

## 小型タンカーの肥大度シミュレーション\*1

正会員 笠原 良和\*2, 正会員 浅海 友弘\*3  
正会員 勝井 辰博\*4

## Simulated Calculations of the Small-Sized Tanker for the Fullness

By Yoshikazu KASAHARA (Member), Tomohiro ASAUMI (Member)  
and  
Tokihiro KATSUI (Member)

An efficient hull form design needs to incorporate prediction methods that will be able to predict the influence of hull form modification on the ship performance. This paper presents a simple prediction method for propulsive factors - form factor, wave-making resistance coefficient, thrust deduction coefficient and effective wake coefficient - which relate directly to the hull form. Some flow-field parameters which have influence on the propulsive factor are proposed on the basis of the result of double-model flow calculation, 3-dimensional boundary layer calculation, TUMMAC-IV code and propeller-hull interaction calculation around the hull form. Regression equations to predict propulsive factors are made by using some parameters and model test results in a towing tank.

By the present regression equation, predicted results for propulsive factors of small-sized tanker that change the fullness in steps are shown. On basis of calculation results, a new hull form that increase the fullness is designed. A new hull form ship is confirmed the same performance of the parent ship by the towing tank test and the present calculation result.

**Keywords :** *Form Factor, Wave-making Resistance, Thrust Deduction, Effective Wake, Small-sized Tanker, Brake Horse Power, CFD*

## 1. 緒言

船型開発において、水槽試験をする前に、その抵抗・自航性能を把握できれば、性能設計担当者にとって、この上なく好ましい。最近、CFDの目覚ましい発展とともに徐々に、水槽試験前の推進性能把握、および船型の最適化まで、試みられている<sup>1)</sup>。しかしながら、CFDの弱点は唯一その計算時間の多さにある。現状では粘性抵抗、推力減少係数・有効伴流係数の推定に、メッシュ作成からCFDの結果を得るまでに、それぞれ1日、1.5日を要している。

本論文で紹介するのは、一つは既存船の範囲内にお

ける推進性能推定法である。これを著者らは流場パラメータ法 (FFP法-Flow Field Parameter method) と呼んでいる。FFP法は、形状影響係数については既に報告している<sup>2)</sup>。ポテンシャル計算、境界層計算などの計算結果を特有の流場パラメータとしてまとめ、幾何形状のパラメータと併せて、水槽試験結果と統計解析を行うものである。統計解析を行う際に、最小AIC法<sup>3)</sup>を採用する。最小AIC法の注目点は回帰式の作成にあたって、与えるパラメータの全てが目的変数の予測に重要であるとは限らないことを指摘してくれることにある。最小AIC法では、AIC値を最小とするモデルに用いられているパラメータ群が、目的変数を再現するに十分なパラメータであることを示す。

FFP法は船体まわりの流場特性をパラメータとするために、形状のどの部分 (どのパラメータ) が原因で見込みと異なったのか把握できるという特徴をもつ。つまり、流場特性パラメータを介して船体形状と推進

\*1 平成13年11月15日 造船三学会秋季連合大会において講演、原稿受付 平成13年11月30日

\*2 (株) ジャパンテクノメイト

\*3 浅川造船(株)

\*4 大阪府立大学大学院工学研究科 (研究当時 NKK エンジニアリング研究所)

性能要素が結びついているために実際の船型改良においては、流場特性パラメータに着目して形状変更を行えば良いという非常に有効な Tool となっている。

二つめは、FFP 法を用いた肥大度のシミュレーションである。対象船型は小型タンカーである。要目比は、大型低速肥大船と変わりがなく、速度がフルード数で  $F_n = 0.2$  近辺にあることが特徴である。肥大度を上げていって、船型改良を含めて現状の主機馬力で、どの程度の肥大度まで大丈夫かという疑問に答えるシミュレーションを行った報告である。各船型について、形状影響係数、造波抵抗係数、推力減少係数および有効伴流係数を推定し、馬力推定を行ったものである。

最後に、肥大度を増した新船型を母船型と同じ主機馬力で航行できるように設計して、水槽試験を行った。

## 2. 性能要素の推定法

水槽試験との統計解析を行った船は、大型肥大船ではなく、中・小型船である。  $106m < L_{pp} < 212m$  ,  $17.8m < B < 36.0m$  ,  $6.95m < d < 12.45m$  そして、  $0.75 < C_B < 0.82$  の船型を計 24 隻である。

