
 論 文

大韓造船學會誌
 第24卷 第2號 1987年 6月
 Journal of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 24, No. 2, June 1987

선박의 항주자세와 저항성분에 관한 실험적 연구

반 석 호* · 김 효 철**

An Experimental Study on Hull Attitude and Resistance
Components of a Ship

by

Suakho Van* · Hyochul Kim**

Abstract

A Series 60, $C_b=0.60$ model was tested in the towing tank of Seoul National University. Total resistance, hull attitude, wake distributions and wave patterns were measured at FR condition (free trim and sinkage) and FX condition (fixed trim and sinkage).

From the measured data, frictional, residual, viscous and wave pattern resistance components were evaluated and compared.

It is found that the changes in wetted surface area should be considered in predictions of frictional resistances, and can be easily found from hydrostatic data and measured mean sinkages without additional tests.

Applications of the concept to the geosim tests of Series 60, Wigley, Lucy Ashton models show that the conventional extrapolation method can be improved considerably.

I. 서 론

정수중을 진행하는 선박이 받는 전체 저항은 여러가지 원인에 기인하는 저항 성분들로 이루어져 있으며, 현재까지도 실선의 저항은 모형선의 실험 결과로부터 추정하고 있다.

실선 저항의 정확한 추정을 위해서는 각 저항 성분들의 경량적, 정성적 평가 및 이해가 필요하다. 선박의 전체 저항을 성분별로 나누고 이로부터 실선의 저항을 추정하려는 시도는 W. Froude에 의해 처음으로 시작되었다[1]. Schoenherr[2], Hughes[3] 등은 Froude의 마찰저항 추정식을 개선하였으며 상사 모형선 시험을 이용하는 방법과 선박의 3차원 형상으로 인한 수정계

수인 형상 계수를 도입한 실선저항 추정방법이 각각 Telfer[4], Hughes[5]에 의하여 이루어졌다.

1957년 국제선형시험수조회의(ITTC; International Towing Tank Conference)는 1957 ITTC 모형선·실선상관 곡선을 실선저항 추정의 기준으로 택하였으며 [6, 7] 1978년에는 “1978 단추진기선의 성능추정방법”(1978 ITTC Performance Prediction Method for Single Screw Ships)을 제안하여 잠정적인 저항 추정의 표준으로 정한 바 있다[8]. 이러한 Froude의 가정을 바탕으로 하는 현행의 실선저항 추정법에서는 정지 상태의 침수 표면적을 기준으로 하고 있어 항주중 자세 변화와 이에 따른 침수 표면적 변화가 고려되지 않고 있다. 그러나 Froude의 가정이나 이론 계산에서 사용하는 바와 같이 침하 및 트림이 허용되지 않도록 구속된 상태

접수일자: 1987년 2월 5일, 재접수일자: 1987년 4월 6일

* 정회원, 한국기계연구소

** 정회원, 서울대학교 조선공학과

(FX상태)에서 계측된 저항값은 항주중 침하 및 트림이 자유롭게 허용되는 상태(FR상태)에서 계측된 저항값과 상당한 차이를 나타내게 된다. 이러한 차이는 항주 자세 변화와 이에 따른 저항 성분의 변화로 설명되어야 한다. 즉 Froude 방법에서는 그 차이가 마찰 저항과 잉여저항의 변화로 설명되어야 하며 Hughes 방법에서는 마찰저항, 형상저항, 조파저항의 변화로 설명되어야 한다. 또한 총괄 계측법에 의하여 저항 성분을 계측할 때는 점성 저항과 파형 저항의 변화로 항주 자세의 변화로 인한 저항 변화가 설명되어야 한다. 여기서 항주 자세의 변화로 인해서 마찰저항 또는 점성저항에 변화가 생기는 가장 큰 요인은 침수 표면적의 변화에 있으며 잉여저항 또는 조파저항의 변화를 일으키는 가장 큰 요인으로서는 그들에 포함되어 있는 파형저항의 변화를 생각할 수 있다. 이를 확인하기 위하여 FR상태와 FX상태의 실험 결과들을 비교 검토하여, FR상태에서 침하로 인한 침수 표면적 증가에 해당하는 마찰 저항의 증가량이 무시될 수 없을 만큼 큰 양이며 여기에 형상 계수를 고려하여 준 값은 두상태 사이의 점성 저항 차이의 대부분이 됨을 확인하였으며 마찰 저항 성분의 증가량은 저항 시험시 계측된 침하와 트림으로부터 간단히 평가될 수 있음을 보였다. 또한 파형저항 값은 FR 상태일때가 FX 상태일때 보다 큰 값을 보이며 이 차이와 마찰저항 성분의 증가량을 합쳐준 양이 두상태 사이의 전 저항 차이와 근사적으로 같아짐을 알 수 있었다. 이러한 사실은 침수표면적의 변화를 고려하여야만 마찰저항 성분과 이에 따른 잉여저항 또는 조파저항 성분을 올바르게 평가할 수 있음을 뜻한다. 따라서 침수 표면적의 변화가 무시된 현행의 실선 저항 추정법에서는 Froude number만의 함수라고 가정할 잉여저항 또는 조파저항 성분중에 Reynolds number의 함수인 마찰 저항 성분 증가량이 침수 표면적 증가에 대응되는 양만큼 포함되는 모순이 내포되어 있으며 이로 인해 마찰 저항은 실제보다 과소 평가되고 잉여저항 또는 조파저항은 실제보다 과대 평가되고 있다. 이러한 모순을 제거하기 위하여 모형선 실험 결과를 실선으로 확장하는 과정에서 침수 표면적 변화로 인한 마찰 저항 증가량을 고려해 주는 방법을 제안하였으며 이를 Series 60 선형 및 Wigley 선형의 상사 모형선 실험결과 그리고 Lucy Ashton 선형의 상사 모형선 실험 및 실선시험 결과에 적용하여 현행의 실선저항 추정 방법과 비교함으로써 본 방법이 종래의 방법에 비해서 실선저항의 추정정도를 향상시킬 수 있음을 입증하였다.

