# 実船の操縦性能推定法に関する研究

正員	青	木	伊知郎*	正員	貴	島	勝	郎**
正員	古	川	芳 孝**	正員	名	切	恭	昭***

On the Prediction Method for Maneuverability of a Full Scale Ship

by Ichiro Aoki, Member Katsuro Kijima, Member Yoshitaka Furukawa, Member Yasuaki Nakiri, Member

#### Summary

Since International Maritime Organization (IMO) has adopted "The Standards of Ship Maneuverability" as IMO Resolution MSC.137(76), the ship maneuverability is evaluated under this standard. Therefore, we have to know the accurate ship maneuverability characteristics at the design stage, especially the initial design stage. On the prediction method of ship maneuverability, there are many papers for estimating method of the maneuverability of a ship based on the model test, but there are few papers for predicting the maneuverability of a full-scale ship practically. The authors have already proposed the simple, accurate and practical prediction method for the ship maneuverability of model ship. So, we need to develop the practical prediction method for ship maneuverability of a full-scale ship in the deep water. In this paper, we propose the approximate formula of the interaction coefficient,  $\gamma$  and  $w_{R0}$ , obtained by comparing the predicted maneuvering motion with the measured results of the sea trial for twelve full-scale ships. We confirm the effectiveness of the practical prediction method using the approximate formula of the interaction coefficient for ship maneuverability of a full-scale ship. Though this approach must be validated in many kinds of ship as the next step, it will be expected that this method is very useful for predicting ship maneuvering characteristics at design stage on conventional ship.

# 1. 緒 言

2002年にIMOにおいて船舶に対する「操縦性基準」MSC 137(76)が採択され、2004年に発効された。これにより船舶 の操縦性能はこの基準の下で評価されることになり、従って 設計者に対しては、「操縦性基準」を満足する船舶を建造す るために、設計段階で定量的に精度良く実船の操縦性能を推 定することが求められる。

ー般に船舶の操縦性能を推定する方法は、大きく分けて次 の三つの方法が考えられる。第一が過去の船舶の実績に基づ いた、いわゆるデーターベースを利用する方法であり、第二 が自由航走模型試験による方法、第三が数学モデルを用いた シミュレーション計算による方法である。これらのうち、設 計段階、特に設計の初期段階で操縦性能を推定する際に最も 有効なそして実用的な方法としては、シミュレーション計算 による方法が挙げられる。

シミュレーション計算による操縦性能推定手法は、これま

\* ㈱大島造船所設計部 \*\* 九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門

原稿提出日:平成 18 年 2 月 27 日

でに MMG モデルに基づいた数学モデルが数多く発表され ているが、これらほとんどが模型試験結果を基にした手法で あり、実船の操縦性能の実用的な推定法に関する研究はほと んどなされていない。

著者等は、既に実用的な観点から、操縦運動中に船体に働 く流体力を船体主要目および船尾形状を考慮して表現し、そ の表現を用いたシミュレーション計算結果は、かなり良い精 度で模型船の操縦性能を推定出来ることを示した[1],[2],[3]。

そこで本論文では、実船の操縦性能を推定する実用的な方 法を開発することを目的とする。まず12隻の実船に対して、 著者等が提案した操縦性能計算法に基づくシミュレーショ ン計算結果と実船による操縦性試験結果の比較を行うこと により、操縦性能推定精度に大きな影響を及ぼす干渉係数 (舵の整流係数と直進時舵位置での有効伴流係数)を求める ための推定式を構築する。さらにこの推定式を用い、新たな 2 隻の実船による操縦性試験結果とシミュレーション計算 結果を比較し、推定式の妥当性について検討を行った。

## 2. 操縦運動方程式と数学モデル

Fig.1に示す座標系の下で、無次元化された操縦運動方程 式は(1)式で表される。

<sup>\*\*\*\*</sup> 九州大学大学院工学府海洋システム工学専攻





$$\begin{pmatrix} m' + m'_{x} \end{pmatrix} \left( \frac{L}{U} \right) \left( \frac{\dot{U}}{U} \cos \beta - \dot{\beta} \sin \beta \right) + \left( m' + m'_{y} \right) r' \sin \beta = X' - \left( m' + m'_{y} \right) \left( \frac{L}{U} \right) \left( \frac{\dot{U}}{U} \sin \beta - \dot{\beta} \cos \beta \right) + \left( m' + m'_{x} \right) r' \cos \beta = Y' \left( I'_{x} + i'_{x} \right) \left( \frac{L}{U} \right)^{2} \left( \frac{\dot{U}}{L} r' - \frac{U}{L} \dot{r}' \right) = N'$$

$$(1)$$

ここで、m', m', m', は船の質量及び付加質量の無次元値、I'zz, i'zz は慣性モーメント及び付加慣性モーメントの無次元値、  $L, U, \beta$  はそれぞれ船長、船速、偏角、r' は旋回角速度の無 次元値を表す。 付加質量および付加慣性モーメントは森[4] による元良チャートの重回帰式を用いる。(1)式の右辺の外 力の項 X', Y', N' は、(2)式に示す MMG の表現で数学モデル を構成する。

$$X' = X'_{H} + X'_{P} + X'_{R} + X'_{W},$$
  

$$Y' = Y'_{H} + Y'_{R} + Y'_{W},$$
  

$$N' = N'_{H} + N'_{P} + N'_{W}.$$
(2)

