

MMG 報告-V

操縦運動数学モデルの実験的検証と改良



講座

1 緒 言

試験水槽委員会第二部会の「操縦運動の数学モデル検討グループ (略称 MMG)」では、船の操縦運動を表現する数学モデルの望ましい形について研究を続けて来ており、すでに幾つかの報告^{1)~5)}を発表して広く意見を求めている。その後、この活動に関連して多くの理論的あるいは実験的研究が行われ、それによって、船体に働く流体力の非線型性、同じく前後方向の分布、あるいは船体・プロペラ・舵の間の相互干渉等について幾つかの新しい知見が得られ、MMG が当初意図した操縦運動数学モデルの有用性を実証し、あるいは不十分な点を補完し、また改良する必要がある点を指摘するのに大いに役立った。

もともと MMG が当初発表したモデルは、当時知り得る限りの知識をもとに創造したものであって、未知の部分が解明されれば、モデルの形あるいは一部の内容が変えられる可能性は当然予想されていた。いずれにしても、統一的な数学モデルを確立し、実用化して、広く共通の場で使われるようなものにすることが MMG の願望であることを考慮すると、現在の段階で明らかになっている新しい知識を、MMG モデルに導入しておくべき時期に来ていると思われる。

本報告では、当初のもの¹⁾に一部厳密性に欠ける記述等があったので、その訂正の意味も含めて改めて MMG モデルについての概略の説明を加え、その内容について、その後の研究の成果を盛り込んで、改めるべき点の指摘も含めて解説を試みるものである。

なお、対象とする船及び運動範囲について、(1)通常の船の通常の操縦運動を扱う、(2)前進速力はかなりあり、揚力が支配的な範囲で、プロペラは遊転以上で回転している、等の基本条件を与えているが、詳細については第 1 報¹⁾を参照されたい。

* 船舶技術研究所

** 広島大学

*** 住友重機械工業(株)

正 員 小 川 陽 弘*
正 員 長 谷 川 和 彦**
正 員 芳 村 康 男***

2 数学モデルの構成

船の運動は、操縦運動に常用される座標系を用い、船の重心に原点を置いて記述する。即ち、

$$\left. \begin{aligned} m(\dot{u}_G - v_G r_G) &= X_G \\ m(\dot{v}_G + u_G r_G) &= Y_G \\ I_{zz} \dot{r}_G &= N_G \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ただし、添字 G は重心に関するものであることを意味する。また I_{zz} は重心まわりの慣性モーメントである。

流体力は一般に図を原点とする座標系について記述する方が都合がよい。この場合の運動方程式は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} m(\dot{u} - v r - x_G r^2) &= X = X_G \\ m(\dot{v} + u r + x_G \dot{r}) &= Y = Y_G \\ (I_{zz} + m x_G^2) \dot{r} + m x_G (\dot{v} + u r) &= N \\ &= N_G + Y_G x_G \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $u = u_G$ 、 $v = v_G - x_G r_G$ 、 $r = r_G$ であり、また x_G は重心の x 座標である。

なお無次元化は ITTC 標準の方式に揃えて、例えば

$$X' = X / \left(\frac{1}{2} \rho L^2 U^2 \right)$$

等とする。

MMG では (2) 式の力とモーメントを次のように表現するように提案した。

$$\begin{aligned} X' &= X_u' \dot{u}' + (X_{vr}' - Y_{\dot{v}}') v' r' + X_{vv}' v'^2 + X_{rr}' r'^2 \\ &\quad + X'(u) + (1-t) T' \left(\frac{u p}{\pi D} \right) + X_{RO}' - F_N' \sin \delta \\ &\quad \dots\dots\dots (3) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} Y' &= Y_{\dot{v}}' \dot{v}' + Y_{\dot{r}}' \dot{r}' + Y_{\dot{v}}' v' + (Y_r' + X_u' \cdot u') r' \\ &\quad + \int_{-1/2}^{1/2} (v' + x' r') |v' + x' r'| C_D(x') dx' \\ &\quad - (1 + a_H') F_N' \cos \delta \dots\dots\dots (4) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} N' &= N_{\dot{v}}' \dot{v}' + N_{\dot{r}}' \dot{r}' + N_{\dot{v}}' v' + N_{\dot{r}}' r' \\ &\quad + \int_{-1/2}^{1/2} (v' + x' r') |v' + x' r'| x' \cdot C_D(x') dx' \\ &\quad - (x_R' + a_H' x_H') F_N' \cos \delta \dots\dots\dots (5) \end{aligned}$$

ただし、

$$F_N' = \frac{1}{2} \rho A_R U_R^2 f(A, \alpha_R) / \left(\frac{1}{2} \rho L^2 U^2 \right) \dots\dots\dots (6)$$

これら各項のうち、慣性項及び線型項についてはほとんど問題はないが、非線型項と干渉項についてはその後の研究で新たな資料が得られているので、それらについて次節以下に説明する。

3 船体に働く流体力

船体単独に作用する流体力は以前の報告²⁾でも述べたように、完全流体中であれば慣性力以外にはない。しかし、実際の粘性流体中では境界層の剥離に伴って形成される複雑な後流のために船体に揚力が発生する。これはいわゆる static derivatives と深い関係にあり、したがって、操縦運動を強く支配する。さらに、運動が大きくなると流体力に非線型性が現れ、操縦運動の推定や理論的取扱いをより困難にしている。

線型項については、小縦横比揚力面理論や細長体理論によりある程度の推定が可能であり、また、実験結果との対応も比較的よい^{6), 7)}。ここでは非線型項を中心にその後の研究を紹介する。

3-1 X 力の非線型項

X 力とはもと、直進中の船体抵抗 R とスラスト T が釣り合っており、船体運動や操舵によるわずかな抵抗変化が、 X 力に含まれる非線型項で表されるため、その計測が難しく、精度のいいデータがなかなか得にくい。しかし、これらの非線型項のうち、特に $X_{rr'}$ が大舵角旋回時の船速低下の原因となる慣性抵抗に大きく影響するため、その関心が高まってきた。

一方、 $X_{rr'}$ に関する理論的考察は皆無であり、粘性によって生じた項としか知られていない。はじめてこの項を紹介したのは Norrbin⁸⁾ であり、海上公試の speed trial から本来 (完全流体中) なら横方向の付加質量

