

高速コンテナ船型の総合的船型試験

足達宏之*・塩沢政夫*・不破 健*

On the Analysis of the Synthesized Tests of a High-speed Container Ship Model in Towing Tank

By

Hiroyuki ADACHI, Masao SHIOZAWA and Takeshi FUWA

Abstract

An attempt has been made on the analysis of a high speed container ship ($L_{pp}=10.0$ m) by means of the synthesized tests in towing tank. The synthesized tests are composed of:

1. Resistance test
2. Self-propulsion test
3. Propeller open test
4. Measurement of wake at propeller disk
5. Wave analysis
6. Wake survey.

Although the concept of the synthesized tests in towing tank is not established, it will be worth while analysing a ship by results of experiments in many aspects. Among the interesting results obtained here, the difference of wave resistance between resistance and self-propulsion test, and the separation of resistance component and the behavior of wake at the stern region are most important ones. For these problems we have to make intensive investigation in order to find out the better way for the evaluation of resistance and self-propulsion properties of a ship.

目 次	
1. まえがき	4.5 船尾後流計測
2. 模型船および模型プロペラ	5. 試験結果および考察
3. 試験状態	5.1 抵抗および自航試験
4. 試験方法	5.2 プロペラ単独試験
4.1 抵抗および自航試験	5.3 プロペラ位置伴流計測
4.2 プロペラ単独試験	5.4 後続波形計測
4.3 プロペラ位置伴流計測	5.5 船尾後流計測
4.4 後続波形計測	6. あとがき

【記号表】

$$C_T = \frac{R_T}{1/2 \cdot \rho V^2 S} \quad \text{全抵抗係数}$$

$$C_W = \frac{R_W}{1/2 \cdot \rho V^2 S} \quad \text{造波抵抗係数}$$

$$C_R = \frac{R_R}{1/2 \cdot \rho V^2 S} \quad \text{剩余抵抗係数}$$

* 推進性能部 原稿受付: 昭和49年9月1日

$C_F = \frac{R_F}{1/2 \cdot \rho V^2 S}$	摩擦抵抗係数
$C_{WP} = \frac{R_{WP}}{1/2 \cdot \rho V^2 S}$	Wave Pattern Resistance 係数
$C_{VW} = \frac{R_{VW}}{1/2 \cdot \rho V^2 S}$	Viscous Wake Resistance 係数
$r_{TS} = \frac{R_{TS}}{1/2 \cdot \rho V^2 V^{2/3}}$	実船の全抵抗係数
$\Delta C_F = \frac{\Delta R_F}{1/2 \cdot \rho V^2 S^2}$	粗度修正係数
$A(\theta)$	船の波の振幅関数

$$\text{ここで } C_{WP} = 2\pi \int_0^{\pi/2} [A(\theta)]^2 d\theta$$

$$H_0 - H \quad \text{Total Head Loss}$$

$$\text{ここで } G = \rho g \int (H - H_0) dy$$

$$R_{VW} = \int G dz$$

$$K_T = \frac{T}{\rho n^2 D^4} \quad \text{スラスト係数}$$

$$K_Q = \frac{Q}{\rho n^2 D^5} \quad \text{トルク係数}$$

$$J = \frac{V_A}{nD} \quad \text{前進係数}$$

$$p' = \frac{2\pi n Q}{1/2 \cdot \rho v^3 V^{2/3}} \quad \text{馬力係数}$$

$$t' = \frac{T}{1/2 \cdot \rho v^3 V^{2/3}} \quad \text{推力係数}$$

$$n' = \frac{V^{1/3} n}{v} \quad \text{回転係数}$$

1. ま え が き

近年、水槽における模型船の実験より実船の航海性能を推定する際に、ますます高い精度が要求されるようになりつつある。このため、波形解析による造波抵抗の推定、船尾後流計測による粘性抵抗の推定等の新しい抵抗解析の手法が開発され、多くの水槽において利用されるようになった。しかしながら、これらの新しい手法による船型試験は、実験および解析に多大の時間を要するため、日常的な水槽試験としては用いられることが少なく、また、これらの手法により得られた実験結果についても、その船型試験法における、位置づけおよび意味づけが確立されていないために、貴重な実験結果が十分活用されているとはいえない。したがって、これらの問題は、いまだ、将来の研究に待つところ大である。

(48)

現在のところ、波形解析、船尾後流計測等を含む総合的船型試験の例は数少なくそのデータも貴重なものと思われる。いま、ここでいう総合的船型試験とは、平水中における船型評価試験のうち、次のような試験からなるものである。

1. 抵抗試験
2. 自航試験
3. プロペラ単独試験
4. プロペラ位置伴流計測
5. 波形解析
6. 船尾後流計測

各試験には、それぞれいくつかの計測方法および解析法があるが、各試験の目的にあえばどの方法でも良いと考える。

これらの試験から得られる結果を相互に結びつけ、ある船型についての推進性能の総合的判定の資料を得ようとするわけであるが、(社)日本造船研究協会の第138研究部会の“高速コンテナ船の馬力推定法の精度向上に関する研究”の中の“抵抗成分分離に関する研究”の一貫として高速コンテナ船型について総合的船型試験を行う機会を得たので、ここに結果を公開し、さらに合理的、かつ高精度な船型試験への研究に役立つことを期待したい。

SR-138 部会の研究において船舶技術研究所以外でも長さの異なる模型船に対して同じような総合的船型試験が行われ、相似模型船としての結果の比較も行われている。

2. 模型船および模型プロペラ

供試船型は1軸のコンテナ船であり、対応する実船として次のようなものを想定している。

想定実船：平均的な1000個積みコンテナ船型とし、要目は次のようなものである。

$$L_{pp} = 195.00 \text{ m}, \quad B = 30.00 \text{ m}, \quad d = 10.50 \text{ m}$$

$$L/B = 6.5, \quad B/d = 2.86$$

$$C_b = 0.57, \quad C_m = 0.97, \quad C_F = 0.59, \quad C_W = 0.72$$

$$l_{ob}; 1.4\% L_{pp} \text{ 船体中央より後方}$$

模型船については、要目を Table 1 に、正面線図および船首尾形状を Fig. 1 に、また、横断面積曲線を Fig. 2 に示す。

模型船は木製であり、ウレタン塗装(ライト・グリーン)され、S.S. 9 $\frac{1}{2}$ に 10 mm ピッチに高さ 1 mm の台形スタッドを乱流促進用として植えてある。

(Photo 1)

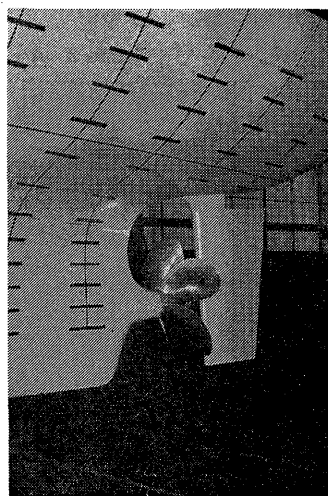
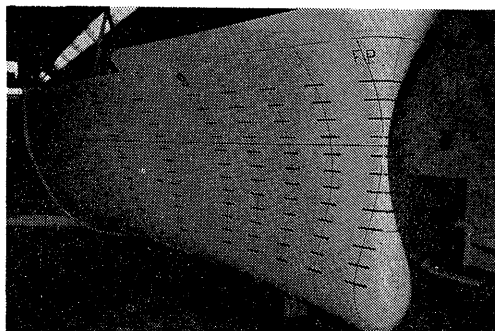
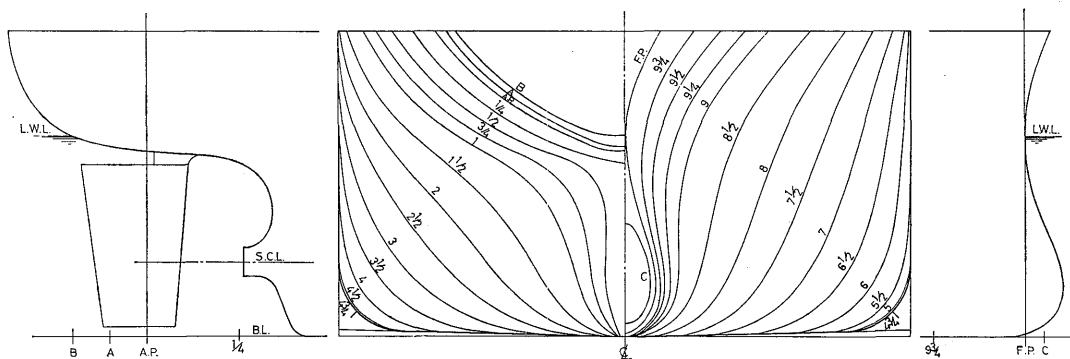
Table 1 Principal particulars of ship and model

Load cond.	Ship		10 m Model	
	Full	Trial	Full	Trial
L_{pp} (m)	195.0		10.000	
L_{DWL} (m)	198.9		10.200	
B (m)	30.0		1.5385	
d_M (m)	10.50	6.876	0.5385	0.3526
Trim (%)	0	1.0 A	0	1.0 A
Δ_a	36,015 ^t	21,609 ^t	4,738.7 ^{kg}	2,843.2 ^{kg}
S_a (m ²)	7,059	5,428	18.564	14.275
C_b	0.572	0.524	0.572	0.524
C_p	0.589	0.549	0.589	0.549
C_m	0.970	0.954	0.970	0.954
l_{ob} (%)	1.411	0.484	1.411	0.484
L_{pp}/B	6.50	6.50	6.50	6.50
B/d	2.86	4.36	2.86	4.36

