

舵と船体の相互干渉に関する基礎的研究

正員 藤野正隆* 正員 沼田敏晴**
正員 元良誠三*

A Fundamental Study on Hull to Rudder Interaction

by Masataka Fujino, *Member* Toshiharu Numata, *Member*
Seizo Matora, *Member*

Summary

It is well known that there exists the hydrodynamic interaction between ship's hull and rudder which may have a remarkable effect on ship maneuvering. By many experimental investigations of lateral force acting on a ship during maneuver, it is found that the hydrodynamic force which is induced on the main hull of a ship by steering its rudder comes up to about 30% of rudder force. At present, however, the effect of presence of main hull on the rudder force is not yet made clear. The main aim of this paper is to deal with the latter problem.

Assuming that the hull and the rudder can be replaced by a low aspect ratio rectangular wing and its flap which is separated from the wing, the integral equations based on nonlinear lifting surface theory are derived, and the results of numerical calculation are compared with the experimental data. The calculation values of normal force acting on rudder and main hull agree fairly well with the experimental ones. Furthermore, by comparing the hydrodynamic forces of rudder and main hull obtained in hull-rudder system with those obtained when rudder and main hull exist independently, the authors discuss the hull to rudder interaction.

Consequently, it is shown that additional hydrodynamic force due to steering is induced on the main hull, but on the contrary, the rudder effectiveness is reduced compared with that in open water.

1 緒 言

近年、操縦運動を理論的に解明しようという試みが高まっており、M. M. G. (水槽委員会第2部会“操縦運動の数学モデル研究グループ”)の手によって、操縦運動に対する研究が明確にまとめあげられた¹⁰⁾。そこに示されているように、操縦運動は粘性、渦などの影響を受ける部分が多く、系統実験によって得られた実験式にたよるところが未だに多く残されている。

さて、操縦運動を考えるうえで、その制御入力として最も重要である舵力を理論的に推定することは、長年望まれている大きな問題であるにもかかわらず、舵が船体による wake、プロペラによる螺旋流の影響などを受ける複雑な流れ場に置かれているうえに、船体・プロペラ・舵の三者の間に干渉が生じているために、非常にむずかしい問題となり、実験式にたよらざるをえないのが現

状である。

また、操舵によって船体に付加流体力が発生することはよく知られており、M. M. G. 報告に従うと、船体が直進中に舵角を取った場合の船全体としての横力 N は、単独舵による横力を $N_R \cdot \cos \delta$ とすると、

$$N = (1 + a_H) \cdot N_R \cdot \cos \delta \quad (1)$$

と表現され、実験的研究¹⁴⁾により船体への付加力を表わす係数 a_H は、0.2~0.3 程度になるといわれている。しかし、船体背後に置かれた舵の舵力は、舵が単独の場合の舵力と異なることが当然考えられ、(1)式の物理的根拠は必ずしも明確でない。

船体と舵の相互干渉に類似の問題としては、航空の分野でのフラップ翼の解析があり、古くは Glauert⁴⁾、Allen¹⁾らにより理論的および実験的に研究された。また近年、White and Landahl¹³⁾は、maching の手法により、主翼とフラップの間にすき間がある場合のコード方向の揚力分布を求めた。しかし、これらはいずれも二次元翼に対する研究である。

* 東京大学工学部

** 三井海洋開発(株)技術第一部

一方、船体と舵を想定したものとしては鳥野⁷⁾、Hess⁸⁾らによる研究が挙げられる。鳥野は迎角を持たない平板の後に舵を表わすものとして半無限馬蹄渦を置き、この渦が平板に誘起する流体力を求め、その大きさが船後舵の舵力の約3割程度となることを示した。また、Hessはヒンジフラップを持つ平板翼についての理論解析により、舵が船体に誘起する流体力を求めているが、船体と舵のすき間の影響を考えていない。

本論文では、船体と舵を長手方向に間隔をおいて並べられた二つの平板翼に置き換えることができるものとして、非線形揚力面理論を基に積分方程式を導き、舵力および舵と船体の相互干渉を明らかにしようとしたものである。

2 フラップ付平板翼に働く流体力

座標系を Fig. 1 に示すように定める。ここで、[I] は主船体に、[II] は舵に相当し、 xz 平面は静止水面で剛体壁と考えている。主船体と舵は横流れ角 β 、舵角 δ で一様流れ U の中に間隔 d で置かれているとする。このとき、角度は x 軸より反時計回りを正とする。

2.1 定式化および数値解法

流体は理想流体とし、主船体・舵ともに後縁で Kutta の条件を満足するものとする。理論は流出自由渦が翼面よりある角度 θ_m 、 θ_f で流出すると考える非線形揚力面理論に基づいて展開され、物体境界条件によって導かれる循環密度分布 $\gamma_m(\xi, \eta)$ 、 $\gamma_f(\mu, \zeta)$ に関する積分方程式を解くことによって流体力を求めた。

2.1.1 定式化

翼面を貫く速度は0であるという物体境界条件は、渦による翼面下向き誘導速度を w とすると、

主船体平面上 [I] で、

$$U_m \sin \beta = w_{[I]B}^I + w_{[I]F}^I + w_{[II]B}^I + w_{[II]F}^I \quad (2)$$

舵平面上 [II] で、

$$U_f \sin(\beta - \delta) = w_{[II]B}^{II} + w_{[II]F}^{II} + w_{[I]B}^{II} + w_{[I]F}^{II} \quad (3)$$

と表わせる。なお、ここで、一様流の速さを U_m 、 U_f と使いわけているのは、後述の $\beta = 0^\circ$ の実験結果を説明す

るためには舵に流入する速さを U とは異なると考えた方が良いと思われたので、舵流入速度 U_f を主船体流入速度 U_m と区別するためである。また、肩文字は境界条件を満たす場所を、[] 内文字は特異点の場所を表わす。たとえば、 $w_{[II]B}^I$ とは舵の束縛渦が主船体に及ぼす下向き速度を示している。

