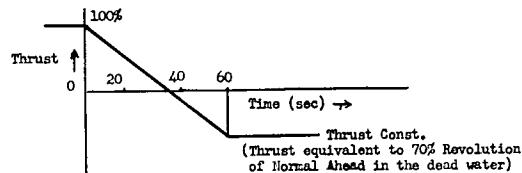
(a) Diesel Ship Normal Ahead → Full Astern



(b) Diesel Ship 60% Ahead → Full Astern



(c) Turbine Ship Normal Ahead → Full Astern



(d) Turbine Ship 60% Ahead → Full Astern

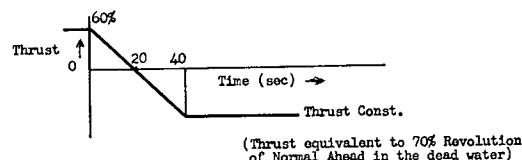


図 4.5 タービン船とディーゼル船の想定最良後進操作基準

図4.5のように仮定しプロペラ単独性能を介して船体停止距離を求めた。

タービン船の後進操作基準としては、後進時にプログラム制御を行なっている根岸丸の操作をもととし、ディーゼル船の基準は、ディーゼル機関の特性と各社の後進操作基準のうち最も速いと思われる操作とを参考にした。一般にはディーゼル船の後進操作基準は、アンケートの結果にみられるように、現状ではかなりゆるやかである。(付録4参照)

表 4.3

後進操作	記号	単位	OLYMPIC GAMES				EVDORI				
			ディーゼル船基準		タービン船基準		ディーゼル船基準		タービン船基準		
			No. 1	No. 2	No. 3	No. 4	No. 5	No. 6	No. 7	No. 8	
Displacement	<i>A</i>	ton	41,716				82,209				
Lpp	<i>L</i>	m	223				228				
Beam	<i>B</i>	m	32.15				35				
Draft	<i>H</i>	m	7.226				12.192				
Entrained Water	<i>m</i>	%	4.86				7.8				
Mass	<i>M</i>	ton.s ² /m	4.46×10^3				9.04×10^3				
Astern Thrust	<i>T₁</i>	ton	104.3	86.4	73.7	73.7	108.4	99.0	78.8	78.8	
Speed of Approach	<i>V₀</i>	kt	<i>v₀</i>	8.5	4.8	8.5	4.8	8.54	5.5	8.54	5.5
"	<i>R₀</i>	ton									
Resistance at <i>v₀</i>	<i>R₀</i>	ton	86.9	24.2	86.9	24.2	113	45.5	113	45.5	
Average Exponent	<i>n</i>		2	2	2	2	2	2	2	2	
Time to Open Astern	<i>t_r</i>	sec	40	20	20	15	40	20	20	15	
<i>R₀t_r/Mv₀</i>	<i>τ_r</i>		0.0916	0.0236	0.0458	0.017	0.0586	0.0183	0.0294	0.0138	
<i>R₀/T₁</i>			0.833	0.280	1.18	0.329	1.042	0.460	1.433	0.578	
Instantaneous Dynamic Potential	<i>Di</i>		0.63	0.26	0.78	0.30	0.73	0.38	0.89	0.46	
Dynamic Porential Increment	<i>δD</i>		0.09	0.02	0.045	0.01	0.05	0.01	0.03	0.01	
Dynamic Potential	<i>D</i>		0.72	0.28	0.825	0.31	0.78	0.39	0.92	0.47	
Head Reach	<i>S</i>	m	1,335	595	1,532	661	2,276	1,174	2,688	1,430	
S/L			5.99	2.67	6.88	2.91	9.98	5.15	11.78	6.28	
Exp. Head Read	<i>S'</i>	m			2,200	1,000	3,785	1,785			
S'/L					9.87	4.48	16.6	7.83			

注 OLYMPIC GAMES はタービン船、EVDORI はディーゼル船であるが、後進操作として図 4.5 に示す操作をそれぞれ実施したと仮定したときの Head Reach の計算値を示す。

タービン船およびディーゼル船の後進操作時における停止距離の可能性をみるため、例として OLYMPIC GAMES について Ballast Condition における Normal Ahead → Full Astern および 60% Ahead → Full Astern、ならびに EVDORI について Full Load Condition における Normal Ahead → Full Astern および 60% Ahead → Full Astern について 図 4.5 に示される後進操作を行なったときの船体停止距離をプロペラのモデル単独性能からスラストを算出して計算した。ただし、伴流係数は後進操作中一定と仮定している。停止距離の算定には文献(1)による略算法を使用した。求めた結果を表 4.3 に示す。

同表から明らかなように、現状では最良の条件と考えられる後進操作を行なうと、その停止距離は実測された停止距離よりも短かい。これは後進時のように非定常状態では、プロペラでの空気吸込があるためプロペラの単独性能がそのまま適用できないためと、今回の一連の実船実験の後進操作が一般に図 4.5 によるよりもかなりゆるやかであったことがわかる。またタービン船とディーゼル船では船体停止距離に従来考えられていたほどの差ではなく、タービン船の方が停止距離にして約10%長くなる。したがって従来考えていた差は後進操作法の差によるものといえ、タービン船の後進操作がすでに図 4.5 の操作を可能としている現在では、操作を基準どおり実施すれば、停止距離にディーゼル船との差はほとんどないといってよからう。

4.5 むすび

昭和39年度および昭和40年度に実施した後進時の実船実験を解析してえられた結果は、

- (1) 航走軌跡が彎曲しない場合には船体運動は(4.1)式、船体停止距離は(4.1)式・文献(1)・付録5・付録6によって求めた値と実測値とはよく一致する。
- (2) 航走軌跡が彎曲した場合には付録3による旋回時の抵抗増加を考慮すると船体の運動をよく説明できる。
- (3) 現状では旋回の時間的变化量を量的に把握できないため、後進力量決定の基準となる船体停止距離は(4.1)式の数値積分法または文献(1)、付録5、付録6の略算法によって求めることがのぞましい。
- (4) 高速貨物船の後進性能に関しては実験回数が少なく、また、計測条件も悪かったためさらに検討の必要がある。
- (5) 現状で最良と考えられる程度の後進操作を行なえば、タービン船の停止距離は定格時同容量のディーゼル船にくらべて約10%長くなる。
- (6) 巨大船の例として15万トンタンカの実測された停止距離($S/L_{pp}=14.9$)について計算してもあうことから、この解析は今後の巨大船の後進時の運動性能にも適用できよう。

参考文献

- (1) Guide to the Selection of Backing Power, by the M9 Panel of the Ship's Machinery Committee, SNAME, 1957
- (2) 本報告付録5
- (3) 本報告付録6

第5章 将来の問題点

- (1) 本文中タービン船とディーゼル船の理論的後進能力比較を計算した際、タービン船の後進操作法の条件として、船体停止時においてタービンの後進回転数が前進 Normal の 70%であるとし、この時生ずるスラストが最初から船体停止まで作用し続けるとした。この後進操作法を変え、Normal の 70% r.p.m. を基礎として最大後進馬力を Normal の 40%におさえてスラストを求めれば、上記のスラストより平均として大きくなるので、Head Reach は短くなる。このような後進操作法が船体機関の振動その他より可能であるかどうかを検討する必要がある。
- (2) 貨物船の停止中のプロペラの抵抗は、風波の船体に対する影響等がタンカに比べて大きいとも考えられるが、今回は貨物船の供試船が少なく、かつ、たまたま計測されたスラストに問題があったのではっきりいえない。今後さらに検討を要する。
- (3) 後進中のプロペラ性能に対する空気吸込の影響を計測された諸数値によって解析的に確認する必要がある。

第 6 章 結 言

2年間にわたってタンカ5隻（タービン船4隻、ディーゼル船1隻）、貨物船2隻（タービン船、ディーゼル船各1隻）、練習船1隻（タービン船）について後進試験を行ない、次のとおり確認できた。

(1) スラスト計測については、3つの方法を練習船に採用して精度を確認した。スラスト軸受パッドにストレンゲージを添付して計測する方法は最も応力を高くとることができるので、精度の高いものと判断されるが、軸歪をスリッピングにより取出す方法も、FMにより取出す方法もともに前記の方法による値とほとんど一致した。

軸歪によってスラストを計測する方法は歪が比較的小さく困難ではあるが、注意して計測すれば Head Reach の検討には十分である。

(2) タンカの Head Reach を計測されたスラストを用いて船体の運動方程式により求めると、航跡が彎曲しない場合は解析によって求めた値と実測はよく一致し、彎曲した場合もその影響を付録3の方法で修正するとよく一致する。

貨物船においては実測値が少ないのではっきりいえない。

(3) 模型プロペラによって各タンカのプロペラ性能を確認した。実測のスラストとトルクの関係はプロペラ回転停止付近を除けば、プロペラの単独性能試験結果による関係と近似していることが確認され、今後 Head Reach の検討には実測トルクからプロペラ単独性能を仲介にして算出したスラストを使用できる。

(4) Head Reach は複雑な運動方程式によらなくとも、付録5、6および参考文献(1) (SNAME) の略算式によって求められ、その値は彎曲しない場合は実測とほぼ一致する。

(5) タービン船とディーゼル船を比較すると供試船の実測の Head Reach はディーゼル船の方がかえって大きい結果を得た。しかし、このディーゼルタンカは慎重に後進操作がなされた例であるので、これをそのまま結論とはいがたい。タービン船、ディーゼル船の後進操作法として供試船のうち最も Head Reach の短くなるような条件をとり、これにもとづいて Head Reach を計算によって求めた値を表4.3に示すが、これによるとタービン船とディーゼル船の差は考えられていくほどない。

(6) タービン船の Head Reach は後進操作法によって大きく影響されるので、十分その機械の特性を知って後進能力を発揮するような後進操作法を採用することが肝要である。

(7) 後進力が問題視される巨大船の例として 150,000 トンタービンタンカ 東京丸の Normal Speed からの Crash Stop Test の結果は Head Reach が 4,323m, Head Reach/Lpp=14.9 であつて、後進力と Head Reach との関係は他船と変っていない。

付録 1 船が止まるまでのスラスト減少係数または 抵抗増加係数の変化

定常航走中の船が、主軸を逆転させて停止するまでの挙動は、次の各ステップに分けて考えることができる。

1.1 定常航走中

スラスト減少係数を t , 抵抗増加係数を a とすれば、このときの運動方程式は、

または、

ただし、

定常航走中は $F=0$ であるから、

が成立する。

また、普通の船では、 $(1-t)$ は0.5~0.9位であるから、

となり、

が定常状態で成立する。

1. 2 回転が低下し始めたが、プロペラはなお正のスラストを出している期間

プロペラの回転の低下とともに、船尾におけるプロペラへの流入速度は激減してゆく。このために、 Ra したがって Tt も減少してゆく。

この期間にあっては、船速の低下は比較的わずかであるから、回転数の急減に伴うスラストの減少にくらべて、 R の低下はわずかである。すなわち、スラスト減少のために Ra は小さくなるが、これは a が急激に小となるためである。

