OUKA
The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	輸送機関としての船舶の性能評価 -実海域中推進性能を考慮した船型設計-
Author(s)	宮本, 雅史
Citation	大阪大学, 2008, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/1417
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

https://ir.library.osaka-u.ac.jp/

The University of Osaka

輸送機関としての船舶の性能評価

－実海域中推進性能を考慮した船型設計－

平成 19 年 12 月

宮　本　雅　史

目　次

目　次 I

記号一覧 VII

1. 緒　論 1

1.1. 本論の重要性と研究の目的 1

1.2. 提案の概要 2

1.3. 本論の構成 3

2. 研究の背景と方針 5

2.1. 研究の背景 5

2.1.1. 推進性能評価法の問題 5

2.1.2. 推進性能推定法の問題 6

2.1.3. 実海域中推進性能に関する新しい動向 8

2.1.4. 定期用船契約における推進性能 8

2.2. 研究の方針 9

2.2.1. 実海域中推進性能の評価法 9

2.2.2. 実海域中推進性能の推定法 10

2.2.3. 海象等による抵抗増加の推定法 11

2.2.4. 新しい船型設計 11

2.3. これまでの関連研究 11

2.3.1. 実海域中推進性能の評価法 11

2.3.2. 実海域中推進性能の推定法 12

2.3.3. 波浪中抵抗増加等 13

2.3.4. 船型設計法 14

3. 基本設計における推進性能の評価 15

3.1. はじめに 15

3.2. 推進性能評価法と評価条件の関係 15

3.2.1. 現状の評価法の問題 15

3.2.2. 推進性能の 3 次元的評価 16

3.2.3. 評価条件による性能の差 18

3.3. 船型設計から見たシーマージン 20

3.3.1. シーマージンの内訳 21

3.3.2. シーマージンに及ぼす船型の影響 21

3.3.3. アドミラルティ係数とシーマージン 22

3.4. まとめ 22

4. 汚損･経年影響を含む実海域中推進性能の推定法 25

4.1. はじめに 25

4.2. 実海域中推進性能の近似推定式 25

4.2.1. 近似推定式の構築 26

4.2.2. 評価条件別の近似推定式 28

4.2.3. 摩擦抵抗増加係数の変化量と抗力増加係数 30

4.2.4. 定数C_1、C_2、C_3、$a(=C_3/C_2)$の特定 31

4.2.5. 船体の摩擦抵抗増加係数、プロペラの抗力係数と表面粗度との関係 35

4.2.6. ４つの要因で表した評価条件別の近似推定式 37

4.2.7. 性能項目の変化と評価条件との関係 39

4.3. 近似推定式の計算法概要 40

4.3.1. 計算手順 40

4.3.2. 入力（船体、プロペラ、基準点） 40

4.3.3. 定数の計算 41

4.3.4. 係数の計算 41

4.3.5. 入力（計算条件） 42

4.3.6. 汚損･経年影響の計算 42

4.3.7. 計算結果(グラフ表示)と評価 43

4.4. 近似推定式の係数と推進性能の変化 44

4.4.1. 性能項目別の係数 44

4.4.2. 4つの要因別の係数 45

4.5. 推進性能に及ぼす汚損・経年影響の実態 45

4.5.1. 汚損･経年影響による推進性能の変化 46

4.5.2. 汚損･経年影響による表面粗度等の変化 47

4.6. 汚損・経年影響に関する近似推定式の検証 47

4.6.1. 自己研磨型防汚塗料以降 47

4.6.2. 従来型防汚塗料 50

4.6.3. 検証結果のまとめ 51

4.6.4. 近似推定式の推定精度 51

4.7. 近似推定式による汚損･経年影響の評価 53

4.7.1. 汚損･経年影響の船型による差 54

4.7.2. 汚損･経年影響に占めるプロペラと船体の割合 60

4.8. 近似推定式による海象影響の評価 62

4.8.1. 近似推定式の係数から見た海象影響 62

4.8.2. 海象影響による馬力マージンと回転数マージン 63

4.8.3. 海象影響による馬力マージンと船速低下 64

4.8.4. 海象影響による性能変化の相互関係 64

4.9. まとめ 68

5. 短波長域抵抗増加の近似推定式 69

5.1. はじめに 69

5.2. 近似式の構築 69

5.2.1. 短波長域抵抗増加と船型影響係数 69

5.2.2. α_2の違いによる$\overline{R_{AW1}}$の差 71

5.2.3. ガンマ関数による$\overline{R_{AW1}}$の近似 73

5.3. 近似式の検証と応用例 75

5.3.1. $R_{AW1}(\omega)$の近似度 75

5.3.2. $R_{AW1}(ton)$の近似度 76
5.3.3. $\overline{R_{AW1}}$に及ぼす船体主要目の影響 76

5.4. まとめ 77

6. 海象影響修正係数 79

6.1. はじめに 79

6.2. ログブック解析法 79
6.2.1. 理論的背景 80
6.2.2. 解析手順 82

6.3. 汚損影響による回転数増加と船速低下の実例 85
6.3.1. 船速一定時の回転数増加 85
6.3.2. 回転数一定時の船速低下 86
6.3.3. 汚損影響の特定 86

6.4. 海象影響修正係数の実例 87
6.4.1. 理論的推定値 88
6.4.2. 海象等による抵抗増加の実績値 89
6.4.3. 海象影響修正係数 92

6.5. まとめ 95

7. 実海域中推進性能を考慮した船型設計 97

7.1. はじめに 97

7.2. 船型設計の手順 97

7.3. 定期用船契約に則した船型設計 98
7.3.1. 計算条件と設計条件等 98
7.3.2. 竣工後の平均船速 99
7.3.3. 船速と燃料消費量に及ぼす船体主要目の影響 99
7.3.4. 輸送効率に及ぼすC_bの影響 103

7.4. 「換算マージン」に及ぼす船体主要目等の影響 104
7.4.1. 換算シーマージン 105

7.4.2. 換算回転数マージン 105

7.5. 長期推進性能改良への適用 106

7.5.1. シーマージンと船速 106

7.5.2. 低速肥大船の浮心位置 107

7.5.3. 低速肥大船の大直径化 109

7.6. 運航面への適用 110

7.6.1. 入渠間隔 110

7.6.2. プロペラ表面粗度 111

7.7. まとめ 111

8. 結　論 113

8.1. 論文の概要 113

8.2. 成果の要点 113

8.3. 今後の課題 115

謝　辞 117

付録A　定期用船契約の比較表 119

付録B　航海速力に影響する因子 120

付録C　表面粗度の初期値と汚損・経年による変化 121

C.1 船体の竣工時粗度と汚損・経年による変化 121

C.1.1 竣工時粗度 121

C.1.2 汚損・経年による変化 121

C.2 プロペラの竣工時粗度と汚損・経年による変化 122

C.2.1 竣工時粗度 122

C.2.2 汚損・経年による変化 122

C.3 主機の経年劣化 122

付録D　WMOの海象 124

付録E　推力増加の近似式 125

E.1 推力増加の近似式 125

E.2 縦揺れの固有周期：Tp 125

付録F　BLUNTNESS係数の近似式 126

F.1 $\overline{\sin^2\beta}$ の近似式 126

F.2 C_{WF}の近似式 126

参考文献 129

表一覧 135

図一覧 137

記号一覧

本論文で使用する単位は、すべて工学系で統一する。

A_T	水面上正面投影面積 *(m²)*
B	船の幅 *(m)*
b_1	前進定数の変化に伴うスラスト係数の変化を表す定数
b_2	前進定数の変化に伴うトルク係数の変化を表す定数
b_3	表面粗度の増加によるスラスト係数の変化に伴う前進定数の変化を表す定数
BF	ビューフォート数
BHP	制動馬力 *(ps)*
C	半径の 75%の位置でのコード長さ *(m)*
C_1	$\triangle(1\text{-}w)$と $\delta\triangle C_f$の関係を示す定数
C_2	$\triangle K_{QF}$と$\triangle C_D$の関係を示す定数
C_3	$\triangle K_{TF}$ と$\triangle C_D$の関係を示す定数、$R_{AW1}(\omega)$の近似式の定数
C_4	$R_{AW1}(\omega)$の近似式の定数
C_{adm}	アドミラルティ係数
C_b	方形肥瘠係数
C_{DS}	実船プロペラの抗力係数
C_{max}	最大コード長さ *(m)*
CSO	常用出力 *(ps)*
C_T	全抵抗係数(Rの無次元値)
C_{T0}	新造時平水中の基準点の全抵抗係数(R_0の無次元値)
C_{TC}	新造時平水中全抵抗係数(R_Cの無次元値)
C_{X0}	正面風圧抵抗係数
D	プロペラ直径 *(m)*
d	喫水 *(m)*
DW	載貨重量 *(kg)*
EAR	展開面積比
EHP_C	平水中の有効馬力 *(ps)*
F	燃料消費量 *(kg)*
$f(X)$	船型の影響を示す定数
F_0	新造時平水中の基準点の燃料消費量 *(kg)*
Fn	フルード数
g	重力加速度 *(m/sec²)*
h	プロペラピッチ比
$H_{1/3}$	有義波高 *(m)*

I_1、K_1	変形ベッセル関数
J	前進定数
J'	表面粗度が増加した状態の前進定数
J_0	新造時平水中の基準点の前進定数
k	波数 *(1/m)*
K	形状影響係数
k_A	粗面の見掛けの平均振幅 *(m)*
k_p	翼面の表面粗度 *(m)*
K_Q	プロペラトルク係数
K_Q'	表面粗度が増加した状態のプロペラトルク係数
K_{Q0}	新造時平水中の基準点のトルク係数
K_{QC}	新造時のトルク係数
k_S	等価砂粗度 *(m)*
K_T	プロペラスラスト係数
K_T'	表面粗度が増加した状態のプロペラスラスト係数
K_{T0}	新造時平水中の基準点のスラスト係数
K_{TC}	新造時のスラスト係数
L	船の長さ *(m)*
lcb	浮心の前後位置 *(%)*
L_{WL}	水線間長 *(m)*
m	抵抗を船速で近似する時の指数 *($R \propto V^m$)*
MCO	最大出力 *(ps)*
n	プロペラ回転数（*1/*sec)、R_{AW1}の近似式の定数
n_0	新造時平水中の基準点の回転数 *(1/sec)*
P	馬力 *(ps)*
p	プロペラピッチ *(m)*
P_0	新造時平水中の基準点の馬力 *(ps)*
P_C	新造時平水中の馬力 *(ps)*
Q	プロペラトルク *(kg･m)*
Q_0	新造時平水中の基準点のプロペラトルク *(kg･m)*
R	抵抗 *(kg)*
R_0	新造時平水中の基準点の抵抗 *(kg)*
R_a	中心線平均粗さ *(m)*
RAO	応答関数
$\overline{R_{AW}}$	波浪による抵抗増加 *(kg)*
$\overline{R_{AW0}}$	船体運動に基づく抵抗増加 *(kg)*
$\overline{R_{AW1}}$	反射波に基づく抵抗増加 *(kg)*
R_{AX}	正面向風中の風圧抵抗 *(kg)*
R_C	新造時平水中の抵抗 *(kg)*
R_{max}	最大表面粗度 *(m)*
RPM	プロペラ回転数 *(1/minute)*
RPM_0	新造時平水中の基準点の回転数 *(1/minute)*

R_z	10 点平均粗さ *(m)*
S	船体の浸水表面積 *(m^2)*
S_A	見掛けスリップ
S_p	プロペラの浸水表面積 *(m^2)*
$S_\zeta(\omega)$	波スペクトラム *(m^2・sec)*
T	プロペラスラスト *(kg)*
t	推力減少係数
t/C	翼厚比
T_0	平均波周期 *(sec)*
T_0	新造時平水中の基準点のスラスト *(kg)*
U	風速 *(m/sec)*
V	船速 *(m/sec)*
V_0	新造時平水中の基準点の船速 *(m/sec)*
V_r	プロペラの相対速度 *(m/sec)*
V_S	船速 *(kt)*
V_{S0}	新造時平水中の基準点の船速 *(kt)*
w	伴流係数
w_m	模型船の伴流係数
w_s	実船の伴流係数
X	船首の肥大度を含む定数
$Y(\omega)$	反射波に基づく抵抗増加の応答関数の無次元値
Z	プロペラ翼数
α	表面粗度の増加に伴う$\triangle K_{TF}$と$\triangle K_{QF}$の比
$\alpha_1(\omega)$	有限喫水影響修正係数
$\alpha_2(\omega)$	前進速度影響修正係数
β	水線面の接線が中心線となす角 *(radian)*
$\delta\Delta C_f$	船体表面粗度の増加による摩擦抵抗増加係数の変化量
ε	伴流率の相関係数
ζ_A	波振幅 *(m)*
η	推進効率
η_C	新造時平水中の推進効率
η_{pC}	新造時のプロペラ効率
η_R	プロペラ効率比
η_T	伝達効率
λ	波長 *(m)*
ρ	水の質量密度 *(kg・sec^2/m^4)*
ρ_a	空気の質量密度 *(kg・sec^2/m^4)*
τ	荷重係数*($=K_T/J^2$)*
ω	円周波数 *(1/sec)*
ω_d	k・d=3 における ω *(1/sec)*
ω_L	λ/L=0.4 における ω *(1/sec)*
$(1-w)_0$	新造時平水中の基準点の伴流率

Δ	排水量 *(kg)*
ΔC_D	プロペラ表面粗度の増加による抗力増加係数
ΔC_f	摩擦抵抗増加係数
ΔC_S	海象等による抵抗増加量$(\triangle R_S)$を無次元化した係数
ΔK_{QF}	プロペラ表面粗度の増加に伴うトルク係数の変化量
ΔK_{TF}	プロペラ表面粗度の増加によるスラスト係数の変化量
ΔQ_A	経時劣化による主機トルクの変化量 *(kg・m)*
ΔR_D	プロペラ表面粗度の増加による抗力の増加量 *(kg)*
ΔR_F	船体表面粗度の増加による摩擦抵抗の増加量 *(kg)*
ΔR_S	海象等による抵抗増加量 *(kg)*
ΔR_{SC}	海象等による抵抗増加量の理論的推定値 *(kg)*
$\Delta \eta$	推進効率の変化量
$\Delta \eta_p$	プロペラ表面粗度の増加によるプロペラ効率の変化量
∇	排水容積$(=L \cdot B \cdot d \cdot C_b)$ (m^3)

1. 緒　論

1.1. 本論の重要性と研究の目的

大量輸送機関としての船舶は、常に経済性を追求しつつ社会情勢の変動とともに変化してきた。ここ数十年を見ても、高度成長期における鉱石運搬船、自動車運搬船、コンテナ船などの専用船の出現、1973 年、1979 年のオイルショックの影響による省エネ船、1985 年の為替レートの変動に伴う低船価船、近年の原料輸送船の超肥大化やコンテナ船の大型化など、最近ではより高度な安全・環境面への配慮が要請されつつある。

このような船舶に対する社会的要求の変化や関連する技術の進歩に対応するためには、必要に応じて設計基準を見直すことが必要であり、構造関係ではルールの改正がしばしば行われ、流体関係でも操縦性基準が設定されている。推進性能面でも同様にこうした設計基準の見直しが必要であり、この見直しが適正でない場合には齟齬をきたすこともある。その端的な例は、設計基準としてのシーマージンに対する認識の変化である。

シーマージンは、本来、実海域中を平水中と同じ船速で航行するためには、さまざまな影響によって所要馬力が増加することを考慮して設定される馬力の余裕分であるが、これが同時に実海域中で船速が低下することに対する船速の余裕分を生み出している。この馬力の余裕分と船速の余裕分との関係は、社会情勢等に伴って船型が大きく変化するとそれ以前とは変わり、同じシーマージンを設定しても、同じ船速余裕が期待できるとは限らない。更に、同じ船速における馬力増加率そのものも変化する。しかし、現状の船型設計では、シーマージンは船速と馬力の関係を規定するための基準値として取り扱われることが多く、基準値として適正な値が設定されない場合は、実海域中で意図した推進性能に達しないこともある。

こうした現状にあるのは、実際の運航における推進性能の評価法が船型設計に必ずしも反映されていないことに加え、汎用的な実海域中推進性能の推定法がないことに起因する。

輸送機関としての船舶の性能は、現状の船型設計のようにシーマージンを考慮しているとは言え、平水中を一定の船速で航行する時の馬力や燃料消費量ではなく、実際の運航状態と同じように実海域中を一定の燃料消費量で航行する時の船速で評価されるべきであろう。燃料消費量と船速との関係は、平水中では海象や主機に関係なく一意的に決まるが、実海域中における 2 つの関係は常に変動し、主機の特性または運転状態によって異なる。

また、船速は、建造契約に基づき新造時に外乱の小さい速力試運転で確認されているが、これ

とは別に、想定する海象における船の生涯など時間的な要素を加味した平均的な船速を、設計基準として評価するべきであろう。

この様な評価を可能とするためには、主機の特性を考慮した長期にわたる実海域中推進性能を基本設計段階で簡便に推定できる手法を確立する必要がある。

本論文は、新しい実海域中推進性能の評価法を提案するとともに、それに適合する実海域中推進性能の推定法を構築し、それらを統合した船型設計法を構築することを目的とする。これにより船舶の基本設計において、用船契約等に規定される条件など意図した推進性能を過不足なく満たす船型設計が可能となる。更に、長期の推進性能の変化が推定できるため、船舶のライフサイクルバリューの評価、運航する船舶の採算性や入渠時期の選定など多方面に応用できる。

また、長期運航採算の検討、新造船計画時の載貨重量や船速の決定など、船舶の長期間にわたる経済的な評価にも用いることができる。但し、現在は高度成長期とは異なり「息の長い“良い船”を建造することは難しく、実際には建造する時代や社会情勢に合致する最善のものを建造することになるのは当然のことである [1]」とされる。更に、船舶が生み出す経済的価値は輸送という形のないものであり、一般的な製品のように蓄えられない [2]ため、運賃や船価は常に社会情勢に曝され大きく変動している。このような情勢において、長期の経済性の評価に必要な諸元を想定するには別の観点が必要となるため、本論文では船舶の経済性の評価については触れない。

1.2. 提案の概要

本論文では、先ず、実海域中推進性能の評価法を明らかにし、次に、実海域中推進性能の推定法を新たに構築する。最終的に、これらと現状の船型設計法とを統合した新しい船型設計法を提案する。

現状の船型設計では、平水中における馬力と船速の関係を一定のシーマージンを介して規定することが多いが、これに代わり、指定された海象において主機を通常の状態で運転している場合の船速で評価することを提案する。また、評価する船速は、従来の新造時平水中の値ではなく、竣工後、任意期間の平均船速または任意時期の船速とする。

実海域中推進性能の推定法は、この評価法に適合する方法とし、従来の平水中推進性能に、汚損･経年影響、海象影響による変化を新たに加えたものとする。対象とする推進性能の項目は、船速、プロペラ回転数、馬力、トルク及び燃料消費量とし、これらの変化量を基本設計の段階で簡便に得られる近似推定法を提案する。汚損･経年影響として船体、プロペラの表面粗度の増加及び主機の経年劣化の影響を考慮する。

海象影響には、波浪による抵抗増加、風圧抵抗及び操縦運動による抵抗増加等がある。これに関しては、主要な成分である短波長域における抵抗増加の近似式を提案する。更に、これらを合わせた「海象等による抵抗増加」を実用的な精度で推定するために「海象影響修正係数」を提案する。

まとめとして、上述の評価法と推定法を用いた新しい設計法を提案する。現状の船型設計では、

推進性能に及ぼす実海域中の様々な影響に対処するために、馬力マージン(シーマージン)と回転数マージンが考慮されている。これに対し、新たに構築した実海域中推進性能の推定法を用いれば、主機運転状態に対応した船速、回転数及び馬力等を容易に推定することができる。このため、新しい設計法ではこれらのマージンは、船速と主機関トルクが任意の海象と評価時点において満たすべき要件に対応して、結果的に得られる値となる。これらの値を「換算マージン」として導入することにより、従来の設計法を統合した新しい船型設計が可能となる。

1.3. 本論の構成

第 1 章では、実海域中推進性能を実際の運航に則した観点から評価し、その評価法に適合する実用的な推定法を構築し、それらを船型設計に適用することの重要性を明らかにした。また、提案の概要を示すとともに、本論文の構成を以下に示す。

第 2 章では、実海域中推進性能の評価法と推定法に関する現状の問題点と、これらに関係する新たな動向など本研究の背景をまとめる。更に、実海域中推進性能の評価法、汚損･経年影響および海象影響の推定法、それらを統合した船型設計法に関する研究方針を示し、本論文に関係するこれまでの研究成果をレビューする。

第 3 章では、現状の基本設計における推進性能の評価法の概要を示し、その問題点を具体的に示すとともに、新たな評価法を輸送機関としての船舶の観点から提案する。更に、シーマージンによって推進性能を評価することの限界を明らかにする。

第 4 章では、「杉村の近似式」を拡張することにより、実海域中推進性能に及ぼす汚損･経年影響と「海象等による抵抗増加」の影響を、簡便に推定できる近似推定式を構築し、これまでの多くの報告と比較することにより、実用的な精度であることを検証する。また、近似推定式の構成に基づいて、汚損･経年影響と海象影響の船型による違いについて考察する。更に、海象影響によるシーマージン、船速低下、回転数変化、見掛けスリップの増加等の相互関係を明らかにする。

第 5 章では、短波長域における波浪中抵抗増加の近似式を構築し、数値計算値と比較し精度を検証する。更に、短波長域抵抗増加に及ぼす船体主要目の影響を試算する。

第 6 章では、実海域中推進性能に関する主要な要因である「海象等による抵抗増加」を実用的な精度で推定するために、「海象影響修正係数」を提案する。また、本修正係数の具体例を示すとともに、これを得るために必要なログブックの解析法について考察する。

第 7 章では、第 3 章～6 章を統合し、実海域中推進性能を考慮した新しい船型設計法を構築する。先ずその手順を明らかにし、適用例として船体主要目が実海域中の船速、燃料消費量及び「換算マージン」に及ぼす影響を示す。更に、船型設計と運航面での性能改善法について、いくつかの試算例を示す。

第 8 章は、結論として全体を総括するとともに今後の問題点を示す。

2. 研究の背景と方針

2 章では、先ず、本論文の研究の背景として現状の問題点を明らかにする。次に、これを踏まえて研究の方針を示し、最後に、これまでの関連研究の概要を記す。

2.1. 研究の背景

本研究の技術的背景として、現状の実海域中推進性能の評価法と推定法の問題点を明らかにし、これらに関する新しい動向について述べる。更に、現在の海運界で用いられている定期用船契約における船速に関する規定の概要を示す。

2.1.1. 推進性能評価法の問題

(1) 船主と造船所の評価法

現在、船主は、建造時にシーマージンとして多くの場合慣習的に 15%の値を指定し、就航後に荷主または用船者と契約する時に以前の実績を加味して [3]、造船所に指定した値とは異なるシーマージンの値を想定し [4]、定期用船契約で船速と燃料消費量を担保 [1]、[5] している。

これに対し、造船所は、船主から指定されたシーマージンにおける船速を満たすように、船体、プロペラ及び主機の要目を決めている。また、一定の馬力における船速をその推進性能として建造契約で保証し、平穏な海象で実施される速力試運転で確認している。

このように、船主は実海域における船速と燃料消費量との関係を評価し、造船所は平穏な海象における船速と馬力の関係を評価している。船主と造船所で推進性能の評価法が異なることと、2 つの評価法による推進性能の相互関係が明確でないことが問題であり、実海域中推進性能にとっては、いかなる条件における何を評価するかという評価法を明確にすることが重要である。

(2) シーマージンによる性能評価

近年になって、速力試運転では性能を満足していても実際の航海での船速低下が従来の船より大きいことが指摘され、15～20%シーマージンで性能を満たすような船を要請 [4]、[7] されるようになった。これは、オイルショック後に発生した次の変化が、シーマージンと船速低下に及ぼす影響を考慮しなかったことによる誤謬である。

① 低船価、省エネルギー化の要請による船型の肥大化、低船速化
② 船型改善、省エネ付加物、大直径化などによる低馬力化
③ タービンからディーゼル主機への転換

なかでも、③の主機関の違いによる影響が見逃されてきたが、上記のような変化が推進性能に及ぼす影響を推定できる手法が必要である。これにより上述のような要請に対し、従来と同程度の船速と燃料消費量の関係であるために必要なシーマージンを設定できる。

一方、多くの船会社が造船所におけるシーマージンの推定を希望 [3]しているが、推定したシーマージンにおける船速の必要条件があいまいである。現在は、実海域中推進性能の推定および評価法が明確でないため、顕在化していないが問題の一つである。

船速を、ある一定の穏やかな海象の場合は必ず到達すべき船速とするか、年間または冬季など特定期間の平均値として到達すべき値とするか、あるいは、長期的な期間を通しての確率的な評価基準を満足する船速とするか等の、船速が満たすべき要件によって必要なシーマージンと主機出力は異なる [8]。また、確率的な用件を設定する場合は実海域中推進性能の推定法にも関係する。

更に、船速の要件には、用船契約等で規定される海象条件に加え、長期的な評価をする場合には時間的な条件が必要である。

(3) 現状のシーマージン

矢崎 [10]は、シーマージンを「大洋航海に実際に必要とされる伝達馬力と風浪のない穏やかな深い海面を船底清浄な船が操舵せずに直進する場合の所要伝達馬力との差」と増加量として定義している。SR91 部会 [11]でも、付加量とするか付加率とするか議論されているが、現在、シーマージンは馬力増加量の絶対値ではなく、平水中の馬力に対する比率として扱われている。

シーマージンが法制上に表れたのは、計画造船に関する「外航船舶建造融資利子補給及び損失補償法施行規則（昭和 28 年運輸省令第 51 号）」[12]に基づいて定められた「確定速力算出明細書及び確定速力の算出要領(昭和 30 年 4 月告示第 174 号)」[13]に示される「試運転成績の解析要領」の中で、「出力についてのシーマージンが、15%以上として満載航海状態における伝達馬力を求めること。」との条文である。それ以降、計画造船では不可欠である「満載航海速力」を算出する過程で用いられてきた値「15%」が定着したのではないかと思われる。

また、高度成長期に出現したコンテナ船などの専用船の設計では、シーマージンは海域や季節、船の大きさや船速によって異なる値となることは認識され、そのように取り扱われていた [14]が、近年では、シーマージンは船速を規定する時の一種の基準値として取り扱われるようになった。

このように、シーマージンに対する認識が変化し、15%等の付加率として定着し、本来の意味から離れた基準値として取り扱われているのが現状である。

2.1.2. 推進性能推定法の問題

折戸 [6]は、連続建造され同一航路に就航している同型船でもその就航実績にかなり差異があるとし、船舶の技術的な難しさを指摘している。実海域中推進性能は、波浪、風、汚損･経年影響などの自然現象に起因する要素に加え、塗装仕様、メンテナンスや操船などの人為的な要素も関係する極めて複雑な現象であるが、これらの影響を実用的な精度で考慮する必要がある。そのためには、船体とプロペラの表面粗度、海象や主機の運転状態など共通する要因の影響を反映できる推定法が必要である。

(1) 汚損･経年影響

汚損･経年影響は、実海域中推進性能の評価に時間の次元を導入するものであり、長期の推進性能の評価には不可欠な要因である。汚損･経年影響の実態を個々に示す報告は、これまでにも多数あるが、それを一般的に推定する方法はなく、類似船の実績に依存しているのが現状である。

汚損影響は、船体及びプロペラに付着する海洋微生物による表面粗度の増加、経年影響は、船体、プロペラ、主機の損耗が主な因子とされる [25]。本論では、単純に入渠間隔間の性能の低下量を汚損影響によるものとし、入渠して船体、プロペラ、主機を整備しても新造時の性能に戻らない低下量を経年影響によるものとする。

(2) 海象影響

海象を表す要素には、波浪、風、海潮流、水温等がある。これらのうち主として船型設計に関係するのは波浪と風であり、波浪中抵抗増加、風圧抵抗及び操縦運動等による抵抗増加として推進性能に影響を及ぼす。これらを合わせて「海象等による抵抗増加」とする。

海象等による抵抗増加を、理論的に推定する場合には次のような問題がある。

① 波浪中抵抗増加の応答関数については、中村 [60]は、大型肥大船の短波長域における抵抗増加の正確な実験データの整備あるいは計算法の改良、開発が必要であることを早くから指摘し、近年でもFaltinsen等 [61]は、”blunt bow with vertical sides in the waterline ”の仮定がくずれると反射波に基づく抵抗増加の理論値は過小となり、特に痩せた船では問題があるとしている。

② 波スペクトラムについては、ISSC 型などその形状や方向分布確率は、海域や航路によって異なる。

③ 小川等 [91]、[92]が指摘しているように、船舶が遭遇する波、風との出会い角や船速低下量などは船長の操船判断の影響をうけており、航路、季節及び船種によって異なる。

④ 風圧抵抗や操縦運動に起因する抵抗増加は、定常状態にあるとして計算されることが多いが、波浪と同様に不規則な現象である。対象とする船型と海象によっては風圧抵抗と波浪による抵抗増加は同程度の割合を占めることもあるが、風圧抵抗等を波浪中の抵抗増加と同じような詳細さで推定することは、現段階では困難である

これらの問題に対処し、実用的な精度で海象等による抵抗増加を推定するためには、何らかの実績に基づく補正が必要である。

また、「平水中で推進性能の良い船型は波浪中でも良いと言えるか」との素朴な問題は古くからあり、Lewis[9]は、「直感的に平水中で最適な船型は波浪中でも良い性能であろうとの感覚から、平水中性能が重視されてきた。」と述べている。これは現在のような大型船はまだ出現しておらず、タービン船が主流であった頃の平穏な海象については妥当な評価であったかも知れないが、このような問題についても簡便に検討できる手法が必要である。

(3) 主機の特性

従来のシーマージンによる船速の規定や評価は、主機の運転状態を何ら考慮していない。このため､実海域中における推進性能の実態を反映した指標ではなく､時には誤解を生むこともある。

主機は、通常の航海では常用出力に対応するハンドルノッチを一定にして運転されるが、実海域中の外乱による船速等の性能の変化は、主機の特性や制御方法によって異なる。例えば、タービン機関であれば、その特性は馬力一定に近いとされるため、ある一定の馬力における船速を評価することには矛盾がない。また、ディーゼル機関は、トルク一定に近いとされるため、燃料消費量一定、または、ガバナーを介すれば回転数一定と見なせるならば、それぞれの場合の船速を評価することが妥当である。従って、実海域中推進性能の推定には、主機の特性を評価条件として導入する必要がある。

2.1.3. 実海域中推進性能に関する新しい動向

実海域中推進性能の評価と推定法に関する新しい動きとして、就航時性能保証に関する保証海象の提案 [15]や、模型試験における標準海象の提案 [16]などがある。また、SR244[17]ではライフサイクルバリューの最大化の一環として実海域対応の性能設計システムやシーマージンの長期予測に関する研究が行われている。

実海域中推進性能の推定には、波浪中抵抗増加、風圧抵抗など個々の要因に関する基礎的な研究が必要であるが、2.3 に後述するように、これまでに多くの成果を得ている。また、評価法に関する問題も認識されつつある。本論では、このような背景をもとに、シーマージンに代わる性能評価法と新しい推定法に基づいた船型設計法の構築を試みる。

2.1.4. 定期用船契約における推進性能

実際の運航における実海域中推進性能の評価として、現在、海運界で用いられている定期用船契約の概要を以下にまとめる。

先ず、用船契約とは、「石油/天然ガス用語辞典」[18]によれば、「一般に、不定期船市場において取り交わされる契約であって、他人の船舶を自己のために所定の用船料を支払い、運用上の責任を定め、一定の約束の下に借用する契約のことである。用船契約は、その目的・内容によって、航海用船契約、定期用船契約、裸用船契約の 3 種に大別される。」とされる。

また、これらの契約のうち、船速および燃料消費量について規定しているのは定期用船契約であり、「定期用船契約は、契約に定めた航行区域内で、積み揚げ地を特定せず、数カ月あるいは数年間、運送行為を行うものであるから、本船の速力、燃料消費量、載貨重量など経済的に重要な項目については船主が担保し、本船の引渡し、返船場所についても、契約に規定されている」[18]。従って、船主が運航費を負担する航海用船契約 [19]、[20]、[21]等には、船速及び燃料消費に関する規定は含まれていない。

船主が用船者に対して担保する船速は、どのような条件、状態における値を対象としているかをいくつかの用船契約フォーム [5]、[22]からまとめると、次のようになる。

- 担保された船速を契約時または引渡し時に満たしておればよいかは契約による。特約がない限り、船主は引渡し後も継続して船舶が速力及び燃料消費を備えるべき担保は行っていない。但し、タンカーは特約により、用船契約の全期間継続して速力及び燃料消費が維持

されていることを求められることが多い。

- 担保した船速を維持すべき期間は、「日本海運集会所」の書式では契約期間中である。
- 平均速力あるいは燃料消費量は、航海ごとに算出して計算すべきかそれとも用船期間など一定の期間平均した値で計算すべきかについては、SHELLTIME4 の記載では 1 年間の航海実績を総合的に判断した値と解釈される。
- 船速を維持すべき海象は、“good weather condition”であり、“good weather condition”とは、ロンドンの仲裁実務では特約がなくても「ビューフォートスケール 4 以下の風力」とされる。
- 船速の表示は、満載状態が多いが、専用船ではバラストでの船速も必要である。
- 定期用船の航行区域は、用船者が指示する安全な全世界の海域である。
- 用船契約上のスピードの”about”とは、ロンドンの仲裁実務では 0.5 ノットとされている。

付録 A に、SHELLTIME4、日本海運集会所等の 4 つの契約フォームを比較して示す。比較項目は、船速、海象条件、燃料消費量、用船料等である。

2.2. 研究の方針

本研究の目的は、前節に述べた背景を踏まえ、実海域中推進性能を考慮した船型設計法を構築することである。そのためには、実海域中推進性能の評価法を明確にし、長期にわたる実海域中推進性能の推定法を構築することが必要である。以下に、これらに関する研究方針を示す。

2.2.1. 実海域中推進性能の評価法

本論文における実海域中推進性能の評価に関する位置づけを明確にするために、評価段階、評価条件と性能項目、評価方法について述べる。

(1) 評価段階

船舶の生涯にわたる経済的な評価は、大きく分けると次の 3 段階で検討される [23]。

① 船主による新造船計画時：想定した航路、輸送量、港湾事情の下での最適な載貨重量と航海速力の決定

② 造船所による基本設計時：指定された載貨重量と航海速力及び制限条件を満たす最適な主要寸法、主機、プロペラの決定

③ 船主または用船者による運航時：特定の船の指定された航路における最適船速、最適航路の決定

本論では、経済性の評価は含めないが、実海域中推進性能の評価等は②の基本設計段階を対象とする。

(2) 評価条件と性能項目

現在、実海域中推進性能は、シーマージンや船速低下のように船速と馬力の相互関係で評価されることが多いが、これに代わるものとして用船契約または主機の実際の運転状態に対応した船

速と燃料消費量の関係で評価する。

定期用船契約では、一定の海象における燃料消費量と船速を担保している。これは投入した燃料に対する出力としての船速を評価するものであり、輸送機関としての船舶の極めて端的な評価である。本論では、これに則り燃料消費量と船速のいずれか一方を評価条件とし、他方を評価の対象とする性能項目とする。

(3) 評価方法

実海域中の船速は海象の影響をうけ不規則な現象として現れる。従って、厳密にこれを評価するには確率密度関数による統計的な方法が適しているが、累積確率など評価の基準とする統計値を設定する必要があり、2.1.1 項に述べたように、若干複雑になり現状では不明確な面もある。

本論では、実海域中の船速を確率密度関数ではなく、指定された短期海象における平均値で評価する。これにより主機の運転状態や用船契約の内容を反映した船速が容易に得られる。

2.2.2. 実海域中推進性能の推定法

船型設計では、主要寸法等が異なるいくつかの船型を設定し、その中から相対的に最適となる船型を選択することが多い。従って、推定法は簡便な方法であることが望ましい。また、実海域中推進性能を、シーマージンや船速低下のような変化量だけではなく、平水中推進性能を合わせた絶対値で評価することも必要である。

以下に、実海域中推進性能の推定法に関して、考慮すべき要因、長期の推進性能の推定に必要な汚損･経年影響の要因及びこれらの要因による推進性能の変化を簡便に推定する方法について述べる。

(1) 船速に影響する要因

山崎 [24]は、肥大船の航海速力に影響を与える要因として、自然現象に基づく要因 6 項目と人為的なものによる要因 13 項目とに分けて網羅し、経済上の要請や運航会社のポリシーを含め論じている。詳細な内容を、付録Bに示す。

また、これらの要因を付録 A の定期用船契約と関連付けて見れば、浅・狭水路、海潮流及び水温、故障・その他、危険回避のための操船、施設･交通輻輳等による主機操作などの影響は除外しても良く、考慮すべき主要な要因は、汚損･経年影響、海象の影響と塗装、メンテナンス及び主機特性に関する要因である。

(2) 汚損･経年影響

本論では、基本設計で汎用性のある汚損･経年影響の推定法を構築するために、船体表面粗度、プロペラ表面粗度の増加とそれによる船体の摩擦抵抗の増加、プロペラ効率の低下との関係に特に留意し、その他に伴流率の変化と主機関の経年劣化の影響について考慮する。

更に、プロペラ効率の低下におけるトルク係数の増加とスラスト係数の減少との関係については、過去の関連データを見直し、新しい実験式を求める。これらにより、長期用船契約等に必要な燃料消費量や船速等の長期にわたる変化を汎用的に推定することが可能となる。

(3) 推進性能の変化の推定法

汚損･経年影響、海象影響等による推進性能の変化を、主機の特性を考慮して簡単に推定するために、「杉村の近似式 [26]」を拡張した近似推定式を構築する。但し、評価条件または評価項目として燃料消費量を考慮する場合はディーゼル機関を対象とする。

後述するように、杉村は、抵抗増加による性能変化を主機の特性を考慮して近似的に推定する方法を示している。

2.2.3. 海象等による抵抗増加の推定法

(1) 波浪中抵抗増加

本論では、反射波に基づく「短波長域抵抗増加の近似推定式」を新たに構築し、船体運動に基づく抵抗増加については「推力増加の近似式 [27]」を用いて、波浪中抵抗増加を推定する。更に、次に示す実績修正を加えることにより、「海象等による抵抗増加」を実用的な精度で簡便に推定することができる。

(2) 実績修正による精度向上

実海域中のすべての要因による抵抗増加は、プロペラを一種の動力計と取り扱う方法 [14]で、ログブックを解析すれば得られる [8]。この実績値と理論的推定値との比を、平水中推進性能の推定における相関係数のように、修正係数として用いれば、波浪、風による抵抗増加だけでなく、その他の全ての影響を含む海象等による抵抗増加を、実用的な精度で推定することができる。

2.2.4. 新しい船型設計

以上の研究方針に基づき、新しい設計法を構築する。実海域中推進性能は、通常の運転状態における船速で評価し、ディーゼル機関では燃料消費量を一定とした場合の船速とする。

一定とする燃料消費量は、主機の常用出力における値であり、船速は、竣工後一定年数間の平均値あるいは一定年数経過時の値として、指定された海象と主機の特性に対応して時間的に特定される船速である。

これにより、実際の運航状態に則した性能評価とそれに基づく船型設計が可能となる。

2.3. これまでの関連研究

本論に関係するこれまでの研究を、実海域中推進性能の評価法、推定法、波浪中の抵抗増加及び船型設計法に分けて概要を記す。

2.3.1. 実海域中推進性能の評価法

船速低下に及ぼす機関の持つ特性の影響については、中村ら [28]は、主機特性として、回転数一定、トルク一定及び馬力一定とした場合に、これらの特性の差により、船速低下量が異なることを理論的に説明し、実験的にもトルク一定の場合の方が、回転数一定の場合より大きいことを始めて示した。

船速の評価については、著者 [8]は、船速はシーマージンではなく確率的な観点から定義すべきことを指摘した。また、細田等 [25]は、現状ではマージンを馬力の余裕率として定義しているが、船速マージンの方が妥当であることを示している。

更に、細田等 [29]は、船速を確率密度関数として評価し、バルクキャリアを対象にした計算では、従来の 15%シーマージンでは、就航後最初の 1 年間を通じて計画速度を維持できる確率は30%であることを示している。また、最近では、実海域中の船速分布 [30]や抵抗増加 [31]を確率密度関数として取り扱う研究も進んでおり、内藤 [32]はシーマージンと速力試運転に代る確率統計的な性能評価法の確立が必要であることを指摘している。

一般的な性能評価の指標である船速低下、馬力増加及び回転数低下の実態に関する報告については 4 章に詳述する。

2.3.2. 実海域中推進性能の推定法

(1) 杉村の近似式

杉村 [26]は、主機関とプロペラが連結された系においては、船速、馬力及びプロペラ回転数の間にはプロペラ特性を介して相互に関係があることを用いて、船の抵抗の小変化に対するプロペラ回転数、トルク、船速などの変化を近似的に求める方式を示している。更に、これを用いてタンカーのような肥大船型では抵抗が 10%増加した場合、次のような変化があると試算している。

- トルクを一定とすると、回転数は約 1%、船速は約 3%低下する。
- 船速を一定に保つためには、回転数を約 3%、トルクも 9%増やす必要がある。
- 馬力を一定とすると、回転数低下は約 0.6%、船速低下は 2.8%、トルク増加は約 0.6%である。

(2) 船速の推定法

実海域における推進性能の推定については、著者 [8]は、コンテナ船の竣工直後 1 年間の航海実績を解析し、汚損等による不明確な有効馬力の増加量を 5%と仮定すれば、船速の分布は推力増加の近似式 [27]や限界速力を導入した簡便な推定法でも実用的な精度で求められることを示した。

また、山崎 [33]は、10 年以上の長期にわたる航海速力の変化を推定する方法を明らかにし、汚損の影響に実績値を用いれば、十分な再現性があることをログブック解析と比較して示している。

更に、内藤等 [34]は、船を、船長が持っている判断機能を含む、船体、主機及びプロペラからなる一つのシステムと考えて船速低下を厳密に推定する方法を提示している。

(3) 汚損･経年影響

汚損･経年影響に関する研究の歴史は古く、以下に本論文に直接関係する研究について記す。また、これらの詳細については 4 章及び付録 C に示す。

a) 船体

船体の汚損影響については、山崎 [33]は、汚損は太陽光線に関係するという有効汚損深さの概念を導入するとともに、船速低下の推定には表面粗度との関連付けが必要であることを指摘し、Schlichtingの式を用いて試算している。

船体の表面粗度の経年による変化については、折戸 [35]と中尾 [36]が、防汚塗料の種類ごとに、多くのデータ解析から求めている。また、船体表面粗度と摩擦抵抗増加係数との関係を示す式には、ITTC1978[37]、Byrne[38]、姫野 [39]及びTownsin[40]等の式がある。

b) プロペラ

プロペラの汚損・経年影響については、矢崎 [41]は、船体とプロペラの汚損影響と経年劣化による主機トルクの低下が、プロペラ回転数に及ぼす影響を試算し、次の結果を示している。

- プロペラ回転数に及ぼす影響は、伴流係数の変化の方が、船体抵抗の変化より大きい。
- 表面粗度の増加によるトルク係数の増加 1%に対し、プロペラ回転数は約 0.5%低下する。
- 主機関トルクの減少 1%に対し、プロペラ回転数は約 0.5%低下する。
- 汚損により伴流率(1-w)が 7.5%小さくなると、回転数は 1.5%小さくなる。

汚損・経年によるプロペラ表面粗度の変化については、西川等 [42]及び折戸 [43]による多数のデータを詳細に分析した報告がある。

また、プロペラの表面粗度とそれに伴う抗力係数の増加に関する研究には、Prantle-Schlichting の式を用いる山縣の方法 [44]、ITTC1978 の式は影響が小さい範囲では適用できるとする論文 [45]やこの式を拡大した海津 [46]の方法)等がある。

プロペラの表面粗度の増加によるトルク係数の増加とスラスト係数の減少との関係については、西川等 [47]は、種々の実験と理論計算から、ITTC1978 の式から得られる関係は実際と大きく異なることを指摘している。

c) 抵抗増加係数と伴流増加係数

川口等 [48]は、ログブックデータを速力試運転と同じ方法で解析することにより、抵抗増加係数と伴流増加係数との関係を求めている。更に、ログブック解析により波浪中抵抗増加を抽出できることを示している。

また、田中・溝口 [49]も同様な解析を行っている。

d) 主機

主機関の汚損･経年影響については、明確な定説はなさそうである。最大許容トルクの減少 [41]、[50]やSR235[51]のように何らかの影響を指摘する文献 [40]、[52]がある。一方、主機の経年劣化については、メンテナンスが適切であれば経年劣化は大きくないとする報告 [6]、[53]がある。

(4) シーマージン

シーマージンの推定に関しては、著者は、設計速度 [27]や同じ航路でも船の主要目 [23]により差があることを示した。

また、高橋 [54]は、船型が同一で搭載主機出力を変えた場合の、荒天中での性能について検討し、出力が小さい程、シーマージンと船速低下率が大きいことを示している。

更に、辻本等 [55]は、シーマージンを経年劣化、生物汚損影響、波、風の影響に分けて検討し、航海実績と良く合うことを示している。

2.3.3. 波浪中抵抗増加等

波浪中抵抗増加の計算法は、丸尾 [56]によって確立され、実用的な方法は高橋 [57]によって展開された。また、基本設計で使いやすい近似的な推定法には、著者 [27]の推力増加の近似式、新谷等 [58]のチャート、新谷 [59]の回帰式がある。

また、線形重畳法を用いた推定法に関する問題については、中村 [60]、新谷等 [58]、Faltinsen 等 [61]によって指摘されている。

実験的研究として、SR243[62]では、20 隻の肥大船の実験結果から、短波長域の抵抗増加を簡単な船型要素を用いた一次回帰式で近似できることを示している。

門松等 [63]は、風浪による抵抗増加量の絶対値は船型の大型化にほぼ比例して増大するが、剰余抵抗係数の形で表すと船型が大型化または高速化するほど小さくなり、船長に対する抵抗増加の変化は船種によって異なることを示している。

操縦運動に起因する抵抗増加には、当舵、回頭運動及び横流れによる成分があり、SR208[96]ではこれらの推定式を示している。

2.3.4. 船型設計法

著者 [8]は、任意の海象における限界速力を主機の許容最大出力、許容回転数及び見掛けスリップの増加量から定義し、見掛けスリップは船型と海象に密接に関係することから、従来、シーマージンを介して選定されている主機およびプロペラを直接的に決定できることを示した。更に、意識的減速をする割合が高い場合には、ある限度以上に主機出力を増加しても、船速分布特性の改善に対する効果は少ないことを示した。

高橋 [57]は、波浪中抵抗増加の推定法を基に波浪中船速低下の推定を行い、波浪中推進性能を考慮した船型計画法として、船型主要目や搭載主機馬力の選定、馬力余裕と回転数マージンのとり方について述べ、水線面形状、平水中の馬力曲線の傾斜の影響についても触れている。

3. 基本設計における推進性能の評価

3.1. はじめに

3 章では、船舶の基本設計における実海域中推進性能の評価について考察する。船舶の推進性能の評価には、性能そのものを絶対値的に評価する場合と性能の変化量を相対的に評価する場合がある。前者を広義の評価とすれば、定期用船契約のようにある海象下を一定の燃料消費量で航行する時の船速の評価などが該当し、後者を狭義の評価とすれば、シーマージンや船速低下などのように平水中推進性能からの変化量による評価が該当する。

現状では、実海域中推進性能は狭義に評価されることが多いが、変化量のみによる評価はシーマージンのように誤解を招く場合もあり、船型設計では、主機を選定する場合のように平水中を含めた絶対値による広義の評価が必要である。このように船舶の性能評価においては、シーマージンや回転数マージンのような狭義の性能評価は、広義の推進性能の評価のための手段でもある。

また、狭義の推進性能の評価においては、2 つの性能項目の相互関係を設計値や予定値と比較することで評価される。例えば、シーマージンと船速低下は、いずれも船速と馬力の相互関係が、平水中の値から変化した量を表す指標であり、プロペラが重いという評価は、同じ馬力におけるプロペラ回転数が予定値より小さいことを表している。このような評価法は簡明ではあるが、必ずしも実態に則した評価ではなく、現象を正確に反映するためには船速、プロペラ回転数、馬力または燃料消費量の 3 つの性能項目に加え、主機特性を合わせて評価する必要がある。

