2 軸船の操縦運動簡易数学モデルと操縦性能の推定

正会員 芳 村 康 男* 正会員 近 藤 匡 寿**
学生会員 中 野 智 文*** 正会員 山 下 力 蔵****

Equivalent Simple Mathematical Model for the Manoeuvrability of Twin-propeller Ships
under the same propeller-rps

by Yasuo Yoshimura, *Member* Masatoshi Kondo, *Member*
Tomofumi Nakano, *Student Member* Rikizo Yamashita, *Member*

Summary

Twin-propeller ships are widely used from high-speed coastguard ships to low-speed wide beam cargo ships. One of the authors¹⁾ firstly proposed the simulation method for twin propeller and twin rudder ships by means of applying MMG's mathematical model. After then, some experimental researches^{2)~4)} have been done. However, the manoeuvring prediction for these ships is not easy because propeller and rudder forces are different between port and starboard sides, which introduce the complicated yaw moment. Moreover, its mechanism is very complicated and the hydrodynamic data are also limited comparing with conventional single propeller and single rudder ships.

In this paper, the authors have investigated again with the experimental data and propose the equivalent single propeller and single rudder model for twin propeller and twin rudder ships. However, the characteristic of thrust coefficient as well as propeller load factor should not be changed by the use of above equivalent model since they strongly affect on the characteristic of rudder force. In order to realize this, the propeller diameter is assumed to be $\sqrt{2}$ times larger, propeller rps $1/\sqrt{2}$ times larger, and rudder area 2 times larger, respectively. This assumption can be also applied to the twin propeller and single rudder ship.

This procedure makes very simple and easier prediction since the usual mathematical model as well as the hydrodynamic database for single propeller and single rudder ships can be used. In order to validate the above method, simulated results are compared with those of the original mathematical model as well as the free-running model tests. As the result, it is found that this simple mathematical model becomes very useful for the simulation of twin-propeller ships.

1. 結 言

2 軸船は高速の艦艇・巡視船から低速幅広の貨物船まで幅広く使用されている。2 軸 2 舵船の操縦性の研究はこれまでに幾つか行われてきた^{1)~4)}。著者の一人も 1 軸 1 舵船を対象とした MMG 数学モデル⁵⁾を 2 軸 2 舵船に拡張し、詳細な拘束模型実験を実施して操縦運動推定法の提案を行った¹⁾。しかし、2 軸 2 舵船では、プロペラ・舵に流入する速度が旋回・斜航運動によって左右で異なるため、船体・舵・プロペラ間の干渉力の表現がかなり複雑になる。

こうした状況を踏まえ、安川ら⁴⁾は舵力については左右の

舵直圧力を合わせた合力とし、等価な 1 舵モデルを提案し、左右の複雑な単独特性に立ち入ることなく実用的な精度で操縦運動を推定できることを示した。また、2 軸船では左右の軸推力差による旋回モーメントを考慮する必要があるが、これを省略できれば数学モデルはさらに簡単になる。

本研究では 2 軸船の操縦流体力を等価な 1 軸 1 舵船に置き換え、操縦運動の推定を試みる。その際まず、プロペラ単独特性やプロペラ荷重の特性を、もとの 2 軸船と同じにする方法として、プロペラ回転数を $1/\sqrt{2}$ 倍、プロペラ直径を $\sqrt{2}$ 倍とし、また 2 軸 2 舵船の場合は、舵面積を左右合わせた総面積(片側舵面積の 2 倍)とした等価な 1 軸 1 舵船と見なす。そして、このような取扱いによって、左右同一回転数で航行する場合の操縦運動がどの程度正確に推定できるかを検討する。供試船には、著者が以前公表した 2 軸 2 舵の貨物船の研究結果¹⁾を引用する。このデータを 1 軸 1 舵船と見なして再解析し、流体力の特徴を述べると共に、この数学モデルを用いて操縦運動の推定を行い、本推定法の妥当性を調べる。

一方、2 軸 1 舵船の場合は、プロペラ直後に舵が無いため、プロペラ後流を含む舵流入速度を正確に特定することが困難であり、舵力に関する数学モデルも未だ確立していない。

* 東京大学大学院新領域創成科学研究科
** 北陸信越運輸局
*** 北海道大学大学院水産科学院
**** 住友重機械マリンエンジニアリング(株)

著者ら⁶⁾はこの問題に対して、プロペラ・舵の複雑な流体力を等価な1軸1舵船に置き換えたが、舵有効流速のモデル化に依然、問題が残されていた。

本報では2軸2舵船、2軸1舵船の操縦流体力の簡易数学モデルを提案し、この妥当性について確認する。

2. 2軸2舵船の操縦流体力の再解析

2.1 2軸2舵の供試模型船

文献1)の供試模型船は比較的低速の2軸2舵の貨物船で、一隻は一般的な寸法を持った2軸2舵船(Conventional Twin Ship)、もう一隻は幅広浅喫水の2軸2舵船(Wide Beam Twin Ship)である。両船ともに船尾形状は、左右の推進軸にスケグが付き、スケグの間の船底がバトックフローとなった、いわゆるツインスケグ、もしくはブリットスターンと呼ばれる船型である。また、舵は逆G舵と呼ばれるシューピース付きの舵で、マリナー舵のような大きなホーンはない。

Table 1 Principal particulars of ship models¹⁾.