プロペラのスラストが小さくなるために、プロペラが船体に及ぼす効果も減少し、 t の値も減少していく。しかし、この期間は、

である。

しかし、回転の低下がさらに進み、スラストがゼロになる場合には、プロペラによる船尾流れの吸引作用はなくなり、プロペラとしての効果もなくなってしまう。

したがって、このときには、 $Ra=0$ となるから、

また、このときには、

$$T(1-t) - R = T - R(1+a)$$

の関係から、 t についても、

となる。

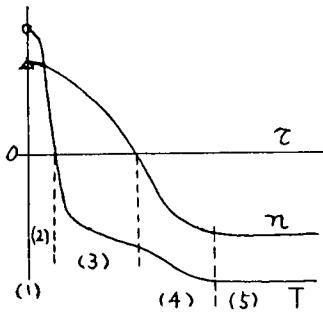


図 1.1

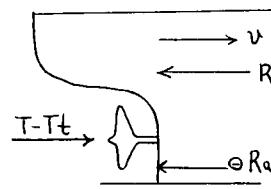


図 1.2

1. 3 回転数がさらに低下して、回転方向は右回りであるにもかかわらず負のスラストを発生している期間

この場合には、プロペラのところでせきとめられる水流のために、船尾付近の圧力は、(1.2) 式の状態における負から正に変わり、このために、 Ra は負の値となる。そして、時間の経過とともに、負のスラストの増加と歩調を合わせて、 Ra の値は、負の値として大となる。一方、 R の値は、時間とともに減少するから、 Ra/R すなわち a の値は、時間とともに負の値として大となる。

すなわち、

となる。

一方、スラストについて考えればプロペラの出すスラストは、船尾の正の圧力のために、正方向のスラストが Tt だけ増加した形となる。すなわち、

$$-T + Tt = -T(1-t)$$

が、プロペラの增加スラストになる。(図1.2と反対向きのものの符号を負とする。)

したがって、運動方程式は、

となる。すなわち、この場合には、

となるが、 a はマイナスの値をとるから、

すなわち、

したがって、前進方向のスラスト（図 1.2）を基準にしていえば、この場合には、スラスト減少の代りにスラスト増加があったことになる。

特に、プロペラの回転が停止した場合を考えると、この場合の T は Standing Propeller の抵抗 R_p に等しくなる。

すなわち、

1. 4 回転が逆方向となり、スラストも負の期間

プロペラを通る流れは逆方向となり、このために船の前進抵抗はさらに減少する。

$$\text{すなわち, } \left. \begin{array}{l} a \ll 0 \\ t > 0 \\ (1-t) < 1 \end{array} \right\} \dots \dots \dots \quad (1.18)$$

1. 5 回転数がほぼ一定、スラストもほぼ一定となってから、船が停止するまでの期間

スラストがほぼ一定に近づいてくると、 Ra の値はほぼ一定と考えられるが、船速の低下について R は減少するので、 a の値の絶対値は非常に大となり、特に $R \rightarrow 0$ 、すなわち船体停止時には、

$$a \approx -\infty \quad \dots \dots \dots \quad (1.19)$$

となる。

一方、スラストについてみると、

$$Tt = -aR \approx \text{Const}$$

であるが、船速の低下とともに、 T が増大してゆくので、 t の値は、船速の低下とともに小となるが T がほぼ一定となるにつれて、 t の値もほぼ一定で小さな値を持つ。

特に、船体停止時には、

となり、あたかも、逆進ボラード状態に似てくる。

ボラード状態におけるタンク試験例によれば、

$$1-t \approx 1.0$$

である。

すなわち、このときには、

とみなせる。

付録 2 流木試験による速力について

—特に船が旋回する場合—

2. 1 流木を旋回の内側に投げる場合

流木が前、後部スリット間を通過する間に船の重心 G は曲率中心 O の周りを θ だけ旋回する。この間の運動をほぼ定常旋回とみなせば、旋回角速度 ω 、重心速度 V_G 、重心における偏角 β は一定となる。したがって流木が前部スリットを通過する点 M と後部スリットを通過する点 N が、旋回中心 O に張る角は θ に等しい。流木の後部スリット S からみた相対運動の経路は、 O を中心とする半径 $R_M (= \overline{OM})$ の円弧である。

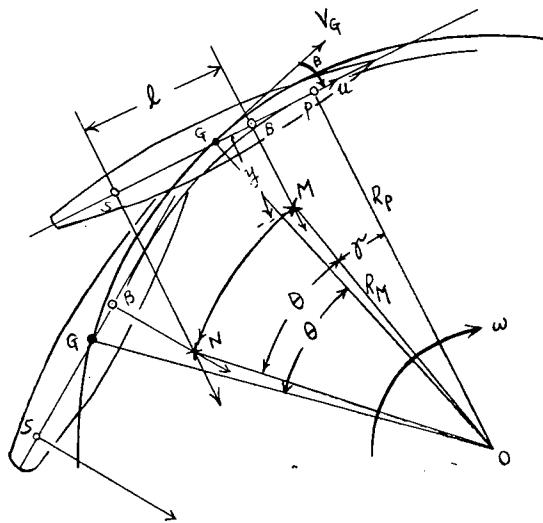


図 2.1

スリット間隔 (\overline{BS}) を l , 前部スリットを通過するとき流木と船体中心線との距離を y , 転心 (Pivot Point) P の経路の半径を R_P , R_M と R_P のなす角を γ とすれば,

$$l = R_M \sin(\theta + \gamma) - R_M \sin \gamma$$

θ, γ が大きくなれば、

$$\text{したがって } R_M \cos \gamma = R_P - y$$

$$\therefore R_M \doteq R_P - \gamma \quad \dots \dots \dots \quad (2.2)$$

転心速度を u , 計測時間を t_{in} とし, $\theta = \omega \cdot t_{in}$, $u = \omega \cdot R_P$ の関係を用いれば式 (2.2) は,

$$R_M = \frac{u}{\omega} - y$$

$$\therefore l = \left(\frac{u}{\omega} - y \right) \omega t_{in} = (u - \omega y) t_{in}$$

したがって、

すなわち、旋回の内側で測定した流木による速力 l/t_{in} は ω_y だけ過少に測定されたものである。

2.2 旋回の外側で計測する場合

この場合は式(2.2)において y の符号を変えればよく、したがって計測時間を t_{on} とすれば式(2.3)より、

すなわち、 ωy だけ過大である。

以上の過不足は旋回の角速度 ω の大きさほど、また、遠方に流木を投げるほど大きくなる。

2. 3 速力の修正法

流木試験を左右両舷で同時に実行して、その平均をとれば修正の必要はないが、片舷のみの計測によるときは ω_y の修正を要する。“OLYMPIC GAMES”，満載，Normal より Crash Astern (39.7.6 の実験) の場合には船は左旋回をしている。このときの旋回角速度 ω の近似値を、船首方位の測定値から推算すると表 2.1 のようになる。

表 2.1

時 間	平均角速度 ω (rad/s)	ωy (m)	$\omega y/u$ (%)
1' — 30"	0		
2 — 30	0.00422	0.152	2.3
3 — 30	0.00553	0.199	3.6
4 — 30	0.00640	0.240	5.2
5 — 30	0.00494	0.178	4.8
6 — 30	0.00379	0.137	5.0

流木が前部スリットを通過するときの舷側からの距離を 20m とみると、 $y=36m$ となるから、修正値 ωy およびその百分率は概略表 2.1 のとおりである。これらの値を用いて、流木試験の計測値に修正を加えた結果は図示のようになる。(図 2.2)

図 2.2において○印は左舷側計測値（無修正）、△印は右舷側計測値、×印が左舷側計測値に修正を加えた値である。左旋回であったから、右舷側計測値が大きく出ており、両者のほぼ中央に修正速度が落ちる。

片舷のみの流木試験によって計測したときの速力の修正は次の要領で行なう：—

- (1) 船首方位の変化から旋回角速度 ω の略値を求める。
 - (2) 前部スリットを通過するときの流木の距離 y を推定しておく。これより ωy を計算する。
 - (3) 計測が旋回の内側で行なわれたときは、 $+\omega y$ の修正をする。外側計測では $-\omega y$ とする。

2. 4 船体の運動径路について

後進力試験成績に通例添えられる運動径路図は、次の要領で作図されるようである。

- (1) 適当な間隔で選んだ時刻 t_1, t_2, \dots における計測船首方位 $\theta_1, \theta_2, \dots$ の第1階差 $\Delta\theta_1, \Delta\theta_2, \dots$ を求める。

(2) この間の航走路距離 $\Delta s_1, \Delta s_2, \dots$ を流木試験による速力曲線の積分によってきめる。

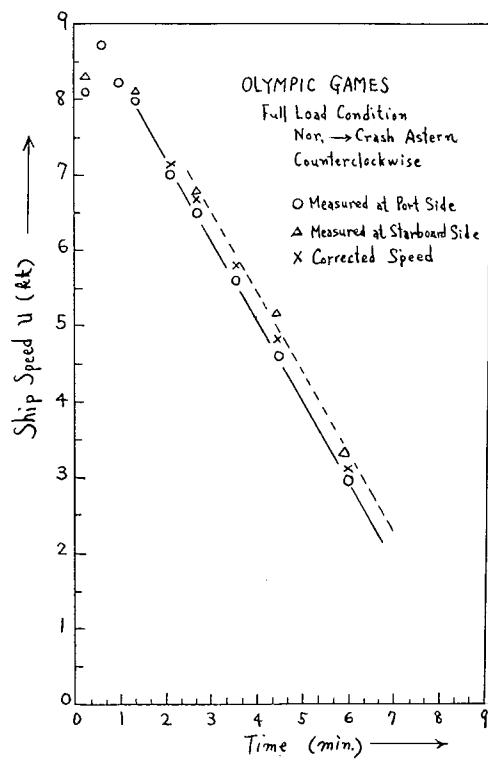


図 2.2

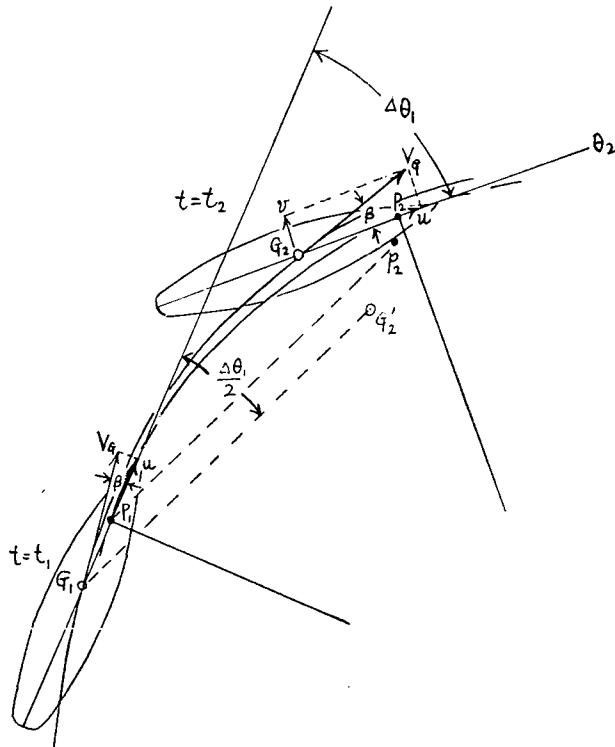


図 2.3

(3) t_1 における船位（普通には重心または $\Delta\theta$ が選ばれる） G_1 (図 2.3) から $\theta_1 + \Delta\theta_1/2$ の方向に直線分を引き、この上に G_1 より Δs_1 の点 G_2' をきめ、これを t_2 における船位とする。以下同じ操作をくりかえし、得られた折線を平滑化して所要の運動径路とする。