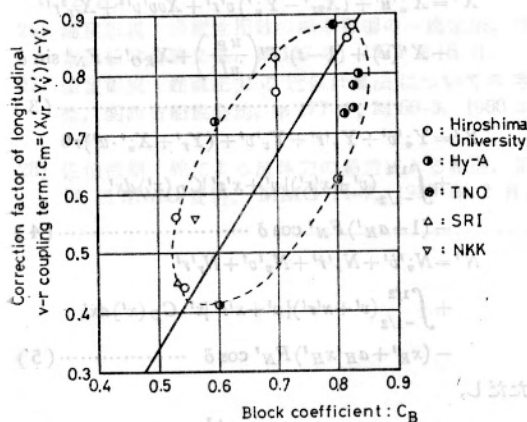


Fig. 1 $X_{rr'}$ の推定図¹⁰⁾

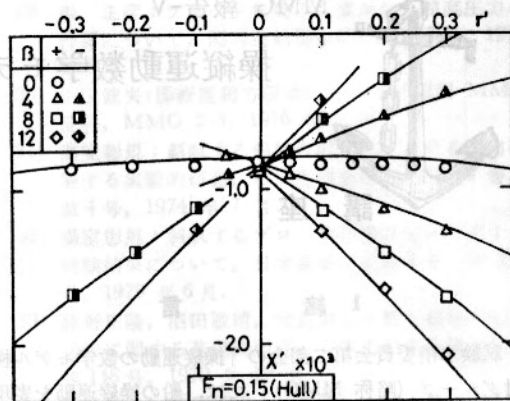


Fig. 2 運動による抵抗変化 (貨物船型)¹²⁾

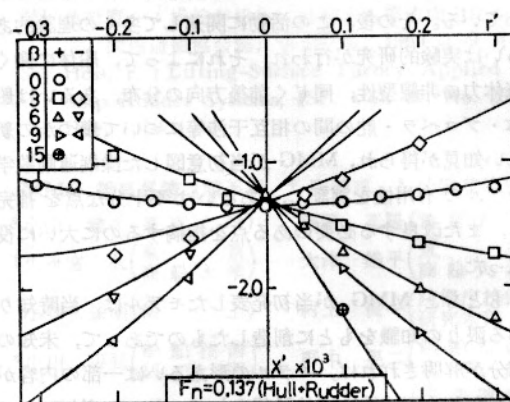


Fig. 3 運動による抵抗変化 (タンカー)¹⁰⁾

($-Y_{\dot{\theta}}'$) になるべき v/r' の係数がその 20~50% しか達していないことを指摘し、この項の存在が認められた。続いて Wagner Smitt ら⁹⁾ が模型船 3 隻の PMM データを示し、($X_{rr'} - Y_{\dot{\theta}}'$) と ($-Y_{\dot{\theta}}'$) の比がコンテナ船型で約 50%、タンカー船型で 70~75% という値が日本でも用いられるようになった。その後、PMM, CMT などの整備発達に伴い、各所で $X_{rr'}$ が計測されるようになり、これらをもとに長谷川¹⁰⁾ は Fig. 1 に示す $X_{rr'}$ の推定図表を作成し、 $X_{rr'}$ が C_B により推定できることを示した。いずれにせよ、さらにデータの蓄積が望まれるとともに、理論的解釈が待たれるところである。

これに反して、横流れ速度に伴う抵抗成分 $X_{\dot{\theta}}'$ は計測も比較的容易なことから割合古くから知られており、神中ら¹¹⁾ の推定式をはじめ、いくつかの推定式がある。理論的には $X_{rr'}$ とともに揚力の縦方向成分として扱う考え方もあるが、実験データが少なく、理論値、推定値

との対応は十分でない。さらに、 X_{rr}' は、 $Y_{\dot{r}}'$ 、 $N_{\dot{r}}'$ と同様に完全流体中では $m_y \alpha_x$ (α_x は付加質量 m_y の重心の x 座標) に相当するが、実際のデータは三者一致せず、それ以外の要因が大きいようである。現在までのところ、 $Y_{\dot{r}}'$ は $N_{\dot{r}}'$ のおよそ 1.5~2 倍になる例が多い。 X_{rr}' との相関は明らかでない。Fig. 2 は貨物船型¹²⁾の、Fig. 3 はタンカー船型¹⁰⁾の CMT 計測例であるが、 X_{rr}' 、 X_{rr}' とともに船型によってその傾向も違うようであり、また、 $(X_{rr}' - Y_{\dot{r}}')$ に比べてオーダーが小さいことから省略されることが多い。

X 力におけるもうひとつの問題はプロペラへの有効流速 u_P の表現式である。当初^{1), 5)}、 u_P は次式で表現されていた。

$$u_P = u \{ (1-w) + \tau (v' + C_P |v'| v' + x_P' r')^2 \} \dots (7)$$

右辺第二項が運動による流速変化を表し、 τ 、 C_P が実験係数、 x_P' は船長で無次元化したプロペラ位置の x 座標である。

その後、小瀬ら¹²⁾は、down wash の効果を表す $C_P |v'| v'$ の項は、横流れ速度ではなく、プロペラ位置における見かけの横流れ速度

$$v_P' = v' + x_P' r' \dots (8)$$

で表すことを提案した。すなわち、

$$u_P = u \{ (1-w) + \tau (v_P' + C_P |v_P'| v_P')^2 \} \dots (9)$$

さらに、小瀬¹³⁾は、操縦運動による伴流率の変化としてこれを扱い

$$u_P = u (1-w_0) \{ 1 + \tau (v_P' + C_P |v_P'| v_P')^2 \} \dots (10)$$

と表し、 x_P' を実験係数として扱えば、プロペラ荷重度の変化や縮率影響に伴う伴流率の変化にも対処しようとし、 $x_P' = -0.42$ を得た。

一方、松本ら¹⁴⁾は、コンテナ船のデータにおいて、(7)式で C_P を 0 としても十分精度よく推定できることを示した。この場合も x_P' は実験係数として求めているが、その値は -0.52 前後となり、幾何学的なプロペラ位置とそう違ってない。

また、一軸船の場合、特に肥大船において u_P の非対称性が顕著になってくる。これは、ビルジ渦の非対称性によるとみられており、横流れ角の正負で係数を変えることにより実験結果をある程度近似することができるが、それ以上の詳しいことは知られていない。

Fig. 4 は、 u_P/u を u_P' で整理したものであり、肥大タンカーの例¹⁰⁾である。図中の実線はこれを (10) 式で表した時の近似曲線であり、左右で係数を変えている。 C_P によって、down wash の効果がうまく表されていることがわかる。また、 $1-w_0$ 、 τ 、 C_P は見かけの前進率 J_s の関数として表されているので、過渡的な旋回運動

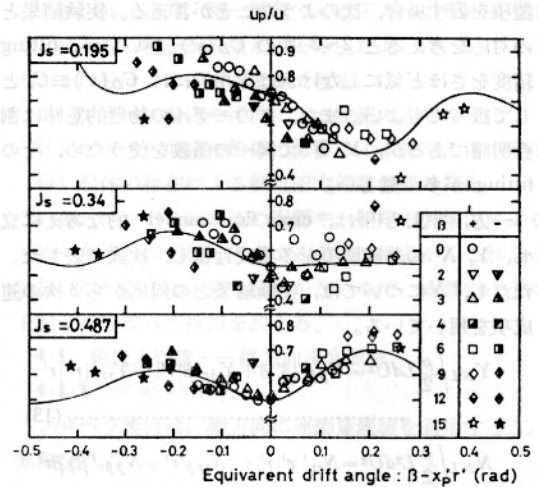


Fig. 4 運動による伴流変化 (タンカー)¹⁰⁾

のシミュレーションにも適用可能である。

3.2 Y 力、N モーメントの非線型項

Y および N の非線型項については、理論的、実験的にも種々の意見があり、MMG でも最も議論が交された点のひとつである。

定性的には報告-II²⁾で述べたように cross flow model あるいは Newton の抵抗法則により説明されており、各非線型項を Y_{NL} 、 N_{NL} とすれば次式で与えられる。

$$Y_{NL}' = \int_{-1/2}^{1/2} (v' + x' r') |v' + x' r'| C_D(x') dx' \dots (11)$$

$$N_{NL}' = \int_{-1/2}^{1/2} (v' + x' r') |v' + x' r'| x' C_D(x') dx' \dots (12)$$

ここで $C_D(x')$ は一般に x' の多項式で表される船体 x' 断面の抵抗係数であり、AIC 推定法¹⁵⁾を適用した解析の例では、2~3 次が最適といわれている¹²⁾。しかし、次数が上がるにしたがい $C_D(x')$ が正になり、物理的に不合理な結果が生じたり、各係数がとんでもない変化をしたりするのみならず、0 次 ($C_D(x') = C_0$) の場合と比べてさほどの改善が見られない¹²⁾。最近、芳村¹⁶⁾は、 $C_D(x') = C_0$ とした場合、多少の fitting 精度は落ちるが、その値は船型によらず、ほぼ 0.5~0.6 で一定値となることを示した。ただし、この場合、無次元化は Y 、 N それぞれ、 $\frac{\rho}{2} L d V^2$ 、 $\frac{\rho}{2} L^2 d V^2$ で行っている。Cross flow model そのものの定義にたちかえればこの無次元化の方が自然であり、その場合、船型による違いがさほど現れないことが予想される。