	Conventional Twin Ship	Wide Beam Twin Ship
L (垂線間長 m)	3.213	2.906
B (型幅 m)	0.5897	0.7839
D (平均喫水 m)	0.1638	0.1463
L/B	5.444	3.706
C_b (方形係数)	0.750	0.800
$2y_P/L$ (軸間距離/ L)	0.0552	0.1512
D_P (プロペラ直径 m)	0.095×2	0.0648×2
プロペラ回転方向	inward	outward
A_R/Ld (舵面積比)	$1/74.0 \times 2$	$1/61.5 \times 2$
D_P/h (D_P /舵高さ)	0.8392	0.6310

Conventional Twin Ship

Wide Beam Twin Ship

Fig.1 Ship models with twin propeller and twin rudder.

載荷状態はいずれも計画満載状態でイーブンキールである。これらの主要目を文献1)から引用してTable 1に要約すると共に模型船の写真をFig.1に示す。

2.2 解析方法

2軸2舵模型船の拘束模型実験結果を1軸1舵船型と見なして再解析するに際し、舵直圧力とプロペラ推力は左右の合力として取扱う。座標系をFig.2に示す。

Fig.2 Co-ordinate system for twin propeller and twin rudder ship.

ここで左右のプロペラ推力 T_S と T_P を1軸として取扱うため、プロペラ直径を $\sqrt{2}$ 倍とし、プロペラ回転数を $1/\sqrt{2}$ 倍として解析を行う。また、左右の舵直圧力 F_{NS} と F_{NP} を1舵とするため、舵面積は左右合わせた可動部舵面積とする。すなわち、

$$\left. \begin{aligned} n^* &= n/\sqrt{2} \\ D_P^* &= \sqrt{2}D_P \\ A_R^* &= 2A_R \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

このような1軸1舵相当の軸回転数 n^* 、プロペラ直径 D_P^* 、舵面積 A_R^* を定義すると、直進中のプロペラの前進定数は、

$$\begin{aligned} J^* &= \frac{(1-w)u}{n^* D_P^*} = \frac{(1-w)u}{(n/\sqrt{2})(\sqrt{2}D_P)} \\ &= \frac{(1-w)u}{n D_P} = J \end{aligned} \quad (2)$$

となって元の片軸の値と変わらない他、2軸のプロペラ推力は(3)式のように、左右の推力係数の平均値 $\bar{K}_T$ を用いて表すことができる。この結果、プロペラ荷重度を表すパラメータ (K_T/J^2) も両舷軸の平均値となって、舵の流速に及ぼすプロペラ後流の影響を正確に表すことができる。

$$\begin{aligned} T &= T_S + T_P \\ &= \rho(K_{T(S)} + K_{T(P)})D_P^4 n^2 \\ &= \rho \left(\frac{K_{T(S)} + K_{T(P)}}{2} \right) (\sqrt{2}D_P)^4 \left(\frac{1}{\sqrt{2}}n \right)^2 \\ &= \rho \bar{K}_T D_P^{*4} n^{*2} \end{aligned} \quad (3)$$

また、舵直圧力についても左右の平均的な舵流速 $\tilde{U}_R$ および流向 $\tilde{\alpha}_R$ を定義すると次式で表せる。

$$\begin{aligned} F_N &= F_{NS} + F_{NP} \\ &= \frac{\rho}{2} A_R f_\alpha U_{RS}^2 \sin \alpha_{RS} + \frac{\rho}{2} A_R f_\alpha U_{RP}^2 \sin \alpha_{RP} \\ &= \frac{\rho}{2} A_R^* f_\alpha \tilde{U}_R^2 \sin \tilde{\alpha}_R \end{aligned} \quad (4)$$

ただし、 f_α は舵直圧力係数勾配である。この場合、一舵相当の舵面積 A_R^* は片側面積の 2 倍になり、舵のアスペクト比を片側の舵と同じにすると、1 舵相当の舵高さ h^* はもとの舵高さの $\sqrt{2}$ 倍となって、(10)式に示す舵有効流速モデルのプロペラ後流を受ける舵面積の比率 η が D_p^*/h^* となり、この係数も片舷のプロペラと舵の場合と変わることがない。