模型船の製作精度を、Table 2 に示す。

模型プロペラは、実船の要目にあわせて設計されたもので、その要目を Table 3 に、また、形状図を Fig. 3 に示す。Table 4 には、模型プロペラの製作精度を示す。

模型船、模型プロペラとも全般的に良好な状態にあり、精度も模型が大なるために十分であったといえる。

**Photo 1** Model ship and propeller**Fig. 1** Body plan, stern contours of M.S. No. 0180

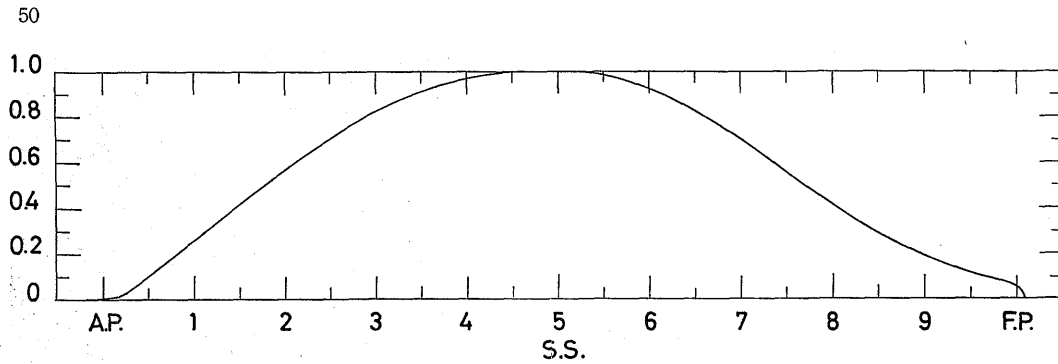


Fig. 2 Sectional area curve of M.S. No. 0180

E_y (%) Table 2 Accuracy of manufacture of M. No. 0180

S.S. No. \ W.L. No.	1/2	3/4	1	1 1/2	2	3	4	5	6
4	0.004 0.015	0.013 0.009	0.004 0.006	0.012 0.004	0.006 0.005	0.015 0.021	0.009 0.034	0.001 0.009	0.010 0.008
7	0.004 0.018	0.018 0.014	0.018 0.010	0.019 0.013	0.025 0.018	0.017 0.028	0.002 0.032	0.009 0.009	0.008 0.010
10.5	—	—	0.022 0.017	0.025 0.001	0.018 0.013	0.010 0.019	0.010 0.017	0.009 0.009	0.014 0.005

S.S. No. \ W.L. No.	7	8	8 1/2	9	9 1/4	9 1/2	9 3/4	F.P.
4	0.010 0.013	0.001 0.005	0.002 0.004	0.001 0.002	0.015 0.002	0.013 0.0	0.005 0.005	0.022 0.012
7	0.009 0.009	0.014 0.002	0.004 0.009	0.001 0.004	0.009 0.004	0.010 0.0	0.009 0.004	0.018 0.012
10.5	0.009 0.009	0.008 0.012	0.002 0.008	0.010 0.006	0.017 0.017	0.012 0.005	0.014 0.004	0.022 0.010

E_x (%) = 0.04%

Remarks:

$$E_y = \frac{|H(x, z) - H_m(x, z)|}{B/2} \times 100, \quad E_x = \frac{|L - L_m|}{L} \times 100$$

Breadth of ship $y = H(x, y), y_m = H_m(x, y)$ (Measured value)

Max. breadth of ship B

Length of ship L, L_m (Measured value)

Table 3 Particulars of the Model Propeller

Particulars			
Diameter (mm)	364.10	Boss ratio	0.200
Pitch (const.) (mm)	375.38	Blade section	MAU-5
Pitch ratio (const.)	1.0310	Number of blades	5
Expanded area ratio	0.7451	Rake (deg.)	6
Boss diameter (mm)	72.82	Direction of rotation	Right

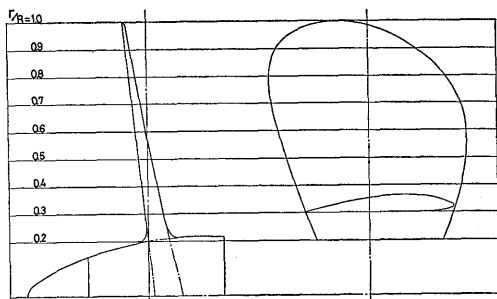


Fig. 3 Contours of M.P. No. 0090

Table 4 Accuracy of manufacture of M.P. No. 0090

(unit: mm)

	Design value	Measured value
Dia-meter	364.10	Blade No. 1 363.9
		2 363.6
		3 363.7
		4 363.7
		5 363.7
Rake	6° 1 cm~1.05 mm	1 cm~1.04 mm
Boss	Face 77.9 φ	78.0 φ
	Back 52.1 φ	52.2 φ
Pitch	375.38	Blade No. 1 mean 376.8
		2 " 376.6
		3 " 377.1
		4 " 377.3
		5 " 376.6

3. 試験状態

試験の載貨状態は満載および試運転状態（排水量を満載の60%とし、1% L_{pp} 船尾トリム）の2状態であり、それぞれ曳航および自航状態の実験を行った。これを Table 5 にまとめて示す。

実験は1973年11月から12月にかけて実施されたが、

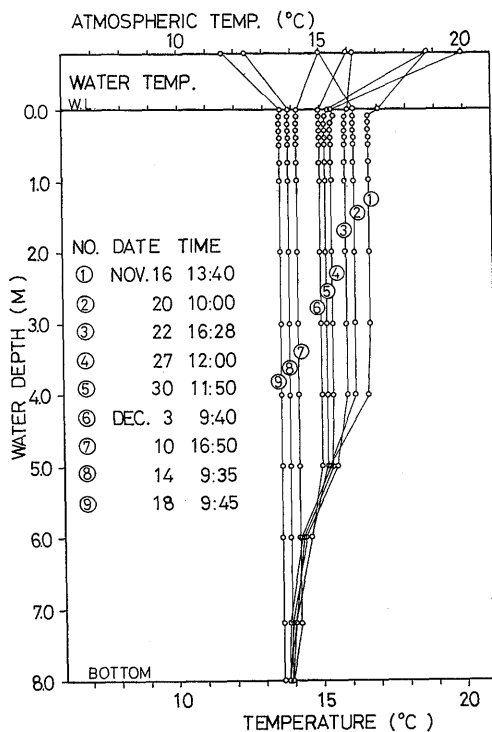


Fig. 4 Distribution of water temperature

Table 5 Test condition

	Full load V_F	Trial 60% V_F , 1% trim by stern	Remarks
Resistance test	$F_n=0.03\sim0.316$	$F_n=0.03\sim0.338$	With boss & rudder
Self-propulsion test	$F_n=0.17\sim0.316$	$F_n=0.17\sim0.338$	With propeller & rudder Friction correction
Wake measurement	$F_n=0.267$	$F_n=0.302$	With boss Without rudder
Free wave measurement	$F_n=0.236, 0.250, 0.267, 0.289, 0.316$	$F_n=0.258, 0.277, 0.302, 0.316, 0.333$	$Y=3.5$ m from ship center line
Wake survey by pitot traverse	$F_n=0.250, 0.267, 0.289$	$F_n=0.150, 0.277, 0.302, 0.316$	5 m aft. from A.P.

その時の水槽の水温分布を Fig. 4 に示す。水温分布は、深さ方向にほぼ垂直の曲線であり、吃水の大きな模型船の実験には理想的な状態にあったといえる。

4. 試験方法

実施した試験につき、計測法および解析法の概略を以下に記述する。実験は、プロペラ単独試験を中水槽²⁾

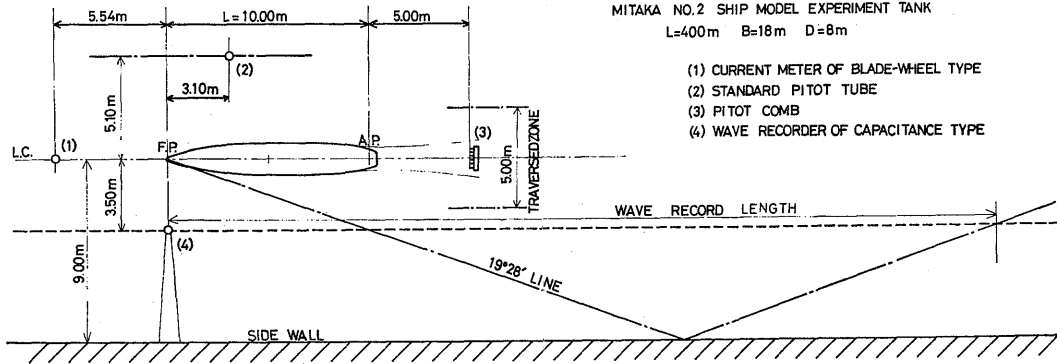


Fig. 5 Relative position of meters in various measurements

計測は、対地速度、対水速度、抵抗値および船首尾部の沈下量について行われ、計測値はデジタル記録されたが、抵抗値についてはペンレコーダによるアナログ記録も行った。剰余抵抗係数 C_R は I.T.T.C.-1957 Ship Model Correlation Line を用いた 2次元解析法により、また造波抵抗係数 C_W は Hughes の Friction Line を用いて、3次元解析法によって計算され、Form Factor K は低速域で C_T Minimum 法⁴⁾ により求めた。船体沈下量およびトリム量は、F.P., A.P. における沈下量より計算された。

