

(昭和 55 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

操縦微係数に及ぼすプロペラ, 舵の 影響について (続報)

正員 湯 室 彰 規*

Influences of Propeller and Rudder on Maneuvering Stability
Derivatives (continued report)

by Akinori Yumuro, *Member*

Summary

In the previous report, a simplified procedure to predict maneuvering stability derivatives of a ship equipped with a propeller and rudder from those of the bare hull was suggested. In the present report, the author shows some experiment results of derivatives obtained by changing propeller loading in the so-called circular motion tests. And indicated is the fact that the above mentioned method is usefull also in predicting the effect of propeller loading on the derivatives in the former condition.

It was already pointed out that influence of propeller force on derivatives was not negligibly small in comparison with that of rudder force. Here, assuming that a ship's hull can be replaced by a rectangular plate wing with low aspect ratio, normal force induced on the hull by the action of the propeller is evaluated by using the linear lifting surface theory. According to the results of numerical calculation, the author discusses the qualitative trends concerning the effect of propeller loading on the force produced on the hull.

1 緒 言

操縦微係数を求めるためのいわゆる拘束模型試験ではプロペラや舵の付加物の有無によっていくつかの種類の試験が考えられるが, 著者はさきの報告¹⁾において実用的な観点からは船体単独の場合とプロペラおよび舵を装備した場合の二つの状態で実施されることが望ましいことを指摘し, 前者の状態の微係数から後者の状態のそれを推定する一つの簡便法について述べた。前報ではこの方法の妥当性のある一つのプロペラ荷重度の場合について示したに止まっていたが, 本報ではまずプロペラ荷重度を変化させた場合の Circular Motion Test の結果を示し, プロペラ荷重度の影響に対するこの方法の有効性について検討している。ただし, ここでは線形微係数を検討の対象としている。また, 前報では微係数に及ぼすプロペラの影響は舵のそれと比べて必ずしも無視できない大きさであることを指摘した。プロペラの影響はプロペラ自身に働く力による直接的な影響とプロペラの作動によって船体に誘起される力によるものから成るが, 本報では後者の成分について考察を行ない, これに対する

プロペラ荷重度やその他の影響について定性的な傾向を把握することを試みた。

このようなプロペラ荷重度の影響を推定する方法を明確にすることは一般に操縦性の縮率影響の問題を取り扱う上で基本的に重要なことであるが, さらにこの方法は model point か ship point かによるプロペラ回転数の相違, あるいは模型船寸法の差に対する微係数の修正においても有効に用いることができると考えられる。

2 微係数に及ぼすプロペラ荷重度の影響の試験結果

2.1 模型船の要目と試験状態

Circular Motion Test の結果を示した模型船の要目を Table 1 に示す。模型船 (I), (II) は前報のものと同じであってタンカー船型であり, 模型船 (V) はここに新たに付け加えた高速ライナー船型である。模型船 (I), (V) に対応する実船の長さはそれぞれ 300m, 175m である。

試験はいずれの船型についても満載状態で行なっている。高速ライナー船型では実際の運航時の状態に合わせて 0.0198mm の船尾トリムが付けてある。プロペラ回転数

* 石川島播磨重工業(株)技術研究所

Table 1 Principal particulars of ship models

	Ship model (I) (Tanker)	Ship model (II) (Tanker)	Ship model (V) (Cargo liner)
L(=L _{pp}) (m)	4.000	4.000	4.000
B (m)	0.667	0.800	0.576
d (m)	0.253	0.266	0.223
C _b	0.83	0.80	0.57
Rudder area ratio, A _r /L _d	1/61.3	1/49.5	1/53.6
Aspect ratio	1.35	1.36	1.63
Propeller dia. (m)	0.112	0.113	0.149
Pitch ratio	0.72	0.67	1.14
Number of blades	5	5	6
Towing speed, F _N	0.15	0.14	0.29

n については、タンカー模型では摩擦修正付きの自航試験時の回転数、高速ライナー船型では実船の値の単純な対応回転数(n_0)を基準とし、これを何倍かに変化させて荷重度を変化させた。回転数 n_0 は大略実船のプロペラ前進常数に対応する。

2.2 微係数の試験結果

ここに示す結果は IHI 運動性能水槽における X-Y 曳航台車による試験より得られたものである。横方向の力 Y' ($1/2\rho V^2 L d$ による無次元値) とモーメント N' ($1/2\rho V^2 L^2 d$ による無次元値) の横流れ角 β 、回頭角速度 r (無次元値 r') のそれぞれに対する線形微係数を Fig. 6 に示す。これらはいわゆる 3 乗項表現を採用した場合の 1 乗項の係数を示す。モーメントの微係数は船体の重心に関するものであり、 Yr' を定めるときの船体の縦方向の付加質量は元良の推定図表²⁾から求めている。図中の $n/n_0=0$ における値は船体単独の場合の結果を示す。

模型船 (I) ではプロペラ回転数を $n/n_0=1\sim 2.5$ と変化させているが、プロペラの前進常数の値についていえば本稿における 4m 模型の自航回転数は $n/n_0=1.5$ に、たとえば 2.25m 模型の自由航走試験³⁾における回転数は $n/n_0=2.3$ に対応している。また模型船 (V) では $n/n_0=0.75\sim 1.5$ と変化させているが、本稿における 4m 模型の自航点は $n/n_0=1.15$ に、たとえば別に実施している 2.75m 模型の自由航走試験時の回転数は $n/n_0=1.28$ に対応している。

船の寸法によって伴流係数が異なるので、プロペラの前進常数を合せても舵への流入速さは相似にならない。いま舵への流入速さが相似になるようにプロペラ回転数を選ぶとすると n/n_0 の値は上述の範囲より狭くなる方向であるので、いずれを合せるにせよ実船状態から十分小さい模型船の状態までが図の n/n_0 の範囲に含まれる。

3 微係数に及ぼすプロペラ荷重度の影響の推定

3.1 微係数に及ぼすプロペラおよび舵の影響の表示

船が操縦運動すると舵やプロペラに基づく横方向の力が発生するが、これらは運動方程式の上では船体自身の微係数に含めて取り扱われる。本稿で述べる微係数に及ぼす影響とはこれらの効果を意味するものとする。前報で示したように、船体単独の場合およびプロペラ、舵を装備した場合の微係数にそれぞれ添字 0 および p. r. を付すと、両者の間の関係式として次式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} [Y_{\beta'}]_{p.r.} &= [Y_{\beta'}]_0 + k \frac{A_r}{Ld} \left(\frac{V_r}{V} \right)^2 C_{\delta} \cdot C_{\beta} \\ &\quad + \Delta Y_{\beta'} \\ [Y_{r'}]_{p.r.} &= [Y_{r'}]_0 + k \frac{A_r}{Ld} \left(\frac{V_r}{V} \right)^2 C_{\delta} \cdot C_r \frac{l_r}{L} \\ &\quad + \Delta Y_{\beta'} \cdot \frac{l_p}{L} \\ [N_{\beta'}]_{p.r.} &= [N_{\beta'}]_0 - k \frac{A_r}{Ld} \left(\frac{V_r}{V} \right)^2 C_{\delta} \cdot C_{\beta} \frac{l_r}{L} \\ &\quad - \Delta Y_{\beta'} \cdot \frac{l_p}{L} \\ [N_{r'}]_{p.r.} &= [N_{r'}]_0 - k \frac{A_r}{Ld} \left(\frac{V_r}{V} \right)^2 C_{\delta} \cdot C_r \left(\frac{l_r}{L} \right)^2 \\ &\quad - \Delta Y_{\beta'} \cdot \left(\frac{l_p}{L} \right)^2 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ただし、 k : 舵の作用によって舵および船体に生ずる力と舵力との比

