

鶴洋丸推進装置の総合運転特性について

西矢 豊就, 小妻 勝, 阿部 茂夫
荒木 猛, 古堅 安孝, 今田 忠志

Studies on the Operational Performance of Propulsive Plant
in T/V Kakuyo-Maru

Toyonari NISHIYA, Masaru KOZUMA, Shigeo ABE
Takeshi ARAKI, Yasutaka FURUKATA and Tadashi IMADA

Propulsive plant of vessel with controllable pitch propeller (CPP) has generally many complex variables, which connect each other. Of them, tow factors of vessel, angular pitch of propeller blades (θ_p) and propeller revolution (N_p), response against hull resistance of water of the vessel in accordance with weather and sea conditions, resulting in changes of operating horse power of main engine (N_e) and ship speed (V). This paper deals with the analyses of variations of the N_e , V , θ_p and N_p , based on the service performance of Engine Log-Books of T/V Kakuyo-Maru, Faculty of Fisheries, Nagasaki University, from 1984 to 1989. It is recognized that CPP of our vessel could maintain in the most suitable condition in running characteristics of the main engine and propelling performance, and minimize the consumption of fuel oil of propulsive plant, under the condition that θ_p and N_e should be selected in optimum operation modes corresponding to the weather and sea conditions.

Key words: 機関軸馬力 shaft horse power of marine engine;
燃料消費率 specific fuel oil consumption; 船体速力 ship speed;
プロペラスリップ率 propeller slip

船舶の推進装置の機関特性および推進性能は、その運転条件に左右されて変化する。そこで船舶の安全運航と運航能率の向上のためには、これら特性および性能に関与する、運転諸元の相互間の相関関係を把握することが必要である。

一般に船舶は、その船底の汚損や外板表面の経年劣化に伴い、摩擦抵抗、すなわち、船体抵抗が増加する。この船体抵抗の増加による有効馬力増加率は、船体が清浄な場合に比較すると、20~30%にも達することがある。¹⁾それにつれて、主機関の出力率は増加し、一般にシーマージンは年2~3%増加すると

言われる。²⁾

本船は1975年に建造され、毎年4月と9月に入渠し、船底およびプロペラの清掃と再塗装を実施している。また、主機関は2年毎の4月に、各シリンダカバを開放、ピストンを抜き出して必要な保守整備を行っている。しかしながら、主機関の運転諸元の値は、当初のそれらと比較すると、経年劣化と共に、それぞれ変化している。

一方、練習船の性格は非常に特殊で、立案された年間の運航計画に基づき、決められた航行区域を予定の航海日数で消化し、その間に所期の実習目的を

遂行しなければならない。すなわち、船舶の運航経済性よりも、実習の安全性と確実性が強く要求される。したがって、機関特性および推進性能は、一般の商用船舶のそれらと比較すると、かなり異なった性質を帯びると言える。しかしながら、船舶の運航費の内、燃料費が占める割合は非常に大きいので、推進装置は省エネルギー的に取扱われる必要がある。

一般に可変ピッチプロペラ船の場合、主機関の燃料消費量を最小にするためには、任意の船体速力に対して、最適なプロペラのピッチ角度および回転数の組み合わせが存在する。すなわち、推進装置のオペレーションモードの適不適は、主機関の燃料消費量の大小に、非常に大きな影響を与えと言えらる。

船舶の機関操要日誌（エンジンログブック）は、推進装置運転諸元の値を、4時間単位で計測、計算し記録したものである。したがって、多変数推進装置の就航時系列性能を適確に把握するための、最も有効な情報源と言えらる。そこで、エンジンログブックの運航実績記録に基づき、推進装置のオペレーションモードが、主機関特性および推進性能におよぼす影響について、解析する試みが数多く行われている。

前報²⁻⁴⁾は、気象、海象等が静穏で、本船の航走が安定した状態において、プロペラピッチ角度を 12° ～ 17° の範囲に設定し、本船推進装置の機関特性および推進性能が、いかに経年変化したかについて、海上公式試運転の結果を参考に調査したものである。

本船の通常の航海では、気象、海象等の変化に対応したオペレーションモードとし、推進装置運転諸元の値を調整する。したがって、運転状況を示す諸元の値は気象、海象等の影響を、直接、間接に受けたもので、それらのばらつきは大きい。

そこで本報告では、本船のエンジンログブックから得られた、通常の航海状態における運航実績の資料に基づき、気象、海象等の外的要因の変動が、推進装置運転諸元に与える影響を前報³⁾と比較し、それらの相互関係を整理、解析した。その結果を報告する。

1. 資 料

本報告に用いた長崎大学水産学部練習船鶴洋丸の主たる諸元は前報³⁾に報告した。

本船の年間航海日数は約160日になる。しかしながら、練習船の性格上、航海、漁労の実習、海洋観測、

あるいは研究資料採集等のため、主機関の運転諸元を一定にして長時間航走する日数は少ない。すなわち、1984年から、1989年までの約6年間に亘るエンジンログブックの記録から計算した値の内、航海中の一日の代表値とみなせる資料は、年間約50点位である。したがって、主機関の一日の稼働時間が24時間未満の短時間と言えども、船体および主機関が安定した運転状態にあり、運転諸元に殆ど変化がみられない場合は、一日の代表値として、本報告の資料とした。

また、各航海は通常約12.5ktの船体速力で計画するので、それに対応したプロペラピッチ角度も、ある決まった範囲になる。すなわち、本報告の全資料の内、プロペラピッチ角度が 14.5° 以上のものは、約86%になる。そこで、本報告では、図表化あるいは数式化する場合、資料を 14.5° ～ 15.5° 、 15.6° ～ 16.5° および 16.6° ～ 17.5° の3グループに分類し、それぞれ、プロペラピッチ角度 15° 、 16° および 17° と呼称した。