以上のように cross flow model により Y 、 N の非線

型項を表す場合、次のようなことが言える。実験結果との対応を考えると 2~3 次の $C_D(x')$ がいいが、fitting 精度をさほど気にしなければ実用的には $C_D(x') \equiv C_0$ として扱ってもよい。また、このモデルの物理的意味は割合明確であるが、 Y, N で同一の係数を使うため、その fitting が多少難しい。

一方、井上¹⁷⁾は、cross flow model 的な考えに立ち、 Y, N の非線型項を多項式近似し、次式で表した。ただし、 N については、実験結果との対応から 3 次の連成項を用いている。

$$Y_{NL} \left/ \frac{\rho}{2} L d U^2 \right. = Y_{\beta\beta'} |\beta| |\beta| + Y_{\beta r'} \beta |r'| + Y_{rr'} |r'| |r'| \quad (13)$$

$$N_{NL} \left/ \frac{\rho}{2} L^2 d U^2 \right. = N_{rr'} |r'| |r'| + (N_{rr\beta} \beta' r' + N_{\beta\beta r'} \beta) \beta' r' \quad (14)$$

そして、長さ 2.5 m の 10 種類の船型模型 (bare hull) を用いた等吃水 24 状態の実験結果から、各係数の推定図を作成し、船型要素との関係を明らかにした。

Cross flow model と Abkowitz 型の多項式近似の比

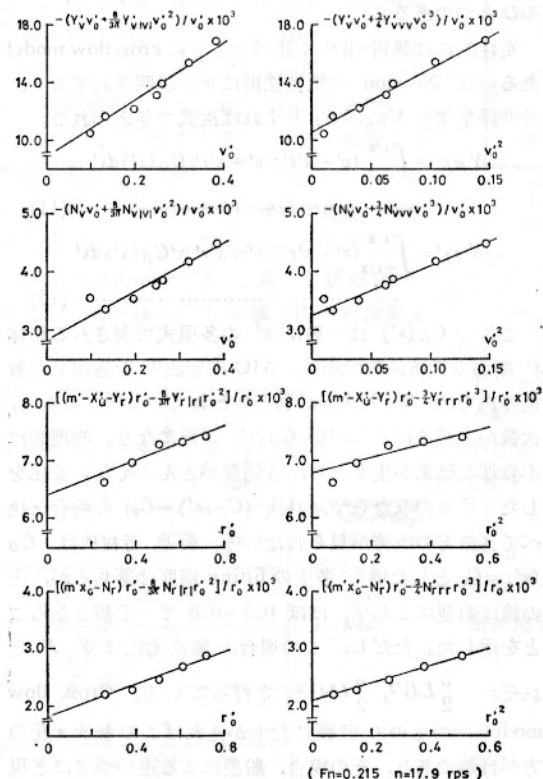


Fig. 5 Y, N の非線型項の 2 次と 3 次の比較 (pure motion) (Ro/Ro)

較については、小瀬^{12), 13)}、松本¹⁴⁾、芳村¹⁶⁾が行っている。それらの結果によると、多項式近似の方が fitting 精度が概してよい。しかも、2 次より 3 次の多項式

$$Y_{NL}' = Y_{vvv'} v'^3 + Y_{vvv'r'} v'^2 r' + Y_{vvv'r'r'} v' r'^2 + Y_{rrr'} r'^3 \quad (15)$$

$$N_{NL}' = N_{vvv'} v'^3 + N_{vvv'r'} v'^2 r' + N_{vvv'r'r'} v' r'^2 + N_{rrr'} r'^3 \quad (16)$$

の方が大運動時までよく近似できるようである。Fig. 5 はその両者の違いを見やすくするため、同一実験結果を 2 次および 3 次で表し、それを v_0' および r_0' (PMM の強制振幅) で除して、それぞれ、 v_0' や $v_0'^2$ で整理したものの一例である。この図で見る限り、pure motion に関しては、その差はそう顕著でない。一方、Fig. 6 は連成項について同様に比較したものである。この場合、明らかに 3 次の方が直線性がよい。他の船型についてもその差が明確でないものが多いが、おおむね、同様の傾向を示している。

3 次の多項式近似の唯一の欠点は、その理論的根拠の少ないことである。即ち、cross flow model にしろ、細長体渦モデル¹⁾ にしろ、基本的には力は偏角の 2 乗に比

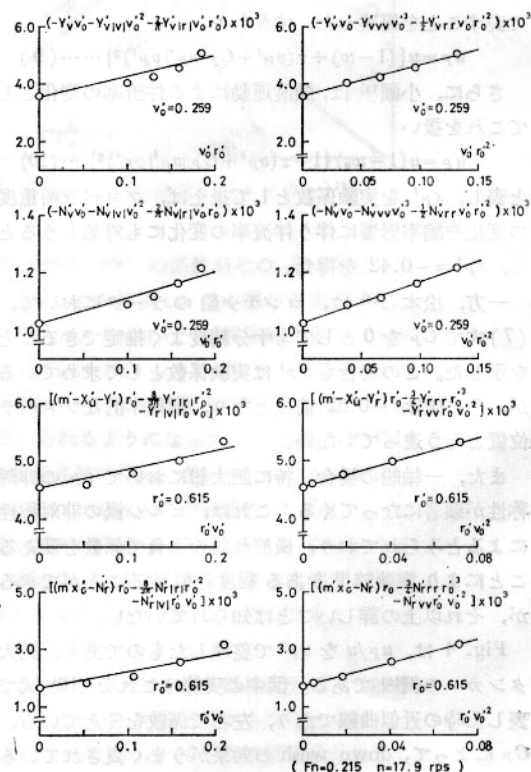


Fig. 6 Y, N の非線型項の 2 次と 3 次の比較 (連成項) (Ro/Ro)

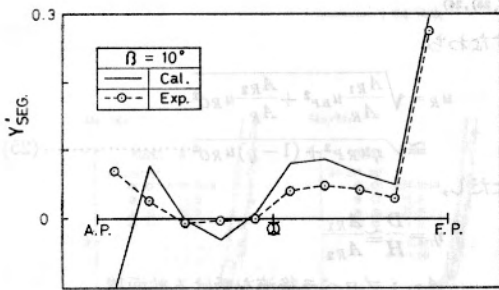


Fig. 7 斜航中の船体に働く流体力の船長方向分布 (コンテナ船)²⁰⁾

例する。しかし、最近、浜本¹⁸⁾はソビエトの研究をヒントに細長体に働く力のうち、いわゆる Lagally force の部分に偏角の3乗の項が含まれることを示唆した。この項は Jones の理論¹⁹⁾あるいは不破の理論²¹⁾では渦糸が動かないという仮定から省略されており、実際にはどのくらいのオーダーになるものか、今後の検討が期待される。

このように、 Y と N の非線型項に関しては、理論計算と実験結果との対応がまだ完全にはとれておらず、理論、実験双方からの見なおしが必要である。そのひとつの試みとして、船長方向の流体力を分割模型で計測し、理論計算と比較する研究が松本²⁰⁾によって進められているが、Fig. 7はその一例である。なお、 Y_{SEG} の無次元化は、 $0.5 \rho A U^2$ (A : セグメントの横投影面積) である。

4 舵に働く流体力

—舵位置の流速と流向—

船尾に置かれた舵性能の基本的性質は、MMG 報告-III³⁾で系統的に示された。本章では、その後報告された実験結果を紹介しながら必要な点を補足していく。

まず、均一な流速を受ける舵単独の直圧力はかなり理論的な取扱いができ、その表現は、

$$F_{NO} = \frac{\rho}{2} f_a(A) A R U_R^2 \sin \alpha_R \dots \dots \dots (17)$$