以下に、現状の推進性能評価法と評価条件との関係、船型設計から見たシーマージンについて述べる。

3.2. 推進性能評価法と評価条件の関係

本節では、現状の推進性能評価法の問題点を示し、船速、馬力及び回転数を 3 次元的に見た場合の平水中推進性能と実海域中推進性能の関係を明らかにし、評価条件としての主機特性について述べる。

3.2.1. 現状の評価法の問題

Fig.3.1 に、基本設計で最も一般的な推進性能の表示法である馬力曲線を示す。横軸に船速*(Vs)*、

縦軸(左)に馬力*(BHP)*、縦軸(右)に回転数*(RPM)*を示す。図中、*BHP* を実線、*RPM* を破線で表し、それぞれの太線は平水中、細線は実海域中の値を示す。想定した対象船は、長さ 320m、肥瘠係数*(C_b)*が 0.800 の VLCC であり、船速を 15%シーマージンで 15.5kt としている。また、海象は *BF*=5 とし、正面から波と風をうける状態を想定している。

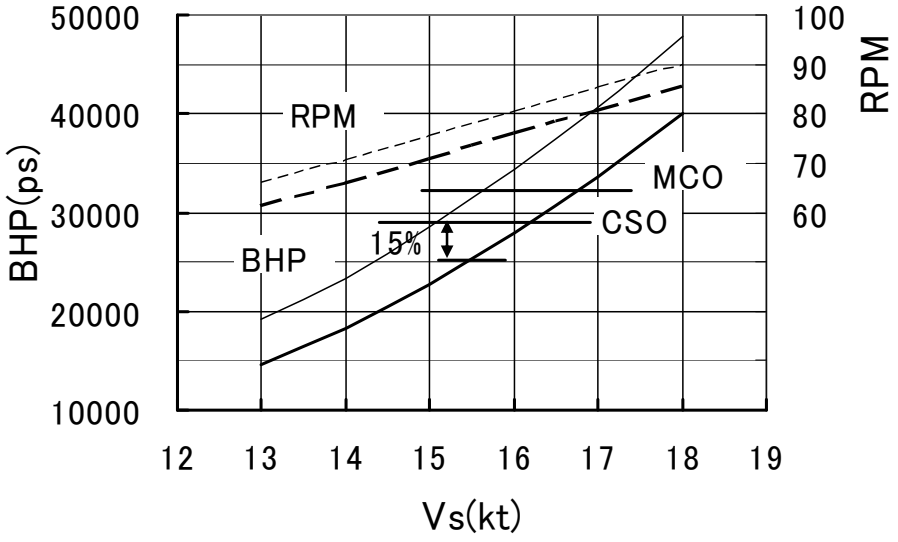

Fig. 3.1 Comparison of performance by an ordinaly power curves in still water and actual seas

図によれば、*BF*=5 の海象における船速低下は常用出力*(CSO)*で 1.1kt であり、15.5kt を維持するためには回転数を 4.4 回転増加し、出力を 6300 馬力増加することが必要であることなどを表している。但し、これらの値の前提である平水中と同一馬力、または同一船速であるとする条件は、主機が実海域中でもタービン船のようにほぼ馬力一定、または船速一定になるように制御されているという仮定を設定したことを意味する。従って、これらに該当する場合は評価された船速低下などは現象を正しく反映した値であるが、ディーゼル船のようにトルク一定に近いとされる場合は、実海域中では船速と馬力が同時に低下するため、これらの船速低下や馬力増加の数値は、主機の運転状態に関係なく設定した定性的な指標であり、実際の定量的な値を表していない。

3.2.2. 推進性能の 3 次元的評価

前項で述べた現状の慣用的な評価法の問題点を更に明確にするために、船速、馬力または燃料消費量、回転数の関係を 3 次元的に考察する。

Fig.3.2 は、平水中と実海域中のこれらの関係を 3 次元的に表示した模式図であり、図中の矢印で示す変化は、平水中と同じ燃料消費量で運転している場合を想定している。推進性能を示す曲線のうち、実線は 3 次元的な値を、破線はそれらを 3 つの平面に投影した値を示す。Fig.3.1 の馬力曲線は *Vs*－*BHP* 平面、*RPM*－*Vs* 平面への投影図を合わせたものである。

曲線 OS は 3 次元的に表した平水中の値であり、点 S を *Vs*－*BHP* 平面、*BHP*－*RPM* 平面及び *RPM*－*Vs* 平面に投影した点は、Sr、Sv、Sb となる。同様に、実海域中の値を表す曲線 OA の A 点は、Ar、Av 及び Ab に投影される。更に、曲線 OS 上の基準点(●)が、実海域中の外乱により曲線 OA 上の矢印の位置に移動した場合の、3 つの平面上での位置を矢印で示す。

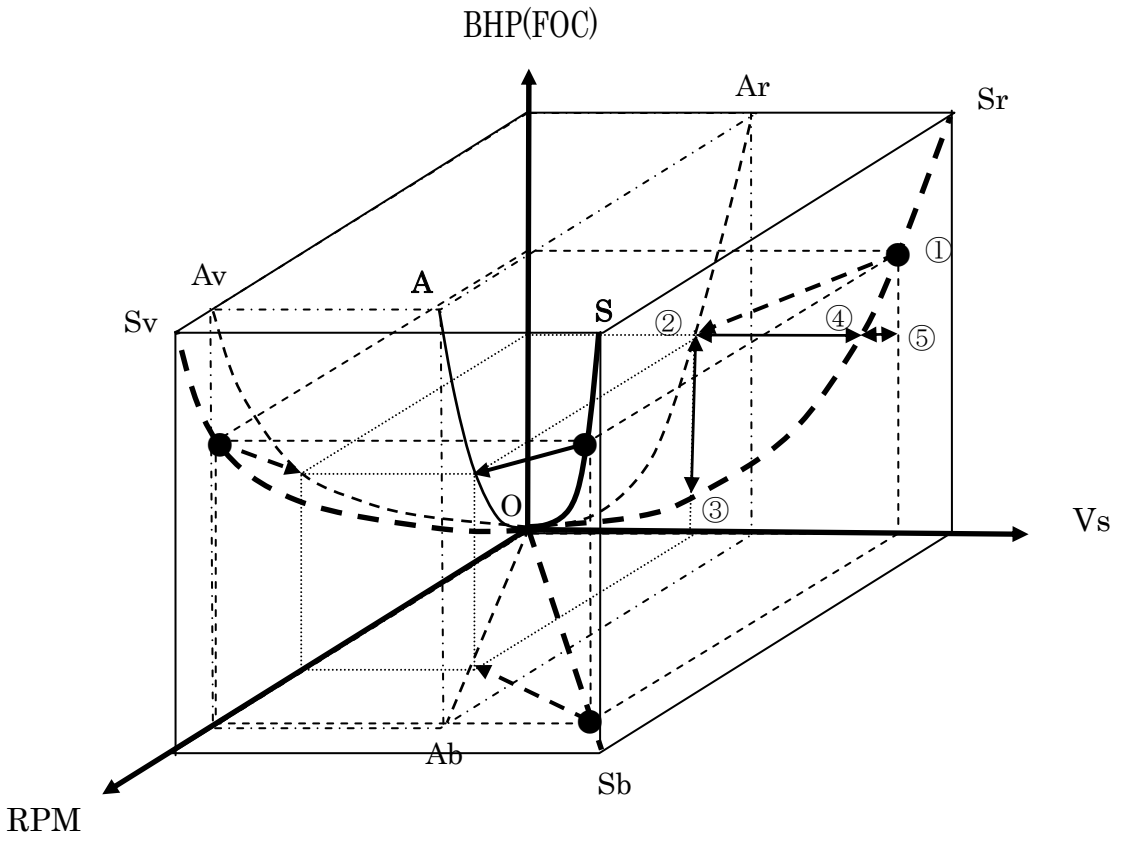

Fig. 3.2 Three dimensional description of change of performance

曲線 OS、OA の値は、それぞれの状態における抵抗、自航要素及びプロペラ特性が特定できれば一義的に決まる。実海域中推進性能を平水中性能と比較して評価するためには、曲線 OS 上の基準点と OA 上の移動先との関係を規定する必要がある。これを「評価条件」ということにすれば、Fig.3.2 の評価条件は、基準点と燃料消費量が同じということである。

この条件の場合には、実海域中では *Vs*－*BHP* 平面上の馬力が①から⑤に低下し、*RPM*－*Vs* 平面では回転数が減少し、これに対応して船速が⑤から②に低下した結果として、①が②に移動する。

慣用的な評価法は、この現象を②における船速または馬力を一定として評価する。船速一定時の馬力増加(シーマージン)は、低下した船速における馬力増加②～③で評価し、同一馬力における

船速低下は、低下した馬力における船速低下②～④で評価する方法であり、④～⑤の低下が考慮されていない。従って、これらの評価法は船速一定または馬力一定で運転されている場合を除き、現象を正確に表しているとは言えず相対的な指標と考えるべきである。

以上のように、現状の推進性能の評価は、Fig.3.2 の投影面上の便宜的な評価であり、主機の特性に関係なく行われている。

3.2.3. 評価条件による性能の差

前項において、実海域中推進性能の狭義の評価には評価条件が必要であり、主機関の特性や運転状態も評価条件の一つであることを示した。以下に 3 次元的には同じ現象であっても、評価条件によって性能項目の変化量が異なることを、Fig.3.1 の試算例について示す。但し、馬力と回転数はいずれも最大出力(*MCO*)における定格値、船速は *MCO* における平水中の値で無次元化して示す。

Fig.3.3 は、Fig.3.1 を無次元化したものであり、評価条件は船速が一定ということである。平水中では船速が 100 の時に、馬力は 100 であり、回転数マージンを 5%と設定しているため、回転数 105 である。また、実海域中では、*MCO* に対応する船速(100)での馬力は、22%増加し、回転数は 6%増加する。

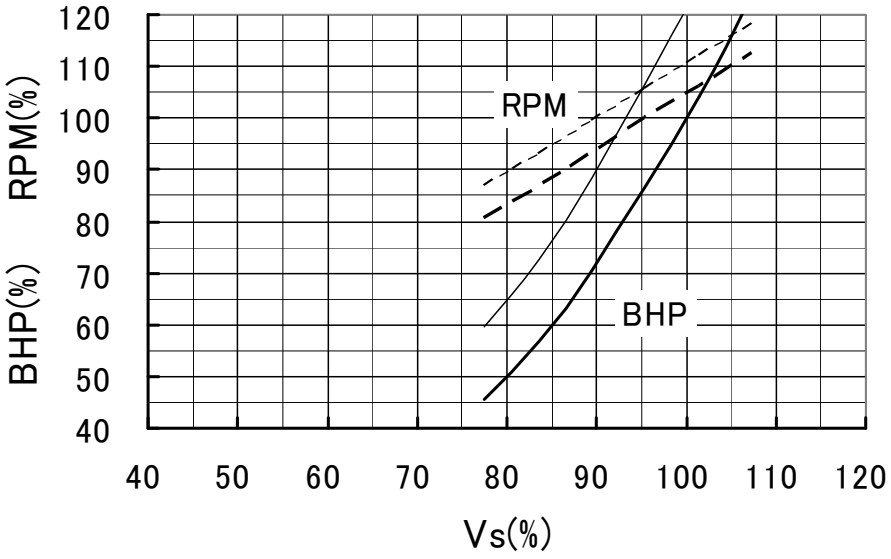

Fig. 3.3 *BHP* icrease and *RPM* icrease at the same *Vs*

Fig.3.4 は、評価条件を回転数一定とした場合の *BHP* と *Vs* であり、*MCO*(*BHP*=100)に対応する回転数約 105 では、実海域中の馬力は 4%増加し、*Vs* は 5.5%低下する。

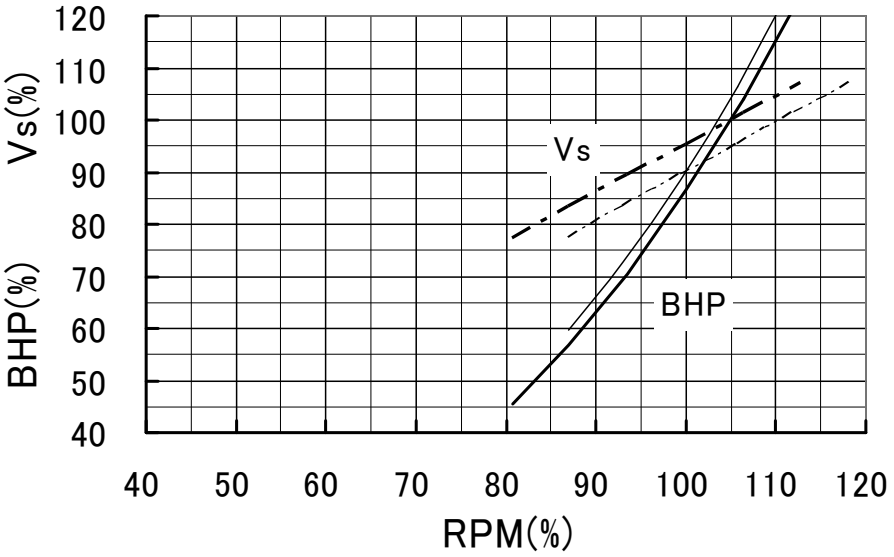

Fig. 3.4 *BHP* icrease and *Vs* dcrease at the same *RPM*

Fig.3.5 は、馬力を一定とした場合の比較であり、*MCO* では、実海域中の回転数は 1.4%低下し、船速は 6.9%低下する。

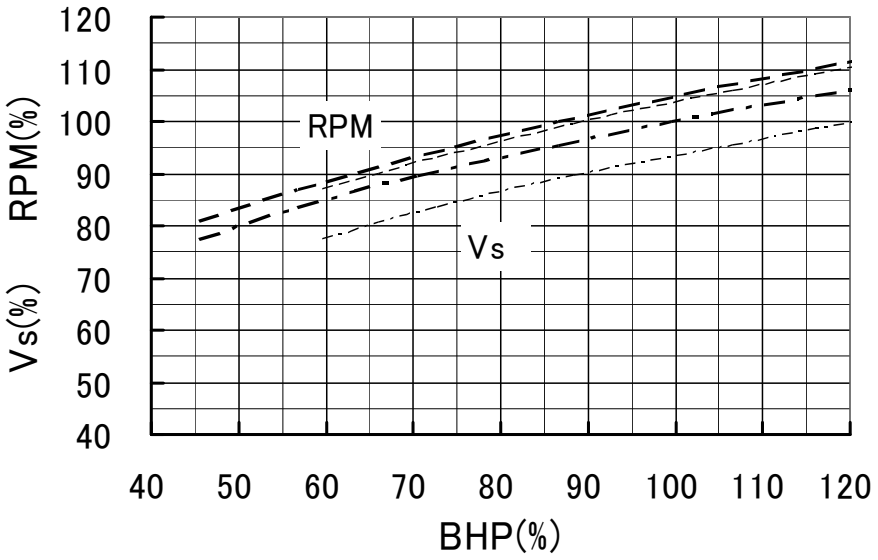

Fig. 3.5 Decrease of *Vs* and *RPM* at the same *BHP*

Fig.3.6 は、トルクを一定とした場合の馬力、回転数及び船速の比較であり、*MCO* に対応する平水中のトルク約 95 では、実海域中で回転数は 2%低下し、馬力も 2%低下し、船速は 7.8%低下する。

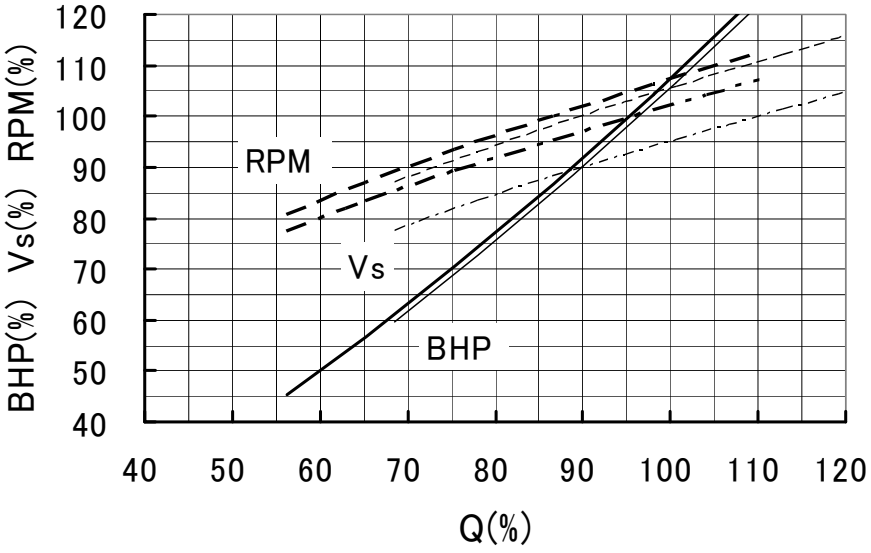

Fig. 3.6 Decrease of *BHP*, *RPM* and *Vs* at the Same *Q(FOC)*

平水中と実海域中との差は、Fig.3.2 のように 3 次元的に見れば同じであるが、Fig.3.3~3.6 に示すように投影する平面によって、船速、回転数及び馬力の差は異なる。例えば、実海域中の船速はいずれの評価条件においても低下するが、同じトルクで比較した場合が最も大きく 7.8%、次いで同一馬力での比較で 6.9%、同一回転数で比較した場合が最も小さく 5.5%である。これは船速低下について従来から言われている傾向と同じである。

また、実海域中の回転数は、船速一定で 6%の増加、馬力一定では 1.4%の減少、トルク一定では 2%の減少である。馬力については、同一船速では 22%の増加であり、回転数一定では 4%の増加、トルク一定では 2%の減少である。

このように、Fig.3.2 の曲線 OS(平水中)、曲線 OA(実海域中)は、3 次元的な相互関係は不変であるが、これをどの方向から見るかによって 2 本の曲線の相互関係が変化する。これらの図のうち、実態を正しく表しているのは横軸を主機の運転特性とする場合であり、ディーゼル機関では Fig.3.6、タービン機関では Fig.3.5 が相当する。

3.3. 船型設計から見たシーマージン

シーマージンによる性能評価は、研究の背景にも述べたが、以前のような 15～20%程度のシーマージンで航行できるような船舶が良い [4]、[7]とする誤解が生じている。これについては、佐々木 [64]、山野 [65]、松本 [66]の考察があり、最近の船は主として低速化のためシーマージン、船速低下は大きくなるが、全体としての所要馬力や燃料消費量は低減されていることを示している。このことは、シーマージンは変化量のみによる狭義の性能評価であり、広義の性能評価の重要性を示す例でもある。シーマージンによる性能評価について若干の考察をする。

3.3.1. シーマージンの内訳

先ず、シーマージンに関与する抵抗と推進効率との関係を明らかにする。シーマージン*(SM)*は、実海域中を一定の船速で航走するために必要な馬力を*(P)*、新造時平水中を同じ速度で航走するために要する馬力を*(PC)*とすれば、次式で定義される。下付文字(C)は新造時平水中の値であることを表す。

$$S_M = \frac{P - P_C}{P_C} \tag{3.1}$$

次に、平水中の有効馬力、推進効率をそれぞれ EHP_C、η_Cとし、それぞれの実海域中における変化量を$\triangle EHP$、$\triangle \eta$とすれば、P_Cは(3.2)式、実海域中の馬力*(P)*は(3.3)式で表される。

$$P_C = \frac{EHP_C}{\eta_C} \tag{3.2}$$

$$P = \frac{EHP_C + \Delta EHP}{\eta_C + \Delta\eta} = P_C\left(\frac{1 + \Delta EHP / EHP_C}{1 + \Delta\eta / \eta_C}\right) \approx P_C\left(1 + \Delta EHP / EHP_C - \Delta\eta / \eta_C\right) \tag{3.3}$$

更に、船速が一定の場合、平水中の抵抗を*(RC)*、実海域中の増加量を*(△R)*とすれば、次式が成り立つから

$$\frac{\Delta EHP}{EHP_C} = \frac{\Delta R}{R_C} \tag{3.4}$$

(3.3)、(3.4)式から、シーマージンとは、次式のように平水中の値に対する抵抗増加率と推進効率の低下率との差である。

$$S_M = \Delta R / R_C - \Delta\eta / \eta_C \tag{3.5}$$

(3.5)式の推進効率の変化には、自航要素の変化とプロペラ効率の低下があり、原因となるのはプロペラと船体の表面粗度の増加、実海域中の抵抗増加*(△R)*である。これらの船型による差は抵抗増加率に比べると副次的であり、船型によるシーマージンの差は、主として抵抗増加率に起因し、シーマージンは、本質的には(3.6)式で表される。

$$S_M \approx \Delta R / R_C \tag{3.6}$$

3.3.2. シーマージンに及ぼす船型の影響

シーマージンが少ない船型という観点から考えると、(3.6)式が示すとおり、実海域中の抵抗増加量と平水中の全抵抗との比が小さい船型を目指すことになる。載貨重量が一定という条件のもとで見れば、分子については抵抗増加量が小さくなる主要寸法、船首形状を選び、加えて良好なペイント仕様を採用することになる。分母である平水中の全抵抗が大きいほどシーマージンは小さく、従って、船速が大きい方がシーマージンは小さくなる。また、船速が同じでも C_bを小さく

するなど低抵抗型の船型を採用する時には、それ以上の割合で抵抗増加量を小さくしないとシーマージンは増加する。

このように、シーマージンには、船速と載貨重量が決められた後での船型設計そのものよりも、むしろ新造船計画時の船速と載貨重量の値が大きく影響し、この段階での検討が必要である。また、実海域中の所要馬力(P)とシーマージンの間には次の関係があるから、

$$P = P_C(1+S_M) \tag{3.7}$$

S_Mが小さければ P も小さいというシーマージンによる性能評価は、平水中馬力(P_C)がほぼ同じであることが前提であり、同一船の汚損・経年影響による性能低下や類似した船型間の性能比較に限定される。

3.3.3. アドミラルティ係数とシーマージン

次に、シーマージンと並んで推進性能の評価に多く用いられるアドミラルティ係数(C_{adm})について述べる。アドミラルティ係数は、排水量を△、浸水面積を S、全抵抗係数を C_T とすれば、次式で定義される。

$$C_{adm} = \frac{\Delta^{2/3}V^3}{BHP} = \frac{150\Delta^{2/3}}{\rho \cdot S} \times \frac{\eta}{C_T} \tag{3.7}$$

(3.7)式から、平水中からの変化量($\triangle C_{adm}$)は次式である。

$$\frac{\Delta C_{adm}}{C_{adm}} = \frac{\Delta\eta}{\eta_C} - \frac{\Delta C_T}{C_{TC}} \tag{3.8}$$

(3.8)式は、(3.5)式の符号を変えたものであり、シーマージンとの間には次の関係がある。

$$S_M = -\frac{\Delta C_{adm}}{C_{adm}} \tag{3.9}$$

従って、シーマージンと同じように船速や大きさが異なる船型間の性能評価には適していない。

なお、辻本等 [55]は、平水中のアドミラルティ係数をC_{adm0}として、(3.9)式と同じ内容を示す次式を導いている。

$$\frac{C_{adm0}}{C_{adm}} = 1 + S_M \tag{3.10}$$

3.4. まとめ

実海域中推進性能の評価について、船速、馬力、回転数の関係を 3 次元的に展開して考察し、次の結論を得た。

1. 慣用的な推進性能の評価法は、必ずしも実際の現象に則した方法ではない。
2. 実海域中推進性能を平水中推進性能からの変化量で評価する場合は、評価条件が必要で

あり、主機関の特性もその一つである。

3. 実海域中推進性能の評価は、燃料消費量を一定にした場合の主機関の特性に対応した船速でするべきである。
4. シーマージンやアドミラルティ係数による実海域中推進性能の評価は、船速や大きさがほぼ同じである場合にのみ妥当である。

4. 汚損･経年影響を含む実海域中推進性能の推定法

4.1. はじめに

4 章では、先ず、汚損･経年影響と海象影響による推進性能の変化を、主機の運転状態と関連付けて求めるための近似推定式を構築する。次に、実海域中推進性能の時間的な変化を表す汚損･経年影響の推定法を構築する。

長期にわたる実海域中推進性能を実用的な精度で推定することは、船型設計だけでなく運航採算など多方面にとって重要である。基本設計においては、これまで海象影響については試運転解析への導入 [96]など何らかの考慮がされてきた。

これに対し、汚損･経年影響は、シーマージンに含まれるものとして扱われ、特に考慮されていない。近年の錫系防汚ペイントでは船速低下は気にしなくてよい程度 [4]とされるが、現在では錫系ペイントの使用は禁止されている。また、船速低下等の性能変化にはプロペラも船体と同じオーダで影響を及ぼすため、設計の対象とする海象や船型によっては、汚損･経年影響は海象以上の影響を及ぼし、特に船舶の生涯などの長期間の推進性能を検討する場合は不可欠な要素である。

本論では、汚損･経年影響による船体の摩擦抵抗の増加とプロペラ効率の低下をそれぞれの表面粗度の増加と関連付け、主機については一定の経年影響を仮定することにより、海象影響に加え、汚損･経年影響を含む汎用的な近似推定法を構築する。

本近似推定式により、実海域中の海象影響と汚損･経年影響による船速、回転数、馬力、燃料消費量等の性能変化を主機の運転状態と関連付けて推定することができる。また、それぞれの性能変化には、船体、プロペラ及び主機の特性が反映されているため、本近似推定式を用いることにより長期の実海域中推進性能を考慮した船型設計が可能となる。

以下に、近似推定式の構築と計算法の概要について述べ、汚損･経年影響による性能変化の推定精度を多くの報告例と対比して検証する。更に、近似推定式の構成に着目して、船型による汚損･経年影響の違いについて考察し、海象影響による性能変化の相互関係等を明らかにする。

4.2. 実海域中推進性能の近似推定式

4.2.1. 近似推定式の構築

推進性能は実務的には、船速、馬力(または燃料消費量)及びプロペラ回転数の相互関係で評価される。本論では、長期にわたる実海域中推進性能を推定するために、抵抗増加のみを対象とする杉村の近似式 [26]に、汚損、経年影響による次の 4 要素を加えて拡張した。

・摩擦抵抗の増加
・プロペラ特性の変化
・伴流係数の変化
・主機関の経時劣化によるトルク減少

以下に、近似式を構成する基本式とそれを近似的に展開した式について示す。

(1) 基本式

杉村の近似式では、抵抗*(R)*、船速*(V)*、スラスト*(T)*、トルク*(Q)*、プロペラ回転数*(n)*及びプロペラ直径*(D)*の間には(4.1)～(4.4)式で表わされる仮定が成立するとしている。但し、mは平水中の抵抗曲線を(4.1)式で近似した場合の指数であり、Δは小変化を表わす。また、前進定数*(J)*は*(1-w)*を伴流率として(4.5)式で表され、馬力*(P)*は(4.6)式で表わされる。

更に、本論では、燃料消費量*(F)*に関してはディーゼル機関を対象とし、燃料消費量はトルクに比例する(C_Eは比例定数)という(4.7)式の仮定を追加する。タービン機関の場合は(4.7)式を変える必要がある。

$$R = kV^m \tag{4.1}$$

$$\frac{\Delta T}{T} = \frac{\Delta R}{R} \tag{4.2}$$

$$K_T = \frac{T}{\rho n^2 D^4} = aJ + b \tag{4.3}$$

$$K_Q = \frac{Q}{\rho n^2 D^5} = a' J + b' \tag{4.4}$$

$$J = \frac{V(1-w)}{nD} \tag{4.5}$$

$$P = {2\pi mQ}\big/{75} \tag{4.6}$$

$$F = C_E \cdot Q \tag{4.7}$$

(2) 近似展開式

これらの基本式を、ある基準点を中心に展開し高次の項を省略すれば、抵抗、伴流率、プロペラ特性及び主機のトルクが小変化した場合のスラスト、トルク、前進定数及び燃料消費量の変化は、以下の(4.8)～(4.15)式のように表わすことができる。なお、下付文字(0)は基準点における値であることを表す。

基準点とは、Fig.3.2 に示した新造時平水中の OS 曲線上の任意の 1 点であり、設計点、常用出力に対応する点などである。また、これらの近似展開式は基準点からの変化率を表し、この意味で基準点は初期値でもある。

a) 抵抗の増加

(4.2)式の抵抗の小変化*(△R)*を、海象等による抵抗増加量*(△R_S)*と船体の摩擦抵抗の増加量*(△R_F)*とに分け、(4.1)式と合わせると次式が得られる。

$$\frac{\Delta T}{T_0} = m\frac{\Delta V}{V_0} + \frac{\Delta R_S}{R_0} + \frac{\Delta R_F}{R_0} \tag{4.8}$$

b) プロペラのスラストとトルクの変化

プロペラのスラストとトルクの変化は、プロペラ作動点の変化に伴う変化量に、プロペラ表面粗度の増加に伴うスラスト係数の変化量*(△K_{TF})*とトルク係数の変化量*(△K_{QF})*をそれぞれ加えれば得られる。但し、いずれの変化量も前進定数に関係なく一定であると仮定する。

先ず、スラストの変化について示すと、(4.3)式から

$$\frac{\Delta T}{T_0} = \frac{\Delta K_T}{K_{T0}} + 2\frac{\Delta n}{n_0} \tag{4.9}$$

であり、次に、*△K_T/K_{T0}*を作動点の変化に対応する成分と表面粗度の変化による成分で表わすと、

$$\frac{\Delta K_T}{K_{T0}} = b_1\frac{\Delta J}{J_0} + \frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}};\ \left(b_1 = aJ_0 \Big/ K_{T0}\right) \tag{4.10}$$

となり、スラストの変化は次式で表わされる。

$$\frac{\Delta T}{T_0} = b_1\frac{\Delta J}{J_0} + \frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} + 2\frac{\Delta n}{n_0} \tag{4.11}$$

トルクについても同様にすれば、次式を得る。

$$\frac{\Delta Q}{Q_0} = b_2\frac{\Delta J}{J_0} + \frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}} + 2\frac{\Delta n}{n_0};\left(b_2 = a' J_0 \Big/ K_{Q0}\right) \tag{4.12}$$

c) 前進定数の変化

杉村は、プロペラ特性、伴流率は変化しないと仮定しているが、伴流率の変化と表面粗度の増加に伴うスラスト係数の低下を考慮すると、(4.5)式から前進定数の変化は次式で表される。

$$\frac{\Delta J}{J_0} = \frac{\Delta V}{V_0} + \frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0} - \frac{\Delta n}{n_0} + b_3\frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}}\ \ ;\ \left(b_3 = K_{T0} \Big/ (aJ_0 + 2b)\right) \tag{4.13}$$

(4.11)～(4.13)式において *b_1*、*b_2*は前進定数の変化に対するスラスト係数、トルク係数の変化の割合を示す定数であり、*b_3* は表面粗度の増加によるスラスト係数の変化に対する前進定数の変化の割合を示す定数である。これらは後述する一連の計算ではプロペラ特性の影響を表わす重要な係数である。

d) 主機関トルクの変化

主機関の経時劣化によるトルク減少の影響は、プロペラに伝達されたトルクと燃料消費量との関係に表われる。

ディーゼル機関の燃料消費量は、トルクに比例すると仮定する(4.7)式から、主機関に性能劣化がない場合の燃料消費量の変化は、次式で表わされる。

$$\frac{\Delta F}{F_0} = \frac{\Delta Q}{Q_0} \tag{4.14}$$

次に、新造時と同じトルクを発生するためには、経時劣化による主機トルクの減少分に比例する量だけ、燃料消費量は増加すると仮定すれば、燃料消費量の変化量は次式で表わされる。

$$\frac{\Delta F}{F_0} = \frac{\Delta Q}{Q_0} - \frac{\Delta Q_A}{Q_0} \tag{4.15}$$

ΔQ_A : 経時劣化による主機 トルクの変化量 (< 0)

Q_0: 新造時平水中の基準 点のプロペラトルク

e) 性能項目の変化

以上の(4.8)～(4.13)式から推進性能を直接表現しない前進定数とスラストの項を消去すると、下記の(4.16)、(4.17)式となる。また、(4.6)式から(4.18)式が得られ、(4.15)式を改めて(4.19)式とする。これらの四式は、推進性能を表わす船速、回転数、馬力、燃料消費量、トルクの 5 つの性能項目の変化と自然現象に起因する抵抗増加、汚損・経年影響との相互関係を表現している。

$$b_2 \frac{\Delta V}{V_0} + (2 - b_2)\frac{\Delta n}{n_0} - \frac{\Delta Q}{Q_0} = -b_2 \frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0} - b_2 b_3 \frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} - \frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}} \tag{4.16}$$

$$(b_1 - m)\frac{\Delta V}{V_0} + (2 - b_1)\frac{\Delta n}{n_0} = -b_1 \frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0} - (1 + b_1 b_3)\frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} + \frac{\Delta R_S}{R_0} + \frac{\Delta R_F}{R_0} \tag{4.17}$$

$$\frac{\Delta P}{P_0} = \frac{\Delta Q}{Q_0} + \frac{\Delta n}{n_0} \tag{4.18}$$

$$\frac{\Delta F}{F_0} = \frac{\Delta Q}{Q_0} - \frac{\Delta Q_A}{Q_0} \tag{4.19}$$

4.2.2. 評価条件別の近似推定式

実海域中の推進性能は、船速、馬力、プロペラ回転数、トルク及び燃料消費量の 5 つの性能項目のうちの 1 項目を平水中の基準値と同じであるとして評価される。例えば、シーマージンは平水中と同じ船速における馬力増加率であり、船速低下は通常、同一馬力における船速の低下量である。

更に広義に考えれば、5 項目のうちのいずれかが一定(必ずしも同じでなくても良い)であるという評価条件を追加すれば、(4.16)～(4.19)式から代数的に他の 4 項目を求めることができる。

実海域中推進性能そのものは平水中と同じように、抵抗、自航要素とプロペラ特性を与えれば

一義的に決まるから、平水中推進性能からの変化量を求めるために、ある性能項目を平水中と同一とする等の条件を設定することは、実際的には主機をある項目が一定になるように運転することを意味する。従って、主機の特性を考慮すると言うことは、ある評価条件を追加するということと同じである。

以下に追加する評価条件ごとに、一例として船速低下率または馬力変化率の式を示す。

(1) 燃料消費量一定

新造時平水中と同じ燃料消費量で運航する場合であり、ガバナーを作動させずにハンドルノッチを一定にして運転する状態に相当する。プロペラに伝達されているトルクは、新造時から経時劣化によるトルク低下量を差引いた一定の値である。即ち、追加する評価条件は(4.19)式の値が 0 であるということであり、次式で表わされる。

$$\frac{\Delta F}{F_0}=\frac{\Delta Q}{Q_0}-\frac{\Delta Q_A}{Q_0}=0 \tag{4.20}$$

(4.16)、(4.17)式に(4.20)式を加えることにより、燃料消費量一定の場合の船速の変化率は、次式で表わされる。

$$\frac{\Delta V}{V_0}=-\frac{2-b_2}{D_F}\cdot\left(\frac{\Delta R_S}{R_0}+\frac{\Delta R_F}{R_0}\right)+\frac{2(b_1-b_2)}{D_F}\cdot\frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0}+\frac{2-b_2+2(b_1-b_2)b_3}{D_F}\frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}}-\frac{2-b_1}{D_F}\cdot\left(\frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}}-\frac{\Delta Q_A}{Q_0}\right) \tag{4.21}$$

但し、 $D_F\equiv(2-b_1)b_2-(2-b_2)(b_1-m)$

更に、主機の経時劣化がない場合には、次式を(4.21)式に代入するとトルクが新造時と同じ状態で運転する場合の船速の変化率となる。

$$\frac{\Delta Q_A}{Q_0}=0 \tag{4.22}$$

(2) 回転数一定

速力試運転時のように、外乱に関係なく新造時平水中と同じ回転数を保って運転する場合であり、追加条件は次式である。

$$\frac{\Delta n}{n_0}=0 \tag{4.23}$$

船速の変化率は、(4.17)式から次式で表わされる。

$$\frac{\Delta V}{V_0}=\frac{1}{D_n}\cdot\left(\frac{\Delta R_S}{R_0}+\frac{\Delta R_F}{R_0}-(1+b_1b_3)\frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}}\right)-\frac{b_1}{D_n}\cdot\frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0} \tag{4.24}$$

但し、$D_n\equiv b_1-m$

(3) 船速一定

シーマージンのように、新造時平水中と同じ船速における性能の変化を評価する場合であり、評価条件は次式である。

$$\frac{\Delta V}{V_0}=0 \tag{4.25}$$

シーマージンは、(4.16)、(4.17)、(4.18)式から、次式で表わされる。

$$\frac{\Delta P}{P_0}=\frac{3-b_2}{D_V}\cdot\left(\frac{\Delta R_S}{R_0}+\frac{\Delta R_F}{R_0}\right)-\frac{(3-b_2)-(2b_2-3b_1)b_3}{D_V}\frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}}+\frac{2b_2-3b_1}{D_V}\cdot\frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0}+\frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}} \tag{4.26}$$

但し、 $D_V\equiv 2-b_1$

(4) 馬力一定

船速やプロペラ回転数の変化は、多くの場合、新造時平水中と同じ馬力における差で評価される。この場合の評価条件は、(4.18)式の値を 0 とする次式である。

$$\frac{\Delta P}{P_0}=\frac{\Delta Q}{Q_0}+\frac{\Delta n}{n_0}=0 \tag{4.27}$$

この評価条件を広義に考え$\triangle P$ に正または負の一定値を与えると、同一船で主機出力を変更した場合の推進性能の変化が得られる。この場合の評価条件は次式であり、

$$\frac{\Delta Q}{Q_0}=\frac{\Delta P}{P_0}-\frac{\Delta n}{n_0} \tag{4.28}$$

船速の変化は、(4.16)、(4.17)式から次式で表わされる。

$$\frac{\Delta V}{V_0}=-\frac{3-b_2}{D_B}\cdot\left(\frac{\Delta R_S}{R_0}+\frac{\Delta R_F}{R_0}\right)+\frac{(3-b_2)-(2b_2-3b_1)b_3}{D_B}\frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}}+\frac{3b_1-2b_2}{D_B}\cdot\frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0}$$
$$-\frac{2-b_1}{D_B}\cdot\left(\frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}}-\frac{\Delta P}{P_0}\right) \tag{4.29}$$

但し、$D_B\equiv b_2(2-b_1)-(b_1-m)(3-b_2)$

4.2.3. 摩擦抵抗増加係数の変化量と抗力増加係数

汚損・経年影響を汎用的に推定するためには、船体及びプロペラの表面粗度と汚損・経年影響を関係づけることが必要である。ここに、船体とプロペラそれぞれの表面粗度の増加による摩擦抵抗増加係数の変化量($\delta\triangle C_F$)と抗力増加係数($\triangle C_D$)を、次式で定義すれば、

$$\delta\Delta C_f=\frac{\Delta R_F}{\frac{1}{2}\rho SV^2} \tag{4.30}$$

$$\Delta C_D=\frac{\Delta R_D}{\frac{1}{2}\rho S_p Vr^2} \tag{4.31}$$

ΔR_F : 摩擦抵抗増加量,　S : 浸水表面積,　V : 船速
ΔR_D : 抗力増加量,　S_p : プロペラの表面積,　V_r : 相対速度

これらと伴流率の変化量｛△(1-w)｝、トルク係数の変化量(△K_{QF})及びスラスト係数の変化量(△K_{TF})との間には、定数 C_1、C_2、C_3を介して次の関係がある。詳細については次項に述べる。

$$\Delta(1-w) = C_1 \cdot \delta\Delta C_f \tag{4.32}$$

$$\Delta K_{QF} = C_2 \Delta C_D \tag{4.33}$$

$$\Delta K_{TF} = C_3 \Delta C_D \tag{4.34}$$

また、海象等による抵抗増加量(△R_S)については、それを無次元化した係数を(△C_S)とし、その大きさを基準点における全抵抗係数(C_{T0})に対する比で表示することにする。

$$\Delta C_S = \frac{\Delta R_S}{\frac{1}{2}\rho S V^2} \tag{4.35}$$

$$C_{T0} = \frac{R_0}{\frac{1}{2}\rho S V^2} \tag{4.36}$$

(4.30)～(4.36)式を用いて、(4.16)～(4.19)式に含まれる抵抗増加、伴流率の変化及びプロペラ特性の変化を示す項を、次の(4.37)～(4.41)式で置換すれば、性能項目の変化量を δ△C_f、△C_D、主機トルクの変化量(△Q_A)及び海象等による抵抗増加量(△C_S)で表すことができる。

$$\frac{\Delta R_F}{R_0} = \frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}} \tag{4.37}$$

$$\frac{\Delta R_S}{R_0} = \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \tag{4.38}$$

$$\frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}} = \frac{C_2 \Delta C_D}{K_{Q0}} \tag{4.39}$$

$$\frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0} = \frac{C_1 \delta\Delta C_f}{(1-w)_0} \tag{4.40}$$

$$\frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} = \frac{C_3 \Delta C_D}{K_{T0}} = \alpha \cdot \frac{C_2 \Delta C_D}{K_{T0}} \tag{4.41}$$

但し、 $\alpha = \frac{\Delta K_{TF}}{\Delta K_{QF}} = \frac{C_3}{C_2}$ (4.42)

4.2.4. 定数 C_1、C_2、C_3、$\alpha(=C_3/C_2)$の特定

(1) 摩擦抵抗の増加と伴流係数の増加との関係：C_1 (4.32)式

船体の表面粗度の増加により摩擦抵抗が増加すると、推力減少係数は殆んど変化しないが伴流係数が増加することは古くから知られ、矢崎 [41]もその影響を試算している。

また、川口等 [48]と田中等 [49]が、ログブック解析から摩擦抵抗増加係数の変化量($\delta\triangle C_f$)と伴流率の変化量{$\triangle(1-w_s)$}との関係を示している。いずれもプロペラ特性は変わらないと仮定した場合の解析結果であり、厳密にはプロペラの汚れが著しく大きくない場合に限定されるが、その比例関係は拡張できるものと仮定し、本論では、次に示す川口等の結果を用いた。

川口等は貨物船とバラ積船について解析し、次の関係を示している。

$$\delta e_i \Big/ \delta\Delta C_f = 0.1\times 10^3 \tag{4.43}$$

但し、
$$e_i = \frac{1-w_m}{1-w_s} \tag{4.44}$$

w_m: 模型船の伴流係数　　w_s: 実船の伴流係数

この二式から、次の近似式が得られる。

$$\frac{\Delta(1-w_s)}{1-w_s} \cong -\frac{\delta e_i}{e_i} \tag{4.45}$$

$$\Delta(1-w_s) = -\frac{(1-w_s)\delta e_i}{e_i} = -\frac{(1-w_s)}{e_i}\times 0.1\times 10^3 \times \delta\Delta C_f \tag{4.46}$$

従って、C_1は、$\varepsilon=1/e_i$とすれば、次式となる。

$$C_1 = \frac{\Delta(1-w_s)}{\delta\Delta C_f} = -100\cdot\varepsilon\cdot(1-w_s) \tag{4.47}$$

(2) 抗力係数の増加とプロペラ特性の変化との関係：C_2、 α

抗力係数の増加とトルク係数の増加の関係を示す係数 C_2と、(4.42)式で定義したトルク係数の増加とスラスト係数の減少の関係を示す係数 α に関するこれまでの報告の概要を以下に示す。

a) 抗力係数の増加とトルク係数の増加：C_2　(4.33)式

山縣 [44]は、Prandtl-Schlichtingが求めた粗面矩形平板の摩擦抵抗係数を用いて、翼面粗度の影響を計算する方法を示している。また、ITTC 1978[37]のパーフォーマンス委員会では、プロペラの尺度影響に関する問題として、模型船と実船の抗力係数の差($\triangle C_{Dp}$)がプロペラ特性に及ぼす影響を算出する方法を示している。本論では、C_2をITTCの式を参照して特定する。

ITTC では、実船プロペラの翼断面抗力係数(C_{DS})に、Prandtl-Schlichting の均一砂粗面の式を基にした次式を用い、

$$C_{DS} = 2\left(1+2\frac{t}{C}\right)\left(1.89+1.62\log\frac{C}{k_p}\right)^{-2.5} \tag{4.48}$$

C :0.75Rにおけるコード長さ, k_p: 翼面の粗度(30μ m)

t : 翼厚

スラスト係数とトルク係数の変化量を、次のように表わしている。

$$\Delta K_T = -\Delta C_{Dp} \cdot 0.3 \frac{p}{D} \cdot \frac{C \cdot Z}{D} \tag{4.49}$$

$$\Delta K_Q = \Delta C_{Dp} \cdot 0.25 \cdot \frac{C \cdot Z}{D} \tag{4.50}$$

p：プロペラピッチ　Z：翼数

Prandtl-Schlichting の式は砂粗面に対するものであるため、他の粗度との換算は Reynolds 数の影響が大きくプロペラの場合は別の換算が必要と思われるが、少なくとも形式は踏襲できると仮定した。これにより、(4.50)式から C_2 は次式となる。

$$C_2 = \frac{\Delta K_Q}{\Delta C_{Dp}} = 0.25 \frac{C \cdot Z}{D} \tag{4.51}$$

更に、MAU 型プロペラの最大コード長さ(C_{max})は、

$$C_{\max} = 2.26 \frac{EAR \cdot D}{Z} \tag{4.52}$$

EAR:展開面積比

であるから、C をこれで近似すると C_2 は次式となる。

$$C_2 = 0.565 \cdot EAR \tag{4.53}$$

本論では、C_2 には(4.53)式を用い、抗力係数には(4.48)式の形式を踏襲した新しい式を用いる。詳細は次の 4.2.5 項に示す。

b) トルク係数の増加とスラスト係数の減少：α　(4.42)式

トルク係数の増加とスラスト係数の減少との関係を表わす α の値は、ピッチ比を(h)とすれば山縣の関係式からは $-1.3h$[67]、上記の$ITTC$の関係式からは $-1.2h$となる。

これに対して、西川等 [47]は、種々の実験の平均値として $\alpha = -5$ の関係があるとして船体抵抗の変化を求める方法を示している。また、プロペラ特性に及ぼす粗度の影響を理論計算し、回流水槽の結果及び深江丸の速力試験と良く一致したことを示している [68]。更に、ITTC1978 の $\triangle K_T$ と $\triangle K_Q$ の関係は、実際と大きく異なることを指摘し、模型と実船プロペラの計測値や理論計算値から見て、$-1.2h$に対応する値は -6～ -8 になるとし、深江丸における $\triangle K_T$ と $\triangle K_Q$ の関係を実験式で示している [69]。

(3) 新しい α の推定式

本論では、西川等の報告を参考に、これまでに公表された実験結果を用いて、α の実験式を新しく求めた。

用いたデータはKemp[44]、Emerson [70]、横尾 [71]、McENTEE[44]、西川等 [68]によるものであり、これらには粗面の高さ、粗面の位置、材質の変化等種々の実験結果が含まれている。それぞれの文献の図から、粗面の変化ごとに前進定数 5 点におけるプロペラ特性を読取り解析した。

Table4.1 に、プロペラ要目、粗面数、読取範囲及び表面が清浄な状態におけるスラスト係数(K_{TC})とトルク係数(K_{QC})の比の範囲を示す。

Table 4.1 Propeller particulars and data range etc

Author	Z	D(m)	P/D	EAR	Number of Surface	Data range(J)	K_{TC}/K_{QC}
Kemp	4	0.178			5	0.5～0.9	4.6～5.3
Emerson	4	0.406	0.846	0.502	5	0.5～0.7	6.3～7.4
Yokoo	3	0.242	0.777	0.438	10	0.2～0.6	6.5～8.4
Mcentee	3	0.406	1.080	0.400	5	0.5～0.9	4.8～6.4
Nishikawa etc	4	0.250	1.100	0.550	5	0.5～0.9	5.3～6.3

先ず、(4.42)式で定義される α と表面粗度の増加によるプロペラ効率の低下量($\triangle \eta_p$)との関係を求める。表面が清浄な状態での値を下付文字(C)で表せば、プロペラ効率の低下は

$$\frac{\Delta\eta_p}{\eta_{pC}} = \frac{\Delta K_{TF}}{K_{TC}} - \frac{\Delta K_{QF}}{K_{QC}} \tag{4.54}$$