添え字 "H", "P", "R", "W" は主船体、プロペラ、舵及び風 圧力を表す。この内、主船体、プロペラ、舵に働く流体力の 表現は、著者等の表現[3]を採用し、以下のように表す。

主船体に働く前後力 X'<sub>H</sub>は(3)式で表し、直進時の船体抵抗 X'uu は本船の EHP より、また偏角による抵抗の変化を表す X'& は長谷川のチャート[5]より求めた。

$$X'_{H} = X'_{\beta r} r' \sin \beta + X'_{uu} \cos^2 \beta$$
(3)

また、X'Brにおけるトリム変化時の値は、(4)式を採用した。

$$X'_{\beta r}(\tau) - m'_{y} = \left(X'_{\beta r}(0) - m'_{y}\right) \left\{1.0 + 0.208(\tau/d_{m})\right\}$$
(4)

ここで、(0)は等喫水時、(τ)はトリム時の値を示し、daは A.P.での喫水、 $d_f$ は F.P.での喫水を示す。またトリム  $\tau = d_a - d_f$ 

平均喫水  $d_m = (d_a + d_f)/2$  である。

主船体に働く横力 Y'<sub>H</sub>およびモーメント N'<sub>H</sub>は

$$Y'_{H} = Y'_{\beta}\beta + Y'_{r}r' + Y'_{\beta\beta}\beta |\beta| + Y'_{rr}r'|r'| + (Y'_{\beta\beta r}\beta + Y'_{\beta rr}r')\beta r' N'_{H} = N'_{\beta}\beta + N'_{r}r' + N'_{\beta\beta}\beta |\beta| + N'_{rr}r'|r'| + (N'_{\beta\beta r}\beta + N'_{\beta rr}r')\beta r'$$

$$(5)$$

と表す。また各流体力微係数は船尾形状を考慮して森[4]が 提案したパラメータ(6)式を用いて(7)~(10)式のように表す。

$$e_{a} = (L/B)(1-C_{pa})$$

$$e'_{a} = e_{a} / \sqrt{(1/4) + \{1/(B/d)^{2}\}}$$

$$\sigma_{a} = (1-C_{wa})/(1-C_{pa})$$

$$K = \{1/e'_{a} + 1.5/(L/B) - 0.33\}(0.95\sigma_{a} + 0.40)$$
(6)

但し、B は船幅、d は喫水、Cwa は船体後半部の水線面積係 数、Cpaは船体後半部の柱形係数を示す。

(7),(8)式に等喫水状態での流体力微係数を示す。

$$\begin{split} Y'_{\mu}(0) &= \frac{1}{2}\pi\kappa + 1.926 \big( C_{B}B/L \big) \sigma_{a} \\ Y'_{r}(0) &= \frac{1}{4}\pi\kappa + 0.052e'_{a} - 0.457 + \big(m' + m'_{x}\big) \\ &= \begin{cases} 52.9 \big\{ d \big( 1 - C_{B} \big) / B \big\} K - 0.125 \\ for \ C_{B} < 0.6 \\ -0.170e'_{a}K \big( B/d \big) + 1.08 \\ for \ 0.6 < C_{B} \leq 0.75 \end{cases} \\ for \ C_{B} > 0.75 & K \leq 0.35 \\ 0.92\kappa C_{B}e'_{a} + 0.373 \\ for \ C_{B} > 0.75 & \kappa C_{B}e'_{a} \leq 0.28 \\ -0.4784K \big( B/d \big) + 1.3 & otherwise \end{cases} \\ F'_{m}(0) &= \begin{cases} -0.755\kappa C_{B}e'_{a} + 0.248 \\ for \ \kappa C_{B}e'_{a} \leq 0.28 \\ 0.243 \big( dC_{B}/B \big) e'_{a} - 0.131 \\ for \ \kappa C_{B}e'_{a} < 0.28 \\ 0.243 \big( dC_{B}/B \big) e'_{a} - 0.131 \\ for \ \kappa C_{B}e'_{a} < 0.28 \\ 0.243 \big( dC_{B}/L \big) K - 2.315 \\ for \ C_{B} \leq 0.6 \& \big( C_{B}B/L \big) K < 0.008 \\ -186.14 \big( C_{B}B/L \big) K + 0.902 \\ for \ C_{B} \leq 0.6 \& \big( C_{B}B/L \big) K \geq 0.008 \\ 13.018C_{B} - 9.278 \\ for \ 0.6 < C_{B} \leq 0.75 \\ -42.654 \big( C_{B}B/L \big) + 5.9 \\ for \ C_{B} > 0.75 & \kappa C_{B}e'_{a} \geq 0.28 \\ 0.781e'_{a} K - 0.432 & otherwise \end{cases}$$

