

3. 省エネルギー船のための要素技術

梶谷 尚^{*1}, 谷林 英毅^{*5}, 埴 友雄^{*8}
 田中 稔^{*2}, 佐藤 和範^{*6}, 高橋 雄^{*9}
 門井 弘行^{*3}, 井上 盛夫^{*7}, 長谷川和彦^{*10}
 宮田 秀明^{*4}

3.1 船型改良による省エネルギー

3.1.1 船体形状

フルードの船型試験水槽建設の経緯 (吉岡勲: W. フルードその人と業績) あるいは山県船型学 (抵抗篇) によると, 試験水槽・船型学のめざすところは, (1) 任意に与えられた船型に対し, 対応実船の馬力を算定すること, (2) 与えられた排水量・計画速力のもとに, 推進性能が最良となる船型形状を見出すこととある。船型を工夫して抵抗推進面から省エネルギーを図ることは今日の緊急課題とはいえ, 上記(2)の古からの問題である。

(1) 抵抗低減の対象

船体に働く水抵抗成分¹⁾ (Fig 1) は, 力の働く方向で分ければ, 船体表面に接する方向の摩擦抵抗 R_{vt} と, 船体に直角に働く圧力抵抗 R_{vp} になる。圧力抵抗には造波成分 (波) R_w と粘性圧力成分 (剥離・渦) R_{vp} がある。船が実際に造った波を計測し, 波動エネルギーから直接造波抵抗を求める波形解析が約 20 年前から水槽試験に導入された。得られた波形造波抵抗 R_{wp} は, 特殊な場合を除き, 抵抗試験から得られる R_w よりかなり小さい。一方船体近くには時に砕波 (Wave Breaking) を伴う特異な波——自由表面衝撃波——が発生し, 造波抵抗のかなりの部分を受持っていると考えられるようになった。衝撃波が起っている流場では, 波頂の前後で流速

が不連続に変化し, 後流には波としてではなく伴流として伝わりとされている。衝撃波抵抗 R_{ws} は粘性成分 R_{vt} , R_{vp} とともに Wake Survey によって計測される R_{wake} に含まれ, R_{wake} と波形造波抵抗 R_{wp} を合わせると船の全水抵抗 (抵抗試験) に一致することが実験的に認められている。

摩擦抵抗 R_{vt} は, 排水量一定の条件の下に, 船型の形状を変えても殆ど変わらない。圧力抵抗は船型の微細な変化によって大きく変わるので抵抗節減の主対象とされている。しかし抵抗試験解析では, R_t を R_{vt} と R_{vp} に分離することはむづかしく, 全抵抗から船に等価な平板の摩擦抵抗 R_f ($R_{vt} = (1 + K_f) R_f$, $K_f \ll 1$) を差引き, 残りを剰余抵抗 R_r として, 船型との関係を調査研究する。物理的にはこれを形状抵抗と造波抵抗に分けて考える。近年造波理論の発展はめざましく, 造波抵抗は船型形状による変化が著しいため, 流力上の船型設計といえ

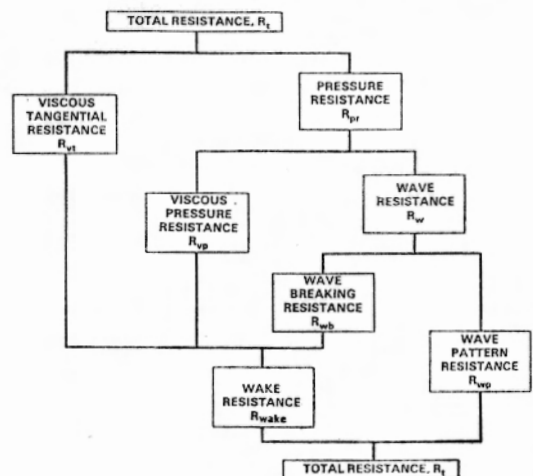


Fig. 1 Ship-Resistance Components

- *1 東京大学工学部船舶工学科
- *2 石川島播磨重工業(株)船型基本設計部
- *3 船舶技術研究所推進性能部プロペラ研究室
- *4 東京大学工学部船舶工学科
- *5 三菱重工業(株)長崎研究所推進性能研究室
- *6 日本造船技術センター船型部計測課
- *7 日本鋼管(株)船舶・海洋設計部性能設計室
- *8 佐野安船渠(株)技術開発部
- *9 三菱重工業(株)長崎研究所耐航性能研究室
- *10 広島大学工学部船舶・海洋工学教室

ば造波成分を減らすことを意味するかに思いがちであるが、基本は上述の通りである。

理論が発達していなかった時代、試験水槽は各種の大規模な系統模型試験を実施した。今日では理論の援用により船型改良が進められ、理論と実際の差を埋めるための的を絞ったシリーズテスト・実験確認的試験がよく行われる。船型要素の何をシリーズに選ぶかは個々の問題によって異なるが、一般には、船の主要目・横断面積曲線・肋骨線、バルブなどのシリーズテストが行われ、結果はチャートにまとめられている。さらに馬力算定の電算プログラム開発が進められ、既存のチャートはプロベラも含めて殆どが数値化され、即座に使用できる態勢にある。しかもこれらの水槽試験結果は実船の馬力予測よりも船型設計（最適化）に利用されることが多い。チャートを船型改良に利用する立場からみると、テイラーのチャートには教えられるところが多い。

(2) 船型設計の出発点

船型にはマクロ要素とミクロ要素があり最適化は両者を同時に同等に扱って初めて可能となる。しかし実際には主要目の決定が先行する。最適の主要目は設計の条件とくに設計速力によって変わる。具体的には剩余抵抗中の造波成分と粘性成分のうち形状因子に関わる成分の大小によって変わる。

Fig. 2 は山県の方形係数 δ と臨界フルード数との関係を示す図である。ある方形係数に対し、これ以上に設計フルード数を上げることは好ましくない限界を示すが、運航経済上は C_B を大きくしたいのでこの図は最適 $F_n \sim C_B$ 曲線と解してよい。高速 ($F_n > 0.3$) では設計速力の上昇と共に最適 C_B も大きくなる。この傾向は造波成分を考えて得られた結論であり、造波理論の予測とも合致し²⁾、またテイラーのチャートにも明示されてい

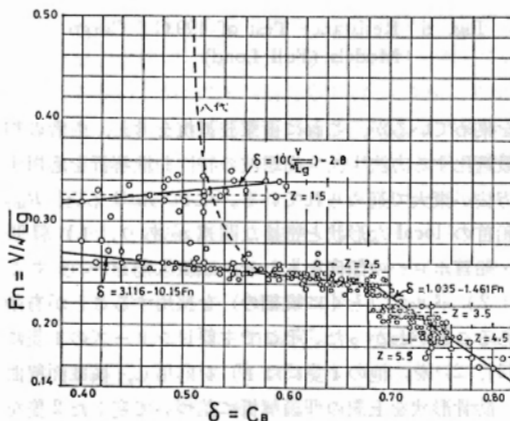


Fig. 2 Yamagata $F_n \sim \delta$

KIND OF SHIP	LENGTH (L _{PP})	NUMBER OF SHIP	MARKS
TANKER (WITH ORE/OIL CARRIER)	150 ^m ~ 320 ^m	79	○
CONTAINER	140 ^m ~ 250 ^m	53	□
BULK CARRIER	130 ^m ~ 260 ^m	33	△
LNG & LPG	200 ^m ~ 290 ^m	24	×
CARGO (WITH CHIP-TIMBER CARRIER)	160 ^m ~ 260 ^m	48	⊕

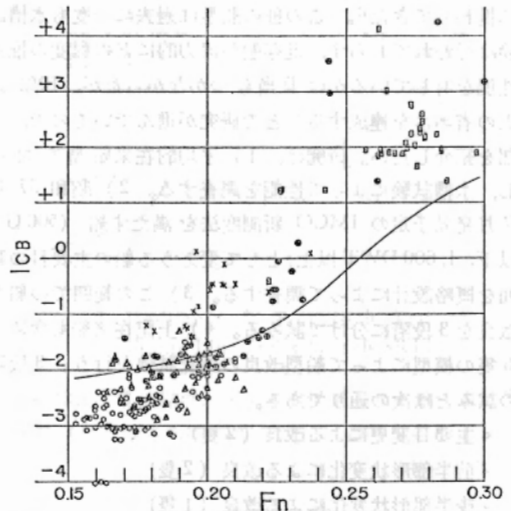


Fig. 3 LCB-Design F_n

る。 $F_n = 0.27$ 以下では各 C_B で主として剩余抵抗が急に立上る速度をもとに出された直線と考えられる。図中 $Z=1.5, 2.5, \dots$ の破線は、船首波と船尾波の横波が干渉し造波抵抗曲線がホロー（谷）となる速力を示す。一時期ホロスビードを狙えという考えがあった。この考えは誤りで、今日では波の発生自体を抑えるべくどの設計速力でも最適化計算が可能である。

粘性が初期の船型計画にどのように関与するかは Fig. 3 の l_{CB} と設計速力の関係³⁾ に現われている。低速船（タンカー、バルクキャリア）は浮心が中央より前方にあり、中速船（LNG、LPG、カーゴ）はそれより後方、高速のコンテナ船は浮心が最も後方にくる。低速船において重要なのは形状抵抗（係数 K ）を抑えることであり、これと密接に関係する船体後半部の形状を第一義に考えねばならない。どの程度の排水量前後配分が妥当であるかは船尾を fine にすることによる K の減少と、船首を full にするにつれて増加する造波成分とのバランス最適化による。船首の肥大化、水線入角の増加は衝撃波抵抗の増大をきたす。前方突出の縦細のバルブは衝撃波抵抗の軽減に有効なので、タンカーはこの種のバルブを装着し幅広化・肥大化を保ちつつ、船尾形状の一層の再改良が進められている。設計速力が高速に移るにつれて造波に対する配慮が重みを増してくる。造波成分は船体後半部より前半部での受持ちが大きく、造波に重み

がつく程前半部を fine にせざるを得ない。

(3) 内航貨物船の船型改良例

船型改良法, 省エネ船の開発方法は対象船種・研究開発規模によって異なる。筆者は昭和 55 年より, 1 万隻以上に及ぶ内航船の代表的 499 GT 型貨物船の船型改良に携わってきた⁴⁾。この種の船型は過去に一度も水槽試験は行われておらず, 既存船が流力的にどの程度の推進性能を有しているかは見当もつかなかったが, 10% 以上の省エネを達成することで研究が進んでいるので, 一部を紹介したい。研究は, 1) 平均的在来船型を抽出し, 水槽試験によって性能を調査する。2) 昭和 57 年 7 月発効予定の IMCO 新測度法を満たす船 (500 GT 以下, 1,600 DWT 以上) として変えうる船の主要目の範囲を概略設計によって調査する。3) この範囲での船型改良を 3 段階に分けて試みる。4) 上記在来船も含めて 6 隻の模型によって船型改良の確認試験を行う。3 段階の試みとは次の通りである。

- ・主要目変更による改良 (2 隻)
- ・前半部形状変化による改良 (2 隻)
- ・後半部形状変化による改良 (1 隻)

船型改良の第 1 段は主要目によって抵抗低減を図る。原型 ($L \times B \times d = 64.0 \times 11.5 \times 4.2$ m, $\Delta = 2,270$ t, $C_B \times C_p \times C_m = 0.716 \times 0.777 \times 0.921$, $V_s = 11$ kt) を中心に当初 L を延ばし幅をへらす方向で新測度適合船の調査が進められ, L の上限は 68 m であることが概略設計から判明した。しかし, 幅を減らすことは高速の場合にしか有効でなく, 本船のような $F_n = 0.22$ 船では疑問に思われた。そこで主要目変化の影響をテイラーチャートによって調査した (Fig. 4)。原型 A-1 ($C_m = 0.921$) に対し, 第 2 原型 (C_B を同一とし C_m を 0.95 に増して, C_p を下げる) が, さらに L, B を増した C_{m-1}, B_{m-2} が有効であることがわかった。この結果を確認するため, 主要目シリーズとして原型 A-1 (在来船, 模型 F), C_{m-1} (同 H), B_{m-2} (同 I) の水槽試験を行った。結果は Fig. 5 の通り予想以上の改良がなされ, 抵抗低減には形状抵抗・造波抵抗の減少がともに寄与していることがわかった。

第 2 段として船体前半部の形状の改良を試みた。第 1 段のマクロ変形に対し, 第 2 段は船首造波を対象にしたミクロ変形 (C_p 曲線, 水線・肋骨形状) である。 $C_B = 0.7$, $F_n = 0.22$ 付近の中速肥大船では自由表面衝撃波抵抗 R_{ws} が造波抵抗 R_w の大半を占める場合が多い。この場合波形造波抵抗 R_{wp} だけを扱った従来の造波理論では最適化はできない。 R_{wp} を対象にした船型改良法の一つとして明石船型試験水槽の波形解析の方法⁵⁾が注

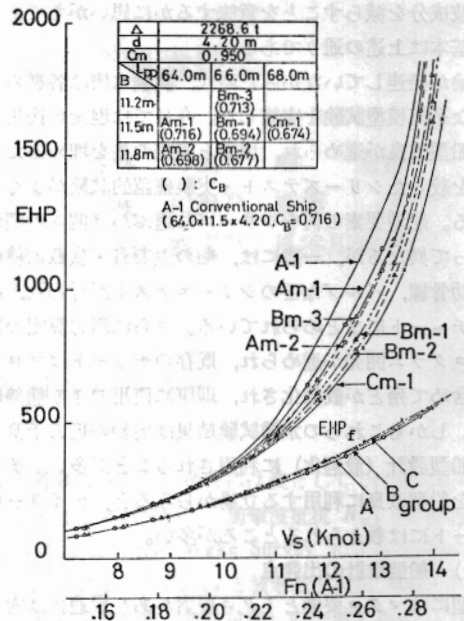


Fig. 4 EHP Curves (Taylor Chart)