本報告は推進装置運転諸元の値のうち、下記(1)～(10)の項目についてエンジンログブックを基に、それぞれ単位当たりの換算と平均値化をしたものを資料とした。

- (1) プロペラピッチ角度 θ_p ($^{\circ}$) (以下 θ_p と省略)
翼角制御ハンドルの指示値によった。
- (2) プロペラ回転数 N_p (rpm) (以下 N_p と省略)
推進装置軸系の中間軸に装備した近接スイッチによる電気式無接触回転計の指示値によった。
- (3) 過給機回転数 h (rpm) (以下 h と省略)
排気タービンプロワ側に装備した HSEC 型高速電子式回転計の指示値によった。
- (4) 船体速力 V (kt) (以下 V と省略)
積算型電磁ログの指示値によった。
- (5) 燃料消費量 G (kg/h) (以下 G と省略)
主機関の燃料油配管装置に装備した RO 型容積式ルーツ流量計の積算値に基づき、比重および温度による補正をした換算値によった。
- (6) 燃料消費率 be (g/PS・h) (以下 be と省略)
燃料消費量とその時の軸馬力とに基づいた換算値によった。
- (7) 軸馬力 Ne (PS) (以下 Ne と省略)
比重および温度の補正をした燃料消費量に基づく換算値によった。
- (8) 排気ガス温度 Te ($^{\circ}C$) (以下 Te と省略)
主機関の各シリンダ出口管に装備した CA 型熱電

対温度計の指示値によった。

(9) 見掛けのスリップ率 S (%) (以下 S と省略)

船体速力, プロペラ回転数およびその時のプロペラピッチから換算した値によった。

(10) 排水量 Δ (ton) (以下 Δ と省略)

燃料, 清水, その他の重量物の船内保有量に基づき, 吃水およびトリムを計算し, 排水量曲線表から求めた換算値によった。

2. 結果および考察

θ_p が 15° , 16° および 17° の範囲にある場合の運転諸元, N_p , G , Te , h , Ne , be , V および S の相互間の関係を Fig. 1~9 にそれぞれ示した。Fig. 2, 5, 7 の破線は前報³⁾の値によるものである。Fig. 4 の破線は本船の海上公式試運転 (Table 1) の値を示す。また, Fig. 8 の破線は本報告の範囲における推定の等速力線を示す。運転諸元のうち, N_p , G , Ne および V の資料の変動の範囲とそれらの平均値とを Table 2 に示した。

2.1 軸馬力

本船のオペレーションモードにしたがって θ_p は変化するが, Table 2 に示した通り, それに伴う Ne の変動は少ない。 θ_p が 16° および 17° にある場合, 両者の Ne の差は, 非常に小さい。 θ_p を 15° に設定した運転は, 運航計画上よぎなく減速する場合と, 気象, 海象環境が著しく悪化した場合とである。この場合の Ne は θ_p が 17° のそれに対して, 約20%減少する。

本船就航以来の主機関運転諸元の経時変化については, 既に報告した。⁵⁾すなわち, 通常の航海状態なら主機関の平均負荷率は, 60~70%であった。

そこで本報告においては主機関の定格状態に対す

るトルク比 $R\tau$ (以下 $R\tau$ と省略) について調べた。

$R\tau$ はディーゼル機関の場合次式で示される。

$$R\tau = (Ne / Np^3) / (Ne_0 / Np_0^3) \dots\dots\dots (1)$$

Ne_0 : 定格軸馬力 (2800PS)

Np_0 : 定格プロペラ回転数 (265rpm)

式(1)による $R\tau$ の経年変化を, 横軸に主機関の運転日数を取り Fig. 1 に示した。 $R\tau$ の変動は小さい。また, 入渠の前後における顕著な変化は認められない。 $R\tau$ の最大値は, 0.9365と大きくなる場合もあるが, 平均値は0.5938である。したがって, プロペラ

Table 1. Results of official sea trial in 1975
Conditions throughout the measurements were:

- 1) displacement of Kakuyo-Marui, 1350.00 tons;
- 2) smooth sea with starboardbow waves and light air (2m/sec)

θ_p	18.5°			
P	2097			
N_p	168	211	242	265
$h \times 10^2$	56.0	90.0	120.0	135.0
Te	240	320	370	410
Ne	600	1300	1870	2640
G	101.1	183.0	275.0	379.3
V	10.72	13.26	14.92	15.52

- θ_p : Propeller pitch angle (deg.)
 P : Propeller pitch (mm)
 N_p : Revolution of propeller (rpm)
 $h \times 10^2$: Revolution of turbo charger (rpm)
 Te : Exhaust gas temperature of main engine ($^\circ C$)
 Ne : Shaft horse power (PS)
 G : Fuel oil consumption (kg/h)
 V : Ship speed (kt)

Table 2. Range and mean of sampling data of Engine Log-Book from 1984 to 1989

θ_p	15°		16°		17°	
	Range	Mean	Range	Mean	Range	Mean
N_p	240.0~259.7	250.6	230.0~260.0	254.4	242.5~264.0	255.4
Ne	1020~1951	1311	1143~2002	1617	1212~2035	1630
G	180.8~327.0	227.9	200.5~330.9	276.3	211.7~340.0	278.4
V	9.23~13.00	11.94	9.91~14.51	12.93	11.18~15.23	13.07

- θ_p : Propeller pitch angle (deg.)
 N_p : Revolution of propeller (rpm)
 Ne : Shaft horse power (PS)
 G : Fuel oil consumption (kg/h)
 V : Ship speed (kt)

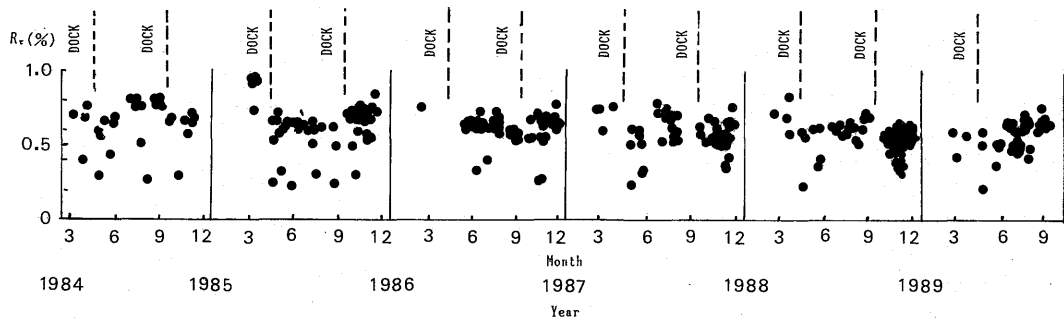


Fig. 1. Fluctuations of torque ratio (R_r %) and running hours of main engine from 1984 to 1989.

