

実海域中推進性能を考慮した船型設計

宮本雅史*

平成 23 年 9 月 21 日

概 要

船舶の基本設計の主要な任務は、輸送機関としての安全性、経済性、環境保全やその他の社会的要請を考慮しつつ、適正な一般配置、船体、機関、艤装などの主要部分を決定することである。本論ではこれらのうち性能の面から船体、主機、プロペラ等を決める船型設計について述べる。

輸送効率の良い船舶を設計するためには、平水中推進性能をベースとする実海域中推進性能を実用的な精度で推定し評価することが必要である。現在のシーマージンを介した船型設計法の問題についてはこれまでも指摘されてきたが、それに代わる設計法を見出せないままに推移してきた。これには実海域中の推進性能は、自然現象のみならず人為的要因なども関係する複雑な現象であるため、具体的な評価法と推定法が確立されていなかったことも関係する。

本論ではこのような観点から新しい船型設計法を構築した。

2 章に、従来の推進性能の評価における問題点を明らかにし、実海域中推進性能は船速と燃料消費量との関係での評価すべきであり、評価には主機の特性を考慮する必要性を示した。

3 章に、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、自航要素およびプロペラ特性が特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示した。実海域中の影響のうち海象影響として「海象等による抵抗増加」を、汚損・経年影響として船体の摩擦抵抗、伴流係数およびプロペラ特性の変化を考慮した。主機については経年劣化による発生トルクの低下を考慮した。次に、これらの変化が実海域中推進性能に及ぼす影響を簡易に推定するために、「杉村の近似式」を拡張した推定式を構築し、それによる計算結果を多くの報告と対比し良く合っていることを確認した。また、この近似推定式を用いて、汚損・経年影響と海象影響が船型によってどの程度違うかを考察した。更に、本近似式の特長を生かした応用例として、海象の影響によるシーマージン、船速低下、回転数変化等の性能変化の相互関係およびこれらの性能変化と見掛けスリップの増加との相互関係を明らかにした。

「海象等による抵抗増加」に関しては二つの提案をした。4 章に、船型設計段階で簡便に計算できる短波長域における波浪中抵抗増加の近似式を示した。また 5 章に、この近似式や既存の簡便な計算法による波と風による抵抗増加量を実績修正するための「海象影響修正係数」を提案し一例を示した。

2~5 章をまとめて 6 章に、実海域中推進性能を考慮した新しい船型設計法を構築した。その適用例として船体主要目が実海域中の船速、燃料消費量および「換算マージン」に及ぼす影響を示し、船型設計と運航面での性能改善法についてもいくつかの試算例を示した。

7 章に、実海域中推進性能の評価法の検討、推進性能の推定式の構築と検証および新しい設計法の構築と試設計の過程において得られた成果をまとめた。また、今後の実海域中推進性能と設計法に関する問題点を示した。

本稿は「夏の学校」を機会に、著者の学位論文[102]を部分的に割愛または加筆して再構成したものである。¹学位論文は実海域中推進性能に関する 3 篇の論文[103]、[104]、[105]を大綱としている。

目 次

1. 緒 論	2
2. 基本設計における推進性能の評価	3
2.1. 概要	3
2.2. 推進性能評価法の問題	3
2.3. 推進性能評価法と評価条件の関係	4
3. 汚損・経年影響を含む実海域中推進性能の推定法	6
3.1. 概要	6
3.2. 推進性能推定法の問題	7

* 宮本マリンコンサルタント

元日立造船(株) K シニア

¹2011 年 9 月 21 日：日本船舶海洋工学会「夏の学校」の講義資料：倉敷シーサイドホテル

3.3.	推進性能推定法の構築方針.....	8
3.4.	実海域中推進性能の近似推定式.....	9
3.5.	近似推定式の計算法概要.....	17
3.6.	近似推定式の係数と推進性能の変化.....	19
3.7.	推進性能に及ぼす汚損・経年影響の実態.....	20
3.8.	汚損・経年影響に関する近似推定式の検証.....	21
3.9.	近似推定式による汚損・経年影響の評価.....	24
3.10.	近似推定式による海象影響の評価.....	26
4.	短波長域抵抗増加の近似計算式.....	29
4.1.	概要.....	29
4.2.	近似式の構築.....	30
4.3.	近似式の検証と応用例.....	34
5.	海象影響修正係数.....	35
5.1.	概要.....	35
5.2.	ログブックの解析法.....	36
5.3.	海象影響修正係数の実例.....	38
6.	実海域中推進性能を考慮した船型設計.....	40
6.1.	概要.....	40
6.2.	船型設計の手順.....	40
6.3.	定期用船契約に則した船型設計.....	41
6.4.	「換算マージン」に及ぼす船体主要目等の影響.....	44
6.5.	長期の推進性能の改良.....	44
6.6.	運航面への適用.....	46
7.	結 論.....	47
7.1.	成果の要点.....	47
7.2.	今後の課題.....	47
	参考文献.....	48

1. 緒 論

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。ここ数年においても、パナマ運河の拡張計画や温室ガスの削減に関するIMOの動きなどがある。

このような船舶に対する社会的要求や関連する技術が大きく変化する場合は、その時々設計基準を見直すことが必要である。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、実海域中を所定の船速で航行するために設定される馬力の余裕分である。これが同時にさまざまな影響によって実海域中で船速が低下することを補償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異なり、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。現状の船型設計では、シーマージンは航海船速と常用馬力との関係を規定するための単なる基準値として取り扱われることが多い。このため実海域中では意図した推進性能に達しないこともある。

こうした現状は、慣習的にシーマージンの大小によって性能を評価するという誤謬に加え、馬力余裕と船速余裕の関係などを汎用的に示す実海域中推進性能の推定法がないことに起因する。

船舶の推進性能は輸送機関としての経済性から見れば、定期用船契約に担保されているようにある一定の海象下を航行する時の燃料消費量と船速の関係で評価されるべきであろう。

現在、推進性能は船体清浄、平穏な海域における速力試運転で確認されている。これは建造契約における性能の確認をできるだけ外乱の少ない状態で行うという意味はあるが、実海域中の性能を示すものでない。設計基準としては、ある想定した海象の影響と船の生涯などの時間的な要素を加味した状態における船速と燃料消費量の関係を評価するべきであろう。この燃料消費量と船速との関係は、海象影響などの外乱がない場合は一意的に決まるが、実海域中においては常に変動し主機

の特性または運転状態によって異なる。

こうした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船型設計の段階で簡便に推定できる手法を確立する必要がある。

実海域中推進性能の推定には、波浪中抵抗増加、汚損・経年影響、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り、末尾の参考文献に示すようにこれまでに多くの成果がある。実海域中推進性能の評価と推定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。

本論では、このような背景のもとに、新しい実海域中推進性能の評価法を明らかにするとともに、その評価を可能にする簡便な推定法を構築した。更にこの評価法と推定法に基づく新しい船型設計法を示した。これにより船舶の基本設計において、定期用船契約等に規定される推進性能の要件を過不足なく満たす輸送効率の良い船型設計が可能となった。また、長期の推進性能の変化が推定できるこの推定法は、運航採算の検討や入渠時期の選定など運航面にも応用できる。

2. 基本設計における推進性能の評価

2.1. 概要

2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。基本設計の初期の段階では主要寸法程度の簡単なデータを用いて、推進性能、強度や安全性についてシリーズ的に検討、評価することが多い。

船舶の推進性能の評価には、性能そのものの絶対値を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、試運転における一定の馬力にたいする船速の評価や定期用船契約における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する。後者を狭義の評価とすれば、同一船速における馬力増加や同一馬力における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。これまでの耐航性研究が主として対象としてきたのは狭義の評価であるが、基本設計では主機を選定する場合のように平水中性能をも含めた実海域中性能の絶対値による広義の評価が必要である。

狭義の推進性能の評価においては、二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する。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る。プロペラが重いという評価は、一定の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、シーマージンのように適用範囲を越えた評価は誤解を招く場合もある。

性能変化の現象を正しく把握するためには船速、プロペラ回転数、馬力または燃料消費量の三つの関係を、主機の運転特性を合わせて評価する必要がある。

実海域中推進性能の評価について、船型設計の立場から考察し次の結論を得た。

1. シーマージンや船速低下など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に則していない。
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、評価条件として主機関の特性を考慮する必要があり、それが実際の運転状態に合致している場合にのみ正しい。
3. 船舶は輸送機関であるから定期用船契約のように、実海域中推進性能の評価は投入した燃料とそれに対するアウトプットとしての船速を対象とすることが最も妥当である。
4. シーマージンの大小による実海域中推進性能の評価は、同じ船や同型船など平水中の馬力がほぼ同じである場合にのみ妥当である。船速や大きさおよび設計思想が異なる船型間の優劣は評価できない。

以下に、現状の推進性能評価法の問題点を明らかにし、評価法と評価条件との関係について船速、馬力、回転数の関係を三次元的に展開して述べる。

2.2. 推進性能評価法の問題

2.2.1. 船主と造船所の評価法

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これまでの実績を加味して[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、プロペラおよび主機の要目等を決めている。また、その推進性能を一定の馬力における船速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の評価し、造船所は平穏な海象における船速と馬力の関係の評価している。船主と造船所で推進性能の評価法が異なることと、二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となることがある。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と言える。実海域中推進性能として、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。

2.2.2. シーマージンの変遷

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、付加量ではなく15%等の付加率として定着したことが性能評価において誤解を生む原因の一つともなった。

2.2.3. 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社会的、技術的な変化が、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。

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

船型改善、省エネ付加物、大直径化などによる低馬力化

タービンからディーゼル主機への転換

なかでも、の主機関の違いによる影響が見逃されてきたが、このような変化が実海域中推進性能に及ぼす影響を推定できる手法が必要である。

2.2.4. 船速の必要条件

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、今後の問題の一つである。

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、あるいは長期間を通しての確率的に定められた一定の基準を満足する船速とするか等を明らかにすることが望まれる。こ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]。これらのうち、確率的な要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、船型設計から見た船速の要件には、定期用船契約等で規定される海象に関する条件に加え、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。

実海域中の船速は海象の影響を受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新たに設定する必要があり、現状では不明確な面もある。

本論では、定期用船契約に対応した評価を主眼として、指定された短期海象における平均値で評価する。

2.3. 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明らかにする。船速、馬力および回転数を三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示し、評価条件としての主機特性について述べる。

2.3.1. 変化量による性能評価の問題

Fig.2.1 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(V_s)、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、設計船速は 15%シーマージンで 15.5kt である。実海域中の曲線は、海象を $BF=5$ とし、正面から波と風をうける状態としている。

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が示されている。

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いう条件は、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場合にのみ成り立つ。従って、ディーゼル船のようにほぼ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から、従来の船速低下や馬力増加は、主機の特性や運転状態を何ら考慮していない定性的な指標であり、実際の定量的な値を表していない。

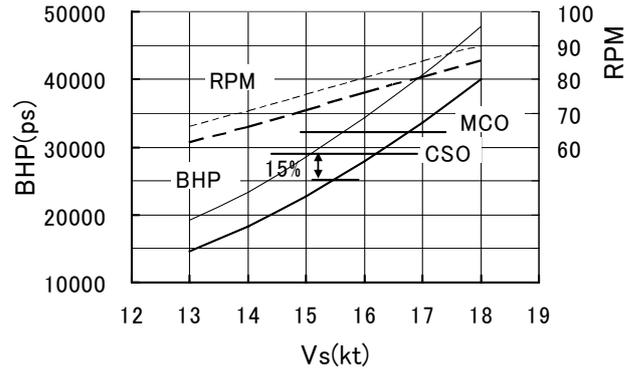


Fig.2.1. Comparison of performance by an ordinary power curves in still water and actual seas

2.3.2. 推進性能の三次元的評価

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(FOC)、回転数の 3 項目の関係を三次元的に考察する。

Fig.2.2 は、平水中と実海域中のこれらの関係を三次元的に表示した模式図である。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、実線は三次元的な値を、破線はそれらを三つの平面に投影した値を示す。Fig.2.1 の馬力曲線は $V_s - BHP$ 平面、 $RPM - V_s$ 平面への投影図を合わせたものである。

曲線 OS は三次元的に表した平水中の値であり、点 S を $V_s - BHP$ 平面、 $BHP - RPM$ 平面および $RPM - V_s$ 平面に投影した点は、それぞれ S_r 、 S_v 、 S_b となる。

同様に、実海域中の値を表す曲線 OA の点 A は、 A_r 、 A_v および A_b 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、三つの平面上に投影した位置を破線の矢印で示す。

曲線 OS、OA は、それぞれの抵抗、自航要素およ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 上の基準点が OA 上のある点に移動する条件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.2.2 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。

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

慣用的な評価法は、この現象を 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 ~ 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 ~ で評価する。実際の現象と比べると、馬力では ~ の低下が何ら評価されず、船速においては ~ の低下が考慮されていない。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傾向的な指標と考えるべきである。

このように、現状の推進性能の評価は、Fig.2.2 における $V_s - BHP$ 平面上の便宜的な評価であり、実態を正しく反映していない。

2.3.3. 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が評価条件の一つで

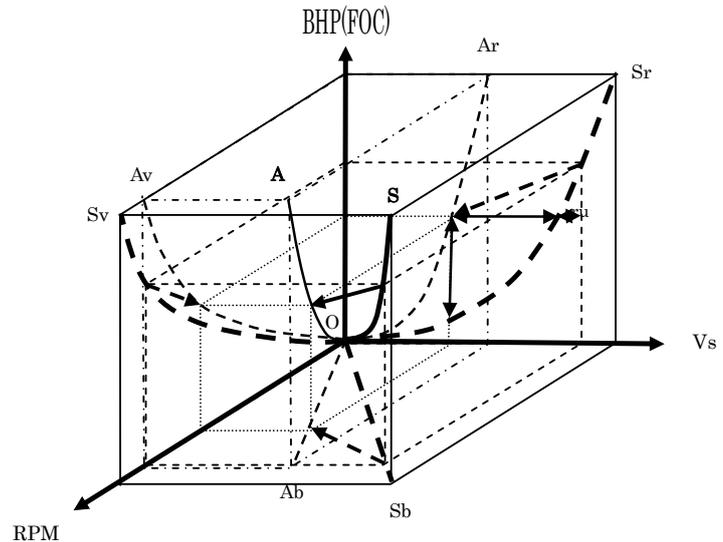


Fig.2.2. Three dimensional description of change of performance

あることを示した。以下に三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.2.1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いる。

Fig.2.3は、Fig.2.1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.2.4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.2.5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.2.6は、トルクを一定とした場合の馬力、回転数およ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。

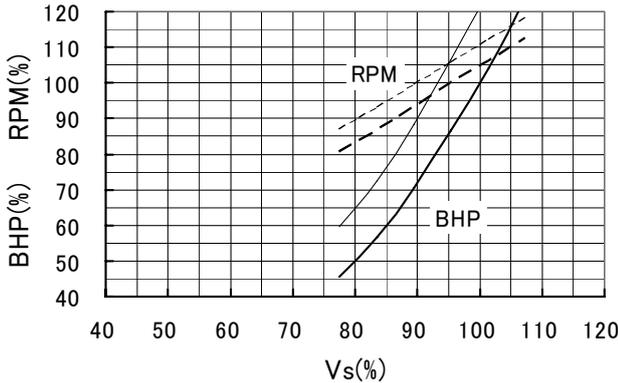


Fig.2.3. BHP increase and RPM increase at the same Vs

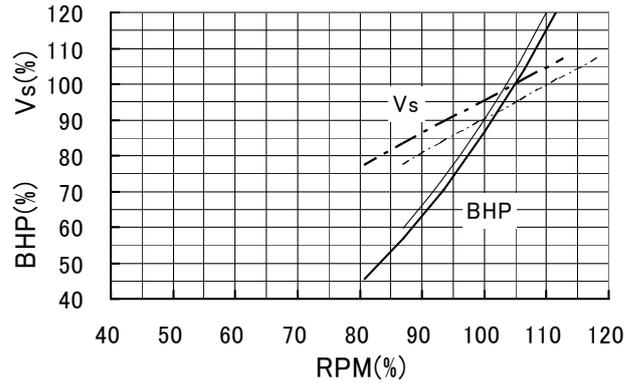


Fig.2.4. BHP increase and Vs decrease at the same RPM

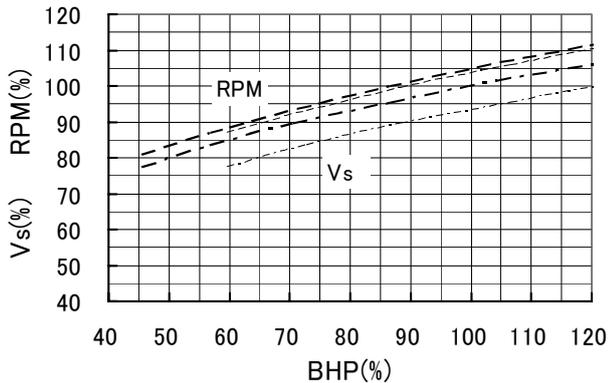


Fig.2.5. Decrease of Vs and RPM at the same BHP

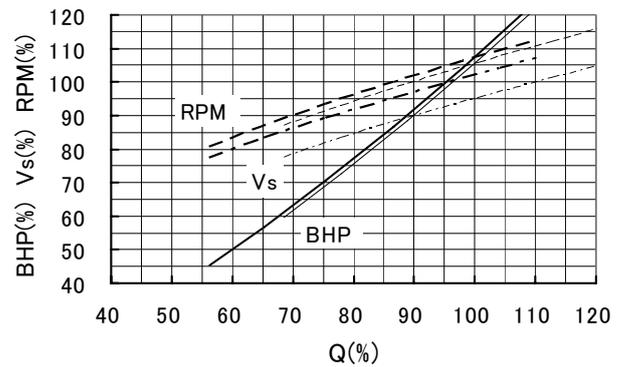


Fig.2.6. Decrease of BHP, RPM and Vs at the Same Q(FOC)

平水中と実海域中との差は、Fig.2.2のように三次元的に見れば同じであるが、Fig.2.3~2.6に示すように投影する平面によって、船速、回転数およ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.2.2の曲線OS(平水中)、曲線OA(実海域中)は、三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と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.2.6、タービン機関ではFig.2.5、またガバナーで回転数が一定と見なせる場合はFig.2.4がほぼこれに相当する。

3. 汚損・経年影響を含む実海域中推進性能の推定法

3.1. 概要

3章では、竣工後の任意の時点かつ任意の海象における推進性能を推定する方法を構築する。次にその推定法を用いて様々な試算と検討を行い、これまでに公表されている汚損・経年影響に関する報告と対比することにより、その推定精度が十分な実用性を持つことを確認する。

これまでも基本設計において、海象影響については試運転解析に導入[96]するなど何らかの考慮がされてきた。これに対し、汚損・経年影響は漠然とシーマージンに含まれるものとして扱われ明確に考慮されてはいない。

