
 論 文

大韓造船學會論文集
 第 31 卷 第 1 號 1994年 2月
 Transactions of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 31, No. 1, February 1994

동력추정을 위한 모형선-실선 상관해석에 관한 연구

박용제*, 김은찬*, 이춘주**, 임효관***, 박호선****

A Study on the Model-Ship Correlation Analysis of Powering Performance

by

Yong-Jea Park*, Eun-Chan Kim*, Chun-Ju Lee**,
 Hyo-Kwan Leem*** and Ho-Sun Park****

요 약

선박해양공학연구센터, 예인수조에서 시험되었던 선박 가운데 선형과 프로펠러가 모형과 실선이 동일하였던 36척에 대하여 모형선-실선상관해석을 수행하였다. 뚝뚝한 선형이 대부분임에도 불구하고, 타수조의 결과보다 약간 나은 일치를 보였다. 통계적 처리에 의하여 반류비 수정계수와 거칠기 수정계수에 대한 회귀식을 구하였고, Townsin의 거칠기계수를 적용한 경우의 저항수정계수에 대한 식을 도출하였다.

Abstract

This paper presents the model-ship correlations based on model test results of 36 ships. All of model tests were conducted at KRISO towing tank. The correlation factors C_p , C_N , and C_{NP} are estimated by the ITTC Standard Method and compared with the results of another towing tank. In the 36 ships, the block coefficients of thirty ships are greater than 0.72. Nevertheless the comparison of factors is in good agreement.

The corrections to the scale effect on wake fraction Δw_c and roughness allowance C_{Ac} are subject matter in practice. The correction formulae are proposed by functions of ship length and form factor. And the correction formula of resistance coefficient ΔC_{Fc} based on Townsin's hull roughness formula is presented.

발 표 : 1993년도 대한조선학회 춘계연구발표회 ('93. 4. 17)

접수일자 : 1993년 5월 24일, 재접수일자: 1993년 11월 27일

* 정회원, 선박해양공학연구센터, ** 정회원, 대우조선공업(주)

*** 정회원, (주)한진중공업, **** 정회원, 삼성중공업(주)

1. 서 론

선박해양공학연구원 예인수조는 1978년 5월 가동을 시작하였고, 1980년 2월부터 저항추진시험을 시작하여 이제까지 13년간 추진성능 추정을 위한 모형시험을 수행해 오고 있다. 그 동안 몇 차례에 걸쳐서 모형선-실선 상관을 알기 위한 조사를 수행하였으나, 시운전 자료가 적음으로 인해 새로운 방안을 모색하지 못한 채, 오직 모형시험 결과해석에 사용하는 거칠기 계수의 수정량 등을 정하는데 단편적으로 사용하곤 하였다. 이제 1984년 이후에 모형시험과 실선 시운전을 수행한 길이 150m 이상의 대형선박 가운데 프로펠러 제원까지 같은 단축선의 속력시운전 자료를 모아서 모형선-실선 상관을 조사하였다.

실선 속력시운전의 역사는 당연히 모형시험보다 더 길다. 100년 전만 하더라도 새로운 배의 기관선정을 위한 추진성능 추정에는 기존 유사선형의 시운전 자료로부터 얻은 실선 값을 사용했었다. W. Froude가 처음 현대적 예인수조를 계획할 때 처음 봉착한 어려움은 그 당시 모든 사람들이 그 예산으로 실선 시운전을 정확히 수행하는 것이 더욱 중요하다고 생각하여 모형시험을 반대한 것이었다. 우여곡절 끝에 1872년 영국의 W. Froude는 처음으로 현대적 예인수조를 만들어 비교법칙을 근거로 하여 저항시험을 시작하였다[1]. 또한 1874년에 그는 길이 약 53m의 실선 Greyhound 호를 이보다 큰 배인 H.M.S. Active호가 끌면서 수행한 실선 시운전 결과를 모형시험 결과와 비교한 논문을 영국 조선학회지에 발표하였다[2].

1879년 그의 아들 R. E. Froude가 그 일을 이어받아 발전시켜 나가서 1883년에 프로펠러 단독시험과 선후시험을 통해 추진계수를 구하는 방안을 발표하였다 [3]. 이렇게 얻은 모형선의 추진동력과 회전수를 비교법칙에 따라 그대로 실선 값으로 확장하고, 여기에 경험적 계수를 곱해주는 방법으로 실선의 추진성능을 얻는 방법이 1960년대까지 계속되어 왔다. 1970년대에 들어서면서 3차원 해석법과 추진계수에 각각 척도효과를 고려해 주는 논리적인 방안이 구체화되어, 드디어 1978년 제15차 ITTC 추진성능위원회에서 "1978 ITTC Performance Prediction Method for the Single Screw Ships"라는 이름으로 통일된 모형시험 해석법이 제안되었다[4].

선박해양공학연구원 예인수조는 처음부터 모형시험 결과 해석시 ITTC 해석법을 사용하기로 하고 추진계수에 척도효과를 고려해 주는 방법 등 거의 ITTC 해석법을 따랐으나, 저항성능 해석만은 2차원 해석법

을 채택하였다. 이는 그 당시까지도 대부분의 수조가 2차원 해석법을 그대로 쓰고 있었으며, 3차원 해석에 필요한 형상계수를 얻는데 어려움이 있었기 때문이었다. 이제 실험정도가 향상되어 형상계수 추정에 신뢰도가 높아졌고, 이론 계산적인 방법과의 비교 등 논리적인 면을 고려하여 3차원 해석법으로의 전환을 모색중에 있다. 이에 따라 3차원 해석법을 사용하는 ITTC 해석법에 따른 모형선-실선 상관분석을 통해 해석법 전환에 따른 추정정도 향상을 확인하고, 문제점을 찾아내어 해결방안을 모색하고자 한다.

