

## 699 G. T. 型内航タンカーの船型改良 に関する研究

菅井 信夫\*・塚田 吉昭\*  
齊藤 勇\*・上田 隆康\*

### Hull Form Development for 699 G. T. Type Coastal Tanker

By

Nobuo SUGAI, Yoshiaki TSUKADA

Isamu SAITO, Takayasu UEDA

#### Abstract

It is very important to develop an energy-saving ship in order to improve the economical situation of coastal transport of Japan.

From the view point above-mentioned, hull form development of 699 G. T. oil tanker which is more popular in coastal transport, was carried out from 1986 to 1987.

The research procedure as the ship hull development system consists of five stages.

According to the results of the hull form development conducted by using five ship models and some theoretical calculations, remarkable power savings of 18% under fully loaded condition and 17% under ballast condition were achieved.

#### 目 次

1. まえがき	2	4.1.2 水槽試験結果	14
2. 船型改良手法の概要	2	4.2 船型改良第2船	14
3. 就航実船の調査と母船の選定	3	4.2.1 船型設計	14
3.1 就航実船の調査	3	4.2.2 水槽試験結果	15
3.2 母型の選定	6	4.3 船型改良第3船	15
3.3 母型の性能	7	4.3.1 船型設計	15
4. 船型改良	11	4.3.2 プロペラ設計	16
4.1 船型改良第1船	11	4.3.3 水槽試験結果	19
4.1.1 船型設計	11	4.4 船型改良第4船	19
		4.4.1 船型設計	19
		4.4.2 水槽試験結果	20
		5. 設計プロペラによる成果	20
		5.1 自航要素等	20

\*推進性能部

原稿受付：昭和63年9月1日

5.2 所要馬力 .....	21
6. ま と め .....	21
謝 辞 .....	22

## 1. ま え が き

内航船舶の船型改良に重点をおいた性能改善は、昭和54年から、199G. T. 型貨物船<sup>1)</sup>、499G. T. 型貨物船（鋼材運搬船）<sup>2), 3), 4)</sup>、999 G. T. 型タンカー<sup>5), 6), 7)</sup>などについて行われて来た。その結果、これらの船種については省エネルギーの観点からそれぞれ大きな成果が上げられた。

1000G. T. 以下の内航船の総トン数別隻数分布<sup>8)</sup>を図-1に示すが、上記以外の内航船では、本図に見ら

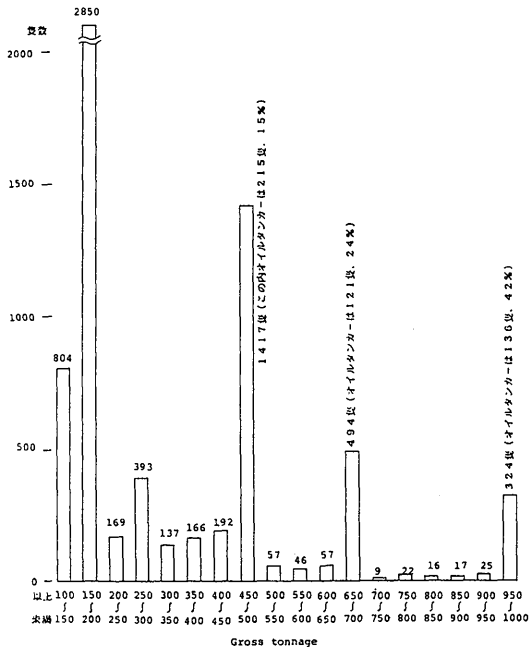


図-1 現在就航中の内航船の総トン数別隻数  
(100トン以上1000トン未満)

(日本船舶明細書61年版による)

れるように699G. T. 型船も比較的隻数が多い。しかし、699G. T. 型船はまだ性能改善の研究が実施されていない。最近の社会情勢の変化により、内航の荷動きも変化し、例えば白油の海上輸送に於ては、小口化へ移行する傾向があり、これに対するねらいから、699G. T. 型内航タンカーの性能改善を図る要望が現れ始め

(2)

た。又、全般的な内航海運の活性化を図るためには高性能船舶への代替整備も必要とされるので、これらの要望に応えるため、699G. T. 型内航タンカーの船型改良に関する研究を実施することとした。

先に、999G. T. 型内航タンカーの船型改良を実施したが、この時の船型改良の Procedure を、次の2章で述べるような若干の変更と改良を加えて本研究に適用することとした。

その結果、船首バルブの効果、航走時のベストトリム、理論計算結果と実験結果との定量的な傾向などについて明かにすることが出来た。船型改良はプロペラの設計を含めて実施したが、最終的には満載状態で18%、バラスト状態で17%の馬力低減を達成することが出来た。

## 2. 船型改良手法の概要

本研究の船型改良は、999G. T. 型内航タンカーの船型開発 procedure の応用編として、次に示す5段階に分けて実施した。

### 1 段階

現在就航している実船の現状を調査し、それらの中から成績の優れた船を母型として選んだ。母型は、これから改良を進める上で性能を比較するためのベースとなるので、模型実験によってその性能を定めた。

### 2 段階

(1) 改良第1船では、主要目の見直しとして、馬力推定<sup>9)</sup>、船価と輸送コストの計算などから最適と思われる主要目を検討した。

(2) 船首バルブの装着を含めた船体前半部の改良を行った。この時に用いた理論計算は次の2種類である。

- 横断面積曲線（ $C_p$ カーブと略す）の評価は統計解析法<sup>10)</sup>によって行った。
- 船体前半部形状と造波抵抗の関係は Guillo-ton法<sup>11)</sup>によって評価した。

### 3 段階

改良第2船は、第1船の模型試験成績を基に抵抗性能の2回目の改善を図るとともに、この段階における船体後半部形状が自航要素に与える影響を、次の理論計算によって調査した。

- 有効伴流係数  $w$  は公称伴流係数  $w_N$  に置き換えて評価することとし、 $w_N$  は厚い境界層計算<sup>12)</sup>から求めた結果を石坂の方法<sup>13)</sup>に適用して求めた。

d. 推力減少係数  $t$  は荷重度変更法<sup>14)</sup>による船体—プロペラの干渉計算から求めた。

c, d は 4, 5 段階においても利用した。

4 段階

3 段階の船尾フレームラインの検討では、船体内部の機器配置を具体的には考慮していなかったため、4 段階では船尾形状を実船設計に適合させながら自航性能の改善を図るため、更に船体後半部の改良を行った。この時次の計算を行った。

e. 船尾フレームラインの作製は、プロペラ円に流入するポテンシャル流線を求め、この流域に含まれるフレームラインを第 2 船より U 型にする方法を試用した。

5 段階

改良第 4 船では、第 1 船から第 3 船迄の成績を総合的に検討し、船体前半部および後半部形状の見直しを行い、その改良を行った。

各段階で行った計算のうち、b, c, e は 999 G. T. 型船では用いず、今回の 699 G. T. 型船の場合に導入したものである。

### 3. 就航実船の調査と母型の選定

#### 3.1 就航実船の調査

母型の選定を行うため、昭和 58 年 3 月から昭和 60 年 7 月の間に新測度法に基づいて建造された 10 隻の 699 G. T. 型内航タンカー（船舶整備公団共有船<sup>15)</sup>）について、要目、性能等を調査した。その主要目、船型の特徴、試運転状態を表-1、表-2 に示す。また、速力試運転データの解析結果を図-2 に示す。図-2 によると、E 船の BHP は他の船のそれらと比べて一番低い値を示している。ただし、C, E 船の速力試運転データには風力計測等のデータが不備であった。従って、これらの船の成績を馬力推定プログラム<sup>9)</sup>を用いて調査した結果、図-3 に見られるようにやはり E 船が最良成績を示した。

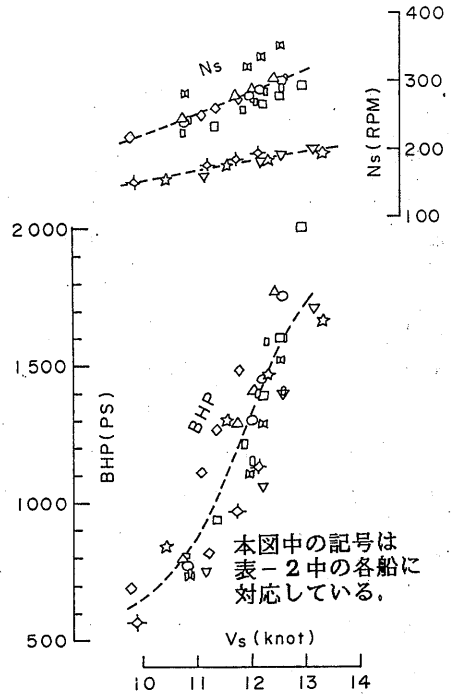


図-2 699G. T. 型油送船の速力試運転解析結果 (満載状態)

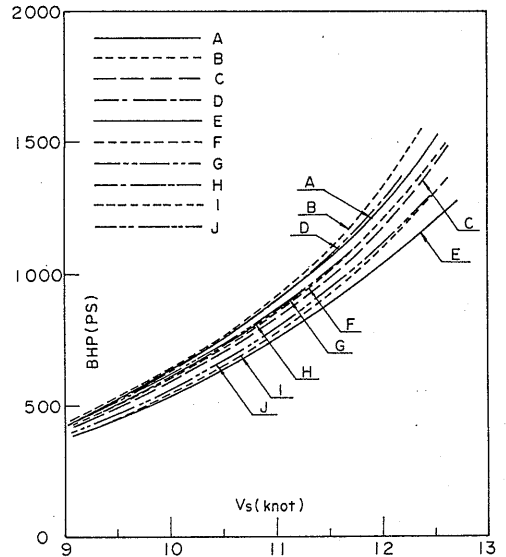


図-3 既存船 1.0 隻についての馬力推定結果 (中造工チャートによる)

