

# 대형 유조선의 저항 및 추진성능에 대한 축척효과의 수치적 연구

최정은<sup>1,†</sup> · 김정훈<sup>1</sup> · 이홍기<sup>2</sup>  
현대중공업(주) 선박해양연구소<sup>1</sup>  
울산대학교 조선해양공학부<sup>2</sup>

## Computational Study of the Scale Effect on Resistance and Propulsion Performance of VLCC

Jung-Eun Choi<sup>1,†</sup> · Jung-Hun Kim<sup>1</sup> · Hong-Gi Lee<sup>2</sup>  
Maritime Research Institute, Hyundai Heavy Industries, Co. Ltd<sup>1</sup>  
School of Naval Architecture and Ocean Engineering, University of Ulsan<sup>2</sup>

### Abstract

This article examines the scale effect of the flow characteristics, resistance and propulsion performance on a 317k VLCC. The turbulent flows around a ship in both towing and self-propulsion conditions are analyzed by solving the Reynolds-averaged Navier-Stokes equation together with the application of Reynolds stress turbulence model. The computations are carried out in both model- and full-scale. A double-body model is applied for the treatment of free surface. An asymmetric body-force propeller is used. The speed performances including resistance and propulsion factors are obtained from two kinds of methods. One is to analyze the computational results in model scale through the revised ITTC'78 method. The other is directly to analyze the computational results in full scale. Based on the computational predictions, scale effects of the resistance and the self-propulsion factors including form factor, thrust deduction fraction, effective wake fraction and various efficiencies are investigated. Scale effects of the streamline pattern, hull pressure and local flow characteristics including x-constant sections, propeller and center plane, and transom region are also investigated. This study presents a useful tool to hull-form and propeller designers, and towing-tank experimenters to take the scale effect into consideration.

**Keywords** : Scale effect(축척효과), CFD(전산유체역학), Flow characteristics(유동특성), Resistance(저항), Propulsion(추진), VLCC(대형유조선)

## 1. 서론

실선과 모형선 주위의 유동은 100배 이상의 레이놀즈수( $R_n$ ) 차이로 인하여 서로 다르다(소위 scale effect 혹은 축척효과라고 함). 축척효과의 대표적인 특성은  $R_n$  크기가 증가할수록 무차원화된 선체 경계층의 두께가 감소하여 형상저항계수가 증가하고, 프로펠러 면에 유입되는 유속이 증가하여 유효반류비( $w$ )가 감소한다. 이러한 축척효과에 대한 연구는 속도성능 추정 정도 향상과 선형, 프로펠러 및 각종 부가물 설계에 필요하다. 1978년 ITTC 위원회에서 채택된 모형선-실선 성능해석법(이하 ITTC'78 방법)에서는 형상계수( $1+k$ ), 추력감소계수( $t$ ), 상대회전효율( $\eta_R$ )의 축척효과를 무시하고 있다. 그리고 유효반류비의 축척효과를 고려하기 위하여 Sasajima 방법(1966)을 사용하고 있다. 그러나 이 방법은 회전체 후류의 경계층과 반류 이론을 이용하는 식으로 선형에 대한 효과를 충분히 반영하지 못한다. 더구나 최근 선형이 대형화됨에 따라 과거 선형과는 많은 차이가 나므로 이 방법에

대한 검증이 필요하다. 그리고 대부분의 부가물은 경계층 내부에 있으므로 실선 scale에서의 유동특성을 파악할 필요가 있다.

축척효과에 기인한 선체주위의 유동 변화를 조사하는 유용한 방법 중의 하나는 기하학적으로 상사하고 축척비( $\lambda$ )가 다른 모형선의 실험 결과를 이용하는 방법(Dyne, 1974; Tanaka, et al., 1984; García-Gómez, 2000; Choi, et al., 2003; Jin, et al., 2005; Kim, et al., 2007)이 있다.  $(1+k)$ 는 프로이드 수( $F_n$ )와  $R_n$ 의 함수이다. 본 연구에서는  $F_n$ 에 대한 효과는 무시하였다.  $(1+k)$ 는  $R_n$ 의 함수인 형상저항과 관련이 있으므로 축척효과를 무시할 수 없다. 그러나 기하학적으로 상사한 모형선의 실험 결과를 이용하는 방법은 상당히 넓은 범위의  $R_n(106 < R_n < 107)$ 에 대한 조사에도 불구하고 여전히 실선  $R_n(109 \sim 1010)$ 와는 차이가 있어 불확실성이 존재할 뿐만 아니라 많은 시간과 경비가 소요된다. CFD는 이러한 축척효과로부터 자유로울 수 있다. 최근 수치해석 기법과 컴퓨터의 급속한 발전으로 인하여 CFD를 이용한 실선 scale의 선체 주위 유동해석에 많은 연구가 수행되고 있다.