본 논문에 사용한 식은 ITTC 표준기호를 사용함을 원칙으로 하였다. 단 일반적인 거칠기계수는 ΔC_F 대신 C_A 로 사용하였다. 왜냐하면 1978 ITTC 해석법에서 ΔC_F 를 사용하였으나, 1990년 ITTC에서는 거칠기를 두가지로 구분하여 순수한 거칠기만을 ΔC_F 로 나타내고, 우리가 여기서 언급하는 거칠기계수는 C_A 로 표시하기 시작하였기 때문이다.

마지막으로, 본 연구내용은 3차원 해석법에 근거한 해석결과를 실었으므로, 2차원 해석법에 의해 실선의 추진성능을 추정함을 원칙으로 한 현재의 선박해양공학연구원 추진성능 추정정도와는 직접 연관이 없음을 밝힌다.

2. ITTC 모형시험 해석법

1978년 ITTC 해석법의 요점을 정리하면 다음과 같다[4].

- (1) 저항성능 추정시 3차원 해석법(Hughes 방법)을 적용한다.
- (2) 거칠기계수 C_A 로서는 Fig. 1에 나타낸 다음과 같은 Bowden 등의 식을 사용한다[9].

$$C_A = \left[105 \cdot \left(\frac{k_s}{L_s} \right)^{1/3} - 0.64 \right] \times 10^{-3}$$

이때 k_s 는 거칠기높이로서 $150 \times 10^{-6}m$ 를 기준으로 할 것을 제안하였다. 본 연구에서도 모든 실선의 k_s 를 150×10^{-6} 으로 동일하게 놓고 해석하였다.

- (3) 공기저항 C_{AA} 계산시 정면투영면적만 고려하여 다음의 식을 사용한다.

$$C_{AA} = 0.001 \times \frac{A_T}{S}$$

- (4) 반류비 w 의 척도효과는 마찰항력에 의한 반류 만 이 점성저항 계수 C_V 와 비례한다고 가정하여 다음 식을 사용한다.

$$w_{T_s} = (t + 0.04) + (w_{T_M} - t - 0.04) \cdot \left(\frac{C_{V_s}}{C_{V_M}} \right)$$

이때 0.04는 타의 영향을 고려해 준 값임.

- (5) 프로펠러 단독효율의 척도효과는 프로펠러 날개의 항력계수의 차이로부터 구한다.
- (6) 추력감소계수 t 와 상대회전효율 η_R 의 척도효과는 무시한다.
- (7) 위와 같이 구한 추진성능이 사용자의 경험과 다를 경우 반류비 수정계수 Δw_C 와 거칠기 수정계수 C_{Ac} 혹은 동력 수정계수 C_P 와 회전수 수정계수 C_N 을 사용하여 수정한다.

1981년 ITTC에서는 형상계수 추정에 Prohaska의 방법을 일부 수정하여 사용할 것과 동력 수정계수를 사용할 때 회전수는 동력수정 후에 다시 power-identity로부터 구하며, 이때 회전수 수정계수 C_{NP} 를 쓸 것을 제안하였다[5]. 1984년 ITTC에서는 1978년 ITTC 해석법에 실선 속력 시운전결과를 삽입하여 모형선-실선 상관해석까지 할 수 있도록 수정하였고, 여러 수조에서 발표한 수정계수들을 비교한 바 있다[6]. 1987년 ITTC에서는 재고프로펠러와 설계프로펠러의 단독특성을 함께 이용하는 등 이제까지 보완된 내용을 포함하는 수정된 프로그램을 발표하였다[7]. 1990년 ITTC에서는 거칠기계수에 대한 검토를 하여 새로운 방안을 모색하였다[8].

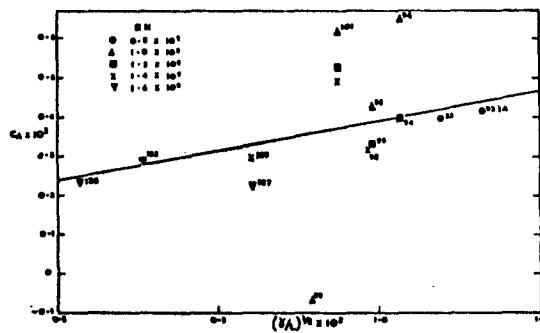


Fig.1 Derivation of the ITTC roughness allowance C_A by bowden and davison

3. 실선 속력시운전 해석법

실선 속력 시운전 해석에는 공기저항 해석, 조류 해석, 천수영향 해석이 포함되어야 한다. 본 연구에서는 실선 속력 시운전이 충분히 깊은 바다에서 수행되었고 보아 천수영향 해석은 하지 않았다. 조류는 계속하지 않았으므로 조류속도가 변하지 않는다는 가정 하에 동일한 부하상태에서 동일 지점을 왕복한 평균값으로 대신하기로 하였다. 따라서 여기에서는 공기저항 수정만을 해주었는데, 본 연구에서는 공기저항 해석 방법에 있어서는 1966년 ITTC에 발표한 Taniguchi 등의 방법을 사용하였고[10], 풍향영향계수 K 는 JTTC 곡선을 사용하였으며[11], 정면풍압저항계수 C_X 는 일본 Mitsui의 Akishima연구소에서 쓰는 곡선을 사용하였다[12].