表-1 実船の主要目

船 船		A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	
船	垂線間長さ Lpp(m)	68.000	65.000	68.000	65.000	72.000	68.000	68.000	68.000	65.500	68.000	
	平行部長さ/Lpp (%)	32.5	34.7	39.0	30.0	30.0	34.2	32.9	30.6	30.0	30.6	
	幅 B	11.350	11.000	11.200	11.000	11.200	11.000	11.000	11.000	11.500	11.400	
	深 さ D	5.000	5.100	5.000	5.400	5.000	5.000	5.000	5.000	5.000	5.275	
	満載喫水d	船 首 (m)	3.800	4.304	4.024	-	3.945	3.920	4.020	4.410	4.130	4.343
		船 尾 (m)	5.310	5.154	5.176	-	5.219	5.190	5.100	4.970	5.317	5.093
		平 均 (m)	4.559	4.729	4.599	4.942	4.583	4.572	4.564	4.690	4.724	4.718
	トリム(船尾トリム)(m)	1.510	0.850	1.152	-	1.274	1.27	1.08	0.56	1.187	0.750	
	満 載 排 水 量(t)	2,566.26	2,518.82	2,535.67	2,610.00	2,583.62	2,498.00	2,507.50	2,497.64	2,527.37	2,629.83	
	満 載 状 態	方 形 係 数 C <sub>D</sub>	0.710	0.723	0.703	0.717	0.681	0.712	0.715	0.691	0.690	0.699
柱 形 係 数 C <sub>F</sub>		0.744	0.747	0.730	0.769	0.721	0.751	0.76	0.710	0.731	0.715	
中央横断面積係数 C <sub>W</sub>		0.954	0.968	0.963	0.936	0.944	0.946	0.945	0.974	0.945	0.978	
水線面積係数 C <sub>W</sub>		0.837	0.849	0.857	0.863	0.816	0.842	0.85	0.817	0.819	0.821	
浮力中心位置* $\ell_{CB}$		-1.735	-0.954	-1.650	-1.1	-2.22	-0.60	-1.32	-0.45	-2.15	-1.15	
没水表面積 (m <sup>2</sup> )		1.102	1.051	1.014	1.070	1.101	1.070	1.083	1.098	1.061	1.093	
船 首 尾 形 状	直立型・巡洋艦型	バルブ付巡洋艦型	同左	直立型・巡洋艦型	同左	バルブ付巡洋艦型	直立型・巡洋艦型	バルブ付巡洋艦型	同左	バルブ付巡洋艦型		
舵 の 種 類	流線型・平衡舵	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左		
プ ロ ペ ラ	形 状 及 び 翼 数	CPP. 4	CPP. 4	CPP. 4	CPP. 4	CPP. 4	FPP. 4	CPP. 4	FPP. 4	CPP. 4	FPP. 4	
	直 径 (m)	2.450	2.450	2.500	2.550	2.950	2.370	2.430	2.100	2.750	2.850	
	ピ ッ チ (m)	1.470	1.470	1.500	1.530	2.242	1.535	1.5795	1.360	2.065	2.140	
	ピ ッ チ 比	0.600	0.600	0.600	0.600	0.760	0.648	0.650	0.648	0.700	0.751	
	展 開 面 積 比	0.550	0.550	0.572	0.450	0.480	0.570	0.550	0.630	0.470	0.521	
	断 面 形 状	MAU	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左	
	軸心高さ(キール下面からm)	1.750	1.700	1.712	1.700	1.850	1.600	1.700	1.600	1.850	1.800	
	ポ ス 比	0.294	0.294	0.272	0.267	0.304	0.160	0.284	0.1857	0.2305	0.158	
主 機 関	主 機 関 形 式	ディーゼル機関	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左	同左	
	連 続 最 大 出 力 (ps)	1,800	1,800	2,000	1,500	1,800	1,800	1,600	1,600	1,800	1,600	
	回 転 数 (rpm)	300	300	290	270	300	300	280	350	290	290	
	プ ロ ペ ラ 回 転 数 (rpm)	300	300	290	270	199	300	280	350	192	192	
	減 速 比	直結	同左	同左	同左	1/1.508	直結	同左	同左	1/1.510	1/1.510	

\*浮力中心位置はLppの%で、「-」は船体中央より船首方向。

表-2 実船の試運転状態

船 名	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	
載 貨 状 態	満 載	同 左	同 左	同 左	同 左	同 左	同 左	同 左	同 左	同 左	
喫 水	船 首 (m)	4.096	4.385	4.015	4.630	4.010	4.273	4.019	4.380	4.110	4.335
	船 尾 (m)	4.950	5.055	5.060	5.170	5.185	4.743	5.008	4.965	5.245	5.068
	平 均 (m)	4.566	4.720	4.538	4.900	4.594	4.508	4.559	4.683	4.674	4.702
トリム(船尾トリム) (m)	0.854	0.670	1.045	0.540	1.182	0.47	0.993	0.624	1.135	0.733	
排 水 量 $\Delta s(t)$	2.566	2,518.73	2,520.34	2,594.18	2,584.25	2,482	2,505.44	2,504.9	2,468.11	2,631	
出 渠 後 日 数(日)	8	-	6	18	1	10	14	-	1	24	
公 試 日	58.3.11	58.3.15	58.3.8	58.3.8	58.8.26	58.7.22	58.9.20	57.11.22	59.11.12 ~13	60.7.30	
コ ー ス	山口県 長島沖	大黒 神島沖	詫間港沖	鳥羽湾	八幡浜沖	弓削沖	大三島沖	乗津沖	八幡浜沖	大三島沖	
天 候	晴	同 左	同 左	同 左	同 左	曇り	曇り	晴	同 左	同 左	
海面状態(波浪階級)	1	平 穏	やや 波あり	平 穏	同 左	同 左	同 左	2	小 波	1	
プロペラ翼角	15.5°	16.0°	17.3°	14.7°	20.0°	-	16.5°	-	20.5°	-	
0.7Rにおけるピッチ比	-	0.050	-	0.0516	0.0416	-	-	-	0.0347	0.0408	
CPP	○	○	○	○	○		○		○		
船尾端形状カットアップ型	○		○	○	○	○	○		○		
大直径プロペラ					○				○	○	
Cp カーブ(前半)	肩落ち		肩落ち		肩落ち		肩落ち				
" (後半)	肩落ち				肩落ち			肩落ち	肩落ち		
船首バルブ (面積) $A_M\%$	-	4.3	5.9	-	-	4.1	-	7.0	6.9	3.0	
" (突出量) $L_{pp}\%$	-	1.9	2.5	-	-	1.5	-	3.2	3.7	0.7	
" (形状)	-			-	-		-				
$L/B$	5.991	5.909	6.071	5.909	6.429	6.182	6.182	6.182	5.696	5.965	
$B/d$	2.486	2.331	2.468	2.245	2.438	2.440	2.413	2.349	2.460	2.425	
$C_b$	0.710	0.723	0.701	0.720	0.681	0.709	0.714	0.692	0.687	0.699	
比較表の記号	○	△	□	◇	▽	○	□	∞	☆	◇	

## 3.2 母型の選定

母型を選定するに当たって、船型改良の基本的な方針を次のように検討した。

(1) 船の長さを抑え、幅を大きくする方向で性能の改善を図る。この方向がむしろ輸送コストの低減に結び付きやすい。この場合の母型としてはこの様な主要目の実船で性能の良好な船を選定することである。

(2) 船の長さを長くし、幅を小さくする方向で船型

改良を図る。

最近の主要目、特に長さの傾向は明かに(2)案となっている。上記公団共有船10隻のほか、新測度法による非公団船18隻の主要目も調査したが、この内、12隻迄が最大の  $L_{PP} = 72m$  で、最も多い割合であった。この傾向を踏まえて本研究では(2)案を採用することとした。従って母型には  $L_{PP}$  が長く、最良性能をもつE船を選定した。

表-3 模型船の要目及び試験状態 (その1)

		母型		第1船		第2船	
		MODEL SHIP	ACTUAL SHIP	MODEL SHIP	ACTUAL SHIP	MODEL SHIP	ACTUAL SHIP
LPP	(M)	6.0000	72.0000	6.0000	72.0000	6.0000	72.0000
LDWL	(M)	6.1253	73.5036	6.1255	73.5060	6.1255	73.5060
B	(M)	0.9333	11.1996	0.9167	11.0000	0.9167	11.0000
D	(M)	0.5000	6.0000	0.5417	6.5000	0.5417	6.5000
T	(M)	0.3792	4.5504	0.3875	4.6500	0.3875	4.6500
FR	(M)	0.0417	0.5004	0.0208	0.2500	0.0208	0.2500
FK	(M)	0.0250	0.3000	0.0250	0.3000	0.0250	0.3000
R	(M)	0.0667	0.8004	0.0667	0.8000	0.0667	0.8000

		FULL LOAD CONDITION			BALLAST CONDITION		
MODEL SHIP		母型	第1船	第2船	母型	第1船	第2船
TA	(M)	0.38079	0.38750	0.38750	0.29240	0.29025	0.29141
TM	(M)	0.38079	0.38750	0.38750	0.20240	0.20025	0.20141
TF	(M)	0.38079	0.38750	0.38750	0.11240	0.11025	0.11141
TRIM	(M)	0.0	0.0	0.0	0.18000	0.18000	0.18000
DISV(N)	(CUB.M)	1.45207	1.44591	1.44902	0.67291	0.67291	0.67291
DISV(A)	(CUB.M)	1.45207	1.44591	1.44902	0.67291	0.67291	0.67291
SN	(SQ.M)	7.68340	7.80508	7.83949	5.45986	5.37366	5.38804
SA	(SQ.M)	7.92848	8.05041	8.08482	5.70067	5.61384	5.62855
ACTUAL SHIP							
TA	(M)	4.5695	4.6500	4.6500	3.5088	3.4830	3.4969
TM	(M)	4.5695	4.6500	4.6500	2.4288	2.4030	2.4169
TF	(M)	4.5695	4.6500	4.6500	1.3488	1.3230	1.3370
TRIM	(M)	0.0	0.0	0.0	2.1600	2.1600	2.1600
DISV(N)	(CUB.M)	2509.2	2498.5	2503.9	1162.8	1162.8	1162.8
DISV(A)	(CUB.M)	2509.2	2498.5	2503.9	1162.8	1162.8	1162.8
DISV(A)	(TON)	2571.9	2561.0	2566.5	1191.9	1191.9	1191.9
SN	(SQ.M)	1106.4	1123.9	1128.9	786.2	773.8	775.9
SA	(SQ.M)	1141.7	1159.3	1164.2	820.9	808.4	810.5
COEFFICIENT							
CBA		0.6336	0.6546	0.6587	0.6565	0.6881	0.6832
CBF		0.7282	0.7024	0.7011	0.5308	0.5340	0.5318
CB		0.6809	0.6785	0.6799	0.5936	0.6110	0.6075
CPA		0.6714	0.6749	0.6792	0.7342	0.7307	0.7253
CPF		0.7716	0.7242	0.7229	0.5937	0.5671	0.5645
CP		0.7215	0.6976	0.7011	0.6639	0.6489	0.6449
CM		0.9437	0.9698	0.9698	0.8942	0.9417	0.9420
CWA		0.8156	0.8188	0.8488	0.7156	0.7182	0.7321
CWF		0.8173	0.7618	0.7651	0.7556	0.7234	0.7204
CW		0.8165	0.7903	0.8069	0.7356	0.7208	0.7263
CVP		0.8340	0.8585	0.8426	0.8070	0.8477	0.8365
LCB	(%)	-2.2209	-1.0657	-0.9760	2.4112	2.9764	2.8845
LPP/B		6.4288	6.5452	6.5452	6.4288	6.5452	6.5452
B/T		2.4509	2.3657	2.3657	4.6112	4.5778	4.5514
CVOL*(E+3)		6.7225	6.6940	6.7084	3.1153	3.1153	3.1153
DISV/(DISV)FULL		1.0000	1.0000	1.0000	0.4634	0.4654	0.4644

### 3.3 母型の性能

今回の研究では、試験毎の成績を比較分析しながら船型の改善を計って行くこととしたので、この比較基準となる母型の性能を正確に把握しておく必要がある。従って、母型の模型船 (M. S. NO. 0454) を作製し、水槽試験を実施した。なお、模型船 (母型及び改良船) は 6m パラフィン製とし、乱流促進にはスタッドによる通常の方法を用いた。