自航試験は、Table 5 に示す状態で行われ、計測には大型自航動力計³⁾を使用した。粗度修正量を $\Delta C_T = 0.2 \times 10^{-3}$ とし、I.T.T.C.-1957 Ship Model Correlation Line を用いて 2次元解析法により摩擦修正量を計算した。計測にあたっては、設定速度で走行する曳引台車に模型船が追従するように、プロペラ回転数を調整し、その時のスラスト T 、トルク Q および自航模型船と曳引台車との相対変位を記録した。トリムおよび沈下量については抵抗試験と同様に計測した。スタン・チューブの軸摩擦修正には、アイドル試験の結果を用い、また、有効伴流はプロペラ単独試験の結果より、スラスト一致法により求められた。

4.2 プロペラ単独試験

小型プロペラ単独動力計³⁾を用いて中水槽で実施し

で行った以外、すべて 400 m 水槽³⁾で行われた。船速は、船体中心線上で、船首より約 1/2 船長前方に置いた翼車型流速計による対水速度を基準にとった。実験の概要を Fig. 5 に示す。

4.1 抵抗および自航試験

抵抗試験は、Table 5 に示す状態で行われた。小型抵抗動力計およびガイドを兼ねたトリム計³⁾を用い、

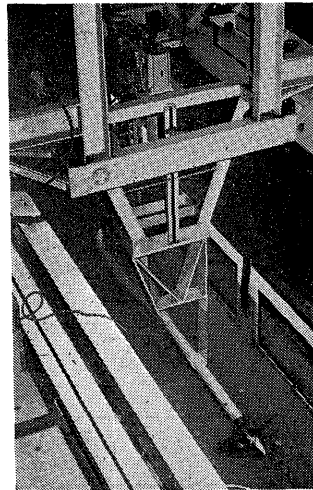


Photo 2 Propeller open test

た。(Photo 2) 標準深度 $I/D=1.0$ で回転数 $n=8$ r.p.s. (一部分 7 r.p.s.) を一定に保ち、前進速度 v_A を変えて、スラスト T 、およびトルク Q を計測した。また、ボス修正も行っている。

4.3 プロペラ位置伴流計測

Table 5 に示す状態で、Fig. 6 に示される位置につき、流速および流向を、N.P.L. 型 5 孔ピトー管⁵⁾を用いて計測した。ピトー管位置の移動は、模型船舶

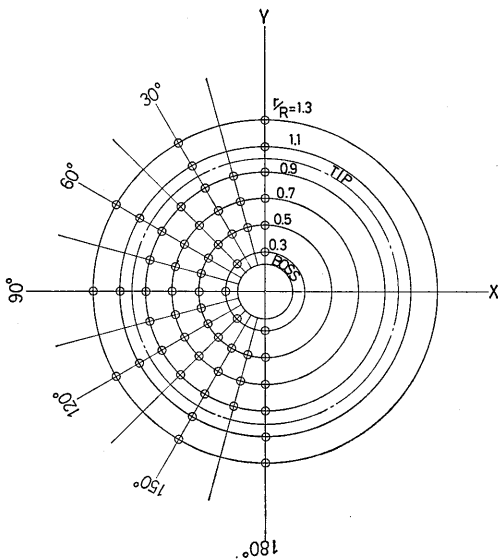


Fig. 6 Position of pitot tube in wake measurements

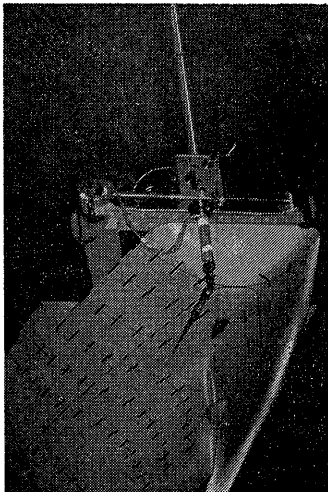


Photo 3 5-hole pitot tube at propeller position

尾に取り付けた移動装置で行われ、圧力はマンメータの水頭を感光紙に焼き付けて記録された。計測系の静定時間の関係で計測は1点ずつ行われた。(Photo 3)

模型船は、舵およびプロペラをはずし、プロペラボスのみをつけた状態であり、舵以外は抵抗試験時と同じ状態である。

4.4 後続波形計測

後続波形の計測は 400 m 水槽の中央部付近に張り出した波高計架台に波高計を取り付けて行われた。計

測機器としては波高計測装置（容量型波高計，アンプ類），光電式合図マーク装置，波高計キャリブレーション装置および記録器類（データレコーダ，ペンレコーダ）を用いた。

波高計は模型船の中心線より $0.35L_{pp}$ 離れた所に設置し，波形記録の基準点は船の F.P. が波高計と一致する点とし，合図マーク装置により基準点を合わせた。Fig. 5 に計測の概要が示されている。有効計測長さは基準点より約 50 m である。

計測は Table 5 にある状態，速度につき，抵抗および自航試験時に行い，同時に船側波形写真の撮影も行った。

記録は電子計算機で処理され，造波抵抗は，Longi-

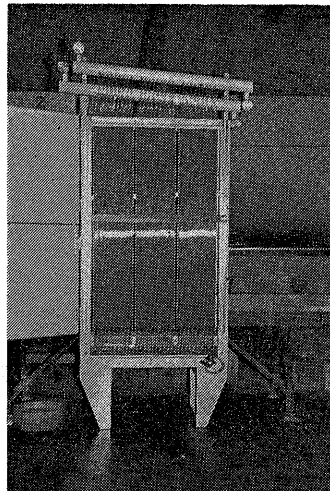
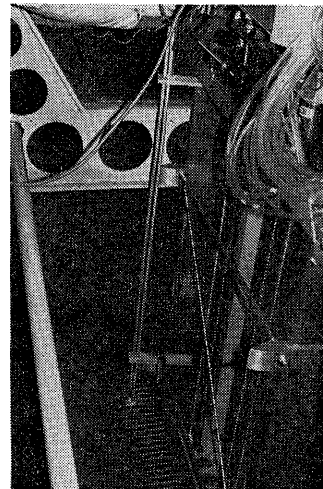


Photo 4 Pitot comb and manometer for pitot traverse

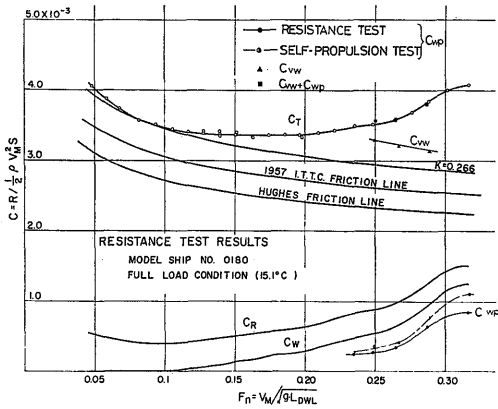


Fig. 7 Resistance coefficients at full load condition

tudinal Cut 法により波形の打ち切り修正を行って求められた⁶⁾。

4.5 船尾後流計測

模型船長さが大きく、また、計測領域が広がったため、補助台車を利用して計測装置を取り付けた³⁾。

試験に使用した計測装置は次のものである。楕形ピトー管、ピトー管移動装置、マンメータ (以上を Photo 4 に示す)、標準ピトー管および波高計。

Fig. 5 に配置が示されているが、楕形ピトー管は模型船の A.P. より、 $0.5L_{pp}$ 後方に、標準ピトー管は船の中心より左舷側 $0.4L_{pp}$ の位置に深さ 0.5 m の所に設置された。

後流の計測範囲は、横方向は船体中心線より左舷側 2.5 m まで、深さ方向は 50 mm ピッチで、静止水面下 50 mm より 700 mm までとした。計測位置における水面変位は後流計測と別に波高計で計測した。マンメータの水頭は感光紙に焼き付けて記録した。

試験状態および速度は Table 5 に示されている。Head Loss 分布を作り、これを積分するという方法で解析を行い⁷⁾、水面変位の修正をして積分し、粘性抵抗を求めた。

5. 試験結果および考察

各試験で得られた結果を示し、若干の考察を加える。

5.1 抵抗および自航試験

抵抗試験の結果を満載状態の場合を Fig. 7 に、また、試運転状態を Fig. 8 に示す。満載状態では、一般的に抵抗係数のフルード数 F_n に対する変化が少なく、hump-hollow が顕著でない。全抵抗係数 C_T は

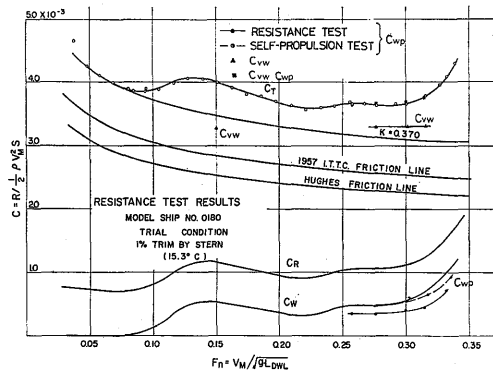


Fig. 8 Resistance coefficients at trial condition

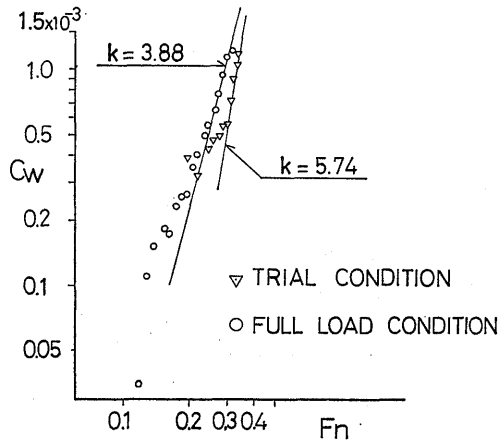


Fig. 9 Logarithmic representation of relation between C_W and F_n

$F_n=0.13\sim 0.20$ の範囲で、ほぼ平坦であり、 $F_n=0.15$ 付近で最小となっている。 $F_n=0.20$ 付近より C_T における造波抵抗成分 C_W が明らかになり始め、hump-hollow を $F_n=0.02\sim 0.03$ 間隔でくり返し、 C_W の $F_n=0.30$ 付近の立ち上りは、 F_n の 3.9 乗 (F_n^k ; $k=3.9$) に比例している。(Fig. 9)

