

# 수치해석을 활용한 ONR Tumblehome의 유효반류비 추정 에 관한 연구

이준희<sup>1,†</sup> · 서성부<sup>2</sup>  
한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소<sup>1</sup>  
동익대학교 조선해양공학과<sup>2</sup>

## A Study on the Estimation of the Effective Wake Ratio for ONR Tumblehome by the Numerical Analysis

Jun-Hee Lee<sup>1,†</sup> · Sung-Bu Suh<sup>2</sup>  
Korea Research Institute of Ships & Ocean Engineering (KRISO)<sup>1</sup>  
Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Dong-eui University<sup>2</sup>

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

This paper carried out numerical analysis for estimating the propulsion performance of the model scale ONRT benchmark model of 'Tokyo 2015 a workshop on CFD'. The method reflecting the scale effect of ITTC'78 method and form factor were used to compare the estimates of the effective wake ratio of full-scale. The numerical calculation was performed with Siemens's Star-CCM+, compared with IHR model tests and the numerical analysis results of other research institutes, showing good agreement. In the case of an open stern and twin skeg ship, the validity of the ITTC'78 method can be confirmed by assuming that the effective wake ratio estimated from the numerical analysis results of model scale is similar to the effective wake ratio of full-scale.

**Keywords** : ONR Tumblehome(ONRT, DTMB 5613), Effective wake ratio(유효반류비), Form factor(형상계수), Self-propulsion performance(자항 성능), International Towing Tank Conference(ITTC), Reynolds Averaged Navier-Stokes(RANS), Computational Fluid Dynamics(CFD)

### 1. 서론

최근 국제해사기구에서 환경규제에 따라 모든 선박의 추진·자항성능 향상이 불가피하게 되었으며 그 방안으로서 에너지 절감장치(Energy Saving Device, ESD) 및 다축추진시스템의 도입 등이 있다. 그리고 선박의 모형시험 시에는 실선과 모형선의 Froude 상사법칙에 따라 모형시험을 수행하게 되고, 레이놀즈 수(Reynolds Number, Rn)의 차이로 인해 실선과 모형선의 주위유동이 서로 달라 모형시험에 불확실성을 내포하고 있다(Choi et al., 2011). ITTC'78방법에서는 실선 유효반류비를 추정하기 위해 형상계수를 이용하지만 레이놀즈수의 차이와 상관없이 실선과 모형선에서 동일한 형상계수를 사용하고 있다. 그러나 실선에 가까운 레이놀즈수가 될수록 형상계수가 증가한다는 사실을 모형시험과 수치해석을 통해 증명한 바가 있으며(Garcia-Gomez, 2000; Min & Kang, 2010; Choi et al.,

2011), Choi et al.(2011)은 ITTC'78방법으로 추정된 실선 유효반류비와 실선수치계산을 통해 구한 실선 유효반류비가 다르며, 형상계수 축척효과를 고려할 경우 유사한 실선 유효반류비를 갖는다고 하였다. 또 다른 연구에서는 형상계수의 차이를 보완하고자 모형시험 데이터 등을 이용하여 실선형상계수 추정식을 제안하였다(Garcia-Gomez, 2000; Min & Kang, 2011; Ha et al., 2013).

본 연구에서는 Tokyo 2015 CFD 워크숍에 벤치마크 선종 ONR Tumblehome(DTMB 5613)을 대상선형으로 프로펠러 단독 성능과 저항-자항성능에 대한 수치해석 결과를 IHR(Iowa Institute of Hydraulic Research) 모형시험 및 타 연구기관의 수치해석 결과와 비교하였다. ITTC'78방법의 수식을 이용하여 저항요소를 추정하였으며 형상계수 축척효과에 영향을 보고자 실선 유효반류비 추정식(ITTC'78 모형선-실선 성능해석법)으로 ITTC'78방법 및 형상계수 축척효과가 반영된 방법들을 이용하여 구한 실선 유효반류비 추정 결과를 비교하였다.

## 2. 수치해석 방법

### 2.1 지배방정식

본 연구에서는 기본 좌표계는 Fig. 1에서 보는 바와 같이 유동의 진행방향을 +x축, 선박의 우현을 +y축 그리고 중력과 반대 방향을 +z축으로 두었으며, 선박의 중앙면(midsection)과 자유표면(free surface)이 만나는 점을 원점으로 하는 우수좌표계이다.

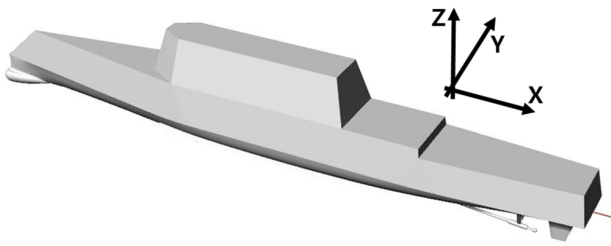


Fig. 1 Coordinates system

선박 주위 유동을 비압축성 난류유동(incompressible turbulent flow)으로 가정하고 지배방정식으로서 연속방정식(continuity equation)과 RANS(Reynolds Averaged Navier-Stokes)방정식이며 다음과 같은 수식으로 나타낸다.

$$\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial t} + \bar{U}_j \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} - \overline{\rho u_i u_j} \right) \quad (2)$$

여기서 레이놀즈응력(reynolds stress)항  $-\overline{\rho u_i u_j}$ 가 생기기며, 레이놀즈응력을 와점성 모델등의 난류 모델로 처리하였다. 지배방정식의 해는 시간공간적분에 대해 2차 정확도의 이산화기법을 사용하는 유한체적법(finite volume method)으로 구하였다.