II. 모형시험 및 결과

본 연구에서는 항주자세 변화와 저항 성분과의 관계를 알아보기 위하여 침하와 트림이 구속된 상태와 자유로운 상태에 대해서 ITTC의 저항 시험에 관한 표준 모형선인 Series 60 ($C_B=0.60$, 4210W)을 연구의 대상으로 하여 전저항 계측, 파형계측, 선측파형계측, 반류계측 실험을 수행하였다. 계수중 저항 시험은 FR 상태에서는 전저항, 선수 선미에서의 수직 상하변위 그리고 선측파형을 동시에 계측하므로써 항주자세 변화와 그에 따른 침수표면적 변화를 구하였고, FX 상태에서는 항주중 선체에 작용하는 수직 방향력과 트림모우먼트를 동시에 계측하였다. FR 상태와 FX 상태에서의 저항곡선을 비교해 보면 골(hollow) 및 봉우리(hump)가 나타나는 속도와 저항 곡선의 경향은 크게 달라지지 않았으나 전반적으로 FR 상태일때가 FX 상태일때보다 큰 값을 나타내고 있다.

파형계측 실험에서는 longitudinal cut method를 사용하였으며 이 경우 파고 계측위치에 따라 극부파의 영향, 수조 벽으로부터의 반사파의 영향, 파형 계측이 가능한 구간등이 달라지게 되므로 파형 저항값에 차이가 생기게 된다. 올바른 저항값을 제시할 수 있는 계측 위치를 확인하기 위해 비교적 안정된 파형저항 값을 준다고 생각되는 $Y/L_{pp}=0.179, 0.35, 0.50$ 의 3곳을 계측 위치로 택하였고 항주 자세 변화와 파형 저항과의 관계를 알아보기 위해 FR 상태, FX 상태에서 파형 계측을 하였다. Maruo[9], Ward and Hooff[10], Kim and Michelson[11]은 계측 위치를 바꾸어가며 파형 저항을 구하여 계측위치의 합리적 선정에 필요한 지식을 얻고자 하였으나 논리적으로 명확한 계측위치를 결정하지는 못했다. 파형계측의 적절한 범위는 선형이나 선속, 수조의 폭등에 따라 차이가 나타나게 되므로 일반적인 결론을 도출하기에는 실험양이 충분치 못한 점은 있으나 Series 60 선형의 파형해석 결과를 바탕으로 하던 잠정적으로 $0.30 < Y/L_{pp} < 0.50$ 범위내 여러곳에 계측 위치를 선정하여 파형저항을 구하고 그들의 평균치를 택하여 사용하는 것이 바람직하다고 판단된다.

1957 ITTC 모형선 · 실선상관 곡선과 저속역에서의 실험결과를 써서 Prohaska[12]의 방법으로 형상계수 ($k=0.09$)를 구하고 이를 사용하여 구한 조파저항 값과 파형저항 값을 비교하면 두상태 모두 파형저항 보다 조파저항이 약간씩 큰 값을 가지며 정성적인 특성은 일치한다. 한편 Fig. 1에서는 FR 상태와 FX 상태의 파

형저항의 차이를 나타내는($C_{wpFR}-C_{wpFX}$) 곡선과 두 상태 사이의 점저항의 차이를 나타내는($C_{IFR}-C_{IFX}$) 곡선을 비교하였다. 이로부터 두 상태 사이의 저항의 차이는 파형저항 차이만으로는 설명되지 않으며 마찰저항 또는 점성저항의 차이가 함께 고려되어야 함을 알 수 있다.

점성저항을 구하기 위한 반류계측 실험에서는 Pitot tubes를 사용하여 반류를 계측하였으며 중심선에서 양쪽으로 2.5 cm 간격으로 5개의 tubes를 배열하고 그보다 바깥에서는 5 cm 간격으로 4개의 tubes를 배열하여 전체폭이 65 cm가 되어 예상되는 반류영역의 폭보다 큰 폭을 갖는 Pitot rake를 제작하였다. 정수면 밑으로 2.5 cm 떨어진 곳으로부터 2.5 cm씩 깊이를 변경시켜 가면서 반류의 영향이 나타나지 않는 곳까지 반류 계측을 하였다. 반류계측면은 선체 중앙으로부터 $0.9L_{pp}$ 만큼 떨어진 곳에 설정하였으며 FR 상태와 FX 상태일때 수면의 변화를 계측한 결과는 두 상태에 따라 큰 차이가 없고 반류 영역내에서는 transverse wave의 영향을 받는 것으로 나타났으며, 실제 점성저항 계산에서는 수면변화의 평균치를 택해서 각 근사식들의 적분상한으로 사용하였다. 점성저항 성분은 전압력 수두를 써서 표시하면 다음과 같이 구해진다.

$$R_v = \int_w [(H_0 - H) + \frac{1}{2}\rho((u_1 - u) \times (u_1 - u - 2U_0) - v_1^2 - w_1^2)] dS \quad (1)$$

(1)식에서 알 수 있듯이 점성 저항은 반류영역 내에서

Table 1 Comparison of viscous resistance coefficients from wake survey

(a) C_v at free condition($\times 10^3$)

Fn	Baba	Kang	Maruo	Betz-Tulin	Jones
0.25	1*	3.811	3.609	3.615	3.630
	2*	4.162	3.938	3.946	3.961
0.30	1	4.551	4.272	4.340	4.401
	2	3.965	3.742	3.783	3.841

(b) C_v at fixed condition($\times 10^3$)

Fn	Baba	Kang	Maruo	Betz-Tulin	Jones
0.25	1	3.769	3.556	3.540	4.558
	2	4.075	3.840	3.825	3.843
0.30	1	4.378	4.092	4.137	4.183
	2	3.822	3.591	3.615	3.661

1*: W/O Surface elevation correction

2*: W/T Surface elevation correction

Table 2 Comparison of C_v with $C_f(1+k) \times \Delta S/S_0$ between FR and FX condition (resistance coefficients $\times 10^3$)

