(昭和 58 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

荷重度変更法の基礎とその応用法について

正員 足 達 宏 之*

On the Theoretical Bases and Application Methods of the Propeller
Load Varying Test Method

by Hiroyuki Adachi, *Member*

Summary

The propeller load varying test method, which has been developed in the S. R. I. to investigate into the propulsive performance of ships, has broad applications in the field of ship's performance problems. The basic idea of it is to study the propulsive performance in the wide range of the propeller load from $T=0$ to the thrust far beyond ship point. The self-propulsion factors are given as the functions of propeller thrust.

In this paper the author mentions how the data from the method can be utilized in the estimation of the propulsive performance of a ship affected by the external force such as wave exiting drag and wind thrust or drag. He also shows the effectiveness of the method in the investigation of the effect of reaction rudder.

1 ま え が き

実船の馬力推定を目的として、自航する模型船による水槽試験が行われる。船の諸性能の中で推進性能は、その経済的な側面を支配するものであり、最も重要視される。船の推進性能は、波浪や風のない理想的な海域を航走する場合だけでなく、波や風による外力のある場合や、船体表面汚損による抵抗増加のある場合にも、考慮されるべきものである。しかし、通常行われている水槽試験では、平水中の、また船体表面が清浄な場合の推進性能試験が主である。このような実験から得られるデータは新造船の試運転のシミュレーションに主眼を置いたものとなっている。実海面を航海する船が、自身の船体汚損度などをモニターしつつ、時々刻々の推進性能の諸特性を簡単に知ることが出来れば、運航上益するところが大きいと思われる。

そのためには、模型実験の段階で、実船の遭遇する海象条件下の推進性能をシミュレートできることが必要であろう。具体的には、海洋波による抵抗増加、風などによる外力による抵抗変化、船体汚損による抵抗増加の変化等々に対応する推進性能の推定を行うことである。これは、船体を動かすプロペラの推力を基に考えるとき、荷重条件が変化する場合の推進性能の問題と考えることができる。

プロペラの荷重を変化させて自航試験を行うことは古

くから行われているが、その目的は実船の試運転時の荷重条件の推進性能を求めることにあり、広い荷重条件での推進性能を求めることは考えられていない。

船研で開発されている荷重度変更法¹⁾は、広い荷重条件での推進性能を推定するのに適した試験法であるので、実際の船の刻々と変化する荷重条件をシミュレートすることが可能であると考えられる。実船が経験する広い荷重条件を幾らかでも模型実験で推定できれば、水槽試験データの利用価値は大きくなる。また、この考え方が発展すれば、船を運航する立場から水槽試験データを利用する気運が一層高められるであろう。

本論文は広い荷重条件の下での推進性能を推定する手法として荷重度変更法の基礎的考え方を述べる。また外力の作用で荷重度が変化する場合を考察し、本手法が航海性能シミュレーションとして利用可能であることを示す。

2 荷重度変更法の原理

荷重度変更法の基礎理論は、これまでに報告されたものの^{1)~3)}に解説してあるが、統一だった説明はされていない。ここで述べる基礎理論は、プロペラの作用を半無限渦円筒でモデル化するものである。プロペラ翼数の影響、複雑な推力分布、およびプロペラ後流の捩れ流れなどを考察する場合には、揚力線、揚力面理論によるプロペラの流れ場を適用すればよい。

一定速度 U_0 で航行している船の後方で作動するプロ

* 船舶技術研究所

Fig. 1 Schematic flow field through propeller plane

Fig. 2 R-T diagram

ペラに流入する一様速度は $U_a + u_i/2$ であり、無限後方での後流中では $U_b + u_i$ であると考えられる。粘性の影響を無視するとき、 $U_a = (1 - w_p)U_0$ と書ける。 w_p はプロペラの無い場合に、船体周りのポテンシャル流のプロペラ面での流れから求められる伴流係数である。 u_i は無限後方でのプロペラの誘起速度である。Fig. 1 の流れ場があるときプロペラ推力は運動量の考察より⁴⁾,