各々の誘導速度 w を Biot-Savart の法則に従って導いた結果、循環密度分布を未知とした積分方程式は核関数 K を用いて、次のように表わせる。

主船体平面上、点 (x, y) において、

$$U_m \sin \beta = \frac{1}{4\pi} \int_0^c \int_{-s_m}^{s_m} \frac{\partial \gamma_m(\xi, \eta)}{\partial \eta} \\ \times K_{11}(x, y, \xi, \eta) d\xi d\eta + \frac{1}{4\pi} \int_0^f \int_{-s_f}^{s_f} \frac{\partial \gamma_f(\mu, \zeta)}{\partial \zeta} \\ \times [K_{12}(x, y, \mu, \zeta) + K_{13}(x, y, \mu, \zeta)] d\mu d\zeta \quad (4)$$

ここで、右辺第1項は主船体の束縛渦および自由渦による主船体面上の誘導速度、第2項はそれぞれ舵の束縛渦、自由渦による主船体面上の誘導速度を表わす。

舵平面上、点 (u, v) において、

$$U_f \sin(\beta - \delta) = \frac{1}{4\pi} \int_0^c \int_{-s_m}^{s_m} \frac{\partial \gamma_m(\xi, \eta)}{\partial \eta} \\ \times [K_{22}(u, v, \xi, \eta) + K_{23}(u, v, \xi, \eta)] d\xi d\eta \\ + \frac{1}{4\pi} \int_0^f \int_{-s_f}^{s_f} \frac{\partial \gamma_f(\mu, \zeta)}{\partial \zeta} \cdot K_{21}(u, v, \mu, \zeta) d\mu d\zeta \quad (5)$$

ここで、右辺第1項はそれぞれ主船体の束縛渦、自由渦による舵面上の誘導速度、第2項は舵の束縛渦および自由渦による舵面上の誘導速度を表わす。

(4)、(5) 式で表わされる連立積分方程式を解くことによって循環密度分布が求まる。非線形揚力面理論に基づいた単独翼に対する積分方程式の解法は、宮田⁹⁾によって示されているが、この方法を [I] かつ [II] に適用することは、数値計算が複雑になり得策ではない。さて、船体を翼とみなす場合、そのアスペクト比 (d/L) は 0.05~0.1 の小アスペクト比の翼であり、小アスペクト比翼理論によって十分な結果が得られることが知られている。従って、本計算モデルにおいても、主船体に対して Bolland²⁾・菅井¹²⁾ による小アスペクト比近似を施すことにする。

この仮定は、(4)、(5) 式において、主船体における循環密度分布 $\gamma_m(\xi, \eta)$ をスパン方向に一定とし、かつ、境界条件を満足する点を [I] では $y=0$ の線に限ることに相当する。これによって η に対する積分が実行され、(4)、(5) 式第1項の積分が一変数によるものとなり、問題もいくぶん単純化される。このようにして導かれた積分方程式は次のように与えられる。

主船体平面上、点 $(x, 0)$ において、

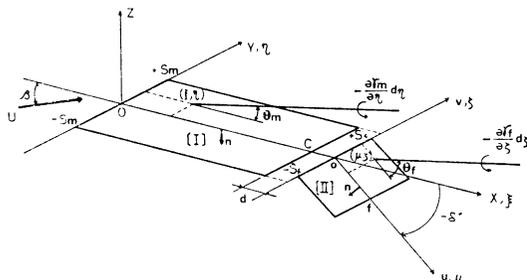


Fig. 1 Coordinate system

$$U_m \sin \beta = \frac{1}{2\pi} \int_0^c \frac{\gamma_m(\xi)}{x-\xi} \cdot \mathbf{K}_{11}(x, \xi) d\xi - \frac{1}{4\pi} \int_0^f \int_{-S_f}^{S_f} \frac{\partial \gamma_f(\mu, \zeta)}{\partial \zeta} \cdot [\mathbf{K}_{12}(x, \mu, \zeta) + \mathbf{K}_{13}(x, \mu, \zeta)] d\mu d\zeta \quad (6)$$

舵平面上, 点 (u, v) において

$$U_f \sin(\beta - \delta) = -\frac{1}{4\pi} \int_0^c \gamma_m(\xi) [\mathbf{K}_{22}(u, v, \xi) + \mathbf{K}_{23}(u, v, \xi)] d\xi + \frac{1}{4\pi} \int_0^f \int_{-S_f}^{S_f} \frac{\partial \gamma_f(\mu, \zeta)}{\partial \zeta} \cdot \mathbf{K}_{21}(u, v, \mu, \zeta) d\mu d\zeta \quad (7)$$

となる。

ここで, 各核関数は次のように表わされる。

$$\mathbf{K}_{11}(x, \xi) = \frac{(x-\xi) \cdot \cos \Theta_m + \sqrt{(x-\xi)^2 + S_m^2}}{(x-\xi)^2 \cdot \sin^2 \Theta_m + S_m^2} \cdot S_m \quad (8)$$

$$\mathbf{K}_{12}(x, \mu, \zeta) = \frac{\zeta \cdot I_F}{[I_F^2 + J_F^2] \sqrt{I_F^2 + J_F^2 + \zeta^2}} \quad (9)$$

$$\mathbf{K}_{13}(x, \mu, \zeta) = \frac{\zeta \cdot \cos(\Theta_f + \delta)}{[I_F \cdot \sin(\Theta_f + \delta) + J_F \cdot \cos(\Theta_f + \delta)]^2 + \zeta^2} \cdot \left[\frac{I_F \cdot \cos(\Theta_f + \delta) - J_F \cdot \sin(\Theta_f + \delta)}{\sqrt{I_F^2 + J_F^2 + \zeta^2}} + 1 \right] \quad (10)$$

ただし,

$$I_F = x - (c + d + \mu \cdot \cos \delta) \quad (11)$$

$$J_F = \mu \cdot \sin \delta \quad (12)$$

$$\mathbf{K}_{21}(u, v, \mu, \zeta) = \frac{(v-\zeta) [(u-\mu) \cdot \cos \Theta_f + \sqrt{(u-\mu)^2 + (v-\zeta)^2}]}{(u-\mu) [(u-\mu)^2 \cdot \sin^2 \Theta_f + (v-\zeta)^2]} \quad (13)$$

$$\mathbf{K}_{22}(u, v, \xi) = \frac{I_M \cdot \cos \delta + J_M \cdot \sin \delta}{I_M^2 + J_M^2} \left[\frac{v-\eta}{\sqrt{I_M^2 + J_M^2 + (v-\eta)^2}} \right]_{\eta=-S_m}^{\eta=S_m} \quad (14)$$

$$\mathbf{K}_{23}(u, v, \xi) = \left[\frac{v-\eta}{\{I_M \cdot \sin \Theta_m - J_M \cdot \cos \Theta_m\}^2 + (v-\eta)^2} \left\{ \frac{I_M \cdot \cos \Theta_m + J_M \cdot \sin \Theta_m}{\sqrt{I_M^2 + J_M^2 + (v-\eta)^2}} + 1 \right\} \right]_{\eta=-S_m}^{\eta=S_m} \quad (15)$$