であるから、α は次式で表わされる。

$$\alpha = \frac{K_{TC}}{K_{QC}}\left(1 + \frac{\Delta\eta_p / \eta_{pC}}{\Delta K_{QF} / K_{QC}}\right) \tag{4.55}$$

次に、(4.55)式に含まれるプロペラ効率の低下率とトルク係数の増加率の関係を、読取った実験値から求めると Fig.4.1 のようになる。

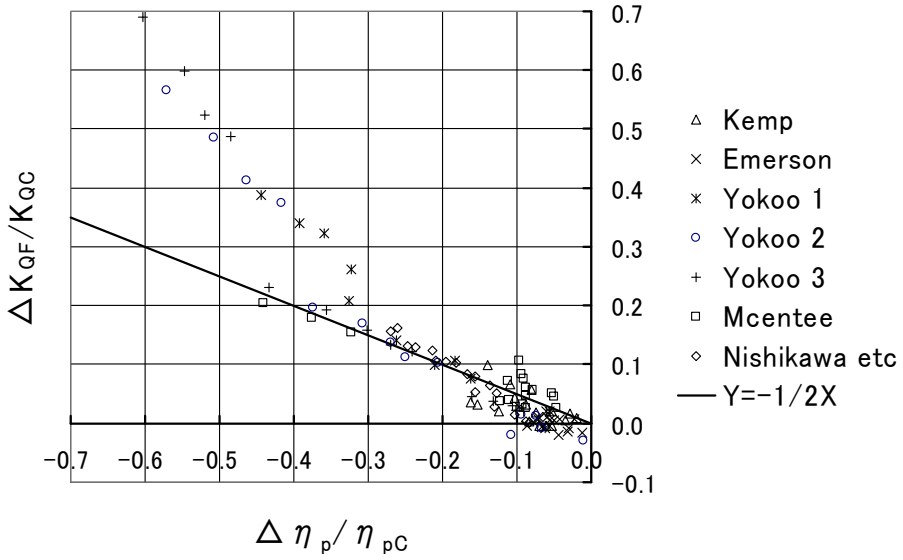

Fig. 4.1 Increase of $\triangle K_{QF}/K_{QC}$ and decrease of $\triangle \eta_p/\eta_{pC}$

読取り誤差もあり、トルク係数の増加率が負になるデータもあるが、実際的な範囲として効率低下が 30%以下の範囲で、かつ増加率が負のデータを除外すれば平均的には次式で近似することができる。

$$\frac{\Delta K_{QF}}{K_{QC}} = -\frac{1}{2}\frac{\Delta \eta_p}{\eta_{pC}} \tag{4.56}$$

(4.56)式は、表面粗度の増加によるプロペラ効率の低下には、スラスト係数の低下とトルク係数の増加が同程度、影響することを表わしている。更に、(4.55)式に(4.56)式を代入すれば、次式が得られる。

$$\alpha = -\frac{K_{TC}}{K_{QC}} \tag{4.57}$$

即ち、α は、表面が清浄な状態での基準点におけるスラスト係数とトルク係数の比で表現できることになる。また、$(-\alpha)$に相当する(K_{TC}/K_{QC})の値は、Table4.1 に示すように 5～8 の範囲にあり、前述の西川等の 6～8 という値を包含している。

新たに求めた α を導入することにより、$(-\alpha)$は基準点の前進定数が小さいほど大きく、またピッチ比によって異なることなど、性能項目の変化の推定にプロペラ特性の差が反映されることになる。また、ピッチ比の影響は、前述のように山縣と ITTC の式では、$(-\alpha)$はピッチ比が大きいほど大きいが、(4.57)式では作動点によって小さくなる場合もある。

この結果はあくまでも模型試験による結果であるが、実船にも適用できると仮定した。

4.2.5. 船体の摩擦抵抗増加係数、プロペラの抗力係数と表面粗度との関係

(4.37)、(4.39)、(4.40)、(4.41)式は、性能項目の変化を船体の摩擦抵抗増加係数の変化量$(\delta \triangle C_f)$またはプロペラの抗力増加係数$(\triangle C_D)$と関連付ける式である。これら 2 つの係数と表面粗度との関係を以下のように特定した。

(1) 船体の摩擦抵抗増加係数

船体表面粗度と摩擦抵抗増加係数との関係を示す式には、ITTC 1978[37]、Byrne [38]、姫野 [39]及びTownsin[40]等の式がある。

これらのうち、ITTCの式については、仲渡 [72]等が模型船から実船を外挿する場合にのみ用いるべきで、実際の$\triangle C_f$の評価に使うのは誤用であるとしている。本論では、次の姫野の式を用いる。

$$\Delta C_f = 1.8 \times 10^{-5} R_n^{3/4} \times \frac{k_A}{L} \tag{4.58}$$

(4.58)式のk_Aは粗面の見掛けの平均振幅であり、50mm区間における最大高さの平均値である。等価砂粗度(k_S)とは$k_S=1.47k_A$の関係 [73]があり、またk_Sと最大表面粗度(R_{max})との間には$k_S \fallingdotseq R_{max}$の関係 [74]があるとされる。更に、一般的なプロペラの表面粗度では $20\mu m(R_Z) \fallingdotseq 10\mu m(R_{max})$の関係 [75]があることなどを考え合わせ、$k_A$は 10 点平均粗さ$(R_z)$の値で置換えることができると仮定した。また、$L$は船長である。

(2) プロペラの抗力係数

プロペラの表面粗度と抗力係数の関係に関する研究には、前述したPrandtl-Schlichtingの式を

用いる山縣の方法、ITTC 1978 の式は粗度影響が小さい範囲では適用できるとする論文 [45]やこの式を拡大した海津 [46]の方法、プロペラ粗面の境界層計算に次に示すPrandtl-Schlichtingの局所摩擦係数の式を用いる理論的方法 [68]等がある。

$$C_f = (2.87 + 1.58 \log \frac{x}{ks})^{-2.5} \tag{4.59}$$

x:距離、　　ks:等価砂粗度

また、プロペラの表面粗度が推進性能に及ぼす影響は、粗面の性質のみならず船速、回転数、面積の他、船体やプロペラなどの他の特性が関係し [76]、表面粗度は使用期間のほかにキャビテーションエロージョン、メンテナンスや使用海域によって変化する [42]、[43]とされている。

本論では、プロペラ表面粗度と推進効率との関係を示すいくつかの表示 [76]のうち、Townsinが 1983 年に示した関係が平均的な実態を示すと仮定し、更に一般的な評価をするために、ITTCの形状影響と相対粗度を含む(4.48)式の形式を踏襲して、プロペラ表面粗度と抗力係数との関係を特定する。そのためにITTCの(4.48)式の他に、(4.48)式の形式を踏襲し係数にPrandtl-Schlichtingの局所摩擦係数の値を流用した次の(4.60)式を作り、それぞれの式について表面粗度の増加と効率低下との関係を求め、Townsinが示す関係と比較する。但し、C_2と αには、(4.53)、(4.57)式の値を用いる。

$$C_D = 2\left(1 + 2\frac{t}{C}\right)\left(2.87 + 1.58 \log \frac{C}{k_p}\right)^{-2.5} \tag{4.60}$$

各記号は(4.48)式に前述の通りである。

Fig.4.2 に、ITTC の(4.48)式と新たな(4.60)式から求めたプロペラ効率の低下を Townsin の値と合わせて示す。対象とした船型は、低速船型として VLCC(VL)、高速船型としてフィーダーコンテナ船(F.C.)の 2 船型である。

図中、太い実線が Townsin の値である。また、点線は VLCC、破線はコンテナ船を示し、細線が(4.48)式、太線が(4.60)式によるプロペラ効率の低下を表す。

効率低下は、いずれの式でもVLCCの方がコンテナ船より大きい。また、ITTCの $-1.2h$と比べると絶対値が数倍の大きさである(4.57)式の αを用いると、(4.48)式を用いた結果は船型による差が大きい。VLCCでは 1 年間の汚損でプロペラの粗度が 45μm(Rz)程度になるとすれば、6%の馬力増加になり、これまでの実績 [64]から見ると船体の汚損を含めた量に匹敵する過大な値となる。一方、(4.60)式を用いると、VLCCの値は小さくなり船型による差も小さくなり、Townsinの線は両船型の計算値に近い値となっている。

(4.60)式の 3 つの係数に Prandtl-Schlichting の局所摩擦係数の値を用いる物理的意味はなく、係数を変えれば 2 船型の傾向を更に Townsin の線に近づけることも可能であるが、プロペラ表面粗度の増加による推進効率の低下の実績の蓄積などを含め今後の問題である。本論では、プロペラの表面粗度と抗力係数の関係には(4.60)式、C_2と α には、(4.53)、(4.57)式を合わせて用いることにする。

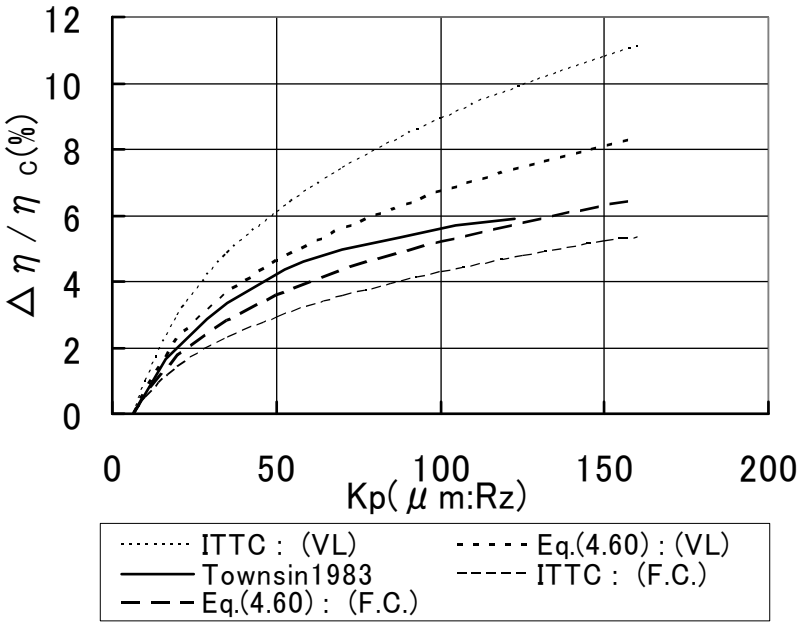

Fig. 4.2 Effect of propeller roughness on decrease of propulsive efficiency

4.2.6. ４つの要因で表した評価条件別の近似推定式

4.2.2 項に燃料消費量、回転数、船速及び馬力を評価条件にした場合の、船速低下率または馬力変化率の式を一例として示したが、燃料消費量、回転数、トルクの変化率も同様にして得られる。これらの式に含まれる変数を、(4.37)～(4.41)式で示した摩擦抵抗増加係数の変化量、抗力増加係数及び海象等による抵抗増加の係数で置換えると、5 つの性能項目のある一項目を評価条件にした場合の他の性能項目の変化率は、以下の(4.61)～(4.71)式で表わせる。

また、$\triangle K_{QF}=C_2\triangle C_D$ であるから抗力増加係数の項はプロペラトルク係数の変化率を表している。

(1) 燃料消費量一定

船速の変化は、(4.21)式から次式で表わされ、

$$\frac{\Delta V}{V_0}=\frac{1}{D_F}\left(b_2-2-200\cdot\varepsilon\cdot C_{T0}(b_1-b_2)\right)\frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}}+\frac{b_1+b_2-2(b_1-b_2)b_3-4}{D_F}\cdot\frac{C_2\Delta C_D}{K_{Q0}} \\ -\frac{(b_1-2)}{D_F}\cdot\frac{\Delta Q_A}{Q_0}+\frac{b_2-2}{D_F}\cdot\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \qquad (4.61)$$

回転数の変化も同様に求めれば、次式となる。

$$\frac{\Delta n}{n_0}=\frac{1}{D_F}\left(b_2+100\cdot\varepsilon\cdot C_{T0}b_2m\right)\frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}}+\frac{b_1+b_2-m(1-b_2b_3)}{D_F}\cdot\frac{C_2\Delta C_D}{K_{Q0}}-\frac{b_1-m}{D_F}\cdot\frac{\Delta Q_A}{Q_0}+\frac{b_2}{D_F}\cdot\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \qquad (4.62)$$

但し、$D_F\equiv(2-b_1)b_2-(2-b_2)(b_1-m)$

また、トルクの変化は(4.20)式から次式となり、

$$\frac{\Delta Q}{Q_0}=\frac{\Delta Q_A}{Q_0} \tag{4.63}$$

馬力の変化は(4.18)式で表わされる。

(2) 回転数一定

船速の変化は、(4.24)式に対応して次式となり、

$$\frac{\Delta V}{V_0}=\frac{1}{D_n}\left(1+100\cdot\varepsilon\cdot C_{T0}b_1\right)\frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}}+\frac{1+b_1b_3}{D_n}\cdot\frac{C_2\Delta C_D}{K_{Q0}}+\frac{1}{D_n}\cdot\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \tag{4.64}$$

トルクの変化は次式で表わされる。

$$\frac{\Delta Q}{Q_0}=\frac{1}{D_n}\left(b_2+100\cdot\varepsilon\cdot C_{T0}b_2m\right)\frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}}+\frac{b_1+b_2-m(1-b_2b_3)}{D_n}\cdot\frac{C_2\Delta C_D}{K_{Q0}}+\frac{b_2}{D_n}\cdot\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \tag{4.65}$$

但し、$D_n\equiv(b_1-m)$

また、馬力の変化は、(4.18)、(4.23)式から次式となり、

$$\frac{\Delta P}{P_0}=\frac{\Delta Q}{Q_0} \tag{4.66}$$

燃料消費量は(4.19)式で得られる。

(3) 船速一定

回転数及びトルクの変化は次式で表わされ、

$$\frac{\Delta n}{n_0}=\frac{1}{D_V}\left(1+100\cdot\varepsilon\cdot C_{T0}b_1\right)\frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}}+\frac{1+b_1b_3}{D_V}\cdot\frac{C_2\Delta C_D}{K_{Q0}}+\frac{1}{D_V}\cdot\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \tag{4.67}$$

$$\frac{\Delta Q}{Q_0}=\frac{1}{D_V}\left(2-b_2-200\cdot\varepsilon\cdot C_{T0}(b_2-b_1)\right)\frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}}-\frac{b_1+b_2+2(b_2-b_1)b_3-4}{D_V}\cdot\frac{C_2\Delta C_D}{K_{Q0}}+\frac{2-b_2}{D_V}\cdot\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \tag{4.68}$$

但し、$D_V\equiv(2-b_1)$

これらを足せば馬力の変化となり(4.26)式に対応する式となる。また、燃料消費量の変化は(4.19)式で表わされる。

(4) 馬力一定

船速の変化は、(4.29)式に対応した次式となり、

$$\frac{\Delta V}{V_0}=\frac{1}{D_B}\left(b_2-3+100\cdot\varepsilon\cdot C_{T0}(2b_2-3b_1)\right)\frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}}+\frac{b_1+b_2+(2b_2-3b_1)b_3-5}{D_B}\cdot\frac{C_2\Delta C_D}{K_{Q0}}-\frac{3-b_2}{D_B}\cdot\frac{\Delta C_S}{C_{T0}}+\frac{2\text{-}b_1}{D_B}\cdot\frac{\Delta P}{P_0} \tag{4.69}$$

回転数の変化は次式で表される。

$$\frac{\Delta n}{n_0}=\frac{1}{D_B}\left(b_2+100\cdot\varepsilon\cdot C_{T0}b_2m\right)\frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}}+\frac{b_1+b_2-m(1-b_2b_3)}{D_B}\cdot\frac{C_2\Delta C_D}{K_{Q0}}+\frac{b_2}{D_B}\cdot\frac{\Delta C_S}{C_{T0}}-\frac{b_1-m}{D_B}\cdot\frac{\Delta P}{P_0} \tag{4.70}$$

但し、$D_B \equiv b_2(2-b_1)-(b_1-m)(3-b_2)$

また、トルクの変化は(4.18)式から次式となり、

$$\frac{\Delta Q}{Q_0}=\frac{\Delta P}{P_0}-\frac{\Delta n}{n_0} \tag{4.71}$$

燃料消費量は(4.19)式から得られる。

これらの近似推定式により、性能項目の変化は、船体の表面粗度、プロペラの表面粗度、機関の経年劣化及び海象等による抵抗増加の 4 つの要因で表わされたことになる。また、任意の評価条件におけるすべての性能項目の変化が計算できるため、シーマージンと燃料消費量一定時の船速低下量の関係など、それらの相互関係を容易に求めることができる。

4.2.7. 性能項目の変化と評価条件との関係

上記の(4.61)～(4.71)式は、ある性能項目を評価条件とした場合の、他の対象とする性能項目の変化を表している。ここで評価条件とする項目と対象とする項目の組合せが同じであるということは、Fig.3.2 に示したいずれかの投影平面の縦軸と横軸の組合せが同じであることを意味する。従って、同じ組合せの二つの式は、同じ汚損･経年影響と海象等による抵抗増加の影響による性能項目の変化を、軸を変えて表していることになる。

例えば、(4.64)式と(4.67)式は、どちらもプロペラ回転数と船速を評価条件または性能項目に用いており、汚損･経年影響と海象等による抵抗増加の影響は同じであるから、回転数一定時の船速低下$(\triangle V/V_0)_n$と船速一定時の回転数増加$(\triangle n/n_0)_V$の間には、(4.72)式の関係があり、いずれか一方が分かれば他方が得られる。

$$D_n(\frac{\Delta V}{V_0})_n=D_V(\frac{\Delta n}{n_0})_V \tag{4.72}$$

同様に、船速低下$(\triangle V/V_0)$は、船速一定での燃料消費量$(\triangle F/F_0)_V$と馬力増加$(\triangle P/P_0)_V$との間には、次の関係がある。下付文字(n)、(V)、(F)、(P)はそれぞれ回転数一定、船速一定、燃料消費量一定、馬力一定での値であることを示す。

$$D_F(\frac{\Delta V}{V_0})_F=D_V(\frac{\Delta F}{F_0})_V \tag{4.73}$$

$$D_P(\frac{\Delta V}{V_0})_P=D_V(\frac{\Delta P}{P_0})_V \tag{4.74}$$

また、燃料消費量$(\triangle F/F_0)$は(4.73)式のほかに、次の二式で表される。

$$D_n(\frac{\Delta F}{F_0})_n=D_F(\frac{\Delta n}{n_0})_F \tag{4.75}$$

$$D_P(\frac{\Delta F}{F_0})_P=D_F(\frac{\Delta P}{P_0})_F \tag{4.76}$$

同様に、馬力変化量(*⊿P/P0*)は(4.74)式、(4.76)式のほかに、次式で表される。

$$D_n(\frac{\Delta P}{P_0})_n = D_P(\frac{\Delta n}{n_0})_P \qquad (4.77)$$

4.3. 近似推定式の計算法概要

4.3.1. 計算手順

4.2.6項に示した評価条件ごとの近似推定式に、4.2.5項の表面粗度と関係付けた式を用いれば、実海域中推進性能は次の①～⑥の手順に従って計算することができる。

① 船体及びプロペラの特性を表わす値と、新造時平水中の基準とする出力や船速における諸数値の入力
② 近似計算に用いる定数の計算
③ 主機の運転状態や対象とする性能項目ごとの係数の計算
④ 汚損･経年影響の条件、海象等による抵抗増加量及び入渠間隔の設定
⑤ 汚損･経年影響と海象影響の計算
⑥ グラフ表示

以下に具体的な数値例で計算法の概要を示す。

4.3.2. 入力（船体、プロペラ、基準点）

船体関係では、水線間長*(L_{WL})*、(4.1)式に示した抵抗に関する指数 *m*、伴流率の相関係数*(ε)*、基準点の船速*(V_{S0})*とそれに対応する全抵抗係数*(C_{T0})*を入力する。

プロペラ関係では、翼数*(Z)*、直径*(D)*、展開面積比*(EAR)*、翼厚比*(t/C)*、基準点の回転数*(RPM_0)*と前進定数*(J_0)*及び基準点を挟む 2 点の前進定数とそれに対応するスラスト係数とトルク係数を入力する。ある VLCC の船体とプロペラの要目及び基準点の数値例を次表に示す。

Table 4.2 Particulars of hull, propeller and initial point

Hull		Propeller	
Ship	VLCC	Z	4
L_{WL}(m)	326.00	D(m)	9.60
m(Rt)	2.03	EAR	0.47
$\varepsilon = 1/e_i$	1.22	t/C	0.05
Initial point			
V_{s0}(kt)	16.48	RPM_0	77.8
C_{T0}	0.00202	J_0	0.434
Value of K_T and K_Q			
J		0.4	0.5
K_T		0.1717	0.1327
K_Q		0.0207	0.0172

4.2.6 項に示す一連の近似推定式による性能項目の変化率は、基準点に対する値であり、それらの式に含まれる定数は、基準点におけるプロペラ特性を用いて求める。

4.3.3. 定数の計算

定数 b_1、b_2、b_3は、それぞれ(4.10)、(4.12)、(4.13)式に付随する式から求める。また、a、b、a' は(4.3)、(4.4)式で規定される値であり、定数 C_2は(4.53)式で求める。

Table4.2 の例では、a = -0.390、b = 0.328、a' = -0.0354、b_1 = -1.068、b_2 = -0.787、b_3 = 0.326、K_{T0} = 0.1584、K_{Q0} = 0.01953、C_2 = 0.2681 となる。

4.3.4. 係数の計算

4 つの要因の係数は、(4.61)式～(4.71)式と(4.18)、(4.19)式で計算する。Table4.3 に、これらの係数を、船速、回転数、馬力、トルク及び燃料消費量の 5 つの性能項目の変化と 4 つの評価条件に分けて示す。また、それぞれの性能項目ごとの係数は、評価条件を燃料消費量、馬力、回転数、船速一定の順に示す。なお、性能項目と評価条件が同じ場合の係数は 0 であるが、4.4.1 項に後述する性能項目間の係数の大小関係を比較する場合の係数でもある。

Table 4.3 Coefficients of 4 causes at each constant condition of 5 propulsive performance items

Item	Constant condition	$\frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}}$	$\frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}}$	$\frac{\Delta Q_A}{Q_0}$	$\frac{\Delta C_S}{C_{T0}}$
$\frac{\Delta V}{V_0}$	FOC	−0.426	−0.913	0.494	−0.449
	P	−0.364	−0.679	0.000	−0.407
	n	−0.238	−0.211	0.000	−0.323
	V	0.000	0.000	0.000	0.000
$\frac{\Delta n}{n_0}$	FOC	−0.190	−0.709	0.498	−0.127
	P	−0.127	−0.473	0.000	−0.084
	n	0.000	0.000	0.000	0.000
	V	0.240	0.212	0.000	0.326
$\frac{\Delta P}{P_0}$	FOC	−0.190	−0.709	1.498	−0.127
	P	0.000	0.000	0.000	0.000
	n	0.381	1.422	0.000	0.254
	V	1.103	2.061	0.000	1.234
$\frac{\Delta Q}{Q_0}$	FOC	0.000	0.000	1.000	0.000
	P	0.127	0.473	0.000	0.084
	n	0.381	1.422	0.000	0.254
	V	0.863	1.848	0.000	0.908
$\frac{\Delta F}{F_0}$	FOC	0.000	0.000	0.000	0.000
	P	0.127	0.473	−1.000	0.084
	n	0.381	1.422	−1.000	0.254
	V	0.863	1.848	−1.000	0.908

一例として、燃料消費量一定の場合の船速低下率は、Table4.3 の最上段の係数から、次式となる。

$$\frac{\Delta V}{V_0} = -0.426\frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}} - 0.913\frac{\Delta K_Q}{K_{Q0}} + 0.494\frac{\Delta Q_A}{Q_0} - 0.449\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \tag{4.78}$$

この式は、現実的ではないが、例えば 4 つの要因がそれぞれ 5%増加した場合を仮定すると、船速は船体の影響により 2.1%、プロペラの影響により 4.6%、機関の影響により 2.5%、海象の影響により 2.2% 低下し、合計すれば 11.4%低下することを表している。

4.3.5. 入力（計算条件）

実海域中推進性能を推定する計算条件を設定する。その一例を Table 4.4 に示す。汚損･経年影響の条件として、入渠間隔、船体とプロペラの新造時の表面粗度、1 年当りの経年及び汚損による表面粗度の変化量と機関の経年劣化によるトルクの減少率を入力し、海象等による抵抗増加量は基準点における全抵抗に対する比で入力する。

Table 4.4 Calculation condition of hull, propeller and engine

Item	Dock. I. (Year)	Hull (μm:R_Z)	Propel. (μm:R_a)	Engine (%/Year)	S.State: $\triangle C_S/C_{T0}$
Roughness at delivery		100	4		0.05
Aging/Year		15	1.5	-0.5	
Fouling/Year	2.5	75	9		

Rz:10 点平均粗さ、*Ra*:中心線平均粗さ

本論では、船体とプロペラの竣工時の表面粗度をそれぞれ 100μm*(Rz)*、4μm*(Ra)*とし、就航時の粗度の増加量を 15μm/年、1.5μm/年とし、汚損による変化量を 75μm/年、9μm/年としている。また、経年劣化による主機トルクの減少率を 0.5%/年と仮定した。

これらの値は、これまでの文献から平均的な値として設定したものであり、詳細を付録 C に示す。また、海象等による抵抗増加量を基準点における全抵抗の 5%として例示した。

4.3.6. 汚損･経年影響の計算

4 つの要因のうち、摩擦抵抗増加係数の変化量*($\delta\triangle C_F$)*は、(4.58)式のk_Aに表面粗度が増加した場合の値と新造時の値を代入して得られる摩擦抵抗増加係数の差で表される。同様に、抗力増加係数*($\triangle C_D$)*も(4.60)式から得られるが、k_pには表面粗度をTable4.4 のように中心線平均粗さ*(R_a)*で定義した場合は$R_Z=3.5R_a$[76]で換算した値を用いる。

機関の経時劣化については定説がないが、10 年間で 5%劣化すると仮定し、汚損影響については考慮していない。また、この例に示す海象は、大型船が比較的平穏な航路を航行する場合に相当する。

以上の値は、実海域中推進性能の推定にとっては極めて重要な値であり、航路、載貨重量、船種、ペイント仕様、メンテナンス仕様などによって異なる。

4.3.7. 計算結果(グラフ表示)と評価

4.3.2 項～4.3.6 項に従って計算した一例として、船速一定時の燃料消費量の増加と 4 つの要因が占める割合の時間的な変化を以下に示す。

(1) 燃料消費量の増加

新造時平水中と同じ船速 16.48kt で運転した場合の燃料消費量の増加を Fig.4.3 に示す。燃料消費量の増加は Table4.3 の最下段の係数から得られる。縦軸は増加量、横軸は経過年数であり、4 つの要因の影響を船体(破線)、プロペラ(点線)、機関(一点鎖線)及び海象(2 点鎖線)で表し、これらの合計を実線で示す。また、入渠間隔は 2 年半、海象等による抵抗増加量は 5%、機関トルクの劣化は 0.5%/年と仮定している。

図によれば、新造時の 5%弱の増加(縦軸切片値)は、海象等による抵抗増加に対応する一定値であり、燃料消費量は汚損影響により 2 年半で 10%弱増加し、経年影響により 10 年で 13%弱増加することを示している。

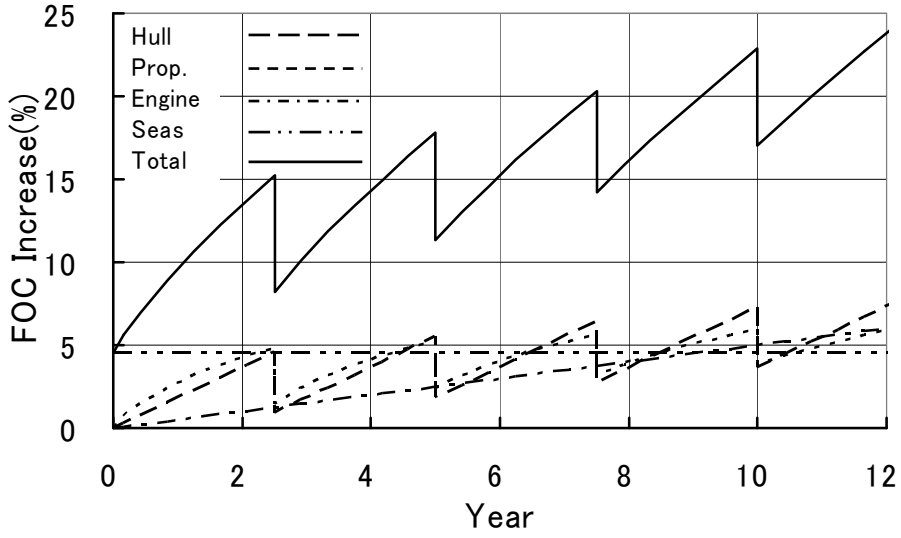

Fig. 4.3 *FOC* increase due to fouling and aging effect

(2) 4 つの要因別の長期変化

Fig.4.4 に、この燃料消費量の増加に占める 4 つの要因の内訳の時間的な変化を、増加量全体を 1.0 として示す。

新造後 1 年間程度は海象の影響が大半を占めるが、5 年以上たつと 4 つの要因が占める割合の差は小さくなり、いずれも 20～30%の値となる。更に、プロペラは船体と同程度の影響を及ぼすことなどが示されている。

長期的な評価の一例として、竣工後 10 年間のその時々に、船体、プロペラ、主機及び海象が占める割合を単純に平均すると、それぞれの値は概略、25%、25%、20%、30%となり、この例のように相対的に平穏な場合でも海象の影響は大きいことが示されている。

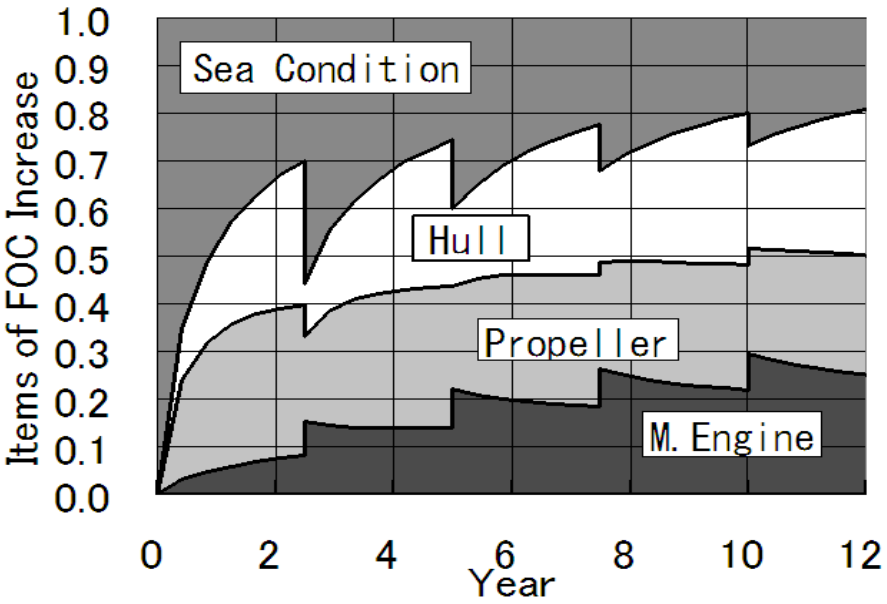

Fig. 4.4 Items of *FOC* increase at constant ship speed

4.4. 近似推定式の係数と推進性能の変化

Table4.3 の係数は、実海域中推進性能について多くのことを表しており、以下に性能項目別、4 つの要因別の係数について若干の考察をする。

4.4.1. 性能項目別の係数

性能項目別の係数を評価条件ごとに見れば、主機の運転状態による性能変化の差が分かる。例えば、船速の変化率($\triangle V/V_0$)を表わす式の係数のうち、海象等による抵抗増加量($\triangle C_S/C_{T0}$)の係数は、燃料消費量一定の時は(-0.449)、馬力一定の時は(-0.407)、回転数一定の時は(-0.323)である。これは波浪等により抵抗が増加した場合の船速低下量は、よく知られているように回転数一定の場合が最も小さく、次に馬力一定の場合であり、燃料一定の場合が最も大きいことを表わしている。この傾向は、船体の摩擦抵抗の増加量($\delta\triangle C_F/C_{T0}$)とプロペラのトルク係数の増加量($\triangle K_{QF}/K_{Q0}$)についても同じである。

同様に、馬力増加率($\triangle P/P_0$)の$\triangle C_S/C_{T0}$の係数は、船速一定の場合(1.234)が最も大きく、燃料消費量一定の場合(-0.127)が最も小さい。同じ抵抗増加に対して、船速を一定に保つために必要な$\triangle P/P_0$は抵抗増加率の 1.23 倍であるが、燃料消費量一定の場合は何らエネルギーを追加しないため船速が低下し、抵抗増加量が大きいほど馬力は減少することを表している。この傾向は他の性能項目においても同じである。

即ち、エネルギー源としての燃料は、馬力、回転数、船速へと順次エネルギーを減じながら変化するため、外乱に抗して新造時平水中と同じ運転状態を保つために必要なエネルギーは、評価

条件が下流になるほど大きい。従って、機関のトルク減少($\triangle Q_A/Q_0$)を除く 3 つの要因の係数は、評価条件が下流になるほど大きい。

これに対し、同じ評価条件(運転状態)における 3 つの要因の係数は、対象とする性能項目が燃料消費量(トルク)、回転数、船速へと下流に行くほど小さくなり、伝達されるエネルギーが減少することを表している。但し、馬力変化はトルクと回転数が負荷に対応して変化した結果として得られるものであるので除外して考える。例えば、回転数一定で運転している場合の$\triangle C_S/C_{T0}$の係数から見ると、燃料消費量は抵抗増加率の 25.4%増加するが、回転数は変化せず、船速は抵抗増加率の 32.3%低下する。

このように性能項目と評価条件によって異なる 3 つの要因の係数は、いずれの性能項目においても評価条件が下流になるほど係数は大きく、また、いずれの評価条件においても性能項目が下流になるほど小さいという係数の大小関係は 5 つの性能項目間で対応している。このことは燃料消費量が大きいほど、トルクは増加し、馬力は大きくなり、回転数の減少量は少なく、結果として船速低下量も少ないという自明のことを示している。

4.4.2. 4 つの要因別の係数

任意の性能項目と評価条件における係数を 4 つの要因別に見れば、その要因による性能項目の変化を知ることが出来る。例えば、燃料消費量一定の場合の回転数変化($\triangle n/n_0$)の係数を要因別に見ると、$\triangle K_{QF}/K_{Q0}$の係数(-0.709)は、表面粗度の増加によるトルク係数の増加 1%に対しプロペラ回転数は約 0.7% 低下することを示し、$\triangle Q_A/Q_0$の係数(0.498)は、主機関トルクの減少 1%に対しプロペラ回転数は約 0.5%低下することを示している。これらの値については 2.3.2 項に示したように、矢崎 [41]はトルク一定の場合は、$\triangle K_{QF}/K_{Q0}$、$\triangle Q_A/Q_0$の係数は、それぞれ -0.5、0.5 であるとしている。この例では、αに山縣などの値の 9 倍の値を用いているため、$\triangle K_{QF}/K_{Q0}$の係数は -0.709 と多少 -0.5 と差があるが、$\triangle Q_A/Q_0$の係数は一致している。

同様に、4 つの要因の変化率が分かれば、Fig.4.4 に示したように性能項目の変化に占める各要因の影響が分かる。例えば、船体とプロペラの影響を表わす$\delta\triangle C_f/C_{T0}$と$\triangle K_{QF}/K_{Q0}$の値は、Fig.4.5 に後述するように、新造直後の数ヶ月間では同程度である。この場合についてプロペラと船体の影響の大きさを比べると、試運転時のように平水中と同一回転数で運転する場合、$\triangle V/V_0$の係数は船体(-0.238)、プロペラ(-0.211)であり、ほぼ同程度の影響を及ぼす。また、馬力、燃料消費量及びトルクの係数は、いずれも船体(0.381)、プロペラ(1.422)であり、プロペラは船体の 4 倍弱の影響を及ぼすことを示している。

4.5. 推進性能に及ぼす汚損・経年影響の実態

本節では、近似推定式の精度を検証するために、これまでに報告されている長期にわたる汚損・経年影響による推進性能の変化と船体、プロペラの表面粗度の変化の実態をまとめる。

4.5.1. 汚損･経年影響による推進性能の変化

推進性能は、船速を一定とした場合の馬力増加(シーマージン)と、馬力を一定とした場合の船速低下と回転数低下で評価されることが多い。また、これらに及ぼす汚損・経年影響の傾向は、防汚塗料(AF)が従来型の塩化ゴム、エポキシ系であった時期と自己研磨型防汚塗料(SPC-AF)が一般化した 1970 年中頃から 1980 年の間と錫フリー型の防汚塗料が使われるようになった 1990 年頃を境に異なる。

Table4.5 に、汚損、経年影響による馬力変化、船速低下及び回転数変化に関する報告を発表年順に示し、総括的な傾向を以下に示す。

Table 4.5 Reports concerning to fouling and aging effect

Item	Change of power								$P_S/(W \cdot Vs^3)$		
Author	Wasimi etc.	Sone	Tanaka etc.	Sasaki		I.L.Buxton			Nishikawa etc		
Fouling	20～60%/y	15～25%/y	19、37%/y	20%/y	6%/y	10～25%/y	39%/2.5y	35%/1.5y	30～40%/2y	40%/2.5y	0、20%/3y
Aging	20%/7～8y	10～15%/10y	3%/y	3%/y	1%/y				20～40%/10y		
Remarks	Cargo,Ore, Tanker	Seikan Ferry、CPP	130T	137T, Con.-AF	133BC, SPC	Con.-AF	VLCC	Container	BC	VLCC	Container
Year	1971	1980	1982	1987		1995			2003		
Item	Speed drop							Change of revolution number			
Author	Beppu etc.	Omotehara etc.		Hada	Hosodo etc.	I.L.Buxton	Matsubara	Washimi etc.	Tanaka etc.	Orito	
Fouling	1kt/y			1kt/y	1.2kt/y	3～8%/y	0.4kt/2y	2～4%/y	3.5、4%/y		
Aging	1kt/10y	1.4kt/10y	2.0kt/10y	0.1～0.12kt/y	0.1kt/y		0.3～0.5kt/10y	0.5～2%/y	0.5%/y	0.3～0.5%/y	0.2～0.5%/y
Remarks	75T,Turbine	Tanker、Turbine	Tanker、Diesel	Tanker, Diesel	165 Ore	Con.-AF	Tin-AF	Cargo,Ore, Tanker	130T	VLCC	BC
Year	1970	1978		1979	1990	1995	1995	1971	1982	1995	

(1) 馬力変化

SPC-AF 以前では、1 年当りの汚損による馬力増加は 20～40%/年で、経年影響の 2.5～3%/年に比べると、汚損影響は経年影響の 5～15 倍の早さで馬力増加に関与することを示している。

SPC-AF以後では、佐々木 [64]のBC(バルクキャリア)の例で見れば、汚損による馬力増加は 6%/年、経年影響は 1%/年で、汚損影響は経年影響の 6 倍程度である。

(2) 船速低下

SPC-AF以前では、汚損による船速低下は 1～1.2kt/年、経年影響は 0.1～0.2kt/年で、汚損影響は経年影響の約 10 倍程度である。なお、表中、細田 [29]の汚損影響の値は、提示されている数式から 1 年間の値を計算した。

SPC-AF以後では、松原 [52]によれば汚損による船速低下は 0.2kt/年、経年影響は 0.03～0.05kt/年で、汚損影響は経年影響の 4～7 倍程度である。

(3) 回転数変化

SPC-AF 以前では、汚損による回転数低下は 2～4%/年、経年影響は 0.5～2%/年で、汚損影響は経年影響の 4～8 倍程度である。

SPC-AF以後の 1985～1992 年の竣工船を対象とした折戸 [6]の報告では、肥大船の経年影響によるプロペラ回転数の低下は 0.2～0.5%/年であり、この値は 10～15 年で回転数マージンがなくなるという報告 [77]とも一致する。

4.5.2. 汚損･経年影響による表面粗度等の変化

4.3.5 項において、船体とプロペラの竣工時の表面粗度、就航時の粗度の増加及び経年劣化による主機トルクの低下率の平均的な値を、Table 4.4 のように設定した。

尚、船体については SPC-AF 以降を想定した値であり、これらの基になった報告の概要を、付録 C にまとめる。

4.6. 汚損・経年影響に関する近似推定式の検証

4.2 節で構築した近似推定式の妥当性を検証するために、大型低速船(船型 TL)を対象にして、馬力変化、船速低下及び回転数変化を試算し、Table4.5 に示した実態と比較する。従って、本節では海象等による抵抗増加は考慮していない。また、比較する時期を SPC-AF 以降の現在と従来型防汚塗料の時期とに分けた。なお、船型 TL については 4.7 節に後述する。

4.6.1. 自己研磨型防汚塗料以降

Table4.4 の設定値を用い、入渠間隔(D.I.:Docking Interval)を 2.5 年とした場合について、表面粗度の増加による摩擦抵抗増加係数($\triangle C_f$)の増加量($\delta \triangle C_f$)とプロペラのトルク係数の増加量($\triangle K_{QF}$)、主機トルクの低下量($\triangle Q_A$)の長期変化を Fig.4.5 に示す。縦軸はこれらの竣工時の基準点の値に対する比であり、横軸は竣工後の経過年数である。

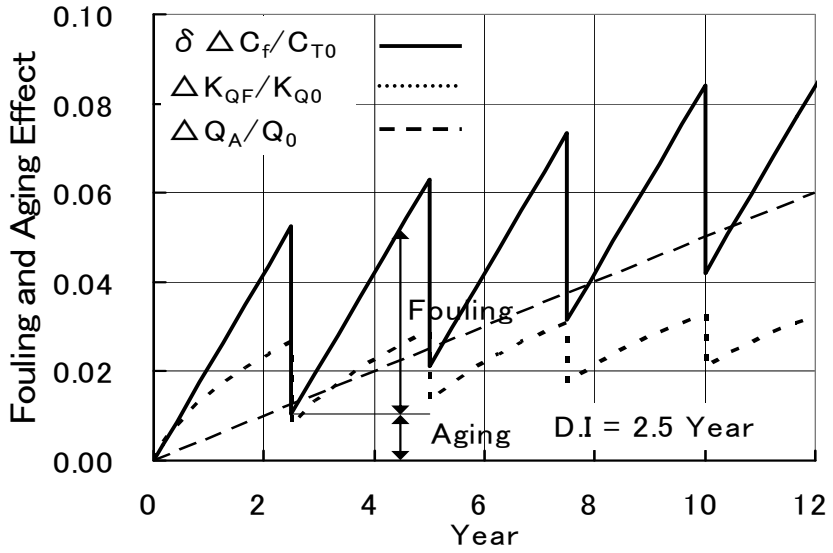

Fig. 4.5 Change of $\delta\triangle C_f$, $\triangle K_{QF}$ and $\triangle Q_A$ at *D.I.*of 2.5 years

これによれば、竣工 5 年後の入渠直前では、実線で示す $\delta\triangle C_f/C_{T0}$ は 6.3%増加するが、その内訳は経年影響 1.05%、汚損影響 5.25%である。同様に、点線で示す $\triangle K_{QF}/K_{Q0}$ は経年影響 0.8%、汚損影響 2.1%で、合わせて 2.9%増加する。また、破線で示す $\triangle Q_A/Q_0$ は 5%/10 年の経年影響の

みを仮定している。

以下に、汚損･経年影響が Fig.4.5 に示す値である場合の馬力*(P)*、船速*(V)*、プロペラ回転数*(n)*の変化を、主機の運転状態ごとに示す。

(1) 馬力変化:*FOC*、*n* 及び *V* を一定とした場合の変化

Fig.4.6 に示すように馬力は、点線で示す *V* 一定の場合に最も大きく増加し、次いで破線で示す *n* 一定の場合も増加するが、実線で示す燃料消費量*(FOC)*一定の場合は、Fig.4.8 に示すように船速が低下するために減少する。

これらの馬力変化のうち、例えば、*FOC* を一定とした場合の馬力変化は、(4.18)、(4.62)、(4.63)式で与えられる。

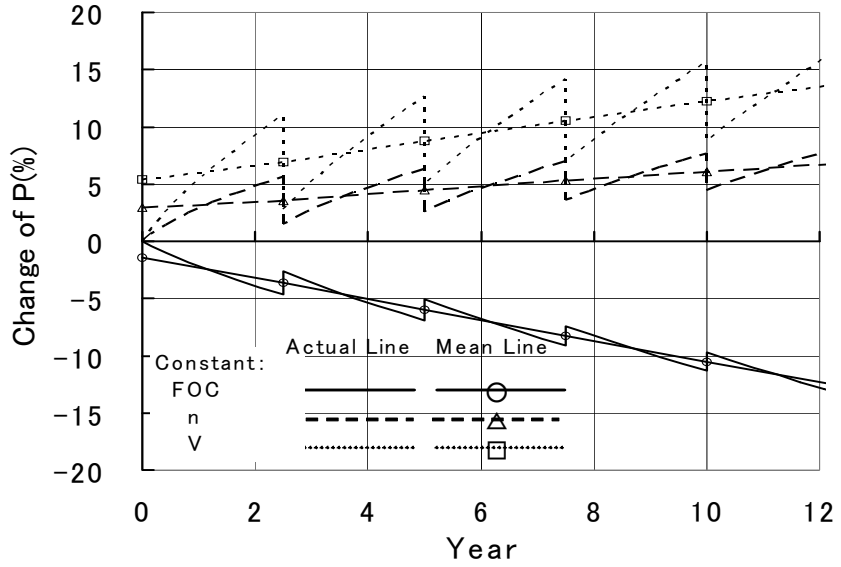

Fig. 4.6 Change of power: $\triangle P/P_0$

なお、図中の Mean Line は入渠時と出渠時の値の平均値を結んだ線であり、ドック間の平均的な性能を表している。

この例では、*V* 一定における馬力増加は、汚損影響で 5%/年、経年影響で 0.9%/年である。この結果をTable4.5 の佐々木 [64]の数値と比べると、SPC-AFでは汚損影響は 6%/年、経年変化は 1%/年であり、良く一致している。

また、Table4.5 に西川等 [78]が示す馬力*(Ps)*、排水量*(W)*、船速*(Vs)*を用いた$Ps/(W\cdot Vs^3)$は、アドミラルティ係数の逆数に近い指標であるので参考値として記載した。

(2) 船速低下:*FOC*、*n* 及び *P* を一定とした場合の変化

Fig.4.7 に示すように、船速低下は実線で示す *FOC* 一定の場合が最も大きく、*P*、*n* 一定の順に小さくなる。

また、一点鎖線で示す*P*一定における船速低下は、汚損影響は 2 年で 3%、経年影響は 10 年で 3%である。これらの 3%は、船速を 15～17ktとすれば 0.45～0.51ktとなり、Table4.5 の松原 [52]