一方、船型設計として船舶のライフサイクルバリューや生涯を通じての輸送効率を考慮するためには、汚損・経年影響を含む実海域中推進性能を推定することが必要である。

本論では、汚損・経年影響の推定法の汎用性を高めるために、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した。これにより本推定法は実海域中推進性能を考慮した船型設計にも有用であることが明らかとなった。更にこれらの汚損・経年影響を導入して「杉村の近似式[26]」を拡張することにより、海象影響に加え汚損・経年影響を含む性能の変化を簡単に推定することが可能となった。

本近似式の特長は三つある。汚損・経年影響を導入したことにより推進性能の時間的な変化の推定ができる。推進性能の変化が船体、プロペラ、主機、海象等による抵抗増加の四つの要因で表されているため、性能に及ぼす個々の影響が明らかとなる。主機の運転状態を考慮した性能の変化が得られるため、実海域中の推進性能を正しく推定し評価できる。

海象影響に加え汚損・経年影響を含む本近似推定式の構築、検証の過程とその特長を生かした考察により、次の事項が明らかになった。

1. 本近似推定式により、長期の実海域中推進性能を考慮した船型設計が可能となり、運航採算や定期用船契約の条件等を容易に反映することができる。
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、従来のシーマージンと船速低下量との関係など、性能項目の相互関係が明らかになった。
3. 更に、長期の実海域中推進性能の変化が船体、プロペラ、機関および海象の四つの要因ごとに推定できるという特長に着目して、海象影響による種々の性能項目の変化およびそれらと見掛けスリップの増加との相互関係を明らかにした。
4. 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公表された実験結果の解析から導いた。
5. 本近似推定式を用いた検討により、これまでの一般的な評価項目である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。
 - ・ 回転数低下における船型の差は無視できる。
 - ・ 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。

以下に、先ず実海域中推進性能の推定に関する現状の問題点を示し、それらを解決するための新しい推定法の構築方針を示す。次に近似推定式の構成内容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、新しい近似推定式を用いて、船型の差による汚損・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。

3.2. 推進性能推定法の問題

実海域中推進性能について折戸[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、性能評価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。これらの影響を実用的な精度で考慮するためには、船体とプロペラの表面粗度、海象や主機の運転状態など船舶全般に共通する要因の影響を反映した推定法が必要である。

3.2.1. 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欠かせない要因である。汚損・経年影響の実態を個々に示す報告は多数あるが、それを汎用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、船体およ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によるものであり、経年影響は、船体、プロペラ、主機の損耗が主な要因とされる[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。

3.2.2. 海象の影響

海象を表す要因には、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、風圧抵抗およ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、理論的に推定するうえでは次のような問題が指摘されている。

波浪中抵抗増加の応答関数について、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。

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。

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、季節および船種によって異なる。

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。風圧抵抗は対象とする船型と海象によっては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に不規則な現象として推定することは、現段階では困難である

また、これらの問題のほかに「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」との素朴な疑問は古くからあり、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。

3.2.3. 主機の特性

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り、実海域中推進性能の評価には、主機の特性を評価条件として導入するべきであることは 2.3.3 項に詳述した。

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。従って、この状態に対応した馬力一定、トルク一定、燃料消費量一定または回転数一定のいずれかにおける船速を評価するべきである。

3.3. 推進性能推定法の構築方針

船型設計では、主要寸法等をシリーズ的に変えたい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。このため、推定法はできるだけ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なく、これらを平水中推進性能に加えた絶対値で評価することが必要である。

以下に、実海域中推進性能の推定法の構築に関して、考慮すべき要因、汚損・経年影響の成分、海象等による抵抗増加の推定法について述べ、これらを考慮した実海域中推進性能を簡便に推定する方法を示す。

3.3.1. 推進性能に影響する要因

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。

これらの要因を定期用船契約の内容と関連付けて見れば、浅・狭水路、海潮流および水温、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、メンテナンスおよび主機特性の影響である。

3.3.2. 汚損・経年影響

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する。また、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。

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。

3.3.3. 海象の影響

3.2.2 項に述べた海象等による抵抗増加のいくつかの問題に対処し、また理論的推定法が確定していない人為的な要因などを含めて実用的な精度で抵抗増加を推定するためには、実績に基づく何らかの補正が必要である。平水中性能における模型と実船間の相関係数のような、計算値と実績値を結び修正係数を提案する。詳細を 5 章に示す。

3.3.4. 推進性能の変化の推定法

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。杉村は抵抗が増加した場合の性能の変化を、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。

3.4. 実海域中推進性能の近似推定式

3.4.1. 近似推定式の構築

本論では長期にわたる実海域中推進性能の変化を推定するために、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述べる。

(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)およびプロペラ直径(D)の間には(3.1)~(3.4)式で表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(3.1)式で近似した場合の指数であり、 b は小変化を表す。また、前進定数(J)は(1- w)を伴流率として(3.5)式であり、馬力(P)は(3.6)式で表される。

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(3.7)式の仮定を追加する。タービン機関の場合は(3.7)式を変える必要がある。

$$R = kV^m \quad (3.1)$$

$$\frac{\Delta T}{T} = \frac{\Delta R}{R} \quad (3.2)$$

$$K_T = \frac{T}{\rho n^2 D^4} = aJ + b \quad (3.3)$$

$$K_Q = \frac{Q}{\rho n^2 D^5} = a'J + b' \quad (3.4)$$

$$J = \frac{V(1-w)}{nD} \quad (3.5)$$

$$P = \frac{2\pi n Q}{75} \quad (3.6)$$

$$F = C_E \cdot Q \quad (3.7)$$

(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、プロペラ特性および主機のトルクが小変化した場合のスラスト、トルク、前進定数および燃料消費量の変化は、以下の(3.8)~(3.15)式のように表すことができる。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.2.2 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で表され、その基準となる値は新造時における基準点の諸数値である。

a) 抵抗の増加

(3.2)式の抵抗の小変化(ΔR)を、海象等による抵抗増加量(ΔR_S)と船体の摩擦抵抗の増加量(ΔR_F)とに分け、(3.1)式と合わせると次式が得られる。

$$\frac{\Delta T}{T_0} = m \frac{\Delta V}{V_0} + \frac{\Delta R_S}{R_0} + \frac{\Delta R_F}{R_0} \quad (3.8)$$

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(ΔK_{TF})とトルク係数の変化量(ΔK_{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。

まず、スラストの変化について示すと、(3.3)式から

$$\frac{\Delta T}{T_0} = \frac{\Delta K_T}{K_{T0}} + 2 \frac{\Delta n}{n_0} \quad (3.9)$$

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、

$$\frac{\Delta K_T}{K_{T0}} = b_1 \frac{\Delta J}{J_0} + \frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} ; \left(b_1 = aJ_0/K_{T0} \right) \quad (3.10)$$

となり、スラストの変化は次式で表される。

$$\frac{\Delta T}{T_0} = b_1 \frac{\Delta J}{J_0} + \frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} + 2 \frac{\Delta n}{n_0} \quad (3.11)$$

トルクについても同様にすれば、次式を得る。

$$\frac{\Delta Q}{Q_0} = b_2 \frac{\Delta J}{J_0} + \frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}} + 2 \frac{\Delta n}{n_0} ; \left(b_2 = a'J_0/K_{Q0} \right) \quad (3.12)$$

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、(3.5)式から前進定数の変化は次式で表される。

$$\frac{\Delta J}{J_0} = \frac{\Delta V}{V_0} + \frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0} - \frac{\Delta n}{n_0} + b_3 \frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} ; \left(b_3 = K_{T0}/(aJ_0 + 2b) \right) \quad (3.13)$$

(3.10)～(3.13)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りスラスト係数が低下したこと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(3.7)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、次式で表される。

$$\frac{\Delta F}{F_0} = \frac{\Delta Q}{Q_0} \quad (3.14)$$

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される。

$$\frac{\Delta F}{F_0} = \frac{\Delta Q}{Q_0} - \frac{\Delta Q_A}{Q_0} \quad (3.15)$$

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(3.8)～(3.13)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(3.16)、(3.17)式が得られる。また、(3.6)式から(3.18)式が得られ、(3.15)式を改めて(3.19)式とする。これらの四式は、推進性能を表す船速、回転数、馬力、燃料消費量、トルクという五つの性能項目の変化量を自然現象に起因する抵抗増加、汚損・経年影響と関連づける式である。

$$b_2 \frac{\Delta V}{V_0} + (2-b_2) \frac{\Delta n}{n_0} - \frac{\Delta Q}{Q_0} = -b_2 \frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0} - b_2 b_3 \frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} - \frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}} \quad (3.16)$$

$$(b_1-m) \frac{\Delta V}{V_0} + (2-b_1) \frac{\Delta n}{n_0} = -b_1 \frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0} - (1+b_1 b_3) \frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} + \frac{\Delta R_S}{R_0} + \frac{\Delta R_F}{R_0} \quad (3.17)$$

$$\frac{\Delta P}{P_0} = \frac{\Delta Q}{Q_0} + \frac{\Delta n}{n_0} \quad (3.18)$$

$$\frac{\Delta F}{F_0} = \frac{\Delta Q}{Q_0} - \frac{\Delta Q_A}{Q_0} \quad (3.19)$$

3.4.2. 評価条件別の近似推定式

実海域中の推進性能の変化は、(3.16)～(3.19)の四式で表現され、船速、馬力、プロペラ回転数、トルクおよび燃料消費量の五つの性能項目を含んでいる。従って、こ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、他の4項目を代数的に求めることができる。

このように推進性能の平水中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という条件を設定することは、実際的には主機をその項目が一定になるように運転することを前提として評価することになる。

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

新造時の平水中と同じ燃料消費量で運転する場合である。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し引いた一定の値である。すなわち、追加する評価条件は(3.19)式の値が0であるということであり、次式で表される。

$$\frac{\Delta F}{F_0} = \frac{\Delta Q}{Q_0} - \frac{\Delta Q_A}{Q_0} = 0 \quad (3.20)$$

(3.16)、(3.17)式に(3.20)式を加えることにより、燃料消費量を一定とした場合の船速の変化率は、次式で表される。

$$\begin{aligned} \frac{\Delta V}{V_0} = & -\frac{2-b_2}{D_F} \cdot \left(\frac{\Delta R_S}{R_0} + \frac{\Delta R_F}{R_0} \right) + \frac{2(b_1-b_2)}{D_F} \cdot \frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0} + \frac{2-b_2+2(b_1-b_2)b_3}{D_F} \frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} \\ & - \frac{2-b_1}{D_F} \cdot \left(\frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}} - \frac{\Delta Q_A}{Q_0} \right) \end{aligned} \quad (3.21)$$

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

更に、主機の経時劣化がない場合には、次式を(3.21)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。

$$\frac{\Delta Q_A}{Q_0} = 0 \quad (3.22)$$

(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、通常航海ではガバナー作動時がこれに相当し、追加条件は次式である。

$$\frac{\Delta n}{n_0} = 0 \quad (3.23)$$

船速の変化率は、(3.17)式から次式で表される。

$$\begin{aligned} \frac{\Delta V}{V_0} = & \frac{1}{D_n} \cdot \left(\frac{\Delta R_S}{R_0} + \frac{\Delta R_F}{R_0} - (1+b_1b_3) \frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} \right) - \frac{b_1}{D_n} \cdot \frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0} \\ \text{但し、 } D_n \equiv & b_1 - m \end{aligned} \quad (3.24)$$

(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。

$$\frac{\Delta V}{V_0} = 0 \quad (3.25)$$

シーマージンは、(3.16)、(3.17)、(3.18)式から、次式で表される。

$$\begin{aligned} \frac{\Delta P}{P_0} = & \frac{3-b_2}{D_V} \cdot \left(\frac{\Delta R_S}{R_0} + \frac{\Delta R_F}{R_0} \right) - \frac{(3-b_2) - (2b_2-3b_1)b_3}{D_V} \frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} + \frac{2b_2-3b_1}{D_V} \cdot \frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0} + \frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}} \\ \text{但し、 } D_V \equiv & 2-b_1 \end{aligned} \quad (3.26)$$

(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、(3.18)式の値を0とする次式である。

$$\frac{\Delta P}{P_0} = \frac{\Delta Q}{Q_0} + \frac{\Delta n}{n_0} = 0 \quad (3.27)$$

この評価条件を広義に考え、 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、

$$\frac{\Delta Q}{Q_0} = \frac{\Delta P}{P_0} - \frac{\Delta n}{n_0} \quad (3.28)$$

船速の変化は、(3.16)、(3.17)式から次式で表される。

$$\frac{\Delta V}{V_0} = -\frac{3-b_2}{D_B} \cdot \left(\frac{\Delta R_S}{R_0} + \frac{\Delta R_F}{R_0} \right) + \frac{(3-b_2)-(2b_2-3b_1)b_3}{D_B} \frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} + \frac{3b_1-2b_2}{D_B} \cdot \frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0} - \frac{2-b_1}{D_B} \cdot \left(\frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}} - \frac{\Delta P}{P_0} \right) \quad (3.29)$$

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

3.4.3. 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、船体およ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(C_f)と抗力増加係数(C_D)を、次式で定義する。

$$\delta \Delta C_f = \frac{\Delta R_F}{\frac{1}{2} \rho S V^2} \quad (3.30)$$

$$\Delta C_D = \frac{\Delta R_D}{\frac{1}{2} \rho S_p V_r^2} \quad (3.31)$$

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})およびスラスト係数の変化量(K_{TF})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。

$$\Delta(1-w) = C_1 \cdot \delta \Delta C_f \quad (3.32)$$

$$\Delta K_{QF} = C_2 \Delta C_D \quad (3.33)$$

$$\Delta K_{TF} = C_3 \Delta C_D \quad (3.34)$$

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。

$$\Delta C_S = \frac{\Delta R_S}{\frac{1}{2} \rho S V^2} \quad (3.35)$$

$$C_{T0} = \frac{R_0}{\frac{1}{2} \rho S V^2} \quad (3.36)$$

(3.30)~(3.36)式を用いて、(3.16)~(3.19)式に含まれる抵抗の増加、伴流率の変化およびプロペラ特性の変化を示す項を、次の(3.37)~(3.41)式で置換すれば、性能項目の変化量を C_K , C_D , 主機トルクの変化量(Q_A)および海象等による抵抗増加量(C_S)で表すことができる。

$$\frac{\Delta R_F}{R_0} = \frac{\delta \Delta C_f}{C_{T0}} \quad (3.37)$$

$$\frac{\Delta R_S}{R_0} = \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.38)$$

$$\frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}} = \frac{C_2 \Delta C_D}{K_{Q0}} \quad (3.39)$$

$$\frac{\Delta(1-w)}{(1-w)_0} = \frac{C_1 \delta \Delta C_f}{(1-w)_0} \quad (3.40)$$

$$\frac{\Delta K_{TF}}{K_{T0}} = \frac{C_3 \Delta C_D}{K_{T0}} = \alpha \cdot \frac{C_2 \Delta C_D}{K_{T0}} \quad (3.41)$$

$$\text{但し、} \alpha = \frac{\Delta K_{TF}}{\Delta K_{QF}} = \frac{C_3}{C_2} \quad (3.42)$$

3.4.4. 定数 C_1 、 C_2 、 C_3 、 $(=C_3/C_2)$ 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 (3.32)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(C_f)と伴流率の変化量($1-w_s$)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。

$$\frac{\delta e_i}{\delta \Delta C_f} = 0.1 \times 10^3 \quad (3.43)$$

$$\text{但し、} \quad e_i = \frac{1-w_m}{1-w_s} \quad (3.44)$$

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。

$$\frac{\Delta(1-w_s)}{1-w_s} \cong -\frac{\delta e_i}{e_i} \quad (3.45)$$

$$\Delta(1-w_s) = -\frac{(1-w_s)\delta e_i}{e_i} = -\frac{(1-w_s)}{e_i} \times 0.1 \times 10^3 \times \delta \Delta C_f \quad (3.46)$$

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

$$C_1 = \frac{\Delta(1-w_s)}{\delta \Delta C_f} = -100 \cdot \varepsilon \cdot (1-w_s) \quad (3.47)$$

(2) 抗力係数の増加とプロペラ特性の変化との関係： C_2

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、(3.42)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 C_3 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 (3.33)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(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、

$$C_{DS} = 2 \left(1 + 2 \frac{t}{C} \right) \left(1.89 + 1.62 \log \frac{C}{k_p} \right)^{-2.5} \quad (3.48)$$

C : $0.75R$ におけるコード長さ, k_p : 翼面の粗度 ($30\mu m$), t : 翼厚

スラスト係数とトルク係数の変化量を、次のように表している。

$$\Delta K_T = -\Delta C_{Dp} \cdot 0.3 \frac{p}{D} \cdot \frac{C \cdot Z}{D} \quad (3.49)$$

$$\Delta K_Q = \Delta C_{Dp} \cdot 0.25 \cdot \frac{C \cdot Z}{D} \quad (3.50)$$

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に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、(3.50)式から C_2 は次式となる。

$$C_2 = \frac{\Delta K_Q}{\Delta C_{Dp}} = 0.25 \frac{C \cdot Z}{D} \quad (3.51)$$

更に、MAU 型プロペラの最大コード長さ(C_{max})は、

$$C_{max} = 2.26 \frac{EAR \cdot D}{Z} \quad (3.52)$$

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。

$$C_2 = 0.565 \cdot EAR \quad (3.53)$$

本論では、 C_2 には(3.53)式を用い、抗力係数には(3.48)式の形式を踏襲した新しい式を用いる。詳細は次の 3.4.5 項に示す。

b) トルク係数の増加とスラスト係数の減少： α (3.42)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、回流水槽の結果およ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 K_T と 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 $-6 \sim -8$ になるとし、深江丸における K_T と 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み取り解析した。

Table 3.1 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

Table3.1 に、プロペラ要目、粗面数、読取範囲およ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。

まず、(3.42)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($\Delta \eta_p$)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

$$\frac{\Delta \eta_p}{\eta_{pC}} = \frac{\Delta K_{TF}}{K_{TC}} - \frac{\Delta K_{QF}}{K_{QC}} \quad (3.54)$$

であるから、 α は次式で表される。

$$\alpha = \frac{K_{TC}}{K_{QC}} \left(1 + \frac{\Delta \eta_p / \eta_{pC}}{\Delta K_{QF} / K_{QC}} \right) \quad (3.55)$$

次に、(3.55)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、読み取った実験値から求めると Fig.3.1 のようになる。

読み取り誤差もあり、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。

$$\frac{\Delta K_{QF}}{K_{QC}} = -\frac{1}{2} \frac{\Delta \eta_p}{\eta_{pC}} \quad (3.56)$$