母型の主要目を表-3 に、横断面積曲線を図-4 に、正面線図を図-5 に、船首・船尾形状図を図-6 に示す。

模型プロペラは実船プロペラの要目 (表-1) に近い表-4 に示す代用プロペラを試用した。M. P. NO. 2076 の直径は  $L_{PP} = 72m$  の実船に換算して 3.00m となり、E 船のプロペラより約 2% 大きく、このプロペラは 699. G. T. 船に対し装着可能限度の大直径プロペラと考えられる。

試験状態については、E 船の就航実績を参考にし、イーブンキールの満載状態 (外板を含む排水量 2,584 トン) のほか 3%  $L_{PP}$  船尾トリムのバラスト状態 (外板含みの排水量 1,200 トン即ち満載排水量の 46.4%) の 2 状態とした。母型の試験状態を表-3 に併せて示した。この 2 状態の試験は、全模型船について行うこととした。さらに母型については満載状態におけるベストトリムを調べるため、船尾トリムを 0%, 1%, 2% に変化させた試験も行うこととした。

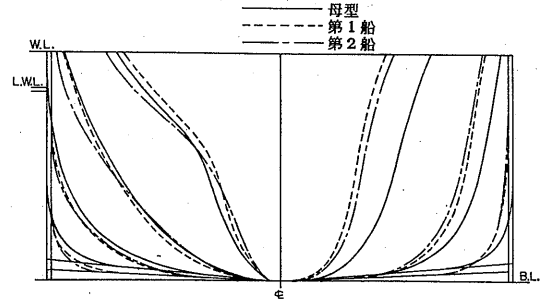


図-5 正面線図 (その 1)

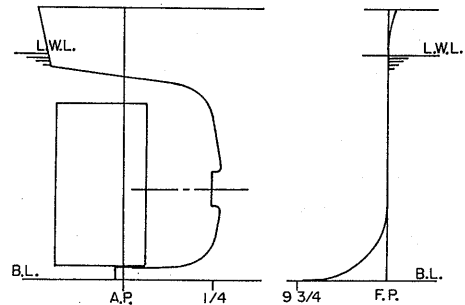


図-6 船首尾形状 (母型)

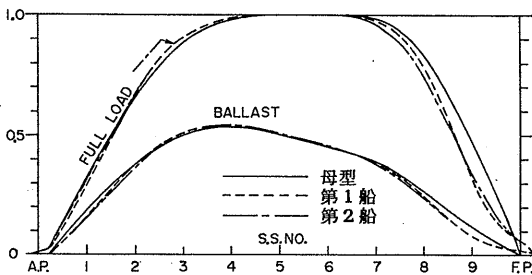


図-4 横断面積曲線 (その 1)

表-4 模型プロペラの主要目

模型プロペラ番号	2076 *1	0257 *2
直径 (m)	0.2500 *3	0.2500 *3
ボス比	0.2588	0.2670
ピッチ比	0.786	0.895 (at 0.7R)
展開面積比	0.518	0.414
翼断面形状	MAU	SRI-B
翼数	4	4

\*1 代用プロペラ, 母型, 第 1 船~第 4 船に使用

\*2 設計プロペラ (Highly Skewed Propeller)

第 3 船, 第 4 船に使用

\*3 実船換算で 3.000m

母型の水槽試験結果の剰余抵抗係数  $r_R$  を図-7, 造波抵抗係数  $C_w$  を図-8, 有効馬力 EHP を図-9, 自航要素を図-10, プロペラ単独性能曲線を図-11, 制動馬力 BHP を図-12 に示す。また, 表-5 には計画速度での成績を総括的に示した。図-7, 図-10, 表-5 中には, 999G. T. 型船の船型開発最終船の成績も参考として示した。

抵抗試験の解析は全て Schoenherr 線を用いて実施した。表-5 に示す形状影響係数  $k$  は低速抵抗試験から, 図-7 の  $r_R$ , 図-8 の  $C_w$  は通常の抵抗試験から, 図-8 の波形造波抵抗係数  $C_{wp}$  は波形計測からそれぞれ求めた。図-9 の EHP は  $r_R$  と図中に示す表面粗度修正係数  $\Delta C_F$  を用いて 2 次元解析法により計算した。図-10 の自航要素は, 図-11 に示すプロペラ単独性能曲線を用いて解析した結果である。図-12 の制動馬力 BHP は, 自航要素と同図中に示す尺度影響修正量  $(1 - w_s)/(1 - w_m)$  及び有効馬力を用いて計算された。

699G. T. 船の母型の成績は殆どの項目で, 999G. T. 船の船型開発最終船の成績には到っていないが, バラスト状態の  $k$ , 満載, バラスト両状態の自航要素  $1 - w_T$ ,  $\eta_R$  のみが良好となっている。999G. T. 船の  $1 - w_T$ ,  $\eta_R$  が優れなかったのは大直径プロペラによるものであった。

満載状態におけるベストトリムの調査は抵抗, 自航の両試験において実施された。その結果を表-6 に示す。この結果によれば, トリム 3 種類に対応する推進

性能の相互差はあまりみられなかったが, 計画速度の 12ノットではトリム 0% の状態よりも 1% 程度船尾トリムを付けた方が, 若干所要馬力が低くなる傾向を示した。内航タンカーは, 乗員の経験から 1% 位の船尾トリムで運航されている例が多いが, 上記の水槽試験結果はこのことを立証したことになる。

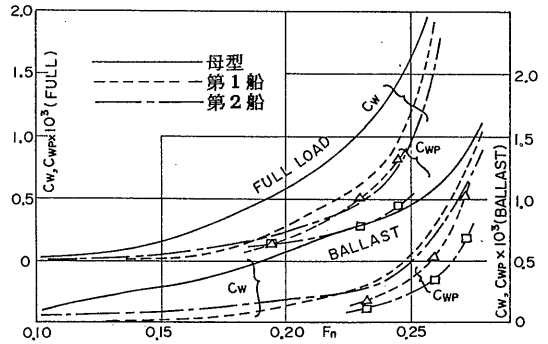


図-8 造波抵抗係数  $C_w, C_{wp}$  (その1)

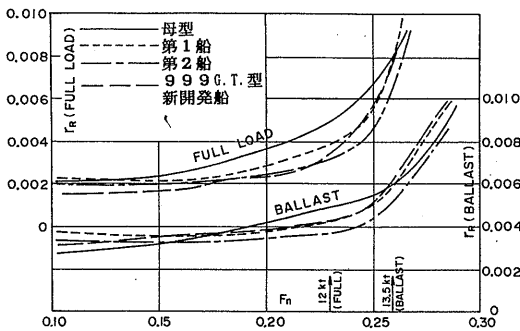


図-7 剰余抵抗係数  $r_R$  (その1)

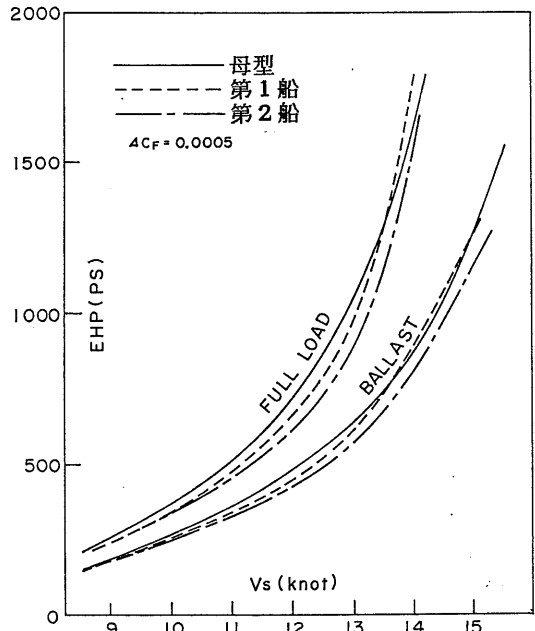


図-9 有効馬力 EHP (その1)



表-5 実験結果 (代用プロペラ)

計画速度：満載状態，12ノット

バラスト状態，13.5ノット

	k		$\Gamma_R$				$C_w$			
	満載	バラスト	満載状態		バラスト状態		満載状態		バラスト状態	
999G.T. 開発船	0.15	0.27	0.00284		0.00495		0.00048		0.00065	
母型	0.21	0.20	0.00495	100%	0.00595	100%	0.00100	100%	0.00107	100%
第1船	0.21	0.30	0.00389	79%	0.00585	98%	0.00057	57%	0.00072	67%
第2船	0.18	0.25	0.00313	63%	0.00522	88%	0.00040	40%	0.00056	52%
第3船	0.17	0.23	0.00310	63%	0.00490	82%	0.00041	41%	0.00070	65%
第4船	0.11	0.14	0.00314	63%	0.00410	69%	0.00047	47%	0.00070	65%
満載状態					バラスト状態					
	EHP	$\Delta s$	EHP/ $\Delta s$	%	EHP	$\Delta s$	EHP/ $\Delta s$	%		
母型	713.9	2571.9	0.278	100%	733	1191.9	0.615	100%		
第1船	656.0	2561.0	0.256	92%	720	1191.9	0.604	98%		
第2船	617.7	2566.5	0.241	87%	680	1191.9	0.558	91%		
第3船	613.5	2568.3	0.239	86%	672	1191.9	0.564	92%		
第4船	619.8	2568.0	0.241	87%	638	1191.9	0.534	87%		
満載状態										
	1- $W_T$		1-t		$\eta_R$		$\eta(s)$			
999G.T. 開発船	0.715		0.847		0.968		0.723			
母型	0.698	/	0.815	/	1.003	/	0.679	/		
第1船	0.689	1.3%良	0.813	0.2%悪	1.002	0.1%悪	0.691	1.8%良		
第2船	0.716	2.6%悪	0.806	1.1%悪	0.993	1.0%悪	0.690	1.6%良		
第3船	0.696	0.3%良	0.809	0.7%悪	0.998	0.5%悪	0.686	1.0%良		
第4船	0.689	1.3%良	0.803	1.5%悪	1.000	0.3%悪	0.686	1.0%良		
バラスト状態										
	1- $W_T$		1-t		$\eta_R$		$\eta(s)$			
999G.T. 開発船	0.698		0.840		0.962		0.730			
母型	0.693	/	0.790	/	1.000	/	0.669	/		
第1船	0.684	1.3%良	0.795	0.6%良	0.996	0.4%悪	0.680	1.6%良		
第2船	0.702	1.3%悪	0.790	不変	0.997	0.3%悪	0.664	0.7%悪		
第3船	0.690	0.4%良	0.778	1.5%悪	0.994	0.6%悪	0.662	1.0%悪		
第4船	0.690	0.4%良	0.772	2.3%悪	1.000	不変	0.663	0.9%悪		
満載状態					バラスト状態					
	BHP	$\Delta s$	BHP/ $\Delta s$	%	BHP	$\Delta s$	BHP/ $\Delta s$	%		
母型	1083.9	2571.9	0.421	100	1125	1191.9	0.944	100		
第1船	977.7	2561.0	0.382	91	1080	1191.9	0.906	96		
第2船	956.4	2566.5	0.373	89	1060	1191.9	0.889	94		
第3船	920.6	2568.3	0.358	85	1043	1191.9	0.875	93		
第4船	930.4	2568.0	0.362	86	995	1191.9	0.835	88		