A_r : 舵面積

V, V_r : 船速ならびに舵への平均流入速度

C_{δ} : 舵の直圧力係数勾配

$C_{\beta}(C_r)$: 横流れ(回頭)運動に対する整流係数

$l_r(l_p)$: 船の重心より舵軸(プロペラ位置)までの距離

$\Delta Y_{\beta'}$: プロペラの作動によってプロペラおよび船体に生ずる横方向の力の微係数

この式の第 2 項が舵の影響を、第 3 項がプロペラの影響を示す。

この式には次のような仮定が含まれている。まず舵への流入角を藤井の定義による整流係数⁴⁾を用いて表わしている。これは、以前のデータと直接比較ができること、有効舵角の物理的なイメージが明確であり分かり易いこと、この種の問題を取り扱う場合に横流れ角 β ならびに無次元回頭角速度 r' の変数の取扱いが便利であることによる。整流係数については後に述べるように船型によっては β と r' のそれぞれに対する値に大きい差があるので、本報では一般にこれを区別して表わしている。ただし、 $\Delta Y_{\beta'}$ については簡単のため回頭運動時の船尾横流れ角は斜航角に等価として取り扱っている。

舵やプロペラの影響はこれら自身に作用する力による

ものと、これらの作用によって船体に誘起される力によるものから成るが、この表示式では後者の影響を前者のそれに等価的に含ませ、あたかも舵やプロペラに作用する力が増加したと見なす取扱いになっている。舵やプロペラによって船体に誘起される力の作用点の位置は実際には船尾端より多少前方にあるが、ここではそれぞれを舵軸、プロペラ位置で代用している。

この式における k , V_T/V , C_β , C_r , $\Delta Y_{\beta'}$ がプロペラ荷重の影響を受ける。

3.2 各要素の基礎数値

(1)式によってプロペラおよび舵の影響を推定するた

めには、いわゆる干渉影響に関連した右辺の各要素の値が必要となる。これらの要素には計算によってある程度推定可能なものもあるが、(1)式そのものの妥当性あるいは精度を直接的に把握するためにここでは実測値を用いる。以下に実際に用いた数値について述べる。

プロペラ荷重および β を変化させた場合の k の値の実験結果を Fig. 1 に示す。プロペラ荷重の影響については、タンカー船型と高速ライナー船型で β の小さい範囲において傾向が逆になっており、今後さらに多くの実験例と検討が必要であると思われる。ここでは近似的な取扱いとして、プロペラ荷重による影響は一応無視す

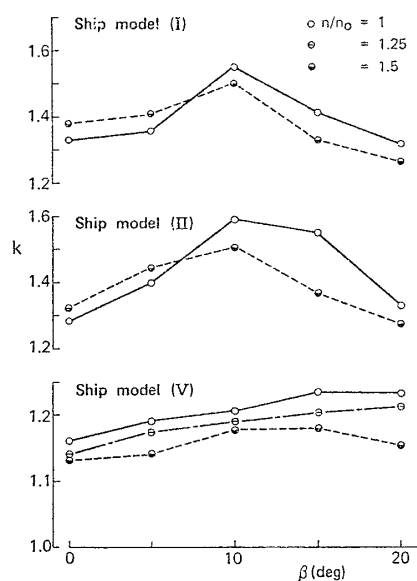


Fig. 1 Coefficients of Lateral force induced on ship's hull by rudder deflection

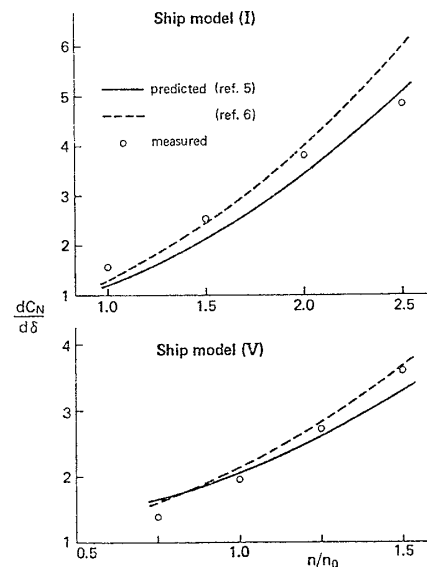


Fig. 2 Normal force of rudder behind ship's propeller ($\beta=0^\circ$)

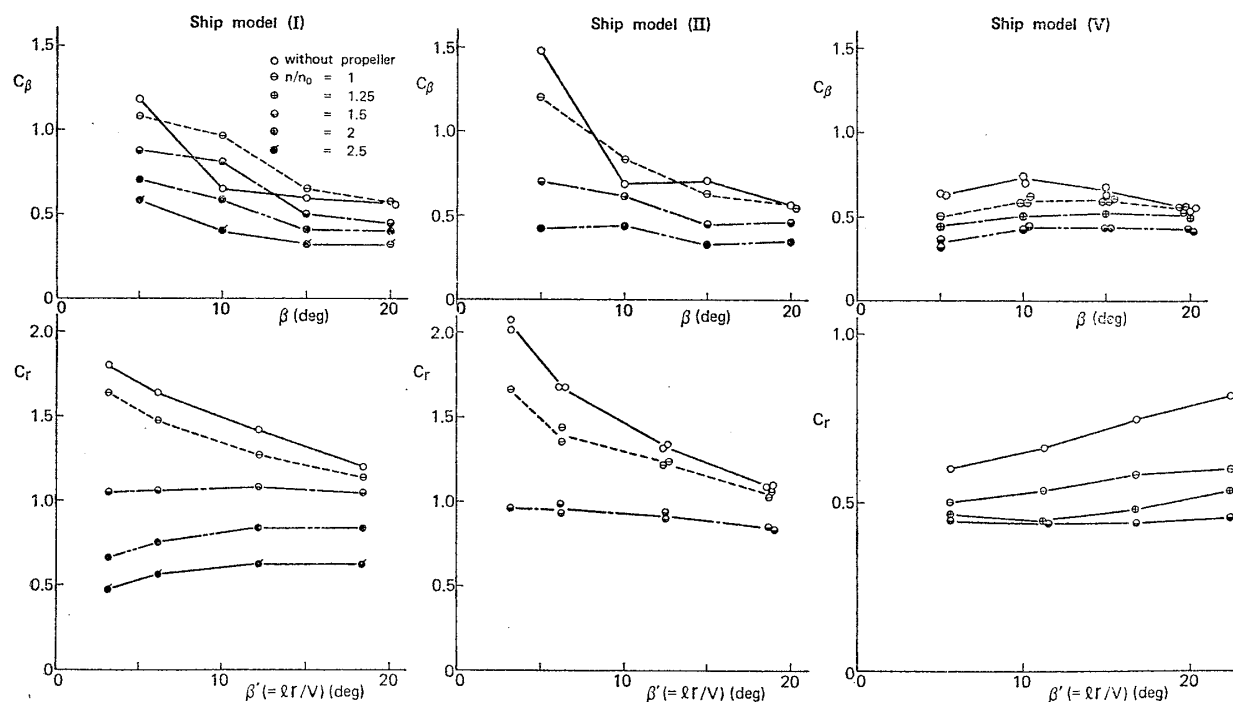


Fig. 3 Flow-straightening effect coefficients

ることにして、すべての荷重度に対して $n/n_0=1$ の値を用いることにする。 k の値は β によっても複雑な変化をするが、船型影響の特徴としてタンカー船型における方が値そのものが大きいこと、 β に対する変化が著しいことが挙げられる。ここでは線形微係数を対象としているので一応 $\beta=0^\circ$ における値を用いる。