### 2.1 形状影響係数

形状影響係数については報告済みである<sup>2)</sup>。(1) ~ (7) に示す船首尾のパラメータを用い、(8) 式の回帰式で形状影響係数を推定する。水槽試験の実験値と推定値との相関を Fig.1 に示す。

$$P_{K1} = C_{PA} ds = \int_{S.S. \frac{1}{2}}^{S.S. \frac{2}{3}} \int_0^{\frac{d}{4}} C_{PA} \cdot dz \cdot dx \quad (1)$$

$$P_{K2} = \Delta C_{PA} = \int_{S.S. \frac{3}{4}}^{S.S. \frac{1}{2}} |C_{P_{min}} - C_{P_{y=0}}| dx \quad (2)$$

$$P_{K3} = C_{PF} ds = \int_{S.S. \frac{8}{12}}^{S.S. \frac{9}{12}} \int_0^{\frac{d}{4}} C_{PF} \cdot dz \cdot dx \quad (3)$$

$$P_{K4} = \Delta C_{PF} = \int_{S.S. \frac{9}{12}}^{S.S. \frac{9}{12}} |C_{P_{max}} - C_{P_{min}}| dx \quad (4)$$

$$P_{K5} = \frac{Disp.}{L_{pp}^3} \quad (5)$$

$$P_{K6} = C_{VOR_{max}} \quad (6)$$

$$P_{K7} = \int_0^{\frac{d}{4}} (y + \delta^*) \cdot d(girth) , at S.S. \frac{1}{2} \quad (7)$$

$$1 + K = a_0 + a_1 \cdot P_{K1} + a_2 \cdot P_{K2} + a_3 \cdot P_{K3} + a_4 \cdot P_{K4} + a_5 \cdot P_{K5} + a_6 \cdot P_{K6} + a_7 \cdot P_{K7} \quad (8)$$

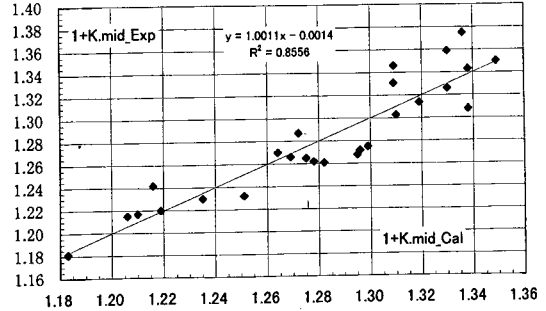


Fig. 1 Correlation of measured  $1 + K$  and estimated  $1 + K$ .

### 2.2 造波抵抗係数

形状影響係数と同じように、最小 AIC 法を用いるわけであるが、8 個のパラメータを選択した。計算結果からのパラメータは、TUMMAC-IV<sup>4)</sup> を用いている。小型タンカーを対象にすることから、水槽試験の  $F_n = 0.19$  の造波抵抗係数と統計解析を行った。大型低速肥大船においては、 $F_n = 0.15$  である。

TUMMAC-IV からのパラメータは、計 6 個である。船首前方から、S.S.9 と S.S.7 までの波高の自乗を積分した 2 パラメータ：

$$P_{W1} = \sum_{S.S. \frac{9}{12}}^{S.S. \frac{11}{12}} H_W^2 \cdot dA \quad (9)$$

$$P_{W2} = \sum_{S.S. \frac{7}{12}}^{S.S. \frac{11}{12}} H_W^2 \cdot dA \quad (10)$$

Fig.2 に示す TUMMAC-IV の船側波形からは、以下のパラメータを選んだ。

船側波形の最大値：

$$P_{W3} = H_{W_{max}} \quad (11)$$

船側波形の最大値から S.S.9.5 における波形の勾配：

$$P_{W4} = (H_{W_{max}} - H_{W_{S.S.9.5}}) / dx_1 \quad (12)$$

船側波形の最低値：

$$P_{W5} = H_{W_{min}} \quad (13)$$

盛り上がり波の勾配：

$$P_{W6} = (H_{W_{3rd-max}} - H_{W_{2nd-min}}) / dx_2 \quad (14)$$

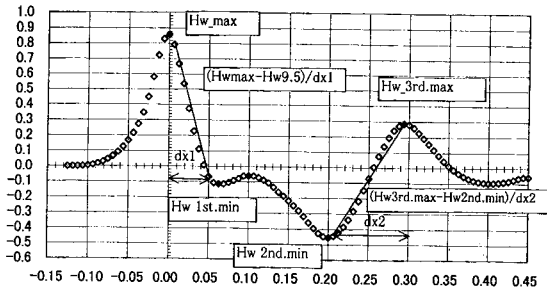


Fig. 2 Calculated wave profile by TUMMAC-IV.