(3.56)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、影響することを表している。更に、(3.55)式に(3.56)式を代入すれば、次式が得られる。

$$\alpha = -\frac{K_{TC}}{K_{QC}} \quad (3.57)$$

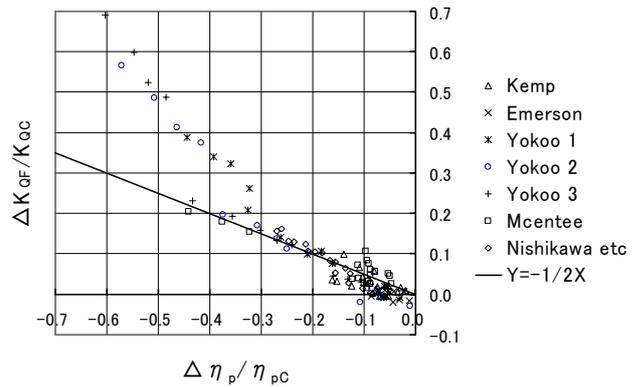


Fig.3.1. Increase of K_{QF}/K_{QC} and decrease of η_p/η_{pC}

すなわち、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、(-)に相当する(K_{T0}/K_{Q0})の値は、Table3.1 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。この新たに求めたを導入することにより、(-)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、(-)はピッチ比が大きいほど大きいが、(3.57)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。

3.4.5. 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

(3.37)、(3.39)、(3.40)、(3.41)式は、船体とプロペラの汚損・経年影響を船体の摩擦抵抗増加係数の変化量(ΔC_f)またはプロペラの抗力増加係数(C_D)と関連付ける式である。これら二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]および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 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。

$$\Delta C_f = 1.8 \times 10^{-5} R_n^{3/4} \times \frac{k_A}{L} \quad (3.58)$$

(3.58)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 $k_S = 1.47 k_A$ の関係[73]があり、また k_S と最大表面粗度(R_{max})の間には $k_S = R_{max}$ 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 $20 \mu m(R_z) = 10 \mu m(R_{max})$ 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)の値で置き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の(3.59)式に示す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。

$$C_f = (2.87 + 1.58 \log \frac{x}{k_S})^{-2.5} \quad (3.59)$$

x : 距離、 k_S : 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馬力増加の関係を示すいくつかの表示[76]のうち、最も新しいTownsinが1983年に示した関係が平均的な実態を示すと仮定した。更に一般的な評価をするために、ITTCの形状影響と表面粗度を含む(3.48)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(3.48)式の他に、(3.48)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(3.60)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 とには、(3.53)、(3.57)式の値を用いる。

$$C_D = 2 \left(1 + 2 \frac{t}{C} \right) \left(2.87 + 1.58 \log \frac{C}{k_p} \right)^{-2.5} \quad (3.60)$$

各記号は(3.48)式に前述の通りである。

Fig.3.2に、ITTCの(3.48)式と新たな(3.60)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(3.48)式、太線が(3.60)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、(3.48)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 $45 \mu m(R_z)$ 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。これはITTCの-1.2hと比べると絶対値が数倍の大きさである(3.57)式のを用いているためであろう。一方、(3.60)式を用い

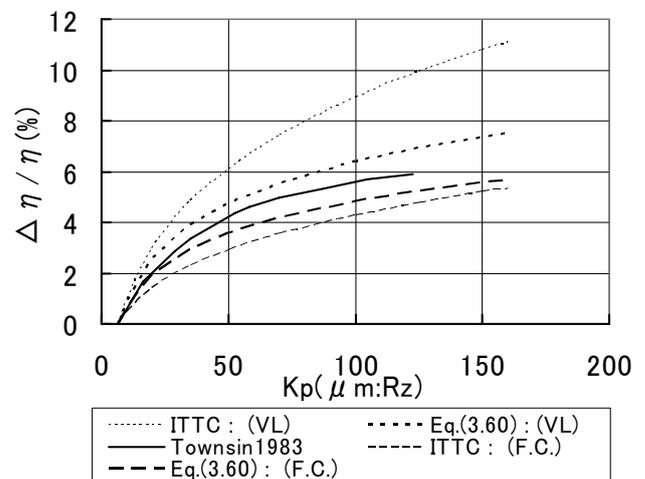


Fig.3.2. Popeller roughness on decrease of propulsive efficiency

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。

(3.60)式の三つの係数に 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プロペラ効率の低下に関する実績値を蓄積すること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(3.60)式、 C_2 と (3.53)、(3.57)式を合わせて用いることにする。

3.4.6. 四つの要因で表した評価条件別の近似推定式

3.4.2 項に、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、(3.37)～(3.41)式で示した摩擦抵抗増加係数の変化量、抗力増加係数および海象等による抵抗増加の係数で置き換えると、性能項目の変化は船体の表面粗度、プロペラの表面粗度、機関の経年劣化および海象等による抵抗増加の四つの要因で表されることになる。燃料消費量、回転数、船速および馬力を評価条件とした場合、他の性能項目の変化率は以下の(3.61)～(3.71)式で表せる。

また、 $K_{QP}=C_2 \cdot C_D$ 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、(3.21)式から次式で表され、

$$\frac{\Delta V}{V_0} = \frac{1}{D_F} (b_2 - 2 - 200 \cdot \varepsilon \cdot C_{T0}(b_1 - b_2)) \frac{\delta \Delta C_f}{C_{T0}} + \frac{b_1 + b_2 - 2(b_1 - b_2)b_3 - 4 \cdot C_2 \Delta C_D}{D_F \cdot K_{Q0}} - \frac{(b_1 - 2) \cdot \Delta Q_A}{D_F \cdot Q_0} + \frac{b_2 - 2}{D_F} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.61)$$

回転数の変化も同様に求めれば、次式となる。

$$\frac{\Delta n}{n_0} = \frac{1}{D_F} (b_2 + 100 \cdot \varepsilon \cdot C_{T0} b_2 m) \frac{\delta \Delta C_f}{C_{T0}} + \frac{b_1 + b_2 - m(1 - b_2 b_3)}{D_F} \cdot \frac{C_2 \Delta C_D}{K_{Q0}} - \frac{b_1 - m}{D_F} \cdot \frac{\Delta Q_A}{Q_0} + \frac{b_2}{D_F} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.62)$$

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(3.20)式から次式となり、

$$\frac{\Delta Q}{Q_0} = \frac{\Delta Q_A}{Q_0} \quad (3.63)$$

馬力の変化は(3.18)式で表される。

(2) 回転数一定

船速の変化は、(3.24)式に対応して次式となり、

$$\frac{\Delta V}{V_0} = \frac{1}{D_n} (1 + 100 \cdot \varepsilon \cdot C_{T0} b_1) \frac{\delta \Delta C_f}{C_{T0}} + \frac{1 + b_1 b_3}{D_n} \cdot \frac{C_2 \Delta C_D}{K_{Q0}} + \frac{1}{D_n} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.64)$$

トルクの変化は次式で表される。

$$\frac{\Delta Q}{Q_0} = \frac{1}{D_n} (b_2 + 100 \cdot \varepsilon \cdot C_{T0} b_2 m) \frac{\delta \Delta C_f}{C_{T0}} + \frac{b_1 + b_2 - m(1 - b_2 b_3)}{D_n} \cdot \frac{C_2 \Delta C_D}{K_{Q0}} + \frac{b_2}{D_n} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.65)$$

但し、 $D_n \equiv (b_1 - m)$

また、馬力の変化は、(3.18)、(3.23)式から次式となり、

$$\frac{\Delta P}{P_0} = \frac{\Delta Q}{Q_0} \quad (3.66)$$

燃料消費量は(3.19)式で得られる。

(3) 船速一定

回転数およびトルクの変化は次式で表され、

$$\frac{\Delta n}{n_0} = \frac{1}{D_V} (1 + 100 \cdot \varepsilon \cdot C_{T0} b_1) \frac{\delta \Delta C_f}{C_{T0}} + \frac{1 + b_1 b_3}{D_V} \cdot \frac{C_2 \Delta C_D}{K_{Q0}} + \frac{1}{D_V} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.67)$$

$$\frac{\Delta Q}{Q_0} = \frac{1}{D_V} (2 - b_2 - 200 \cdot \varepsilon \cdot C_{T0}(b_2 - b_1)) \frac{\delta \Delta C_f}{C_{T0}} - \frac{b_1 + b_2 + 2(b_2 - b_1)b_3 - 4 \cdot C_2 \Delta C_D}{D_V \cdot K_{Q0}} + \frac{2 - b_2}{D_V} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.68)$$

但し、 $D_V \equiv (2 - b_1)$

これらを足せば馬力の変化となり(3.26)式に対応する式となる。また、燃料消費量の変化は(3.19)式で表される。

(4) 馬力一定

船速の変化は、(3.29)式に対応した次式となり、

$$\frac{\Delta V}{V_0} = \frac{1}{D_B} (b_2 - 3 + 100 \cdot \varepsilon \cdot C_{T0} (2b_2 - 3b_1)) \frac{\Delta C_f}{C_{T0}} + \frac{b_1 + b_2 + (2b_2 - 3b_1)b_3 - 5}{D_B} \cdot \frac{C_2 \Delta C_D}{K_{Q0}} - \frac{3 - b_2}{D_B} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} + \frac{2 - b_1}{D_B} \cdot \frac{\Delta P}{P_0} \quad (3.69)$$

回転数の変化は次式で表される。

$$\frac{\Delta n}{n_0} = \frac{1}{D_B} (b_2 + 100 \cdot \varepsilon \cdot C_{T0} b_2 m) \frac{\Delta C_f}{C_{T0}} + \frac{b_1 + b_2 - m(1 - b_2 b_3)}{D_B} \cdot \frac{C_2 \Delta C_D}{K_{Q0}} + \frac{b_2}{D_B} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} - \frac{b_1 - m}{D_B} \cdot \frac{\Delta P}{P_0} \quad (3.70)$$

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(3.18)式から次式となり、

$$\frac{\Delta Q}{Q_0} = \frac{\Delta P}{P_0} - \frac{\Delta n}{n_0} \quad (3.71)$$

燃料消費量は(3.19)式から得られる。

これらの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、性能項目の変化の相互関係を容易に求めることができる。

3.4.7. 性能項目の変化と評価条件との関係

上記の(3.61)～(3.71)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み合わせが同じであるということは、Fig.2.2 に示したいずれかの投影平面の縦軸と横軸の組み合わせが同じであることを意味する。従って、同じ組み合わせの二つの式は、同じ外乱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、(3.64)式と(3.67)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(V/V_{0n})と船速一定時の回転数増加(n/n_0)_Vの間には、(3.72)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。

$$D_n \left(\frac{\Delta V}{V_0} \right)_n = D_V \left(\frac{\Delta n}{n_0} \right)_V \quad (3.72)$$

同様に、船速低下(V/V_0)は、船速一定での燃料消費量(F/F_0)_Vと馬力増加(P/P_0)_V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。

$$D_F \left(\frac{\Delta V}{V_0} \right)_F = D_V \left(\frac{\Delta F}{F_0} \right)_V \quad (3.73)$$

$$D_P \left(\frac{\Delta V}{V_0} \right)_P = D_V \left(\frac{\Delta P}{P_0} \right)_V \quad (3.74)$$

また、燃料消費量(F/F_0)は(3.73)式のほかに、次の二式で表される。

$$D_n \left(\frac{\Delta F}{F_0} \right)_n = D_F \left(\frac{\Delta n}{n_0} \right)_F \quad (3.75)$$

$$D_P \left(\frac{\Delta F}{F_0} \right)_P = D_F \left(\frac{\Delta P}{P_0} \right)_P \quad (3.76)$$

同様に、馬力変化量(P/P_0)は(3.74)式、(3.76)式のほかに、次式で表される。

$$D_n \left(\frac{\Delta P}{P_0} \right)_n = D_P \left(\frac{\Delta n}{n_0} \right)_P \quad (3.77)$$

3.5. 近似推定式の計算法概要

3.5.1. 計算手順

3.4.6 項に示した評価条件ごとの近似推定式に、3.4.5 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手順に従って計算することができる。

- 新造時の船体およびプロペラの特性を表す値と平水中の基準とする出力や船速における諸数値の入力
- 近似計算に用いる定数の計算
- 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
- 汚損・経年影響の条件、海象等による抵抗増加量および入渠間隔の設定
- 汚損・経年影響と海象影響の計算
- 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。

3.5.2. 入力 (船体、プロペラ、基準点)

船体関係では、水線間長(L_{WL})、(3.1)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)および基準点を挟む 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。一例としてある VLCC の船体とプロペラの要目および基準点の数値例を Table3.2 に示す。

3.4.6 項に示す一連の近似推定式による性能項目の変化率はこの基準点に対する値である。また、それらの式に含まれる定数は船体とプロペラの基準点における値から得られる。

Table 3.2. 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	

3.5.3. 定数の計算

定数 b_1, b_2, b_3 は、それぞれ(3.10)、(3.12)、(3.13)式に付随する式から求める。また、 a, b, a' は(3.3)、(3.4)式で規定される値であり、定数 C_2 は(3.53)式で求める。

Table3.2 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。

3.5.4. 係数の計算

四つの要因の係数は、(3.61)式～(3.71)式と(3.18)、(3.19)式で計算する。Table3.3 に、五つの性能項目である船速、回転数、馬力、トルクおよび燃料消費量の係数を、四つの評価条件としての燃料消費量、馬力、回転数、船速の順にそれぞれ示す。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、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。詳細は 3.6 に述べる。

一例として、燃料消費量一定の場合の船速低下率は、Table3.3 の最上段の係数から、次式となる。

$$\frac{\Delta V}{V_0} = -0.426 \frac{\Delta C_f}{C_{T0}} - 0.913 \frac{\Delta K_Q}{K_{Q0}} + 0.494 \frac{\Delta Q_A}{Q_0} - 0.449 \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.78)$$

この式は、現実的ではないが、例えば四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。

3.5.5. 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 3.4 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、一年当りの経年およ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。

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 $100 \mu m(Rz), 4 \mu m(Ra)$ とし、就航時の粗度の増加量を $15 \mu m/年、1.5 \mu m/年$ とし、汚損による変化量を $75 \mu m/年、9 \mu m/年$ 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

Table 3.3. Coefficients of 4 causes at each constant condition of 5 propulsive performance items

Item	Constant condition	$\frac{\Delta C_f}{C_{T0}}$	$\frac{\Delta K_{QF}}{K_{Q0}}$	$\frac{\Delta Q_A}{Q_0}$	$\frac{\Delta C_S}{C_{T0}}$
$\frac{\Delta V}{V_0}$	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

した。尚、船体については SPC-AF 以降を想定した値である。

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る。詳細は 3.7.2 項に示す。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。

3.5.6. 汚損・経年影響の計算

四つの要因のうち、摩擦抵抗増加係数の変化量 (C_f) は、(3.58) 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 (C_D) も (3.60) 式から得られる。 k_p には表面粗度を $Rz=3.5R_a$ [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。

3.5.7. 計算結果(グラフ表示)と評価

3.5.2 項 ~ 3.5.6 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四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.3.3 に示す。燃料消費量の増加は Table3.3 の最下段の係数から得られる。

縦軸は増加量 (%) であり、四つの要因の影響を船体(破線)、プロペラ(点線)、機関(一点鎖線)および海象(2点鎖線)で表し、これらの合計を実線で示す。横軸は経過年数である。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。

図における新造時の 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る。また、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% 弱増加することが示されている。

(2) 四つの要因別の長期変化

Fig.3.4 に、この燃料消費量の増加に占める四つの要因の内訳を、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 年以上たつと四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、船体、プロペラ、主機およ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。

3.6. 近似推定式の係数と推進性能の変化

Table3.3 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、四つの要因別の係数について若干の考察をする。

3.6.1. 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違いが分かる。例えば、船速の変化率 (V/V_0) を表す式の係数のうち、海象等による抵抗増加量 (C_S/C_{T0}) の係数は、燃料消費量一定の時 (-0.449)、馬力一定の時 (-0.407)、回転数一定の時 (-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

Table.3.4. Calculation condition of hull, propeller and engine

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

R_z : 10 点平均粗さ、 R_a : 中心線平均粗さ

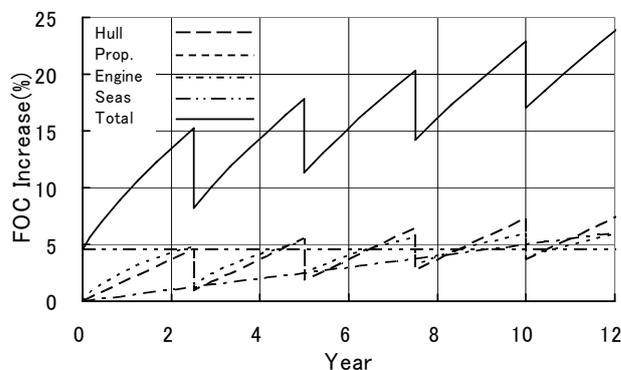


Fig.3.3. FOC increase due to fouling and aging effect

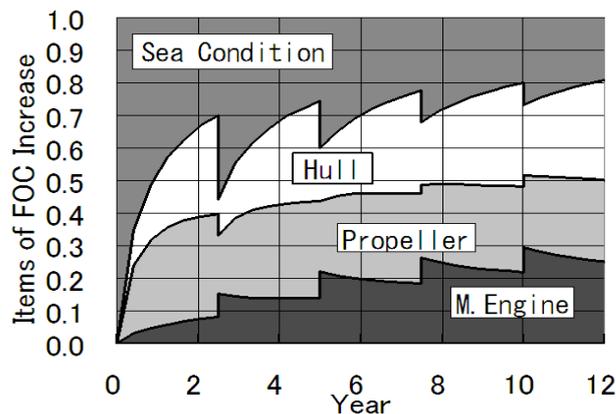


Fig.3.4. Items of FOC increase at constant ship speed

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している。この傾向は、船体の摩擦抵抗の増加量($C\#C_{T0}$)とプロペラのトルク係数の増加量(K_{QF}/K_{Q0})についても同じである。

同様に、馬力増加率(P/P_0)の $C\#C_{T0}$ 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 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。

すなわち、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(Q_A/Q_0)を除く三つの要因の係数は、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)における三つの要因の係数は、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ため除外して考える。例えば、回転数一定で運転している場合の $C\#C_{T0}$ 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。

このように三つの要因の係数は、性能項目と評価条件によって異なる。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い。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係数は小さいという大小関係は五つの性能項目間で共通している。このことは燃料消費量が大いほど、トルクは増加し、馬力は大くなり、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。

3.6.2. 四つの要因別の係数

任意の性能項目と評価条件における係数を四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について回転数変化(n/n_0)の係数を要因別に見ると、 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、 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、矢崎[41]はトルク一定の場合、 K_{QF}/K_{Q0} 、 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、に山縣などの値に比べると9倍の値を用いているため、 K_{QF}/K_{Q0} の係数は-0.709と多少-0.5と差があるが、 Q_A/Q_0 の係数は一致している。

同様に、四つの要因の変化率が分かれば、Fig.3.4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す $\delta C\#C_{T0}$ と K_{QF}/K_{Q0} の値は、Fig.3.5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、 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、燃料消費量およびトルクの係数は、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。

3.7. 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をまとめる。また、詳細は割愛するが船体、プロペラの表面粗度の変化と主機の経年変化に関する参考文献を記す。

3.7.1. 汚損・経年影響による推進性能の変化

推進性能の変化はTable3.5に示すように、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。

Table3.5に汚損・経年影響による馬力変化、船速低下および回転数変化に関する報告結果を発表年順に示めす。これから得られた総括的な傾向を以下に示す。

(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

Table.3.5.Reports concerning to fouling and aging effect

Item	Change of power									P _s /(W·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		