Fn	0.25	0.30
$C_{vFR}1^*$	3.699	3.592
C_{vFX}	3.590	3.424
C_f	3.480	3.364
$\Delta S/S_0$ (%)	2.56	4.08
$C_f(1+k) \times \Delta S/S_0$	0.097	0.150
$C_{vFR}-C_{vFX}$	0.109	0.168
$\frac{C_f(1+k) \times \Delta S/S_0}{C_{vFR}-C_{vFX}}$ (%)	88.18	89.05

1*: By Betz-Tulin's approximation

의 전압력과 정압력을 계측하고 이를 적분함으로써 구해진다. 그러나 반류영역 밖에서의 potential 유동이 반류영역내까지 계속된다고 가정할 가상의 속도성분 u_1 , v_1 , w_1 은 정압력과 전압력의 계측으로서는 구할 수가 없으므로 u_1 은 적절한 가정을 통해 평가하고 v_1 및 w_1 은 통상 무시하여 (I)식을 간이화 한 근사식을 사용하여 점성 저항을 구하게 된다. Table 1에서는 Baba[13], Kang[14], Maruo[15], Betz-Tulin[16, 17], Jones[18]의 근사식을 써서 계산한 점성저항 값을 비교하였다. 정압력을 고려하지 않고 전압력 손실만으로 계산되는 Baba의 근사식을 사용하는 경우 5% 정도 큰 값을 주고 있으며 나머지 식들은 거의 비슷한 결과를 주며 계측위치에서의 수면의 변화를 고려하였을때 점성 저항의 결과에 10% 정도 차이가 나타나고 있다. 따라서 점성저항 계산에서는 비교적 논리가 정연한 Betz-Tulin 또는 Jones의 식을 사용하는 것이 무난하며 자유수면의 정확한 계측 및 이의 적절한 고려가 보다 더 중요하다. FR 상태와 FX 상태에서 계측된 값을 Betz-Tulin의 식으로 처리하여 얻은 점성저항과 항주중 침수 표면적 증가에 따른 마찰저항 증가와 비교해 볼때 (Table 2) 마찰저항의 증가량이 두상태 사이의 점성저항 차이의 대부분을 이루고 있다. 제한된 실험 결과이긴 하지만 이로부터 FR 상태와 FX 상태의 점성 저항의 차이는 침수표면적 증가와 형상계수를 고려한 마찰 저항 증가량과 근사적으로 동일함을 알 수 있다.

III. 항주자세와 저항성분

선박이 정수중에서 항주하게 되면 선체주위의 유체 유동이 변화하게 되어 압력분포가 정지 상태와는 달라지게 된다. 이에 따라 선박은 전체적으로 가라앉거나

더오르게 되며 또한 트림이 발생하게 되므로 항주자세가 변하게 된다. 이러한 항주자세 변화는 선박의 물속에 잠긴부분의 기하학적 형상이 변하게 된 것과 같은 효과를 갖게 되므로 침수표면적 변화, 수선면적 및 형태의 변화등이 생기게 되며 이로 인하여 파형의 변화, 점성유동등의 변화가 생기게 되어 저항성분도 변화하게 된다. 선박의 정수중에서의 항주자세 변화에 관련하여 Havelock[19,20], Horn[21], Yeung[22], Hong[23], Ferguson[24] 등의 연구결과가 있으나 항주자세와 저항성분과의 관계규명은 이루어지지 못하고 있는 형편이다. 따라서 선박의 항주자세가 자유롭게 허용된 상태와 구속된 상태에서 구해진 실험결과의 분석 및 평가로부터 항주자세 변화와 저항 성분과의 관계를 알아 보고 항주자세의 변화를 고려한 실선저항추정 방법을 제안하고자 하였다.

FR 상태에서 사진 관독으로 얻어진 선측파형을 배의 길이 방향으로 적분하여 침수표면적의 변화를 구하였으며 평균침하에 대응하는 침수표면적의 변화량을 배수량등 제특성 계산표로부터 구한 결과와 비교하였다. 평균침하에 대응되는 침수표면적의 변화와 트림을 고려했을 때의 침수표면적의 변화를 Table 3에 비교하였는바 트림으로 인한 침수표면적 변화는 크지 않았다. 또한 선측파형을 고려하여 구한 실제 침수표면적의 변화는 평균침하만을 고려한 침수표면적 변화와 거의 같은 값이 되므로 공학적 목적으로는 평균침하로 인한 침수표면적 변화만을 고려하여도 실제 침수표면적 변화를 근사적으로 나타낼 수 있다.

침수표면적 증가를 ΔS , 정지상태에서의 침수표면적을 S_0 라 할때 이에 따르는 마찰저항 증가량 ΔC_f 는

$$\Delta C_f \approx \Delta S / S_0 \times C_f \tag{2}$$

로 표시되며 두상태사이의 형상계수는 일정하다고 가정하면 FR 상태에서 침수 표면적 증가에 대응되는 마찰저항과 형상저항의 증가량은 (3)식으로 근사된다.

$$\Delta S / S_0 \times C_f \times (1+k) \tag{3}$$

Fig. 1에는 $(C_{IFR} - C_{IFX})$, $(C_{w\beta FR} - C_{w\beta FX})$ 와 함께 (3)식으로 표시된 침수표면적 증가에 따른 마찰저항과 형상저항의 증가량을 비교하였으며 이는 두상태 사이의 파형저항의 차이인 $(C_{w\beta FR} - C_{w\beta FX})$ 와 같은 order이며 무시할 수 있을만큼 작은양이 아니다.