船首プリズマティック曲線の肩張り / 肩落ち度を表現する船型可分のパラメータ  $H_e/B$  :

$$P_{W7} = H_e/B \quad (15)$$

最後に式 (5) の排水量・長さ比を採用した.

$$P_{W8} = \frac{Disp.}{L_{pp}^3} \quad (16)$$

水槽試験の実験値と推定値を Fig.3 に比較している.

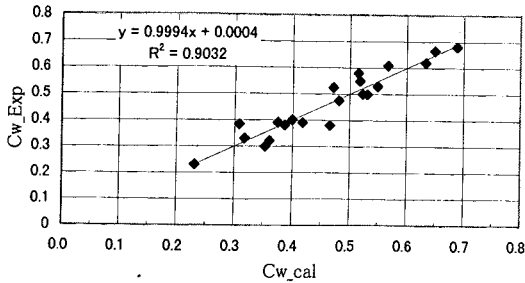


Fig. 3 Correlation of measured  $C_w$  with estimated  $C_w$ .

### 2.3 推力減少係数

6個のパラメータによって、回帰式を構成する。一つめは、中武法<sup>5)</sup>による推力減少率である。中武法においては舵なしで計算をしている。

$$P_{t1} = \tau \quad (17)$$

Hess & Smith の計算からは式 (1) のパラメータ :

$$P_{t2} = C_{PA}ds = \int_{S.S.\frac{1}{2}}^{S.S.2} \int_0^{\frac{4}{3}} C_{PA} \cdot dz \cdot dx \quad (18)$$

式 (5) の長さ・排水量比 :

$$P_{t3} = \frac{Disp.}{L_{pp}^3} \quad (19)$$

Fig.4 に示すように船尾幾何形状のパラメータとして3つを選んだ。  $P_{t4}, P_{t5}$  はそれぞれ、プロペラシャフトセンターからプロペラ直径の0.4倍上方のプロペラ面からプロペラ直径分、およびプロペラ直径の1.5倍前方での船体のウォーターラインの幅をプロペラ直径で割ったものである。  $P_{t6}$  はプロペラシャフトセンターからプロペラ直径の0.4倍上方のプロペラ面から、舵前縁までの距離をプロペラ直径で割ったものである。

$$P_{t4} = 2y_1/Dia \quad (20)$$

$$P_{t5} = 2y_{1.5}/Dia \quad (21)$$

$$P_{t6} = l_R/Dia \quad (22)$$

水槽試験の実験値との相関を Fig.4 に示す。

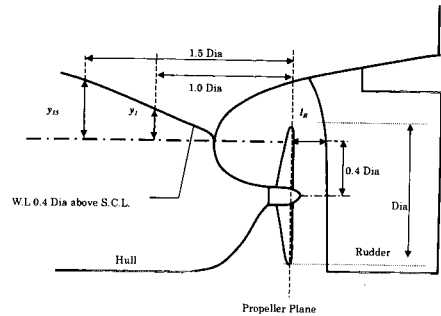


Fig. 4 Geometrical Parameters in the aft-body.

### 2.4 有効伴流係数

公称伴流率 ( $w_n$ ) を推定し、それから有効伴流係数 ( $1-w_T$ ) を推定する。公称伴流率の推定は、基本的には形状影響係数の推定の船尾パラメータを使えば良い。式 (5) の排水量・長さ比、式 (1) の  $C_{PA}ds$ 、式 (2) の  $\Delta C_{PA}$ 、式 (7) と新しいパラメータが2つである。

船尾の  $C_P$  値 [ $C_{PAFT}$ ] とプロペラ軸から下方へ  $0.4Dia$  の WaterLine のプロペラ直径に相当する位置における半幅である。これらの6パラメータを使った  $w_n$  の推定値と水槽試験の実験値との相関を Fig.6 に示す。

有効伴流係数は、推定した公称伴流率 ( $w_n$ )、式 (5) の排水量・長さ比、式 (1) の  $C_{PA}ds$ 、式 (2) の  $\Delta C_{PA}$  とプロペラ軸の WaterLine のプロペラ直径に相当する位置における半幅である。これらの5パラメー