しかしながら、直進中は上記の取扱で問題ないものの、旋回・斜航中は船の運動によってプロペラの流入速度や $(1-w)$ が左右で異なり、 J や K_T が左右で異なる局面では、厳密には(2),(3)式を満足しない。(4)式も同様である。しかし、本論ではこれらの影響は無視できると仮定して解析を進める。

2.3 左右の推力差による船の旋回モーメント

旋回・斜航中の左右軸の流入速度やプロペラ荷重度の違いが操縦流体力係数に及ぼす影響は無視できると仮定しても、左右の推力差は直接、船に旋回モーメントを与えるので、この大きさについて確認しておく必要がある。

左右の推力差によって発生する旋回モーメントは左右の推力差 ΔT と船の長さに対する軸間距離 $(2y_p/L)$ に依存する。すなわち、

$$N'_P = \frac{N_P}{(\rho/2)L^2 dU^2} = (2y_p/L) \frac{(1-t)\Delta T}{(\rho/2)LdU^2} \quad (5)$$

一方、操舵による無次元旋回モーメント N'_R は、推力の変動によって舵直圧力が左右で異なるものの、平均的には後述する(8)式で計算することができ、推力差の影響は現れない。Fig.3 には、 $(2y_p/L)$ をパラメータとして N'_P を直線に、また Conventional Twin Ship の舵角 1° と 2° の場合の N'_R を破線でそれぞれ示す。横軸は左右の推力差の直進時の合計推力に対する比率を%で表示する。

上記模型船の $(2y_p/L)$ は 0.0552 であり、 35° 旋回試験における左右の推力差はアプローチ時の合計推力の約 20% になることから、この推力差による N'_P は同図の●印に示すように 0.00026 となり、この量に対応する N'_R は舵角 0.4° 程度でかなり小さい。また Wide Beam Twin Ship では、旋回試験時の推力が計測されていないので推定ではあるが、左右の推力差が上記と同程度と仮定すると $(2y_p/L)$ が 0.1512 と大きくなるものの、対応する操舵モーメントは舵角 1° 程度と推定され、左右の推力差による旋回モーメントは幅広船でも無視できるものと思われる。

Fig.3 Comparison of yaw moment induced by rudder and the difference of propeller thrusts

2.4 流体力の解析結果

前節の検討結果から、旋回・斜航による左右の推力・舵力差は無視できると見なして前述の(1)～(4)式で拘束模型実験結果の再解析を行う。

操縦運動の方程式は Fig.2 の座標系を用いて(6)式で記載される⁵⁾。

$$\left. \begin{aligned} (m+m_x)u_G - (m+m_y)v_G r_G &= \frac{\rho}{2} LdU^2 (X'_H + X'_P + X'_R) \\ (m+m_y)v_G + (m+m_x)u_G r_G &= \frac{\rho}{2} LdU^2 (Y'_H + Y'_R) \\ (I_{zz} + J_{zz})r_G &= \frac{\rho}{2} L^2 dU^2 \{N'_H + N'_R - x'_G(Y'_H + Y'_R)\} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

ただし、 (u_G, v_G, r_G) は船体重心における前進速度、横移動速度、および旋回角速度を表す。また m は船体質量、 I_{zz} は旋回運動の慣性モーメント、 m_x, m_y は船体前後方向および横方向の付加質量、 J_{zz} は旋回運動の付加慣性モーメントをそれぞれ表す。 ρ は水の密度で、(6)式右辺の流体力は、添字 H が船体、R が舵、P がプロペラの力を表す。船体の流体力 (X'_H, Y'_H, N'_H) は、プロペラや舵の個数に関係しないので 1 軸 1 舵船と変わらない。

プロペラの力 X'_P は 1 軸船と見なし、(3)式を用いて次式で表す。

$$X'_P = 2(1-t)(1-w)^2 \left(\frac{\tilde{K}_T}{J^2} \right) \left(\frac{D_p^{*2}}{Ld} \right) \quad (7)$$

舵の力 (X'_R, Y'_R, N'_R) は、1 舵と見なして(8)式で表現し、舵直圧力は(4)式および藤井の直圧力係数勾配を用いて(9)式で表す。

$$\left. \begin{aligned} X'_R &= -(1-t_R)F'_N \sin \delta \\ Y'_R &= -(1+a_H)F'_N \cos \delta \\ N'_R &= -(x'_R + a_H x'_H)F'_N \cos \delta \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

$$F'_N = \left(\frac{A_R^*}{Ld} \right) \left(\frac{6.13\lambda}{2.25 + \lambda} \right) \tilde{U}_R'^2 \sin \tilde{\alpha}_R \quad (9)$$

Fig.4 Analyzed coefficients $(1-t_R)$, $(1+a_H)$, x'_H . Fig.5 Analyzed parameter ε and k_x in u_R model.