한편 항주자세가 변화하게 되면 수면하의 선체 형상이 바뀌게 되므로 형상계수 k 가 변하게 될 것이다. 이러한 사실을 확인하기 위하여 Schoenherr 곡선을 사용하여 시험상태에서의 C_f 값과 $(C_i - C_{w\beta})$ 값의 상관관계를 Fig. 2에 도시하였다. 형상계수가 일정한 경우에는

Table 3 Increment of wetted surface area (unit; m²)

Fn	1*	2*	3*
0.16	1.976	1.978	1.978
0.18	1.979	1.981	1.981
0.20	—	1.987	1.987
0.22	1.988	1.994	1.993
0.24	2.004	2.000	1.999
0.25	2.003	2.006	2.006
0.26	—	2.011	2.011
0.28	2.015	2.024	2.024
0.30	2.025	2.036	2.036
0.32	—	2.048	2.048
0.34	2.053	2.062	2.062
0.35	—	2.076	2.075

- 1*; with wave profile
- 2*; with sinkage and trim
- 3*; with mean sinkage

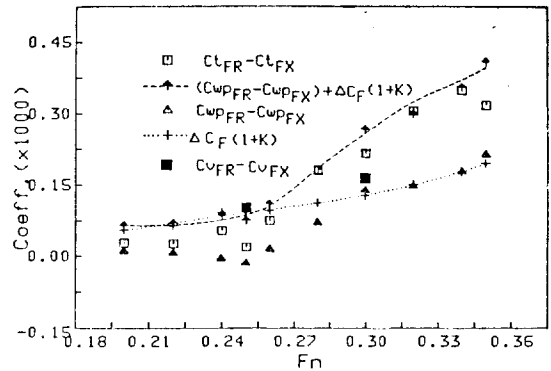


Fig. 1 Difference of resistance coefficients between free and fixed conditions

계측점들은 형상 계수를 기울기로 갖는 직선으로 나타내게 된다. 그런데 Fig. 2의 위의 그림에서 알 수 있듯이 FX 상태에서 계측된 결과들은 $k=0.14$ 인 직선보다 작은 기울기를 갖는 직선 근처에 분포하고 있다. 한편 FR 상태에서 계측된 점들을 보면 FX 상태보다 좀더 작은 기울기를 갖는 직선 근처에 분포하고 있다. 그런데 앞에서 언급한 바와 같이 항주중의 침수표면적은 정지된 상태와 다르므로 이에 대응되는 마찰저항 증가량을 고려하여 주면 Fig. 2의 아래 그림과 같이 되어 기울기의 차이는 다소 있으나 상관관계는 개선되고 있다. Hughes의 가정에 따라 형상계수를 정의하기 위해서는 형상저항 성분을 정확히 평가할 수 있어야 하나 이 성분은 직접 계측하지는 못하는 값이므로 비교 목적으로

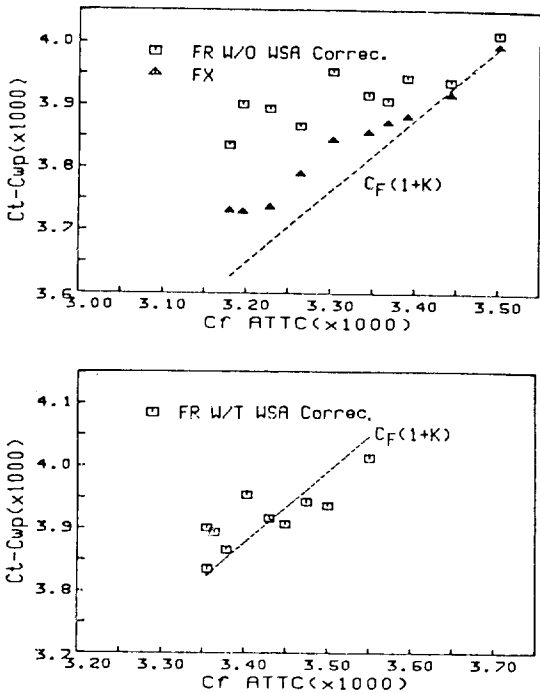


Fig. 2 Comparison of $(C_t - C_{wp})$ with frictional and form resistance

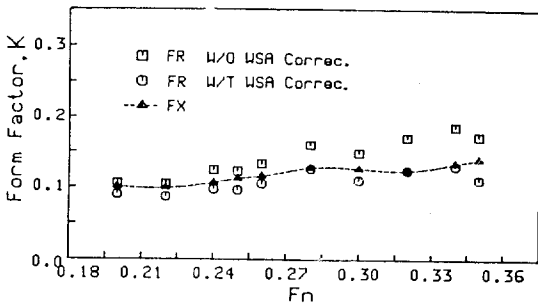


Fig. 3 Comparison of form factor between free and fixed conditions

$(C_t - C_{wp})$ 를 사용하였다. 마찬가지로 $(C_t - C_{wp})$ 를 C_f 로 나누어 줌으로써 근사적으로 형상계수를 구하면 Fig. 3이 얻어진다. 이에 따르면 형상계수는 고속이 될수록 약간씩 증가하고 있으며 FR 상태와 FX 상태에 따라 큰 차이가 있다. 그러나 여기서도 침수표면적 변화를 고려하여 주면 형상계수의 차이가 줄어들어 두 상태의 형상계수는 일정한 값으로 보는 것이 무리가 아님을 알 수 있으며, 흡수를 변화시켜가며 형상계수를 조사한 Hughes의 연구결과 [5]와도 부합된다.

한편 FR 상태와 FX 상태에서 측정된 저항의 차이는 두 상태사이에서 나타나는 마찰저항의 차이와 조파저항의 차이의 합, 또는 점성저항 차이와 파형저항의 차이의 합으로 설명되어야 한다. FR 상태와 FX 상태의 각 저항 성분들의 차이는 Fig. 1과 같다. 제한된 실험 결과이긴 하지만 두 상태에 대해서 $Fn=0.25$ 와 0.30 에서 Betz-Tulin식을 사용하여 구해진 점성저항의 차와 파형저항의 차를 합해주면 전저항의 차와 거의 같은 값이 되고 있다. 즉, (4)식의 관계가 성립한다.

$$C_{iFR} - C_{iFX} = (C_{wFR} - C_{wFX}) + (C_{vFR} - C_{vFX}) \quad (4)$$

한편 두 상태사이의 형상 계수의 변화는 무시할 수 있으므로 다음의 관계도 성립해야 한다.

$$C_{iFR} - C_{iFX} = (C_{wFR} - C_{wFX}) + (1+k) \times (C_{jFR} - C_{jFX}) \quad (5)$$