$$T = \rho A \left(U_b + \frac{u_i}{2} \right) u_i \quad (1)$$

で与えられる。また、有効推力も次のように定義される。

$$T_E = \rho A \left(U_a + \frac{u_i}{2} \right) u_i \quad (2)$$

ここで A = プロペラ面積、 ρ = 流体の密度である。 T_E は、船体を引張る外力 $R_M = 0$ のとき、船体抵抗 R_C に打ち勝って進むときの推力であると考えられる。推力 T は全抵抗 R に等しい。この関係を Fig. 2 に R-T 曲線として示す。 R_C は推力 $T = 0$ のときの船体抵抗である。このとき次の関係が成立している。

$$R = R_M + T, \quad R_C = R_M + T_E \quad (3)$$

プロペラの作動による抵抗増加量 $G(T)$ は次のようになる。

$$\begin{aligned} G(T) &= R - R_C = T - T_E \\ &= \rho A (U_b - U_a) u_i \end{aligned} \quad (4)$$

推力減少係数は次式で定義される。

$$t = \frac{G(T)}{T} \quad (5)$$

粘性の影響を考えないとき $U_b = U_0$ であり、

$$G(T) = \rho A w_p u_i \quad (6)$$

となる。

次にプロペラの誘起速度 u_i を求めるために、無限渦円筒でプロペラをモデル化する⁵⁾。これによりプロペラ前方の流れ場はプロペラ面に分布する sink 特異点で表わされ、プロペラ後流は渦円筒の内部流れで表わされる。プロペラ面に分布する一様渦強さを Γ とするとき、速度ポテンシャルは、

$$\begin{aligned} \phi(R, \theta) &= \sum_{n=0}^{\infty} A_n R^n P_n(\cos \theta) \\ &+ \sum_{n=0}^{\infty} B_n R^{-n-1} P_n(\cos \theta) \end{aligned} \quad (7)$$

と書くことができる。 R = プロペラ中心からの距離、 θ = R がプロペラ中心軸 (x 軸) となす角、 P_n = Legendre の多項式。 A_n, B_n は Γ に比例する定数であることが示される。したがってプロペラ前後方での誘起速度も Γ に比例する。無限後方では誘起速度は

$$u_i = \Gamma \quad (8)$$

となる。したがって (1) より次の関係が得られる。

$$\Gamma = \frac{T}{U_0} = -\bar{U}_b + \sqrt{\bar{U}_b^2 + C_T} \quad (9)$$

$$\bar{U}_b = \frac{U_b}{U_0}, \quad C_T = \frac{A}{1/2 \rho A U_0^2}$$

プロペラ前方に誘起される速度場 $\vec{V}_I^H$ は、プロペラ面に密度 $\Gamma/2$ の sink が分布した場合と同一である。船体とプロペラとの干渉による抵抗増加 ΔR_H は、船体を表わす source 分布 σ_H がわかっているとき、Lagally の定理より求まる。

$$\Delta R_H = 4\pi\rho \int_{S_H} \sigma_H V_{Ix}^H ds \quad (10)$$

$V_{Ix}^H = \vec{V}_I^H$ の x 成分、 S_H = 船体表面。

σ_H はプロペラの作用の無いときの source 分布 σ_{H0} と、プロペラ作用による変化分 σ_{H1} の和で表わされる。プロペラが船体直後の流れ $U_{a0} = U_0(1 - w_p)$ で作動するとき、 $\Gamma = \Gamma_0$ とする。 Γ_0 の作用で σ_{H1} が生じ、 σ_{H1} の作る流れは U_{a1} の変化量を生ずる。 U_{a1} は Γ_0 に比例する。

$$\sigma_H = \sigma_{H0} + \sigma_{H1}, \quad U_a = U_{a0} + U_{a1} \quad (11)$$

したがって (10) は Γ_0 と Γ_0^2 に比例する部分に分けられる。それぞれ比例定数を B_0, B_1 とすると

$$\Delta R_H = \rho (B_0 \Gamma_0 + B_1 \Gamma_0^2) \quad (12)$$

と書ける。

プロペラと舵の干渉は、振れ流れを無視するとき、舵の厚みによる影響のみが現われる。また (7) のポテンシャルの造る流れ $\vec{V}_I^R$ は減速流であるので、干渉力は水平浮力の一様であると考えられる。 $\vec{V}_I^R$ は Γ に比例するので、舵抗力のプロペラ作用による増加量は