船体背後の舵の直圧力を船速で無次元化した係数を C_N とすると

$$\left(\frac{V_r}{V}\right)^2 C_\delta = \frac{dC_N}{d\delta} \quad (2)$$

の関係が成り立つので、(1) 式中の $(V_r/V)^2 C_\delta$ の値として C_N 曲線の勾配の実測値の線形部を用いる。ただし船が直進している場合の値を用いるものとする。有効伴流係数を用いて文献 5) あるいは 6) より推定した値と実測値との比較を Fig. 2 に示すが、この要素については計算によっても大略の推定ができる。ただし単独舵の直圧力係数勾配は藤井の式⁴⁾によっている。

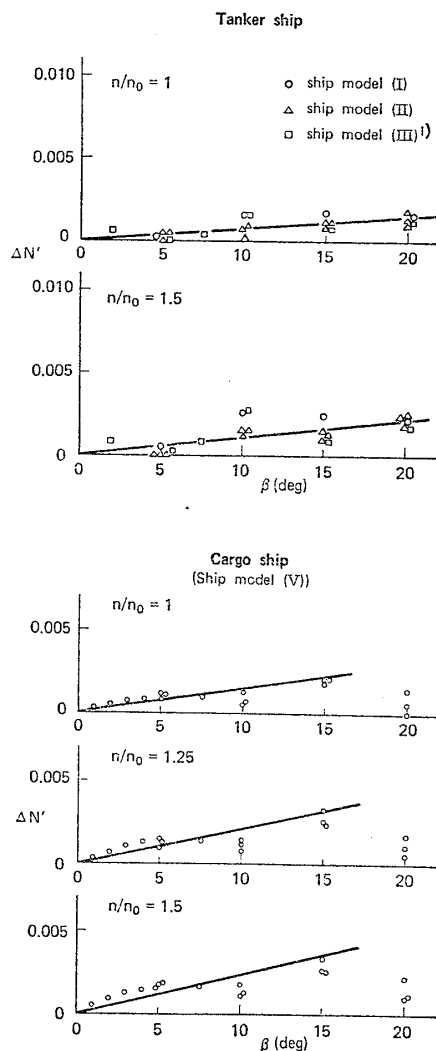


Fig. 4 Influence of propeller operating on oblique tow moment

整流係数の実験結果を Fig. 3 に示す。図中、 l は l_r を意味するものとする。船型影響の特徴として高速ライナー船型では C_β と C_r は略同程度の値と見なすことができるのに対し、タンカー船型では後者の方が大幅に大きいことを挙げることができる。これらの値が異なることは、船尾流向に対する船体の影響の様子が横流れ運動と回頭運動の場合で異なることを意味している。また運動の強さによる整流係数の変化がタンカー船型において著しいのも特徴的である。線形微係数を対象としているので厳密には多少問題はあるが、実測値との対応を考慮してここでは実験時の変数の大きさのほぼ中間における値をとっている。

$\Delta Y_{\beta'}$ については、前報で述べたように舵を除きプロペラのある状態とない状態の斜航試験の結果からモーメント係数の差 $\Delta N'$ を求め、 $\Delta N' = l_p/L \cdot \Delta Y'$ の関係式から得られるものを用いた。 $\Delta N'$ の実験結果の例を Fig. 4 に示す。一般に $\Delta N'$ の値は β に対して複雑な変化をしているが、ここでは近似的に直線的に変化するものとして $\Delta Y_{\beta'}$ を求めている。参考までに高速ライナー

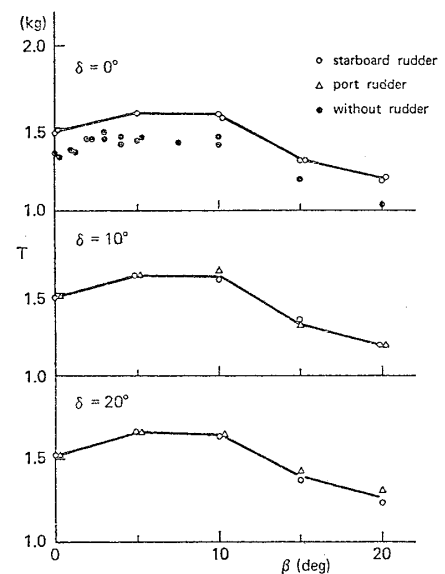


Fig. 5 Influence of drift angle on propeller thrust (Ship model (V), $n/n_0=1$)

Table 2 Values used for predicting derivatives of ships with propeller and rudder ($n/n_0=1$)

	Ship model (I)	Ship model (II)	Ship model (V)
k	1.33	1.28	1.16
$dC_N/d\delta$	1.57	1.60	1.95
C_β	0.96	0.84	0.58
C_r	1.27	1.23	0.54
$\Delta Y_{\beta'}$	0.0083	0.0081	0.0185

船型のスラストの計測結果を Fig. 5 に示すが、 β の大きいところで減少する様子は $\Delta N'$ のそれと略対応している。

以上の要領で得られた各要素の数値の一部を Table 2 に示す。

3.3 微係数の推定結果と考察

上述の数値を用いて (1) 式より船体単独の場合の微係数からプロペラおよび舵を装備した場合の微係数を推定した結果と実測値との比較を示すと Fig. 6 のごとくなる。これによるとプロペラ荷重度の影響に関して推定値