低速域において、 $F_n=0.05$ 付近で、 L_{pp} を基準にとったレイノルズ数 R_n が、ほぼ 5×10^6 の大きさであり、この模型船の抵抗の絶対量が、抵抗動力計の容量に比し、相対的にあまり小さくないため、安定した計測値を示している。

剰余抵抗係数 C_R は $F_n=0.1$ 付近で C_T の約 12% であり、高速側 ($F_n=0.30$ 付近) では約 35% C_T となっている。 C_W は C_T Minimum 法により決めた Form Factor $k=0.266$ として求めたものであるが、

$F_n=0.1$ の少し下で、 C_W は 0% C_T であり、 $F_n=0.30$ 付近で約 30% C_T となっている。これは C_R に対する Friction Line として I.T.T.C.-1957 Line をとっているが、この模型船の満載状態の平板摩擦抵抗に対する 3 次元影響は C_T の 12% であり、Form Factor では $k=0.266$ であるということになる。

Fig. 8 に試運転状態の抵抗試験結果を示す。全般に F_n に対する抵抗係数は hump-hollow が明瞭であり、また、 $F_n=0.14$ 付近に大きな hump が存在することが、大きな特徴となっている。この低速における hump により、 C_T の最小値は $F_n=0.225$ 付近になり、 C_T の平坦部が高速域にずれた形になっている。 C_W の高速域での立ち上りは F_n の 5.7 乗になっており (Fig. 9)、満載の場合より急激な抵抗増加の割合を示している。 $F_n=0.25$ 付近における hump-hollow の位相は満載の場合より F_n で約 0.015 進んでいる。

低速域 $F_n=0.05$ 付近で C_T は、平板の摩擦抵抗係数とほぼ平行になっており、この付近の C_R は約 17% C_T である。また Form Factor $k=0.370$ であった。満載と試運転状態との 3 次元影響の比は C_R で 0.71 であり、Form Factor で 0.72 となり、 C_T Minimum 法で Form Factor k を決定することの妥当性を示しているといえよう。

自航試験の結果を満載状態の場合を Fig. 10, 11 に、試運転状態を Fig. 12, 13 に示す。Fig. 10, 12 には、スラスト係数 t' 、パワー係数 p' およびプロペラ回転

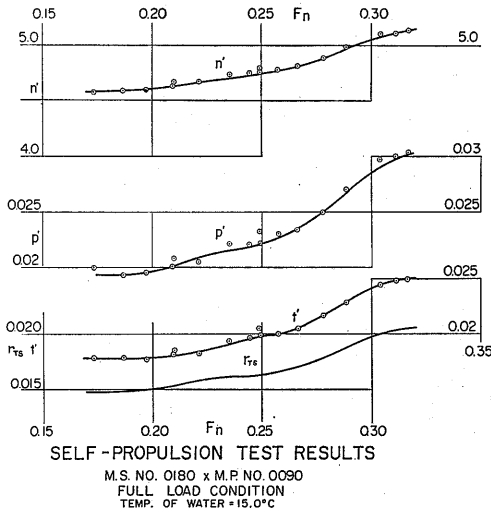


Fig. 10 Self-propulsion test results at full load condition

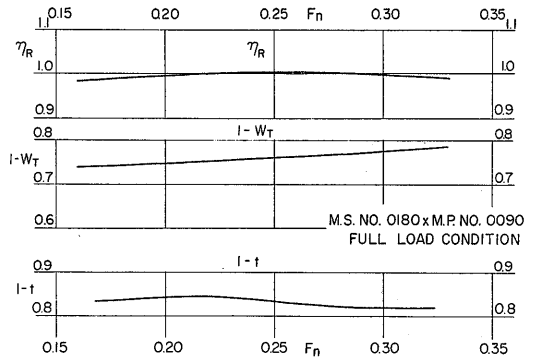


Fig. 11 Self-propulsion factors at full load condition

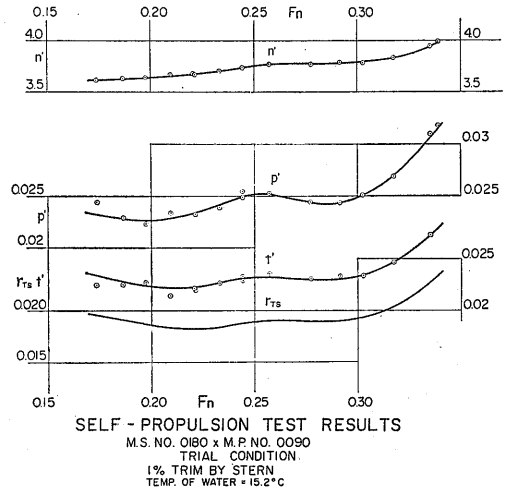


Fig. 12 Self-propulsion test results at trial condition

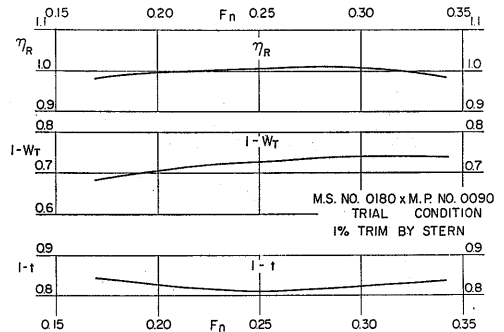


Fig. 13 Self-propulsion factors at trial condition

係数 n' が抵抗試験結果より推定した実船の全抵抗係数 r_{TS} とともに示されている。実船に対応させるために、摩擦修正を施しているが、この修正量 ΔR は、フルード数 F_n に対し、滑らかな変化をするので、抵抗試験の hump-hollow が t' にそのまま現れており、その対応する F_n は良く合っている。 n' は唯一の制御変量として t' に対応するが、無次元化の際の船速 V の次数が t' の場合より1次低いために、その hump-hollow は平滑化され、逆に p' は次数が高いために強調されている。

Fig. 11, 13 には、自航要素、すなわち、スラスト減少係数 t 、伴流係数 W_T 、プロペラ効率比 η_R を、 $1-t$, $1-W_T$, η_R として、Fairing Line で示す。満載と試運転状態とを比較すると、 $1-t$ が、やや異なった傾向を示すが、 $1-W_T$ および η_R は単調な、ほぼ似た変化をする。 $1-W_T$ のレベルは満載状態が一樣に 0.02~0.03 程度高くなっている。 η_R については、両状態とも、ほぼ 1.0 であり、大きな差はない。 $1-t$ は物理的には、プロペラの作動による船体の抵抗増加であるが、マクロ的には抵抗試験の C_R または C_W の傾向を反映している。すなわち $1-t$ は C_R または、 C_W の hump-hollow と位相を逆にした傾向を忠実に持っている。

Fig. 14, 15 に抵抗および自航試験における、沈下量とトリムの結果を示す。この結果で最も特徴的なこ

とは、満載時と試運転状態とではトリムが逆になることである。この現象は、満載状態ではイーブンキールであり、試運転状態では 1% L_{pp} のイニシャルトリムがあることから生じる。全般的にみれば、抵抗・自航状態によって大きな差異はみとめられないが、自航状態での高速域でトリムの立ち上がりが、抵抗の場合と少々異なる。

また、抵抗曲線に見られる hump-hollow がトリムに明瞭に現れ、その位置も良く対応している。平均沈下量は F_n の 2乗の関係で変化しており Kreitzer⁴⁾ による実験式と良く一致する。船側波形の写真を Photo 5 に示す。

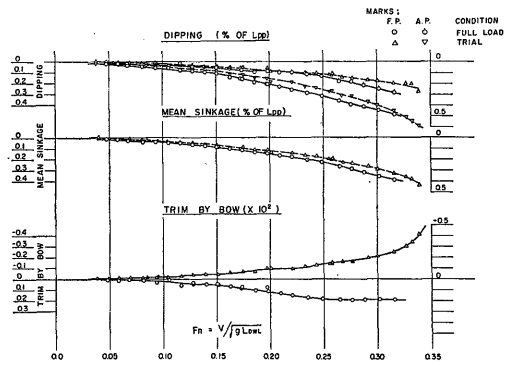
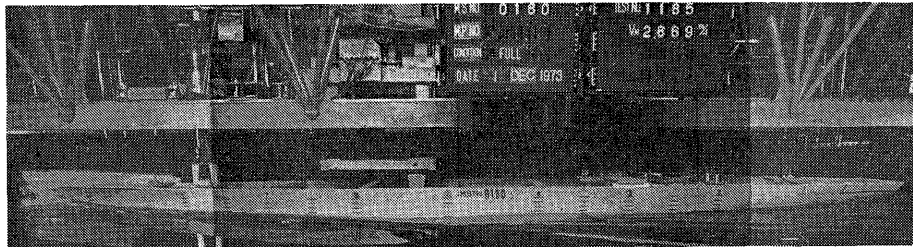
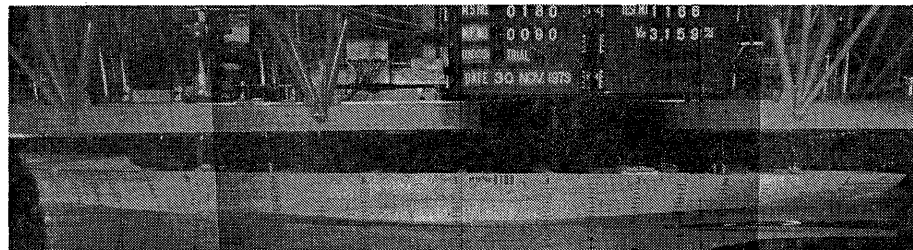