$$\Delta R_R = \rho \beta_0 \Gamma_0 \quad (13)$$

と表わされる。舵のキャンバー影響による抗力の増加が

あるとき、この量は Γ_0 の 2 乗に比例する成分を与える。したがって、(13) と合わせて舵抗力増加を

$$\Delta R_R = \rho(\beta_0 \Gamma_0 + \beta_1 \Gamma_0^2) \quad (14)$$

と書ける。

船体と舵の干渉でプロペラの作用により変化する量を考えることができる。すなわち船体の特異点 σ_{H1} の誘起する速度と舵の厚みを表わす特異点 σ_R との間に働く Lagally 力を求めればよい。この力の主要部は Γ_0 に比例する。これを

$$\Delta R_{HR} = \rho E_0 \Gamma_0 \quad (15)$$

とする。実際問題として ΔR_{HR} を計測することは困難であるので実験的にはこの力を無視する。

プロペラの作用による造波抵抗の増加がある。プロペラの作用 Γ_0 と船体の特異点 σ_{H1} による造波を考える必要がある。造波抵抗は特異点の 2 乗に比例するので、荷重量により変化する造波抵抗は Γ_0^2 に比例することになる。比例定数を D として

$$\Delta R_W = \rho D \Gamma_0^2 \quad (16)$$

と書ける。

プロペラが作動するとき、船体、プロペラおよび舵からなる系の抵抗増加は基本的には

$$\begin{aligned} \Delta R &= \Delta R_H + \Delta R_R + \Delta R_{HR} + \Delta R_W \\ &= \rho(B_0 + \beta_0 + E_0)\Gamma_0 + \rho(B_1 + \beta_1 + D)\Gamma_0^2 \end{aligned} \quad (17)$$

と Γ_0^n ($n=1, 2$) に比例する部分に分けて考えることが可能である。

伴流については、舵の無い場合、(11) の関係より

$$U_a = U_{a0} + C_0^P \Gamma_0 \quad (18)$$

と書くことができる。これは粘性の作用を無視した考察である。プロペラと船尾粘性流場との干渉は主として境界層および船尾縦渦とプロペラ誘起速度場との干渉であると考えられる^{1), 6), 14)}。近似的に境界層厚さの変化および縦渦の増速効果はプロペラの誘起速度の変化に比例するので、比例定数を C_0^B, C_0^V とすると、

$$U_a = U_{a0} + (C_0^P + C_0^B + C_0^V)\Gamma_0 \quad (19)$$

となる。このとき U_{a0} はプロペラ推力 $T=0$ のときの伴流である。

次に舵がプロペラの直後に置かれた場合を考える。プロペラ推力が無いとき、舵の displacement 効果によりプロペラ面の流速は変化する。これを $\varepsilon_0 U_{a0}$ とする。プロペラが作動するとき、 Γ に比例する特異点分布が生じ、これによる流速変化を考えなければならない。この量は Γ_0 に比例する。比例定数を F_0 とすると

$$U_a = U_{a0}(1 + \varepsilon_0) + (C_0^P + C_0^B + C_0^V + F_0)\Gamma_0 \quad (20)$$

となる。

荷重量変更法は上に導いた関係式に現われる比例定数を、実験および計算にて定め、船の推進性能を推定する。以上の議論では、プロペラの推力のみを扱い、プロ

Fig. 3 Variation of wave pattern resistance due to propeller load (Liner $L=10$ m, $D=0.364$ m, Ballast condition)

Fig. 4 Effect of rudder on wake fraction (Home water bulk carrier $L=6.0$ m, Full condition)