この運動径路は正しくは船の転心 (Pivot Point) の径路である。船が曲線運動を行なうとき、船体中心線は重心径路の内側に偏角 (Drift Angle) β だけ傾き、船は船首を常に重心径路の内部に保ちながら旋回する。したがって船首方位と重心速度の方向とは一致しない。しかるに船首方位によつて行なう上記の作図では偏角の修正を無視したものであり、かつ流木試験による速力は重心速度 V_g ではなくて、 V_g の船体中心線方向の成分、したがって転心の速度 u であるから、描かれた径路は転心の径路にほかならない。

図 2.3 の P_1P_2' がそれである。

転心の重心 G からの距離 l_p は、

$$l_p = v/\omega$$

で与えられ、旋回初期に重心の前方 $l_p \approx 0.25 L$ (L は船長) に生じ、旋回がすすむにつれて前方に移動し、普通の定常旋回では $l_p = 0.35L \sim 0.45L$ に定着する。 $l_p = 0.4L$ と仮定すると、“OLYMPIC GAMES” の場合は重心、転心の距離は約 97m である。

付録 3 Crash Astern Maneuvering において旋回を伴う場合の速力減少

単軸船が Crash Astern をかけると多くの場合船は旋回運動を始める。公試の成績によると満載状態の場合に特に顕著である。この旋回は、プロペラの発生する左右の不平衡力、プロペラの Slip Stream に叩かれる船尾船体表面の圧力分布が左右舷で不平衡となる（いわゆる Hovgaard Effect）、などに起因するとされ、普通の右廻りプロペラでは右旋回をするといわれる。けれども模型の場合にはともかく、実船における旋回方向はからずしも右旋回ではない。これはプロペラを逆転する船体はいちぢるしく進路安定性を減じ、ときには進路不安定となるため、運動の初期に存在する外乱の如何によって左または右に旋回するものである。

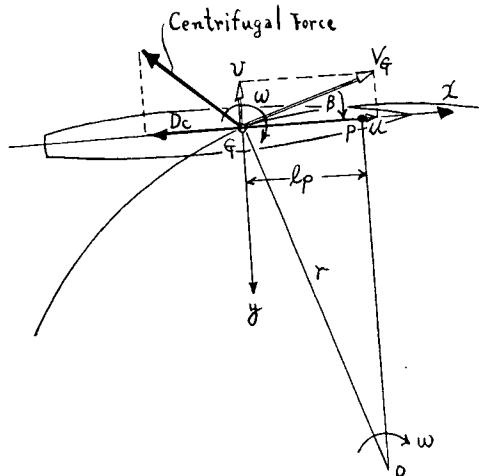


図 3.1

3. 1 旋回をともなう場合の遠心力抵抗成分の寄与

船体の曲線運動は、船体軸系（重心を原点、図 3.1）に関して書くとき次式のようになる。

$$(m + m_x)\dot{u} + (m + m_y)v\omega = T - R \quad \dots \dots \dots (3. 1)$$

$$(m + m_y)\dot{v} - (m + m_z)u\omega = Y \quad \dots \dots \dots (3. 2)$$

$$(I_z + I_{z'})\dot{\omega} = M \quad \dots \dots \dots (3. 3)$$

ただし、

m : 船体質量

m_x, m_y : x, y 軸方向の付加質量

$I_z, I_{z'}$: 重心周りの慣性能率および付加慣性能率

u, v : 速度成分

ω : 旋回角速度

操舵による旋回を扱うときは速度変化を無視して通常式(3.2), (3.3)を解く。Crash Astern Maneuvering のように速度が変化するときは、 $T - R$ を適当に表現して式 (3.1), (3.2), (3.3) を連

立されればよいわけであるが、その解は簡単でない。ここではその方針によらず、単に式(3.1)による速度変化のみに注目する。

式(3.1)および(3.2)の左辺の第2項は、いずれも旋回とともに生ずる遠心力による見掛けの力で、それぞれ遠心力の抵抗成分と横成分である。

Crash Astern をかけた場合、船が直線運動を持続するならば遠心力成分は存在しないから、速度変化は普通行なわれるように単に次式の積分から計算される。

しかし、旋回をともなうときは、当然遠心力の効果を考慮しなければならない。図3.1からあきらかに、遠心力の抵抗成分 D_c は船体抵抗の見掛け増加あるいはスラスト増加（後進スラスト）として寄与するから、速度変化は式(3.4)によるものとは異ったものとなる。

3. 2 遠心力抵抗成分の近似表式

式(3.1)を解析的に解くのに都合のよいように、第2項を表現する問題は割愛し、ここでは速力の実測結果と、数値積分による計算とを比較する目的で略的な表式を考える。

重心における横滑速度 v は転心 P の位置 l_p に関係してきまり、 ω , V_a , r の等の間には次の関係がある。

しかがって、遠心力抵抗成分 D_C は：

I_p は直接測定することはできないが、転心 P の一般的な性質から次のように仮定する。 P は船が旋回をはじめると重心の前方 $0.25 L$ (重心はほぼ ~~頂~~ にあるとみなす) 付近に生じ、旋回のすすむにつれて前方に移動し、普通商船の舵による定常旋回においては、船型によって $0.35 L \sim 0.45 L$ に定着することが知られている。

Crash Astern Maneuveringにおいて船体停止までの間には定常旋回は存在せず、したがって転心 P は連続的に変動する。けれどもこの旋回は概してゆるやかで径路の曲率半径も比較的大きいから、偏角 β はあまり大きくないと考えられる。(ただし、船体停止の付近で β はかなり大きくなることが予想される。それは $u=0$ でも $v\neq 0$ となり得るからである。) これらの事情から l_p は $0.25L \sim 0.35L$ の程度で、略近値として $0.3L$ と仮定する。

旋回角速度 ω は、計測した船首方位の変化から近似的に、

として計算する。偏角は大きくないから $V_a \approx u$ において、径路の曲率半径は、

から求める。したがって、遠心力の抵抗成分 D_c は略近的に、

とすることができる。

3. 3 遠心力抵抗成分を考慮しいときの速度変化

—第3松島丸後進力試験解析—

速度変化をきめる式は略近的に次のような。

第3松島丸の成績解析に当っては、スラスト T は計測値（ただし平均曲線による）を用い、スラスト減少 $1-t$ を 1 と仮定する。

まず計測方位 (θ) から式 (3.7), (3.8) によって曲率半径 r を略算すると図 3.2 が得られる。この図の曲線は平均曲線で、以下の計算にはこれを用いる。

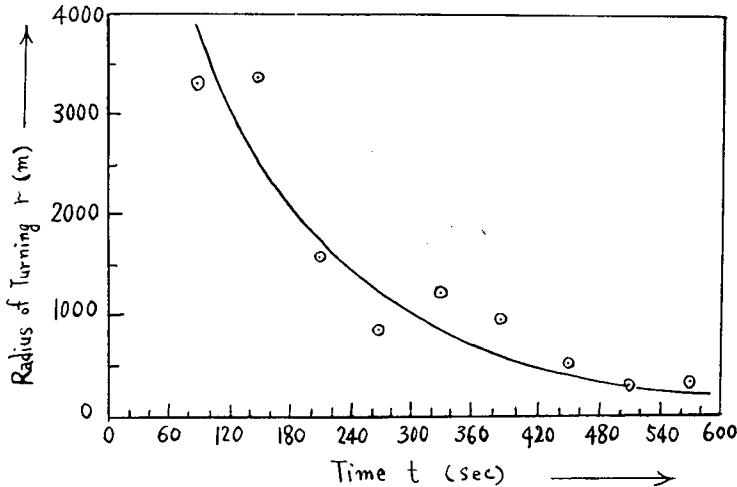


図 3.2

表 3.1 $\dot{u} = \frac{1}{m+m_x}(T-R)$

t	U_0	u_0	R	T	$T - R$	$T - R / 9596$	Δu_1	u_1
				(102)				
10	16.3	8.39	102	56	- 46	-0.00479	-0.0479	8.34
20	16.2	8.34	100	2	- 98	-0.01021	-0.1021	8.24
30	16.1	8.24	97.3	-15	-112.3	-0.01170	-0.1170	8.12
40	15.8	8.12	92	-24	-116	-0.01208	-0.1208	8.00
50	15.5	8.00	88	-31.5	-119.5	-0.01245	-0.1245	7.88
60	15.3	7.88	84.5	-36	-120.5	-0.01255	-0.1255	7.75
70	15.1	7.75	81	-41	-122	-0.01271	-0.1271	7.63
74	14.8	7.63	78	-43	-121	-0.01261	-0.0504	7.58
90	14.7	7.58	76.5	-51	-127.5	-0.01329	-0.2125	7.36
120	14.3	7.36	72	-62	-134	-0.01396	-0.4188	6.94
150	13.5	6.94	64	-66	-130	-0.01354	-0.4060	6.54
180	12.7	6.54	57.5	-66	-123.5	-0.01287	-0.3860	6.15
210	12.0	6.15	52	-65	-117	-0.01220	-0.3658	5.79
240	11.2	5.79	47	-64	-111	-0.01167	-0.3471	5.44
270	10.6	5.44	43	-62	-105	-0.01095	-0.3288	5.11
300	9.9	5.11	39	-58	-97	-0.01010	-0.3030	4.81
330	9.3	4.81	36	-51	-87	-0.00907	-0.2720	4.53
360	8.8	4.53	33	-42	-75	-0.00782	-0.2345	4.30
390	8.4	4.30	30.5	-45	-75.5	-0.00787	-0.2360	4.06
420	7.89	4.06	28.5	-51	-79.5	-0.00828	-0.2485	3.82
450	7.41	3.82	26	-54	-80	-0.00834	-0.2500	3.57
480	6.92	3.57	24	-55	-79	-0.00823	-0.2470	3.32
510	6.44	3.32	21.8	-56	-77.8	-0.00811	-0.2431	3.08
540	5.97	3.08	20	-56	-76	-0.00792	-0.2375	2.84

この r を用い、式 (3.10) の数値積分を表 3.1 および表 3.2 に示した。ただし表 3.1 は遠心力を考慮しない場合、すなわち式(3.4)の積分であり、遠心力を考慮したものが表 3.2 である。いずれの場合も、発令後プロペラが停止するまでは 10 sec 置きに、それ以後は 30 sec ごとに計算した。また遠心力は、発令後 2 min 位までは船がほぼ直進しているので無視し、2 min 以後考慮した。

第 3 松島丸満載時付加質量係数は $m_x/m=0.061$ および $m_y/m=0.875$ である。したがって $m+m_x=9596 \text{ ton}$ となる。

