

広幅肥大中型船の船首形状及び船尾形状が 推進性能に及ぼす影響に関する試験例

大橋 誠三・長谷 順弘・寒河江 喬

Some Model Tests concerning the Effect of Bow and Stern Shape on Medium-sized Full Vessels with Small Values of L/B

by

Seizo OHASHI, Nobuhiro NAGATANI and Takashi SAGAE

まえがき

最近当センターで実施した水槽試験の中より、広幅肥大中型船の船首及び船尾の形状が推進性能に及ぼす影響について調査した船型の比較試験をそれぞれ1例を選び、ここにその概要を報告する。

PART 1. 広幅肥大中型船の船首形状が 抵抗性能に及ぼす影響に関する試験例

載貨重量約8万トン級の広幅肥大船について、船首部のバルブ形状、横断面積曲線形状および水線面形状を3種に変えた場合、特に軽喫水状態における抵抗性能に及ぼす影響を水槽試験により調査した。以下にその概略を報告する。

1. 船型及び模型船 試験に用いた模型船は垂線間長さ6mのパラフィン製で、その模型船の主要目等を **Table 1** に、船首部の形状を **Fig. 1** に、また横断面積曲線形状を **Fig. 2** に、また水線面形状を **Fig. 3** に示した。A船とB船は、**Fig. 1** に示すように船首バルブの突出量(1.7% L_{PP})・大きさ(約10% A_M)は同一でその形状が、それぞれ low bulb と high bulb となっている。したがって、これら2船型の横断面積曲線の船首部における形状は、満載状態では殆んど変化してないが、軽喫水のバラスト状態では、high bulb のB船のものが low bulb のA船よりも **Fig. 2** に見るように船首端部が fine になっている。一方、C船はバルブの突出量を上記2船のものより大きくし、船首部における横断面積曲線の形状を満載状態、バラスト状態とも、さらに fine とし、特に軽喫水のバラス

Table 1 Particulars of Model Ships

L_{PP} (m)	6.000
B (m)	1.067
d (m)	0.313
C_B	0.803
C_P	0.805
C_M	0.997
l_{cb} (% L_{PP})	-3.00
L/B	5.623
B/d	3.409

ACTUAL SHIP $L_{PP}=234.00$ m

TYPE		A	B	C
BULB (%)	AREA	9.2	10.0	10.5
	LENGTH	1.7	1.7	2.6
	IMM.	67.2	30.3	54.9

ト状態においては S.S. No. 9³/₄ より前方で横断面積及び水線面形状とも hollow としてエントランス・アングルを小さくし軽喫水状態の抵抗性能の改善を狙った船型である。なお、この場合バルブの大きさは出来るだけ変えずにバルブの F.P. における横断面形状は前記B船の high bulb 形状に近いものとした。

