実海域中推進性能を考慮した船型設計

— 短波長域抵抗増加の近似式と設計への適用 —

正 員 宮 本 雅 史*

The Preliminary Design of a Ship Considering the Performance in Actual Seas
— Approximation of Resistance Increase in Short Waves and its Application to Ship Design —

by Masafumi Miyamoto, *Member*

Summary

It is very important to estimate the propulsive performance in actual seas, when designers select the principal dimensions of hull and main engine with the reasonable sea margin, from the viewpoint of ship economics.

The author reported in the previous papers a new method to evaluate the influence of fouling, aging and resistance increase due to waves on ship performance.

In the present paper, an approximation formula to estimate resistance increase in short waves is proposed, and several simulations using the present formula and the previous method are carried out. These results showed the influence of principal particulars on the performance in actual seas is different with the judging point of sea trial, voyage in waves and long term voyage after delivery, in addition to the judging item of propulsive performance such as speed decrease or fuel oil consumption.

1. 緒 言

実海域中推進性能を実用的な精度で推定することは、適正なシーマージンを考慮した船型設計や運航採算など多方面で重要である。著者は、前報にて汚損・経年影響と海象の影響を考慮した実海域中推進性能の近似推定法¹⁾を示し、その妥当性を検証²⁾した。

本稿では、短波長域抵抗増加の近似式を求め、その精度を検証する。これにより、前報の近似推定法をより簡便に設計に適用することができる。また、本近似式と前報の近似推定法を用いて、試運転状態、波浪中及び竣工後一定期間の船速と燃料消費量を試算し、それらに及ぼす船体主要目の影響は、評価項目と評価時点によって異なることを明らかにする。更に、船型設計にとって重要な海象等による抵抗増加を実用的な精度で推定するための方策を示す。

2. 近似式の構築

実海域中の海象等による抵抗増加には、波浪、風及び操縦運動に起因する成分等がある。これらのうち波浪による抵抗増加 $\{R_{AW}(\omega)\}$ は、実用的には船体運動に基づく抵抗増加 $\{R_{AW0}(\omega)\}$ と反射波に基づく抵抗増加 $\{R_{AW1}(\omega)\}$ との和として、次式のように表される³⁾。

$$R_{AW}(\omega) = R_{AW0}(\omega) + R_{AW1}(\omega) \quad (1)$$

$R_{AW1}(\omega)$ については、藤井・高橋⁴⁾以来、いくつかの計算式が示されている。本稿では、これらの計算式を用いて、反射

波に基づく平均抵抗増加 $\overline{R_{AW1}}$ を短波長域抵抗増加として近似的に求める方法を示す。また、船体運動に基づく平均抵抗増加 $\overline{R_{AW0}}$ の推定には、既報の「推力増加の近似式⁵⁾」を用いる。ここに、これらは正面長波頂不規則波中の値である。

2.1 短波長域抵抗増加と船型影響係数

(1) 短波長域抵抗増加の定式化

短波長域抵抗増加の近似式の構築にあたり、反射波に基づく抵抗増加の応答関数を無次元化した $\{Y(\omega)\}$ を次式で定義する。更に、有限喫水影響修正係数 $\{\alpha_1(\omega)\}$ 、前進速度影響修正係数 $\{\alpha_2(\omega)\}$ 及び船型の影響を示す係数 $f(X)$ の3要素で定式化する。 X は船首の肥大度を含む定数であり、後述の(12)式である。

$$Y(\omega) = \frac{R_{AW1}(\omega) / \zeta_A^2}{\rho g (B^2 / L)} = \frac{1}{2} \frac{L}{B} \alpha_1(\omega) \{1 + \alpha_2(\omega)\} f(X) \quad (2)$$

ω : 波の円周波数、 ζ_A : 波振幅、 L : 長さ、 B : 幅
 $\alpha_1(\omega)$ には高橋³⁾が示す次式を用いる。

$$\alpha_1(\omega) = \frac{\pi^2 I_1^2 (1.5kd)}{\pi^2 I_1^2 (1.5kd) + K_1^2 (1.5kd)} \quad (3)$$

k : 波数、 d : 喫水、 I_1 、 K_1 : 変形ベッセル関数

(2) 前進速度影響修正係数 : $\alpha_2(\omega)$

$\alpha_2(\omega)$ については、次の(4)~(7)式の高橋³⁾、Faltinsen⁶⁾、内藤・上田⁷⁾、山下・石黒・伊東⁸⁾が示す四式を比較する。

$$\alpha_2 = 3.5 \sqrt{Fn} \quad (4)$$

$$\alpha_2 = \frac{2\omega V}{g} \quad (5)$$

$$\alpha_2 = 1 - e^{-1.5\Omega}, \quad \Omega = \frac{\omega V}{g} \quad (6)$$

* 宮本マリンコンサルタント

$$1 + \alpha_2 = 4(1 - C_2 / 2V)^2, \quad V / C_2 = \frac{1 + \sqrt{1 + 4\Omega_e}}{2} \quad (7)$$

$$\Omega_e = \frac{\omega_e V}{g} = \frac{\omega V}{g} (1 + \frac{\omega V}{g})$$

