

---

 論 文
 

---

大韓造船學會誌  
 第22卷 第2號 1985年 6月  
 Journal of the Society of  
 Naval Architects of Korea  
 Vol. 22, No. 2, June 1985

## 船舶의 靜水中 推進性能 解析 및 最適船型設計에의 應用

梁 承 —\*

 Development of a Method to Analyze Powering Performance of a Ship and  
 its Application to Optimum Hull Form Design

by

Seung-Il Yang\*

**Abstract**

The present work develops a method of evaluating thrust deduction and wake for different loads of the propeller using the concerted application of the theoretical tools and experimental techniques. It also shows the applicability of the new method to the design of optimum hull form.

Firstly, the problem of hull-propeller interaction was analyzed in terms of inviscid as well as viscous components of the thrust deduction and wake. The wavemaking resistance of a hull with a propeller was formulated on the potential theory. The hull and propeller were mathematically represented by sources on the hull surface and sink on the propeller plane, respectively. The strength of sink was determined by utilizing the radial distributions of propeller load and nominal wake. The resistance increment due to a propeller and the axial perturbation flow induced by the hull in the propeller plane were calculated. Especially, the inviscid component of the thrust deduction was calculated by subtracting the wavemaking resistance of a bare hull, the wavemaking resistance of a free-running propeller and the augmentation of propeller resistance due to hull action from the wavemaking resistance of the hull with a propeller. The viscous components of the thrust deduction and wake were estimated as functions of propeller load which were established by the propeller load varying test after deducting the calculated inviscid components.

Secondly, an analysis method of powering performance was developed based on the potential theory and the propeller load varying test. The hybrid method estimates the thrust deduction, wake and propeller open-water efficiency for different propeller load. This method can be utilized in the analysis of powering performance for the propeller load variation such as the added resistance due to hull surface roughness, the added resistance due to wind, etc.

Finally, the hybrid method was applied to the optimum design of hull form. A series of afterbody shapes was obtained by systematically varying the waterplane and section shapes of a parent afterbody without changing the principal dimensions, block coefficient and prismatic coefficient. From the comparison of the predicted results such as wavemaking resistance, thrust deduction, wake

---

 接受日字：1985年 5月 14日，再接受日字：1985年 6月 7日

\* 正會員，韓國機械研究所 大德船舶分所

and delivered power, an optimum hull form was obtained. The delivered power of the optimized hull form was reduced by 5.7% which was confirmed by model tests. Also the predicted delivered power by the hybrid method shows fairly good agreement with the test result.

It is therefore considered that the new analysis method of powering performance can be utilized as a practical tool for the design of optimum hull form as well as for the analysis of powering performance for the propeller load variation in the preliminary design stage.

### Notation

$\Delta C_F$	roughness allowance
$Fn$	Froude number
$g$	acceleration of gravity
$n$	unit normal vector on hull surface into fluid
$\eta_D$	propulsive efficiency
$\eta_H$	hull efficiency
$\eta_O$	propeller efficiency in open-water
$\eta_R$	relative rotative efficiency
$\rho$	mass density
Subscript $M$	value for model ship
Subscript $S$	value for full scale ship

### 1. 서 론

선박이 사용하는 연료중 예항시의 선체저항을 극복하는데에 쓰이는 것은 약 20%에 그치며, 추진성능과 관련하여 사용되는 부분은 20%를 상회하는 정도이다. 이는 예항상태는 물론 자항상태에서의 선체저항을 감소시키고 추진효율을 향상시키기 위하여 선미부형상이 중요하다는 것을 뜻하고 있어 선수형상은 물론 선미형상을 포함한 연구가 필요하다. 선형을 평가함에는 예항상태와 자항상태에서의 저항추진성능이 함께 고려되어야 된다. 특히 자항상태에서는 선체프로펠러간의 상호간섭이 중요한 문제가 되며 이에 는 추력감소율과 반류비가 중요한 인자로서 해석되어야 한다.

선체-프로펠러간의 상호간섭현상의 해석은 추력감소와 반류의 규명에 있다. Dickmann[1]은 프로펠러를 점성크로 나타내어 추력감소율과 반류비를 Lagally정리에 의하여 유도하였다. Nowacki [5]는 선체를 선체중앙면상의 소오스분포로, 프로펠러를 보오텍스로 나타내어 조파저항, 유속분포, 추력감소를 계산하였다. Miyata [4]는 선체를 소오스분포로, 프로펠러를 점성크로 나타내어 자항시 비점성저항증가와 추력감소를

선체표면압력적분으로 계산하였다. Ueda[6]는 프로펠러 하중도 변경시험법을 이용하여 추진계수를 프로펠러하중도의 함수로 표시하고, 유사선미 선형의 추진계수를 추정하였다.

이상과 같이 선체-프로펠러간의 상호간섭에 대해서 많은 실험적·이론적 연구가 있어왔다. 선형시험으로는 저항, 반류조사, 프로펠러단독, 자항추진, 프로펠러하중도 변경시험이 있다. 반면에 이론적으로는 포텐셜이론으로 예항시 조파저항과 호칭반류비의 비점성성분을, 자항시 조파저항과 유효반류비와 추력감소율의 비점성성분을 구한다.

그러나 선박의 정수중 추진성능을 해석하고, 선형을 개발하기 위하여 선형시험을 수행하는 것은 소요기간과 비용의 문제가 있으며, 이론적연구를 활용하기에는 제한된 결과만을 얻게 되는 문제가 있다. 최근에 와서 이러한 실험과 이론을 종합적으로 성능해석과 선형설계에 적용하는 방법의 개발이 요청되고 있다. 따라서 본 논문에서는 실험적 및 이론적방법을 함께 이용하여 선박의 정수중 추진성능을 추정하기 위한 새로운 방법을 개발하는 데에 연구목적 을 두고 있으며 다음과 같은 연구내용을 다루고자 한다.

① 포텐셜이론으로 자항시 추력감소율과 반류비의 비점성성분을 계산한다 : 선체와 프로펠러는 특이점분포로 나타내고 자항시 프로펠러특이점으로 인한 선체 특이점의 세기변화를 고려한다. 저항증가의 비점성성분은 선체만의 예항시 조파저항과 자항시 비점성저항의 차이로부터 구하나 추력감소의 비점성성분과 같다.

② 프로펠러하중도변경시험에의해 추력감소율과 유효반류비의 점성성분을 구한다 : 추력변화에 따른 추력감소율과 유효반류비의 변화특성을 하중도변경시험으로 구하고, 포텐셜이론으로 계산된 비점성성분을 제외하여 얻은 점성성분을 프로펠러 하중도와 의 관계로 표시한다.

③ 정수중 추진성능을 해석하기 위한 새로운 방법을 개발한다 : 포텐셜이론과 프로펠러하중도 관계로부터 추력감소율과 유효반류비를 구하며, 반류비에 해당되는 프로펠러단독효율을 단독특성곡선으로부터 구한다.

이로부터 추력변화에 따른 자항추진계수와 전달동력을 해석할 수 있는 방법을 개발한다.

④ 유사선미선형의 성능을 추정하고, 선미형상을 개선하는데에 개발된 방법을 활용한다: 기준선형의 선미 부형상단을 계통적으로 변화시킨 유사선형들의 추진 성능을 평가하여 우수한 선미형상을 결정하고, 향상효과를 모형시험으로 확인한다.

2. 프로펠러에 의한 비점성저항증가

2.1. 경계치문제

좌표계는 Fig. 1 과 같이 균일흐름중에 정지되어 있는 선체에 고정시킨 우수적교좌표계를 택하였고 유체는 이상유체로, 유동은 비회전 운동으로 가정한다.