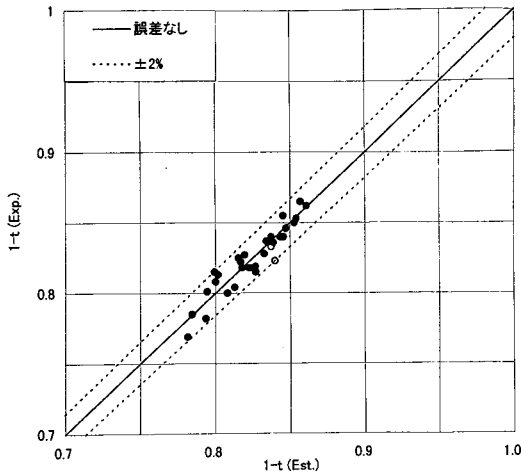


Fig. 5 Correlation of measured  $1-t$  with estimated  $1-t$ .

タを使った  $1-w_T$  の推定値と水槽試験の実験値との相関を Fig.7 に示す。ただし、実験値との統計解析を行った船型は、伴流計測を実施している船型ということで減少して、17隻である。 $1-w_T$  の推定値と実験値との相関は、今一步である。現状は無理矢理に推定しているが、改良していきたい。

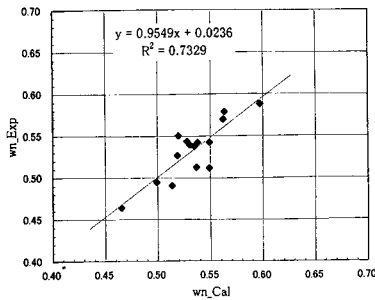


Fig. 6 Correlation of measured  $w_n$  with estimated  $w_n$ .

### 3. 肥大度のシミュレーション

小型タンカーの主要目は、 $L_{LWL}/B = 6.29$ ,  $B/d = 2.34$ ,  $C_B = 0.80$  である。計画速力は、14knot であり、いわば肥大船が中速の  $F_n = 0.203$  で航走している船型である。したがって、造波抵抗係数を増やさないためにも  $C_{PF}$  を、あまり大きくできない。種々の検討の結果、シミュレーションをする  $C_{PA}$  と  $C_{PF}$  の組み合わせを、Table 1 のように決めた。母型と A1 から A3 の変更の程度の線図を Fig.8 と Fig.9 に示す。実船が母船型 (A0)。破線が、A1、点線が、A2、二点差線が、

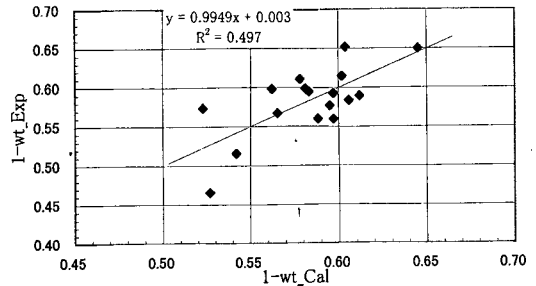


Fig. 7 Correlation of measured  $w_T$  with estimated  $w_T$ .

A3 である。なお、線図の変更は機械的にやらずに、その肥大度で最良になるように行った。

Table 1  $C_{PA}$  and  $C_{PF}$ .

Model	$C_B$	$C_P$	$C_{PA}$	$C_{PF}$
A0	0.8	0.81	0.768	0.852
A1	0.814	0.825	0.787	0.862
A2	0.817	0.828	0.793	0.862
A3	0.826	0.836	0.810	0.862

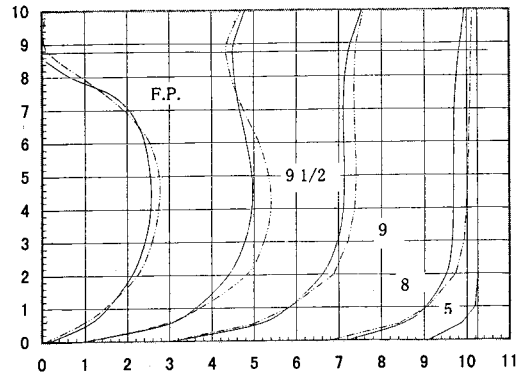


Fig. 8 Comparison of the fore-body.