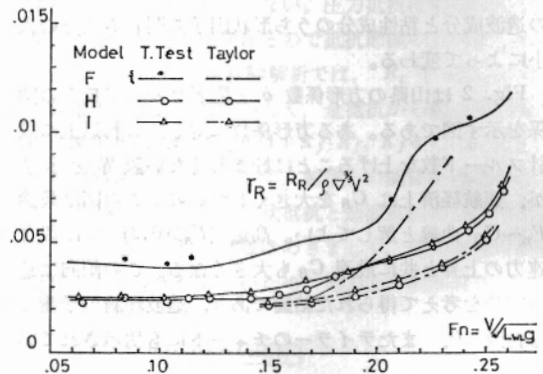


Fig. 5 Resistance Test of 499 GT Cargo Models (Full Load)

目を集めているが, これに衝撃波抵抗を考え, 両者の和を最適化する方法⁶⁾や, 衝撃波の特性曲線解析を応用する方法が東大で進められている。これらによると R_{ws} は船首の local な形状と密接な関連があり, 1) 肩張り・船首ホローの傾向をもたせ, 水線入角をへらすこと, 2) パルプ (とくに縦細の) を採用することが有効であることがわかった。そこで主要目シリーズの 1 隻には 1), 2) を, 他の 1 隻には 1) を応用し, 横断面積曲線, 肋骨形状を上記の理論解析に基づいて変えた 2 隻を模型試験に供し, さらに船型を改良しうることがわかつ

た。

第3段として船体後半部の推進性能向上のための変化を考えた⁷⁾。後述のスタンパルブをプロペラの直前に付し、伴流をプロペラ面に集中させる。プロペラ面に至る横断面積曲線や水線等を変化させ、プロペラ作動による抵抗増加(推力減少率 t)を低く抑えることを試みた。理論解析を行い、この考えを応用した船尾を第2段の改良船(1隻)に付して試験を行った。その結果は伴流による利得は成果を取めたものの満載状態では余剰抵抗が高めとなり総合しては僅かな利得にとどまった。

しかし1~3段の解析と試験によって当初に選んだ在来船より制動馬力にして満載バラスト共に約4割の馬力節減が可能であることがわかった。

(4) 後半部船型の改良

船型学的に顧みられることがなかった船種について、この程度の改良は困難ではないかも知れない。しかし今回の研究によって、いかに水槽実験が重要であるか、また自由表面衝撃波を後続自由波と峻別するなど、物理現象を素直に捉えることがいかに大切であるかわかる。基礎的研究が進むにつれて船型改良に対する考え方も変わってくる。船型の最適化というまでもなく、実船状態でしかもプロペラ作動状態で考えねばならない。曳航状態で抵抗が低くてもプロペラ作動による抵抗増加が大きければ船型改良をしたことにならない。船尾形状を工夫し、プロペラ・舵との干渉を利用して、この増加を低く抑えることが各水槽で考えられている。後半部船型には粘性が強く関与するのでwakeに対する考えも明確にする必要がある。船の推力馬力 THP はスラスト T 、プロペラの前進速度 V_A 、船速 V 、曳航時の抵抗 R_0 等を用いて

$$THP = \frac{T \cdot V_A}{75} = \frac{R_0 V}{75} \cdot \frac{1-w}{1-t}$$

と表されるが、そうするとプロペラ作動時の抵抗 T というより馬力自体 $T \cdot V_A$ を対象に船型改良を考えていかねばならない。かつて肋骨線形状にはU-bow, V-sternが望ましいといわれてきた。Fig. 6⁸⁾は船研で船体前後部の肋骨形状をUとVに変化組合わせたときの実験結果である。本図でも明らかなように、U-bow, V-stern (MS 0240)は曳航状態で船型を考え、船首部造波を抑え、後半部の形状抵抗を小さくするという考えに則っているように思われるが、現在では後半部を以前よりU型化しており、そこには、自航状態での性能改善・馬力節減の意図が強い。Fig. 6の例でも自航試験による馬力推定ではMS 0239が最も良い結果に変わっている。このような思想のもとに、抵抗推進の各分野での研究が進

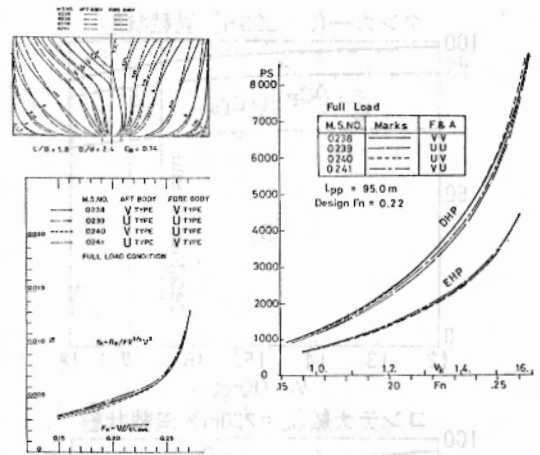


Fig. 6 Resistance & Propulsion Test of Frame Line Series Models SRI 1976

み、船体後半部の粘性、wakeを考慮した合理的設計法が確立されればさらに船型の改良が進むものと思われる。(梶谷 尚)

引用文献

- 1) Proc. of the Workshop on Ship Wave-Resistance Computations, Vol. 1, p. 88, DTNSRDC, 1979.
- 2) 乾 崇夫, 他: 高次船型の造波機構, 船論 124号, 1968.
- 3) 横尾幸一: 船舶基本設計のための抵抗推進について, 学会夏季講座, 新しい造船学, 1977.
- 4) 省エネルギー内航船(499トン貨物船)の技術開発報告書, 日本中型造船工業会, 1981.
- 5) 松井政博, 他: 波形解析データに基づいた船型計画法について, 船論 147号, 1980.
- 6) M. Nito, et al.: Free Surface Shock Waves and Methods for Hull Form Improvement, JSNA Japan, Vol. 150, 1981.
- 7) Y. J. Lin, et al.: On the Optimization of the Aft-Part of Fine Hull Forms (Second Rep.), J. Kansai SNA Japan, Vol. 179, 1980.
- 8) 斉藤 勇, 他: 内航船の推進性能に及ぼすフレームラインの影響, 第28回船研講演会, 1976.

3.1.2 摩擦抵抗

船体抵抗は粘性抵抗と造波抵抗に大別され、一般商船では前者の比率が遙かに大きい。特にタンカーのような低速肥大船では、全抵抗に占める粘性抵抗の比率が90%以上にもなる(Fig. 1参照)。従って、粘性抵抗を減少させることは、船舶の省エネルギーにおける重要なテーマである。

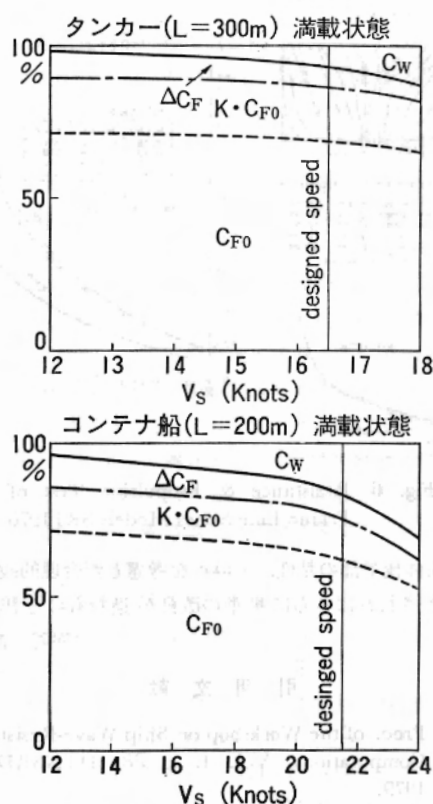


Fig. 1 船体抵抗成分の割合

(註) ここで、 C_W ：造波抵抗係数、 C_{F0} ：平板摩擦抵抗係数、 K ：形状影響係数 ($K \cdot C_{F0}$ ：形状抵抗成分)、 ΔC_F ：粗度修正係数であり、 C_W を除く残りが略粘性抵抗成分に相当する。

粘性抵抗の減少法には、大別して3つの方法がある¹⁾。

第1は、何らかの新しい方法の導入により大幅な粘性抵抗の減少をねらうもので、空気膜や高分子添加剤を利用して摩擦抵抗を減少させる方法、境界層制御により粘性圧力抵抗を減少させる方法等がある。しかし、現在のところ、実験的に成功した例はあっても、採算性などの点で直ちに実用化される可能性のあるものはないようである²⁾。

第2の方法は、3.1.1に述べた船体形状の改良による粘性抵抗の減少法であり、形状影響係数や浸水面積の小さい船体形状の追求である。従来から、系統的模型試験などにより船体主要目と形状影響係数や浸水面積との関係、船体形状が形状影響係数に及ぼす影響について数多くの調査が行われており、浸水面積を減少させたマイヤー・フォームなども考案されている。最近、船体後流計測や船体表面圧力の計測など水槽試験技術の進歩と、

粘性抵抗理論の発展により、粘性抵抗の性質や船型との関係をより詳細に把握しようとする方向に研究が進んでいる。従って、実際の船体設計や船型改良の場では、これ等のデータと技術を基に適切な船体主要目の選定や船体線図の決定を行うが、当然粘性抵抗の減少のみを追求するのではなく、造波抵抗を含めた全抵抗の減少、推進効率を含めた所要馬力の減少を考えることが必要である。

第3の方法は、浸水面を平滑に保つことによって表面粗度による就航後の摩擦抵抗の増大を防止しようとするもので、新型船底塗料の開発等により省エネルギーの実効面で最も期待されている方法の一つである。以下、この方法について概括してみたい。

(1) 就航船の馬力増加と外板粗度

就航船の推進性能は、船体表面の汚損や経年変化により年数と共に低下し、それにつれて同一速力を維持するのに必要な馬力が増加して行く。その実態を知る目的でログブックによる就航実績の解析が行われており、Fig. 2, Fig. 3にタンカー（日本～ペルシヤ湾航路）とコンテナ船（PSW航路）の解析例を示す。ここで、シーマージン（SM）は次のように定義されている。

$$SM = \frac{\text{船体表面の汚損と経年変化による馬力増加}}{\text{新造時の船体表面状態で同一排水量・船速での馬力}}$$

汚損の影響はドックから次のドックの間の馬力増加として現われており、コンテナ船で年約10%、タンカーで19～37%と非常に大きいことがわかる。また、1972年の港湾ストライキの後、長期停船の影響が顕著に現われているのは注目される。ドック時の保守整備によって除去されず経年的に増加して行く経年変化（船令影響）は、コンテナ船で年2%、タンカーで年3%程度であるが、これは年数と共に累積して行くので、船の一生でみると影響が大きい。

経年変化の主因である外板粗度の実態について、1950年頃からBSRA（英国船舶研究協会）等により、勢力的な調査が進められている。わが国でも運航面での調査が始められ、次第に実態が明らかになりつつある。比較的新しい資料によれば、

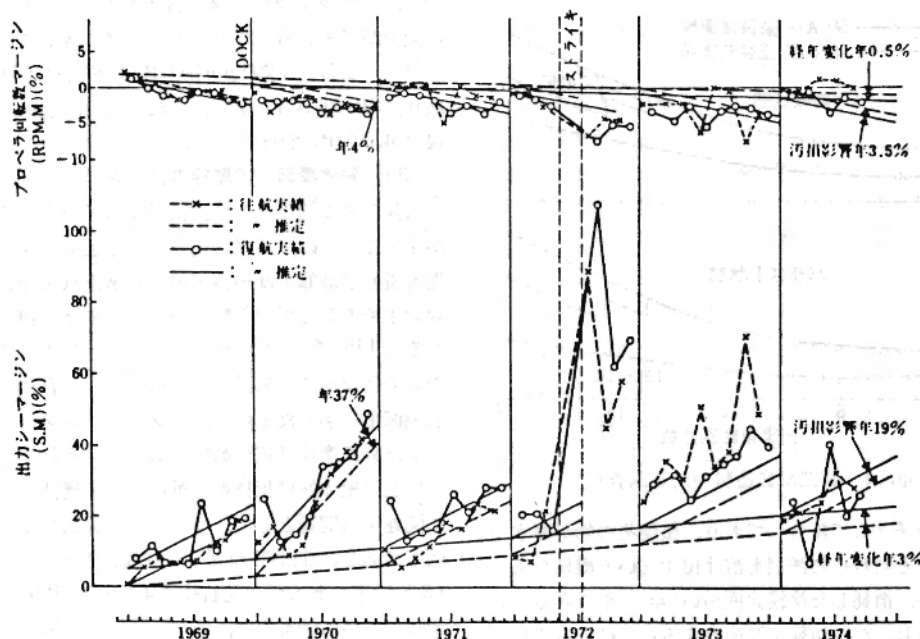
新造時の粗度：125 μm (80～180 μm) AHR*

新造船は努力すればAHRで100 μm 以下にすることはできるが、70 μm 以下にすることは困難。また、悪くても200 μm を越えることはないと言われる⁵⁾。

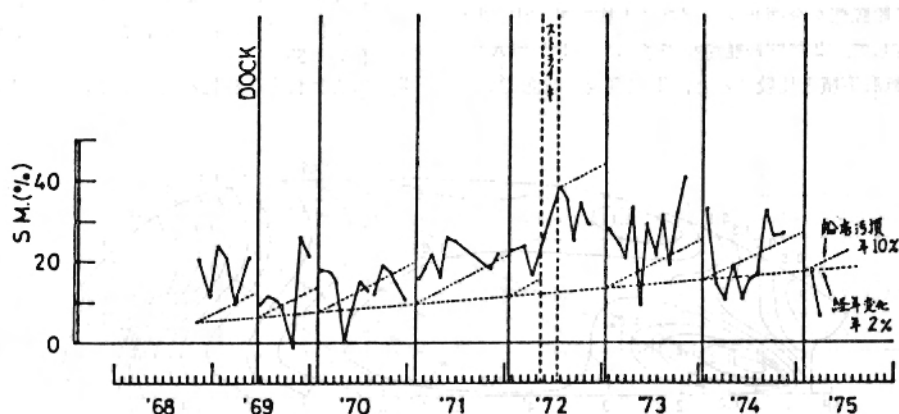
経年変化による粗度の増加（新造後6～7年）：塩化ゴム系 A/C 塗装船＝50～55 $\mu\text{m}/\text{年}$