2. 試験状態 3船型とも、満載状態(イーブン・キール)及びバラスト状態(52% 排水量状態, 1%

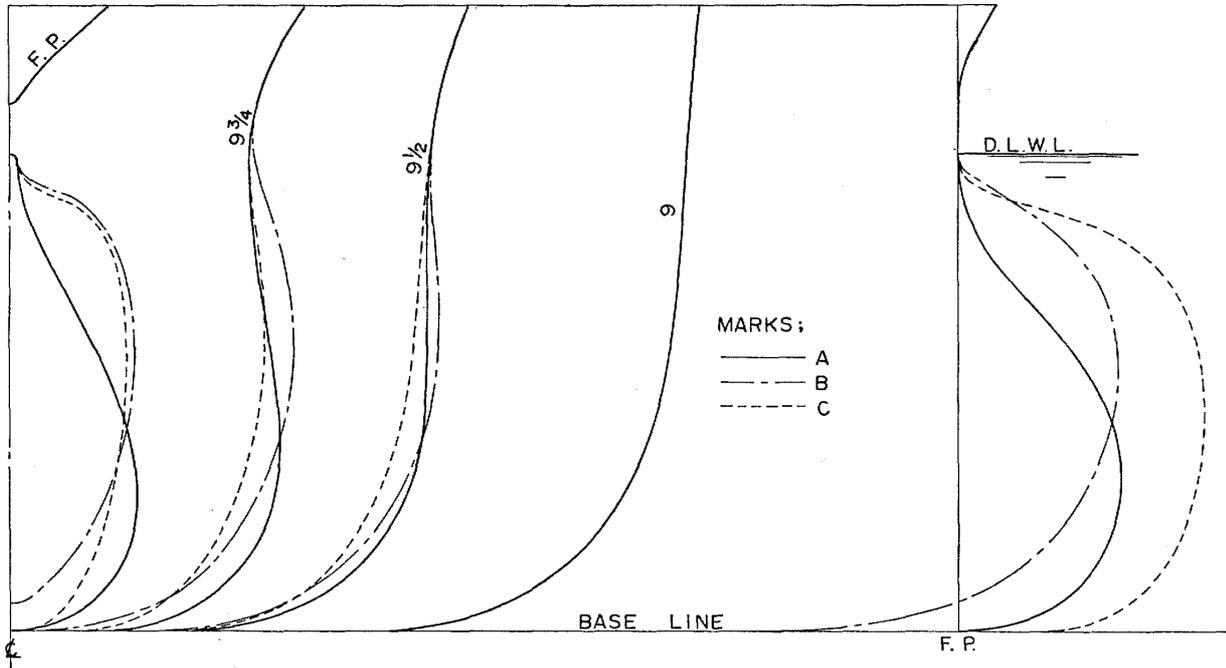


Fig. 1 Body Plan and Stem Profile

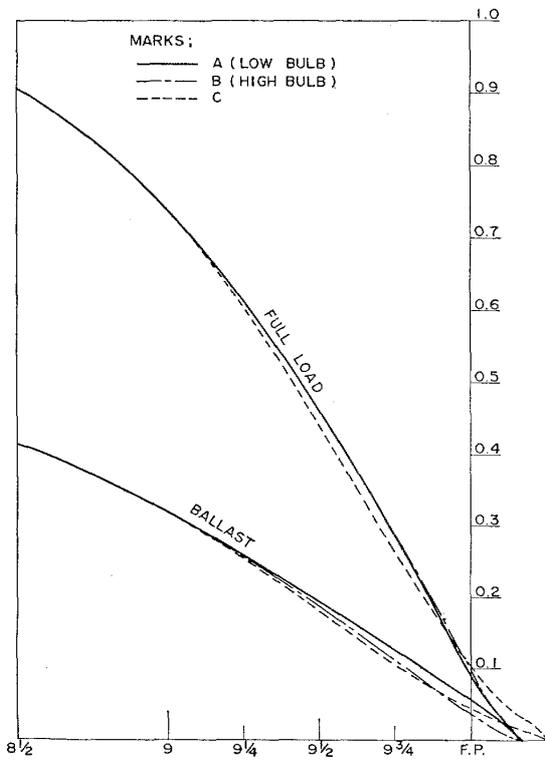


Fig. 2 Sectional Area Curves

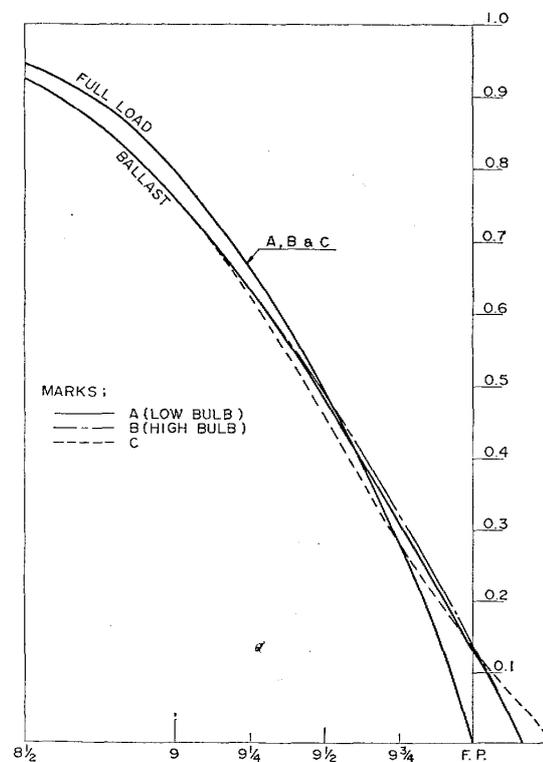


Fig. 3 Water Plane Curves

Table 2 Test Condition of Model Ships

CONDITION	FULL LOAD	BALLAST
d (m)	0.313	0.171
TRIM (%)	0	1.0
∇ (m ³)	1.607	0.836
S (m ²)	8.630	6.726
∇/L_{PP}^3 (10 ⁻³)	7.44	3.87

L_{PP} 船尾トリム)の2状態の抵抗試験を実施した。なお、3船型の両状態の喫水は一定におさえているので、排水量は僅かに相違しているがその差は僅少である。実験状態の値を Table 2 示す。

3. 試験結果及び考察 3船型の抵抗試験の結果

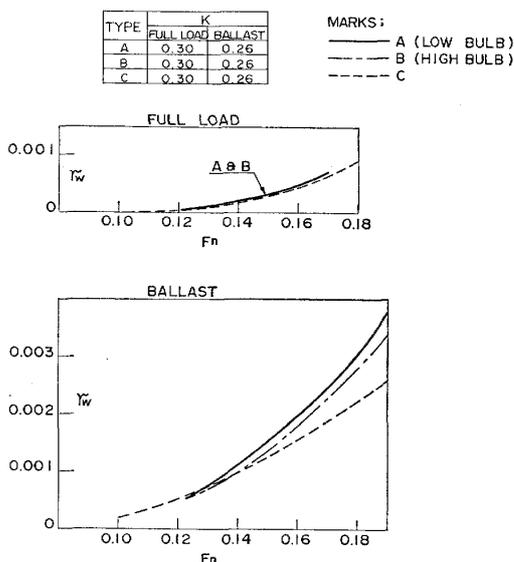


Fig. 4 Results of Resistance Test

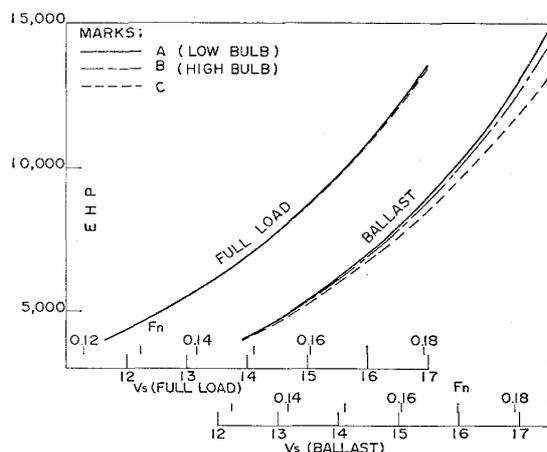


Fig. 5 EHP Curves

を、造波抵抗係数 $r_w = R_w / (\rho V^{2/3} v^2)$ の形で Fig. 4 に示した。また同図中には造波抵抗を生じない低速域の抵抗試験より得られた形状影響係数 K の値を示す。Fig. 5 には、対応実船の垂線間長さを 234 m と仮想した場合の3船型の有効馬力を示した。ここで、有効馬力の算定に当って使用した摩擦抵抗係数は、シェーンヘルの算式で、表面粗度修正量 ΔC_F の値は 0.0002 を採用した。