여기서 두상태 사이의 점성저항의 차이의 대부분은 형상 계수를 고려한 마찰저항의 차이로 근사할 수 있으므로 (6)식이 성립하고

$$(C_{jFR} - C_{jFX}) \times (1+k) \approx C_{vFR} - C_{vFX} \quad (6)$$

(7)식의 관계가 성립하여야 한다.

$$C_{iFR} - C_{iFX} = (C_{wFR} - C_{wFX}) + (C_{vFR} - C_{vFX}) \quad (7) \\ \approx (C_{wFR} - C_{wFX}) + (C_{jFR} - C_{jFX}) \times (1+k) \\ \approx (C_{wFR} - C_{wFX}) + (1+k) \times C_{jFX} \times (\Delta S/S_0)$$

FR 상태와 FX 상태에서 얻어진 파형저항의 차와 마찰저항의 차를 합한 것은 전저항의 차이보다 다소 크게 나타나고 있다. 그러나 이러한 오차는 $C_f(1+k)(\Delta S/S_0)$ 를 무시하는데서 오는 오차보다는 월등히 작으므로 (7)식은 공학적으로 유용하게 쓰일 수 있다.

IV. 침수 표면적 변화를 고려한 실선 저항 추정 방법

모형선의 저항 실험결과를 확장하는 방법을 Froude가 제안한 이래 마찰 저항곡선(extrapolator)이 여러차례 수정 개선되었고 Hughes에 의해서 형상영향을 고려하는 방법이 제안되었다. 그러나 항주자세 변화를 고려하고 있지 않아 침수표면적 변화에 따르는 마찰저항 변화량이 Fn 만의 함수이어야 하는 잉여저항 또는 조파저항에 포함되는 모순을 지니고 있다. Fig. 1에 나타난 바와 같이 침수표면적의 변화로 인한 마찰 저항의 변화량은 두 상태사이의 저항 차이의 반 이상이 되고 있다. 따라서 침수 표면적의 변화를 포함하여 마찰저항 성분을 평가하고 이 값을 사용하여 전 저항에서 잉여저항 또는 조파저항을 분리함으로써 보다 합리적인 실선저항 추정이 가능하게 된다. Froude 방법을 따

라 실선의 저항을 추정하는 과정은 간단히 (8)식으로 표시될 수 있다.

$$C_r(Fn) = C_{IM}(Fn, Rn) - C_{fM}(Rn)$$

$$C_{IS}(Fn, Rn) = C_{fS}(Rn) + C_r(Fn) \quad (8)$$

여기서 침수표면적 변화에 따른 마찰저항 성분의 변화량을 $\Delta C_{fM}(Rn)$ 이라하면 (8)식은 다음으로 바뀐다.

$$C_r'(Fn) = C_{IM}(Fn, Rn) - C_{fM}(Rn) - \Delta C_{fM}(Rn)$$

$$C_{IS}'(Fn, Rn) = C_{fS}(Rn) + \Delta C_{fS}(Rn) + C_r'(Fn) \quad (9)$$

(8)식과 (9)식을 비교해 보면 Froude 방법에서 구한 잉여저항계수 $C_r(Fn)$ 에는 Rn 의 함수인 마찰저항 증가량 $\Delta C_{fM}(Rn)$ 이 포함되어 있으며 결과적으로 $(\Delta C_{fM} - \Delta C_{fS})$ 만큼의 마찰저항 성분이 실선에서 과대평가 되고 있다. 또한 Hughes의 3차원 외삽법은 (10)식과 같이 하여 실선 저항을 추정하게 된다.

$$C_w(Fn) = C_{IM}(Fn, Rn) - C_{fOM}(Rn) \times (1+k)$$

$$C_{IS}(Fn, Rn) = C_{fOS}(Rn) \times (1+k) + C_w(Fn) \quad (10)$$

앞에서 살핀바와 같이 항상 계수는 자세 변화에 관계없이 거의 일정하다고 볼 수 있으므로 침수 표면적 증가에 따른 마찰저항 성분의 변화량을 ΔC_{fOM} 이라하면 (10)식은 (11)식으로 변형된다.

$$C_w'(Fn) = C_{IM}(Fn, Rn) - [C_{fOM}(Rn) + \Delta C_{fOM}(Rn)] \times (1+k) \quad (11)$$

$$C_{IS}'(Fn, Rn) = [C_{fOS}(Rn) + \Delta C_{fOS}(Rn)] \times (1+k) + C_w'(Fn)$$

여기서도 Hughes 방법으로 구해진 조파저항계수 $C_w(Fn)$ 에는 Rn 의 함수인 $\Delta C_{fOM}(Rn) \times (1+k)$ 가 포함된 채로 실선으로 확장되어 $(C_{fOM} - C_{fOS}) \times (1+k)$ 만큼 실선저항이 크게 평가되고 있다. 침수 표면적 변화를 고려한 방법과 종래의 방법을 비교하기 위해 Series 60 모

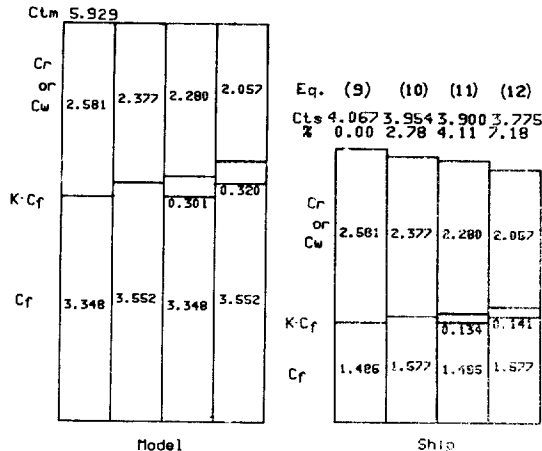


Fig. 4 Comparison of prediction methods (Fn=0.35, ΔS=6.09%)

형선의 실험 결과중 $Fn=0.35$ 일때의 저항실험결과로부터 (8), (9), (10), (11)식을 이용하여 추정된 실선저항 값을 Fig. 4에 비교하였다. 이에 의하면 침수표면적 변화에 따른 마찰저항 변화를 고려하여 주면 Froude 방법에서는 2.8%, Hughes 방법에서는 3%정도 실선저항 값에 차이를 보이고 있다. Series 60 선형보다 항주 자세의 변화가 심한 선형의 경우나 수조 크기의 제한등으로 작은 모형선을 사용하여 실선과의 축척비가 큰 경우에는 이러한 차이는 더 커질 수 있으며 실선저항 추정 과정에서 무시될 수 없는 오차의 요인이 된다.