### 2.2 난류모델

선체의 형상, 샤프트, 스키프, 스트럿 등에 의해 와류가 중첩, 간섭 교란에 의해 복잡한 형태로 발생하므로 유동해석에 용이한 SST(Shear Stress Transport)  $k-\omega$  난류모델(Menter, 1994)을 적용하였다. SST  $k-\omega$ 모델은 난류경계층 내부 전체 영역에서  $k-\omega$ 모형을 적용하고 그 외 자유흐름(free-stream)영역에서  $k-\epsilon$ 모형을 결합하는 형태이다. 선체로 인해 생성되는 조파현상은 HR차분(High Resolution differencing)법을 바탕으로 second order VOF (Volume-Of-Fluid)법으로 해석하였다(Park et al., 2005).

벽면에서 첫 번째 격자점까지의 무차원 거리,  $y^+ \rightarrow 0$ 인 경우 low  $y^+$  경계조건식으로 처리하고 격자에 의한  $y^+ > 30$ 인 경우 high  $y^+$  경계조건식으로 스위치 처리하는 방법을 기반으로 하는

상용소프트웨어 STAR-CCM+를 이용하여 수치해석을 수행하였다(Siemens, 2017).

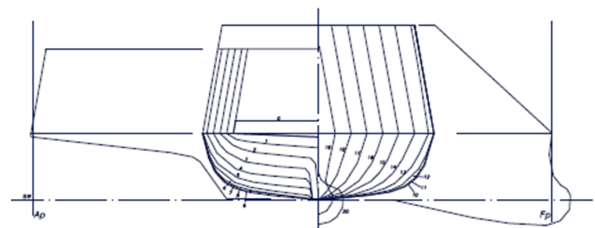
### 2.3 대상 선형

본 연구의 해석 대상 선형은 2개의 프로펠러로 구동하는 쌍축선으로 2015 CFD 워크숍 벤치마크인 ONR Tumblehome으로서 10°의 텀블홈(tumblehome)과 빌지킬(bilge keels)을 가지고 있다. 모형선의 설계속도는 1.11m/s이다(Fn=0.2, Rn=2.91x10<sup>6</sup>).

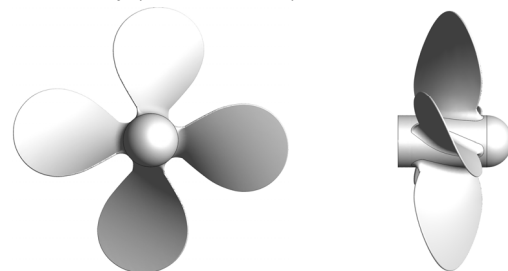
ONRT 및 프로펠러 형상은 Fig. 2에, 주요 제원은 Table 1에 나타나 있다.

Table 1 Principal dimensions of ONR Tumblehome

Particulars	Full scale	Model
Length of waterline	154.0m	3.147m
Maximum beam of waterline	18.78m	0.384m
Depth	14.5m	0.266m
Draft	5.494m	0.112m
Wetted surface area (fully appended)	NA	1.5
Propeller diameter	NA	0.1066m
Number of propeller blade	4	
Propeller center location	x/L <sub>WL</sub>	0.4267
	y/L <sub>WL</sub>	±0.02661
	z/L <sub>WL</sub>	-0.03565
Propeller shaft angle	NA	5deg
Propeller rotation direction (view from downstream)	inward	
Fn	0.2	
Rn	3.48 x 10 <sup>9</sup>	2.91 x 10 <sup>6</sup>
Scale Ratio	1	1/49



(a) Body plan & Sheer plan (Sanada et al. 2013)



(b) Front view

(c) Side view

Fig. 2 Geometry model of ONR Tumblehome & propeller

### 3. 결과 및 고찰

#### 3.1 프로펠러 단독성능

프로펠러 단독성능에서 전진비(advance ratio), 추력계수, 토오크계수, 단독효율계수에 대한 정의는 다음과 같은 식으로 나타낸다.

$$J_M = \frac{(V_A)_M}{n_M D_M} \tag{3}$$

$$(K_T)_M = \frac{T_M}{\rho_M^2 D_M^4} \tag{4}$$

$$(K_Q)_M = \frac{Q_M}{\rho_M^2 D_M^5} \tag{5}$$

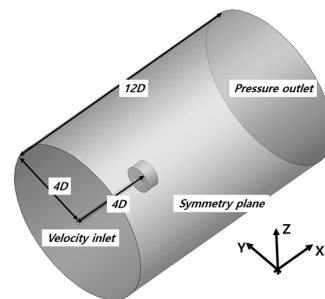
$$(\eta_o)_M = \frac{J_M (K_T)_M}{2\pi (K_Q)_M} \tag{6}$$

여기서 아래첨자 M은 모형선을 나타낸다.  $V_A$ 는 유입류의 유속,  $n$ 은 프로펠러 회전수,  $D$ 는 프로펠러 직경,  $\rho$ 는 밀도,  $T$ 는 추력,  $Q$ 는 토오크를 각각 나타낸다. Fig. 3은 프로펠러 직경(D)기준으로 단독성능 계산영역의 모습 및 가장 성긴 격자계를 보여주고 있다. 입구는 유속유입(velocity inlet), 출구는 압력유출(pressure outlet), 그 외 영역은 대칭면(symmetry plane)조건을 두고 수치해석을 수행하였다.