が示す錫系AFでは、汚損影響は 0.4kt/2 年、経年影響は 0.3～0.5kt/10 年とする値に良く合っている。

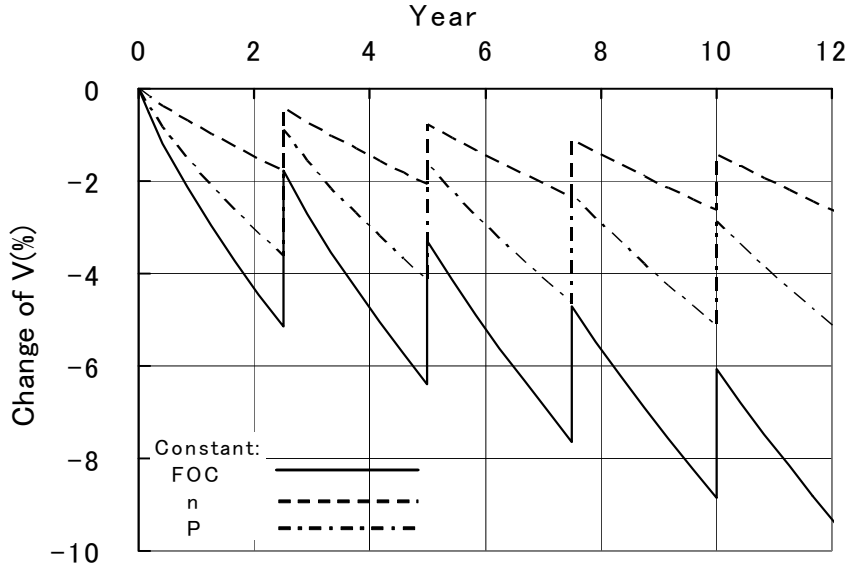

Fig. 4.7 Change of speed: $\triangle V/V_0$

(3) 回転数変化:*FOC*、*V*及び *P*を一定とした場合の変化

Fig.4.8 に示すように、プロペラ回転数は実線、一点鎖線で示す *FOC* と *P*を一定にした場合は低下するが、点線で示す *V*一定の場合は増加する。

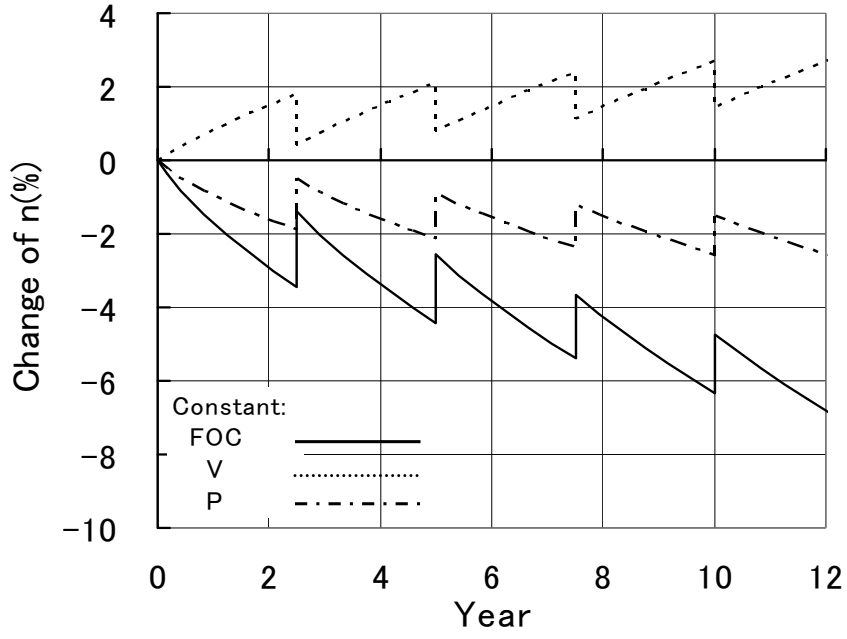

Fig. 4.8 Change of revolution number: $\triangle n/n_0$

*FOC*一定の場合の経年影響による回転数低下は、0.47%/年であるが、このうち主機の影響が半分程度を占めている。この値は、Table4.5 の折戸 [6]が示す*VLCC*、*BC*の経年影響 0.2～0.6%/年と同程度の値である。

また、*P*一定の場合の回転数低下は、0.15%/年と *FOC*一定の場合より小さい。

4.6.2. 従来型防汚塗料

Fig.4.9 に、従来型防汚塗料を適用した場合の、*V*一定時の馬力増加、*P*一定時の船速と回転数の低下及び *FOC*一定時の船速低下を示す。但し、Table4.4 のうち船体表面粗度の経年変化を 60 *μm*/年とし、汚損は、Table4.5 の馬力増加等の傾向から、経年影響の 10 倍であるとした。また、入渠間隔は当時の実態に合わせて 1 年とした。

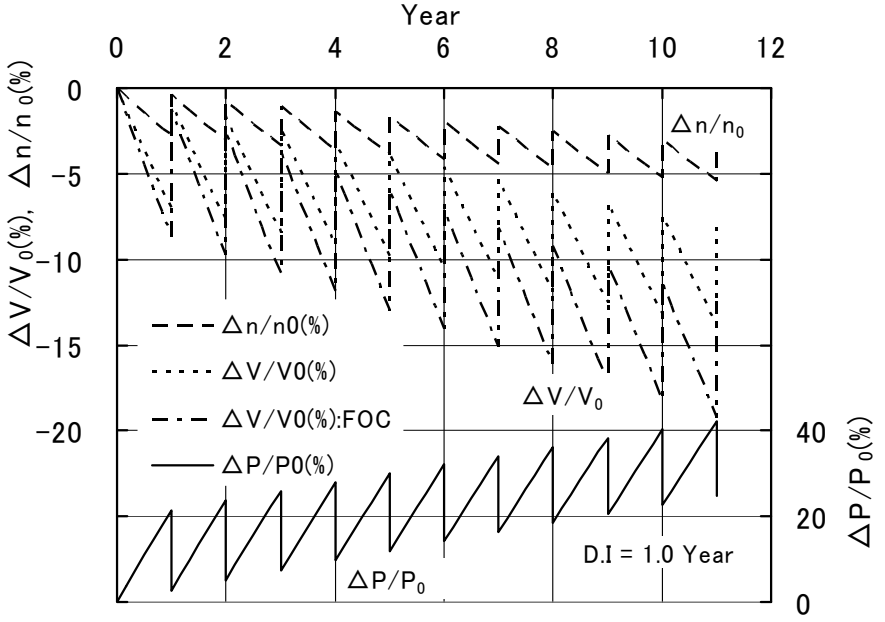

Fig. 4.9 *△P/P0,△V/V0,△n/n0* in the case of conventional paint at D.I. of 1 year

(1) 船速一定時の馬力増加

実線で示す*V*一定時の馬力増加は、汚損影響は 21%/年、経年影響は 23%/10 年である。Table4.5 の鷲見 [79]、田中 [49]、佐々木 [64]、Buxton[40]の値では、汚損影響は 20～40%/年前後であり、経年影響は 25～30%/10 年である。推定値は汚損、経年影響ともにこれらの実態に近い値である。

(2) 馬力一定時の船速低下

点線で示す*P*一定時の船速低下は、汚損影響で 7.0%/年、10 年間の経年影響で 7.4%/10 年である。これらの値は船速を 15ktと仮定すれば、ともに 1.1kt前後の値となり、Table 4.5 の別府 [81]、表原 [82]、羽田 [83]、細田 [29]が示す、汚損影響 1～1.2kt/年、経年影響 1 ～1.4kt/10 年とする実態に合致している。

また、表原は 9 万トン～24 万トンの 11 隻のタンカーのログブック解析から、時系列的に見た

10 年間の船速低下量は平均するとタービン船 1.4kt、ディーゼル船 2.0kt と 0.6kt の差があることを示している。これは主機の特性の違いによるものと考えられ、Fig4.9 において一点鎖線で示す *FOC*一定(ディーゼル)の場合と *P*一定（タービン）の場合の 10 年間の船速低下量は 11.4%と 7.4%であり、その差 4.0%は船速が 15kt 程度であれば約 0.6kt の差が生じることになり、実態を良く表している。

(3) 馬力一定時の回転数低下

破線で示す *P*一定時のプロペラ回転数の低下は､汚損影響により 2.8%/年､経年影響により 0.3%/年である。Table4.5 の鷲見、田中が示す汚損影響 2～4%/年、経年影響 0.5～2%/年と比べると、汚損影響は良く合っているが、経年影響は推定値の方が若干小さい。

4.6.3. 検証結果のまとめ

4.6.1、4.6.2 項に示した馬力増加(丸）、船速低下(三角)及び回転数低下(四角)に関する検証結果をまとめて Fig.4.10 に示す。

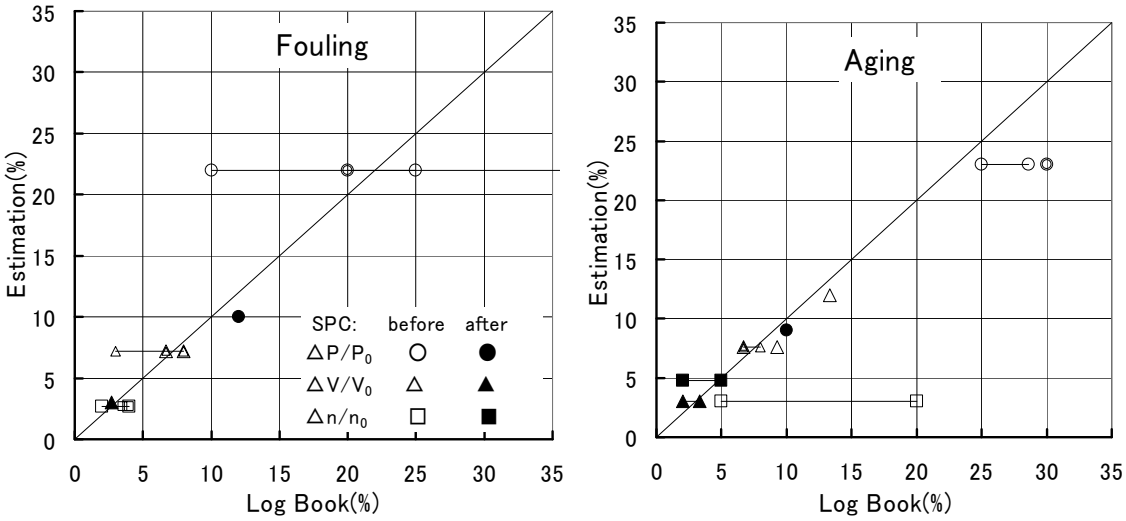

Fig. 4.10 Comparison of estimation with log book analysis

横軸に Table4.5 のログブック解析結果の値を示し、縦軸に近似推定式による計算値を示す。但し、従来型防汚塗料の例を白抜き、SPC-AF 以降の例を黒塗りで示す。Fig.4.10 左図の汚損影響は、従来型塗料の結果は 1 年間、SPC 以降は 2 年間の値に換算し、右図の経年影響は、ともに 10 年間の換算値である。また､船速低下の解析値は､竣工時平水中の値を 15kt として%に換算した。更に、幅がある解析値と 2 隻からなる解析値については、実線で結んでいる。

全般的に見ると、汚損・経年影響の推定値は、いずれの性能項目についても、また防汚塗料の違いについても解析値と良く合っており、4.2 節で示した近似推定式や Table4.4 等で設定した値の妥当性を示すものである。

4.6.4. 近似推定式の推定精度

前項により近似推定式は、汚損・経年影響の実態を実用的な精度で表していることが明らかになったが、本項では推定精度について若干の考察をする。

(1) 推定誤差の試算

近似推定式は、抵抗*(R)*、船速*(V)*、スラスト、トルク、回転数*(n)*の基準点からの変化は小さいとの仮定の基に構築されている。この仮定の適用限界を明確にするため、海象等による抵抗増加量*(△Cs/CT0)*を 20%、40%とした場合の近似式による値(Approximation)と数値計算で求めた値(Calculation)を、低速船(船型 TL)と高速船(CL)について比較し、Table4.6 に示す。

比較は馬力増加*(△P/P0)*、船速低下*(△V/V0)*と回転数の低下*(△n/n0)*を対象とし、表中の誤差(Error)は近似値と数値計算値の差であり、船型 TL と CL については Table4.7 に示す。

Table 4.6 Comparison of approximation with calculation values of ship TL and CL

Ship	Item	Approximation		Calculation		Error	
	$\triangle Cs/C_{T0}$	0.20	0.40	0.20	0.40	0.20	0.40
TL	$\triangle P/P_0$	0.245	0.491	0.253	0.514	−0.007	−0.023
	$\triangle V/V_0$	−0.080	−0.161	−0.092	−0.234	0.012	0.074
	$\triangle n/n_0$	−0.016	−0.033	−0.017	−0.044	0.000	0.011
CL	$\triangle P/P_0$	0.230	0.460	0.240	0.496	−0.010	−0.035
	$\triangle V/V_0$	−0.052	−0.104	−0.065	−0.167	0.013	0.063
	$\triangle n/n_0$	−0.015	−0.031	−0.024	−0.048	0.008	0.017

これによれば、*△Cs/CT0*が 20%の場合は、*△V/V0*の誤差が 1 %強で、近似式は船速低下を小さく推定しているが、その他の誤差は小さい。但し、40%になると、いずれの誤差も大きくなるが、*△P/P0*の誤差は馬力増加も 50%前後であるため影響は小さい。これに対し、*△V/V0*の誤差は大きく、船型 TL の船速を 16kt とすれば 1.2kt、CL の船速を 26kt とすれば 1.6kt の誤差である。この例で、例えば、船速の誤差が 0.3kt 以内である*△Cs/CT0*は、TL、CL ともに 19～22%が限度となる。

これらの誤差には、次の 3 つの近似が関係する。

① *KT*、*KQ*曲線は前進定数*(J)*の 1 次式で表せる。

② *R*は *V*の *m* 乗に比例する。

$$R = kV^m \tag{4.1}$$

③ (4.1)式から次の関係が成立する。

$$\frac{\Delta R}{R_{T0}} = m\frac{\Delta V}{V_0} \tag{4.79}$$

①については、抵抗増加に伴う *P* 一定時の *J* の変化は、*△Cs/CT0* が 40%でも、0.083(TL)、0.081(CL)と小さい。また、(4.1)式による *R* の誤差は、*m* が大きい CL でも基準とする 26kt から 22kt への 15%の船速変化でも 1%程度と小さい。従って、*△V/V0*の誤差は、①、②ではなく主として③の近似に起因する。

(2) 近似推定式の適用範囲

ここでは、*△R/R0*と*△V/V0*は比例するという(4.79)式の近似の適用範囲について検討する。

(4.1)式から次式が得られ、

$$R_{T0}+\Delta R=k(V_0+\Delta V)^m=kV_0{}^m(1+\frac{\Delta V}{V_0})^m \tag{4.80}$$

(4.1)、(4.80)式から、

$$\frac{\Delta R}{R_{T0}}=(1+\frac{\Delta V}{V_0})^m-1 \tag{4.81}$$

である。(4.81)式を 2 項定理の第 3 項まで展開すれば、

$$\frac{\Delta R}{R_{T0}}=m\frac{\Delta V}{V_0}+\frac{m(m-1)}{2}(\frac{\Delta V}{V_0})^2 \tag{4.82}$$

となる。船速一定での$\triangle R/R_{T0}$の誤差率を ε_R とすれば、

$$\varepsilon_R\equiv\frac{\Delta R/R_{T0}-m\Delta V/V_0}{\Delta R/R_{T0}}=\frac{m(m-1)/2\cdot(\Delta V/V_0)^2}{\Delta R/R_{T0}}\approx\frac{(m-1)}{2}(\frac{\Delta V}{V_0}) \tag{4.83}$$

となり、誤差率が ε_R より小さいための条件は、次式となる。

$$\frac{\Delta V}{V_0}<\frac{2\varepsilon_R}{m-1} \tag{4.84}$$

馬力増加など船速一定での評価をする場合に、50%の$\triangle R/R_{T0}$に対して 5%の誤差を許容すると ε_R=0.10 である。その場合の船速の許容範囲は、(4.84)式から高速船に類する m=3 の場合は$\triangle V/V_0$=0.10 となり、基準船速を 20kt とすれば 18.0～22.0kt である。また、低速船として m=2、基準船速 15kt の場合は、$\triangle V/V_0$=0.20 となり 12.0kt～18.0kt が許容範囲である。

同様に、抵抗一定での$\triangle V/V_0$の誤差率を ε_V とすれば、

$$\varepsilon_V\equiv\frac{\Delta V/V_0-\frac{1}{m}.\Delta R/R_{T0}}{\Delta V/V_0}\approx\frac{(1/m-1)}{2}(\frac{\Delta R}{R_{T0}}) \tag{4.85}$$

誤差率が ε_V より小さいための条件は、次式となる。

$$\frac{\Delta R}{R_{T0}}<\frac{2\varepsilon_V}{1/m-1} \tag{4.86}$$

船速低下など馬力一定での評価をする場合に、船速低下に対して 5%の誤差を許容すると ε_V=0.05 であり、高速船の場合は- 0.15<$\triangle R/R_{T0}$<0.15、低速船の場合は- 0.20<$\triangle R/R_{T0}$<0.20 が許容範囲である。

従って、基準点との船速の差が(4.84)式の値を超える場合、または基準点との馬力の差が(4.86)式の値を超える場合は、基準点を変える必要がある。

4.7. 近似推定式による汚損･経年影響の評価

本節では、推進性能に及ぼす汚損･経年影響は、船型によってどのように異なるかということを近似推定式の構成と関連付けて考察する。

4.2 節に示した近似推定式では、推進性能の変化量を船体、プロペラ及び主機の汚損・経年影響による変化量と海象等による抵抗増加に起因する変化量の和で表わし、それぞれの変化量を外乱項と係数との積で表している。また、外乱項は汚損･経年影響の時間的な変化または海象等による抵抗増加の大きさを表現し、係数は船体、プロペラの特性及び主機の運転状態の違いを表現している。

以下に、汚損・経年影響の船型による差について外乱項と係数に分けて考察し、更に汚損･経年影響に占めるプロペラと船体の割合について検証する。

4.7.1. 汚損･経年影響の船型による差

(1) 比較計算

本項では、汚損･経年影響の船型による差として、船種（低速船、中速船、高速船）と大きさの影響について検討する。そのために低速船型の大型(船型 TL)と小型(TS)、大型中速船(ML)、高速船型の大(CL)、小(CS)の 5 船型について船体、プロペラの主要目等を適宜設定し、Table4.4 の条件における汚損･経年影響の比較計算を行なった。

対象とする性能項目は、V一定時の馬力増加$(\triangle P/P_0)$、P一定時の船速低下$(\triangle V/V_0)$と回転数低下$(\triangle n/n_0)$である。これらの評価条件と性能項目には燃料消費量が含まれていないので、主機の経年劣化は関係しない。

Table4.7 に、上記 5 船型と、船型 CS のプロペラピッチ比のみを変更した船型(CSp)を加えた 6 船型の諸数値を示す。

上欄から船体とプロペラの要目、基準点における諸数値、摩擦抵抗増加項$(\delta\triangle C_f/C_{T0})$とトルク係数増加項$(\triangle K_{QF}/K_{Q0})$の変化量及び海象等による抵抗増加量$(\triangle C_s/C_{T0})$、各性能項目の船体、プロペラ及び海象の係数を示し、最下欄に外乱項と係数の積である性能変化量を船体、プロペラの内訳とこれらの合計に分けて示す。

但し、外乱項のうち、船体$(\delta\triangle C_{f5})$とプロペラ$(\triangle K_{QF5})$の変化量は、入渠間隔を 2.5 年とした場合の竣工 5 年後の入渠直前の値であり、汚損影響を含む。また、$\triangle C_S/C_{T0}$については全船型について仮に 5%としている。

Table4.7 によれば、例えば船型 TL の 5 年後の馬力増加$(\triangle P/P_0)$は 12.8%であり、このうち船体による増加が 6.9%、プロペラによる増加が 5.9%を占める。また、船体の汚損･経年影響による馬力増加は、外乱項$(\delta\triangle C_{f5}/C_{T0})$0.0631 と係数 1.092 の積として得られ、プロペラによる馬力増加は、同様に 0.0288 と 2.050 の積で表わされる。

Table 4.7 Particulars of low, middle and high speed ship

Item		Ship type	Low speed		Middle S.	High speed		
		Ship	TL	TS	ML	CL	CS	CSp
Particulars	Hull	L_{WL}(m)	326.00	234.50	256.00	292.00	204.00	
		m	2.04	2.65	3.32	3.25	2.96	2.18
		ε	1.21	1.18	1.16	1.04	1.04	
	Propeller	D(m)	9.60	7.40	8.60	9.30	7.20	
		EAR	0.473	0.467	0.687	0.834	0.692	
		H/D	0.680	0.707	0.916	0.941	1.067	0.700
Initial point	Hull	V_{S0}(kt)	16.1	15.2	20.3	25.9	21.7	16.5
		Fn_0	0.146	0.163	0.209	0.249	0.250	0.189
		C_{T0}	0.00205	0.00226	0.00232	0.00209	0.00231	0.00196
	Propeller	J_0	0.429	0.462	0.612	0.645	0.768	0.583
		K_{Q0}	0.0192	0.0198	0.0319	0.0319	0.0379	0.0155
		K_{T0}	0.1559	0.1556	0.2042	0.1900	0.2095	0.1023
		$\tau = K_{T0}/J_0^2$	0.8473	0.7288	0.5452	0.4567	0.3552	0.3015
Disturbance item	Change: 5years	$\delta \triangle C_{f5}$	0.000129	0.000135	0.000164	0.000190	0.000182	0.000148
		$\triangle K_{QF5}$	0.000552	0.000581	0.000794	0.000907	0.000832	0.000832
	Hull	$\delta \triangle C_{f5}/C_{T0}$	0.0631	0.0596	0.0706	0.0908	0.0788	0.0739
	Propel.	$\triangle K_{QF5}/K_{Q0}$	0.0288	0.0293	0.0249	0.0284	0.0219	0.0535
	Sea S.	$\triangle C_S/C_{T0}$	(0.0500)	(0.0500)	(0.0500)	(0.0500)	(0.0500)	(0.0500)
Coefficient	$\triangle P/P_0$	Hull	1.092	1.075	1.025	0.998	0.985	0.788
		Propeller	2.050	2.046	2.010	1.962	1.967	1.781
		Sea state	1.227	1.223	1.192	1.150	1.152	0.994
	$\triangle V/V_0$	Hull	−0.358	−0.284	−0.224	−0.225	−0.240	−0.248
		Propeller	−0.672	−0.540	−0.440	−0.442	−0.479	−0.560
		Sea state	−0.402	−0.323	−0.261	−0.259	−0.281	−0.313
	$\triangle n/n_0$	Hull	−0.123	−0.120	−0.128	−0.132	−0.148	−0.164
		Propeller	−0.468	−0.443	−0.437	−0.446	−0.460	−0.492
		Sea state	−0.082	−0.070	−0.067	−0.077	−0.086	−0.113
Change of propulsive performance	$\triangle P/P_0$	Hull	0.069	0.063	0.072	0.091	0.078	0.058
		Propeller	0.059	0.059	0.050	0.056	0.043	0.095
		Total	0.128	0.122	0.122	0.147	0.121	0.154
	$\triangle V/V_0$	Hull	−0.023	−0.017	−0.016	−0.020	−0.019	−0.018
		Propeller	−0.019	−0.016	−0.011	−0.013	−0.011	−0.030
		Total	−0.042	−0.032	−0.027	−0.033	−0.029	−0.048
	$\triangle n/n_0$	Hull	−0.008	−0.007	−0.009	−0.012	−0.012	−0.012
		Propeller	−0.013	−0.013	−0.011	−0.013	−0.010	−0.026
		Total	−0.021	−0.020	−0.020	−0.025	−0.022	−0.038

$\varepsilon = {1-w_s}/{1-w_m}$、外乱項と性能変化量は竣工 5 年後の入渠直前の値

Fig.4.11 に 5 船型の計算結果を示す。時間の経過とともに、5 船型間の性能変化の差は大きくなるが、相対的な大小関係は変わらない。一例として、竣工 5 年後の入渠直前の値で見ると、Table4.7 の性能変化量にも示すように、$\triangle P/P_0$では CL が最も大きく 14.7%、CS が最も小さく 12.1%であり 2.6%の差、同様に$\triangle V/V_0$では TL が - 4.2%、ML が - 2.7%で 1.5%の差、$\triangle n/n_0$では CL が - 2.5%、TS、ML が - 2.0%であり 0.5%の差である。

このように、性能項目の変化を%で表した場合には、船種や大きさの違いによる差は小さく、その差は変化量が大きい性能項目ほど大きい。

これに関する報告として、羽田 [83]は、タンカーの経年影響による船速低下には船型の大小による差は見られないとしている。

これを Fig.4.11 の計算例で見れば、実線で示す大型船 TL と破線で示す小型船 TS の 5 年後の経年影響による船速低下はそれぞれ - 1.6%、 - 1.3%である。船速を 16kt とすれば 5 年間の差は

0.048kt であり、一年あたりの差は 0.01kt/年となる。報告例は従来型防汚塗料の場合であるから、この値の 2～3 倍になるとしても殆んど差はなく、実態を良く表している。

同様に、高速船の CL と CS における差は更に小さくなる。

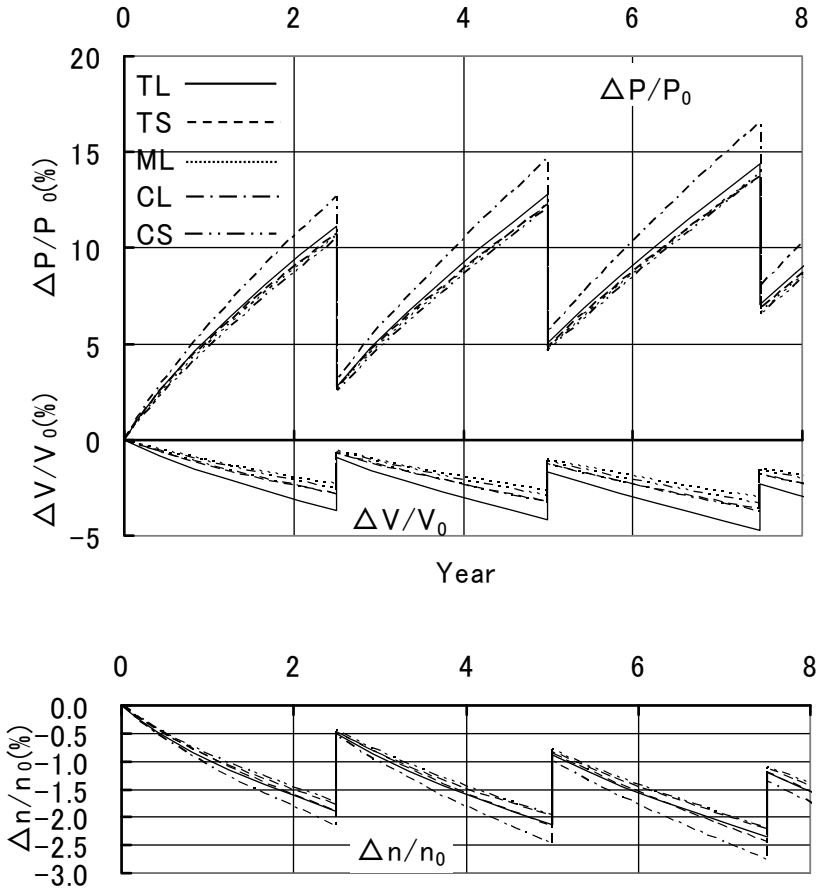

Fig. 4.11 Comparison of $\triangle P/P_0$, $\triangle V/V_0$ and $\triangle n/n_0$ between 5 ships

(2) 汚損･経年影響における外乱項と係数

上述のように、船型による性能変化量の差は大きくないが、性能変化量に占める船体とプロペラの内訳を外乱項(cause)と係数とに分けて、若干の考察をする。

Fig.4.12 に、Table4.7 に示す 5 船型(識別記号を図中に示す)の外乱項を横軸に、$\triangle P/P_0$、$\triangle V/V_0$ 及び$\triangle n/n_0$ の係数を縦軸に示し、係数の平均線をそれぞれ一点鎖線、実線、破線で示す。更に、性能変化量が‐2、‐1、4、6、8、10%となる曲線を示す。また、海象の係数を$\triangle C_s/C_{T0}$が 5%の位置に表示した。

これにより、各性能変化量に占める船体とプロペラの影響と、それらに及ぼす外乱項と係数の影響が明らかになる。全般的に見れば、船体の外乱項$(\delta \triangle C_{f5}/C_{T0})$は、プロペラの外乱項$(\triangle K_{QF5}/K_{Q0})$より大きいが、係数の絶対値は逆にいずれの性能項目もプロペラの方が大きい。このため積である性能変化量は、船体とプロペラでは同じオーダとなる。また、係数の絶対値は船体、

プロペラともに$\triangle P/P_0$の係数が最も大きく、$\triangle V/V_0$、$\triangle n/n_0$の順であり、性能変化量の船型による差は、前述のように係数の絶対値が大きい性能項目ほど大きい。

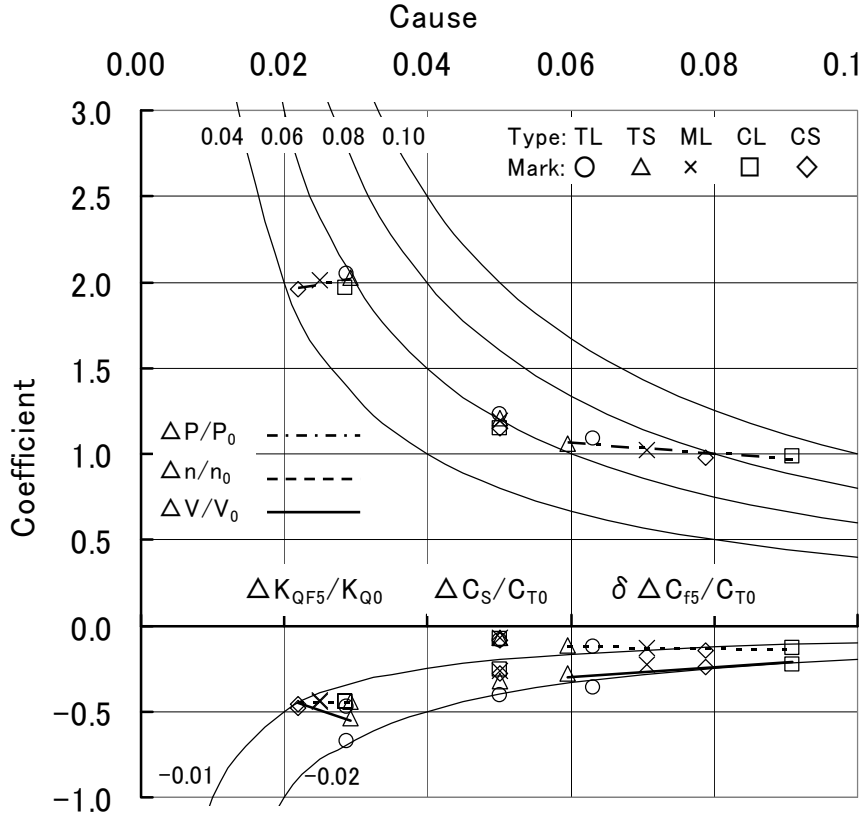

Fig. 4.12 Coefficient of $\triangle P/P_0, \triangle n/n_0, \triangle V/V_0$ versus 3 causes

(3) 外乱項の船型による差

外乱項$\delta\triangle C_{f5}/C_{T0}$と$\triangle K_{QF5}/K_{Q0}$には、船型の差として船速$(V)$、水線間長$(L_{WL})$、最大コード長さ$(C_{max})$、展開面積比$(EAR)$が含まれる。

外乱項に及ぼす船型の影響について、以下に述べる。

a) 船体の外乱項$(\delta\triangle C_{f5}/C_{T0})$

$\delta\triangle C_{f5}/C_{T0}$のうち、分子である 5 年後の変化量$(\delta\triangle C_{f5})$は、船体表面粗度の増加量を$\triangle k_{A5}$とすれば、(4.58)式から次式であるから、

$$\delta\Delta C_{f5} = 1.8\times10^{-5} R_n^{3/4} \times \frac{\Delta k_{A5}}{L_{WL}} \propto \Delta k_{A5} \cdot \left(\frac{V^3}{L_{WL}}\right)^{1/4} \tag{4.87}$$

VとL_{WL}で決まるが、L_{WL}に比べ 3 乗で変化するVの影響が大きい。一方、分母である全抵抗係数(C_{T0})は、通常の商船であれば船種や大きさの違いによる差は大きくないから、$\delta\triangle C_{f5}/C_{T0}$は$V$で決まり、高速船の方が大きく、同一船種であれば、大型船の方が大きいことが多い。この 5 船型間では、船速の順に大型高速船の CL が 0.0908 と最も大きく小型低速船の TS が 0.0596 と最

も小さい。

b) プロペラの外乱項($\triangle K_{QF5}/K_{Q0}$)

$\triangle K_{QF5}/K_{Q0}$ のうち、分子である $\triangle K_{QF5}$ は、$\triangle C_D$ をプロペラの抗力係数の増加量とすれば、(4.33)、(4.53)式から次式で表わされ、

$$\Delta K_{QF5} = 0.565 \cdot EAR \cdot \Delta C_D \qquad (4.88)$$

$\triangle K_{QF5}$ には EAR が大きく影響する。一方、分母であるトルク係数(K_{Q0})にはピッチ比(h)の影響が大きい。通常、船種の差により EAR(分子)、h(分母)は同じ方向に変化するが、$\triangle K_{QF5}/K_{Q0}$ は K_{Q0} が小さい低速船の方が大きい。また、船型の大小による差は、$\delta \triangle C_{f5}/C_{T0}$ のように単純ではなく、船種によって異なる。

c) 汚損･経年影響の船種による差

上述のように、船体の外乱項は低速船の方が高速船より小さいが、プロペラの外乱項は逆に低速船の方が大きい。このことが、船体とプロペラを合わせた汚損･経年影響の船種による差が大きくない一因である。

(4) 係数の船型による差

係数の大きさは、(4.1)式の定数 m と前進定数に対するスラスト係数、トルク係数及び荷重係数($\tau = K_T/J^2$)の傾斜を示す 3 つの定数 b_1、b_2、b_3 で決まる。このうち、プロペラに関する定数は τ と密接な関係があるので、船体とプロペラの特性を表わす変数として、それぞれ m と τ を選び、これらと $\triangle P/P_0$、$\triangle V/V_0$、$\triangle n/n_0$ の係数との関係を以下に示す。

a) $\triangle P/P_0$ の係数と船型による差

V 一定時の $\triangle P/P_0$ には m は関係しないので、Fig.4.13 に τ と $\triangle P/P_0$ の係数との関係を、船体(実線)、プロペラ(破線)、海象(点線)の 3 つの要因について示す。

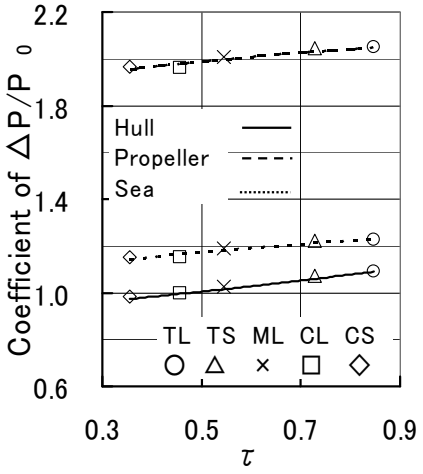

Fig. 4.13 Relation between the coefficient of $\triangle P/P_0$ and τ

いずれの係数も、傾向的には τ が大きいほど大きく、低速船の方が大きいが差は小さい。また、

船型の大小による差は、船体の係数は大型船の方が大きいが、プロペラの係数には殆んど差はない。

このように、船型による係数の差が小さいため、$\triangle P/P_0$は係数より外乱項の大きさで決まる。従って、Table4.7 に示すように、船体の影響による馬力増加は、高速船の方が大きく、同一船種では大型船の方が大きい。また、プロペラの影響による馬力増加は、低速船の方が大きいが、船型の大小による差は、明確ではない。

更に、船体とプロペラを合わせた馬力増加について見れば、船種による差は、(3)の c)により一定ではないが、同一船種間では$\delta \triangle C_{F5}/C_{T0}$が大きい大型船の方が大きい。

b) $\triangle V/V_0$の係数と船型による差

Fig.4.14 に、$\triangle V/V_0$の 3 つの要因の係数を m と τ を横軸にして示す。

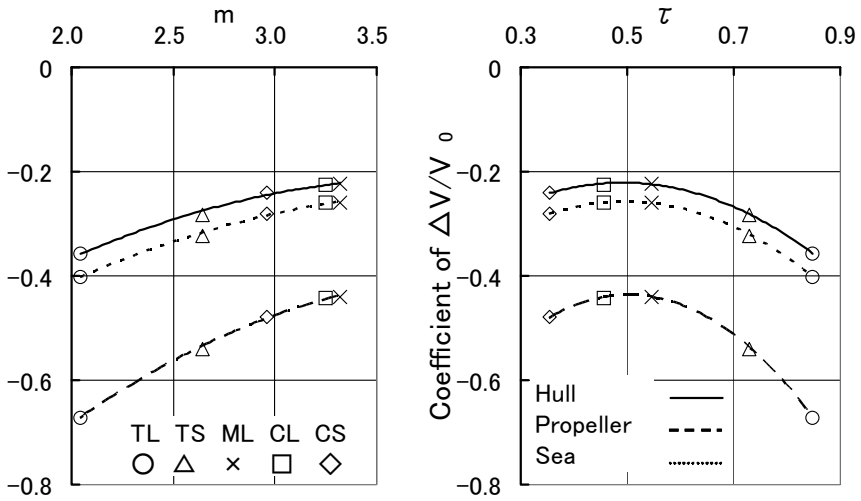

Fig. 4.14 Relation between the coefficient of $\triangle V/V_0$ and m, τ

Fig.4.13 に比べると、$\triangle V/V_0$の係数はいずれも船型の差により大きく変化する。絶対値で見れば、船体とプロペラの係数は、船種別では低速船の方が高速船より大きい。また、船型の大小による差は、低速船では大型船の方が大きく、高速船では逆に大型船の方が小さいが、差は小さい。このため、$\triangle V/V_0$は、低速船では係数、高速船では外乱項によって決まる。従って、$\triangle V/V_0$は低速船、高速船ともに大型船の方が大きい。

また、船体の影響による船速低下について見れば、外乱項は高速船の方が大きいが、係数は低速船の方が大きいため船種の差は判然としない。一方、プロペラの影響については、外乱項、係数共に大きい低速船の方が大きい。

以上により、船体とプロペラの影響を合わせた船速低下は低速船の方が大きく、同一船種では大型船の方が大きい。

船速低下に関する報告として、羽田 [83]は、船速低下における汚損影響にはわずかに船型の大小の影響があるとし、大型船の方が影響は大きいことを図示するとともに、フルード数が小さい

船型ほど汚損影響を受けやすいことを指摘している。

これは上述の傾向と同じであり、具体的には Table4.7 の性能変化量(*⊿V/V0*)における低速船型 TL(－0.042)と TS(－0.032)及び高速船 CL(－0.033)と CS(－0.029)との関係は、船速低下は大型船の方が大きく、低速船型の方が大きいことを示しており、計算結果は実態を良く表わしている。

c) *⊿n/n0*の係数と船型による差

Fig.4.15 に、*⊿n/n0*の係数を船体、プロペラ及び海象について示す。

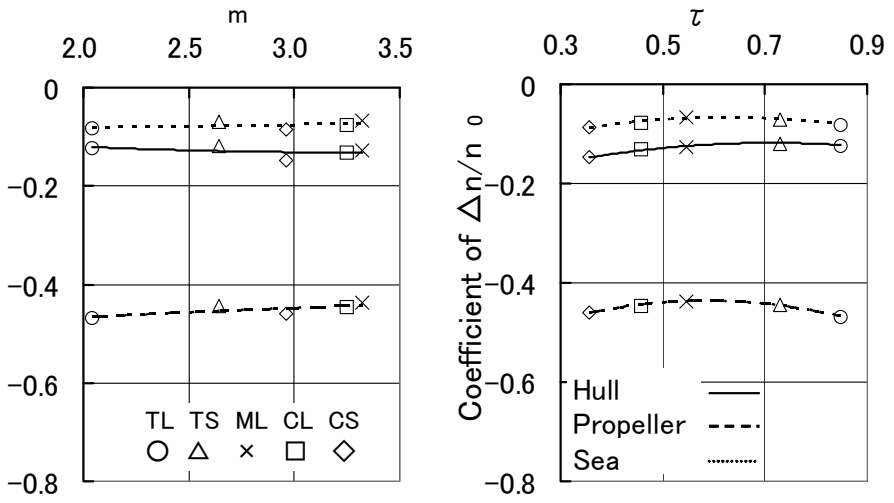

Fig. 4.15 Relation between the coefficient of *⊿n/n* and m, τ

船体とプロペラの係数の絶対値はいずれも小さく、船型による差も小さい。このため、*⊿n/n0*は外乱項によって決まる。従って、船種別には、船体の影響による回転数低下は高速船の方が大きく、プロペラの影響による回転数低下は低速船の方が大きい。但し、どちらにも船型の大小による差は見られない。

更に、船体とプロペラの影響を合わせた回転数低下では、上述のように、回転数低下における船体とプロペラの影響は、船種により相反するため船種による差はなく、また、変化量も小さいため船型の大小による差も明確ではない。

4.7.2. 汚損･経年影響に占めるプロペラと船体の割合

本項では、汚損･経年影響による性能低下に占めるプロペラの割合は、船体以上に大きい場合があり、その傾向は運転状態によって異なるとする事例について検証する。

(1) 主機の運転状態による差

三原 [84]は、練習船で実船実験を行い、船速低下に及ぼす船体とプロペラの汚損影響は、*n*一定の場合はプロペラ 1.0%、船体 1.8%の割合であり、トルク一定の場合はプロペラ 4.7%、船体 1.32%の割合であるとし、運転状態によって船体とプロペラの割合が異なることを示している。

この実験結果では、船速低下に及ぼすプロペラと船体の影響の比は、*n* 一定の場合は 0.56、ト

ルク一定の場合は 3.56 であり、プロペラの影響はトルク一定の場合の方が大きい。

これに関して、Table4.7 の船型 CS を対象に、プロペラと船体の割合を *FOC* 一定(トルク一定)、*n* 一定の場合について計算した結果を Fig.4.16 に示す。

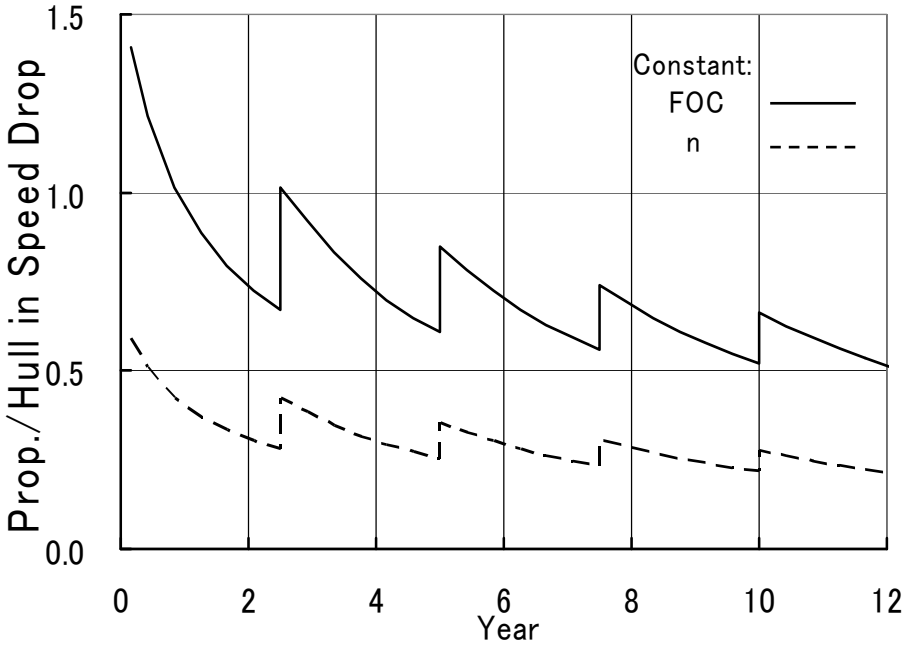

Fig. 4.16 Effect of propeller and hull on speed drop

これによれば、プロペラの影響は、いつの時点においても実線で示す *FOC* 一定の場合の方が、破線で示す *n* 一定の場合より大きい。

また、竣工時の状態に近いほどプロペラの影響が大きく、竣工 5 年後の入渠直前の値ではどちらの運転状態でもプロペラの影響の方が小さいが、竣工直後では *n* 一定では 0.6 であるが、*FOC* 一定では 1.4 とプロペラの影響の方が大きい。実船実験とは船型や汚損の状態が異なるが、計算結果は定性的な関係を裏付けている。

(2) ピッチ比と船速による差

鈴木・中井 [85]は、可変ピッチプロペラ装備の練習船で実船実験を行い、馬力を一定とした場合、船速に及ぼす影響は低出力域（低ピッチ）ではプロペラ汚損の影響の方が大きく、通常の航海速力域以上（常用ピッチ）では船体汚損の影響の方が大きいことを示している。これに関して、Table4.7 に示したピッチ比 1.07 の船型CSとピッチ比のみを 0.70 にした船型CSpについて、馬力一定時の船速低下を計算し、両船型における船体とプロペラの割合を比較してFig.4.17 に示す。なお、常用回転数における竣工時の船速は、CSでは 21.7kt、CSpでは 16.5ktである。

船速低下に占めるプロペラの割合は、経過年数とともに減少するが、竣工 5 年後の入渠直前の値は低出力域（低ピッチ）に対応する CSp(点線)では 62%、これに対して船体は 38%の割合である。また、常用ピッチに対応する CS(実線)では、船速低下に占める割合は、逆にプロペラ 36%、

船体 64%である。

船型、汚損の状態が異なり、必ずしも可変ピッチプロペラに対応した計算ではないが、船速低下に占めるプロペラの割合はピッチ比が小さく船速が小さい方が大きいという傾向は合致している。

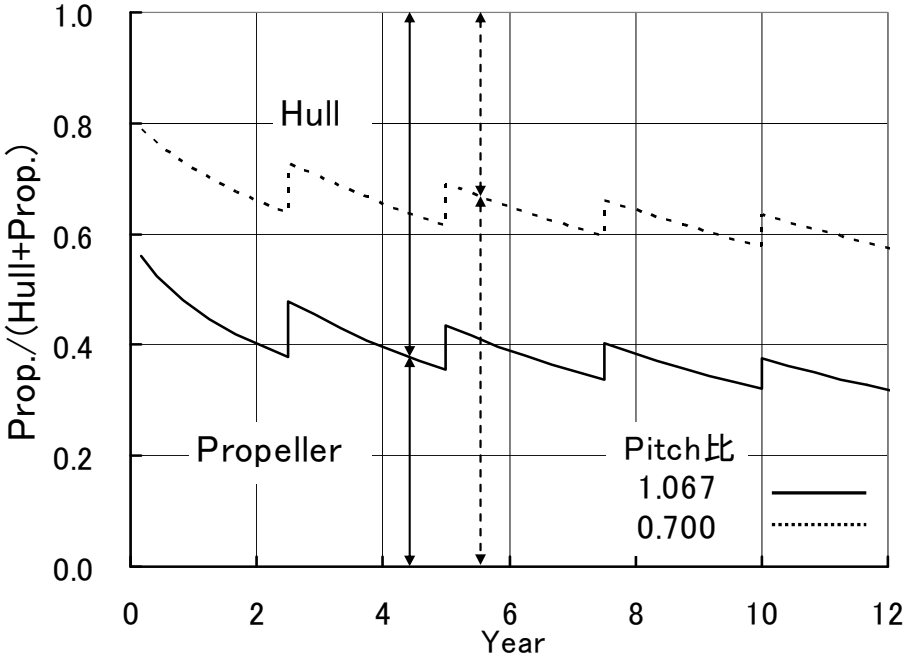

Fig. 4.17 Ratio of hull and propeller in speed drop

4.8. 近似推定式による海象影響の評価

本節では、本近似推定式の構成を利用して、海象影響による馬力マージン、回転数マージン、船速低下等の相互関係を示す。更に、見掛けスリップの増加量と性能項目の変化量との関係を導くとともに、これらの相互関係が船型によって異なることを明らかにする。

4.8.1. 近似推定式の係数から見た海象影響

相対的な抵抗増加量が同じである場合の船型と性能変化との関係は、海象等による抵抗増加量($\triangle C_S/C_{T0}$)の係数から見ることができる。Fig.4.13～4.15 に示したように船型による係数の差が最も大きいのは$\triangle V/V_0$であり、次いで$\triangle P/P_0$であり$\triangle n/n_0$には殆ど差がない。

また、$\triangle P/P_0$の係数は Fig.4.13 の点線で示すように、全般的に船型による差は小さいが、傾向的には低速船の方が大きく、船型の大小による差は小さい。

更に、Fig.4.14 に示した$\triangle V/V_0$の係数は、$m(R \propto V^m)$、$\tau\ (=K_T/J^2)$いずれから見ても、低速船の方が大きい。従来から抵抗増加による船速低下は、低速船の方が、m が小さいために大きいとさ

れてきたが、この図からも m には τ に見られる係数の反転がなく、プロペラより船体が支配的であることが示されている。また、船型の大小による係数の差は、低速船では大型船の方が大きいが、高速船では差は小さい。