表 3.2 $\dot{u} = \frac{1}{m+m_x}(T-R-D_c)$

t	U_0	u_0	r	u_0/r	$(u_0/r)^2$	D_c	T	R	$T-R-D_c$	$\frac{T-R-D_c}{9596}$	$4u_2$	u_2
120	14.3	7.36	3300	0.00223	4.97×10^{-6}	5.8	-62	72	-139.8	-0.01456	-0.437	6.92
150	13.4	6.92	2600	0.00266	7.08 "	8.3	-66	63.5	-137.8	-0.01435	-0.431	6.49
180	12.6	6.49	2100	0.00309	9.55 "	11.2	-66	56.8	-134	-0.01396	-0.419	6.07
210	11.8	6.07	1700	0.00357	12.75 "	14.9	-65	51	-130.9	-0.01364	-0.409	5.66
240	11.0	5.66	1500	0.00377	14.25 "	16.7	-64	45.5	-126.2	-0.01315	-0.394	5.27
270	10.2	5.27	1250	0.00422	17.80 "	20.8	-62	41	-123.8	-0.01291	-0.387	4.88
300	9.5	4.88	1000	0.00488	21.4 "	25.0	-58	36.7	-119.7	-0.01247	-0.374	4.51
330	8.8	4.51	850	0.00530	28.2 "	33.0	-51	32.5	-116.5	-0.01214	-0.364	4.15
360	8.1	4.15	750	0.00553	30.6 "	35.8	-42	29	-106.8	-0.01113	-0.334	3.81
390	7.4	3.81	650	0.00586	34.4 "	40.2	-45	26	-111.8	-0.01159	-0.348	3.46
420	6.7	3.46	550	0.00629	39.6 "	46.3	-51	23	-120.3	-0.01253	-0.376	3.09
450	6.0	3.09	500	0.00618	38.2 "	44.7	-54	20	-118.7	-0.01237	-0.371	2.72
480	5.28	2.72	400	0.00680	46.3 "	54.2	-55	17	-126.2	-0.01315	-0.394	2.32
510	4.50	2.32	350	0.00663	44.0 "	51.5	-56	14	-121.5	-0.01266	-0.380	1.94
540	3.77	1.94	300	0.00647	41.9 "	49.0	-56	11	-116.0	-0.01209	-0.363	1.58
570	3.07	1.58	275	0.00525	27.6 "	32.3	-58	9	-99.3	-0.01035	-0.310	1.27
600	2.46	0.27	250	0.00508	25.8 "	30.2	-58	6	-94.2	-0.00982	-0.290	0.974
630	1.89	0.974	225	0.00433	18.8 "	22.0	-56	5.5	-83.5	-0.00870	-0.261	0.713
660	1.39	0.713	200	0.00357	12.8 "	15.0	-56	4.0	-75	-0.00782	-0.235	0.478
690	0.93	0.478	175	0.00273	7.45×10^{-6}	8.7	-56	2.8	-67.5	-0.00703	-0.211	0.267

以上の計算結果を実測値と比較したものが図 3.3 である。遠心力を考慮すれば実測結果とよく一致する可能性がこれから伺える。遠心力抵抗成分はこの場合最大約 4.5 ton に達し、後進スラストと同程度の大きさである。このように大きくなるのは、船体の y 軸方向の付加質量が船体質量と同程度の量であり、遠心力抵抗成分はこの見掛け質量に依存するからである。

Appendix 付加質量係数の値について

付加質量 m_x , m_y の値は図 3.4~3.5 から求めた。(元良誠三：船体運動に対する付加質量および付加慣性モーメントについて(2), (3); 造船協会論文集 106 号, 昭和35年)

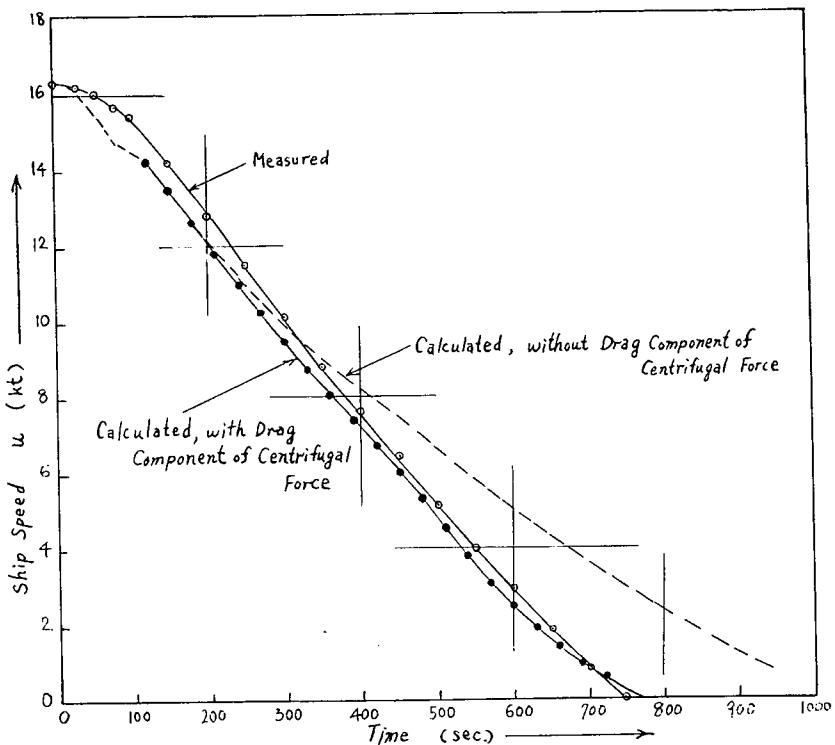
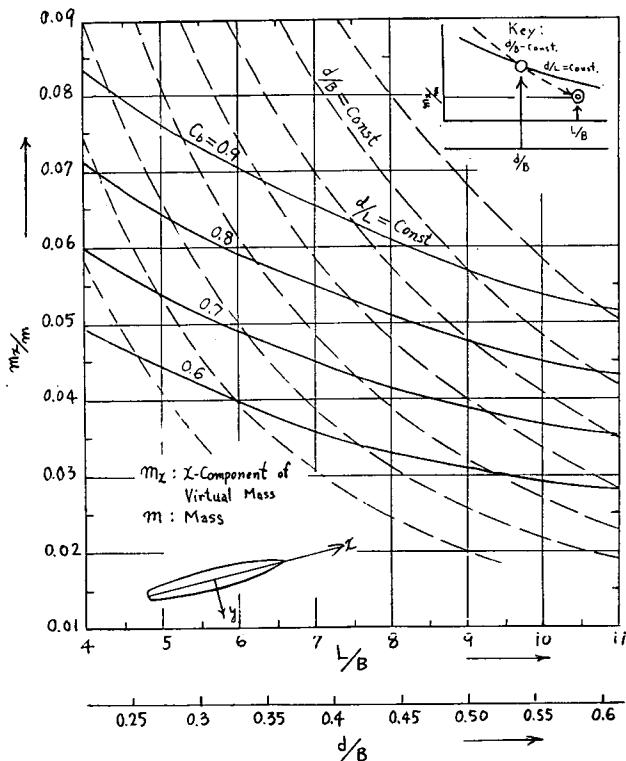


図 3.3 実測値と計算値の比較（第3松島丸満載状態 Nor. r.p.m.→後進全力）



key : d/B を下側横軸上に取り、その直上で C_b 曲線上の点を求める。この点を通り最寄りの $d/B = \text{Const}$ 曲線に平行に曲線を引き、 L/B の直上でこの曲線の値を読む。

図 3.4 付加質量係数 m_x/m

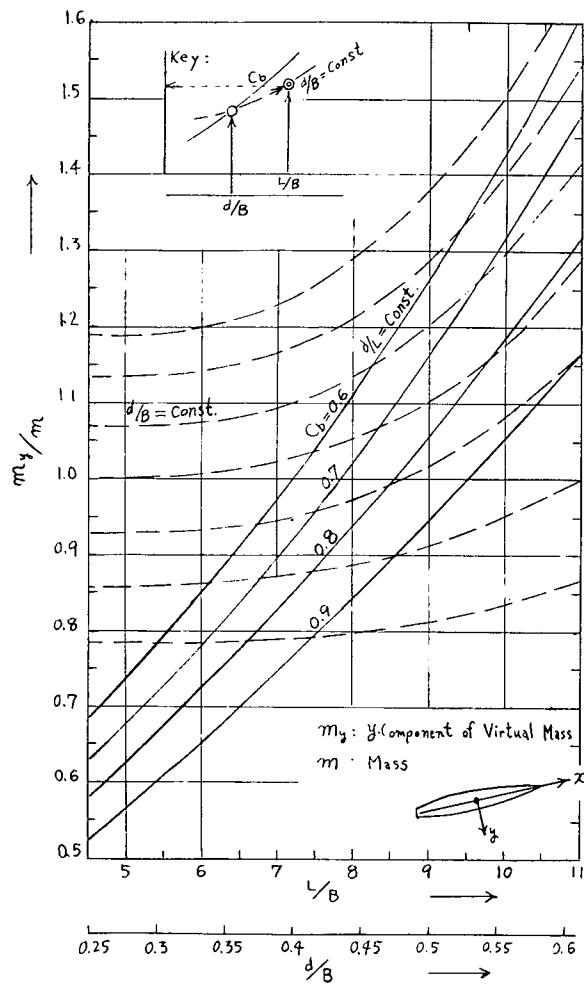
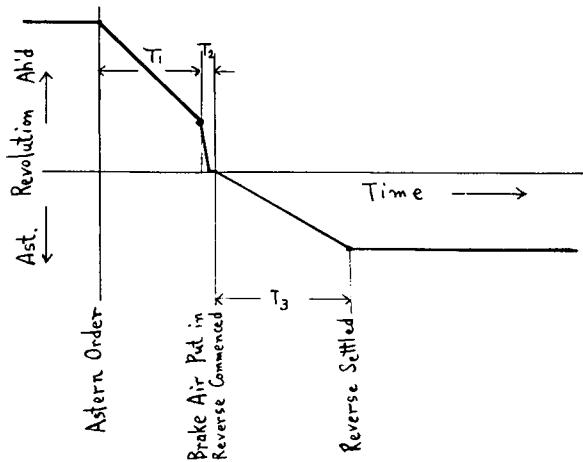


図 3.5 付加質量係数 m_y/m

付録 4 ディーゼル船の急速停止時操縦法に関するアンケート

タービン船とディーゼル船の Head Reach を比較する場合、操縦方法、特に、制動空気投入の時期、後進回転の增速法および後進力の制限値によって影響を受けるため、各エンジン製造所からアンケートを求めたが、その結果は下記のごとくであった。



4. 1 制動空気投入までの時間 T_1 、後進回転開始までの時間 T_2 、回転整定までの時間 T_3 はいづれもエンジン性能のみでなく、船種、船型、大きさ、載荷状態、プロペラ、水流の状況等によって大幅に変わらるが、各社の実績は下表のごとくである。