ペラの回転数、トルクは介入していない。そこで推力を接点とし、プロペラ理論または単独性能試験結果と上で述べた諸量とを関連させる。

荷重量変更法の手続きおよび結果は文献(1)に詳述されているが、 ΔR_W と $1-w$ の舵影響について簡単に述べておく。Fig. 3 は $L=10$ m の Liner 船型の波形状波抵抗 $\bar{R}_W = R_W / 1/2 \rho A U^2$ を Γ_0 に対してプロットしたものであるが、(16) の関係がほぼ成立しているとしてよい。プロペラ単独の場合⁷⁾ と同じように船尾のプロペラ造波も Γ_0 の効果で説明してよいと思われる。

Fig. 4 は $C_B=0.75$ クラスの中速貨物船の例である。 ε および F_0 の効果により舵の有無で $1-w$ は異なる。 C_0 と F_0 は符号が異なり互いにキャンセルする。また C_0, F_0 ともに displacement 効果が主たるものである。船尾が fine で舵が厚い場合、荷重量が増加するとき $1-w$ が減少することもある。したがって、 $1-w$ への舵影響は単純ではなくなる。また $T=0$ の近くで $1-w$ が高めなのは、プロペラのせき止め効果⁸⁾ によるものであり、荷重量が十分大きくなってから Γ_0 に比例するようになる。この現象は公称伴流と有効伴流を比較する場合に問題となる。

3 荷重量変更法における尺度影響

前章で考察した結果において、ポテンシャル理論により説明される項は尺度影響は少ないことが推察される。プロペラの作用により流速が変化し摩擦抵抗も変化するが、この量は通常無視できると考えられる。したがって尺度影響を受ける量は、 Γ_0 に比例する項では (10) の C_0^B, C_0^V だけである。また (20) の $\varepsilon_0 U_{a0}$ の項も尺度影響を受ける項である。他の項は U_{a0} の変化によりプロペラ推力が変化する影響を間接的に受けるにすぎない。したがって尺度影響を支配するのはプロペラ流入速度 U_{a0} である。

$C_B=0.57$ の Liner 船型について $L=10\text{m}$ と 4m の相似模型について荷重量変更試験を実施し、尺度影響を調べた。その結果を R - T 線図として Fig. 5 に示す。この図では2つの模型船の結果を比較するが、抵抗増加量 $G(T)$ は両者ともほぼ平行であり、また Γ_0^2 に比例する部分は小さく $B_0 \Gamma_0$ の項が主要項となっていることがわかる。 B_0 は U_{a0} の相違により僅かに異なるが、相似模型間で一定と見なすことができる。 R - T 線図の模型船抵抗 R_M の T に対する平均傾斜によって $1-t$ を近似的に求めると、両模型とも $\tan \theta = 1-t \approx 0.896$ である。

有効伴流 $1-w$ の比較を Fig. 6 に示す。 $1-w$ は模

Fig. 5 Comparison of R - T diagram of Geosims

Fig. 6 Comparison of $1-w$ between Geosims

型間で U_{a0} の差で荷重量に対して同じ変化をしていることがわかる。 $C_T=0$ の近傍でプロペラによるせき止め効果のために $1-w$ は大きくなっている。この図では $1-w$ の荷重量による変化は相似模型間で差がなく、 $1-w$ の尺度影響は $C_T=0$ に曲線を延長した点での U_{a0} の差で考えればよいと思われる。これは肥大船の場合に尺度影響を調べたときに観察した事実と一致する⁹⁾。

以上より、荷重量変更法では、尺度影響はポテンシャル起源の係数においては非常に小さく、 $U_{a0}(1+\varepsilon)$ の項のみに尺度影響を考えればよいことになる。このことは2章で考察した結果を基に、小さい模型船のデータから大型船のデータを推定する論理を造ることを可能にする。その場合、舵の有無の影響の修正法の正しい形式は (17), (20) 式にて与えられる。