V : 船速、 F_n : フルード数

(3) 船型影響係数: $f(X)$

船型影響係数 $f(X)$ は、SR243 の成果⁹⁾を用いて以下のように特定する。

SR243 では、肥大船の短波長域の抵抗増加 $\{R_{AW}(\omega)\}$ が、 X に関する一次回帰式、(8)式で良くまとまることを示している。回帰式に用いられたデータは $B/d=2.2\sim 4.8$ である 20 隻の $\lambda/L=0.3\sim 0.6$ における実験値である。

また、これらの実験値を(10)式で無次元化している。これは抵抗増加を B で無次元化する(9)式に、データ間の F_n と λ/L の違いを考慮するために、(5)式を用いた修正項 $(1+2\omega V/g)$ を加えたものである。

$$\sigma_{AWB}' = 0.9191X + 0.0331 \quad (8)$$

$$\sigma_{AWB} = \frac{R_{AW}(\omega)}{\rho g \zeta_A^2 B} \quad (9)$$

$$\sigma_{AWB}' = \frac{R_{AW}(\omega)}{1/2 \rho g \zeta_A^2 B (1 + 2 \frac{\omega V}{g})} \quad (10)$$

$$\frac{\omega V}{g} = \frac{\sqrt{2\pi} F_n}{\sqrt{\lambda/L}} \quad (11)$$

$$X = 2(1 - d/B) \sin^2 \beta \quad (12)$$

$$\sin^2 \beta = \frac{1}{B} \int_{-B/2}^{B/2} \sin^2 \beta dy \quad (13)$$

β : 水線面の接線が中心線となす角、 λ : 波長

(10)式から、実験値を(2)式の形で無次元化した $\{Y_E(\omega)\}$ は、次式となる。

$$Y_E(\omega) = \frac{1}{2} \frac{L}{B} (1 + 2 \frac{\omega V}{g}) \sigma_{AWB}' \quad (14)$$

ここで、以下の仮定を設ける。

・(8)～(14)式において、 $R_{AW0}(\omega)$ 成分は小さく、(8)式は $R_{AW1}(\omega)$ 成分を表わしている。

・(8)式は平均的に $\lambda/L=0.4$ における値を表わしている。

これにより、(2)式は $\lambda/L=0.4$ で(14)式と等しくなり、 $f(X)$ は船型、船速及び α_2 によって決まる次式となる。下付文字(L)は $\lambda/L=0.4$ における値であることを表す。

$$f(X) = \sigma_{AWB}' \times \frac{1 + \frac{2\omega_L V}{g}}{\alpha_{1L}(1 + \alpha_{2L})} \quad (15)$$

$$\omega_L = \sqrt{\frac{2\pi g}{0.4L}} \quad (16)$$

2.2 α_2 の違いによる $\overline{R_{AW1}}$ の差

短波長域抵抗増加 $\overline{R_{AW1}}$ の近似に先立ち、 α_2 の違いによる $R_{AW1}(\omega)$ の差を確認する。対象とする船型を $L=320\text{m}$ 、 $B=58\text{m}$ 、 $d=19.2\text{m}$ 、 $C_b=0.800$ のVLCC(船型L)とし、船速を16ktとする。

Fig.1 に、(4)～(7)式の α_2 ごとに得られる 4 つの応答関数(RAO)の無次元値 $Y(\omega)$ とBeaufort風力階級(BF)=4～6 に対応する単位有義波高当りの波スペクトラムを示す。

Fig.1 Comparison of $R_{AW1}(\omega)$ with different α_2

いずれのRAOも(15)式により、 $\lambda/L=0.4$ に対応する $\omega_L=0.69$ で同一の値となる。また、RAOの差は $\omega < 0.69$ では小さいが、 $\omega > 0.69$ ($\lambda/L < 0.4$)では大きくなり、波長が0に近づくときFaltinsenの α_2 を用いた場合は無限大になるが、他の三式ではある有限値に収束する。

また、波スペクトラム $S_z(\omega)$ は、次式のISSC型であり、BF=4、5、6に対応する平均波周期(T_0)は3.9、5.5、6.7秒である。

$$S_z(\omega) = \frac{C_{\zeta 1}}{\omega^5} e^{-\frac{C_{\zeta 2}}{\omega^4}} \quad (17)$$

$$C_{\zeta 1} = 0.11 H_{1/3}^2 \omega_T^4, \quad C_{\zeta 2} = 0.44 \omega_T^4, \quad \omega_T = \frac{2\pi}{T_0}$$