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。

3.7.2. 汚損・経年影響による表面粗度等の変化

汚損・経年影響による表面粗度等の変化については、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および経年劣化による主機トルクの低下率の平均的な値を、3.5.5 項の Table 3.4 のように設定した。

これらの値は、船体については[35]、[36]、[38]、[40]、[98]、[99]、[100]を、プロペラについては[42]、[43]、[46]、[75]、[76]を、主機については[6]、[40]、[41]、[51]、[52]、[53]、[101]をそれぞれ参照し、検討内容については文献[104]に述べている。

3.8. 汚損・経年影響に関する近似推定式の検証

3.4 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、船速低下および回転数変化を試算し、Table3.5 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 3.9 節に後述する。

3.8.1. 自己研磨型防汚塗料以降

入渠間隔(D.I.:Docking Interval)と粗度の汚損、経年の進捗条件に Table 3.4 の設定値を用いた場合、表面粗度の増加による船体の摩擦抵抗増加係数(C_f)の増加量(ΔC_f)、プロペラのトルク係数の増加量(ΔK_{QF})、主機トルクの低下量(Q_A)の長期変化は Fig.3.5 のようになる。縦軸はこれらの竣工時における基準点の値に対する比を示し、横軸は竣工後の経過年数である。

これによれば、竣工 5 年後の入渠直前では、実線で示す 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 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 Q_A/Q₀ は 5%/10 年の経年影響のみを仮定している。

以下に、船体、プロペラおよび主機の汚損・経年による変化が Fig.3.5 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 および V を一定とした場合の変化

Fig.3.6 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.3.8 に示すように回転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、(3.18)、(3.62)、(3.63)式で与えられる。

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 Table 3.5 の佐々木[64]

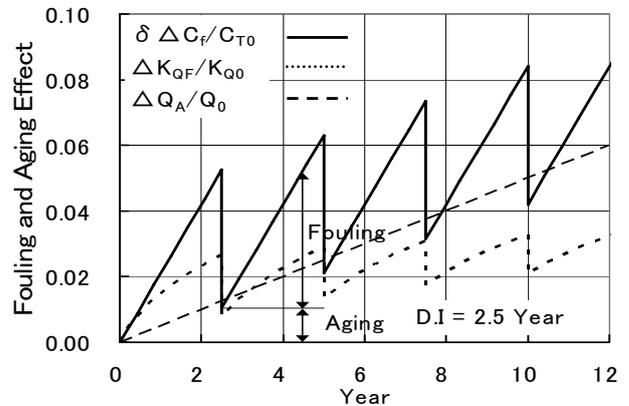


Fig.3.5. Change of δC_f , K_{QF} and Q_A at D.I. of 2.5 years

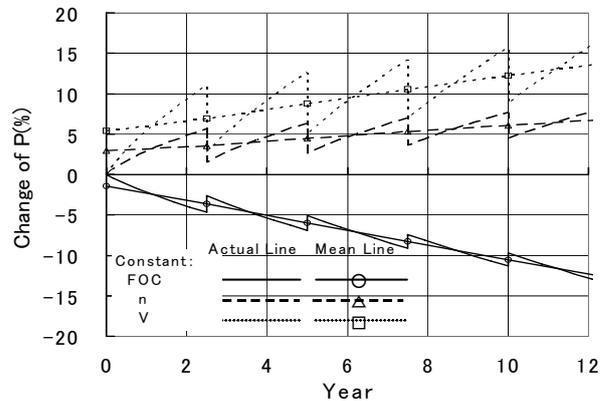


Fig.3.6. Change of power: P/P_0

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。

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。

また、Table3.5 に西川等[78]が示す馬力(P_s)、排水量(W)、船速(V_s)を用いた $P_s/(W \cdot V_s^3)$ 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 および P を一定とした場合の変化

Fig.3.7 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、Table3.5 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。

(3) 回転数変化:FOC、 V および P を一定とした場合の変化

Fig.3.8 に示すように、プロペラ回転数は実線と一点鎖線で示す 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。

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、Table3.5 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 一定の場合の経年影響による回転数低下は、0.15%/年と FOC 一定の場合より小さい。

3.8.2. 従来型防汚塗料

Fig.3.9 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および FOC 一定時の船速低下を示す。但し、Table3.4 のうち船体表面粗度の経年変化を $60 \mu m$ /年とし、汚損は、Table3.5 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。

(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。Table3.5 の鷺見[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 3.5 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 万トンのタンカー 11 隻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であり、Fig3.9 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)の場合における 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。Table3.5 の鷺見、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。

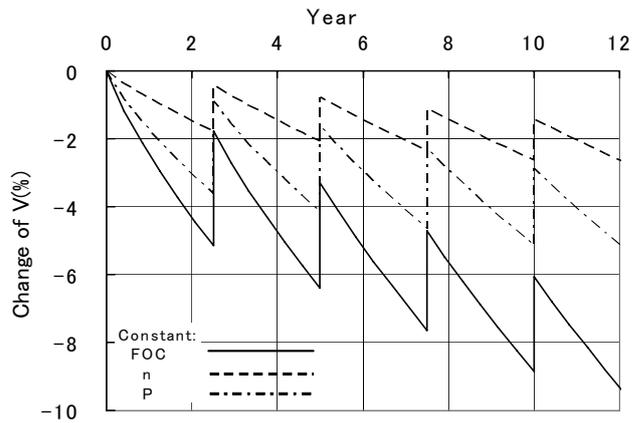


Fig.3.7. Change of speed: V/V_0

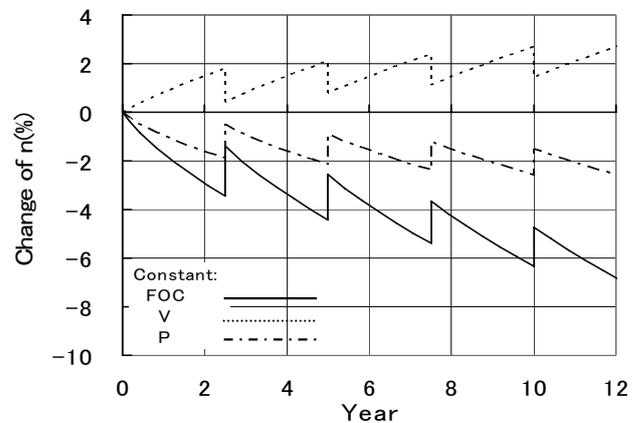


Fig.3.8. Change of revolution number: n/n_0

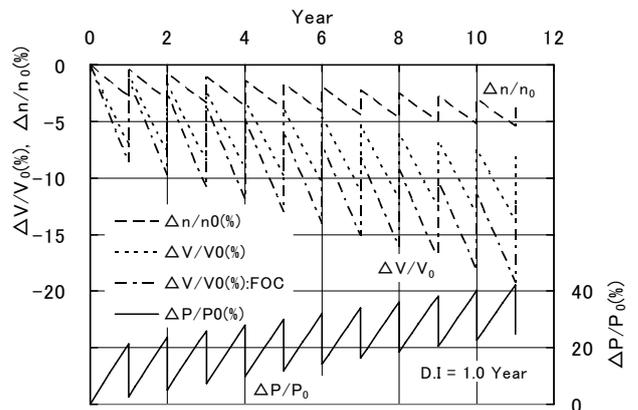


Fig.3.9. P/P_0 , V/V_0 , n/n_0 in the case of conventional paint at D.I. of 1 year

3.8.3. 検証結果のまとめ

3.8.1、3.8.2 項に示した馬力増加(丸)、船速低下(三角)および回転数低下(四角)に関する検証結果をまとめて Fig.3.10 に示す。

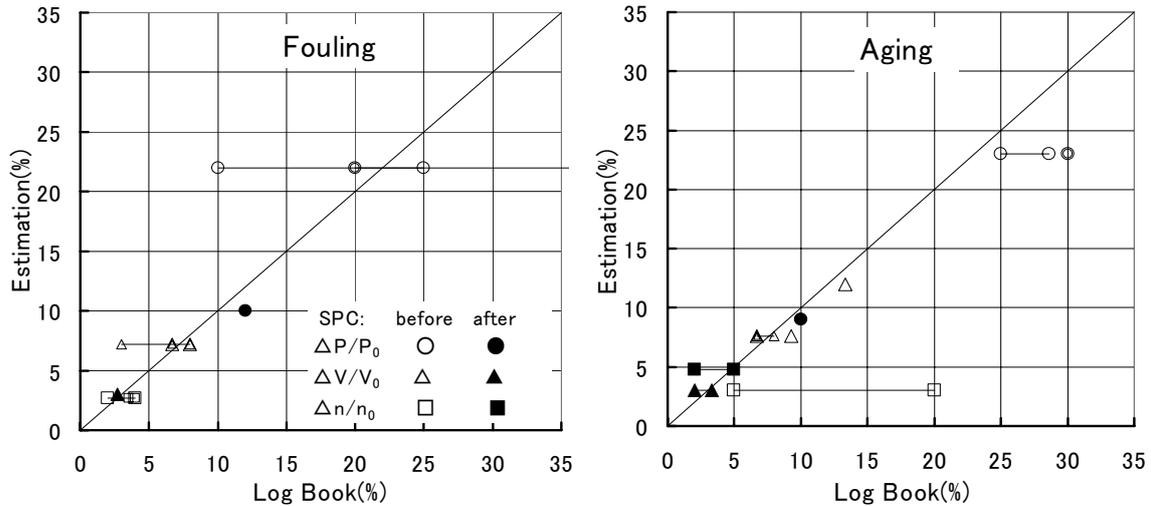


Fig.3.10. Comparison of estimation with log book analysis

横軸に Table3.5 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船型 TL の計算値を示す。従来型防汚塗料の例を白抜き、SPC-AF 以降の例を黒塗りです。Fig.3.10 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、どちらも 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、3.4 節で示した近似推定式や Table3.4 等で設定した値の妥当性を示すものである。

3.8.4. 近似推定式の誤差と適用範囲

前項より近似推定式は、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。本項では近似推定式の誤差と適用範囲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仮定して展開されている。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(C_s/C_{T0})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、Table3.6 に示す。

比較は馬力増加(P/P_0)、船速低下(V/V_0)と回転数の低下(n/n_0)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る。船型 TL と CL については Table3.7 に示す。

これによれば、 C_s/C_{T0} が 20% の場合は、両船型ともに V/V_0 の誤差が 1 % 強であるが、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。このうち P/P_0 の誤差は馬力増加率も 50% 前後であるため誤差の影響は小さい。これに対し、 V/V_0 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 以内であるための C_s/C_{T0} は、TL、CL とともに 19 ~ 22% が限度となる。

これらの誤差には、次の三つの近似が関係する。

K_T 、 K_Q 曲線は前進定数(J)の 1 次式で表せる。

R は V の m 乗に比例する。

$$R = kV^m \quad (3.1)$$

(3.1)式から次の関係が成立する。

$$\frac{\Delta R}{R_{T0}} = m \frac{\Delta V}{V_0} \quad (3.79)$$

Table 3.6. Comparison of approximation with calculation values of ship TL and CL

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

については、抵抗増加に伴う P 一定時の J の変化は、 C_p/C_{T0} が 40% でも、0.083(TL)、0.081(CL) と小さく、 K_T 、 K_Q 曲線は直線と見なせる。また、(3.1)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/V_0 の誤差は、 ε_V ではなく主として ε_R の近似に起因する。

(2) 近似推定式の適用範囲

ここでは、 R/R_0 と V/V_0 は比例するという(3.79)式の近似の適用範囲について検討する。

(3.1)式から次式が得られ、

$$R_{T0} + \Delta R = k(V_0 + \Delta V)^m = kV_0^m \left(1 + \frac{\Delta V}{V_0}\right)^m \quad (3.80)$$

(3.1)、(3.80)式から、

$$\frac{\Delta R}{R_{T0}} = \left(1 + \frac{\Delta V}{V_0}\right)^m - 1 \quad (3.81)$$

である。(3.81)式を二項定理の第 3 項まで展開すれば、

$$\frac{\Delta R}{R_{T0}} = m \frac{\Delta V}{V_0} + \frac{m(m-1)}{2} \left(\frac{\Delta V}{V_0}\right)^2 \quad (3.82)$$

となる。ある船速の変化に対応する R/R_{T0} として、(3.79)式を用いた場合の誤差を ε_R とすれば、

$$\varepsilon_R \equiv \frac{\Delta R}{R_{T0}} - m \frac{\Delta V}{V_0} = \frac{m(m-1)}{2} \left(\frac{\Delta V}{V_0}\right)^2 \quad (3.83)$$

となり、誤差が ε_R より小さいための船速変化の許容条件は、次式となる。

$$\frac{\Delta V}{V_0} < \sqrt{\frac{2\varepsilon_R}{m(m-1)}} \quad (3.84)$$

馬力増加など船速一定での評価をする場合に、 R/R_{T0} に対して $\pm 3\%$ の誤差を許容する場合の船速の適用範囲は、(3.84)式から高速船に類する $m=3$ の場合は $V/V_0=0.10$ 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、 $V/V_0=0.17$ となり 12.5kt~17.5kt が許容範囲である。

参考までに、ある抵抗変化に対する(3.79)式に起因する V/V_0 の誤差を ε_V とすれば、

$$\varepsilon_V \equiv \frac{1}{m} \cdot \frac{\Delta R}{R_{T0}} - \frac{\Delta V}{V_0} = \frac{(1-1/m)}{2m} \left(\frac{\Delta R}{R_{T0}}\right)^2 \quad (3.85)$$

誤差率が ε_V より小さいための条件は、次式となる。

$$\frac{\Delta R}{R_{T0}} < \sqrt{\frac{2m\varepsilon_V}{1-1/m}} \quad (3.86)$$

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 1% の誤差を許容すると、高速船の場合は $0.28 < R/R_{T0} < 0.28$ 、低速船の場合は $0.30 < R/R_{T0} < 0.30$ が許容範囲である。

Table3.6 の試算結果から外乱としての抵抗増加は 20 数%まで、(3.84)式から船速の変化が 10~20%までが適用範囲となる。これらを超える場合は基準点を変える必要がある。

3.9. 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近似推定式の構成と関連付けて考察する。

3.4 節に示した近似推定式は、推進性能の変化量を船体、プロペラおよび主機の汚損・経年影響による変化量と海象等による抵抗増加の四つに起因する変化量の和で表し、それぞれの変化量を外乱項と係数との積で表している。外乱項は汚損・経年影響と海象等による抵抗増加の大きさを表現し、係数は船体、プロペラの特性および主機の運転状態の違いを表している。

以下に、汚損・経年影響の船型による差について船体とプロペラに分けて示す。更に汚損・経年影響におけるプロペラと船体が占める割合に関する 2 件の報告と比較して検証する。

3.9.1. 汚損・経年影響の船型による差

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

Table 3.7. 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 ₅₀ (kt)	16.1	15.2	20.3	25.9	21.7	16.5
		F _{n0}	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
		τ = K _{T0} /J ₀ ²	0.8473	0.7288	0.5452	0.4567	0.3552	0.3015
Disturbance item	Change: 5years	ΔC _{f5}	0.000129	0.000135	0.000164	0.000190	0.000182	0.000148
		ΔK _{QF5}	0.000552	0.000581	0.000794	0.000907	0.000832	0.000832
	Hull	ΔC _{f5} /C _{T0}	0.0631	0.0596	0.0706	0.0908	0.0788	0.0739
	Propel.	ΔK _{QF5} /K _{Q0}	0.0288	0.0293	0.0249	0.0284	0.0219	0.0535
Sea S.	ΔC _s /C _{T0}	(0.0500)	(0.0500)	(0.0500)	(0.0500)	(0.0500)	(0.0500)	
Coefficient	ΔP/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
	ΔV/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
	Δn/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	ΔP/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
	ΔV/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
	Δn/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

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、Table3.4の条件における汚損・経年影響の比較計算を行った。

対象とする性能項目は、V一定時の馬力増加(P/P₀)、P一定時の船速低下(V/V₀)と回転数低下(n/n₀)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。

Table3.7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、外乱項である摩擦抵抗増加(C_f/C_{T0})とトルク係数増加(K_{QF}/K_{Q0})の変化量および海象等による抵抗増加量(C_s/C_{T0})、各性能項目の船体、プロペラおよ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(C_f)とプロペラ(K_{QF})の変化量は、入渠間隔を2.5年とした場合で竣工5年後の汚損影響を含む入渠直前の値である。また、C_s/C_{T0}については全船型について仮に5%としている。

Table3.7によれば、例えば船型TLの5年後の馬力増加(P/P₀)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(C_f/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の積で表される。

Fig.3.11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、Table3.7の性能変化量にも示すように、P/P₀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V/V₀ではTLが-4.2%、MLが-2.7%で1.5%の差、n/n₀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、当然ながら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.3.11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

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

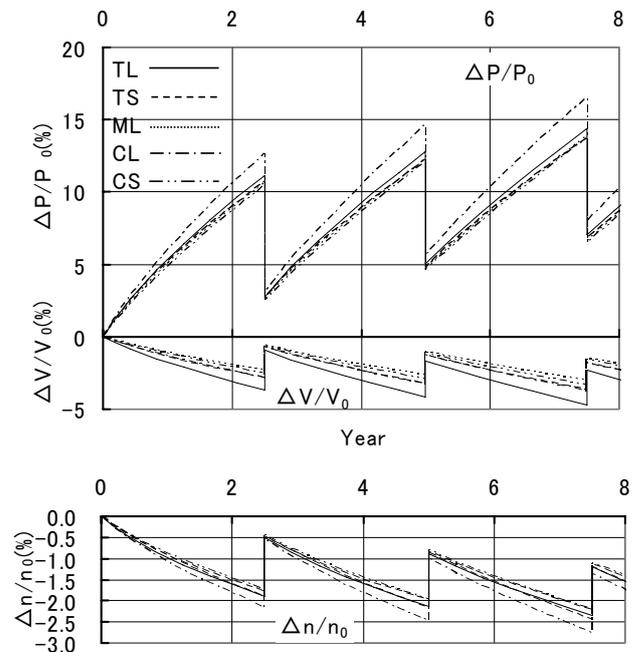


Fig.3.11 Comparison of P/P₀, V/V₀ and n/n₀ between 5 ships

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。

3.9.2. 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はるかに大きい。

これに関して、Table3.7 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.3.12 に示す。

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。一方、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傾向を良く裏付けている。

(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、Table3.7 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 CS_p 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.3.13 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、CS_p 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 CS_p(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。