(7)

実船の操縦性能推定法に関する研究

$$N'_{\beta}(0) = \begin{cases} \kappa \left[ 150.668 \left\{ \frac{d(1-C_{B})}{B} e'_{a} K \right\}^{2} \right] \\ -23.819 \left\{ \frac{d(1-C_{B})}{B} e'_{a} K \right\}^{2} \\ 1.976 \quad for \quad (C_{B} B/L) e'_{a} K \ge 0.137 \\ 1.802 \quad for \quad (C_{B} B/L) e'_{a} K < 0.137 \\ 1.902 \quad for \quad e'_{a} K C_{B} \ge 0.28 \end{cases}$$

$$N'_{r}(0) = -0.54\kappa + \kappa^{2} - 0.048 e'_{a} K + 0.037 \\ N'_{\beta\beta}(0) = 43.857 \left\{ d(1-C_{B})/B e'_{a} K \right\}^{2} \\ -3.671 \left\{ d(1-C_{B})/B e'_{a} K \right\}^{2} \\ -3.671 \left\{ d(1-C_{B})/B e'_{a} K \right\}^{2} \\ N'_{rr}(0) = 0.15K - 0.068 \\ N'_{\beta rr}(0) = -0.409 C_{B} + 0.27 \\ N'_{\beta\beta r}(0) = -0.826 \left\{ d(1-C_{B})/B \right\} e'_{a} - 0.026 \end{cases}$$

$$rthe transform that the transformation the transformation that the transformation the transformation the transformation the transformation$$

$$Y'_{rr}(\tau) = Y'_{rr}(0) \Big[ 1 - \{ 236.693 (dC_B/B) \sigma_a - 22.2244 \} \\ \times (\tau/d_m) \Big] \\Y'_{\beta rr}(\tau) = Y'_{\beta rr}(0) \{ 1 - (96.5785 \kappa C_B - 4.23) (\tau/d_m) \} \\Y'_{\beta \beta r}(\tau) = Y'_{\beta \beta r}(0) \{ 1 + (7.747 C_B e'_a K - 3.508) (\tau/d_m) \}$$

$$N'_{\beta}(\tau) = N'_{\beta}(0)\{1 - 0.935(\tau/d_{m})\}$$

$$N'_{r}(\tau) = N'_{r}(0)\{1 + (0.917C_{B}e'_{a} - 2.5625)(\tau/d_{m})\}$$

$$N'_{\beta\beta}(\tau) = N'_{\beta\beta}(0)$$

$$N'_{rr}(\tau) = N'_{rr}(0)\{1 + 0.173(\tau/d_{m})\}$$

$$N'_{\beta rr}(\tau) = N'_{\beta rr}(0)\left[1 - \{1.98(e'_{a})^{2} - 14.648e'_{a} + 27.311\}(\tau/d_{m})\right]$$
(10)

$$N'_{\beta\beta r}(\tau) = N'_{\beta\beta r}(0) \left\{ 1 - 0.39 \left( \tau/d_m \right) \right\}$$

プロペラ推力 X'pについては(11)式で表す。

$$X'_{p} = (1 - t_{p_{0}}) n^{2} D_{p}^{4} K_{T} (J_{p}) / \frac{1}{2} L dU^{2}$$
(11)

$$K_{T}(J_{p}) = C_{1} + C_{2}J_{p} + C_{3}J_{p}^{2}$$

$$J_{p} = U\cos\beta(1 - w_{p})/(nD_{p})$$

$$w_{p} = w_{p0}\exp(-4.0\beta_{p}^{\prime 2})$$

$$\beta'_{p} = \beta - x'_{p} \cdot r'$$

$$x'_{p} \approx -0.5$$
(12)

但し、

$t_{P0}$	:	直進時の推力減少係数
n	:	プロペラ回転数(毎秒)
$D_p$	:	プロペラ直径
w <sub>p</sub>	:	プロペラ位置における
		有効伴流係数
$W_{P0}$	:	プロペラ位置における
		直進時の有効伴流係数
$J_{p}$	:	プロペラ前進率
$C_1, C_2, C_3$	:	常数

舵力X'<sub>R</sub>Y'<sub>R</sub>およびモーメントN'<sub>R</sub>については(13)式で表す。

$$X'_{R} = -(1-t_{R})F'_{N}\sin\delta$$

$$Y'_{R} = -(1+a_{H})F'_{N}\cos\delta$$

$$N'_{R} = -(x'_{R}+a_{H}x'_{H})F'_{N}\cos\delta$$

$$(13)$$

t<sub>R</sub> : 操舵による抵抗増加の補正係数 a<sub>H</sub>: 操舵による船体横力の付加率 x'<sub>k</sub> : 舵直圧力の作用位置 x'<sub>H</sub>: 操舵による付加横力の作用位置 δ : 舵角