(注) 999G.T.開発船の自航試験は，999G.T.型船の設計プロペラ<sup>7)</sup>を使用した。

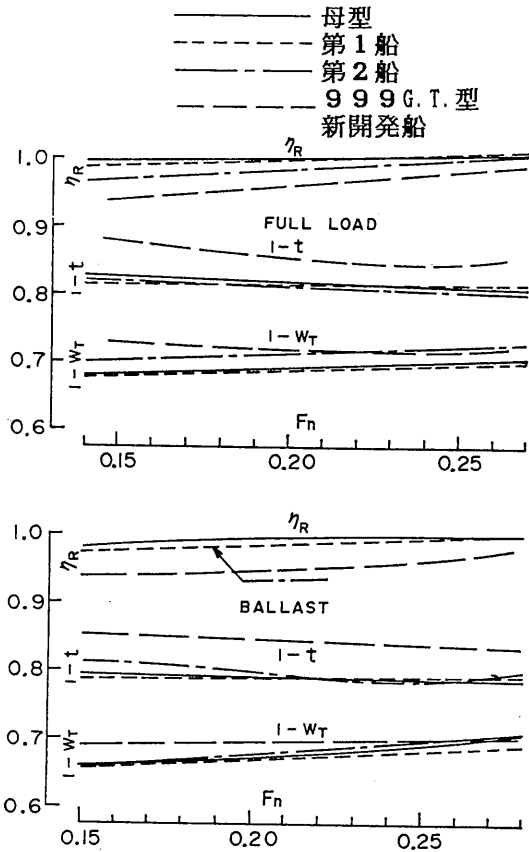


図-10 自航要素 (その1)

表-6 トリム変化による推進性能 (12ノット)

TRIM(% of Lpp)	0	1	2
k	0.21	0.21	0.23
$r_R \times 10^3$	4.95	4.70	4.68
EHP(PS)	713.9	700.2	700.0
1-t	0.815	0.808	0.814
1-W <sub>T</sub>	0.698	0.705	0.709
$\eta_R$	1.003	1.002	0.998
$\eta$	0.702	0.681	0.669
BHP(PS)	1083.9	1060.4	1078.8
	100.0%	97.8%	99.5%

(10)

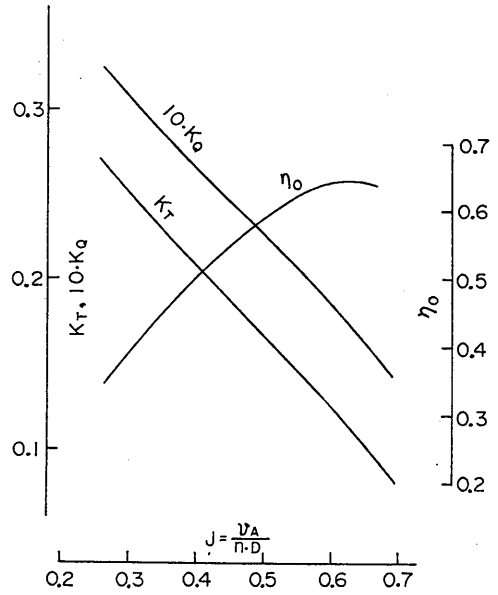


図-11 代用プロペラの単独性能曲線 (M. P. NO. 2076)

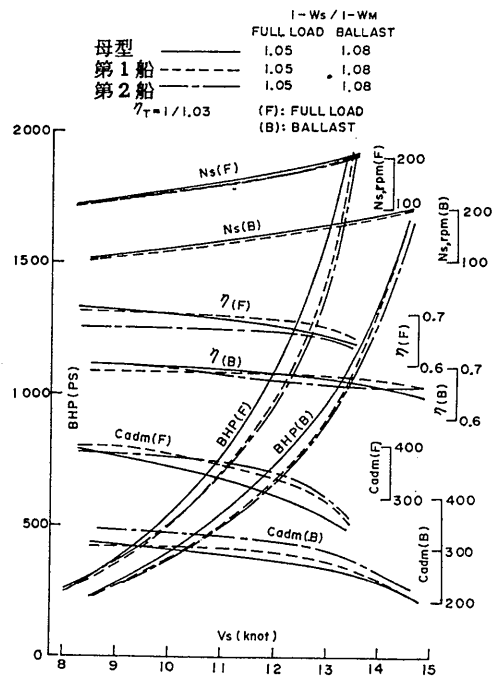


図-12 制動馬力 BHP (その1)

## 4. 船型改良

### 4.1 船型改良第1船

#### 4.1.1 船型設計

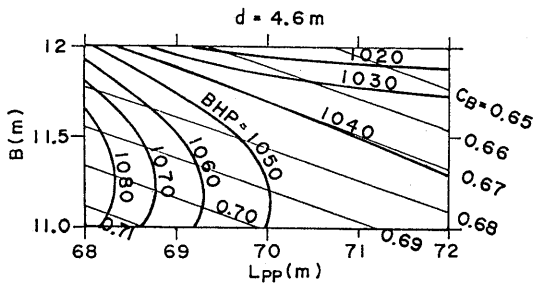
船型改良第1船では、主要目の再検討を行うとともに、船体前半部形状の改良を行うこととした。

##### (1) 主要目

はじめに基本的な前提条件として、貨物油容積=2,150m<sup>3</sup>、載貨重量DW=1,850tonを確保することとした。

主要目の検討は、以下の手順で行った。

主要目は最近の傾向(表-1など)を参考にし、長さ  $L_{PP}=68.0\sim 72.0\text{m}$ 、幅  $B=11.0\sim 12.0\text{m}$ 、深さ  $D=4.9\text{m}$ (喫水  $d=4.4\text{m}$ ) $\sim 5.3\text{m}$ (同じく  $4.8\text{m}$ )を検討範囲に選び、馬力推定プログラム<sup>9)</sup>によって所要馬力を求め、コンターカーブに表わした。その一例を図-13に示す。



中造工図表使用

主機出力 MCR 1,500 PS x 200 RPM

船首バルブ (F.P.における断面積, 7%) 装備

馬力推定プログラムによる最適プロペラを使用

$1-Ws/1-Wm=1.05$

主要目変化と馬力の関係(推定計算の一例)

これらの主寸法の組合せから更に  $L_{PP}=68.0\text{m}\sim 72.0\text{m}$ 、 $B=11.0\text{m}\sim 11.5\text{m}$ 、 $D=5.1\text{m}$ ( $d=4.6\text{m}$ ) $\sim 5.3\text{m}$ ( $d=4.8\text{m}$ )に的を絞りサーフェス・ナンバーから軽荷重量を推定し、排水量を求め、図-13の例に示すコンターカーブをもとに所要馬力を求める。これらのサーフェス・ナンバー、所要馬力、既存船の諸係数を使って船価及び輸送コストが計算される。ある時点での既存船の係数を用いた計算結果を表-7に示す。所要馬力の最小値は、 $L_{PP}\times B\times D\times d=72.0\text{m}\times 11.0\text{m}\times 5.2\text{m}\times 4.7\text{m}$ の場合であったが、船価及び輸送コストが共に最低値を示したのは、 $70.0\text{m}\times 11.0\text{m}\times 5.2\text{m}\times$

$4.7\text{m}$ の場合であった。

この調査の目的では、基本的には船価と輸送コストを検討した経済船型を選定する考えであったが、船価の諸構成比が変動する時期にあたって船価の予測が難しいことが判明したため、表-7の結果を重視しつつ省燃費船型を選定する方針にした。

この方針により表-7中の所要馬力最小の船型をベースに、方形係数  $C_B$ を対象船の用途から考慮した下限値0.68に抑えた結果、 $L_{PP}\times B\times d\times C_B=72.0\text{m}\times 11.0\text{m}\times 4.65\text{m}\times 0.681$ を船型改良の第1船の主要目として決定した。

上記の検討中には、最近建造された非公団船に72m船が多いこと、船体平行部を長くすれば接岸しやすいこと、また  $C_B$ をあまり小さくすれば航行中、荷役中の動揺が大きく、いわゆる“すわり”が悪くなることも考慮した。

##### (2) 中央横断面形状

キール半幅  $F_k$ は母型と同じ300mmとした。ビルジサークルRは、ビルジキール寸法に影響を与え、これを小さくすれば横揺れ特性を悪化させ、また、ビルジ渦の発生を招く恐れもあるため、A~J船の平均値800mmを採用した。

中央横断面積係数  $C_M$ を大きくすれば、柱形係数  $C_P$ が小さくなり、造波抵抗上有利となるため、船底勾配  $F_R$ を小さくすることにした。A~J船では、積荷が全部白油(ナフサ、灯油、ガソリン、ジェット燃料等)であり、粘度が大きい黒油を運搬する船のように船底勾配を大きくする必要がないこと、 $F_R$ には単底(8隻)、2重底(2隻)の区別が特になく、最小値は150mmの船もあることなどから、母型の1/2の0.25mとしても支障がないものと考え、 $C_M=0.970$ (母型は0.944)とした。

##### (3) 排水量 $\Delta_s$

軽荷重量  $LW$ の推定は、文献(16)とA~J船の資料を参考に、サーフェス・ナンバー  $L_{PP}(B+D)$ を使って次式で求めた。

$$LW=C_H\cdot L_{PP}(B+D) \quad (1)$$

$C_H$ は船殻重量推定係数であり、類似船より求めたものである。排水量は前記のDWに  $LW$ を加えて  $\Delta_s=2,567\text{ton}$ としたので、 $C_B=0.679$ となり、従って  $C_P=0.700$ となった。

(4) 浮力中心位置  $l_{CB}$ 、船首バルブ、横断面積曲線( $C_P$ カーブ)