がかなり軽い状態にあり、主機関は安全範囲で運転されていると言える。

N_e と N_p との関係は、既に述べたように $N_e \propto N_p^3$ である。⁶⁾

本報告の範囲で各 θ_p における、 N_e と N_p との関係は、近似的に次式のようになる。

$$\theta_p(15^\circ) : N_e = 2.3950 \times 10^{-6} N_p^{3.6405} \quad \dots\dots (2-1)$$

$$\theta_p(16^\circ) : N_e = 7.4462 \times 10^{-6} N_p^{3.4645} \quad \dots\dots (2-2)$$

$$\theta_p(17^\circ) : N_e = 2.6354 \times 10^{-6} N_p^{3.6514} \quad \dots\dots (2-3)$$

横軸に N_p をとり N_e との関係を示した。式(2)による回帰式線で Fig. 2 に示した。 θ_p が 16° の場合、 N_p に対する実線の N_e は破線のそれより大きい。しかしながら、 15° および 17° においては、実線の N_e が破線のそれより小さい。これは通常の航海中、気象、海象環境がいつも静穏でなく、これらの環境が悪化した場合、それに対応して、主機関を低負荷運転することが多いためである。

一方、 θ_p が 16° の場合の実線の N_e は、 17° の場合のそれより大きくなっている。これは気象、海象環境が悪化すると、 θ_p を 17° から 16° に減少して航走するが、 V をできるだけ一定の速力に維持しようとするため、気象、海象環境が比較的良好な、前者の N_e より必然的に大きくなったものと思われる。

次に式(2)から、各 θ_p における N_e とプロペラの回転比、 $(N_p/N_{p0})^3$ との関係は、次式のようになる。

$$\theta_p(15^\circ) : N_e = 1631.1 (N_p/N_{p0})^3 - 41.9 \quad \dots\dots (3-1)$$

$$\theta_p(16^\circ) : N_e = 1888.6 (N_p/N_{p0})^3 - 38.3 \quad \dots\dots (3-2)$$

$$\theta_p(17^\circ) : N_e = 1907.3 (N_p/N_{p0})^3 - 49.6 \quad \dots\dots (3-3)$$

式(3)から、本報告の範囲における主機関の負荷作動線、すなわち N_p に対する N_e の傾きは、 θ_p が $15^\circ \sim 17^\circ$ において、前報³⁾のそれより小さい。したがって、 N_p が同じなら、前報³⁾に比較して本報告の N_e は減少する。

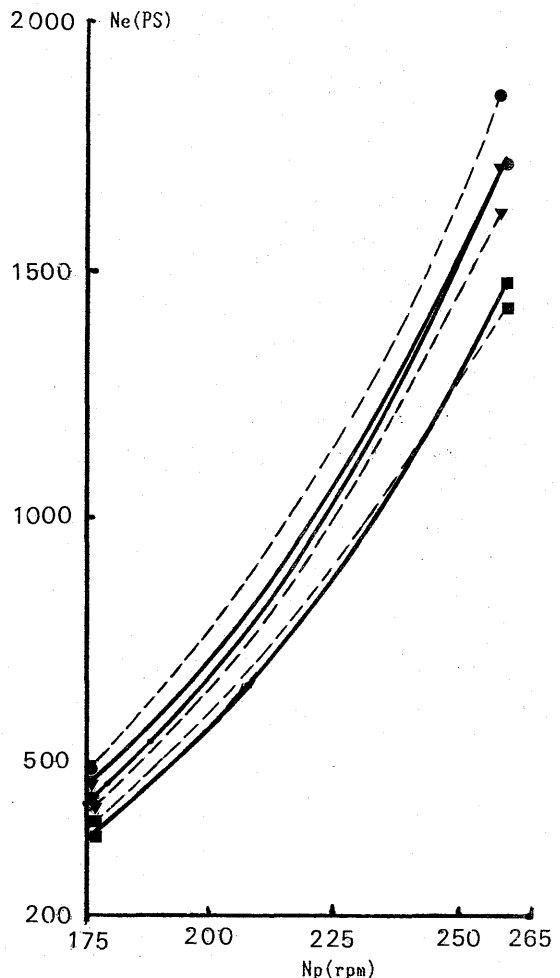


Fig. 2. Parametric interrelations of propeller blade in 3-angular pitches between propeller revolution (N_p rpm) and shaft horse power (N_e PS).

Solid lines, data of Engine Log-Books (1984-1989); dotted lines, measured values in 1983. Circle, 17° of propeller blade pitch; triangle, 16° ; square, 15° .