	T_1 (sec)	T_2 (sec)	T_3 (sec)
A 社	15 ~ 51	1 ~ 3	557 ~ 730
B 社	カーゴ 107~113 タンカ 247~372	3 ~ 5	77 ~ 453
C 社	20 ~ 60	4 ~ 10	90 ~ 360
D 社	15		180 ~ 360

4. 2 制動空気投入時の主軸回転数

	r.p.m.	M.C.R. の r.p.m. に対する比率 (%)
A 社	45	36
B 社	38	28
C 社	50~60	44~50
D 社	50	40

4. 3 後進最大回転数およびその制限する理由

	rpm	MCR の rpm に対する比率(%)	MCR の rpm まで上げずに制限する理由
A 社	100	80	rpm が変動して MCR の rpm を越えるのを避ける。 船体振動が大きい船もある。
B 社	108	80	船速とプロペラ rpm がマッチせず回転整定が困難。 短時間なら MCR トルクを越えなければよい。
C 社	91~101	80~85	P_i, P_m 排気温度上昇を避ける。
D 社	101	85	主軸トルクが過大となるのを避ける。

4. 4 主軸停止後、後進常用回転数までの增速について

	増速法	急激に增速しない理由
A 社	徐徐に增速する	燃焼室まわりの熱負荷が苛酷となり好ましくない。 緊急時は急激な增速もやむを得ない。
B 社	"	プロペラのキャビテーション、船尾の局部振動を避ける。
C 社	"	船体振動、プロペラ回転の急激な上昇を避ける。
D 社	"	機関の保護上、またプロペラ回転数の整定に時間を要する。

4. 5 後進回転中、燃料ポンプ目盛の上限を制限するか否か

A 社	ガバナーにより制限されている。
B 社	MCR 相当の目盛に制限。
C 社	MCR の 90~95% にガバナーにより制限される。
D 社	制限する。

4. 6 低速 (Ahead 60% speed) からの急速停止の場合

各社ともあまり経験がないが、高速前進からの場合と機関操作上は変りない旨回答があった。ただし船速が遅いから T_1, T_2, T_3 は当然短くなる。

付録 5 船舶の後進性能の比較理論と計算の方法

5. 1 要 点

船と機関に関する非定常運動方程式を無次元化することにより種々のパラメータを導き、それによって後進性能の合理的な比較、評価を行なう方法、ならびに種々の実用的条件に対し停船時間、停船距離を軽易に求める方法について工夫した所をまとめた。本部会の試験結果を例にとって行なった2, 3の解析結果をも付記した。

5. 2 船体と機関の運動方程式の無次元化

種々の論文^{(1), (2)}に示されているように、次の各式で表わされる。

$$\text{船体に対し} \quad \frac{kW}{g} \frac{dV}{dt} = T(1-\varepsilon) - R \quad (5. 1)$$

$$\text{機関に対し} \quad 2\pi I \frac{dN}{dt} = G - Q \quad (5. 2)$$

$$\text{プロペラの特性} \quad T, Q = f(V, N) \quad (5. 3)$$

$$\text{機関の操作法} \quad G = f(t) \quad (5. 4)$$

ここで、 w : 附加質量の係数、 W : 排水量、 $W^* = (1+w)W$ 、 V : 速力、 t : 時間、 T : スラスト

ε : スラスト減少率、 R : 抵抗、 I : 機関の回転慣性モーメント、 N : 回転数、

G : 機関の発生トルク、 Q : プロペラトルク、 g : 重力加速度、 $T^* = (1-\varepsilon)T$

以下では ε 、 w は一定値をとるものとし、 W^* 、 T^* で考える。

いま、添字 0 を附した記号で後進操作開始点に対応した量を表わすものとし、次の無次元量を定義することにする。

速力無次元値: $\psi \equiv V/V_0$

スラスト無次元値: $\theta \equiv T^*/T_0^*$

抵抗無次元表示: $R/T_0^* = R/R_0 = (V/V_0)^m \equiv \psi^m$

回転数無次元値: $\varphi \equiv N/N_0$

時間の無次元値: $\tau \equiv \frac{T_0^* g}{W^* V_0} t$

船体と機関の慣性比: $A \equiv \frac{2\pi I N_0}{Q_0} \cdot \frac{T_0^* g}{W^* V_0}$

機関トルク無次元値: $\zeta \equiv G/G_0$

プロペラトルク無次元値: $\sigma \equiv Q/Q_0$

前記の運動方程式をこれらの無次元値で表わすと次の各式となる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\psi}{d\tau} &= \theta - \psi^m \\ A \frac{d\varphi}{d\tau} &= \zeta - \sigma \\ \theta, \sigma &= f_1(\psi, \varphi) \\ \zeta &= f_2(\tau) \end{aligned} \right\} \quad (5. 5)$$

この(5.5)の各式を連立してとけば、次の解をうるはずである。

式(5.6)は A , m を常数とした場合の表現であるが、これを変数として扱えば式(5.6)の右辺は τ のみの関数となる。

船の航走路距離を l とすれば、

$$dl = Vdt$$

となるから、 ψ , τ の無次元値を入れると、

$$d\xi = \phi d\tau$$

ここで ξ は次で定義される航走距離の無次元値である。

$$\xi \equiv \frac{T_0^* g}{W^* V_0^2} l$$

特に後進操作時の停船距離を l_s 、その無次元値を ξ_s とすれば、

この停船距離の方程式は次のようになる。

$$\xi_s = \int_{\psi=1}^{\psi=0} \psi d\tau$$

この式に式 (5.6) から得られる $\psi = f_3(A, m, \tau)$ を入れて解いたとすれば、

$$\xi_s = f_4(A, m)$$

すなわち、プロペラ特性式、運転操作法が固有であるとすれば、 ξ は A 、 m の値すなわち船の設計で定まる寸法、速力とは無関係の無次元値の関数となることを知る。

船舶の後進性能の注目因子として ξ_s をとりあげることにすれば、合理的な比較パラメータになりうることが予想できる。すなわちプロペラ特性、 A 、 m が一定とすれば ξ_s は運転操作法だけで定まるから ξ_s によって運転操作法の比較ができるし、また運転操作法が一定（無次元表示の式が固有との意味）とすれば ξ_s によって船自体の後進性能を比較することができる。

5. 3 実用的な停船距離、停船時間の比較パラメータ

△の定義内容には通常測定されていないスラスト T_0^* が含まれているので実用上不便なので、2, 3 の工夫をする。

初期条件 $\tau=0$, $\varphi=1$ に対応する機関出力, 推進効率をそれぞれ H_0 , η_{p0} とすると,

$$75 \cdot \eta_p \cdot \mathbb{H}P_0 = T_0 * V_0$$

であるから、これを δ_{α} の定義式に入れると次式をうる。

$$\xi_s = \frac{\eta_p g}{1+w} \cdot \frac{75 \mathbb{H} P_0}{W V_0^3} l_s$$

η_p , $(1+w)$ を一定と考え, さらにアドミラリティ数 $C_{adm} = W^{2/3} \cdot V_0^3 / H_0$ もほぼ一定とするとか, 船長 L_{pp} を入れ $L_{pp} \propto W^{1/3}$ とするなどの条件を考慮すると, 次の各値が ξ_0 と同じ意味をもつ次のパラメータが得られる。

η_p , $(1+w)$ を一定とする時 $\frac{B_0}{WV_3}l_s$

$$\eta_p, (1+w), \text{Cadm} \text{を一定とする時} \quad l_s/W^{1/3}$$

$$\eta_p, (1+w), \text{Cadm}=\text{一定}, Lpp \propto W^{1/3} \text{の時} \quad l_s/Lpp$$

停船距離の場合と同様に扱って、停止時間のパラメータを導きうる。すなわち、無次元停船時間を τ_s とすれば、

$$\tau_s \equiv \frac{T_0^* g}{W^* V_0} t_s$$

これより次のパラメータが得られる。

$$\frac{V_0}{W^{1/3}} t_s, \quad \frac{V_0}{Lpp} t_s$$

5. 4 パラメータ $V_0 t_s / W^{1/3}$, $l_s / W^{1/3}$ による実例整理

図 5.1～5.2 に多数実船の後進試験結果を $V_0 t_s / W^{1/3}$, $l_s / W^{1/3}$ のパラメータによって整理した。排水量 W の座標に対して表現してあるが、排水量に関係なく両パラメータは一定の傾向にあることが明らかに認められる。ある程度のばらつきはあるが、これは運転法の差、船体、プロペラ、機関の特性の差によるものと思われる。

後進操作において停止時間は停船距離のように直接的な目的値でないから、それ自体ではあまり意

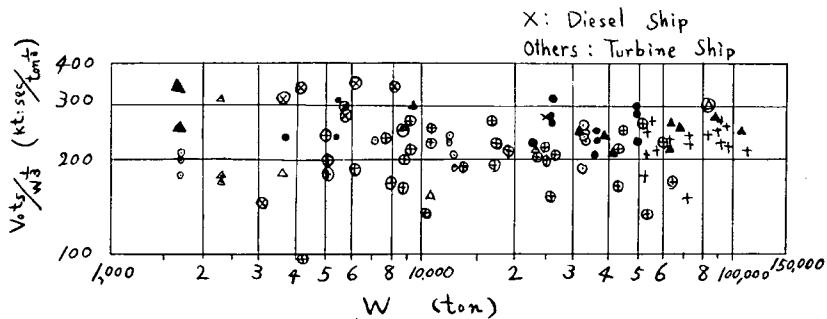


図 5.1 停止時間パラメータ比較

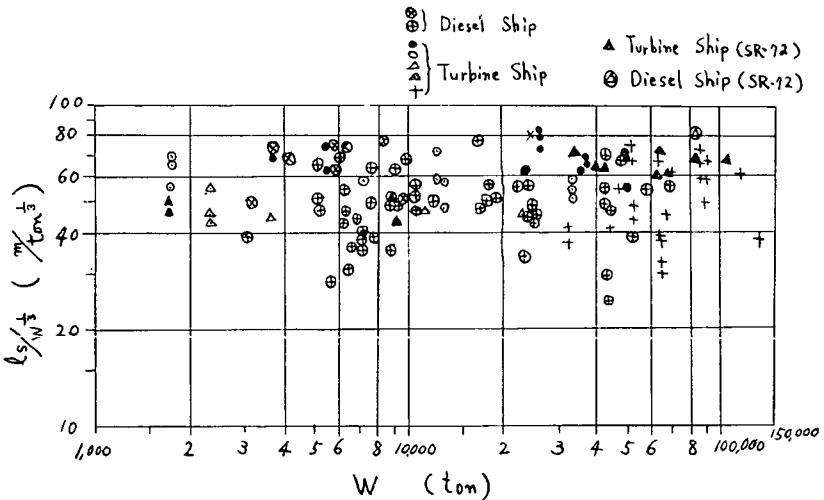


図 5.2 停止距離パラメータによる比較

味のあるものではない。しかし停止距離の測定に比し、時間測定の方が容易かつ一般的であるから、両者の関連が明らかになるとすれば好都合である。この点を調べてみよう。

パラメータ $l_s/W^{1/3}$ と $V_0 t_s/W^{1/3}$ の比をとると,

$$\frac{l_s/W^{1/3}}{V_0 t_s/W^{1/3}} = \frac{l_s}{V_0 t_s}$$

となる。 l_s/V_0 と t_s に対し多数実例を整理して見ると図 5.3 のようになり、 $l_s/V_0 t_s$ はほぼ一定値をとり、しかもそのばらつきは図 5.1～5.2 の場合よりも少ないと知る。図 5.1～5.2 の場合は前進全力から後進全力をかけたと推定されるもののみを集めたが、この図 5.3 の場合は部分速度から後進全力をかけたものも含まれていることは注目に値する。