タールエポキシ系 A/C 塗装船＝20 $\mu\text{m}/\text{年}$ ⁶⁾

* AHR＝Average Hull Roughness



ビューフォート風力階級4以下のデータによる往復航別平均シマージン

Fig. 2 就航実績解析例 (タンカー)³⁾

ビューフォート階級4以下、船速21.5 kt以上のデータによる一往復航海の平均シマージン

Fig. 3 就航実績解析例 (コンテナ船)⁴⁾

また、外板粗度と馬力増加の大略の関係について、粗度が $100\mu\text{m}$ から $10\mu\text{m}$ 増加する毎に、馬力は1%増加、船速は1/3%低下とすればよいとの報告⁷⁾がある。

(2) 新型船底塗料と効果

低摩擦抵抗型の船底塗料として、自己研磨型防汚塗料 (SP 型 A/F) が注目され、わが国での使用も急速に増

えている。

従来の防汚塗料は、亜酸化銅、有機スズなどの防汚剤が塗膜中に混合されており、それが溶け出した後に不溶性の抜け殻 (スケルトン) が残るため、塗膜面の粗度が経年的に増加することが避けられなかった。

それに対し SP 型 A/F は、防汚剤の有機スズが塗膜

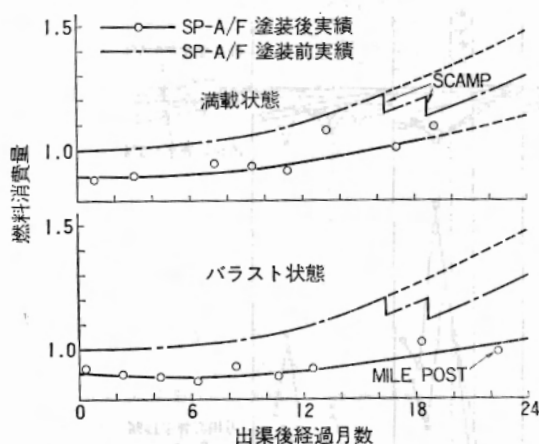


Fig. 4 新型船底塗料の効果調査例

基材の 1 分子として結合しており、塗膜その物が海水中に溶出すると同時に防汚剤も溶け出すという機構をもっているため、消耗した塗膜表面がいつも平滑であるという特徴を有し、かつ塗膜を厚塗りすることによって長期防汚が可能であるとされている⁸⁾。

新型船底塗料の採用にともなって、その効果の追跡調査が行われており、一例を Fig. 4 に示す。本船は就航後 8 年して船底部を全面サンドブラスト施行後 SP 型 A/F を塗装して、2 年間の航海を終了した。SP 型 A/F 塗装前の航海実績と比較すると、出渠直後の航海で約

10%, 1 年後: 15%, 2 年後: 25% 程度の燃料消費量の減少が見られる。なお、サンドブラストによる粗度の回復は、施行前: 295 μm (AHR), 施行後: 115 μm であり、SP 型 A/F 塗装前の航海では、途中船体水中清掃 (SCAMP) を施行している。

(3) 船体表面上の摩擦抵抗分布

船体各部の汚損が船体抵抗増加にどのように寄与するかを知ることは、汚損防止を考える上で重要である。最近の境界層計算では船体表面上の摩擦抵抗分布や限界流線を求めることができ⁹⁾、実用面で種々の利用が考えられる。Fig. 5 にタンカーとコンテナ船の摩擦抵抗分布の計算例を示す。局部摩擦抵抗係数の x 方向成分を外板展開図上に示したもので、タンカー、コンテナ船ともビルジ部分に摩擦抵抗の高いところが見られる。

以上、船体摩擦抵抗の軽減について概括したが、これに関連する問題として、プロペラの翼面粗度による効率低下がある。新造時のプロペラ翼面粗度は通常 20 μm (R_z) 以下であるが、就航後数年経ると 100 μm 以上に増加している例もあり、省エネルギー対策の一つとして見落してはならない問題であろう。(田中 稔)

参考文献

- 1) 船体性能の向上に関する調査報告書(その 2), 摩擦抵抗の減少に関する調査, 日本造船研究協会 (昭和 39 年)。
- 2) 田古里哲夫: 粘性抵抗減少法, 日本造船学会 粘

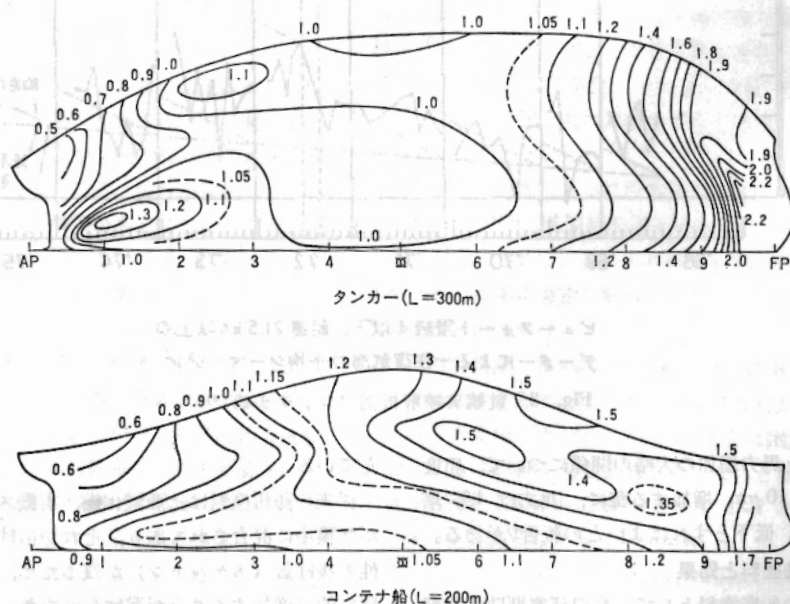


Fig. 5 船体表面上の摩擦抵抗分布計算例

性抵抗シンポジウム (昭和 48 年)。

- 3) 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 (昭和 56 年 3 月)。
- 4) SR 161 研究部会: 船舶の波浪中性能の推定精度向上とその実証に関する研究報告書, ログブック解析による実船の運航状況の調査 (昭和 51 年)。
- 5) R. L. Townsin, et al.: Speed, Power and Roughness—The Economics of Outer Bottom Maintenance, RINA, April 1980.
- 6) 折戸博允, 柿沼 勝: 船体表面粗度と船速低下, 日本造船学会誌 第 616 号 (昭和 55 年 10 月)。
- 7) M. N. Parker: Hull surface maintenance—its role in operating economics, The Naval Architect, March 1978.
- 8) 菅野照造: 船底塗料の技術的動向と SP 型 A/F 塗料について, 塗装技術 1981 年 1 月号。
- 9) 姫野洋司, 奥野武俊: 境界層理論と船体まわりの粘性流場, 日本造船学会 船型設計のための抵抗・推進理論シンポジウム (昭和 54 年)。

3.1.3 プロペラ

現在, 多く使用されている通常のスクルー・プロペ

ラ (以後普通型プロペラと称する) は, かなり長いこと船舶の推進器として使われており, そのことだけを考えてみても普通型プロペラの性能が優れていることが明らかであろう。しかし, 最近のように省エネルギーが声大に叫ばれている時には, より高効率のプロペラが求められる。そこで, 従来技術的問題点をかかえているために実用化にいたらなかったり, あるいは現在開発途上にある, 普通型プロペラとは異なる, いわゆる特殊プロペラ等が検討されて良い時期ではなかろうか。但し, 特殊プロペラ等がその効果を十分に発揮するためには, 最適のプロペラ荷重度の範囲があり, その適用を誤るとプロペラ効率の向上が得られない場合もある。Fig. 1 は各種プロペラの最適プロペラ荷重度の範囲を比較して示したものを文献 1) より再録したものである。以下に特殊プロペラ等の特徴とその効果について述べる。なお, 後述の説明の一助とするため, 推進効率の定義を下式に示す。

$$\eta = \eta_H \cdot \eta_0 \cdot \eta_R; \text{ また, } \eta_H = (1-t)/(1-w)$$

ここに, η : 推進効率, η_H : 船体効率, t : スラスト減少率, w : 伴流係数, η_0 : プロペラ単独効率, η_R : プ

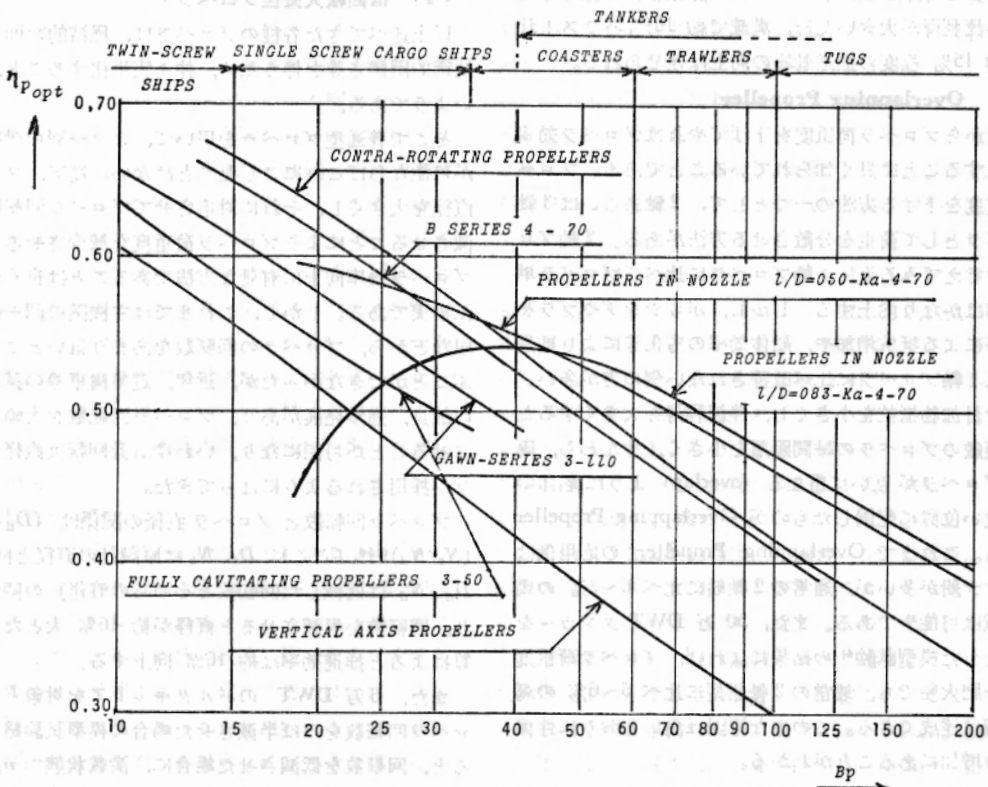


Fig. 1 Comparison of optimum efficiency values for different types of propulsors (文献 1)より)

ロペラ効率比

(1) Ducted Propeller

普通型プロペラ以外のプロペラの中で最も実用化されているものが Ducted Propeller であろう。Fig. 1 に見られるように、プロペラ荷重度の大きい場合、普通型プロペラの代りに加速型の Ducted Propeller を採用するとプロペラ単独効率の改善が期待できることが良く知られており、昔から曳船や漁船等に多く使用されてきたが、最近では大型肥大船にも採用されるようになってきた。

しかし、Ducted Propeller は Duct とその中で作動する Impeller を組合せて一つの推進器となっているため、船体との相互干渉が普通型プロペラより複雑になっており推進効率向上の原因を比較、検討する上で種々の問題がある。20 万 DWT タンカーについて行われた模型試験結果²⁾によると、満載およびバラスト状態ともに、 $1-i$ および η_0 は普通型プロペラおよび Ducted Propeller の場合にほとんど差がないが、 $1-w$ および η_R は普通型プロペラの場合の方がより大きな値を示している。結局、Ducted Propeller の場合の方が普通型プロペラの場合に比べ、プロペラ船後効率は悪くなるが、伴流利得が大きいので、満載で約 10%、バラスト状態で約 15% 程度の推進効率の向上は達せられる。

(2) Overlapping Propeller

従来からプロペラ荷重度を下げてやればプロペラ効率が向上することは良く知られていることである。プロペラ荷重度を下げる方法の一つとして、2 軸あるいは 3 軸プロペラとして荷重を分散させる方法がある。2 軸プロペラを考えてみると、1 軸プロペラに比べてプロペラ単独効率はかなり向上する。しかし、ボッシングやブラケット等による抵抗増加や、船体効率の劣化等により推進効率は 1 軸プロペラに比べ改善されない例の方が多い。そこで付加物抵抗を小さくし、伴流利得を大きくするため、両舷のプロペラの軸間距離を小さく、すなわち、両舷のプロペラが互いに重なる (overlap) ように船体中心に近い位置に配置したものが Overlapping Propeller である。これまで Overlapping Propeller の応用例はコンテナ船が多いが、通常の 2 軸船に比べ 6~7% の馬力節減は可能³⁾である。また、50 万 DWT タンカーを対象とした模型試験⁴⁾の結果によれば、プロペラ荷重度の高い肥大船でも、通常の 2 軸船型に比べ 5~6% の馬力節減は達成できる。この主な原因は狙いどおりに伴流利得の増加にあることがわかる。

(3) Contra-Rotating Propeller

Contra-Rotating Propeller は同軸上に、ある短い間

隔で取り付けられ互いに反する方向に回転する 2 つのプロペラによって構成され、2 つのプロペラに荷重度を分散するとともにプロペラ後流中の回転損失を減少させてプロペラ効率の向上を図ったものである。商船用としては、前プロペラが 4 翼、後プロペラが 5 翼が一般的な構成となっている。

15 万 DWT タンカーおよび 1 万 2 千 DWT コンテナ船についての系統的な模型試験⁵⁾が実施され、通常の場合との性能の比較がなされている。タンカーの場合には推進効率は約 6% 改善されており、その原因は η_H と η_R の向上によるものである。また、コンテナ船の場合には、推進効率の改善は約 12% で、その理由はタンカーの場合と多少異なり、 η_H が多少悪くなったにもかかわらず η_R と η_0 、すなわち、プロペラ船後効率が向上したためである。