母型の性能要素の推定値と実験結果を Table2 と Fig.10 に示す。

そして、肥大度を変化させた船型についての各性能要素の比較を、Fig.11 に示す。形状影響係数は肥大度が増すにつれて増加している。造波抵抗係数は、船首部のみの影響を表すので余り変化がない。有効伴流係数も微少な変化である。際だっているのが推力減少係数であり、母型以外は全て高い。Fig.12 に実船の性能を示す。

これらの結果から、 $C_B = 0.80$  から 0.82 程度まで増加させても、現状の主機で大丈夫であることがわかった。そして、 $C_B$  が 0.82 を超える船型についても、省

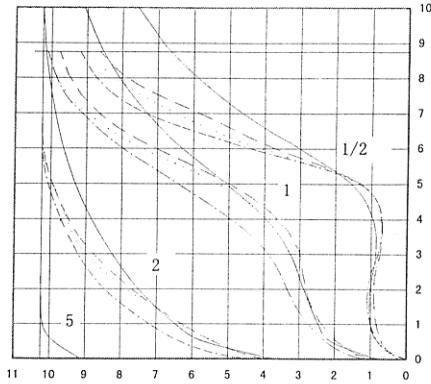


Fig. 9 Comparison of the after-body.

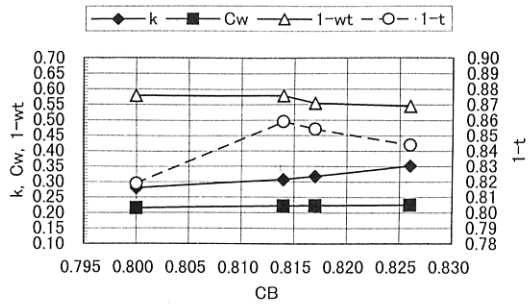


Fig. 11 Comparison of propulsive factors.

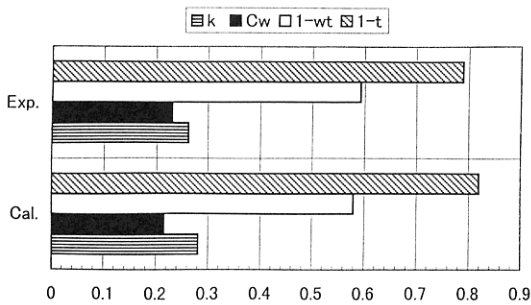


Fig. 10 Comparison of propulsive factors of A0 between estimated and measured results.

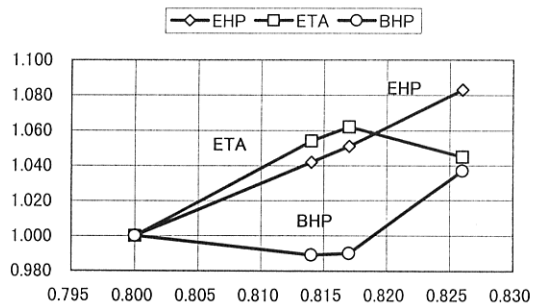


Fig. 12 Comparison of actual ship performance.

Table 2 Propulsive factors at  $F_n = 0.19$  of parent ship(A0).

Factor	Cal.	Exp.
1+K	1.281	1.262
Cw	0.215	0.231
1-t	0.819	0.789
1-w <sub>T</sub>	0.579	0.592

Table 3 Propulsive factors at  $F_n = 0.19$  (MSNo.1149).

Factor	Cal.	Exp.
1+K	1.250	1.230
Cw	0.230	0.257
1-t	0.812	0.835
1-w <sub>T</sub>	0.572	0.655
$\eta_R$	---	1.029

エネデバイスで達成できる可能性が示された。

#### 4. 新船型の性能予測と水槽試験

載貨重量を増加させるために、 $L_{pp}$ を5m増して幅と喫水は母型と同じとした新船型 (MSNo.1149) を作って、水槽試験を行った。MSNo.1149の主要目は、 $L_{pp}/B = 6.54, C_B = 0.819$ である。概略の線図を Fig.13 と Fig.14 に示す。(細い実線が母船型、太い実線が新船型 [MSNo.1149] である。)  $F_n = 0.19$  における各性能要素の推定と実験結果を、Table 3 と Fig.15 に示す。

$1-w_T$  の推定結果と実験結果が離れている。それを除けば、一致度は許される範囲内にあると言える。

水槽試験結果を基にして、実船の馬力を算出した。結果を Fig.16 に示す。当初の予定どおりに  $C_B$  を 0.819 と 0.019 増やしても母船型 ( $C_B = 0.8$ ) と同じ馬力で航行できることがわかった。