그러나 대부분의 연구는 선체 단독의 예인상태에서 수행한 것이 고(Eca & Hoekstra, 2001; Oh & Kang, 1992; Choi, et al., 2003) 프로펠러와 타가 부착된 자항상태에서의 연구는 드문 편이다(Hänninen & Schweighofer, 2006).

본 연구에서는 모형선과 실선의  $R_n$  차이에 기인한 저항과 추진 성능을 수치적 방법으로 조사하였으며 모형시험 결과와 비교 검토하였다. 모형시험은 예인수조에서 수행하였다. 수치계산은 모형선과 실선 scale의  $R_n$ 에 대해 예인과 자항상태에서 수행하였다. 자유표면경계면은 대칭조건으로 처리하였다. 비대칭 물체력 프로펠러 모형을 이용하여 자항계산을 수행하였다. 그리고 모형선 scale에서 계산된 결과는 ITTC'78방법을 사용하여 실선 성능을 추정하였다. 이 추정결과와 실선 scale에서 계산에서 추정된 결과를 비교함으로써 축척효과를 조사하였다. 2장에서는 수치해석에 적용된 지배방정식과 수치해석 기법에 대한 간단한 설명을 하였다. 3장에서는 대상선, 계산조건 및 격자생성에 대해 설명하였다. 4장에서는 모형선과 실선 scale에서의 계산 결과를 이용하여 저항과 자항요소를 추정하는 방법에 대한 설명을 하였으며 5장에서는 모형선과 실선 scale의 결과를 비교하였다. 격자생성은 Gridgen(2003)을 사용하였으며 비점성유동과 점성유동 수치해석은 MUF-3A(Choi & Kinnaas, 2003)와 Fluent V6.3(2008)에 사용자 정의함수(user-defined function)를 작성하여 사용하였다. 계산은 15개의 3.0GHz Xeon processors로 구성된 Linux Cluster를 사용하였다. 저항과 자항계산에 소요되는 시간은 모형선 scale에서는 각각 5와 30시간이고, 실선 scale에서는 각각 40과 200 시간이다.

## 2. 수치해석 방법

본 계산을 위하여 적용된 좌표계는 Fig. 1에서 보는 바와 같이 선체 고정좌표계로써 유동 방향이 양(+)의 x축, 선박의 우현이 양의 y축이며 중력의 반대방향이 양의 z축으로 하고 선박의 중심면과 자유표면이 만나는 점을 원점으로 하는 우수좌표계이다.

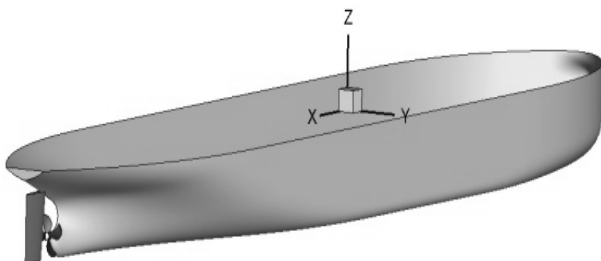


Fig. 1 Coordinate system

### 2.1 지배방정식

비압축성 난류유동의 지배방정식은 연속방정식과 Reynolds averaged Navier-Stokes식이며 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \tag{1}$$

$$\rho \frac{\partial U_i}{\partial t} + \rho U_i \frac{\partial U_i}{\partial x_i} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\mu \frac{\partial U_i}{\partial x_i} - \overline{\rho u_i u_i}) + f_{bi} \tag{2}$$

여기서  $U_i = (U, V, W)$ 는  $x_i = (x, y, z)$  방향의 유속이다.  $p, \rho, \mu, -\overline{\rho u_i u_i}, f_{bi}$ 는 정압, 유체밀도, 유체점성, Reynolds stress, 단위체적당 물체력을 나타낸다.