4.8.2. 海象影響による馬力マージンと回転数マージン

折戸 [6]は、北米西海岸航路の 3 隻のコンテナ船を解析した結果、プロペラは東航が軽く西航で重く、その差がプロペラ回転数マージンで 1.0～1.5%あり、この時の馬力マージンは平均すると東航で 30%弱、西航で 55%である例を示している。

この実態を説明するために、船型 CS を対象にして、海象等による抵抗増加量($\triangle C_S/C_{T0}$)を 10～50%にした場合の、V 一定時の$\triangle P/P_0$(上側)と P 一定時の$\triangle n/n_0$(下側)を計算した結果を、Fig.4.18 の上下にそれぞれ示す。

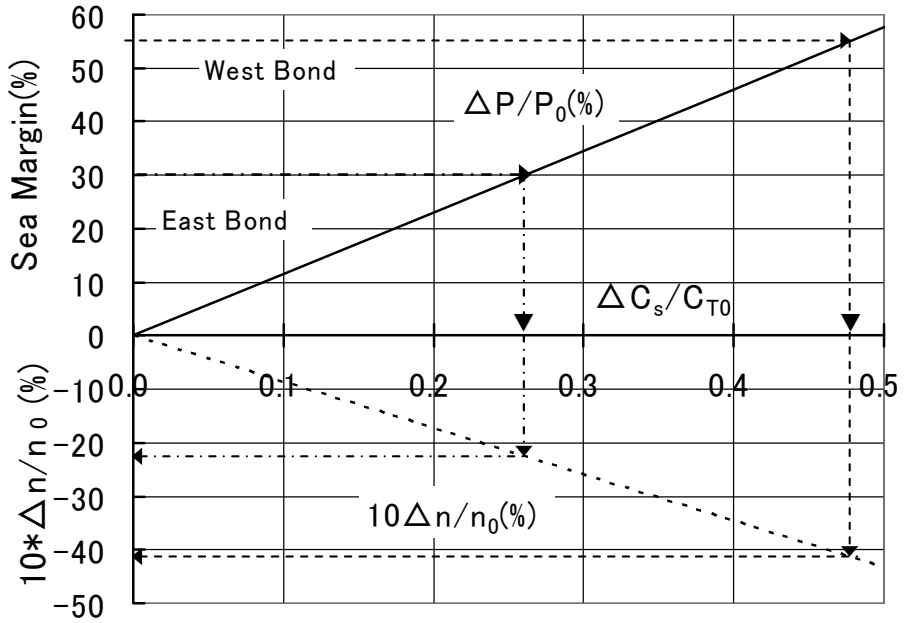

Fig. 4.18 Effect of sea condition on $\triangle P/P_0$ and $\triangle n/n_0$

馬力マージンが 30%になるのは一点鎖線で示すように、横軸の$\triangle C_S/C_{T0}$が 26%、55%になるのは点線で示すように 47%の場合であり、それぞれの回転数低下は 2.2%、4.1%である。このように船型 CS では、馬力マージンが 25%大きくなるとプロペラは 1.9%重くなり、これは実態を良く表現している。

この例は、$\triangle C_S/C_{T0}$による$\triangle n/n_0$と$\triangle P/P_0$の変化量の関係であり、Table4.7 に示すそれぞれの係数、－0.086、1.152 から、船型 CS では次式となる。

$$\Delta n/n_0 = -0.075\,\Delta P/P_0 \tag{4.89}$$

海象による馬力マージンは、一般的に同一海象(航路)であれば小型船の方が大きく、回転数マー

ジンも大きくするのが妥当である。

4.8.3. 海象影響による馬力マージンと船速低下

ログブックから得られる船速と馬力の実績値を、平水中の馬力曲線と比較すると、船速の変化に比べ馬力の変化が少なく、シーマージンは低速ほど大きいという顕著な傾向を示すことが多い。

これに関して船型 CS を対象に、抵抗増加量$(\triangle C_S/C_{T0})$を 10～50%に変更した場合の船速低下量と馬力の変化量の関係を Fig.4.19 に示す。

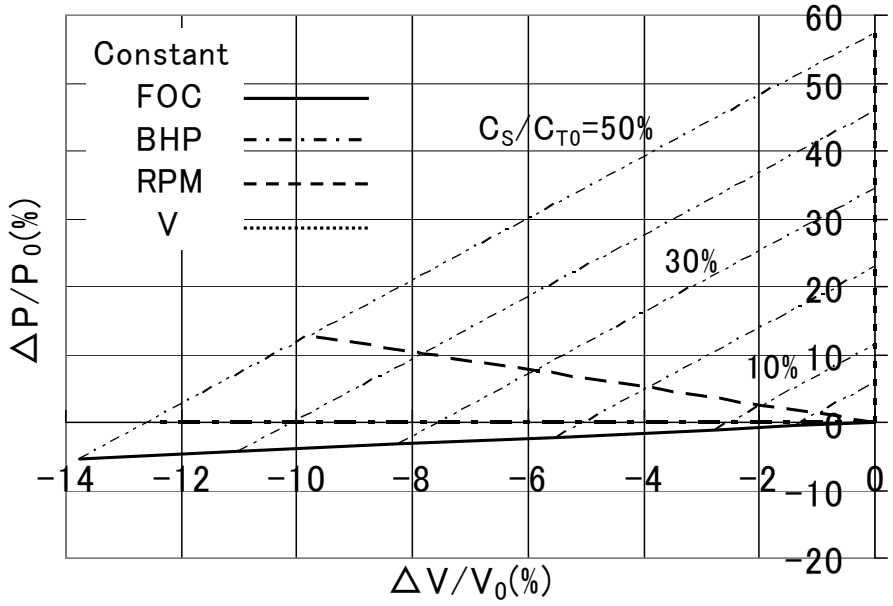

Fig. 4.19 $\triangle P/P_0$ versus $\triangle V/V_0$ in different engine condition

主機の運転状態を *FOC*、*P*、*n* 及び *V* を一定にした場合について示すが、図において明らかに *P* 一定は$\triangle P/P_0$=0、*V* 一定は$\triangle V/V_0$=0 に一致する。

これによれば、一例として *FOC* を一定(実線)として$\triangle C_S/C_{T0}$が 30%の海象下を航行する場合は、船速は 8.3%低下し馬力は 3.3%低下する。3 章に示したように、シーマージンは、このような平水中馬力カーブからの乖離を、低下した船速における馬力増加率として評価するものである。一方、平水中馬力カーブはプロペラ則に従って変化するから、シーマージンは低速ほど大きくなる。また、この傾向は *P* 一定、*n* 一定、*V* 一定の順に、更に顕著になる。

4.8.4. 海象影響による性能変化の相互関係

(4.61)～(4.71)式の海象等による抵抗増加の項$(\triangle C_S/C_{T0})$は、性能項目の変化に占める海象影響を表している。従って、いずれか 2 式のこの項を組合わせると、海象影響による性能変化の相互関係が得られる。

(1) シーマージンと回転数マージンの関係

(4.89)式に一例を示した海象影響による馬力と回転数の変化率の関係は、次のように得られる。船速一定時の馬力の変化率は(4.67)、(4.68)式から次式である。

$$\frac{\Delta P}{P_0}=\frac{\Delta n}{n_0}+\frac{\Delta Q}{Q_0}=\frac{3-b_2}{D_V}\cdot\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \tag{4.90}$$

また、馬力一定時の回転数の変化率は(4.70)式から次式である。

$$\frac{\Delta n}{n_0}=\frac{b_2}{D_B}\cdot\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \tag{4.91}$$

(4.90)、(4.91)式から馬力一定時の回転数の変化率と船速一定時の馬力の変化率との間には、C_{nP}を比例定数とする次の関係がある。

$$\frac{\Delta n}{n_0}=\frac{b_2}{3-b_2}\cdot\frac{D_V}{D_B}\cdot\frac{\Delta P}{P_0}\equiv C_{nP}\frac{\Delta P}{P_0} \tag{4.92}$$

(2) シーマージンと船速低下の関係

海象影響による馬力一定時の船速の変化率は(4.69)式から次式である。

$$\frac{\Delta V}{V}=\frac{b_2-3}{D_B}\cdot\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \tag{4.93}$$

(4.90)式と合わせると、馬力一定時の船速低下率は、比例定数 C_{VP}を介してシーマージンと次式の関係にある。

$$\frac{\Delta V}{V_0}=-\frac{D_V}{D_B}\cdot\frac{\Delta P}{P_0}\equiv C_{VP}\frac{\Delta P}{P_0} \tag{4.94}$$

Fig.4.20 に、Table 4.7 に示した 5 船型の C_{nP}と C_{VP}を、荷重係数(τ)を横軸にして示す。

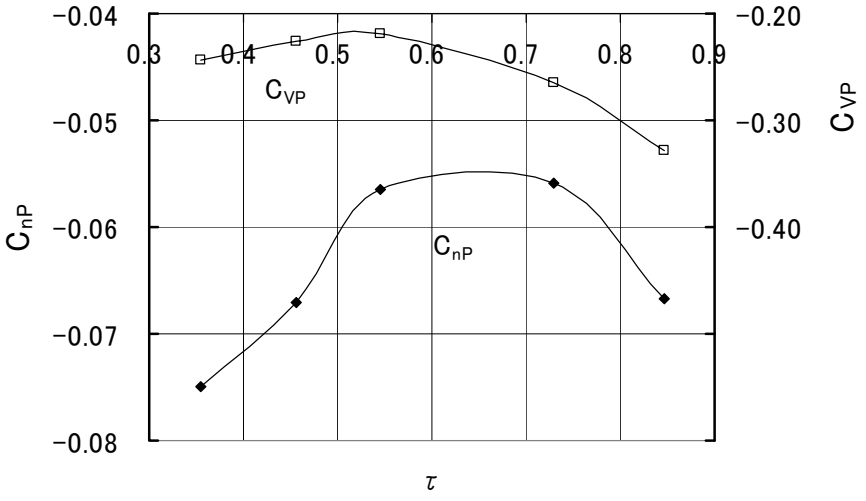

Fig. 4.20 Coefficient of C_{nP} and C_{VP} versus load factor τ

C_{nP}は、-0.075~ -0.055 の範囲で変化し、 τ=0.6~0.7 でシーマージンの増加に対する回転数の

低下率が小さくなっている。また、馬力一定時の回転数は、海象影響によるシーマージンの5.5%~7.5%低下するから、5%の回転数マージンは65~90%のシーマージンに対応する。

C_{VP}は、-0.34~ -0.21 の変化であり、 τ=0.5~0.6 で小さくなっているが、船速と馬力の関係であるから、mが大きいほど C_{VP}の絶対値は小さいと見るべきである。馬力一定時の船速低下はシーマージンの 21~34%であるから、海象影響に対し 15%のシーマージンを設定した場合は 3~5%の船速低下を見込むことを意味する。また、10%の船速低下に対応するシーマージンは、荷重度が大きい船では 30%、m が大きい τ=0.5~0.6 の船で 50%程度となる。

(3) 海象影響による見掛けスリップの増加

見掛けスリップの増加量($\triangle S_A$)については、大型専用船が意識的減速を開始する目安として25%の値が提案 [86]され、また、シーマージンと密接な関係 [8]があり、主機の運航制限を代表する値である [34]との考えもある。このように$\triangle S_A$は海象の程度を知るための指標とされている。

以下に、見掛けスリップの増加とシーマージン、船速低下及びトルク増加との関係を導く。見掛けのスリップ(S_A)は、次式で定義される。

$$S_A = 1 - \frac{V}{p \cdot n} \tag{4.95}$$

(4.95)式から、スリップの増加量($\triangle S_A$)は、基準点の値を下付文字(0)で示すと、次式で表される。

$$\Delta S_A = \frac{1}{p}\left(\frac{V_0}{n_0} - \frac{V}{n}\right) = \frac{1}{p}\left(\frac{V_0}{n_0} - \frac{V_0 + \Delta V}{n_0 + \Delta n}\right) \tag{4.96}$$

従って、$\triangle S_A$は次式で近似できる。

$$\Delta S_A = \frac{1}{p} \cdot \frac{V_0}{n_0}\left(\frac{\Delta n}{n_0} - \frac{\Delta V}{V_0}\right) \tag{4.97}$$

ここで、燃料消費量一定におけるスリップ増加を対象とすれば、$\triangle n/n_0$、$\triangle V/V_0$は(4.61)、(4.62)式から次式となる。

$$\frac{\Delta n}{n_0} = \frac{b_2}{D_F} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \tag{4.98}$$

$$\frac{\Delta V}{V_0} = \frac{b_2 - 2}{D_F} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \tag{4.99}$$

(4.97)~(4.99)式から、$\triangle S_A$ は、比例定数 C_{SA} を介して海象等による抵抗増加量($\triangle C_S/C_{T0}$)と次式のように関係づけられる。

$$\Delta S_A = \frac{2}{p} \cdot \frac{V_0}{n_0} \cdot \frac{1}{D_F} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \equiv C_{SA} \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \tag{4.100}$$

(4.100)式と(4.90)、(4.91)、(4.93)、(4.98)、(4.99)式等を組合わせると、それぞれの性能項目の変化率は$\triangle S_A$で表される。

(4) シーマージンと見掛けスリップの増加の関係

(4.100)式、(4.90)式からシーマージン$(\triangle P/P_0)$と$\triangle S_A$との間には、比例定数 C_{PS}を介して、次の関係がある。

$$\frac{\Delta P}{P_0} = \frac{3-b_2}{2} \cdot \frac{D_F}{D_V} \cdot \frac{n_0}{V_0} \cdot p \cdot \Delta S_A \equiv C_{PS} \cdot \Delta S_A \tag{4.101}$$

(5) *FOC*一定時の船速低下と見掛けスリップの増加の関係

同様に、(4.100)式、(4.99)式から *FOC*一定時の船速低下$(\triangle V/V_0)$と$\triangle S_A$との間には、比例定数 C_{VS}を介して、次の関係がある。

$$\frac{\Delta V}{V_0} = \frac{b_2-2}{2} \cdot \frac{n_0}{V_0} \cdot p \cdot \Delta S_A \equiv C_{VS} \cdot \Delta S_A \tag{4.102}$$

(6) *n*一定時のトルク増加と見掛けスリップの増加の関係

主機の運転許容範囲は、回転数とトルクの関係で与えられる。トルク増加$(\triangle Q/Q_0)$と見掛けスリップの増加との関係 [34]を求める。*n*一定時のトルク(Q)の変化率は、(4.65)式から次式である。

$$\frac{\Delta Q}{Q_0} = \frac{b_2}{D_n} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \tag{4.103}$$

(4.100)式と合わせると、*n*一定時のトルク増加$(\triangle Q/Q_0)$と$\triangle S_A$との間には、比例定数 C_{QS}を介して、次の関係が得られる。

$$\frac{\Delta Q}{Q_0} = \frac{b_2}{D_n} \cdot \frac{\Delta S_A}{C_{SA}} \equiv C_{QS} \cdot \Delta S_A \tag{4.104}$$

Fig.4.21 に 5 船型の定数 C_{SA}、C_{PS}、C_{PS}、C_{QS}を、荷重係数を横軸にして示す。

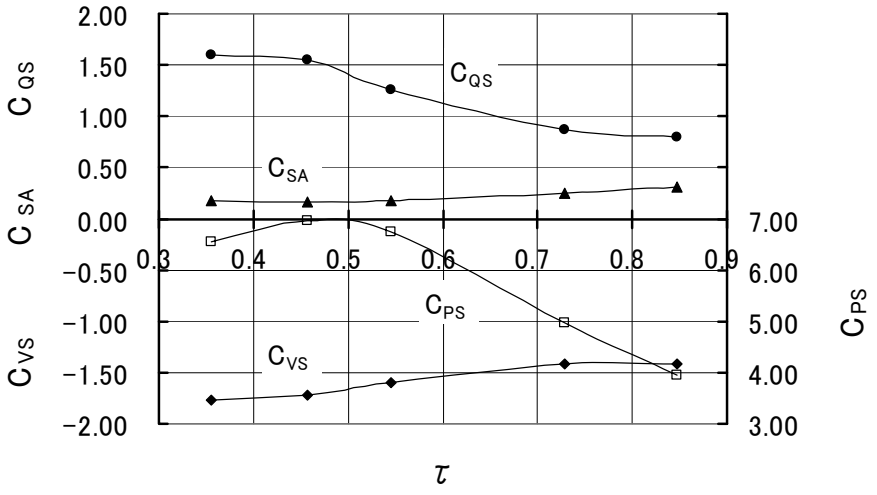

Fig. 4.21 Coefficient of C_{SA}, C_{PS}, C_{VS} and C_{QS} versus load factor τ

定数 C_{SA}は、$\triangle C_S/C_{T0}$と$\triangle S_A$との関係を表し、τ=0.4~0.5 で最も小さい。また、船型により 0.16~0.31 と変化し、例えば$\triangle C_S/C_{T0}$=0.20 であれば、$\triangle S_A$は 3~6%の差である。

定数 C_{PS}は、シーマージンと$\triangle S_A$との関係を表し、船型により 4.0~7.0 へと変化し τ=0.5 近辺で最も大きく、傾向的には荷重度が大きい船型は$\triangle S_A$が同じであってもシーマージンは小さい。

定数 C_{VS}は、FOC一定時の船速低下$(\triangle V/V_0)$と$\triangle S_A$との関係を表し、船型による差は -1.4~-1.8 と小さく、$\triangle S_A$が 25%の時の船速低下は 35%~45%である。

定数 C_{QS}は、$\triangle Q/Q_0$と$\triangle S_A$との関係を表し、船型により 0.8~1.6 に変化し、τが小さいほど大きい。例えば、$\triangle Q/Q_0$<0.20 であるための$\triangle S_A$は、肥大船では 25%、痩型船では 13%程度である。

これらの例から、海象影響による性能変化量の相互関係、見掛けスリップの増加量と性能変化量の関係は、船型によって異なることが明らかになった。

4.9. まとめ

4 章では、自然現象に基づく全ての要因を考慮した実海域中推進性能の近似推定法を構築した。更に、これまでにログブック解析や実船実験から示されている汚損･経年影響の実態と計算結果とを比較し、定量的な精度であることを確認した。本近似推定式の構築、検証の過程とその構成に基づいた考察により、次の事項が明らかになった。

1. 本近似推定式により、長期に亘る性能項目の変化に及ぼす船体、プロペラ、機関及び海象の 4 つの要因ごとの影響を主機の運転状態と関連付けて評価することができるため、運航採算や定期用船契約の条件等を考慮した総合的な船型設計が可能となる。
2. また、任意の評価条件におけるすべての性能項目の変化が計算できるため、シーマージンと燃料消費量一定時の船速低下量の関係など、それらの相互関係を容易に求めることができる。更に、この特長に着目して、海象影響による種々の性能項目の変化について、それらの相互関係と見掛けスリップの増加との関係を明らかにした。
3. プロペラ表面粗度の増加にともなうプロペラ効率の低下には、スラスト係数の低下とトルク係数の増加がほぼ同程度の割合で関与することを示した。
4. 船速一定時の馬力増加、馬力一定時の船速低下と回転数低下に及ぼす汚損・経年影響について、次のことを確認した。
   - これらの変化を変化率(%)で表わすと、船種や船型の大小による差は顕著ではない。
   - 船速低下は、低速船の方が大きく、同一船種では大型船の方が大きい。
   - 馬力増加は、船種の差は明確でないが、同一船種では大型船の方が大きい。
   - 回転数低下に及ぼす汚損･経年影響と海象影響の船型による差は小さい。
5. 船速低下に占める船体の影響とプロペラの影響の大きさは、竣工時の状態に近いほどプロペラの影響が大きく、その割合は主機の運転状態やプロペラ特性によって異なる。
6. 全抵抗に対する相対的な波浪中抵抗増加量が同じであれば、これによる船速低下(%)は低速船の方が大きく、低速船では大型船の方が大きいが、高速船では差は小さい。また、馬力増加は低速船の方が大きいが、船型の大小による差は見られない。

5. 短波長域抵抗増加の近似推定式

5.1. はじめに

5 章では、「海象等による抵抗増加」の主要な成分である「短波長域抵抗増加の近似式」を構築し、その推定精度を検証する。

海象等による抵抗増加は、実海域中推進性能にとっては、船体、プロペラ、主機関の汚損･経年影響と並ぶ重要な要素である。このうち線形重畳法による抵抗増加の推定には、実験的に計測が困難な短波長域での応答関数を必要とするため、推定法の妥当性も確認し難いのが現状である。

こうした現状と船型設計ではいくつかの船型を同時に比較検討することが多いことを考えると、基本設計における短波長域抵抗増加の推定には、厳密な理論計算よりも船型の差を船体主要目のレベルで反映できる方法であれば、できるだけ簡便な計算法の方が妥当であると言える。

本近似式と「推力増加の近似式 [27]」から、正面長波頂不規則波中の抵抗増加は容易に推定できる。また、これらの推定値を 6 章に示す「海象影響修正係数」で補正することにより、海象等による抵抗増加を実用的な精度で推定できるため、4 章の近似推定式を簡便に船型設計に活用することができる。

以下に、ガンマ関数による短波長域抵抗増加の近似式の構築と精度の検証について述べ、設計への応用例として短波長域抵抗増加に及ぼす船体主要目の影響について試算する。

5.2. 近似式の構築

波浪による抵抗増加(R_{AW})は、実用的には船体運動に基づく抵抗増加(R_{AW0})と反射波に基づく抵抗増加(R_{AW1})との和として、次式のように表される [57]。

$$R_{AW} = R_{AW0} + R_{AW1} \tag{5.1}$$

R_{AW1} については、藤井･高橋 [87]以来、いくつかの計算式が示されている。本節では、これらの計算式を用いて、反射波に基づく平均抵抗増加 $\overline{R_{AW\ 1}}$ 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 $\overline{R_{AW\ 0}}$ の推定には、既報の「推力増加の近似式 [27]」を用いる。ここに、これらの近似式は正面長波頂不規則波中の値を対象とする。

5.2.1. 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(5.12)式である。

$$Y(\omega) \equiv \frac{R_{AW1}(\omega) \Big/ \zeta_A{}^2}{\rho g (B^2/L)} = \frac{1}{2}\frac{L}{B}\alpha_1(\omega)\{1+\alpha_2(\omega)\} f(X) \tag{5.2}$$

ζ_A：波振幅、L：長さ、B：幅

$\alpha_1(\omega)$には高橋 [57]が示す次式を用いる。

$$\alpha_1(\omega) = \frac{\pi^2 I_1{}^2(1.5kd)}{\pi^2 I_1{}^2(1.5kd) + K_1{}^2(1.5kd)} \tag{5.3}$$

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(5.4)~(5.7)式に示す高橋 [57]、Faltinsen[88]、内藤･上田 [89]、山下･石黒･伊東 [90]が示す四式を比較する。

$$\alpha_2 = 3.5\sqrt{Fn} \tag{5.4}$$

$$\alpha_2 = \frac{2\omega V}{g} \tag{5.5}$$

$$\alpha_2 = 1 - e^{-1.5\cdot\Omega}, \quad \Omega = \frac{\omega V}{g} \tag{5.6}$$

$$1+\alpha_2 = 4(1 - C_2/2V)^2, \quad V/C_2 = \frac{1+\sqrt{1+4\Omega_e}}{2} \tag{5.7}$$

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

(3) 船型影響係数：$f(X)$

船型影響係数$f(X)$を、SR243 の成果 [62]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、(5.8)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=2.2~4.8 である 20 隻の λ/L=0.3~0.6 における実験値である。

更に、これらの実験値を(5.10)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(5.9)式に、データ間の Fn と λ/L の違いを考慮するために、(5.5)式を用いた修正項$(1+2\omega V/g)$を加えたものである。

$$\sigma_{AWB}' = 0.9191X + 0.0331 \tag{5.8}$$

$$\sigma_{AWB} = \frac{R_{AW}}{\rho g \zeta_A{}^2 B} \tag{5.9}$$

$$\sigma_{AWB}' = \frac{R_{AW}}{1/2 \rho g \zeta_A{}^2 B(1 + 2\frac{\omega V}{g})} \tag{5.10}$$

$$\frac{\omega V}{g} = \frac{\sqrt{2\pi} Fn}{\sqrt{\lambda / L}} \tag{5.11}$$

$$X = 2(1 - d/B)\overline{\sin^2 \beta} \tag{5.12}$$

$$\overline{\sin^2 \beta} = \frac{1}{B}\int_{-B/2}^{B/2} \sin^2 \beta dy \tag{5.13}$$

β ：水線面の接線が中心線となす角

λ ：波長、　　V: 船速、　　Fn：フルード数

(5.10)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。

$$Y_E(\omega) = \frac{1}{2}\frac{L}{B}(1 + 2\frac{\omega V}{g})\sigma_{AWB}' \tag{5.14}$$

ここで、以下の仮定を設ける。

・(5.8)～(5.14)式において、R_{AW0}成分は小さく、(5.8)式は R_{AW1}成分を表わしている。

・(5.8)式は平均的に λ/L=0.4 における値を表わしている。

これにより、(5.2)式は λ/L=0.4 で(5.14)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 λ/L=0.4 における値であることを表す。

$$f(X) = \sigma_{AWB}' \times \frac{1 + \frac{2\omega_L V}{g}}{\alpha_{1L}(1 + \alpha_{2L})} \tag{5.15}$$

$$\omega_L = \sqrt{\frac{2\pi g}{0.4L}} \tag{5.16}$$

5.2.2. 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=320m、B=58m、d=19.2m、C_b=0.800 の VLCC(船型 L)とし、船速を 16kt とする。

Fig.5.1 に、(5.4)~(5.7)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、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。

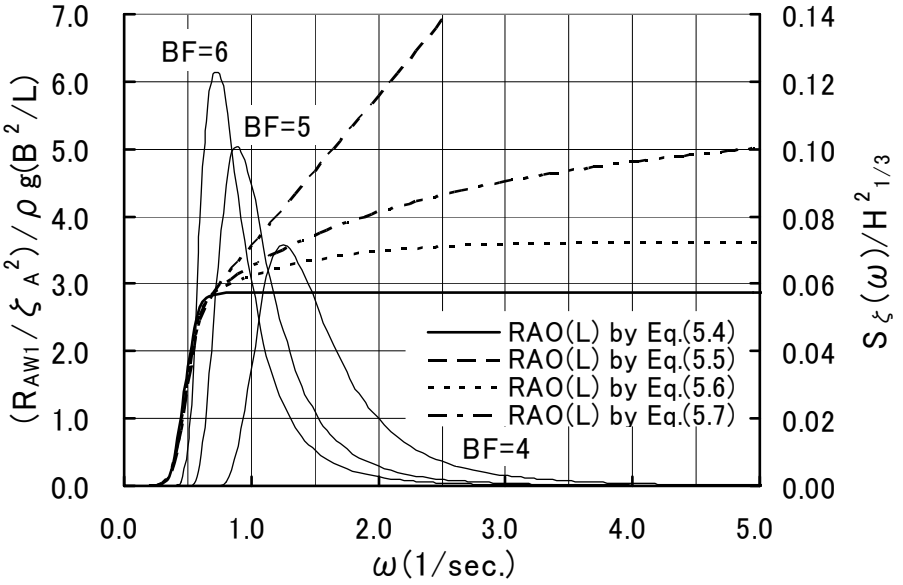

Fig. 5.1 Comparison of *RAOs* with different α_2

いずれの *RAO* も(5.15)式により、λ/L=0.4 に対応する ω_d=0.69 で同一の値となる。また、*RAO* の差は ω<0.69 では小さいが、ω>0.69 (λ/L<0.4)では大きくなり、波長が 0 に近づくと 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 $S_\zeta(\omega)$は、次式の ISSC 型であり、*BF*=4、5、6 に対応する平均波周期 (*T0*)は 3.9、5.5、6.7 秒である。

$$S_\zeta(\omega) = \frac{C_{\zeta 1}}{\omega^5} e^{-\frac{C_{\zeta 2}}{\omega^4}} \tag{5.17}$$

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

Fig.5.2 に、Fig.5.1 の $R_{AW1}(\omega)$と ISSC 型波スペクトラムから得られる 4 つの R_{AW1}(ton)を、T_0を横軸にして比較する。

数値積分の範囲は ω=0.20~5.25(λ/L=4.8~0.007)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。

$$T_0 = 3.86\sqrt{H_{1/3}} \tag{5.18}$$

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 R_{AW1}(ton)の差は殆んどない。また、Fig.5.1 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 ω>0.69 では波スペクトラムの値が小さくなるため、R_{AW1}(ton)の差は小さくなる。

定期用船契約では、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=4～7 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が、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。

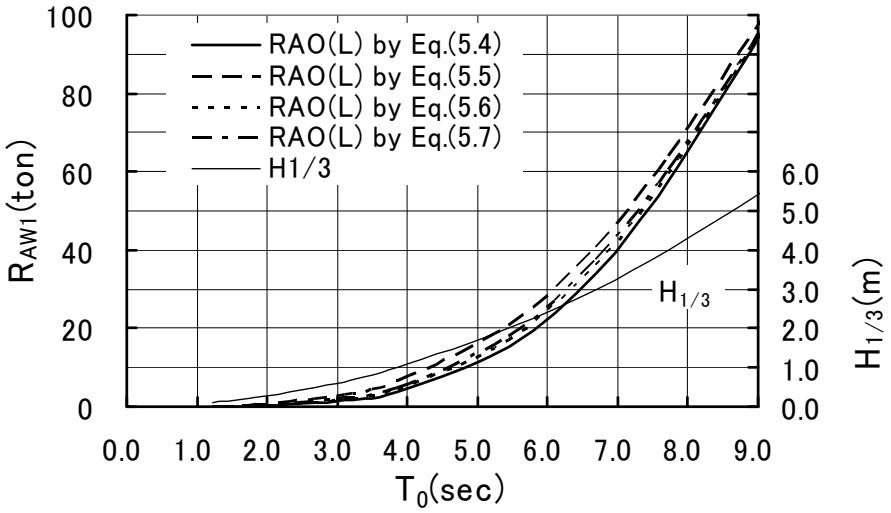

Fig. 5.2 Comparison of R_{AW1}(ton) with different α_2

5.2.3. ガンマ関数による $\overline{R_{AW1}}$ の近似

Fig.5.1 に示した $R_{AW1}(\omega)$の形状を、定数 C_3、C_4、n を含む(5.19)式の形で近似的に表現できれば、(5.20)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、(5.19)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。

これにより短波長域抵抗増加($\overline{R_{AW1}}$)は(5.21)式となり、極めて簡便に計算できる。

$$\frac{R_{AW1}(\omega)}{\zeta_A^{\,2}} = C_3\omega^n e^{-\frac{C_4}{\omega^4}} \equiv RAO(\omega) \tag{5.19}$$

$$RAO(\omega)\cdot S_\zeta(\omega) = C_{\zeta_1}C_3\omega^{n-5}e^{-\frac{C_{\zeta_2}+C_4}{\omega^4}} \tag{5.20}$$

$$R_{AW1}(ton) = \frac{\rho g}{2000}\frac{B^2}{L}\cdot\frac{C_{\zeta_1}C_3\Gamma(1-n/4)}{(C_{\zeta_2}+C_4)^{(1-n/4)}} \tag{5.21}$$

(1) 近似方法

(5.19)式の定数 C_3、C_4、n は、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、$k\cdot d$=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。

$$\omega_d = \sqrt{\frac{3g}{d}} \tag{5.22}$$

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=4~6 における(5.21)式による近似値と Fig.5.2 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 Fn 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、(5.19)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。

$$C_3 = R_{AW1}(\omega_d)\cdot\omega_d{}^{-n}\exp(\frac{C_5\cdot\omega_d - n}{4}) \tag{5.23}$$

$$C_4 = \frac{\omega_d{}^4}{4}(C_5\cdot\omega_d - n) \tag{5.24}$$

但し、

$$C_5 \equiv \frac{R_{AW_1}'(\omega_d)}{R_{AW1}(\omega_d)} \tag{5.25}$$

であり、RAO は(5.2)式であるから、ω_dにおける値を下付文字(d)で表せば、(5.25)式の C_5 は次式となる。

$$C_5 = \frac{\left(\frac{d\alpha_2}{d\omega}\right)_d}{(1+\alpha_{2d})} \tag{5.26}$$

(3) 定数 n の特定

(5.19)式の exp の項は、Fig.5.1 の ω<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(5.24)式から $n<C_5\cdot\omega_d$ となり、n は用いる α_2 の式と d に関係する定数である。ここで、n をこれらと関連付けた次式で表し、定数 γ を③の条件を満たすように試行錯誤により求める。

$$n = \gamma\cdot C_5\cdot\omega_d \tag{5.27}$$

先ず、仮定した γ ごとに(5.21)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=4~6 におけるこれらの比が船型 L、S ともに 1 に近くなる γ を選ぶ。

この過程を、(5.6)式の α_2 を用いた場合について示すと、(5.26)式の C_5 は次式であり、

$$C_5 = \frac{1.5}{2\exp\left(1.5\frac{\omega_d V}{g}\right)-1}\cdot\frac{V}{g} \tag{5.28}$$

船型 L では d=19.2m であるから(5.22)式から ω_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=0.1833γ となる。また、船型 S の場合は同じ Fn としているため $C_5 \cdot \omega_d$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 ともに 0.97~1.01 となる γ=0.7 が得られ、n=0.128 となる。また、C_3、C_4は(5.23)、(5.24)式からそれぞれ、0.0323、3.508 である。同様に、(5.7)式の α_2を用いた場合にも、同程度の誤差となるγ=0.85 が得られ、n=0.281 となる。

また、(5.5)式の α_2を用いた場合は、n=0.641 を得る。更に、(5.4)式の α_2の場合は ω を含まないため(5.27)式は使えないので、n を直接求め 0.05 を得たが、ともに(5.6)、(5.7)式を用いた場合より誤差は大きい。

また、(5.19)式の $C_3\omega^n$の項は、Fig.5.1 の exp の項が 1 に収束した後の ω>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、(5.5)式の場合が最も大きく(5.4)式の場合が最も小さくなっている。

5.3. 近似式の検証と応用例

5.3.1. $R_{AW1}(\omega)$の近似度

近似式の精度を検証するために、先ず、$R_{AW1}(\omega)$の(5.19)式による近似値(App)と(5.2)式の理論値(RAO)とを比較する。Fig.5.3 に、(5.6)式の α_2を用いた場合の、船型 L、S の $R_{AW1}(\omega)$を示す。

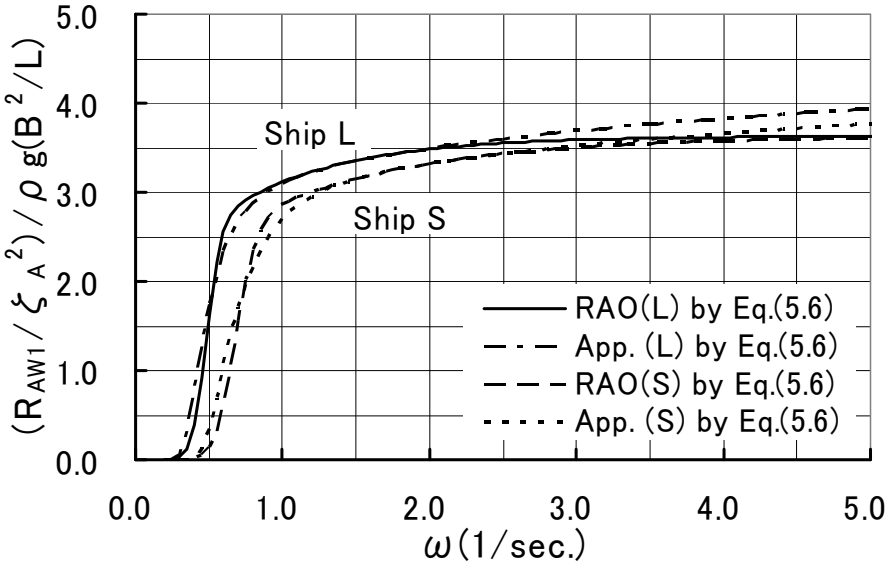

Fig. 5.3 Approximation of $R_{AW1}(\omega)$ with α_2 of equation (5.6)

近似式の値と勾配を $k \cdot d$=3 となる ω_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 ω<3.0 の範囲で良く合っている。また、ω>3.0 で差は大きくなるが、Fig.5.1 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(5.7)式を用いた場合も同じである。

5.3.2. R_{AW1}(ton)の近似度

次に、R_{AW1}(ton)の(5.21)式による近似値と数値計算値とを比較する。Fig.5.4 に、(5.7)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 WMO の値を用いた。

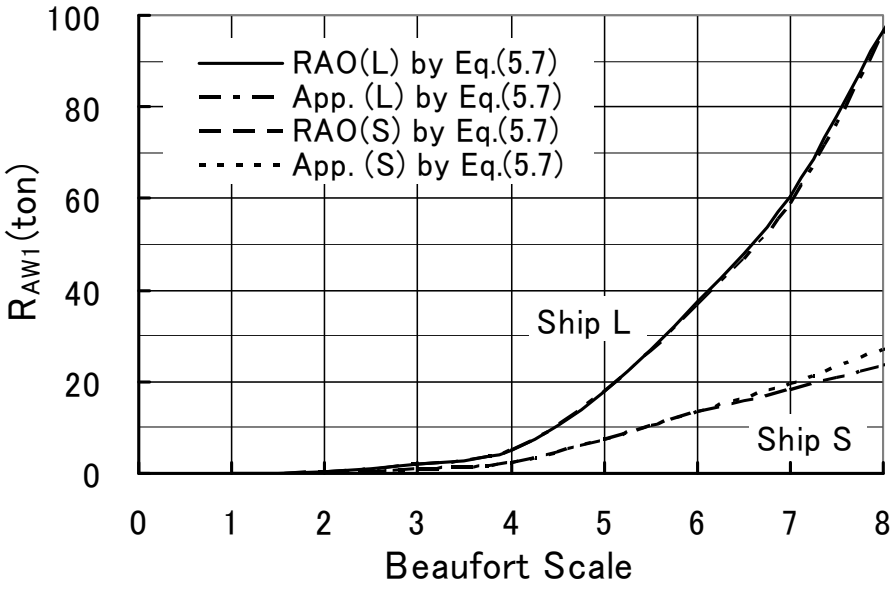

Fig. 5.4 Approximation of R_{AW1}(ton) with α_2 of equation (5.7)

図によれば、近似式の定数は BF≒4~6 で誤差が小さくなるようにを特定したが、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(5.6)式を用いた場合も同じである。

5.3.3. $\overline{R_{AW1}}$に及ぼす船体主要目の影響

近似式の推定精度は検証できたので、その応用例として $\overline{R_{AW1}}$ に及ぼす船体主要目の影響を、船型 L を基準船として Fig.5.5 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、(5.21)式で計算した。定数 n は、(5.7)式の α_2 に対応する γ=0.85 として(5.27)式から求めた。

また、主要寸法は排水容積($\nabla=L\cdot B\cdot d\cdot C_b$)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、横軸 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。

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、$\overline{R_{AW\,1}}$ 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。同じ C_b の減少量であっても $\overline{R_{AW\,1}}$ の減少量は L、B、d と C_b との組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 $\overline{R_{AW\,1}}$ は 9%の増加、L/B シリーズでは 9%の減少である。また、L/d では水線面の肥大度は基準船より小さくなるが、$\overline{R_{AW\,1}}$ は基準船と殆んど同じである。

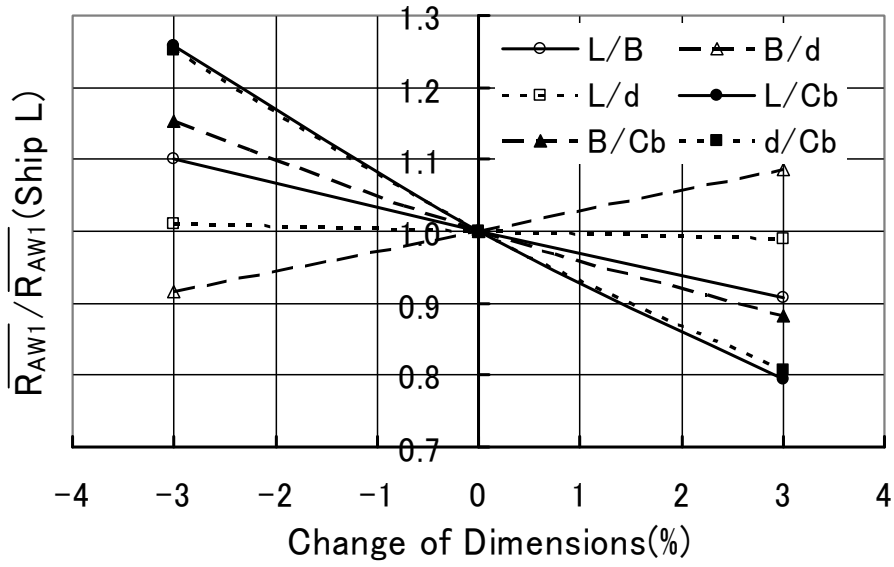

Fig. 5.5 Change of R_{AW1} with different ship dimensions

このように①、②は、(5.21)式により水線面の肥大度に加え、(5.12)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。

5.4. まとめ

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。これにより、次の事項が可能となった。

1. 水線面の肥大度、幅喫水比、L、d 等の船体主要目の影響と船速の影響を考慮した反射波に基づく抵抗増加を簡便に推定することができる。
2. 本近似式と「推力増加の近似式 [27]」を合わせると、正面長波頂不規則波中の抵抗増加が容易に求められ、4 章に示した実海域中推進性能の近似推定式を簡便に船型設計に活用することができる。

6. 海象影響修正係数

6.1. はじめに

6 章では、「海象等による抵抗増加」を実用的な精度で推定するために、「海象影響修正係数」の提案を行う。

造船工学は対象とする製品が巨大であるため、経験工学として発達してきた面が多い。例えば、船殻重量の推定では、船型による差は推定式や理論的手法でもとめ、全体の推定精度は実績を基準にすることで適正な値を求めてきた。また、平水中推進性能の推定においても、摩擦抵抗と伴流率に関する相関係数が用いられ、これには本来の物理的意味のほかに、水槽試験から速力試運転の間に含まれるその他の要素に対する実績修正としての意味もあり、平水中推進性能の推定精度は、水槽試験の精度と並んで２つの相関係数のまとまりに依存している。

海象影響修正係数とは、このような考え方を踏襲したものであり、海象等による抵抗増加のログブック解析から得られる実績値 [8]と理論的推定値との比を海象別に平均した修正係数である。

海象等による抵抗増加には、波浪中抵抗増加のほかに風圧抵抗や操縦運動に起因する要素等があるが、これらの推定には 2.1 節に示したようにいくつかの問題がある。現時点でこれらの問題に対処するには、実績値に基づいて理論的推定値を補正する手法が最も有効であると思われる。

海象影響修正係数を導入すれば、実海域中の海象等による抵抗増加は、次のように推定される。

海象等による抵抗増加＝理論的推定値(風、波浪)×海象影響修正係数(*BF*、船型、航路)

理論的推定値は、正面からの風による風圧抵抗と波浪による抵抗増加の和とし、その他に起因する抵抗増加は小さいと仮定する。また、海象影響修正係数は *BF* ごとに求め、この修正係数を多数蓄積し船型、航路別に平均値を求めれば、より一般的な修正係数となる。これにより、実海域中推進性能に大きな影響を及ぼす海象等による抵抗増加を、実用的な精度で船型設計に反映することができる。

以下に、海象等による抵抗増加の実績値を求めるためのログブック解析法、汚損影響の解析結果及び小型瘠型船 A、大型肥大船 B の 2 船型から得られた海象影響修正係数の実例を示す。

6.2. ログブック解析法

ログブック解析は、データ間の同時性や整合性が実験のように十分でないデータであっても、

多数のデータの平均値は真実に近いとする手法である。平水中推進性能は速力試運転で確認されるように、実海域中推進性能はログブック解析で確認される。従って、推進性能の評価にとってログブック解析は速力試運転と同様に重要な過程である。

ログブック解析法についてはいくつかの論文 [48]、[49]、[93]があり、最近ではモニタリングシステムから得られたデータを解析し、満載状態で試運転ができないLNG船の推進性能を確認した報告 [94]もある。これらを参考にして、海象等による抵抗増加の実績値を求める手法の理論的背景と解析手順について述べる。

6.2.1. 理論的背景

ログブックデータから海象等による抵抗増加の実績値を求める方法として、一般的にはプロペラを一種の動力計と見なした荷重係数による方法 [8]、[14]が用いられる。本論では、この他に 4 章の近似推定式を用いる方法についても検討する。

4 章の近似推定式を用いて、推進性能に及ぼす船体、プロペラ、主機関の汚損･経年影響と海象影響の 4 つの要因を個別に求めることができれば、近似推定式の汎用性は飛躍的に向上する。そのためには、少なくともこの 2 つの方法による抵抗増加の実績値がほぼ一致することが必要である。以下に、それぞれの理論的な背景について述べ、2 つの方法による抵抗増加の実績値を比較する。

(1) 荷重係数による方法

海象等による抵抗増加量($\triangle R_s$)は、荷重係数(τ)を用いて次のように得られる。即ち、(6.1)式の前進定数(J')に対応する(6.2)式のτ'から全抵抗(R)を求め、平水中抵抗(R_C)を差引くことから得られる。この場合、J、$(1-w)$及び K_Tは、厳密には汚損･経年影響により変化した状態における値であり、ダッシュ(')で表す。

$$J' = 60\frac{V(1-w)'}{RPM \cdot D} \tag{6.1}$$

$$\tau' = \frac{K_T'}{J'^2} = \frac{R}{\rho D^2 V^2 (1-w)'^2 (1-t)} \tag{6.2}$$

$$R = \rho D^2 V^2 (1-w)'^2 (1-t)\left(\frac{K_T'}{J'^2}\right) \tag{6.3}$$

$$\Delta R_S = R - R_C \tag{6.4}$$

以下に、$\triangle R_s$ を(6.1)～(6.4)式から算出する際に、汚損･経年影響による K_T と$(1-w)$の変化を無視した場合の誤差について考察する。J' には(6.1)式に示すように$(1-w)'$ が含まれるから、(6.3)式の誤差としては$(1-w)^2/J^2$は相殺され K_T' の変化による誤差が残る。また、K_T' の変化には(4.10)式に示すように、K_T を小さくする成分として、プロペラ表面粗度の増加による成分があり、K_T を大きくする成分として、船体表面粗度の増加に伴って$(1-w)$が減少しJが小さくなる成分がある。この 2 つの成分を足し合わせると、(6.3)式の誤差は船型によって差はあるが、竣工後 1 年では高々

1%程度である。従って、新造時のプロペラ特性を用いて解析しても$\triangle R_s$の誤差は小さい。

(2) 近似推定式による方法

4 章の近似推定式は、性能項目の変化を評価条件ごとに、船体$(\delta \triangle C_f/C_{T0})$、プロペラ$(C_2\triangle C_D/K_{Q0})$、主機$(\triangle Q_A/Q_0)$、海象$(\triangle C_S/C_{T0})$による 4 つの要因で表している。従って、ログブックから燃料消費量(FOC)、主機馬力(P)、軸トルク(Q)、プロペラ回転数(n)及び船速(V)の 5 つの正確な値が得られれば、理論的には 4 つの要因による性能変化を分離して解析することができる。但し、すべての性能項目間に線形関係が成立し、平水中推進性能とプロペラ特性は正しいということが前提である。また、軸馬力計を装備していない船ではQが得られないため、完全に分離することはできず、$\triangle Q_A/Q_0$等に一定値を仮定した場合の値となる。

一方、$\triangle C_S/C_{T0}$は汚損･経年影響に関係しない要因であり、汚損･経年影響による性能の変化はログブック解析から得られるから、4 章の近似推定式を用いて海象等による抵抗増加を求めることができる。

以下に、近似推定式を用いて抵抗増加の実績値を求める場合の、関係式と性能項目について述べる。

a) 抵抗増加と性能項目の変化量の関係

海象等による抵抗増加率$(\triangle C_S/C_{T0})$は、(4.61)から(4.71)式のいずれの式を用いても得られる。例えば、(4.64)式を用いると$\triangle C_S/C_{T0}$は、定数(D_n)と船速低下率$(\triangle V/V_0)$の積から、船体とプロペラによる汚損･経年影響を差引いた次式で表される。$\triangle V/V_0$と汚損･経年影響は、ログブック解析から求める。

$$\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} = D_n \frac{\Delta V}{V_0} - \left(1+100\cdot\varepsilon\cdot C_{T0}b_1\right)\frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}} - (1+b_1b_3)\cdot\frac{C_2\Delta C_D}{K_{Q0}} \tag{6.5}$$