본 방법에 따라 모형선의 실험결과로부터 실선의 저항을 추정할 예를 Fig. 5~Fig. 9에 보았다. Fig. 5는 Lucy Ashton 선형의 12 ft 모형선 실험 결과[25]로부터 실선 저항을 추정하고 실선 지운진 결과[26,27]와 비교한 것이며 Fig. 6은 같은 선형에 대해 30 ft 모형선 실험 결과로부터 추정된 값을 비교한 것이다. 실선으로 나타난 곡선이 실선에서 계측된 저항값이고, 점선은 ITTC 곡선을 사용하여 Hughes 방법으로 추정된 실선저항값이며 세선으로 표시된 곡선이 침수 표면적 변

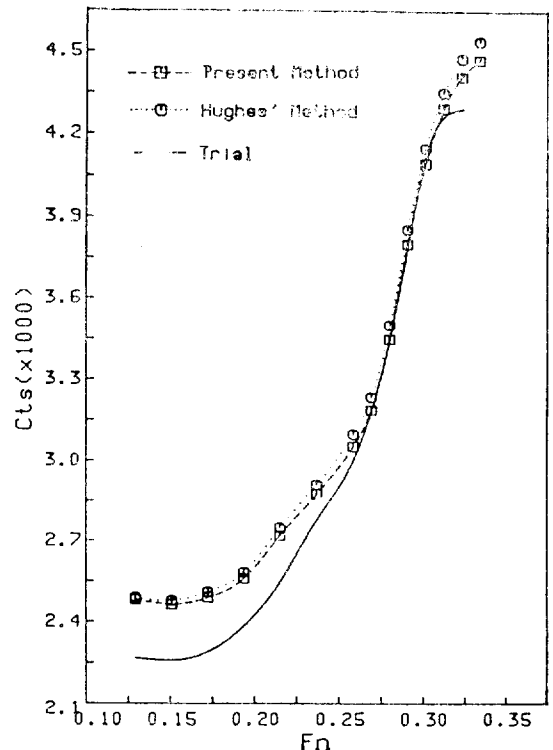


Fig. 5 Comparison of C_{IS} prediction methods on the Lucy Ashton results from 12 ft model

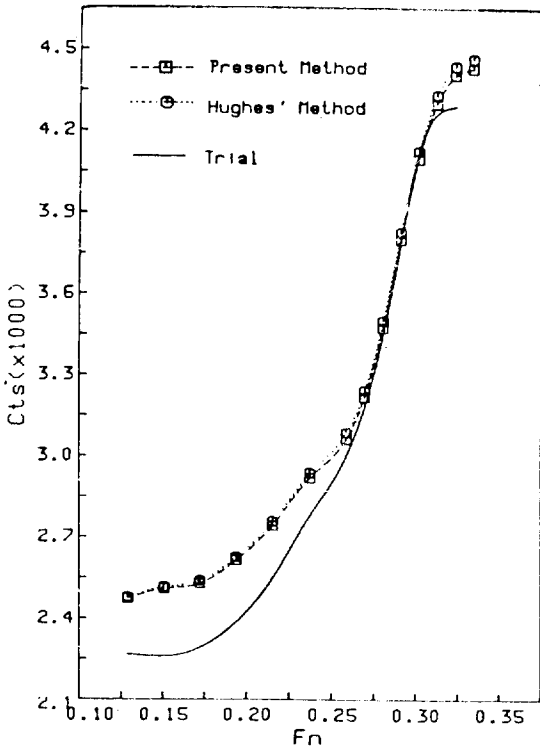


Fig. 6 Comparison of C_{ts} prediction methods on the Lucy Ashton result from 30 ft model

화를 고려하여 추정한 값이다. 두 경우 모두 모형선 실선 상관계수로서 $C_A=0.0004$ 를 사용하였다. 모형시험 결과로부터 추정된 실선 저항은 실선 제작에서 얻어진 저항과 전속도 범위에서 일치하고 있지는 못하지만 침수 표면적의 변화를 고려함으로써 실선 저항추정 정도를 보다 향상시킬 수 있게 된다. Fig. 7에는 Lucy Ashton 선형의 상사 모형선 실험결과중 12 ft 모형선의 실험결과로부터 30 ft 모형선의 저항을 추정하고 이를 30 ft 모형선의 저항 시험결과와 비교하였다. 이 경우에도 침수 표면적 변화와 이에 따른 마찰저항 증가를 고려하여 확장한 결과가 Hughes 방법에 비해 30 ft 모형선의 저항시험 결과와 더 잘맞고 있다.

Series 60, $C_B=0.60$ 의 작은 모형선의 실험 결과로부터 큰 모형선의 저항을 추정하고 이를 Fig. 8에서 큰 모형선의 실험 결과와 비교하였다. 본 실험에서 사용한 모형선 ($L_{pp}=3.387$ m)의 실험결과로부터 7 m 모형선의 저항을 추정하고 이를 7 m 모형선의 실험 결과[28]와 비교하였다. 다만 $0.29 < Fn < 0.33$ 에서 제작된 값은 모형선이 1.5W.L. 까지만 제작되었고, 이 속도 부근에서는 선수부에서 수면 상승이 1.5W.L. 위까지 나타나