Fig.2 に、Fig.1 の $R_{AW1}(\omega)$ とISSC型波スペクトラムから得られる 4 つの平均抵抗増加 $\overline{R_{AW1}}$ (ton)を、 T_0 を横軸にして示す。数値積分の範囲は $\omega=0.20\sim 5.25$ ($\lambda/L=4.8\sim 0.007$)である。

また、有義波高($H_{1/3}$)は、次のPierson-Moskowitzの式に対応する値とし、図中に示す。

$$T_0 = 3.86 \sqrt{H_{1/3}} \quad (18)$$

Fig.2 Comparison of $\overline{R_{AW1}}$ (ton) with different α_2

T_0 が小さいほど $H_{1/3}$ が小さくなるため、 T_0 が3秒以下では絶対値が小さく、 α_2 の違いによる $\overline{R_{AW1}}$ (ton)の差は殆んどない。また、Fig.1 に示すように、 T_0 が7秒より大きくなるにつれて、RAOの差が大きくなる $\omega > 0.69$ では波スペクトラムの値が小さくなるため、 $\overline{R_{AW1}}$ (ton)の差は小さくなる。

定期傭船契約では、比較的平穏な海象が規定されることから、BF=4～6に対応する $T_0=4\sim 7$ 秒での値を比べると、 α_2 にFaltinsenの式を用いた場合は他の三式を用いた場合よりかなり大きい、これを除く三式間では2～4トンの差である。この $\overline{R_{AW1}}$ の差は、VLCCの平水中全抵抗は200トンのオー

ダであるから全抵抗の1~2%となり、 α_2 の違いによる $\overline{R_{AW1}}$ の差は、実際的に見れば大きくはない。

2.3 ガンマ関数による $\overline{R_{AW1}}$ の近似

Fig.1 に示した $R_{AW1}(\omega)$ の形状を、定数 C_3 、 C_4 、 n を含む次の (20) 式で近似的に表現できれば、(21) 式の応答スペクトラムの無限積分値をガンマ関数で表すことができる。そのためには、(20) 式の $\exp$ 項の ω の指数は用いる波スペクトラムと同じにする必要があり、ISSC型を用いる場合は -4 とする。

ここに、 Z を変数とするガンマ関数は次式で定義される。

$$\Gamma(z) = \int_0^{\infty} t^{z-1} e^{-t} dt \quad (19)$$

これにより短波長域抵抗増加 $\overline{R_{AW1}}$ は (22) 式となり、極めて簡便に計算できる。

$$\frac{R_{AW1}(\omega)}{\zeta_A^2} = C_3 \omega^n e^{-\frac{C_4}{\omega^4}} \equiv RAO(\omega) \quad (20)$$

$$RAO(\omega) S_{\xi}(\omega) = C_{\xi_1} C_3 \omega^{n-5} e^{-\frac{C_{\xi_2} + C_4}{\omega^4}} \quad (21)$$

$$\overline{R_{AW1}}(ton) = \frac{\rho g}{2000} \frac{B^2}{L} \frac{C_{\xi_1} C_3 \Gamma(1-n/4)}{(C_{\xi_2} + C_4)^{(1-n/4)}} \quad (22)$$

(1) 近似方法

(20) 式の定数 C_3 、 C_4 、 n を、次の3つの条件より特定する。

- ① 喫水影響修正係数 α_1 は、 $k = d/3$ でほぼ1に収束する。この点(ω_d)における値は、理論値 $R_{AW1}(\omega_d)$ と等しいとする。ここに、 ω_d は次式である。

$$\omega_d = \sqrt{\frac{3g}{d}} \quad (23)$$

- ② ω_d における ω に関する勾配は、理論式の勾配 $R_{AW1}'(\omega_d)$ と等しいとする。
- ③ 定数 n は、 $BF=4\sim6$ における (22) 式による近似値と Fig.2 に示すような数値計算値との差が、船型 L と船型 S で同程度になる値とする。

船型 S は、主要寸法は船型 L の半分、船速は同一の F_n である船型 L の相似船型である。

(2) 定数 C_3 、 C_4 と n の関係

定数 n を特定するために、(20) 式に含まれる定数 C_3 、 C_4 を定数 n で表す。上記の①、②から、定数 C_3 、 C_4 は次式で表される。

$$C_3 = R_{AW1}(\omega_d) \omega_d^{-n} \exp\left(\frac{C_5 \omega_d - n}{4}\right) \quad (24)$$

$$C_4 = \frac{\omega_d^4}{4} (C_5 \omega_d - n) \quad (25)$$

$$\text{但し、} \quad C_5 \equiv \frac{R_{AW1}'(\omega_d)}{R_{AW1}(\omega_d)} \quad (26)$$