同様に、(4.67)式の回転数増加率$(\triangle n/n_0)$から、次式のように表わされる。

$$\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} = D_V \frac{\Delta n}{n_0} - \left(1+100\cdot\varepsilon\cdot C_{T0}b_1\right)\frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}} - (1+b_1b_3)\cdot\frac{C_2\Delta C_D}{K_{Q0}} \tag{6.6}$$

b) 性能項目の選択

通常のログブックには、燃料消費量、主機馬力、プロペラ回転数及び船速の 4 項目が記載されている。これらのうちどの項目を用いて$\triangle C_S/C_{T0}$を求めるべきかについて考察する。

燃料消費量を含む式を用いると、FOC一定時の(4.61)、(4.62)式に示すように主機関のトルク低下$\triangle Q_A/Q_0$が介在し、二式を用いて$\triangle Q_A/Q_0$を消去すれば、$\triangle C_S/C_{T0}$を表わすためには船速低下率$(\triangle V/V_0)$と回転数変化率$(\triangle n/n_0)$の 2 つの性能項目が必要となる。また、馬力を含む式については、軸馬力計を装備していない場合の推定出力には使用燃料の発熱量や温度条件等の影響があり、その絶対値には誤差が大きいとされる [79]。

以上により、$\triangle Q_A/Q_0$を含まず、性能変化$\triangle V/V_0$または$\triangle n/n_0$のみで表わされる(6.5)、(6.6)式が簡便である。また、(6.5)式、(6.6)式の船体とプロペラの汚損･経年影響を表す項は同一であるから、いずれを用いても同じ結果が得られる。本論では、抵抗増加の理論値は一定の船速について

与えられることから、船速一定時の回転数増加から$\triangle C_S/C_{T0}$を求める(6.6)式を用いる。

6.2.2. 解析手順

海象影響修正係数を求めるに先立ち、ログブック解析の全体の流れ、馬力の特定法、適正なデータの抽出法について若干の考察をする。

(1) ログブック解析のフロー

ログブックデータから海象等による抵抗増加量$(\triangle R_s)$を算出し、海象影響修正係数を求める際の解析フローを Fig.6.1 に示す。

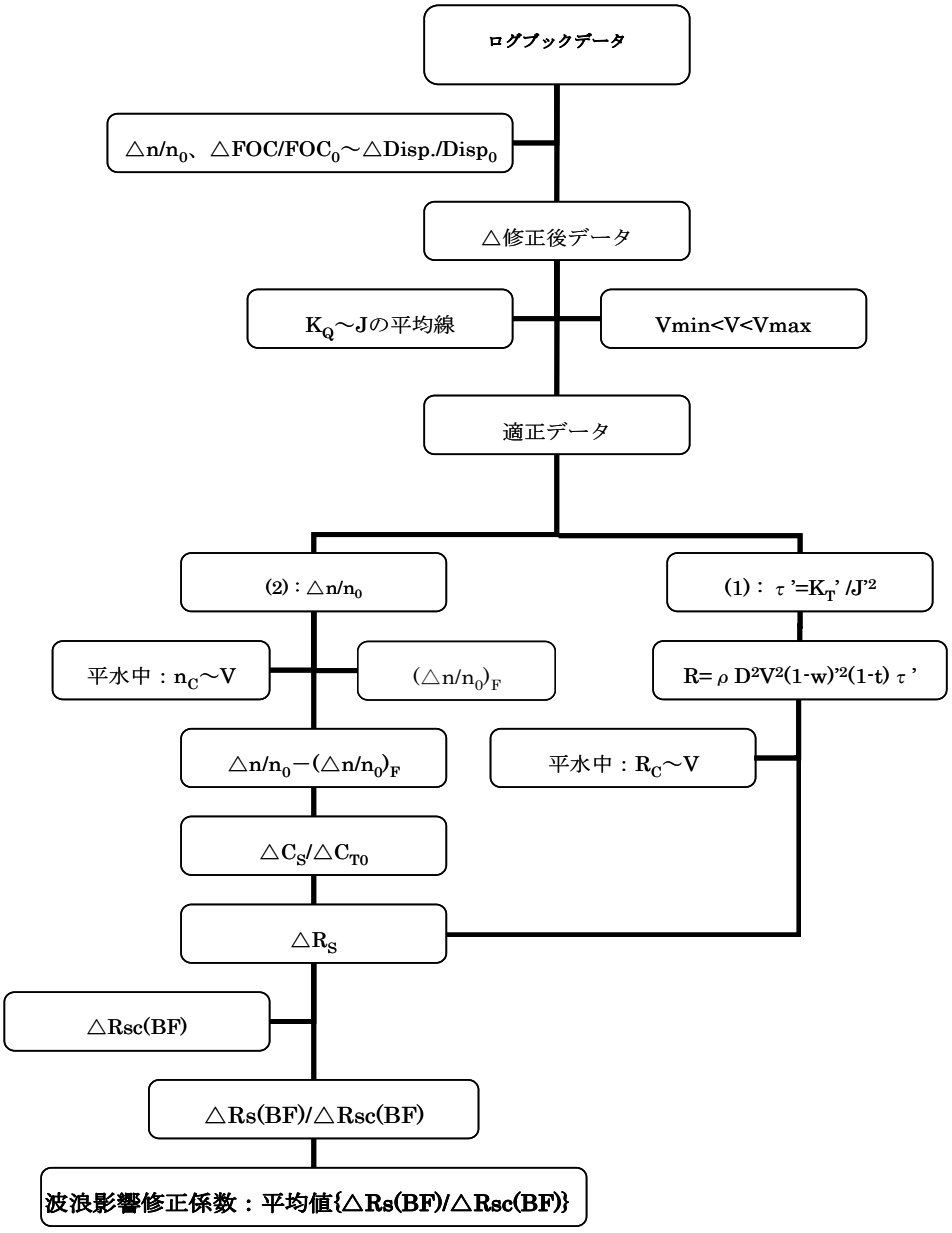

Fig. 6.1 Flow chart of log book analysis

このフローによる解析手順は、次の通りである。

① 満載状態など基準とする状態の平水中推進性能を確定する。Vに対する P_C、n_C、FOC_C 及び R_Cの値には、速力試運転の結果を反映させる。下付文字(C)は新造時平水中の値であることを表す。

② 水槽試験結果から排水量の差による抵抗の差を求め、航海日ごとの n と FOC の値を(4.67)、(4.68)式の$\triangle Cs/C_{T0}$の係数を用いて、基準とする排水量における値に修正する。

③ 航海日ごとの馬力を特定する。

④ ログブックデータから適正なデータのみを抽出する。

⑤ 6.2.1 項の(1)または(2)の方法で$\triangle R_s$を算出する。

⑥ $\triangle R_s$と理論的推定値$(\triangle Rsc)$との比を求める。

⑦ この比の平均値を BFごとに求め、海象影響修正係数とする。

これらの手順のうち④までは、シーマージンや船速低下など一般的なログブック解析をする場合にも必要な過程である。以下に③、④について示し、⑤、⑥、⑦については、6.4 節に示す。

また、(2)の近似推定式を用いる方法では、次の過程が必要であるが、次節に詳述する。

- プロペラ回転数の平水中からの増加量$(\triangle n/n_0)$を求める。
- 汚損･経年影響による回転数の増加$(\triangle n/n_0)_F$を除去する。

(2) 馬力の特定法

鷲見等 [79]は、軸馬力計が装備されていない場合に馬力(P)を特定する方法として、次の 3 つの計測諸元による推定値を比較し、これらによる値は絶対値としての精度は良くないが、環境条件の影響による一時的変化や経年的変化の解析に用いることはできるとしている。

(A) 過給機回転数

(B) 燃料ハンドル目盛とプロペラ回転数の積

(C) 燃料消費量

このうち、(C)の燃料消費量による方法は、平水中の Pと FOCの関係から推定するため、同じ FOCであっても RPMによって馬力は異なることを Fig.6.2 に示す。

この図では回転数マージンを 5%とし、平水中では最大出力(MCR)100%となる Q を $Q(MCR)$ として示しており、この線上では同じ FOCである。(C)の方法では、シーマージンが 50%の場合は約 20%、100%の場合は 30%弱、過大に推定することになる。

また、(4.7)式のように、トルク(Q)は FOCに比例すると仮定すれば、(6.7)式に示すように Pは FOCと RPMの積に比例する。これにより、Pが FOCのみから推定できるのは RPMが平水中とほぼ同じ場合に限定される。

$$P \propto Q \cdot RPM \propto FOC \cdot RPM \tag{6.7}$$

本論では、(6.7)式に示すように、馬力は FOCと RPMとの積に比例するとして以下の条件で特定する。

- 比例定数は、基準状態における P、FOC、RPMの関係から求める。

・ 基準状態の FOC は、試運転時における燃料消費率(g/ps/hour)と P の関係から算出する。
・ 航海日ごとの FOC を、基準状態の排水量と試運転時の発熱量(kcal/kg)における値に換算する。

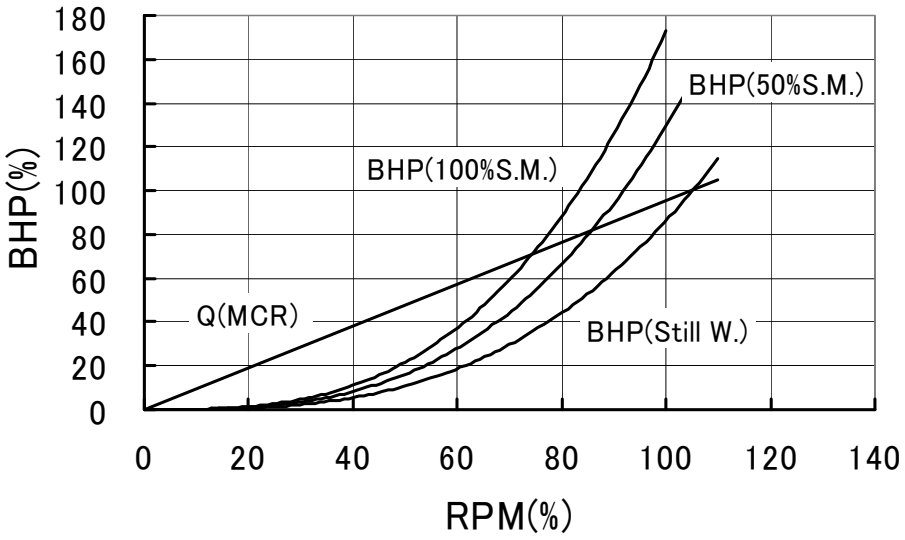

Fig. 6.2 Relation of BHP and RPM at constant FOC

(3) 適正なデータの抽出法

ログブック解析においては、船速、プロペラ回転数、燃料消費量等に明らかに整合性がないデータを除去することが重要である。(6.6)式から$\triangle R_s$を求める場合には、次のデータを除外する。

① 回転数増加が負のデータ。

② 船速の許容範囲を超えるデータ。
許容範囲は(4.84)式から求める。また、基準船速は、ログブックから求めた V の平均値近傍の値とし、許容誤差 ε_R は 5%程度とする。

③ K_Q～J の平均線から 3%程度以上離れているデータ。
J は(6.3)式、K_Q は次式で得られる。

$$K_Q = 24668\frac{P \cdot \eta_T \cdot \eta_R}{RPM^3 D^5} \tag{6.8}$$

K_Q～J の平均線とはデータ群の平均線である。平均線の J に対する勾配は、表面粗度の増加によりプロペラ特性が変化しても変わらないと仮定し、(4.4)式の a' を用いる。また、平均線の定数には b' の代わりに、次式の b'_m の平均値を用いる。b'_m の平均値は、始めに①、②のデータを除いたデータ群について求め、順次、平均線から設定値以上離れたデータを削除し、すべてのデータが設定値の範囲内になるまで繰返し計算にて求める。

$$b'_m = K_Q - a' \cdot J \tag{6.9}$$

(6.8)式の Pは、(2)に示したように FOCと RPMの積から求める。この FOCにはプロペラトルクに対応する値のほかに主機関の汚損･経年影響による増加分が含まれているから、馬力はその分だけ過大な値となる。しかし、③に示す平均線から大きく離れるデータを除去するという点から見れば、何ら問題はない。

6.3. 汚損影響による回転数増加と船速低下の実例

V 一定時の回転数増加から、抵抗増加の実績値を求める場合には、回転数増加に含まれている汚損･経年影響を除去する必要がある。本節では、小型瘠型船 A 船のログブックデータから、汚損影響の実態を確認し、4 章の近似推定式から抵抗増加を解析する場合の問題を明らかにする。

6.3.1. 船速一定時の回転数増加

(6.6)式から、V一定時の汚損影響による回転数増加$(\triangle n/n_0)_F$は、次式で表される。

$$\left(\frac{\Delta n}{n_0}\right)_F \equiv \frac{\Delta n}{n_0} - \frac{1}{D_V}\cdot\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} = \frac{1}{D_V}\left(1+100\cdot\varepsilon\cdot C_{T0}b_1\right)\frac{\delta\Delta C_f}{C_{T0}} + \frac{1+b_1b_3}{D_V}\cdot\frac{C_2\Delta C_D}{K_{Q0}} \qquad (6.10)$$

従って、同一海象における$\triangle n/n_0$を時系列的に並べた時の勾配は、$(\triangle n/n_0)_F$の汚損影響の大きさを示し、切片はその海象における平均的な回転数増加を表している。

一例として、Fig.6.3 に A 船の汚損影響による V一定時の回転数増加を示す。縦軸は、増加した回転数の基準回転数に対する比であり、横軸は経過年数である。基準回転数とは基準とする船速における平水中の回転数である。

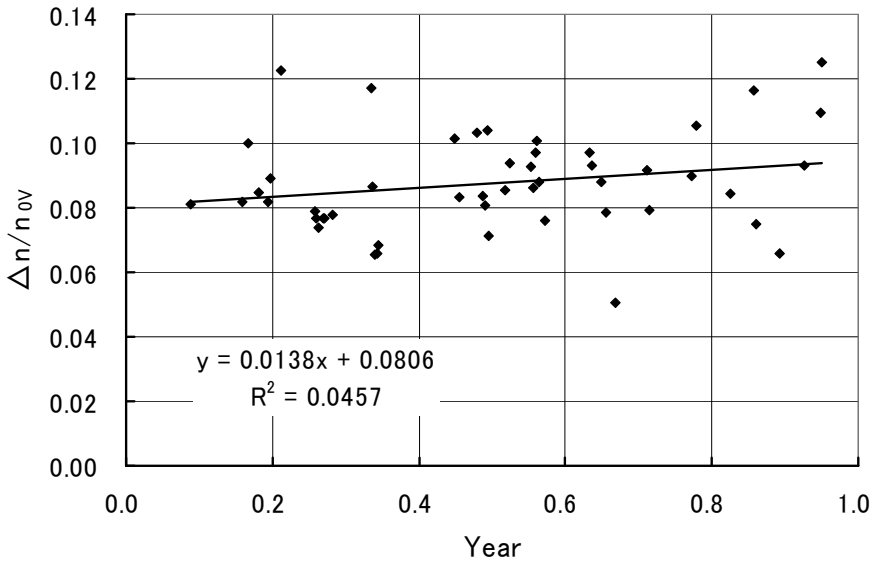

Fig. 6.3 Increase of n due to fouling at constant V

点置したデータは、ログブックデータから抽出した適正なデータのうち、最もデータ数が多い BF=5 の値である。

図中の回帰式の係数(0.0138)は、1 年間の汚損影響により回転数は基準回転数の 1.4%増加することを表している。また、定数(0.0806)は、BF=5 での海象等の影響で回転数は 8.1%増加し、これに対応する$\triangle Cs/C_{T0}$は、(6.10)式から A 船では D_V=4.23 であるから 34%であることを表している。但し、これらの値にはデータのばらつきに加え、平水中の船速と回転数の関係における真実値との誤差も含まれている。

6.3.2. 回転数一定時の船速低下

一方、n 一定時の船速低下の回帰式の係数は、Fig.6.4 に示すように、-0.0131 であり、定数は -0.0767 である。ここで、$\triangle n/n_0$と$\triangle V/V_0$の個々のデータ間には、(4.72)式から(6.11)式の関係があることを用いて、回帰式の精度を検証する。

$$\frac{\Delta V}{V_0} = \frac{D_V}{D_n} \cdot \frac{\Delta n}{n_0} \tag{6.11}$$

A 船では D_n= -4.43、D_V=4.23 であり、Fig.6.3 から得られた係数 0.0138、定数 0.0806 を代入すると、V一定時の回転数増加から得られる船速低下の係数は-0.132 となり、定数は-0.0770 である。これらの値は、Fig.6.4 の -0.0131、-0.0767 とほぼ同じである。その差はデータのバラツキによる誤差であるが、いずれも 1%以下である。

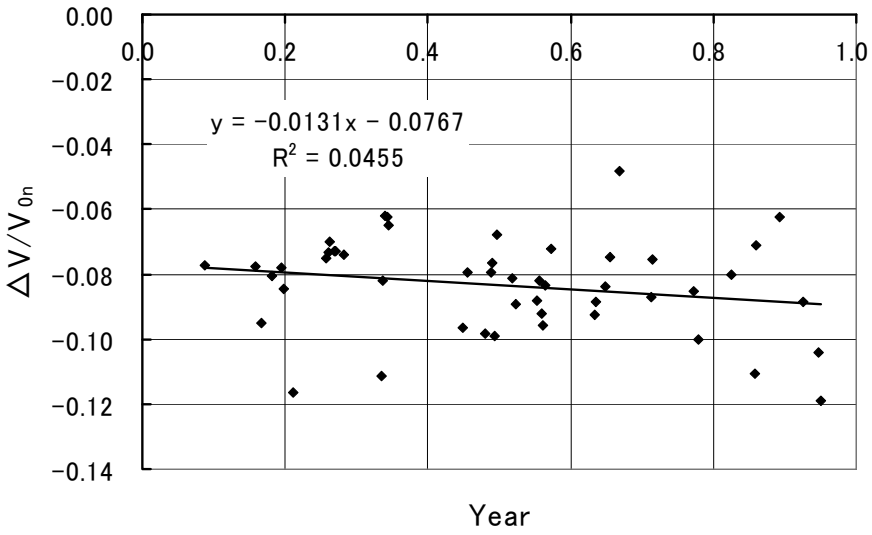

Fig. 6.4 Decrease of V due to fouling at constant n

6.3.3. 汚損影響の特定

海象等による抵抗増加を航海日ごとに求めるために、汚損影響を特定する。Fig.6.5 に、Fig.6.3、

Fig.6.4 と同様に、*BF*=4～7 のそれぞれのデータ群から求めた回転数増加率*(△n/n0)*、船速低下率*(△V/V0)*の回帰式の係数とデータ数を示す。ログブックデータの精度が高くなれば、2 つの係数に見られる *BF* による差が小さくなると期待されるが、この例では荒天である *BF*=7 の値を除いても、*△n/n0*の係数は 0.003~0.014 とかなり差がある。ここでは *BF*=4～6 の係数の加重平均値を用いて汚損影響を特定する。これによれば A 船の船速一定時の*△n/n0*の係数は 0.0096 であり、これを *MVn* として図中に実線で示す。

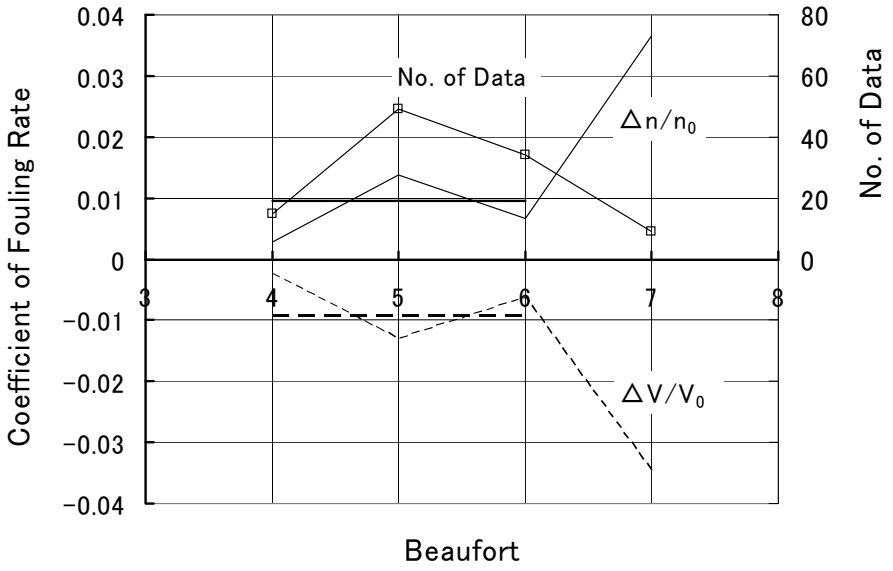

Fig. 6.5 Coefficient of fouling rate at each *BF*

以下に、*△Rs* を(6.6)式から算出する際に、*MVn* にこの実績値を用いた場合と、4 章の近似推定式による推定値を用いた場合の誤差について吟味する。

近似推定式から求めた一年後の*△n/n0*の推定値は 0.0050 であり、実績値の方が 0.46%大きい。従って、(6.6)式から*△CS/CT0*を求める際に、近似推定式による *MVn* を用いると*△CS/CT0*は大きい値となる。その誤差は、A 船の *DV*=4.23 であるから 1 年経過時の値では 1.9%である。1 年間のデータであれば平均的にはその半分の 1%であり、*△n/n0*の汚損影響を近似推定式から求めても誤差は小さい。

また、図中に示す同一 *n* における*△V/V0*の係数の加重平均値は -0.0091 である。一方、(6.11)式から得られる係数の値は、*△n/n0*の加重平均値は 0.0096 であるから -0.0092 となり、加重平均値についても *BF*=5 の場合と同様に(6.11)式の関係が成立している。

6.4. 海象影響修正係数の実例

6.2 節に示した解析法により、海象等による抵抗増加の実績値が得られ、この実績値と理論的推

定値との比から海象影響修正係数を求める。本節では、小型瘠型船(A 船)と大型肥大船(B 船)を対象に、抵抗増加の理論的推定値、海象等による抵抗増加の実績値及び海象影響修正係数の実例を示す。また、(6.6)式から得られる抵抗増加の実績値と(6.4)式の荷重係数から得られる値と比較することにより、4 章の近似推定式を用いて種々の性能変化を推定する場合の精度と問題点を明らかにする。

6.4.1. 理論的推定値

海象影響修正係数は、同じログブックデータを対象としても用いる理論的推定法と海象データによって異なる値となる。海象等による抵抗増加の理論的推定法は、船型の違いによる抵抗増加の差を実用的な精度で表現できる方法であれば、実際的には簡便な方法でも良い。

厳密に、抵抗増加の推定値に風圧抵抗と短波頂不規則波中の値を用い、操縦運動に基づく抵抗増加を加算し、実際の航路の海象データを用いた方が修正係数は 1 に近くなる可能性はあるが、現時点では、抵抗増加の推定法については 2.1 節に述べたような問題があり、定期用船契約のように就航航路は未定の場合も多い。

これに対し、海象等による抵抗増加の理論値には、風と波を正面からうけた場合の風圧抵抗と長波頂不規則波中の抵抗増加のみを用い、*BF* ごとの海象データを WMO(World Meteorological Organization)の値などに統一した方が、より簡便に海象影響修正係数が得られる。更に、このように基準とする理論的推定法と海象を統一することにより、海象等による抵抗増加の航路、船型による違いが海象影響修正係数に反映されるという利点もある。

本論では、海象影響修正係数を求めるための理論的推定法を、以下のように設定した。

(1) 海象

海象のデータには、WMO[95]が示す*BF*ごとの風速、有義波高*($H_{1/3}$)*及び平均波周期*(T_0)*を用いる。これらの詳細については、付録Dに示す。

(2) 風圧抵抗

風圧抵抗*(R_{AX})*は、正面向風中の値とする。平水中抵抗には自走分の風圧抵抗は含まれるとすれば、R_{AX}は次式で表される。

$$R_{AX} = \frac{1}{2}\rho_a \cdot C_{X0} \cdot A_T \left((U+V)^2 - V^2\right) \tag{6.12}$$

但し、ρ_a：空気の質量密度、　C_{X0}：正面風圧抵抗係数、　A_T：水面上正面投影面積

U：風速、　V：船速

正面風圧抵抗係数は、SR208[96]の方法等に準拠して定める。

(3) 波浪中抵抗増加

波浪中抵抗増加は、正面長波頂不規則波中の抵抗増加とする。反射波に基づく成分*($\overline{R_{AW1}}$)*は、5 章の(5.21)式、船体運動に基づく成分*($\overline{R_{AW0}}$)*は「推力増加の近似式 [27]」を用いる。「推力増加の近似式」の概要を付録Eに示す。

(4) 計算例

(1)～(3)に従って計算した一例として、A 船、B 船の理論的推定値を、平水中の全抵抗(R_C)で無次元化して Fig.6.6、6.7 に示す。

この例では、抵抗増加の全抵抗に対する割合は、両船型ともに BF=5 で 20%程度、BF=6 で 40～50%と差は大きくないが、内訳は船型によって異なる。痩型船では $\overline{R_{AW1}}$ 成分が占める割合は小さく、BF=5 では風圧抵抗(R_{AX}) が主要成分であり 6 割程度、BF=6 では $\overline{R_{AW0}}$が主要成分となり 5 割程度を占める。肥大船では $\overline{R_{AW1}}$成分が主成分であり、BF=5、6 で 6 割を占める。

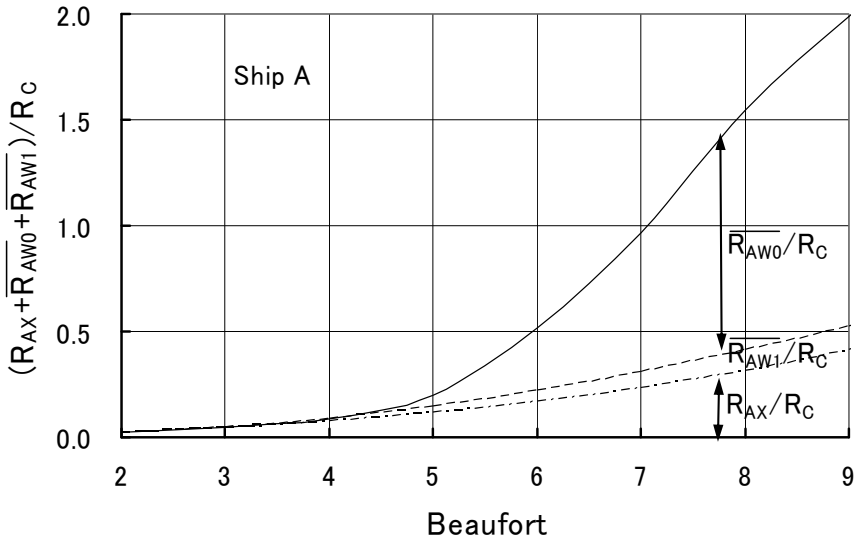

Fig. 6.6 Items of resistanse increase of fine ship A

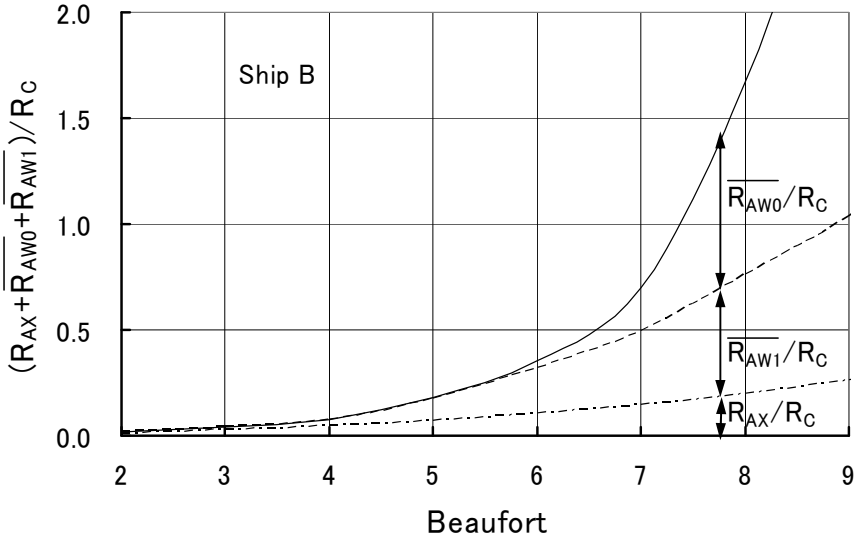

Fig. 6.7 Items of resistanse increase of fat ship B

6.4.2. 海象等による抵抗増加の実績値

(1) A 船の実績値

a) 荷重係数から求めた実績値

Fig.6.8 に、A 船の荷重係数(*τ*)から求めた海象等による抵抗増加の実績値(Log Book)と Fig.6.6 の理論的推定値(Calculation)を *BF* ごとに比較して示す。また、実績値を *BF* の累乗で回帰した平均線を図中に示す。縦軸は、実績値、推定値ともに平水中の全抵抗に対する比*△Cs/CT0* である。

また、全抵抗*(R)*の算出において、汚損影響による*(1-w)*と *KT* の変化は 6.2.1 項に示したように無視できるが、ここでは、近似推定式からこれらの変化を求めて修正した。

図によれば、海象等による抵抗増加の実績(◇)の回帰値は、理論的推定値と比べると *BF* が 5 以下では大きく、6 以上では小さい。

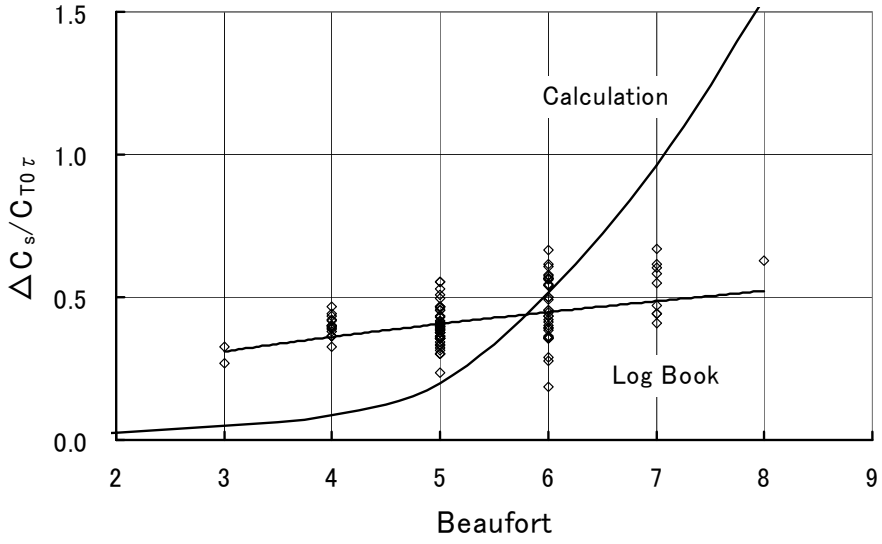

Fig. 6.8 Comparison of *△Cs/CT0* between log book analysis data by *τ* and calculation result, ship A

b) 近似推定式から求めた実績値

近似推定式から得られる抵抗増加率*(△Cs/CT0)*は、(6.10)式から(6.13)式で表される。(6.14)式の year は、竣工後の経過日数を(年)に換算した値である。

$$\frac{\Delta C_S}{C_{T0}} = D_V \left\{ \frac{\Delta n}{n_0} - \left(\frac{\Delta n}{n_0} \right)_F \right\} \tag{6.13}$$

$$\left(\frac{\Delta n}{n_0} \right)_F = M_{Vn} \cdot year \tag{6.14}$$

Fig.6.9 に、(6.13)式から求めた実績値を理論的推定値と比較して示す。実績値と推定値の *BF* ごとの傾向は、Fig.6.8 と大差はないが、近似推定式から求めた*△Cs/CT0* の実績値は、*τ* から求めた実績値と比べると 10%程度小さい。(6.14)式の M_{Vn}=0.0096 と特定したことによる誤差は 6.3.3

に述べたように小さいとすれば、D_V=4.23 であるから回転数の増加率($\triangle n/n_0$)の値が、平均的に2.4%程度小さいことを意味する。これは V と n の計測誤差によるものである。また、BF=5 における累乗平均値は 0.36 であり、Fig.6.3 の切片の値から得られた 0.34 に近い。

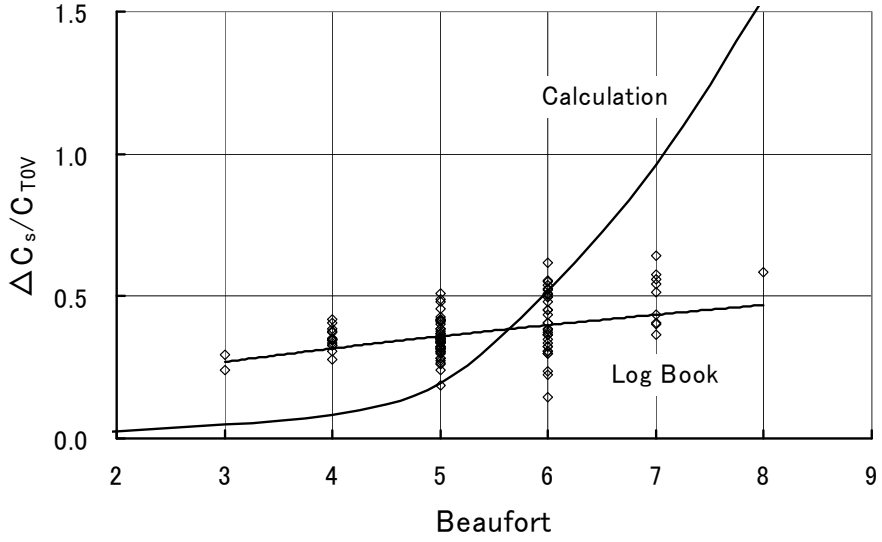

Fig. 6.9 Comparison of $\triangle Cs/C_{T0}$ between log book analysis data by eq(6.6) and calculation result, ship A

(2) B 船の実績値

Fig.6.10 に、大型肥大船 B 船の荷重係数(τ)から求めた実績値を理論的推定値と比較して示す。

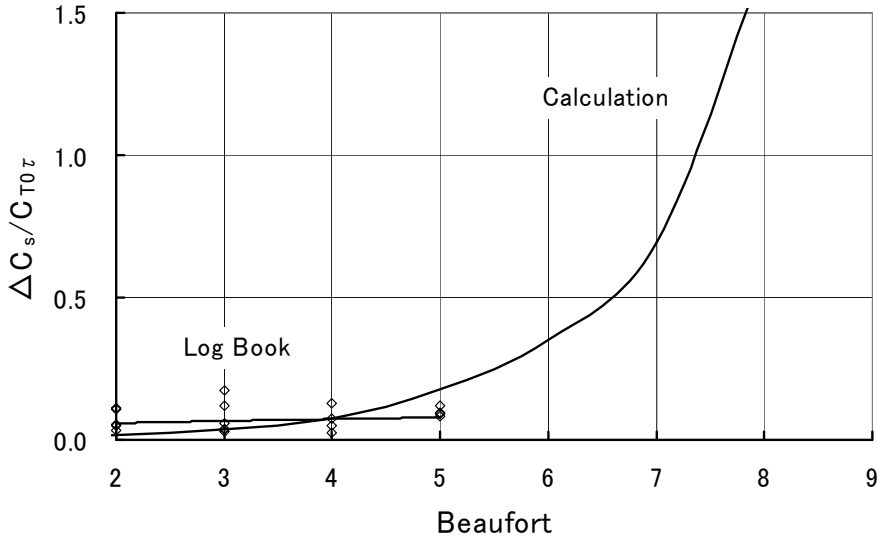

Fig. 6.10 Comparison of $\triangle C_S/C_{T0}$ between log book analysis data by τ and calculation result, ship B

また、Fig.6.11 に、(6.6)式から求めた実績値を理論的推定値と比較して示す。但し、データ数

が少ないため、汚損影響による回転数の増加$(\triangle n/n_0)_F$には近似推定式による値を用いた。

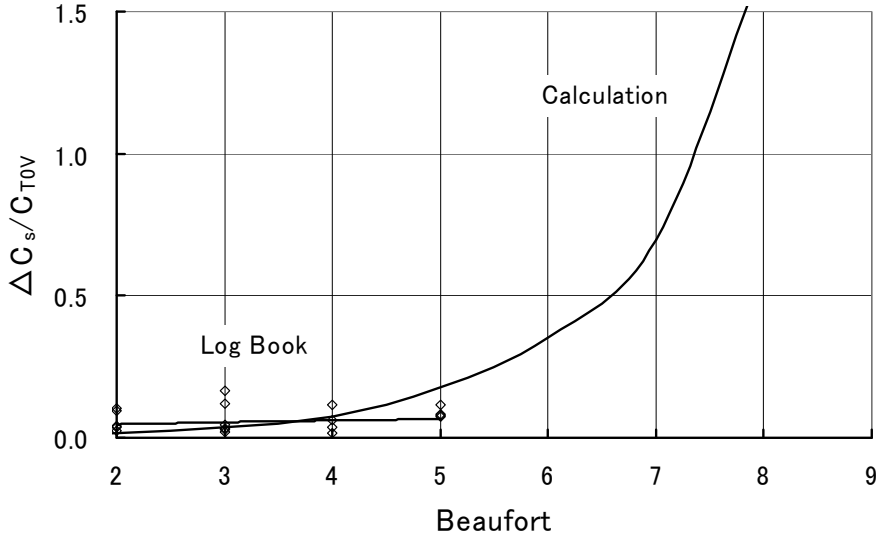

Fig. 6.11 Comparison of $\triangle Cs/C_{T0}$ between log book analysis data by eq(6.6) and calculation result, ship B

データは、数が少ないうえに平穏な海象に集中しており明確なことは言えないが、A 船に比べると船型が大きいため、同じ *BF* における$\triangle Cs/C_{T0}$の実績値は、ほぼ 1/4 程度の大きさとなっている。また、実績値は推定値より *BF* が小さい場合は大きく、*BF* が大きい場合は小さいという傾向は A 船の場合と同じである。

6.4.3. 海象影響修正係数

(1) A 船の海象影響修正係数

Fig.6.12 に、A 船の τ から求めた海象影響修正係数を示す。海象等による抵抗増加の実績値$(\triangle Rs)$は、Fig.6.8 の航海日ごとの値であり、*BF* ごとの理論的推定値$(\triangle Rsc)$は Fig.6.6 である。

図中の(◇)は$\triangle Rs/\triangle Rsc$の航海日ごとの値である。太線は、これらの *BF* ごとの平均値であり、これを A 船から得た海象影響修正係数とする。これにより、A 船に類似の船型、航路の船については、海象等による抵抗増加は、*BF*≒4、5、6 ではそれぞれ理論的推定値の 4.5 倍、2 倍、1 倍程度であると推定できる。

また、細線は、参考までに航海日ごとの値を *BF* の累乗で近似した値であり、*BF*≒4 以上では海象影響修正係数に近い値であり、良くまとまっている。

Fig.6.13 に、(6.6)式から得られた海象影響修正係数(破線)を、Fig.6.12 の τ から得られた修正係数(実線)と比較して示す。図中の(×)は(6.6)式から求めた$\triangle Rs/\triangle Rsc$ の航海日ごとの値、(◇)は荷重係数から求めた値である。

実線と破線の差は、Fig.6.8 と Fig.6.9 との差であり、前述のように全般的に近似推定式から求

めた値の方が 10%程度小さい。

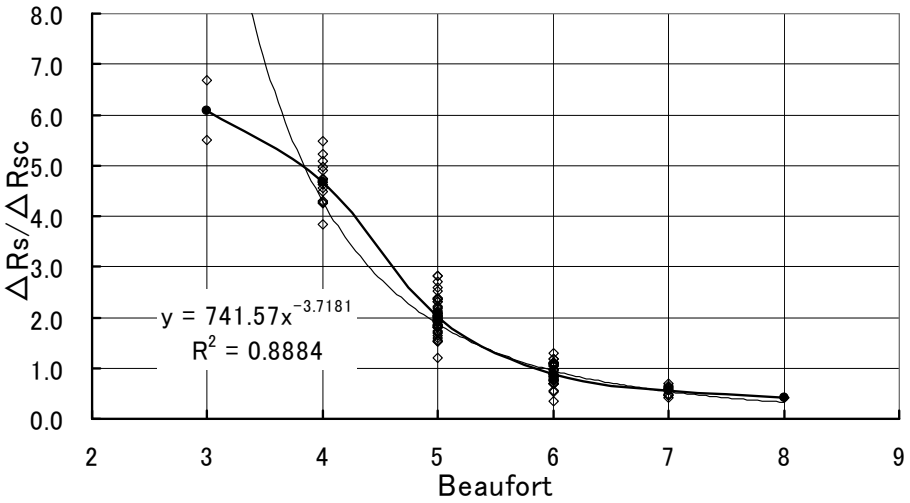

Fig. 6.12 Coefficient of sea effect correction of ship A by τ

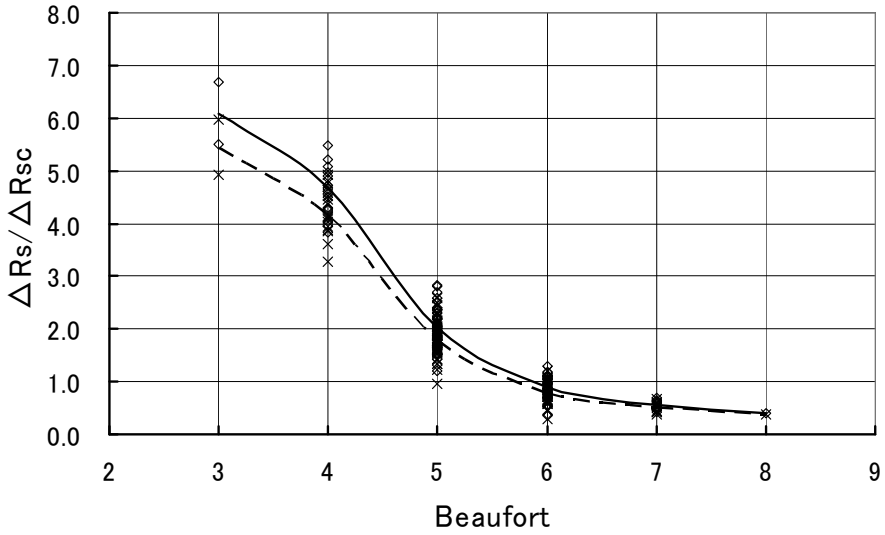

Fig. 6.13 Comparison of coefficient of sea effect correction of ship A between by eq(6.6) with τ

(2) B 船の海象影響修正係数

大型肥大船 B 船の海象影響修正係数を Fig.6.14 と Fig.6.15 に示す。

データ数が少ない上に平穏な海象であるため、A 船に比べるとまとまりは良くないが、実績値の累乗近似式(細線)は、海象影響修正係数に近い値となっている。海象影響修正係数は、A 船と同様に *BF* が小さいほど大きく、*BF*=2、3、4、5 でそれぞれ 4.5、2.0、1.0、0.5 程度の値である。

また、近似推定式から求めた値の方が 10～15%程度小さいという傾向は A 船と同じである。

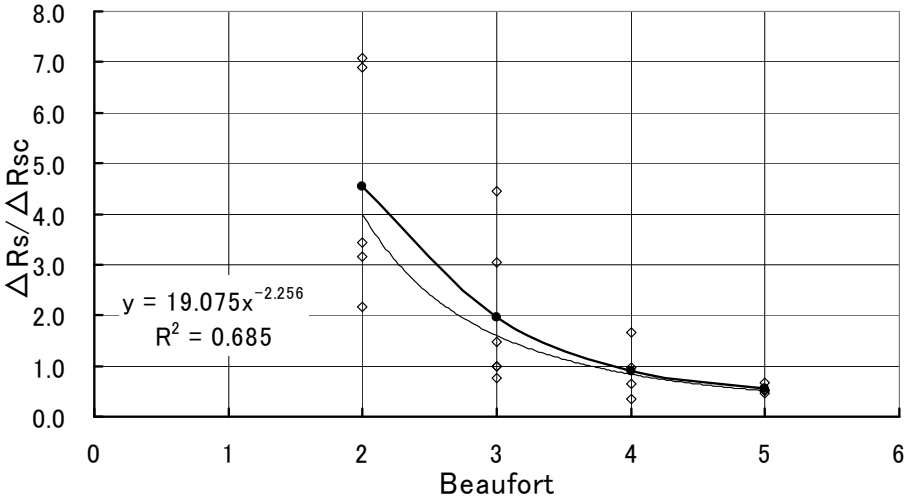

Fig. 6.14 Coefficient of sea effect correction of ship B by τ

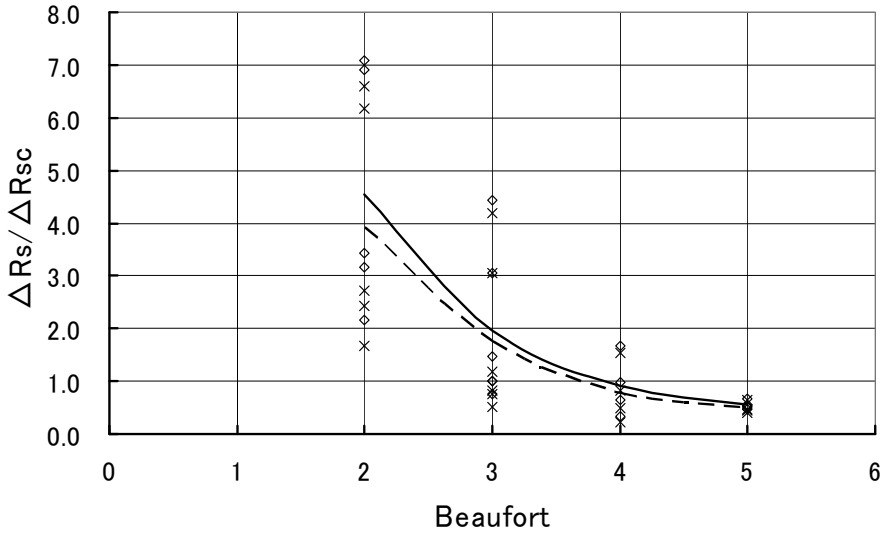

Fig. 6.15 Comparison of coefficient of sea effect correction of ship B between by Eq(6.6) with τ

(3) 船型による海象影響修正係数の差

Fig.6.16 に、小型痩型船 A 船と大型肥大船 B 船の荷重係数から求めた海象影響修正係数を比較して示す。この例では、A 船の方が値は大きく B 船の海象影響修正係数と比べると、*BF*=4、5 では 4～5 倍の値となっている。

これは、2.1 節に述べたように痩型船では反射成分による抵抗増加の理論値が過小であることも

一因であると推察できるが、今後、多くの解析例の蓄積が必要である。

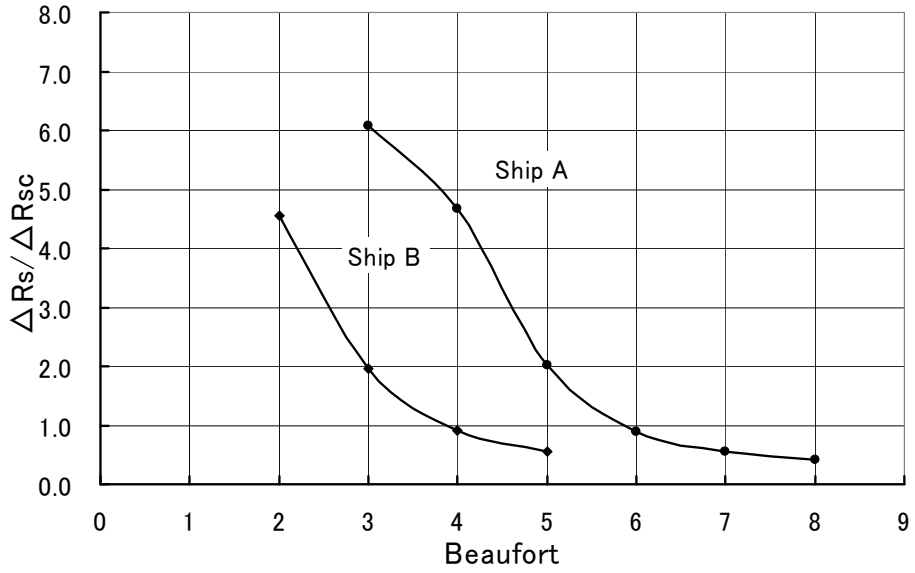

Fig. 6.16 Comparison of coefficient of sea effect correction between ship A with ship B