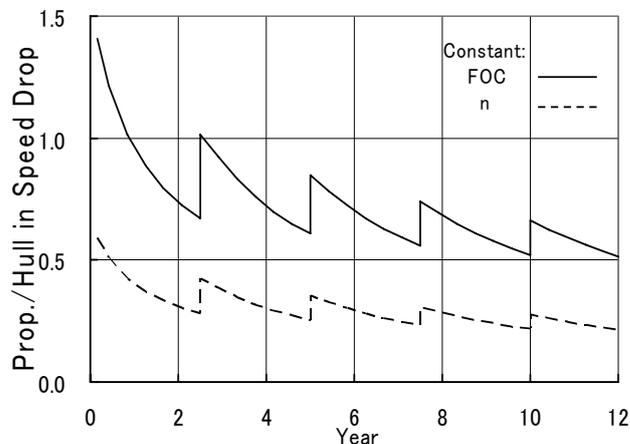


Fig.3.12. Effect of propeller and hull on speed drop

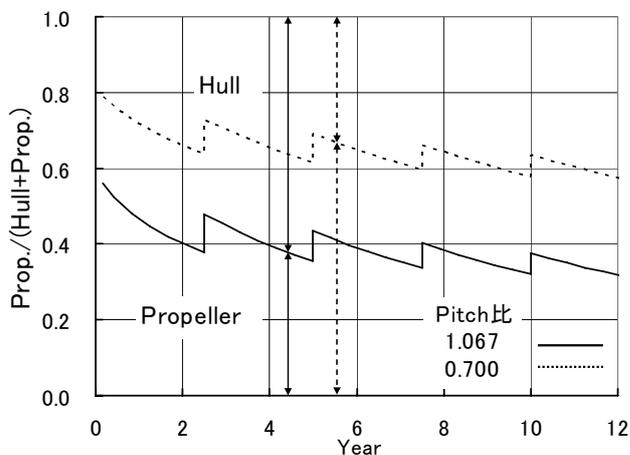


Fig.3.13. Effect of propeller and hull on speed drop

3.10. 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増加、回転数低下、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。

3.10.1. 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とした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(C_S/C_{T0})の係数から見る事ができる。Table 3.7 に示したように 5 船型間の係数の差は、係数の絶対値の大きさの順に最も大きいのは V/V_0 であり、次いで P/P_0 であり n/n_0 には殆ど差がない。

また、 P/P_0 の係数は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、 V/V_0 の係数は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、この表からも明かである。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、高速船では差は小さい。

3.10.2. 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(C_s/C_{T0})を10~50%にした場合の、 V 一定時の P/P_0 (上側)と P 一定時の n/n_0 (下側)を計算した結果を、Fig.3.14の上下にそれぞれ示す。

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 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%重くなっており、実態を良く表現している。

この例は、 C_s/C_{T0} による n/n_0 と P/P_0 の変化量の関係であり、Table3.7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。

$$\frac{\Delta n}{n_0} = -0.075 \frac{\Delta P}{P_0} \quad (3.87)$$

このように回転数の低下は馬力マージンに比例する。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。

3.10.3. 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(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.3.15に示す。

主機の運転状態をFOC、 P 、 n および 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 $P/P_0=0$ 、 V 一定は $V/V_0=0$ 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 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。2章に示したように、シマージンは、このような主機の特性による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の増加率として評価するものである。一方、平水中の馬力はプロペラ則に従って船速が下がれば小さくなるから、シ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。

3.10.4. 海象影響による性能変化の相互関係

(3.61)~(3.71)式の海象等による抵抗増加の項(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、いずれかの二式を選びこの項を組み合わせると、海象影響による性能変化の相互関係が得られる。

(1) シマージンと回転数マージンの関係

(3.87)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(3.67)、(3.68)式から次式である。

$$\frac{\Delta P}{P_0} = \frac{\Delta n}{n_0} + \frac{\Delta Q}{Q_0} = \frac{3-b_2}{D_V} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.88)$$

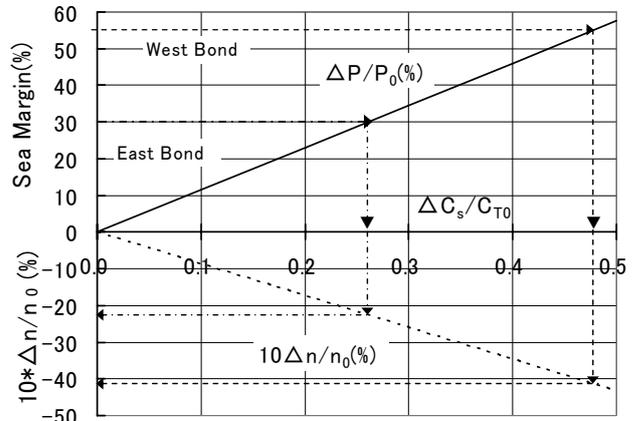


Fig.3.14. Effect of sea condition on P/P_0 and n/n_0

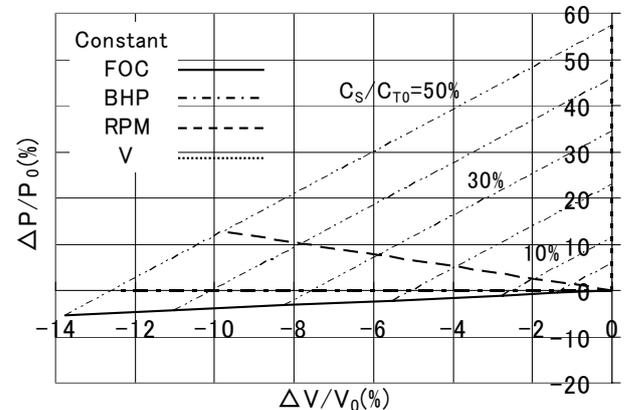


Fig.3.15. P/P_0 versus V/V_0 in different engine condition

また、馬力一定時の回転数の変化率は(3.70)式から次式である。

$$\frac{\Delta n}{n_0} = \frac{b_2}{D_B} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.89)$$

(3.88)、(3.89)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。

$$\frac{\Delta n}{n_0} = \frac{b_2}{3-b_2} \cdot \frac{D_V}{D_B} \cdot \frac{\Delta P}{P_0} \equiv C_{nP} \frac{\Delta P}{P_0} \quad (3.90)$$

(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(3.69)式から次式である。

$$\frac{\Delta V}{V} = \frac{b_2-3}{D_B} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.91)$$

(3.88)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。

$$\frac{\Delta V}{V_0} = -\frac{D_V}{D_B} \cdot \frac{\Delta P}{P_0} \equiv C_{VP} \frac{\Delta P}{P_0} \quad (3.92)$$

Fig.3.16 に、Table 3.7 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。

C_{nP} は、 $-0.075 \sim -0.055$ の範囲で変化し、 $\tau=0.6 \sim 0.7$ 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、 $-0.34 \sim -0.21$ の変化であり、 $\tau=0.5 \sim 0.6$ で小さくなっている。船速と馬力の関係であるから、Table 3.7 の数値からも 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、荷重量が大きい船では 30%、 m が大きい $\tau=0.5 \sim 0.6$ 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(S_A)は、海象の程度を知るための指標とされることがある。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]が指摘され、主機の運航制限を代表する値である[34]との考えもある。

以下に、見掛けスリップの増加とシーマージン、船速低下およ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。

$$S_A = 1 - \frac{V}{p \cdot n} \quad (3.93)$$

(3.93)式から、スリップの増加量(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。

$$\Delta S_A = \frac{1}{p} \left(\frac{V_0}{n_0} - \frac{V}{n} \right) = \frac{1}{p} \left(\frac{V_0}{n_0} - \frac{V_0 + \Delta V}{n_0 + \Delta n} \right) \quad (3.94)$$

従って、 S_A は次式で近似できる。

$$\Delta S_A = \frac{1}{p} \cdot \frac{V_0}{n_0} \left(\frac{\Delta n}{n_0} - \frac{\Delta V}{V_0} \right) \quad (3.95)$$

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、 n/n_0 、 V/V_0 は(3.61)、(3.62)式から次式となる。

$$\frac{\Delta V}{V_0} = \frac{b_2-2}{D_F} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.96)$$

$$\frac{\Delta n}{n_0} = \frac{b_2}{D_F} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.97)$$

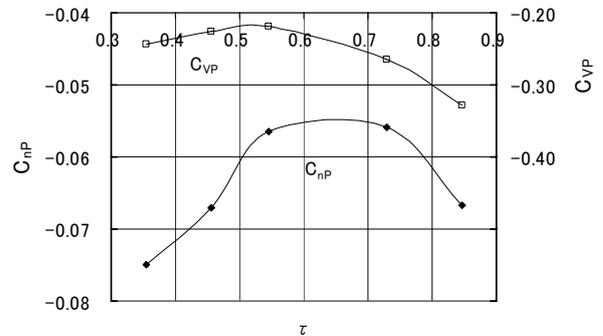


Fig.3.16. Coefficient of C_{nP} and C_{VP} versus load factor

(3.95)~(3.97)式から、 S_A は、比例定数 C_{SA} を介して海象等による抵抗増加量(C_S/C_{T0})と次式のように関係づけられる。

$$\Delta S_A = \frac{2}{p} \cdot \frac{V_0}{n_0} \cdot \frac{1}{D_F} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \equiv C_{SA} \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.98)$$

(3.98)式と(3.88)、(3.89)、(3.91)、(3.96)、(3.97)式等を組み合わせると、それぞれの性能項目の変化率は S_A と関係づけられる。

(4) シーマージンと見掛けスリップの増加の関係

(3.98)式、(3.88)式からシーマージン(P/P_0)と S_A との間には、比例定数 C_{PS} を介して、次の関係がある。

$$\frac{\Delta P}{P_0} = \frac{3-b_2}{2} \cdot \frac{D_F}{D_V} \cdot \frac{n_0}{V_0} \cdot p \cdot \Delta S_A \equiv C_{PS} \cdot \Delta S_A \quad (3.99)$$

(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、(3.98)式、(3.97)式からFOC一定時の船速低下(V/V_0)と S_A の間には、比例定数 C_{VS} を介して、次の関係がある。

$$\frac{\Delta V}{V_0} = \frac{b_2-2}{2} \cdot \frac{n_0}{V_0} \cdot p \cdot \Delta S_A \equiv C_{VS} \cdot \Delta S_A \quad (3.100)$$

(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(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、(3.65)式から次式である。

$$\frac{\Delta Q}{Q_0} = \frac{b_2}{D_n} \cdot \frac{\Delta C_S}{C_{T0}} \quad (3.101)$$

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

$$\frac{\Delta Q}{Q_0} = \frac{b_2}{D_n} \cdot \frac{\Delta S_A}{C_{SA}} \equiv C_{QS} \cdot \Delta S_A \quad (3.102)$$

Fig.3.17に5船型の定数 C_{SA} 、 C_{PS} 、 C_{VS} 、 C_{QS} を、荷重係数を横軸にして示す。

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

定数 C_{PS} はシーマージンと S_A との関係を表し、船型により4.0~7.0へと変化し ≈ 0.5 近辺で最も大きい。傾向的には荷重大い船型は 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(V/V_0)と S_A との関係を表し、船型による差は-1.4~-1.8と小さく、 S_A が25%の時の船速低下率は35%~45%である。

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

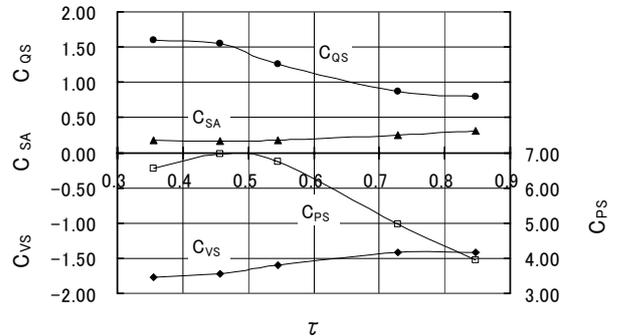


Fig.3.17. Coefficient of C_{SA} , C_{PS} , C_{VS} and C_{QS} versus load factor

4. 短波長域抵抗増加の近似計算式

4.1. 概要

4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、その計算精度を検証する。

実海域中推進性能を推定し評価することから見れば、海象等による抵抗増加は、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。それにも拘わらず波浪中の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線形重畳法による推定の妥当性も確認し難く、3.2.2項に示したようないくつかの問題もある。

こうした現状と船型設計では多数の船型を短時間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、詳細なデータを必要とする厳密な理論計算よりも、船型差の影響を船体主要目のみで反映できる簡便

な計算法の方が適していることもある。

本章で構築した短波長域抵抗増加の近似値 $R_{AW1}(ton)$ は、次式で計算できる。

$$R_{AW1}(t) = 0.198B \cdot \frac{\{1 + \alpha_2(\omega_d)\} \cdot f(X) \cdot \omega_d^{-n} \cdot EXP(\varepsilon) \cdot \Gamma(1 - n/4)}{\left(3.09 / H_{1/3}^2 + \varepsilon \omega_d^4\right)^{(1-n/4)}}$$

この「短波長域抵抗増加の近似式」により、次の事が可能となった。

1. 反射波に基づく抵抗増加を、 L 、 B 、 d 、水線面の肥大度等の簡単な船体主要目のみで計算することができる。
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る。
3. 2.に風圧抵抗を加えた値を、5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。
4. 以上により、海象等による抵抗増加が正しく推定できるため、船型設計に海象影響を簡便に取り入れられる。また、3章に示した実海域中推進性能の近似推定式を容易に活用できる。

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。

4.2. 近似式の構築

波浪中の抵抗増加(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]。

$$R_{AW} = R_{AW0} + R_{AW1} \quad (4.1)$$

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 $\overline{R_{AW1}}$ を短波長域抵抗増加として近似的に求める方法を示す。また、船体運動に基づく平均抵抗増加 $\overline{R_{AW0}}$ の推定には、既報の「推力増加の近似式[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している。

4.2.1. 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 $\{Y(\omega)\}$ を次の(4.2)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 $\alpha_2(\omega)$ およ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(4.12)式である。

$$Y(\omega) \equiv \frac{R_{AW1}(\omega) / \zeta_A^2}{\rho g (B^2 / L)} = \frac{1}{2} \frac{L}{B} \alpha_1(\omega) \{1 + \alpha_2(\omega)\} f(X) \quad (4.2)$$

ζ_A : 波振幅、 L : 長さ、 B : 幅
 $f(X)$ には高橋[57]が示す次式を用いる。

$$\alpha_1(\omega) = \frac{\pi^2 I_1^2 (1.5kd)}{\pi^2 I_1^2 (1.5kd) + K_1^2 (1.5kd)} \quad (4.3)$$

k : 波数、 d : 喫水、 I_1 、 K_1 : 変形ベッセル関数

(2) 前進速度影響修正係数： $\alpha_2(\omega)$

$\alpha_2(\omega)$ については、次の(4.4)~(4.7)式に示す高橋[57]、Faltinsen[88]、内藤・上田[89]、山下・石黒・伊東[90]が示す四式を比較検討する。

$$\alpha_2 = 3.5 \sqrt{Fn} \quad (4.4)$$

$$\alpha_2 = \frac{2\omega V}{g} \quad (4.5)$$

$$\alpha_2 = 1 - e^{-1.5\Omega}, \quad \Omega = \frac{\omega V}{g} \quad (4.6)$$

$$1 + \alpha_2 = 4(1 - C_2 / 2V)^2, \quad V / C_2 = \frac{1 + \sqrt{1 + 4\Omega_e}}{2} \quad (4.7)$$

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

(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}(\)\}$ が、 X に関する一次回帰式、(4.8)式で良くまとまることを示している。回帰式に用いられたデータは $B/d=2.2\sim 4.8$ である 20 隻の $L=0.3\sim 0.6$ における実験値である。

更に、これらの実験値を(4.10)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(4.9)式に、データ間の F_n と L の違いを考慮するために、(4.5)式を用いた修正項 $(1 + 2 V/g)$ を加えたものである。

$$\sigma_{AWB}' = 0.9191X + 0.0331 \quad (4.8)$$

$$\sigma_{AWB} = \frac{R_{AW}}{\rho g \zeta_A^2 B} \quad (4.9)$$

$$\sigma_{AWB}' = \frac{R_{AW}}{1/2 \rho g \zeta_A^2 B (1 + 2 \frac{\omega V}{g})} \quad (4.10)$$

$$\frac{\omega V}{g} = \frac{\sqrt{2\pi} F_n}{\sqrt{\lambda/L}} \quad (4.11)$$

$$X = 2(1 - d/B) \overline{\sin^2 \beta} \quad (4.12)$$

$$\overline{\sin^2 \beta} = \frac{1}{B} \int_{-B/2}^{B/2} \sin^2 \beta dy \quad (4.13)$$

: 水線面の接線が中心線となす角

: 波長、 V : 船速、 F_n : フルード数

(4.10)式から、実験値を(4.2)式の形で無次元化した $\{Y_E(\omega)\}$ は、次式となる。

$$Y_E(\omega) = \frac{1}{2} \frac{L}{B} \left(1 + 2 \frac{\omega V}{g}\right) \sigma_{AWB}' \quad (4.14)$$

ここで、以下の仮定を設ける。

・(4.8)~(4.14)式において、 R_{AW0} 成分は小さく、(4.8)式は R_{AW1} 成分を表している。

・(4.8)式は平均的に $L=0.4$ における値を表している。

これにより、(4.2)式は $L=0.4$ で(4.14)式と等しくなり、 $f(X)$ は船型、船速および β_2 によって決まる次式となる。下付文字 (L) は $L=0.4$ における値であることを表す。

$$f(X) = \sigma_{AWB}' \times \frac{1 + \frac{2\omega_L V}{g}}{\alpha_{1L}(1 + \alpha_{2L})} \quad (4.15)$$

$$\omega_L = \sqrt{\frac{2\pi g}{0.4L}} \quad (4.16)$$

4.2.2. β_2 の違いによる $\overline{R_{AW1}}$ の差

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

Fig.4.1 に、(4.4)~(4.7)式の β_2 ごとに得られる四つの応答関数(RAO)の無次元値 $Y(\omega)$ と、 $BF=4\sim 6$ に対応する単位有義波高当りの波スペクトラムを示す。

いずれの RAO も(4.15)式により、 $L=0.4$ に対応する $\beta_2=0.69$ で同一の値となる。また、RAO の差は $\beta_2 < 0.69$ では小さいが、

>0.69 ($L < 0.4$)では大きくなる。波長が 0 に近づくと Faltinsen の S_ζ 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 $S(\omega)$ は、次式の ISSC 型であり、 $BF=4$ 、5、6 に対応する平均波周期(T_0)は 3.9、5.5、6.7 秒である。

$$S_\zeta(\omega) = \frac{C_{\zeta_1}}{\omega^5} e^{-\frac{C_{\zeta_2}}{\omega^4}} \quad (4.17)$$

$$C_{\zeta_1} = 0.11H_{1/3}^2 \omega_T^4, \quad C_{\zeta_2} = 0.44\omega_T^4, \quad \omega_T = \frac{2\pi}{T_0}$$

Fig.4.2 に、Fig.4.1 の $R_{AW1}(\omega)$ と ISSC 型波スペクトラムから得られる四つの $R_{AW1}(\text{ton})$ を、 T_0 を横軸にして比較する。