Fig. 14 Dipping, mean sinkage and trim at resistance test



(a) Wave profile (resistance test at full load condition)



(b) Wave profile (self-propulsion test at trial condition)

Photo 5

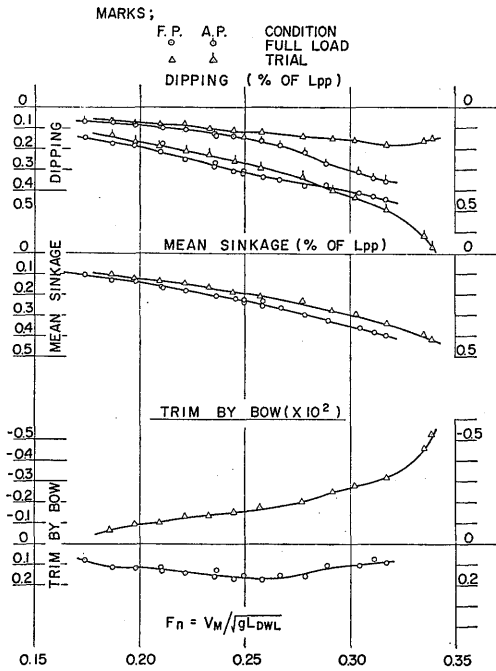


Fig. 15 Dipping, mean sinkage and trim at self-propulsion test

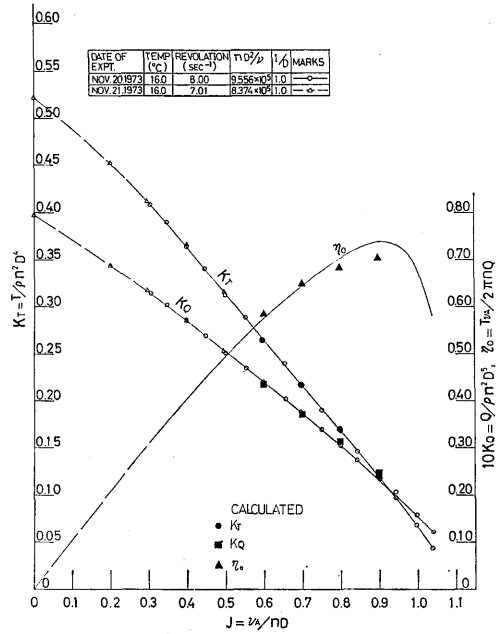


Fig. 16 Propeller open characteristic curves of M.P. No. 0090

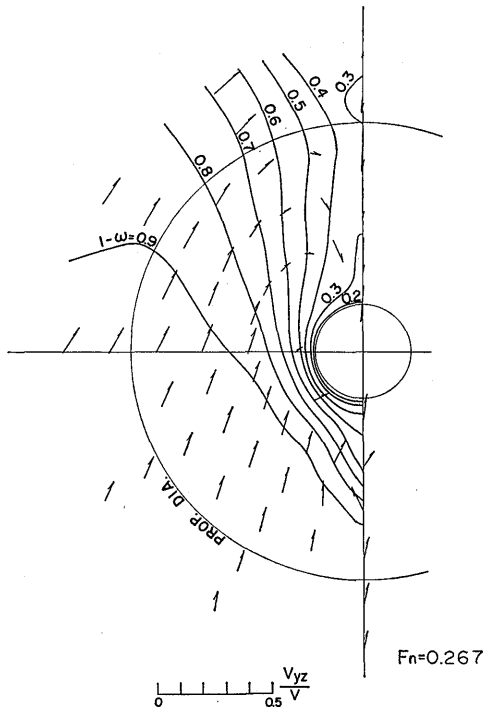


Fig. 17 Wake fraction contour curves at full load condition

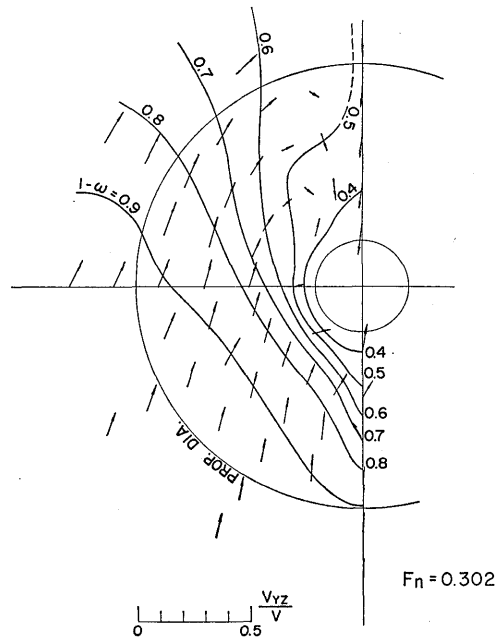


Fig. 18 Wake fraction contour curves at trial condition

5.2 プロペラ単独試験

プロペラ単独性能を Fig. 16 に示す。今回の実験では、自航状態を勘案して、プロペラ回転数を $n=8$ r.p.s. と 7 r.p.s. にしたが、この時、レイノルズ数 $R_n=9.56 \times 10^5$, 8.37×10^5 となり、臨界レイノルズ数以上で作動していたと考えられる。Fig. 16 には菅井・小山の方法⁹⁾による、プロペラ性能推定値も図示したが、作動点付近では実験値と非常に良い一致を示しているといえよう。

5.3 プロペラ位置伴流計測

満載状態 ($F_n=0.267$) および試運転状態 ($F_n=0.302$) の場合の、プロペラ位置伴流分布図と、プロペラ面に投影した速度ベクトル図を、Fig. 17, 18 に示す。全体としては、両状態で顕著な差はみとめられず、V型の伴流分布となっているが、試運転状態の場合、やや横に開いた形になっている。ベクトル図からは、ボスの上方両側に渦の存在がみとめられる。

Fig. 19, 20 には半径方向の伴流分布を示すが、Fig. 17, 18 から予想されるより、はるかに平坦な形をしていることがわかる。

またプロペラ面全体で流入量を積分して求めた Nominal Wake は、満載状態で $1-W_N=0.756$ 、試運転状態で $1-W_N=0.718$ であった。自航試験で得ら

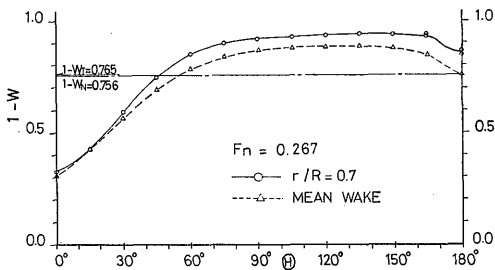


Fig. 19 Circumferential variation of the wake at full load condition

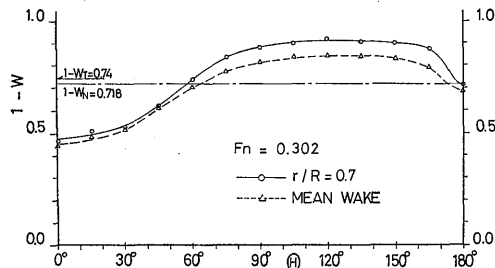


Fig. 20 Circumferential variation of the wake at trial condition

(58)

れた Effective Wake, $1-W_T$ と、この Nominal Wake, $1-W_N$ との関係はこの船型として妥当な値であるといえる⁹⁾。

5.4 後続波形計測

計測された波形を満載および試運転状態につき、抵抗と自航とで比較したものを Fig. 21, 22 に示す。満載と試運転状態では船首部波の船尾波に対する大きさが異なる。すなわち試運転状態では船首部による波は船尾以後の波に比べて明らかに小さく、船尾に相対的に強い造波源があるようにみえる。このことは、船の体積分布が船尾側に大きくなっていることと対応し、また、トリムが試運転状態では頭上げの傾向となっていることとも関係があるろう。

抵抗時と自航時との波形を比較すると、船首部波の部分にはほとんど差異はみとめられないが、船尾より後方の領域では、かなりの差がみられる。自航の波はいずれも、抵抗時の波よりも幾分大きく、かつ、その位相も後方におくれている。これらの傾向は満載および試運転の両状態とも共通している。

Longitudinal Cut Method による振幅関数の抵抗時と自航時との比較を Fig. 23 に示す。素成波の角度 40° 以下では、いずれの場合も、自航時の振幅が大きく、したがって、これより計算される造波抵抗 C_{WP} も自航の場合、抵抗時の C_{WP} よりも大きくなっている。波形解析による造波抵抗係数 C_{WP} は Fig. 7, 8 に抵抗試験結果とともにプロットしてある。満載および試運転状態で、抵抗時の C_{WP} は Hughes の方法による C_W よりも一様に低い傾向を示す。満載状態では $C_{WP}/C_W \approx 0.5 \sim 0.7$ であり、試運転状態では、 $C_{WP}/C_W \approx 0.7$ であり、試運転状態の方が全般的に C_W との差が少ない。

