肥大船型を対象とした操縦流体力微係数の推定に関する研究

正員 山口 善寛*
正員 武藤 博之*

正員 古川 芳孝**
正員 貴島 勝郎***

Study on Prediction Method of Hydrodynamic Derivatives for Full Ships

by Yoshihiro Yamaguchi, *Member* Yoshitaka Furukawa, *Member*
Hiroyuki Mutou, *Member* Katsuro Kijima, *Member*

Summary

Since International Maritime Organization (IMO) has adopted “The Standards of Ship Manoeuvrability” as IMO Resolution MSC.137(76), the ship manoeuvrability is evaluated under this standard. Therefore, ship designers have to know the accurate ship manoeuvring characteristics at the initial design stage. One of the estimation methods for ship manoeuvring characteristics is a computational simulation. Some papers have proposed approximate formulas for hydrodynamic derivatives based on the model ship tests, so we can simulate the ship manoeuvring motion with the hydrodynamic derivatives.

However recent full ships aren't included in the range of ship types on the papers. We need to adjust the formulas for hydrodynamic derivatives, so as to simulate the manoeuvring motion of recent full ships.

In this paper, we propose the method to revise the approximate formulas for hydrodynamic derivatives of full ships. We confirm the effectiveness of the practical prediction method using proposed formulas. It will be expected that this method is very useful to estimate the manoeuvring characteristics of recent full ships at the initial design stage.

1. 緒 言

IMO（国際海事機関）において 2002 年に船舶の操縦性能基準 MSC.137(76) が採択され、2004 年に発効された。この基準は船舶の操縦性能評価の指標となり、設計者は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操縦性能を推定することが求められている。

一般に船舶の操縦性能を推定する方法としては、過去の実績に基づくデータベースを利用する方法、自由航走模型試験による方法、数学モデルを用いたシミュレーション計算による方法等がある。これらのうち、設計の初期段階で特に有効な操縦性能推定法としては、シミュレーション計算による方法が挙げられる[1]。著者の一人は操縦運動中の船体に働く流体力を表現する操縦流体力微係数を船型パラメータに基

づいて推定するための近似式を提案し、シミュレーション計算により実用的な観点から十分な精度で模型船の操縦性能を推定出来ることを示した[2][3]。しかし、操縦流体力微係数の近似式を構築する際に用いられた船型と比較して、最近の就航船は船型の肥大化が進み、推進性能向上を目的として船尾フレームライン形状がより V 型となる傾向にある。そのような船型の操縦流体力微係数の推定値と拘束模型試験より得られた実験値を比較すると、推定精度がやや悪くなる傾向が見られる。

流体力微係数の推定精度を向上させる方法としては、近年の肥大船型を対象とした拘束模型試験から得られたデータを幅広く収集し、操縦流体力微係数の近似式の再構築を行うことが考えられるが、各造船所において開発された船型ならびに蓄積された模型試験データは各社の財産であり、社外へ公開することは出来ないため、必要十分なデータを得ることは困難であることが予想される。

そこで、本論文では近年の肥大船型の模型試験データを利用して、既存の操縦流体力微係数の近似式から得られた推定値に対する補正手法の開発を行った。また、操縦流体力微係数として、模型試験より得られた実験値と、補正式を適用せずに求めた推定値、補正式を適用して求めた推定値のそれぞ

* ㈱名村造船所

** 九州大学大学院工学研究院

*** 長崎総合科学大学

れを用いて操縦運動のシミュレーション計算を行い、その計算結果を比較することにより、補正式の妥当性について検討を行った。

2. 操縦流体力微係数

Fig.1 に示す座標系の下で、船に作用する外力およびモーメントの無次元値 X' , Y' , N' は、(1)式に示す MMG の表現で構成される[4]。

$$\left. \begin{aligned} X' &= X'_H + X'_P + X'_R \\ Y' &= Y'_H + Y'_R \\ N' &= N'_H + N'_R \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

添え字“H”, “P”, “R” は主船体、プロペラ、舵を表す。著者等は(1)式の右辺の主船体に働く横力 Y'_H および回頭モーメント N'_H を(2)式のように表している。

$$\left. \begin{aligned} Y'_H &= Y'_{\beta}\beta + Y'_r r' + Y'_{\beta\beta}\beta|\beta| + Y'_{rr}r'|r'| \\ &\quad + (Y'_{\beta\beta r}\beta + Y'_{\beta rr}r')\beta r' \\ N'_H &= N'_{\beta}\beta + N'_r r' + N'_{\beta\beta}\beta|\beta| + N'_{rr}r'|r'| \\ &\quad + (N'_{\beta\beta r}\beta + N'_{\beta rr}r')\beta r' \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