一方, 同一の Ne に対して N_p は増加することを示す。すなわち, 本報告の場合, 前報³⁾に比較して, それだけ推進効率 η_{pc} (以下 η_{pc} と省略) は低下していると言える。

一般に, Ne と V との間には $V \propto N_p$ の関係があり⁶⁾, 次式が成りたつ。

$$Ne = KV^3 \quad \dots\dots\dots (4)$$

V : 船体速力 $\dots\dots\dots$ (m/sec)

K : 比例常数

式(4)の K は船舶が船体抵抗に抗して V で航走する場合, 抵抗の大きさを示すパラメータで, 船体の浸水面積 S 。および η_{pc} によって変化する。前者は船体の吃水, すなわち排水量 Δ が変動すると, それにしたがって変化する。

本報告の範囲で, Δ のばらつきは1440~1720ton, また, その平均値は約1610tonである。したがって, Δ の変動は小さく, それに伴う S の変化も小さい。これが Ne の変動に与える影響は軽微と言える。

各 θ_p における Ne と V との間の近似式は次のようになる。

$$\theta_p(15^\circ): Ne = 0.1233 V^{3.7007} \quad \dots\dots\dots (5-1)$$

$$\theta_p(16^\circ): Ne = 0.3434 V^{3.2842} \quad \dots\dots\dots (5-2)$$

$$\theta_p(17^\circ): Ne = 0.4015 V^{3.2238} \quad \dots\dots\dots (5-3)$$

本報告の範囲で, Ne と V との間の関係を, 横軸に V をとり式(5)による回帰式線で Fig. 3 に示した。

一般に船舶の推進性能は船体およびプロペラの汚損と共に低下する。また, 気象, 海象環境が悪化すると, その低下は一層激しくなる。その結果, 主機関の Ne を一定にした, 定出力運転をすると V は低下する。一方, V を一定に維持する, すなわち定速力運転をすれば, Ne は増加する。

θ_p が $15^\circ \sim 17^\circ$ にあるいずれの場合も, 前報³⁾の結果と比較すると, V に対する Ne は, それぞれ増加している。すなわち, V が本船の通常航海速力, 12.5kt にある場合, Ne は θ_p が $15^\circ, 16^\circ$ および 17° で, それぞれ5.8, 5.0および6.9%増加する。これは, 前報³⁾に比較し本報告の場合は, 船体およびプロペラの汚損と風波との影響に起因したシーマージンが増加したためと言える。一般に前者の影響によるシーマージンの増加は, 年10~20%²⁾になる。しかしながら, 前述したように, 本船は年間2回船体およびプロペラの清掃と再塗装を実施しているので, 汚損影響によるシーマージンの増加は比較的少ない。したがって, 本報告のシーマージンの増加は後者によるものと言える。

Fig. 3 によると, $V < 12$ kt の範囲で, 同一の V に対して θ_p を小さくする方が Ne は小さい。また, $12 \text{ kt} < V$ の範囲では, 反対に θ_p が小さい場合, Ne は大きい。これは θ_p が小さい場合, η_{pc} が低下するため, 同一の V に対して Ne が大きくなることによる。

前報³⁾で述べたように, 航海中の Ne の変動をリアルタイムで知ることができれば, 推進装置の安全および省燃費運転に対して, 非常に効果的である。 Ne と h および Te との間の相関については既に述べた。⁶⁾そこで, h および Te から Ne を簡易的に推定した。

本報告の範囲の Ne と h との間の関係は, 近似的に次式のようになる。

$$Ne = 2.9562 \times 10^{-4} h^{1.6581} \quad \dots\dots\dots (6)$$

($r = 0.9738$)

Ne と h との間の関係を, 横軸に h をとり式(6)に

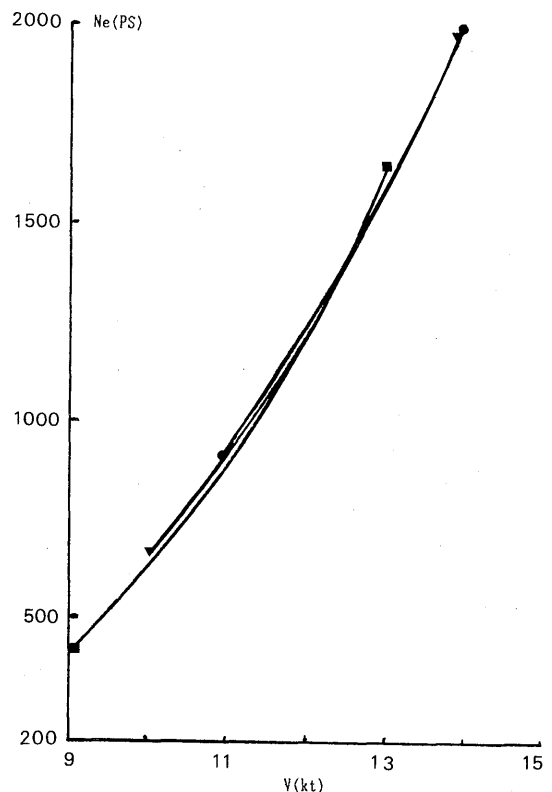


Fig. 3. Parametric interrelations of propeller blade in 3-angular pitches between ship speed (V kt) and shaft horse power (Ne PS). Simboles are the same in Fig. 2.

よる回帰式線で Fig. 4 に示した。同一の Ne に対し、式(6)による h は破線のそれより若干高くなる。主機関は経年劣化し機関性能が低下する。その結果、Ne に対応する G が増加し、 Te が高くなるため h は高くなる。

一方、 Ne と Te との間の近似式は次のようになる。

$$Ne = 8.6011 Te - 1609 \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$(r = 0.9746)$$

式(6), (7)の相関係数 r の値から判断すると、 Ne の推定値は、それぞれ実用に十分耐える。

本報告の範囲で、 Ne に関与する運転諸元の多重回帰式をもとめると次式のようになる。

$$Ne = 29.7325 N_p + 131.4340 \theta_b - 1.1353 V$$

$$- 7.9623 \times 10^3 \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$(r_{\text{mult}} = 0.7548)$$

Ne に対する N_p , θ_b および V の寄与率は、それぞれ (+)77, (+)22 および (-)1% となる。(+)、(-) は回帰係数の符号を示す。これから、 N_p の変動に対