ただし, λ : 舵アスペクト比

$$\tilde{U}_R = \sqrt{\tilde{u}_R^2 + \tilde{v}_R^2}, \quad \tilde{\alpha}_R = \delta + \tan^{-1} \left(\frac{\tilde{v}_R}{\tilde{u}_R} \right)$$

であり, $\tilde{u}_R, \tilde{v}_R$ は(10)式で表される.

$$\begin{aligned} \tilde{u}_R &= \varepsilon(1-w)u \sqrt{\eta \left\{ 1 + \kappa \left(\sqrt{1 + 8\tilde{K}_T / \pi J^2} - 1 \right) \right\}^2 + (1-\eta)} \\ \tilde{v}_R &= \gamma_R(v + r l_R) = -\gamma_R U (\beta + (-l'_R) r') \end{aligned} \quad (10)$$

舵力に関する流体力の多くは直進状態の舵角試験結果から解析するので, 左右の推力差はほとんどなく, (1)~(4)式を満足している. Fig.4 には再解析した(8)式中の干渉係数 $(1-t_R)$, $(1+a_H)$, x'_H を示す. 各図の▲印が2軸2舵の本供試模型船の結果である. 同図には, 文献 7)から引用した1軸1舵船の数多くの実績(○印: マリナー舵, ●印: シューピース付き舵), および回帰直線(実線)と比較するが, 2軸2舵の $(1-t_R)$ と x'_H は, 1軸1舵船の実績とほとんど変わらない. $(1+a_H)$ は大きなラダーホーンを有するマリナー舵ではホーンに働く力が船体流体力に組み込まれるので全般に大きくなるが, 本供試模型船はいずれもシューピース付きの舵でホーンが小さいことから, 類似の舵を持つ1軸1舵船の結果に近い. なお, 同図には後述する2軸1舵船の船体・舵の干渉係数を□印で参考までに表示する. この模型船はマリナー舵であることから $(1+a_H)$ は同じ舵を持つ1軸1舵船の実績のグループに属する結果になっており, $(1+a_H)$ は舵の枚数にかかわらず, ホーンの大きさに依存すると考えられる.

(10)式で表される船体前後方向の舵流入速度のパラメータ ε および $k_x (= \kappa \varepsilon)$ の再解析結果を Fig.5 に示す. これらについても1軸1舵船の結果⁷⁾と比較する. 図中の直線は同文献の回帰直線である. 上段の図が ε の比較であるが, この係数はプロペラの有効伴流係数 $(1-w)$ と相関が強く, 1軸1舵船の実績にも良く合致している. プロペラの増速率 k_x については同図の下段に示すが, 文献 7)では船型によらず 0.55 という取扱になっているが, 横軸 $Cb/(L/B)$ に対してやや減少する傾向があり, 本論の2軸2舵船の解析結果もこの傾向と良く一致している.

以上が直進中の舵角試験の再解析結果であり, 船体・舵の干渉係数, および舵の船体前後方向の舵流入速度に関するパラメータは1軸1舵船の実績とほぼ同じになっていることが確認できた.

次に, 舵の船体横方向の舵流入速度 v_R に関するパラメータについて検討する. v_R の特性は斜航状態, あるいは旋回状態で舵角試験を実施し, 舵直圧力が零となる舵角と直圧力の勾配から解析される. 2軸2舵船の場合は斜航・旋回中で左右のプロペラ・舵に流入する速度が旋回・斜航によって変化するので, 左右個別に解析するのが基本である.

左右の舵直圧力から解析された $v'_R (= v_R/U)$ を文献 1)から引用して Fig.6 の□■◇◆印で示す. □■印は右舷側の舵で,

(Conventional Twin Ship: inward rotation)

(Wide Beam Twin Ship: outward rotation)

Fig.6 Analyzed v_R characteristics for various sway and turning motion.

□印は単独斜航状態について、■印は単独旋回状態の特性を示す。同様に◇◆印は左舷側の舵についての解析結果である。Wide Beam Twin Ship はプロペラが外回りであるので、右舷側の v'_R に右回りの 1 軸 1 舵船と類似の左右非対称な特性が現れている。また、左舷側 v'_R の特性は右舷側の特性を点対称にした特性になっている。これに対して Conventional Twin Ship の場合はプロペラが内回りであるため、プロペラの回転による v'_R の非対称性が上記外回りの場合と左右逆になって現れている。

このように左右の舵直圧力を個別に解析して求めた v'_R の特性はかなり複雑で、2 軸 2 舵船の操縦運動数学モデルを複雑にする大きな要因になっている。操縦運動シミュレーションにおいても文献 1) では同図の破線で示す折線関数に近似して計算を行っている。これを、文献 4) で行ったように、左右の舵直圧力の合力として v'_R の特性を解析した結果を同図の○●印で示す。○印は斜航状態を、●は旋回状態を示す。このように 1 軸 1 舵船と見なして解析すると、左右個別の解析から得られる複雑な非線形特性は互いにキャンセルされて隠れてしまい、 v'_R の特性は旋回・斜航運動に対してほぼ直線的に変化し、この回帰直線を同図の実線で示す。