β は偏角、 r' は回頭角速度の無次元値である。また、 Y'_{β} , Y'_r 等は操縦流体力微係数であり、著者らは次式のような近似式を提案している[3]。

$$\left. \begin{aligned} Y'_{\beta} &= \frac{1}{2}\pi k + 1.9257(C_b B/L)\sigma_a \\ Y'_r &= \frac{1}{4}\pi k + 0.052e'_a - 0.457 + (m' + m'_x) \\ Y'_{\beta\beta} &= \begin{cases} 52.9\{d(1-C_b)/B\}K - 0.12473 & \text{for } C_b < 0.6, \\ -0.170e'_a K(B/d) + 1.08 & \text{for } 0.6 < C_b \leq 0.75, \\ 4.17kC_b e'_a - 0.4475 & \text{for } 0.75 < C_b \text{ \& } K \leq 0.35, \\ -0.4784(B/d)K + 1.3 & \text{otherwise} \end{cases} \\ Y'_{rr} &= 0.24267(dC_b/B)e'_a - 0.13108 \\ Y'_{\beta rr} &= -1.38643C_b e'_a K + 1.29 \\ Y'_{\beta\beta r} &= \begin{cases} 306.52(C_b B/L)K - 2.31454 & \text{for } C_b \leq 0.6 \text{ \& } (C_b B/L)K < 0.008, \\ -186.14(C_b B/L)K + 0.902 & \text{for } C_b \leq 0.6 \text{ \& } 0.008 \leq (C_b B/L)K, \\ 13.018C_b - 9.2775 & \text{for } 0.6 < C_b \leq 0.75, \\ -42.6537(C_b B/L) + 5.9 & \text{for } 0.75 < C_b \text{ \& } K \leq 0.3, \\ 0.78145e'_a K - 0.43232 & \text{otherwise} \end{cases} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Fig.1 Coordinate systems

$$\left. \begin{aligned} N'_{\beta} &= \begin{cases} k \left[150.668 \left\{ \frac{d(1-C_b)}{B} e'_a K \right\}^2 - 23.819 \left\{ \frac{d(1-C_b)}{B} e'_a K \right\} + 1.976 \right] & \text{for } 0.0133 \leq \frac{d(1-C_b)}{B} \sigma_a K \leq 0.0144, \\ k \left[150.668 \left\{ \frac{d(1-C_b)}{B} e'_a K \right\}^2 - 23.819 \left\{ \frac{d(1-C_b)}{B} e'_a K \right\} + 1.802 \right] & \text{otherwise} \end{cases} \\ N'_r &= -0.54k + k^2 - 0.0477e'_a K + 0.0368 \\ N'_{\beta\beta} &= 43.857 \left\{ \frac{d(1-C_b)}{B} e'_a K \right\}^2 - 3.671 \left\{ \frac{d(1-C_b)}{B} e'_a K \right\} + 0.086 \\ N'_{rr} &= 0.15K - 0.068 \\ N'_{\beta rr} &= -0.4086C_b + 0.27 \\ N'_{\beta\beta r} &= -0.826 \left\{ \frac{d(1-C_b)}{B} e'_a K \right\} - 0.026 \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

但し、 L は船の垂線間長、 B は船幅、 d は喫水、 C_b は方形係数、 $k = 2d/L$ である。また、 e'_a , σ_a , K は次式のように定義される[5]。

$$\left. \begin{aligned} e_a &= (L/B)(1-C_{pa}) \\ e'_a &= e_a / \sqrt{\frac{1}{4} + \frac{1}{(B/d)^2}} \\ \sigma_a &= (1-C_{wa})/(1-C_{pa}) \\ K &= \left(\frac{1}{e'_a} + \frac{1.5}{L/B} - 0.33 \right) (0.95\sigma_a + 0.40) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