Contra-Rotating Propeller は特殊プロペラの中でも特に推進効率の向上に有利な推進法であるが、プロペラ回転の反転機構あるいは軸受等に技術的困難さが伴うため、これまでに実用化された例がほとんどない。今後の技術開発が大いに期待される場所である。

(4) 低回転大直径プロペラ⁶⁾

以上述べてきた各種のプロペラは、経済的な面および技術的困難さ等を伴うため、仲々実用化することが難しいようである。

そこで普通型プロペラを用いて、より一層の効率向上が可能ならばこれにこしたことはない。従来、プロペラ直径を大きくし、それに対応させてプロペラ回転数を低減させることによりプロペラ荷重度を減少させることがプロペラ効率向上に有効な方法であることは良く知られた事実である。しかし、これまでは主機関の回転数の制限などから、プロペラの回転数をあまり低いところを選ぶことができなかったが、近年、遊星歯車等の減速装置の改良、進歩発展があり、プロペラ回転数を大幅に低減させることが可能になり、いわゆる低回転大直径プロペラが採用されるようになってきた。

プロペラ回転数とプロペラ直径の関係は $(D_d/D_0) = (N_0/N_d)^{0.56}$ [ここに D_0, N_0 は原設計の直径と回転数、 D_d, N_d は低減した回転数とその時の直径] の関係があり、回転数を半減させると直径が約 46% 大となり、試算によると推進効率は約 16% 向上する。

また、6 万 DWT のバルクキャリアを対象とし、プロペラ回転数をほぼ半減させた場合の模型試験結果によると、回転数を低減させた場合に、満載状態で $\eta_R = -3\%$ 、 $\eta_H = -9\%$ 、 $\eta_0 = +24\%$ で $\eta = +12\%$ 、バラスト状態でもほぼ同様な傾向の変化を示し、 $\eta = +16\%$ となっ

ている。これらの試験結果をみるとプロペラ効率は大幅に向上したにもかかわらず、船体効率が著しく低下したため期待したほどの馬力節減が得られていない。これはプロペラ直径を大としたため伴流利得が大きく減少したためと解釈されており、大直径プロペラを採用するには、それに適した船尾形状の開発が必要であろう。

(門井 弘行)

参考文献

- 1) J. D. van Manen : The Choise of the Propeller, Marine Technology, Vol. 3, No. 2 (1966).
- 2) 門井弘行, 他 : ダクトッドプロペラ付タンカーの

- 推進性能, 第 24 回船研研究発表会講演集(1974).
- 3) 村橋達也 : 出力低減の方法, 新しい造船学, 日本造船学会, 第 5 回夏季講座 (1980).
- 4) 川上善郎 : 推進法の差異が推進性能におよぼす影響について(その 1); 1 軸, 2 軸およびオーバーラッピング・プロペラの比較, 船研報告, 第 14 巻第 7 号 (1977).
- 5) H. Lindgren, C.-A. Johsson, G. Dyne : Studies of the Application of Ducted and Contra-Rotating Propellers on Merchant Ships, 7th Symposium on Naval Hydrodynamics (1968).
- 6) 門井弘行 : 低回転大直径プロペラ船の推進性能, 日本造船学会誌, 第 622 号 (1981).

3.2 特殊装置・付加物による省エネルギー

3.2.1 バ ル ブ

船首の満載吃水線下に装着される船首バルブ (bow-bulb), 船尾水面下のプロペラ前方に装着される船尾バルブ (stern-bulb), 船尾後端水面近くに装着される船尾端バルブ (stern-end-bulb) の 3 種がある。

バルブを付加物として考えることも可能であるが, 船首バルブを球状船首 (bulbous bow) とも呼ぶように, 主船体線図の局部変形による改良と考えることもできる。バルブの効果は, それが主船体の線図と一体で設計されることによって得られるものである。一部の船首バルブや船尾端バルブのように, 主船体と不連続に接合される, 十分な抵抗低減効果を持つものについても同様である。与えられた主船体に対して, 最も適したバルブを付加するという考え方よりも, むしろ, 許容される全長が与えられて, この条件下での最適船体形状を求め, 結果としてバルブ付船型が得られるという考えの方が, 合理的であろう。従って, 当然本節の議論は, 3.1 の議論と密接に関連する。

(1) 船首バルブ

船首バルブの歴史は古く, 乾教授らによる巨大バルブの研究がなされてからでも, 20 年以上を経過しており, ほとんどの大型船に採用されている。形状は, 造船所によって種々雑多である。船種, 船速, 肥せき度, 吃水条件, 種々の拘束条件等によって変化するのは当然であるが, それ以上の自由度があるように思われる。同一条件下であれば, 流体力学的な最適形状に, 大きな自由度が存在するとは考えられないから, 船首バルブの流体力学的効果が, 十分理解されていないことが, このような自

由度の存在する一因であろう。

船首バルブの効果は, 造波抵抗の低減にあることには議論の余地がない。この効果は, 線形な分散波 (ケルビン波) の干渉として説明されてきた。線形な波であるから, 重ね合わせることができ, 船首バルブの作る波と主船体の作る波の位相を逆にすれば, 干渉によって波高が低くなり, 従って, 造波抵抗が小さくなる。このことは, 波形解析という実験によって確かめることができる。定性的に計測した波高が減少していることを知ることでもできるし, 線形造波抵抗理論によって, 波形造波抵抗を算出し, 定量的に波形造波抵抗の減少を知ることでもできる。しかし, 約 10 年ほど前より, 低中速船のバラスト状態では, 船首バルブは, 抵抗試験より解析された造波抵抗の低減に寄与しているが, 波形造波抵抗に対する寄与は, ほとんどないことが, 実験的に示されるようになった。波形解析を, 船型試験の一部として実施している水槽では, 通常経験されていることである。低中速船のバラスト状態に限らず, 非常にやせた船型を除外すれば, ほとんどの実用船型において, 抵抗試験より得られる造波抵抗は, 波形解析より得られるものより大きい。このような実験的事実は, 船首バルブの効果が, 線形分散波 (ケルビン波) の造波干渉によってもたらされるという考え方を部分的に否定するものである。

波形解析に現われない船首バルブの効果は, どのような物理現象に対するものかという問題については, 三菱長崎水槽や東大水槽において研究が進められた。現時点でも不明な点が残されているが, 船体近傍には, 自由表面衝撃波 (free surface shock wave, FSSW) と呼ばれる非線形波が発生していることが明らかになってきてお

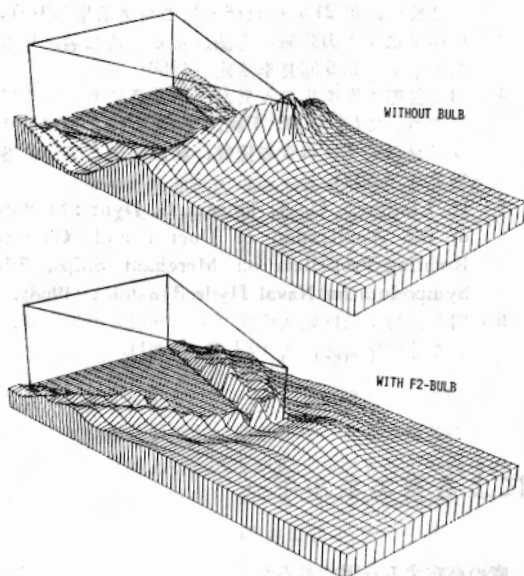


Fig. 1 船首バルブの付加による船首近傍波形の変化

り、船首バルブは、線形分散波の低減だけでなく、自由表面衝撃波の低減にも効果を示すことが判っている。自由表面衝撃波は、船体近くに発生する勾配の非常に強い波であり、波頂が崩れたり、自由表面の非定常性を伴ったりする。実船においては、船体まわりとその後方に白濁した領域を形成する。船首まわりの自由表面衝撃波は、船型と船速によって、円弧状または直線状の波頂線を形成するが、船首バルブは、円弧状の自由表面衝撃波 (normal FSSW) を直線状の自由表面衝撃波 (oblique FSSW) に変えたり、直線状の自由表面衝撃波の船体中心線となす角を小さくし、同時に波高を低くする効果を示し、結果として、自由表面衝撃波による抵抗を小さくする。東大水槽で得られた最も単純な例を Fig. 1 に示す。水線入角 20° の楔形模型船に、水平円筒型のバルブを付加したことによる効果を、船体近傍の実測波形で示したものである。船首バルブを付加することによって、船体中心線と約 70° の角をなす自由表面衝撃波が、約 40° の角をなすものと変えられ、同時に、波高が著しく低くなっている。

このように、船首バルブの効果には、線形分散波の低減と、自由表面衝撃波の低減との2つがあるので、船首バルブの設計は、両者を考慮してなされねばならない。ところが、線形分散波に対しては、線形造波抵抗理論の活用や、波形解析的な手法が有効であるのに反して、自由表面衝撃波に対しては、未だ十分な手法が開発されておらず、東大水槽の近似的手法²⁾があるだけである。し

かしながら、船型設計または船型改良においては、手法が定量的に正確な情報を提供することは、必ずしも必要とされず、定性的に正確な情報が十分役に立つ場合が多い。非常に簡単に言えば、波頂線の船体中心線となす角を小さくすれば良いので、水線入角を小さくしたり、バラスト状態では、バルブ先端を薄くすることが有効である。2つの造波現象のうち、どちらが造波抵抗の大きな部分を占めるかを把握しておくことも重要である。一般に、肥大で吃水が浅いほど、自由表面衝撃波抵抗の占める割合が大きく、逆に、高速コンテナ船のようなやせた船型では小さい。最近、 $C_b=0.75$, $F_n=0.20$ の内航貨物船の、船首バルブの付加を含む船型改良を、特性解析法という、自由表面衝撃波の近似解法を使って試みたところ、バラスト状態で、約 30% の造波抵抗の低減に成功した。自由表面衝撃波の低減を考えるだけで、最適船型に近いものが得られるわけで、線形造波抵抗理論は、このような中速船型においてすでに、あまり有効でないと言える。

内航貨物船や漁船にも、船首バルブが装着されるようになってきたが、まだ例は少ない。中小型船でも、滑走型もしくは半滑走型でなければ、船型学的な問題は、大型船の場合と大差ない場合が多い。上述のような、造波現象に即した船首バルブの設計を行うと同時に、中小型船にも適用を進めていくことが望まれる。

(2) 船尾バルブ

船尾バルブの研究は、巨大船首バルブの研究とほぼ同時期に熊野博士³⁾によって行われているが、実用船型に採用されるようになったのは、比較的最近のことである。通常の船尾のプロペラ前方の主軸まわりに、小規模の円筒型バルブを滑らかに継続したものや、更に長くて規模の大きいものがある。ある程度以上の高速船に採用例が多く、徐々に、低中速船に適用範囲が拡大しているのが現状である。

船尾バルブの効果は、造波抵抗の低減よりもむしろ、自航要素の改善にある場合の方が多いようである。自航要素の問題は、船体とプロペラや舵との相互干渉の問題であるし、粘性流体中の問題でもあるので複雑であるが、船尾バルブの付加によって、船殻効率の向上を得ることが可能である。

伴流の推定精度は、船型設計に応用されるまでには達していないので、船尾バルブの設計法として確立されたものはない。しかし、自航要素のうち 1-4 は、自航状態と曳航状態の抵抗の差に相当するものであって、主要な成分は、無限流体中の特異点間の力で説明される。従って、波動の影響や高次の影響を無視すれば、比較的簡

単な計算で算定することができる。この計算によって、 $1-t$ が小さくなる船型を求めておき、得られた船型 ($1-w$ が悪くなっている) の C_p カーブを保持しながら、船尾バルブによって $1-w$ の増加を抑えるという方法が、実際的な方法としてある。もし、造波抵抗がある程度以上ある船型であれば、 $1-t$ の計算と同時に、造波抵抗の計算を行う必要がある。この手法の考え方は、自航状態の船体の非粘性抵抗を最小にした上で、船尾バルブによって伴流の改善を得ようとするものである⁴⁾。船体後半部の設計のためには、自航状態における計算と実験が必要である。船尾の付加物の性能を、曳航状態で吟味することは、無意味に近いであろう。

中低速船では、造波抵抗を減らすことよりも、自航要素を改善することによる利得の方が格段に大きく、また、船体後半部が、前半部ほど最適形状に近づいていないのが事実であるから、より多くの船型に、上述のような方法で、船尾バルブを装着することは、試みに値するものと思われる。伴流均一化による耐キャビテーション性能の向上、振動低減などの効果も得られる。

(3) 船尾端バルブ

最近、東大水槽で開発された新しいバルブ⁵⁾である。船尾端の水線近くに装着され、造波抵抗の低減を主な効果とするものである。船尾からの造波量を減らすことを主目的としているので、高速船での効果は特に大きく、カーフェリー等、航海速力の高いものから装備が始まっている。比較的簡単な工事で取り付けることができるので、既に就航している船舶に、容易に取り付けられる。ただ、問題は、水線近くに装着されるので、船尾吃水変化の大きい船型では、ある限られた範囲の吃水状態でしか、効果が出ない点である。

船尾端バルブは、実船の全抵抗の 0~10% を減らすことができる。船尾造波量の小さい船型に対しては効果がないが、これの大きい高速船では、最大 10% の省エネ効果がある。船尾端バルブの流体力学的効果は、前述の船首バルブの場合と、ほとんど同じである。船首と同様、船尾端は、線形分散波と自由表面衝撃波が最も強く発生する位置であり、船尾端バルブは、この 2 種の波を弱める効果を持っている。ほとんどの船の船体後半部は、前半部に比べて最適化の程度が低いので、この 2 種の波が結構大きいことが多く、不連続に結合された船尾端バルブが、驚くほどの効果を示すことが少なくない。

物理的な効果が、船首バルブと同様であるので、設計法も、船首バルブの場合と似ており、線形造波抵抗理論がある程度有効であるが、船首よりも複雑な流場中に置かれるので、水槽試験によって効果を確認するのが望ま

しい。船尾端バルブは粘性抵抗を増加させる恐れはほとんどないが、一応留意しておく必要がある。

(宮田 秀明)

参考文献

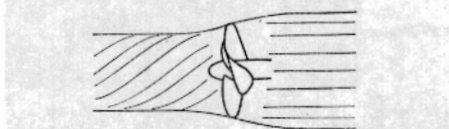
- 1) 宮田, 仁藤, 他: 船論 147 号など.
- 2) 高橋, 仁藤, 他: 船論 148, 150 号.
- 3) 熊野: 船論 108, 109, 110 号.
- 4) 梶谷, 宮田, 林, 他: 関船誌 177, 179, 181 号.
- 5) 宮田, 他: 船論 148, 149 号.