このようにして得られた v'_R の斜航角 β や無次元旋回角速度 r' に対する傾斜から船体の整流係数 γ_R や l'_R が (10) 式にもとづいて解析することができ、これらの結果を Fig. 7 に示す。2 軸 2 舵の本供試模型船の結果を▲で示し、1 軸 1 舵船の実績、および回帰直線 (実線) ⁷⁾ と比較するが、 γ_R は通常の 1 軸 1 舵船の半分程度と小さい。参考までに上記の 1 軸 1 舵の回帰直線の値を 1/2 とした特性を同図の破線で示す。これは供試模型船の船尾がいずれもスプリットスターン形状であるため、船体の整流作用が増大したものと考えられる。また、同図には参考までに後述する 2 軸 1 舵船の γ_R を□印で示しているが、この船は両舷のプロペラ軸をシャフトブラケット

Fig.7 Analyzed flow straightening factor γ_R and l'_R

Table 2 Analyzed coefficients regarding to rudder force using equivalent single propeller and rudder model.

	Conventional Twin Ship	Wide Beam Twin Ship
1-t	0.836	0.788
1-w	0.663	0.523
1-t _R	0.830	0.662
a _H	0.181	0.386
x' _H	-0.428	-0.426
γ_R	0.204	0.242
l'_R	-0.994	-0.858
ε	1.022	1.301
κ	0.591	0.332
k_x	0.605	0.432

で支える構造の船尾船型であるためか, γ_R は通常の1軸1舵船と変わらない結果になっており, γ_R の値は船尾形状に大きく依存するものと推測される. これに対して船体整流係数の旋回角速度に対する補正係数 I'_R は下段の図に比較するように通常の1軸1舵船とほとんど変わりなく, ややバラつくものの文献7)と同様, 概ね0.9程度になっている.

以上, 1軸1舵船として再解析した諸係数を2隻の供試模型船について Table 2 にまとめる.

3. 2軸2舵船のシミュレーション

前述の数学モデルと解析結果を用いて, 本供試模型船の操縦運動シミュレーションを行い, これらを文献1)の詳細な2軸2舵船の数学モデルによるシミュレーションや自由航走模型試験結果と比較検討を行った.

3.1 シミュレーションの数学モデル

シミュレーションの数学モデルは, (6)~(10)式に示した1軸1舵船のMMG型数学モデルで, 主船体流体力 X_H , Y_H , N_H は引用文献1)に記載された(11)式に示す β と r' の多項式を使用する. 船体の流体力微係数も上記の文献に記載された値である.

Fig.8 Comparison of turning trajectories and spiral curves, original and proposed equivalent single prop. and rudder model.

$$\left. \begin{aligned} X'_H &= X'_0 + X'_{\beta\beta} \beta^2 + (X'_{\beta r} - m'_y) \beta r' + X'_{rr} r'^2 + X'_{\beta\beta\beta} \beta^3 \\ Y'_H &= Y'_0 + Y'_{\beta} \beta + (Y'_r - m'_x) r' + Y'_{\beta\beta} \beta^2 \\ &\quad + Y'_{\beta\beta r} \beta^2 r' + Y'_{\beta r r} \beta r'^2 + Y'_{rrr} r'^3 \\ N'_H &= N'_0 + N'_{\beta} \beta + N'_{r} r' + N'_{\beta\beta} \beta^2 \\ &\quad + N'_{\beta\beta r} \beta^2 r' + N'_{\beta r r} \beta r'^2 + N'_{rrr} r'^3 \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

3.2 シミュレーション結果

シミュレーションの結果を Fig.8 に示す. 上段が 35°旋回航跡の比較であり, 船長 L で無次元化して示す. 下段が定常旋回特性の比較である. 各図の実線が本論の計算結果, また破線が文献 1) に示された 2 軸 2 舵モデルによる計算結果である. いずれのシミュレーション結果も自由航走模型試験結果と多少の相違はあるが, 等価な 1 軸 1 舵船としたシミュレーション結果は詳細な 2 軸 2 舵モデルとほとんど変わらず, 本論の計算法が概ね妥当であることを示している.

3.3 2 軸 2 舵船の簡易数学モデルのまとめ

2 軸 2 舵船の操縦流体力を等価な 1 軸 1 舵船の数学モデルに置き換えて解析し, 操縦運動をシミュレーションすることによって以下のことが明らかになった.