C_{wa} は船体後半部の水線面積係数、 C_{pa} は船体後半部の柱形係数を表す。

3. 操縦流体力微係数の推定値と実験値の比較

まず始めに、(3)式と(4)式に示した操縦流体力微係数の近似式を構築する際に用いられた船型と、近年の肥大船型との船型の差異の傾向を把握するために、船型パラメータの比較を行った。Fig.2 には(5)式に示した σ_a の C_b に対する分布を示している。図中、◇印は筆者の一人が操縦流体力微係数の近似式を構築した際に利用した船型[2]を表している。また、○印は名村造船所で近年開発された肥大船型を表しており、このうち本論文において検討対象とした船舶の主要目を Table 1 に示す。 σ_a は森[5]が船尾形状を考慮して提案したパラメータであり、船尾フレームラインの傾向が V 型となるにつれて σ_a は小さくなる傾向がある。Fig.2 より近年の肥大船型は比較的 C_b が大きく、かつ σ_a が小さい範囲 ($C_b \geq 0.8$ 、 $\sigma_a \leq 0.4$ 程度) に集まっており、船型の肥大化とともに船尾フレームラインの V 型化が顕著になっていることが分かる。

次に、Table 1 に示した 6 隻の船舶について、(3)式と(4)式に基づいて操縦流体力微係数の推定を行った結果と、PMM (Planar Motion Mechanism) 試験より得られた操縦流体力微

Fig.2 Distribution of $C_b \sim \sigma_a$

Table 1 Principal particulars of ship

	Ship A	Ship B	Ship C	Ship D	Ship E	Ship F
Kind	Bulk	Bulk	Tanker	Tanker	Bulk	Tanker
L (m)	277.0	215.0	232.0	263.0	308.0	229.0
B (m)	45.0	32.2	42.0	47.0	54.0	36.0
d (m)	17.7	14.0	14.9	17.0	18.1	11.7

Fig.3 Comparison between estimated and test results of hydrodynamic derivatives for lateral force

Fig.4 Comparison between estimated and test results of hydrodynamic derivatives for yawing moment

係数の実験値との比較を Fig.3 と Fig.4 に示す。横力、回頭モーメントともに、いずれの流体力微係数においても、推定値と実験値に差が生じていることが分かる。このような推定値と実験値の差を出来る限り小さくすることで、操縦性能の推定精度を向上させることが可能であると考えられるため、操縦流体力微係数の近似式に対する補正手法について検討を行った。

4. 操縦流体力微係数の補正手法の検討

操縦流体力微係数の推定精度を向上させるための補正手

法として、推定値と実験値の差あるいは比を船型要素等を表すパラメータで整理し、操縦流体力微係数の近似式に対する補正式を導出する方法を考え、Fig.3 および Fig.4 に示した操縦流体力微係数に対して適用することにより、その実用性について検討を行った。

まず初めに、操縦流体力微係数の推定値と実験値の差または比を縦軸、船体主要目や e'_a, σ_a, K 等を組み合わせた各種パラメータを横軸としてデータを整理した。次に、各パラメータに対する微係数の変化の傾向を最小二乗法を用いて一次式または二次式で近似し、その誤差の二乗和が最小となるパラメータを選出した。

Fig.5 Revision of hydrodynamic derivatives for lateral force

Fig.6 Revision of hydrodynamic derivatives for yawing moment

Fig.5 と Fig.6 には各流体力微係数ごとに、その検討結果を示している。縦軸は推定値と実験値の差または比、横軸は船体主要目や e'_a, σ_a, K 等を組み合わせたパラメータであり、各流体力微係数ごとに異なる。Table 1 に示した 6 隻の船舶に対する値を図中に○印で示しているが、いずれの微係数についても横軸に示したパラメータに対する各微係数の変化の傾向をよく表していることが分かる。また、Fig.5 と Fig.6 における各微係数の変化の近似式を(3)式に示した横力の操縦流体力微係数に対する補正式として次式のように定めた。

$$\left. \begin{aligned} Y'_\beta &= Y'_\beta(\text{Original}) + \left\{ 31.943(KB/L)^2 + 2.218(KB/L) - 0.0752 \right\} \\ Y'_r &= (m' + m'_x) + \{ Y'_r(\text{Original}) - (m' + m'_x) \} \times \left\{ 27.737(C_b B/L)^2 + 2.978(C_b B/L) - 0.00833 \right\} \\ Y'_{\beta\beta} &= Y'_{\beta\beta}(\text{Original}) \times \left\{ 43.283(e'_a KB/L)^2 - 14.607(e'_a KB/L) + 2.532 \right\} \\ Y'_{rr} &= Y'_{rr}(\text{Original}) + \left\{ 0.432(KB/d)^2 - 0.522(KB/d) + 0.127 \right\} \\ Y'_{\beta rr} &= Y'_{\beta rr}(\text{Original}) \times \left\{ -63.690(e'_a KC_b B/L)^2 + 9.127(e'_a KC_b B/L) + 0.176 \right\} \\ Y'_{\beta\beta r} &= Y'_{\beta\beta r}(\text{Original}) + \left\{ -0.503(e'_a B/d)^2 + 6.121(e'_a B/d) - 17.665 \right\} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Fig.7 Comparison between estimated and test results of hydrodynamic derivatives for lateral force