上記の試験結果によると、満載状態及びバラスト状態における3船型間の形状影響係数 K の変化は見られない。造波抵抗係数 r_w 及び有効馬力についてみると満載状態では、A船 (low bulb)、B船 (high bulb) は全く同一であり、C船は高速域で僅かに低い結果を示すが殆んど同一といってよい。しかし、バラスト状態では3船型間の差が明らかに現われており、常用速度範囲 ($F_n = 0.15 \sim 0.18$) では low bulb のA船の抵抗性能が最も悪く、B船、C船の順に抵抗が改善されており、定格出力付近 ($F_n \div 0.175$) では low bulb のA船に比べて high bulb のB船は約 2.3%、又バラスト状態の船首部横断面積曲線形状を fine にして hollow としたC船は約 7.1% 抵抗性能 (EHP) が改善されている。

本試験の結果によれば広幅肥大中型船型において主船体の形状及びその船首バルブの大きさを一定におさえた場合、軽喫水状態の抵抗性能を改善する方策として、その状態の船首部分における横断面積曲線の形状を fine にして、S.S. No. 9³/₄ 付近より前方の形状を若干 hollow 気味とし、エントランス・アングルを小さくすることが考えられる。この考え方を実行するために high bulb 形状の採用やバルブの突出量を増加する方法等が併せて考えられる。

PART 2. 広幅肥大中型船の船尾形状が推進性能に及ぼす影響に関する試験例

広幅肥大中型船の省エネルギー対策の一つとして、取りあげられている「低回転大直径プロペラ」を装備したときの船尾形状に関しては、その形状の適正化に十分な考慮が行われないと、船尾まわりの流れに剝離を生じて、思わない抵抗の増加やスラスト減少係数の増大に伴う船体効率の低下を招き、期待した程の省エネ効果が得られない場合がある。このような試験例を以下に報告する。

1. 船型および模型船等 対象とした実船は、載貨重量約 3万 5千トン、垂線間長さは約 165 m の広幅

肥大船で、これに対応する模型船は 5.6 m のパラフィン製である。

船型D船は、在来の一般的な船舶が装備している通常のプロペラ回転数に比べて約 30% 程回転数を低くするように大きな直径をもつプロペラを装備する計画で設計されたものである。このD船は、大きな直径のプロペラを装備するため、スクリュー・アパーチャーを大きく広げ、かつ貨物艙の容積を増大する必要から機関室をできるだけ後方に配置したことによりプロペラ前方の船尾部の形状が肥大している。

後述のように、このD船の試験結果は当初期待した程の性能が得られなかったので、改良船型としてE船を設計した。このE船は船尾形状の適正化を狙って、Fig. 6 に示すように、D船の舵の取り付け位置を、実船寸法で 1 m 程後方にずらすとともにスクリュー・アパーチャーも後方に移動させ、かつ主船体の後半部を若干瘠せさせ、その瘠せさせた排水量の差分を前半部に移して船尾端部の水線のラン・アングルを小さくなるように調整した。このような船型の修正は、本対象船の常用速度範囲においては、その抵抗の大半は粘性抵抗であることを考慮して、船体前半部を若干肥大させることによる造波抵抗の増加よりは、船体後半部を瘠せさせたことによる粘性抵抗の減少が大きいと推測した結果である。

この結果、プロペラの 0.7R (上方) の点を通る水線のラン・アングルは、D船では 37° であったが、E船では 30° となっている。また、スクリュー・アパーチャーの上方のオール部分を通る 9 m W.L. のラン・アングルがD船では 54° であったものを、船尾端部の水線形状を fine にするため、E船のスクリュー・アパーチャーをD船のものより小さくすることによって 30° 程度になるようにした。このためE船に装備するプロペラ直径はD船に比べ小さくなっており、これに対応するプロペラの回転数は、在来船装備の通常プロペラの回転数に比べ、約 15% 程低くなるように計画を変更したものである。

D船及びE船の両船型の横截面積曲線及び水線面形状を示すと Fig. 7 及び Fig. 8 となる。

両船型に対応する模型船の主要目等を Table 3 に、また両模型船の自航試験に用いた模型プロペラの要目を Table 4 に示した。

2. 試験状態 両船型とも満載状態 (イーブン・キール) 及びバラスト状態 (63.5% 排水量状態, 1.1% L_{FP} 船尾トリム) の2状態について、抵抗及び自航