であり、 RAO は (2) 式であるから、 ω_d における値を下付文字 (d) で表せば、(26) 式の C_5 は次式となる。

$$C_5 = \frac{\left(\frac{d\alpha_2}{d\omega}\right)_d}{(1 + \alpha_{2d})} \quad (27)$$

(3) 定数 n の特定

(20) 式の $\exp$ の項は、Fig.1 の $\omega < 0.69$ の部分を表現しており、 $C_4 > 0$ であることが必要である。従って (25) 式から $n < C_5 \omega_d$ と

なり、 n は用いる α_2 の式と d に関する定数である。ここで、 n をこれらと関連付けた次式で表し、定数 γ を試行錯誤により求める。

$$n = \gamma C_5 \omega_d \quad (28)$$

まず、仮定した γ ごとに (22) 式から得られる近似値と数値計算値との比を求める。次に、 $BF=4\sim6$ におけるこれらの比が船型 L、S とともに1に近くなる γ を選ぶ。

この過程を、(6) 式の α_2 を用いた場合について示すと、(27) 式の C_5 は次式であり、

$$C_5 = \frac{1.5}{2 \exp\left(1.5 \frac{\omega_d V}{g}\right) - 1} \frac{V}{g} \quad (29)$$

船型 L では $d=19.2m$ であるから (23) 式により $\omega_d=1.24$ となり、16kt の場合は $C_5=0.148$ である。これらにより、 $n=0.1833\gamma$ となる。また、船型 S の場合は同じ F_n としているため $C_5 \omega_d$ の値は L と変わらず、 n は同じ式となる。

これを用いた繰返し計算により、近似値と数値計算値との比が船型 L、S とともに $0.97\sim1.01$ となる $\gamma=0.7$ が得られ、 $n=0.128$ となる。また、 C_3 、 C_4 は (24)、(25) 式からそれぞれ、0.0323、3.508 となる。同様に、(7) 式の α_2 を用いた場合にも、同程度の誤差となる $\gamma=0.85$ が得られ、 $n=0.281$ となる。

また、(5) 式の α_2 を用いた場合は、 $n=0.641$ を得る。(4) 式の α_2 の場合は、 ω を含まないため (28) 式は使えないので、 n を直接求め 0.05 を得たが、ともに (6)、(7) 式を用いた場合より誤差は大きい。

これらの n を含む (20) 式の $C_3 \omega^n$ の項は、 $\exp$ の項が1に収束した後の Fig.1 の $\omega > 0.69$ の形状を表現しており、 n は RAO の勾配が大きいほど大きく、(5) 式の場合が最も大きく (4) 式の場合が最も小さくなっている。

3. 近似式の検証と応用例

3.1 $R_{AW1}(\omega)$ の近似度

近似式の精度を検証するために、まず、 $R_{AW1}(\omega)$ の (20) 式による近似値 (App.) と (2) 式から得られる理論値 (RAO) を比較する。Fig.3 に、(6) 式の α_2 を用いた場合の、船型 L、S の $R_{AW1}(\omega)$ を示す。

Fig.3 Approximation of $R_{AW1}(\omega)$ with α_2 of equation (6)

近似式の値と勾配を $k = d/3$ となる $\omega_d=1.24$ (船型 L)、1.75 (船型 S) で理論値と一致させたことにより、両船型ともに $\omega < 3.0$ の範囲で良く合っている。また、 $\omega > 3.0$ では Fig.1 に示すように波スペクトラムの値が小さく、積分値に及ぼす影響は小

さい。

これらの傾向は、 α_2 に(7)式を用いた場合も同じである。

3.2 $\overline{R_{AW1}}$ (ton)の近似度

次に、 $\overline{R_{AW1}}$ (ton)の(22)式による近似値と数値計算値を比較する。Fig.4に、(7)式の α_2 を用いた例を、BFを横軸にして示す。BFごとの $H_{1/3}$ には(18)式を採用した。

Fig.4 Approximation of $\overline{R_{AW1}}$ (ton) with α_2 of equation (7)

近似式の定数は $BF=4\sim6$ で誤差が小さくなるように特定したが、船型Sの荒天域を除く海象では良く一致している。この傾向は、 α_2 に(6)式を用いた場合も同じである。

3.3 $\overline{R_{AW1}}$ に及ぼす船体主要目の影響

近似式の応用例として、 $\overline{R_{AW1}}$ に及ぼす船体主要目の影響を、船型Lを基準船としてFig.5に示す。縦軸は $\overline{R_{AW1}}$ の船型Lの値に対する比であり、横軸は主要寸法の変化量(%)である。 $\overline{R_{AW1}}$ は、 $BF=5$ の海象について、(22)式で計算した。定数 n は、(7)式の α_2 に対応する $\gamma=0.85$ として(28)式から求めた。