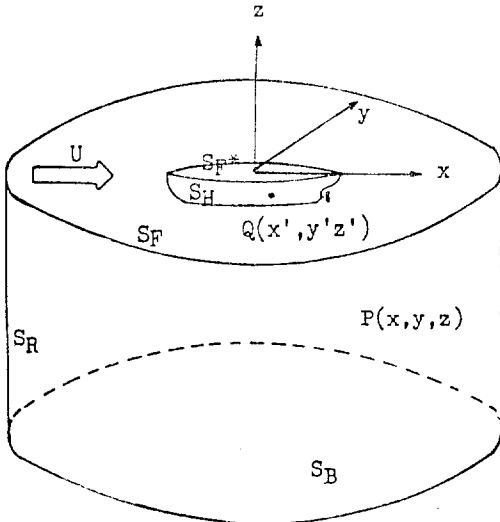


Fig. 1 Coordinate system

균일유속  $U$  에 대하여 정지되어 있는 선체에 대한 속도 포텐셜  $\phi$  는 다음과 같이 표시된다.

$$\phi(x, y, z) = Ux + \phi(x, y, z) \tag{1}$$

여기서  $\phi$  는 교란속도포텐셜로서 예항상태 ( $\phi = \phi_H$ )와 자항상태 ( $\phi = \phi_H + \phi_P$ )로 나누어 고려되며, Laplace 방정식을 만족한다.  $\phi_H$ 와  $\phi_P$ 는 선체와 프로펠러에 의한 교란속도포텐셜이다.

$$\nabla^2 \phi(x, y, z) = 0 \text{ in fluid domain} \tag{2}$$

또한 교란속도포텐셜의 경계치문제는 다음과 같다.

① 선형화된 자유표면 경계조건:

$$\phi_{xx}(x, y, 0) + k_0 \phi_z(x, z, 0) = 0 \text{ on } z=0; k_0 = g/U^2 \tag{3}$$

② 선체 표면에서의 경계조건:

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = -Un_x \text{ on } S_H, z \leq 0 \tag{4}$$

③ 무한수심에서의 해지면 경계조건:

$$\phi_z = 0 \text{ as } z \rightarrow -\infty \tag{5}$$

④ 방사조건:

$$\phi = \begin{cases} o\left(\frac{1}{r}\right), & x < 0 \\ 0\left(\frac{1}{r}\right), & x > 0 \end{cases} \text{ as } r = \sqrt{x^2 + y^2} \rightarrow \infty \tag{6}$$

선체에 의한 속도포텐셜은 다음과 같다.

$$\phi_H(P) = \iint_{S_H} \sigma_H(Q) G(P, Q) dS - \frac{1}{k_0} \int_{L_w} \sigma_H(Q) G(P, Q) \alpha_n \frac{dy'}{ds} ds \tag{7}$$

여기서  $G(P, Q)$ : Green함수

$P(x, y, z)$ : 계산점

$Q(x', y, z')$ : 소오스분포점

$\alpha_n \cos = (O_x, n_q)$ :  $x$ 축과 법선벡터 사이의 각도

$n_q$ : 점  $Q$ 에서의 단위법선벡터

$L_w$ : 선체표면  $S_H$ 와 자유표면  $S_F$ 간의 교선

$s$ :  $L_w$ 에서의 길이

또한 프로펠러에 의한 속도포텐셜은 다음과 같이 표시한다.

$$\phi_P(P) = \iint_{A_P} \sigma_P(Q) G(P, Q) ds \tag{8}$$

여기에서  $\sigma_P$ 는 프로펠러를 나타내는 특이점의 세기로서 프로펠러하중도시험과 포텐셜이론을 함께 이용하여 구한다. 조파저항은 Havelock [2]의 결과를 이용하여 구한다.

$$R_w = \pi \rho U^2 \int_0^{\pi/2} [C^2(\theta) + S^2(\theta)] \cos^3 \theta d\theta \tag{9}$$

여기에서  $C(\theta)$ 와  $S(\theta)$ 는 진폭함수이다.

$$\begin{aligned} \frac{C(\theta)}{S(\theta)} &= \frac{k_0}{\pi U} \sec^3 \theta \left[ \iint_{S_H} \sigma_H \exp(k_0 z' \sec^2 \theta) \right. \\ &\quad \left. \frac{\cos}{\sin} \{k_0 \sec^2 \theta (x' \cos \theta + y' \sin \theta)\} dS \right. \\ &\quad \left. - \frac{1}{k_0} \int_{L_w} \sigma_H \alpha_n \frac{\cos}{\sin} \{k_0 \sec^2 \theta (x' \cos \theta \right. \\ &\quad \left. + y' \sin \theta)\} \frac{dy'}{ds} ds \right] \end{aligned} \tag{10}$$

교란속도포텐셜에 관한 식 (2)~(6)의 경계치 문제는 적분방정식 방법에 의해 처리될 수 있다. Hess & Smith [3]의 방법과 같이 경계조건 식 (3), (5), (6)을 만족하는 소오스물 선체표면에 분포시키고, 선체표면의 경계조건을 만족하는 소오스의 세기  $\sigma_H$ 를 결정한다.

선체표면 경계조건에 의해 얻는 제 2종의 Fredholm 적분방정식을 풀기 위해서는 Green함수의 적분계산과 선체표면의 수학적 표시가 선행되어야 한다. Green함수는 Laplace방정식과 경계조건에 의해 구해지며, 2중 적분함은 복소지수적분을 이용하여 수치계산이 보다 용이한 피적분형태로 변화시켰다. 선체표면은 4각형평면요소로 분할하고 요소상에는 소오스의 세기가 일정한 것으로 가정하고 요소의 중심점에 대하여 선체표면 경계조건을 적용하면 선형연립방정식이 되어 수치계산은 쉽게 수행된다. 평면요소의 중심점에서의 유기속도는 2중모형항, 자유파동항, 국부파동항에 의한 속도성분의 합으로서 2중 모형항에 의한 속도성분은 Hess & Smith방법을 이용하여 구한다. 또한 국부파동항과 자유파동항에 대해서는 유기속도성분을 미리 계산하여 작성된 수표로부터 구해진다. 수표는  $x$  방향으로 138개,  $y$  방향으로 17개,  $z$  방향으로 13개로 나눈 구간에 대하여 작성되었다. 그러나 본 연구에서는 조파저항계산시 이중모형항과 자유파동항만의 Green함수를 고려하였다.

2.2. 프로펠러에 의한 비점성 추력감소

(1) 프로펠러의 특이점분포

선체에 의한 반류중에서 프로펠러가 작동시 선체-프로펠러간의 상호간섭문제를 이론적으로 취급하기 위해서는 프로펠러를 수학적으로 나타내어야 한다. 운동량 이론에 의해 프로펠러를 원판으로 이상화하는 방법은 프로펠러의 추력이나 토오크의 해석에는 적합하지 않을지 모르나 프로펠러작동에 의한 유기속도를 계산하는 데에는 적당한 방법으로 알려져 있다.

프로펠러원판이 교란되지 않은 유체속을 일정한 속도  $U_A$ 로 전진하는 경우, 프로펠러원판에 의한 추력은 운동량이론에 의해 다음과 같이 표시된다.

$$T = \rho A_P \left( U_A + \frac{u_i}{2} \right) u_i \tag{11}$$

여기에서  $u_i$ 는 무한하류에서 프로펠러원판에 의해 빨라진 유속을,  $A_P$ 는 원판의 면적을 뜻한다.

프로펠러 부하계수를

$$C_{TH} = \frac{T}{\frac{1}{2} \rho A_P U^2} \tag{12}$$

로 정의한다면 식(11), (12)로부터 다음의 관계를 얻게 된다.

$$\frac{u_i}{U} = -(1 - w_E) + \sqrt{(1 - w_E)^2 + C_{TH}} \tag{13}$$

여기에서  $w_E (= 1 - U_A/U)$ 는 유효반류비이며, 프로펠러원판에서의 유기속도를 싱크에 의한 유기속도와 같

게 하면(즉,  $\frac{1}{2} \frac{u_i}{U} = -\frac{\sigma_P}{2}$ ) 싱크의 세기는 다음과 같이 표시된다.

$$\sigma_P = (1 - w_E) - \sqrt{(1 - w_E)^2 + C_{TH}} \tag{14}$$

싱크의 세기는 프로펠러부하계수와 유효반류비의 분포에 의해 결정한다. 프로펠러부하계수는 반경방향에 따라 변하는데 타원형부하분포로 보았다.

$$\frac{(r - r_m)^2}{(r_p - r_m)^2} + \frac{\Delta C_{TH}^2}{A^2} = 1, \quad r_m = \frac{1}{2}(r_p + r_h) \tag{15}$$

여기서

$$C_{TH} = \int_{r_h}^{r_p} \Delta C_{TH} dr, \quad \Delta C_{TH} = \frac{\Delta T}{\frac{1}{2} \rho A_P U^2}$$