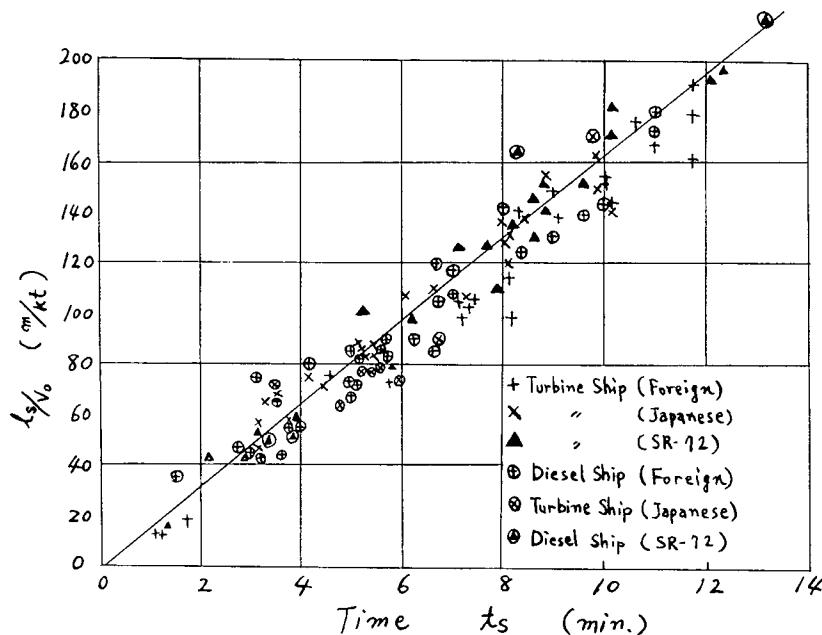


図 5.3 停止時間と停船距離との関係

図 5.3 を実験式の形で表わすと、

ただし、 l_s [m], t_s [min], V_0 [kt] とする。

この式(5.8)は V_0 と t_s のみを測定して l_s を推定するのに用いられる。

5. 5 停船距離、停船時間の計算法

運転操作法の差によって停船距離、停船時間を推定することができれば運転操作法の基準を定めるなどの場合好都合となる。式(5.5)においてプロペラ特性の関数、運転操作の関数を具体的に与えれば、数値積分法により解を求めるはずであり、電子計算法を用うれば計算も割合楽にできる。しかしもっと軽便な方法があればさらに好ましいと考え以下を工夫した。

次の仮定を設けた。

(1) $m=2$ とする。

- (2) 機関部質量を船体質量に対して無視する。すなわち $A=0$ とする。 A は普通の場合 1.5~3% であるから、この仮定で大きい誤差はない。
- (3) 附加質量の係数 w 、スラスト減少率 ϵ を一定とする。
- (4) スラスト T または θ は時間に対し階段状変化で近似する。
- 先づ $\tau > 0$ において $\theta = -\theta_{\text{ast}}$ なる一定のスラストがかけられる場合を考えると、方程式は次のようになる。

$$d\psi/d\tau = -\theta_{\text{ast}} - \psi^2$$

この解に対し、初期条件として $\tau=0$ において $\psi=1.0$ を考えると次式をうる。

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{\theta_{\text{ast}}}} \left[\tan^{-1} \frac{1}{\sqrt{\theta_{\text{ast}}}} - \tan^{-1} \frac{\psi}{\sqrt{\theta_{\text{ast}}}} \right] \quad (5.9)$$

この式で特に $\psi \rightarrow 0$ なる場合の τ が τ_s となる。すなわち、

$$\tau_s = \frac{1}{\sqrt{\theta_{\text{ast}}}} \cdot \tan^{-1} \frac{1}{\sqrt{\theta_{\text{ast}}}}$$

航走距離 ξ は、次のように計算される。

$$\begin{aligned} \xi &= \int_0^\tau \psi d\tau \\ &= \log \left[1 + \frac{\tan(\sqrt{\theta_{\text{ast}}} \cdot \tau)}{\sqrt{\theta_{\text{ast}}}} \right] - \frac{1}{2} \log \left[1 + \tan^2(\sqrt{\theta_{\text{ast}}} \cdot \tau) \right] \end{aligned} \quad (5.10)$$

または

$$\xi = \log \left[\frac{1 + (1-\psi)/(\theta + \psi)}{(1 + \theta(1-\psi)^2/(\theta + \psi)^2)^{1/2}} \right] \quad (5.10')$$

特に $\psi=0$ 、 $\tau=\tau_s$ なる時の ξ は ξ_s であって次のとおりとなる。

$$\xi_s = \frac{1}{2} \log \left(1 + \frac{1}{\theta_{\text{ast}}} \right) \quad (5.11)$$

式 (5.9) や (5.10) を曲線に示したものが図 5.4~5.5 である。

次に θ_{ast} の変化を階段状変化に近似した場合を考えよう。階段変化の一部を取り速力 ψ_1 から ψ_2 まで変する間のスラストを $\theta_{\text{ast}12}$ とすると、この変化に要した時間 $\Delta\tau_{12}$ は次式で求められる。

$$\Delta\tau_{12} = \frac{1}{\sqrt{\theta_{\text{ast}12}}} \left[\tan^{-1} \frac{\psi_1}{\sqrt{\theta_{\text{ast}12}}} - \tan^{-1} \frac{\psi_2}{\sqrt{\theta_{\text{ast}12}}} \right]$$

この $\Delta\tau_{12}$ は逐次加算してよいから、結局 θ_{ast} が階段状変化をする場合それぞれの θ_{ast} に対し $\Delta\tau$ を求めて加算し、 $\sum_{v=1}^{v=0} \Delta\tau$ を計算すれば停船時間 τ_s をうることになる。

航走距離についても同様に $\Delta\xi$ を求め、 $\sum_{v=1}^{v=0} \Delta\xi$ を計算すれば停船距離 ξ_s をうることになる。この計算に図 5.4~5.5 の曲線が利用できるが、その具体的要領は両図に例題として示してある。実船試験の結果に対しこの計算法を適用した結果はあとで示す。

5. 6 後進操作法と停止距離との関係吟味

前節の計算法を利用して後進操作法と停止距離との関係を調べてみた結果が図 5.6~5.7 である。両図に示すように θ_{ast} と τ との関係を次のようにモデル化して考えることにした。