と書くことができる。ここに A_R は舵面積、 U_R は舵への流入速度、 α_R は舵への流入角であり、この場合舵角 δ に等しい。また $f_a(A)$ は舵アスペクト比 A の関数で表される直圧力係数勾配で、ほぼ揚力傾斜に等しい。この $f_a(A)$ の表現法にはいくつかあるが、中でも広範に使用されているものに次の藤井の式²¹⁾がある。

$$f_a(A) = \frac{6.13A}{A+2.25} \dots \dots \dots (18)$$

一方、舵を船尾に取付けた状態では、船体やプロペラ

により、同一速力、同一舵角でも直圧力は上記単独の状態とはかなり様子が異なる。その主な違いは、およそ次のように分けて考えることができる。

- i) プロペラ増速や伴流による舵流入速度の変化
- ii) プロペラ増速や船体の影響による舵流入角の変化
- iii) 船体の存在による舵直圧力係数勾配の変化

その他、プロペラ回転流の影響や、船尾の剝離渦による不均一な流れの影響も考慮する必要があるが、これらの取扱いについては十分な資料がないので、本章では主に上記3点に絞って検討を加える。

4.1 舵流入速度——縦方向速度成分

4.1.1 プロペラ後流

プロペラ後流は、軸方向に運動量理論を適用すると、無限後方で

$$u_\infty = u_P \sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J^2}} \dots \dots \dots (19)$$

と表現することができる。ただし、 $J = u_P / nD$ 、 u_P はプロペラ流入速度である。あるいははまた、プロペラ面をビッチ P の無限翼数のプロペラで単純化すると、

$$u_\infty = nP = u_P / (1-s) \dots \dots \dots (20)$$

ただし

$$s = 1 - u_P / nP$$

と表すことも可能である。いずれにせよ、プロペラによって増速された分は $\Delta u = u_\infty - u_P$ であり、プロペラ面内では既に $\Delta u/2$ 増速されていることは周知の通りである。舵位置におけるプロペラ後流は従って、 $\Delta u/2 \sim \Delta u$ の間にあり、この増速量はプロペラ面からの距離の関数として表現することができる。すなわち、舵位置での後流の強を u_{RP} とし、増速率を k_x とすると、

$$u_{RP} = u_P + k_x \Delta u \dots \dots \dots (21)$$

となる。しかし、実際は水の粘性による拡散などがあり、上記 k_x はプロペラからある程度離れると、距離に関係なくほぼ一定の値になることが岡田²³⁾等によって実験的に確認されている。その量はおおよそ、 $k_x \approx 0.6$ と見積ってさしつかえないようである^{23), 24), 30)}。

4.1.2 船体の伴流

直進中のプロペラ流入速度 u_P と船速 u との関係は通常、推力一致法による $(1-w)$ が用いられる。すなわち、

$$u_P = (1-w)u \dots \dots \dots (22)$$

これと同様な考え方でプロペラ後流を受けない舵面の流速、すなわちプロペラによって増速されない場合の舵流入速度 u_{RO} と、舵直圧力を一致させる方法で求めることができる。

$$u_{RO} = (1-w_R)u \dots \dots \dots (23)$$

$(1-w_R)$ は基本的に、 $(1-w)$ と同等と考えられる

が、流速を計測する装置（プロベラと舵）の違い、検査面の多少の違い、あるいはまた伴流の拡散や後述する船体と舵との干渉により、場合によってかなり違った量になることが実験で確かめられている。例えば芳村ら²⁴⁾によれば、特に、肥大船では $(1-w)$ より大きい。

プロベラ推力が零（プロベラ・スリップが零）の場合のプロベラ後流についても同様の傾向がある。推力変化に伴う同一流線の速度変化を考えれば、推力零のプロベラ後流はプロベラ流入速度 u_P に一致するはずであるが、実験結果はむしろ u_{RO} に近い。

これらの事を考慮すると、舵位置におけるプロベラ後流 u_{RP} は (21) 式のように u_P からの増速と考えるよりもむしろ (23) 式の u_{RO} からの増速と考えると、

$$u_{RP} = u_{RO} + k_x \Delta u$$

あるいは、

$$u_{RP} = u_P \left\{ \varepsilon + k_x \left(\frac{u_{\infty}}{u_P} - 1 \right) \right\} \dots \dots \dots (24)$$

ただし、

$$\varepsilon = (1-w_R)/(1-w)$$

と書き換える方がより現実的であるといえる²⁴⁾。Fig. 8 はその流速モデルを表している。

4.1.3 プロベラ直径と舵高さ

通常の船では舵高さはプロベラ直径より大きい。この場合、舵には前述のプロベラ後流とプロベラに増速されない流れとが流入する。舵有効流入速度を舵直圧力一致法から得られる有効流入速度と定義すると、その速度は上記2種類の平均的流速ということになる。

その表現として、従来から便宜的にそれぞれの流入面積を考慮し、その加重平均値をとる方法が用いられてい

る^{25), 26)}。

すなわち

$$u_R = \sqrt{\frac{A_{R1}}{A_R} u_{RP}^2 + \frac{A_{R2}}{A_R} u_{RO}^2} \\ \cong \sqrt{\eta u_{RP}^2 + (1-\eta) u_{RO}^2} \dots \dots \dots (25)$$

ただし、

$$\eta = \frac{D}{H} \cong \frac{A_{R1}}{A_{R2}}$$

A_{R1} : プロベラ後流を受ける舵面積

A_{R2} : プロベラ後流を受けない舵面積

D : プロベラ直径

H : 舵高さ

湯室²⁷⁾はこの簡易表現法の妥当性について、線形近似揚力面理論を適用し検討を行っているが、その結果によれば、通常の D と H の関係 ($0.6 < \eta < 1.0$) で、かつ異なる2種類の流速が極端に違わなければ、積分方程式を解いて求める結果と (25) 式によるものとは、実用上許容し得る程度の差でしかないことが確認されている。

4.1.4 有効流入速度

以上 4.1.1~4.1.3 の点を考慮し、まず直進中の舵有効流入速度が次式のように表記できる。

$$u_R = \varepsilon u_P \sqrt{\eta \left\{ 1 + \frac{k_x}{\varepsilon} \left(\frac{u_{\infty}}{u_P} - 1 \right) \right\}^2 + (1-\eta)} \dots \dots \dots (26)$$

ここで、 u_{∞} として (19) 式を用いると、

$$u_R = \varepsilon u_P \sqrt{\eta \left\{ 1 + \kappa \left(\sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J^2}} - 1 \right) \right\}^2 + (1-\eta)} \dots \dots \dots (27)$$

ただし、

$$\kappa = k_x / \varepsilon \cong 0.6 / \varepsilon$$

となる。上式中、実験係数として κ と ε の2個が存在するが、既に述べたように $k_x \cong 0.6$ としてよいことを考えると実質的には ε のみとなる。因みに、上式で $\eta = \varepsilon = 1$ とした場合が神中ら¹¹⁾の式である。

一方、小瀬ら^{12), 13)}は u_R を MMG で提案された式^{1)~3)}にもとづいて、

$$u_R = \varepsilon u_P \sqrt{1 + k \frac{8K_T}{\pi J^2}} \dots \dots \dots (28)$$