ただし,

$$I_M = c + d + u \cdot \cos \delta - \xi \quad (16)$$

$$J_M = u \cdot \sin \delta \quad (17)$$

(6) 式を第 1 項までで打ち切ると, 主船体が単独に存在する場合に得られる Bollay の積分方程式である。また, 第 2 項は舵から主船体への干渉項である。同様に, (7) 式第 1 項は主船体から舵への干渉項, 第 2 項は舵が単独に存在する場合の厳密な式である。

(6), (7) 式から, Θ_m, Θ_f を既知として $\gamma_m(\xi), \gamma_f(\mu, \zeta)$ を求めれば, Kutta-Joukowski の定理により主船体, 舵に働く流体力は次のように求まる。

主船体において, 揚力 L_{HR} (最初の下つき添字は流体力の作用場所, 次の添字は舵または主船体の存在を表わす), 直圧力 N_{HR} , 主船体中心まわりのモーメント $M_{HR\mathbb{R}}$ は,

$$L_{HR} = 2\rho U_m S_m \int_0^c \gamma_m(\xi) d\xi \quad (18)$$

$$N_{HR} = L_{HR} \cdot \cos \beta \quad (19)$$

$$M_{HR\mathbb{R}} = 2\rho U_m S_m \int_0^c \gamma_m(\xi) \left(\frac{c}{2} - \xi \right) d\xi \cdot \cos \beta \quad (20)$$

となり, また舵において, 揚力 L_{RH} , 直圧力 N_{RH} は,

$$L_{RH} = \rho U_f \int_0^f \int_{-S_f}^{S_f} \gamma_f(\mu, \zeta) d\mu d\zeta \quad (21)$$

$$N_{RH} = L_{RH} \cdot \cos(\beta - \delta) \quad (22)$$

となる。

2.1.2 自由渦の流出角 Θ_m, Θ_f

非線形揚力面理論により導かれた積分方程式内には, 循環密度分布 γ と自由渦の流出角 Θ の 2 種類の未知数が含まれており, 通常, 自由渦の流出角を既知の値として解かれる。この値に対しては多くの議論があり, 極小アスペクト比翼に対しては無限小アスペクト比翼に対する極限值より $\Theta = \beta/2$, 低アスペクト比翼に対しては $\Theta = \beta$ とすると良いといわれている。

極小アスペクト比翼と低アスペクト比翼よりなる本モデルに対して, これらに従って Θ_m, Θ_f を決定すると, 主船体からの自由渦と舵からの自由渦が交叉することが生じる場合があり, Helmholtz の渦定理に反する結果を招く。そこで, 本論文では, Θ_m, Θ_f を翼端より流出する自由渦の可視化実験を行って決定した。

可視化実験より, 主船体から流出する自由渦は, 翼端から翼面近くで大きく巻き上がる強い渦となって $\Theta_m = \beta/2$ で流出し, 舵から流出した渦はこの翼端渦に沿うように, または巻き込まれるように流れていくことが観測された。そこで, Θ_m, Θ_f を次式のように仮定した。

$$\Theta_m = \frac{\beta}{2} \quad (23)$$

$$\Theta_f = \Theta_m - \delta = \frac{\beta}{2} - \delta \quad (24)$$

2.1.3 数値解法

(6), (7) 式に示した積分方程式は, その核関数が特異性を有するために, このまま数値積分を行っても有意な

値は得られない。そこで、積分方程式内の未知関数をフーリエ級数に展開できるものとして、その係数を未知数とする問題に置き換えて考える。薄翼理論の積分方程式の解法は多くの研究者によって示されている⁵⁾が、ここでは、主船体に対しては菅井、舵に対しては宮田によって示された方法を基にして解くこととした。

各変数を次のように変数変換する。

$$\left. \begin{aligned} x &= \frac{c}{2} (1 - \cos \theta_0), & \xi &= \frac{c}{2} (1 - \cos \theta) \\ u &= \frac{f}{2} (1 - \cos \nu_0), & \mu &= \frac{f}{2} (1 - \cos \nu) \\ v &= S_f \cdot \cos \varphi_0, & \zeta &= S_f \cdot \cos \varphi \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

また、循環密度分布 $\gamma_m(\xi), \gamma_f(\mu, \zeta)$ をそれぞれ後縁で Kutta の流出条件を満足するように、

$$\gamma_m(\theta) = \frac{1 + \cos \theta}{\sin \theta} \cdot \frac{2}{n+1} \sum_{p=0}^{n+1} \varepsilon_p \cdot U_m \cdot a_p \times \sum_{k=0}^{n+1} \varepsilon_k \cdot \cos k\theta_p \cdot \cos k\theta \quad (26)$$

ただし、

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_k, \varepsilon_p &= \frac{1}{2} \quad (k, p=0, n+1) \\ &= 1 \quad (k, p \neq 0, n+1) \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

$$\gamma_f(\nu, \varphi) = U_f \frac{1 + \cos \nu}{\sin \nu} \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{a_{n0}}{2} + \sum_{m=1}^{\infty} a_{nm} \cdot \cos m\nu \right] \cdot \sin n\varphi \quad (28)$$