3.2.2 リアクションフィン

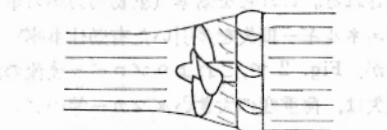
リアクションフィンは、プロペラの方前又は後方に固定したフィンを設け、プロペラによって生ずる回転流と逆の向きの回転流を生じさせることにより、プロペラ後流の回転エネルギー損失を回収することを目的とした device である (Fig. 1)。この原理は、古くから知られており、わが国でも大正の末期ごろから、コントラプロペラと呼ばれて実用に供され、所期の効果を発揮したことが報告されている⁷⁾。

ところでプロペラの作動によりその後流に残るエネルギー損失は

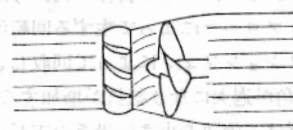
- (1) 推力の反作用による後流の加速によるもの
- (2) プロペラ後流の回転によるもの
- (3) プロペラ翼表面の摩擦によるもの



PROPELLER IN OPEN WATER



REACTION FIN FORWARD OF PROPELLER



REACTION FIN AFT OF PROPELLER

Fig. 1 プロペラ前方及び後方リアクション

フィン

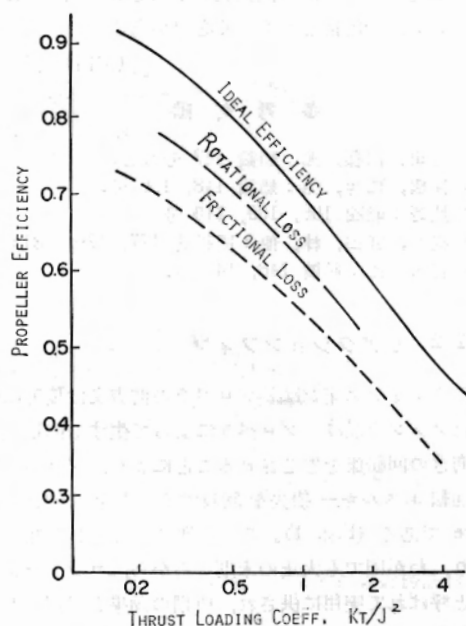


Fig. 2 プロペラ効率と回転・摩擦損失



Fig. 3 リアクションの実船装備例

とに大別される。これらを効率（駆動馬力から単位時間あたりのエネルギー損失を差引いた有効仕事率）の形で表したのが、Fig. 2 で、これよりプロペラ後流の回転エネルギー損失は、荷重量の大きいタンカー等のプロペラでは、十数パーセントであることが分かる。

リアクションフィンによってプロペラ後方の回転エネルギーは回収されるが、フィン自体の抵抗分だけ船体抵抗は増加する。プロペラによって生ずる回転流のすべてを静翼のリアクションフィンによって回収しようとする、フィンの迎角が過大になり抵抗が増加する。また、フィンの取付位置は、流速の小さい場所の方が、フィン自体の抵抗は小さくなる。したがって、肥大船のプロペラ前方に適当な迎角のリアクションフィンを取付ければ、上述のプロペラ荷重量が大きいことと合わせて、十分な

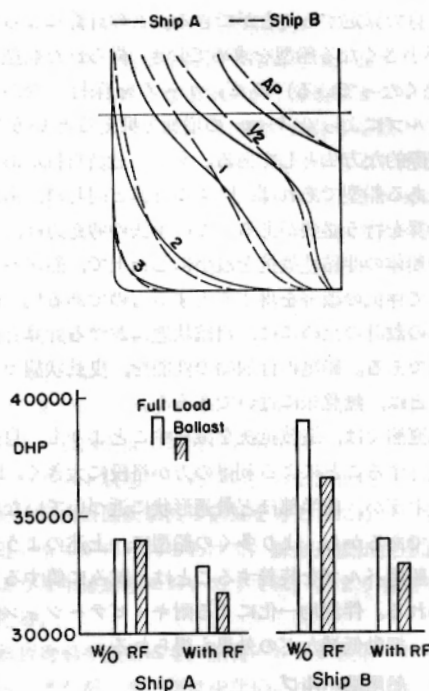


Fig. 4 船型とリアクションフィンの効果

効果が期待できる。Fig. 3 はこれらを総合的に検討して開発されたリアクションフィンで模型試験及び実船試験運転において、7~8% の馬力節減が達成されている²⁾。

これら肥大船用リアクションフィンは、船尾の複雑な流場に取付けられるため、プロペラ回転流以外に船尾周りの流場にも影響を与えるようで、船型、載貨状態等の変化に伴ってその効果も変化する。Fig. 4 にその一例³⁾を示す。

(谷林 英毅)

参考文献

- 1) 中西経三：摂陽商船株式会社鶴羽丸に取付けたる Contra Propeller について、造船協会雑纂 43 号、大正 14 年。
- 2) Takekuma, K.: Development of Reaction Fin as a Device for Improvement of Propulsive Performance of High Block Coefficient Ships, 日本造船学会, 昭和 56 年秋季講演会。
- 3) Takekuma, K.: Evaluation of Various Types of Nozzle Propellers and Reaction Fin as the Device for the Improvement of Propulsive Performance of High Block Coefficient Ships, SNAME, Shipboard Energy Conservation Symposium.

3.2.3 ダクト

従来、肥大船やタグ・ボートなどプロペラ荷重度の大きい船では、プロペラを加速型のノズルで囲った Ducted Propeller (Fig. 1 の (1)) によって効率向上が得られてきた。しかし、この種ノズルでは、

(1) ダクト内面にキャビテーション潰食が発生することがあるため、Air Injection や特殊材料の採用、長期のドック入が必要である。

(2) ダクトとプロペラのクリアランスを正しく確保するために、高い工作精度と強度が必要である。

(3) 既存船にダクトをつけるときは、プロペラ自体の換装が必要である。
などの問題がある。

これらの問題点を解決しかつ在来型ダクトと同じ効果を得ることができる方法として、ダクトをプロペラの前

方に取付ける研究が数年前よりわが国で行われてきた¹⁾。

それが、MIDP や HZ ノズルと称されるもので (Fig. 1 の (2), (3)), すでに数十隻の既存船・新造船に採用され、就航している。この種 Front Duct の採用による馬力節減は標準的には 5% 程度 (Fig. 2) であるが、船型によっては 10% 以上に達することもある。また、キャビテーション性能や振動性能が改善されることも多い (Fig. 3) だけではなく、停止性能が改善された例もある。

この種ダクトの効果の理論的解明もいくつか²⁾³⁾ 試みられているが、在来型ダクトの場合と同じく流れの加速とダクトの推力分担 (10~20%) によるプロペラ荷重度の軽減による効果だけではなく、ダクトによる船尾流場の整流化・均一化の効果も大きいようである。ダクトの効果を充分発揮させるためには、設計に際してダクトの

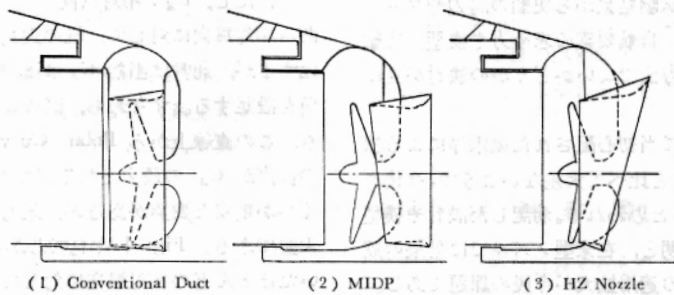


Fig. 1 ダクト形状例

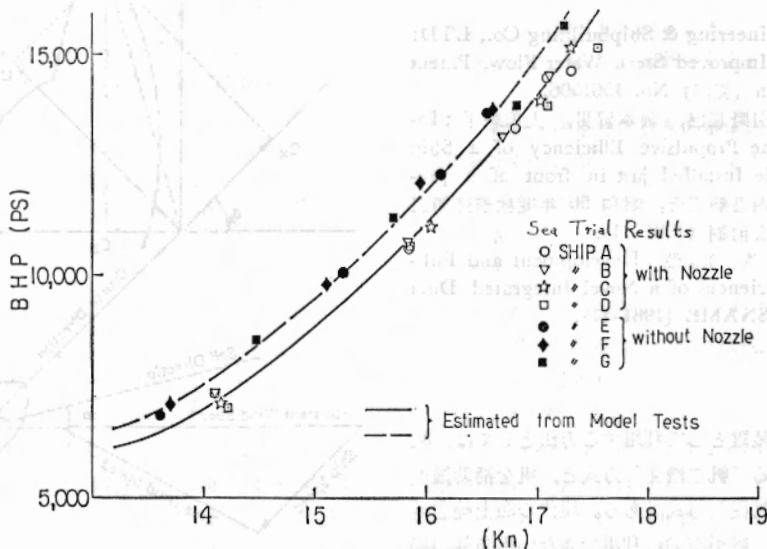


Fig. 2 馬力節減効果例

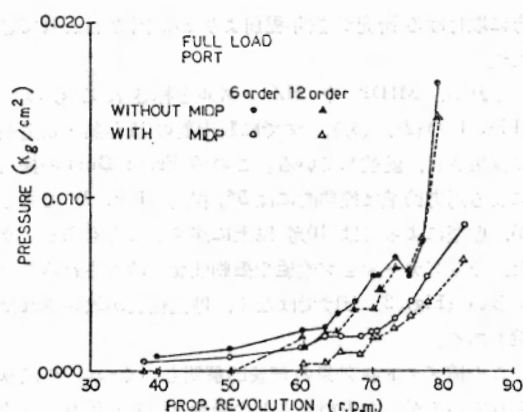


Fig. 3 プロペラ起振力減少効果例

位置、ダクト形状（コード長さや迎角）に細心の注意を必要とするが、特に肥大船の船尾流場にはまだ不明の点が多く、個々の船について模型試験による確認が必要なのが現状である。模型試験結果から実船の馬力やプロペラ回転数を推定する際、自航要素の求め方や模型—実船相関についても従来の方法でよいかどうかの検討が更に必要である。

この種ダクトについて当初心配された流木等による損傷も、ダクト無しのと比べて大差ないようで、今後さらに、採用例が増加すると思われる。前記した設計や模型試験のための理論的解明と、在来型ノズルでは効果の期待できなかった船型への適用拡大が今後の課題である。

(佐藤 和範)

参考文献

- 1) Mitsui Engineering & Shipbuilding Co., LTD: Ship With Improved Stern Water Flow, Patent Specification (英国) No. 1561506.
- 2) 北沢孝宗, 引野正巳, 藤本留男, 上田耕平: Increase in the Propulsive Efficiency of a Ship by a Nozzle Installed just in front of a propeller, 関西造船協会, 昭和56年度秋季造船三学会連合大会前刷 (1981-11).
- 3) 成田 仁, 八木 光, 他: Development and Full-Scale Experiences of a Novel Integrated Duct Propeller, SNAME (1981-11).

3.2.4 帆

帆を船舶の推進装置として利用する方法としては、帆を主推進装置とする“帆主機従”方式と、帆を補助推進装置とする“機主帆従”方式がある。現代の海上輸送ニーズを考慮すると、帆が有効に利用できない風条件の場合でも、ある程度の船速を保持する必要があるため、こ

こでは、“機主帆従”方式による帆の省エネルギー効果について述べる。

(1) 帆性能

帆に作用する揚力 L と抗力 D は、当然、迎角によって変化する。 L および D を(1)式のように無次元化した係数 C_L , C_D の関係 (Polar Curve) の一例を Fig. 1 に示す。

$$\left. \begin{aligned} C_L &= L / \frac{1}{2} \rho_A V^2 A_S \\ C_D &= D / \frac{1}{2} \rho_A V^2 A_S \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (1)$$

ただし、 ρ_A : 空気密度 V : 風速 A_S : 帆面積
帆の揚力と抗力がどのように船体の推進力 X , 横力 Y に変換されるかを、やはり Fig. 1 に示した。この関係を(1)式と同様に無次元化した係数で表すと、(2)式になる。

$$\left. \begin{aligned} C_X &= C_L \sin \theta_A - C_D \cos \theta_A \\ C_Y &= C_L \cos \theta_A + C_D \sin \theta_A \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (2)$$

ただし、 θ_A : 相対風向

ある相対風向に対して、帆の迎角により、 C_X , C_Y は変化するが、通常は当然 C_X が最大となるように、帆の迎角を設定する。すなわち、図のように相対風向 θ_A を取り、この直線上から Polar Curve に接線を引くと、その接点が C_X の最大となる点である。帆性能として、いくつか重要な要素があるが、最も重要なのは、 C_L の最大値である。Fig. 1 を見てわかるように、追い風を除いたほとんどの相対風向に対して、 C_L が最大となるよ