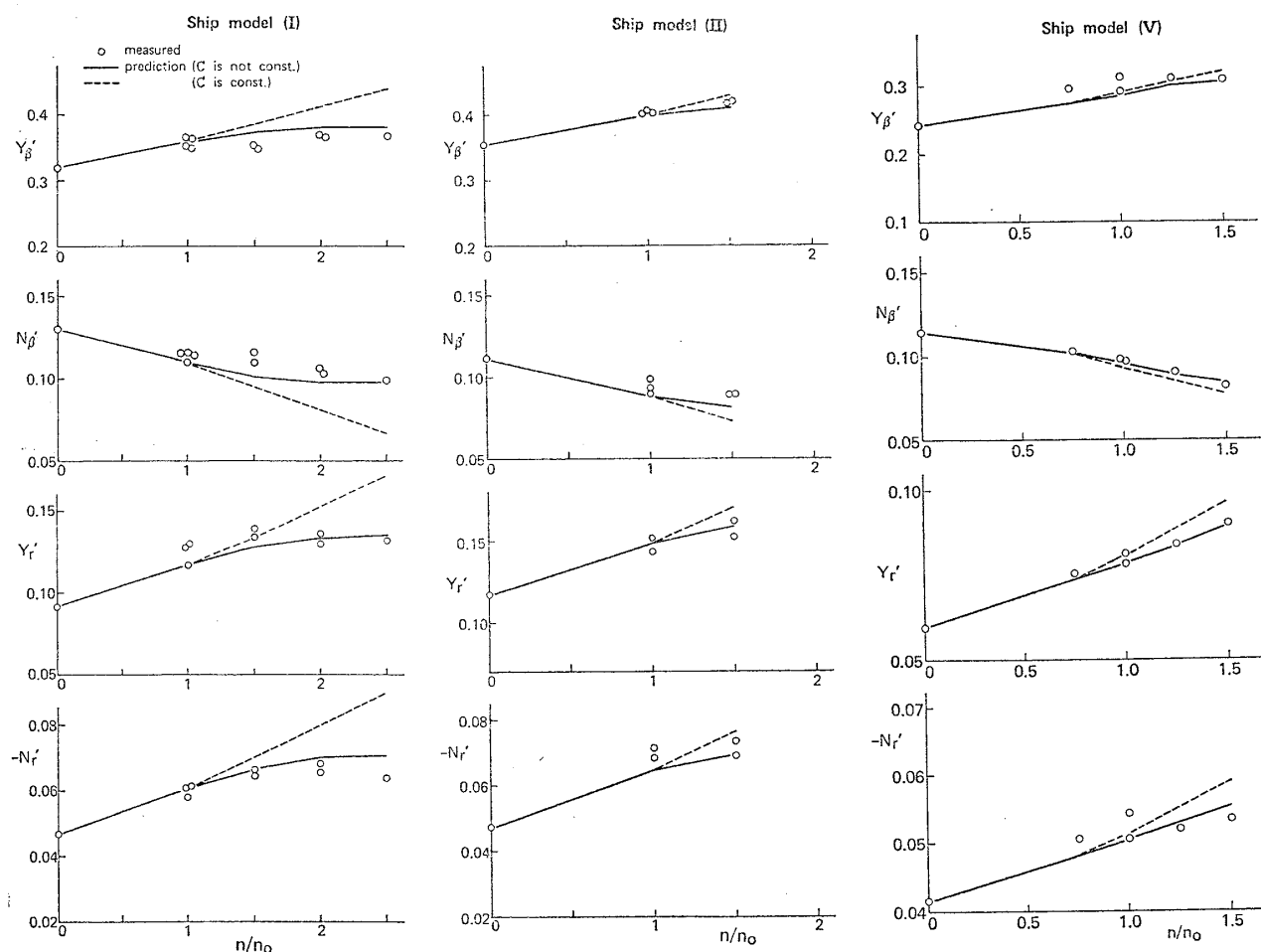


Fig. 6 Comparison of measured and predicted values for influences of propeller and rudder on derivatives

Table 3(a) Comparison of effects of rudder and propeller on derivatives (Ship model (I))

n/n_0	Derivatives	(1) Effect of rudder force	(2) Effect of propeller force	(2)/(1)
1.0	Y_{β}'	0.0326	0.0083	0.255
	Y_r'	0.0230	0.0043	0.187
	N_{β}'	0.0174	0.0043	0.247
	N_r'	0.0123	0.0022	0.179
2.0	Y_{β}'	0.0461	0.0158	0.343
	Y_r'	0.0357	0.0082	0.230
	N_{β}'	0.0246	0.0042	0.333
	N_r'	0.0190	0.0042	0.221

Table 3(b) Comparison of effects of rudder and propeller on derivatives (Ship model (V))

n/n_0	Derivatives	(1) Effect of rudder force	(2) Effect of propeller force	(2)/(1)
1.0	Y_{β}'	0.0244	0.0185	0.758
	Y_r'	0.0110	0.0086	0.782
	N_{β}'	0.0119	0.0086	0.723
	N_r'	0.0054	0.0040	0.741
0.5	Y_{β}'	0.0333	0.0296	0.889
	Y_r'	0.0166	0.0138	0.831
	N_{β}'	0.0162	0.0138	0.852
	N_r'	0.0081	0.0064	0.790

は実測値と比較的よく対応している。図には整流係数の値をプロペラ荷重度に無関係に一定として取り扱った場合 ($n/n_0=1$ における値を使用) の推定値も記入しているが、実測値とは著しい隔たりがみられる。このことから、この種の問題において整流係数として藤井の意味のものをを用いる場合、この値を荷重度の大きさに応じて変化させることは本質的に重要であることが知られる。

微係数に及ぼす舵の影響の大きさ、すなわち (1) 式の第 2 項とプロペラの影響の大きさ、すなわち第 3 項の値の比較の例を Table 3 に示す。ただし、さきに述べたようにこれらの値には舵あるいはプロペラ自身に作用する力のほかに、これらによって船体に誘起される力も含まれている。この表よりまず明らかなことは、プロペラの影響の舵の影響に対する比率は、たとえば $n/n_0=1$ のプロペラ荷重度ではタンカー船型の場合大略 20% であるのに対して高速ライナー船型では 70% となり、船型により非常に異なることである。高速ライナー船型の方がこの比率が大きくなる理由は、スラスト係数が大きい上にプロペラ寸法が相対的に大きいためにスラストあるいはこれに対応する横力の絶対値そのものが大きいこと、整流係数の小さいことが舵直圧力を減少させていることにあると考えられる。

もう一つの明らかな点は、この比率はプロペラ荷重度が高いほど大きくなる傾向がみられることである。この性質のあることは次のような簡単な定性的検討より直ちに知ることができる。船が斜航している状態を考え、プロペラ横力は Horn の式⁷⁾、舵直圧力は文献 5) に示した方法によるとすると、それぞれは

$$Y_p = \frac{\rho}{2} V_w^2 F \frac{\zeta_s}{\sqrt{1+\zeta_s}} C_s \beta \quad (3)$$

$$Y_R = \frac{\rho}{2} [(1+\zeta_s) V_w^2 A_1 + V_w^2 A_2] C_\delta C_s C_p \beta \quad (4)$$

と表わせるので、両者の比として次のような極めて簡潔な表示式が得られる⁵⁾。

$$\frac{Y_p}{Y_R} = \frac{1}{C_\delta} \frac{a\zeta_s}{1+b\zeta_s} \quad (5)$$

ここで、 $\zeta_s = 8K_T/\pi J^2$ 、 V_w : 伴流速度、 F : プロペラ面盤面積、 $A_1(A_2)$: プロペラ後流の当たる(当たらない)部分の舵面積、 C_s : 船体整流係数、 C_p : プロペラ整流係数である。また $a=F/A_r$ 、 $b=A_1/A_r$ とする。ただし便宜上舵への流入速さとして十分後方のプロペラ後流速さを用いている。この式から明かなように Y_p/Y_R は ζ_s の増加関数である。実際の数値と対応させるには修正係数を必要とすると考えられるが、定量的検討はここでは省略する。

4 プロペラによって船体に誘起される横方向の力

プロペラ自身に作用する力の推算式はこれまでにいくつかあり^{7)~9)}、荷重度の影響についてもその大略を知ることができる。ここでは船体に誘起される力について単純な仮定の下に計算を行ない、これに対する荷重度などの影響について定性的な検討を行なう。

4.1 実験の結果

さきの Fig. 4 より得られた $\Delta Y'$ とプロペラ自身に働く横力 Y_p' との比較を示すと Fig. 7 のごとくなる。これらの差が船体に誘起されるものに相当し、この微係

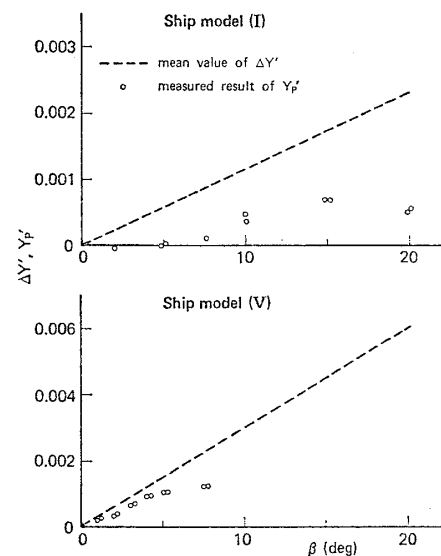


Fig. 7 Ratio of propeller lateral force to lateral force induced on ship's hull ($n/n_0=1$)