5.5 船尾後流計測

船幅方向の Head loss 分布の水深による変化を満載の場合を Fig. 24 に、試運転状態の場合を Fig. 25 に示す。試運転状態の高速域の Head loss 分布には、船首部の碎波現象によると思われる Head loss がみられる他は、両状態とも似た Head loss 分布の形状を示している。深度の浅い所では肩はりの Hump 形状の分布形がみられる。この位置は、満載状態では中心線より約 0.5 m、試運転状態では約 0.25 m の所である。これらは深度の増加とともに急激に減少し、満載では深度 25 cm で、試運転状態では深度 15 cm で全く消滅している。Head loss の量は満載状態では水面に近い部分で大きくなっているが、試運転状態では

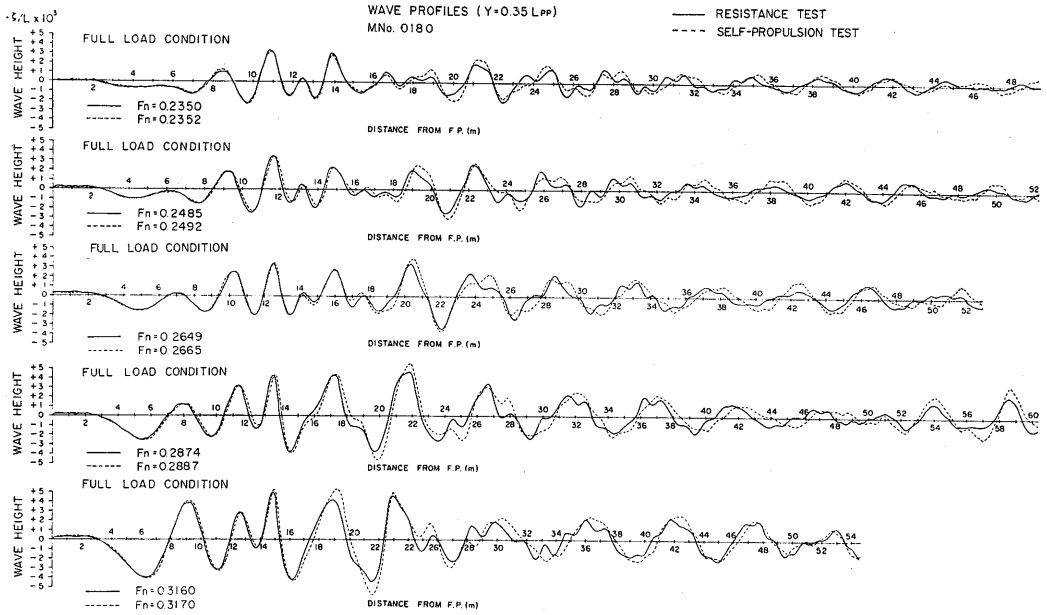


Fig. 21 Wave profiles (full load condition)

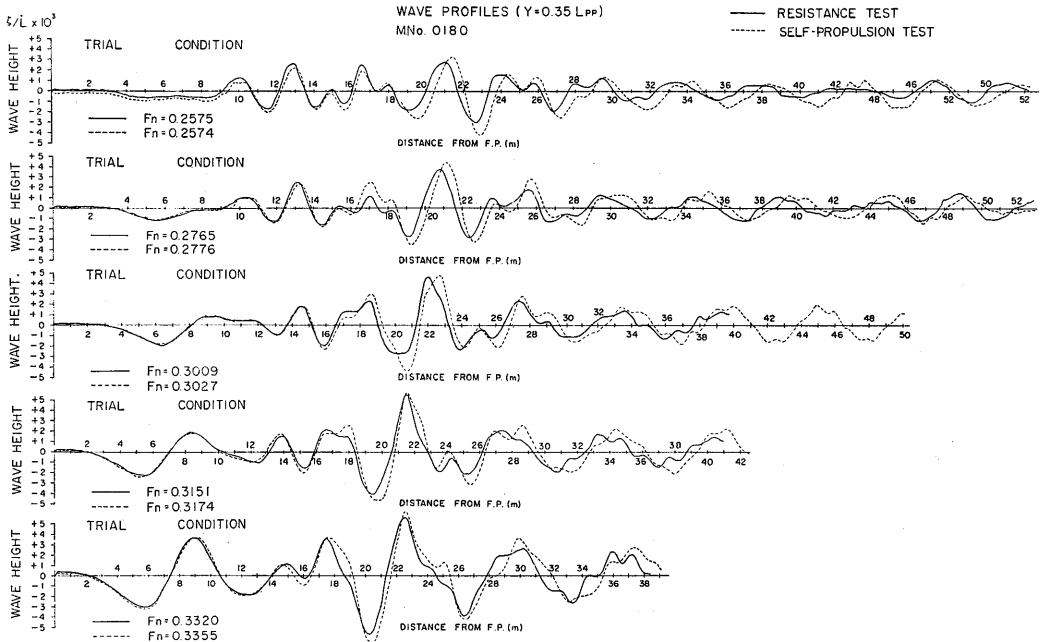


Fig. 22 Wave profiles (trial condition)

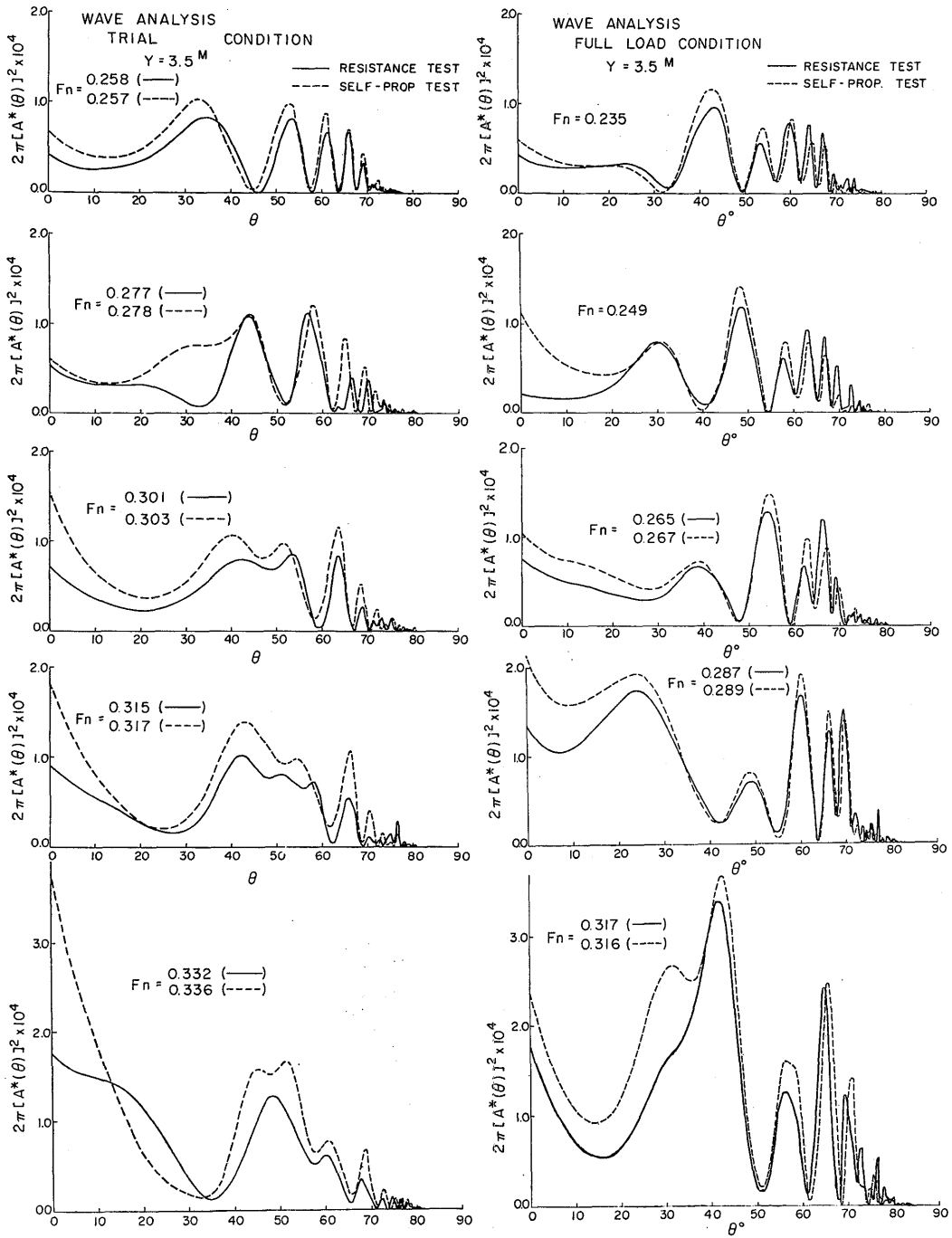


Fig. 23 Comparison of amplitude function between resistance and self-propulsion tests