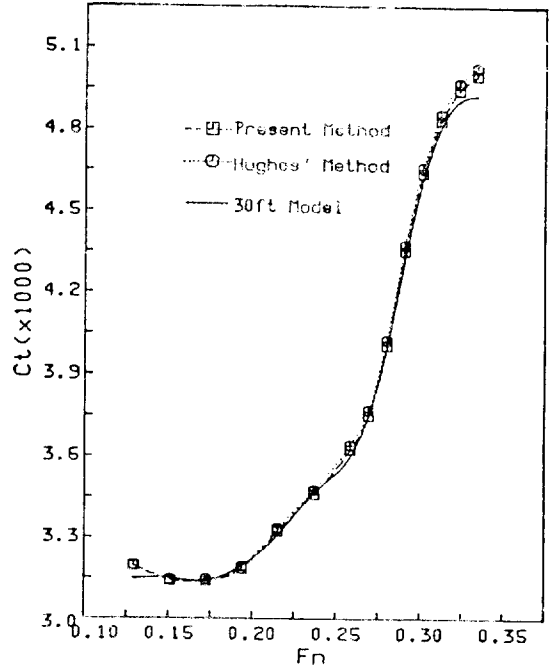


Fig. 7 Comparison of C_t prediction methods on the Lucy Ashton geosim test results from 12 ft model

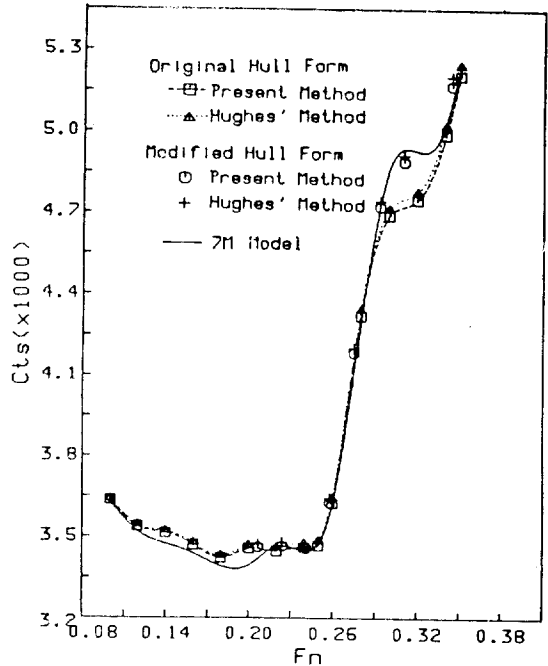


Fig. 8 Comparison of C_t prediction methods on the Series 60 model test results from 3.387 M model

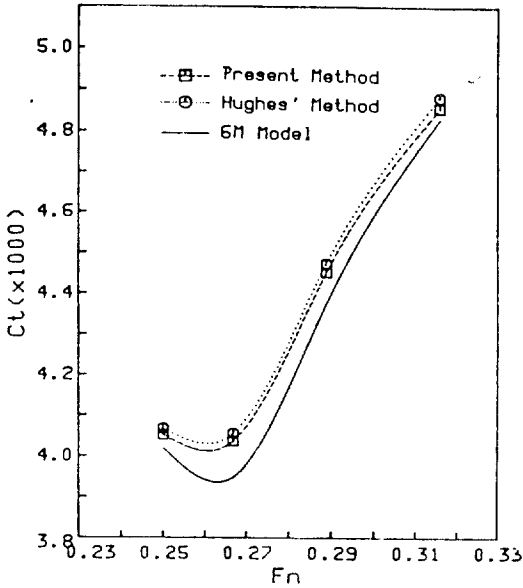


Fig. 9 Comparison of C_t prediction methods on the wigley model test results from 2.5 M model

계측치의 신뢰성이 떨어지고 있다. 따라서 이 구간에 대해서는 선수루가 완성되었고 빌지 반경만이 약간 수정된 Series 60 모형선의 실험 결과를 이용하여 7 m 모형선의 저항을 추정된 결과를 참고로 표시하였으며 침수표면적 변화를 고려한 방법이 통상의 Hughes 방법보다 전속도 범위에서 좋은 결과를 주는 것으로 판단된다. 한편 Wigley 선형의 상사 모형시험 자료[29]로부터 2.5 m 모형선의 실험결과를 6 m 모형선으로 확장하여 추정된 값과 6 m 모형선의 실제 실험결과를 Fig. 9에서 비교하였다. Wigley 모형선에 대해서도 침수표면적 변화를 고려해 주는 경우에 Hughes 방법보다 좋은 결과를 주고 있다. 이상에서 본 논문에서 제안하고 있는 방법에 따라 Series 60, Wigley, Lucy Ashton 선형에 대하여 상사모형 시험 또는 실선시험 자료등을 활용하여 저항 추정과정에서 침수 표면적 변화에 따른 마찰저항 변화를 고려해 주면 이를 고려해 주지 않는 경우보다 저항추정 정도가 높아지는 것을 확인하였다. 한편 침수표면적 변화는 침하와 트림 및 선속파형까지를 포함하는 실제의 침수표면적 변화를 사용해야 하나 앞에서 언급한 바와같이 평균 침하만을 고려함으로써도 충분한 정도를 갖게 된다. 따라서 저항시험시 계측되는 선수, 선미의 상태 변위로부터 평균 침하량을 구하고 이로부터 침수 표면적의 변화량을 쉽게 구하게 되며 이에 따른 마찰저항의 변화량을 저항추정 과정에서 고려함으로써 저항성분의 합리적 분리가 가능하게

되며 추정 정도도 향상되게 된다.

V. 결 론

모형시험 결과로부터 실선의 저항을 추정하는 방법 으로서는 Froude의 가설을 바탕으로 하여 Hughes방법, 1978 ITTC 방법등이 쓰이고 있으나 침수표면적을 항 주 속도에 관계없이 일정한 것으로 취급하고 있다. 그러나 항주중인 선박에서는 침하와 트림이 발생하게 되어 침수 표면적 및 저항성분이 변화하게 된다.

본 논문에서는 저항추정 과정에서 침수 표면적 변화 량을 고려함으로써 저항 추정의 정도향상 방법을 모색 하고자 하였으며 다음과 같은 사실들을 새로이 확인하 였다.