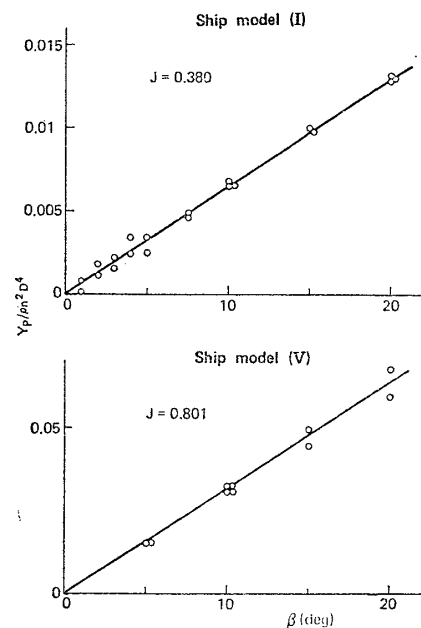


Fig. 8 Lateral force acting on propeller in open water

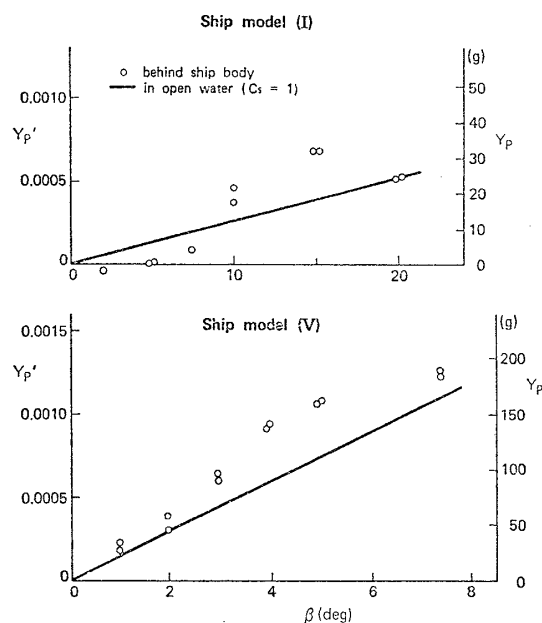


Fig. 9 Comparison of lateral force on propeller placed behind ship's body and placed in open water ($n/n_0=1$)

数を $(\Delta Y_p')_H$ で表わすと多少の任意性はあるが $n/n_0=1$ の状態の場合、おおよそ

$$(\Delta Y_p')_H = 0.00449 \text{ (タンカー船型)} \\ = 0.00464 \text{ (高速ライナー船型)}$$

という数値が得られる。

参考までに有効伴流率に相当する前進速度で行なった単独状態のプロペラの斜航試験の結果を Fig. 8 に示す。これより単独状態では β に対してほとんど直線的に変化することを確認している。Fig. 9 にこの結果と船体背後にある場合の結果との比較を示しているが、傾向として後者の方が大きめの値を示す。

4.2 計算の方法

大局的にみた場合、プロペラは船尾部の流れを加速する作用をするが、この流速の増加自体が船体の揚力を大きくする方向に働く。さらに細かくみると、プロペラのスリップ比が左右面で異なり、この結果船体の左右舷に異なった圧力変化がもたらされる。ここではこれらを別々に考え、以下にここで用いたそれぞれの計算方法について述べる。

(1) 船尾部の流速変化による影響

船体を矩形平板翼で置き換え、問題の趣旨から簡単のため線形揚力面理論によることにする。座標系および記号を Fig. 10 のように定める。ただし垂直上方を z 軸の正とする。 xz 平面が静止水面で剛体壁と考える。プロペラによる誘導速度は x 軸方向の成分のみを考え、プロペラ運動量理論による表示式¹⁰⁾をそのまま用いる。

この場合の循環分布密度 γ を定める積分方程式は次式で与えられる。

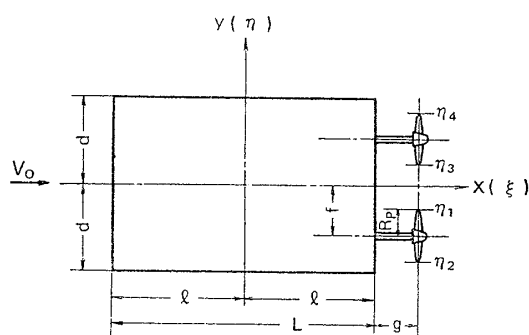


Fig. 10 Coordinate system and notation

$$\int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \frac{\gamma(\xi_1, \eta_1)}{(\eta - \eta_1)^2} \left\{ 1 + \frac{\xi - \xi_1}{\sqrt{(\xi - \xi_1)^2 + A^2(\eta - \eta_1)^2}} \right\} d\xi_1 d\eta_1 \\ = -4\pi A V(\xi, \eta) \beta \quad (6)$$

ここで、 $\xi = x/l$, $\eta = y/d$, $A = d/l$ とする。 $V(\xi, \eta)$ は翼面上の流速を示し、一様流の速度とプロペラによる変化分の和として次式のように表わす。

$$V(\xi, \eta) = V_0 + \Delta V(\xi, \eta) \quad (7)$$

$$\text{ただし } \Delta V(\xi, \eta) = u_p(\xi) \quad (\eta = \eta_2 \sim \eta_1, \eta = \eta_3 \sim \eta_4) \\ = 0 \quad (\eta \text{ のそれ以外の範囲})$$

ここで $u_p(\xi)$ はプロペラによる誘導速度であって次式で与えられる。

$$u_p(\xi) = c V_w \left[1 + \frac{\xi - (1 + g/l)}{\sqrt{(R_p/l)^2 + \{\xi - (1 + g/l)\}^2}} \right] \quad (8)$$

ただし

$$c = \frac{1}{2} \left(\sqrt{1 + \frac{8}{\pi} \frac{K_T}{J^2}} - 1 \right)$$

ここに、 R_p はプロペラ半径、 V_w は伴流速度とする。以上では二つの近似取扱いを行なっている。実際にはプロペラ流管の断面積は場所により変化するがプロペラ面積に等しく一定とする。またプロペラ流管の外側における誘導速度は無視する。前者の近似は、プロペラの影響は一般にはその近傍に限られることから著しい誤差を生むことはないと考えられる。

$\gamma(\xi_1, \eta_1)$ の形として

$$\gamma(\xi_1, \eta_1) = G(\xi_1, \eta_1) \sqrt{\frac{1 - \xi_1}{1 + \xi_1}} \quad (9)$$

のものを考え、これの無次元表示を

$$\bar{\gamma}(\xi_1, \eta_1) = \frac{\gamma(\xi_1, \eta_1)}{V_0 \beta} \quad (10)$$

とすると (6) 式の積分方程式は次のように書ける。

$$\int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \bar{G}(\xi_1, \eta_1) \sqrt{\frac{1 - \xi_1}{1 + \xi_1}} \frac{1}{(\eta - \eta_1)^2} \\ \times \left\{ 1 + \frac{\xi - \xi_1}{\sqrt{(\xi - \xi_1)^2 + A^2(\eta - \eta_1)^2}} \right\} d\xi_1 d\eta_1 \\ = -4\pi A \left\{ 1 + \frac{\Delta V(\xi, \eta)}{V_0} \right\} \quad (11)$$

ただし、 $\bar{G}(\xi_1, \eta_1)$ は $G(\xi_1, \eta_1)$ の無次元値を示す。

以上においては、船体表面の流速は一樣流の速度に同じとし、船体後端を境にして急激に伴流速度に減少するとして取り扱うことになる。しかし実際には船体表面の流速は長さ方向に変化し伴流速度に連続的に移行するので、一つの便宜的な取扱い方法として船体表面にわたる等価的な一定速度を想定して

$$V_e = \alpha V_0 \quad (12)$$

とおく¹¹⁾。この修正係数 α は実験値と一致するように決めるが、この係数はこのような意味以外のすべての影響を含んだものとなる。このような取扱いをすると、これまでの式の中の V_0 は V_e に置きかわる。