항해시 배가 받는 공기저항은 다음과 같이 계산하였다.

$$\Delta R_A = \frac{1}{2} \cdot \rho_A \cdot C_X \cdot A_T \cdot K \cdot W^2$$

이때 ρ_A 는 공기밀도, A_T 는 수면 윗부분의 정면 투영면적, W 는 상대풍속이다. C_X 는 정면풍압 저항계수로서 곡선에서 측면 투영면적과 배의 길이로부터 찾아 읽는다. K 는 풍향영향 계수로서 곡선에서 상대풍향 θ 로부터 찾아 읽는다.

단축선에 작용하는 공기저항 ΔR_A 에 따른 프로펠러 부하계수 $\tau (= K_T / J^2)$ 의 변화량 $\Delta\tau$ 는 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} \Delta\tau &= \frac{\Delta R_A}{\rho_S \cdot (1-t) \cdot V_A^2 \cdot D^2} \\ &= \frac{\rho_A \cdot C_X \cdot A_T \cdot K \cdot W^2}{2 \cdot \rho_S \cdot (1-t) \cdot V_A^2 \cdot D^2} \end{aligned}$$

프로펠러 부하의 변화에 따른 토오크계수의 변화량 ΔK_Q 와 토오크계수의 전진비에 대한 대표 기울기 b 로부터 선속의 변화량을 다음과 같이 계산한다.

$$\Delta V = - \frac{D \cdot n}{b \cdot (1-w)} \Delta K_{Q1}$$

이로부터 공기저항에 따른 속도의 변화와 동력의 변화를 계산함으로써 진공상태의 추진성능을 계산해 주게 된다. 다음으로, 선속 만큼의 정면 풍속을 받는 상태로 위의 계산과정을 다시 한번 수행하여, 공기는 있되 바람이 없는 무풍상태로 만들어 준 후 모형선-실선

상관해석에 들어가도록 하였다.

4. 모형선-실선 상관해석법

실선 속력시운전 결과로부터 공기저항을 고려하여 얻은 선속, 회전수, 전달동력으로부터 torque-identity를 사용하여 모형선과 실선의 관계를 해석하는 과정은 명확하고도 간단하다.

실선의 추진성능으로부터 토오크계수는 다음과 같이 계산된다.

$$K_{Qt} = \frac{P_{Dt}}{2\pi \cdot \rho_T \cdot n_T^3 \cdot D_T^5}$$

여기서 첨자 T는 시운전 결과임을 의미한다.

이 시운전시 토오크계수로부터 프로펠러 단독특성곡선을 사용하여 전진비를 구하고, 이로부터 시운전시 반류비 $(1-w_T)$ 를 구할 수 있다. 또한 모형시험으로부터 얻은 해당속도의 실선 추정 반류비 $(1-w_S)$ 와의 차이로부터 다음과 같이 반류비 수정계수를 구한다.

$$\text{반류비 수정계수 } \Delta w_c = w_S - w_T$$

한편 위의 시운전 토오크계수로부터 프로펠러 단독특성곡선을 사용하여 추력계수를 구하고, 이로부터 추력과 유효동력 그리고 전저항계수 C_{Tt} 를 구할 수 있다. 또한 모형시험으로부터 얻은 실선추정 전저항계수 C_{Ts} 와의 차이로부터 다음과 같이 거칠기 수정계수를 구한다.

$$\text{거칠기 수정계수 } C_{Ac} = C_{Tt} - C_{Ts}$$

아울러, 시운전시 전저항계수 C_{Tt} 와 모형시험 결과로부터 추정된 해당속도의 ITTC 거칠기 계수를 제외한 전저항계수 C_{Ts} 로부터 다음과 같이 거칠기 계수를 구한다.

$$\text{거칠기 계수 } C_{At} = C_{Tt} - C_{Ts}$$

또한 시운전시 전달동력과 모형시험 결과로부터 해당속도에 대해 추정된 실선 전달동력의 비로부터 다음과 같이 동력수정계수를 구한다.

$$\text{동력 수정계수 } C_P = \frac{P_{Dt}}{P_{Ds}}$$

또한 시운전시 프로펠러 회전수와 모형시험 결과로부터 해당속도에 대해 추정된 실선 전달동력의 비로부터 다음과 같이 회전수 수정계수를 구한다.

$$\text{회전수 수정계수 } C_N = \frac{n_T}{n_S}$$

또한 같은 방법으로 power-identity에 의한 회전수 수정계수를 다음과 같이 구한다.

$$\text{동력일치법에 의한 회전수 수정계수 } C_{NP} = \frac{n_{Pt}}{n_{Ps}}$$

5. 실선 시운전 자료

본 연구에 사용된 실선 속력시운전 선박은 모두 33척이고, 3척에 대해서는 경하상태와 만재상태 양쪽에서 시운전을 수행하였으므로 모두 36상태의 시운전 결과를 사용하였다. 이 배들은 모두 신조선으로서 길이 150m 이상의 단축선이며, 1983년 이후에 모형시험이 수행된 것 가운데 실선 프로펠러가 모형시험 시의 프로펠러와 동일한 경우만 택하였다.

Fig. 2에는 시운전 선박 36척에 대한 길이(홀수길이)분포, 길이-폭비 분포, 폭-평균홀수비 분포, 방형비 척계수, 형상계수의 분포를 실었다. 배의 길이는 170m 부터 320m 까지 고루 분포되어 있으나 방형비 척계수는 0.5 부근과 0.8 부근에 집중적으로 분포되어 있다.