### 2.2 난류모형

난류모형은 선체 주위의 유동을 정확하게 예측하는데 중요하다. 본 연구에서는 선체주위의 유동의 정확한 추정에 적합하다고 알려져 있는 Reynolds stress 난류모형을 사용하였다(Min, et al., 2002). Reynolds stress는 RANS로부터 유도될 수 있으며 다음의 편미분 형태로 표현된다.

$$\frac{D \overline{u_i u_j}}{Dt} = D_{ij} + G_{ij} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \epsilon + PS \tag{3}$$

여기서  $\delta_{ij}$ 는 Kronecker delta이다.  $D_{ij}, G_{ij}$ 와  $PS$ 는 확산, 생성 및 pressure strain 항으로 다음과 같이 표현된다.

$$D_{ij} = \frac{\partial}{\partial x_i} (C_k \frac{k^2}{\epsilon} \frac{\partial \overline{u_i u_j}}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial \overline{u_i u_j}}{\partial x_i}) \tag{4}$$

$$G_{ij} = -(\overline{u_i u_j} \frac{\partial U_i}{\partial x_i} + \overline{u_j u_i} \frac{\partial U_i}{\partial x_i}) \tag{5}$$

$$PS = -C_1 \frac{\epsilon}{k} (\overline{u_i u_j} - \frac{2}{3} \delta_{ij} k) - C_2 (G_{ij} - \frac{2}{3} \delta_{ij} G_k) \tag{6}$$

여기서  $C_k (=0.09), C_1 (=1.9)$ 과  $C_2 (=0.6)$ 는 난류 모형계수이다.  $k$ 와  $\epsilon$ 는 난류에너지와 난류에너지소산율을 나타내며 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{Dk}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_i} (C_k \frac{k^2}{\epsilon} \frac{\partial k}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial k}{\partial x_i}) - \overline{u_i u_i} \frac{\partial U_i}{\partial x_i} - \epsilon \tag{7}$$

$$\frac{D\epsilon}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_i} (C_\epsilon \frac{k^2}{\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i}) - C_{\epsilon 1} \frac{\epsilon}{k} \overline{u_i u_i} \frac{\partial U_i}{\partial x_i} - C_{\epsilon 2} \frac{\epsilon^2}{k} \tag{8}$$

여기서  $C_\epsilon (=0.07), C_{\epsilon 1} (=1.44)$ 과  $C_{\epsilon 2} (=1.92)$ 는 난류 모형 상수이다.

### 2.3 물체력 분포기법

축방향( $f_{bx}$ )과 접선방향( $f_{b\theta}$ )의 물체력 분포는 다음 식과 같이 표현된다.

$$f_{bx} = T \frac{I(r_1, r_2; \theta_1, \theta_2)}{\pi(R_p^2 - R_H^2)\Delta x} \quad (9)$$

$$I(r_1, r_2; \theta_1, \theta_2) = \frac{\int_{r_1}^{r_2} \int_{\theta_1}^{\theta_2} \Phi(r, \theta) r d\theta dr}{\int_{r_H}^{r_p} \int_0^{2\pi} \Phi(r, \theta) r d\theta dr} \quad (10)$$

$$f_{b\theta} = Q \frac{J(r_1, r_2; \theta_1, \theta_2)}{\pi(R_p^2 - R_H^2)\Delta x} \quad (11)$$

$$J(r_1, r_2; \theta_1, \theta_2) = \frac{\int_{r_1}^{r_2} \int_{\theta_1}^{\theta_2} \Phi(r, \theta) r^2 d\theta dr}{\int_{r_H}^{r_p} \int_0^{2\pi} \Phi(r, \theta) r^2 d\theta dr} \quad (12)$$

여기서  $T, Q, R_p, R_H, I, J$ 는 프로펠러에 작용하는 추력과 토크, 프로펠러와 hub의 반경, 그리고 축방향과 회전방향의 물체력 분포함수를 나타낸다.  $\Phi$ 는 프로펠러 흡입면과 압력면의  $T$ (혹은  $Q$ )의 차이를 나타낸다. 비대칭 물체력 프로펠러 계산을 위하여 user-defined function을 작성하여 Fluent code에 적용하였다.

### 2.4 수치해석기법

계산 영역은 유한개의 작은 격자로 나누어지며 지배방정식은 이산화 과정을 거쳐 대수방정식으로 변환된다. 공간이산화 처리는 cell-centered 유한체적법을 사용하였다. 대류항은 QUICK(Quadratic Upwind Interpolation for Convective Kinematics) scheme (Leonard & Mokhtari, 1990)을, 확산항은 중앙차분법을 사용하였으며, 속도-압력 연성은 SIMPLEC(Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations Consistent) algorithm (Patankar & Spalding, 1972)을 적용하였다.

