推進性能に及ぼす自由表面の影響

正員 中 武 一 明* 正員 山 崎 隆 介*

Effect of the Free Surface on the Propulsive Performance of a Ship

by Kuniharu Nakatake, *Member* Ryusuke Yamazaki, *Member*

Summary

By using the mathematical hull form and the simple sink propeller model, the mechanism of the free surface effect on the propulsive performance of a ship is elucidated. This sink propeller model is different from the actuator disk model, because the strength of the sink is determined by the boundary condition at the propeller plane. The hull form is represented by the Michell source distribution. Following results are obtained.

- 1) This propeller model explains the propeller characteristics under the free surface.
- 2) The hull wake increases the thrust and the propeller wave wake decreases the thrust.
- 3) Increase of wave pattern resistance expresses a part of the thrust diminution.
- 4) It is preferable to analyse the propulsive performance of a ship in the ballast condition by using the propeller characteristics which was obtained at the same $F(=V/\sqrt{gI})$.
- 5) The wave pattern resistance of the self-propelled ship depends on the distance between the hull and the propeller and on Froude number and immersion.
- 6) As Froude number increases, the wake fraction and the thrust deduction fraction generally undulate under the free surface effect.
- 7) The ratio of the increase of wave pattern resistance to the thrust of the model ship is nearly same as that of the full-scale ship.

1 緒 言

船が満載状態で航行する時の推進性能は、高速船でなければ、自由表面が推進性能に及ぼす影響は小さいものと考えられる。しかしバラスト状態では、プロペラの没水深度が小さいため、船体が造った波の影響をプロペラが波伴流の形で受け、一方プロペラ自身も波を造り、これらの自由表面の影響のもとで、船体の抵抗とプロペラの推力とがバランスしているわけで、かなり複雑な現象が起こっていると予想される。プロペラの後方に水面から露出した舵がある場合には、さらに複雑な現象となる。

まず水面近くで作動するプロペラの推力とトルクが低下する現象については古くから実験的に研究され¹⁾、また Dickmann²⁾によって sink プロペラを用いて説明され、プロペラの造波抵抗は推力低下の一部でしかないことを示している。その後 Nowacki-Sharma³⁾によって、揚力線理論のプログラムを用いて計算されたが、モデルが複雑になるほど、そのメカニズムの解明には適当ではなくなる。中武⁴⁾は、山崎⁵⁾が導いた、sink プロペラ

を用いて、推力低下はプロペラが造った波伴流と造波抵抗のため起こり、造波抵抗の占める割合は小さいことを示した。

プロペラを sink プロペラとして扱い、船体との相互干渉の問題を扱った研究が、中武⁴⁾、Nowacki-Sharma³⁾、足達⁷⁾、宮田-梶谷⁸⁾によって続けられ、自由表面が船の推進性能に及ぼす影響は、高速船やバラスト状態では無視できないことが明らかにされてきた。特に、船型試験水槽における波形解析法によって求められた自航中の波形抵抗 (wave pattern resistance) が、バラスト状態では曳航中のそれより 50% 以上も増加することが示され⁹⁾、プロペラによる造波現象の研究が田中¹⁰⁾によって行われ、sink プロペラは大体においてプロペラの造波現象を説明できることを示した。

以上のように、多くの研究が行われたにもかかわらず、自航中の波形抵抗増加のために、推進性能にどのような影響が出てくるのかなどのメカニズムについては、明確な理論的説明がなされていないように思われる。本研究は、プロペラ面での境界条件を考慮できる sink プロペラモデル⁵⁾と数式船型とを用いて、プロペラが自由表面近くで作動するときの推力とトルクの低下、および