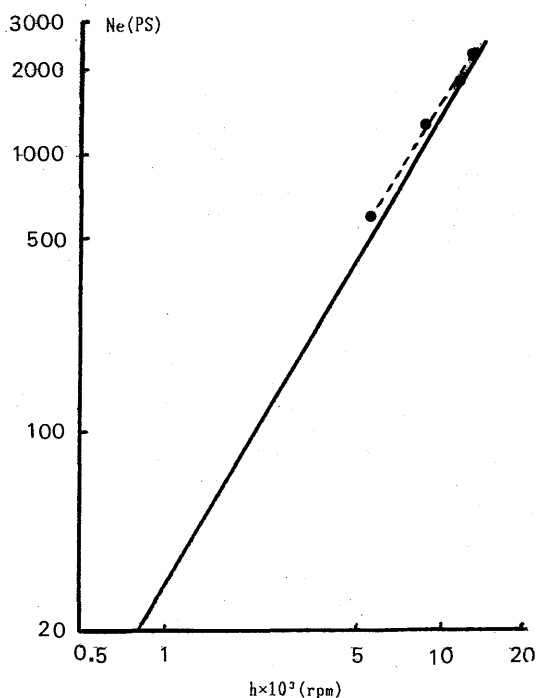


Fig. 4. Interrelation between turbo charger revolution (h rpm) and shaft horse power (Ne PS). Solid lines, data of Engine Log-Books (1984-1989); dotted lines, measured values of official sea trial in 1975.

する Ne の応答は、非常に敏感と言える。

2.2 燃料消費量および燃料消費率

Table 2 に示した通り、 θ_b に対する G の変動は Ne のそれに追従した傾向を示す。

一般に G は V , Δ , 船体およびプロペラの汚損、風波等の影響を受けて変動する。通常の航海状態では、これらのうち、 V と Δ が大きく影響する。

主機関の G と Ne との関係は、既に述べたように理論的に $G \propto Ne$ となる。⁶⁾したがって、式(4)から次式の関係が成りたつ。

$$G = K_0 V^3 \quad \dots\dots\dots (9)$$

V : 船体速度 (m/sec)

K_0 : 比例定数

ここに K_0 は式(4)の K と同質のものであるが、 Δ の大きさに左右される比例定数⁷⁾である。

本報告の範囲で、各 θ_b における G と V との関係は、近似的に次式のようになる。

$$\theta_b (15^\circ) : G = 15.2281 V^{1.0789} \quad \dots\dots\dots (10-1)$$

$$\theta_b (16^\circ) : G = 6.6641 V^{1.4455} \quad \dots\dots\dots (10-2)$$

$$\theta_b (17^\circ) : G = 0.3156 V^{2.6315} \quad \dots\dots\dots (10-3)$$

式(9)による V のべき指数は 3 であるが、式(10)のそれはいずれも小さい。これは、主機関の be の対負荷変動が、低負荷率の運転範囲で非常に大きく、その結果、 V のべき指数が小さくなるためである。⁸⁾この傾向は θ_b が小さい程急激である。そのため、式(10)において、 θ_b が $17^\circ \sim 15^\circ$ へと小さくなるにつれて、負荷率が低下し、 V のべき指数は小さくなっている。

本報告における G と V との関係を、横軸に V をとって式(10)による回帰式線で Fig. 5 に示した。 G は気象、海象環境に左右され、 Ne に連動した変動をする。 θ_b が $15^\circ \sim 17^\circ$ において、 $V < 13.5$ kt では実線が破線より大きい。したがって、この範囲における気象、海象環境は、前報³⁾のそれに比較して悪化していたと言える。

一方、 $13.5 \text{ kt} < V$ では、実線が破線より小さくなる。

2.1 で述べたように、同一の V に対して θ_b が小さいと、プロペラのピッチレシオが小さくなり、プロペラ効率 η_p は低下する。その結果、 η_{pc} も低下する。本報告の場合、気象、海象環境は前報³⁾のそれに比較して悪く、 θ_b を小さくして航走することが多い。したがって、それにつれて G は増加している。また、 $12 \text{ kt} < V$ の範囲で θ_b の小さい方が G は減少する傾向にある。

オペレーションモードが G の変動におよぼす影響

は、非常に複雑なため、まだ不明な点が多く存在する。今後更に詳細な研究が必要である。

本報告の範囲で、各 θ_p における G と Ne との間の近似式を求めた。

$$\theta_p(15^\circ) : G = 0.5597 Ne^{0.8372} \dots\dots\dots (11-1)$$

$$\theta_p(16^\circ) : G = 0.5487 Ne^{0.8421} \dots\dots\dots (11-2)$$

$$\theta_p(17^\circ) : G = 0.6291 Ne^{0.8238} \dots\dots\dots (11-3)$$

式(11)から、 θ_p がいずれにあっても、 Ne の変化に対して、 G はほぼ同一傾向の応答をしながら増減すると言える。

また、 Ne と be との関係は、近似的に次のようになる。

$$\theta_p(15^\circ) : be = 5.8515 \times 10^2 Ne^{-0.1691} \dots\dots (12-1)$$

$$\theta_p(16^\circ) : be = 5.4751 \times 10^2 Ne^{-0.1576} \dots\dots (12-2)$$

$$\theta_p(17^\circ) : be = 6.2973 \times 10^2 Ne^{-0.1763} \dots\dots (12-3)$$

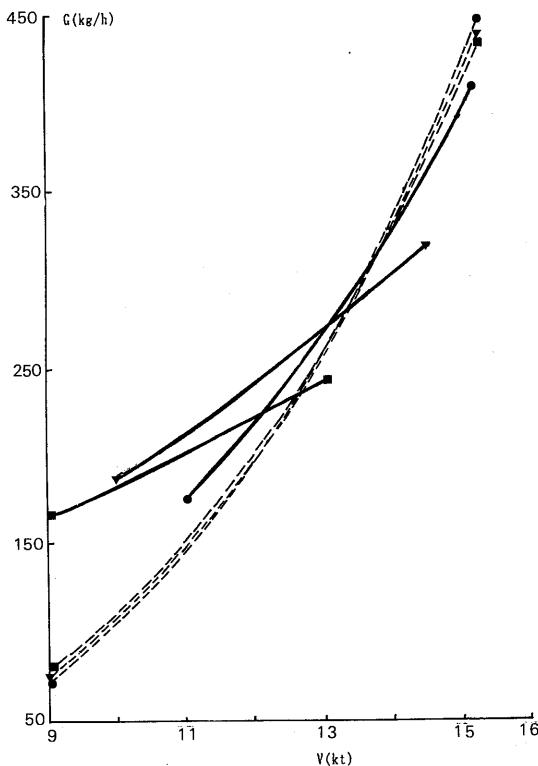


Fig. 5. Parametric interrelations of propeller blade in 3-angular pitches between ship speed (V kt) and fuel oil consumption (G kg/h). Solid lines, data of Engine Log-Books (1984-1989); dotted lines, measured values in 1983. Simboles are the same in Fig. 2.