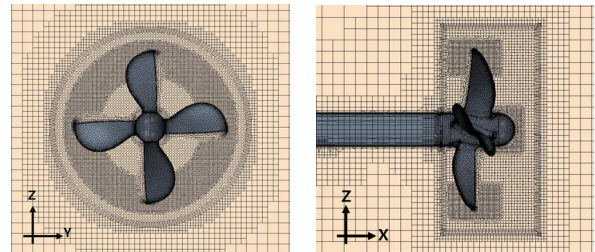
본 연구에서 단독성능 회전수는 8.97rps(revolution per second)이고 유입속도 조절로 전진비의 변화를 0.2~1.4까지 계산하였으며, 총 세 가지의 격자계에서 계산을 수행하여 격자 민감도분석을 수행하였다. 격자수는 가장 성긴 격자(coarse grid)가 약 150만개, 중간격자(medium grid)가 약 210만개, 그리고 가장 조밀한 격자(fine grid)는 약 300만개이고 프로펠러 허브 부근 및 날개 끝( $r/R=0.7\sim 1.1$ )에는 격자세분화를 수행하였다. 회전하는 영역은 polyhedral 격자, 그 외의 유동장은 trimmer 격자로써 hybrid 격자계를 구성하였다.

Fig. 4는 IIHR 단독성능시험 결과와 본 연구에서의 수치해석 결과를 비교하고 있다. IIHR 모형시험은 천이영역( $Rn=1.0 \times 10^5$ )에서 수행된 것으로 사료되며 프로펠러 회전수를 높여 천이영역을 벗어나는 레이놀즈수에서 수행한 계산결과와 천이영역의 수치계산과는 약 2%내외의 차이로 천이영역의 수치해석도 타당하다고 판단하여 본 연구는 모형시험과 동일한 조건하에 수행하였다. 단독성능 수치계산 등 모든 프로펠러의  $y^+$ 는 1이하( $y^+ \leq 1$ )로 동일하다. 시험 결과 대비, 정상상태(steady)의 SST  $k-\omega$ 모델의 수치결과는 토오크계수가 다소 차이가 있는 반면 추력계수가 모형시험과 만족스런 일치를 보이며 경향도 비슷하게 나타나고 있다. 또한, 격자민감도분석 결과는 격자수의 변화에 따른 모형시험과의 차이에 따른 평균값(전진비 0.4~1.2)이 비슷한 결과를 보여주고 있으

며, fine격자의 경우 추력계수 4.66% 및 토오크계수 7.89% 그리고 단독효율 -3.02%의 차이를 보여주고 있다. 격자수변화에 의한 차이는 적어서 프로펠러 단독성능 수치해석 관점에서는 가장 성긴 격자의 결과도 만족스러운 것을 확인할 수 있다. 추후 프로펠러부분의 격자계는 가장 성긴 격자로 구성하였다. 또한, 가장 성긴 격자의 조건에서 난류모델 및 시간간격(time step size)도 비교하고 있다. 비교대상 난류모델은 Realizable  $k-\omega$  모델이며 고전진비(=1.1)에서부터 모형시험과 토오크계수가 큰 차이가 발생하는 것을 확인되며, 이는 SST  $k-\omega$ 모델이 와류에 의한 중첩 및 간섭 교란에 의해 복잡한 형태에 대한 유동해석이 용이한 것으로 판단된다. 비정상상태(unsteady)계산의 시간간격은 전문가의 견해를 토대로 프로펠러가 4도 회전할 때(0.0012초)의 시간을 택하였다. 시간을 고려한 결과 대비, SST  $k-\omega$  모델의 수치결과차이는 추력계수 -0.3%, 토오크계수 0.7%로 큰 차이가 없다는 것을 확인하였다.



(a) Computation domain



(b) Looking upstream view (c) Side view

Fig. 3 Numerical analysis for P.O.W. calculation

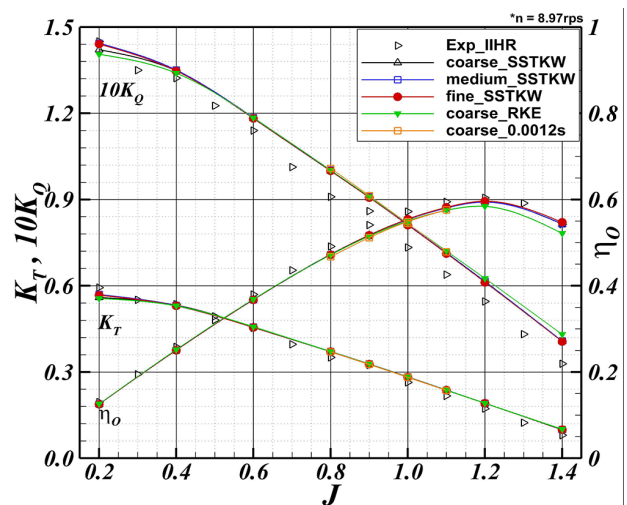
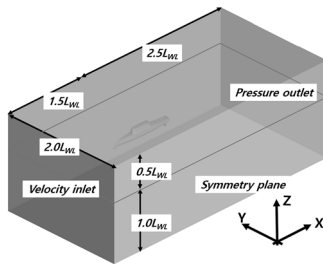