* 九州大学工学部

Fig.1 Coordinate system

船体とプロペラとの相互干渉作用、さらに波形抵抗増加とその推進性能に及ぼす影響などのメカニズムを理論式と数値計算例によって明らかにしようとするものである。

2 基 礎 式

プロペラだけを装備した船が、静水面を一定速度 V で航行している時の推進性能は、一様流れ V の中に船を固定して考えた時と結果的には一致する。Fig. 1 のように、船に固定した直交座標系 $O-xyz$ を、 xy -面が静水面と一致し z 軸が鉛直上方になるようにとる。船体中央に原点 O をとり、一様流は x 軸方向に流れているものとする。このとき船体は、次のように表わせる。

$$y = \pm y_0(x, z) \quad (2.1)$$

ただし $y_0(x, z) \geq 0$, $-d \leq z \leq 0$, $-l \leq x \leq l$

またプロペラは半径を r_0 、翼数を無限大、有効ピッチを $2\pi a$ とし、その軸は x 軸と平行で、プロペラ中心位置は $(x_0, 0, z_0)$ にあり、作動面は $x = x_0$ 面内にあるとする。

さて船体は薄い船とし、船体中心面の吹出し分布によって表わし、その密度を $V \cdot m(x, z)$ とする。すると船体による攪乱速度ポテンシャル ϕ_H は次のようになる。

$$\phi_H = \frac{V}{4\pi} \int_{-l}^l dx' \int_{-d}^0 m(x', z') G(x, y, z; x', 0, z') dz' \quad (2.2)$$

ただし、 g を重力加速度、 $k_0 = g/V^2$ とすると、水面の影響を考慮したときの吹出しの Green 関数 $G(x, y, z; x', y', z')$ は

$$\begin{aligned} G(x, y, z; x', y', z') &= - \left(\frac{1}{\sqrt{(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2}} \right. \\ &\quad \left. + \frac{1}{\sqrt{(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z+z')^2}} \right) \\ &\quad + \frac{1}{\pi} \lim_{\mu \rightarrow 0} \int_{-\pi}^{\pi} d\theta \\ &\quad \times \int_0^\infty \frac{e^{k(z+z') + i\{(x-x')\cos\theta + (y-y')\sin\theta\}}}{k - k_0 \sec^2\theta - i\mu \sec\theta} k dk \quad (2.3) \end{aligned}$$

で表わされる。またプロペラは、ピッチが非常に小さいと考えると、sink プロペラによって表わされる⁵⁾から、作

動面の面積を $A(=\pi r_0^2)$ 、面上の点 (x_0, y, z) における sink の密度を $\sigma(y, z)$ とすると、プロペラによる攪乱速度ポテンシャル ϕ_P は

$$\phi_P = -\frac{1}{4\pi} \iint_A \sigma(y', z') G(x, y, z; x_0, y', z') dA \quad (2.4)$$

となる。 ϕ_H による x 方向の攪乱速度 u_H は、二重模型まわりの速度 u_{H0} と局部波による速度 u_{HL} および自由波による速度 u_{HF} とからなり

$$u_H = \frac{\partial \phi_H}{\partial x} = u_{H0} + u_{HL} + u_{HF} \quad (2.5)$$

となり、 ϕ_P による x 方向の攪乱速度 u_P も、上と同様な意味で、 u_{P0}, u_{PL}, u_{PF} に分けることができ

$$u_P = \frac{\partial \phi_P}{\partial x} = u_{P0} + u_{PL} + u_{PF} \quad (2.6)$$

と表わされる。

次に、船体表面とプロペラ面での境界条件について考えるが、吹出し分布 $m(x, z)$ として、本論文では簡単のため Michell 分布を用いることにするので、プロペラ面についてだけ考える。プロペラの回転数を n 、回転角速度を $\Omega(=2\pi n)$ とし、プロペラ面における x 方向の粘性伴流率を $w_v(y, z)$ とすると、プロペラ面での境界条件は近似的に

$$(u_H + u_P)_{x=x_0} + \frac{1}{2} \sigma(y, z) = \Omega a - V(1 - w_v(y, z)) \quad (2.7)$$

と表わすことができる。

次に、船体に働く抵抗 R_t およびプロペラの推力 T とトルク Q について考える。 R_t は摩擦抵抗 R_f と圧力抵抗 R_p に分けられ、 R_f は浸水面積 S と摩擦抵抗係数式を用いて求められ、 R_p は水の密度を ρ として Lagally の定理を適用すると、次のようになる。

$$\begin{aligned} R_p &= -\rho V \int_{-l}^l dx \int_{-d}^0 m(x, z) (V + [u_H + u_P]_{y=0}) dz \\ &= -\rho V \int_{-l}^l dx \int_{-d}^0 m(x, z) (u_{HF} + u_{P0} + u_{PL})_{y=0} dz \\ &= R_{HW} + R_{H1} + R_{H2} \quad (2.8) \end{aligned}$$