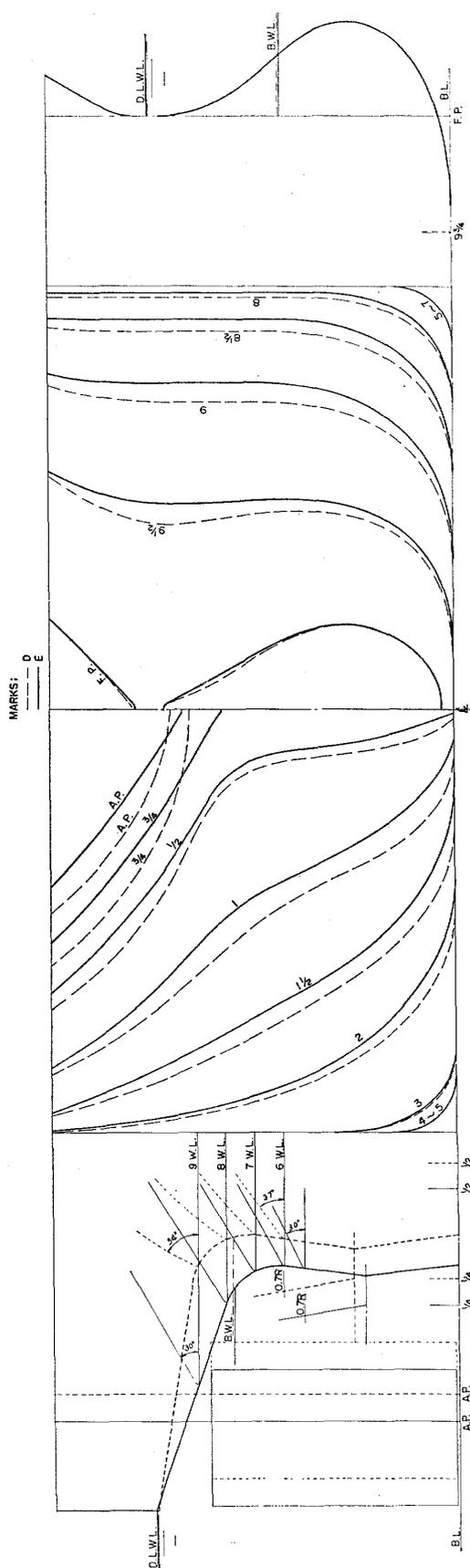


Fig. 6 Body Plan, Stem and Stern Profile, and Rudder

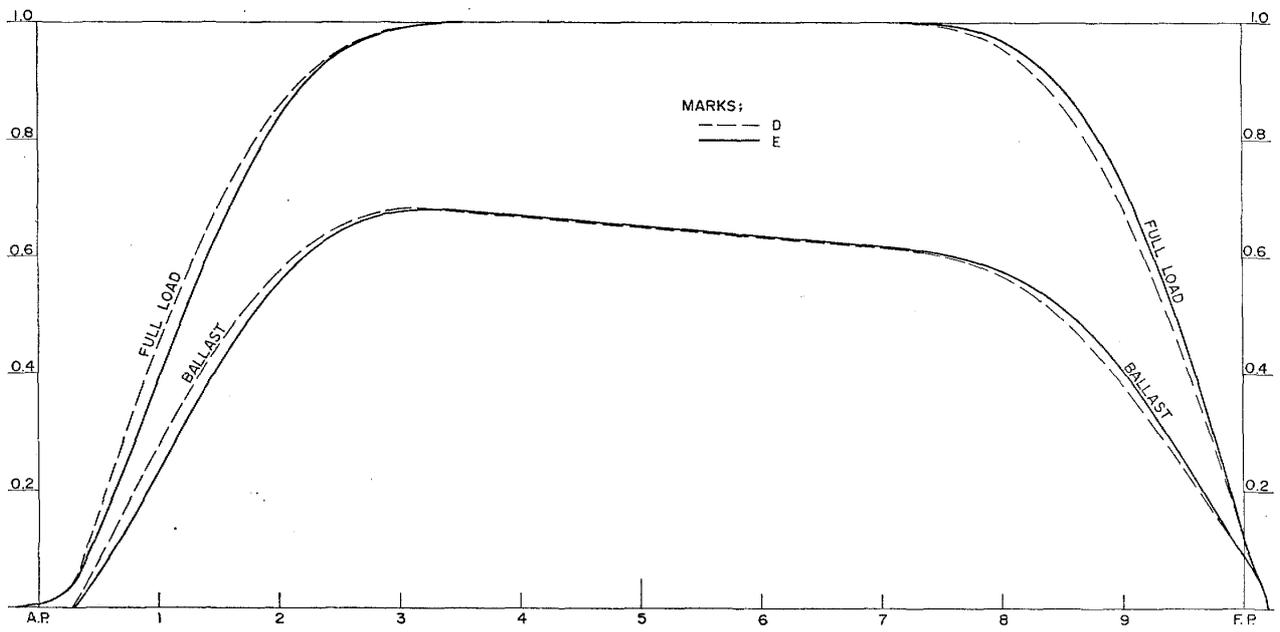


Fig. 7 Sectional Area Curves

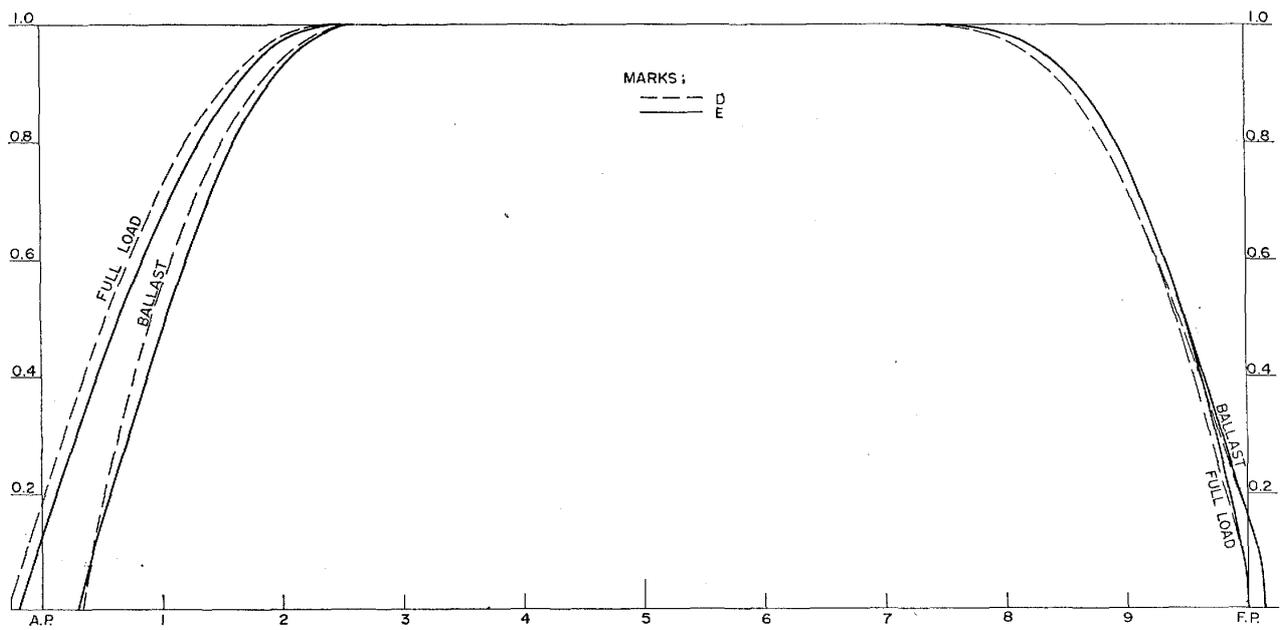


Fig. 8 Water Plane Curves

Table 3 Particulars of the Model Ships

船 型	D		E	
L_{PP} (m)	5.6000 (165.0)		5.6000 (166.0)	
LWL (m)	5.7425 (169.2)		5.7080 (169.2)	
CONDITION	FULL LOAD	BALLAST	FULL LOAD	BALLAST
V_M (m ³)	1.6327	1.0387	1.6082	1.0195
S_M (m ²)	8.262	6.773	8.190	6.728
L/B	5.50		5.534	
B/d	2.857	4.361	2.857	4.360
TRIM (% L_{PP})	0	1.11	0	1.11
C_B	0.803	0.779	0.801	0.774
C_P	0.807	0.786	0.805	0.781
C_M	0.995	0.992	0.995	0.992