と仮定する。

(25), (26), (28) 式を (6), (7) 式に代入し、コーシーの主値積分および特異点近傍における積分を実行すると (6), (7) 式は、最終的に次のような a_p, a_{nm} に関する連立方程式に導かれる。

$$\begin{aligned} \sin \beta &= \frac{A_m}{2(n+1)} \sum_{p=0}^{n+1} \varepsilon_p \cdot a_p \cdot G_{11}(\theta_{0q}, \theta_p) \cdot C_p^q \\ &- V \frac{A_f}{4\pi} \sum_{n=1}^{NC} \sum_{m=0}^{MC-1} a_{nm} \int_0^\pi \int_0^\pi \\ &\times [G_{12}(\theta_{0q}, \nu, \varphi) + G_{13}(\theta_{0q}, \nu, \varphi)] d\nu d\varphi \end{aligned} \quad (29)$$

$$\begin{aligned} \sin(\beta - \delta) &= -\frac{1}{V} \cdot \frac{A_m}{4(n+1)} \sum_{p=0}^{n+1} \varepsilon_p \cdot a_p \\ &\times [G_{22}(\nu_0, \varphi_0, \theta_p) + G_{23}(\nu_0, \varphi_0, \theta_p)] (1 + \cos \theta_p) \\ &- \frac{A_f}{4\pi} \sum_{n=1}^{NC} \sum_{m=0}^{MC-1} a_{nm} \int_0^\pi \int_0^\pi G_{21}(\nu_0, \nu, \varphi_0, \varphi) d\nu d\varphi \end{aligned} \quad (30)$$

ただし、

$$A_m = S_m \left/ \left(\frac{c}{2} \right) \right. \quad (31)$$

$$A_f = S_f \left/ \left(\frac{f}{2} \right) \right. \quad (32)$$

$$V = U_f / U_m \quad (33)$$

ここで、

$$G_{11}(\theta_{0q}, \theta_p) = K_{11}(\theta_{0q}, \theta_p) / A_m \quad (34)$$

$$\begin{aligned} G_{12}(\theta_{0q}, \nu, \varphi) &= -\frac{f}{2A_f} K_{12}(\theta_0, \nu, \varphi) \\ &\times (1 + \cos \nu) \cdot \cos m\nu \cdot n \cdot \cos n\varphi \end{aligned} \quad (35)$$

$$\begin{aligned} G_{13}(\theta_{0q}, \nu, \varphi) &= -\frac{f}{2A_f} K_{13}(\theta_0, \nu, \varphi) \\ &\times (1 + \cos \nu) \cdot \cos m\nu \cdot n \cdot \cos n\varphi \end{aligned} \quad (36)$$

$$\begin{aligned} G_{21}(\nu_0, \nu, \varphi_0, \varphi) &= \frac{f}{2A_f} K_{21}(\nu_0, \nu, \varphi_0, \varphi) \\ &\times (1 + \cos \nu) \cdot \cos m\nu \cdot n \cdot \cos n\varphi \end{aligned} \quad (37)$$

$$G_{22}(\nu_0, \varphi_0, \theta_p) = \frac{c}{2A_m} K_{22}(\nu_0, \varphi_0, \theta_p) \quad (38)$$

$$G_{23}(\nu_0, \varphi_0, \theta_p) = \frac{c}{2A_m} K_{23}(\nu_0, \varphi_0, \theta_p) \quad (39)$$

ただし、 $m=0$ のとき $\cos m\nu$ は $1/2$ と読みかえる。

$$\left. \begin{aligned} C_p^q &= 1 + \frac{(1 + \cos \theta_{0q}) \{1 - \cos \pi(p \pm q)\}}{\cos \theta_p - \cos \theta_{0q}} \\ C_q^q &= 1 \\ C_0^0 &= \frac{1}{2} + (n+1)^2 \end{aligned} \right\} \quad (40)$$

これを解けば、(26), (28) 式より主船体、舵に対する循環密度分布が決定される。

本論文では、主船体アスペクト比 $A_m=0.15$ 、舵アスペクト比 $A_f=2.0$ 、 $S_m=S_f$ のモデルを対象として数値計算並びに実験を行った。さらに、舵と主船体への流入速度の比を表わす V は、特にことわらない限り $V=1$ とした。また、級数の数は $n=17, MC=5, NC=3$ として計算を行った。

循環密度分布のスパン中心線上のコード方向分布を Fig. 2, Fig. 3, Fig. 4 に示す。これらの図は舵のコード長さを 10 倍にスケールアップしている。图中、破線は舵に対しても小アスペクト比近似を施した式による結果である¹¹⁾。Fig. 2 は $\beta=0^\circ$ としているため、純粋に舵によって主船体に誘起された力の分布を示している。

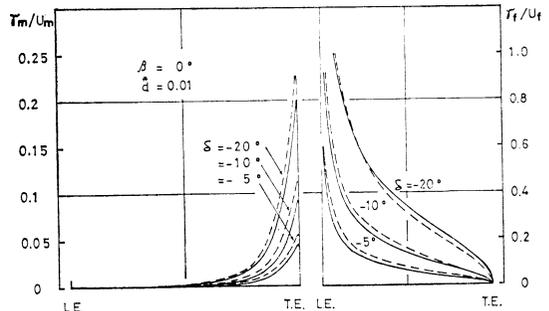


Fig. 2 Chordwise distributions of vorticity for $\beta=0^\circ, *d=0.01$

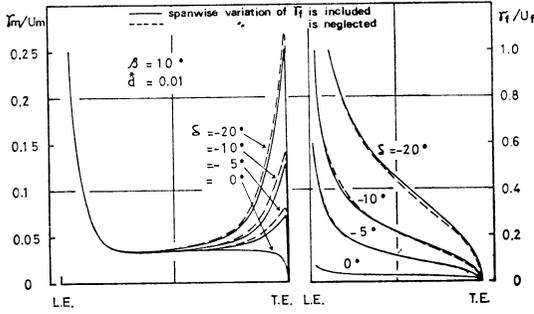


Fig. 3 Chordwise distributions of vorticity for $\beta=10^\circ, *d=0.01$ when δ is negative

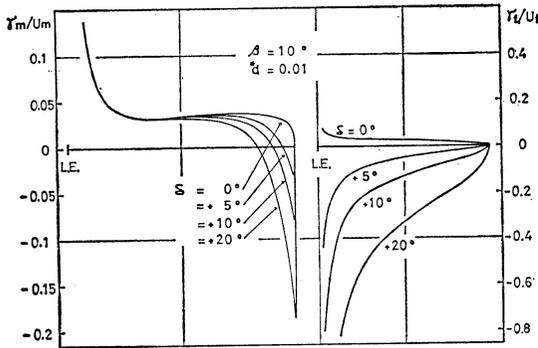


Fig. 4 Chordwise distributions of vorticity for $\beta=10^\circ, *d=0.01$ when δ is positive