$A$ :  $\Delta C_{TH}$ 의 최대값으로, 주어진  $C_{TH}$ 를 갖도록 정해지는 상수

$r_p, r_h$ : 프로펠러반경, 허브반경

유효반류비는 반경방향과 원주방향에 따라 변하는데 여기에서는 프로펠러면에서 측정된 호칭반류비를 다음과 같이 수정하여 사용한다.

$$w_E(r, \theta) = c w_N(r, \theta) \tag{16}$$

반류수정계수  $c$ 는 유효반류비와 호칭반류비의 차이를 고려하기 위한 계수로서 자항추진시험과 반류조사시험에서 얻는 유효반류비와 체적평균호칭반류비의 비율로 표시한다.

$$c = \frac{w_E}{[w_N(r, \theta)]_{\text{mean}}} \tag{17}$$

특히 유효반류비의 반경방향 혹은 원주방향으로의 변화가 추력감소의 계산에 어느정도 차이를 주는지 검토할 필요가 있다. 반류비의 분포방법으로는 3가지 방법 — 반경방향과 원주방향 변화를 동시에 고려하는 방법, 원주방향분포는 원주평균반류비를 택하고 반경방향변화만을 고려하는 방법, 그리고 체적평균반류비로서 균일분포하는 방법 — 을 대상으로 하였으며, 또한 선체표면에 분포한 소오스의 세기도 프로펠러싱크에 의한 선체 소오스세기의 변화를 고려한 것( $\sigma_H^P$ )과 고려하지 않은 것( $\sigma_H^N$ )의 2가지를 대상으로 하였다. 콘테이너선형에 대하여 계산한 비점성추력감소율( $t_p$ )은 Fig. 2와 같다.

계산결과에 의하면, 프로펠러싱크의 영향이 고려되지 않은 소오스세기를 이용한 계산은 선속에 따른 변화경향이 모형시험결과와 다르다. 이는 자항상태에서 상호간섭문제를 해석할때 싱크의 영향이 고려되어야 함을 뜻한다. 또한 반류비의 분포방법에 따라 추력감소율 값의 차이가 있다. 즉, 균일 분포와 반경방향변화 사이에는 약 2%의, 반경방향변화와 반경 및 원주

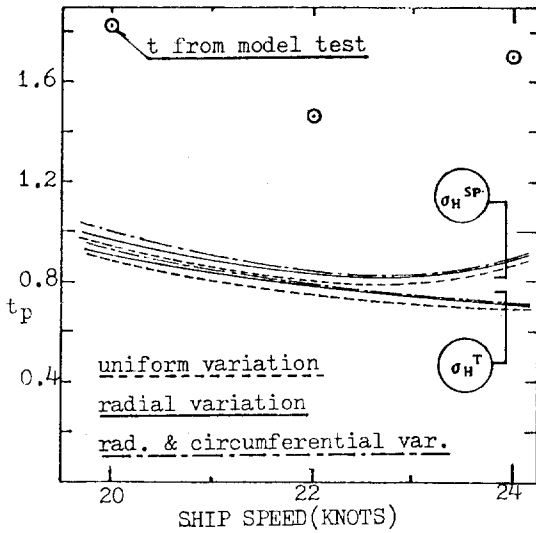


Fig. 2 Inviscid thrust deduction fraction due to variation of wake distribution

방향변화 사이에는 약 0.5%의 차이가 있다. 다시말하면 반류비의 원주방향변화보다 반경방향변화 분포가 더 중요함을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서는 프로펠러싱크의 세기를 결정함에 있어 반류비의 분포를 반경방향에 대해서만 고려하기로 하였다.

(2) 비점성추력감소의 계산방법

배가 프로펠러추진력으로 자항하는 경우, 선체와 프로펠러와의 거리가 충분히 멀다면 프로펠러 추력은 선체만의 저항과 같을 것이다. 그러나 실제 선박과 같이 프로펠러가 선체가 가까이 설치될 때에는 상호 간섭이 생긴다. 즉 프로펠러추력에 의해서 선미부의 압력이 변화하고 자항시 추력 T는 예상시 저항 R\_T보다 크다. 이를 저항증가라 하며 저항증가율 a로 표시한다.

$$a = (T - R_T) / R_T \text{ 혹은 } T = (1 + a) R_T \quad (18)$$

그러나 이러한 저항증가를 편의상 추력감소로 간주하여 추력감소율 t로 표시한다.

$$t = (T - R_T) / T \text{ 혹은 } R_T = (1 - t) T \quad (19)$$

여기서 선체저항은 Hughes방법에 따라 점성저항(R\_V)과 조파저항(R\_W = R\_WH)으로 분리하고 점성저항은 형상계수 k와 마찰저항계수 C\_F에 의해 나타난다.

$$R_T = R_V + R_W = 1/2 \rho S U^2 [(1+k) C_F + \Delta C_F] + R_{WH} \quad (20)$$

또한 추력감소율을 비점성성분 t\_p와 점성성분 t\_v의 합으로 표시하면,

$$T = R_T + t_p T + t_v T \quad (21)$$

이중 t\_p T는 프로펠러 작동으로 인한 비점성저항증가

혹은 비점성추력감소를, t\_v T는 점성추력감소를 뜻한다.

비점성추력감소는 선체와 프로펠러를 특이점으로 표시하여 구성된 경계치 문제의 해로부터 계산된다. 즉 예상시에는 선체표면에 분포한 소오스의 세기를, 자항시에는 프로펠러를 나타내는 싱크의 영향이 고려된 소오스의 세기를 각각 구한다. 특이점의 세기가 얻어지면 유기속도를 구하고 압력분포를 선체표면에 걸쳐 적분하여 구하던가, 혹은 특이점세기를 Lagally 정리에 적용하여 구하는 방법이 흔히 사용되고 있다. 그러나 콘테이너선에 대한 비점성추력감소의 계산예를 보면 Lagally 정리에 의한 값이 압력적분에 의한 값에 비하여 10~20%의 큰 결과를 보여주고 있어 선체표면 전체에 걸친 압력적분 혹은 Lagally정리에 의한 계산방법이 수치계산상 정도(오차)문제를 야기하고 있음을 알 수 있다[4]. 따라서 본 논문에서는 이러한 수치계산상의 차이를 해소하기 위해 Nowacki[5]가 채택한 개념을 이용하였다. 즉 비점성저항성분의 평형 조건을 이용하여 프로펠러에 의한 추력감소를 구하는 것이다.

이상유체에서의 자항상태를 생각하면 비점성저항(R\_WT)으로서는 선체만의 조파저항(R\_WH), 프로펠러만의 조파저항(R\_WP), 선체에 의한 프로펠러저항증가(δ\_H R\_WP), 그리고 프로펠러에 의한 선체저항증가(δ\_P R\_WH)가 있으며, 이들 비점성저항성분의 평형조건은 다음과 같다.

$$R_{WT} = R_{WH} + R_{WP} + \delta_H R_{WP} + \delta_P R_{WH} \quad (22)$$

δ\_P R\_WH는 비점성저항증가 즉, 비점성추력감소(t\_p T)와 같으므로 비점성추력 감소는 다음과 같이 표시된다.

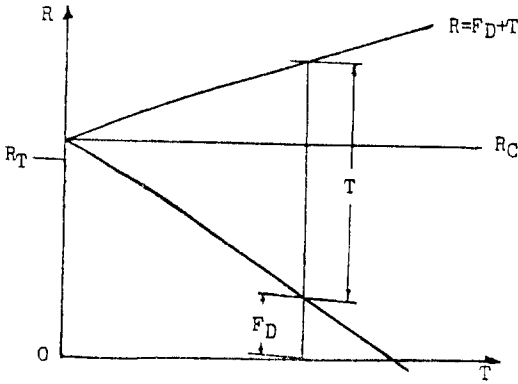
$$t_p T = R_{WT} - R_{WH} - R_{WP} - \delta_H R_{WP} \quad (23)$$

여기에서 저항성분은 식 (9)로, δ\_H R\_WP는 다음장에서 Lagally정리로 각각 구해진다. 즉 비점성추력의 계산에는 선체-프로펠러의 조파저항, 선체만의 조파저항, 프로펠러의 조파저항 그리고 선체에 의한 프로펠러면에서의 반류계산만이 필요함을 알 수 있다. 반면에 수치계산이 어렵고 오차가능성이 큰 프로펠러에 의한 선체표면에서의 유기속도 계산이 포함되지 않고 있어 보다 정확한 계산이 가능하다.