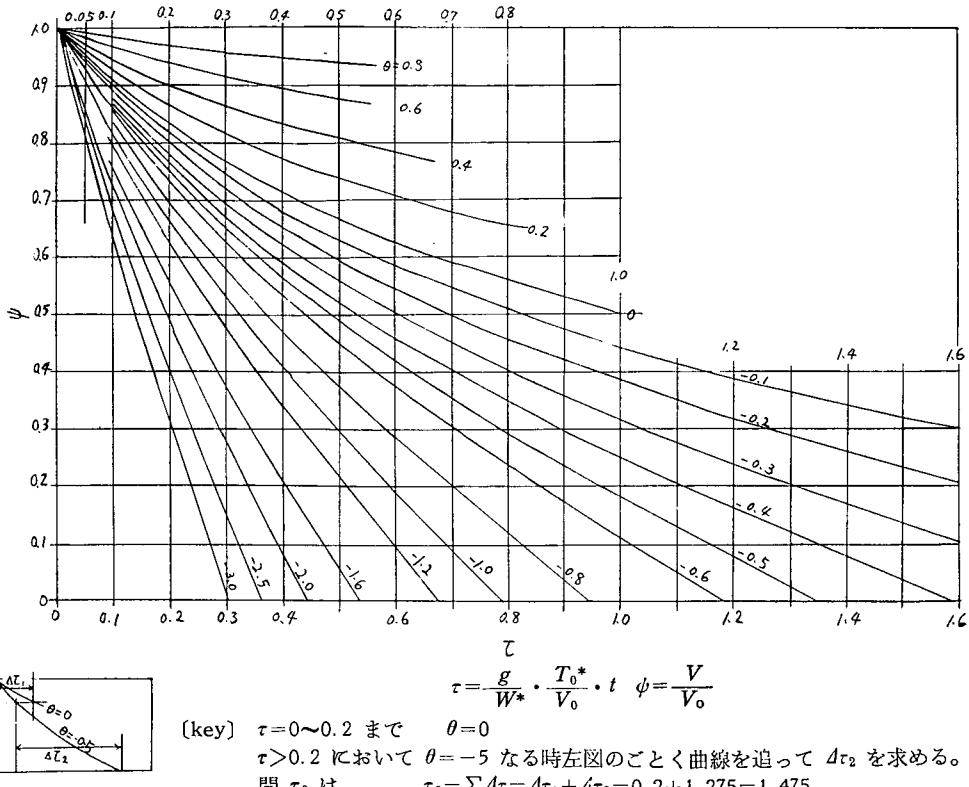


図 5.4 後進時の速度時間線図

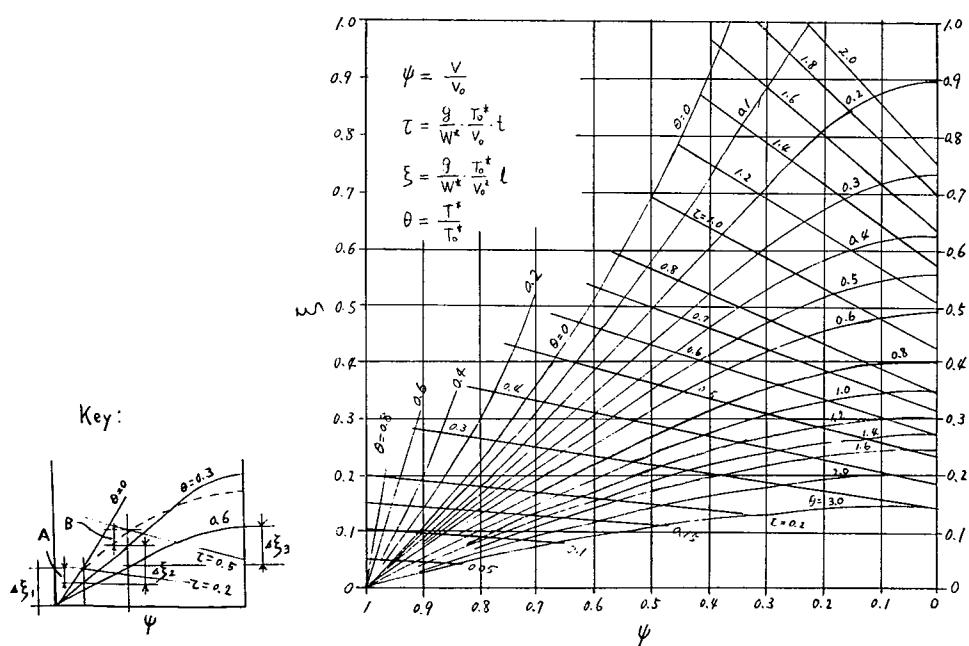


図 5.5 後進時の停止距離線図

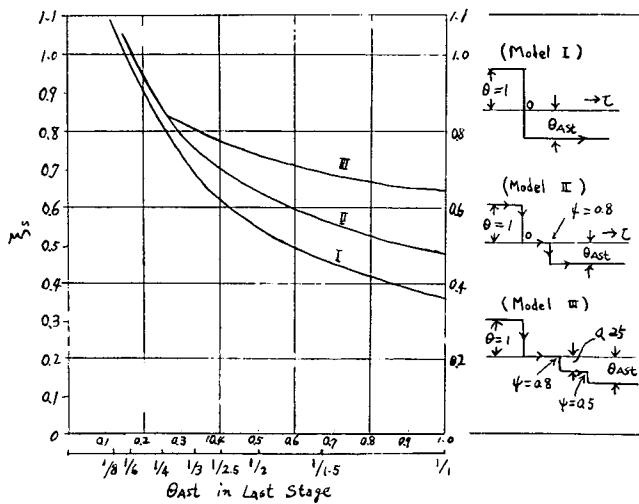


図 5.6 後進操作法と停船距離の関係の推定（後進スラストと停船距離）

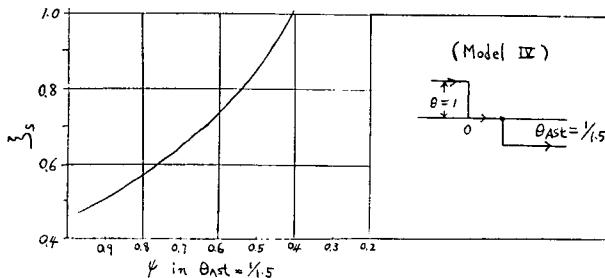


図 5.7 後進操作法と停船距離の関係推定（後進スラストかけ始め点と停船距離）

すなわち、

- (モデル I) 発令と同時に 1 段階で θ_{ast} なるスラストをかけた場合で θ_{ast} の増加とともに ξ_s は急に低下する。
- (モデル II) 発令と同時に $\theta=0$ に保ち、 $\psi=0.8$ において θ_{ast} をかけた場合で、前記と同じく ξ_s は θ_{ast} の増加とともに低下するが、その度合はモデル I よりゆるい。
- (モデル III) 発令と同時に $\theta=0$ とし、 $\psi=0.8$ において $\theta_{ast}=0.25$ とし、 $\psi=0.5$ において θ_{ast} をかけた場合。
- (モデル IV) 発令と同時に $\theta=0$ とし、ある ψ になった時に 0.667 の θ_{ast} をかけた場合。

この図 5.6～5.7 で注目すべきことは次のとおりである。

- (1) 後進発令後、ブレーキスラストをかけるまでの時間はきわめて重要であって、これが遅いとあとで大きい後進スラストをかけても停船距離は短かくならない。
- (2) すなわち、高速時のブレーキスラストは低速時のそれより効果がきわめて大きい。このことは図 5.4 の傾向からも明らかであって、 $\xi_s - \psi$ 曲線 ($\theta=1$ 定) の傾斜は高速ほど大きいためである。以上は普通の交通機関と同じと考えられ当然自明のことともいえる。
- (3) 主機の後進容量を大きくすれば一応停船距離は縮めうるが、その効果は後進発令後できるだけ早くブレーキスラストをかけるという操作法をとらぬ限り少ない。これは停船距離を短かくする目的に対しては、主機後進容量の増加よりもむしろ操作法の改善あるいは早い後進操作ができるような機

関部方式をとることがより本質的であることを示している。

5.7 部分速度から後進操作した場合の停船距離

初期速度が部分速度の場合、能力一杯の後進操作を行なうとすれば、初期スラストに比し後進スラストが大きいので、 θ_{ast} も大きくなり、したがって δ_s は小さくなる。これは港内操船の場合などにおいて速力をおとしておけば、停船距離を短縮できることを意味し、実用上重要なことであるから特に調べて見よう。

前進最大速力、およびそれに相当する前進スラストをそれぞれ V_{m0} , T_{m0} とし、また、後進最大容量に対応する最大後進スラストを T_{Am} とする。任意の速度とそれに相当する前進スラストを V_0 , T_0 とすると、抵抗の二乗則が成立するものとして、

したがって、この場合にかけうる最大の無次元後進スラスト θ_{am} は次式となる。

いま前節の（モデル I）の操作法を想定すると、この場合は式(5.11)が成立するから、初速度 V_0 , V_{m0} のそれぞれに対する ξ_s は次のようになる。

$$\text{初速度 } V_0 \text{ の時} \quad \xi_s = -\frac{1}{2} \log \left[1 + \frac{1}{\theta_{a(V_0=m_0)}} \left(\frac{V_0}{V_{m_0}} \right)^2 \right]$$

$$\text{初速度 } V_{m0} \text{ の時 } \xi_s = \frac{1}{2} \log \left[1 + \frac{1}{\theta_a(V_0=V_{m0})} \right]$$

式 (5.12) の関係を考慮すると、 $\xi_s / \xi_{s(V_0=Vm_0)} = l_s / l_{s(V_0=Vm_0)}$ であるから、

$$\frac{l_s}{l_{s(V_0=V_{m0})}} = \frac{\log [1 + (1/\theta_{a(V_0=V_{m0})})(V_0/V_{m0})^2]}{\log [1 + (1/\theta_{a(V_0=V_{m0})})]} \quad \dots \dots \dots \quad (5.14)$$

図 5.8 に式 (5.14) と本部会試験結果とを比較したが、両者は比較的よく合う。

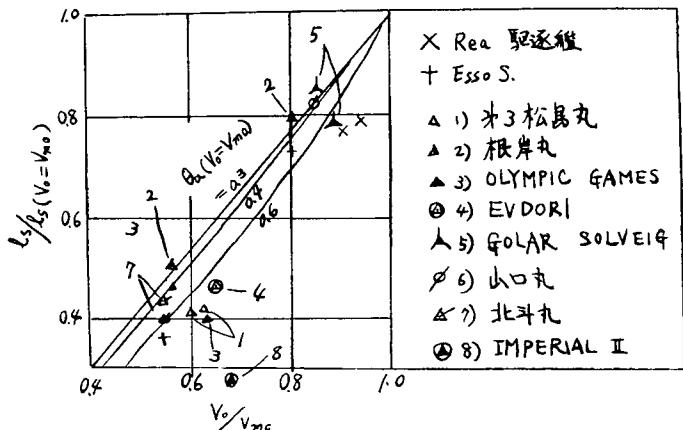


図 5.8 部分速度からの停船距離

この傾向から実用式を導くと次のようなになる。

安全側に考えた時 $\alpha=1.2, \beta=0.2$

可能性ある値 $\alpha=1.3, \beta=0.3$

5.8 実船の後進試験結果解析の実例

5.5 節に述べた計算法の精度の吟味を目的として、実測スラストの時間経過線図から、速度曲線、停船距離線図を計算で出してみた。

図 5.9 は実測スラスト曲線を階段状変化に近似させた要領を示したもので、図 5.10~5.11 はそれ

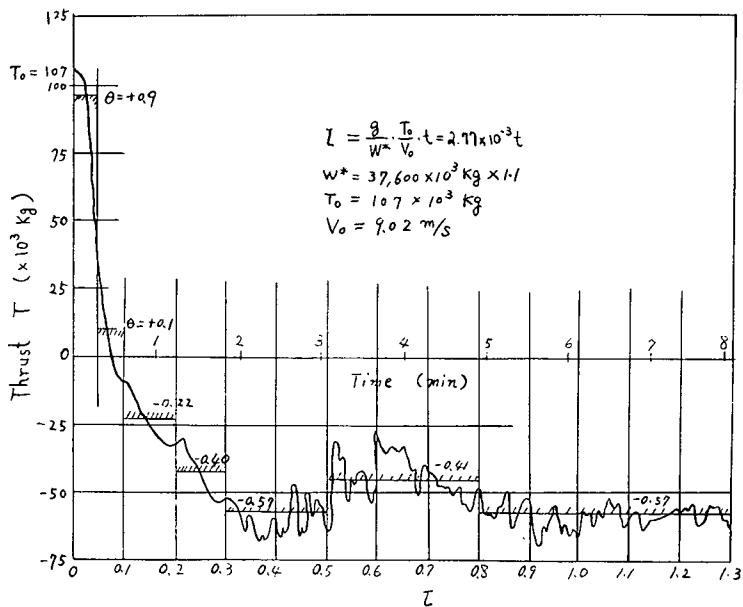


図 5.9 後進試験解析の一例（第3松島丸）（スラスト曲線の階段曲線への近似）

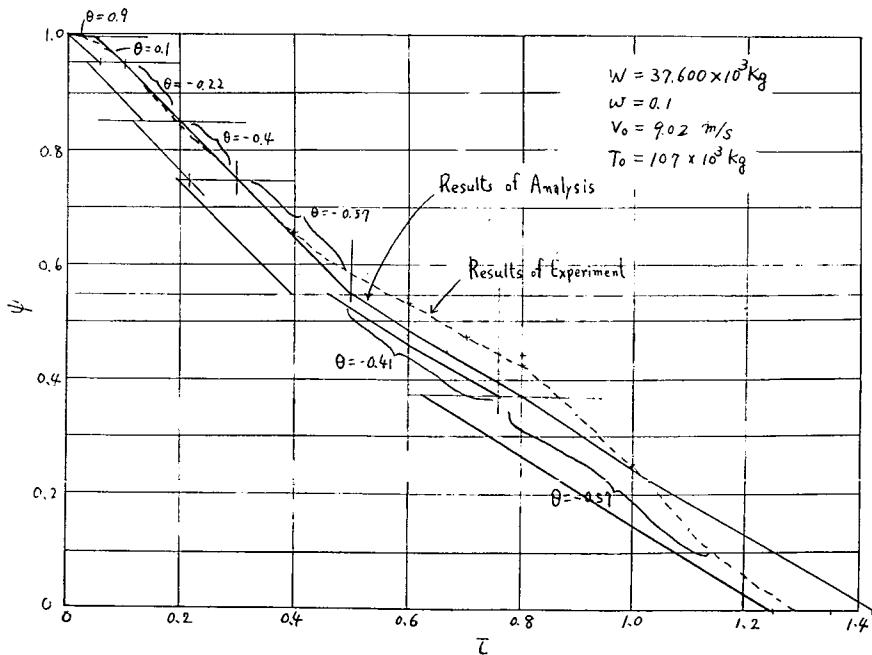
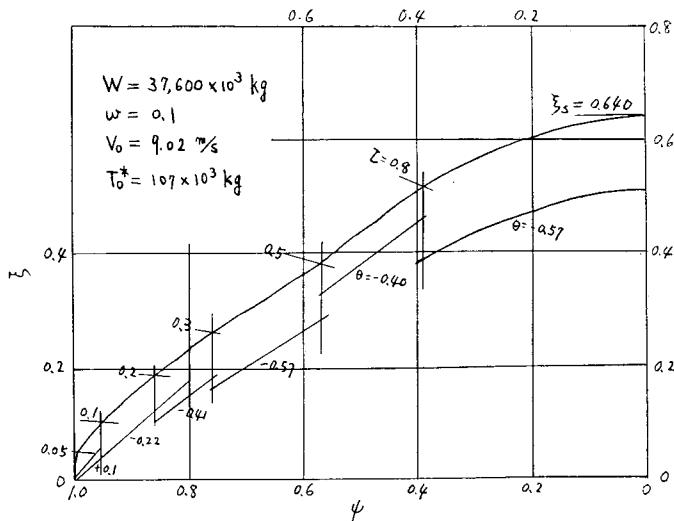