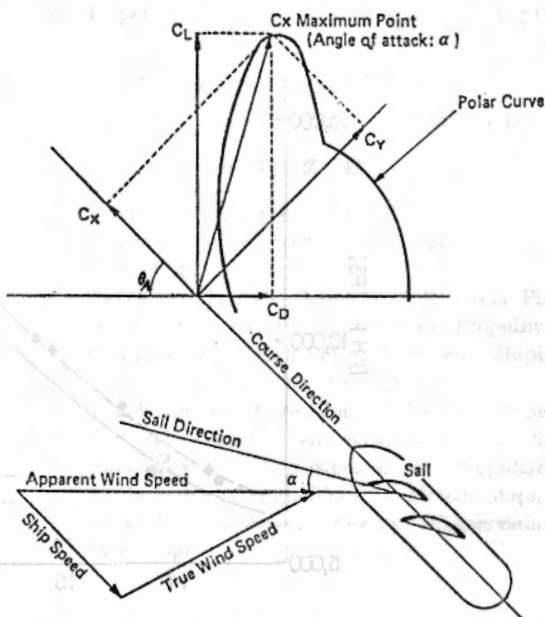


Fig. 1 帆の揚力、抗力と推進力、横力の関係

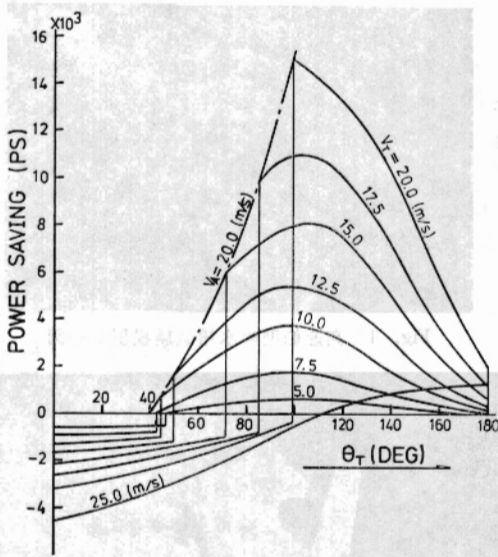


Fig. 2 帆による馬力節減の計算例

うに操帆するのが良い。また、“機主帆従”方式では、船速が比較的大きいので、追い風を受ける頻度も少ない。したがって、 C_L の最大値が大きいほど帆性能が優れていると言える。

以上は展帆時の帆性能について述べたが、向い風の場合や復原性能上、風速が過大な場合は縮帆しなければならず、縮帆面積を小さくするだけでなく、その形状も重要である。

(2) 帆による主機馬力の節減

帆性能が求まり、復原性能、操縦性能等を検討した上で、帆面積および帆の配置が計画されれば、(3)式のような水平面内の力の釣合式により、ある風条件下の定常航走状態が求められる。

船の長さ方向：

$$\left. \begin{aligned} X_{HW} + X_{HA} + X_A + X_R &= T(1-t) \\ \text{船の幅方向：} Y_{HW} + Y_{HA} + Y_A + Y_R &= 0 \\ \text{回頭方向：} N_{HW} + N_{HA} + N_A + N_R &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

ただし、

添字 HW は船体が水から受ける
 “ HA は船体が風 “ 力および
 “ A は帆が風から受ける “ モーメント
 “ R は舵が水 “

T：プロペラ推力 1-t：推力減少率

(3)式に航海速力を与えれば、プロペラ推力 T が求められる、主機馬力 BHP が計算される。また、(3)式の X_A , Y_A , N_A を零とすれば、非帆装時の主機馬力 BHP^0 が計算されるので、帆による馬力節減 ΔBHP は、

$$\Delta BHP = BHP^0 - BHP \dots\dots\dots (4)$$

となる。このように、それぞれの真風速 V_T 、真風向 θ_T に対する短期の ΔBHP がえられると、対象航路の風速風向の頻度分布 $p(V_T, \theta_T)$ を用いて、長期の平均馬力節減 $\overline{\Delta BHP}$ が計算される。

$$\overline{\Delta BHP} = \iint \Delta BHP(V_T, \theta_T) p(V_T, \theta_T) dV_T d\theta_T \dots\dots\dots (4)$$

(3) 計算例

Fig. 2 に、20,000 DWT 散積船に、850 m²の帆を3本装備した場合の帆による馬力節減を一例として示す。航海速力は15ノット、また、安全性を考慮して、相対風速、真風速が20 m/s を越え、縮帆する条件で計算した。航路として、日本～アメリカを想定し、長期予測を行った結果、910 PS の平均馬力節減となり、非帆装時の所要馬力に対する比率では、12% である。

以上、帆性能から帆による主機馬力の節減について、ほんの概要を述べたが、帆による省燃費効果を検討するには、さらに主機の諸特性等、種々の要素を導入するわけであるが、紙面の都合上、省略させて頂いた。

(井上 盛夫)

3.2.5 双 胴 船 尾

2 軸船の性能を改善するものに、双胴船尾、双船尾、Split stern, Cochlea-channeled stern, Gondola stern 等のツインスケグに属する新形式の船型が挙げられる。これらは設計思考において、それぞれ相異があるが、このうち、とくに特殊船尾形状を省エネルギー目的に利用する、文献 1), 2), 3) 記載の双胴船尾船型をとりあげる。

(1) 抵抗・推進性能改善の基本思考

双胴船尾船型は個々の要素の改善よりも、総合抵抗・推進性能向上に重点をおいている。

$$\frac{R}{\eta_0 \eta_H} \times C = DHP \dots\dots\dots (1)$$

ここに、 η_0 ：推進器効率、 η_H ：船殻効率

R：推進器なしの船体抵抗、 $C = V/75$ (V：速度)

DHP：伝達馬力

(ただし、 η_R は η_H の中に含ませ、C は一定と考える) 抵抗・推進性能改善は (1) 式における、左辺の各要素 η_0 , η_H , R の諸値が推進器と船体形状によって相互に影響し合い、総合的によく均衡し、右辺の DHP の値が最小となるように、船型および推進器を改良または選

定することが基本である。推進器を 2 軸にすると推進器荷重量が軽減し、1 軸船に比し、 η_0 が大きく向上するから、まず 2 軸を採用する。次にこれに対応して船体も船尾部分を双胴化し、伴流を効果的に利用し、さらに、船体抵抗が同型通常船型より減少するように計画し、総括的に優れた抵抗・推進性能をうるのがこの船型の特徴で、同時に推進器効率をより向上させるため、推進器の低回転化、大直径化、さらに、翼数減少(3 翼採用)、展開面積比低減等全般の配慮を併せて行っている (Fig. 1, 2 参照)。

(2) 抵抗・推進性能の特徴

(2.1) 船体抵抗

造波抵抗成分は、高速船の場合、船尾部分では、双胴間船底 (バトックフロー状に切上った船尾船体中心線部分の船底) で発生する波を、計画速度において、双船尾波に干渉させ、それによって、船尾造波現象や、後続波の波くずれ現象を抑制する。船首部分では、船体入射角 (双胴船尾船型は船体浮心の位置が通常船型より後方へずれ船首部分はよりやせ型となる) を尖鋭化し、造波量とくに高速船に起りがちな船首衝撃波を減少させる。これらによって、全体の造波抵抗成分を同型通常船型に比し 10~15% 減少させることができる。低速船の場合は、船体前半部形状を通常船型と同一にすれば、造波抵抗成分は不変である。摩擦抵抗成分は、高速船の場合、浸水面積が通常船型より 10% 前後増加し、この率で増大する。低速船の場合、浸水面積増加率は 2~5% にとどまり、摩擦抵抗成分の増加は僅少である。形状影響係数 (k) は、双胴間軸心距を大きくするほど、同型 1 軸船に比し低減し (中程度の軸心距の場合、 k 値は 30% 減)、同時に船尾縦渦成分も減少する (中程度の軸心距で縦渦成分は消滅する)。以上を総合し、同型の通常船と比較すると、船体抵抗は 5~6% 減少する。

(2.2) 伴流の性質

1 軸船と比較すれば伴流係数 (w_T) は形状影響係数の減少に対応して減じ、軸心距離を大きくするほど w_T の減少割合は大きく、流れの乱れも少なくなる。このように軸心距の値は性能に大きく影響するから船型設計にとって重要な要素である。この船型に特有なセンターバトック流は、流れに沿う流体圧力勾配が大きくなりながら、剥離現象に敏感である。したがって、推進器直前の船体スケア上端の船体内側に沿う部分、つぎに、この影響を受ける外側の同部分、さらに、推進器後方の扁平船底部に剥離が発生しやすくなる。そして、剥離面積が大きいと形状影響係数 k は通常船型より増大し、省エネルギーの目的は達せられない。この剥離は慎重な船型計画

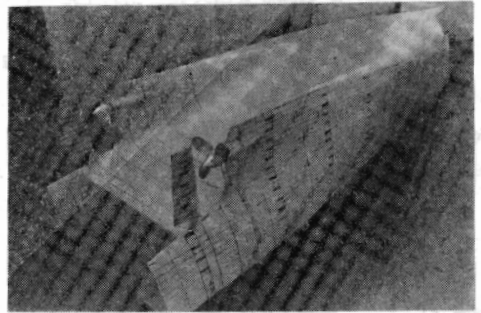


Fig. 1 高速船型の水槽試験模型の一例

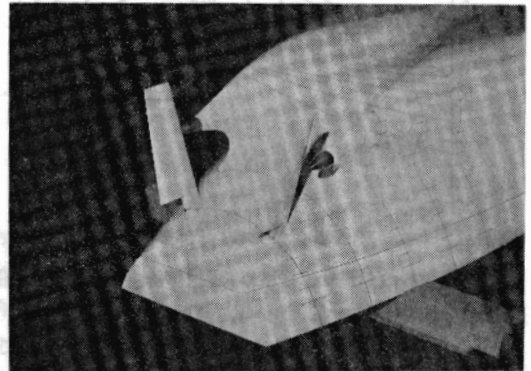


Fig. 2 バルクキャリア・タンカー船型の水
槽試験模型

によって防止できる。圧力が異なる船体内外側の流れに対処して、双胴船尾材肋骨線の内外側を非対称な形状となし、双胴船尾材を内側へ八字型傾斜 (傾斜量は軸心距を変数とする関数) させる等を行っている。

(2.3) 推進器と船体・舵の相互干渉

扁平な船尾端船底、とくに舵取付部分は、抵抗試験時においては異常なくとも、推進器の回転によって、容易に剝離を起す。この場合、 $1-t$ の値は 3~5% 減少する。この現象も設計的配慮によって除去される。センターバトック流は上向き速度成分を有するから、推進器の回転方向は内廻りがよい。 η_R は剝離等により推進器近傍の流れが乱されない限り 1 に近い値となる。

(2.4) 推進器の特性

2 軸の採用、低回転大直径化により、推進器荷重量は下がり、低速船の場合において、 $\sqrt{B_P}$ は 3.0~3.5、キャビテーション発生の際展開面積比も低下し、推進器翼数の減少、展開面積比の削減が効果的に行われる。3 翼推進器を採用すると、1 軸船ほどの大直径を要せず、 $\eta_0=0.75\sim0.78$ の高推進器効率 (4~6 翼の同型通常 1 軸船に比し 40~47% の改善) がえられる。高速船の場合には 1 軸船における η_0 が高いから双胴船尾による推進

器効率の改善率は 5~15% にとどまる。

(2.5) 船体振動

本質的には、2軸による推進負荷の分散は、起振力を減少する。けれども、低回転化、少翼数採用、推進器上方の扁平な船底形状、さらに、推進器円に剝離流が混入しやすい傾向から推して、これにキャビテーションが加われば、異常に高い変動圧力が生じ、船尾振動誘発の懸念がある。慎重に検討が必要である。振動はホグナー型船尾採用による伴流分布の均一化およびその他の対策で防止される。

(2.6) 尺度影響

通常1軸船に比し、伴流域の厚さが薄く、流れの乱れも少ないから、特に異常な剝離を伴わない限り、実船の性能推定に使用する尺度影響値は通常船型に準じて扱っても問題はないと考えられる。

(3) 省エネルギー効果

与えられた L/B , B/d , C_B 等に対し、 DHP が最小となるよう軸心距、肋骨線形状、プロペラ要目の最適化を図り、かつ、剝離を防止すると、同型の 4~6 翼、逆 G 型船尾材を有する普通回転の通常 1 軸船に比し、バルクキャリア、タンカー船型において 15~20% の所要馬力減少(排水量、肥大度が大きい船ほど省エネルギー率が大きい)がえられる。高速船の場合、通常 1 軸船に比しては効果的でないが、通常 2 軸船に対して 15% 前後の省エネルギーとなる。将来はプロペラ円への伴流導入の改善、プロペラ回転流損失の吸収等、残された技術課題をこなすことにより、あと 5~6% 省エネルギー率を向上せしめる余地があるものと考えられる。

(4) 基本設計上の問題点と船型適用の分類

この船型の機関室より前方の配置は通常船型に等しい。

船尾重量はやや増加するが、双胴船尾化による排水量の増大によりカバーされる。機関室前端隔壁は通常船型に比し、若干前方へ移るが、深さ D を僅か大きくして載貨容積が確保される。船体浮心の位置は同型 1 軸船に比し、やや後方へ移動する。トリム計算の結果如何で、船体前半部船型に手を加え、浮心の位置を調整する場合が生じる。抵抗・推進性能のほか、本船型は復原性・操縦性・積載量増加等に利点を有する。それらを含めて、本船型の適用範囲は次のように分類される。

1) コンテナ船・RO-RO 船・フェリー(高速船)

省エネルギー率: 在来 2 軸船に比し 15% 前後²⁾

その他の利点: 積載量大幅増加, 復原性向上, 操縦性・保針性・耐風性能向上

2) バルクキャリア・タンカー(中低速船)

省エネルギー率: 15~20%^{1), 3)}

その他の利点: 復原性・操縦性向上

3) 超幅広浅喫水船: ($L/B < 4$, $B/d > 4$)

省エネルギー率: 通常船型に比し 5~10% の値が予測される。

その他の利点: 浅喫水で大量積載, 復原性, 操縦性良好

(堀 友雄)

参 考 文 献

- 1) 佐野安船渠: 双胴船尾船型(タンカー/バルクキャリア用)の開発について, 船の科学, 昭 56, 2 号.
- 2) 堀 友雄: 2 軸双胴船尾・省エネルギー船舶の技術開発, 造船技術, 昭 56, 2 号.
- 3) T. Hanawa, S. Ogino, Y. Hashimoto, et al.: Study on the Hull Form with "Catamaran Stern"-Applied Tanker/Bulk Carrier-, Kansai NA, Japan, June 81.