本報告の範囲で、 Ne に対する G および be との関係、横軸に Ne をとって、式(11)および(12)による回帰式線で、それぞれ Fig. 6 に示した。

Fig. 6 によると、 Ne が大きくなるにつれて、 G は増加し、また、同一の Ne に対し、 θ_p を大きくすれば G は増加する。 θ_p に対する G は、 $Ne < 1710$ PS では、 16° の方が 17° のそれより小さい。 $1710 \text{ PS} < Ne$ では、反対に 16° の場合の G が大きくなる傾向にある。これは 2.1 で述べたように、航海中の気象、海象環境の悪化に対し、 θ_p を 17° から 16° に小さくして航走するが、 V は一定に維持しようとするオペレーションモードを選択する傾向があるためである。

前報³⁻⁴⁾で述べたように、設定した V に対し、 θ_p を大きくして運転をする場合の be は、 θ_p が小さい場合のそれよりも小さくなる。Fig. 6 の be - Ne マップに

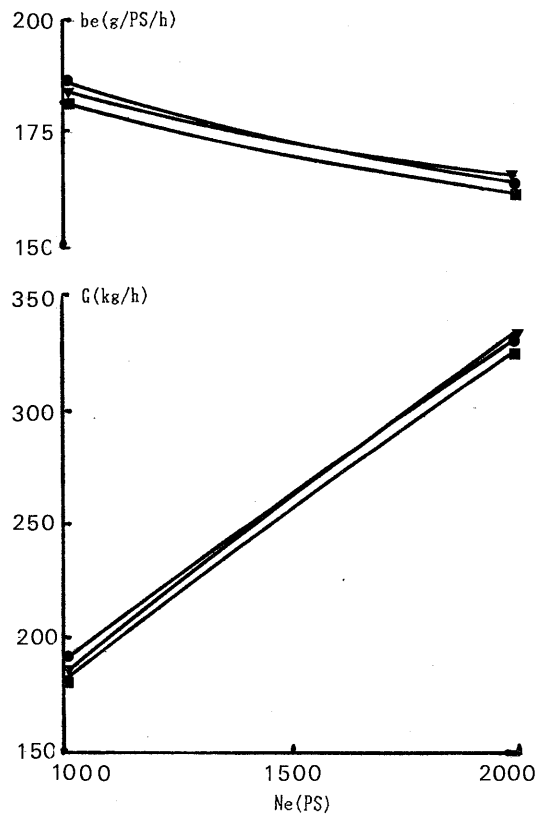


Fig. 6. Parametric interrelations of propeller blade in 3-angular pitches between shaft horse power (Ne PS) and fuel oil consumption (G kg/h) or specific fuel oil consumption (be g/PS/h). Simboles are the same in Fig. 2.

よると, θ_p が 17° および 16° の場合, 両者の be の差は平均 $0.8175\text{g/PS}\cdot\text{h}$ と非常に小さく, 互いに接近する。一方, θ_p が 17° および 15° の場合, 両者の be の差は平均 $3.5901\text{g/PS}\cdot\text{h}$ と大幅に増加する。すなわち, 17° に対し 15° の場合, be は約 $1/4.4$ に減少する。

ディーゼル機関の正味熱効率 η は, be の逆数に比例する。本報告の範囲で, 主機関の総合的な性能は θ_p が 16° および 17° に対し, 15° の方が良好と言える。しかしながら, θ_p が 15° の場合と, 16° および 17° の場合とでは, 気象, 海象, 船体状態等が相違し, このことが be に大きく関与したためと思われる。

前述したように, $1710\text{PS}<\text{Ne}$ の範囲で θ_p が 16° の場合の G は, 17° の場合のそれより大きい。それに伴い同一の Ne に対して, be は 17° の場合より 16° の方が大きくなる傾向にある。したがって, be 値を最少にするには, 任意の V にたいして, 最適な θ_p および Np の組合わせが存在する。

そこで, 本報告の範囲の be 値を考察するため, これと特に関係の深い推進装置運転諸元との間の多重回帰式を求めた。式(4)から V は 3 乗として計算した。

$$\begin{aligned} \text{be} = & 0.0011V^3 - 0.0088\text{Ne} - 0.0183\text{Np} \\ & - 0.5731\theta_p + 0.116S + 1.953 \times 10^2 \quad \cdots \cdots (13) \\ & (r_{\text{mult}} = 0.9559) \end{aligned}$$

式(13)によると, be に対する V, Ne, Np, θ_p および S の寄与率は, それぞれ(+)7, (-)43, (-)15, (-)30および(+)5%となる。be に対する変動要素それぞれの寄与率は, 前報³⁾の場合と, ほぼ同一の傾向を示す。Ne および θ_p 要素の be におよぼす影響は非常に大きい。また, 主機関の負荷率が50%以下の部分負荷では, 燃焼状態が悪化し, Ne が G の変動に追従しなくなり, そのため be が大きくなると言える。そこで, 推進装置には任意の V に対し, be を最少にするようなオペレーションモードの選択機能が要求される所以である。

2.3 船体速力

Table 2 に示す通り, 本報告の範囲で, θ_p が 16° および 17° の場合, V の平均値は, ほぼ一致する。その理由は既に述べた。また, θ_p が 15° の場合の V の平均値は, 17° のそれに対し, 約 1 kt 低下する。しかしながら, θ_p の変化に伴う V の変動は非常に小さい。