#### 5. 結言

FFP 法を用いて肥大度の異なる 4 隻の小型タンカー船型について、形状影響係数、造波抵抗係数、推力減

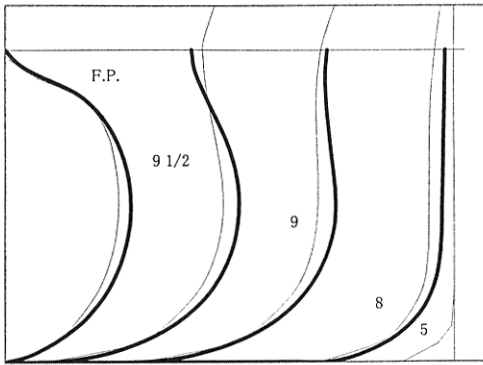


Fig. 13 Comparison of the fore-body.

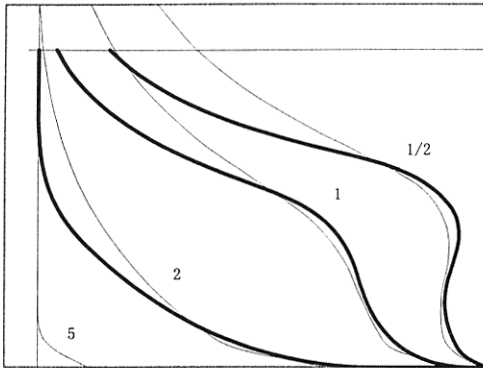


Fig. 14 Comparison of the after body.

少係数、有効伴流係数をそれぞれ推定した。形状影響係数、造波抵抗係数、推力減少係数の推定結果は実験結果とも良好な一致を示す。有効伴流係数は、パラメータをもう一度見直す必要があることがわかった。

肥大度のシミュレーション結果を参考に、母船型と同じ主機馬力で航行できるように、新船型 [MSNo.1149] を設計し、水槽試験を行った。結果は当初の計画通りに、 $C_B$  が 0.8 から 0.819 に増加したにも関わらず、母船型とほぼ同じ馬力が得られた。

この水槽試験結果は、FFP 法でシミュレーションする有効性を示すものであり、コスト面においても、現状の CFD と比べて有利であることは間違いない。

#### 参考文献

- 1) たとえば、田原裕介、斎藤泰夫、姫野洋司：CFD によるタンカー船型の船尾形状最適化 -第1報：粘

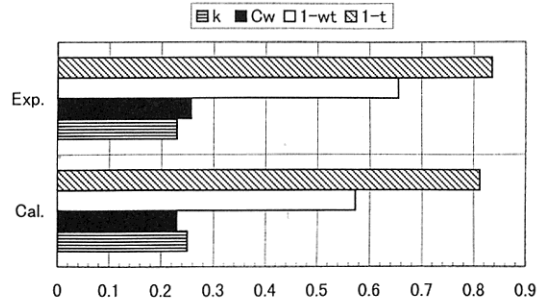


Fig. 15 Comparison of propulsive factors of new ship between estimated and measured results.

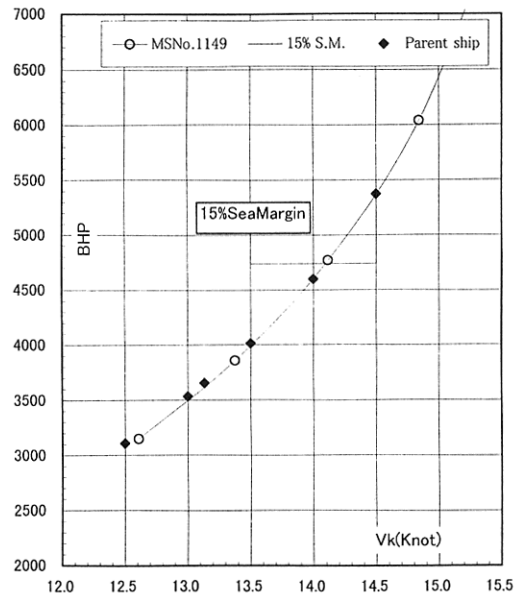


Fig. 16 A curve of break horse power.

性抵抗最小化-, 関西造船協会誌, 第 231 号, 1999, pp.29-36.