と表し、それぞれの実験結果に見合う k の値を取れば、個々の船についてはそれなりに舵有効流入速度を表現できることを示した。しかし、実験係数 k の配置には多少無理があり、その結果 k の値が船によってかなりバラツクということが指摘されている²⁸⁾。

u_{∞} としてより簡単な (20) 式を用いる場合が芳村ら²⁴⁾の提案する表現式である。すなわち、

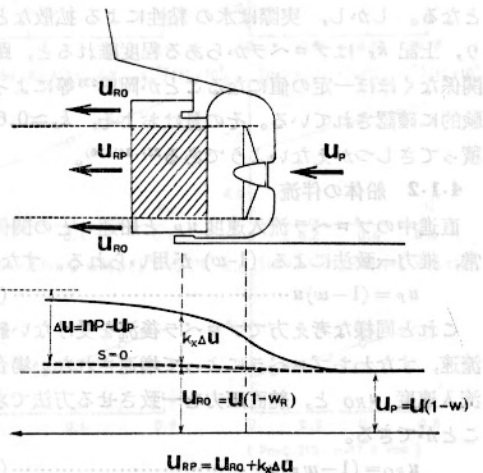


Fig. 8 船尾舵付近の軸流速度のモデル

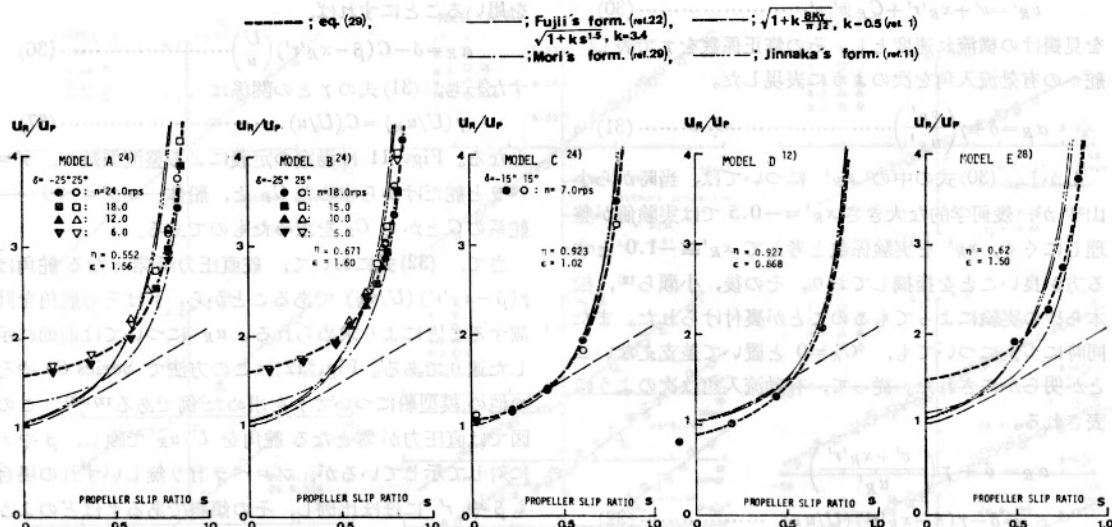


Fig. 9 舵有効流入速度の計測値と推定値の比較 (u_R/u_P)

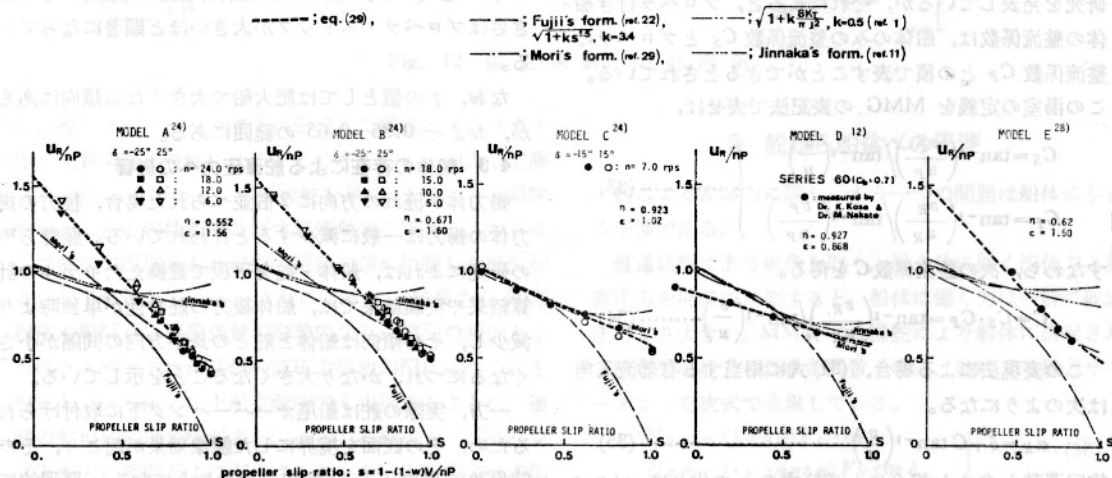


Fig. 10 舵有効流入速度の計測値と推定値の比較 (u_R/nP)

$$u_R = \frac{\varepsilon u_P}{(1-s)} \sqrt{1-2(1-\eta\kappa)s + \{1-\eta\kappa(2-\kappa)\}s^2} \quad (29)$$

上式中の ε , κ , η は (27) 式と同様である。この表現式ではプロペラ特性が分からなくても使用できるという便利さがある。

Fig. 9 は一軸一舵を持ついくつかの模型船^{(12), (24), (26)}について直進中の舵有効流入速度を u_R/u_P の形で (29) 式と比較したものである。 u_R/u_P はプロペラ・スリップが大きくなると急激に増加するが、この点での比値を明確にするため、 u_P の代りに nP で u_R を無次元化して示

したのが Fig. 10 である。いずれの図でも従来の代表的な表現式と比較しているが、(29) 式による表現はプロペラ・スリップ全域にわたって近似が良いようである。

なお、船が旋回・斜航する場合の舵有効流入速度は 3 章に示した運動中の $(1-w)$ 、即ち、(10) 式を使うことができる。また舵有効流入速度の合速度 U_R は後述する v_R を用いて $\sqrt{u_R^2 + v_R^2}$ とする。

4.2 舵有効流入角——横方向の速度成分

舵の横流れ速度 v_R は幾何学的には $v + x_R r$ (x_R は舵の x 座標) である。MMG では当初これに down wash の効果を考慮して、無次元表示で

$$v_R' = v' + x_R' r' + C_R |v'| v' \dots \dots \dots (30)$$

を見掛けの横流れ速度とし、その修正係数を γ で表し、舵への有効流入角を次のように表現した。

$$\alpha_R = \delta + \gamma \left(\frac{v_R'}{u_R'} \right) \dots \dots \dots (31)$$

しかし、(30)式の中の x_R' については、当時から小山³⁰⁾が、幾何学的な大きさ $x_R' = -0.5$ では実験値が整理しにくく、 x_R' を実験係数と考えて $x_R' \cong -1.0$ とする方が良いことを指摘しており、その後、小瀬¹²⁾、松本¹⁴⁾の実験によってもこのことが裏付けられた。また同時に C_R についても、 $C_R = 0$ と置いて差支えないことが明らかにされた。従って、有効流入角は次のように表される。

$$\begin{aligned} \alpha_R &= \delta + \gamma \left(\frac{v' + x_R' r'}{u_R'} \right) \\ &= \delta - \gamma (\beta - x_R' r') (U/u_R) \dots \dots \dots (32) \end{aligned}$$

この場合、 $\gamma (U/u_R)$ が従来の整流係数に相当する。

一方、湯室^{31), 32)}は斜航時の整流係数について詳細な研究を発表しているが、それによると、プロペラ付き船体の整流係数は、船体のみの整流係数 C_S とプロペラの整流係数 C_P との積で表すことができるとされている。この湯室の定義をMMGの表記法で表せば、

$$\left. \begin{aligned} C_S &= \tan^{-1} \left(\frac{v_P}{u_P} \right) / \tan^{-1} \left(\frac{v}{u} \right) \\ C_P &= \tan^{-1} \left(\frac{v_R}{u_R} \right) / \tan^{-1} \left(\frac{v_P}{u_P} \right) \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (33)$$

すなわち、次の整流係数 C を得る。

$$C = C_S \cdot C_P = \tan^{-1} \left(\frac{v_R}{u_R} \right) / \tan^{-1} \left(\frac{v}{u} \right) \dots \dots \dots (34)$$