위의 시운전 결과들을 해석하여 모형선-실선 상관관계수 $\Delta w_c, C_{Ac}, C_P, C_N, C_{NP}, C_{At}, \Delta C_{Fc}$ 들을 얻었으며, 배마다의 평균값을 계산하여 다음의 분석에 사용하였다. 여기서 ΔC_{Fc} 는 뒤의 7절에서 설명할 순수 거칠기계수에 대한 수정량이다.

6. 모형선-실선 상관계수비교

36개의 속력시운전 결과를 통계적으로 해석하기 위해 먼저 상관분석을 수행하였으며, Table 1에 그 결과로서 선형변수와 상관계수들의 평균값과 표준편차, 그리고 변수들 간의 상관치를 실었다. 여기서 상관치라 함은 통계해석에서의 상관계수를 말하며, 모형선-실선의 상관계수와는 다른 의미의 것이다.

위의 결과 가운데 C_P, C_N, C_{NP} 의 평균치와 표준편차를 1984 ITTC에서 발표한 타 수조에서의 결과와

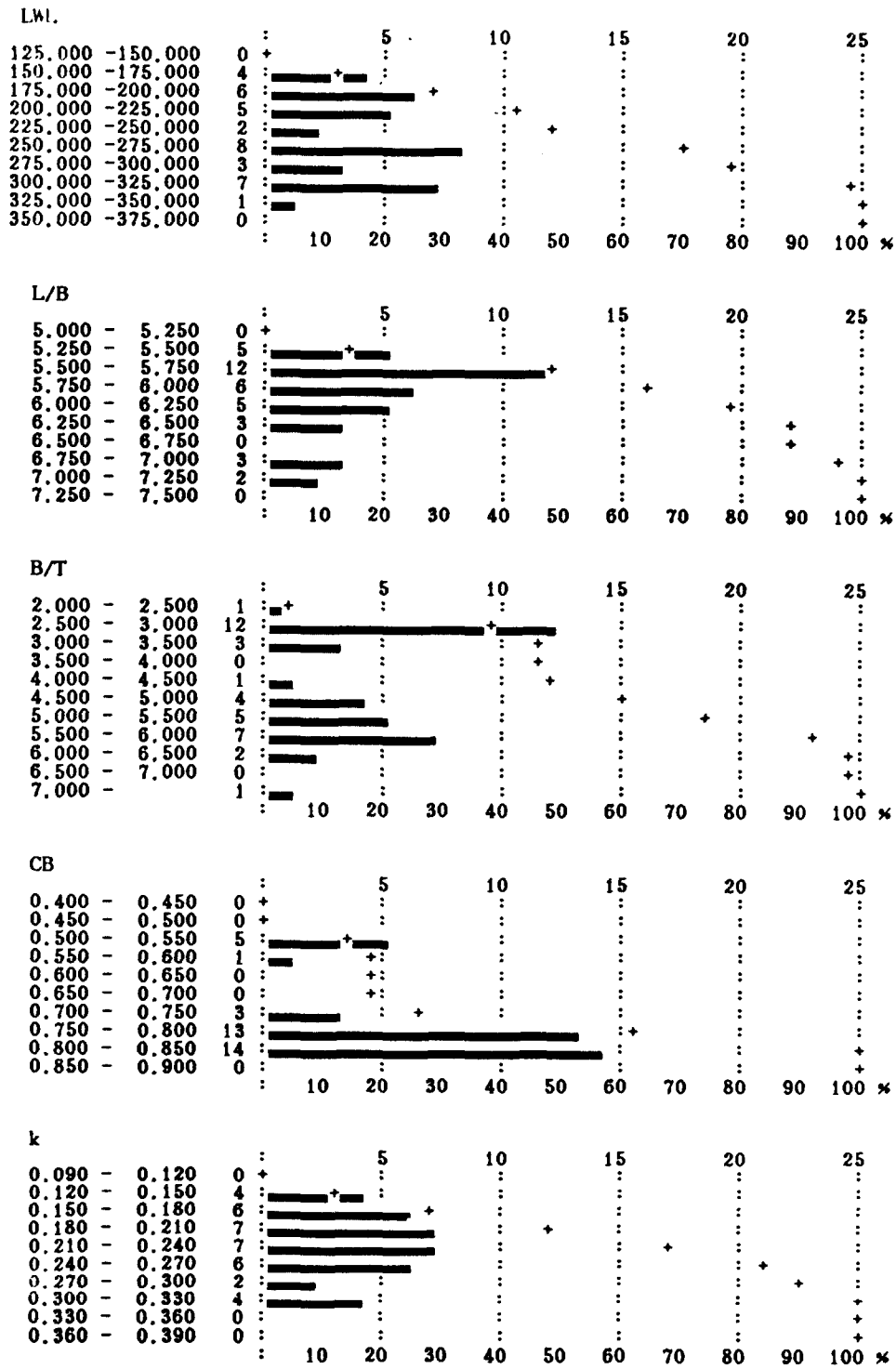


Fig.2 Histogram of hull form characteristics

비교하여 Fig. 3에 실었다. 여기서 방형비척계수가 0.7이하의 날씬한 배는 6척 뿐이므로 모두 합친 경우의 평균치로 비교하였다. 이 그림에서 볼 때 우리가 얻은 평균값은 타 수조에서의 값과 비슷한 수준이며, 표준편차는 다소 적은 것으로 나타났다. 즉 좋은 일치를 보이고 있다.