1. FR 상태에서는 속도 증가에 따라 시험대상 선형 의 경우 침하는 증가하고, 선수트림이 생기며 이 는 뚜렷한 골과 봉우리를 갖는 트림 곡선으로 나 타난다. 트림곡선의 골과 봉우리가 나타나는 속도 는 저항곡선의 골과 봉우리가 나타나는 속도와 일 치하며 저항 성분들과도 깊은 관계가 있다.
2. 자세변화에 따른 침수 표면적 변화는 침하와 트 림 및 선속파형을 모두 고려하여 구해야 하나, 간 단히 평균 침하만을 고려하여 구하여도 큰 차이가 없으며 형상계수 k 는 항주자세와 관계없이 일정한 값을 갖는다.
3. FR 상태의 FX 상태에서 계측되는 전저항 값의 차이는 두 상태사이의 파형저항차와 점성저항차의 합으로 표시되며 이중 점성저항차는 항주자세변화 로 인한 침수 표면적 증가에 따른 마찰 저항의 증 가량에 $(1+k)$ 를 곱해준 값으로 근사된다.
4. 현행의 실선저항 추정법에서는 침수 표면적 변화 에 따른 마찰저항 증가를 고려하지 않으므로 Rn 의 함수인 마찰저항 성분의 증가량이 Fn 만의 함수라고 가정된 잉여저항 또는 조파저항 성분에 포함되나, 이 양이 무시할 수 있을 만큼 작은 양이 아님을 확인하였다. 그러므로 모형선의 실험 결과를 실선 으로 확장하는 과정에서 침수표면적 변화에 따른 마찰저항 변화량을 고려하여야만 Fn 만의 함수가 되는 잉여저항 또는 조파저항을 전저항으로 부터 올바르게 분리할 수 있으며 보다 합리적이며 경 도가 높은 저항 추정이 가능하게 된다. Series 60 선형과 Wigley 선형의 상사모형선 실험, Lucy Ashton 선형의 상사 모형선 실험 및 실선 실험 결과에 본방법을 적용하여 검토한 결과 저항 추정

정도가 향상됨을 입증하였다.

References

- [1] Froude, W. "Experiments on surface friction", British Association Reports, 1872 and 1874.
- [2] Schoenherr, K.E., "Resistance of flat surfaces moving through a fluid", *Trans. of SNAME*, 1932.
- [3] Hughes, G., "Frictional resistance of smooth plane surfaces in turbulent flow", *Trans. of INA*, 1952.
- [4] Telfer, E.V., "Ship resistance similarity", *Trans. of INA*, 1927.
- [5] Hughes, G., "Friction and form resistance in turbulent flow and a proposed formulation for use in model and ship correlation", *Trans. of INA*, 1954.
- [6] I.T.T.C., "8th International Towing Tank Conference" Madrid, 15-23 September 1957.
- [7] Clement, R.E., "An analysis of Ship-Model correlation data using the 1957 I.T.T.C. line", *Trans. of INA*, 1959.
- [8] I.T.T.C., "15th International Towing Tank Conference", 3-10 September 1978.
- [9] Maruo, H., "Determination of wave resistance from the wave pattern measured along a longitudinal section", 11th I.T.T.C. Japan, 1966.
- [10] Ward, L.W. and Hooff, R.W., "The effect of probe location on a model wave resistance survey along longitudinal cut", *J.S.R.* Vol. 20, No. 1, March 1976.
- [11] Kim, H.C. and Michelsen, F.C., "Experimental wave component analysis as applied to ship wave system", Department of Naval Architecture and Marine Engineering, University of Michigan Ann Arbor Michigan, June 1966.
- [12] Prohaska, "A simple method for the evaluation of form factor and the low speed wave resistance", *Proc. of 11th I.T.T.C.* 1966.
- [13] Baba, E., "Study on separation of ship resistance components" *Jour. of SNAJ*, Vol. 125, 1970.
- [14] Kang, S.H. and Hyun, B.S., "simple estimation of the viscous resistance of ships by wake surveys" *Jour. of SNAK* Vol. 19, No. 2, June 1982.
- [15] Maruo, H., "Resistance of ships in a uniform motion", Publicacao Didatica, 03174, COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro 1974.
- [16] Betz, A., "A method for the determination of wing section drag", NACA T.M. 337, November 1925.
- [17] Tulin, M.P., "The separation of viscous drag by means of a wake survey", DTMB Report 772, July 1951.
- [18] Jones, B.M., "Measurement of profile drag by pitot-traverse method". Cambridge University Aeronautics Laboratory A.R.C. Reports & Memoranda, No. 1688, 1936.
- [19] Havelock, T., "Note on the sinkage of a ship at low speeds", *Z. angew. Math. Mech.* Bd. 19 Nr. 4, 1939.
- [20] Havelock, T., "Some calculations of ship trim at high speeds", Intern. congress of Applied Mecranics, at Paris 1946.
- [21] Horn, F., "Einfluss der Form auf den Reibungswiderstand", International Conference of Ship Tank Superintendents, Berlin, 1937.
- [22] Yeung, R.W., "Sinkage and trim in first-order thin-ship theory", *J.S.R.* March 1972.
- [23] Hong, Y.S., "Numerical Calculation of second-order wave resistance" *J.S.R.* June 1977.
- [24] Ferguson, A.M., "Factors affecting the components of ship resistance", Ph.D. Thesis, Glsgow University, 1976.
- [25] Hughes, G., "Correction of model resistance and application to ship", *Trans. of RINA*, 1962.
- [26] Conn, J.F.C., Lackenby H. and Walker W.P., "B.S.R.A. resistance experiments on the Lucy Ashiton Part 1", *Trans. of I.N.A.* 1951.
- [27] Conn, J.F.C., Lackenby H. and Walker W.P., "B.S.R.A. resistance experiments on the Lucy Ashiton Part 2", *Trans. of I.N.A.* 1953.
- [28] Kajitani, H., "On the global data of I.T.T.C. cooperative experiments", 1985.
- [29] Tanaka, H. et al., "An evaluation of resistance components on Wigley Geosim models", *Jour. of SNA of Kansai*, Vol. 195, 1984.