3. 자항추진계수의 해석

3.1. 프로펠러하중도변경시험

프로펠러하중도변경시험은 일정선속에서 추력변화에 따른 자항추진계수를 해석하는 시험으로서 프로펠러하중변화시 추진성능변화를 해석하는 데에 적합한 시험 방법이다. 하중조건 변화로는 파도중 저항증가, 선



여기서  
 T: 프로펠러의 추력  
 R: 자항상태에서의 전저항  
 R<sub>T</sub>: 예항상태에서의 선체저항  
 F<sub>D</sub>: 자항상태에서의 예인력  
 R<sub>C</sub>: 추력이 영일때의 선체-프로펠러의 저항

Fig. 3 R-T diagram from propeller load varying test

체표면조도에 의한 마찰저항증가, 공기저항증가 등을 들 수 있으며, 특히 선미형상의 계통적 변화에 따른 추력변화도 포함될 수 있다.

시험방법은 자항추진시험과 같다. 하중도변화는 프로펠러회전수를 변화시킴으로써 얻어지며, 프로펠러의 추력이 영(T=0)에서부터 선체예인력이 영(F<sub>D</sub>=0)인 완전자항상태의 추력까지를 대상으로 한다. 측정항목은 프로펠러의 추력, 코오크, 회전수와 모형선에인력이며, 측정결과는 Fig. 3과 같이 저항-추력 도표로 표시된다.

프로펠러하중도변경시험으로부터 추력변화에 따른 증가량, 추력감소율, 유효반류비의 변화를 알 수가 있다. 따라서 변화된 추력에 대하여 추력감소율과 반류비가 얻어져 선체효율이 계산되고 프로펠러단독효율은 단독특성곡선으로부터 구해진다. 상대회전효율은 추력변화에 따라 일정하다고 가정하면 자항추진계수를 정량적으로 추정할 수 있으며, 나아가서는 선미형상의 계통적변화로 추력변화가 있을 경우에도 활용될 수 있다.

3.2. 프로펠러하중도와 자항추진계수

(1) 점성추력감소율

프로펠러하중도에 따라 추력감소율이 변화하므로 포텐셜이론으로 계산되는 비점성추력감소를 제외한 점성추력감소를 프로펠러싱크세기( $\bar{\sigma}_p$ )의 함수로 가정한다.  $\bar{\sigma}_p$ 는 프로펠러싱크전체의 평균세기로 다음과 같이

표시된다.

$$\bar{\sigma}_p = \frac{2\pi}{A_p} \int_{r_h}^{r_p} \sigma_p r dr \tag{24}$$

점성추력감소는 프로펠러부하계수의 정의에 의해 다음과 같이 표시한다.

$$t_v T = t_v C_{TH} \frac{1}{2} \rho A_p U^2 = (c_{t01} \bar{\sigma}_p + c_{t02} \bar{\sigma}_p^2) \frac{1}{2} \rho A_p U^2, \tag{25}$$

여기서  $c_{t01}$ ,  $c_{t02}$ 는 상수이다. 따라서 점성추력감소율은 다음과 같다.

$$t_v = \frac{1}{C_{TH}} (c_{t01} \bar{\sigma}_p + c_{t02} \bar{\sigma}_p^2) \tag{26}$$

(2) 점성유효반류비

호칭반류비와 유효반류비의 차이를 프로펠러싱크세기의 함수로 표시한다.

$$w_E - w_N = f(\bar{\sigma}_p) \tag{27}$$

그런데 호칭반류비와 유효반류비를 비점성성분( $w_{NP}$ ,  $w_{EP}$ )과 점성성분( $w_{NV}$ ,  $w_{EV}$ )으로 각각 분리한다면 반류비의 변화도 성분별로 변화한다고 볼 수 있다. 따라서 추력변화에 의한 반류비의 변화특성을 고려할 때 비점성반류비와 점성반류비의 변화를 프로펠러싱크세기에 비례하는 것으로 가정하다.

$$w_{EP} = w_{NP} (1 + \bar{\sigma}_p c_{wep}) \tag{28}$$

$$w_{EV} = w_{NV} (1 + \bar{\sigma}_p c_{wev}) + w_{co} \tag{29}$$

여기서  $c_{wep}$ ,  $c_{wev}$ ,  $w_{co}$ 는 상수이다. 따라서 유효반류비는 다음과 같다.

$$w_E = w_N + \bar{\sigma}_p (c_{wep} w_{NP} + c_{wev} w_{NV}) + w_{co} \tag{30}$$

(3) 자항추진점의 결정

추진성능은 자항상태에서 해석되어야 하므로 자항추진점에서의 추력과 저항관계를 만족하도록 프로펠러싱크세기가 결정되어야 한다. 여기에서는 추력감소와 자항추진점을 결정하고자 한다.

프로펠러하중도변경시험에서 프로펠러추력이 영일때의 저항( $R_C$ )과 프로펠러가 없는 선체저항( $R_T$ )의 차이 ( $\Delta R = R_C - R_T$ )를 고려하여 식 (21)의 우변에서  $R_T$ 를  $R_T + \Delta R$ 로 치환한후 식 (20)과 (23)으로부터 다음의 결과를 얻는다.

$$(1 - t_v) T - \Delta R = \frac{1}{2} \rho S U^2 [(1+k) C_F + \Delta C_F] + R_{WT} - R_{WP} - \delta_H R_{WP} \tag{31}$$

식 (31)의 각 항들을 프로펠러싱크세의 세기와 관계지어 본다.

①  $R_{WP}$ : 선체-프로펠러의 조파저항은 자항상태에서의 선체소오스와 프로펠러싱크로부터 구한다.

$$R_{WT} = \frac{1}{2} \rho S U^2 f(\sigma_H^{SP}, \bar{\sigma}_p) \tag{32}$$

$f(\sigma_H^{SP}, \bar{\sigma}_P)$  : 특이점계 ( $\sigma_H^{SP}$ 와  $\bar{\sigma}_P$ )의 조파저항계수

②  $R_{WP}$  : 프로펠러만의 조파저항은 특이점계기의 자승에 비례한다.

$$R_{WP} = \frac{1}{2} \rho S U^2 c_{w\sigma} \bar{\sigma}_P^2 \quad (33)$$

$c_{w\sigma}$  : 단위싱크세기에 의한 조파저항계수

③  $\delta_H R_{WP}$  : 선체에 의한 프로펠러의 저항증가량은 Lagally정리로 구한다.

$$\begin{aligned} \delta_H R_{WP} &= -\rho(\bar{\sigma}_P A_P U)(-w_{EP} U) \\ &= \frac{1}{2} \rho S U^2 \frac{2A_P}{S} \bar{\sigma}_P w_{NP}(1 + \bar{\sigma}_P c_{w\sigma P}) \quad (34) \end{aligned}$$

④  $t_v T$  : 점성추력감소는 식 (25) 로 구한다.