3.3 船体運動から見た省エネルギー

3.3.1 波浪中の抵抗増加

省エネルギー船のための要素技術の一つとして波浪中における抵抗増加の取扱い方について考察する。

(1) 波浪中推進性能改善の目標

本章においてこれまで述べられてきたようなさまざまな形でなされた船型改良の成果は、平水中における推進性能としてだけでなく、風および波浪のある海面を航行する場合も含めた総合的な推進性能として、就航実績の上に反映されることが期待されている。

それでは、波浪中の推進性能は平水中の推進性能に対してどの程度の比重を占めているのであろうか。一つの目安として、波浪中船速低下量の長期予測値、つまり就航航路の波浪発現確率を考慮した船速低下量の長期に亘る平均値を推定してみよう^{1), 2)}。

計算は、波浪の統計資料^{3), 4)} を利用して、就航航路における波高 H_V , 波周期 T_V および波方向 θ の波浪の発現確率 $p(H_V, T_V, \theta)$ を求め、その海面を波との出合い角 δ で航行する船の速力低下量の推定値 $\Delta V_S(H_V, T_V, \delta)$ を乗じ、求められた $p \cdot \Delta V_S$ を全ての $(H_V,$

T_V) について累積することによって、長期に亘る船速低下量の平均値 $\tilde{\Delta V}_S$ が次のように求められる。

$$\tilde{\Delta V}_S = \sum [p(H_V, T_V, \theta) \cdot \Delta V_S(H_V, T_V, \delta)]$$

ただし、 $\delta = |180^\circ - |\theta - \phi||$, ϕ : 船体方位

この計算を波方向の影響や故意減速の影響まで取入れて実行できるような推定計算の体系は、現状ではまだ整備されているわけではない。しかし、波は全て向波とし、かつ船速低下は全て自然減速だけとした計算から、波浪に基づく長期の平均船速低下量の性質をある程度はうかがい知ることができると考えられる。いくつかの計算結果によると、航路や船の大きさ、あるいは船型によって異なるが、全て向波とした場合の波浪に基づく長期の平均船速低下量は、 $\tilde{\Delta V}_S = 0.3 \sim 0.7 \text{ kn}$ 程度の値になる (さらに実際にはこの上に風の影響を考慮する必要があるが、航路の平均風速を 10 m/sec 程度とすると、向風に基づく船速低下量は、 $0.3 \sim 0.4 \text{ kn}$ 程度と推定計算される)。

Fig. 1 において枠で囲った範囲は、長期の平均船速低下に大きく寄与している ($p \cdot \Delta V_S$ が大きい) 波浪の範囲で、発現確率の高い比較的穏やかな海面、 $T_V = 6 \sim 8 \text{ sec}$, $H_V = 2 \sim 4 \text{ m}$ の波浪の影響が大きく、長さ 100 m クラスの比較的小型の高速船では、船体運動に基づく抵抗増加の生ずる範囲まで含まれるのに対して、長さ 300 m クラスの大型肥大船では、船体運動の影響は小さく、船首部が波浪を反射しながら前進することによる抵抗増加が主要な部分を占める範囲となる。波浪の発現確率の上からは、厳しい海象に遭遇する確率は必ずしも大きくはないので、故意減速を考慮しなかったことが、長期の平均船速低下量の推定計算結果に大きな影響は与えてはいないと考えられる。これらのことについては、就航実績の調査・解析を行って実際との対応を十分調べておく必要があるが、最近の山崎ら⁶⁾の研究にもみられるように、航海速力の内容と実態がより精度よく把握できるよ

うになってきている。

このようなことから、実際の就航状態の推進性能を改善するためには、発現確率の高い比較的穏やかな海面を対象として、平水中推進性能と波浪中推進性能を合わせた総合的な推進性能の改善を目標とすべきであり、少なくとも、平水中性能改善の成果を波浪中性能で減殺することのないように船型計画がなされなければならない。

また、波浪中の抵抗増加を零にすることができない以上、平均船速低下量を与えられた設計条件のなかで大幅に軽減することは困難であろうが、波浪中抵抗増加の特性を十分把握し、抵抗増加を少しでも軽減する方向で船型計画を進めるべきである。

(2) 波浪中抵抗増加の成分

波浪中における抵抗増加の軽減をはかるためには、それがどのような成分から成り立っているかを考えておく必要がある。波浪中抵抗増加の主たる原因は、丸尾⁷⁾によって示されているように造波によるものであり、それは次のような2つの成分に分けて考えることができる。

- 1) 船体が運動することによって生ずる Radiation Wave に基づく抵抗増加、
 - 2) 船体が入射波を反射することによって生ずる Diffraction Wave に基づく抵抗増加。
- この他の成分としては、
- 3) 横揺れに基づく抵抗増加 (造波以外の成分)、
 - 4) 横漂流によって生ずる斜航抵抗、
 - 5) 操舵および当舵に基づく抵抗増加、

などがある。

これらの成分の特徴を簡単に述べておこう。

1), 2) は、船体と周囲の流体との間に相対的な運動があることによって、すなわち周囲の流体を攪乱することによって生じるものである。したがって、船体が波面に沿って運動している波長の長い場合、例えば $\lambda/L > 2$ (λ : 波長, L : 船長) では、船体運動の振幅は大きい、抵抗増加はそれ程大きくはなく、船体と波面との相対運動が大きくなる $\lambda/L = 1 \sim 1.2$ 付近で抵抗増加が最も大きくなる。また、波長の短い領域、例えば $\lambda/L < 0.5$ では、船体運動はほとんどないため 1) の成分は小さくなり 2) の成分が主体となるが、肥大船では、Fig. 2 に示す実験結果にみられるようにかなりの大きさの抵抗増加係数 $\sigma_{AW} (= R_{AW}/\rho g h_A^2 (B^2/L))$, R_{AW} : 抵抗増加量, ρ : 流体密度, g : 重力加速度, h_A : 波振幅, B : 船幅) を与える。これは、肥大船の船首部が入射波を反射することに起因すると考えられているが⁷⁾、大型肥大船では海面で遭遇する波長が相対的に短くなるため、この成分を考慮しておく必要がある。

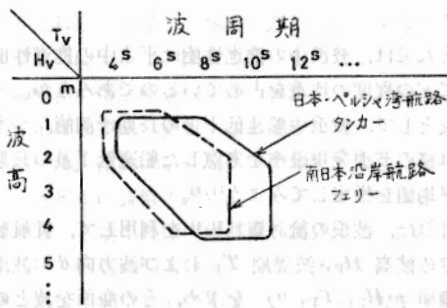


Fig. 1 長期の平均船速低下に対して寄与の大きい波浪の範囲

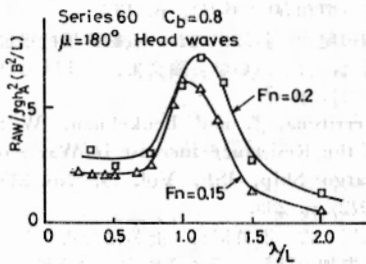


Fig. 2 肥大船の波浪中抵抗増加係数(実験結果)

1) の成分に対しては、船体の縦方向運動 Heave および Pitch の寄与が大きく、横方向運動 Sway, Yaw および Roll の寄与は小さいとされており⁸⁾、通常はこのような取扱い方でよいと考えられるが、肥大船で波長の短い領域で横揺れ同調を生ずるような場合には、1), 3) の成分の上に 4), 5) の成分も重なってかなりの量の抵抗増加あるいは船速低下を生じる例がある。やせ型船ではこのような横揺れと関連した抵抗増加は少ないと考えられるが、やはり斜め向波や横波の波長の短い領域でかなりの量の推力増加あるいは船速低下を生じる例があり、4), 5) の成分によるものと考えられる。

就航路の波浪を考慮して、総合的な推進性能を向上させるためには、船の大きさや船型によって軽減を目標とすべき抵抗増加の成分が異なってくる。向波だけでなく斜め波も考慮して、軽減できる成分とできない成分、それが全体に占める割合をよく見極めて取組むことが肝要であろう。

(3) 波浪中抵抗増加の推定法

波浪中における推進性能を考慮しつつ船型計画を行うには、波浪中の抵抗増加に関して次のような基礎資料が必要である。

1) 船型主要目比の影響、2) Frame line 形状の影響、3) 船首肥大度の影響、4) 付加物の影響、5) 慣動半径の影響、などである。

これらの検討に使える手段としては、1) 理論計算、2) 既存の実験データ、3) 水槽試験、がある。

まず、理論による推定計算法で代表的なものとしては、

- (a) 丸尾の厳密解による計算式^{6), 8)}、
 - (b) Gerritsma-Beukelman の近似式⁹⁾、および丸尾-石井の簡易化公式¹⁰⁾
 - (c) 藤井-高橋の短波長域の Diffraction 成分に対する半実験式⁷⁾
 - (d) Faltinsen らの船体表面の圧力積分による計算式¹¹⁾、
- などがある。(a) の方法において、船体を表す特異点分

布が厳密に求められれば、(c) の成分は本来(a)に含まれているものであるが、細長体を仮定した理論計算では肥大船の短波長域における抵抗増加が十分説明できないために便宜的に用いている方法であって、(a) の方法をベースに (c) の方法を組合せて肥大船の抵抗増加を推定するということが行われている。最近、この問題を正しく取扱うべく種々のアプローチがなされており^{11), 12)}、やがては統一的に取扱えるようになるものと考えられる。

これらの理論計算によって、船型主要目比などの広義船型要素の影響についてはある程度の精度で推定可能であるが、Frame line 形状などの狭義船型要素の影響についての定量的な評価となるとまだ難しいというのが現状である。これらの手法はいずれも船型および船体運動は先に与えられているものとして取扱っており、抵抗増加を少なくするような船型を直接計算で求めることは、現状では困難であろう。最近、大楠によって開発された非定常波形解析法¹³⁾は、抵抗増加に及ぼす船体各部の影響を明らかにしてくれるので、抵抗増加軽減のための手法の一つとして役立つものと期待される。

つぎに、既存の実験データとして、船型諸要素を変更してその影響を実験的に調査したもののがかなりあり有用な資料が多い。それらの文献表題は参考文献 14) などにまとめられている。また、数多くの実験データを整理して推定法としてまとめられている例として参考文献 15) などがあり、船型と抵抗増加についての一般的傾向を知る上で役立つものと考えられる。

省エネルギー船の開発に際して波浪中推進性能を水槽試験によって確認することも重要であり、狭義船型要素や付加物の影響については実験的な調査が有力な手段となる。先に述べたように比較的穏やかな海面状態を対象として水槽試験を行う場合には、大型の模型船を用いるとともに抵抗動力計にも十分注意して計測精度を確保しておくことが必要と考えられる。

(4) 最近の低馬力船の問題

最近では省エネルギーという観点から機関出力を下げて運航したり、あるいは計画速力を下げた低馬力船として初めから計画された船が出現している。船速を下げれば平水中の抵抗はほぼ船速の 2 乗に比例して減少するのに対し、波浪中の抵抗増加は Fig. 2 にみられるように $\lambda/L < 1$ の範囲では船速を低くしても大きくは減少しない。したがって、大型肥大船について比較的穏やかな海面における船速低下量を推定計算してみると、低馬力時でも高馬力時でもほとんど同程度となる傾向があり、そのため対応する平水中船速に対する船速低下率という形

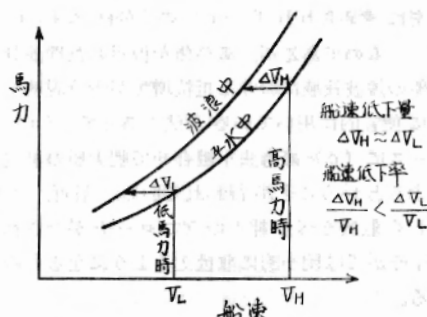


Fig. 3 大型肥大船の波浪中馬力曲線模式図

でみると、低馬力時には船速低下率が大きくなり、波浪による影響が大きいという印象はまぬがれない。Fig. 3はこのような状況を模式的に示したものである。さらに注意すべきことは極端な低馬力では荒浪時に所定の方位を保つための当舵量や斜航角が増大し、それが余分な抵抗増加を招く可能性のあることで、この点からも馬力にはある程度余裕をもたせておくことも必要ではないかと考えられる。

以上、波浪中の抵抗増加という面から、省エネルギー船を計画していく場合に考慮すべき事項を述べた。最近、シーマージンの設定法や最適航法についての研究^{16), 17)}も進展しつつあり、省エネルギーは、このような全体的な航海性能の向上という広い観点から取組まなければならないと考えられる。(高橋 雄)

参考文献

- 1) Zubaly, R. B.: Average Power Increase due to Waves for a Ship on a Specified Trade Route, ISP, Vol. 17 No. 189 (May 1970), p. 149.
- 2) 永元隆一, 塚本 修, 森 俊哲: 波浪中における速力低下と波浪外力について, 西部造船会々報, 第47号(昭和48年11月), p. 87.
- 3) Hogben, N. and Lumb, F. E.: Ocean Wave Statistics, NPL, London, 1967.
- 4) Yamanouchi, Y. and Ogawa, Y.: Statistical Diagrams on the Winds and Waves on the North Pacific Ocean, Ship Research Institute, (1970).
- 5) 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), p. 157.
- 6) Maruo, H.: Resistance in Waves, Researches on Seakeeping Qualities of Ships in Japan, The Society of Naval Architects of Japan, 60th Anniversary Series, Vol. 8, Chap. 5 (1963), p. 67.
- 7) 藤井 齊, 高橋 雄: 肥大船の波浪中抵抗増加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), p. 132.