数値積分の範囲は $\omega = 0.20 \sim 5.25$ ($L = 4.8 \sim 0.007$) である。また、有義波高($H_{1/3}$)は、次の Pierson-Moskowitz の式に対応する値とし、図中に示す。

$$T_0 = 3.86\sqrt{H_{1/3}} \quad (4.18)$$

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、 S_ζ の違いによる $R_{AW1}(\text{ton})$ の差は殆んどない。また、 T_0 が 7 秒より大きくなると、Fig.4.1 に示すように RAO の差が大きくなる >0.69 では波スペクトラムの値が小さくなるため、 $R_{AW1}(\text{ton})$ 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、 $BF=4 \sim 6$ に対応する $T_0=4 \sim 7$ 秒での値を比べると、 S_ζ に Faltinsen の式を用いた場合は他の三式を用いた場合よりかなり大きい、これを除く三式間では 2~4 トンの差である。この $\overline{R_{AW1}}$ の差は、VLCC の平水中全抵抗は 200 トンのオーダであるから全抵抗の 1~2% となり、 S_ζ 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。

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

Fig.4.1 に示した $R_{AW1}(\omega)$ の形状を、定数 C_3 、 C_4 、 n を含む(4.19)式の形で近似的に表現できれば、(4.20)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、(4.19)式の \exp 項における S_ζ 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 $n=4$ とする。

これにより短波長域抵抗増加($\overline{R_{AW1}}$)は(4.21)式となり、極めて簡便に計算できる。

$$\frac{R_{AW1}(\omega)}{\zeta_A^2} = C_3 \omega^n e^{-\frac{C_4}{\omega^4}} \equiv RAO(\omega) \quad (4.19)$$

$$RAO(\omega) \cdot S_\zeta(\omega) = C_{\zeta_1} C_3 \omega^{n-5} e^{-\frac{C_{\zeta_2} + C_4}{\omega^4}} \quad (4.20)$$

$$R_{AW1}(\text{ton}) = \frac{\rho g B^2}{2000 L} \cdot \frac{C_{\zeta_1} C_3 \Gamma(1-n/4)}{(C_{\zeta_2} + C_4)^{(1-n/4)}} \quad (4.21)$$

(1) 近似方法

(4.19)式の定数 C_3 、 C_4 、 n を、次の三つの条件より特定する。

喫水影響修正係数 β 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。

$$\omega_d = \sqrt{\frac{3g}{d}} \quad (4.22)$$

ω_d における $\overline{R_{AW1}}$ に関する勾配は、理論式の勾配 $R_{AW1}'(\omega_d)$ と等しいとする。

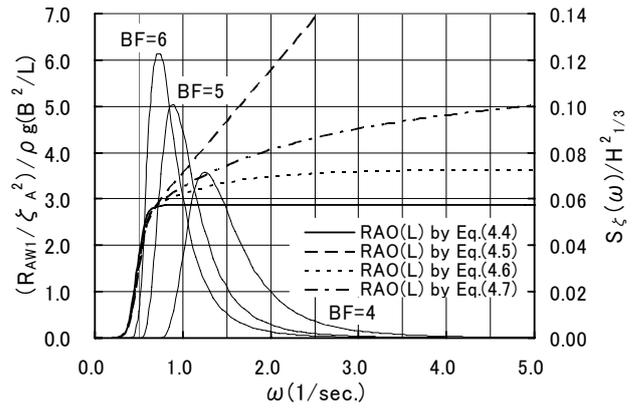


Fig.4.1. Comparison of RAOs with different α_2

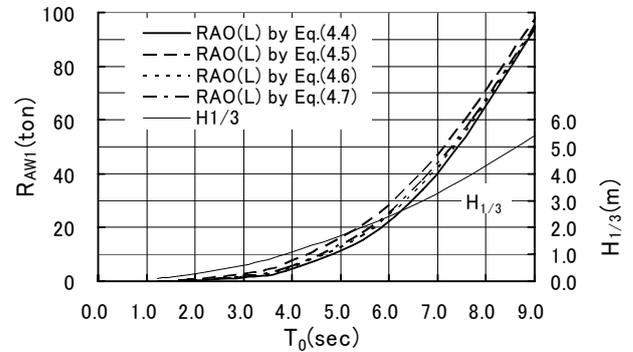


Fig.4.2. Comparison of $R_{AW1}(\text{ton})$ with different α_2

定数 n は、 $BF=4\sim 6$ における(4.21)式による近似値と Fig.4.2 に示すような数値計算値との差が、船型 L と船型 S で同程度になる値とする。

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

(2) 定数 C_3 、 C_4 と n の関係

定数 n を特定するために、(4.19)式に含まれる定数 C_3 、 C_4 を定数 n で表す。上記の、 から、定数 C_3 、 C_4 は次式で表される。

$$C_3 = R_{AW1}(\omega_d) \cdot \omega_d^{-n} \exp\left(\frac{\delta \cdot \omega_d - n}{4}\right) \quad (4.23)$$

$$C_4 = \frac{\omega_d^4}{4} (\delta \cdot \omega_d - n) \quad (4.24)$$

但し、

$$\delta \equiv \frac{R_{AW1}'(\omega_d)}{R_{AW1}(\omega_d)} \quad (4.25)$$

であり、 RAO は(4.2)式であるから、 d における値を下付文字(d)で表せば、(4.25)式の δ は次式となる。

$$\delta = \frac{\left(\frac{d\alpha_2}{d\omega}\right)_d}{(1+\alpha_2)_d} \quad (4.26)$$

(3) 定数 n の特定

(4.19)式の \exp の項は、Fig.4.1 の <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(4.24)式から $n < \delta \cdot \omega_d$ 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 n の条件を満たすように試行錯誤により求める。

$$n = \gamma \cdot \delta \cdot \omega_d \quad (4.27)$$

まず、仮定した γ ごとに(4.21)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、 $BF=4\sim 6$ におけるこれらの比が船型 L、S とともに 1 に近くなる γ を選ぶ。

この過程を、(4.6)式の α_2 を用いた場合について示すと、(4.26)式の δ は次式であり、

$$\delta = \frac{1.5}{2 \exp\left(1.5 \frac{\omega_d V}{g}\right) - 1} \cdot \frac{V}{g} \quad (4.28)$$

船型 L では $d=19.2\text{m}$ であるから(4.22)式から $\alpha_2=1.24$ となり、16kt の場合は $\delta=0.148$ である。これらにより、 $n=0.1833$ となる。また、船型 S の場合は同じ F_n としているため δ の値は L と変わらず、 n は同じ式となる。

これを用いた繰り返し計算により、近似値と数値計算値との比が船型 L、S とともに $0.97\sim 1.01$ となる $\gamma=0.7$ が得られた。この値が(4.6)式に固有の値であり、この例では $n=0.128$ となる。また、 C_3 、 C_4 は(4.23)、(4.24)式からそれぞれ、0.0323、3.508 である。同様に、(4.7)式の α_2 を用いた場合にも、この式に固有の $\gamma=0.85$ が得られ、 $n=0.281$ となる。

また、(4.5)式の α_2 を用いた場合は、 $n=0.641$ を得る。更に、(4.4)式の α_2 の場合は γ を含まないため(4.27)式は使えないので、 n を直接求め 0.05 を得たが、ともに(4.6)、(4.7)式を用いた場合より誤差は大きい。

なお、(4.19)式の C_3^{-n} の項は、Fig.4.1 の \exp の項が 1 に収束した後の >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、(4.5)式の場合が最も大きく(4.4)式の場合が最も小さくなっている。

(4) WMO の有義波高と平均波周期の導入

(4.17)式に示した ISSC の波スペクトラムの係数 $C_{\zeta 1}$ 、 $C_{\zeta 2}$ を、WMO の $H_{1/3}$ と T_0 を用いて計算すると(4.18)式の関係があるため、 $C_{\zeta 1}$ は海象に関係しない定数(0.773)となる。また、 $C_{\zeta 2}$ は有義波高のみで表されるため、抵抗増加と海象との関係が理解しやすくなる。

$$C_{\zeta 1} = 0.11 H_{1/3}^2 \omega_T^4 = 0.773 \quad (4.29)$$

$$C_{\zeta 2} = 0.44 \omega_T^4 = \frac{3.09}{H_{1/3}^2} \quad (4.30)$$

これにより、抵抗増加は(4.21)式から次式となり、抵抗増加に及ぼす海象の影響や船体との関係がより明確になる。

$$R_{AW}(t) = 0.396 \frac{B^2}{L} \cdot \frac{C_3 \Gamma(1-n/4)}{\left(3.09 / H_{1/3}^2 + C_4\right)^{(1-n/4)}} \quad (4.31)$$

更に、(4.23)、(4.24)の C_3 、 C_4 を代入すれば次式となる。

$$R_{AW}(t) = 0.198B \cdot \frac{\{1 + \alpha_2(\omega_d)\} \cdot f(X) \cdot \omega_d^{-n} \cdot \text{EXP}(\varepsilon) \cdot \Gamma(1-n/4)}{\left(3.09 / H_{1/3}^2 + \varepsilon \cdot \omega_d^4\right)^{(1-n/4)}} \quad (4.32)$$

以下に、(4.32)式で用いられている関係式をまとめて再掲する。

なお、 $\overline{\text{Sin}^2 \beta}$ は前半部水線面積係数(C_{WF})で(4.33)式のように近似できる[102]。

$$\overline{\text{Sin}^2 \beta} = e^{-1.74x_f} \quad (4.33)$$

$$x_f = \frac{L}{B}(1 - C_{WF})$$

$$\omega_L = \sqrt{\frac{2\pi g}{0.4L}} = \frac{12.41}{\sqrt{L}} \quad ; \quad \omega_d = \sqrt{3\frac{g}{d}} = \frac{5.424}{\sqrt{d}}$$

$$\varepsilon = \frac{\delta \cdot \omega_d - n}{4} \quad ; \quad \delta = \left(\frac{d\alpha_2}{d\omega} \right)_d$$

$$f(X) = \sigma_{AWB}' \frac{1 + 2\omega_L V/g}{\alpha_1(\omega_L) \{1 + \alpha_2(\omega_L)\}}$$

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

$$X = 2\left(1 - \frac{d}{B}\right) \overline{\text{Sin}^2 \beta} = 2\left(1 - \frac{d}{B}\right) \text{Exp}\left(-1.74 \frac{L}{B}(1 - C_{WF})\right)$$

$$n = \delta \cdot \omega_d \cdot \gamma$$

$$\gamma = 0.7 (\text{Naito's } \alpha_2) \quad , \quad 0.85 (\text{Yamashita's } \alpha_2)$$

4.3. 近似式の検証と応用例

4.3.1. $R_{AWI}(\omega)$ の近似度

近似式の精度を検証するために、先ず、 $R_{AWI}(\omega)$ の(4.19)式による近似値(App)と(4.2)式の理論値(RAO)とを比較する。Fig.4.3に、(4.6)式の α_2 を用いた場合の、船型 L、S の $R_{AWI}(\omega)$ を示す。

近似式の値と勾配を $k \cdot d = 3$ とする $d = 1.24$ (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 < 3.0 の範囲で良く合っている。また、 > 3.0 で差は大きくなるが、Fig.4.1 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(4.7)式を用いた場合も同じである。

4.3.2. $R_{AWI}(\text{ton})$ の近似度

次に、 $R_{AWI}(\text{ton})$ の(4.21)式による近似値と数値計算値とを比較する。Fig.4.4に、(4.7)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。

図によれば、近似式の定数は $BF = 4 \sim 6$ で誤差が小さくなるように特定したが、船型 S の荒天域を除く海象では良く一致している。この傾向は、 α_2 に(4.6)式を用いた場合も同じである。

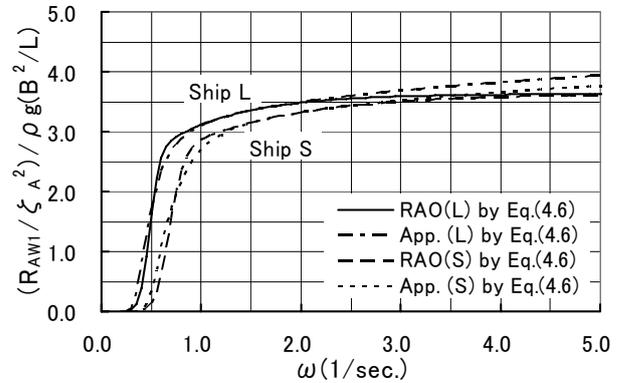


Fig.4.3. Approximation of $R_{AWI}(\omega)$ with α_2 of equation (4.6)

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

近似式の計算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.4.5 に示す。縦軸は $\overline{R_{AW1}}$ の船型 L の値に対する比である。 $\overline{R_{AW1}}$ は $BF=5$ の海象について、(4.32)式で計算した。定数 n は、(4.7)式の β_2 に対応する $\beta_2 = 0.85$ として(4.27)式から求めた。横軸は主要寸法の変化量(%)である。

また、主要寸法は排水容積($V = L \cdot B \cdot d \cdot C_b$)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 L が一定になる値とした船型群を表す。

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

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

C_b を基準船と同一にして、主要寸法を 3% 大きくすると、 $\overline{R_{AW1}}$ は B/d シリーズでは 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、 $\overline{R_{AW1}}$ は基準船と殆んど同じである。

このように、 $\overline{R_{AW1}}$ は、(4.21)式により水線面の肥大度に加え、(4.12)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。

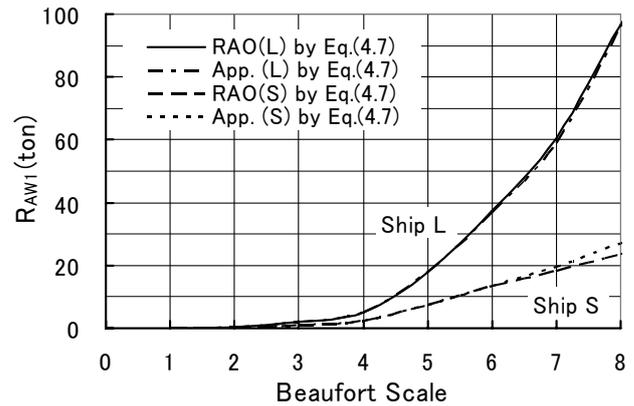


Fig.4.4. Approximation of R_{AW1} (ton) with β_2 of equation (4.7)

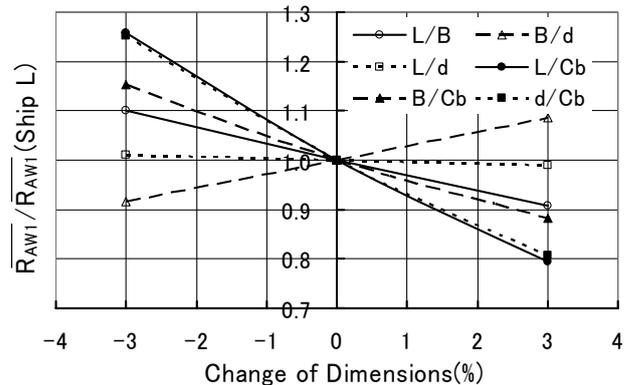


Fig.4.5. Change of R_{AW1} with different ship dimensions

5. 海象影響修正係数

5.1. 概要

5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の「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ている。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種々の影響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この二つの相関係数のまともに依存している。

海象影響修正係数とは、このような考え方を踏襲した修正係数である。具体的にはログブック解析から得られる海象等による抵抗増加の実績値[8]と何らかの理論的計算値との比を BF 別に平均した値である。

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。これらの推定には 3.2.2 に示したような問題がある。こうした現状において実用的な精度を得るためには、実績値に基づいて理論的計算値を補正する手法が最も妥当であろう。

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。

$$\text{海象等による抵抗増加} = \text{理論的計算値(風、波浪)} \times \text{海象影響修正係数}(BF、船型、航路)$$

理論的計算値は、正面からの風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、 BF ごとの海象影響修正係数を、船型、航路別に多数蓄積し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の推定精度を実用的なレベルとすることができる。

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り、実海域中の抵抗増加の推定に関する問題点を明確にし、拡充する面からも重要である。ログブック解析と海象影響修正係数に関して、以下のことが言える。

1. 海象等による抵抗増加は、理論的計算では BF が大きくなると急激に増加するが、実績値ではなだらかに増加する。この結果、海象影響修正係数は BF が大きいほど小さい。
2. 海象影響修正係数は肥大船の方が瘦型船より小さいという傾向が見られる。
3. バラスト状態なども含め、海象影響修正係数の蓄積が必要である。

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をまとめ、小型瘦型船 A、大型肥大船 B の二船型から得られた海象影響修正係数の実例を示す。

5.2. ログブックの解析法

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。平水中推進性能が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。

ログブックの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。

5.2.1. 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。また、この他に3章の近似推定式、(3.64)式、(3.67)式などを用いて解析する方法もあるが、本論では割愛する。

以下に、理論的な背景について述べ、抵抗増加の実績値を示す。

海象等による抵抗増加量 (R_s) は、荷重係数 (J) を用いて次のように得られる。すなわち、(5.1)式の前進定数 (J') に対応する (5.2)式 の J' から全抵抗 (R) を求め、平水中抵抗 (R_C) を差し引くことから得られる。この場合、 J 、 $(1-w)$ および 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。

$$J' = 60 \frac{V(1-w)'}{RPM \cdot D} \quad (5.1)$$

$$\tau' = \frac{K_T'}{J'^2} = \frac{R}{\rho D^2 V^2 (1-w)'^2 (1-t)} \quad (5.2)$$

$$R = \rho D^2 V^2 (1-w)'^2 (1-t) \left(\frac{K_T'}{J'^2} \right) \quad (5.3)$$

$$\Delta R_S = R - R_C \quad (5.4)$$

R_S を (5.1) ~ (5.4) 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したところ、(5.3)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 R_S の誤差は小さい。

5.2.2. 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

ログブックのデータから海象等による抵抗増加量 (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.5.1 に示す。

このフローによる解析手順は、次の通りである。
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 および R_C の値には、速力試運転の

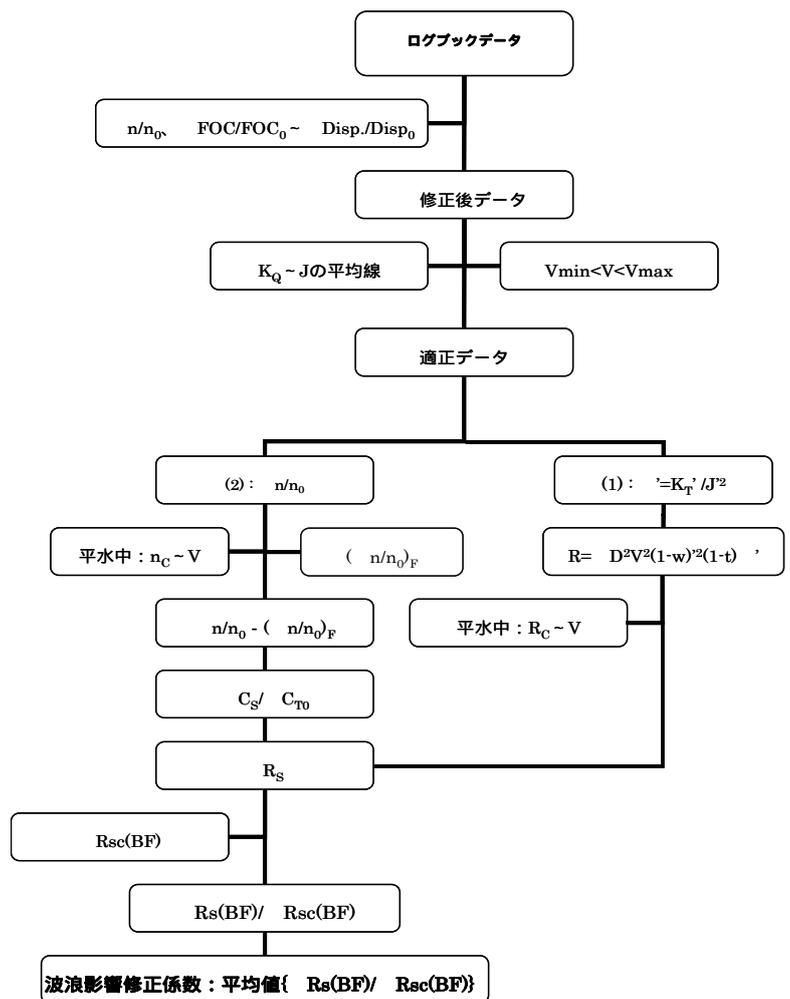


Fig.5.1. Flow chart of log book analysis

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。

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(3.67)、(3.68)式の C_s/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。