## 3. 대상선, 계산조건 및 격자생성

### 3.1 대상선

대상선과 대상 프로펠러의 주요요목을 Table 1과 2에 정리하였다.

Table 1 Principal dimensions of a ship

$L_{PP}$ (m)	319.00
Breadth (m)	60.00
Draft (m)	21.00
Displacement ( $m^3$ )	327,008

Table 2 Principal dimensions of a propeller

Diameter (m)	9.462
No. of blade	4
Chord length at $0.7R_p$ (m)	2.521
$P/D$ at $0.7R_p$	0.718

### 3.2 계산 조건

모형선과 실선 scale에서 예인 및 자항조건에서 계산을 수행하였다. 유입경계면은 주어진 속도성분과 압력(operating pressure)이 경계조건이 되는 속도입력(velocity inlet)조건을 적용하였다. 자유표면경계면은 대칭조건을 적용하였다. 비깔경계면은 대칭조건을, 출구경계면은 연속방정식을 이용하여 속도와 압력을 구하는 출구유량(outflow)조건을 적용하였다. 그리고 계산의 효율성을 고려하여 표준 벽함수(Lauder & Spalding, 1974)를 적용하였다.

비대칭 물체력 프로펠러 모형을 이용하여 자항계산을 수행하였다.  $\lambda$ 는 45.00이고 설계속도(VS)에서  $F_n=0.141$ ,  $R_{nM}=7.305 \times 10^6$ ,  $R_{nS}=2.188 \times 10^9$ 이다. 여기서  $F_n$ 과  $R_n$ 은  $V_S$ 와  $L_{PP}$ 로 무차원화 된 값이다.

수치해석 결과를 이용한 이중모형 선박의 저항 및 추진성능은 모형시험을 이용하는 방법과 유사하게 추정할 수 있으며 다음의 4가지 경우의 계산이 필요하다(Choi, et al., 2009).

- Case 1 : 예인상태에서 점성저항( $R_v$ ) 혹은 점성저항계수( $C_v$ )를 구하기 위한 점성유동계산
- Case 2 : 자항상태에서 점성저항( $R_{VM}^{SP}$ )을 구하기 위한 점성유동계산
- Case 3 : T와 Q를 구하기 위한 비정상 포텐셜 유동계산
- Case 4 : 프로펠러 단독 특성곡선을 구하기 위한 프로펠러 단독상태에서의 점성유동계산

본 연구에서는 효율성을 높이기 위하여 프로펠러 단독특성곡선은 모형시험 결과를 이용하였다. 모형선 자세변화는 고려하지 않았다. 타는 부가물이 아닌 추진장치로 생각하여 Case1의 저항계산에서는 타와 프로펠러를 부착하지 않은 선체 단독상태에서 계산을 수행한다. 그리고 ITTC'78 해석시에 밀지 키일과 수면상부 구조물의 투영면적 및 선체 거칠기 효과는 고려하지 않았다.

### 3.3 격자생성

격자생성은 Gridgen code를 사용하였으며 다중블록 정규격자계로 구성하였다. 계산영역은  $-1.00 < x/L_{PP} < 1.50$ ,  $-1.00 < y/L_{PP} < 1.00$  (예인조건:  $0.00 < y/L_{PP} < 1.00$ ),  $-1.00 < z/L_{PP} < 0.00$ 이다. 사용된 격자수를 Table 3에 정리하였다.

Table 3 Grid information of self-propulsion computation

$R_n$		$7.305 \times 10^6$	$2.188 \times 10^9$
Surface grids	Hull	51,088	146,724
	Rudder	7,356	27,816
No. of cells	Total	4,603,760	21,884,680
	y+	93	420

y는 선체와 타 표면으로부터 첫 번째 격자높이를 벽좌표계로 표시한 값의 평균값을 나타낸다. Fig. 2는 모형선 scale에서의 저항계산에 사용된 선미부근의 격자생성 형태를 나타낸다.