と表わされる。 R_{HW} が船体のみの造波抵抗、 R_{H1} がプロペラが波を造らない時の干渉圧力抵抗、 R_{H2} がプロペラの局部波成分との干渉圧力抵抗を示している。プロペラの作動による $m(x, z)$ と R_f の変化を無視すれば、船体抵抗の増加量は $R_{H1} + R_{H2}$ で表わされる。またプロペラの推力 T は

$$\begin{aligned} T &= \rho \iint_A \sigma(y, z) \{V(1 - w_v(y, z)) \\ &\quad + (u_H + u_P)_{x=x_0} + \sigma(y, z)/2\} dA \quad (2.9) \end{aligned}$$

と与えられ、トルク Q は粘性によるトルク増加などを含む補正項 ΔK_Q を導入して、次のように近似される。

$$Q = aT + \rho n^2 D^5 \cdot \Delta K_Q \quad (2.10)$$

船が一定速度で自航する場合には、次式が成立する。

$$R_H = T \quad (2.11)$$

ここで、計算の簡単化と推進性能のメカニズムの理解を容易にするために、プロペラを表わす sink 分布を中心 $(x_0, 0, z_0)$ に集中した強さ $V \cdot M_P$ の点 sink でおきかえると、 ϕ_P は (2.4) から

$$\phi_P = -\frac{V}{4\pi} M_P G(x, y, z; x_0, 0, z_0) \quad (2.12)$$

となり、また $w_0(y, z)$ の代りにそのプロペラ面内の体積平均値 $\bar{w}_0$ を用い、 $\sigma(y, z)$ としてプロペラ面全体の平均値 $\bar{\sigma} (= VM_P/A)$ を用いることにする。すると (2.7) は

$$(u_H + u_P)_{x=x_0, y=0, z=z_0+\bar{\sigma}/2} = \Omega a - V(1-\bar{w}_0) \quad (2.13)$$

となり、 T は (2.9) より次式となる。

$$T = \rho A \bar{\sigma} \{ V(1-\bar{w}_0) + (u_H + u_P)_{x=x_0, y=0, z=z_0+\bar{\sigma}/2} \} \quad (2.14)$$

3 プロペラ単独性能

ここでは、あるプロペラの単独性能曲線 ($J \sim K_T, K_Q, \eta_P$) が与えられているとし、この性能を前節で述べた点 sink プロペラによって近似することを考える。この時の sink の密度を $\bar{\sigma}_0$ とし、推力を T_0 とすると (2.13), (2.14) より

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma}_0 &= 2(\Omega a - V), \\ T_0 &= \rho A \bar{\sigma}_0 \left(V + \frac{1}{2} \bar{\sigma}_0 \right) = 2\rho A \Omega (\Omega a^2 - Va) \end{aligned} \right\} \quad (3.1)$$

となる。ここで、ある J に対して与えられた K_T と $T_0/\rho n^2 D^4$ が一致するように a を決めるようにする。つまり

$$a/r_0 = (J + \sqrt{J^2 + 8K_T/\pi})/2\pi$$

と決まり、 J ごとに a を求め、 a を J の関数として 2 次曲線 $a(J)$ で表わしておく。一方この時のトルクについては (2.10) より、与えられた K_Q を用いて

$$\Delta K_Q = K_Q - a(J) T_0 / \rho n^2 D^4$$

から、 ΔK_Q を求め、これも J の 2 次曲線 $\Delta K_Q(J)$ によって表わしておく。すると (3.1) と $a(J)$, $\Delta K_Q(J)$ を用いると、与えられたプロペラの任意の J に対するプロペラ単独性能を求めることができる。

4 自由表面近くで作動するプロペラ

今、プロペラが水面下深さ $I(-z_0)$ の位置で作動している場合のプロペラ性能を求めることを考える。この時の $\bar{\sigma}$ を $\bar{\sigma}_F$ とし、推力を T_F とすると、 $\bar{\sigma}_F$ は (2.13) より

$$\bar{\sigma}_F = \bar{\sigma}_0 - \Delta \sigma_P \quad (4.1)$$

ただし

$$\Delta \sigma_P = 2(u_{PF})_{x=x_0, y=0, z=z_0} = \frac{\bar{\sigma}_F A}{\pi I^2} \Theta(F) (>0)$$