舵直圧力 F'Nについては(14)式で表す。

$$F'_{N} = (A_{R}/Ld)C_{N}U'_{R}^{2}\sin\alpha_{R}$$

$$C_{N} = 6.13K_{R}/(K_{R}+2.25)$$

$$U'_{R} = (1-w_{R})\sqrt{1+C_{4}g(s)}$$

$$g(s) = \eta K_{E} \{2-(2-K_{E})s\}s/(1-s)^{2}$$

$$\eta = D_{P}/h_{R}$$

$$K_{E} = (1-a_{U0}|\sin\delta|)(1-w_{P})/(1-w_{R})$$

$$s = 1.0-(1-w_{P})U\cos\beta/nP$$

$$w_{R} = w_{R0} \cdot \exp\{-4.0(\beta+r'/2)\}$$

$$\alpha_{R} = \beta - \delta_{0} - \gamma \cdot \beta'_{R}$$

$$\beta'_{R} = \beta - 2x'_{R} \cdot r'$$

$$x'_{R} \cong -0.5$$
(14)

$$A_R$$
 :
 舵面積

  $K_R$ 
 :
 舵縦横比

  $C_4$ 
 :
 操舵係数

  $(\delta > 0: C_4 = 0.935, \delta < 0: C_4 = 1.065)$ 
 $D_p$ 
 :
 プロペラ直径

  $h_R$ 
 :
 舵高さ

  $a_{U0}$ 
 :
 Constant(= 0.6973)

  $P$ 
 :
 プロペラのピッチ

  $w_R$ 
 :
 舵位置での有効伴流係数

  $w_{R0}$ 
 :
 直進時舵位置での有効伴流係数

159

The Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers

日本船舶海洋工学会論文集 第3号

である。この時、舵の整流係数γと直進時舵位置での有効伴流係数 w<sub>R0</sub>については、舵角の関数として取り扱うこととし (15)式のように表す。

$$w_{R} = w_{R0} \cdot \exp\left\{-4.0(\beta + r'/2)\right\}\zeta_{2}$$

$$\alpha_{R} = \delta - \delta_{0} - \zeta_{1} \cdot \gamma \cdot \beta_{R}'$$
(15)

ここで、舵角 $\delta = \pm 35^{\circ}$ における $\gamma \geq w_{R0}$ を基に舵角関数化し て他の舵角を表す係数を $\zeta_1, \zeta_2 \geq \cup$ 、トリム時でも舵角 $\delta = \pm 35^{\circ}$ での $\zeta_1, \zeta_2$ は 1.0 とおく。さらに $\gamma \geq w_{R0}$ を種々の干 渉影響を含む係数として取り扱うことにした。

風圧力 *X'<sub>W</sub>,Y'<sub>W</sub>*およびモーメント *N'<sub>W</sub>*については(16)式で 表す。

$$X'_{W} = \frac{1}{2} \rho^{*} V^{*2} A_{T} C_{X} / \frac{1}{2} \rho L dU^{2}$$

$$Y'_{W} = \frac{1}{2} \rho^{*} V^{*2} A_{L} C_{Y} / \frac{1}{2} \rho L dU^{2}$$

$$N'_{W} = \frac{1}{2} \rho^{*} V^{*2} A_{L} L C_{N} / \frac{1}{2} \rho L^{2} dU^{2}$$
(16)

但し、

160

ρ	:	海水密度
$\rho^*$	:	空気密度
$V^*$	:	相対風速
α*	:	相対風向
$A_T$	:	船の水線面上正面投影面積
$A_{T}$	:	船の水線面上側面投影面積

風圧力係数 *C<sub>x</sub>,C<sub>y</sub>*およびモーメント係数 *C<sub>N</sub>*については山野 [6]の方法を用い(17)式で表す。

$$C_{X} = -\sum_{i=0}^{5} C_{Xi} \cos i\alpha^{*}$$

$$C_{Y} = \sum_{i=1}^{3} C_{Yi} \sin i\alpha^{*}$$

$$C_{N} = \sum_{i=1}^{3} C_{Ni} \sin i\alpha^{*}$$

$$(17)$$

各係数 C<sub>Xi</sub>, C<sub>Yi</sub>, C<sub>Ni</sub> は以下の通りである。

$$C_{X0} = -0.0358 + 0.925 A_L/L^2 + 0.0521 X_g/L$$

$$C_{X1} = 2.58 - 6.087 A_L/L^2 - 0.1735 L/B$$

$$C_{X2} = -0.97 + 0.978 X_g/L + 0.0556 L/B$$

$$C_{X3} = -0.146 + 0.0728 A_L/A_T - 0.0283 L/B$$

$$C_{X4} = 0.0851 + 0.0212 A_L/A_T - 0.0254 L/B$$

$$C_{X5} = 0.0318 + 0.287 A_L/L^2 - 0.0164 L/B$$

$$C_{F1} = 0.509 + 4.904 A_L/L^2 + 0.022 A_L/A_T$$

$$C_{F2} = 0.0208 + 0.230 A_L/L^2 - 0.075 X_g/L$$

$$C_{F3} = -0.357 + 0.943 A_L/L^2 + 0.0381 L/B$$

$$(18)$$

$$C_{N1} = -2.65 + 4.634 A_L / L^2 - 5.876 X_g / L$$

$$C_{N2} = 0.105 + 5.306 A_L / L^2 - 0.0704 A_L / A_T$$

$$C_{N3} = 0.616 - 1.474 X_g / L + 0.0161 L / B$$
(20)