- 8) 細田龍介: 斜波中における船体抵抗増加に関する研究, 日本造船学会論文集, 第133号(昭和48年6月), p. 7.
- 9) Gerritsma, J. and Beukelman, W.: Analysis of the Resistance Increase in Waves of a Fast Cargo Ship, ISP, Vol. 19, No. 217 (Sept. 1972) p. 285.
- 10) 丸尾 孟, 石井昭良: 簡易化公式による向波中抵抗増加の計算, 日本造船学会論文集, 第140号(昭和51年12月), p. 136.
- 11) Faltinsen, O. M., et al.: Prediction of Resistance and Propulsion of a Ship in a Seaway, Proceedings of 13th ONR (1980), p. 505.
- 12) Nakamura, S., Takagi, M. and Hosoda, R.: Diffraction Problems of a Slender Ship with a Blunt Bow Advancing in Head Seas, Proceedings of the 13th ONR (1980), p. 399.
- 13) Ohkusu, M.: Added Resistance in Waves in the Light of Unsteady Wave Pattern Analysis, Proceedings of the 13th ONR (1980), p. 413.
- 14) 中村彰一: 波浪中の抵抗増加および推進性能に関する内外文献表題集, 日本造船学会誌, 第558号(昭和50年), p. 36.
- 15) Murdey, D. C.: Some Effect of Ship Form on Performance in Head Seas, Vickers Limited Shipbuilding Group, Ship Model Experimental Tank Paper No. 4.
- 15) 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), p. 1.
- 17) 中村彰一, 細田龍介: 「最適航法について」, 第6回造船学会夏季講座「新しい造船学」(昭和55年9月), p. 78.

3.3.2 自動操舵に伴う推進馬力損失

(1) はじめに

従来、船は針路安定であり、オートパイロットさえつければ真直ぐ進むと考えてまちがいがなかった。しかし、その後の船の肥大化により特にタンカー船型において針路安定性の劣る、場合によっては歴然と針路不安定な船が建造されるようになった。当然、船主や乗組員はそのような船を嫌ったが、それは、人間やオートパイロットが保針できなくなるのではという危惧や安全性の問題からであった。この問題は、その後の研究により、大型船なら、相当の針路不安定船でも必配はないが、中小型船や高速船では、針路不安定度に限界があることがわかってきた。

一方、最近の原油価格の高騰に伴って、運送原価中に占める燃料費の割合が増えてくると、再び、船主の関心が自動操舵に伴う抵抗増加に向けられてきた。この問題

は、操舵に伴っておこるため、針路不安定船に限らず、あらゆる船種に対して考慮されているようである。

ここでは、こういった自動操舵に伴う抵抗増加の問題をとりあげ、省エネルギー対策の一項目としたい。

(2) オートパイロットの評価関数

操縦運動による抵抗増加については、早くから野本ら¹⁾や小山²⁾によって指摘されていた。野本らは、オートパイロット中に含まれる天候調整機構によって、船が長周期の自励発振をすると考え、正弦状の操舵を模型船に与えた時の推力増加を理論的および実験的に確かめた。その結果によると、操縦運動による抵抗増加は、主に、施回および横流れに伴う遠心力の船長方向成分（の1周期平均） ΔR_r と操舵抵抗（の1周期平均） ΔR_δ によって表現できる。そして、各々はほぼ旋回角速度 $\dot{\phi}$ および舵角 δ の自乗に比例することから、

$$J = \bar{\phi}^2 + \lambda \bar{\delta}^2 \quad \dots\dots\dots (1)$$

なるオートパイロットの評価関数として、操縦運動中の抵抗増加が求まるとした。ここで、 λ は2項の重みを表す係数であり、 $\bar{}$ は自乗平均値を表す。

一方、小山²⁾は、同様の解析を進め、「広い意味での抵抗増加」という概念で針路偏差を航路の延長として扱い評価関数に取入れた。しかし、遠心力による抵抗成分は野本ら¹⁾が指摘したように無視しえないことがあることを認めながらも、オートパイロットがうまく調整されており制御系は十分安定であるという仮定をおくことにより無視した。結局、航路の延長率も方位角の自乗平均に比例することより、次の評価関数を求めた。

$$J = \bar{\phi}^2 + \lambda \bar{\delta}^2 \quad \dots\dots\dots (2)$$

ただし、 λ は(1)式の λ とは違う数値であり、マリーナ船型について8程度を得た。

このように、オートパイロットの評価関数というのは本来、操縦運動中の抵抗増加、換言すると、推力損失を運動学的に定めたものであるが、その前提条件によって、違った表現式となる。しかも、オートパイロットの性能を漠然と評価しようとした場合、針路を保ち、しかも、むやみに舵をとらないようにしてほしい、と考えるなら、やはり(2)式の形の評価関数が考えられる。ただし、その場合、 λ の値に決め手がなくはつきりしない。

その後、Norrbin³⁾が、(2)式と同じ形の評価関数を導いたが、模型実験より推定した λ は貨物船型で0.1~0.2となり、小山²⁾のそれと相当違っていた。

以上のような状況から、オートパイロットの評価関数をはつきりさせようという動きが高まり、後述する適応型オートパイロットの開発ともからんで、ここ2~3年

の国際シンポジウムでも活発な議論が交された。

その動きのひとつは、絶対的なオートパイロットの評価関数の定義の導入である。すなわち、この特集号の主題にもなっているエネルギーとか燃費の直進時からの増量として評価関数を決めようとする動きである。

金丸ら⁴⁾や長谷川⁵⁾は、次式で J を定義した。

$$J = \frac{\Delta E}{E_0} = \frac{\Delta S}{S_0} + \frac{\Delta T}{T_0} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 E : 船の航行に必要なエネルギー

$$E = \int_0^\tau T \cdot V dt \quad \dots\dots\dots (4)$$

τ : 航海時間 T : プロペラ推力

V : 船速 S : 航路長

なお、添字0は直進時の値を、 Δ はその増加量を—は平均を表す（以下同じ）。

他方、Clarke⁶⁾は、燃料消費増加率 $\Delta F/F_0$ として J を定義した。

$$J = \frac{\Delta F}{F_0} = \frac{\Delta P}{P_0} + \frac{\Delta S}{S_0} - \frac{\Delta V}{V_0} \quad \dots\dots\dots (5)$$

ただし、

F : 燃料消費量 P : 主機出力

両者で、細かい係数や微小項の違いはあるが、いずれも、 J は次の形で表現できる。

$$J = \lambda_1 \bar{\phi}^2 + \lambda_2 \bar{\delta}^2 + \lambda_3 \bar{r}_M'^2 (\%) \quad \dots\dots\dots (6)$$

ただし、 λ_1 , λ_2 , λ_3 は J をパーセントで表した時の重み係数であり、長谷川⁵⁾はいくつかの船型につき、模型実験より、Table 1に示す値を得た。また、 r_M' は無次元角速度のうち、操舵によって誘起された成分⁵⁾である。

もうひとつの動きは、模型船に働く船体前後方向の流体力の詳細な計測であり、日本造船学会試験水槽委員会第2部会の下に設けられた操縦運動の数学モデル検討グループ（略称MMG）の成果に多く現れている⁸⁾。

(3) 大洋航行中の推進馬力損失

では、実際には自動操舵により何パーセントぐらいの馬力損失となるのであろうか。

Fig. 1は、前述の評価関数(6)式を用い、波高1.5m、平均風速10m、波および風との出会い角を斜め後方30°とした時の数値計算例である。想定船は船長50m、船速約10ノット、不安定ループ幅（両幅）10°の針路不安定船であり、計算方法その他は長谷川ら⁹⁾の方法による。なお、図中の K_P 、および、 T_D はオートパイロットの比例および微分制御の係数である。この結果によると、オートパイロットがうまく調整されていれば、このような針路不安定船であっても馬力損失がほとんど無

Table 1 船の要目とオートパイロットの評価関数の係数

TYPE	A	B	C	D
KIND of SHIP	CARGO	TANKER	TANKER	CONTAINER ^{*2}
L x B x D	150x21.4x8.59	276x43.0x16.7	350x70.0x22.1	215x32x10
C_B	0.70	0.810	0.827	0.56
F_n	0.200	0.167	0.137	0.30
λ_1 ^{*1}	50	50	50	50
	150	150	150	150
λ_2	388	485	425	509
λ_3	2853	2342	2460	3325

*1) Upper case : constant speed / lower case : on schedule

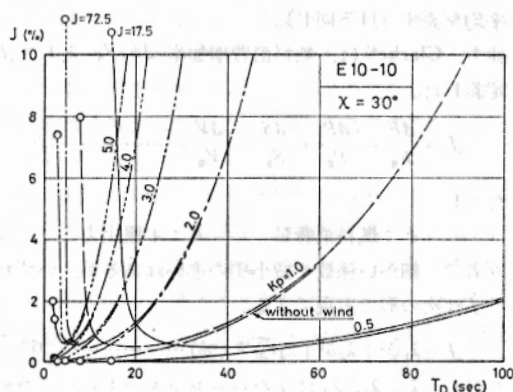
*2) Estimated by Hasegawa's method⁵⁾, using the data of Matsumoto et al.⁷⁾

Fig. 1 自動操舵に伴う推進馬力損失

視できるオーダとなるが、調整が悪いと急激に増え、変動風の影響による低周波 yawing や高周波の波によって誘起された操舵量により 10% 内外にも達することがわかる。

一方、船主の要望と航海計器メーカーの新型パイロット開発の要請から、実船でのオートパイロット比較試験が盛んに行われるようになった¹⁰⁾。そうした結果をみると、よく調整されているオートパイロットの場合、比較的穏やかな海象では数パーセントないしは 1% 以下、荒れた海象では 10% 以上に達するようである。

したがって、オートパイロットの調整が悪かったり、天候調整機構等の保針制御系内に含まれる非線形要素によって自励発振が生じたりしていると、かなりの馬力損失となることが予想される。ちなみに、ベルシャ湾向け 25 万 D/W タンカーの場合、1 日当りの燃料消費量を 170 k¹¹⁾、1 航海 34 日¹¹⁾、C 重油価格を 200/k¹¹⁾ (¥200/\$, 1981 年 9 月) とすると 1 航海に要する燃料費は約 2.3 億円となり、1% といえどもばかにならないこ

とがわかる。しかも、他の省エネルギー技術と異なり、何ら船型に手を加えることなく、もしくは、船全体から見ればわずかな設備投資——オートパイロット——によって、経費を節約でき、逆に、調整が悪ければ、みすみす、経費をむだ使いすることになる。

(4) 適応型オートパイロットと操舵機の改良

こうした背景から生まれたのが近年、研究の盛んな適応型のオートパイロットである。詳しい解説は文献¹²⁾を参照いただくと、要は、時々刻々の海象あるいは船の動特性の変化に応じて、前述の評価関数を最小とするように自動的に制御変数を調整する機能をもったオートパイロットのことである。まだ、実用化には至っていないが、プロトタイプを使った実船試験結果では、やはり、燃費減 1~2% をうたったものが多い。ただし、同一海象で十分に調整されている従来型のオートパイロットと比較するのであれば差がつかないのが当然であって、むしろ、適応型オートパイロットの本領は、異なった海象における従来型オートパイロットとの差であろう。こういった面に主眼をおいた実船試験が行われることを期待する。こうした点での適応性が実証できれば、労働力の質の低下や負担の軽減、人員削減等のもっと広い意味での省力化に対処できるであろう。

その他、自動操舵に伴う馬力損失の問題で案外、忘れられているのは、操舵機の問題である。特に、中小型船、高速船においては、操舵機の時定数を小さくすることにより、かなりの部分、馬力損失を抑えることができる。また、操舵機の制御系から電磁弁等の非線形要素を排除したシングルループ式操舵機¹³⁾は自励発振の防止に期待できる。

操舵機の問題は主に、タンカー等の針路不安定船に対して注意すべき項目であったが、最後に、コンテナ船や

自動車専用船等に対しては保針操舵の問題として操縦運動と roll の連成により無視できない馬力損失を招く危険性のあることを指摘しておく。

(5) むすび

操縦運動, 具体的には, 自動操舵に伴う推進馬力損失について研究の現状を紹介した。オートパイロットの係数の調整などは, 乗組員の関心と努力さえあれば今すぐにも実施できる対策である。ただ, 調整が悪くて馬力を 10% 無駄にすることはあっても, 調整が十分であればオートパイロットその他の換装によって得られる燃費減は多くて 3%, 通常 1% 程度というのが常識的な線であらうか。適応型オートパイロットの成果については今後, 十分な関心を払うべきである。(長谷川和彦)

参 考 文 献

- 1) 野本謙作, 元山登雄: 船首揺にもとづく推進馬力の損失について, 造船協会論文集, 第 120 号, 1966 年 12 月。
- 2) 小山健夫: 外洋航行中の船の最適自動操舵系に関する研究, 造船協会論文集, 第 122 号, 1967 年 12 月。
- 3) N. H. Norrbin: On the added resistance due to steering on a straight course, Report of Performance Committee, Appendix 8, 13th ITTC, Berlin/Hamburg, 1972.
- 4) H. Kanamaru and T. Sato: Adaptive autopilot system with minimum propulsive energy consumption, Proc. of Third Int'n'l Symp.

on Ship Operation Automation, Tokyo, Nov. 1979.

- 5) K. Hasegawa: On a performance criterion of autopilot navigation, 関西造船協会誌, 第 178 号, 1980 年 9 月。
- 6) D. Clarke: Development of a cost function for autopilot optimisation, Proc. of Symp. on Ship Steering Automatic Control, Genova, June 1980.
- 7) 松本恵洋, 末光啓二: 拘束模型試験による操縦性能の予測, 関西造船協会誌, 第 176 号, 1980 年 3 月。
- 8) 例えばまとめられたものとして, 小瀬邦治, 湯室彰規, 芳村康男: 操縦運動の数学モデルの具体化——船体・プロペラ・舵の相互干渉とその表現, 第 3 回操縦性シンポジウム, 1981 年 12 月。
- 9) 長谷川和彦, 石山忠治, 梅田宏規: オートパイロットによる針路不安定船の許容限界に関する考察(第 1 報), 日本造船学会論文集, 第 148 号, 1980 年 12 月。
- 10) 例えば公表されたものとして, 日聖佳夫, 田上暉: オートパイロットの相連による燃費低減の可能性について, 航海, 第 67 号, 1981 年 3 月。
- 11) 緊急課題のパンカー需要と価格, 海運, 1979 年 3 月号。
- 12) 大津皓平, 長谷川和彦: オートパイロットの評価と展望, 第 3 回操縦性シンポジウム, 1981 年 12 月。
- 13) 富田幸雄, 山本博敬, 沖田 清, 山崎和明: シングルループ式操舵システム, 日立造船技報, 第 41 巻, 第 2 号, 1980 年 6 月。