直圧力およびモーメントの無次元化を V_e で行なったときの係数はそれぞれ

$$\left. \begin{aligned} (Y_{\beta'})_e &= \frac{1}{2} \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \bar{r}(\xi, \eta) \frac{V(\xi, \eta)}{V_e} d\xi d\eta \\ (N_{\beta'})_e &= \frac{1}{4} \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \bar{r}(\xi, \eta) \frac{V(\xi, \eta)}{V_e} (\xi - \varepsilon) d\xi d\eta \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

で計算される。ここに、 $\varepsilon = \overline{OG}/l$ で重心が O より後方にある場合を正とする。さきの実験値と比較を行なうには V_0 で無次元化した値を用いる必要があるが、この場合の係数を $Y_{\beta'}, N_{\beta'}$ とすると、それぞれは

$$Y_{\beta'} = \alpha^2 (Y_{\beta'})_e, \quad N_{\beta'} = \alpha^2 (N_{\beta'})_e \quad (14)$$

として計算される。

ここでは積分方程式を文献12)における積分公式を用いて連立方程式に変換して解く。すなわち特定の関数列を仮定せず、標点における値を直接求めることにより循環分布の形状を定めた¹³⁾。なお吹下ろしおよび荷重の標点に対しては最適標点^{14), 15)}が選ばれている。

(2) スリップ比の左右非対称による影響

プロペラ面の直前、直後の圧力をそれぞれ p_1, p_2 とすると、圧力は調和関数を成し、かつプロペラ面において $p_2 - p_1 = \Delta p$ だけの不連続な変化をするので、二重層の理論からプロペラ面の外側の任意の点における圧力は

$$p = \frac{1}{4\pi} \int_S \Delta p \frac{\partial}{\partial n} \left(\frac{1}{R} \right) dS \quad (15)$$

で与えられる¹⁰⁾。ここで、 $\partial/\partial n$ はプロペラ面の法線方向の微分を、 R は任意の点とプロペラ面上の点との距離を表わす。積分はプロペラ面にわたって行なうものとする。 Δp の値は一般にプロペラ面内の場所によって変化し、スラスト T と

$$\int_S \Delta p dS = T \quad (16)$$

の関係で結ばれる。いま近似的に斜航時の伴流速度は船体の中心線を境にして左右方向に不連続に変化するとし、これに応じてプロペラ面上の特異点の強さ(Δp)はその境界の左右で異なりそれぞれの半円内においては一定とする。斜航時の伴流計測の結果⁵⁾から斜航の外側と

内側における平均的な伴流率を定め、それぞれの速度の一樣流中に置かれたプロペラのスラストを T_0, T_I とすると、それぞれの範囲における Δp は

$$(\Delta p)_0 = \frac{T_0}{\pi R_p^2}, \quad (\Delta p)_I = \frac{T_I}{\pi R_p^2} \quad (17)$$

で与えられる。実際の計算では、船が直進状態にある場合のスラスト T との間に

$$T = \frac{1}{2} T_0 + \frac{1}{2} T_I \quad (18)$$

の関係が保たれるようにする。このような取扱いをした場合の圧力は円柱座標を用いて

$$p = \frac{(\Delta p)_0}{4\pi} \int_0^\pi \int_0^{R_p} \frac{xx_1 dr_1 d\theta_1}{R^3} + \frac{(\Delta p)_I}{4\pi} \int_\pi^{2\pi} \int_0^{R_p} \frac{xx_1 dr_1 d\theta_1}{R^3} \quad (19)$$

のように書ける。ただし、

$$R = \sqrt{x^2 + r^2 + r_1^2 - 2rr_1 \cos(\theta - \theta_1)}$$

であり、斜航の外側と内側はそれぞれ $\theta_1 = 0 \sim \pi, \pi \sim 2\pi$ に対応する。なお座標軸の方向はFig. 10と同じであるが、原点はプロペラ中心に置いている。

簡単のため船型はプロペラ軸深さの水線形状を断面形状とする側面垂直の船型で置き換え、船体表面上の圧力は船体がないときのその点における圧力で代用できるものとする、プロペラによって船体のそれぞれの舷に生ずる横方向の力は、鏡像からの寄与を考慮して

$$\left. \begin{aligned} Y_0 \\ Y_I \end{aligned} \right\} = \int_{x_f}^{x_a} \int_{y_1}^{y_2} \left\{ \begin{aligned} p_0(x, y) \\ p_I(x, y) \end{aligned} \right\} dy dx + \int_{x_f}^{x_a} \int_{y_2}^{y_2+d} \left\{ \begin{aligned} p_0(x, y) \\ p_I(x, y) \end{aligned} \right\} dy dx \quad (20)$$

で計算される。ここで、 $p_{0,I}$ はそれぞれの舷の船体表面位置における圧力、 $x_{f,a}$ は船体の前、後端の x の値、 $y_{1,2}$ は船底ならびに吃水位置の y の値とする。これより船体横力およびモーメントの変化分は

$$\left. \begin{aligned} \Delta Y &= Y_0 - Y_I \\ \Delta N &= \int_{x_f}^{x_a} \Delta Y(x) (x - \overline{OG}) dx \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

となる。

4.3 計算結果と考察

(1) および(2)の方法による $(\Delta Y_{\beta'})_H$ の計算結

Table 4 Values used for calculating propeller effect on derivatives

	Ship model (I)	Ship model (V)
2 ℓ (m)	3.900	3.866
g (m)	0.036	0.043
f (m)	0.180	0.147
1 - w	0.485	0.752
(1 - w) ₀	0.522	0.809
(1 - w) ₁	0.448	0.696

Table 5(a) Calculated results of lateral force induced on ship's hull due to propeller action (Ship model (I))

n/n_0	(1) $(\Delta Y_{\beta}')_H$ (eq.14)	(2) $(\Delta Y_{\beta}')_H$ (eq.21)	(2)/(1)
1.0	5.17×10^{-3}	1.15×10^{-4}	0.0222
1.5	1.094×10^{-3}	1.44×10^{-4}	0.0132
2.0	1.723×10^{-2}	1.84×10^{-4}	0.0107

Table 5(b) Calculated results of lateral force induced on ship's hull due to propeller action (Ship model (V))

n/n_0	(1) $(\Delta Y_{\beta}')_H$ (eq.14)	(2) $(\Delta Y_{\beta}')_H$ (eq.21)	(2)/(1)
1.0	4.54×10^{-3}	1.80×10^{-4}	0.0396
1.25	8.54×10^{-3}	2.23×10^{-4}	0.0261
1.5	1.306×10^{-2}	2.44×10^{-4}	0.0187

果を Table 5 に示す。計算に用いた数値を Table 4 に示す。前者の計算ではさしあたり修正係数 $\alpha=1$ としている。標点の個数は深さ方向（ただし鏡像を含める）、縦方向ともに 15 とした。後者の計算では $\beta=10^\circ$ における値から微係数を求めている。

両結果を比較すると、船尾部の流速変化の影響と比べてスリップ比の左右非対称の影響は十分小さいことが知られる。そこで後者の影響を無視して前者の $(\Delta Y_{\beta}')_H$ について α をいくつかに変化させて計算を行ない、実験値と対比したものが Fig. 11 である。実験値と一致する α を定めると図に示すようにタンカー船型の場合は 0.86, 高速ライナー船型の場合は 1.08 という値が得られる。このように α は船型によって異なった値をとるが、略々 1 近辺の値となる。