Fig. 4 Comparison of thrust, torque and efficiency coefficients for POW tests

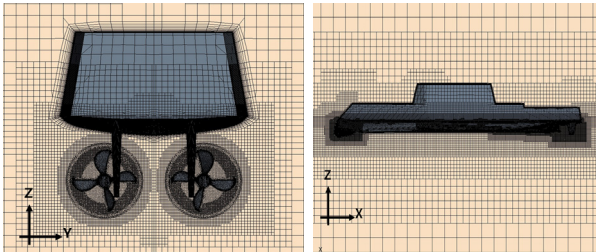
### 3.2 형상계수 및 저항계산

본 연구에서는 저항 및 자항수치해석을 설계속도에 준하여 수행하였으며, Fig. 5는 모형선의 수선 길이( $L_{WL}$ )기준으로 유동 방향  $-1.5 \leq x/L_{WL} \leq 2.5$ , 폭방향  $-1.0 \leq y/L_{WL} \leq 1.0$ , 연직방향  $-1.0 \leq z/L_{WL} \leq 0.5$ 에 해당하는 크기의 계산영역과 ONRT 격자계를 보여주고 있으며 프로펠러 격자는 가장 성긴 격자를 사용하였다.

ONRT 경우 개방된 선미형태로 V-스트럿, 샤프트 등 부가물 주위에는 격자를 세밀하게 구성하여 격자가 점층적으로 증가하도록 하였다. 또한 자항수치해석의 경우 계산시간을 줄이고자 XZ평면 대칭성을 고려한 선체 반쪽(half-body)해석으로 격자수 약 350만개로 구성하였으며 선박고정상태(fixed condition)에서 계산하였다. 형상계수를 계산하기 위해 조파저항의 성분을 배제한 이중모형(double body)로 해석을 수행하였다.



(a) Computation domain



(b) Looking upstream view (c) Side view

Fig. 5 Numerical analysis for self-propulsion calculation

Hughes가 제안한 형상계수(form factor, k)는 점성저항과 등가평판마찰저항의 비율로 다음과 같이 정의된다.

$$1 + k = \frac{C_V}{C_F} \quad (7)$$

여기서  $C_V$ 는 점성저항계수,  $C_F$ 는 등가평판마찰저항계수를 각각 나타낸다. 조파저항계수(wave-making resistance coefficient,  $C_W$ )가 없을 경우, 점성저항계수가 전저항계수(total resistance coefficient,  $C_T$ )를 대체할 수 있다. 그리하여 본 연구에서는 빌지킬 등의 부가물을 포함하지 않은 알몸상태(bare hull)와 빌지킬, 스트럿, 샤프트 등 모든 부가물을 부착한 상태(fully appended)로 나누어서 형상계수를 Table 2에 나타내었다. 부가물에 의해 형상계수가 0.125 증가한 것을 확인 할 수 있다. 또한, 부가물 부착여부에 따른 수치해석을 통해 얻은 저항성분

을 Table 3에 보여주고 있다. 여기서,  $C_{FN}$ 은 수치해석을 통해 구한 마찰저항계수,  $C_{VP}$ 는 점성압력저항계수를 나타낸다.

이 결과로부터 부가물 부착여부에 따라 형상계수가 증가한다는 사실과 부가물의 침수표면적 차이로 마찰저항계수가 감소되어 보이지만 실제 마찰저항 값은 증가하였으며, 마찰저항요소보다 점성압력저항요소가 큰 증가폭을 가지고 있다. 따라서 본 연구에서 좀 더 정확한 유효반류비를 추정하기 위해서 사용 될 형상계수는 부가물 부착상태의 형상계수 값을 사용하였다.

본 연구에서 저항수치해석의 검증(validation)을 위해 IIHR 모형시험 결과와 비교하였다. 부가물을 부착한 상태에서 자유수면 여부에 따라 저항수치해석 결과를 Table 4에 나타내었다. 저항 성분계수에서 전저항계수는 압력저항(pressure resistance coefficient,  $C_P$ )과 마찰저항(frictional resistance coefficient,  $C_F$ )의 합으로 나타낸다. 전저항계수는 모형시험에 비해 약 -2.56% 차이를 보여 모형시험 결과와 수치해석 결과는 비교적 일치함을 보여준다. 또한, 자유수면의 여부에 따라 마찰저항계수는 약 0.08%의 차이에 비해 압력저항계수는 약 24.1%로 조파저항은 압력저항의 일부분임을 확인할 수 있다.