- 1) 2 軸 2 舵船の操縦流体力を等価な 1 軸 1 舵船として取り扱うため, プロペラ直径を $\sqrt{2}$ 倍, プロペラ回転数を $1/\sqrt{2}$ 倍, また舵面積を片側の 2 倍として解析し, 操縦運動の推定を行う方法は, 計算精度も高く, 簡略化された 2 軸 2 舵船の数学モデルとして大変有効である.
- 2) このような数学モデルで解析した流体力係数は, 1 軸 1 舵船のデータベースにもよく合っており, 2 軸 2 舵船の操縦性能の推定において, 1 軸 1 舵船のデータベースが活用できる.
- 3) ただし, 本模型船の船尾がいずれもスプリットスターンの船型であることから, 船体整流効果が大きく, γ_R が通常の 1 軸 1 舵船の 1/2 程度と小さい. また, 本供試模型船の舵がシューピース付きの舵であることから, $(1+a_H)$ はやや小さく, シューピース付きの 1 軸 1 舵船の実績に近い.

4. 2 軸 1 舵船の数学モデル

2 軸 1 舵船の操縦運動を計算するには 2 軸 2 舵船以上に複雑である. 舵がプロペラ直後に無いことから, 舵が左右のプロペラ後流をどの程度受けるかを特定することが困難で, 適切な数学モデルも無い. しかし, この場合も前節の(6)~(10)式に示した, 等価な 1 軸 1 舵モデルを適用することによって解決することが可能になる. 問題は(10)式に示した舵有効流速のモデルの適用にある. この問題に対し文献 6) で著者らは, 2 軸のプロペラ後流をプロペラ増速率 k_x (または κ) を変えることによって表現できることを示した. しかし,

Table 3 Principal particulars of ship model.⁶⁾

	Passenger Ferry
L (垂線間長 m)	2.344
B (型幅 m)	0.356
d (平均喫水 m)	0.100
L/B	5.444
B/d	3.600
C_b (方形係数)	0.750
$2y_P/L$ (軸間距離/ L)	0.0422
$2y_P/D_P$ (軸間距離/ D_P)	1.31
D_P (プロペラ直径 m)	0.0756×2
プロペラ回転方向	outward
A_R/Ld (舵面積比)	1/46.7
D_P/h	0.879

Fig.9 Twin propeller and single rudder ship model.

現実の物理現象として, プロペラの増速率は舵の枚数で変わるはずがなく, プロペラ後流を受ける舵面積の比率 η が異なるとして解析する方が妥当である.

そこで本節ではこうした観点から文献 6) の拘束模型試験結果を再解析し, 2 軸 1 舵船の流体力係数を評価し直して, 操縦運動推定法の検討を行った.

4.1 供試模型船

供試模型船は 2 軸 1 舵を装備するフェリー船型で, 主要目を Table 3 に, また模型船の写真を Fig.9 にそれぞれ示す. この船は両舷のプロペラ軸をシャフトブラケットで支える構造の船尾船型で, 前章のスプリットスターン船型と違い, 船体形状は 1 軸 1 舵船型と大きく変わらない. 舵は比較的低アスペクト比($=1.47$)で, ホーンで支えられたマリナー舵である.

4.2 2 軸 1 舵船の舵有効流速の再解析

(10)式に示した船体前後方向の舵有効流速モデルには ε , κ , およびプロペラ後流を受ける舵面積の比率 η の 3 つのパラメータがある. この内 η は 1 軸 1 舵あるいは 2 軸 2 舵では $\eta = D_P/h$ (h : 舵高さ) となって, ε と κ の 2 つを求めるだけで

Table 4 Analyzed parameters in rudder inflow velocity model.

	Twin Prop. & single Rudder	Twin Prop. & Twin Rudder	
	Passenger Ferry	Conventional Twin Ship	Wide Beam Twin Ship
$1-w$	0.859	0.663	0.523
η	0.140	0.839(given)	0.631(given)
ε	0.740	1.022	1.301
κ	0.810	0.591	0.332
k_x	0.6(given)	0.605	0.432

Table 5 Analyzed parameters in rudder inflow velocity model, applying to Yumuro's experimental results⁸⁾.

	$2y_P/D_P$			
	1.1	1.3	1.5	2.0
η	0.399	0.176	0.036	-0.030
ε	1.026	1.022	1.013	0.999
κ	0.585	0.587	0.592	0.600
k_x	0.6(given)			

* note $D_P/h = 0.786$

良いが、2軸1舵船ではこれが未知数に加わる。これらを求めるに際し、(10)式はパラメータに対して非線形関数のため通常の最小自乗法は適用できず、非線形計画法を用いて解析することから、未知数は少ない方が有利である。ここで、プロペラ増速率 k_x は Fig.5 に示したように、概ね $k_x=0.5\sim 0.6$ となっているので、この値を既知として、残りのパラメータ ε と η を解析する。本模型船の解析においては $Cb/(L/B)$ が比較的小さいことから $k_x=0.6$ として解析した。その結果を先の2軸2舵船の結果と比較して Table 4 にまとめる。本模型船は2軸1舵であることから、プロペラ後流を受ける舵面積の比率である η が大幅に小さくなっている。また、本模型船は両軸がシャフトブラケットで支持されているため、プロペラ有効伴流が小さく $(1-w)$ が大きいのに対し、舵がセンターラインにあるため舵位置の伴流が大きく $(1-w_R)$ が小さくなることから、これらの比である ε も1軸1舵船に比べると小さくなっている。