ここで、 $X_g$ は水線上側面投影面積図心の F.P.からの距離である。

#### 3. 実船シミュレーション計算結果と干渉係数の検討

#### 3.1 干渉係数が操縦性能に及ぼす影響

操縦運動を表す数学モデルの中には船体・プロペラ・舵の 干渉を表す干渉係数が含まれているが、本論文では(13)式中 の*t<sub>R</sub>.a<sub>H</sub>.x'<sub>H</sub>*及び(14)式中の*γとw<sub>R0</sub>*について検討を加えること にした。その他の干渉係数については、推進性能検討の際に 用いる値をそのまま採用した。

干渉係数が操縦性能に及ぼす影響を調べるため、それぞれ の値を 0.2,0.4,0.6,0.8 と変化(x'<sub>H</sub>の場合は-0.2, -0.4,-0.6,-0.8 と 変化)させた場合に、操縦運動のパラメータ、すなわち航跡 及び舵直圧力・偏角・無次元回頭角速度・回頭角・船速がど の様に変化するかをシミュレーション計算により検討した。

シミュレーション計算の結果、t<sub>R</sub>a<sub>H</sub>,x'<sub>H</sub>を変化させた場合、 旋回航跡に多少の違いが見られるものの、各パラメータには ほとんど違いは見られない。

ー方干渉係数 $\gamma$ と  $w_{R0}$  を変化させた場合、既に著者の一人 が示しているように[7]、各パラメータおよび運動の差は大 きい。 $\delta=\pm 35^{\circ}$ の旋回運動結果を Fig. 2,3 に、 $10^{\circ}/10^{\circ}$ Zig-Zag 運動の結果を Fig. 4,5 に示す。

Fig. 2 より  $\gamma$ を変化させた場合の旋回運動結果は、各パラメ ータの定常値に違いが現れており、航跡は $\gamma$ が大きくなるに 従ってアドバンス・タクティカルダイア共に大きくなってい る。Fig. 3 より  $w_{R0}$  を変化させた場合の旋回運動結果は、各 パラメータの初期旋回時の値に違いが見られ、航跡は  $w_{R0}$ が大きくなるに従ってアドバンスが大きくなっている。

Fig. 4より *p*を変化させた場合の 10°/10°Zig-Zag 運動の結果は、*p*が小さくなるに従って、回頭角が大きくなっている。
Fig. 5 より *w<sub>R0</sub>*を変化させた場合の 10°/10°Zig-Zag 運動の結果は、*w<sub>R0</sub>*が大きくなるに従って、回頭角の時間変化が大きくなっている。

以上のシミュレーション計算結果から、*t<sub>R</sub>,a<sub>H</sub>,x'<sub>H</sub>*が操縦性 能に及ぼす影響は小さいので、本論文では実用的な観点から 模型試験の結果[8]を整理し、(21)式で取り扱うことにした。

NII-Electronic Library Service

実船の操縦性能推定法に関する研究



function of  $W_{R0}$ 

function of  $W_{R0}$ 

$$t_{R} = -0.626C_{B}^{2} + 0.605C_{B} + 0.129$$

$$a_{H} = 3.349C_{B}^{2} - 3.293C_{B} + 1.059$$

$$x_{H}' = -0.45$$
(21)

γと  $w_{R0}$ については、それぞれが操縦性能に及ぼす影響が 大きく無視出来ない。この事は、実船の $\gamma$ と  $w_{R0}$ を何らかの 方法で実用的な方法で求めることが出来れば、実船の操縦性 能を実用的なレベルで推定することが出来る可能性がある ことを示している。そこで $\gamma$ と  $w_{R0}$ について、さらに以下の ような検討を行った。

#### 3.2 実船干渉係数の取り扱い

function of  $\gamma$ 

以上に示した表現を用いて、12 隻の実船についてシミュ レーション計算を行い、実船操縦性試験結果と比較し、γと w<sub>R0</sub>についての検討を行った。供試船型の主要目を Table 1 に示す。

シミュレーション計算におけるyとw<sub>R0</sub>の決定は、先に行ったyとw<sub>R0</sub>が操縦性能に及ぼす影響調査を基に、旋回運動では無次元回頭角速度の定常値及びタクティカルダイアの傾向からyの値を検討し、その後船速の低下の傾向及びアドバンスの傾向からw<sub>R0</sub>の値を検討した。なお、実船操縦性能試験では無次元回頭角速度は計測されていないため、計測された回頭角と船速から計算した近似値を採用した。Zig-Zag