- 2) 笠原良和：肥大船の形状影響係数の簡易推定, 日本造船学会論文集, 第 186 号, 1999, pp.169-176.
- 3) 坂元 慶行, 石黒 真木夫, 北川 源四郎：情報量統計学, 共立出版 1983.
- 4) Nishimura, S. et al.: Finite-Difference Simulation of Waves by the TUMMAC-IV Method and its Application to Hull-Form Design, Journal of Society Naval Architecture of Japan, 157, 1985, pp.1-14.

- 5) 中武 一明：船型設計のための抵抗・推進理論シンポジウム，第2章 自航推進性能計算，1979，pp.239-257.

討 論

〔討論〕 山口眞裕（独立法人 海上技術安全研究所）  
船型開発に計算時間が多くかかる CFD に対抗する新しい統計的手法を開発されたことに対して敬意を表します。以下についてご意見を伺います。

(1) 統計的手法を採用する際には，その因子の影響度を考慮されていると思いますが，それらは使用した（収集した）データのくせがあると思います。この点についての整理に何かお考えがありますでしょうか。（例えば，推力減少係数を推定する場合，(21) 式による値が支配的であると思います。数点がバラついている傾向で，バラツキ度が問題というのが討論者の論ずるポイントです。）

(2) 造波抵抗係数の推定に提案された 8 個のパラメータの寄与度について相関などの結果を示していただきたい。また造波抵抗係数の成分として，船後に伝わる波紋抵抗と船首周りで崩れる波に抵抗成分があると思いますが，これらの物理現象と今回選択された 8 個のパラメータとどのような意味づけがなされておられるのでしょうか。

(3) 今回，最終的に 0.819 の  $C_B$  の船型が，0.8 の母船型とほぼ同一の性能を得たという成果を得られておられますが，母集団の 24 隻の性能はどのような性能か教えていただけると幸いです。

〔回答〕

ご討論ありがとうございます。

(1) バラツキ度が問題ということですが，一つ興味深い事例をあげたいと思います。8 個のパラメータで， $F_n = 0.19$  の  $C_w$  を近似するわけですが，Fig.17 が，その近似度を表したものです。

AIC と誤差変動を次数とともに示しています。誤差は，次数と共に減少しますが，AIC は， $H_{w_{min}}$ ， $H_{w_{3rd}}$  と  $\Delta/L^3$  で上昇します。AIC が上昇することは，そのパラメータがモデルの式に有効ではないということです。 $H_{w_{min}}$  などは，後述の (2) で見ますと，実験値との相関は高いほうです。一方， $H_e$  は，実験値との相関が悪いです。しかし，AIC は，わずかに減少し，このパラメータが有効なことを示しています。このことから，バラツキは問題では無いということが言えるのではないのでしょうか。現在のパラメータのほとんどが TUMMAC-IV の出力であることが問題のようです。異なった視点からのパラメータを探すことが急務だと思います。

(2) 残念ながら，波の物理現象とパラメータと

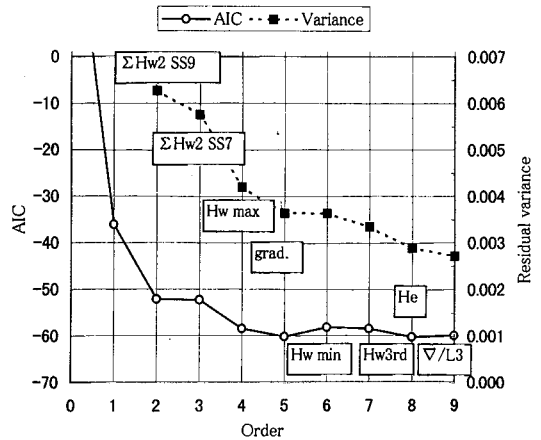


Fig. 17 Contribution to AIC of parameters

は，厳密にとらえられていません。造波現象の基本的なことが，抜け落ちていることも考えられます。御指導のほどよろしくお願いします。

パラメータと  $C_w$  の実験値との相関を Fig.18 ~ Fig.25 に示します。

(3) 性能要素でまとめました。

$1 + K$	1.21 ~ 1.38
$C_{w-F_n=0.19}$	$0.3 \sim 0.7 \times 10^{-3}$
$1 - t$	0.74 ~ 0.86
$1 - w_T$	0.45 ~ 0.66

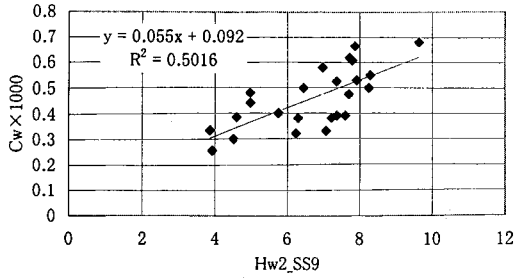


Fig. 18 Correlation of measured  $C_w$  with  $H_{w\_SS9}^2$ .