表-7 主要目の変化による船価及び輸送コスト

組合せ №	Lpp(m)	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧	⑨	⑩	⑪	⑫	⑬	⑭	⑮	⑯	⑰	
		B (m)	D (m)	d (m)	C <sub>B</sub>	BHP(ps) (12ノット)	定格馬力 (ps)	L(B+D)	船 価 関 係 (千円)					輸 送 費 関 係 (千円)				
		船 設	縦 装	機・電	製 造	船 価	船価関連	主機関連	その他	計								
ア イ ウ エ オ カ キ ク ケ コ	68	11.0	5.1	4.6	0.715	1,085	1,600	1094.8	118895	98,641	126,912	344,448	375,951	59513	32,767	78,446	170,726	
			5.2	4.7	0.704	1,075	1,600	1101.6	119634	99,254	126,912	345,800	377,427	59,747	32,465	78,446	170,658	
			5.3	4.8	0.692	1,065	1,600	1108.4	120372	99,867	126,912	347,151	378,901	59,981	32,163	78,446	170,590	
	11.3	5.1	4.6	0.701	1,087	1,600	1115.2	121111	100,479	126,912	348,502	380,376	60,214	32,827	78,446	171,487		
		5.2	4.7	0.690	1,077	1,600	1122	121849	101,092	126,912	349,853	381,851	60,447	32,525	78,446	171,418		
		5.3	4.8	0.679	1,066	1,600	1128.8	122588	101,705	126,912	351,205	383,326	60,681	32,193	78,446	171,320		
	11.5	5.1	4.6	0.692	1,086	1,600	1128.8	122588	101,705	126,912	351,205	383,326	60,681	32,797	78,446	171,924		
		5.2	4.7	0.681	1,077	1,600	1135.6	123326	102,318	126,912	352,556	384,801	60,914	32,525	78,446	171,885		
		5.3	4.8	0.670	1,067	1,600	1142.4	124065	102,930	126,912	353,907	386,275	61,147	32,222	78,446	171,815		
サ シ ス セ ソ タ チ ツ テ ト ナ ニ ヌ ネ	70	11.0	5.1	4.6	0.700	1,052	1,600	1127	122392	101,543	126,912	350,847	382,935	60,619	31,770	78,446	170,835	
			5.2	4.7	0.689	1,042	1,500	1134	123152	102,173	118,980	344,305	375,795	59,488	31,468	78,446	169,402	
			5.3	4.8	0.676	1,034	1,500	1141	123913	102,804	118,980	345,697	377,314	59,729	31,227	78,446	169,402	
	11.3	5.1	4.6	0.686	1,050	1,600	1148	124673	103,435	126,912	355,020	387,490	61,340	31,710	78,446	171,496		
		5.2	4.7	0.675	1,044	1,500	1155	125433	104,066	118,980	348,479	380,351	60,210	31,529	78,446	170,185		
		5.3	4.8	0.664	1,036	1,500	1162	126193	104,696	118,980	349,869	381,868	60,450	31,680	78,446	170,576		
	11.5	5.1	4.6	0.666	1,048	1,500	1169	126953	105,327	118,980	351,260	383,386	60,690	31,650	78,446	170,786		
		72	11.0	5.1	4.6	0.684	1,042	1,500	1159.2	125889	104,444	118,980	347,313	381,261	60,354	31,468	78,446	170,268
				5.2	4.7	0.675	1,028	1,500	1166.4	126671	105,093	118,980	350,744	381,823	60,601	31,046	78,446	170,093
5.3	4.8			0.669	1,040	1,500	1180.8	128235	106,393	118,980	353,605	385,946	61,095	31,408	78,446	170,949		
11.3	5.1	4.6	0.665	1,032	1,500	1188	129017	107,039	118,980	355,036	387,508	61,343	31,166	78,446	170,955			
	11.5	5.1	4.6	0.662	1,036	1,500	1195.2	129799	107,688	118,980	356,467	389,069	61,590	31,287	78,446	171,323		
		5.2	4.7	0.652	1,032	1,500	1202.4	130581	108,336	118,980	357,897	390,630	61,837	31,166	78,446	171,449		

$\textcircled{9} = 1.086 \times \textcircled{8}$    
 $\textcircled{12} = \textcircled{9} + \textcircled{10} + \textcircled{11}$    
 $\textcircled{13} = 1.09146 \times \textcircled{12}$    
 $\textcircled{14} = 0.1583 \times \textcircled{13}$    
 $\textcircled{15} = 0.0302 \times \textcircled{6}$    
 $\textcircled{17} = \textcircled{14} + \textcircled{15} + \textcircled{16}$    
 $\textcircled{10} = 90.1 \times \textcircled{8}$    
 $\textcircled{11} = 79.32 \times \textcircled{7}$   
 ※：既存船の平均値

著者等は 999G. T. 型船の船型開発時に最適  $l_{CB}$  について調査をしたが、それによると本船の満載状態の計画速度12ノット（フルード数  $F_N \approx 0.230$ ）における最適  $l_{CB}$  は、船体中央とそれより前方の  $1.5\% L_{PP}$  位の間にあり、 $l_{CB}$  がこの範囲にあれば性能に大きな変化を与えないことが判明している。

適性な船首バルブの計画は、やはり999型船の場合に倣うこととし、F. P. に於ける断面積は、中央横断面積の6%、F. P. から前方への最大突出長さは  $3\% L_{PP}$  とし、形状は縦細長型とした。船首バルブ形状を図-14 に示す。

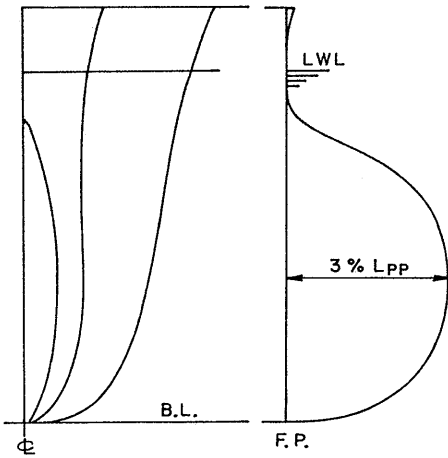


図-14 第1船正面線図及び船首形状

$C_P$  カーブの計画では、カーブの傾向、特徴が重視されるが、基本的には 999G. T. 型新開発船（開発最終船）の  $C_P$  カーブに倣うことにした。即ち、前記の船首バルブを  $C_P$  カーブに付加し、 $l_{CB}$  がねらいの位置にくるように、また水線入角が極力小さくなるように配慮しながら 3種類の  $C_P$  カーブを検討用に作成した。 $C_P$  カーブの作成は、基本設計における知見を基礎として行った。これらの  $C_P$  カーブでは、水線入角の減少に伴う排水量を前肩部の“張り”によるそれと等しく対応させるようにした。次にこれらを統計解析プログラム<sup>10)</sup>によって評価し、その結果を999G. T. 型の新開発船、699G. T. 型船の母型と共に図-15 に示す。本図によれば、第1船用の  $C_P$  カーブの中では水線入角最小の場合、換言すれば前肩張りの場合が僅かの差ながら一番低い  $r_w$  を示し、999G. T. 型船を研究した場合と同様な傾向を示した。これは水線入角が小

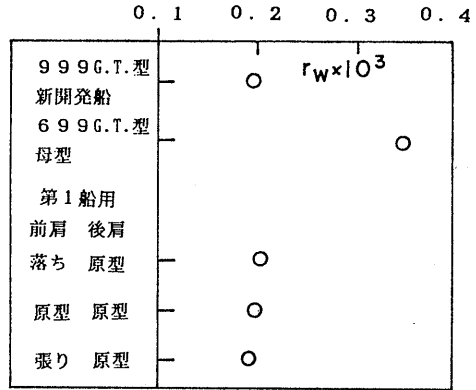


図-15 統計解析による横断面積曲線の評価  
(満載状態12ノット)

さくなるに従って当然のことながら、造波抵抗が減少するものと解釈出来る。このことから第1船は多少前肩を張らせる方向で、図-4に示すような  $C_P$  カーブを採用した。

決定された  $C_P$  カーブの  $l_{CB}$  は  $-1.07\% L_{PP}$ （-は中央より前方）となった。

(5) フレームラインと船尾形状

船体前半部のフレームラインについては、999G. T. 新開発船が特に造波抵抗の面で良好な成績を示したので、このフレームラインをタイプシップとし、先に決定した  $C_P$  カーブに基づき、ステーション移動法によって作製した。

船体後半部のフレームラインは、船体前半部の改良効果を調査するため母型から変更を加えないことにした。

ただし、 $l_{CB}$  が母型の  $-2.22\% L_{PP}$  から本船の  $-1.07\% L_{PP}$  へ移動したことにより、後半部フレームラインは、S. S. 4~S. S. 2の範囲で母型より全般的にやや肥大し、S. S. 1 1/2~A. P. 間では、やや痩せ型となった。

船体前半部のフレームラインの評価を Guilloton 法を用いて行ったが、その結果を図-16 に示す。本図によれば、本船は母型に比べて造波抵抗のかかなりの改善が期待できる。

船尾側面形状 (Profile) については、母型から第1船への喫水変更に伴ってトランサムスターンの下端を  $0.10m$  高くしたほかは第1船から特に変更を加えなかった。舵、ビルジキール、プロペラ共、母型と全

く同一のものを同一配置で使用した。

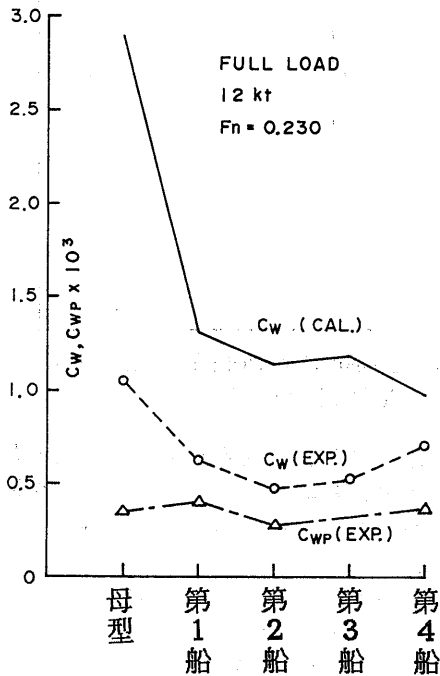


図-16 Guilloton法による造波抵抗の評価

#### 4.1.2 水槽試験結果

抵抗試験から得られた形状影響係数を表-5中に、  
 剰余抵抗係数を図-7中に、造波抵抗係数を図-8中  
 にそれぞれ示した。自航試験から得られた自航要素を  
 図-10中に示した。試験結果を用いて実船の有効馬力  
 と制動馬力を算出し、図-9, 12に示した。

計画速度(満載状態では12ノット、バラスト状態では13.5ノット)における $r_R$ は満載状態で母型よりも21%改善出来たが、バラスト状態では2%の改善に留まった。バラスト状態で改善が見られなかったのは、この状態では船首バルブの先端が水面上に位置してしまうこと、水線入角を小さくした代わりに前肩部が張り、この部分でかなりの肩波が生じたこと(実験時の観察による)などがその原因と考えられる。形状影響係数は、満載状態では0.21と変わらず、バラスト状態では0.20から0.30へと悪化した。このバラスト状態の悪化の原因として次の点が挙げられる。第1船の $l_{CB}$ は母型より後方へ移動したが、それに伴い船尾フレームラインがS. S. 4~S. S. 2の間で肥大し、バラスト状

態のトリムによって船尾肥大度を一層強くしたこと、また船首バルブには整流作用があると言われているが、バラスト状態では船首バルブの没水深度が小さかったため、整流作用が殆どなかったことのためと考えられる。制動馬力では、満載状態で母型より9%改善出来たが、自航要素に関しては母型と殆ど変化がないことから、この約9%は抵抗性能の改善によるものであった。自航要素の改善が殆どみられなかった原因は、船体後半部には特に改良を加えなかったためである。即ち、母型との $C_P$ カーブの相違によって、フレームラインが元の傾向を保持したまま単純に肥大化させただけであった。第1船のバラスト状態では十分な改善効果を上げることが出来なかったが、船体前半部の改良効果を満載状態でかなり明確に把握できた点では、一応の成果を納めたといえる。また、 $B/d$ は母型(2.46)から第1船(2.37)へと4%程小さくなり、これは抵抗性能改善の方向であり、第1船の試験結果にはこの影響が含まれている。