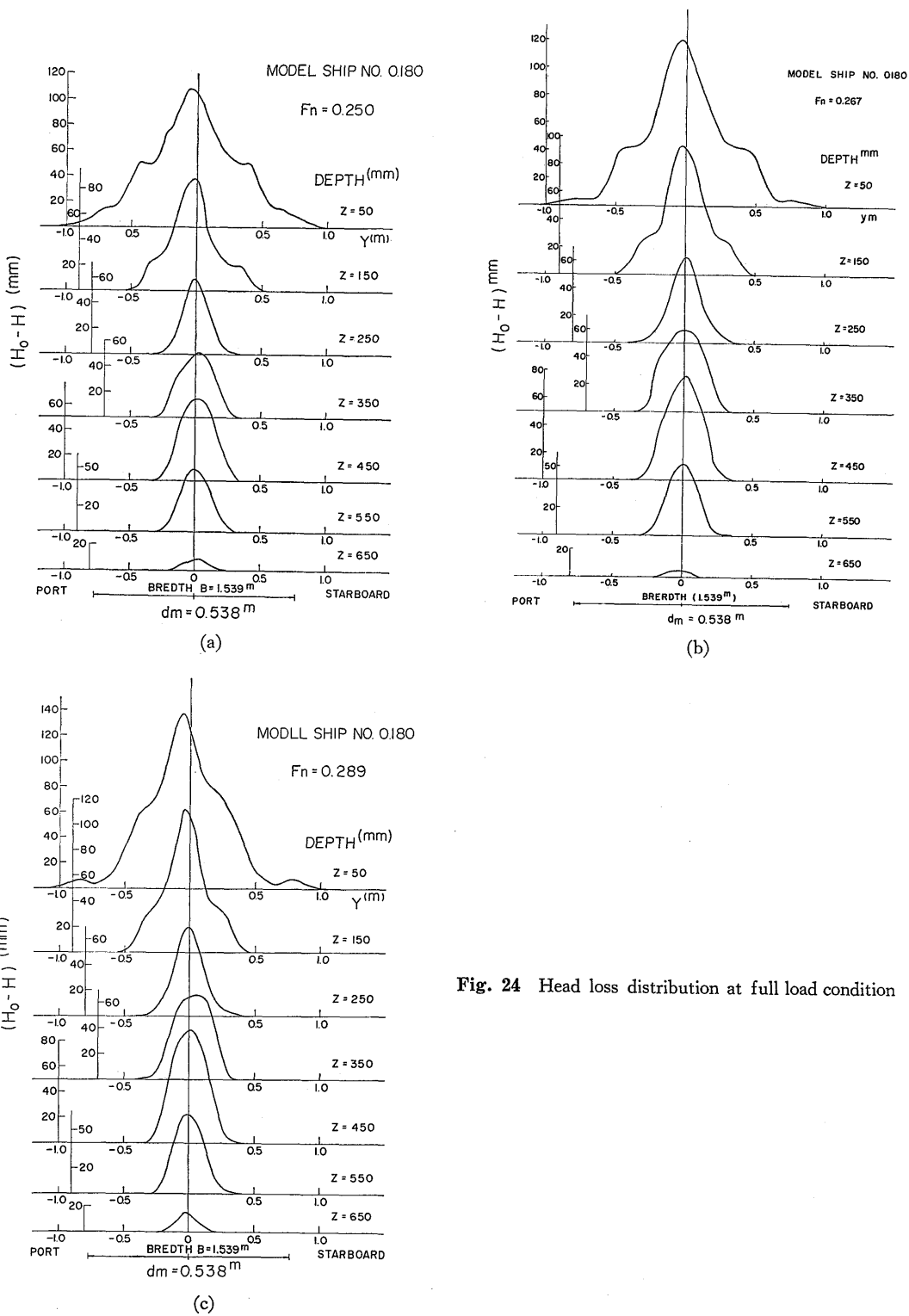
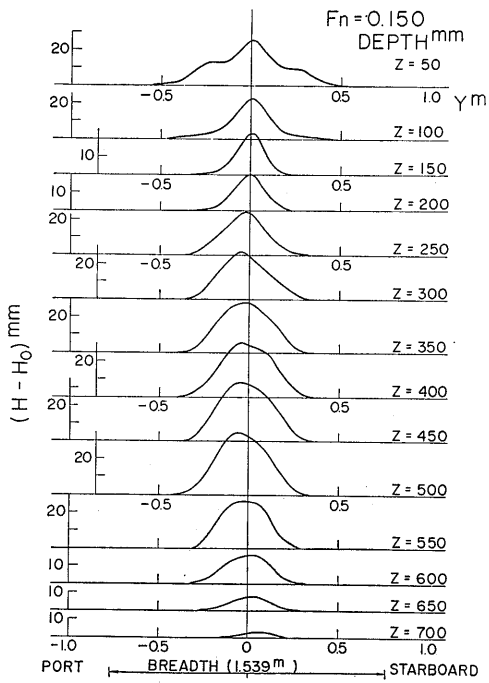
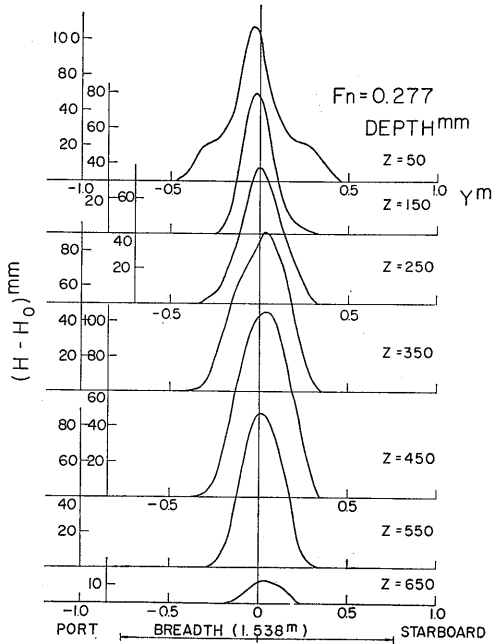


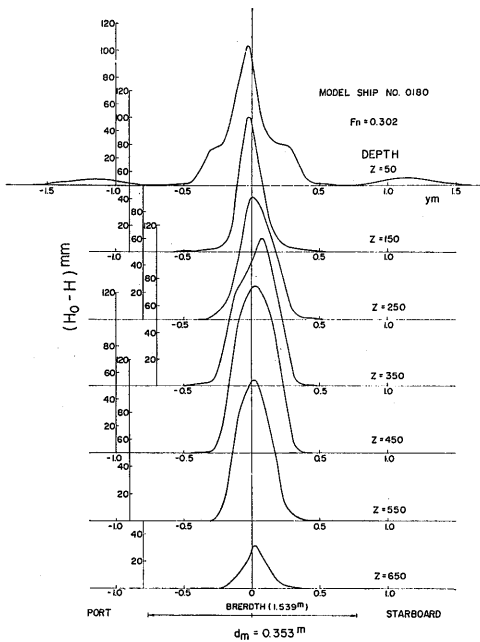
Fig. 24 Head loss distribution at full load condition



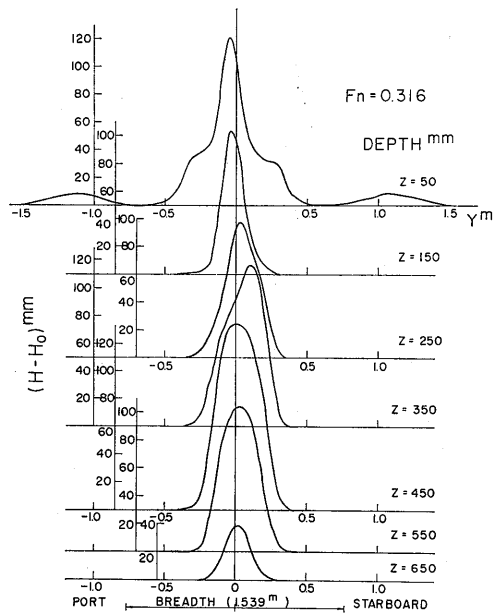
(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 25 Head loss distribution at trial condition