V と Np との関係については, 既に述べた。本報告の V と Np とは, 各 θ_p において, それらが比例する範囲で, 次のような近似式関係にある。

$$\theta_p(15^\circ): V = 4.88 \times 10^{-2} \text{Np} - 0.2732 \quad \cdots (14-1)$$

$$\theta_p(16^\circ): V = 4.09 \times 10^{-2} \text{Np} + 2.5320 \quad \cdots (14-2)$$

$$\theta_p(17^\circ): V = 1.61 \times 10^{-2} \text{Np} + 8.9169 \quad \cdots (14-3)$$

V と Np との関係を示す, 横軸に Np をとり式(14)による回帰式線で Fig. 7 に示した。

Fig. 7 によると θ_p が 15° の場合, 実線の V は破線のそれと比較して, 平均 0.54kt 低下する。 θ_p が 16° の場合, 実線と破線はほぼ一致する。また, θ_p が 17° の場合, 実線は破線より小さい。これは前報³⁾に比較して気象, 海象環境が悪く, その結果 V が小さくなったためである。 θ_p が $15^\circ \sim 16^\circ$ に比較し 17° の場合, Np に対する V の傾きは小さい。すなわち, Np の変化による V の変動は小さく, 安定した航走であったことを示している。

また, 式(14)によると, 本船の通常航海速力, 12.5

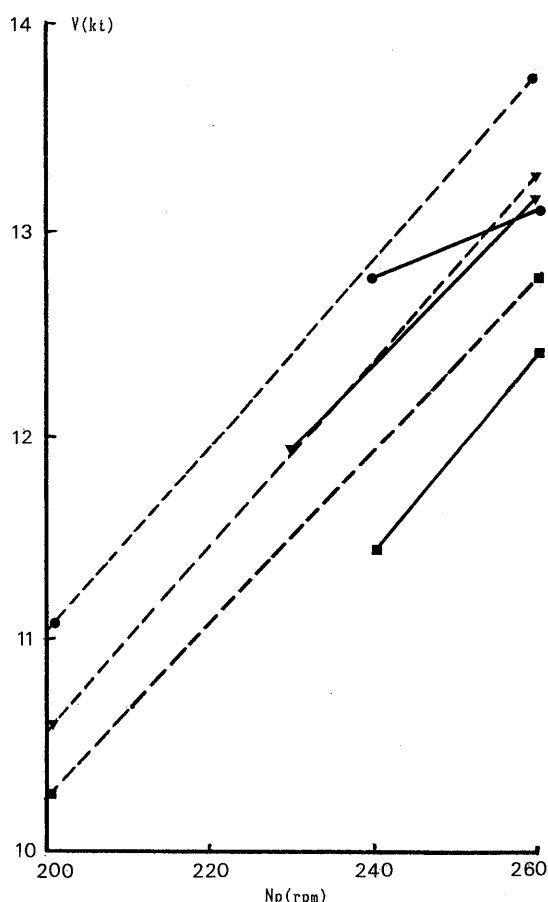


Fig. 7. Parametric interrelations of propeller blade in 3-angular pitches between propeller revolution (Np rpm) and ship speed (V kt).

Solid lines, data of Engine Log-Books (1984-1989), dotted lines, measured values in 1983. Simboles are the same in Fig. 2.

ktにおける N_p は、 θ_p が $15^\circ \sim 17^\circ$ において、それぞれ261.8, 243.8および223.0rpmになる。したがって、 θ_p を大きくすると N_p が小さくなり、その結果、 η_{pc} は高くなると言える。

Fig. 8はFig. 2に示したNe- N_p マップの上に、 θ_p をパラメータとするV- N_p 特性曲線を重ね合わせたものである。本報告の範囲で、 θ_p が 17° のNe- N_p 特性曲線は、 θ_p が $15^\circ \sim 16^\circ$ の範囲に含まれるので、Fig. 8の等速力線のVは θ_p が 15° および 16° について、式(14)から計算した。前報³⁾と比較すると、破線Vの傾斜が大きく、そのため同一のVに対してNeは増加すると言える。

Vと密接な関係にある N_p 、Sおよび θ_p との総合的な相関を考察するため、本報告の範囲についての多重回帰式を求めた。

$$V = 0.8469\theta_p - 0.1532S + 0.0506N_p - 11.5595 \quad \dots\dots\dots (15)$$

$$(r_{\text{multi}} = 0.9991)$$

式(15)によるVは、 N_p の変化につれて前報³⁾と同一傾向で変動する。また、 N_p 、 θ_p およびSのVに対する寄与率は、それぞれ(+)45, (+)48および(-)8%

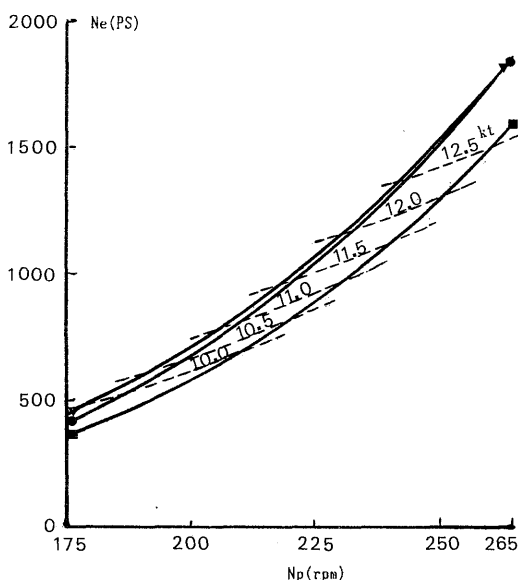


Fig. 8. Parametric interrelations of propeller blade in 3-angular pitches between propeller revolution (N_p rpm) and shaft horse power (Ne PS). Simboles are the same in Fig. 2. Dotted lines across them show isograde lines on various ship speeds.