4 荷重量変更法の応用

荷重量変更法は自航特性のより精密な分析を可能とするものである。そのために船型変化と自航特性とを定量的に関係づける手法として利用されている¹⁰⁾。この他に荷重量変更法は、荷重変化がある場合の自航性能の推定にも応用できる。この章では、上に述べた荷重量変更法の2つの主な応用法の中で、前者の例として反動舵を装備した場合の自航性能の変化の調査を、また後者の例として、波浪中抵抗増加のように、 $T=0$ のときの抵抗 R_C を変化させる外力が働く場合と、 R_C は変化しないが、船体に推(抗)力が働く場合について荷重量変更法の応用について述べる。

4.1 反動舵の効果の確認

反動舵を付けた船の自航特性を通常の自航試験で正確に把握することは困難とされている¹¹⁾。また反動舵の効果は、舵の抗力が減少するためであることがいわれている¹¹⁾。

反動舵の効果を調べるために側面形状、舵厚さを同一にした通常の舵と反動舵を設計し、 $C_B=0.75$ の中速貨

Fig. 7 Comparison of drag increment of rudders due to propeller load

物船模型 $L=6\text{m}$ に装備し、荷重量変更試験を行った。速度は $F_N=0.18, 0.20, 0.22$ の3点とし、結果を3速度まとめ示す。Fig. 7 に舵抗力 $C_R=F_{RX}/\frac{1}{2}\rho AU^2$ を荷重量 C_T に対してプロットした例を示す。舵抗力の計測は (14) の関係を求めるために荷重量変更法では標準の計測である。通常舵に比較して反動舵は荷重量が大きい所で抗力が小さくなる傾向を示す。他の速度のときも同様である。舵の厚さを同一にしているの、ここに見られる抗力の減少は反動舵がプロペラ後流の特性を有利に利用していることを示している。舵を翼としてみたとき、翼の揚力成分が通常舵に比べ大きいと思われる。したがって (12) で Γ_0^2 に比例する項があり、この項は Γ_0 の項をキャンセルする方向に働いていると考えられる。

舵抗力の減少が、(5) の t を使った $1-t$ においてどのように現われるかを示したものが Fig. 8 である。通常舵に比べ 2~4% 位 $1-t$ が良くなっていることがわかる。また $1-w$ を Fig. 9 に示す。2つの図では3速度のデータが区別なくプロットしてある。 $1-w$ においては通常舵と反動舵で差が無い。このことは $1-w$ には舵の厚みの効果による変化のみが現われていると解釈できる。以上のことより舵抗力の減少した分に対応して自航点の推力が減り、したがって η_0 は僅か良くなり、 η_H は $1-t$ が良くなった分だけ大きくなる。船後効率 は両者で変化無いと考えられるので、反動舵の効果は $1-t$ に集中的に現われているとみることができる。

4.2 外力の作用する場合の荷重量変更法

一定速度で航走している船の自航時の抵抗増加を G

Fig. 8 Comparison of $1-t$ between conventional and reaction rudder

Fig. 9 Comparison of $1-w$ between conventional and reaction rudder

(T) とすると全抵抗は

$$R=R_C+G(T)=R_M+T \quad (21)$$

で表わされる。今船体に何らかの外力が働いているとする。(21) の形により外力を2つに分類することができる。(21) の真ん中の式で考えると、 $G(T)$ を変えないで R_C が増加または減少するような外力、および (21) の右の式で、 R を変えないで R_M が増加または減少するような外力、の2つである。

前者の例として、 R_C が増加するものとして、

- 1) 波浪中抵抗増加 R_{AW}
- 2) 船体表面汚損による(摩擦)抵抗増加 R_{FR}

R_C が減少するものとして

- 3) 特殊塗料による(摩擦)抵抗減少 R_{FR}

などが考えられる。

後者の例として、 R_M が減少するものとして

- 1) 外部推力機構(帆、空中プロペラなど) X_T

R_M が増加するものとして

- 2) 外部抗力機構(空気抵抗、網等の曳航抵抗) X_D
- などが数えられる。

それぞれの場合について、完全自航の条件を考えると、前者の場合、

$$R=R_C+R_{AW}+G(T)=T \quad (22)$$

である。 R_{FR} の場合も全く同じ式である。

外部推力 X_T の働く場合の釣合い式は

$$R=T+R_M=R_C+G(T)=T+X_T \quad X_T>0 \quad (23)$$

となる。(5) の関係より、上式は

$$X_T-R_C+(1-t)T=0 \quad (24)$$

となる。この式より推力 X_T が働くときの利得の式を導くことができる。 X_{T1} より X_{T2} へ推力が増加したとき、 $\Delta X_T=X_{T2}-X_{T1}$ とすると、(24) より