運動では、回頭角の大小からyの値を検討し、回頭角の時間 変化からwmの値を検討した。

12 隻のシミュレーション計算と実船操縦性試験結果との 比較により得られたγ, w<sub>R0</sub>の値を基に、船型要素等を表すパ ラメータによる整理を行った。γについては、γは模型試験の 結果によると船の肥瘠度により変化している[8]。従って船 の肥瘠度を表すパラメータと、さらに船尾流場の影響を受け ることを考慮し船尾フレームライン形状を表すパラメータ を組み合わせた表現を採用した。また、トリムの影響及び藤 井[9]に倣い舵面積の影響も考慮しパラメータを追加した。 w<sub>R0</sub>についても同様に考えパラメータを採用した。ただし、 トリムの影響は w<sub>P0</sub>により表した。

採用したパラメータと $\gamma$ ,  $w_{R0}$ の関係を Fig. 6,7 に示す。図 中の〇印は $\delta=\pm 35^{\circ}$ での値、〇印は $\delta\neq 35^{\circ}$ での値を示す。ま た各線はそれぞれの最小自乗近似曲線である。各パラメータ は、いずれもばらつきはあるが、 $\gamma$ ,  $w_{R0}$ の変化の傾向を捉え ている。

そこで、これら複数のパラメータを用いて最小自乗法によ る解析を行い、次のような関係式を得た。

$$\gamma_{E} = -0.103 \left\{ (L/B)(1-C_{b})\sqrt{\sigma_{a}} \right\}^{2} +0.208(L/B)(1-C_{b})\sqrt{\sigma_{a}} +3.559 \left\{ d(1-C_{b})/B \right\} \sqrt{(1-\tau/d_{m})} +6.547(A_{R}/Ld) - 0.159 \right\}$$
(22)

	Ship A	Ship B	Ship C	Ship D	Ship E	Ship F	Ship G	Ship H	Ship I	Ship J	Ship K	Ship L
Kind	Tanker	Tanker	Tanker	Tanker	Bulk	Bulk	PCC	PCC	PCC	Bulk	Bulk	Bulk C
L(m)	258.0	219.6	216.0	232.0	172.0	231.0	170.0	170.0	188.0	217.0	200.0	183.6
$\frac{2}{B}$ (m)	44.0	32.2	32.2	42.0	30.5	43.0	32.2	32.2	32.2	32.26	32.2	30.95
$\frac{d}{d}$ (m)	16.95	11.7	11.68	12.26	10.7	12.75	8.6	8.7	8.8	12.5	10.0	10.75

Table I I I I I I I I I I I I I I I I I I I	Table	I Principal	particulars	of shi
---	-------	-------------	-------------	--------

162

日本船舶海洋工学会論文集 第3号



なお、添え字"E"は推定値を意味する。

さらに(15)式で定義される係数 (1, (2を(24)式で表し

 $\zeta_i(\delta) = 1 - f_i \cdot \{(35 - |\delta|)/35\}, \quad i = 1, 2.$  (24) 係数  $f_i$ について、 $\delta = \pm 35^\circ$ 以外の旋回運動及び Zig-Zag 運動 のシミュレーション計算に採用した $\gamma$ ,  $w_{R0}$  の値を基に先と 同様の解析を行い、次のような関係式を得た。

$$f_{1} = \begin{cases} -0.758(L/B)(1-C_{b})\sqrt{\sigma_{a}} + 2.010 \\ & \text{for } C_{b} < 0.6 \\ 0.0 & \text{for } C_{b} \ge 0.6 \end{cases}$$
(25)

$$f_{2} = \begin{cases} 23.131\{C_{B}/(L/B)\}\sqrt{\sigma_{a}} \\ +1.301\{d(1-C_{B})/B\}(1-\tau/d_{m}) \\ -0.024(35^{\circ}-|\delta|)-1.861 \\ for \quad Mariner \ Rudder \\ -13.681\{C_{B}/(L/B)\}\sqrt{\sigma_{a}} \\ -15.595\{d(1-C_{B})/B\}(1-\tau/d_{m}) \\ +0.038(35^{\circ}-|\delta|)+0.569 \\ for \quad \not{\Xi} \ G \ Rudder \end{cases}$$
(26)

(22)~(26)式による $\gamma_E$ ,  $w_{ROE}$ の値と実船操縦性試験結果との比較により得られた $\gamma$ ,  $w_{RO}$ の比較をFig. 8に示す。Fig. 8 より $\gamma_E \sim \gamma$ は良い一致を示しており、 $w_{ROE} \sim w_{RO}$ もバラツキはあるものの良い相関を示している。



Fig. 8 Comparison between  $\gamma$ ,  $w_{R0}$  and  $\gamma_E$ ,  $w_{R0E}$ 



Fig. 7  $w_{R0}$  as function of  $(L/B)(1 - C_B)\sqrt{\sigma_a} \& C_B/(L/B)$ 

さらに、実船の干渉係数と模型船の干渉係数の関係について検討を行った。但し、今回採用した12隻の実船では模型船での操縦性試験を行っていないので、比較は(22),(23)式による推定値と2.5mの模型試験結果を基にした干渉係数の推定式[1]による推定値を比較することにより行った。両者の比較をFig.9に示す。なおwRoの比較については(1-wRo)の形で比較した。添え字"S"は実船を"m"は模型船を意味する。図にはそれぞれの最小自乗近似直線も示している。