Fig. 2 Comparison of propeller characteristics

$$\Theta(F) = 2k_0^2 I^2 \int_0^{\pi/2} \exp(-2 \sec^2 \theta / F^2) \sec^3 \theta d\theta,$$

$$F = V/\sqrt{gI}, \quad k_0 = g/V^2$$

となり、 T_F は

$$T_F = T_0 - \rho A \Delta \sigma_P (V + \Delta \sigma_P / 2) - R_{PW}$$

$$\text{ただし } R_{PW} = \rho A \bar{\sigma}_F (u_{PF})$$

となり、 R_{PW} はプロペラによる造波抵抗を表わしている。上式より、プロペラが水面近くで作動して波を造ると、推力が低下し、その原因は波による負の伴流と R_{PW} であることがわかる⁴⁾。またトルクは T_F と (2.10) によって求められる。プロペラが水面近くで作動する場合には、プロペラ性能が、 J だけでなく F の関数となることに注意を要する。

プロペラ性能に関する前述の計算法をチェックするために、Nowacki-Sharma³⁾ が用いた HSWA No. 1222 プロペラについての実験結果を利用する。このプロペラの直径 D は 0.2m、深度 I/r_0 は 2.0 と 1.0、回転数 n は 11.0rps であり、Fig. 2 にこのプロペラの単独性能を 1 点鎖線で、 $I/r_0=1.0$ の結果を点線で示す。計算による単独性能は、合うように $a(J)$, $\Delta K_Q(J)$ を決めたので、ほとんど一致する。 $I/r_0=1.0$ の場合の実験結果は、 J が 1.0 から 0.5 程度までは、 K_T, K_Q とほぼ同じ程度減少し、プロペラ効率 η_P はほとんど変わらないことを示している。本計算によってもこの傾向が表わされていることがわかる。 $J < 0.41$ の実験値の急激な変化は、空気吸込みのためであり、計算では考慮されていない。ただ従来のように n を一定にして、 V を変化させるプロペラ性能試験法では、 J と共に深さに関するフルード数 F が変化するので、自航試験の解析には不適当であり、 V を一定にして、 n を変えるプロペラ性能試験を実施してプロペラ性能を求める必要がある。

5 自航推進性能と波形抵抗

船が自航している場合は、船体の伴流の中でプロペラが作動し、船体まわりの流れに影響を与えている。この

時の sink の密度 $\bar{\sigma}$ は (2.13) より、次のように表わせる。

$$\bar{\sigma} = \sigma_B - \Delta\sigma_H - \Delta\sigma_P \quad (5.1)$$

ただし $\sigma_B = 2\{\Omega a - V(1 - \bar{w}_v)\}$

$$\Delta\sigma_H = 2(u_{H0} + u_{HL} + u_{HF})_{x=x_0, y=0, z=z_0},$$

$$\Delta\sigma_P = 2(u_{PF})_{x=x_0, y=0, z=z_0}$$

ここで、 σ_B は粘性伴流中での密度であり、 σ_H は船体のポテンシャル伴流に対応する密度で、一般に負の値となり、 $\Delta\sigma_P$ はプロペラ自身の波によるもので正の値となる。このため $\Delta\sigma_H$ は $\bar{\sigma}$ を増加させ、 $\Delta\sigma_P$ は減少させることがわかる。次に推力 T は (2.14) より

$$\begin{aligned} T &= \rho A \bar{\sigma} \{V(1 - \bar{w}_v) + \bar{\sigma}/2\} \\ &\quad + \rho A \bar{\sigma} (u_{H0} + u_{HL} + u_{HF} + u_{PF})_{x=x_0, y=0, z=z_0} \\ &= T_1 - R_{H1} - R_{H2} + T_2 + R_{PW} \end{aligned} \quad (5.2)$$