l_{cb} (% L_{PP})	-2.329	-1.337	-3.003	-2.033
∇/L^3 ($\times 10^{-3}$)	9.30	5.91	9.16	5.81
D_P/L ($\times 10^{-2}$)	4.20		3.67	
BULB SIZE (% A_M)	12.1		12.1	

Table 4 Particulars of the Model Propellers

	D	E
DIA (m)	0.2350 (6.924)	0.2040 (6.047)
d/D	0.180	0.180
H/D	0.750	0.770
A_e	0.650	0.650
B.T.R.	0.050	0.050
θ°	10°	10°
z	5	5
SECTION	AU	AU

REMARKS; () The Values of Actual Ship

試験を実施した。

両模型船の試験状態を Table 3 中に示す。

3. 試験結果及び考察 試験結果の解析方法は、水抵抗を剰余抵抗と摩擦抵抗に分ける、いわゆる二次元解析法を採用し、摩擦抵抗の算定には、シェーンヘルの算式を使用した。

(48)

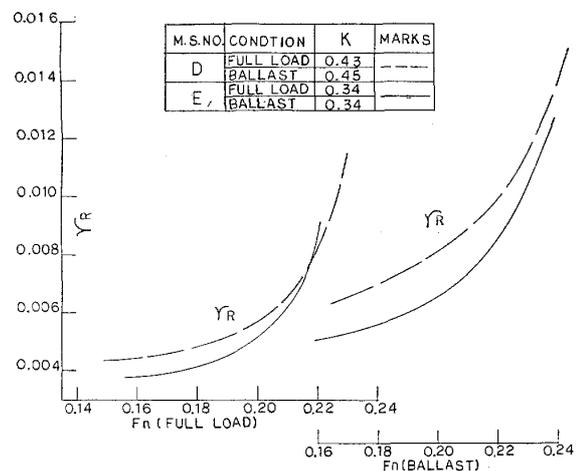


Fig. 9 Results of Resistance Tests

また、実船の有効馬力等の算定に当たって、実船に対する表面粗度修正量 ΔC_F を $+0.0001$ とした。また、形状影響係数 K を求めるため、造波抵抗を生じない低速域の抵抗試験も実施した。