Fig.9より、それぞれ両者の値にはバラツキがあるが自乗 平均値では、 $\gamma$ は実船の値の方が模型船の値より若干小さく なっており、一方(1- $w_{R0}$ )は実船の方が 2.5m の模型船の値 より約 26%程大きく、この値は推進性能を検討する際にプ ロペラ位置での有効伴流係数に対して用いる Wake Ratio= $(1-w_{P0})_{s}/(1-w_{P0})_{m}$ と同程度の値となっている。





#### 3.4 シミュレーション計算結果とその検討

(22)~(26)式を用いてシミュレーション計算を行い、実船 操縦性試験結果と比較し、本論文で示した表現式の妥当性に ついて検討を行った。

初めに先の 12 隻の実船に対して両者の比較を行った。比 較は全ての船について実施しているが、ここでは紙面の都合 上 $\delta$ =±35°の旋回運動でアドバンス及びタクティカルダイ ア、10°/10°の Zig-Zag 運動での 1st 及び 2nd Overshoot Angle(O.A.と略す)の比較を示すことにする。

なお、実船操縦性試験結果は、投板法による計測結果と GPS による計測結果が含まれており、外乱による影響の扱 いは一様でない。また、シミュレーション計算では、風によ る影響は考慮しているが、その他の外乱の影響は考慮されて いない。

Fig. 10 にδ=±35°の旋回運動でのアドバンス及びタクテ ィカルダイアの比較を示す。図中、横軸はシミュレーション 計算結果の値であり、縦軸が実船操縦性試験結果である。ま た〇印は右舷回頭、△印は左舷回頭を示す。また図には、実 船試験での同型船による計測値のバラツキの範囲を破線で 示す。Fig. 11 に 10°/10°の Zig-Zag 運動での 1st 及び 2nd O.A. の比較を示す。横軸、縦軸及び記号、破線は Fig.10 と同じ である。Fig. 10,11 より本表現式を用いたシミュレーション 計算結果の多くは計測値のバラツキの範囲に入っており、実 船試験結果と良い相関を示している。



Fig. 10 Comparison between estimated and measured results of Advance and Tactical Dia.





次に、先の12隻に含まれていない新たな2隻の船を対象 にシミュレーション計算を行い、実船操縦性試験結果との比 較を行った。2隻の船体主要目を Table 2 に示す。

Table 2 Pr	incipal	particulars	of ships
------------	---------	-------------	----------

	Ship M	Ship N
Kind	Bulk C.	Bulk C.
<i>L</i> (m)	177.0	191.0
<i>B</i> (m)	30.4	23.762
<i>d</i> (m)	9.93	10.68

Fig. 12~20 にδ=±35°での旋回試験の比較を示す。図中、

実線がシミュレーション計算結果、記号が実船操縦性能試験 結果を示し、○印が航跡と船速、□印が無次元回頭角速度、 △印が回頭角である。

M船型の舵角δ=±35°での旋回試験結果は、Fig. 12より、 満載状態(90%満載、0.11%Lトリム状態)では航跡・無次元回 頭角速度・船速・回頭角共にシミュレーション計算結果と実 船操縦性能試験結果とは良い一致を示している。Fig. 13 よ り、バラスト状態(48%満載、1.8%Lトリム状態)では、右旋 回の航跡・無次元回頭角速度・船速・回頭角共にシミュレー ション計算結果と実船操縦性能試験結果は比較的に良い一 致を示しているが、左旋回での航跡は実船操縦性能試験結果 がシミュレーション計算結果より大きくなっている。

N 船型の舵角δ=±35°での旋回試験結果は、Fig. 14より、 バラスト状態(60%満載、0.05%Lトリム状態)では、航跡・無 次元回頭角速度・船速・回頭角共にシミュレーション計算結 果と実船操縦性能試験結果は良い一致を示している。

Fig. 15~20 に 10°/10°および 20°/20°Zig-Zag 試験結果の比 較を示す。図中、実線がシミュレーション計算結果、△印が 実船操縦性能試験結果の回頭角、破線が実船操縦性能試験結 果の舵角である。

M 船型の 10°/10°Zig-Zag 試験結果は、Fig.15 より満載状態 (90%満載、0.11%L トリム状態)では 1st O. A.まではシミュレ ーション計算結果と実船操縦性能試験結果とは回頭角・時系 列共に良い一致を示すが、それ以降は回頭角・時系列にずれ が見られる。Fig. 16 より、バラスト状態(48%満載、1.8%L トリム状態) では、右舷操舵・左舷操舵共にシミュレーショ ン計算結果と実船操縦性能試験結果は回頭角・時系列共に良 い一致を示している。