プロペラ後流を受ける舵面積の比率 η の値が妥当かどうかについては、2軸のプロペラ軸間距離($2y_P$)を種々に変え、これらのプロペラ後流中で舵角試験を実施した湯室⁸⁾の実験結果に(10)式を適用して確認する。ただし、この実験では船体は無くプロペラと舵のみである。文献 8)に掲載されたプロペラ推力と舵直圧力の実験結果を読み取り、これを(10)式で再解析することによって、2軸1舵状態の η を求めた。この解析結果を Table 5、および Fig.10 に示す。横軸がプロペラ直径で無次元化したプロペラ軸間距離で、プロペラ後流を受ける舵面積の比率である η を縦軸に表している。この結果から、軸間距離がプロペラ直径程度では、1軸1舵船の D_P/h の約半分に低下し、本供試船のように軸間距離がプロペラ直径の1.3倍では1/4程度、さらに軸間距離が広がって

Fig.10 Analyzed parameter η for propeller shaft interval, applying to Yumuro's experimental results⁸⁾.

プロペラ直径の2倍以上になると、2軸プロペラの後流影響をほとんど受けないことを示している。

軸間距離に対する上記の η の変化は次式のロジスティック関数の適用を試みる。この関数は $x=0$ でほぼ D_P/h になり、 $x=a$ で上記の $1/2$ 、 $x>a$ で零になる特徴がある。

$$\eta = \left(\frac{D_P}{h} \right) \frac{\exp(c(a-x))}{1 + \exp(c(a-x))} \quad (12)$$

ただし、 $x = 2y_P/D_P$

D_P : プロペラ直径

h : 舵高さ

同図の曲線は、前述の舵有効流速の解析と同様、非線形計画法を用いて $a=1.046$ 、 $c=6.22$ と同定でき、これらの値を(12)式に代入した特性である。この曲線と前述の解析結果の比較から、(12)式の関数は、湯室の実験を解析した軸間距離に対する η の変化を上手く表しており、上式で表現することの妥当性が確認できる。同図にはまた、本供試模型船の η の解析結果を●印、およびこの船の軸間距離に対する(12)式の特性を破線で比較するが、湯室の実験結果とも良く一致していることがわかる。このように、船体が存在しない湯室の実験結果と本供試模型船の無次元軸間距離に対する η がほぼ同じ値になっていることから、 η の変化は船型の影響はほとんどなく、(12)式で推定可能と考えられる。

4.3 2軸1舵船の操縦運動シミュレーション

前述の干渉係数の取り扱いに従って、2軸1舵の本供試模型船の操縦運動シミュレーションを行い、これらを自由航走模型試験結果と比較する。数学モデルは、2軸2舵船の場合と同じく、(6)～(10)式に示した等価な1軸1舵モデルである。ただし、本模型船の操縦性能は L/B が大きく Fn も高いので

Fig.11 Comparison of turning trajectory, measured and simulated by presented mathematical model.

Fig.12 Comparison of spiral characteristics, measured and simulated by presented mathematical model.

横傾斜の影響が強いことから、文献 9)に従って横傾斜との連性を取り入れ、(11)式の主船体流体力にもこの影響を含めたモデルを使用した。

舵角右 35°の旋回航跡のシミュレーション結果を Fig.11 の実線で示す。自由航走模型試験の航跡は図中の□印であり、いずれも船長 L で無次元化して示す。シミュレーションの航跡は実験結果に良く一致している。

Fig.12 にはスパイラル特性の比較を示す。自由航走模型試

Fig.13 Comparison of 20°Z-test, measured and simulated by presented mathematical model.