また、主要寸法は排水容積($\nabla=L B d C_b$)一定の条件の下で変えた。図中の識別は、例えば L/B シリーズは d 、 C_b を基準船と同一にして、 L を1.03倍(+3%)または0.97倍(-3%)し、 B を ∇ が一定になる値とした船型群を表わす。

Fig.5 Change of $\overline{R_{AW1}}$ at the same ∇ with different ship dimensions

これによれば、 $\overline{R_{AW1}}$ には次のような傾向がある。

- ① 主要寸法を3%大きくして、 C_b を基準船の0.800から0.777にすると、水線面の肥大度は L/C_b シリーズの方が d/C_b シリーズより小さいが、 $\overline{R_{AW1}}$ はほぼ同じ20%の減少である。また B/C_b シリーズでは12%の減少である。このように、同じ C_b の減少量であっても $\overline{R_{AW1}}$ の減少量は L 、 B 、 d との組み合わせによって異なる。
- ② C_b を基準船と同一にして、主要寸法を3%大きくすると、 B/d シリーズでは $\overline{R_{AW1}}$ は9%の増加、 L/B シリーズ

では9%の減少である。また、 L/d シリーズでは水線面の肥大度は基準船より小さくなるが、 $\overline{R_{AW1}}$ は基準船と殆んど同じである。

このように①、②は、(22)式により水線面の肥大度に加え、(12)式に含まれる幅喫水比の影響を反映した推定が可能であることを示している。

4. 実海域中推進性能を考慮した船型設計

定期傭船契約では、 $BF=4, 5$ などの一定の海象条件における船速(V)と燃料消費量(FOC)が担保される。これに対し通常の船型設計では、載貨重量や船速等の与えられた設計条件を満たすように、船体主要目、主機を選択し FOC を算出する。

ここでは傭船契約に則って、 V または FOC を一定とした場合に、実海域中の FOC または V に及ぼす船体主要目の影響について検討する。更に、 FOC と V には長期間の評価をするために、竣工後一定期間の平均値を用いる。

4.1 船体運動に基づく平均抵抗増加の影響

実海域中推進性能の推定において、船型が小さい場合は、 $BF=4\sim6$ の海象でも船体運動に基づく平均抵抗増加 $\overline{R_{AW0}}$ が無視できない場合がある。ここでは(22)式と「推力増加の近似式⁵⁾」を用いて、全抵抗増加 $\overline{R_{AW}}$ に占める割合を試算する。Fig.6に、船型L(実線)と船型S(破線)の $\overline{R_{AW0}}/\overline{R_{AW}}$ を示す。

Fig.6 Items of $\overline{R_{AW0}}$ (ton) of ship S and ship L

$\overline{R_{AW0}}$ は、船型Sでは $BF=5, 6$ で $\overline{R_{AW}}$ の約1/4、1/2であるが、船型Lでは $BF=6$ でも10%弱である。このように $\overline{R_{AW0}}$ が全抵抗増加に占める割合は、船型が小さい場合は大きい、船型が大きいほど小さく、 $\overline{R_{AW1}}$ が主な成分となる。

4.2 計算条件と設計条件等

実海域中推進性能の計算条件と船型の設計条件は、次の通りである。

実海域中推進性能は、

- ① 抵抗増加は、反射波に基づく成分は(7)式の α_2 を用いた(22)式、船体運動に基づく成分は「推力増加の近似式⁵⁾」
- ② 抵抗増加、汚損・経年影響による性能の変化は、前報¹⁾の方法
- ③ 機関トルクの低下を0.5%/年、入渠間隔を2.5年
- ④ 風圧抵抗は含まない

とする条件で推定した。

また、船型ごとに抵抗と自航要素を推定し、

- ① 船型群ごとに、基準船の船速とそれに見合う主機を設定し、その主機を船型群間で同一
 - ② 回転数マージンを 5%
- とする設計条件で、プロペラ要目を決めた。

4.3 竣工後の平均船速

ある一定期間における性能の平均値の一例として、竣工後 5 年間、10 年間及び 20 年間の平均船速を Fig.7 に示す。対象船は後述の船型 S' であり、FOC 一定時の船速低下の内訳(海象、主機、船体、プロペラ)も合わせて示す。また、海象は $BF=5$ である。

Fig.7 Speed drop of ship S' at constant FOC

試運転状態(Trial)で 14.6kt の船速は、波浪中抵抗増加により 13.4kt に低下する。更に、汚損・経年影響が加わると竣工後 5 年間、10 年間、20 年間の平均船速は、それぞれ 13.1kt、12.9kt、12.7kt に低下する。また、経年影響により 5 年後、10 年後、20 年後の船速は 13.1kt、12.8kt、12.3kt に低下する。