Table 2 Comparison for form factor

	Bare hull	Fully appended
1+k (CFD)	1.094	1.219

Table 3 Comparison of resistance coefficients with different wetted surface area

	Bare hull	Fully appended
$C_V (x10^3)$	4.173	4.534
$C_{FN} (x10^3)$	3.815	3.720
$C_{VP} (x10^3)$	0.359	0.814

Table 4 Comparison of total resistance with different free surface(fully appended)

	$C_T (x10^3)$	$C_{FN} (x10^3)$	$C_P (x10^3)$
IIHR EFD	4.916		
CFD (w/free surface)	4.790	3.717	1.073
CFD (w/o free surface)	4.534	3.720	0.814

### 3.3 자항점 및 자항요소

본 연구에서는 ONRT에 대한 자항 모형시험 결과의 부재로 자항수치해석 결과를 간접적으로 검증하기 위해 자유항주(free running)에 대한 IIHR 모형시험 결과 및 타 연구기관 수치결과를 이용하였다. 예인력 대응 프로펠러 회전수의 결정법으로 저항 및 예인력과 추력간의 관계식 (8)에 대한 값이  $10^{-5}$ 수준으로 될

Table 5 Comparison of the free running at model point in calm water, propulsion coefficients

	u/V <sub>A</sub>	C <sub>T</sub> (x10 <sup>3</sup> )	C <sub>F</sub> (x10 <sup>3</sup> )	C <sub>P</sub> (x10 <sup>3</sup> )	K <sub>T</sub>	K <sub>Q</sub>	n(rps)	
							Value	Diff. %
IIHR EFD	1.01						8.97	-
ABS (OpenFOAM)	1.001	5.403	3.856	1.547	0.257	0.0736	8.8	-1.90
HHI (StarCCM)	1.002	5.273	4.117	1.156	0.249	0.0700	8.85	-1.34
IIHR (CFDSHIP-Iowa)	0.999	5.449	3.886	1.563	0.224	0.0649	9.449	5.35
IIHR (REX)	1.00	5.540	4.290	1.250	0.253	0.0716	8.85	-1.34
SJTU (naoe-FOAM)	1.00	4.940	3.530	1.410	0.196	0.0610	9.48	5.69
Present study (StarCCM)	1.00	5.742	3.644	2.098	0.277	0.0713	8.629	-3.80

때 저항점(모형점)으로 하였으며 예인력에 대한 계산식은 식 (9)에 나타난다(ITTC'78).

$$(T_M)_{SP} - ((R_{TM})_{SP} - F_D) = 0 \tag{8}$$

$$F_D = ((C_{FM} - C_{FS}) - C_A) \times 0.5\rho U^2 S_W \tag{9}$$

여기서 SP는 저항상태, C<sub>FM</sub>은 모형선의 마찰저항계수, C<sub>FS</sub>는 실선의 마찰저항계수, F<sub>D</sub>는 예인력, S<sub>W</sub>는 침수표면적을 나타내고 C<sub>A</sub>는 선형시험수조들이 가지는 고유값인 상관관계(correlation allowance)계수로써, ITTC'78에서 권장하는 1.5X10<sup>-4</sup>로 하였다. 타 연구기관과 본 연구의 수치해석에서는 모형시험과 동일한 무차원 선속(u/V<sub>A</sub>)에 해당하는 회전수(n)를 찾고 그 지점의 저항 및 저항계수를 나타내었으며, IIHR 자유항주 모형시험 및 타 연구기관과 본 연구의 수치해석을 비교하여 Table 5에 나타내었다.

항주자세를 배제한 본 연구결과를 정량적인 비교보다 정성적 경향을 파악하고자 수행하였다. 본 연구에서는 압력저항계수가 높게 계산되었지만, 마찰저항계수 및 추력과 토크계수가 타 연구기관의 결과와 유사하고 모형시험의 회전수도 타 연구기관 및 모형시험과 정성적 경향이 만족하였다. 따라서 자유항주 수치해석 비교 결과를 토대로 저항수치해석을 수행하였다.

본 연구에서 저항요소는 ITTC-권장 기준과 ITTC 1978년 추진성능 추정방법(7.5-02-03-01.4)에 기재된 방법을 이용하여 추정하였으며 수식은 다음과 같이 표현한다.

$$t = \frac{T_M + F_D - R_C (\doteq R_{TM})}{T_M} \tag{10}$$

$$w_{TM} = 1 - \frac{(J_{TM})_O D_M^{n_M}}{V_M} \tag{11}$$

$$w_{TS} = (t + w_R) + (w_{TM} - t - w_R) \frac{(1 + k_S) C_{FS} + \Delta C_F}{(1 + k_M) C_{FM}} \tag{12}$$

여기서 식 (10)은 추력감소계수(thrust deduction factor, t)이며 R<sub>C</sub>는 저항 및 저항시험 수온의 차이에 따른 보정저항으로 동일한 조건하에 저항-저항수치해석을 수행하여 R<sub>C</sub> ≐ R<sub>TM</sub>으로 표현할 수 있다. 식 (11)은 추력일치법을 기반으로 유효반류비를