航海日ごとの馬力を特定する。

ログブックデータから適正なデータのみを抽出する。

(5.3)、(5.4)式で R_s を算出する。

R_s と理論的計算値(R_{sc})との比を求める。

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 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 、 について示し、 、 、 については、5.3 節に示す。

(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、次の三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) 燃料ハンドル目盛りとプロペラ回転数の積
- (C) 燃料消費量

このうち、ここでは(C)の燃料消費量による方法を用いる。

Fig.5.2 に平水中の P と FOC の関係から推定すると同じ FOC であっても RPM によって馬力は異なることを示す。

この図では回転数マージンを 5%としている。平水中では最大出力(MCR)100%となる Q を $Q(MCR)$ で示し、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、(3.7)式のように、トルク(Q)は FOC に比例すると仮定すれば、(5.5)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。

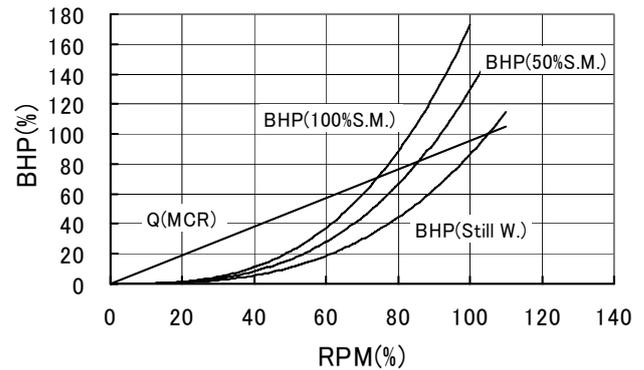


Fig.5.2. Relation of BHP and RPM at constant FOC

$$P \propto Q \cdot RPM \propto FOC \cdot RPM \quad (5.5)$$

本論では、(5.5)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。

(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。 R_s を求める場合には、次のデータを除外する。

同一船速における回転数増加が負のデータ。

船速の許容範囲を超えるデータ。許容範囲は(3.84)式から求め、許容誤差 ϵ_R は 5%程度とする。この式の基準船速(V_0)は、ログブック記載の船速 V から求めた平均値近傍の船速とする。

$K_Q \sim J$ の平均線から 3%程度以上離れているデータ。

J は(5.1)式、 K_Q は次式で得られる。

$$K_Q = 24668 \frac{P \cdot \eta_T \cdot \eta_R}{RPM^3 D^5} \quad (5.6)$$

$K_Q \sim J$ の平均線とは、 J を横軸に K_Q をプロットした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、(3.4)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 、 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り返し計算にて求める。

$$b'_m = K_Q - a' \cdot J \quad (5.7)$$

(5.6)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、その影響は小さく 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。

5.3. 海象影響修正係数の実例

5.2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計算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、抵抗増加の理論的計算値、海象等による抵抗増加の実績値および海象影響修正係数の実例を示す。

5.3.1. 理論的計算値

海象影響修正係数は、同じログブックデータを解析しても用いる理論的計算法、波スペクトル、海象データなど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計算法は、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、抵抗増加の計算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、抵抗増加の計算法についてはいくつかの問題があり、海象についても定期用船契約のように就航航路が未定の場合も多い。

これらを考えると、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、基準とする理論的計算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計算法を、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($H_{1/3}$)および平均波周期(T_0)を用いる。

(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から、 R_{AX} は次式で表される。

$$R_{AX} = \frac{1}{2} \rho_a \cdot C_{X0} \cdot A_T \cdot (U+V)^2 - V^2 \quad (5.8)$$

但し、 ρ_a : 空気質量密度、 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値とする。反射波に基づく成分($\overline{R_{AW1}}$)は式(4.7)を用いた(4.32)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。

(4) 計算例

(1)~(3)に従って計算したA船、B船の理論的計算値を、それぞれの平水中の全抵抗(R_C)で無次元化してFig.5.3、5.4に示す。

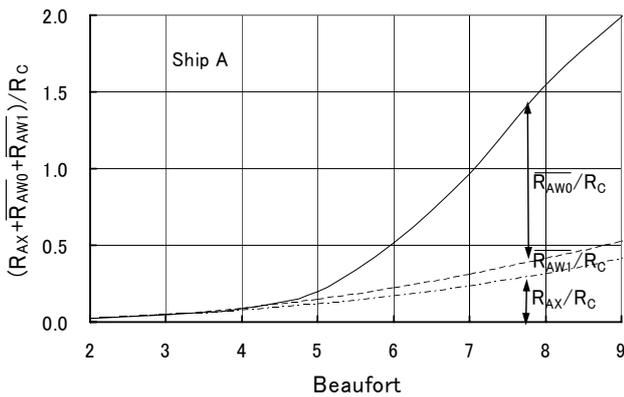


Fig.5.3. Items of resistance increase of fine ship A

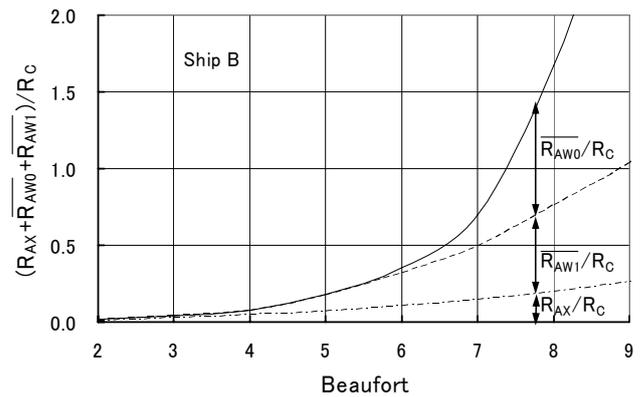


Fig.5.4. Items of resistance increase of fat ship B

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%である。抵抗増加の差は大きくないが、内訳は船型によって異なる。瘠型船では $\overline{R_{AW1}}$ 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。

5.3.2. 海象等による抵抗増加の実績値

(1) A船の実績値

Fig.5.5に、A船の海象等による抵抗増加の実績値(Log Book)をFig.5.3の理論的計算値(Calculation)と合わせてBFごとに示す。

す。図中に実績値を BF の累乗で回帰した平均線を示す。縦軸は平水中の全抵抗に対する比 C_S/C_{T0} である。

また、(5.3)式から全抵抗(R)の算出において、汚損影響による($1-w$)と K_T の変化は 5.2.1 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()の平均値は、理論的計算値と比べると BF が 5 以下では大きく、6 以上では小さい。

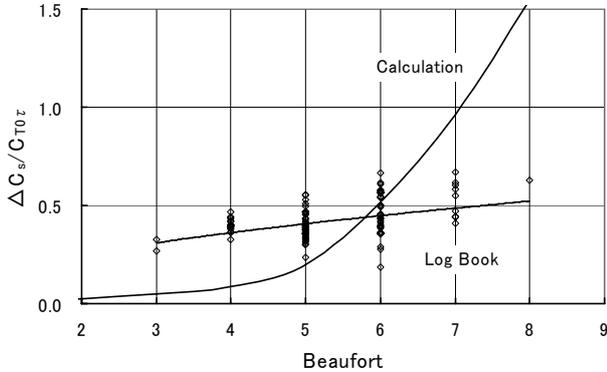


Fig.5.5. Comparison of C_S/C_{T0} between log book analysis data and calculation result, ship A

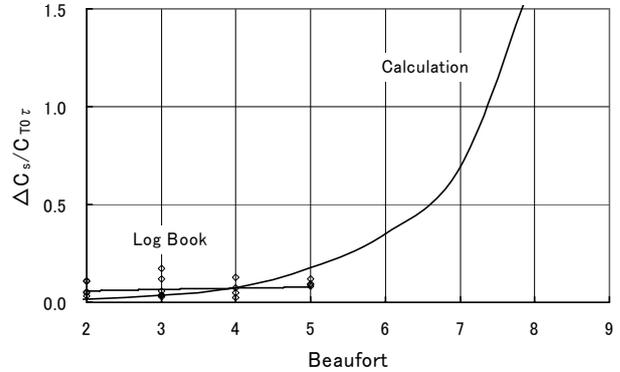


Fig.5.6. Comparison of C_S/C_{T0} between log book analysis data and calculation result, ship B

(2) B 船の実績値

Fig.5.6 に、大型肥大船 B 船の実績値を理論的計算値と比較して示す。データ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 C_S/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、実績値は計算値より 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。

5.3.3. 海象影響修正係数

(1) A 船の海象影響修正係数

Fig.5.7 に、A 船の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(R_S)は、Fig.5.5 の航海日ごとの値であり、 BF ごとの理論的計算値(R_{Sc})は Fig.5.3 である。

図中の()は R_S/R_{Sc} 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計算値の 4.5 倍、2 倍、1 倍程度として推定できる。

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。

(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.5.8 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、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、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。

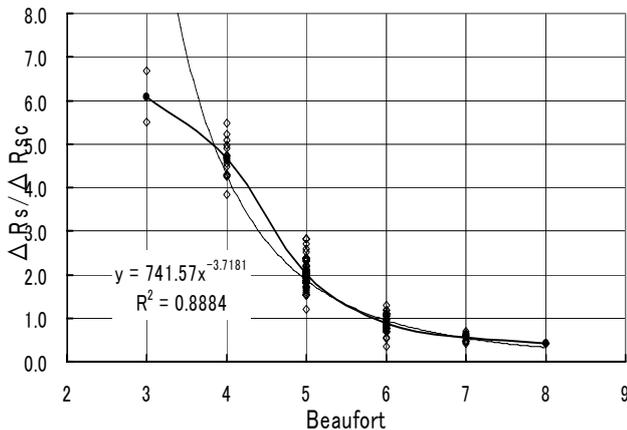


Fig.5.7. Coefficient of sea effect correction of ship A

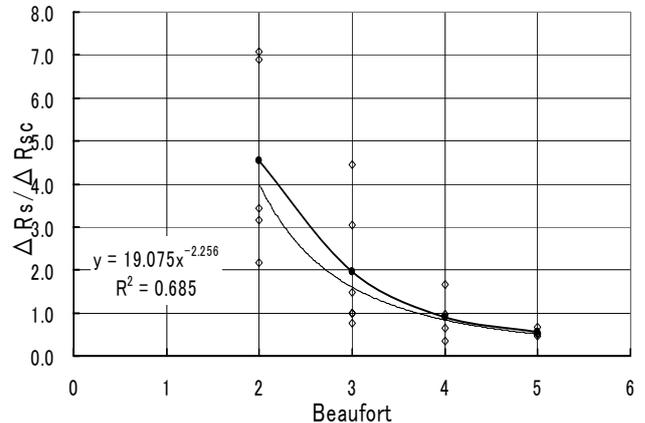


Fig.5.8. Coefficient of sea effect correction of ship B

(3) 船型による海象影響修正係数の差

Fig.5.9 に、小型瘦型船 A 船と大型肥大船 B 船の海象影響修正係数を比較して示す。この例では、A 船の海象影響修正係数のほうが大きく、B 船と比べると、 $BF=4, 5$ では 4~5 倍の値となっている。

これは、瘦型船の反射成分による抵抗増加の計算値が 4 章の近似式の対象外で過小である可能性もあるが、二例しかないのでよく分からない。今後、こうした多くの解析例の蓄積が必要である。

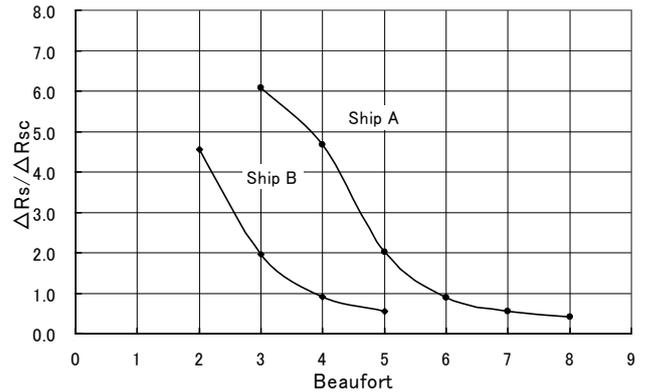


Fig.5.9.Comparison of coefficient of sea effect correction between ships A with ship B

6. 実海域中推進性能を考慮した船型設計

6.1. 概要

6 章では、2 章の基本設計における推進性能の評価、3 章の汚損・経年影響を含む実海域中推進性能の推定法、4 章の短波長域抵抗増加の近似計算式および 5 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。

新しい設計法では二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。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、船速は指定された短期海象における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などの時間的に特定される船速である。
- ・ 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。ただし、本論では第二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、推進性能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推定することができるため、船舶の生涯にわたる運航採算やライフサイクルバリューなどの評価ができる。

実海域中推進性能を考慮した船型設計法を構築し、それを用いて推進性能に及ぼす船体主要目の影響、長期に見た推進性能の改良策、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。
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、海象およ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. 対象とする船型によっては、海象影響を考慮した場合の最適浮心位置が存在する。
4. 実海域中の船速低下は大直径船の方が小さく、平水中およびバラスト状態の性能等を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。

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およ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、それらが船型主要目と評価時点によってどのように変化するかを明らかにする。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および運航面での性能改善策の効果について試算する。

6.2. 船型設計の手順

新しい船型設計の手順を 2 章~5 章と関連付けて示すと、以下の通りである。

船速に関する海象の条件と年数や期間など時間的に担保すべき条件(2 章)を確定する。

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(5 章)を求める。

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、プロペラおよび主機型式と常用出力を決める。この仮船型について、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(4 章、5 章)を求める。更にこれを加味した FOC 一定時の船速、 V 一定時の馬力増加および馬力一定時の回転数低下の時間

的变化(3章)を求める。

の計算結果から、 FOC 一定時の船速を 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対応する馬力増加量および回転数低下量から「換算マージン」を設定する。

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(3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。

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、運航採算などについて総合的に評価し最適船型とする。

なお、の常用出力に対応する主機最大出力の決定と の総合評価については、安全性や経済性などを考慮した検討が必要であるが本論では触れない。

6.3. 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、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。

本節では定期用船契約に則って、 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。

6.3.1. 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、

抵抗増加は、(4.7)式の α_2 を用いた(4.32)式と「推力増加の近似式[27]」

抵抗増加、汚損・経年影響による性能の変化は、3章の方法

機関トルクの低下を 0.5%/年、入渠間隔を 2.5 年

風圧抵抗は含まない

とする条件で推定した。

の海象等による抵抗増加の推定には、本来は 5 章の海象影響修正係数を用いる。ここでは Fig.5.4 の肥大船の計算例では風圧抵抗が 4 割であり、Fig.5.8 の肥大船の解析例では海象影響修正係数は $BF=5$ で 0.6 であることから、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、

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

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。

6.3.2. 竣工後の平均船速

推進性能のある一定期間を通した平均値の一例として、竣工後 5 年間、10 年間および 20 年間の FOC 一定時の平均船速を Fig.6.1 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。

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。

6.3.3. 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 4 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(V)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。

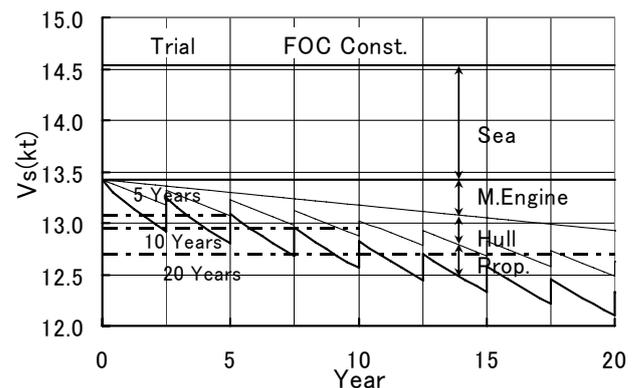


Fig.6.1. Speed drop of ship S' at constant FOC

a) 小型船の船速の変化

Fig.6.2 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。

試運転状態の船速は計算した範囲では 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。

これには二つの要素が関係する。C_b を 0.70 から 0.86 へと大きくすると、平水中の全抵抗に対する相対的な波浪中抵抗増加は 23%から 28%に増加すると同時に、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' 群の船速には BF=5 の海象影響と汚損・経年影響のいずれにも勾配の影響の方が大きく現れた結果である。

b) 大型船の船速の変化

Fig.6.3 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.6.2 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 の増加による船速の低下に、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)と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。

(2) 船速一定時の燃料消費量の変化

Fig.6.4 に、Fig.6.2 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、同じ四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。

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

FOC の値は、次の(6.1)、(6.2)式から近似的に算出した。すなわち、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。

$$FOC \propto Q \tag{6.1}$$

$$BHP \propto Q \cdot RPM \propto RPM^3 \tag{6.2}$$

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 91%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 C_b を小さくした船型が良い。但し、C_b 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.6.2 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ことが分かる。

(3) L、B、d の違いによる船速の差

Fig.6.2 に、船型 S' 群を対象とする B/C_b シリーズについて、船体主要目と FOC 一定時の船速との関係を示した。Fig.6.5 に、L/C_b、d/C_b シリーズについても同様に計算した結果を、B/C_b シリーズと合わせて C_b を横軸に示す。