4.4 船速と燃料消費量に及ぼす船体主要目の影響

ここでは、実海域中の船速と燃料消費量に及ぼす船体主要目の影響を、大型船と小型船について試算する。それぞれの基準船を L'、S' とし、主要寸法は前述の船型 L、S と同じである。また、15% シーマージンにおける船速をそれぞれ 15.5kt ($Fn=0.14$)、14.0kt ($Fn=0.18$) とする。

船体主要目は、3.3 と同じように排水容積を基準船と同じとして、 L 、 B 、 d のいずれかと C_b を変えた。

(1) 燃料消費量一定時の船速の変化

FOC 一定時の船速に及ぼす船体主要目の影響を試算する。船型群は ∇ 、 L 、 d を一定とし B と C_b を変える B/C_b シリーズで構成する。

(a) 小型船の船速の変化

Fig.8 に船型 S' 群($L=160m$)の試運転状態(Trial)、 $BF=5$ の波浪中の船速、5 年間、20 年間の平均船速を、 B を横軸に示す。

試運転状態の船速は、 $B=33m$ までは B を大きく、 C_b を小さくした船型が良い。また、 $B=27m$ ($C_b=0.86$) と $33m$ ($C_b=0.70$) とを比べると、試運転状態では 1.1kt の差があるが、 $BF=5$ では 0.6kt、5 年間平均では 0.3kt と小さくなり、20 年間の平均船速では $B=27\sim 33m$ では差が見られず、評価する時点によって主要目の影響が異なる。

これには 2 つの要素が関係している。 C_b を 0.70 から 0.86 へと大きくすると、平水中の全抵抗に対する相対的な波浪中抵抗増加が増加するとともに抵抗曲線の勾配は大きくなる。前者は船速低下を大きくする要素であるが、後者は抵抗増加と汚損・経年影響による船速低下を小さくする要素である。船型 S' 群の波浪中の船速低下には、このうち勾配の影響の方

が大きく作用している。また、汚損・経年影響による平均船速の低下は勾配の影響により C_b が大きいほど小さいため、 C_b による平均船速の差は年数の経過とともに小さくなっている。

Fig.8 Ship speed in ship S' group of the same ∇ , L , d at constant FOC

(b) 大型船の船速の変化

Fig.9 に、船型 L' 群($L=320m$)を対象にした場合の船速の変化を示す。

Fig.9 Ship speed in ship L' group of the same ∇ , L , d at constant FOC

Fig.8 と比べると、いずれの評価時点においても B が大きく、 C_b が小さいほど船速は大きい。但し、 $B=54m$ ($C_b=0.86$) と $66m$ ($C_b=0.70$) を比べると、試運転状態では 0.6kt の差が、 $BF=5$ では 0.8kt と大きくなり、船型 S' 群とは逆の傾向である。これは、船型 L' 群の方が Fn が小さいため抵抗曲線の勾配の差は小さく、波浪中の船速低下に相対的な抵抗増加の差が現れたためである。また、平均船速の C_b による差が年数の経過とともに小さくなる傾向は、船型 S' 群ほど顕著ではないが同じである。

このように、FOC 一定時の船速に及ぼす船体主要目の影響は、評価する時点と船型によって異なる。

(2) 船速一定時の燃料消費量の変化

Fig.10 に、Fig.8 と同じ船型 S' 群を対象として、 V 一定時の燃料消費量に及ぼす船体主要目の影響を、同じ評価時点について示す。一定船速は基準船と同じ 14kt である。

縦軸は、基準船の常用出力における消費量(FOC_{CSO})に対する FOC の比である。

FOC の値は、(30)、(31)式から近似的に算出した。即ち、FOC はトルク(Q)に比例し、馬力(BHP)はトルクと回転数(RPM)の積に比例すると同時に回転数の 3 乗に比例する。

$$FOC \propto Q \quad (30)$$

$$BHP \propto Q \cdot RPM \propto RPM^3 \quad (31)$$

従って、 $FOC(Q)$ は馬力の2/3乗に比例する。基準船 $S'(B=29m)$ は15%シーマージンに対応する出力で14ktであるから、試運転状態の FOC は常用出力時の約90%となっている。

Fig.10 FOC in ship S' group of the same ∇ , L , d at constant V_s

V 一定時の FOC から見た船型も、(1)と同様に B を大きく C_b を小さくした方が良い。但し、 C_b による FOC の差は、評価時点に拘らず殆んど同じであり、Fig.8とは傾向が異なる。これは、 V 一定時の FOC の変化には、抵抗曲線の勾配は関係せず、プロペラ特性のみが関係する。更に、各船型は同じ主機であるため、プロペラ要目の差も小さく、試運転状態での FOC の差がほぼそのまま踏襲されるためである。