⑤  $T$  : 프로펠러 추력은 식 (14) 에  $\sigma_P = \bar{\sigma}_P$  를 대입하여 얻어진 프로펠러 부하계수와 식 (12) 의 정의로 부터 구한다.

$$T = \frac{1}{2} \rho S U^2 \frac{A_P}{S} \bar{\sigma}_P \{ \bar{\sigma}_P - 2(1 - w_E) \} \quad (35)$$

이상에서 구한 식들을 식 (31) 에 대입하면 싱크세기의 2차식이 되어 프로펠러싱크세기가 결정된다.

$$\bar{\sigma}_P = \frac{-B - \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad (36)$$

여기서

$$A = -\frac{A_P}{S} \{ 1 + 2(2w_{NPP} c_{w\sigma P} + w_{NV} c_{w\sigma v}) - c_{Iv1} \} + c_{w\sigma}$$

$$B = -\frac{A_P}{S} \{ 2(1 - w_N - w_{NP} - w_{co} + c_{Iv1}) \}$$

$$C = -\frac{A_P}{S} c_{rc} - (1+k) C_P + \Delta C_F - f(\sigma_H^{SP}, \bar{\sigma}_P)$$

$$c_{rc} = \frac{R_C - R_T}{\frac{1}{2} \rho A_P U^2}$$

자항추진점에서의 프로펠러싱크세기는 식 (36) 을 이용하여 구한다. 싱크세기가 결정되면 식 (30) 에 의해 유효반류비가, 식 (28) 에 의해 비점성유효반류비가, 식 (35) 에 의해 프로펠러부하계수가, 그리고 식 (26) 에 의해 점성추력감소율이 각각 계산된다. 따라서 추력감소율은 식 (20) 과 (31) 에 의해 계산한다.

$$\begin{aligned} t &= \frac{1}{C_{TH}} \left[ \frac{S}{A_P} \{ f(\sigma_{SP}^H, \bar{\sigma}_P) - C_W - c_{w\sigma} \bar{\sigma}_P^2 \} \right. \\ &\quad \left. + t_v C_{TH} - 2w_{EP} \bar{\sigma}_P - c_{rc} \right] \quad (37) \end{aligned}$$

(4) 점성추력감소율 상수의 결정

프로펠러하중도 변경시험에서 저항증가  $G(T)$  는 선체-프로펠러의 전저항과 예상시 선체저항과의 차이이므로 이를 프로펠러싱크 세기의 함수로 표시한다.

$$G(T) = T - (R_T - F_D) = g(\bar{\sigma}_P) \quad (38)$$

또한 비점성저항증가는 식 (23) 으로 구해지므로 식 (21) 로부터 점성저항증가가 계산된다. 이때 프로펠러 추력이 0일때의 저항과 프로펠러가 없을때의 선체저항의 차이가 고려되어야 한다.

$$t_v T = T - R_T - t_{PT} - \Delta R \quad (39)$$

그러므로 프로펠러하중도의 함수로 표시된 식 (25) 로부터 점성추력감소율과 관련된 상수 ( $c_{Iv1}$ ,  $c_{Iv2}$ )가 결정된다.

(5) 유효반류비상수의 결정

호칭반류비는 반류분포측정으로 얻어지고, 비점성호칭반류비는 포텐셜이론으로 계산되므로 점성호칭반류비가 구해진다.

$$w_{NV} = w_N - w_{NP} \quad (40)$$

또한 비점성유효반류비가 포텐셜이론으로 계산되고 호칭반류비와 유효반류비의 비점성성분의 차이는 식 (28) 로 표시되므로 비점성유효반류비와 관련된 상수 ( $c_{w\sigma P}$ )가 결정된다. 유효반류비와 호칭반류비 사이의 차이는 식 (30) 과 같이 표시되므로 점성유효반류비와 관련된 상수 ( $c_{wev}$ ,  $w_{co}$ )가 결정된다.

### 3.3. 기준선형의 자항추진계수 해석

(1) 기준선형 및 모형시험

대상기준선형으로는 방형계수가 비교적 작고 고속범위에 해당되는 콘테이너선형을 택하였다. 설계선속은 22knots, 수선간길이는 223.4 m, 폭은 32.24 m, 설계용수는 10.0 m이고 방형계수는 0.657, 주상계수는 0.673, 중앙횡단면계수는 0.978 이다. 프로펠러는 직경이 7.08 m, 피치비가 1.0, 날개수가 5 개이다. 기준선형은 선미형상의 제동적변화를 고려하여 선수부를 F1 으로, 선미부를 AEV 로 각각 명명하였다.

Table 1 Test results of parent hull form (F1+AEV)

Speed (knots)	22
$C_{TS} (x10^{-3})$	2.322
$P_E(PS)$	20,908
$C_W (x10^{-3})$	0.485
$t$	0.209
$w_E$	0.234
$\eta_H$	1.033
$\eta_O$	0.669
$\eta_R$	1.018
$\eta_D$	0.703
$P_D (PS)$	29,723
$N (RPM)$	92.35
$w_N$	0.241

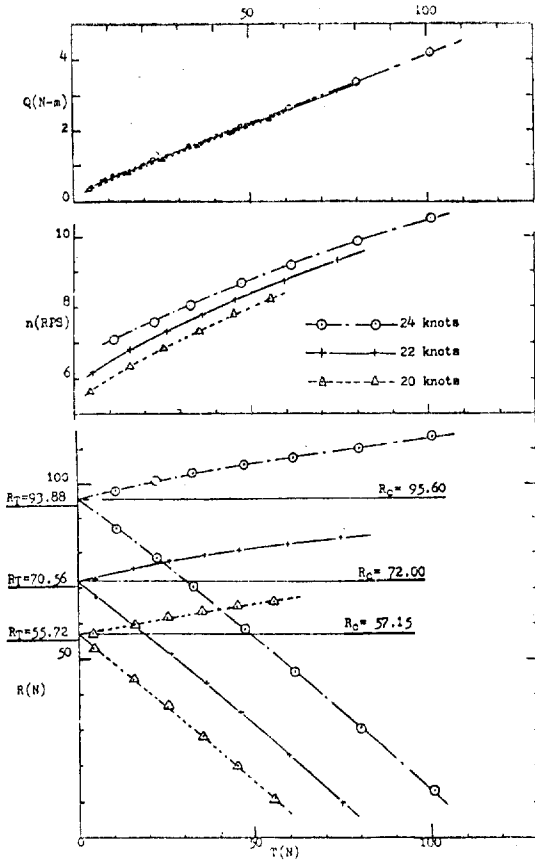


Fig. 4 Results of propeller load varying test (F1+AEV)

기준선형(F1+AEV)의 모형시험으로는 저항, 자항 추진, 반류조사, 프로펠러단독, 하중도변경시험을 수행하였으며 실제선속에서의 주요결과는 다음과 같다. 여기서  $C_{TS}$ 와  $C_W$ 는 실선의 전저항계수와 조파저항계수를,  $P_E$ 와  $P_D$ 는 유효동력과 전달동력을,  $N$ 은 프로펠러회전수를 뜻한다.

3개선속에 대하여 수행된 프로펠러하중도 변경시험 결과는 Fig. 4 및 Fig. 5와 같다. Fig. 4와 같이 전저항, 토크, 회전수는 프로펠러부하가 커짐에 따라 증가되었으며, 선속에 따른 토크의 변화는 거의 없는 것으로 예측되었다. Fig. 5의 해석결과는 부하가 커짐에 따라 추력감소율, 선체효율, 추진효율의 증가경향을 보여주고 있으며, 반면에 반류비, 상대회전효율, 단독효율은 변화가 적음을 보여주고 있다.

(2) 수치계산결과

기준선형(F1+AEV)을 341개의 평면요소로 분할하여 계산한 결과는 다음과 같다.

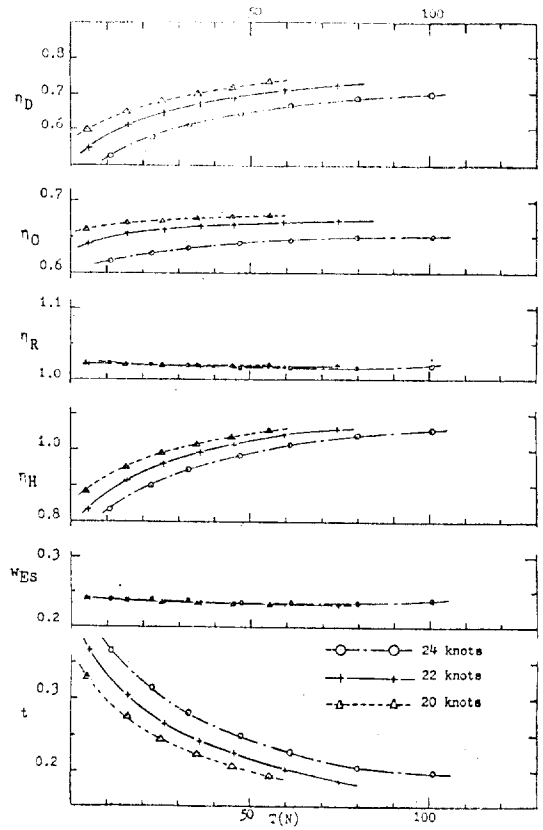


Fig. 5 Propeller load varying characteristics curves (F1+AEV)

Table 2에는 기준선형의 추력감소율과 반류비를 비점성 및 점성성분별로 분리·표시할 때 필요한 상수들

Table 2. Calculation by hybrid method

Speed(knots)	20	22	24
$C_W (x10^{-3})$	0.4068	0.7027	1.0773
$w_{NP}$	0.1256	0.1124	0.1421
$w_{EP}$	0.1267	0.1137	0.1436
$C_{TH}$	0.5170	0.5648	0.6797
$\bar{\sigma}_p$	-0.2846	-0.3073	-0.3597
$c_{wep}$	-0.0317	-0.0385	-0.0299
$c_{wev}$	0.2420	0.1997	0.2056
$w_{co}$	-0.0068	0.0000	-0.0067
$t_p$	0.0992	0.0883	0.0816
$c_{v1}$	-0.1449	-0.2196	-0.2579
$c_{v2}$	-0.0149	-0.1546	-0.1731
$c_{rc}$	0.0178	0.0148	0.0148



의 값이 정리되어 있다. 조파저항의 계산결과는 실험 결과 보다 높은 값이며, 선속이 클수록 차이는 적어진다. 호칭반류비와 유효반류비의 비점성성분은 전체값의 약 50%에 해당되며 선속에 따라 같은 변화경향을 보여주고 있으며 프로펠러부하계수와 싱크세기는 선속에 따라 증가하고 있다.