両船型の抵抗試験の結果を剰余抵抗係数 r_R の形で比較したものを Fig. 9 に示し、同図中には、試験により求めた形状影響係数 K の値を参考のために示し

M. S. NO.	CONDITION	MARKS
D	FULL LOAD	○
D	BALLAST	□
E	FULL LOAD	○
E	BALLAST	□

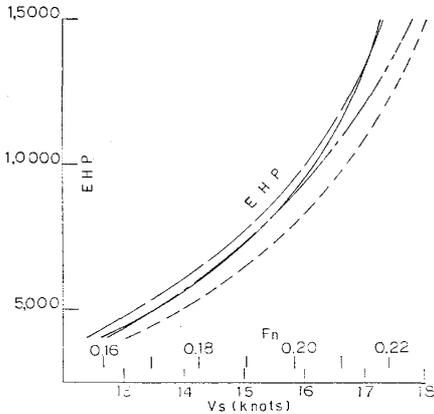


Fig. 10 EHP Curves

ておいた。また、これらの試験結果に基づいて算定した実船の有効馬力の比較を Fig. 10 に示す。

これによると、D船はE船に比べて、両載貨状態とも抵抗は高くなっており、これはプロペラの船尾部が肥大しているため船尾部まわりには剝離した流れが存在しているためと考えられる。このことは、形状影響係数 K の値からも推測される。

自航試験の結果を、スラスト一致法により解析して

求めた両船型の自航要素を Fig. 11 に載貨状態別に比較して示す。これを見ると、D船の実験点の「バラツキ」は、E船のものに比べて両載貨状態とも大きい。特に伴流係数 w_T において甚しい。Fig. 12 及び Fig. 13 に、両船型の計画速力付近の速度における自航試験時のトルク及びスラスト変動記録の比較を示した。

これによると、D船のトルク及びスラストの変動は、E船に比べ甚しく大きい。模型船の船型試験において、このような現象を生ずる船型は、実船において操縦性能、キャビテーション、プロペラによる振動・騒音の面で、極めて好ましくないものと考えられる。

なお、参考のため住友重機(株)平塚研究所永松氏の「模型船による自航試験における不安定現象」の予測チャート²⁾中に、本試験に用いた両船型の値を△印でプロットして見ると Fig. 14 に示したようになる。

Fig. 15 は、これらの試験結果を基に両船型について実船の制動馬力曲線を示したものである。また、Table 5 には定格出力付近における両船型の抵抗及び推進性能を各載貨状態毎に比較したものである。

D船の平均的な伴流係数 w_T は、プロペラ直径がE船のものより約 14% も大であるにもかかわらず、プロペラ前方の船尾が肥大しているため大きな値となり、プロペラ直径の小さいE船と比べて満載状態計画

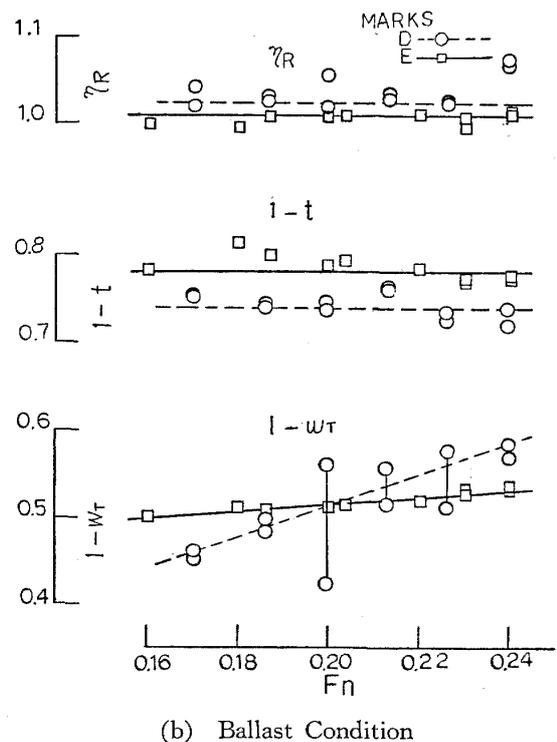
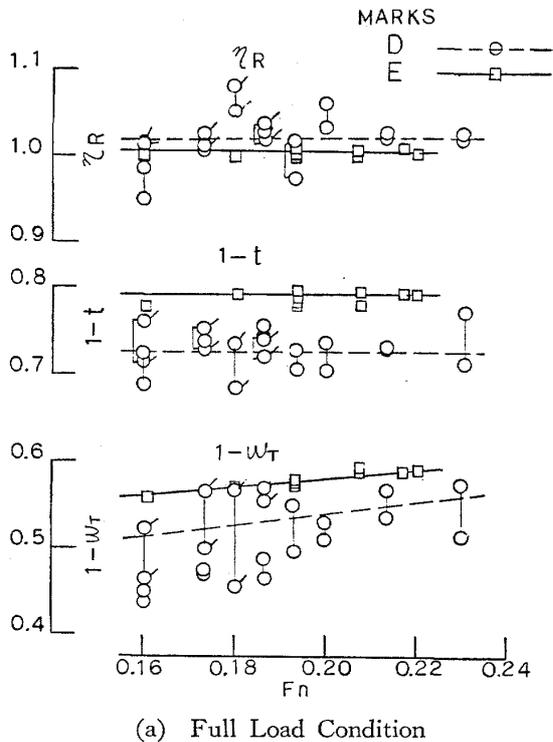