但し、 $Y'_\beta(\text{Original})$ 等は(3)式に示した操縦流体力微係数の近似式による推定値を表している。

同様に、(4)式に示した回頭モーメントの操縦流体力微係数に対する補正式として次式のように定めた。

$$\left. \begin{aligned} N'_\beta &= N'_\beta(\text{Original}) + \left\{ -0.349(\sigma_a K L/B)^2 + 0.395(\sigma_a K L/B) - 0.0978 \right\} \\ N'_r &= N'_r(\text{Original}) \times \left\{ \begin{aligned} &244.19\{(1-C_b)(L/B)\}^2 - 474.32(1-C_b)(L/B) + 231.21 \\ &\quad \text{for } (1-C_b)(L/B) < 0.981 \\ &-2.507\{(1-C_b)(L/B)\}^2 + 9.810(1-C_b)(L/B) - 6.308 \\ &\quad \text{for } (1-C_b)(L/B) \geq 0.981 \end{aligned} \right\} \\ N'_{\beta\beta} &= N'_{\beta\beta}(\text{Original}) \times \left\{ 1.293(e'_a B/d)^2 - 15.301(e'_a B/d) + 41.817 \right\} \\ N'_{rr} &= N'_{rr}(\text{Original}) \times \left\{ \begin{aligned} &0.58 \quad \text{for } (1-C_b)(L/B)K < 0.26 \\ &-141.39\{(1-C_b)(L/B)K\}^2 + 73.646(1-C_b)(L/B)K - 9.010 \\ &\quad \text{for } (1-C_b)(L/B)K \geq 0.26 \end{aligned} \right\} \\ N'_{\beta rr} &= N'_{\beta rr}(\text{Original}) \times \left\{ 6876.1\{(1-C_b)(d/B)e'_a\}^2 - 1773.2(1-C_b)(d/B)e'_a + 114.83 \right\} \\ N'_{\beta\beta r} &= N'_{\beta\beta r}(\text{Original}) \times \left\{ -1694.0(kC_b e'_a)^2 + 723.97(kC_b e'_a) - 75.289 \right\} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Fig.8 Comparison between estimated and test results of hydrodynamic derivatives for yawing moment

但し、 N'_β (Original) 等は(4)式に示した操縦流体力微係数の近似式による推定値を表している。また、 N'_r と N'_{rr} については横軸の全範囲にわたって一つの近似式で表現することが困難だったため、適用範囲を分けて二式を採用した。

(6)式、(7)式を用いて求めた微係数の変化を Fig.5、Fig.6 に実線で示す。

Fig.7 と Fig.8 に Table 1 に示した6隻の船舶を対象として、(6)式と(7)式に示した補正式を適用して求めた操縦流体力微係数の推定値と実験値との比較を示す。図中、□印は(6)式と(7)式を適用して求めた補正後の流体力微係数を表している。また、○印は(3)式と(4)式より求めた流体力微係数を表しており、Fig.3 と Fig.4 に示したものと同一である。 $N'_{\beta rr}$ については、(6)式と(7)式を適用して求めた流体力微係数に若干のばらつきが生じているが、(3)式と(4)式より求めた流体力微係数と比較すると、より実験値に近い値を推定できているものと考えられる。また、その他の流体力微係数については、実験値と良い一致を示していることが分かる。

5. シミュレーション計算結果とその検討

Table 1 に示した6隻の船舶に対して、操縦流体力微係数として PMM 試験より得られた実験値を用いた場合と、(3)

式と(4)式から求めた推定値を用いた場合、(6)式と(7)式を適用して求めた推定値を用いた場合について操縦運動のシミュレーション計算を行った。各結果を比較することにより、本論文で示した操縦流体力微係数の近似式に対する補正式の妥当性を検証した。ここでは紙面の都合上、Table 1 に示した6隻のうち Ship A と Ship C を対象として舵角 $\pm 35^\circ$ での旋回試験シミュレーション計算を行った結果をそれぞれ Fig.9 と Fig.10 に示す。図中、 U/U_0 は船速低下率、 r' は回頭角速度の無次元値、 β は偏角、 ψ は回頭角である。また、破線が操縦流体力微係数として実験値を用いたシミュレーション結果であり、一点鎖線が(3)式と(4)式から求めた推定値を用いたシミュレーション結果（従来法）、実線が(6)式と(7)式を適用して求めた推定値を用いた場合のシミュレーション結果（提案法）である。