この表現法による場合、(31)式に相当する有効流入角は次のようになる。

$$\alpha_R = \delta + C \tan^{-1} \left(\frac{v}{u} \right) \dots \dots \dots (35)$$

旋回運動も含めた場合に、(35)式の v の代りに $v + x_R r$

を用いることにすれば、

$$\alpha_R = \delta - C (\beta - x_R r') \left(\frac{U}{u} \right) \dots \dots \dots (36)$$

すなわち、(31)式の γ との関係は

$$\gamma (U/u_R) = C (U/u) \dots \dots \dots (37)$$

となる。Fig. 11は湯室の定義による整流係数で、プロペラと舵だけから求めた C_P と、船体——プロペラ——舵系の C とから C_S を求めたものである。

さて、(32)式において、舵直圧力が零となる舵角は $\gamma (\beta - x_R r') (U/u_R)$ であることから、 γ はその舵角を計測することにより求められる。 u_R については前節に示した通りである。Fig. 12はこの方法でSeries 60やその他の模型船について γ を求めた例である^{12), 28)}。この図では直圧力が零となる舵角を U/u_R で除し、 β や r' に対して示しているが、プロペラ有り無しいずれの場合も β や r' にほぼ比例し、その傾斜である γ はどのような運動下でもほぼ一定としてさしつかえないことを示している。ただし、プロペラを作用させた場合、原点近くの $\beta - x_R r'$ の負の領域に折線的非線形が現れ、その大きさはプロペラ・スリップが大きいほど顕著になっている。

なお、 γ の値としては肥大船で大きくなる傾向にあるが、およそ0.35~0.65の範囲にある。

4.3 船体の存在による舵直圧力への影響

揚力体が流れの方向に2個並べられた場合、後方の揚力体の揚力は一般に減少すると言われている。藤野³³⁾の研究によれば、船体・舵を平板で置換えたモデルの計算結果や実験結果では、船体後方の舵特性が単独時より減少し、その傾向は船体と舵との長手方向の間隔が小さくなるにつれ、かなり大きくなることを示している。

一方、実際の舵は船尾オーバーハング下に取付けられるため、その底面を境界にした鏡像効果が起こり、その結果逆に舵直圧力を増加させることになる。原理的に

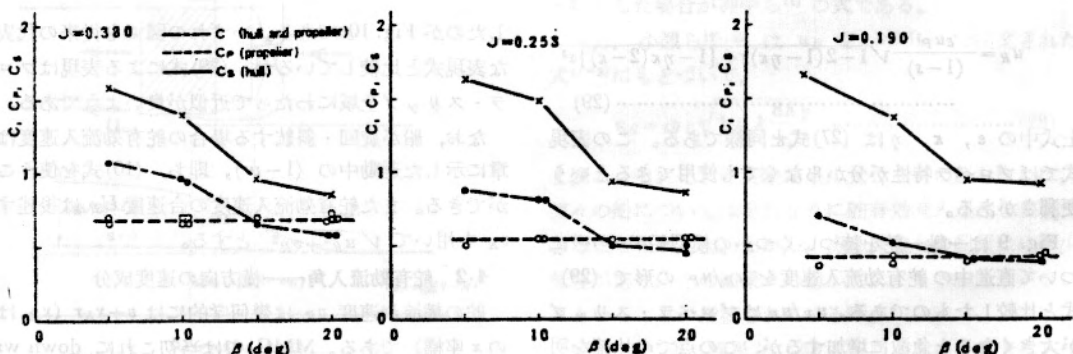
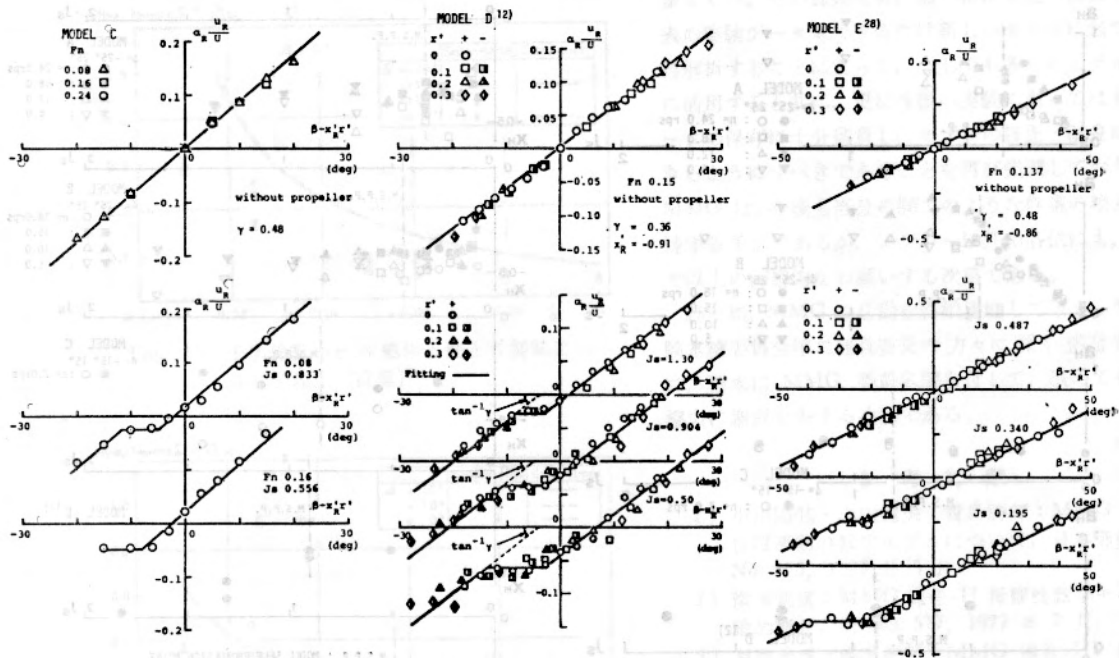


Fig. 11 整流係数 C, C_P, C_S の計測例³²⁾

Fig. 12 修正係数 γ の計測例

は、舵がオーバーハング下に密着した場合、アスペクト比が実質 2 倍の特性になる。この点に関し、仲渡、工藤ら³⁴⁾ はシャープエッジの平板舵を用い、上壁面との隙間を変え、その舵性能に及ぼす鏡像効果を調査し、ストリップ法揚力面理論を非線型・鏡像問題に拡張した理論解と合せて報告している。これによると、舵高さの 20% 程度の隙間から鏡像効果が顕著になり、隙間の減少とともにアスペクト比が 2 倍の直圧力係数勾配に近づくことを示した。しかし、上記文献中でも指摘するように、通常の舵の前縁は丸味があり、このため船尾オーバーハングと舵との隙間がよほど小さくならないと直圧力の増加は期待できないこともあり、実際の船でどの程度の鏡像効果が現れるかについては今後の課題であろう。

上記のように、船体の存在により起こる舵直圧力係数勾配の変化は無視できないことは確かである。ただ仮に、それらの影響が大としても、既に示した舵直圧力一致法による有効流入速度という立場をとれば、それらの効果はすべて舵位置の有効伴流係数 $(1-w_R)$ の中に含まれて表現される結果となる。この意味から、 $(1-w_R)$ は通常の伴流係数とは多少異なった内容を含んだ表現であることに注意しておかねばならない。