(1)、(2)から、実海域中推進性能に及ぼす船体主要目の影響は、評価する性能項目によって異なる。

(3) L , B , d の違いによる船速の差

Fig.8に、船型 S' 群を対象とする B/C_b シリーズについて、船体主要目と FOC 一定時の船速との関係を示した。Fig.11に、 L/C_b , d/C_b シリーズについても同様に計算した結果を、 B/C_b シリーズと合わせて C_b を横軸に示す。

Fig.11 Ship speed in ship S' group of the same ∇ at constant FOC

いずれのシリーズでも、試運転状態と $BF=5$ での船速は、主要寸法を大きくして C_b を小さくした船型の方が大きい。また、程度の差はあるが評価時点に拘らず、船速に最も影響するのは L であり、 d , B の順である。

同じ C_b における L , B , d の違いによる船速の差は、試運転状態では小さく、船速は殆んど C_b の大きさで決まる。また、 $BF=5$ における船速の差は、試運転状態での差より大きくなる。これは L , B , d の違いによる抵抗増加の差に、Fig.5と同様の傾向があるためである。更に、20年間の平均船速は、波浪中の船速に比べると C_b に対する勾配は緩くなっている。これは汚損・経年影響による船速低下は C_b が大きいほど小さいためである。また、 L , B , d の違いによる船速の差は、波浪中での差とほぼ同じであるが、これは同一主機で同じ C_b であれ

ば汚損・経年影響は同程度であるためである。

このように、 L , B , d と C_b の組み合わせの違いによる船速の差は、試運転状態では小さいが、波浪中の船速と20年間の平均船速に及ぼす影響は、 L , d , B の順に大きい。

4.5 輸送効率に及ぼす C_b の影響

前節では、主要寸法の変化に対応して C_b が変化する場合の平均船速、平均燃料消費量の変化を示した。ここでは、同一主要寸法で C_b のみを変えた場合の輸送効率を評価する。但し、輸送効率を、単位燃料消費量当りの輸送量(トン・マイル)で表し、ここでは載貨重量の代わりに排水量で代用する。

主要寸法が $L=219m$, $B=32.2m$, $d=12.19m$ であるパナマックス船型を対象とし、基準船は $C_b=0.83$ 、その船速を15%シーマージンにて15.0ktとした。

Fig.12に C_b の増加に伴う FOC 一定時の船速の減少を示す。一点鎖線は試運転状態の船速、実線は20年間の汚損・経年影響を考慮した状態の平均船速であり、平水中(Still Water)と更に $BF=4$, 5 , 6 での波浪中抵抗増加が付加された状態について示す。

Fig.12 Ship speed in pana-max ship of the same L , B , d at constant FOC

基準船($C_b=0.83$)の常用出力に対応する FOC での船速は、試運転状態で15.6ktであり、20年間の汚損・経年影響により平均船速は14.8ktと低下し、 BF が大きくなるに伴い更に低下する。

また、 C_b を0.79から0.86にすれば、試運転状態では0.9kt船速が減少するが、汚損・経年影響が加わり、 BF が大きくなるにつれてその差は小さくなる。一方、排水量は8.9%増加する。

Fig.13に、この船型群の輸送効率をFig.12と同じ評価時点で比較した結果を示す。縦軸は基準船の試運転状態の輸送量を基準にした値である。

Fig.13 Transportation efficiency by varying C_b in the same L , B , d at constant FOC

基準船($C_b=0.83$)の輸送効率は、試運転状態(一点鎖線)から20年間の汚損・経年影響により5%低下し、これに $BF=4$ 、5、6での抵抗増加が加わると、更に1%、4%、12%低下する。

また、いずれの評価時点でも C_b を大きくした方が輸送効率は良い。 C_b が0.79と0.86での輸送効率の差は、試運転状態で2.6%であり、汚損・経年影響を考慮すれば4.3%と大きくなる。また、この差は $BF=4$ 、5、6でも殆んど同じである。

このように C_b を大きくすると、平水中の船速が減少し波浪中抵抗増加も大きくなるが、汚損・経年影響による船速低下は小さくなる。これらに比べ、載貨重量が増加する効果の方が大きいため、主要寸法を一定とした場合の輸送効率は C_b が大きいほど良い。

4.6 海象等による抵抗増加の推定

4.4、4.5節に小型船、大型船及びパナマックス船型の船速について述べた。これらの基準船型の $BF=5$ の波浪による船速低下を見ると、小型船(Fig.8)では1.1ktであり、20年間の汚損・経年影響を含む平均船速の低下1.8ktのうち、60%を占める。大型船(Fig.9)でも船速低下1.8ktのうちの0.6kt強であり、波浪の影響が35%である。パナマックス船型(Fig.12)では、平均船速の低下1.4ktの40%を占める。