$$\Delta X_T-\Delta T+\Delta G=0$$

よって

$$\frac{\Delta T}{\Delta X_T}=1+\frac{\Delta G}{\Delta X_T} \quad (25)$$

これが利得の式である。外部推力 ΔX_T のあるときプロペラ推力は ΔT だけ減少できることを示し、減少量は (25) の右辺で与えられる。近似的に推力減少係数 t が荷重量によらず一定とできるとき、 $\Delta G=t\Delta T$ であるので (25) は

$$\frac{\Delta T}{\Delta X_T}=\frac{1}{1-t} \quad (26)$$

となる。これは Fig. 2 の $R-T$ 線図から直ちに理解されるところでもある。また $G(T)$ が大きい程(肥大船尾の場合)利得は大きくなる。

抗力 X_D のある場合、釣合いの条件は

$$R=T-R_M=R_C+G(T)=T+X_D \quad X_D<0 \quad (27)$$

である。これより X_D の変化があるとき損失の式が

$$\frac{\Delta T}{\Delta X_D} = 1 + \frac{\Delta G}{\Delta X_D} \div \frac{1}{1-t} \quad (28)$$

となる。推力の場合と同じ式である。

模型船の自航実験で実船状態に合わせるために、実船摩擦修正 (SFC) を導入する場合は、釣合い条件は

$$R = \text{SFC} + X_T + T = R_C + G(T) \quad (29)$$

とすればよい。他の場合も上式と同様である。

Fig. 10 に外力の作用する場合の R - T 線図の例を示す。これは $C_B=0.82$ の Bulk carrier の $L=4.5$ m 模型の荷重量変更試験結果である。平水中の実験では $R_M < 0$ の領域の荷重まで実験を行い、また波浪中での抵抗

Fig. 10 R - T diagrams of over loaded condition and head sea wave condition ($\lambda/L=1.0$, $h=6$ cm)

Fig. 11 Relation between Q , N and thrust in the propeller load varying test

Fig. 12 Self-propulsion factors versus load factor

Fig. 13 Resistance increase in head sea condition ($h=6$ cm)

Fig. 14 Estimated self-propulsion factors from propeller load varying test

増加実験も行われている。図中には $\lambda/L=1.0$ 、波高 $h=0.06$ m の場合の結果を示す。また Fig. 11 には平水中の荷重量試験より得られたプロペラのトルクと回転数と推力との関係を示す。Fig. 12 は、このときの自航要素を荷重量に対してプロットしたものである。

Fig. 10 の波浪中での荷重量試験結果は、(21), (22) の条件を満たしていることを示している。さらに波浪中でも 2 章で示した (12), (19) 式の B_0 , C_0 の係数は平水中のものとはほぼ同じであるので¹²⁾、波浪中の自航要素を平水中の荷重量変更試験から推定することが考えられ

る。船底汚損による抵抗増加の場合も全く同じように考えられる。

抵抗増加量 R_{AW} が何らかの手段により Fig. 13 のように与えられたとする。 R_{AW} が与えられるとき (22) により全抵抗 R が任意の荷重量で求められる。 $R=T$ となるときが自航条件であるので、このときの推力 T に対応する平水中の荷重量試験結果 Fig. 12 より自航要素を求める。このようにして Fig. 13 の R_{AW} 曲線から各波長、波高の波浪中推進性能を推定したものを Fig. 14 に示す。この結果はこれまでに波浪中試験で得られるものと定性的傾向は一致している。Fig. 12 で高荷重域でプロペラはスリップを起こしており $1-w$ はそこで変化していない。したがって Fig. 14 で $\lambda/L \approx 1.2$ 付近の同調点で $1-w$ の悪化は大きくない。この船は平水中でも荷重が高いレベルなのでこのような傾向を示す。逆に平水中で荷重のレベルが低い船型では、荷重量が大きくなるとき $1-w$ 、 $1-t$ 共に F_0 に比例して大きくなる傾向が続くため、同調時に $1-w$ 、 $1-t$ は高いピークを示すようになると思われる。