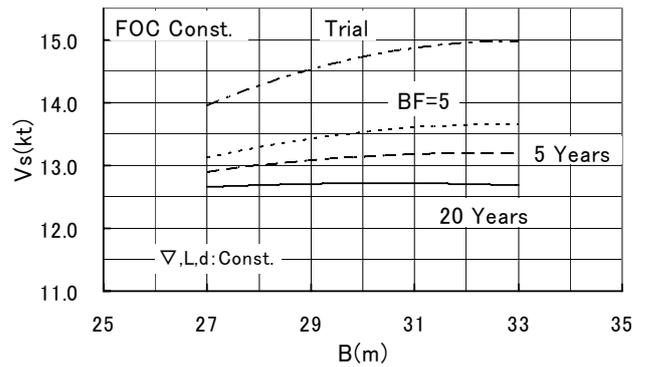


Fig.6.2. Ship speed in ship S' group of the same , L, d at constant FOC

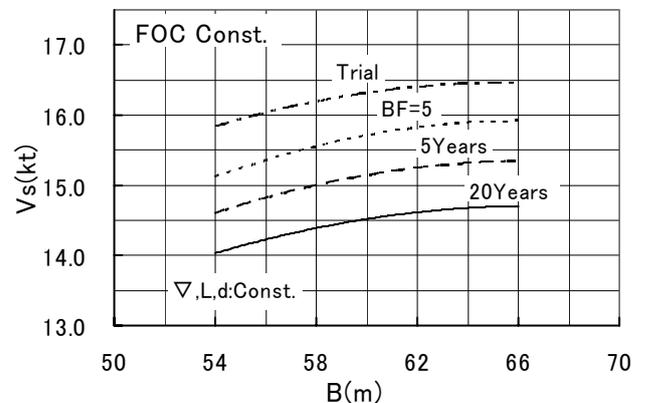


Fig.6.3. Ship speed in ship L' group of the same , L, d at constant FOC

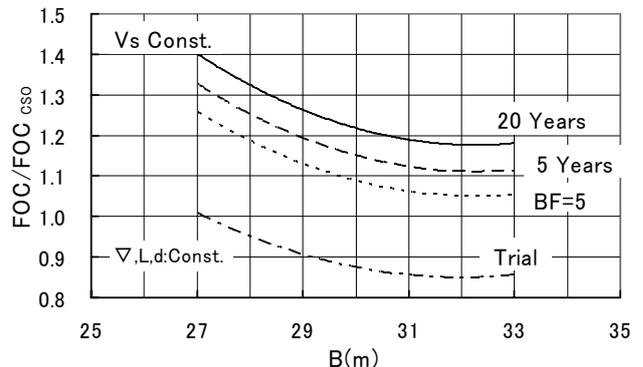


Fig.6.4. FOC in ship S' group of the same , L, d at constant Vs

いずれのシリーズでも、試運転状態と $BF=5$ での船速は、主要寸法を大きくして C_b を小さくした船型が大きい。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 C_b の大きさに決まる。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 Fig.4.5 に示したように、 C_b を小さくしたことにより抵抗増加が小さくなる効果は B/C_b が他の 2 つより小さいためである。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。これは船速がほぼ同じであれば、汚損・経年影響は C_b が大きいほど勾配 (m) が大きく、小さくなるためである。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。これは同一主機で同じ C_b であれば、汚損・経年影響は勾配もプロペラもほぼ同じとなり、同程度となるためである。

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

6.3.4. 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) で表す。但し、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 $L=219\text{m}$ 、 $B=32.2\text{m}$ 、 $d=12.19\text{m}$ 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 とする。

Fig.6.6 に C_b の増加に伴う FOC 一定時の船速の低下を示す。一点鎖線は試運転状態の変化である。実線は 20 年間の汚損・経年影響を考慮した状態の平均船速であり、平水中 (Still Water) と $BF=4$ 、5、6 の短期海象による抵抗増加を考慮した状態について示す。

基準船 ($C_b=0.83$) の常用出力に対応する FOC での試運転状態の船速は、15.6kt である。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 にすれば排水量は 8.9% 増加する。一方、平均船速は試運転状態では 0.9kt 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。

Fig.6.7 に、この船型群の輸送効率を試運転状態、20 年間の平水中、 $BF=4$ 、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。

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ので、主要寸法を一定とした場合の輸送効率は C_b が大きいほど良く、本例では $BF=6$ でも輸送効率は良い。

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ることが明らかとなった。

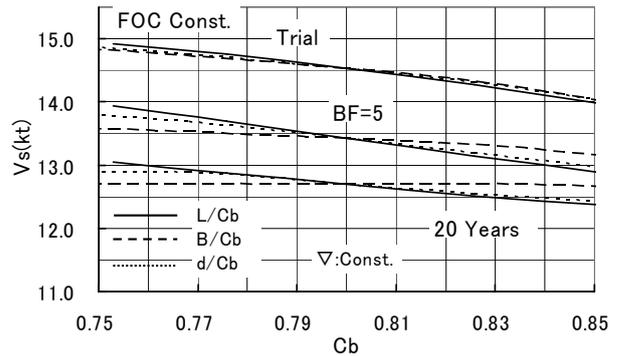


Fig.6.5. in ship S' group of the same at constant FOC

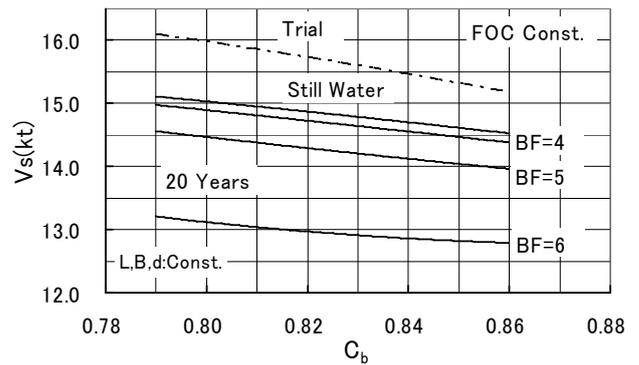


Fig.6.6. Ship speed in panamax ship of the same L , B , d at constant FOC

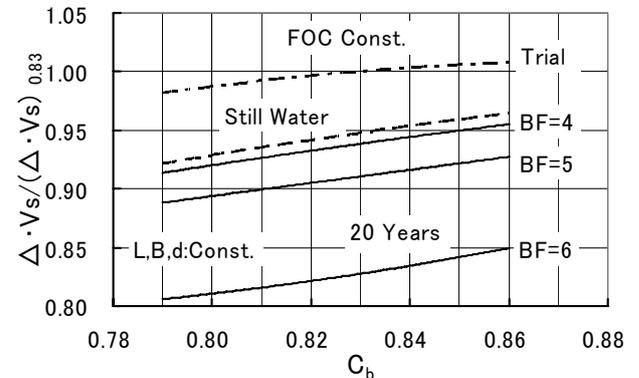


Fig.6.7. Transportation efficiency by varying C_b in the same L , B , d

6.4. 「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ている。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、海象およ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、それらを「換算マージン」として設定する。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。

6.4.1. 換算シーマージン

Fig.6.8 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。

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15%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」では対象とする海象と評価時点の設定が重要となる。

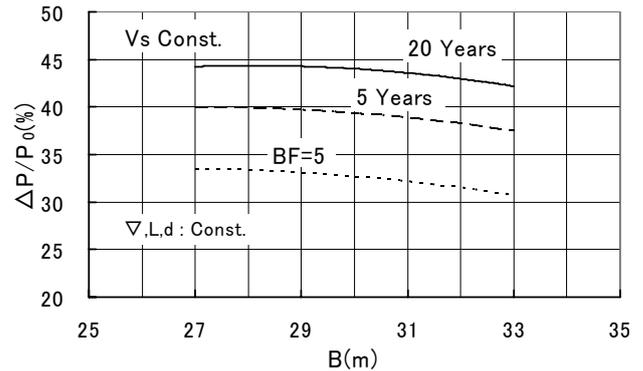


Fig.6.8. P/P_0 in ship S' group of the same L, d at constant V_s

6.4.2. 換算回転数マージン

Fig.6.9 に、Fig.6.8 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 $BF=5$ の波浪中における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 $B=27m \sim 33m$ 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と思われる。また、主機の運転許容範囲から見たプロペラトルクの変化から評価することも考えられる。

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、評価時点および船型の影響を考慮した「換算マージン」を設定する必要性を示している。

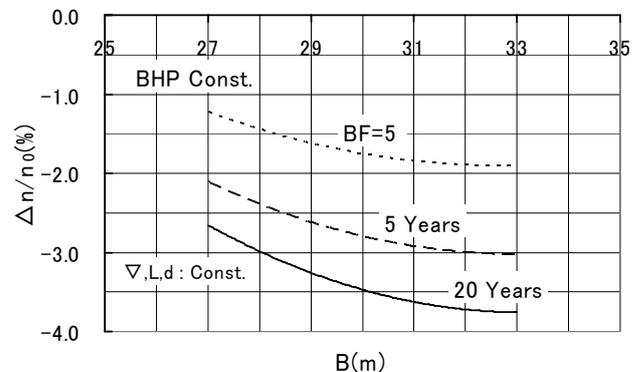


Fig.6.9. n/n_0 in ship S' group of the same L, d at constant P

6.5. 長期の推進性能の改良

6.3節において、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、プロペラ直径の違いが長期間の船速の差に及ぼす影響について検討する。対象船はTable3.7に示した大型低速船TLである。

6.5.1. シーマージンと船速

シーマージンは、少なくとも想定する定期用船契約に規定される船速と海象の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・経年影響に対応するシーマージンの大きさと船速の関係を求める。

Fig.6.10 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.3.6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。

6.5.2. 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、一般的には形状影響係数(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。平水中推進性能はこれらのバランスから決まり、通常低速肥大船ではlcbは-3%前後の値が設定されることが多い。

一方、lcbを前にすると前部水線面の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くなる傾向にある。実海域中推進性能は平水中性能を含めた性能であるから、lcbの最適値は船の大きさ、船速および海象によって変化する可能性がある。

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、

- 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
- FOC一定時の船速低下は(3.61)式
- 汚損・経年影響は、Table3.4の標準値
- 抵抗増加の理論的計算値は5.3.1項に示した方法
- 海象影響修正係数はBF=4で1.0、BF=5~7では0.6
- lcbによるBluntness係数の変化は、(4.33)式を用いて求めた。

Fig.6.11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.6.12にFig.6.11の船速差を、横軸をBFとして示す。

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。これが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ある。

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。

6.5.3. 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、パラスト状態の性能などを合わせて検討する必要がある。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、

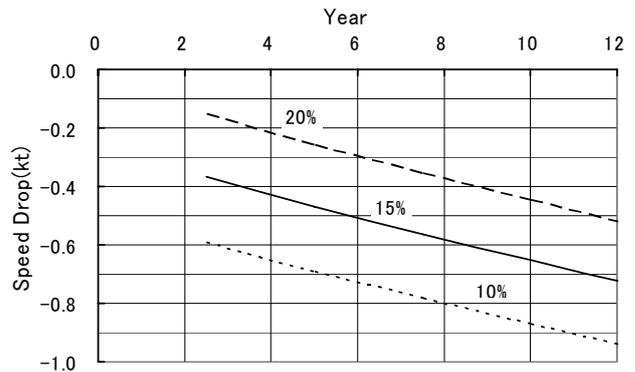


Fig.6.10. Effects of design sea margin on speed drop at docking interval of 2.5 years

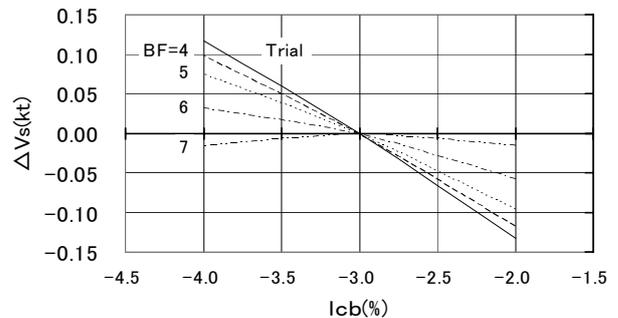


Fig.6.11. Effect of lcb on mean ship speed of 20 years at different sea condition

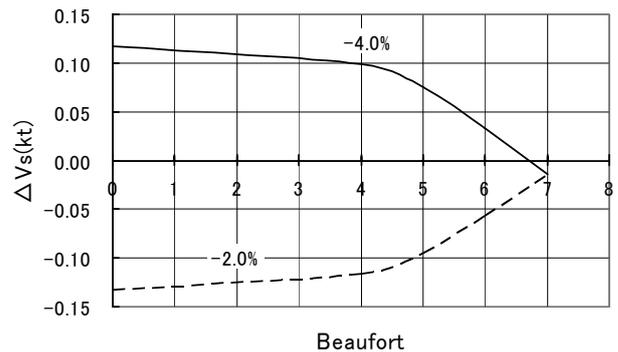


Fig.6.12. Effect of sea condition on mean ship speed of 20 years at different lcb

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.6.13 に、汚損・経年影響に関する数値を Table3.4 の標準値とし、海象等による抵抗増加 (C_S/C_{T0}) 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。

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の平均値である。

C_S/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、 C_S/C_{T0} が 30% の場合も大直径船の方が船速低下は小さい。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。これは船速低下における荷重度の違いによる C_S/C_{T0} の係数の差は、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、大直径船の方が実海域中の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。船尾形状変更によりこの差が若干小さくとも、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、パラスト状態の性能等と合わせて検討する価値がある。

6.6. 運航面への適用

本節では、3 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。

6.6.1. 入渠間隔

Fig.6.14 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。

2.5 年(実線)の船速低下量は Fig.6.10 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。

6.6.2. 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 3.9.2 項に詳述した通りであり、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こうしたメンテナンスは容易ではないが、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.6.15 に、汚損によるプロペラ表面粗度の増加を Table3.4 の標準値($9 \mu\text{m}/\text{year}$)、標準値の半分とした場合およ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。

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.6.14 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。

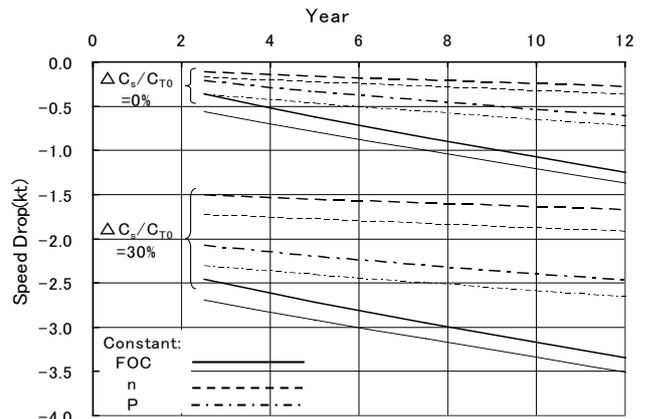


Fig.6.13. Effect of propeller load on speed drop due to fouling, aging and sea condition

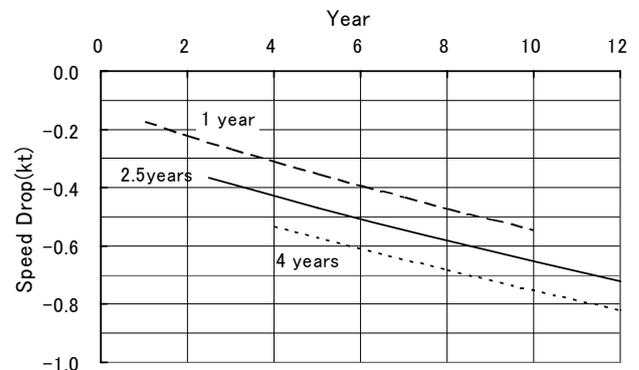


Fig.6.14. Effects of docking interval on speed drop at sea margin of 15%

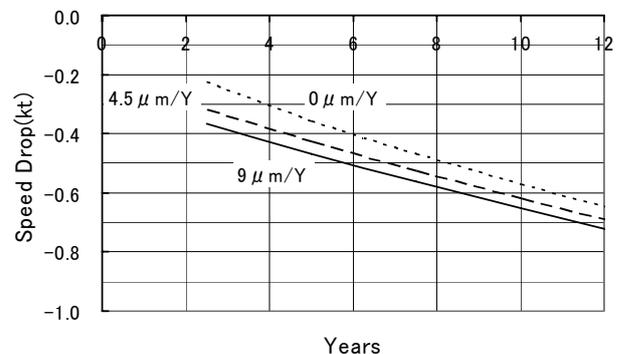


Fig.6.15. Effect of fouling in propeller surface on speed drop at constant P

7. 結論

7.1. 成果の要点

本論では、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、その評価法に見合う実海域中推進性能の推定法を構築した。これらを検討する過程や新たに構築した手法を用いた検討から次の成果を得た。

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、主機の運転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・経年影響と海象等による抵抗増加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、船速低下および回転数低下が多用されている。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本近似式による推定値とを対比して、定量的に十分な精度であることを検証した。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。
3. 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。
4. 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、性能変化の相互関係を容易に求めることができる。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。
5. 本近似推定式は、推進性能の変化を船体、プロペラ、主機および海象等による抵抗増加の四つの要因で表しているため、推進性能の変化に及ぼすそれぞれの影響が示される。なかでも船体とプロペラの汚損・経年影響について、プロペラは船体と同程度の影響を及ぼすこともあるということを理論的に裏づけた。
6. 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の影響を船型設計に反映することができる。
7. これらの波浪中抵抗増加の理論的計算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計算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。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。
8. 2章から5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。
 - ・ 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、船体主要目およ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、海象影響を考慮した最適浮心位置の検討が必要である。これ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ひとつの例である。

7.2. 今後の課題

本論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、トルクおよび燃料消費量の五項目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、主機および海象の四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および主機トルクの低下など汚損・経年影響の進捗を表す Table3.4 の値に反映すれば、3章に示した近似推定式の精度が向上し、更に本設計法の有用性が高くなる。また、長期にわたる表面粗度の増加が得られれば、それ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。バラスト状態や瘦型船の抵抗増加を理論的に推定する方法の改善が期待される。
3. 海象影響修正係数を多数収集すれば、更に汎用的な修正係数となり、現状の理論の補完と改良にも寄与する。
4. 安全性、メンテナンス、スケジュール維持等を考慮し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の評価が必要である。

参考文献

- [1] 松宮 照：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 Research (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、日本船用機関学会誌、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] 折戸博允、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、(株)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：プロペラの設計、日本造船学会、第2回船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回船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：船用機関における 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 - 内航コールドール輸送船 - 、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：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 (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：アプ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] 鷺見倫一、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)、日本船用機関学会誌、第6巻、第12号(昭和46年12月)
- [80] 首禰正夫：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、船用機関学会誌、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：大型専用船運航マニュアル、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., Minsaana, Nicolas Liapis, Svein O. Skjoldal : Prediction of Resistance and Propulsion of a Ship in a Seaway, Proc. of 13th Symp. On Naval Hydrodynamics, Oct.1980
- [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、渡辺巖：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、渡辺巖：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] 籾一之、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CO₂の抑制に関する調査研究(平成11年度)
- [102] 宮本雅史：輸送機関としての性能評価 - 実海域中推進性能を考慮した船型設計 - 、学位論文(大阪大学)、平成19年12月、(http://ir.library.osaka-u.ac.jp/metadb/up/LIBCLK003/f_2007-22335h.pdf)
- [103] 宮本雅史：実海域中推進性能の推定と評価 - 汚損・経年影響の推定法 - 、日本船舶海洋工学会論文集、第4号(2006年12月)
- [104] 宮本雅史：実海域中推進性能の推定と評価 - 汚損・経年影響の検証と評価 - 、日本船舶海洋工学会論文集、第6号(2007年12月)
- [105] 宮本雅史：実海域中推進性能を考慮した船型設計 - 短波長域抵抗増加の近似式と設計への適用 - 、日本船舶海洋工学会論文集、第7号(2008年6月)