Fig. 11 Self-Propulsion Factors

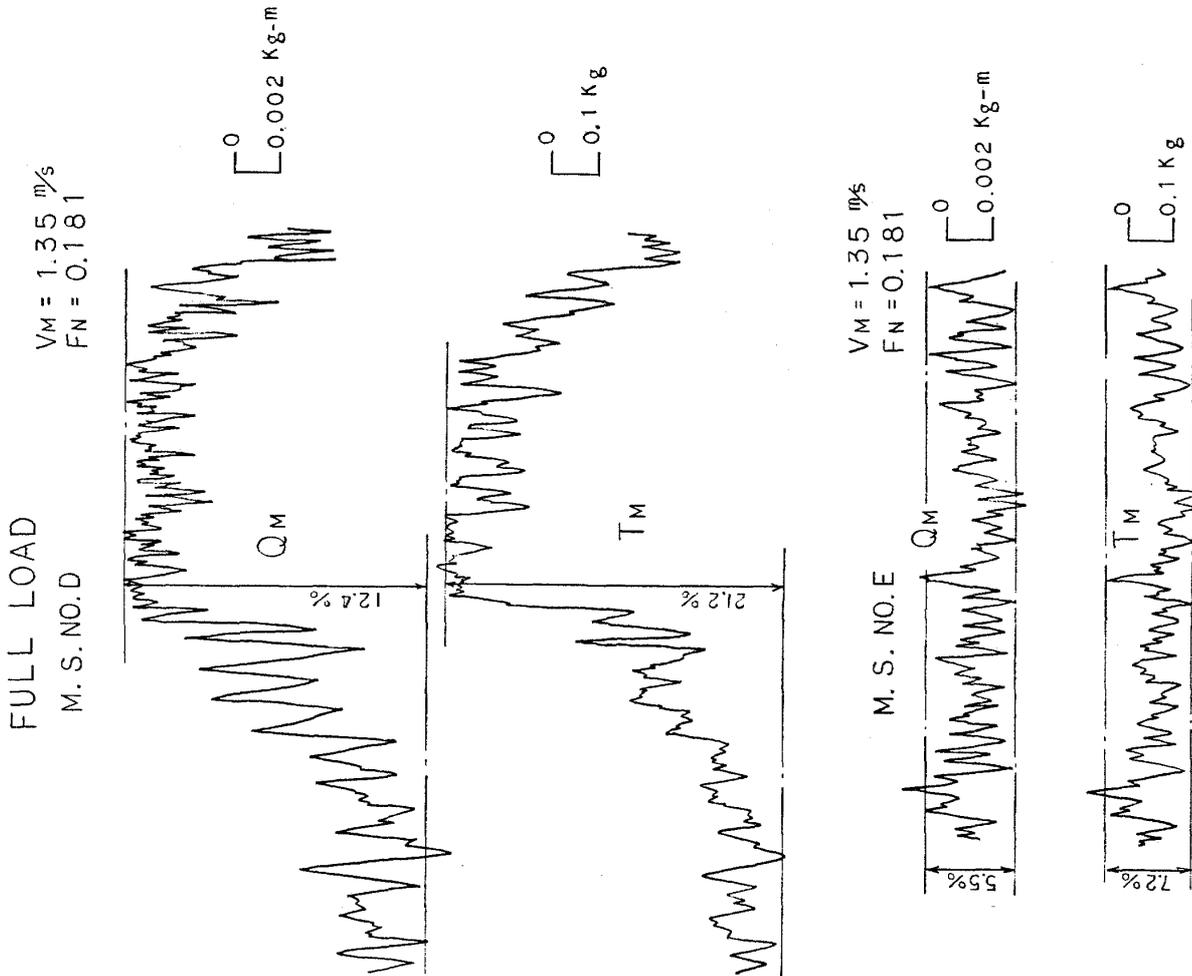


Fig. 12 Example of Records of Torque and Thrust Fluctuation at the Self-Propulsion Tests (Full Load Condition)