Fig.9 より Ship A の旋回航跡と運動要素の時系列の双方については実線（提案法）よりも一点鎖線（従来法）の方が破線（実験）に近いが、その差は僅かであり、実線も破線と良い一致を示していることが分かる。また、Fig.10 の Ship C の旋回航跡については一点鎖線よりも実線の方が破線に近く、実線が破線と良い一致を示していることが分かる。また、運動要素の時系列については、一点鎖線よりも実線の方が破線に近く、 r' や β に若干の差が見られるが、実線が破線と

Fig.9 Simulated turning test results of Ship A

Fig.10 Simulated turning test results of Ship C

Table 2 Results of turning tests

			Ship A	Ship B	Ship C	Ship D	Ship E	Ship F
Based on PMM	P35°	D_A/L_{pp}	2.95	2.79	2.96	2.97	2.92	3.08
		D_T/L_{pp}	3.32	2.65	3.22	3.16	2.99	3.21
	S35°	D_A/L_{pp}	2.94	2.90	3.07	3.00	2.92	3.16
		D_T/L_{pp}	3.25	2.90	3.42	3.16	2.98	3.41
Original	P35°	D_A/L_{pp}	2.98 (+1.0%)	2.91 (+4.3%)	3.02 (+2.0%)	3.16 (+6.4%)	3.11 (+6.5%)	3.10 (+0.6%)
		D_T/L_{pp}	3.29 (-0.9%)	2.88 (+8.7%)	3.06 (-5.0%)	3.38 (+7.0%)	3.18 (+6.4%)	3.17 (-1.2%)
	S35°	D_A/L_{pp}	2.97 (+1.0%)	3.02 (+4.1%)	3.13 (+2.0%)	3.19 (+6.3%)	3.12 (+6.8%)	3.18 (+0.6%)
		D_T/L_{pp}	3.21 (-1.2%)	3.14 (+8.3%)	3.27 (-4.4%)	3.39 (+7.3%)	3.17 (+6.4%)	3.37 (-1.2%)
Proposed	P35°	D_A/L_{pp}	2.90 (-1.7%)	2.82 (+1.1%)	2.97 (+0.3%)	2.93 (-1.3%)	2.90 (-0.7%)	3.11 (+1.0%)
		D_T/L_{pp}	3.24 (-2.4%)	2.73 (+3.0%)	3.14 (-2.5%)	3.12 (-1.3%)	2.99 (0.0%)	3.26 (+1.6%)
	S35°	D_A/L_{pp}	2.89 (-1.7%)	2.92 (+0.7%)	3.07 (0.0%)	2.95 (-1.7%)	2.91 (-0.3%)	3.19 (+0.9%)
		D_T/L_{pp}	3.17 (-2.5%)	2.98 (+2.8%)	3.34 (-2.3%)	3.12 (-1.3%)	2.98 (0.0%)	3.47 (+1.8%)

Fig.11 Simulated Zig-Zag test results of Ship A

Fig.12 Simulated Zig-Zag test results of Ship C

Table 3 Results of Zig-Zag tests

			Ship A	Ship B	Ship C	Ship D	Ship E	Ship F
Based on PMM	10°/10°Z	1st [deg.]	12.39	11.22	9.50	9.15	10.54	9.53
		2nd [deg.]	30.56	26.92	23.55	23.67	23.65	20.27
	20°/20°Z	1st [deg.]	15.14	18.24	13.38	13.22	13.94	14.02
Original	10°/10°Z	1st [deg.]	11.43 (-7.7%)	12.50 (+11.4%)	7.15 (-24.7%)	6.04 (-34.0%)	6.70 (-36.4%)	10.37 (+8.8%)
		2nd [deg.]	29.97 (-1.9%)	28.46 (+5.7%)	18.13 (-23.0%)	13.85 (-41.5%)	14.34 (-39.4%)	22.44 (+10.7%)
	20°/20°Z	1st [deg.]	14.58 (-3.7%)	17.86 (-2.1%)	11.69 (-12.6%)	10.09 (-23.7%)	10.61 (-23.9%)	14.43 (+2.9%)
		2nd [deg.]	30.44 (-0.4%)	26.89 (-0.1%)	25.91 (+10.0%)	25.51 (+7.8%)	24.63 (+4.1%)	20.23 (-0.2%)
Proposed	10°/10°Z	1st [deg.]	12.43 (+0.3%)	11.33 (+1.0%)	10.03 (+5.6%)	9.93 (+8.5%)	10.79 (+2.4%)	9.62 (+0.9%)
		2nd [deg.]	30.44 (-0.4%)	26.89 (-0.1%)	25.91 (+10.0%)	25.51 (+7.8%)	24.63 (+4.1%)	20.23 (-0.2%)
	20°/20°Z	1st [deg.]	15.30 (+1.1%)	18.27 (+0.2%)	13.94 (+4.2%)	13.82 (+4.5%)	14.38 (+3.2%)	13.85 (-1.2%)