M 船型の 20°/20°Zig-Zag 試験結果では、Fig. 17より、満 載状態(90%満載、0.11%Lトリム状態)では時系列にわずかに ずれが見られるが、全体としてシミュレーション計算結果は 実船操縦性能試験結果を良く表現出来ている。Fig.18より、 バラスト状態(48%満載、1.8%Lトリム状態)では、右舷操舵・ 左舷操舵共にシミュレーション計算結果と実船操縦性能試 験結果とは回頭角・時系列共に良い一致を示している。

N 船型の 10°/10°Zig-Zag 試験結果では、Fig. 19 より、バラ スト状態(60%満載、0.05%L トリム状態)では、右舷操舵・左 舷操舵共にシミュレーション計算結果と実船操縦性能試験 結果には回頭角・時系列共に差が見られるが、その傾向はほ ぼ捉えている。20°/20°Zig-Zag 試験結果では、Fig. 20 よりシ ミュレーション計算結果と実船操縦性能試験結果とは回頭 角・時系列共に良い一致を示している。

これらの結果から、実船の操縦性能を推定する際に、今回 提案した干渉係数の推定式を用いる事は、実用的に有効な手 法であると考えられる。 日本船舶海洋工学会論文集 第3号



Fig. 12 Comparison between simulated and measured results of Ship M (90%Full,  $\tau = 0.11\%$ L,  $\delta = \pm 35^{\circ}$ )



Fig. 15 Comparison between simulated and measured results of Ship M (90%Full,  $\tau = 0.11\%$ L,  $\delta = \pm 10^\circ$ )



Fig. 13 Comparison between simulated and measured results of Ship M (48%Full,  $\tau = 1.8\%$ L,  $\delta = \pm 35^{\circ}$ )



Fig. 16 Comparison between simulated and measured results of Ship M (48%Full,  $\tau = 1.8\%$ L,  $\delta = \pm 10^\circ$ )



Fig. 18 Comparison between simulated and measured results of Ship M (48%Full,  $\tau = 1.8\%$ L,  $\delta = \pm 20^{\circ}$ )



Fig. 19 Comparison between simulated and measured results of Ship N (60%Full,  $\tau = 0.05\%$ L,  $\delta = \pm 10^\circ$ )



Fig. 14 Comparison between simulated and measured results of Ship N (60%Full,  $\tau = 0.05\%$ L,  $\delta = \pm 35^{\circ}$ )



Fig. 17 Comparison between simulated and measured results of Ship M (90%Full,  $\tau = 0.11\%$ L,  $\delta = \pm 20^\circ$ )



Fig. 20 Comparison between simulated and measured results of Ship N (60%Full,  $\tau = 0.05\%$ L,  $\delta = \pm 20^\circ$ )

## 4. 結 言

本論文では、設計の段階で実船の操縦性能を精度良く推定 するために、従来は模型試験結果を基にしていた干渉係数 (舵の整流係数γ及び直進時舵位置での有効伴流係数 wm)

について、12 隻の実船を対象にシミュレーション計算結果 と実船操縦性能試験結果の比較を行い、実船の干渉係数につ いて検討を加え、その推定式を示した。

さらに、上記の干渉係数の推定式を用い、新たな2隻の船 に対しシミュレーション計算結果と実船操縦性能試験結果 を比較することにより推定式の妥当性を確認すると共に、本 シミュレーション計算手法の有効性を示した。

今後、さらに多くの実船について試運転結果との比較を行 い、シミュレーション計算法の精度及び妥当性の確認を行っ ていく予定である。

#### 参考文献

- [1] 貴島 勝郎、名切 恭昭:船尾形状を考慮した操縦流体力の近似的表現、西部造船会々報、第98号(1999)、pp.67-77
- [2] 貴島 勝郎、名切 恭昭:船舶操縦性能推定の実用的計算
   法に関する研究、西部造船会々報、第 105 号(2003)、
   pp.21-31
- [3] Kijima, K. and Nakiri, Y. : On the Practical Method for Prediction of Ship Manoeuvring Characteristics, Proc. of the Fourth Conference for New Ship and Marine Technology, Shanghai, (2004), pp.153-160
- [4] 森 正彦:船型設計、船舶技術協会、1997-2
- [5] Hasegawa, K.: On a Performance Criterion of Autopilot Navigation、関西造船協会誌、第 178 号(1980)、 pp.93-103
- [6] 山野惟夫、斉藤泰夫:船体に働く風圧力の一推定法、関 西造船協会論文集、第 228 号(1997)、 pp.91-100
- [7] Kijima, K., Katsuno, T., Nakiri, Y. and Furukawa, Y.: On the Manoeuvring Performance of a Ship with the Parameter of Loading Condition、日本造船学会論文集、第 168 号 (1990)、pp.141-148
- [8] 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 一船体・プロペラ・舵の相互干渉とその 表現-、日本造船学会 第3回操縦性シンポジウム テ キスト(1981)、pp.27-77
- [9] 藤井 斉、津田 達雄:自航模型による舵特性の研究(3)、日本造船学会論文集、第111号(1962)、pp.51-58