外部推力（抗力）が働く場合は (23) で示されるように、平水中の荷重量変更試験結果が、そのまま利用できる。ただし抗力 $X_D(<0)$ の働くときは高い荷重量の所で実験を行う必要がある。

4.3 性能推定シミュレーション法

荷重量変更試験結果を利用して性能推定シミュレーションが可能である。荷重量試験の精度が高くなれば、実船の性能シミュレーションの信頼性が大きくなる。そのとき、逆に実船で得られたデータと荷重量試験からのシミュレーションとを突合わせて解析することで、計測され難い諸量（実船のプロペラ推力など）を推定することが可能となると思われる。ここでは前節で考察した結果を利用して、トルクまたは回転数を一定としたときの船速変化のシミュレート法を考察することにする。

前節に示した荷重量変更法の結果より、速度と推力をパラメータとして、トルク＝一定の contour 図を Fig. 11 から作ると、Fig. 15 が得られる。トルク一定のとき、プロペラ推力はほぼ一定である。同様に回転数一定の contour 図は Fig. 16 で与えられる。船速低下に従って推力は増加する。両図共にプロペラの特性を表わすものである。

波浪中抵抗増加がある場合を考える。トルク＝一定の条件での船速低下を求めるとする。波長一定の条件で、速度 V 、推力 T 、回転数 N 、波高 h がそれぞれ State 1 から State 2 へ変ったとする。State 2 の速度 V_2 のみが未知で他の量は与えられている。このとき、2つの状態の差をとると、

$$\Delta R_C + \Delta R_{AW} + \Delta G = T_1 - T_2 \quad (30)$$

ここで Δ は差を意味する。 $\Delta G = t_1 T_1 - t_2 T_2$ であるので

$$\Delta(R_C + R_{AW}) = (1-t_1)T_1 - (1-t_2)T_2$$

t の変化を無視できるとき、($t_1 = t_2$)

Fig. 15 Contour map of constant torque as function of T and V

Fig. 16 Contour map of constant propeller revolution as function of T and V

Fig. 17 Contour map of constant resistance in head seas at $\lambda/L=1.0$ as function of h and V

Fig. 18 Resistance curve in still water

$$\Delta(R_C + R_{AW}) = (1-t)(T_1 - T_2) \quad (31)$$

上式が速度変化のための条件である。今、トルク＝一定であるので Fig. 15 から $T_1 \doteq T_2$ 、よって (31) は

$$\Delta(R_C + R_{AW}) = 0 \quad (32)$$

となる。 $R_C + R_{AW} (=T)$ に関して波高と速度をパラメータとして contour 図 (Fig. 17) として用意してあれば、 (h_1, V_1) の点の抵抗 $R_C + R_{AW}$ ＝一定の曲線上で h_2 と交わる点の速度 V_2 が求める速度であり、速度低下は $V_2 - V_1$ で与えられる。これよりトルク一定のとき、速度低下は波高によって定まることがわかる。

回転数が一定の場合は、速度低下が生ずると Fig. 16 に見られるように推力 T が増加する。このとき条件 (31) を満足するように Fig. 17 上で V_2 を求めることができる。トルク一定のときよりも速度低下は小さくなる。

次に外部推力 X_T が働く場合を考える。釣合いの条件 (24) より、

$$\Delta X_T - \Delta R_C + (1-t)\Delta T = 0 \quad (33)$$

が条件である。トルク＝一定のとき、 $\Delta T \doteq 0$ 、よって

$$\Delta X_T = \Delta R_C \quad (34)$$

推力が ΔX_T だけ増加すると、Fig. 18 の $R-V$ 曲線で (34) を満足するように速度の増加がある。回転数＝一定の場合は (34) を満足するように変化する。速度の増加するとき $\Delta T < 0$ であるので、このときの速度増加はトルク＝一定のときより小さくなる。