となり、 T_1 などは第1式の各項にそれぞれ対応している。 R_{PW} はプロペラの造波抵抗であるが、このような推力成分の分け方をすると、推力の一部となっている。上式は自航状態の $\bar{\sigma}$ を求める際に利用される。また T は (5.1) を使うと

$$T = \rho A (\sigma_B - \Delta\sigma_H - \Delta\sigma_P) \{V(1 - \bar{w}_v) + \sigma_B/2\} \quad (5.3)$$

と表わされ、船体のポテンシャル伴流は推力を増加させ、プロペラの波は推力を低下させることを示している。さらに、船体伴流の波成分を考慮すると、(5.2) より

$$\begin{aligned} T &= T_1 - \rho A (u_{H0} + u_{HL}) \{2V(1 - \bar{w}_v) + \sigma_B\} \\ &\quad - 2\rho A (u_{HF} + u_{PF}) \{V(1 - \bar{w}_v) + u_H + u_{PF}\} \\ &\quad - (\rho A \bar{\sigma} u_{HF} + R_{PW}) \end{aligned} \quad (5.4)$$

と与えられる。ただし上式は $x = x_0, y = 0, z = z_0$ として計算される。上式の第4項は、推力の低下量の一部を表わしているが、次にこの項 $\Delta R_{HPW} (= \rho A \bar{\sigma} u_{HF} + R_{PW})$ が自航中の船の波形抵抗増加（または減少）量を表わしていることを示す。

一般に船から十分遠方の波形 ζ が、 $S(\theta), C(\theta)$ を波の振幅関数として

$$\zeta = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \{S(\theta) \sin(k_0 p \sec^2 \theta) + C(\theta) \cos(k_0 p \sec^2 \theta)\} d\theta \quad (5.5)$$

ただし $p = x \cos \theta + y \sin \theta$

と書けると、この波に対応する波形抵抗 R_W は

$$R_W = \frac{1}{2} \rho \pi V^2 \int_{-\pi/2}^{\pi/2} [\{S(\theta)\}^2 + \{C(\theta)\}^2] \cos^3 \theta d\theta \quad (5.6)$$

で与えられる¹¹⁾。さて、自航中の船から離れた位置での波形 ζ_{HP} は (2.2)~(2.6) を用いると次式となる。

$$\begin{aligned} \zeta_{HP} &= -\frac{V}{g} (u_{HF} + u_{PF})_{z=0} \\ &= \left(\frac{V^2 k_0^2}{g\pi} \right) \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \{S_{HP}(\theta) \sin(k_0 p \sec^2 \theta) \\ &\quad + C_{HP}(\theta) \cos(k_0 p \sec^2 \theta)\} \sec^3 \theta d\theta \end{aligned} \quad (5.7)$$

ただし

$$S_{HP}(\theta) = S_H(\theta) + S_P(\theta)$$

$$C_{HP}(\theta) = C_H(\theta) + C_P(\theta)$$

$$\left. \begin{aligned} S_H(\theta) \\ C_H(\theta) \end{aligned} \right\} = \int_{-l}^l dz \int_{-d}^0 m(x, z) e^{k_0 \sec^2 \theta \cdot z} \times \left\{ \frac{\sin}{\cos} (k_0 x \sec \theta) \right\} dx$$

$$\left. \begin{aligned} S_P(\theta) \\ C_P(\theta) \end{aligned} \right\} = \frac{\partial A}{V} e^{k_0 \sec^2 \theta \cdot z} \left\{ \frac{\sin}{\cos} (k_0 x_0 \sec \theta) \right\}$$

この時の波形抵抗 R_{WHP} は (5.5)~(5.7) より

$$\begin{aligned} R_{WHP} &= \rho \pi V^2 \left(\frac{V^2 k_0^2}{g\pi} \right)^2 \int_0^{\pi/2} [\{S_H(\theta)\}^2 + \{C_H(\theta)\}^2 \\ &\quad + 2\{S_H(\theta)S_P(\theta) + C_H(\theta)C_P(\theta)\} \\ &\quad + \{S_P(\theta)\}^2 + \{C_P(\theta)\}^2] \sec^3 \theta d\theta \\ &= R_{HW} + \rho A \bar{\sigma} (u_{HF})_{z=0} + R_{PW} \end{aligned} \quad (5.8)$$