Table 1의 상관치를 볼 때 C_P 보다는 C_{AC} 가 형상계수 및 선형변수들과 상관이 큰 것을 알 수 있고, 따라서 동력의 수정을 위해서는 C_P 보다는 C_{AC} 로 수정해 주는 것이 유리함을 알 수 있다. 따라서 회전수 수정의 경우에도 C_N 이나 C_{NP} 보다는 Δw_C 로 수정해 주는 것이 낫다고 본다.

반류비 수정계수 Δw_C 와 거칠기 수정계수 C_{AC} 의 추정식을 만들기 위해서는 먼저 변수를 선정해야 하며, 이를 위해 Table 1에서 상관이 큰 변수를 찾았다. Δw_C 와 상관이 큰 선형변수는 배의 길이(상관계수:0.4496)와 형상계수(상관계수:-0.3821)이다. C_{AC} 와 상관이 큰 선형변수로는 형상계수(상관계수:0.4316) 뿐이 없다. 형상계수가 Δw_C 와 C_{AC} 의 추정식 변수로 사용된다는 것은 논리적으로도 매우 의미 있는 것이다. 현재는 무시하고 있는 형상계수에 대한 척도효과가 추가되어야 한다고 보는 점과 일치하는 것이다.

만재상태와 경하상태의 비교를 위해 상태별로 각각 16개와 20개로 나누어 각각 상관분석을 수행하였고, 그 결과는 Table 2에서 전체의 것과 함께 비교하고 있

다. 여기서 볼 때 Δw_C 와 C_{AC} 의 평균치는 만재상태와 경하상태의 값이 비슷하나, 표준편차는 만재상태가 작고, 배의 길이와 형상계수에 대한 상관치들도 만재상태의 경우가 훨씬 큼을 알 수 있다. 즉 경하상태에서의 시운전 결과가 모형시험 결과와 차이가 큰 것으로 나타났는데, 이는 홀수가 작음으로 인해 프로펠러가 물밖에 나와 작동하는 점도 하나의 이유로 판단된다. 따라서 상관계수의 회귀분석에는 선미가 뚱뚱하고 홀수에 비해 프로펠러가 커서 프로펠러가 물 밖으로 나와서 작동하는 3개 상태의 결과를 제외시켰으며 이때의 상관분석 결과도 Table 2에 함께 실려 있다. Fig. 4는 반류비 수정계수와 형상계수의 관계를, Fig. 5는 거칠기 수정계수와 형상계수의 관계를 보여주고 있다.

7. 상관수정계수 추정식 도출

앞 절에서 찾아낸 바와 같이 반류비 수정계수 Δw_C 와 상관이 큰 변수로는 배의 수선길이 L_{WL} 과 형상계수 k 가 있다. 따라서 L_{WL} 와 k 의 함수로 나타내는 Δw_C 회귀식을 만재상태와 경하상태가 함께 포함된 33개 자료로부터 다음과 같이 구해 냈다.

$$\Delta w_C = 0.000454 \cdot L_{WL} - 0.3445 \cdot k - 0.01228$$

이때의 중상관계수는 0.651이고 표준오차는

Table 1 Correlation matrix of the 12 variables with 36 trials

| L_{WL} | L/B | B/T | C_B | k | Δw_C | C_{AC} | C_P | C_N | C_{NP} | C_{AT} | ΔC_{PC} | Correlation Matrix |
|----------|---------|--------|---------|---------|--------------|----------|---------|---------|----------|----------|-----------------|--------------------|
| 1.0000 | -0.2101 | 0.1183 | 0.3706 | -0.2452 | 0.4496 | -0.1922 | 0.0379 | 0.3726 | 0.3881 | -0.5516 | -0.5190 | L_{WL} |
| | 1.0000 | 0.5594 | -0.7764 | -0.4221 | -0.0568 | -0.0708 | -0.0538 | -0.0479 | -0.0118 | 0.0052 | -0.0837 | L/B |
| | | 1.0000 | -0.5136 | -0.6388 | -0.0044 | -0.1485 | -0.1607 | -0.0697 | -0.0028 | -0.1901 | -0.2074 | B/T |
| | | | 1.0000 | 0.3280 | 0.1619 | 0.1613 | 0.2433 | 0.2216 | 0.1078 | 0.0051 | 0.0851 | C_B |
| | | | | 1.0000 | 0.3821 | 0.4316 | 0.2046 | -0.1950 | -0.3738 | 0.4762 | 0.4887 | k |
| | | | | | 1.0000 | -0.5592 | -0.0008 | 0.7847 | 0.9821 | -0.6526 | -0.6503 | Δw_C |
| | | | | | | 1.0000 | 0.8107 | 0.0493 | -0.5494 | 0.9234 | 0.9269 | C_{AC} |
| | | | | | | | 1.0000 | 0.6025 | 0.0161 | 0.6693 | 0.6667 | C_P |
| | | | | | | | | 1.0000 | 0.7989 | -0.1087 | -0.1113 | C_N |
| | | | | | | | | | 1.0000 | -0.6213 | -0.6277 | C_{NP} |
| | | | | | | | | | | 1.0000 | 0.9907 | C_{AT} |
| | | | | | | | | | | | 1.0000 | ΔC_{PC} |
| 245.57 | 5.9127 | 4.3226 | 0.7518 | 0.2139 | 0.0209 | -0.0332 | 1.0019 | 1.0068 | 1.0065 | 0.2279 | 0.1004 | Mean |
| 54.15 | 0.5214 | 1.3786 | 0.0992 | 0.0512 | 0.0510 | 0.1464 | 0.0605 | 0.0253 | 0.0197 | 0.1748 | 0.1762 | Standard Deviation |