α を一定値と仮定してプロペラ荷重度を変えた場合の $(\Delta Y_{\beta}')_H$, $(\Delta N_{\beta}')_H$ の計算結果を船体の微係数(実測値)との比で示したものが Fig. 12 である。図中、丸印は実験値を示す。ただし、計算は Table 1 の模型船においてプロペラ回転数を変化させた場合を想定して行なった。この結果によると、タンカー船型では実船に対するプロペラ前進常数における値は十分小さいと見なせても、小模型船に対する前進常数における値は必ずしも無視できない程度の大きさとなる。これは前進常数を合せた場合の結果であって、前述のように舵への流入速さを相似にする場合は模型船対応の前進常数は上述の値より小さくなる。この意味では同図は尺度影響の表現としてかなり誇張したものになっている。なおプロペラの整流効果は前進常数の大きさによって決まるので、これを合せるということは舵への流入角を相似にするという点で意義が

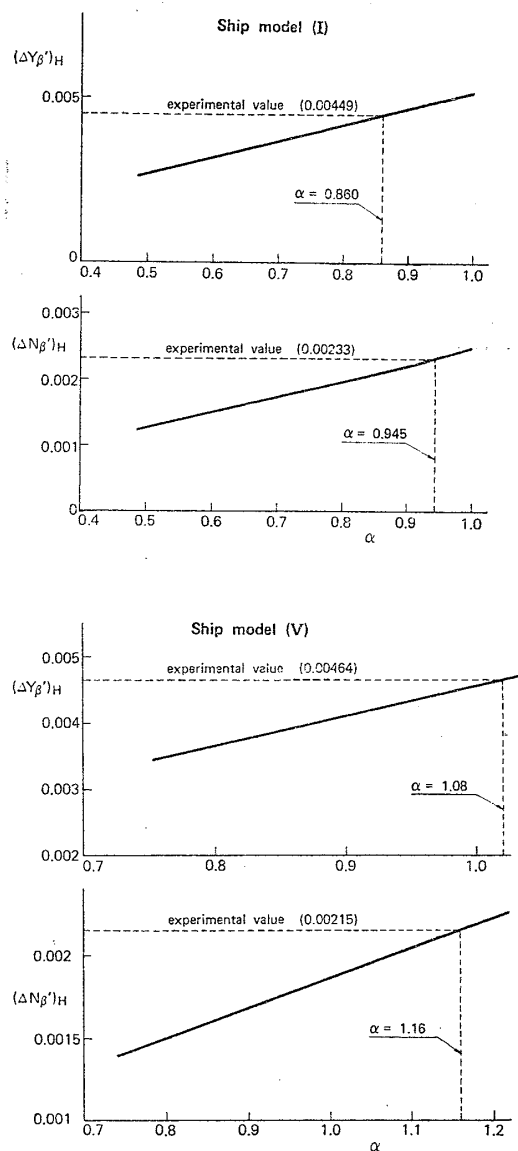
Fig. 11 Correction factor for equivalent free-stream velocity for calculation of $(\Delta Y_{\beta}')$ and $(\Delta N_{\beta}')$ ($n/n_0=1$)

Table 6 Acting point of lateral force induced on ship's hull by propeller

Ship model	n/n_0	$\Delta \ell / 2 \ell$
(I)	1.0	0.0516
	1.5	0.0508
	2.0	0.0493
(V)	1.0	0.0559
	1.25	0.0546
	1.5	0.0533

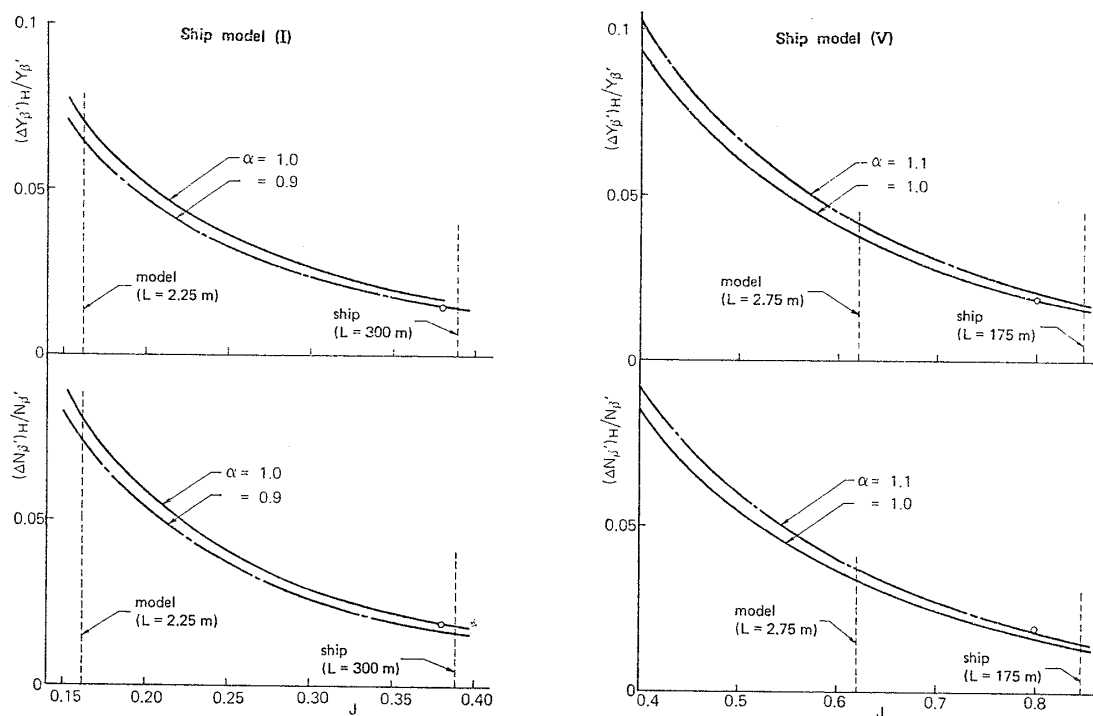


Fig. 12 Influence of propeller loading on normal force and moment induced on rectangular plate substituted for ship's body

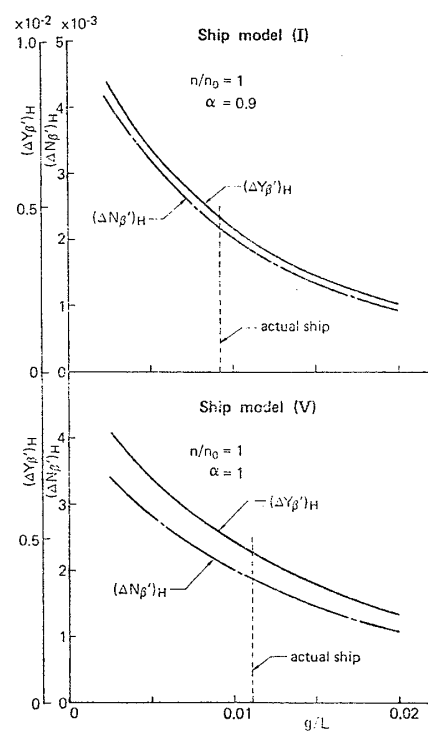


Fig. 13 Influence of gap between stern and propeller position on normal force and moment induced on rectangular plate substituted for ship's body

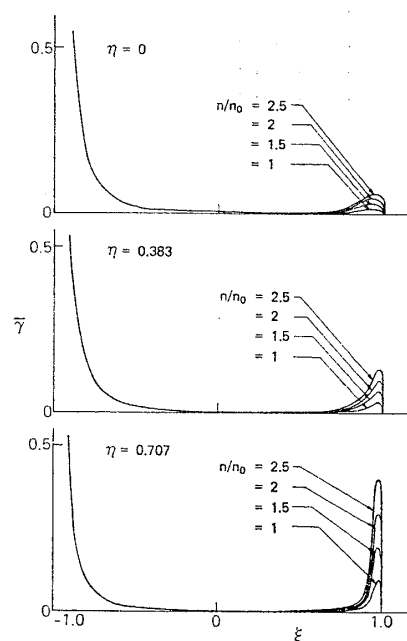


Fig. 14(a) Chordwise vorticity distribution on rectangular wing model (Ship model (I), $\alpha=1$)