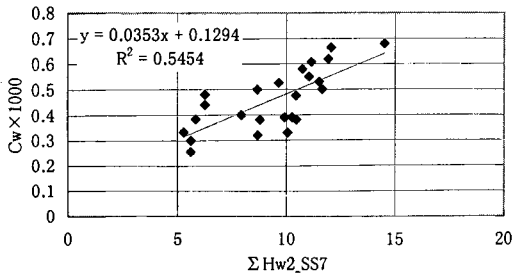


Fig. 19 Correlation of measured  $C_w$  with  $H_{w\_SS7}^2$ .

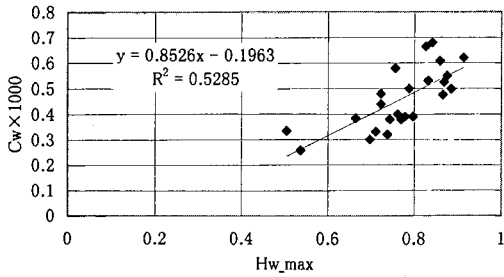


Fig. 20 Correlation of measured  $C_w$  with  $H_{w\_max}$ .

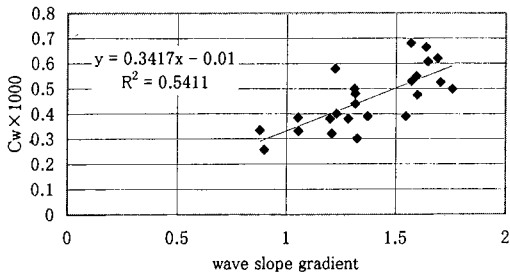


Fig. 21 Correlation of measured  $C_w$  with wave slope gradient.

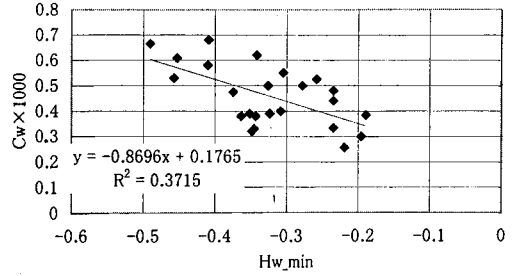


Fig. 22 Correlation of measured  $C_w$  with  $H_{w\_min}$ .

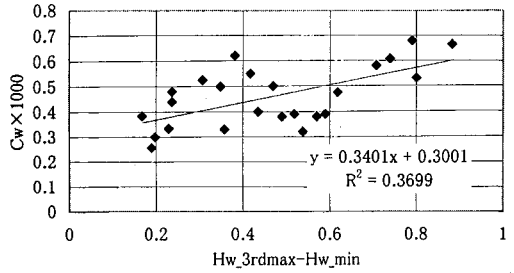


Fig. 23 Correlation of measured  $C_w$  with  $(H_{w\_3rdmax} - H_{w\_min})$ .

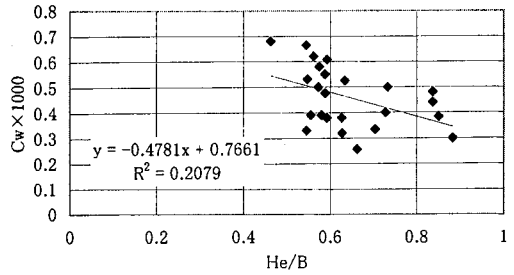


Fig. 24 Correlation of measured  $C_w$  with  $H_e/B$ .

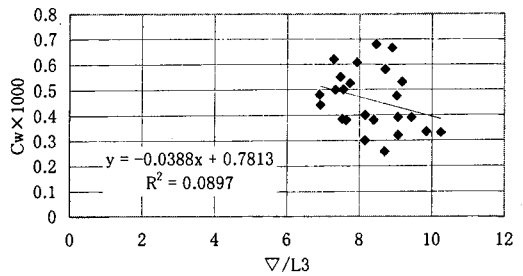


Fig. 25 Correlation of measured  $C_w$  with  $\nabla/L^3$ .