験結果は上記と同様に□印である。これらの比較からも、シミュレーション結果は自由航走模型試験結果とよく合っていると見える。また、Fig.13 には 20°/20°Z 試験の舵角と回頭角の時系列を示す。これらの比較から自由航走模型試験結果とシミュレーション結果は概ね一致していることがわかる。

以上の結果より、等価な 1 軸 1 舵船の数学モデルに加えて舵流速速度モデルを上手く解析して使用することにより、2 軸 1 舵船の操縦運動も十分な精度で推定できることが確認できた。

4.4 2 軸 1 舵船の数学モデルのまとめ

2 軸 1 舵船の場合は、両舷のプロペラ後流を受けにくく、そのモデル化が課題であったが、舵角試験結果の解析においてプロペラ後流を受ける舵面積の比率 η を求めることによって、2 軸 2 舵船と同様、等価な 1 軸 1 舵船の数学モデルが適用できることを示した。2 軸 1 舵船の場合の特徴を以下に要約する。

- 1) プロペラと舵の干渉係数について、2 軸 1 舵船では ε と η が 1 軸 1 舵船、2 軸 2 舵船と比べて小さくなる点に特徴がある。 ε はプロペラの有効伴流係数に対する舵位置の有効伴流係数の比率であり、2 軸 1 舵船では舵位置の伴流がプロペラ位置よりも大きいため、この値が小さい。
- 2) プロペラ後流を受ける舵面積の比率である η は、軸間距離に大きく依存し、この間隔が大きくなると急激に減少する。湯室の舵・プロペラ系の実験結果を解析した結果、この変化は(12)式のリジスティック関数で表すことができ、軸間距離がプロペラ直径をやや超える付近 $(2y_p/D_p)=1.046$ で η が D_p/h の 1/2 になる。また、軸間距離に対する η の変化については船型の影響はほとんど無いと思われる。

5. 結 言

2 軸船の操縦流体力を等価な 1 軸 1 舵船に置き換え、操縦運動の推定を試みた。具体的には、プロペラ回転数を $1/\sqrt{2}$ 倍、プロペラ直径を $\sqrt{2}$ 倍、また、2 軸 2 舵船の場合は舵面積を左右合わせた総面積（片側舵面積の 2 倍）と見なすことによ

って、左右同一回転数で航行する場合の操縦運動がどの程度正確に推定できるかを検討した。その結果、2軸2舵船の操縦運動の計算は厳密な数学モデルと実用的にほとんど差がなく、また、計算できなかった2軸1舵の操縦性能の計算も可能になることが明らかとなった。

ただし、拘束模型試験を実施して2軸船の操縦運動をシミュレーションする場合は、流体力の詳細が把握できるので、文献1)などの厳密な数学モデルの適用が望ましいことは言うまでもない。しかし、設計段階などで模型実験を実施することなく、CFDやデータベースなどを活用して操縦性能を推定する場合には、本論の簡易数学モデルを用いると、1軸1舵船の計算プログラムがそのまま使用できる他、1軸1舵船の豊富な流体力データベースも活用できるようになり、2軸船の操縦性能の推定が容易になると期待される。

謝 辞

本研究の一部は文部科学省研究費補助金(24360353)を受けたことを付記し、関係各位に感謝致します。

また、本研究の一部は日本航海学会第134回講演会で発表したものであることを付記し、その前刷を参考文献10)に示す。ご討論を頂きました方々にこの場を借りまして感謝申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 芳村康男, 桜井 仁: 浅水域の操縦運動数学モデルの検討(第3報)(2軸2舵船の操縦性能について), 関西造船協会誌, **211**, (1987), pp.115-126.
- 2) 李 承建, 藤野正隆, 深沢塔一: 2軸2舵船の操縦数学モデルについて, 日本造船学会論文集, **163**, (1988), pp.109-118.
- 3) 小林弘明, 石橋篤, 長谷川祐司, 中西裕司: 2軸2舵船の操縦性能に関する研究, 日本航海学会論文集, **86**, (1992), pp.205-213.
- 4) 安川宏紀, 平田法隆, 田中進, 伊藤聡志: バウスラストを有する2軸2舵船の操縦流体力特性, 日本航海学会論文集, **125**, (2011), pp.209-219.
- 5) 小瀬邦治, 湯室彰規, 芳村康男: 操縦運動の数学モデルの具体化, 日本造船学会第3回操縦性シンポジウム(1981), pp.27-80.
- 6) 近藤匡寿, 矢野大行, 福井 洋, 芳村康男: 2軸1舵船の操縦運動簡易推定法, 日本航海学会論文集, **133**, (2015), pp.28-33.
- 7) 芳村康男, 増本友美子: 中速商船・漁船船型の操縦流体力データベースと操縦運動の一推定法, 日本船舶海洋工学会論文集, **14**, (2011), pp.63-73.
- 8) 湯室彰規: 2軸1舵船の舵特性に関する実験結果について, 関西造船協会誌, **194**, (1984), pp.53-64.
- 9) 福井 洋, 横田大武, 矢野大行, 近藤匡寿, 中野智文, 芳村康男: 横傾斜を含む4自由度操縦運動数学モデルと操縦性推定, 日本船舶海洋工学会講演会論文集(投稿中).
- 10) 芳村康男, 近藤匡寿, 山下力蔵: 左右同一回転数で航行する2軸2舵船の操縦運動の簡易推定, 日本航海学会講演予稿集, **4(1)**, (2016), pp.146-149.