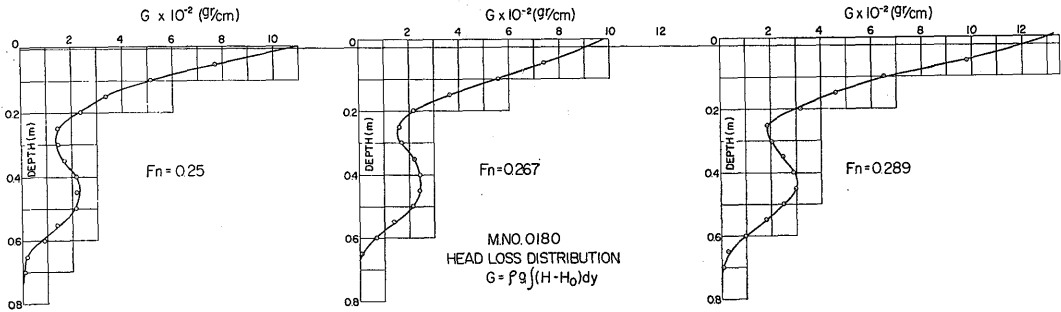


Fig. 26 Vertical variation of head loss at full load condition

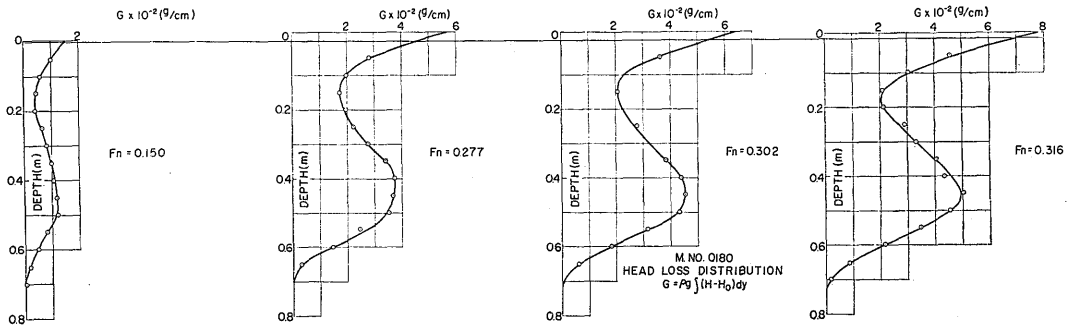


Fig. 27 Vertical variation of head loss at trial condition

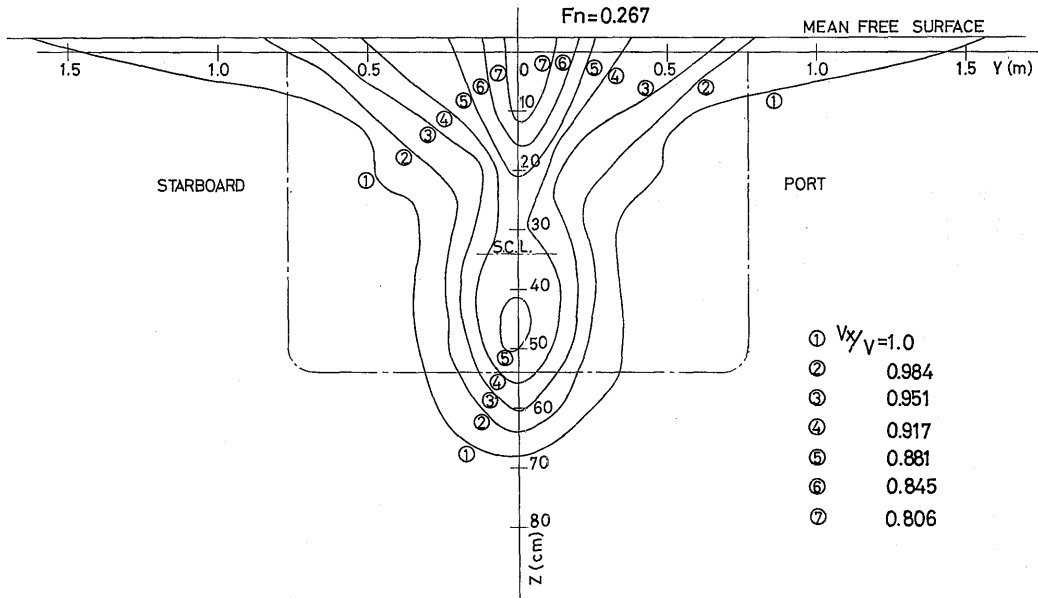


Fig. 28 Wake pattern at $1/2 L_{pp}$ behind the model (full load condition)

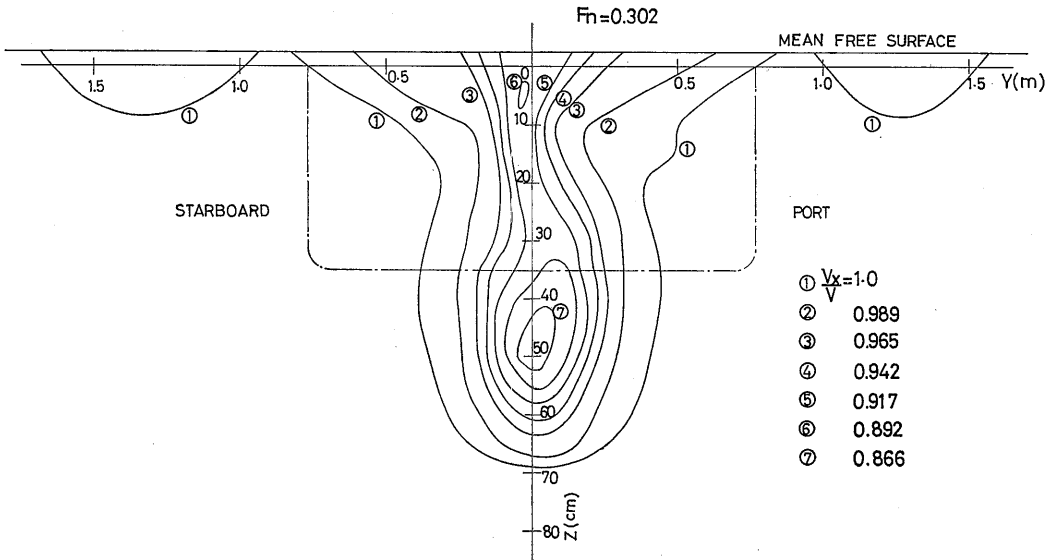


Fig. 29 Wake pattern at $1/2 L_{pp}$ behind the model (trial condition)

水面近くと船底付近と、ほぼ同じ位の量を持っている。このことは Head loss を積分した形 Fig. 26, 27 で見ると、いっそう明らかである。Head loss のピーク的位置は船底付近にあり各状態とも変わらない。Wake の様子を Fig. 28, 29 に Wake pattern 図として示す。この図により Wake の水面付近での広がり、および Wake の集中の様子がいっそう良く理解される。Wake の最も強い所で、伴流率 $w=0.2$ 程度であるが、これは船速 3 m/s とすると 0.6 m/s となり、非常に強い逆流れが船尾伴流にあるということもできるが、この強い Wake の領域は満載状態の場合には水面付近にみられる。しかし、試運転状態においては Wake の強い集中は船底付近にみられる。伴流の幅は船底付近で船幅の半分程度の広がりしかないが、水面近くでは船幅より広がっており特徴的な形をしている。この Wake の広がりには Fig. 30 にみられるように、水面変位が少なくない場合には、Head loss を積分するときかなりの寄与をするので精密な測定が必要である。

粘性抵抗係数 C_{rw} は Head loss を計測面全体で積分して求めた。満載状態については Fig. 7 に、また試運転状態については Fig. 8 に、抵抗試験および波形解析結果とともにプロットしてある。両状態とも造波抵抗係数 C_{wp} と粘性抵抗係数 C_{rw} との和は全抵抗係数 C_T に、ほぼ等しくなっている。船の抵抗成分の中で粘性によるものが C_{rw} により表されていると

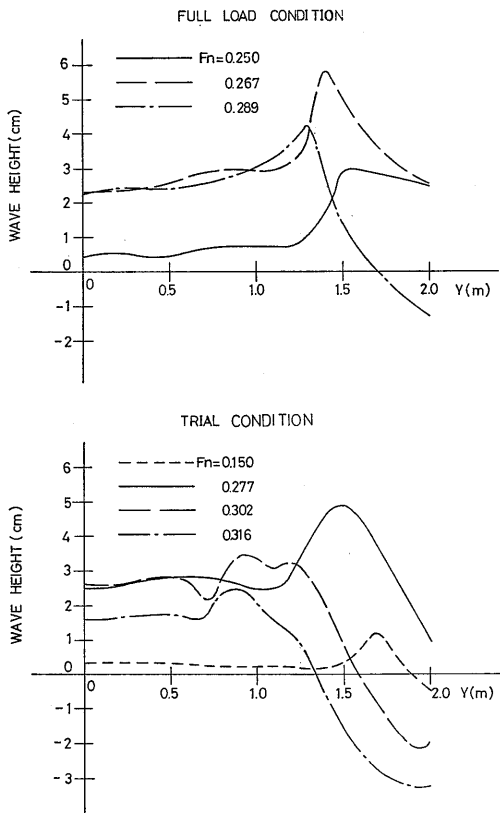


Fig. 30 Wave height at $1/2 L_{pp}$ behind the model

考えられる。一方、試運転状態の $F_n=0.15$ における計測は、いままでと変わった様子を示す。すなわち、 C_T-C_{WP} により算出される C_{WP} は Hughes の方法による C_W よりも大きくなっている。このことの正しい説明には、もう少し詳しい実験が必要とされるであらう。

6. あとがき

船型試験水槽における各種試験の結果を、1軸コンテナ船の場合について示したが、総合的にこれだけの試験が行われることは少なく、実験結果はいろいろの面で役に立つと思われる。大型模型による実験は当研究所の第2船舶試験水槽に適しており、小型模型では得られ難い貴重なデータのいくつかを示すことができたのではないかと思う。

参 考 文 献

- 1) 第138部会報告書; 日本造船研究協会(1973, 1974)
- 2) 推進性能部; 三鷹第3船舶試験水槽の建設について, 船舶技術研究所報告 第10巻第6号(1973)
- 3) 推進性能部; 三鷹第2船舶試験水槽の建設について, 船舶技術研究所報告 第6巻第4号(1969)
- 4) 抵抗, 推進シンポジウム: 日本造船学会(1968)
- 5) 高橋肇, 上田隆康; 5孔ピトー管の特性について—船尾伴流計測およびプロペラ起振力の計算例—西部造船会々報 第39号(1970)
- 6) 田中拓, 足達宏之, 尾股貞夫; 造波抵抗直接計測の研究(第1報), 船舶技術研究所講演会概要 第12回(1968)
- 7) 馬場栄一; Study on Separation of Ship Resistance Components, 日本造船学会論文集 125号(1969)
- 8) 菅井和夫, 小山鴻一; 船用プロペラ特性の計算プログラム講習会テキスト, 船舶技術研究所(1973)
- 9) 高橋肇, 田中拓, 北川弘光; 超大型船の馬力推定の精度向上に関する研究—抵抗分離ならびに伴流に関する考察—船舶技術研究所講演会概要 第20回(1972)