#### 4.2 船型改良第2船

##### 4.2.1 船型設計

第2船目では第1船の模型試験成績を基に抵抗性能の2回目の改善を図る。第1船の成績によれば、特に改善すべき点として、バラスト状態の形状影響係数を小さくすること、及び前肩波を小さくすることである。

これらのねらいに対する船型修正を次のように実施した。

##### (1) 横断面積曲線

第1船の $C_P$ カーブを改善するため、前肩部(S. S. 6 1/2~S. S. 8 1/2)を幾分小さくすることにした。そのための排水量の補充として、エントランス部の“えぐり”を幾分緩和し、船首のバルブ部分と前肩部との間を円滑に接続した。

$C_P$ カーブの船体前半部の修正影響が後半部にも幾分残り、排水量の補充、 $l_{CB}$ の修正などのため、 $C_P$ カーブはS. S. 2より後方で均一に少し大きくなった。修正後の $l_{CB}$ の値は $-0.98 L_{PP}$ となった。

##### (2) フレームライン

バラスト状態の形状影響係数 $k$ を減少させるためには、船底からビルジ部のやや上方にわたるフレームラインをU型からV型に変えることが有効であるので、船首、船尾共V型に修正することにした。

以上のような検討を経て、フレームライン形状を求めたが、この船型が自航性能に与える影響を2章のcで

示した理論計算によって調査することとした。計算結果(表-8)によれば、第1船に対し1-tは殆ど変化しないが、1-w<sub>N</sub>が幾分悪くなる結果が得られた。

表-8 理論計算結果

	母型	第1船	第2船	第3船	第4船
$\bar{B}_0$ (Cal)	0.227	0.193	0.201	0.210	0.229
1-t (Cal)	0.878	0.894	0.891	0.885	0.874
〃 (Exp)	0.845	0.853	0.857	0.845	0.841
1-w <sub>N</sub> (Cal)	0.781	0.742	0.782	0.749	0.729
〃 (Exp)	0.728	0.726	0.752	0.735	0.735
$\eta_H$ (Cal)	1.124	1.205	1.139	1.182	1.199
〃 (Exp)	1.161	1.175	1.140	1.150	1.144

\* 満載状態, 舵なし, 1, 2ノット

\* 実験値は荷重量変更試験結果を使用。

従って、このフレームラインを採用するか迷ったが、自航性能が少し劣化しても抵抗性能の向上がこれを上廻れば所要馬力の軽減が可能であると判断し、このフレームライン形状を第2船に敢えて採用することとした。

### (3) その他

バルブを含む船首部側面形状、舵、ビルジキール、プロペラ等は第1船と全く同一とした。

以上の検討にもとづいて計画された第2船(M. S. NO. 0462)の主要目、船型等を表-3, 図-4, 5に示す。

### 4.2.2 水槽試験結果

抵抗性能は $r_R$ ,  $k$ 共に第1船に比べ改善され、満載状態では $r_R$ が20%, 有効馬力が6%改善された。また、バラスト状態では $k$ が第1船の0.30から0.25へと小さくなり、 $r_R$ が10%, 有効馬力が8%それぞれ改善された。これらは上記の修正が効果的であったと考えられる。

しかし、自航要素では、第1船に比べて両状態で1-w<sub>T</sub>は悪くなり、1-tはあまり変化しなかった(表-5参照)。先の計算結果はこれらの実験結果とほぼ一致した。

所要馬力BHPでは、抵抗性能の改善効果が自航要素の低下により幾分減殺されたため、第1船に対して両状態共2%の改善であった。

## 4.3 船型改良第3船

### 4.3.1 船型設計

改良第3船では、基本的には船体前半部への修正は加えないこととし、自航要素の向上を目的として船体後半部の設計を高効率プロペラの設計と併せて実施することとした。

#### (1) 軸室配置とフレームライン

改良第2船の船体後半部形状は、プロペラ前方のフレームラインがV型となって、エンジンルームの減速機の収納に余裕がなくなると共に、1-w<sub>T</sub>が第1船よりも悪くなるなどの弊害が生じた。そこで、第3船の船尾形状の計画では、この2点の改善を図ることとした。

前者に関する調査結果では、減速機後端位置とほぼ一致するS. S. 3/4のフレームライン半幅を、プロペラ軸心高さ(B. L. より1.850mとして)において820mm以上必要であることが判明した。後者の1-w<sub>T</sub>の改善を図るためには、プロペラ円に流入する船体周りの流れをポテンシャル計算によって推定し、この領域に含まれるフレームラインをU型に修正する必要があると考えた。船尾におけるポテンシャル流線を図-17に示した。この図から、プロペラ円に流入する領域のフレームラインを第2船よりもU型に修正し図中に示した。このようなU型への修正は改善された形状影響係数の再増加を招く懸念があるので、1-wの大幅な改善は望めないが、前記の境界層計算等により1-w<sub>N</sub>の4.2%の改善が期待される。

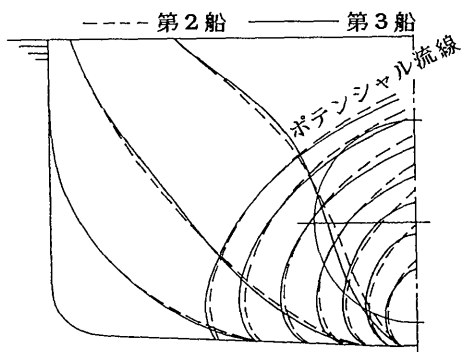


図-17 ポテンシャル流線によるフレームラインの検討(第3船)

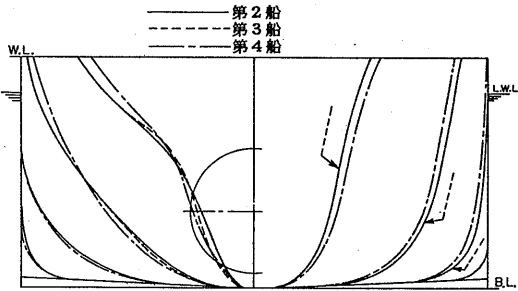


図-18 正面線図 (その2)

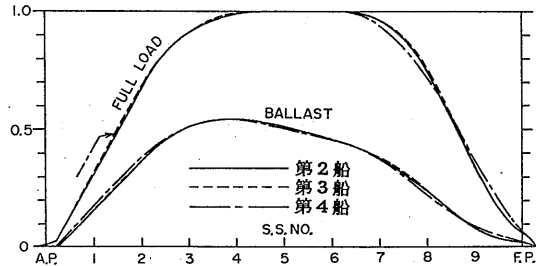


図-19 横断面積曲線 (その2)

また、減速機のスペースを確保するためにフレームラインを局部的にU型化すれば、1-tを悪化させることもあり得るので、フレームラインの修正は、船体とプロペラの干渉計算を基礎に1-tを悪化させないように実施した。この計算によれば、プロペラ軸心付近のフレームラインを多少肥大させても、プロペラの前方上部に当たるフレームラインを第2船より多少痩せさせれば、1-tの劣化を防止出来るので、図-18に示すようなフレームラインを採用した。

上記の干渉計算による推力減少係数は次式のように表される。 $\bar{B}_0$ は船尾のフレームラインとプロペラの干渉を定量化した係数である。

$$t = \bar{B}_0 \cdot (\bar{U}_{ao} + \sqrt{\bar{U}_{ao}^2 + C_T})^{-1} \dots \dots \dots (2)$$

(2)式において、1-tの良否は係数 $\bar{B}_0$ が支配しており、 $\bar{B}_0$ が小さい程両者の干渉効果が少ないこと、換言すれば1-tが良好になることを表している(表-8参照)。

結局、第3船の船体効率 $\eta_H$ は第2船より約4%の改善が期待できる見通しとなった。

(2) その他

横断面積曲線における、S.S. 1/2~S.S. 1の間で、フレームラインをU型化するため少し面積を増やしたが(図-19)、 $C_B$ 、 $C_P$ 、 $l_{CB}$ への影響は微量に留まった。

第3船の船尾側面形状は次のようにして決定された。

(16)

- a. 減速機スペースに余裕をとるため、減速機を多少上方に移動して、プロペラ軸心高さを0.025m高くし、1.875mとした。
  - b. 0.23Dpのtip clearanceを確保するため、プロペラ上方の船底外板傾斜を緩くした。
  - c. 舵のバランス比を改善するために、舵の前縁と舵軸との距離を0.02m大きくし0.47mとした。
- 以上の検討によって計画された第3船の主要目を表-9に示す。

4.3.2 プロペラ設計

699G, T. 型内航タンカーの船型開発はプロペラを含めて実施することとしたので、第3船では本船に適合する高効率プロペラの設計を行った。

プロペラ単独効率に影響を及ぼす要素として、プロペラ直径、ピッチ、翼断面形状、展開面積比、ボス比等があるが、直径は代用プロペラが既に3mとなっており、これより更に大きくすることは無理であり、設計プロペラでも3mとした。設計プロペラでは、船尾振動の軽減を狙ってHighly Skewed Propellerを採用し、翼断面形状は船舶技術研究所で開発したSRI-Bを採用し、また、トルクの減少による効率の向上を図るため、展開面積比を小さく抑えた。設計プロペラ(M.P. NO. 0257)の要目を表-4に、単独性能曲線を図-20に示す。

自航試験は代用プロペラと設計プロペラを使って実施した。



表-9 模型船の主要目及び試験状態 (その2)

		第3船		第4船	
		MODEL SHIP	ACTUAL SHIP	MODEL SHIP	ACTUAL SHIP
LPP	(M)	6.0000	72.0000	6.0000	72.0000
LDWL	(M)	6.1255	73.5060	6.1255	73.5060
B	(M)	0.9167	11.0000	0.9167	11.0000
D	(M)	0.5417	6.5000	0.5000	6.0000
T	(M)	0.3875	4.6500	0.3875	4.6500
FR	(M)	0.0208	0.2500	0.0208	0.2500
FK	(M)	0.0250	0.3000	0.0250	0.3000
R	(M)	0.0667	0.8000	0.0667	0.8000
		FULL LOAD CONDITION		BALLAST CONDITION	
		第3船	第4船	第3船	第4船
MODEL SHIP					
TA	(M)	0.38750	0.38750	0.29091	0.28999
TM	(M)	0.38750	0.38750	0.20091	0.19999
TF	(M)	0.38750	0.38750	0.11091	0.10999
TRIM	(M)	0.0	0.0	0.18000	0.18000
DISV(N)	(CUB.M)	1.45006	1.44989	0.67291	0.67291
DISV(A)	(CUB.M)	1.45006	1.44989	0.67291	0.67291
SN	(SQ.M)	7.85318	7.92649	5.38095	5.49076
SA	(SQ.M)	8.09880	8.17211	5.62131	5.73085
ACTUAL SHIP					
TA	(M)	4.6500	4.6500	3.4909	3.4798
TM	(M)	4.6500	4.6500	2.4109	2.3998
TF	(M)	4.6500	4.6500	1.3309	1.3198
TRIM	(M)	0.0	0.0	2.1600	2.1600
DISV(N)	(CUB.M)	2505.7	2505.4	1162.8	1162.8
DISV(A)	(CUB.M)	2505.7	2505.4	1162.8	1162.8
DISV(A)	(TON)	2568.3	2568.0	1191.9	1191.9
SN	(SQ.M)	1130.9	1141.4	774.9	790.7
SA	(SQ.M)	1166.2	1176.8	809.5	825.2
COEFFICIENT					
CBA		0.6597	0.6607	0.6867	0.6971
CBF		0.7011	0.7000	0.5313	0.5265
CB		0.6804	0.6804	0.6090	0.6118
CPA		0.6802	0.6812	0.7291	0.7404
CPF		0.7229	0.7218	0.5641	0.5592
CP		0.7016	0.7015	0.6466	0.6498
CM		0.9698	0.9698	0.9418	0.9416
CWA		0.8488	0.8241	0.7251	0.7236
CWF		0.7651	0.7674	0.7202	0.7185
CW		0.8069	0.7958	0.7227	0.7210
CVP		0.8432	0.8550	0.8427	0.8486
LCB	(%)	-0.9555	-1.0314	2.9878	3.2596
LPP/B		6.5452	6.5452	6.5452	6.5452
B/T		2.3657	2.3657	4.5627	4.5838
CVDL*(E+3)		6.7132	6.7124	3.1153	3.1153
DISV/(DISV)FULL		1.0000	1.0000	0.4641	0.4641