(26), (28) 式を用いて各流体力を表わすと,

$$L_{HR} = \rho U_m^2 C \cdot S_m \frac{\pi}{(n+1)} \sum_{p=0}^{n+1} \epsilon_p \cdot a_p [1 + \cos \theta_p] \quad (41)$$

$$M_{HR\bar{\omega}} = \rho U_m^2 C^2 \cdot S_m \frac{\pi}{4(n+1)} \sum_{p=0}^{n+1} \epsilon_p \cdot a_p \times [1 + 2 \cos \theta_p + \cos 2 \theta_p] \cdot \cos \beta \quad (42)$$

$$L_{RH} = \frac{1}{2} \rho U_f^2 f \cdot S_f \sum_{n=1}^{NC} \sum_{m=0}^{MC-1} a_{nm} \int_0^\pi \int_0^\pi \times (1 + \cos \nu) \sin \varphi \cdot \cos m\nu \cdot \sin n\varphi d\nu d\varphi \quad (43)$$

ただし、 $m=0$ のとき $\cos m\nu$ は $1/2$ と読みかえる。となる。また、無次元係数を

$$CL_{HR} = L_{HR} / \left(\frac{1}{2} \rho U_m^2 C 2 S_m \right) \quad (44)$$

$$CM_{HR\bar{\omega}} = M_{HR\bar{\omega}} / \left(\frac{1}{2} \rho U_m^2 C^2 2 S_m \right) \quad (45)$$

$$CN_{HR} = CL_{HR} \cdot \cos \beta \quad (46)$$

$$CL_{RH} = L_{RH} / \left(\frac{1}{2} \rho U_f^2 f 2 S_f \right) \quad (47)$$

$$CN_{RH} = CL_{RH} \cdot \cos(\beta - \delta) \quad (48)$$

さらに、主船体と舵の距離を表わすパラメータ $*d$ を $*d = d/C$ (49)

と定義する。

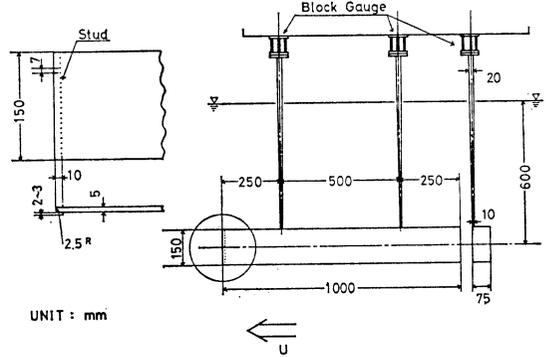


Fig. 5 Apparatus of model testing

Table 1 Experimental conditions

U (m/sec)	0.5
d (mm)	10, 25, 50, 100
β (deg)	0, 5, 10, 15, 20
δ (deg)	-15, -10, -5, 0, 5, 10, 15, 20

2.2 実験および計算値との比較

Fig. 5 に示すような平板模型により、斜行実験を行い主船体、舵に働く直圧力を計測した。直圧力は支持棒に取り付けられているブロック・ゲージにより検出された出力を積分器を通して時間平均することによって求められた。実験は、迎角 β 、舵角 δ 、間隔 d 、前進速度 U を Table 1 に示すように組み合わせて行った。

主船体、舵それぞれの単独実験による直圧力係数を Fig. 6, Fig. 7 に示す。Fig. 7 における実験値は、 $\delta = \pm 20^\circ$ ですでに失速しているものと考えられる。また図中、1点鎖線は藤井³⁾ によって示された舵直圧力に対する式、