で、前報³⁾の結果と非常に良く一致する。

したがって、Vに対する寄与率の値から推定すると、 θ_p 要素の影響の方が N_p のそれよりやや大きい。ゆえに、Vの変化に対し η_{pc} に与える影響は、 θ_p に比較すると N_p の方が少ないと言える。

2.4 見掛けのスリップ率

船舶のSは次式⁹⁾で示される。

$$S = \{1 - (30.87V)/(P \cdot N_p)\} \times 100 \quad \dots\dots\dots (16)$$

P: プロペラピッチ (m)

式(16)で、Pは θ_p の大きさで決まる値である。 θ_p が同一で、Vが N_p に比例する範囲なら、Sはほぼ一定になる。しかしながら、前報³⁾で述べたように、 N_p の増加に対しVが追従しない高速域では、船体の造波抵抗が急増するため、プロペラスピードに対し、実際のVは減少する。その結果Sが大きくなる。すなわち、推進性能は低下する。

本報告の範囲で、Sが増加し20%以上になる場合、また、反対にSが減少し(-)の値になる場合は、全資料のうち、それぞれ9.6および4.3%である。すなわち、Sの約85%は0~20%の範囲にある。しかしながら、前報³⁾におけるSのばらつきは4~16%であった。したがって、本報告の場合、水没船体外板の表面粗度、あるいは気象、海象等の影響を受け、Sが大きく変動したと言える。

Sと N_p との間の関係を、横軸に N_p をとり各 θ_p における回帰式線でFig. 9に示した。

θ_p が 16° および 17° の場合、前報³⁾の結果とほぼ同一の傾向を示す。同一のピッチレシオに対し、 N_p の増加に従い、前進係数が減少し、Sは大きくなっていく

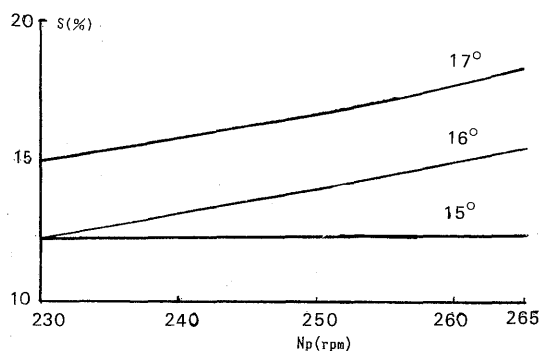


Fig. 9. Parametric interrelations of propeller blade in 3-angular pitches between propeller revolution (N_p rpm) and propeller slip (S%).

く。すなわち, N_p の増加につれて S は大きくなる。本報告の N_p の範囲で, θ_b が 15° の場合, S の変動率は非常に小さく, 約 12.3% となる。また, θ_b が 15° , 16° および 17° の場合, それぞれの平均回転数における S は, Fig. 9 から 12.3, 14.5 および 17.2% になる。したがって, オペレーションモード, $\theta_b = 15^\circ$ の S に対し, 16° および 17° のそれは, それぞれ 17.3 および 39.1% だけ大きくなる。 θ_b を大きくすると V が増加するので, 前進係数も大きくなるが, ピッチレシオの増加割合が小さく, そのため S は大きくなる。すなわち, θ_b が大きくなると S は大きくなる。

本報告の範囲で, S に関与する運転諸元の多重回帰式を求めると次式のようにになる。

$$S = 5.5201\theta_b - 6.5051V + 0.3291N_p - 75.2406 \quad \dots\dots\dots (17)$$

$$(r_{\text{mult}} = 0.9989)$$

式(17)によると, S に対する θ_b , V および N_p の寄与率は, それぞれ (+)35, (-)32 および (+)33% となる。したがって, S は各要素の影響をそれぞれ等分に受けて変動する。金子の報告¹⁰⁾によると S と V および N_p との間の相関は低い, 本船の場合のそれは高い。船舶の種類, 運行形態, 気象および海象の環境, 船体状態等々の相違によるものと思われる。

ま と め

本船推進プラントの時系列記録から, ランダムに抽出した資料に基づく本報告は, 要約すると次のようである。

1. 主機関の任意の運転状態における Ne は, h および Te の計測値を, 上述の実験式に代入すると, 十分な精度で推定することができる。
2. Ne への N_p , θ_b および V の寄与率は, それぞれ (+)77, (+)22 および (-)1% であった。すなわち, Ne は N_p の増減に影響を受けて, 大きく変動

すると言える。

3. V への N_p , θ_b および S の寄与率は, それぞれ (+)45, (+)48 および (-)8% であった。すなわち, N_p および θ_b の変化が V に与える影響は, ほぼ同じ程度と言える。
4. S のばらつきは, その約 85% が 0~20% の範囲に存在しており, θ_b および N_p が S におよぼす影響の大きさは, ほぼ同じ程度であった。また, θ_b および N_p が増加すると, それにつれて S は増加する。
5. 通常航海の計画速力 12.5kt に対する θ_b は, その約 86% が 14.5° 以上であった。その範囲の機関性能および推進性能等の現状は, 十分明らかにすることができた。しかしながら, オペレーションモードが G の変動におよぼす影響が, 非常に複雑なため, 省燃費運転モードについては, 今後更に検討すべき点もある。

文 献

- 1) 沢 隆司 (1978): 日本舶用機関学会誌, 13-9, 18.
- 2) 松井利幸 (1984): マリンエンジニア, 444, 34.
- 3) 西矢豊就・他 2 名 (1984): 本誌, 56, 33-42.
- 4) 西矢豊就・他 2 名 (1986): 本誌, 59, 11-22.
- 5) 西矢豊就・他 3 名 (1988): 本誌, 63, 71.
- 6) 日笠純扶・西矢豊就 (1974): 水産大研報, 23-1, 31-46.
- 7) 広田 実・永野重隆 (1984): 日本航海学会論文集, 70, 168.
- 8) 広田 実・永野重隆 (1984): 日本航海学会論文集, 70, 178.
- 9) 関東造機研究会軸系委員会 (1968): 推進軸系標準, 151, 成山堂, 東京.
- 10) 金子 仁 (1984): マリンエンジニア, 444, 40.