4. 선미형상변화에 따른 추진성능 해석

4.1. 선미형상의 계통적변화

선미형상이 계통적으로 변화된 선형의 저항추진성능을 해석함으로써 선미형상설계에 앞의 연구내용이 활용될 수 있는지를 확인하고자 한다. 선형변화에는 주요저수(길이, 폭, 흘수)와 선체형상계수(방형, 중앙횡단면, 주상계수)를 일정하게 하였으며 선수부는 그대로 두고 선미부형상만을 변화대상으로 하였다. 선미부의 계통적변화는 수선면형상과 횡단면형상을 변화시키는 단계를 거치었다.

수선면형상의 변화방법에서는 배수량변화가 없도록 하기 위하여 횡단면적곡선으로 둘러싸인 전체면적은 일정하도록 유지하면서 다만 스테이션위치에서의 횡단면적을 변화시키었다. 수선면형상변화에서는 선미부 어깨 부분이 완전히 변하게 하거나 혹은 급히 변하게 하

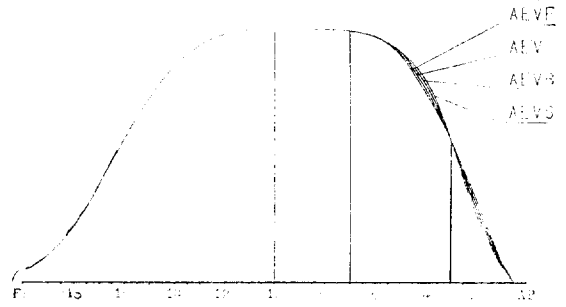


Fig. 6 Sectional area curves of systematically varied waterplane shapes (AEV, AEFV, AEFB, AEVS)

는 변화가 고려되었다. 기준선미형상(AEV)에 대하여 3스테이션을 기준으로 하여 계통적변화를 시켜보았다. 즉, 선미어깨부분이 완만히 변하는 형상을 AEFV로, 급히 변하는 형상을 AEFB로, 보다 더 급히 변하는 형상을 AEVS로 각각 명명하였으며, 이들의 횡단면적곡선은 Fig. 6과 같다.

횡단면형상의 변화방법에서는 스테이션에서의 횡단면적과 설계수선면형상을 일정하게 유지하면서 수선별 폭을 증가 혹은 감소시켜 줄으로써 횡단면형상을 변화시키었다. 즉, 기준선미형상이 V형단면이므로 중간정

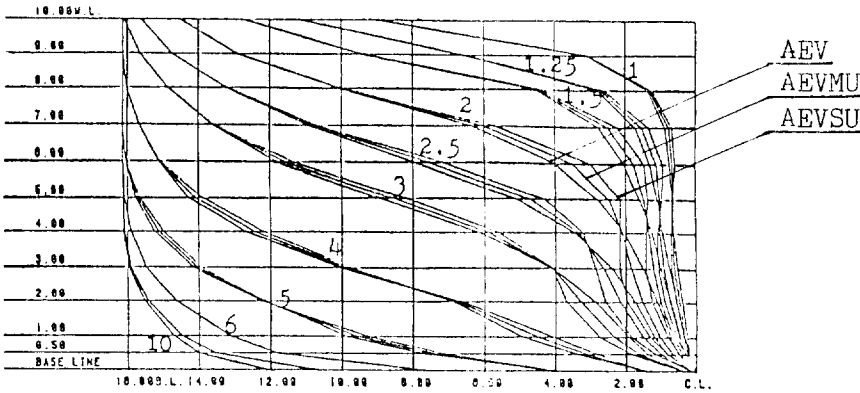


Fig. 7 After-body lines of systematically varied section shapes (AEV, AEVMU, AEVSU)

Table 3 Systematically varied hull forms

Vation	Waterplane shape				
	Fine shoulder ↔ Blunt shoulder				
Section shape	V-section	F1+AEVF	F1+AEV	F1+AEVB	F1+AEVS
	↕	F1+AEVFMU	F1+AEVMU	—	—
	U-section	F1+AEVFSU	F1+AEVSU	F1+AEVBSU	--