$$CN_R = \frac{6.13 A_f}{A_f + 2.25} \cdot \sin \delta \quad (50)$$

である。主船体、舵ともに計算値と実験値はよく一致し

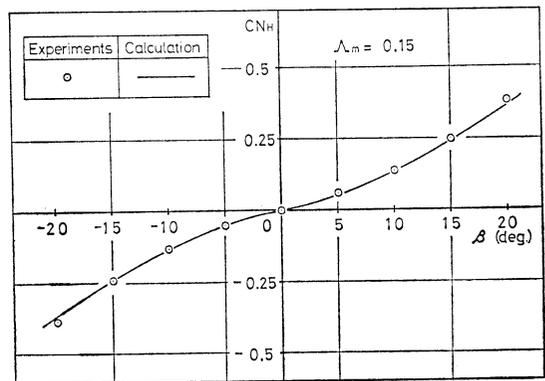


Fig. 6 Normal force coefficients of main hull without rudder

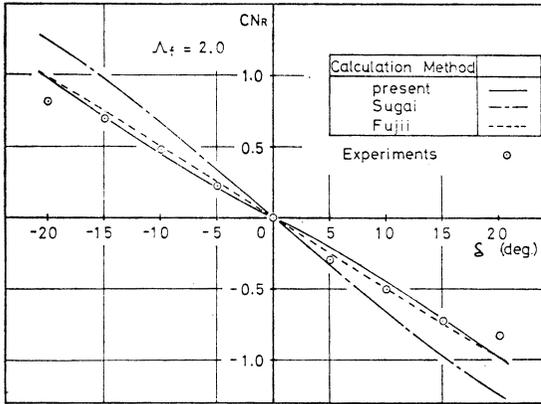


Fig. 7 Normal force coefficients of rudder in open water

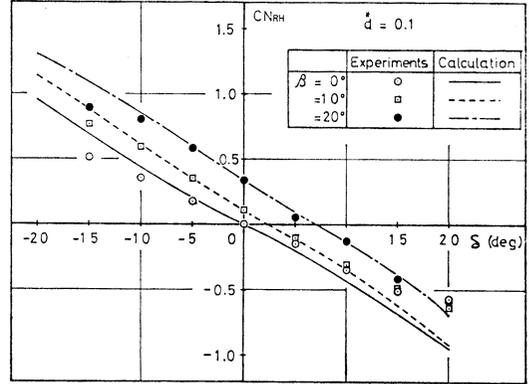


Fig. 10 Normal force coefficients of rudder CN_{RH} vs. δ for $*d=0.1$

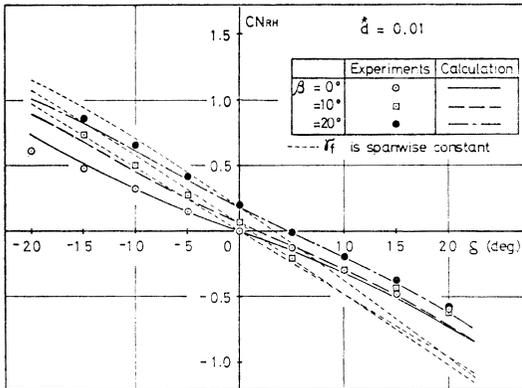


Fig. 8 Normal force coefficients of rudder CN_{RH} vs. δ for $*d=0.01$

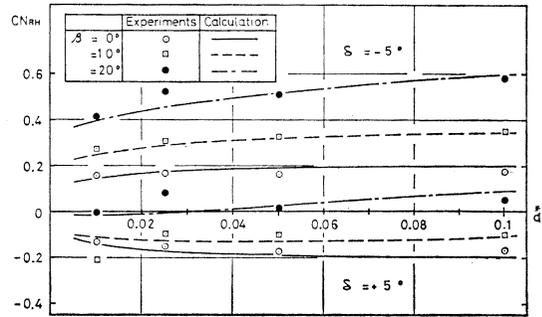


Fig. 11 Normal force coefficients of rudder CN_{RH} vs. $*d$ for $\delta = \pm 5^\circ$

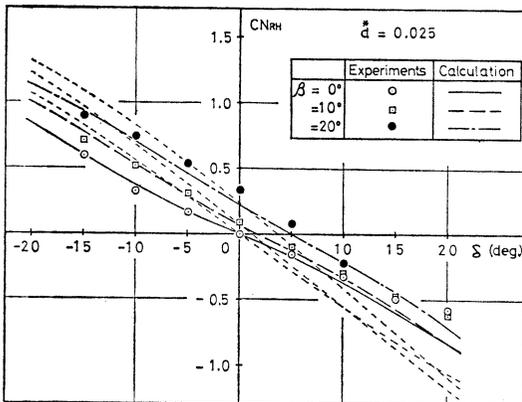


Fig. 9 Normal force coefficients of rudder CN_{RH} vs. δ for $*d=0.025$

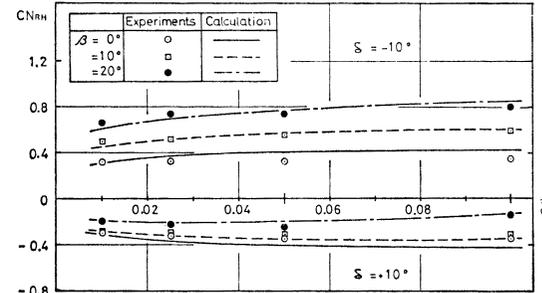


Fig. 12 Normal force coefficients of rudder CN_{RH} vs. $*d$ for $\delta = \pm 10^\circ$

ている。

Fig. 8, 9, 10 は主船体背後に置かれた舵に働く直圧力 CN_{RH} を舵角を横軸に示したものである。図中点線は、舵の循環密度分布をスパン方向に一定としたものであ

る。これより、舵に対しても小アスペクト比近似を用いることは、舵力を過大評価することがわかる。実験値と計算値はよく一致しており、舵が主船体の back 側にあるときは face 側にあるときと比べて、迎角 β による依存度が少なくなる傾向がみられる。

また、 CN_{RH} を $*d$ を横軸に表わしたものを Fig. 11, 12 に示す。これは、主船体と舵の間隔 $*d$ が小さくなると舵力は小さくなるという傾向を示しており、計算値もこの傾向をよく表わしている。

Fig. 13, 14 には、主船体に働く直圧力 CN_{HR} を舵角

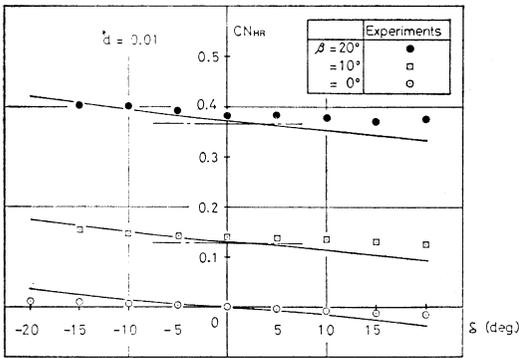


Fig. 13 Normal force coefficients of main hull CN_{HR} vs. δ for $*d=0.01$

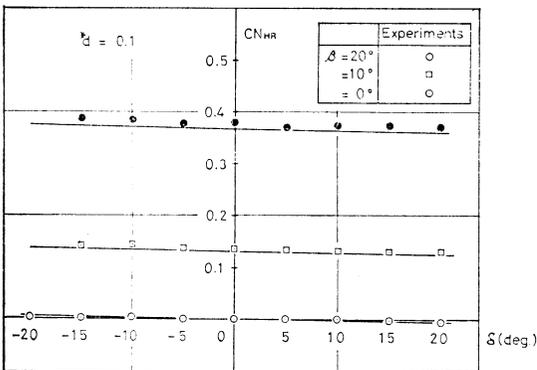


Fig. 14 Normal force coefficients of main hull CN_{HR} vs. δ for $*d=0.1$

を横軸にして示した。図中、1点鎖線が単独時の値を示しており、これらの差が舵によって誘起された力である。

3 舵と船体の相互干渉

3.1 舵が船体に誘起する流体力

操舵による舵力発生に伴い船体に付加流体力が発生することは緒言で述べた。迎角 $\beta=0^\circ$ で舵角のみを取ったときに主船体に生じる流体力は、舵によって誘起された付加流体力に他ならない。このために生じた主船体中心まわりの回頭モーメントを Fig. 15 に示す。また、これらの流体力の着点位置を示したものが Fig. 16 で、縦軸は船首端を 0、船尾端を 1.0 としたときの位置を示している。主船体と舵の間隔 $*d$ が大きくなるほど、着点位置は船首の方へ移動する傾向が現われており、これらの位置は、計算ではほとんど舵角にはよらないという結果を得た。

Fig. 17 は Fig. 15 と同じ状態の場合に生じた主船体の付加直圧力 ΔN_{HR} がそのときの舵直圧力の船体垂直方向成分 $N_{RH} \cdot \cos \delta$ の何%であるかを示したものである。