いずれにしても、舵有効流入速度の表現としては (27) 式、(29) 式の形がそのまま使える。

5 舵から船体への干渉

舵による流体力に関し、もう一つの問題は船体に与える干渉である。

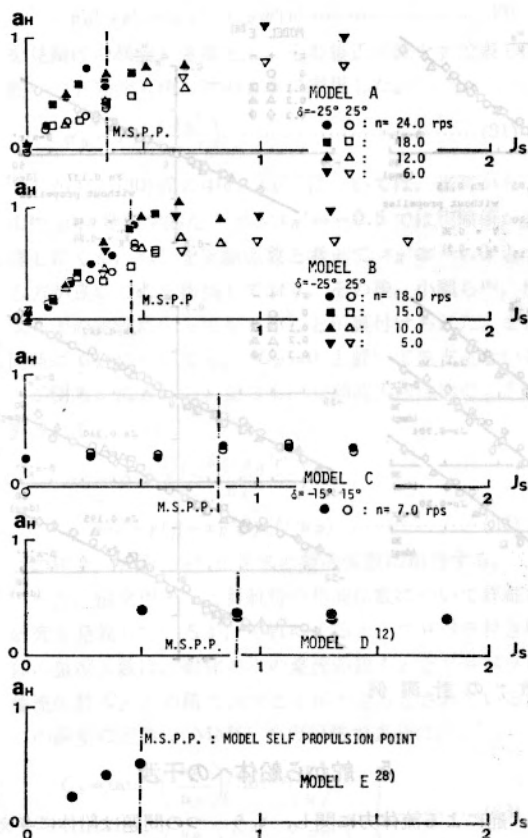
直進状態である舵角を取り、船全体に働く流体力と舵直圧力を同時に計測すると、船体に働く力は一般に舵直圧力より大きい。MMG では操舵により船体に誘起される流体力を舵力の簡単な関数と考え、舵による横力やモーメントを次式で表現している。

$$\left. \begin{aligned} Y_R &= -(1+a_H)F_N \cos \delta \\ N_R &= -(x_R + a_H x_H)F_N \cos \delta \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (38)$$

これは、操舵によって船体の x_H の点に舵力の a_H 倍の付加流体力が働くと考えていることに相当する。

5.1 干渉係数 a_H , x_H の計測例

小瀬ら¹²⁾、佐伯ら²⁸⁾ は上記のように定義された a_H , x_H を各模型船でプロベラ・スリップを変え計測している。その計測例として a_H を Fig. 13 に、 x_H を Fig. 14 に示す。これらの結果によれば、 a_H はプロベラ・スリップによりかなり変化することを示している。スリップが 100% ($J_s=0$) 近くでは、 a_H はほとんど零であるが、スリップの減少に伴い a_H が増加し、船によっても異なるが、自航点を過ぎる付近からはば一定値に落着く傾向にある。この一定値も各船でかなり異なる。全般的には、タンカーのような肥大船で a_H が大きくなるという

Fig. 13 干渉係数 a_H の計測例

傾向が見られる。

x_H は多少ばらつきがあるものの、プロペラ・スリップにかかわらずほぼ $-0.4L \sim -0.5L$ 付近にあり、操舵により付加される流体力は舵のやや前方に作用することを示している。

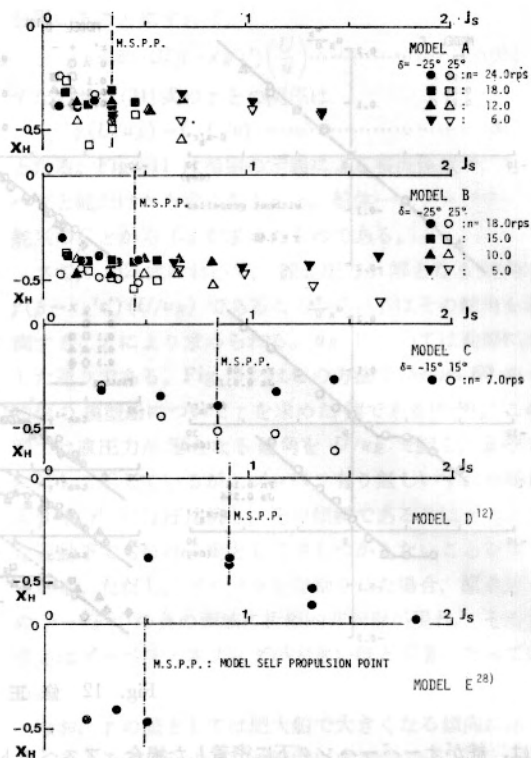
これに対し、松本ら¹⁴⁾の実験では、変化させたプロペラ・スリップが自航点付近であるためか、 a_H , x_H ともプロペラ回転数、船速・舵角の影響をあまり受けず、コンテナ船に対し、 $a_H = 0.237$, $x_H = -0.48L$ を得ている。

5.2 理論的アプローチ

揚力体の干渉問題は古くから航空機のフラップ翼に関して理論的・実験的に研究されてきた。

船体と舵を想定したものには鳥野³⁵⁾, Hess³⁶⁾の研究が挙げられる。鳥野は舵を半無限馬蹄渦に置換え、この渦が船体を表す平板に誘起する流体力を求めている。

これに対し、藤野ら³³⁾は船体と舵を長手方向に間隔を設けて並べられた2つの平板に置換え、非線型揚力面理

Fig. 14 干渉係数 x_H の計測例

論を適用し、舵と船体の相互干渉を数値計算によって明らかにしている。この結果の一部については既に4.3でも紹介した通りである。

Fig. 15 は直進状態で操舵する場合の計算結果と実験値を船体と舵との間隔の無次元値 d^* に対し比較しているが、いずれも干渉係数 a_H は d^* が小さくなればなるほど増加し、この傾向は舵角の大きさにほとんど依存しないことを示している。

また Fig. 16 は船体が斜航し、かつ操舵する場合の結果であるが、 a_H は直進中と同様の傾向を示し、かつ斜航角にもほとんど依存しないことも示している。すなわち、これらの結果はいずれも船体形状を一定としたとき、干渉係数は一定と表してよいことを示唆している。

しかしながら、現実の船ではプロペラがあり、前述の模型船の実験結果もプロペラ・スリップに対しかんりの変化が見られる。従って、船体と舵との干渉問題をより現実的な方向に向けてモデル化する際、このプロペラ・スリップの影響をどのように取り入れて行くかが今後に残された問題であろう。

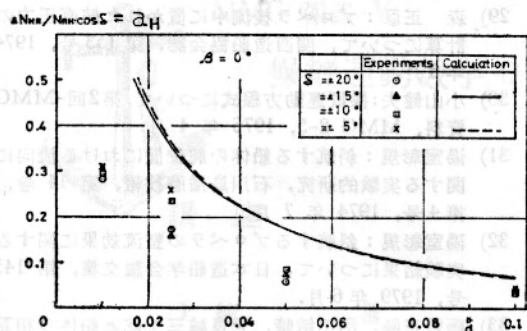


Fig. 15 干渉係数 a_H の船体と舵との間隔に対する変化 (直進)³³⁾

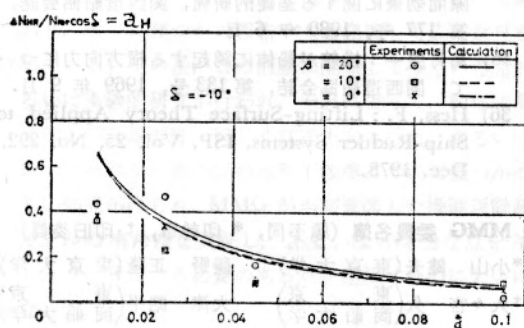


Fig. 16 干渉係数 a_H の船体と舵との間隔に対する変化 (斜航)³³⁾

6 結 言

初めにも述べたように、MMG が最初提案したモデルは、操縦性の研究に携ってきた者達が、それぞれの経験を持ち寄って、このような形にすれば一応の整理がつくであろうとまとめ上げたものである。可能な限り理論的根拠を求めたが、論理性に欠ける部分もあった。いずれにしても、その後の理論的・実験的検証がなければ説得力の乏しいものになる所であったが、幸い関係各位の絶大な協力が得られ、多くの困難な実験が行われて、モデルの修正に大いに貢献してもらったことが出来た。また、いささか自画自賛になるが、MMG の活動を通じてこの分野の研究に対する認識を高め、関連する研究を stimulate したようにも思われる。