良い一致を示していることが分かる。

Table 2 には舵角±35°での旋回試験シミュレーションより得られた各船舶の Advance (D_A)と Tactical Diameter (D_T)を示す。括弧内には操縦流体力微係数に実験値を用いた場合の結果との誤差をパーセント表示した数値を示している。Ship A と Ship F については従来法で推定された Advance と Tactical Diameter よりも提案法の方が誤差が大きいが、その差は僅かであり、その他の船舶については従来法よりも提案法の方が誤差が小さいことが分かる。

Fig.11 と Fig.12 には同じく Ship A と Ship C を対象として 10°/10° Zig-zag および 20°/20° Zig-Zag 試験のシミュレーション計算を行った結果を示す。Ship A と Ship C の両船とも一点鎖線（従来法）よりも実線（提案法）の方が破線（実験）に近いことが分かる。また、Fig.11 に示した Ship A については実線と破線が良い一致を示しているが、Fig.12 に示した Ship C の 10°/10° Zig-zag 試験の 2nd overshoot angle において、実線と破線に約 2.4°の差が生じている。これについては、実線の方が Overshoot angle が大きいことから、より安全側の評価をしていると言える。

Table 3 には 10°/10° Zig-zag および 20°/20° Zig-Zag 試験シミュレーションより得られた各船舶の Overshoot angle を示す。Table 2 と同様に、括弧内には操縦流体力微係数に実験値を用いた場合の結果との誤差をパーセント表示した数値を示している。従来法で推定された各 Overshoot angle よりも提案法の方が誤差が小さいことが分かる。

これらの結果から、本論文にて提案した補正手法より導き出された補正式の妥当性を確認できた。本論文において検討対象とした（株）名村造船所の新規肥大船型（ $C_b \geq 0.8$ 、 $\sigma_a \leq 0.4$ 程度）については、この補正式を適用して操縦流体力微係数を求めることで、より精度良く操縦性能を推定す

ることが出来ると考えられる。

6. 結言

新船型開発時に操縦性能を精度良く推定するためには、操縦流体力微係数を精度良く推定する必要がある。近年の就航船は肥大化傾向にあり、推進性能の向上のために船尾フレームライン形状がより V 型となる傾向にある。そのような船型の操縦流体力微係数を精度良く推定することを目的として、既存の操縦流体力微係数の近似式から得られた推定値に対する補正手法の開発を行い、（株）名村造船所で近年開発された肥大船のデータを用いて推定式の補正式を導出した。また、操縦流体力微係数として、模型試験より得られた実験値と、補正式を適用せずに求めた推定値、補正式を適用して求めた推定値のそれぞれを用いてシミュレーション計算を行い、その計算結果を比較し、補正式の妥当性を示した。本論文の手法を用いることにより、各造船所において自社の船型データに基づき、操縦流体力微係数の近似式から得られた推定値に対する補正式を構築することが可能であると考えられる。

今後、より詳細に船尾フレームライン形状の影響を考慮するには、さらに多くの船型に対する模型試験結果を取り込んだ検討が必要である。

謝 辞

操縦流体力微係数の推定式の補正について、有益なご助言をいただいた九州大学 技術専門員 名切恭昭氏に感謝申し上げます。

参 考 文 献

- [1] The Manoeuvring Committee、Proceedings of 25th International Towing Tank Conference Vol. 1、(2008)、pp.143-208
 - [2] 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
 - [3] 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
 - [4] 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、第 575 号(1977)、pp.22-28
 - [5] 森正彦：船型設計ノート(24)、船の科学、第 48 号(1995)、pp.40-49
-