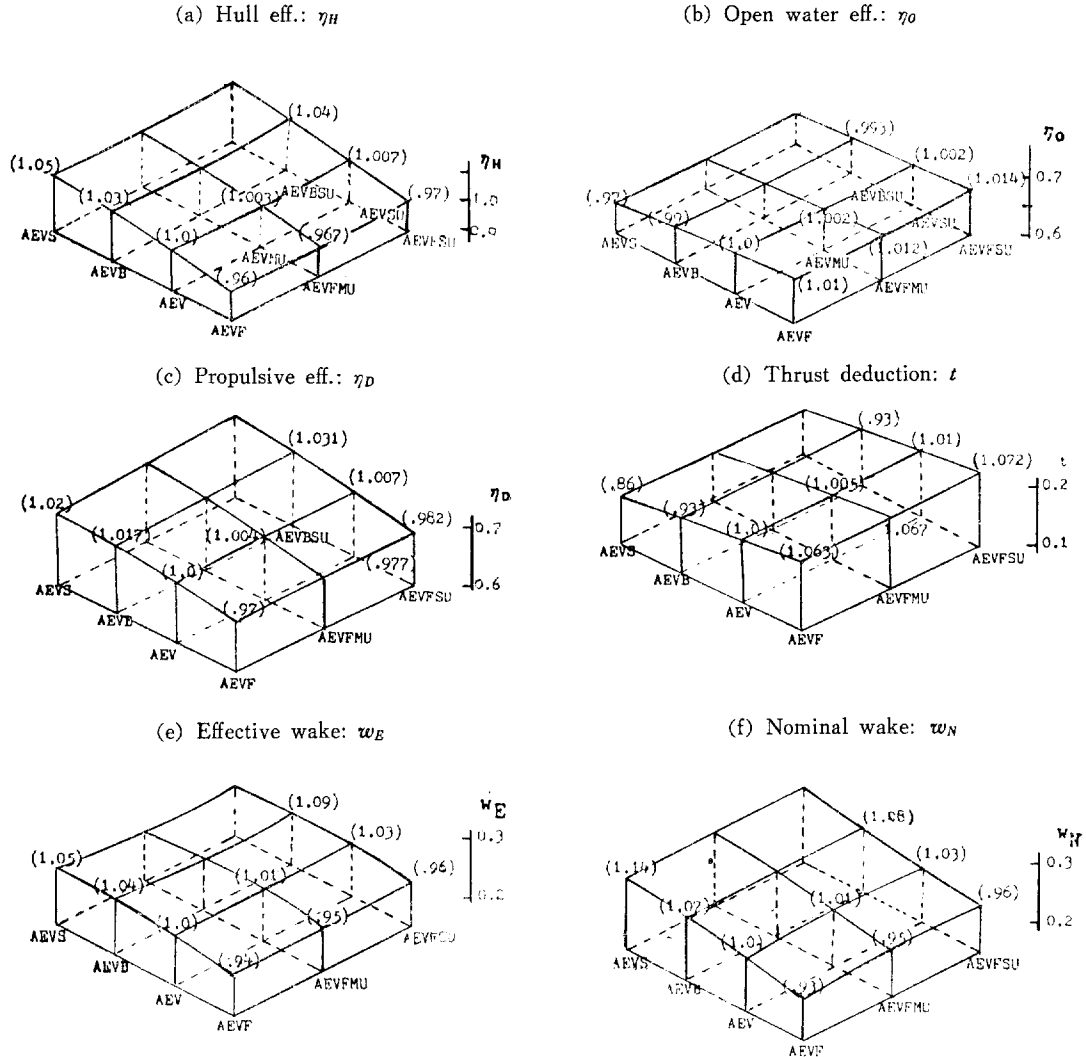


Fig. 10 Perspective comparison of propulsive coefficients

로 변화하고 있다. 따라서 선미부 어깨부분이 급히 변하는 수선면형상을 가진 선형일수록 선체효율이 좋아진다. 반면에 프로펠러 단면효율은 반대경향으로 감소되고 있다. 이러한 수선면형상변화에 따른 추진계수들의 상반된 경향으로 추진효율의 차이는 많지 않다. 기준선미형상에 비하여 어깨부분이 급히 변하는 선미형상은 효율증가를, 완만히 변하는 선미형상은 효율감소를 보여주며 Ueda [6]의 시험결과와 일치한다. 그래도 어깨부분이 급히 변하는 선미형상일수록 추진효율의 상대적 증가에도 불구하고 유효동력의 많은 증가로 인해 전달동력이 증가되었으며 완만히 변하는 형상일수록 감소되었다. 따라서 수선면형상은 설계상의 제한

조건을 만족시키는 한도내에서 어깨부분이 완만히 변화하도록 해주는 것이 좋다.

평단면형상이 변화된 선형에 대한 계산결과에 의하면, U형일수록 조파저항과 유효동력이 작아지고 있다. 유효동력의 차이는 3% 정도인데 이는 실제흡수선면형상은 그대로 두고 수선하의 단면형상만을 변화시켰기 때문이다. 추력감소율의 변화는 적은데, 이는 수선면 형상이 같고 프로펠러 앞쪽의 단면형상의 차이가 적기 때문이며, U형 단면일수록 증가하는 경향이다. 반류비는 U형 단면일수록 커지는 것이 알려져 있는 바와 같으나, 그 증가량은 크지 않다. 이러한 경향은 van Manen [7]의 결과와 일치한다. 또한 선체

효율과 프로펠러효율도 U형단면일수록 커지는 경향을 보여준다. 추진효율은 U형 단면의 경우 약간 높다. U형 단면형상의 경우 V형 단면형상에 비하여 추진효율의 향상과 유효동력의 감소로 전달동력은 감소되었으며 일본의 연구자료 [8]와 일치된 경향이다. 따라서 횡단면형상은 선미부에서의 불안정한 유동상태를 조래하지 않는 범위내에서는 U형으로 하는 것이 좋다.

4.3. 최적선형의 성능추정

(1) 최적선미형상의 결정 및 모형시험

종합적인 비교에 의하면, 어깨부분이 완만히 변화할수록 그리고 횡단면 형상이 U형으로 이루어질수록 조파저항, 유효동력, 프로펠러회전수, 프로펠러부하, 전달동력이 작아진다. 따라서 AEVFSU 선미형상을 가진 선형이 기준선형에 비하여 가장 많은 향상효과(유효동력 5.6% 및 전달동력 7.3% 감소)를 주고 있어 이를 최적선형으로 결정하였다. 최적선형과 기준선형의 선미부경면도는 Fig. 11에 비교되어 있다.

추진성능 해석법에 의한 최적선형(F1+AEVFSU)의 향상효과를 확인하기 위하여 일련의 모형시험을 수행하였으며 Figs.12-14에 비교되어 있다. 설계선속에서 계산결과와 시험결과에 비해 유효동력은 4.4%, 조파저항은 17%, 추진효율은 4.3%, 선체효율은 3.2%, 상대회전효율은 2.3%, 전달동력은 0.1% 낮게, 프로펠러회전수는 0.1%, 프로펠러단독효율은 1% 높게 추정되었다. 또한 추력감소율은 5.2% 높고, 유효반류비는 5.5% 낮다. 추력감소율의 증가는 U형단면형상과 완만히 변하는 어깨형상 때문이며 유효반류비의 감소는 U형단면형상에 의한 증가량보다 날선한 어깨

형상에 의한 감소량이 보다 컸기 때문이다.

상대회전효율은 추력일치법에서는 프로펠러단독시의 토오크와 저항추진시의 토오크비로 정의되는데, 시험결과는 추진성능해석법에서 일정하다고 가정한 것과는 달리 작아졌다. 이러한 차이는 프로펠러 앞쪽에서의 형상변화로 프로펠러면에서의 유동특성과 프로펠러부하가 변화되었기 때문이다.

(2) 최적선형의 추진성능 향상효과

기준선형과 최적선형의 성능향상을 모형시험결과(Figs. 12-14)를 근거로 검토한 결과 향상효과—설계선속에서 조파저항감소(22.9%), 유효동력감소(3%), 전달동력감소(5.7%), 프로펠러회전수감소(0.9%), 추진효율증가(2.8%)등—가 확인되었다. 따라서 저항추진조건에서 우수한 선미형상이 개발되었다고 할 수 있다.

최적선형의 경우, U형 단면형상과 완만히 변하는 어깨형상으로 조파저항과 유효동력이 감소되었다. 또한 U형 횡단면형상으로 추력감소율과 반류비가 같이 증가되었으나, 선체효율에 관한 추력감소율 증가에 의한 기여가 반류비 증가에 의한 기여보다 크기 때문

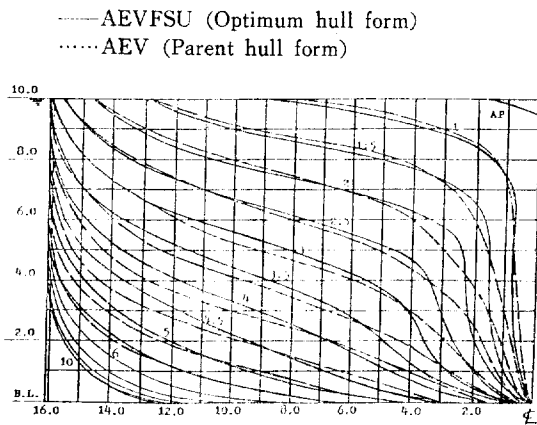


Fig. 11 Afterbody plans of parent and optimum hull forms

SRS-K11M					26-JULY-84		
SHIP NO.	PROP NO.	TEST NO.	DRAFT(M) F.P.	DISPLT M**3 A.P.	MARK		
K5148	KP800	S140582	10.000	10.000	47300	⊙	AEVFSU(XP)
K5148			10.000	10.000	47300	⊙	AEVFSU(CAL)
K5132	KP800	S192510	10.000	10.000	47300	---	AEVEXP

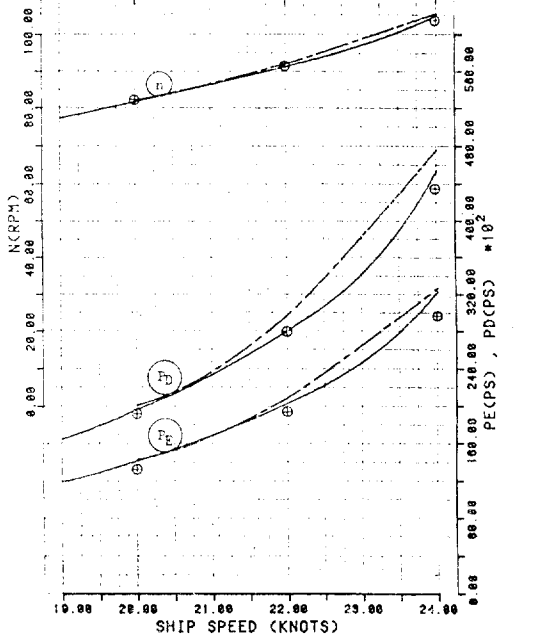


Fig. 12 Prediction of powering performance (F1+AEVFSU)