図 5.10 根岸丸後進試験の解析結果

それ計算による速度曲線、停船距離線図の一例を示した。また、表 5.1 に本部会の試験の各例について計算による l_s と実測による l'_s を比較して示した。

なお、図 5.9 では比較的細かく区分したが、計算の目的によってはもう少し粗に分割しても精度はそう変わらないようである。



$$l_s = \frac{W(1+w)V_0^2}{gT_0^*} \xi_s = \frac{37,600 \times 10^3 \times 1.1 \times 9.02^2}{9.8 \times 109 \times 10^3} \times 0.64 = 2,040 \text{m}$$

実測された停船距離は 2,255m であるから誤差 -10%

図 5.11 根岸丸後進試験解析結果

表 5.1 停船距離の計算結果と実測結果の比較

船名	排水量 W (kg)	初速 V_0 (m/s)	初スラスト T_0^* (kg)	ξ_s	l_s (m)	実測停船距離 l'_s (m)	l_s/l'_s
第3松島丸	$37,600 \times 10^3$	9.02	107×10^3	0.64	2,040	2,255	0.90
	"	5.62	$38.3 \times "$	0.39	1,080	908	1.19
	$88,625 \times 10^3$	8.35	$101 \times "$	0.555	3,820	3,219	1.18
	"	5.0	$40 \times "$	0.92	1,800	1,345	1.33
根岸丸	$62,348 \times 10^3$	8.55	158.9×10^3	0.70	2,300	2,389	0.96
	"	6.80	$86.8 \times "$	0.58	2,100	1,917	1.09
	$111,920 \times 10^3$	8.75	$193.8 \times "$	0.73	3,580	3,330	1.08
	"	4.95	$89.4 \times "$	0.485	1,700	1,785	0.95
OLYMPIC GAMES	$41,716 \times 10^3$	8.8	134×10^3	0.74	2,020	2,200	0.92
	"	4.9	$46 \times "$	0.38	930	1,000	0.93
	$69,980 \times 10^3$	8.4	$125 \times "$	0.62	2,650	2,510	1.06
	"	5.3	$50 \times "$	0.34	1,500	1,030	1.45
EV DORI	$82,209 \times 10^3$	8.5					
	"	5.5					
GOLAR SOLVEIG	$34,230 \times 10^3$	9.45	138×10^3	0.80	2,030	2,370	0.86
	"	8.15	$89 \times "$	0.60	1,720	2,100	0.82
	$65,490 \times 10^3$	9.10	$126 \times "$	0.71	3,420	3,090	1.10
	"	8.05	$90 \times "$	0.55	2,930	2,460	1.19

注) (1) w はすべて 0.1 とした。

(2) 実測されたスラストを T_0^* として計算した。すなわち $\varepsilon=0$ としてある。

5. 9 ま と め

以上運動方程式の無次元化と一部の省略によって、簡単かつ実用的な後進性能比較理論および計算法を導いた。

- (1) 船体と機関の運動方程式は無次元化により簡単かつ一般的扱いが容易となる。
- (2) 無次元運動方程式より種々の無次元パラメータが導かれ、これは、後進性能の比較に好都合である。
- (3) 特に次のものは停船距離、停止時間の実用的比較パラメータとして便利である。

停船距離パラメータ	$l_s/W^{1/3}$
停止時間パラメータ	$V_0 t_s/W^{1/3}$
- (4) 多数実例をまとめた所によれば、上記パラメータは船の大きさには関係なく一定であるから、たとえば停船距離 l_s のおおよその傾向として $l_s \propto W^{1/3}$ としてよい。
- (5) また、停止時間 t_s のみを測定した場合は $l_s = 16t_s V_0$ によって l_s を推定しうる。
- (6) 無次元運動方程式において機関の式を省略し、かつスラスト変化を階段的変化に近似すると、数学的扱いが容易となり、あらかじめ準備した線図によって任意のスラスト変化をする場合の速力一時間線図、停船距離を簡単に計算予測できる。
- (7) この方法を利用すれば机上で運転操作法の差異と停船距離の関係が計算でき、運転操作法の案画ができる。
- (8) 運転操作法についてモデル 4 種を設定して机上比較を試みた結果次のことを明らかにした。
 - (a) 発令直後にかける後進スラストの効果は大きいが、反対に低速になってからのスラストはあまり利かないこと。
 - (b) したがって操作法の改善を行なわないで、主機後進容量を増してもあまり効果のこと。
 - (c) 主機後進容量の増加より、操作法改善をまづ行なうべきこと。
- (9) 部分速度からの停船距離に関して理論と実際値から次の実用式を導いた。
$$l_s = l_{s(V_0=V_{m0})} \{1.2(V_0/V_{m0}) - 0.2\}$$
すなわち、この場合、停船距離は初速の低下割合以上に減少するので、港内などで最高速力を制限するやり方は合理的かつ効果的であることがこの式からもいえる。

- (10) 本部会の実船後進試験結果について、ここでのべた計算法を用い解析比較を試みた結果、計算と実際とは比較的合致していることを確認し得た。ただし、計算と実際とにある差異の解釈に関しては船体プロペラ等造船関係の方々の意見に従ってゆきたい。

参 考 文 献

1. 石田、他 4 名。“タービン船の後進性能に関する実験研究”船舶運航研究所報告
2. 木下、中島 “増減速または後進中等の船の運動ならびに推進器軸に加わる推力および回転力率について”造船協会会報 第83号
3. 日本造船研究協会 “タービン船の後進発停性能の研究”
日本造船研究協会報告 第 9 号 S-31-5
4. 土田、 “4 翼推進器の逆転性能その他について”
船舶 Vol. 23, No. 4

5. H.J.Cuase, A.L.Ruiz "A Theoretical Study of the Stopping of Ships" SNAME Vol. 59, 1951
6. E.F.Hewins, H.J.Chase, A.L.Ruiz "The Backing Power of Geared Turbine Driven Vessels" Marine Engineering Shipping Review Jan. 1951
7. M9 Panel "Guide to the Selection of Backing Power" SNAME 1957
8. Th. Wilse "Some Comments on Merchant Ship Trial" IME. Trans. 77-7 (1965)

付録 6 大型タンカ (50,000~100,000 DWT) の Head Reach の略算図表

本部会で実施された Head Reach に関する実船試験およびこれに関連する従来の水槽試験の結果を整理して、大型タンカに対する Head Reach を推定するための図表を作成した。この図表の作成に当っては、川崎重工業武田氏の計算を参考にして、若干の修正を行なった。

本図表によれば、通常に機関操作を行なったときの Crash Stop 時の Head Reach を約10%程度の精度で推定することができるであろう。

なお、本図表は水深の大なる場合のものであるから、港内等水深に制限のある場合には修正が必要である。

修正係数を k とすれば、水深に制限がある場合の Head Reach s_H は次のようにになる。

$$\frac{s_H}{L_{pp}} = k \frac{s}{L_{pp}}$$

k の概略値は、水槽試験から推定すれば次のようになる。

H/d	1.5	2.0
k	0.83~0.85	0.92

ただし、 H は水深、 d は吃水である。

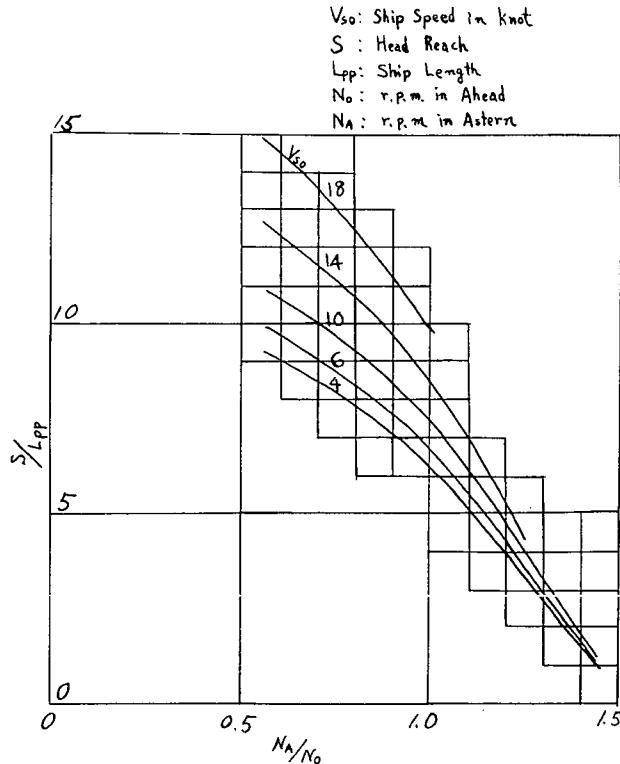


図 6.1 Head Reach 略算図 (50,000~100,000 DWT タンカ) 一満載の場合

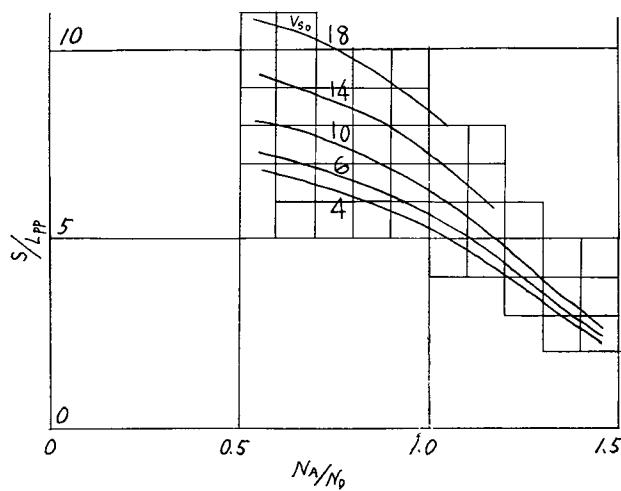


図 6.2 Head Reach 略算図 (50,000~100,000 DWT タンカ) 一満載の50%載荷の場合

昭和41年5月25日 印刷
昭和41年5月31日 発行

日本造船研究協会報告 第57号

発行人 菅 四 郎

発行所 社団法人日本造船研究協会

東京都港区芝琴平町35
船舶振興ビル8階
電話(502)2371~80
内線(421~426)

印刷所 船舶印刷株式会社
東京都台東区東上野1-28-3
電話(831)4181~4