と求められる。したがって (5.4) の $\rho A \bar{\sigma} u_{HF} + R_{PW}$ は (5.8) との比較から、自航中の船の波形抵抗増加量を表わしていることがわかる。このことから、自航中の船の波形抵抗増加は、エンジンの馬力の一部がプロペラ造波のために消費されたためであり、船体抵抗が増加したためではないことが理解される。

今、船体抵抗 R_H と推力 T を Iteration によって一致させるように $\bar{\sigma}$ を決めると、船の自航状態が得られる。ここで $F(=V/\sqrt{gI})$ を自航状態のプロペラと一致させて、 V を一定として n を変えた場合のプロペラ性能がわかっていると推力一致法によって、推力減少率 t 、有効伴流率 w_e 、プロペラ効率 η_P 、船殻効率 η_H 、推進効率 e_P 、有効馬力 EHP、伝達馬力 DHP が次のように求められる。

$$t = (T - R_t)/T, w_e = 1 - nDJ/V, \eta_P = JK_T/(2\pi K_Q),$$

$$e_P = R_t V/(\Omega Q) = \eta_H \eta_P, EHP = R_t \cdot V,$$

$$DHP = EHP/e_P$$

なお推進器効率比 η_R は本計算の場合常に 1.0 である。

6 数値計算例

計算例として使用する船型とプロペラは次のとおりであり、計算は 15°C の清水として行う。

$$\text{船型: } y_0(x, z) = b \{1 - (x/l)^2\} \{1 - (z/d)^2\}$$

$$\text{ただし } L_{PP} = 2l = 150 \text{ m}, B = 2b = 15 \text{ m}, d = 15 \text{ m},$$

$$\text{浸水面積 } S = 4905.75 \text{ m}^2, C_b = 0.444$$

$$\text{プロペラ: HSWA No. 1222 プロペラ, } D = 2r_0 = 5 \text{ m},$$

$$x_0 = 1.01l = 75.75 \text{ m (標準)}$$

$$z_0 = -2.5 \text{ m}, -7.5 \text{ m の 2 状態}$$

摩擦抵抗係数式として Prandtl-Schlichting の式を用いる。

Fig. 3 に $V = 11.12 \text{ m/sec}$ ($F_n = 0.29$) の流れの中で、 $I = 7.5 \text{ m}$, 2.5 m に置かれたプロペラの K_T, K_Q, η_P 曲線を示す。 K_T, K_Q ともに約 8% 程浅い方が低下してい

Fig. 3 Effect of immersion on K_T , K_Q , η_P

Fig. 4 Total hull-resistance coef. and strength of propeller sink

Fig. 5 Change of effective wake fraction

る。+印は自航点での値を示す。Fig. 4 は船体の全抵抗係数 $C_t (=R_t / \frac{1}{2} \rho S V^2)$ と自航中のプロペラ sink の強さ $M_P (= \delta A / V)$ の変化の様子を示す。 M_P の変化は C_t の変化に対応している。Fig. 5, 6 にそれぞれ w_e と t が F_n に対して変化する様子を示す。粘性伴流率 $\bar{w}_0 = 0.1$ と仮定し、波動項を入れて求めた w_e は F_n の増加と共に波打ちながら減少している。公称伴流率 w_n は、プロペラ性能図として自航状態と同じ $F (=V/\sqrt{gI})$ を用い

Fig. 6 Change of thrust deduction fraction

Fig. 7 Change of η_H , η_P , e_P

Fig. 8 Change of propulsion factors and ΔR_{HPW} vs. X_0

たもので解析すれば、 w_e と一致する。波動項を入れて求められた t は、やはり少し波打っているが、これは全抵抗曲線の波打ちによるもののようである。波動項を入れると w_e の変化に対応して F_n と共に波打ちながら減少する。Fig. 7 は η_H , η_P , e_P の F_n に対する変化の様子を示している。 t や w_e の波打ちに対応するものがやはり現われているが、プロペラ没水深度が大きい方

Fig. 9 Comparison of wave profiles

Fig. 10 Comparison of wave amplitudes

Fig. 11 Comparison of wave pattern resistance coef.