これらの船速低下は、風圧抵抗を含まない正面長波頂不規則波中の抵抗増加のみの影響によるものであるが、20年間の平均船速の低下に占める割合は、船型が小さいほど大きく、また、平均船速を評価する期間が短いほど大きい。更に、船型の大きさが同程度であっても、船体主要目や設計船速(F_n)によって抵抗増加とその影響は異なる。

このように波浪中抵抗増加は、船型設計にとって重要な要素であるが、その推定に関してはいくつかの問題がある。大型船の短波長域における応答関数については早くから中村¹⁰⁾が指摘し、近年でもSteenら¹¹⁾は、"blunt bow with vertical sides in the waterline"の仮定がくずれると $R_{AWI}(\omega)$ の理論値は過小となり、特に瘦せた船では問題があるとしている。

これらに加え、実海域における、波スペクトラムやその方向分布確率、風や波との出会い角や運航、操船状態など線形重畳法による現状の推定法に十分反映できない要素もある。

これらの問題に現時点で対処する方法として、既就航船のログブック解析から得られる抵抗増加量¹²⁾と現状の理論による推定値との比を BF ごとに求め、それを修正係数として用いることが考えられる。既就航船には設計条件が類似している船を選び、抵抗増加の推定値には風圧抵抗を含める。また、この修正係数を多数蓄積し、船種、航路別に平均値を求めれば、より一般的な修正係数が得られる。これにより、現状の理論による抵抗増加の推定値を、実用的な精度で船型設計に反映することができる。

本近似式と前報の近似推定法は、こうした手法に適した簡便な方法であると思われる。

5. 結 言

- (1) 正面長波頂不規則波中の短波長域抵抗増加の近似式を作成し、数値計算結果と比較することにより、実用的な精度であることを検証した。
- (2) これにより、水線面の肥大度、幅喫水比の影響と、 L 、 d 等の船体主要目と船速の影響を考慮した波浪中抵抗増加を簡便に推定することができる。

- (3) 本近似式と前報の汚損・経年影響の推定法と合せて、実海域中推進性能に及ぼす船体主要目の影響を、試運転状態、 $BF=5$ の波浪中、5年間及び20年間平均値について示した。
- (4) 船体主要目の影響は、船速や燃料消費量などの評価項目や試運転状態、波浪中、20年間平均値などの評価時点によって異なる場合がある。
- (5) 実海域中推進性能に占める海象の影響は大きく、波浪中抵抗増加等を実用的な精度で推定するためには、類似船のログブック解析から運航の実態を反映した修正係数を求めることが必要である。

謝 辞

本稿作成にあたっては、大阪大学 内藤教授の懇切なご指導と討論を頂いた。また、実海域推進性能研究会で討論頂いた各位に感謝します。

参 考 文 献

- 1) 宮本雅史：実海域中推進性能の推定と評価－汚損・経年影響の推定法－、日本船舶海洋工学会論文集 第4号、平成18年12月
- 2) 宮本雅史：実海域中推進性能の推定と評価－汚損・経年、海象影響の検証と評価－、日本船舶海洋工学会論文集 第6号、平成19年12月
- 3) 高橋 雄：波浪中抵抗増加の実用的推定法とその船型計画への応用、西部造船会会報 第75号、昭和63年3月
- 4) 藤井齊、高橋雄：肥大船の波浪中抵抗増加推定法に関する実験的研究、日本造船学会論文集、第137号、昭和50年6月
- 5) 宮本雅史：正面不規則波中における推力増加の近似式について、関西造船協会誌 第145号、昭和47年9月
- 6) Faltinsen, K.J., Minsaa, Nicolas, Liapis, Svein O., Skjoldal: Prediction of Resistance and Propulsion of a Ship in a Seaway, Proc. of 13th Symp. On Naval Hydrodynamics, Oct. 1980
- 7) 内藤 林、上田武志：短波長域における船首形状と抵抗増加の関係、関西造船協会誌 第217号、平成4年3月
- 8) 山下誠也、石黒剛、伊東章雄：肥大船の波浪中抵抗増加に及ぼす船型要素の影響、石川島播磨技報 45巻4号、2005年12月
- 9) 日本造船研究協会 第243研究部会：スーパーシャロードラフト船の船型開発の研究、平成13年度報告書(総合報告書)、平成14年3月
- 10) 中村彰一：IX 風、波浪及び操舵による馬力増加、肥大船の推進性能に関するシンポジウム、昭和50年6月
- 11) Sverre Steen, O.M. Faltinsen: Added Resistance of a Ship Moving in Small Sea States, Practical Design of Ships and Mobile Units 1998
- 12) 宮本雅史：限界速力による主機およびプロペラの決定について、日本造船学会誌 第574号、昭和52年4月