Table 2 Comparison of correlation coefficients between various samples

| Corr. Factor | Mean | Standard Deviat. | Corr. C. for L_{WL} | Corr. C. for k | Corr. Factor | Mean | Standard Deviat. | Corr. C. for L_{WL} | Corr. C. for k |
|----------------------------------|----------|------------------|-----------------------|------------------|---|----------|------------------|-----------------------|------------------|
| All of 36 Trials | | | | | 20 Trials in Ballast Condition | | | | |
| ΔW_C | 0.02089 | 0.05099 | 0.4496 | -0.3821 | ΔW_C | 0.02340 | 0.04687 | 0.0738 | -0.3199 |
| C_{AC} | -0.03322 | 0.14643 | -0.1922 | 0.4316 | C_{AC} | -0.05760 | 0.15382 | -0.0382 | 0.3153 |
| C_P | 1.00192 | 0.06051 | 0.0379 | 0.2046 | C_P | 0.99310 | 0.06474 | -0.0281 | 0.0476 |
| C_N | 1.00683 | 0.02525 | 0.3726 | -0.1950 | C_N | 1.00615 | 0.02665 | 0.0356 | -0.2075 |
| C_{NP} | 1.00650 | 0.01970 | 0.3881 | -0.3738 | C_{NP} | 1.00765 | 0.02045 | 0.0270 | -0.3344 |
| C_T | 0.22786 | 0.17479 | -0.5516 | 0.4762 | C_T | 0.19790 | 0.16913 | -0.3822 | 0.3412 |
| ΔC_{FC} | 0.10036 | 0.17620 | -0.5190 | 0.4887 | ΔC_{FC} | 0.06605 | 0.16926 | -0.2915 | 0.3082 |
| 16 Trials in Full Load Condition | | | | | All of 33 Trials without Large Propellers | | | | |
| ΔW_C | 0.01775 | 0.05715 | 0.7289 | -0.6505 | ΔW_C | 0.02548 | 0.05030 | 0.5505 | -0.4435 |
| C_{AC} | -0.00275 | 0.13521 | -0.3495 | 0.5884 | C_{AC} | -0.05182 | 0.13729 | -0.2544 | 0.5010 |
| C_P | 1.01294 | 0.05479 | 0.1307 | 0.2681 | C_P | 0.99661 | 0.06000 | 0.0515 | 0.2009 |
| C_N | 1.00769 | 0.02421 | 0.7317 | -0.4213 | C_N | 1.00739 | 0.02623 | 0.4253 | -0.2258 |
| C_{NP} | 1.00506 | 0.01930 | 0.7466 | -0.6134 | C_{NP} | 1.00855 | 0.01904 | 0.5030 | -0.4523 |
| C_T | 0.26531 | 0.17990 | -0.7083 | 0.6627 | C_T | 0.20961 | 0.16939 | -0.6049 | 0.4983 |
| ΔC_{FC} | 0.14325 | 0.18061 | -0.7258 | 0.6972 | ΔC_{FC} | 0.08082 | 0.16994 | -0.5866 | 0.5274 |

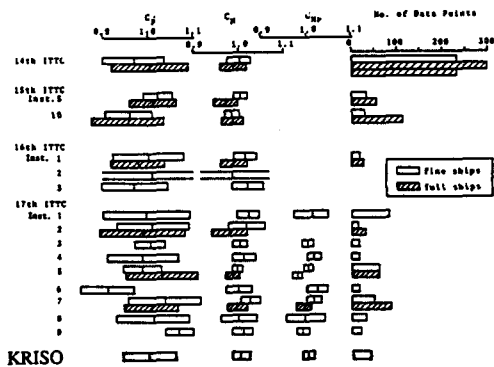


Fig.3 Comparison of C_P , C_N and C_{NP} with another towing tanks

0.0394이며, 추정치의 실제치와의 관계는 Fig.6에 있었다.

또한 앞 절에서 찾아낸 바와 같이 거칠기 수정계수 C_{AC} 와 상관이 큰 변수는 형상계수 k 이다. 따라서 k 의 함수로 나타내는 C_{AC} 회귀식을 만재상태와 경하상태가 함께 포함된 33개 자료로부터 다음과 같이 구해 냈다.

$$\Delta C_{AC} = 1.328 \cdot k - 0.3359$$

이때의 중상관계수는 0.501이고 표준오차는 0.120

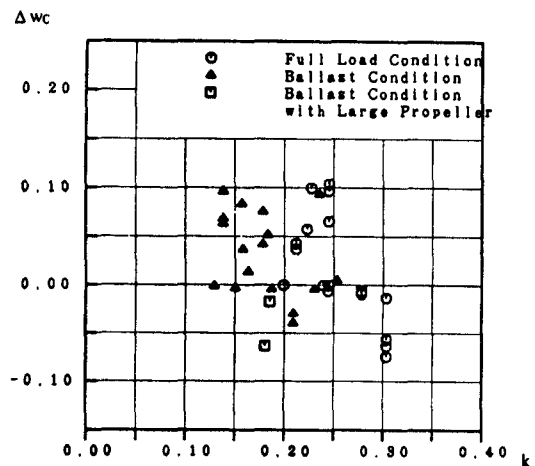


Fig.4 Variation of ΔW_C with k

이며, 추정치의 실제치와의 관계는 Fig.7에 있었다.