外部抗力 X_D が働く場合も全く同様に考えることができる。ただし、この場合は速度低下である。

エンジンのシミュレーション法として、馬力＝一定の条件も考えることができる。トルク、回転数をそれぞれの上下限界を定め外部力の変化に応じ速度変化、最大効率点を求めること等をシミュレーションすることが考えられる。

実際に、帆走船の場合には、この節で述べたようなシミュレーション手法が利用されているようである¹³⁾。

5 あとがき

荷重度変更法の応用の幾つかについて紹介した。この方法は、自航要素の定量的分析をより精密に行うことを目的としたが、船の諸性能をシミュレートするのにも適することを知った。水槽試験のデータが船を作る立場だけでなく、船を動かす立場からも利用されるためには、これらのデータは航海性能のシミュレーションにも役立たねばならないであろう。

漁網を曳く漁船の船型設計、帆走船の航走条件設定など荷重度変更試験の応用されるところは少なくないと考えられるので、この方法の基礎の見直し、および応用の概括的展開を行った。

終りに荷重度変更法の開発に初期の段階から研究を共にした、推進性能部 菅井信夫氏に深く感謝致します。また、舵の性能を荷重度法の立場から研究し、その干渉の理論を造り、その完成の途中で急逝した故森山文雄氏の冥福を祈ります。この論文の中の幾つかの結果は、上田隆康氏、塚田吉昭氏および日夏宗彦氏との共同研究で得られたものであることを付記し感謝致します。運動性能部 菅信氏、猿田俊彦氏には波浪中荷重度変更試験に際し、便宜をいただき感謝申し上げます。

参考文献

- 1) 足達宏之、菅井信夫、森山文雄、上田隆康：荷重度変更法による船型試験システム、船舶技術研究所報告、第19巻、第3号 (1982)。
- 2) 足達宏之、菅井信夫：推力減少率について一荷重度変更法による考察一、関西造船協会誌、第171号 (1978)。
- 3) 森山文雄、菅井信夫：舵付船の自航特性について一プロペラ荷重度の影響一、船舶技術研究所報告、第18巻、第3号 (1981)。
- 4) 池畑光尚：推進性能に影響を及ぼす諸因子、船型設計のための抵抗・推進シンポジウム、日本造船学会 (1979)。
- 5) B. V. Korvin-Kroukovsky: Stern Propeller Interaction with A Streamline Body of Revolution, I. S. P., Vol. 3, No. 17 (1956)。
- 6) 戸田保幸、田中一朗、岩崎義彦：プロペラの作動による軸対称境界層の変形、関西造船協会誌、第185号 (1982)。
- 7) 田中 拓、足達宏之、他：プロペラによる造波の研究、関西造船協会誌、第171号 (1978)。
- 8) 日夏宗彦、森山文雄、塚田吉昭、足達宏之：荷重度変化と船尾流場変化の相関について、第40回船研講演会概要 (1982)。
- 9) 足達宏之、上田隆康：荷重度変更法による肥大船尺度影響の調査、第40回船研講演会概要 (1982)。
- 10) 上田隆康、足達宏之、菅井信夫、森山文雄：荷重度変更自航試験システムによる船尾形状変化の性

- 能評価について，日本造船学会論文集，第 152 号 (1982).
- 11) 乾 崇夫，宮田秀明：舵の総合性能の最適化に関する研究 (第 1 報)，日本造船学会論文集，第 144 号 (1978).
- 12) 溝口純敏，田崎 亮：荷重度変更法によるコンテナ船の波浪中推進性能，関西造船協会，58 年度春季講演会 (1983).
- 13) 遠藤元一，他：小型帆装タンカーの馬力利得，日本鋼管技報，No. 92 (1982).
- 14) 足達宏之，日夏宗彦：On Effective Wake-Consideration Based on the Propeller Load Varying Test Concept，関西造船協会，58 年度秋季講演会 (1983).
-