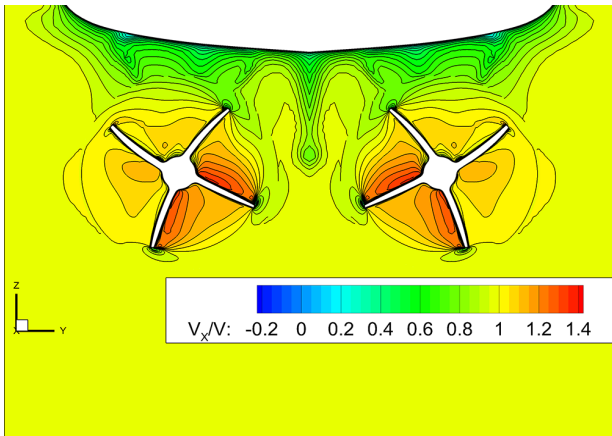
나타낸 것이고, 식 (12)은 ITTC'78 실선 유효반류비 추정식을 보인다. 아래첨자 S, M은 실선과 모형선, w<sub>R</sub>는 유효반류비, ΔC<sub>F</sub>는 거칠기 수정계수, w<sub>R</sub>는 반류비에 미치는 타의 효과를 나타내며 본 연구의 ΔC<sub>F</sub>는 ITTC'78 권장 식을 이용하여 구한 값 1.21X10<sup>-4</sup>를, w<sub>R</sub>는 ITTC'78에서 추천하는 값인 0.04를 사용하였다.

ITTC'78 추진성능 추정방법에 통해 얻어진 저항요소를 Table 6에 나타내었다. 대상 선형의 유효반류비는 0.1699이며 통상적으로 단축선의 유효반류비(0.25 < w<sub>TM</sub> < 0.35)보다 작게 추정되었다. 이는 쌍축선 유효반류비의 경우 단축선 유효반류비에 비해 작게 추정된다는 문헌(Lee et al., 2007)과 대상선형의 전진비가 1보다 크게 계산됨으로써 식 (11)에 의해 유효반류비가 작게 추정되는 것을 확인 할 수 있다. 따라서 본 연구에서 수행한 저항요소 추정과정은 옳은 결론을 도출하였다고 판단하였으며, ONRT 저항점에서 프로펠러 5회전의 시간평균 유동장을 Fig. 6에 나타내었으며 주요 유동패턴을 파악할 수 있다. (a)에서는 프로펠러 평면(x/L<sub>WL</sub>=0.4267), (b)은 러더부근 평면(x/L<sub>WL</sub>=0.465) 반류분포를 보여주고 있다. 프로펠러가 회전하는 영역을 벗어나는 r/R=1.3구역에서는 회전성분보다 스트럿의 영향이 큰 것을 확인 할 수 있으며, 러더부근 평면에서 V-스트럿의 영향 감소로 속도구배가 줄어든 것을 확인 할 수 있다. 프로펠러 방향(inward)에 의해 선체중앙부분에 빠른 유속은 선미 유동의

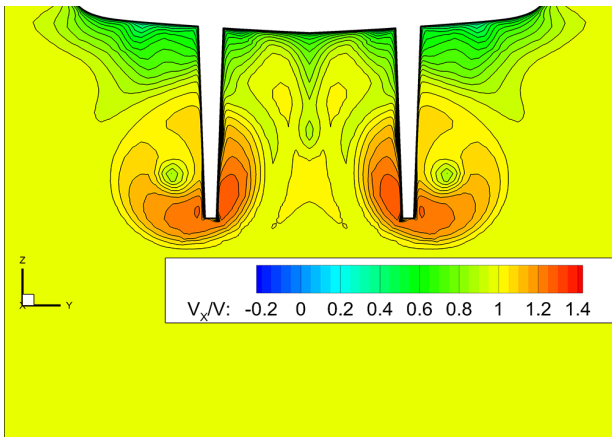
Table 6 Self-propulsion parameters

	ITTC'78 method
t <sub>M</sub>	0.2657
w <sub>TM</sub>	0.1699
n <sub>M</sub>	7.6650
J	1.3585
(K <sub>T</sub> ) <sub>SP</sub>	0.2245
(K <sub>Q</sub> ) <sub>SP</sub>	0.0571
η <sub>O</sub>	0.5871
η <sub>R</sub>	1.2019
η <sub>H</sub>	0.8846
η <sub>D</sub>	0.6242

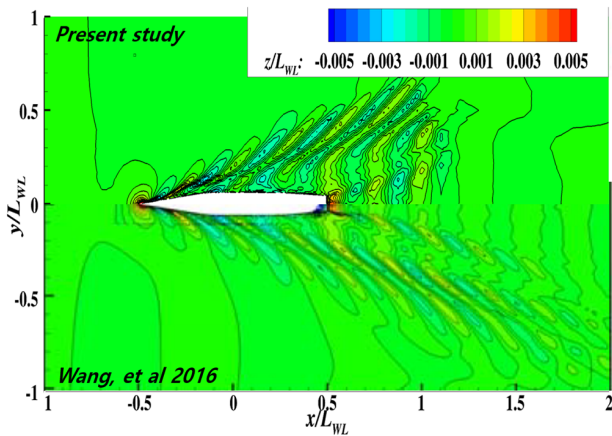




(a)  $x/L_{WL}=0.4267$  at propeller plane



(b)  $x/L_{WL}=0.465$  at rudder plane



(c) Wave pattern(present study & Wang et al., 2016)

Fig. 6 Flow field at  $Fn=0.2$  for self-propulsion

접선속도 방향과 관련성을 확인 할 수 있다. (c)에서는 Wang et al.(2016)과 거의 일치한 패턴과 방형계수가 적은 선종의 파고 분포를 보이고 있다. 또한 자유수면의 효과로 인해 선미파가 올라간 높이에 비례하여 반류분포도 위로 이동된 것을 확인 할 수 있었다. 전반적으로 Wang et al.(2016)과 비교하면 가로파와 세로파의 형태 및 코어위치 등 거의 일치하는 유동특성을 보여주고 있다. 그러나 Wang et al.(2016)과 달리 유동방향  $1 \leq x/L_{WL}$  영역부터 파고분포가 끊기는 현상은 자항수치해석시간 줄이고

자 자유수면 근처에서 파고를 표현하는 격자를 구성하지 않아 나타나는 현상임을 알 수 있다.