8. 새로운 저항 수정식 도출

B. S. Bowden 등은 1973년 ITTC 모형선-실선 상관곡선을 이용한 2차원 해석법에 대한 거칠기 계수식을 발표한 후, 그 이듬해 같은 자료를 이용하여 3차원

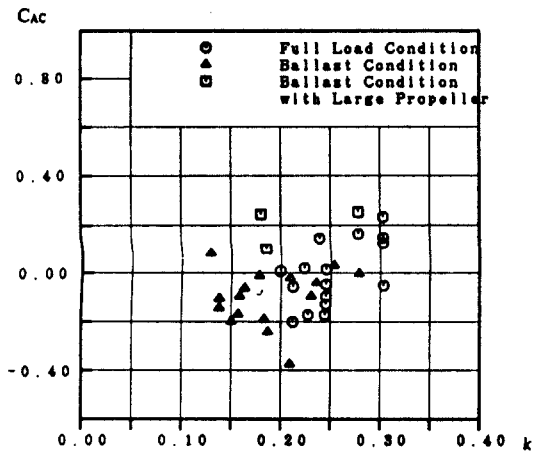


Fig.5 Variation of CAC with k

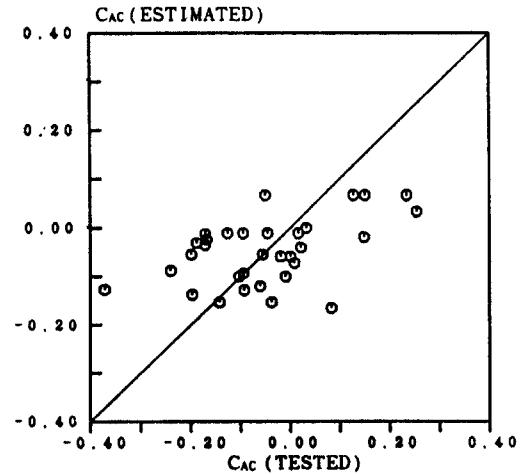


Fig.7 Correlation of CAC between tested and estimated values

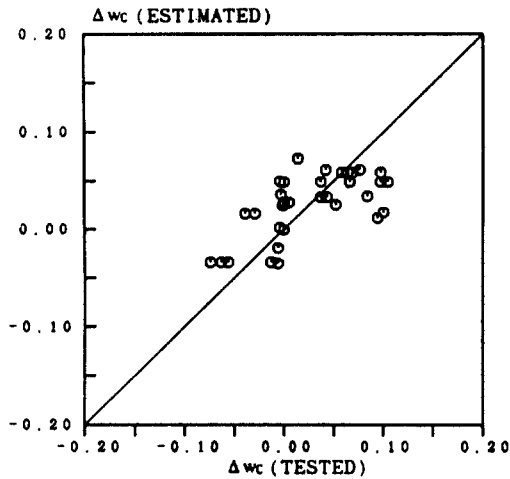


Fig.6 Correlation of Δwc between tested and estimated values

해석법에 대한 식을 발표하였다[9]. 이 3차원 해석법에 대한 식은 1978년 ITTC 해석법에 채택되었는데, 이는 비록 10척이라는 적은 수의 자료로부터 구한 식이지만 모두 추력과 거칠기를 정밀하게 계측한 정확한 자료이었다.

R. L. Townsin 등은 1984년 4가지 선형에 대해 표면거칠기로 인한 저항증가를 계산하고 이를 평균화

여 순수 거칠기계수를 다음과 같이 발표하였다[13].

$$\Delta C_F = \left[44 \cdot \left\{ \left(\frac{AHR}{L} \right)^{1/3} - 10 \cdot R_n^{-1/3} \right\} + 0.125 \right] \cdot 10^{-3}$$

여기서 AHR은 average hull roughness로서 ITTC 해석법에서 사용하는 k_s 와 같은 의미로 볼 수 있다. 1990년 Townsin은 위의 식을 기존 ITTC의 C_A 식에 대신할 것을 제안하고[14], 곧 이어 1990년 ITTC에서는 위의 식을 채택하여 저항계수에 대한 앞으로의 모형선-실선 상관계수 개발의 기반을 삼기로 하였다[8]. 즉 이제까지 사용한 Bowden의 거칠기계수 C_A 대신에 Townsin의 순수 거칠기계수 ΔC_F 를 사용하기로 하고 그 차이인 $(C_A - \Delta C_F)$ 는 거칠기 이외의 척도효과로 보고 이에 대한 식은 앞으로 찾아나가기로 한 것이다. 따라서 여기서는 Townsin의 거칠기계수를 적용한 경우의 저항수정량 $\Delta C_{Fc} (= C_A - \Delta C_F)$ 을 수식화하고자 한다.

실선 속력시운전 결과로부터 얻는 저항수정계수 ΔC_{Fc} 는 시운전시 전저항계수 C_{Tt} 와 모형시험 결과로부터 얻은 속도에 해당되는 전저항계수 C_{Ts} 의 차이로부터 구했다. 이때의 C_{Ts} 는 Townsin의 거칠기계수를 포함시킨 값이다. Table 1에서 보는 바와 같이 이 ΔC_{Fc} 와 상관이 큰 변수로는 배의 길이 L_{WL} 과 형상계수 k 뿐이다. 따라서 L_{WL} 와 k 의 함수로 나타내는 저항

수정계수 ΔC_{Fc} 의 회귀식을 다음과 같이 구해 냈다.

$$\Delta C_{Fc} = -0.00160 \cdot L_{WL} - 1.426 \cdot k + 0.1690$$

이때의 중상관계수는 0.726이고 표준오차는 0.121이며, 추정치의 실제치와의 관계는 Fig.8에 실었다.