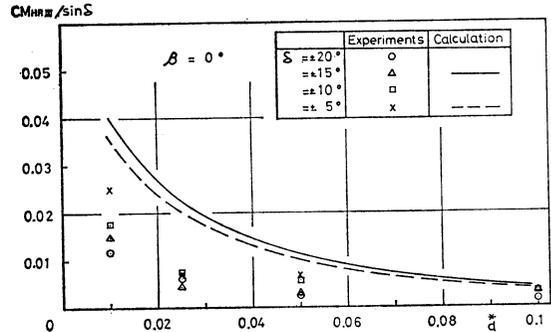


Fig. 15 Induced-moment coefficients at midship of main hull due to steering

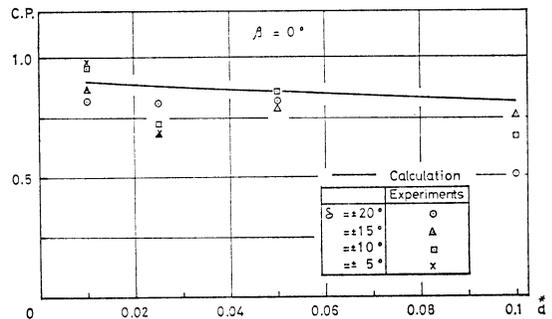


Fig. 16 Center of pressure of induced force on main hull due to steering

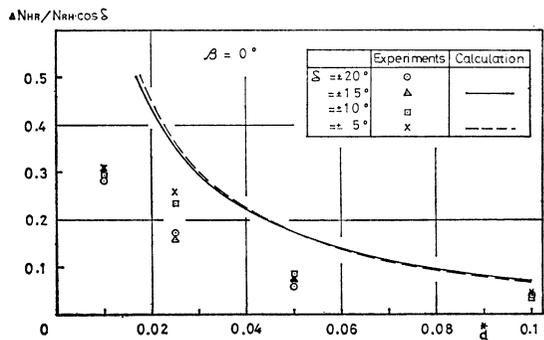


Fig. 17 Normal force induced on main hull due to steering

実験値計算値ともに主船体と舵の間隔 $*d$ が小さくなると、舵力に比べて船体に付加される直圧力は急激に大きくなり、この傾向は鳥野によって示された結果と一致する。

迎角がある場合の一例を Fig. 18 に示す。これも、迎角がない場合と同様の傾向を示している。

3.2 船体背後に置かれた舵の効果

船体背後に置かれた舵の特性は、単独の場合とは異なることが考えられる。一般に揚力体が流れの方向に並べられた場合、背後の揚力体の特性は減少するといわれて

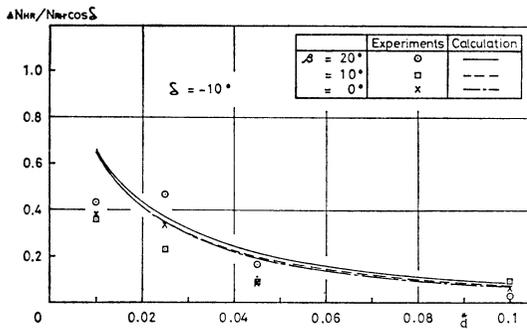


Fig. 18 Normal force induced on main hull due to steering

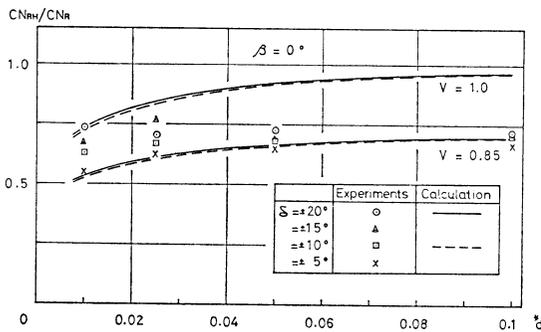


Fig. 19 Deduction of rudder characteristics due to rudder-hull interaction

いる。この関係を表わしたものを Fig. 19 に示す。Fig. 19 は迎角 $\beta=0^\circ$ のとき主船体背後に置かれた舵の直圧力が、単独時の直圧力の何%であるかを示したものである。図中、 $V=1.0$ とした計算結果は、舵流入速度と船速が同一であるとした場合のものである。これより、舵への流入速度の減少および船体による整流効果がない(迎角 $\beta=0^\circ$ であるため)場合でも、船体背後に置かれた舵の効果は単独時よりも減少し、主船体と舵の間隔が小さくなるとかなり大きな減少となることがわかる。

一方、実験結果は $V=1.0$ の計算結果を一樣に下まわった。これは、実際には主船体による wake などの影響によって、舵への流入速度が減少しているにもかかわらず、その無次元化の際に模型の曳航速度をとったためであると考えられる。そこで、舵と主船体への流入速度の比を表わすパラメータ $V=0.85$ として計算を行い、その結果を実験値と同様に U_m によって無次元化して、Fig. 19 に示した。その結果、 $\beta=0^\circ$ での CN_{RH} は $U_f = 0.85 U_m$ と考えることによって説明できることがわかった。

3.3 舵の形状変化に伴う影響

ここで示した相互干渉を表わす係数が、形状の変化に伴ってどのような変化を示すか、ということに興味のあ

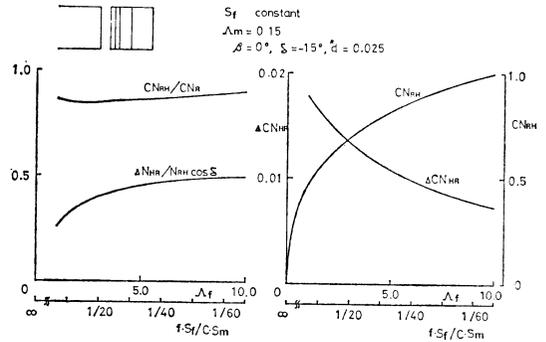


Fig. 20 Main-hull to rudder interaction for various areas of rudder with constant span

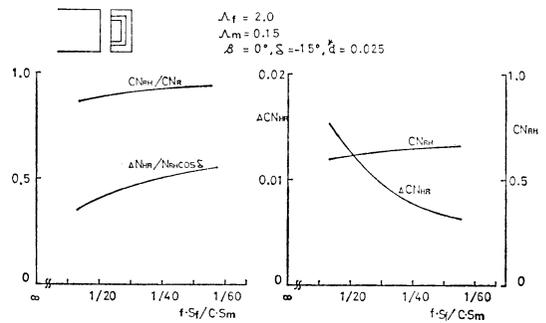


Fig. 21 Main-hull to rudder interaction for various areas of rudder with constant aspect ratio