2 船型の海象等による抵抗増加の解析結果から見ると、現段階では誤差が大きいため、4 章の近似推定式を用いて 4 つの要因による性能変化を分離して求めることは難しく、今後、船速、回転数の計測精度を高めること及び軸馬力計によるトルクの計測が期待される。

6.5. まとめ

ログブック解析は、実海域中推進性能を把握し、評価するために不可欠な過程であるとともに、実海域中推進性能の推定に関する理論の拡充にとっても重要である。実海域中推進性能に及ぼす海象の影響は大きく、これを実用的な精度で推定するためには、海象影響修正係数を導入することが必要である。ログブック解析と海象影響修正係数に関して、以下のことを明らかにした。

1. ログブック解析から海象影響修正係数を求めるための理論的背景を示した。また、ログブックデータから適正なデータを抽出する手法を明らかにした。
2. 海象影響修正係数は BF が大きいほど小さく、肥大船の方が痩型船より小さいという傾向が見られるが、バラスト状態や痩型船を含めた解析例の蓄積が必要である。
3. 海象影響修正係数を導入することにより、現状理論の不備を補完することができるため、海象影響をより実用的な精度で船型設計に反映することが出来る。
4. 今後の問題として、モニタリングシステム等により、船速、回転数、馬力、燃料消費量の計測精度や同時性を高めることが望ましい。これにより 4 章の近似推定式を用いて、実海域中推進性能に及ぼす船体、プロペラ、主機の汚損･経年影響と海象影響を分離して求めることが可能となり、近似推定式の汎用性が更に向上する。

7. 実海域中推進性能を考慮した船型設計

7.1. はじめに

7 章では、3 章の基本設計における推進性能の評価、4 章の汚損･経年影響を含む実海域中推進性能の推定法、5 章の短波長域抵抗増加の近似推定式及び 6 章の海象影響修正係数を統合し、実海域中推進性能を考慮した船型設計法を構築する。

新しい設計法では 2 段階に分けて最適船型を求める。先ず、同一主機を搭載した一連の船型群を設定し、その中から燃料消費量を一定にした場合の船速が最大となる船型を求める。燃料消費量は常用出力における値とし、船速は想定した海象と評価時点における値とする。次に、この推進性能から見た最適船型に近いいくつかの船型を、推進性能以外の性能や経済性等の面から総合的に評価し、最適船型を決定する。但し、本論では、第 2 段階目の評価については触れない。

これにより、従来のシーマージン(馬力マージン)を介した船型設計法では困難であった、船速に関する任意の要件を満たす船型設計が可能となる。また、長期にわたる船速や燃料消費量の変化を考慮することができるため、船舶の運航採算やライフサイクルバリューの評価などにも用いることができる。

以下に、先ず、新しい船型設計法の手順を示し、定期用船契約で担保される船速と燃料消費量に及ぼす船体主要目及び船型肥大化の影響を示す。次に、現在の船型設計で用いられている馬力マージンと回転数マージンに代わる「換算マージン」を導入し、それに及ぼす船型主要目と評価時点の影響を示す。更に、本設計法の適用例として、長期の実海域中推進性能から見た基本設計段階及び運航面での性能改善策の効果について試算する。

7.2. 船型設計の手順

新しい船型設計の手順を 3 章～6 章と関連付けて示すと、以下の通りである。

① 船速に関する海象の条件と年数、期間など時間的に担保すべき条件(3 章)を確定する。

② 船種、載貨重量、航路等が類似している既就航船のログブック解析から海象影響修正係数(6 章)を求める。

③ 従来の設計法に従って、指定された船速と一定のシーマージンに対して船体主要目、プロペラ及び主機型式と常用出力を決める。この仮船型について、①で確定した担保すべき海象条件における海象等による抵抗増加(5、6 章)を求め、更に *FOC* 一定時の船速、*V*一定時の馬力増加及び馬力一定時の回転数低下の時間的変化(4 章)を求める。

④ ③の *FOC* 一定時の船速を①で確定した担保すべき時間的条件と照合して、必要に応じ常用出力を再設定する。また、担保すべき時間的条件における馬力増加量及び回転数低下量を基にそれぞれの「換算マージン」を設定する。

⑤ ④で設定した常用出力と「換算馬力マージン」、「換算回転数マージン」を用いて設計した複数の船型について､担保すべき条件における *FOC*一定時の船速(4 章)を求め、このうち船速が最大となる船型を推進性能から見た最適船型とする。

⑥ ⑤の最適船型に近い船型群について、推進性能以外の性能や船価、運航採算などついて総合的に評価し最適船型とする。

但し、本論では、④で設定した常用出力に対応する主機最大出力の決定と⑥の総合的評価については触れない。

7.3. 定期用船契約に則した船型設計

定期用船契約では、*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。これに対し現在の船型設計では、載貨重量、船速、シーマージン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。

本節では用船契約に則って、*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。

7.3.1. 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、(5.7)式のα_2を用いた(5.21)式と「推力増加の近似式 [27]」

② 抵抗増加、汚損･経年影響による性能の変化は、4 章の方法

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。

①の海象等による抵抗増加の推定には、本来は 6 章の海象影響修正係数を用いるが、Fig.6.7 の肥大船の計算例では風圧抵抗が 4 割であり、Fig.6.15 の肥大船の解析例では海象影響修正係数は 0.6 であることから、④の条件はほぼ実態に近いと仮定した。

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。

7.3.2. 竣工後の平均船速

一定期間における推進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 *FOC* 一定時の平均船速を Fig.7.1 に示す。対象船は後述の船型 S'であり、船速低下の内訳(主機、船体、プロペラ、海象)を合わせて示す。また、海象は *BF*=5 である。

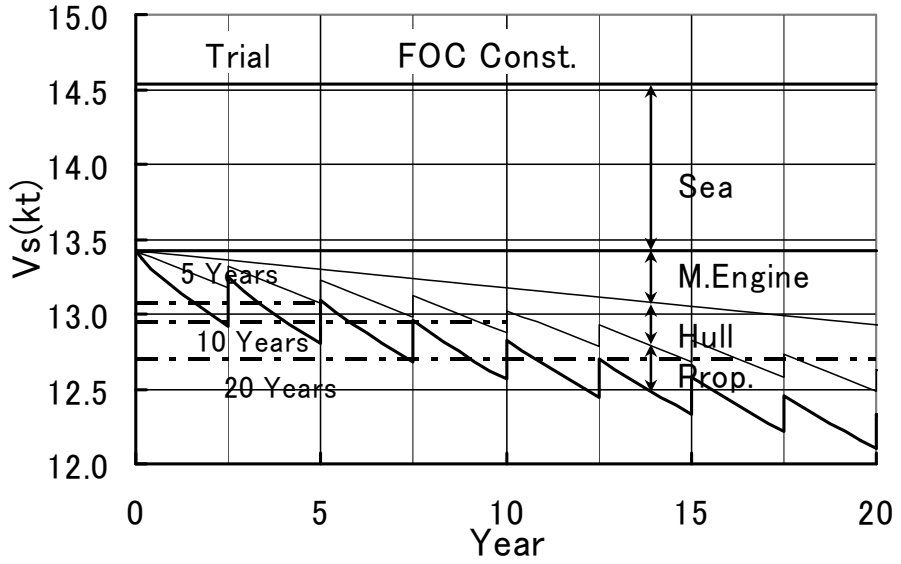

Fig. 7.1 Speed drop of ship S' at constant *FOC*

図によれば、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。

7.3.3. 船速と燃料消費量に及ぼす船体主要目の影響

本項では、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 5 章の船型 L、S と同じである。また、15%シーマージンにおける船速を 15.5kt(*Fn*=0.14)、14.0kt(*Fn*=0.18)とする。

船体主要目は、排水容積*(▽)*を基準船と同じとして、主要寸法 *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.7.2 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。

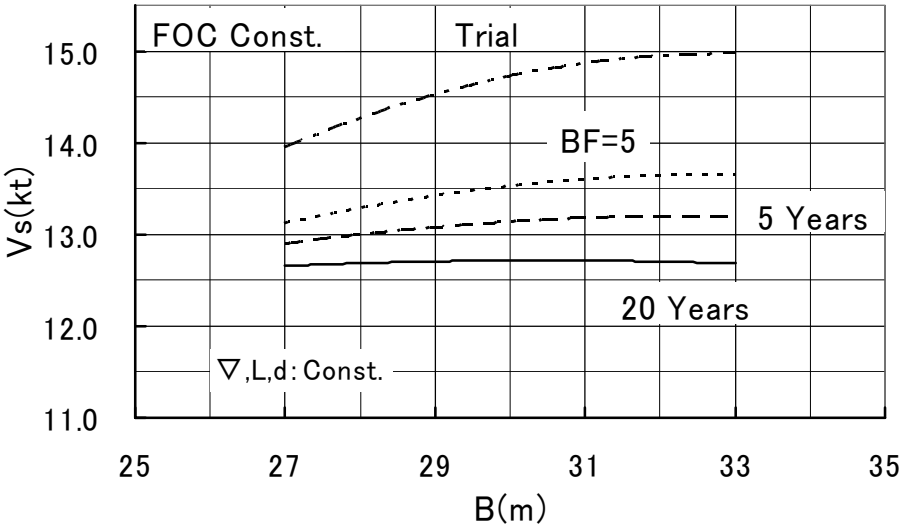

Fig. 7.2 Ship speed in ship S' group of the same ∇, L, d at constant FOC

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=27~33m 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、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は 23%から 28%に増加し、抵抗曲線の勾配は大きくなる。前者は抵抗増加による船速低下を大きくする要素であるが、後者は抵抗増加、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'群の抵抗増加による船速低下には勾配の影響の方が大きく作用し、汚損･経年影響による船速低下にも勾配の影響が現われた結果である。

b) 大型船の船速の変化

Fig.7.3 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.7.2 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 C_b の増加による船速低下に、抵抗曲線の勾配の差よりも相対的な抵抗増加 11%(C_b=0.86)と 8%(C_b=0.70)の差が現れたためである。また、5 年間、20 年間の平均船速での差は 0.74、0.68kt であり、年数の経過により差が小さくなる傾向は、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、評価する時期と船型によって異なる。

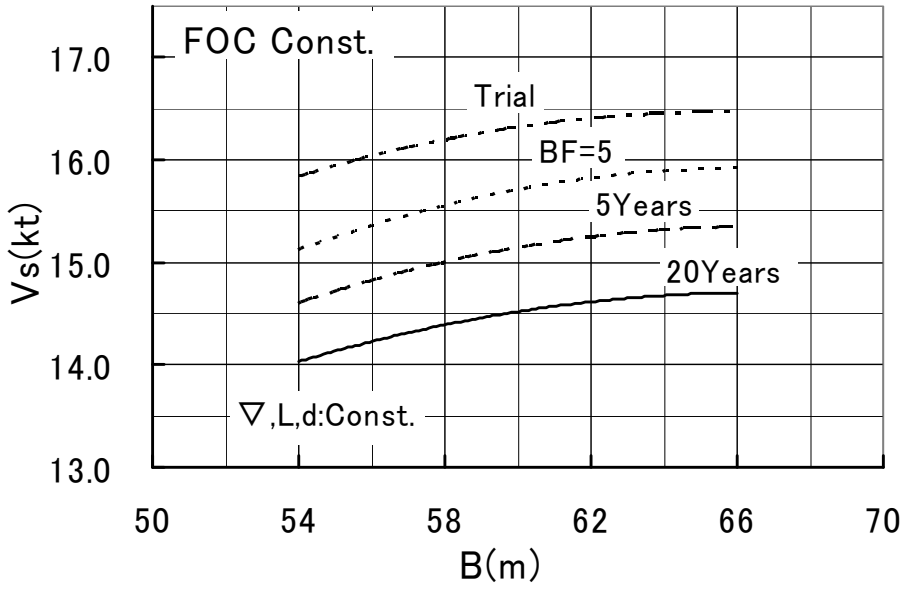

Fig. 7.3 Ship speed in ship L' group of the same ▽, *L, d* at constant *FOC*

(2) 船速一定時の燃料消費量の変化

Fig.7.4 に、Fig.7.2 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 4 つの評価時点について示す。一定とする船速は基準船と同じ 14kt である。

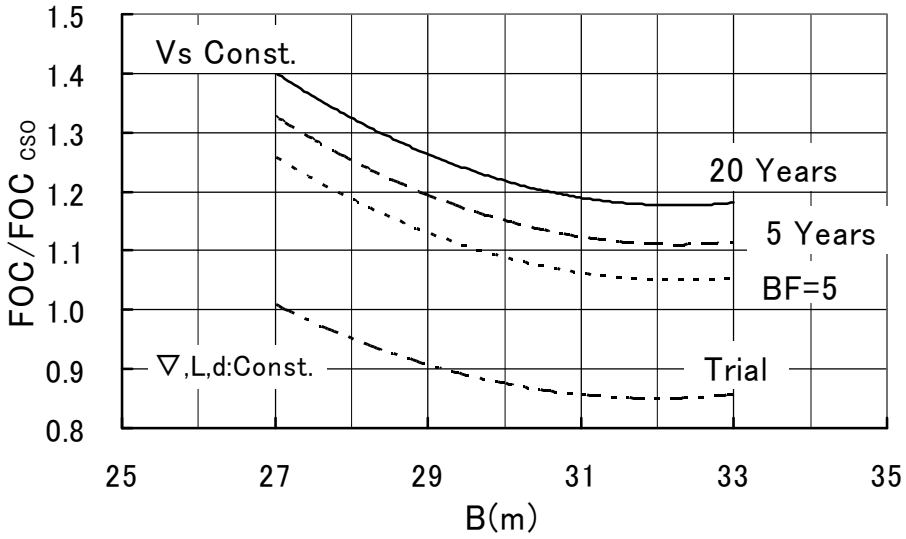

Fig. 7.4 *FOC* in ship S' group of the same ▽, *L, d* at constant *Vs*

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

FOC の値は、次の(7.1)、(7.2)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。

$$FOC \propto Q \tag{7.1}$$

$$BHP \propto Q \cdot RPM \propto RPM^{3} \tag{7.2}$$

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。

図によれば、*V*一定時の *FOC* から見た主要目も、(1)と同様に *B* を大きく *Cb* を小さくした船型が良い。但し、*Cb* による *FOC* の差の傾向は評価時点に拘らず殆んど同じであり、Fig.7.2 とは異なる。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。

上述の(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.7.2 に、船型 S'群を対象とする *B/Cb* 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.7.5 に、*L/Cb*、*d/Cb* シリーズについても同様に計算した結果を、*B/Cb* シリーズと合わせて *Cb* を横軸に示す。

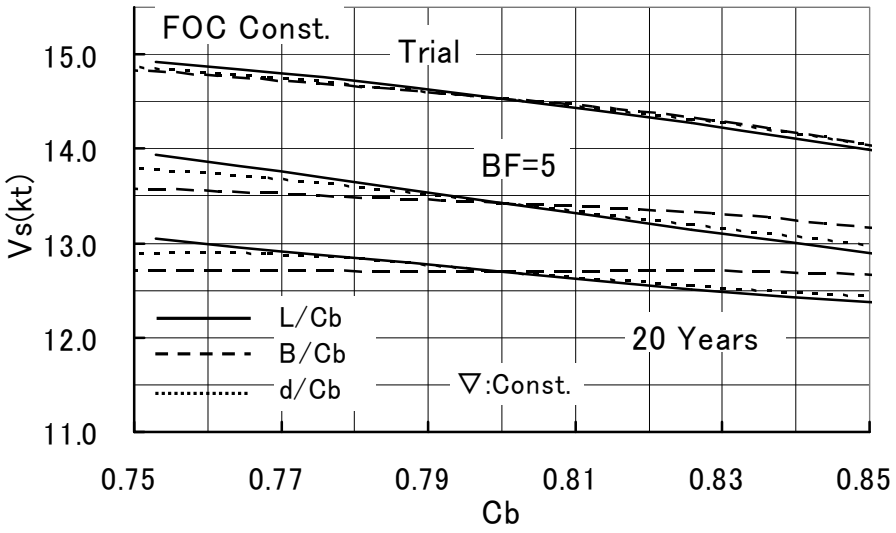

Fig. 7.5 Ship speed in ship S' group of the same ▽ at constant *FOC*

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 *Cb* を小さくした船型が大きい。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。

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 *Cb* 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.5.5 に示した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るが、これは船速がほぼ同じであれば、汚損･経年影響は C_b が大きいほど小さいためである。また、L、B、d の違いによる平均船速の差は、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、B、d の順に大きい。

7.3.4. 輸送効率に及ぼす C_b の影響

前項では、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。本項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。

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.7.6 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、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る。平均船速を平水中(Still Water)と更に BF=4、5、6 の波浪中抵抗増加が付加された状態について示す。

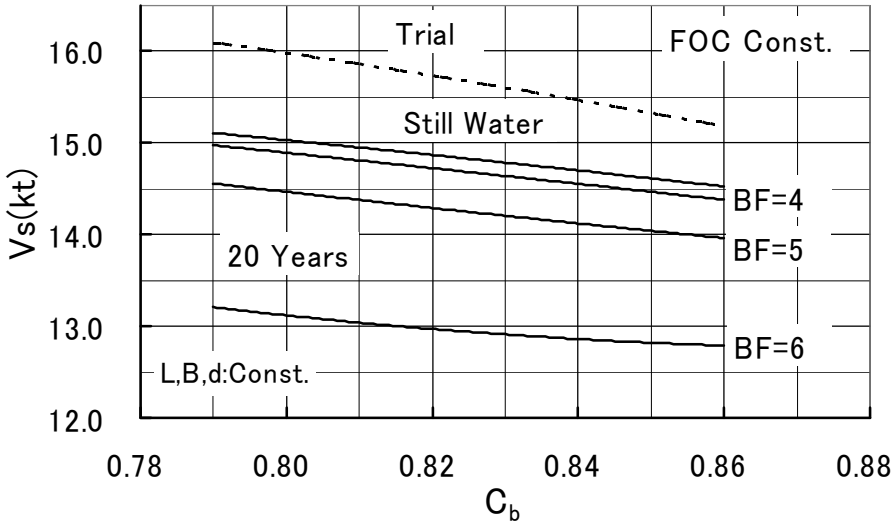

Fig. 7.6 Ship speed in pana-max ship of the same *L, B, d* at constant *FOC*

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.7.7 に、この船型群の 20 年間の輸送効率を平水中、*BF*=4、5、6 の海象について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。

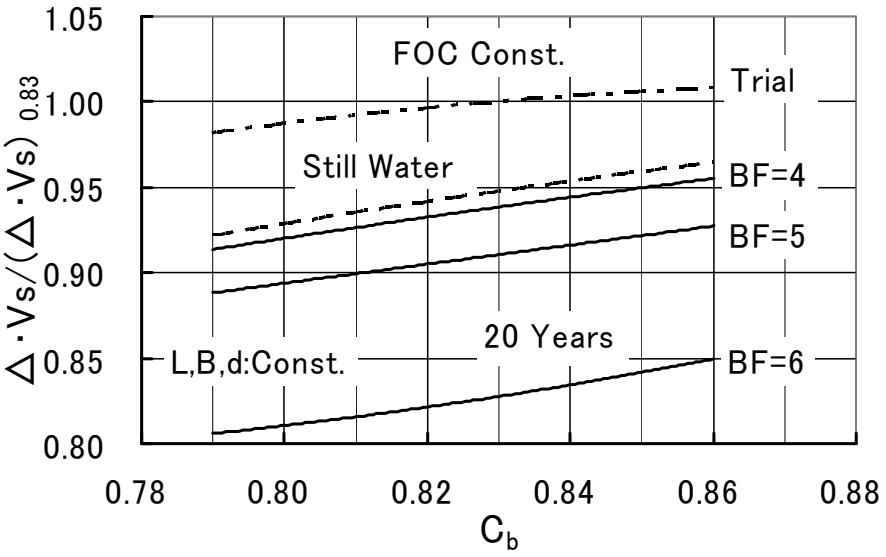

Fig. 7.7 Transportation efficiency by varying C_b in the same *L, B, d*

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、平水中で 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、いずれの状態でも 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･経年影響により平水中で 4.3%と大きくなり、この差は *BF*=4、5、6 でも殆んど同じ差である。

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、載貨重量が増加する利得の方が大きいため、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。

これに関して、Benford[97]は、*L*、*B*、*d*が与えられた時に最も効率が良いタンカーは、耐航性が許す限りC_bが大きい船であると述べている。本設計法はこのような問題について容易に検討でき、本例では*BF*=6 でも推進性能から見た輸送効率は低下しないことが示されている。

7.4. 「換算マージン」に及ぼす船体主要目等の影響

現状の船型設計では、推進性能に及ぼす実海域中の様々な影響に対してはシーマージンと回転数マージンが考慮され、シーマージンには 10～20%、回転数マージンには 3～5%の値が設定されることが多い。本来、これらには想定する船型、海象及び評価時点によって異なる値を設定すべきものである。

新しい設計法では、載貨重量、船速等の設計条件を満たす仮の船型について、船速を担保すべ

き条件における馬力増加と回転数低下を求め、「換算マージン」を設定する。本節では、換算マージンの基になる馬力増加と回転数低下に及ぼす船体主要目と評価時点の影響を試算する。

7.4.1. 換算シーマージン

Fig.7.8 に、船速一定時の馬力増加に及ぼす船体主要目の影響を、船型 S'群を対象に *BF*=5 の波浪中の馬力増加、5 年間、20 年間の平均値について示す。一定とする船速は基準船と同じ 14kt である。

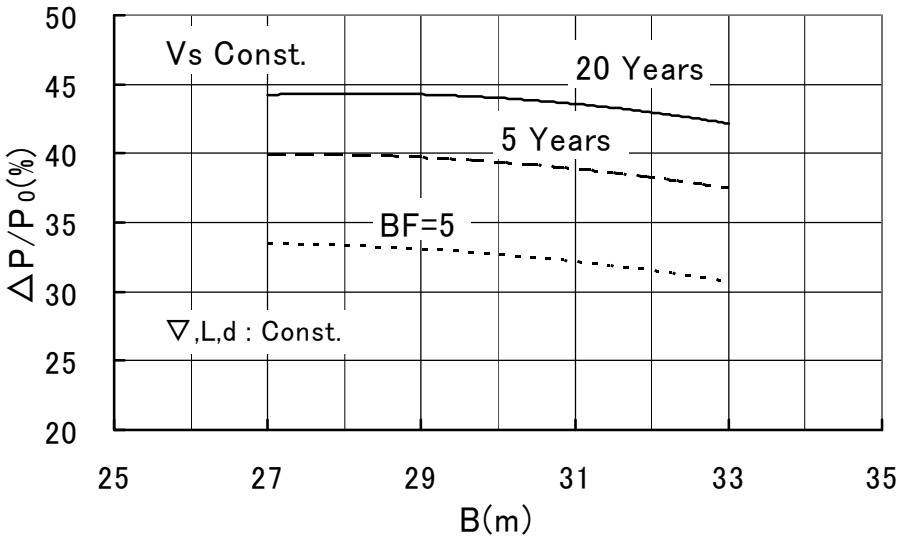

Fig. 7.8 $\triangle P/P_0$ in ship S' group of the same ∇, L, d at constant Vs

図によれば、基準船(B=29m)では新造時 *BF*=5 の海象中では 33%の馬力増加であり、これに 5 年間、20 年間の汚損･経年影響を考慮すると、平均馬力増加は 40%、44%となる。従って、これらの値が 14kt におけるシーマージンになるように常用出力を設定すれば、それぞれの評価時点における常用出力での平均船速はほぼ 14kt となる。更に、本例では、従来のシーマージンは、*BF*=5 の海象では新造時でも過少であることを示している。

また、評価時点ごとの馬力増加の差は、船型が *B*=27m(C_b=0.86)から 33m(C_b=0.70)と変化しても 2%程度と小さく、「換算シーマージン」の設定では対象とする海象と評価時点が重要となる。

7.4.2. 換算回転数マージン

Fig.7.9 に、Fig.7.8 と同様に馬力一定時の回転数低下に及ぼす船体主要目の影響を示す。基準船の 20 年間の回転数低下は 3.3%であり、この値を「換算回転数マージン」として設定すれば、20 年間の平均回転数はほぼ主機の常用回転数となる。

船型が *B*=27m～33m に変化した場合の、回転数低下の差は *BF*=5 の波浪中、5 年間、20 年間の平均値では、それぞれ 0.7%、0.9%、1.1%である。これらの相対的な差は 30 数%と大きく、時間が経過するに従って船型による差は大きくなる。従って、「換算回転数マージン」の設定に

は対象とする海象、評価時点とともに、船型による差についても留意する必要がある。

また、回転数マージンについては、平均値よりも 20 年後などある時点における値の方が実際的かと思われる。更に、主機の運転許容範囲から見たプロペラトルクの変化についても検討する必要がある。

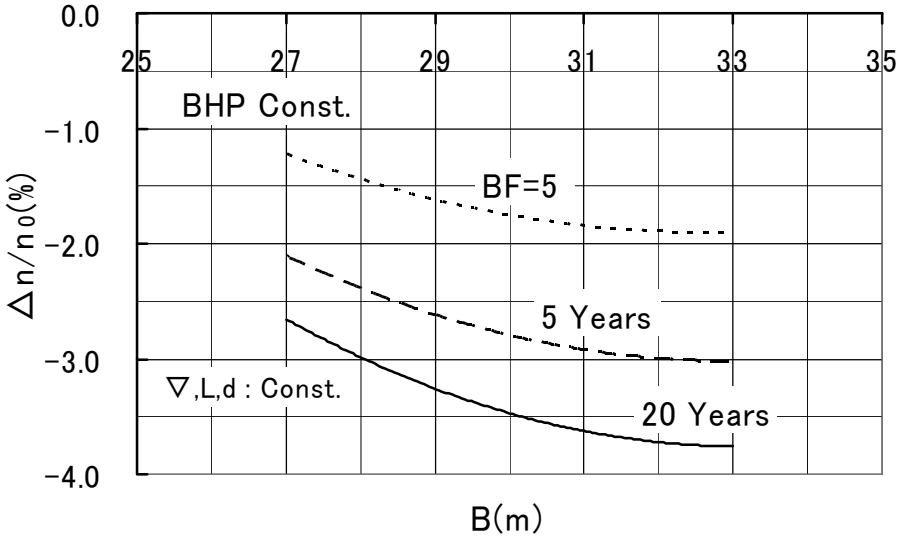

Fig. 7.9 $\triangle n/n_0$ in ship S' group of the same ∇, L, d at constant P

以上のことは、従来のようにほぼ一定のマージンではなく、海象、評価時点及び船型の影響を考慮した「換算マージン」の必要性を示している。

7.5. 長期推進性能改良への適用

7.3 において、船体主要目が燃料消費量、船速、輸送効率に及ぼす影響について述べた。本節では、船体主要目を一定として、シーマージン、浮心位置、プロペラ直径を変更した場合の長期間の船速の差について検討する。対象船は Table4.7 に示した大型低速船 TL である。

7.5.1. シーマージンと船速

シーマージンは、少なくとも定期用船契約に規定される船速と海象条件を考慮して設定されるべきである。ここでは海象の影響は別に考慮することとし、汚損・経年影響のみによるシーマージンの大きさと船速の関係を求める。

Fig.7.10 に、シーマージンを 10、15、20%とした時の馬力一定時の船速低下量(kt)を示す。シーマージンを 5%大きくすれば、プロペラ直径とピッチ比が若干大きくなり、平水中の船速は 0.2kt 増加する。船速低下量は 15%シーマージンに対応する主機の常用出力における船速(16.1kt)との差であり、Fig.4.6 に示した入渠間隔間の平均線で示す。なお、入渠間隔は 2.5 年とした。

この図から、次のようなことが分かる。

シーマージンを 15%(実線)から 20%(破線)に大きくすると、平均船速は約 0.2kt 増加し、15%シーマージンに対応する主機と同じ船速を維持できる期間が、5.5 年間増加する。

この傾向は、シーマージン 10%(点線)と 15%の間でもほぼ同じである。

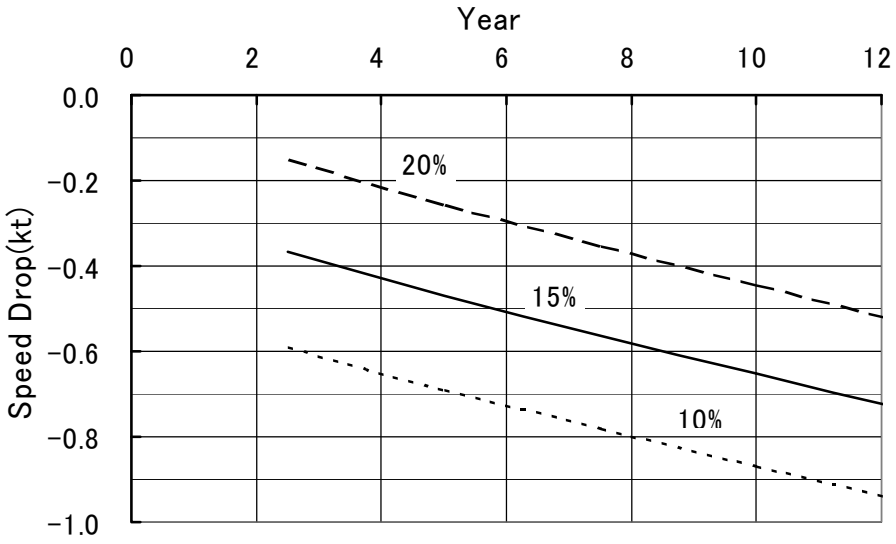

Fig. 7.10 Effects of design sea margin on speed drop at docking interval of 2.5 years

7.5.2. 低速肥大船の浮心位置

低速肥大船の浮心位置(lcb)を船首方向に移動すると、形状影響係数*(K)*、伴流係数*(w)*、推力減少係数*(t)*は小さくなり、造波抵抗は増加する。この結果、通常の低速肥大船で lcb が極度に前になければ、*Fn* にもよるが平水中推進性能は良くなることが多い。但し、船尾フレームラインと前半部の横裁面積曲線の傾向を変えない場合である。

一方、前部水線面の Bluntness が大きくなるため波浪中抵抗増加は大きくなり、波浪中推進性能は悪化する傾向にある。実海域中推進性能はこれら 2 つを合わせた性能であるから、lcb の最適値は船型の大きさ、船速及び海象によって変化する。

ここでは、大型低速船を対象に、lcb が実海域中推進性能に及ぼす影響を試算する。船型 TL(lcb= -3.0%)の他に、lcb= -2.0%、-4.0%とした 2 船型について、平水中、*BF*=4、5、6、7 の海象における *FOC* 一定時の 20 年間の平均船速を比較する。

20 年間の平均船速は、

① プロペラは、lcb ごとに得られる平水中の抵抗、自航要素を用い、同一主機に対して設計した要目

② *FOC* 一定時の船速低下は(4.61)式

③ 汚損･経年影響は、Table4.4 の標準値

④ 抵抗増加の理論的推定値は 6.4.1 項に示した方法

⑤ 海象影響修正係数は *BF*=4 で 1.0、*BF*=5~7 では 0.6

⑥ lcb による Bluntness 係数の変化は、付録 F に示す方法

を用いて求めた。

Fig.7.11 に、20 年間の平均船速の差を、船型 TL(lcb=-3.0%)を基準にして lcb= -2.0、-4.0%の 2 船型について示す。また、Fig.7.12 に、Fig.7.11 の船速差を、*BF* を横軸にして示す。

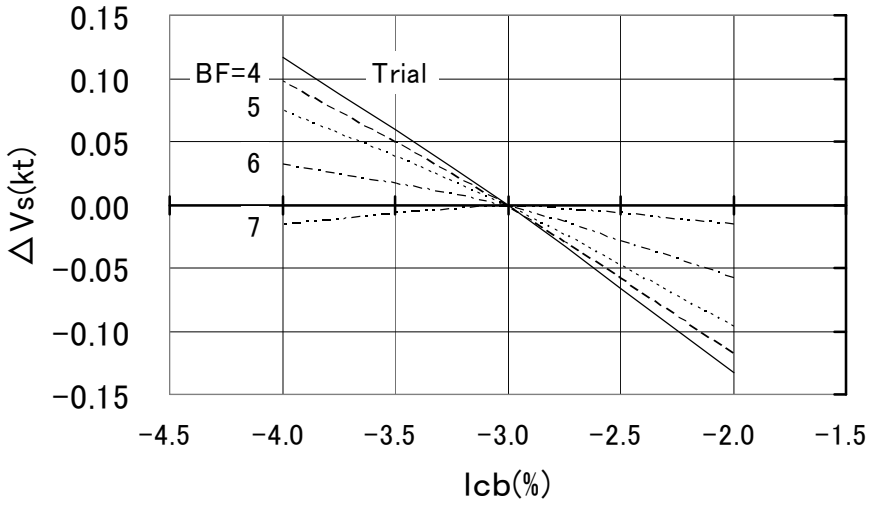

Fig. 7.11 Effect of lcb on mean ship speed of 20 years at different sea condition

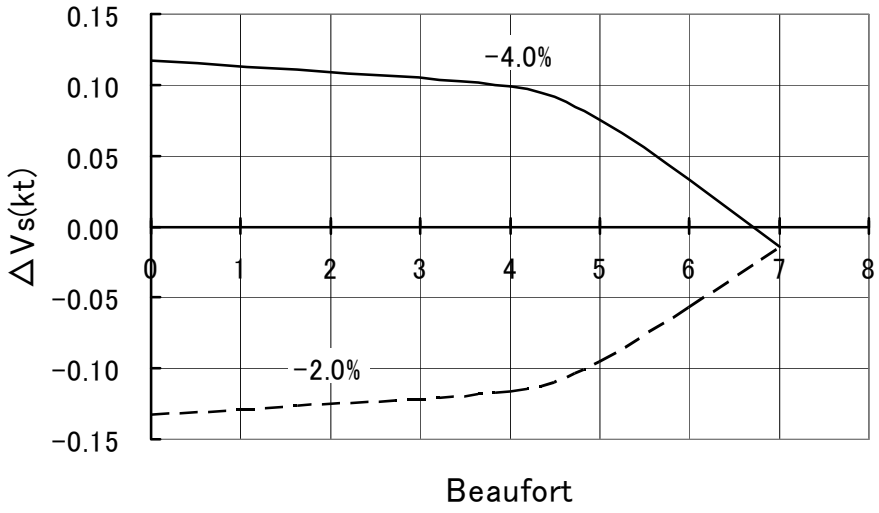

Fig. 7.12 Effect of sea condition on mean ship speed of 20 years at different lcb

この計算例によれば、平水中(Trial)では、lcb を 1%前にすると船速は 0.12kt 大きくなり、1%後にすると 0.13kt 小さくなる。また、*BF* が大きくなると 6 までは lcb による船速差が次第に小さくなるが、lcb が前のほうが平均船速は大きい。更に *BF*=7 になると lcb= -3%近辺が最適値となり、それより *BF* が大きくなると平水中とは逆に lcb が後の方が良くなる傾向が見られる。

また、*FOC* 一定時の 20 年間の平均船速に及ぼす lcb の影響は、*BF*=4 までは小さいが 5 以上で急激に大きくなる。本船のような大型低速船では、lcb による実海域中推進性能の逆転は、*BF* が 7 以上の海象を対象にする場合に現れ、特殊な海域を対象にしない限り平水中性能が良い lcb 位置は実海域中でも良いと言える。

但し、中小型の肥大船では、*BF*=5、6 でも平均船速から見た lcb の前後位置の評価が逆転する可能性があり、主機運転状態と海象の影響を考慮した lcb の検討が必要である。

7.5.3. 低速肥大船の大直径化

プロペラ直径を大きくして荷重度を下げることにより、推進性能を改善する試みは古くからある。プロペラの大直径化が実海域中推進性能に及ぼす影響を検討する。

大直径プロペラの採用に関しては、船尾形状変更による性能劣化、バラスト状態の性能などを合わせて検討する必要があるが、ここでは、単純に満載状態を対象に、直径の増加に伴って伴流係数が小さくなる影響のみを考慮する。

船型 TL の直径は 9.6m であるが、同一馬力で直径が 11m になるまで回転数を低く設定し、伴流率は 6%大きくなるとして、プロペラを設計する。この計算例では、平水中船速は 0.2kt 程度大直径プロペラの方が良い結果となった。

Fig.7.13 に、汚損・経年影響を Table4.4 の標準値とし、海象等による抵抗増加*(⊿Cs/CT0)*を 0%、30%とした場合の、平水中船速からの船速低下量を示す。

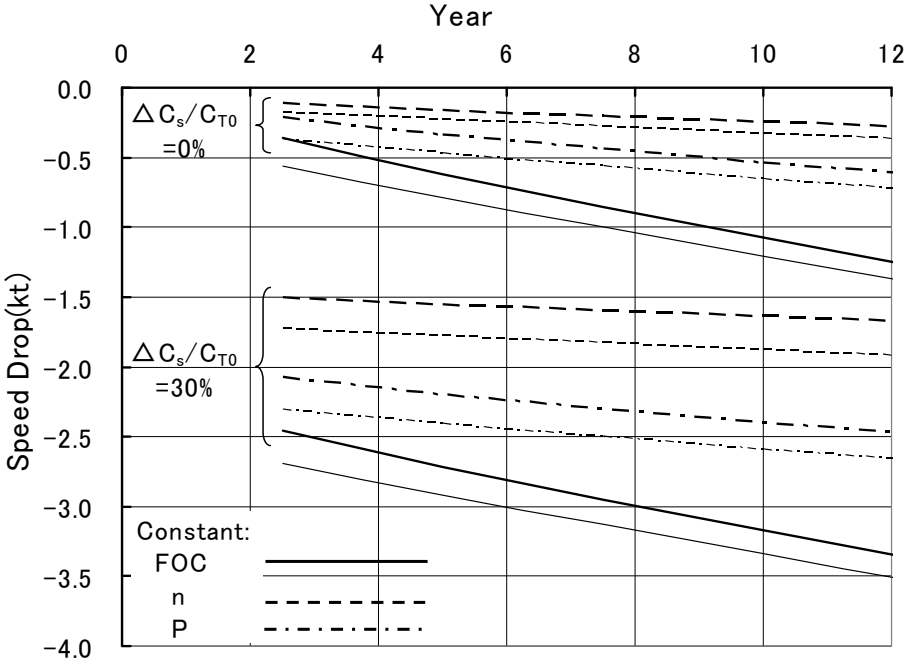

Fig. 7.13 Effect of propeller load on speed drop due to fouling, aging and sea condition

大直径船の船速低下を太線、通常直径船の値を細線で表し、主機の運転状態を燃料消費量一定

(実線)、回転数一定(破線)、馬力一定(一点鎖線)とした場合について示す。また、船速低下は前述の入渠間隔間の平均値である。

$\triangle Cs/C_{T0}$が 0%の場合は汚損・経年影響のみによる船速低下であり、大直径船の方が汚損･経年による船速低下は小さい。10 年後の差を見ると FOC 一定(実線)の場合が最も大きく 0.13kt、P 一定(一点鎖線)の場合が 0.12kt、n 一定(破線)の場合が 0.08kt である。

更に、$\triangle Cs/C_{T0}$が 30%の場合も大直径船の方が船速低下は小さく、10 年後の差は FOC 一定の場合が最も小さく 0.17kt、P 一定の場合が 0.20kt、n 一定の場合が 0.24kt である。主機の運転状態の違いによる 10 年後の差は、汚損･経年影響のみの状態と海象等による抵抗増加を考慮した場合とで逆転している。これは Fig.4.14 に示すように P 一定での$\triangle Cs/C_{T0}$の係数は荷重度が小さいほど小さい。このような荷重度による係数の差は、n 一定の場合が最も大きく、P 一定、FOC 一定の順となり、船体とプロペラの汚損･経年影響の係数の差を上回ったためである。

以上の計算結果は、大直径船の方が船速低下は小さいことを示している。更に、平水中性能も計算では 0.2kt 良いが、船尾形状変更によりこの差が若干小さくなるとしても、汚損･経年影響と海象影響を考慮すれば 0.2kt 程度船速低下が小さいというメリットは残り、バラスト状態の性能等と合わせて検討する価値がある。

7.6. 運航面への適用

本節では、4 章の近似推定式の運航面への適用例として、入渠間隔とプロペラ表面粗度が平均船速に及ぼす影響について、船型 TL を対象にして示す。

7.6.1. 入渠間隔

Fig.7.14 に、入渠間隔を 1 年、2.5 年、4 年とした時の馬力一定時の船速低下量(kt)を示す。

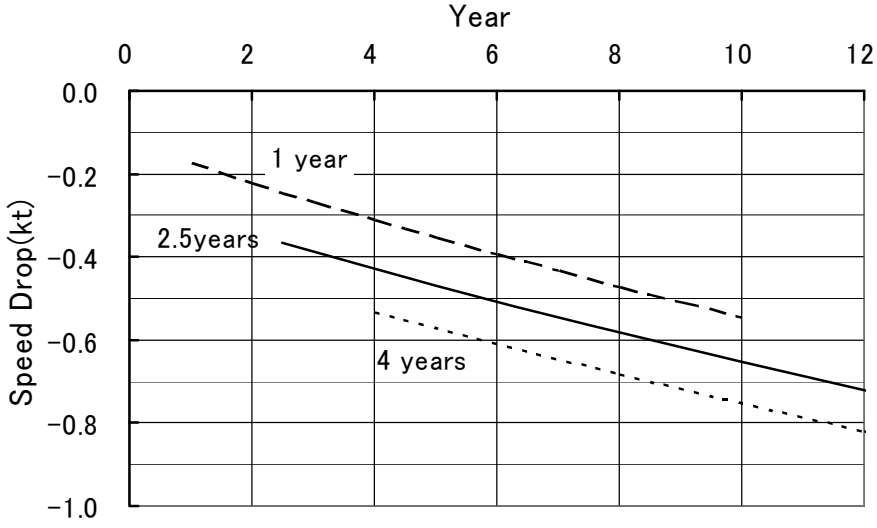

Fig. 7.14 Effects of dockin interval on speed drop at sea margin of 15%

2.5 年(実線)の船速低下量は Fig.7.10 と同じである。

この図から、次のようなことが分かる。

入渠間隔を 2.5 年から 1 年(破線)にすれば、平均船速は 0.1kt 増加し、2.5 年の場合と同じ船速を 2.8 年間多く維持できる。

この傾向は、入渠間隔 2.5 年(実線)と 4 年(点線)との間でもほぼ同じである。

7.6.2. プロペラ表面粗度

プロペラによる汚損・経年影響は船体と同じオーダであることは 4.7.2 項に示す通りであり、オイルショックの頃にはプロペラを入港時に研磨することによる省エネ対策が実施された。現在では環境問題等があり容易ではないが、プロペラ表面粗度が船速低下に及ぼす影響を試算する。

Fig.7.15 に、汚損によるプロペラ表面粗度の増加を Table4.4 の標準値(9μm/year)、標準値の半分とした場合及び経年影響のみとした場合について、馬力*(P)*一定時の船速低下を示す。

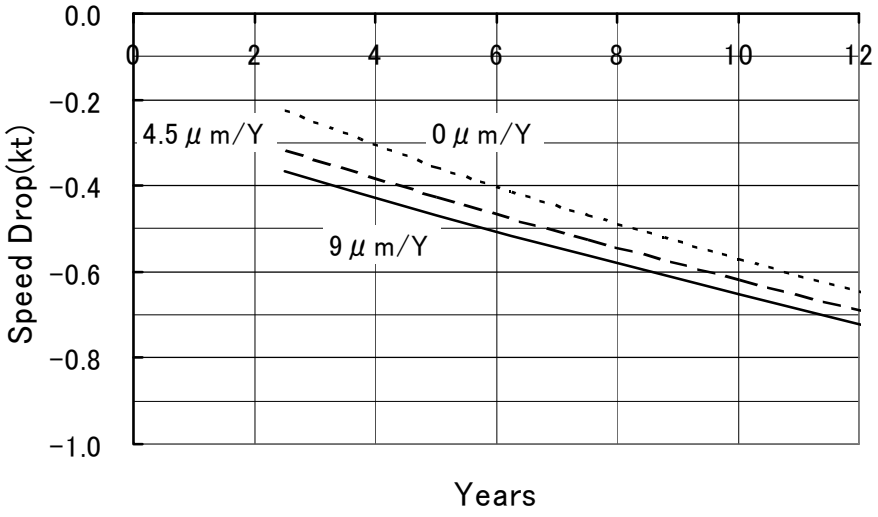

Fig. 7.15 Effect of fouling in propeller surface on speed drop at constant P

図によれば、表面粗度が標準値で増加する場合と経年による増加のみの場合とでは、5 年後の船速の差は、約 0.11kt であり、これは Fig.7.14 に示す入渠間隔 1.5 年の差とほぼ同じである。また、プロペラ表面粗度の増加を経年影響のみに維持できれば、標準値の場合と同じ船速を維持できる期間が 2～3 年長くなる。更に、汚損影響を標準値の半分とした場合の差は、5 年後で 0.05kt であり、同じ船速である期間の差は 1 年弱である。

7.7. まとめ

実海域中推進性能を考慮した船型設計法を 3 章～6 章の成果を統合して構築し、それを用いて推進性能に及ぼす船体主要目の影響、長期推進性能の改良策、運航面への適用等について検討し、

次の結果を得た。

1. 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、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。
2. 「換算シーマージン」と「換算回転数マージン」は、対象とする船型、海象及び評価時点によって異なるため、船型設計に「換算マージン」を導入することが必要である。
3. 対象とする船型と海象によっては、主機運転状態と海象影響を考慮して最適浮心位置を検討する必要がある。
4. 実海域中の船速低下は大直径船の方が小さく、平水中及びバラスト状態の性能等と合わせて検討する価値がある。
5. 設計シーマージンを 15%から 20%に大きくすると、15%シーマージンに対応する主機と同じ船速を維持できる期間が、5.5 年間増加する。
6. 入渠間隔 1.5 年の差は、同じ船速を維持できる期間で見れば 3 年弱に匹敵する。
7. プロペラ表面粗度の増加を経年影響のみに維持できれば、同じ船速を維持できる期間が 2～3 年間長くなる。

8. 結　論

8.1. 論文の概要

現在のシーマージンを介した船型設計法が内包する問題点については、これまでにも認識されていたが、実海域中推進性能は自然現象のみならず人為的要因も関与するなど極めて複雑な現象であるため、それに代わる設計法を見出せずに推移してきたのが現状である。本論文ではこのような実状に鑑み、先ず、推進性能の評価法の問題を明らかにし、実海域中推進性能の評価には主機の特性を考慮することが必要であることを示した。

次に、実海域中推進性能そのものは、平水中推進性能と同様に、抵抗、自航要素及びプロペラ特性が推定できれば計算できるという立場から、これらの実海域中における変化を推定する方法を構築した。実海域中の影響として、抵抗に関しては船体の表面粗度の増加による摩擦抵抗の増加と海象等による抵抗増加を考慮し、自航要素については船体の表面粗度の増加に伴う伴流係数の変化、プロペラ特性についてはプロペラ表面粗度の増加によるトルク係数の増加と推力係数の低下を考慮した。主機については経年劣化による発生トルクの低下の影響を含めた。

また、これらの変化が実海域中推進性能に及ぼす影響を推定するために、「杉村の近似式」を拡張した近似推定式を構築した。

まとめとして、新たに提案した評価法と推定法に基づく船型設計法の例として、船体主要目が実海域中推進性能や「換算マージン」に及ぼす影響等について試算した。

これらの推定式の検証や試算の過程において、汚損･経年影響と波浪中推進性能について、従来から言われてきた多くの現象や傾向を説明することができた。

以下に、本論文の成果の要点を記す。

8.2. 成果の要点

本論文では、長期の実海域中推進性能を考慮した船型設計法を確立するために、推進性能の評価法を明らかにし、この評価法に適合する実海域中推進性能の推定法を構築した。主な成果は次の通りである。

1. 現状のシーマージン等による慣用的な推進性能の評価法は、必ずしも実際の現象を反

映した方法ではないことを明らかにし、これに代わる評価法として、実際の運航状態に則した燃料消費量と船速で行うべきであることを示した。

2. 汚損･経年影響を含む実海域中推進性能の近似推定式を構築した。現在、推進性能の評価に馬力増加、船速低下及び回転数低下が多用されているが、これらに及ぼす汚損・経年影響について、公表された多くの報告結果と近似式による推定値とを対比して検証し、定量的な精度であることを確認した。これにより汚損･経年影響による長期にわたる推進性能の変化を船型設計に簡便に反映することができる。更に、汚損･経年影響に及ぼす船型の影響について試算し、これらの変化を変化率(%)で示すと、船種や船型の大小による差は顕著ではないことを示した。