9. 결론

- (1) 선박해양공학연구센터 예인수조에서 실시한 ITTC 1978 해석법에 의한 모형시험 결과와 실선 속력시운전 결과를 이용하여 모형선-실선 상관해석을 수행하였다.
- (2) 모형시험 해석법, 실선 속력시운전 해석법, 모형선-실선 상관 해석법을 정립하였다.
- (3) 36개의 시운전 결과와 해당 모형시험 결과로부터 동력수정계수 C_P , 회전수수정계수 C_N , 동력일치법에 의한 회전수수정계수 C_{NP} 에 대해 다음과 같이 평균치와 표준편차를 얻었다.
 C_P 평균치: 1.0019 표준편차: 0.0605
 C_N 평균치: 1.0068 표준편차: 0.0253
 C_{NP} 평균치: 1.0065 표준편차: 0.0197
- (4) 33개의 시운전 결과와 해당 모형시험 결과로부터 반류비수정계수 Δw_c 와 거칠기수정계수 C_{Ac} 에 대해 다음과 같은 회귀식을 얻었다.

$$\Delta w_c = 0.000454 \cdot L_{WL} - 0.3445 \cdot k - 0.01228$$

$$\Delta C_{Ac} = 1.328 \cdot k - 0.3359$$

- (4) 33개의 시운전 결과와 해당 모형시험 결과로부터 순수 거칠기만을 고려한 저항 수정계수 ΔC_{Fc} 에 대해 다음과 같은 회귀식을 얻었다.

$$\Delta C_{Fc} = -0.00160 \cdot L_{WL} - 1.426 \cdot k + 0.1690$$

후 기

필자들은 오래 전부터 모형선-실선 상관에 대한 연구의 필요성을 느껴 왔으나 자료가 쌓이길 기다려 이제야 첫 연구결과를 발표하게 되었다. 미심쩍은 자료까지 모두 포함시켰음에도 불구하고 상관 정도가 좋았으며, 상관계수들이 형상계수와 관련이 큼을 찾아낼 수 있었던 점에 대해 먼저 많은 관련자들에게 감사를 드린다. 이 연구의 수행에 있어서 두번째 저자가 과학재단의 지원으로 해외 Post-Doc. 연수를 통해 얻은 지식과 자료가 큰 힘이 되었다. 과학재단과 영국 뉴카슬 대학의 R. L. Townsin 교수께 감사를 드린다.

참 고 문 헌

- [1] Abell, W.S., The Papers of William Froude 1810~1879 - A Memoir of William Froude, The Institution of Naval Architects, London, 1955.
- [2] Froude, W., On Experiments with H.M.S. Greyhound, *Transaction of the Institution of Naval Architects* Vol.15, 1874.
- [3] Froude, R.E., A Description of a Method of Investigation for Screw Propeller Efficiency, *Trans. I.N.A.* Vol.24, 1888.
- [4] Report of the Performance Committee, Proceedings of 15th ITTC, Hauge, 1978.
- [5] Report of the Performance Committee, Proceedings of 16th ITTC, Leningrad, 1981.
- [6] Report of the Performance Committee, Proceedings of 17th ITTC, Goteborg, 1984.
- [7] Report of the Performance Committee, Proceedings of 18th ITTC, Kobe, 1987.
- [8] Report of the Performance Committee, Proceedings of 19th ITTC, Madrid, 1990.

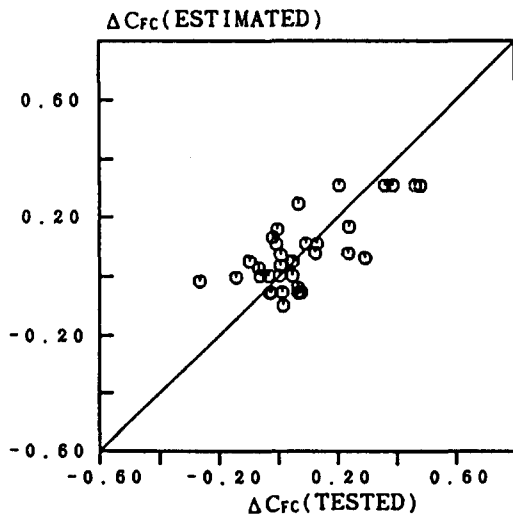


Fig.8 Correlation of ΔC_{Fc} between tested and estimated values

- [9] Bowden, B.S., Davison, N.J., Resistance Increments due to Hull Roughness Associated with Form Factor Extrapolation Methods, NPL Report Ship TM 380, 1974.
- [10] Taniguchi, K., Tamura, K., On a New Method of Correlation for Wind Resistance Relating to the Analysis of Speed Trial Results, Appendix 11 of the Performance Session, Proceedings of 11th ITTC, Tokyo, 1966.
- [11] 일본관사조선협회, 조선설계편람-제3편 6장 저항 및 추진, 해문당, 1976년. (일본어)
- [12] 양승일, 김은찬 외, 실선의 추진성능 해석기법에 관한 연구, 한국기계연구소 보고서 UCN 105-179.D, 1982.
- [13] Townsin, R.L., Medhurst, J.S., Hamlin, N.A., Sedat, R.D., Progress in Calculating the Resistance of Ships with Homogeneous or Distributed Roughness, Proceedings of Centenary Conference on Marine Propulsion, North East Coast Institution of Engineers & Shipbuilders, Newcastle upon Tyne, 1984.
- [14] Townsin, R.L., The ITTC Correlation Allowance : The Evidence Re-Examined and Supplemented, Proceedings of Marine Roughness and Drag, *The Royal Institution of Naval Architects*, London, 1990.