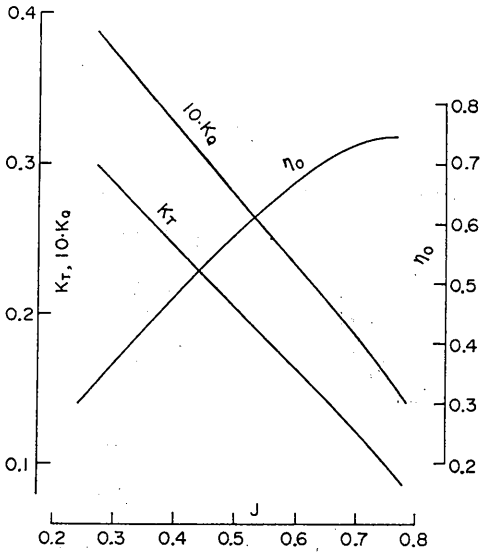


図-20 設計プロペラの単独性能曲線 (M. P. NO. 0257)

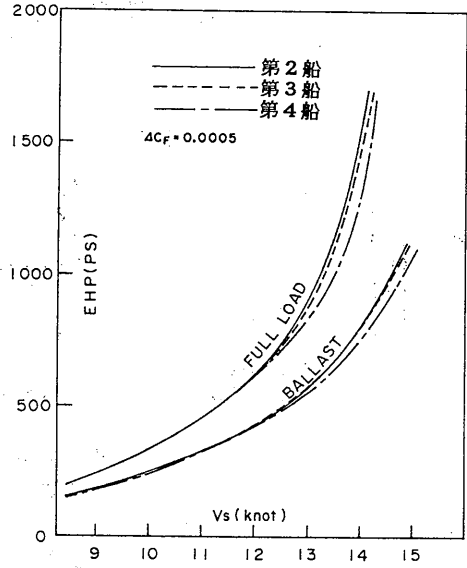


図-23 有効馬力 EHP (その 2)

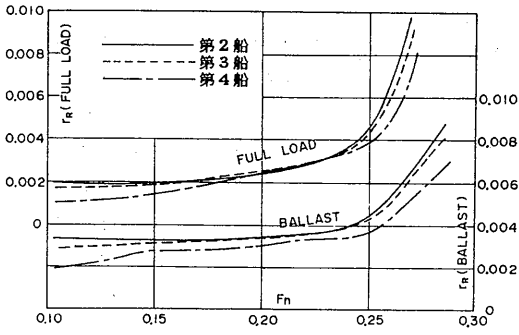


図-21 残余抵抗係数  $r_R$  (その 2)

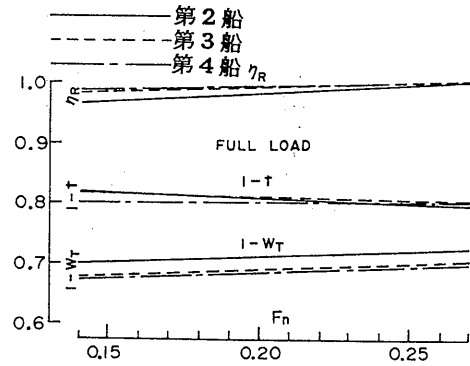


図-24 自航要素 (その 2)

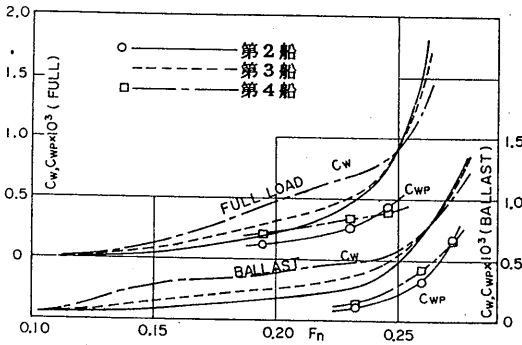


図-22 造波抵抗係数  $C_W$ ,  $C_{WP}$  (その 2)

設計プロペラを使用した時の成績は後の5章で示す。

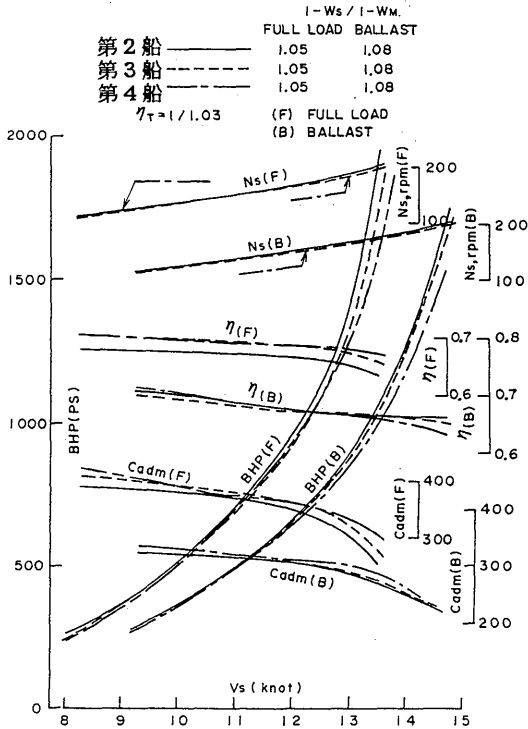


図-25 制動馬力 BHP (その2)

4.3.3 水槽試験結果

水槽試験結果の  $r_R$  を図-21,  $C_w$ ,  $C_{wp}$  を図-22, EHP を図-23, 自航要素を図-24, BHP を図-25 に示す。計画速度での成績は、表-5 中に示した。第3船では船体前半部の変更は行わなかったが、バラスト状態の  $r_R$  は第2船よりも6%改善(母型より18%改善)された。 $k$  は満載, バラスト両状態共第2船より僅かに改善された。計画速度における有効馬力は、満載, バラスト両状態とも第2船と殆ど変わらなかった。代用プロペラによる自航成績では、 $1-w$  が満載, バラスト両状態で第2船よりも2.8%, 1.7%それぞれ改善された。ただし、計算値の4.2%(満載状態)には到らなかった。 $1-t$  は満載状態で第2船よりは0.4%良くなったが、母型と比較すると0.7%悪く、バラスト状態では母型や第2船より1.5%悪くなった。これらは計算結果と幾分異なった。

第3船のBHPは第2船に比べて満載で4%(母型より15%), バラストで2%(母型より7%)それぞれ改善された。

4.4 船型改良第4船

4.4.1 船型設計

改良第4船では、第1船から第3船までの成績を検討した結果、次のような改善を図ることにした。

- (1) 第3船までの成績においてバラスト状態の性能改善が7%に留まっているので、この改善を更に進める。このためには前肩波のより減少を図る。
- (2) 船体後半部の水線幅を小さくしてその効果を調べる。
- (3) 船尾フレームラインをよりU型化させ、 $1-w$  を更に改善できるかを調べる。ただし、船尾フレームラインのU型化による  $1-t$  の悪化を最小限度に止める。

上記の改善を図るため、最初に  $C_p$  カーブの検討を行った。上記(1)の目的からバラスト状態の前肩波を減少させる場合も満載状態の  $C_p$  カーブの前肩部をさらに削ることが望ましいと考え、第3船の満載状態の  $C_p$  カーブを使って前肩部を3通りに削った  $C_p$  カーブを作成した。次に統計解析プログラムにより各々の造波抵抗係数  $r_w$  を求めた。その結果を図-26 に示す。

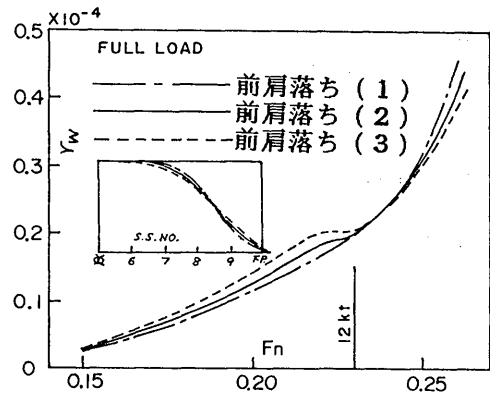


図-26 統計解析による造波抵抗係数の計算 (満載状態)

この図より計画速度の12ktを境として、それより低速側では前肩落ち(1)、高速側では前肩落ち(3)が造波抵抗係数が小さくなった。以上の  $C_p$  カーブ,  $r_w$  の検討は満載状態におけるものであり、バラスト状態の性能評価には直接結び付かないものの、かなりの関係度があ

るものと考えた。ここでどちらを採用するかの判断は、計画速度ではこれらの差がないこと、及び前肩波を減少させたいねらいから前肩落ち(3)の $C_p$ カーブを採用することとした。

船体前半部のフレームラインは、第3船のフレームラインを使って $C_p$ カーブの差だけステーション移動法により修正した。

この前肩落ちによる造波抵抗の改善効果を Guilloton 法によっても調査することにした。その結果を図-16 に示すが、これらも満載状態の値であり、飽くまでも参考資料である。図によると第4船では第3船(船体前半部は第2船と同一形状)よりも造波抵抗の改善が期待できる。

船体後半部の改良点は、先述の(2), (3)である。

船体後半部のフレームラインは、満載喫水線付近で減らす排水量と、中深度以下のU型化によって増加する排水量を等しくする方法で作製した。ただし、後半部の $C_p$ カーブは第3船と同一とした。その結果 S. S. 1 付近のプロペラ軸心高さ付近のフレームライン幅が第3船よりも大きくなった。このフレームライン変化が自航要素に与える影響を再び計算によって調査した結果(表-8)、1-t は約 1.2% 低下するが、1- $w_N$  は約 2.7% 改善され、 $\eta_H$  は約 1.4% の改善が見込まれる。