### 3.4 실선 유효반류비 추정

본 연구에서는 식 (12)의 형상계수 축척효과에 따른 실선 유효반류비 추정 결과를 비교하고자 모형선과 실선의 형상계수를 동일하게 하는 ITTC'78방법과 축척효과를 반영한 방법들(Garcia-Gomez, 2000; Min & Kang, 2010; Ha et al., 2013)을 이용하였다. 모형선 형상계수( $k_M$ )는 반류분포 등을 고려하여 앞 절에서 언급한 부가물 부착한 상태의 값인 0.219를 사용하였다. 실선 형상계수( $k_S$ )는 아래와 같은 식을 통해 추정할 수 있다.

먼저, Garcia-Gomez 추정식(13)은 축척이 다른 4가지 선형의 모형선들에 대한 형상계수를 모형시험으로부터 얻어내고, 각 선형마다 실선의 형상계수를 얻어내기 위하여 각 선형별로 축척비에 따른 형상계수의 분포를 고찰하였으며  $k_S-k_M$ 의 최소자승법을 이용하여 얻어내었다.

$$k_S - k_M = 1.91(\lambda - 1) \times 10^{-3} \quad (13)$$

여기서,  $\lambda$ 는 축척비를 나타낸다.

두 번째, Min & Kang 추정식(14)은 형상계수는 레이놀즈수가 증가할수록 커지며, 레이놀즈수가  $10^9$ 이상일 경우 임계값에 수렴할 것이라는 가정으로 쌍곡선 함수의 형태로 근사하여 추정식을 도출하였다.

$$\frac{(1+k)_M}{(1+k)_\infty} = \frac{(1+k)_M}{(1+k)_S} = \tanh x \quad (14)$$

$$x = a(\log Rn)^n, a = 0.015064, n = 2.6752$$

여기서, S는 실선, M은 모형선을 뜻한다.

마지막으로 Ha 추정식(15)은 Min & Kang 방법과 동일한 가정과 방법을 사용하였으며, 선종별로 나누어 지수함수의 형태로 근사하여 추정식을 구하였다.

$$\frac{(1+k)_M}{(1+k)_\infty} = \frac{(1+k)_M}{(1+k)_S} = a \times e^{b(x+c)} + d \quad (15)$$

$$x = \log Rn$$

$$a_{L,M} = -38.48, b_{L,M} = -1.0, c_{L,M} = 0, d_{L,M} = 1.0$$

$$a_H = -38.48, b_H = -1.0, c_H = -0.535, d_H = 1.004$$

여기서 20knot를 기준으로 아래첨자 L, M은 중저속선, H는 고속선을 표현하고 ONRT는 실선 설계속도 15knot로 중저속선에 해당된다.

앞 서 기술한 실선 형상계수 추정식과 ITTC'78 실선 유효반류비 추정식을 이용하여 구한 실선 유효반류비는 Table 7에 나타내었다. 선형연구와 동일하게 추정된 실선 형상계수는 모형선 형상계수에 비해 높게 추정되었지만 실선 유효반류비가 작게 나오는 일반적인 사실(Choi et al., 2011)과 반대 경향을 보이고

있다. 이 결과에 대해서는 6자유도운동 및 벽함수 등에 인해 전 체저항이 높게 추정됨으로써 추력감소계수 증가로 ITTC'78 추정식에 큰 변수로 작용한 것으로 판단되며 실선 수치계산을 통해 확인할 필요가 있다. 그러나 실선 형상계수가 모형선 형상계수에 대비 차이가 클수록 마찰저항의 차이는 감소하여 유효반류비의 차이가 감소하는 것을 확인 할 수 있다. 그리고 ITTC'78방법 기준 대비 실선형상계수 변화량의 평균이 약 5.4%에 비해 실선 유효반류비 변화량의 평균은 약 -1.4%로 미흡하여 유효반류비는 형상계수 영향이 적다고 판단할 수 있지만 ONRT만으로 쌍축선의 일반적인 사실로 판단하기 어려움이 있다. 추후 연구에서 다양한 쌍축선에 대해 수치계산 및 ONRT 실선 수치계산을 통해 검증과정이 필요하다.

ITTC'78 추진성능 추정방법(7.5-02-03-01.4)의 2.4.3절 실선반류와 프로펠러 작동조건 항목 내용은 다음과 같다.

첫 번째는 모형선 유효반류비가 실선 유효반류비보다 클 경우, 실선 유효반류비를 모형선 유효반류비로 대체한다. 두 번째는 개방형 선미형태를 지닌 쌍축선은 축척효과가 적게 나타나며 실선 유효반류비와 모형선 유효반류비를 동일하게 가정한다.