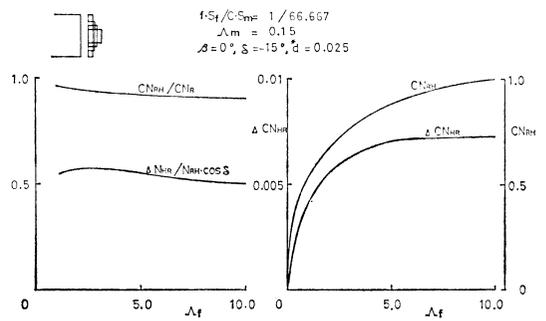


Fig. 22 Main-hull to rudder interaction for variation of rudder aspect ratio

ることである。そこで、主船体の形状は一定として、舵の形状を系統的に変化させて数値計算を行った。ただし、以下の計算では d を $d=0.025$ と一定にした。

舵のスパン長さを一定としてコード長さを変化させたときの CN_{RH}/CN_R , $\Delta N_{NH}/N_{RH} \cos \delta$, またそのときの付加力 ΔCN_{RH} , 舵力 CN_{RH} を Fig. 20 に、舵面積比を一定 ($\Lambda_f = 2.0$) としたときの、舵面積比 $f \cdot S_f / C \cdot S_m$ による変化を Fig. 21 に、舵面積比を一定 ($=1/66.667$) としたときの舵アスペクト比による変化を Fig.

22 に示した。

これら 3 種類の試行の結果、舵面積比が大きくなると $\Delta N_{HR}/N_{RH} \cdot \cos \delta$ は小さくなり、 CN_{RH}/CN_R は大きくなる傾向をもつことがわかった。しかし、実用範囲における舵の大きさに対しては、いずれも一定と見なしでさしつかえないといえる。

4 結 言

舵と船体の相互干渉を研究するために、船体と舵は小アスペクト比平板翼と低アスペクト比平板翼とが流れの方向に並べられたものに置き換えることができるとする仮定の下で、非線形揚力面理論に基づいてフラップ付小アスペクト比平板翼に対する積分方程式を導き、その数値計算の結果と $A_m=0.15$, $A_f=2.0$ の模型による斜行実験の結果とを比較した。その結果、次のことが明らかになった。

1) 操舵による舵力の発生は、船体後端付近に付加流体力を発生させる。この付加流体力の大きさは船体と舵の間隔によって大きく変化し、この間隔が小さくなるにつれて急激に大きくなり、舵力と比べるとかなりの大きさになる。また、迎角・舵角によっても変化するが、そのときの舵力との比 $\Delta N_{HR}/N_{RH} \cdot \cos \delta$ で表わすと、これらによる値の変化はわずかの量となり、実用的見地からは一定と見なし得る。これは、加藤・元良⁸⁾によって示された結果と一致する。

2) 舵の前方に船体が存在するということがそのものが、舵に生じる循環に変化を与え、船体による wake、整流効果らによる影響が全くない場合でも、舵の効果は舵単独のときのものよりも低下する。この舵力低下は舵角・迎角によらず、船体と舵の間隔が小さくなると大きくなる。

3) 2) の舵力低下は、1) の船体における付加流体力の発生に伴う downwash によるものであると考えられ、舵と船体は相互に干渉している。

従って、操舵に伴う流体力の推定には、干渉項として船体への付加流体力以外に舵力の低下をも考慮する必要がある。

4) 本論文で用いた相互干渉を表わす無次元値は、船体形状を一定としたとき、実用範囲での舵に対しては一定と見なせる。

以上の議論は、船体を平板に置き換えられるという仮定の下でなされたものであり、船体の厚み、船尾形状、

プロペラによる影響および旋回運動の影響¹¹⁾など、こまかい多くの問題が残されており、今後の研究の発展に期待したい。

終りに、数値計算に関して御助言いただいた、東京大学 宮田秀明助教授、また、実験に関して御助力いただいた、同運動性能研究室職員諸氏、同大学院生 加納敏幸氏に深く感謝の意を表す。

数値計算は東京大学大型計算機センター HITAC 8800/8700 を使用した。関係各位に厚く御礼申し上げる。

参 考 文 献

- 1) Allen, H. J. : Calculation of the Chordwise Load Distribution over Airfoil Sections with Plain, Split, or Serially Hinged Trailing-Edge Flaps, NACA. Rep. No. 634 (1938).
- 2) Bollay, W. : A Nonlinear Wing Theory and its Application to Rectangular Wings of Small Aspect Ratio, ZAMM. Bd. 19, Nr. 1 (1939).
- 3) 藤井 齊 : 自航模型船による舵特性の研究 (2), 日本造船学会論文集, 第 110 号 (1961).
- 4) Glauert, H. : Theoretical Relationships for an Aerofoil with Hinged Flap, A.R.C. R. & M. No. 1095 (1927).
- 5) 浜本剛実 : 小縦横比揚力面の積分方程式とその近似解法, 日本造船学会論文集, 第 124 号 (1968).
- 6) Hess, F. : Lifting-Surface Theory Applied to Ship-Rudder Systems, International Shipbuilding Progress, Vol. 25, No. 292 (1978).
- 7) 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).
- 8) 加藤洋治, 元良誠三 : フラップつき舵の研究, 日本造船学会論文集, 第 124 号 (1968).
- 9) 宮田秀明 : 舵の総合性能の最適化に関する研究, 東京大学博士論文 (1978).
- 10) M. M. G. 報告 I ~ IV : 日本造船学会誌, No. 575 ~ No. 579 (1977).
- 11) 沼田敏晴 : 舵と船体の相互干渉に関する基礎的研究, 東京大学修士論文 (1979).
- 12) 菅井和夫 : 小縦横比翼に対する新しい線型近似法, 日本造船学会論文集, 第 177 号 (1965).
- 13) White, R. B. and Landahl, M. T. : Effect of Gaps on the Loading Distribution of Planar Lifting Surfaces, AIAA Journal Vol. 6, No. 4 (1968).
- 14) 湯室彰規 : 操縦性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 (1977).