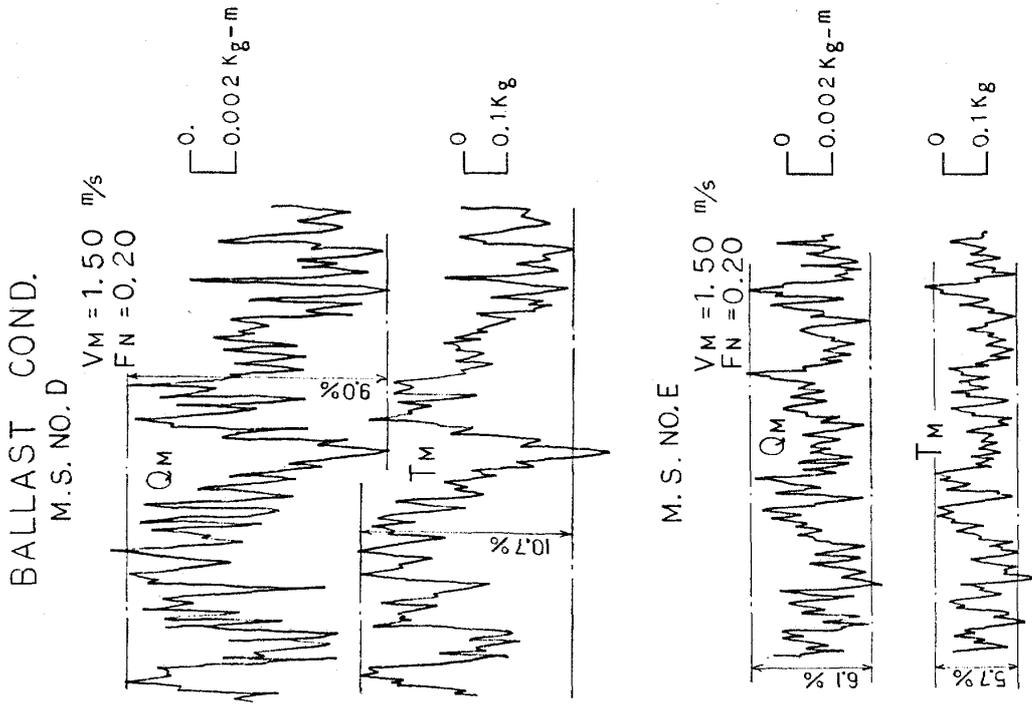


Fig. 13 Example of Records of Torque and Thrust Fluctuation at the Self-Propulsion Tests (Ballast Condition)

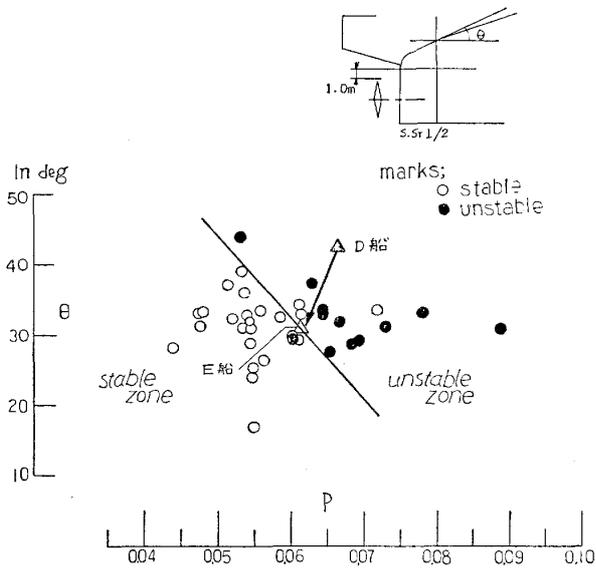


Fig. 14 Nagamatsu's Diagram of Quick Checking on Unstable Phenomena at Self-Propulsion Tests (Full Load Condition)

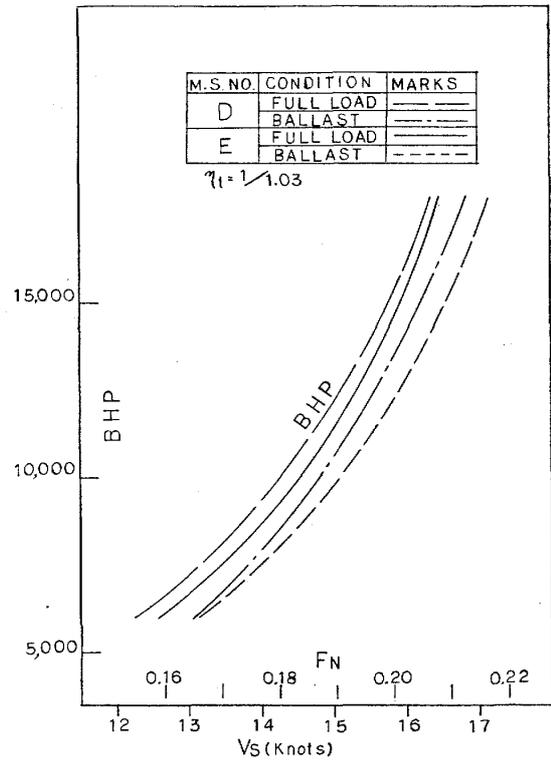


Fig. 15 BHP Curves

Table 5 Comparison of Propulsive Performance at about Designed Speed

項目	COND. 船型	FULL LOAD ($F_n=0.19$)		BALLAST ($F_n=0.20$)	
		D	E	D	E
D船型に対する r_R の増減		—	13.5% 減	—	23.4% 減
" EHP "		—	6.3% 減	—	12.7% 減
" η "		—	2.5% 有利	—	0.1% 有利
" DHP "		—	9.0% 減	—	12.7% 減
" RPM "		—	22.5% 増	—	20.4% 増
$1-t$		0.725	0.790	0.740	0.780
$1-w_{TM}$		0.532	0.575	0.514	0.514
$1-w_S/1-w_M$		1.22	1.15	1.21	1.22
$1-w_S$		0.649	0.662	0.622	0.630
η_H (S)		1.117	1.195	1.190	1.239
η_0 (S)		0.570	0.554	0.562	0.551
η_R		1.020	1.005	1.025	1.005
K		0.43	0.34	0.45	0.34

速力付近で見ると大きく、バラスト状態計画速力付近では殆ど同一となっている。一方D船のスラスト減少係数 t もE船に比べ、両状態とも甚しく増大して船体効率の低下の要因となっている。前述のようにD船は船尾形状の肥大による抵抗増加が大きいこともD船型の推進性能の悪くなる主要な原因となっている。

本試験例に見るように、「低回転大直径プロペラ」を装備することにより推進性能の改善を図ろうとする

場合、船尾形状の適正化を欠くと思わぬ悪い結果を生じて、目標とする省エネ効果を達成することができないことがある。

参 考 文 献

- 1) 第52回 JTTC 第1部会資料「自航試験における不安定現象例と線図」, 住友重機械株式会社
永松秀一, 竹川正夫