が、低速域で6%高速域で3%程推進性能が良くなっている。Fig. 8に $F_n=0.26$ で x_0 を 75.75~78.75m と変えた時の自航要素と波形抵抗増加 ΔR_{HPW} の変化の様子を示す。 x_0 が大きくなるにつれて、 w_e と t が減少し η_P, η_H, e_P は向上している。また ΔR_{HPW} は x_0 が増すにつれて急に減少し推力の一部ともなり得ることを示している。以上のことをまとめて、船体とプロペラの相互干渉に及ぼす自由表面の影響について以下のように説明される。プロペラの深度が小さくなると、プロペラの造波のために推力 T とトルク Q が低下する。そのため回転数 n を増して自航するだけの T と Q を与えねばならない。これは $\Omega(=2\pi n)$ を増やすことになり、そのためプロペラに与えられる伝達馬力 $P_D(=\Omega Q/75)$ は増加す

Fig. 12 Comparison of w_e between model ship and full-scale ship Fig. 13 Comparison of t between model ship and full-scale ship

る。そして推進効率 $e_P(=R_t \cdot V/(\Omega Q))$ において、分子は深度に関係なく一定であり、 Q はわずかに変化しないため、 e_P はプロペラ深度が小さいと小さくなり、この影響は主に η_P の低下となって現われる。深度が小さい時と大きい時の P_D の差は、波形抵抗の増加と干渉による推力低下に費やされる馬力からなると考えられる。そのため波形抵抗が増せば、 e_P は悪くなると予想されるが、4章で述べたように、プロペラ自身の波伴流による推力低下の方が大きな割合を占めるため顕著には現われてこない。Fig. 9は $F_n=0.24$, $z_0=-2.5$ m, $y=15$ m における船体のみの波形、自航中のプロペラのみの波形及びそれらの合成波形を示す。この場合には合成波形の方が後方で振幅が大きくなっており、波形抵抗が増加することが予想される。Fig. 10はこれらの波形に Newman-Sharma の波形解析法を適用して求めた振幅関数の様子を示す。これらを積分して求めた波形抵抗係数 $C_w(=2R_w/\rho S V^2)$ を Fig. 11に、直接造波抵抗式から求めた船体の C_w と比較して示す。 $F_n=0.24$ では予想どおり自航中の波形抵抗が増えており、ハンプやホロー位置では約10%程曳航中より増加しており、これは船体抵抗増加量の20~40%に当たっている。しかし $F_n=0.23, 0.27, 0.28$ では自航中の C_w の方がわずかに小さくなっている。なお波形抵抗増加量は、直接計算によ

Fig. 14 Comparison of η_H, e_P, η_P between model ship and full-scale ship

Fig. 15 Comparison of n and DHP

る値と数%以下の誤差で一致する。

最後に、 $L_{PP}=5\text{m}$ の模型船を想定して、自航試験に対応する計算を行い、実船の推進性能と比較する。この時摩擦修正を行い、また粘性伴流率 $\bar{w}_v$ は摩擦抵抗係数に比例させ $\bar{w}_v=0.207$ として推進性能の計算を行う。Fig. 12, 13 に w_e, t の模型船と実船の間の比較を行っており、 w_e には粘性伴流率の差 0.107 というかなりの差があるが、 t の差はあまりなく、模型船の方が高目に出ている。Fig. 14 は η_H, η_P, e_P の比較であるが、模型船の方が η_P で劣り、 η_H でかなり優れているため e_P も模型船の方が上回っている。しかし e_P の差は η_H ほど大きくはない。Fig. 15 は模型船に対する計算結果を実船の場合に換算したプロペラ回転数と DHP の比較を示す。簡単なプロペラモデルを用いた計算であるが、数%の差しかない。なお、波形抵抗増加量が推力 T に占める割合は、最大 1% 程度模型船の方が大きく、波形抵抗増加は模型船でも実船でもほぼ同じ程度と考えてよいものと思われる。