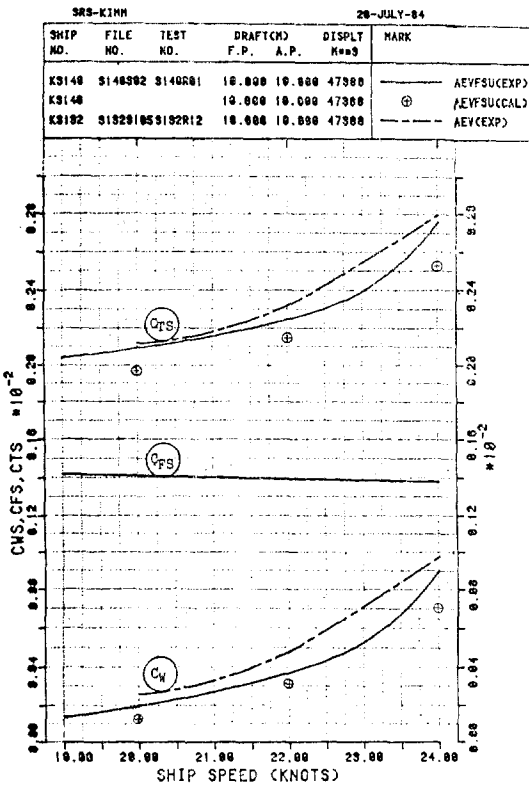


Fig. 13. Prediction of resistance coefficients (F1+A-EVFSU)

에 약간 높아졌다.

상대회전효율은 최적선형의 프로펠러부하가 기준선형에 비하여 감소되었다. 즉, 전진속도비가 약간 높아져서 프로펠러단독특성곡선에서 토크계수가 떨어졌다. 프로펠러부하감소로 선미에서 작동시 토크가 감소되어 상대회전효율이 높아졌고 프로펠러단독효율도 증가되었으며 프로펠러 회전수는 감소되었다. 따라서 추진효율이 향상되었다.

다만 선형의 계통적변화에 있어 주요치수와 선체형상계수를 일정하게 하였고 설계출수선의 형상을 변화시키지 않았고, 또한 반류의 이득이 기대되는 선미벌브와 최적선미형상에 적합한 프로펠러를 사용하지 않았다. 따라서 이를 계통적선형변화시에 고려하게 되면 보다 높은 향상효과가 있을 것이다.

(3) 추진성능해석법의 평가

최적선형에 대한 시험결과와 계산결과와의 비교로부터 선속에 따라 정도의 차이는 있으나 전반적으로 정적특성이 일치하며 경량적으로는 전달동력, 추진효율, 프로펠러 회전수등 추진성능의 경우 대체로 5% 이내

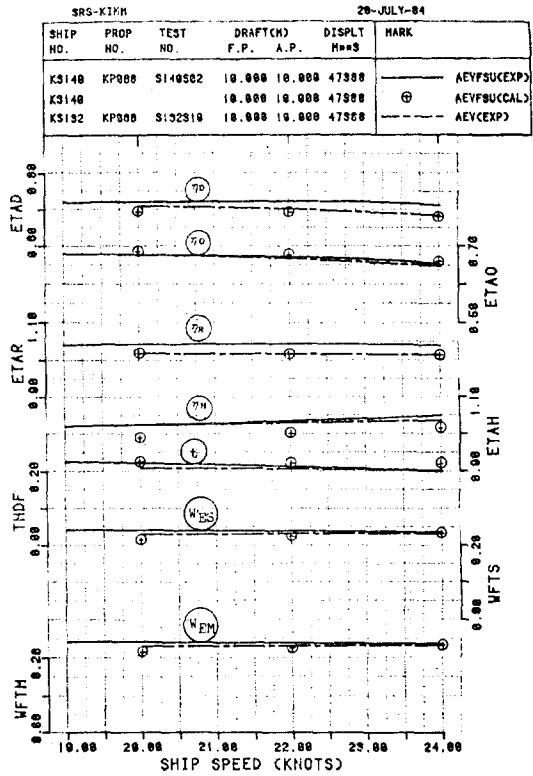


Fig. 14. Prediction of Propulsive Coefficients (F1+AEVFSU)

의 오차를 보이고 있음이 확인되었다. 따라서 새로이 개발된 추진성능 해석법은 추력변화에 의한 추진성능 해석은 물론 추진성능이 우수한 선형개발에도 활용될 수 있다.

다만 새로운 추진성능해석법이 이론적방법과 모형시험결과가 병용되어 개발된 방법이므로 이론 및 시험의 적용과 관련된 가정 혹은 제한이 있을 수도 있다. 또한 본 논문에서는 고속콘테이너선을 대상으로 하였기 때문에 저속비대선과 같은 선박에의 응용여부도 확인되어야 하겠다. 이러한 문제들은 여러가지 선박에 적용하고 유사선의 시험자료를 축적해 나감으로써 해결할 수 있다.

5. 결 론

선박의 정수중 추진성능을 해석하기 위해 이론과 실험을 병용하는 방법을 개발하였다. 새로이 개발된 추진성능해석법으로 추력변화에 의한 추진성능을 해석하였으며 이를 활용하여 콘테이너선의 추진성능을 향상

시킬 수 있음을 보였다.

본 논문의 연구결과를 요약하면 다음과 같다.

① 선체-프로펠러 상호간섭문제해석 : 선체-프로펠러 시스템을 해석하기 위하여 선체와 프로펠러를 특이점으로 표시하였고, 비점성 추력감소와 비점성반류비를 포텐셜이론으로 계산하였다. 점성추력감소율과 점성반류비는 이들의 비점성성분과 프로펠러하중도변경시험으로 프로펠러하중도와의 관계를 이용하여 구하였다.

② 새로운 추진성능해석법개발 : 포텐셜이론과 프로펠러하중도변경시험으로 추력감소율과 유효반류비를 추정하였고, 이로부터 선체효율과 프로펠러단독효율을 계산하였다. 따라서 추력변화에 의한 추진성능을 계산할 수 있고 유사선형의 추진성능을 해석할 수 있는 새로운 방법이 개발되었다.

③ 선미형상의 최적화 : 계통적 선미형상들의 경수중저항추진성능을 계산·비교함으로써 수선면형상과 횡단면형상 변화에 따른 조파저항, 추력감소율, 유효반류비, 추진효율 및 전담동력등의 변화특성을 해석하였다. 이로부터 결정된 최적선형의 향상효과를 모형시험으로 확인하였다. 따라서 새로운 추진성능해석법은 추력변화에 의한 추진성능을 해석하는 데에, 그리고 초기설계시 선형을 최적화하는데 활용될 수 있다.

## 후 기

본 연구를 진행하는 동안 시종일관 지도해주신 황종훈교수 김훈철박사님과 토론과 계산에 귀중한 시간을 함께한 이창섭박사, 강창구, 강극진, 김형태, 김은찬 연구원에게 감사사를 드린다.

## 참 고 문 헌

- [1] Dickmann, H.E., "Interaction between Hull and Propeller with Special Consideration to the Influence of Wave", *Jahrbuch STG*, Vol. 40, 1939.
- [2] Havelock, T.H., "Theory of Wave Resistance", *Proc. Roy. Soc.*, Vol. A138, 1932.
- [3] Hess, J.L. and Smith, A.M.O., "Calculation of Nonlifting Potential Flow about Arbitrary Three-Dimensional Bodies", *JSR*, Vol. 8, No. 2, 1964.
- [4] Miyata, H. et al., "On the Optimization of the Aft-Part of Fine Hull Forms", *J.Kansai SNAJ*, Vol. 177, 1980.
- [5] Nowacki, H. and Sharma, S.D., "Free-Surface Effects in Hull Propeller Interaction", *Proc. 9th ONR*, 1972.
- [6] Ueda, T. et al., "An Evaluation for Stern Forms by means of Propeller Loading Test System", *J. SNAJ*, Vol. 152, 1982.
- [7] van Manen, J.D. and Kamps, J., "The Effect of Shape of Afterbody on Propulsion", *Trans. SNAME*, Vol. 67, 1959.
- [8] 제174연구부회, "마력절감을 목적으로 한 1축 중형선의 선미형상의 개발에 관한 연구(일본어)", 일본조선연구협회 연구자료 No. 302 (1978), 320 (1979), 329(1980).
- [9] 양승일, "선박의 경수중 추진성능해석", 서울대학교 공학박사학위논문, 1984.