ある。

次に着力点の位置の計算結果を Table 6 に示す。この結果によると船体後端より大略 5% L の位置にあり、プ

ロペラ荷重度の影響をほとんど受けない性質がみられる。

最後に船体とプロペラの間隔を変化させた場合の計算

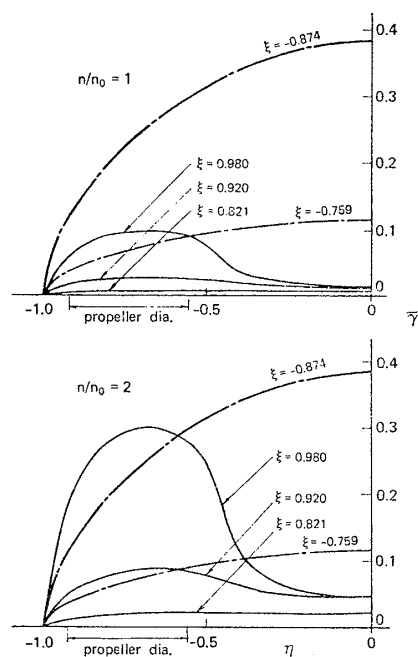


Fig. 14(b) Spanwise vorticity distribution on rectangular wing model (Ship model I), $\alpha=1$

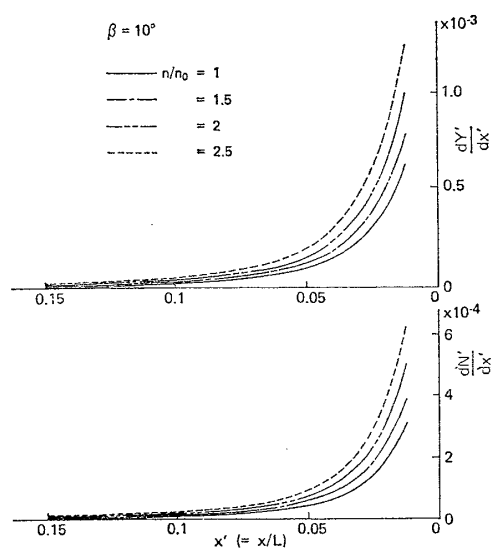


Fig. 14(c) Lateral force induced on ship's hull due to nonuniform effect of loading over propeller disc (Ship model I)

例を Fig. 13 に示した。実際の船尾形状ではこの間隔の定め方に多少の任意性が伴うが、この結果はこの場合の影響の見当にも用いることができる。

参考までに (1) の方法における循環分布の例および (2) の方法における誘起される力の縦方向の分布を Fig. 14 に示す。

以上の結果は線形理論に基づく単純な計算法によるものであるから定量的にはいくつかの問題がある。まずこの方法は船体の微係数については実際より小さい値を与えることである。この例では 70% 程度となる。2 番目は、船体のように縦横比が小さい場合は span 方向の循環分布の形状は実際には矩形に近いとされているが、線形計算では楕円に近い形になることである。また実験値に対しても、荷重量度についての実験点が不十分であること、 $(\Delta Y_{\beta'})_H$ そのものが差として得られたものであるので精度に問題がある。今後さらに実験点を補ない、計算結果との対比を詳しく行なう予定である。

5 結 言

微係数に及ぼすプロペラ、舵の影響の問題に対し、主としてプロペラ荷重量度の影響について検討を行ない、およそ次のような結果を得た。

1) いわゆる相互干渉の影響に関する基礎データに基づき (1) 式の考え方より推定する方法は、プロペラ荷重量度の影響に対しても比較的よい近似を与える。この場合整流係数 (ただし藤井の意味の整流係数) の値を荷重量度に応じて変化させることは本質的に重要なことである。

2) 横流れ運動と回頭運動のそれぞれに対する整流係数は、高速ライナー船型では同程度の値を示すのに対しタンカー船型では大幅に異なる。従ってこの種の問題においては、一般に両係数を区別して取り扱う方がより合理的である。

3) 高速ライナー船型の場合あるいは特にプロペラ荷重量度の高い場合はプロペラの影響の成分が比較的大きくなるので、(1) 式の第 3 項はこの種の問題において重要な要素の一つとなる。

4) プロペラの作動によって船体の横方向の力が変化する効果の大部分は船尾部における船体表面の流れが加速されることで説明できる。この場合プロペラ特性の左右非対称の影響は十分に小さい。線形揚力面理論による単純な計算によってもこれのおおよその値は把握できる。

5) この流体力は一般にプロペラ荷重量度の影響を大きく受ける。特にタンカーの比較的小さい模型船では取り扱いによっては必ずしも無視できない程度の大きさになると推察される。なお着力点の位置は荷重量度の影響をほとんど受けない。

終わりに臨み、ご指導を賜った東京大学 元良誠三教授に感謝の意を表します。

またご援助をいただいた IHI 技術研究所の田崎 亮副所長、梶田悦司部長に感謝の意を表するとともに、実験

にご協力いただいた運動性能水槽ならびに船型試験水槽の関係各位に厚くお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 湯室彰規：操縦微係数に及ぼすプロペラ，舵の影響について，日本造船学会論文集，第141号（昭52.6）.
- 2) 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（その2），造船協会論文集，第106号（昭35.1）.
- 3) 湯室彰規：幅広大型タンカー船型の操縦性に関する研究（1），石川島播磨技報，第15巻，第2号（昭50.3）.
- 4) 藤井 齊，津田達雄：自航模型による舵特性の研究（2），造船協会論文集，第110号（昭36.12）.
- 5) 湯室彰規：斜航するプロペラの整流効果に関する実験結果について，日本造船学会論文集，第145号（昭54.6）.
- 6) 神中龍雄，深瀬 彊，湯室彰規，山崎禎昭：高速船型の旋回に関する二，三の問題，造船協会論文集，第111号（昭37.6）.
- 7) F. Horn : Querkräfte am Propeller bei Schräganströmung, speziell bei Manövriervorgängen, Schiffstechnik, Heft 20, Band 4 (1957).
- 8) 谷口 中，渡辺恭二：推進器の斜流特性に関する実験，西部造船会会報，第8号（昭29.8）.
- 9) 小川陽弘，辻 豊治，森 政彦：斜航するプロペラに働く横力に関する研究，第16回船舶技術研究所研究発表会講演概要（昭45.11）.
- 10) W. F. Durand : Aerodynamic Theory, Vol. IV, Berlin. Julius Springer (1935).
- 11) 松藤竜一郎：単螺旋船の推力減少率について，造船協会論文集，第86号（昭29.3）.
- 12) 中西正治，上田耕平，山崎隆介：プロペラと舵の干渉について，西部造船会会報，第36号（昭43.7）.
- 13) 湯室彰規：舵直圧力の近似計算法に関する一考察，関西造船協会誌，第177号（昭55.6）.
- 14) 花岡達郎：揚力面の数値解における問題点，日本航空宇宙学会誌，第23巻，第263号（昭50.12）.
- 15) D. E. Davies : Calculation of Unsteady Generalized Airforces on a Thin Wing Oscillating Harmonically in Subsonic Flow, R & M, No. 3409 (1963).