Table 7 Comparison of effective wake ratio at different form factor in full scale

	ITTC'78 method	Garcia method	Min & Kang method	Ha et al. method
$1+k_M$	1.219			
$1+k_S$	1.219	1.311	1.248	1.297
Diff. %	-	7.55	2.38	6.4
$W_{TM}$	0.1699			
$W_{TS}$	0.2609	0.2560	0.2594	0.2567
Diff. %	-	-1.9	-0.6	-1.6

위에 언급한 내용을 기반으로 본 연구에서는 ITTC'78 개방형 선미 및 쌍축선인 ONRT의 경우, 모형선 수치해석 결과로부터 추정된 유효반류비를 실선 유효반류비로 가정할 수 있다.

#### 4. 결론

본 연구에서는 ONRT 선형의 저항추진성능 추정을 위한 수치해석을 수행하고, ITTC'78방법과 형상계수의 축척효과를 반영한 방법들을 이용하여 구한 실선 유효반류비 추정 결과를 비교하였다. 프로펠러 단독성능 및 저항과 자유항주 수치해석 검증을 위해 IIIHR 모형시험과 타 연구기관의 수치해석 결과를 비교하였다. 프로펠러 단독성능과 저항해석의 경우, 모형시험의 결과와 만족스러운 일치를 확인할 수 있었다. 자유항주 수치계산에서 압력저항계수가 타 연구기관에 비해 다소 높게 계산된 부분은 자세변화 또는  $y^*$ 의 영향으로 판단하고 추후 연구를 수행할 예정이다.

프로펠러 단독성능 및 저항과 자유항주 수치해석이 모형시험

과 만족스러운 결과를 도출하여 자항수치해석과 ITTC'78에 의거 저항요소를 추정하였다. 그 결과 ONRT 모형선 유효반류비는 0.1699이며 자항점의 회전수는 7.665rps로 추정되었다.

축척효과를 반영한 실선 형상계수 추정식을 통해 실선 유효반류비의 값을 구하였고 비교한 결과, 모형선 대비 실선 형상계수의 차이가 클수록 유효반류비 변화량은 감소한다는 기존 연구 결과들과도 잘 부합하였다. ITTC방법과 축척효과를 반영한 실선 형상계수의 변화량에 비해 유효반류비 변화량은 미흡하다고 판단할 수 있고 ONRT의 실선 유효반류비는 실선 형상계수의 차이의 영향력이 적다는 점을 확인할 수 있었다. 또, 단축선 대비 일반적으로 쌍축선의 경우 하나의 프로펠러가 하는 일(power)의 양이 작고 그로 인한 프로펠러에 유입속도의 변화량이 줄어들므로써 유효반류비가 작게 나타나는 경향과도 일치하는 결과를 확인할 수 있었다. 최종적으로 개방형 선미 및 쌍축선인 ONRT의 경우, 모형선 수치해석 결과로부터 추정된 유효반류비를 실선 유효반류비로 가정할 수 있다.

향후, 앞서 언급된 문제점인 난류모델 및  $y^*$ 와 6자유도 운동을 고려한 연구를 진행한 후 실선 수치계산을 통해 연구의 결과와 잘 부합하고 있는지 판단할 필요가 있으며, 여러 종류의 쌍축선에 대해 형상계수 축척효과 영향력을 확인할 필요가 있다.

#### 후기

본 연구는 동의대학교 조선해양공학과 석사학위논문으로 작성되었습니다.

#### References

A workshop on CFD in ship hydrodynamics, 2015. *ONR Tumblehome*, [Online] Available at: <http://www.t2015.nmri.go.jp/onrt.html> [Accessed 1 February 2017].

Choi, J.E., Kim, J.H. & Lee, H.G., 2011. Computational study of the scale effect on resistance and propulsion performance of VLCC. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 48(3), pp.222-232.

Garcia-Gomez, A., 2000. On the form factor scale effect. *Ocean Engineering*, 27(1), pp.97-109.

Ha, Y.J., Lee, Y.-G. & Kang, B.H., 2013. A study on the estimation of the form factor of full scale ship by the experimental data of geosim models. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 50(5), pp.291-297.

ITTC. 1978. *Recommended procedures and guidelines - performance prediction method 7.5-02-03-01.4*. International towing tank conference.

Lee, C.S. et al., 2007. *Ship propulsion and propeller design*. 2<sup>nd</sup> Ed. Munundang: Seoul.

Min, K.S. & Kang, S.H., 2010. Study on the form factor and

full-scale ship resistance prediction method. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 15(2), pp.108–118.

Park, I.R., Kim, W.J., Kim, H. & Van, S.H., 2005. A study on a VOF method for the improvement of free surface capturing. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 42(2), pp.88–97.

Sanada, Y. et al., 2013. Trajectories for ONR Tumblehome maneuvering in calm water and waves. *Ocean Engineering*, 72, pp.45–65.

Siemens, 2017. STAR-CCM+ v.10.06 user's maunal.

Wang, J.H., Zhao, W.W. & Wan, D.C., 2016. *Self-propulsion simulation of ONR tumblehome using dynamic overset grid method*. Shanghai Jiao Tong Univ. Collaborative Innovation Center for Advanced Ship and Deep-Sea Exploration, USA.

Yang, H.U., Kim, B.N., Yoo, J.H. & Kim, W.J., 2010. Wake

comparison between model and full scale ships using CFD. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 47(2), pp.150–162.