3. 本近似推定式により、任意の評価条件におけるすべての性能項目の変化が計算できるため、シーマージンと燃料消費量一定時の船速低下量の関係など、それらの相互関係を容易に求めることができる。更に、この特長に着目して、海象影響による種々の性能項目の変化について、それらの相互関係と見掛けスリップの増加との関係を明らかにした。

4. 海象等による抵抗増加のうち、主要な成分である反射波に基づく抵抗増加の近似式を構築した。本近似式と「推力増加の近似式 [27]」を合わせると、正面長波頂不規則波中の抵抗増加が容易に求められる。また、これらにより波浪中抵抗増加に及ぼす船体主要目の影響を船型設計に反映することができる。

5. 現在の波浪中抵抗増加の理論的推定法を補正するために、「海象影響修正係数」の導入を提案した。これを用いて波浪中抵抗増加に風圧抵抗を加えた理論的推定値を修正することにより、波浪、風のほか操縦運動等すべての影響を考慮した海象等による抵抗増加を実用的な精度で推定することができる。これは船型設計において、汚損･経年影響を含む実海域中推進性能の近似推定式の汎用性を高めるものである。

6. 3 章から 6 章を統合した船型設計法により、実海域中推進性能に及ぼす船体主要目の影響、船型改良や運航面での改善策の効果等について試算し、次の事項を明らかにした。これらのことは、平水中推進性能の良い船は必ずしも実海域中推進性能が良いとは言えないことを表している。

   - 実海域中推進性能に及ぼす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、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。
   - 「換算シーマージン」と「換算回転数マージン」は、対象とする海象、船体主要目

及び評価時点によって異なる。

- 対象とする船型の大きさと海象によっては、主機特性と海象影響を考慮した最適浮心位置の検討が必要である。

8.3. 今後の課題

本論文に関係する今後の課題は、以下に示す通りである。

1. モニタリングシステム等により、船速、馬力、回転数、トルク及び燃料消費量の計測精度が向上すれば、ログブック解析により船体、プロペラ、主機及び海象の 4 つの影響を分離して求めることができる。この結果を表面粗度の増加及び主機トルクの低下など汚損、経年の進捗を表す値に反映すれば、更に本設計法の汎用性が高くなる。また、表面粗度の増加に伴うプロペラ抗力の増加を表す式などの改善が期待できる。

2. 本論文では、満載状態のみを対象としたが、専用船ではバラスト状態の推進性能も重要である。バラスト状態や痩型船の抵抗増加の理論的推定法の改善が期待される。

3. 波浪影響修正係数を多数収集すれば、更に一般的な修正係数となり、現状理論の補完に寄与する。

4. 安全性、メンテナンス、スケジュール維持等から見た最大主機馬力の決定法の確立が必要である。

5. 輸送効率の高い船舶の設計には、シーマージンに代わる設計基準として船速が満たすべき運航上の必要条件を明確にする必要がある。

6. 本論文では、経済性の評価については触れていないが、輸送機関としての船舶の経済的な価値は載貨重量と船速を決めた段階で殆んど決まる。具体的な輸送計画がある場合などではこの段階における経済性評価が必要である。

謝　辞

本論文をまとめるにあたり、学位論文を折に触れ懲憑頂き、長きにわたる懇切なご指導と主査の労を頂いた大阪大学 内藤林教授、下見の労と的確なご指摘とご討論を頂いた大阪大学 戸田保幸教授、長谷川和彦教授に、心から感謝します。

また、4 章の基になった学会論文の審査委員、講演会で討論頂いた各位および「実海域推進性能研究会」の各位から、有益なご指摘と示唆を頂いたことを厚く感謝します。

本論文は、これまでにご指導とご支援を頂いた多くの方々のお蔭でまとめることができました。大阪大学での学生生活、日立造船、㈱マリテックでの会社生活を思い起こしながら、感謝の一端を記したいと思う。

学部では、卒論は故中村彰一先生のもとで細田龍介大阪府大学名誉教授と共に、当時国内留学されていた新谷厚博士のご指導を受けた。内容は当時、黎明期であったストリップ法による抵抗増加の計算と実験に関するものであった。また、故寺沢一雄先生には船はいかに華奢な構造物であるかを学んだ。

中村先生には学部、大学院を通じて、また卒業後も多くの委員会を始め、仲人の労に至るまで公私ともに多大のご指導を頂き、時には陰ながらのご支援を頂いた。新谷博士には卒業後も「波浪中推進性能懇談会」でご指導を頂いた。細田教授には卒業後もシンポジウム、SR 等でご支援を頂き、学位論文を懲憑頂いた一人でもある。

大学院では、修士論文は中村先生のもとで「船体運動の近似式」に関するものであったが、当時、院生であった斉藤公男広島大学名誉教授のご支援を得た。また、故野本謙作先生には操縦性のほかに、船は海を走るものであることの意味を学んだ。

昭和 42 年、日立造船に入社する際には、研究所勤務を強く希望したが、基本設計部に配属となり 8 年間計画係に所属した。昭和 50 年に性能設計を担当する「性能班」が創設されて以降、平成 16 年 3 月末に常勤生活を終えるまでの 29 年間は、所属は日立造船、㈱マリテックへの転籍、日立造船への復籍、再転籍と転変したが、平成 5 年から 4 年間の研究所勤務はもとより比較的研究開発的な生活であった。この間、30m の高速旅客船から VLCC までの新造船の性能設計を主に担当したが、㈱明石船型研究所の各位にはご指導とご支援を頂き、またお世話をかけた。

この 37 年間の会社生活の間、SR、PRC、「波浪中推進性能懇談会」等の共同研究、委員会、シンポジウム等では、大学、船舶技術研究所、海運各社、造船各社の性能関係の諸先輩の薫陶と同輩のご支援に恵まれた。なかでも平成 2 年から 3 年間の産官学の共同研究 SR208「速力試運転の波浪影響修正法に関する研究」は、部会長竹澤誠二横浜国立大学名誉教授、部会長代理故大楠

丹九州大学名誉教授、北川弘光北海道大学名誉教授、平山次清横浜国立大学教授、内藤林大阪大学教授をはじめとする諸先生方のご指導と造船各社委員、社内では三宅成司郎氏（現テクノ遊 代表）のお蔭で代表幹事の責任を果たすことができた。その成果は後に、多くの関係者のご尽力を得て、”ISO15016：Guideline for assessment of speed and power performance by sea trial” へと発展し、ITTC にも引用されている。

研究所では、それまでに改造船や省エネ付加物関係の業務で集めた汚損･経年影響の資料などを、設計の現場を離れて見直す機会に恵まれ、この間にまとめたものが、平成 8、9 年の阪大船舶海洋工学科の講義ノート「輸送機関としての船舶の性能」や、シンポジウムの原稿及び本論文の素材の一部となった。ご支援を頂いた同輩後輩に感謝します。

また、性能班の各位には、公私にわたる多大のご支援とご厚誼を頂いた。多くの方々から頂いたご指導とご支援に対し深く感謝します。

末尾ながら、49 歳で早逝した父の意思を実現した 93 歳の見事な母に感謝したいと思う。

付録 A　定期用船契約の比較表

定期用船契約において担保される船速はどのような条件、状態における値を対象としているかを 4 つの用船契約フォーム [5]、[22]を比較して示す。

Table A.1 Comparison of charter party

発行元	制定	最新改訂	船速表示				
			排水量	船速	期間	海象条件	除外海象
社団法人　日本海運集会所	昭和2年	昭和49年7月	満載航海速力	1時間約　○○浬	契約期間中		
ニューヨーク物産取引所	1913年11月6日	1946年10月3日	満載航海速力	約○○ノット		好天状態における	
アメリカ合衆国海運仲立業代理店協会(NYPE93)	1913年11月6日	1993年9月14日	満載航海速力	約○○ノット		ビューフォート風力階級○○以下の好天状態において	
SHELLTIME 4	1984年12月		満載航海速力 バラスト航海速力	○○ノット ○○ノット 平均速力	1年間ごとの航海実績	パイロット・ステーションからパイロット・ステーションまで	船混み・視界不良水域、ビューフォートスケールで風力8を上回る強風が12時間以上

発行元	燃料消費量	燃料油の品質	航行区域	傭船料	オフハイヤー		船底掃除
					不稼働時間	期間	
社団法人　日本海運集会所	1昼夜に付　約○○	日本上等炭油	傭船者の指定	１暦月間	12時間以上	船体・機関又は属具に関する破損若しくは瑕疵により航海中速力が低下した場合にはそのために要した航海時間の延長	入渠後6ヶ月以上を経過し、速力を持続し得ないときは傭船者の請求により
ニューヨーク物産取引所		最高のウエルズ炭又は極上の燃料油と極上のディーゼル油	傭船者の指定	1暦日当たり1トン○○の割合		船体、機器又は備品の欠陥又は故障によって、航海中速力が低下したときは、よって喪失した時間、余分に消費した燃料	
アメリカ合衆国海運仲立業代理店協会	約○○トン		傭船者の指示	1日当り又は30日当り1トン○○の割合		船体、機器又は備品の欠陥又は故障によって、航海中速力が低下したときは、よって喪失した時間、余分に消費した燃料	船主と傭船者が合意した都合の良い時期と場所で
SHELLTIME 4	（主機、補機）*(燃料、ディーゼル)	主機、補機について規定	傭船者の指図する世界全域	1日当たり、○○の料率	3時間以上	保証速力で当該業務を遂行するのに要したであろう時間とその業務を遂行するのに実際に要した時間との差	船主は、○○ごとに本船をドライドックする権利及び義務

付録 B　航海速力に影響する因子

山崎 [24]は、航海速力に影響する因子として自然現象に基づく因子と人為的なものによる因子とに分けて 19 項目を列挙している。ここでは、人為的なものによる因子を「出航前」と「出航後」とに分類して示す。

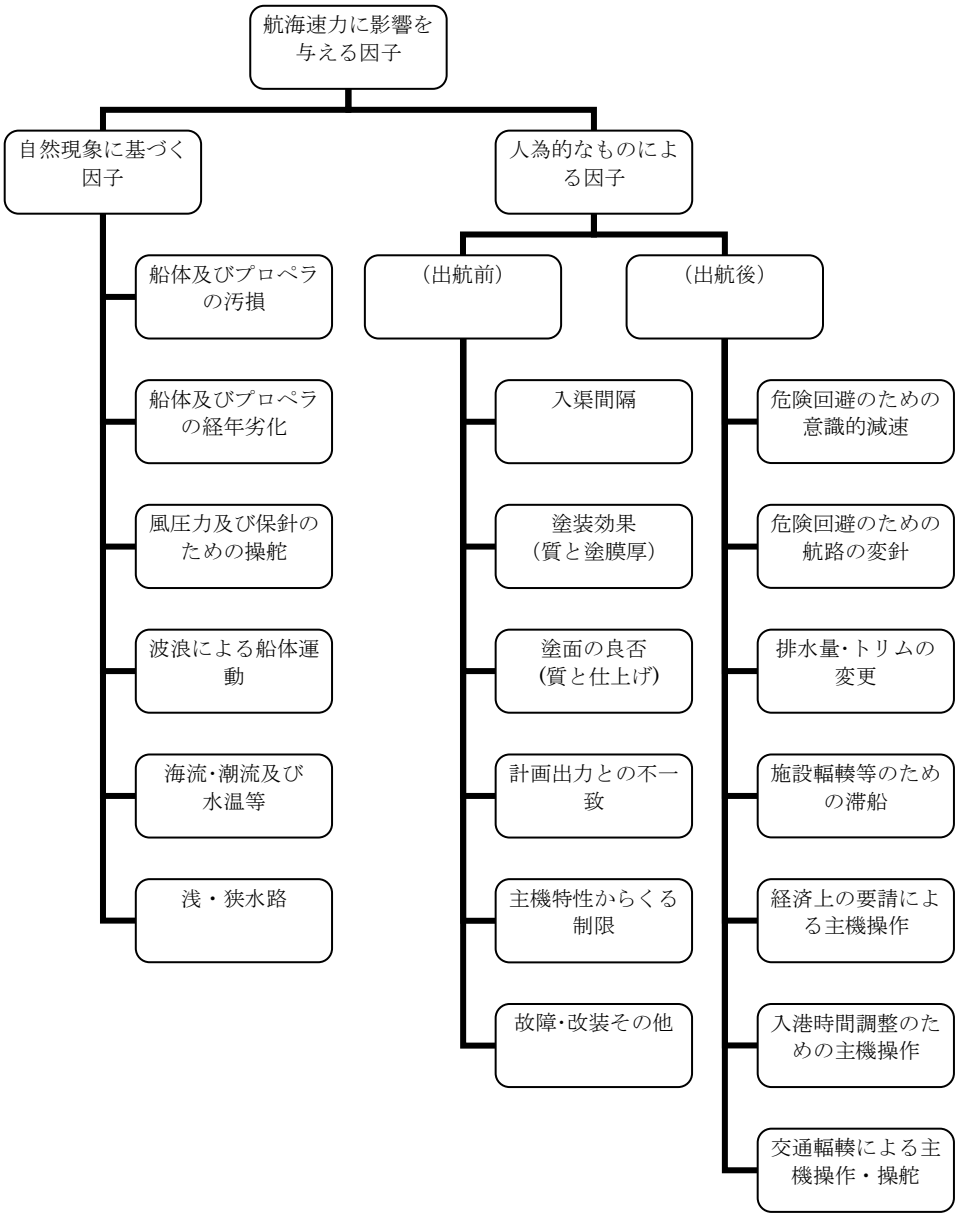

Fig.B.1　Items concernig to ship speed in actual seas

付録 C　表面粗度の初期値と汚損・経年による変化

船体及びプロペラの表面粗度について、竣工時の値と汚損･経年による増加に関するこれまでの報告の概要をまとめる。また、主機の汚損･経年についても記す。

Table 4.4 の平均値は、これらの値から設定したものである。

C.1 船体の竣工時粗度と汚損・経年による変化

C.1.1 竣工時粗度

船体の竣工時の表面粗度は塗料の種類と塗装仕様によって異なるが、平均的な値を年代順に見ると、スウェーデン(1966)[98]の 100μm、BP (1971)の一般系塗料で 160μm、エポキシ系で 90μm [35]、BSRA(1966～73)[35]の 142μm、New Castle大 [40](1980)の 129μmなどの数字が発表されている。

中尾 [36](1995)の図から竣工後 1 年目の表面粗度を読取れば､塩化ゴム系ペイントで 120μm、ロングライフ系ペイントで 150μm、自己研磨型ペイントで 100μm前後の値である。竣工時の粗度はこれらの値より小さいと考えられ、また、ファイナルドックの仕様なども関係するが、Table 4.4 に示すように平均的には 100μmであるとした。

C.1.2 汚損・経年による変化

船体表面粗度の汚損・経年による変化はペイントの種類やメンテナンス仕様 [38]によって大きく異なり、汚損による変化については、一般的な報告は少なく、Townsin[99]等が通常ペイントで 2～3μm/月、SPCで－3μm/月の数字を示している。

経年による変化に関する報告を年代順に見ると、BSRA(1976)[36]の 25～75μm/年、NSRIの 75μm/年、折戸(1980)[35]の、タールエポキシ系ペイントで 20μm/年、塩化ゴム系ペイントで 50～55μm/年の公表値がある。

また、SR189[100]の調査では表面粗度の経年増加率は 15～45μm/年とし、図に示された当時のデータでは 15μm/年程度である。更に、比較的最近の報告では、通常ペイントで 20～30μm/年、SPCで 5～10μm/年 [40]とするデータがあり、中尾 [36]は 160 隻のデータを解析し、塩化ゴ

ム系、ロングライフ系、SPC防汚塗料の順に粗度の増加が大きいことを示しており、掲示された図では、SPC系に比べロングライフ系では 1.5 倍、塩化ゴム系では 3～4 倍程度の経年勾配のようである。

本論では、Table4.4 に示したように、経年による変化として 15μm/年とし、汚損による変化についてはTable4.5 の馬力変化などの傾向から、経年による変化の 5 倍(75μm/年)とした。また、表面粗度は、竣工後 6～7 年までは直線的に変化し、それ以降は増加率が減少する傾向 [35]、[100] にあるとされるが、直線的に変化すると仮定した。

C.2 プロペラの竣工時粗度と汚損・経年による変化

C.2.1 竣工時粗度

プロペラの竣工時粗度は、納入後の保全対策やファイナルドックの仕様によってかなり変化すると思われるが、製造完成時の表面粗度は、SR200 の報告 [75]ではおよそ 10μm(Rz)程度であるとしている。また、入渠時のプロペラ表面の清掃研磨は通常 60～80 番の程度のサンダー仕上げであり [43]、クレーターメッシュ 60 番で 11.2μm(Rz)、80 番で 7.2μm(Rz)とする例 [46]がある。本論では、ファイナルドック時に 60 番程度のクレータで仕上げる場合を想定し、$Rz \fallingdotseq 3.5Ra$として換算し、表面粗度の初期値を 4μm(Ra)とした。

C.2.2 汚損・経年による変化

プロペラの表面粗度の汚損・経年による変化のうち、汚損による変化については、12 ヶ月で 15μm(Ra)は容易に増加する [76]との報告があり、西川等 [42]は 12 隻の調査から、平均的には 1 年間の就航で 50μm(Rz)まで増大し、研磨によって 20μmまで減少するとしている。また、折戸 [43]が 27 隻の詳細な分析結果から得た実験式等によれば、9～12μm(Rz)年程度と推定できる。

経年による変化については、SR200 の調査では 2～3μm(Ra)/1.5 年とされ、折戸の実験式 [43]によれば、2～5μm(Rz)/年であり、Raに換算すれば、1～2μm/年と考えられる。また、汚損による変化は経年による変化の 4～7 倍程度の割合である。

以上により、本論では、Table4.4 に示すように経年による変化は 1.5μm(Ra)/年とし、汚損による変化は経年による変化の 6 倍(9μm/年)とした。

C.3 主機の経年劣化

主機の経年劣化については、メンテナンスが適切であれば経年劣化は大きくないとする報告 [6]、[53]がある。一方、SR235[51]のように何らかの影響を指摘する文献 [40]、[41]、[52]もあり、他にも「聞き取りなどから熱効率で 5%/10 年の割合で劣化すると仮定した。」とする例 [101]もあるが、定説はないようである。

実海域中推進性能の指標として燃料消費量を運航採算などに用いる場合には、竣工後の主機の汚損・経年による劣化についても考慮が必要であるが、本論では、経年劣化による主機トルクの低下を参考値として 0.5%/年とし、汚損による劣化は特に考慮しないことにした。

付録 D　WMO の海象

WMO[95]が定める*BF*ごとの風速、有義波高*($H_{1/3}$)*及び平均波周期*(T_0)*は次の通りである。Table D.1 にこれらの数値を示し、Fig.D.1 に図示する。

Table D.1 Wind speed, $H_{1/3}$ and T_0 at each Beaufort number

Beaufort	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Wind Speed (m/S)	0.95	2.50	4.45	6.75	9.40	12.35	15.55	19.00	22.65	26.50
$H_{1/3}$ (m)	0.1	0.2	0.6	1.0	2.0	3.0	4.0	5.5	7.0	9.0
T_0 (sec)	1.2	1.7	3.0	3.9	5.5	6.7	7.7	9.1	10.2	11.6

$H_{1/3}$と T_0との間には、(5.18)式の関係があるから、T_0は *BF* ごとの $H_{1/3}$から得られる。

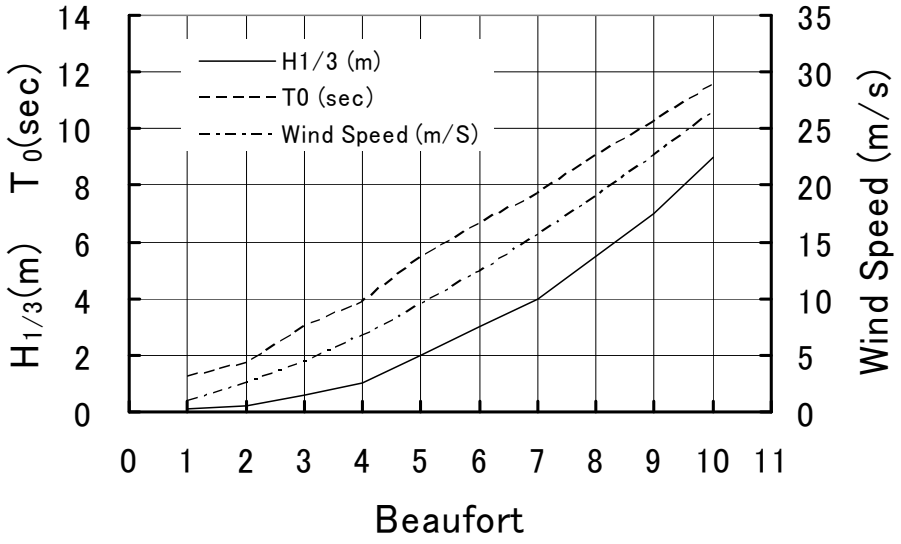

Fig.D.1 $H_{1/3}$, T_0 and wind speed by WMO

付録 E　推力増加の近似式

著者が、作成した推力増加の近似式 [27]の概要を示す。また、（E.1)式に含まれる縦揺れの固有周期の近似式をE.2 に示す。

E.1 推力増加の近似式

$$\Delta T(t) = 0.009446 \cdot B \cdot {H_{1/3}}^2 \left(T_p \sqrt{\frac{g}{L}} \right)^3 {C_b}^{3/2} \sqrt{\frac{B}{d}} \frac{f(Fn)(\frac{\omega_0}{\omega_m})^4}{\left(1+0.11(\frac{\omega_0}{\omega_m})^4\right)^5} \tag{E.1}$$

$$f(Fn) = 2.10 - 26.8(Fn - 0.287)^2$$

$$\frac{\omega_0}{\omega_m} = \frac{13.09}{T_0\sqrt{\frac{g}{L}}\left\{1+\frac{0.875}{Fn}\left(\sqrt{1+\frac{25.13Fn}{T_p\sqrt{\frac{g}{L}}}}-1\right)\right\}}$$

E.2 縦揺れの固有周期：Tp

一例として、田才の式（関西造船協会　造船設計便覧）を示す。

$$T_p = 29.5\sqrt{\frac{\left\{1+0.83(B/2d){C_p}^2\right\}C_b d}{(5.55C_w+1)^3}} \tag{E.2}$$

水線面係数(C_w)は、(F.6)式で近似的に求めることもできる。

付録 F　Bluntness 係数の近似式

C_B、L/B、lcb など船型を系統的に変化させると水線面曲線が変化し、$\overline{\sin^2\beta}$ が変化する。ここでは、この値を近似的に求める方法を示す。

F.1 $\overline{\sin^2\beta}$ の近似式

C_{WF}=0.80、0.85、0.90、0.925、0.95 となる水線面曲線を作り、それぞれについて L/B=5.0、5.5、6.0、6.5 とした場合の 20 ケースの $\overline{\sin^2\beta}$ を計算した。

Fig.A5.1 に水線面曲線の平均的な傾きを表わす 1/(L/B(1-C_{WF}))をベースに示す。C_{WF} が大きくなるほど、$\overline{\sin^2\beta}$ に及ぼす L/B の影響は小さくなっている。

$\overline{\sin^2\beta}$ を C_{WF}=1.0 で 1 となり L/B が無限大で 0 になる指数関数で近似することとし、定数を試行錯誤で求め、次式を得た。Fig.F.1 に示すように良く合っている。

$$\overline{Sin^2\beta} = e^{-1.74x} \tag{F.1}$$

$$x = \frac{L}{B}(1 - C_{WF}) \tag{F.2}$$

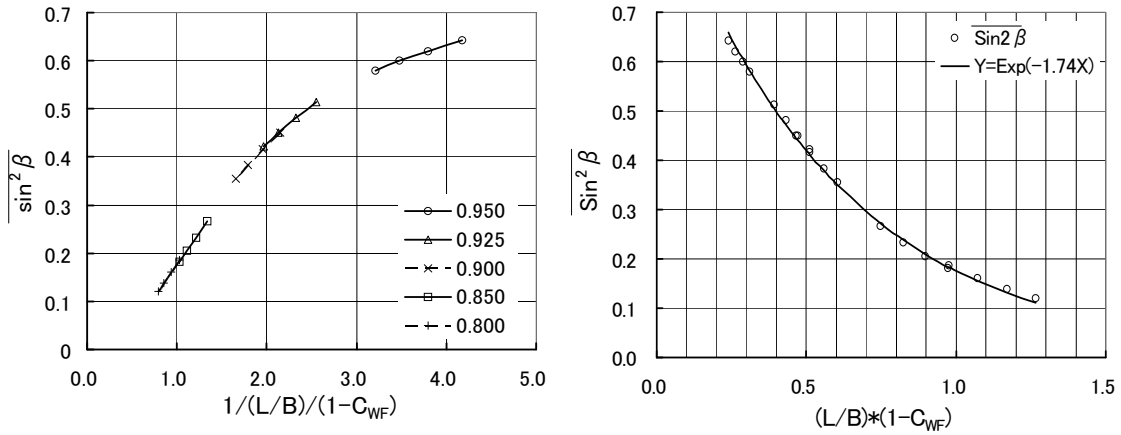

Fig.F.1 Approximation of Bluntness factor

F.2 C_{WF} の近似式

(F.2)式に含まれる C_{WF} を近似的に求める方法を示す。

多数の実績船から C_{WF} と C_{PF} との関係を求め、次式を得た。

$$C_{WF} = 0.80Ln(C_{PF}) + 1.0 \tag{F.3}$$

母船型の実績値と（F.3)式による近似値との比を求め、対象船の近似値を補正する。
C_{PF}は、次式で得られる。

$$C_{PF} = C_P - \varepsilon \cdot lcb(\%) \tag{F.4}$$

係数 ε は母船型の値を用いる。下付文字(T)は母船型の値であることを表す。

$$\varepsilon = \frac{C_{PT} - C_{PFT}}{lcb_T} \tag{F.5}$$

「推力増加の近似式」で必要な縦揺れ固有周期に関係する C_Wは次式で近似できる。

$$C_W = 0.55Ln(C_P) + 1.0 \tag{F.6}$$

参考文献

[1] 松宮　熙：船会社の造船技術者から見た造船の諸問題－より良き船を造るために－船の科学、Vol.54 2001-11

[2] 古川哲次郎：「海運実務の基礎理論」、海文堂、昭和 60 年 3 月（第 5 版）

[3] 池田良穂、松本光一郎：第 1 章　実海域運航の実態、第 2 部　安全性能に関わる技術の現状、試験水槽委員会シンポジウム「実海域における船舶性能に関するシンポジウム」、平成 15 年 12 月

[4] 松原知之：第 1 章　就航実績から見た船の推進性能、推進性能委員会・第 6 回シンポジウム、実海域における船の推進性能、平成 7 年 5 月

[5] 松井孝之：「定期用船契約の解説」、成山堂書店、平成 15 年 11 月(初版)

[6] 折戸博允：第 3 章　エンジン性能・プロペラ特性の実態、推進性能委員会・第 6 回シンポジウム、実海域における推進性能、平成 7 年 5 月

[7] 田中良和:運航に求められる性能とその問題点について、第 50 回実海域推進性能研究会、PW50-4 (2002.8.30)

[8] 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）

[9] E.V.Lewis : Optimum Fullness for Deadweight Cargo Ships in Moderate-Weather Service,Journal of Ship Researsh (Nov.1957)

[10] 矢崎敦生：シーマージンに関する一考察、日本造船協会誌、第 425 号(昭和 39 年 12 月)

[11] 日本造船研究協会　第 91 研究部会　第 1 分科会：海象気象と船体性能との関連に関する調査研究報告書、ログ・ブックの解析調査、研究資料、No.57-1(昭和 42.3)

[12] 外航船舶建造融資利子補給及び損失補償法施行規則：昭和 28 年運輸省令第 51 号

[13] 確定速力算出明細書及び確定速力の算出要領：昭和 30 年 4 月 8 日　運輸省告示第 174 号

[14] 日本造船研究協会：船体性能の向上に関する調査報告書、シー・マージンに関する調査(ログブックによる運航性能解析)、調査資料　No.37(昭和 40 年 3 月)

[15] 平山次清：就航時性能保証と技術活用のススメ、第 50 回実海域推進性能研究会資料 (PW50-3) 2002.8.30

[16] 田中良和：第 2 章　船の経済運航とライフサイクルバリュー、日本造船学会・試験水槽委員会シンポジウム、実海域における船舶性能に関するシンポジウム、平成 15 年 12 月

[17] 日本造船研究協会　第 244 研究部会：実海域対応の船舶性能設計システムの研究、研究資

料、No.435(平成 15 年 3 月)
[18] 石油/天然ガス用語辞典：(http://oilresearch.jogmec.go.jp/glossary/japanese/yo.html)
[19] 航海用船契約書・成約覚書改定趣旨書：社団法人日本海運集会所　昭和 35 年 12 月改訂
[20] タンカー航海用船契約書制定の趣旨：社団法人日本海運集会所　昭和 28 年 9 月
[21] VOYAGE CHARTER PARTY 制定趣意書：社団法人日本海運集会所　昭和 38 年 8 月
[22] 川上博夫、森隆行：「外航海運の ABC」、成山堂書店、平成 12 年 10 月(6 訂版)
[23] 山本　修、宮本雅史：第 6 章　設計の観点から見た波浪中推進性能、日本造船学会 運動性能研究委員会　第 1 回シンポジウム、波浪中推進性能と波浪加重、昭和 59 年 12 月
[24] 山崎芳嗣：肥大船の航海速力の推定、日本造船学会誌、第 631 号（昭和 57 年 1 月）
[25] 細田龍介、高橋　雄：第 7 章　シーマージンと就航実績、日本造船学会・運動性能委員会シンポジウム、波浪中推進性能と波浪荷重、昭和 59 年 12 月
[26] 杉村　泰：シーマージンとプロペラ設計、日本舶用機関学会誌、第 7 巻、第 9 号(昭和 47 年 9 月)
[27] 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)
[28] 中村彰一、内藤　林：波浪中における船速低下及び推進性能について、関西造船協会誌、第 166 号(昭和 52 年 9 月)
[29] 細田龍介、吉野邦昭：船舶のシーマージンの確率的検討、日本造船学会論文集、第 167 号(平成 2 年 5 月)
[30] 辻本　勝、内藤　林：実海域における船速に関する研究－船速の確率密度関数－、関西造船協会誌、第 228 号(1997.9)
[31] 平山次清他：波浪中抵抗増加の確率密度分布－長期波浪データおよび船型による違い－、日本造船学会論文集、第 186 号(平成 11 年 11 月)
[32] 内藤　林：第 1 章　実海域船舶推進性能評価法の現状について、日本造船学会・試験水槽委員会シンポジウム、実海域における船舶性能に関するシンポジウム、平成 15 年 12 月
[33] 山崎芳嗣、坂本　衛：航海速力の研究、日本造船学会論文集、第 146 号(昭和 54 年 12 月)
[34] 内藤　林、中村彰一、原　正一：波浪中における船速低下の推定法に関する研究、日本造船学会論文集、第 146 号(1979)
[35] 折戸博充、柿沼　勝：船体表面粗度と船速低下について、日本造船学会誌、第 616 号(昭和 55 年 10 月)
[36] 中尾　学：第 2 章　船底防汚の歴史と防汚塗料の現状と将来、日本造船学会、第 6 回シンポジウム、実海域における推進性能、平成 7 年 5 月
[37] ITTC 1978, REPORT OF PERFORMANCE COMMITTEE, 4.PROPULSION FACTORS
[38] 中尾　学：船舶の塗料と塗装、㈱船舶技術協会、昭和 63 年 12 月 20 日発行

[39] 姫野洋司：ペイント粗面の摩擦抵抗に関する考察、関西造船協会誌、第 91 号（昭和 58 年 12 月）
[40] I.L.Buxton and G.Raptakis: A TECNO-ECONOMIC APPROACH TO THE COMPARISON OF UNDER-WATER COATINGS FOR NEW SHIPS, PRADS' 95, Sept.1995
[41] 矢崎敦生：Ⅳ　プロペラの設計、日本造船学会、第 2 回舶用プロペラに関するシンポジウム、Nov.1971
[42] 西川栄一、内田誠：実船プロペラの表面粗さ、神戸商船大学紀要　商船･理工学編、第 32 号(昭和 59 年 7 月)
[43] 折戸博充、塩津高志：プロペラの保守及び経年変化、日本造船学会、第 3 回舶用プロペラに関するシンポジウム、昭和 62 年 7 月
[44] 山縣昌夫：第 5 章　推進器の形状その他が性能に及ぼす影響、船舶学 (推進編)、天然社、昭和 27 年
[45] C.W.B.Grinson: Propeller Roughness, Its Nature and Its Effect upon the Drag Coefficients of Blades and Ship Power, R.I.N.A., 1981/2
[46] 梅津源治：プロペラ翼面粗度と効率(1)、(2)、船の科学、Vol.35 (1982-11､12)
[47] 西川栄一、内田誠、油木代一：深江丸推進性能の経時変化、神戸商船大学紀要、第 2 類　第 41 号(1993 年 4 月)
[48] 川口　昇、武隈克義、橋口　清、伊勢辰治、清水　徹：就航実績の新しい解析方法について、関西造船協会誌、第 152 号（昭和 49 年 3 月）
[49] 田中　稔、溝口純敏：船舶の就航実績解析プログラムと解析例、石川島播磨技報、第 21 巻、第 2 号(1981 年 3 月)
[50] R.P.Giblon,G.G.Sharp : Service Margins and Power Plant Selection,SNAME 1st STAR Symposium(Aug.1975)
[51] 日本造船研究協会、第 235 研究部会：経年劣化に伴う機関性能ライフサイクルの研究、成果報告書、平成 11 年 3 月
[52] 松原知之：第 1 章　就航実績から見た船の推進性能、日本造船学会、第 6 回シンポジウム実海域における船の推進性能、平成 7 年 5 月
[53] 佐々木千一、大石真哉、柳瀬　啓：舶用機関における NOx 排出量の経年変化、日本造船学会誌、第 870 号(平成 14 年 11 月)
[54] 高橋　雄、浅井　滋：大型低速肥大船の荒天時運航特性に関する実験的研究、西部造船会会報、第 65 号（昭和 57 年 11 月講演）
[55] 辻本　勝、武隈克義：シーマージンの設定について－内航コールタール輸送船－、日本造船学会論文集、第 195 号(2004)
[56] 丸尾　孟:波浪中の船体抵抗増加に関する研究(第 2 報)、造船協会論文集、第 108 号(昭和 35.12)

[57] 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)
[58] 新谷厚、井上隆一：第4章　船型要素と波浪中推進性能、日本造船学会、運動性能研究委員会　第1回シンポジウム、波浪中推進性能と波浪加重、昭和59年12月
[59] 新谷　厚：波浪中抵抗増加の簡易推定法について、日本造船学会論文集、第161号(昭和62年5月講演)
[60] 中村彰一：Ⅸ　風、波浪及び操舵による馬力増加、日本航海学会、肥大船の推進性能に関するシンポジウム、昭和50年6月
[61] Sverre Steen, O.M.Faltinsen : Added Resistance of a Ship Moving in Small Sea States, Practical Design of Ships and Mobile Units 1998
[62] 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
[63] 門松浩司、井上義行、宝田直之助：風浪中における船速低下に関する船型要素の影響、日本造船学会論文集、第164号(昭和63年11月講演)
[64] 佐々木高幸：船舶の航海性能について、日本造船学会誌、第697号(昭和62年7月)
[65] 山野惟夫：第8章　パネル討論：運航と推進性能、航海実績解析の意義と課題、日本造船学会　第6回シンポジウム、実海域における船の推進性能、平成7年5月
[66] 松本光一郎：第3章　実海域性能を考慮した船型設計、日本造船学会・試験水槽委員会シンポジウム、実海域における船舶性能に関するシンポジウム、平成15年12月
[67] 宮本雅史:実海域中推進性能の推定と評価、日本船舶海洋工学会講演会論文集、第2K号(平成18年5月)
[68] B.Wan,E.Nishikawa,M.Uchida: The Experiment and Numerical Calculation of Propeller Performance with Surface Roughness Effects、関西造船協会論文集、第38号(2002)
[69] 万碧玉、西川栄一、内田誠：実海域航行中船舶の推進性能分析法に関する研究　－船舶プロペラ表面粗度影響の評価－、関西造船協会論文集、第239号(平成15年3月)
[70] Emerson：Roughness and Scale effect on Propellers, I.S.P. March 1958
[71] 横尾幸一：汚損プロペラの単独試験、船舶、第29巻、第7号(1956)
[72] 仲渡道夫:船体表面粗度の摩擦抵抗に与える影響の研究の動向(2)、JTTC Ⅰ (1981.2.17)
[73] 山崎芳嗣、小野木　裕、仲渡道夫、姫野洋司、田中一郎、鈴木敏夫：表面粗度による抵抗増加の研究（第1報)、造船学会論文集、第153号(昭和58年5月講演)
[74] 田中寿夫、戸田保幸、肥後清彰、山下和春：塗面膜の特性が摩擦抵抗に及ぼす影響について、関西造船協会論文集、第239号(平成15年3月)
[75] 日本造船研究協会　第200-13研究部会：3.5.2 プロペラの汚損経年変化、船型改良の手法に関する調査研究、昭和60年3月
[76] Technical Brief No.18: Propeller surface roughness and fuel economy, Stone

Manganese Marine Limited, Dec.1983
[77] 池田良穂、松本光一郎：第 1 章　実海域運航の実態、第 2 部　日本造船学会、試験水槽委員会シンポジウム、実海域における船舶性能に関するシンポジウム、平成 15 年 12 月
[78] 西川栄一、内田誠、万碧玉、佐藤睦：アブログデータを利用した就航中船舶の性能分析について、日本マリンエンジニアリング学会誌、第 37 巻、第 11 号(2002)
[79] 鷲見倫一、緩詰　力、前川　裕：ディーゼル船のプロペラ回転低下に関する調査(第 2 報)、日本舶用機関学会誌、第 6 巻、第 12 号（昭和 46 年 12 月）
[80] 曽禰正夫：青函連絡船の船底汚損が推進馬力におよぼす影響について、舶用機関学会誌、16 巻、第 2 号(1981 年 2 月)
[81] 別府健次、山崎芳嗣、立木正昭：S.S.Orient Giant 号の運航性能について、西部造船会会報、第 39 号(昭和 45 年 3 月)
[82] 表原功、横山二郎、平山義則：船舶の経年変化に対する統計的考察、日本造船学会誌、第 586 号(昭和 53 年 4 月)
[83] 羽田知所：船舶の経年速度変化、日本造船学会誌、第 606 号(昭和 54 年 12 月)
[84] 三原伊文：プロペラ洗浄による 15.6%省エネ例、マリンエンジニア、No.417(1981.12)
[85] 鈴木三郎、中井昇：海洋生物付着による船底汚損の影響について　－CPP 装備船での航走実験結果の検討－　、日本航海学会論文集、第 68 号（昭和 58 年 1 月）
[86] 谷　初蔵：V　大型専用船運航マニアル、日本航海学会、船舶の荒天避航に関するシンポジウム(昭和 48 年 2 月)
[87] 藤井斉、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）
[88] Faltinsen,K.J.Minsaaa,Nicolas Liapis,Svein O.Skjordal：Prediction of Resistance and Propulsion of a Ship in a Seaway, Proc. of 13th Symp. On Naval Hydrodynamics, Oct.1980
[89] 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)
[90] 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(2005-12)
[91] 小川剛孝、渡辺巌：アラビア海航路の船舶が遭遇する海象の特性について、第 62 回船舶技術研究所研究発表会、講演集(1993)
[92] 小川剛孝、渡辺巌：航海実績を加味した波浪荷重等の長期予測について、日本造船学会、運動性能研究委員会資料、平成 7 年 2 月
[93] Yamano,T.,Saito,Y.,Taguchi,K.,Takeda,S.,Takenaga,K.,Watanabe,T. : An Analysis Method of Voyage Data, 関西造船協会誌、第 219 号(1993)
[94] 簸一之、浜野哲也、按田正樹、田部井純、竹内進、岩崎泰典：自動収録・解析システムを用いた 145,000m3LNG 船の就航実績について、日本船舶海洋工学会講演会論文集、第 4

号(平成 19 年 5 月)
[95] 高橋雄、溝口純敏、足立宏之、井上隆一：第 2 章　波浪中抵抗増加、推進性能に関する実験技術、日本造船学会　運動性能研究委員会　第 1 回シンポジウム、波浪中推進性能と波浪加重、昭和 59 年 12 月
[96] 日本造船研究協会　第 208 研究部会：速力試運転時の波浪影響修正法に関する研究、平成 4 年度報告書、平成 5 年 3 月
[97] Benford. H: Engineering Economy in Tanker Design Trans. SNAME Vol. 65(1957)
[98] I.E.Telfer：Some Aspect of the External Maintenance of Tanker、RINA 1971
[99] R.L.Townsin, D.Dyrne：Speed, Power and Roughness, The economics of Outer Bottom Maintenance、RINA 1980
[100] 日本造船研究協会　第 189 研究部会：船舶の防食防汚の性能と経済性向上に関する調査研究、昭和 59 年 3 月
[101] シップ･アンド･オーシャン財団：3.1.2 燃料消費率に関する調査、船舶から発生する CO_2 の抑制に関する調査研究(平成 11 年度)

表一覧

Table 4.1 Propeller particulars and data range etc 34

Table 4.2 Particulars of hull, propeller and initial point..... 40

Table 4.3 Coefficients of 4 causes at each constant condition of 5 propulsive performance items 41

Table 4.4 Calculation condition of hull, propeller and engine 42

Table 4.5 Reports concerning to fouling and aging effect..... 46

Table 4.6 Comparison of approximation with calculation values of ship TL and CL 52

Table 4.7 Particulars of low, middle and high speed ship 55

Table A.1 Comparison of charter party 119

Table D.1 Wind speed, $H_{1/3}$ and T_0 at each Beaufort number 124

図一覧

Fig. 3.1 Comparison of performance by an ordinaly power curves in still water and actual seas 16

Fig. 3.2 Three dimensional description of change of performance 17

Fig. 3.3 *BHP* icrease and *RPM* icrease at the same *Vs* 18

Fig. 3.4 *BHP* icrease and *Vs* dcrease at the same *RPM* 19

Fig. 3.5 Decrease of *Vs* and *RPM* at the same *BHP* 19

Fig. 3.6 Decrease of *BHP*, *RPM* and *Vs* at the Same *Q(FOC)* 20

Fig. 4.1 Increase of $\triangle K_{QF}/K_{QC}$ and decrease of $\triangle \eta_p/\eta_{pC}$ 34

Fig. 4.2 Effect of propeller roughness on decrease of propulsive efficiency 37

Fig. 4.3 *FOC* increase due to fouling and aging effect 43

Fig. 4.4 Items of *FOC* increase at constant ship speed 44

Fig. 4.5 Change of $\delta\triangle C_f$, $\triangle K_{QF}$ and $\triangle Q_A$ at *D.I.* of 2.5 years 47

Fig. 4.6 Change of power: $\triangle P/P_0$ 48

Fig. 4.7 Change of speed: $\triangle V/V_0$ 49

Fig. 4.8 Change of revolution number: $\triangle n/n_0$ 49

Fig. 4.9 $\triangle P/P_0, \triangle V/V_0, \triangle n/n_0$ in the case of conventional paint at D.I. of 1 year 50

Fig. 4.10 Comparison of estimation with log book analysis 51

Fig. 4.11 Comparison of $\triangle P/P_0, \triangle V/V_0$ and $\triangle n/n_0$ between 5 ships 56

Fig. 4.12 Coefficient of $\triangle P/P_0, \triangle n/n_0, \triangle V/V_0$ versus 3 causes 57

Fig. 4.13 Relation between the coefficient of $\triangle P/P_0$ and τ 58

Fig. 4.14 Relation between the coefficient of $\triangle V/V_0$ and m, τ 59

Fig. 4.15 Relation between the coefficient of $\triangle n/n$ and m, τ 60

Fig. 4.16 Effect of propeller and hull on speed drop 61

Fig. 4.17 Ratio of hull and propeller in speed drop..... 62

Fig. 4.18 Effect of sea condition on $\triangle P/P_0$ and $\triangle n/n_0$ 63

Fig. 4.19 $\triangle P/P_0$ versus $\triangle V/V_0$ in different engine condition 64

Fig. 4.20 Coefficient of C_{nP} and C_{VP} versus load factor τ..... 65

Fig. 4.21 Coefficient of C_{SA}, C_{PS}, C_{VS} and C_{QS} versus load factor τ 67

Fig. 5.1 Comparison of *RAOs* with different a_2..... 72

Fig. 5.2 Comparison of R_{AW1}(ton) with different a_2..... 73

Fig. 5.3 Approximation of $R_{AW1}(\omega)$ with a_2 of equation (5.6) 75

Fig. 5.4 Approximation of R_{AW1}(ton) with a_2 of equation (5.7) 76

Fig. 5.5 Change of R_{AW1} with different ship dimensions 77

Fig. 6.1 Flow chart of log book analysis 82

Fig. 6.2 Relation of *BHP* and *RPM* at constant *FOC*..... 84

Fig. 6.3 Increase of n due to fouling at constant V..... 85

Fig. 6.4 Decrease of V due to fouling at constant n 86

Fig. 6.5 Coefficient of fouling rate at each *BF*..... 87

Fig. 6.6 Items of resistanse increase of fine ship A 89

Fig. 6.7 Items of resistanse increase of fat ship B 89

Fig. 6.8 Comparison of $\triangle C_S/C_{T0}$ between log book analysis data by τ and calculation result, ship A..... 90

Fig. 6.9 Comparison of $\triangle C_S/C_{T0}$ between log book analysis data by eq(6.6) and calculation result, ship A 91

Fig. 6.10 Comparison of $\triangle C_S/C_{T0}$ between log book analysis data by τ and calculation result, ship B..... 91

Fig. 6.11 Comparison of $\triangle C_S/C_{T0}$ between log book analysis data by eq(6.6) and calculation result, ship B 92

Fig. 6.12 Coefficient of sea effect correction of ship A by τ 93

Fig. 6.13 Comparison of coefficient of sea effect correction of ship A between by eq(6.6) with τ

..... 93
Fig. 6.14 Coefficient of sea effect correction of ship B by τ..... 94
Fig. 6.15 Comparison of coefficient of sea effect correction of ship B between by Eq(6.6) with τ 94
Fig. 6.16 Comparison of coefficient of sea effect correction between ship A with ship B95
Fig. 7.1 Speed drop of ship S' at constant *FOC*..... 99
Fig. 7.2 Ship speed in ship S' group of the same ∇, *L, d* at constant *FOC* 100
Fig. 7.3 Ship speed in ship L' group of the same ∇, *L, d* at constant *FOC*..... 101
Fig. 7.4 *FOC* in ship S' group of the same ∇, *L, d* at constant *Vs*..... 101
Fig. 7.5 Ship speed in ship S' group of the same ∇ at constant *FOC*..... 102
Fig. 7.6 Ship speed in pana-max ship of the same *L, B, d* at constant *FOC* 103
Fig. 7.7 Transportation efficiency by varying C_b in the same *L, B, d*..... 104
Fig. 7.8 $\triangle P/P_0$ in ship S' group of the same ∇, *L, d* at constant *Vs* 105
Fig. 7.9 $\triangle n/n_0$ in ship S' group of the same ∇, *L, d* at constant *P*..... 106
Fig. 7.10 Effects of design sea margin on speed drop at docking interval of 2.5 years 107
Fig. 7.11 Effect of lcb on mean ship speed of 20 years at different sea condition 108
Fig. 7.12 Effect of sea condition on mean ship speed of 20 years at different lcb 108
Fig. 7.13 Effect of propeller load on speed drop due to fouling, aging and sea condition109
Fig. 7.14 Effects of dockin interval on speed drop at sea margin of 15%..... 110
Fig. 7.15 Effect of fouling in propeller surface on speed drop at constant *P*..... 111
Fig. D.1 $H_{1/3}$, T_0 and wind speed by WMO 124
Fig. F.1 Approximation of Bluntness factor 126