以上の検討結果から得られた横断面積曲線及びフレームライン形状を図-19, 18 に示す。

その他、船首尾側面形状、舵形状、舵位置、プロペラ軸心高さ等は第3船と同一である。

#### 4.4.2 水槽試験結果

形状影響係数は、満載、バラスト両状態共、第3船の0.17, 0.23から0.11, 0.14へと各々大きく改善された。この $k$ の大きな改善は全く予期していなかった。この原因は船体前半部の形状修正によるものであると思われる。第1船から第2船への形状修正でも今回の場合と類似しており、その場合も $k$ が順調に改善されていることから、前肩を削った結果として前半部の曲面が円滑化され、そのために得られた結果であると考えられる。

$C_w$  は、図-22によると、高速域を除いて全般的に第3船よりも高くなった。前肩波を減少させるための形状修正を施したにもかかわらず、 $C_w$  が大きく増加した(図中の $C_{wp}$ も同じ傾向を示した)ことも予期に反する結果であった。これは船体前半部形状を肩落ちとしたことから、船首部が幾分 blunt な形状とな

り、前肩波は減少したものの船首波が増加したためと思われる(波形観測でもこの様子が認められた)。

$\tau_R$  は満載状態では変化がなかったが、バラスト状態では第3船より16%改善された。

本船の有効馬力を第3船と比較すると、満載では1%悪く、バラストでは5%改善された。母型に対しては、両状態共13%の改善となった。

代用プロペラを使った場合の自航成績は次の通りであった。即ち、船尾フレームラインをU型化したことによる1- $w$ への効果は計算値より少なかったが、第3船に対して満載状態で1.0%(母型より1.3%良)改善された。1-tは予測したように第3船より0.7%悪く、母型より1.5%悪化した。また、 $\eta_H$ は両状態で第3船から大きな変化はなかった(満載で0.3%良、バラストで0.8%悪)。

所要馬力BHPでは、第3船より満載状態で1%悪くなったが、バラスト状態では第3船より5%も改善された。結局、第4船は、バラスト状態のBHPにおいてねらいを達成したが、これは造波抵抗の面では改善とならず、形状影響係数の減少によるものであった。また、第4船に使用した計算の一部は、実験値に対する定性的予測になり得なかった例の一つとなった。

## 5. 設計プロペラによる成果

### 5.1 自航要素等

改良第3船の段階で4.3.2項で述べた、第3船の最適プロペラの設計を行い(M. P. NO. 0257)、第3船、第4船の自航試験はこのプロペラを用いて行った。その成果を以下に述べる。表-10に計画速度での成績を示す。

1- $w_T$  は、第3船、第4船の満載状態において代用プロペラによるそれよりも各々3%、2%向上した。また、両船の満載状態の1-tも代用プロペラから設計プロペラに替えることによって僅かながら向上している。設計プロペラによる $\eta_R$ は両船共代用プロペラ時より悪くなった。第3船、第4船の推進効率 $\eta(s)$ は、満載状態では母型に比べて各々7.5%、8.5%(代用プロペラでは共に1%)改善された。これらはねらい通りプロペラ単独効率 $\eta_0$ の向上によるものであった。

表-10 実験結果（設計プロペラ）

計画速度：満載状態 ， 12ノット  
 バラスト状態， 13.5ノット

満載状態								
	1-W <sub>T</sub>		1-t		η <sub>R</sub>		η (s)	
母型	0.698	/	0.815	/	1.003	/	0.679	/
第3船	0.678	2.9%良	0.812	0.4%悪	0.976	2.7%悪	0.730	7.5%良
第4船	0.675	3.3%良	0.805	1.2%悪	0.971	3.2%悪	0.737	8.5%良
バラスト状態								
	1-W <sub>T</sub>		1-t		η <sub>R</sub>		η (s)	
母型	0.693	/	0.790	/	1.000	/	0.669	/
第3船	0.680	1.9%良	0.773	2.2%悪	0.975	2.5%悪	0.710	6.1%良
第4船	0.680	1.9%良	0.765	3.2%悪	0.975	2.5%悪	0.706	5.5%良
満載状態				バラスト状態				
	BHP	Δs	BHP/Δs	%	BHP	Δs	BHP/Δs	%
母型	1083.9	2571.9	0.421	100	1125	1191.9	0.944	100
第3船	865.9	2568.3	0.337	80	968	1191.9	0.812	86
第4船	888.5	2568.0	0.346	82	938	1191.9	0.787	83

## 5.2 所要馬力

BHPは、高効率プロペラにより、第3船、第4船で満載状態では母型に比べて20%、18%（代用プロペラでは15%、14%）の改善、バラスト状態では同じく14%、17%（代用プロペラでは7%、12%）向上した。

高効率プロペラを装備した最終船型の成績としては結局、母型に対して満載状態で18%、バラスト状態で17%の向上となった。

## 6. まとめ

先に実施した999G.T.型内航タンカーの船型改良に引続き699G.T.型内航タンカーの船型改良を実施したが、本研究においては999G.T.型内航タンカーの船型開発に使用した手順を大筋において踏襲する方法をとった。これは船種、実船の長さ、計画速力、航路、用途などが両者間で類似しているためであった。しかし、この手順は船種その他の異なる内航船型にも応用可能である。

本研究によって得られた主な結果は次の通りであ

る。

(1) 船舶整備公団共有船で最近建造されたものから、一番性能の良好なE船(L, B, d, C<sub>B</sub> = 72.0m, 11.2m, 4.55m, 0.680)を母型に選び、この母型を基に改良第1船として主要目を(72m, 11.0m, 4.65m, 0.681)に変化させると同時に、船首バルブを装着して船体前半部形状を改善した結果、所要馬力は満載状態で約9%低下した。しかし、バラスト状態では船首バルブ等が有効に作用せず性能を改善することが出来なかった。

(2) 母型の満載状態においてベストトリムを調査した結果、僅かの差ながら、1%船尾トリム付近にベストトリムがあるように思われる。これは乗員の経験と一致した。

(3) 主としてバラスト状態の抵抗性能を改善するため、C<sub>p</sub>カーブの前肩を削ると共に、フレームラインをV型に変化させて第2船を作製した結果、形状影響係数k、剰余抵抗係数r<sub>R</sub>共に満載、バラスト両状態で改善できた。

(4) 第3船では、船体後半部形状を改善して自航性

能の向上を図ることにしたが、伴流係数  $1-w$  は満載状態で第2船よりも2.8% (理論計算では4.2%) の改善が得られた。

(5) 第3船までの試験結果では、バラスト状態の性能改善が不十分であり、第4船によってこれをより改善することにした。第4船では第3船の  $C_p$  カーブの前肩を少し落とした結果、バラスト状態の  $k$  は改善されたが、前肩落ちの影響から船首水線が blunt になり、その結果船首波の増加による  $C_w$  の増加を招いた。しかし、 $k$  の減少による寄与が大きかったため、バラスト状態の BHP は第3船より5%改善された。

(6) 自航性能を改善するためには、船尾フレームラインをU型化し、 $1-w$  を向上させる方法が一般的であるが、U型にすると  $1-t$  が悪くなる可能性がある。このような場合のフレームラインを検討するには船体—プロペラの干渉計算と厚い境界層計算がかなり有効な判断資料を与えてくれるので、今後はこれらの計算精度を向上させることが重要である。

(7) 改良第3船の段階で、本船に適合する高効率プロペラを設計した結果、 $\eta_o$  は設計通り改善された。設計プロペラを第3船、第4船に装備することにより、満載、バラスト両状態で母型に比べ第3船で(20%, 14%)、第4船で(18%, 17%) の大幅な馬力低減が達成された。本研究で開発された船型が高経済性船舶として活用されることを切望してやまない。

## 謝 辞

本研究の改良第3船迄は、昭和60年、61年度の2年間にわたって、船舶整備公団との共同研究として実施され、その結果第3船は実船試設計に用いられた。

本研究の実施に当たっては、東京大学工学部船舶工学科 梶谷 尚教授をはじめとする研究委員会が同公団のもとに運営され、この委員会のもとに研究が遂行された。

研究の全般にわたって、梶谷 尚教授をはじめ研究委員会の方々から終始多大の御指導を頂きました。

また、当所 推進性能部 山口 真裕 特殊船型研究室長、推進性能部職員の方々から、指導、計算、実験などの面で大変お世話になりました。

上述の方々には心からお礼申し上げます。

本報告は、上記の共同研究以降、独自に第4船を追加し、これらを総合的にまとめたものである。

## 参考文献

- 1) 日本小型船舶工業会：199トン型内航貨物船の省エネ船型等の研究報告書，昭和61年3月。
- 2) 日本中型造船工業会：省エネルギー内航船（499トン貨物船）設計のための技術指導書，昭和57年3月。
- 3) 大橋誠三，大野勝利：499 G. T. 型内航貨物船の船型改良に関する船型試験例，日本造船技術センター技報，第10号，昭和57年11月。
- 4) 寒川江喬，大橋誠三：499 G. T. 型内航貨物船の船型改良に関する試験例，日本造船技術センター報告，第11号，昭和58年11月。
- 5) 船舶整備公団：高経済性内航船に関する調査研究，999 G. T. 型省エネルギー油送船の試設計，昭和55年10月。
- 6) 船舶整備公団：内航船の船首尾形状の改善及びプロペラの高効率化に関する調査研究（999 G. T. 油送船及び499 G. T. 型貨物船の試設計），昭和60年3月。
- 7) 上田隆康，齊藤勇，菅井信夫，塚田吉昭：高経済性内航船舶の船型開発に関する研究，船舶技術研究報告，第23巻第4号，昭和61年7月。あるいは，Takayasu Ueda & etal: Hull Form Development of Coastal Ship of Highly Economical Performance, PRADS '87 Symposium in Norway, June 1987.
- 8) 日本船舶明細書，昭和61年版，社団法人日本海運集会所。
- 9) 日本中型造船工業会：馬力推定プログラム，昭和55年7月。
- 10) 山口真裕，角川 明，柳原 健： $C_b=0.65$ の広幅浅喫水船の推進性能に関する水槽試験，船舶技術研究所報告，第19巻3号，昭和57年5月。
- 11) 林 充進，乾 崇夫，梶谷 尚，土屋好寛，金井 誠：Guilloton 法による船型改良法，関西造船協会誌，第172号，昭和54年3月。
- 12) 日夏宗彦：厚い境界層計算とその有効伴流推定への応用，船舶技術研究所報告，第21巻第1号，昭和59年1月。
- 13) 石坂 純：3次元乱流境界層第1近似解を用いた公称伴流係数の一試算，船舶技術研究所報告，第19巻第4号，昭和57年7月。

- 14) 足達宏之, 菅井信夫, 森山文雄, 上田隆康: 荷重量変更法による船型試験システム, 船舶技術研究所報告, 第19巻第3号, 昭和57年5月.
- 15) 船舶整備公団: 699GT型高経済性油送船(白油)の試設計に関する調査研究, 昭和62年3月.
- 16) 船舶整備公団: 公団共有船基本設計要領一(貨物船・油送船), 昭和60年3月.