MMG モデルはこれまでの成果によって相当実用性の高いものになったと思われるが、更に研究を続け、妥当性の検証、不備な点の改良等を行うと共に、理論との対応をより明確にし、また実験データを集積して行くことによって、新たな実験をほとんど必要としないで操縦性能の推定が可能であるような所にまで持って行くことが

望ましい。その意味でも、第一報にも述べたように、過去の実験データもできるだけ新しいモデルに当てはめて再解析することによって、少しでも多く本モデルの検証に活用すると共に、更に今後の実験に当ってはその生データの保存に十分留意し、モデルの修正・改良に対応できるようにすべきであることを再び強調しておきたい。MMG は、今後も当分の間このような作業の場として存続する予定であるが、メンバー以外の各位にも、これまで以上の御協力をお願いする次第である。

終りに、MMG の活動を終始援助して下さいいる試験水槽委員会第二部会委員の方々に深く感謝すると共に、巻末に MMG 委員名簿を付して、改めて各位の御協力に謝意を表する次第である。

参 考 文 献

- 1) 小川陽弘・小山健夫・貴島勝郎：MMG 報告-I 操縦運動の数学モデルについて、日本造船学会誌 No. 575, 1977 年 5 月。
 - 2) 浜本剛実：MMG 報告-II 操縦性数学モデルの理論的背景、同 No. 577, 1977 年 7 月。
 - 3) 葛西宏直・湯室彰規：MMG 報告-III 舵に作用する力と船体・プロペラの干渉、同 No. 578, 1977 年 8 月。
 - 4) 小瀬邦治・貴島勝郎：MMG 報告-IV 拘束操縦性試験の方法及び試験装置、同 No. 579, 1977 年 9 月。
- * なお上記 1)~4) の正誤表が同 No. 586 に記載されている。
- 5) Ogawa, A. & Kasai, H.: On the Mathematical Model of Manoeuvring Motion of Ships, ISP, Vol. 25, No. 292, Dec. 1978.
 - 6) 井上正祐, 平野雅祥, 平川雄二, 向井一浩：等吃水船体の操縦性微係数について、西部造船会々報, 第 57 号, 1979 年 3 月。
 - 7) 不破 健：斜行中の船体に働く流体力について、日本造船学会論文集, 第 134 号, 1973 年 12 月。
 - 8) Norrbin, N. H.: Theory and Observations on the use of a Mathematical Model for Ship Manoeuvring in Deep and Confined Waters, SSPA Report No. 68, 1971.
 - 9) Wagner Smitt, L. and Chislett, M. S.: X_{gr}' for Models of a Fast Container Vessel and Two Large Tankers Measured with a Planar Motion Mechanism, Materials for Manoeuvrability Committee Reports to 13th ITTC, Berlin/Hamburg, Sep. 1972.
 - 10) Hasegawa, K.: On a Performance Criterion of Autopilot Navigation, 関西造船協会誌, 第 178 号, 1980 年 9 月。
 - 11) 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, 1952 年 6 月。

- 12) 小瀬邦治, 佐伯敏朗: 操縦運動の新しい数学モデルについて, 日本造船学会論文集, 第146号, 1979年12月.
- 13) Kose, K.: On a New Mathematical Model of Maneuvering Motions of a Ship, ISP, 1980, (予定).
- 14) 松本憲洋, 末光啓二: 拘束模型試験による操縦性の予測, 関西造船協会誌, 第176号, 1980年3月.
- 15) 山内保文, 大津皓平, 北川源四郎, 織田博行: データ解析の動向〔1〕, 日本造船学会誌, 第589号, 1978年7月.
- 16) 芳村康男: Cross flow model の検討——あるタンカー船型の拘束試験解析, 第14回MMG資料, MMG 14-2, 1980年2月.
- 17) 井上正祐, 平野雅祥, 向井一浩: 操縦時船体に働く横力・モーメントの非線型項について, 西部造船会々報, 第58号, 1979年8月.
- 18) 浜本剛実: 斜航する細長体に働く力とその非線型力, 第14回MMG資料, MMG-14-4, 1980年2月.
- 19) Jones, R. T.: Properties of Low Aspect Ratio Pointed Wings at Speeds below and above the Speed of Sound, NACA, Report No. 835, 1946.
- 20) Matsumoto, N. and Suemitsu, K.: Lateral Force on Segments of Hull, 第14回MMG資料, MMG 14-13, 1980年2月.
- 21) 藤井 斉: 自航模型船による舵特性の研究 (1), 造船協会論文集, 第107号, 1960年7月.
- 22) 藤井 斉: 自航模型船による舵特性の研究 (2), 造船協会論文集, 第110号, 1961年12月.
- 23) 岡田正次郎: 舵性能に及ぼす推進器後流の影響について (舵の流体力学的研究—その3), 造船協会論文集, 第104号, 1959年1月.
- 24) 芳村康男, 野本謙作: 増減速を伴う操縦運動の取扱いについて, 日本造船学会論文集, 第144号, 1978年12月.
- 25) 小川陽弘: 外力を受ける船の操縦運動の計算 (その2), 日本造船学会論文集, 第134号, 1973年12月.
- 26) 湯室彰規: 操縦性指数の縮率影響の一推定法, 日本造船学会論文集, 第137号, 1975年6月.
- 27) 湯室彰規: 舵直圧力の近似計算法についての考察, 関西造船協会誌, 第177号, M 60-3, 1980年6月.
- 28) 佐伯敏朗: 舵による流体力の船型による相違, 第14回MMG資料, MMG 14-7, 1980年2月.
- 29) 森 正彦: プロペラ後流中に置かれた舵直圧力の計算について, 関西造船協会誌, 第153号, 1974年6月.
- 30) 小山健夫: 操縦運動方程式について, 第2回-MMG資料, MMG 2-5, 1976年4月.
- 31) 湯室彰規: 斜航する船体の舵位置における流向に関する実験的研究, 石川島播磨技報, 第14巻, 第4号, 1974年7月.
- 32) 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, 1979年6月.
- 33) 藤野正隆, 沼田敏晴, 元良誠三: 舵と船体の相互干渉に関する基礎的研究, 日本造船学会論文集, 第146号, 1979年12月.
- 34) 仲渡道夫, 工藤君明, 加藤隆一: 舵と船尾底との隙間効果に関する基礎的研究, 関西造船協会誌, 第177号, 1980年6月.
- 35) 鳥野慶一: 操舵が船体に誘起する横方向力について, 関西造船協会誌, 第133号, 1969年9月.
- 36) Hess, F.: Lifting-Surface Theory Applied to Ship-Rudder Systems, ISP, Vol. 25, No. 292, Dec. 1978.

MMG 委員名簿 (順不同, * 印幹事, † 印田委員)

* 小山 健夫 (東京大学)	藤野 正隆 (東京大学)
† 久々宮 久 (東京商船大学)	大津 皓平 (東京商船大学)
小林 弘明 (同上)	村上 俊一 (防衛庁技術研究本部)
* 小川 陽弘 (船舶技術研究所)	野中 晃二 (船舶技術研究所)
不破 健 (同上)	† 小田杜茂一 (三井造船(株)昭島)
平野 雅祥 (三井造船(株)昭島)	湯室 彰規 (石播技研)
† 竹川 正夫 (住重(株)塚平)	芳村 康男 (住重(株)塚平)
松本 憲洋 (鋼管(株)津)	浜本 剛実 (大阪大学)
細田 龍介 (大阪府立大学)	† 玉井 浩正 (川崎重工(株))
山上 順雄 (川崎重工(株))	鳥野 慶一 (神戸商船大学)
小瀬 邦治 (広島大学)	長谷川和彦 (広島大学)
貴島 勝郎 (九州大学)	葛西 宏直 (三菱重工(株)長崎研)
† 松井 志郎 (元佐世保重工(株))	