通常行われている水槽試験では、プロペラの深さを変

えたプロペラ性能試験は行われていない。したがってバラスト状態を解析する際も、やはりプロペラが波を起こさない状態でのプロペラ性能を用いて自航試験の解析を行うわけで、この場合どういう影響が出るかを調べてみる。当然のことながら t は同一であるが、 $L_{PP}=5\text{m}$, $F_n=0.21$, $I/r_0=1.0$ の場合と比較すると、 $I/r_0=\infty$ のプロペラ性能を用いて解析すると、 J が 8.5% 大きく、 w_e が 10% 小さく、 η_P が 9% 大きく、 η_H が 5% 小さく、 e_P が 3.6% 大きく出ている。つまりバラスト状態では推進性能を過大に評価する恐れがあり注意を要する。

7 結 言

以上の理論的解析の結果、次のような結論が導かれる。

- 1) 簡単な sink プロペラモデルによって、プロペラが水面近くで作動する時の性能を、空気吸込みを起こさない範囲で、大体推定することができる。
- 2) このプロペラモデルは、プロペラ面での境界条件を考慮できる点に特徴があり、これを用いると船体の伴流は推力を増し、プロペラの波伴流は推力を減らすことを示すことができる。
- 3) 自航中の波形抵抗増加について合理的な解釈ができ、推進性能に及ぼす自由表面の影響は、主にプロペラ効率の低下という形で現われる。
- 4) バラスト状態での推進性能は、 $F(=V/\sqrt{gI})$ を同一にしたプロペラ性能を用いて解析した方が合理的であり、普通の単独性能を用いるとスピードが出ない恐れがある。
- 5) プロペラと船体との距離は大きくした方が性能は良く、波形抵抗も小さくなる。自航中の波形抵抗は F_n と x_0, z_0 によって変化する。
- 6) 自由表面の影響で、 w_e はもちろん t も一般的には波打つものと考えられる。
- 7) 模型船に対する計算結果から推定された実船の性能は数%の差で一致する。波形抵抗増加の推力に対する割合には尺度影響はほとんどない。
- 8) 推進性能に及ぼす自由表面の影響が、そのメカニズムと共にほぼ明らかになった。

最後に、学部卒業研究として数値計算を担当した、内田正道氏、大平弘之氏、寺田宏達氏に厚く御礼申し上げます。また資料整理、図面作成および論文作成に尽力して頂いた西田昭人助手に心から御礼申し上げます。

なお、本研究の一部は文部省科学研究費の援助によるものであり、本計算結果はすべて九州大学大型計算機センター FACOM M-200 によるものであることを記して

関係各位に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) Kempf, G.: Immersion of Propeller, Transactions of the North-East Coast Institutions of Engineers and Shipbuilders, 1933~1934.
- 2) Dickmann, H. E.: Schiffskörpersog, Wellenwiderstand eines Propellers und Wechselwirkung mit Schiffswellen, Ingenieur-Archiv, Band 9, 1938.
- 3) Nowacki, H., Sharma, S. D.: Free Surface Effects in Hull Propeller Interaction, Report of the University of Michigan, No. 112, Sept. 1971.
- 4) Nakatake, K.: Free Surface Effect on Propeller Thrust, ISWR (Feb. 1976).
- 5) 山崎隆介: 静水中における船舶の推進性能に関する序論, 西部造船会会報, 第 33 号 (昭和 42 年 2 月).
- 6) 中武一明: 船体とプロペラの相互干渉について, 西部造船会会報, 第 34 号 (昭和 42 年 7 月).
- 7) 足達宏之, 菅井信夫: 推力減少率について, 関西造船協会誌, 第 171 号 (昭和 53 年 12 月).
- 8) Miyata, H., Kajitani, H. et al.: On the Optimization of the Aft-Part of Fine Hull Forms, 関西造船協会誌, 第 177 号 (昭和 55 年 6 月); 第 179 号 (昭和 56 年 6 月); 第 180 号 (昭和 56 年 12 月).
- 9) 日本造船研究協会, 第 138 研究部会の研究資料 No. 220 (昭和 50 年 3 月).
- 10) 田中 拓, 足達宏之, 横尾直幸, 島田 潔: プロペラによる造波の研究, 関西造船協会誌, 第 158 号 (昭和 50 年 9 月).
- 11) 丸尾 孟: 造波抵抗理論概説, 造波抵抗シンポジウムテキスト (昭和 40 年 6 月).