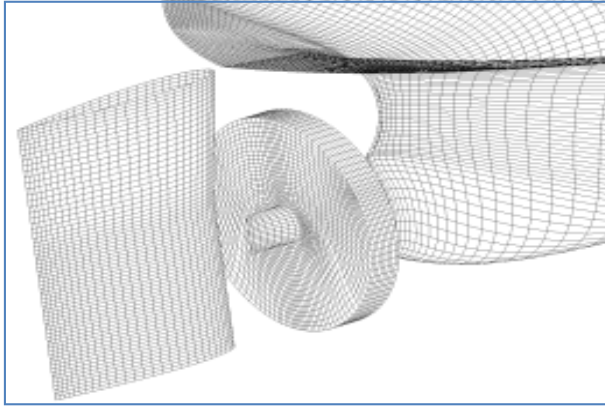


Fig. 2 Partial view of grid generation in model scale

### 4. 저항, 저항요소 및 속도성능 추정방법

모형선 scale의 수치해석 결과를 이용한 선박의 속도성능 추정은 모형시험을 이용하는 방법과 유사한 방법으로 추정할 수 있으며 최정은 등(2009)에 자세한 설명이 나와 있으므로 본 논문에서는 설명하지 않는다.

실선 scale에서의 형상계수는 Case 1의 계산 결과로부터 식 (13)을 이용하여 구한다.

$$1 + k_s = \frac{C_{VS}}{C_{FS}} \tag{13}$$

아래첨자 S는 실선을 나타낸다. C<sub>VS</sub>는 이중모형 저항계산으로부터 구한 전저항계수로써 점성저항계수와 같다고 가정하였다. C<sub>FS</sub>는 ITTC-1957 모형선-실선 상관식에서 구한 마찰저항계수이다.

Case 2와 Case 3의 반복 계산으로부터 R<sub>VS</sub><sup>SP</sup>, T<sub>S</sub>와 Q<sub>S</sub>를 구한다. 반복계산은 주어진 프로펠러 회전속도(n<sub>S</sub>)에서 추력계수(K<sub>TS</sub>) 및 토오크계수(K<sub>QS</sub>)가 수렴할 때 까지 계속되며 Fig. 3에서 보는 바와 같이 4번 정도의 반복 계산으로 수렴 해를 얻을 수 있다.

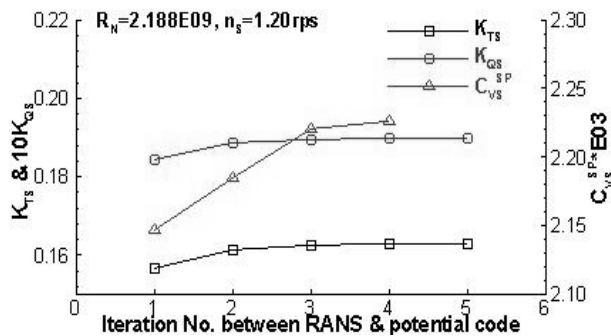


Fig. 3 Convergence history of thrust, torque and viscous resistance coefficient

저항과 추력이 같은 비율로 모형선 scale에서 실선scale로 증가한다고 가정하면 실선 scale에서의 추력을 식 (14)를 이용하여 구할 수 있다.

$$T_s = \frac{R_{VS} - FD_s}{R_{VM} - FD_M} T_M \tag{14}$$

아래첨자 M은 모형선을 나타낸다. 실선 scale에서 예인력 크기(FD<sub>S</sub>)는 실선 시운전상태에서는 영(0)이다. 모형선 scale에서의 FD<sub>M</sub> 크기는 모형선과 실선 scale과의 마찰력 차이이다.

n<sub>S</sub>와 Q<sub>S</sub>의 값은 식 (14)에서 구해진 T<sub>S</sub>와 2개 이상의 n<sub>S</sub>에서 구한 저항계산 결과로부터 내삽법을 이용하여 구한다. 그리고 프로펠러 회전속도 수정계수인 C<sub>NIT</sub>(=1.05)를 도입하여 수정된 n<sub>S</sub>(=C<sub>NIT</sub> · n<sub>S</sub>)를 구한다.

전달마력(P<sub>D</sub>)과 추진효율(η<sub>D</sub>)은 다음 식을 이용하여 구한다.

$$P_D = 2\pi \cdot n_s \cdot Q_s \tag{15}$$

$$\eta_D = \frac{P_E}{P_D} \tag{16}$$

여기서 P<sub>E</sub>(=R<sub>VS</sub> · V<sub>S</sub>)는 저항계산에서 구한 점성저항에 해당하는 유효마력이다.

t는 다음 식을 이용하여 구한다.

$$t = 1 - \frac{R_{VS}}{T_s} \tag{17}$$

w<sub>S</sub>와 η<sub>R</sub>은 Fig. 4에서 보는 바와 같이 ITTC'78방법으로 구한 실선 scale의 프로펠러 단독 특성곡선을 이용한 추력일치법을 사용하여 구한다.

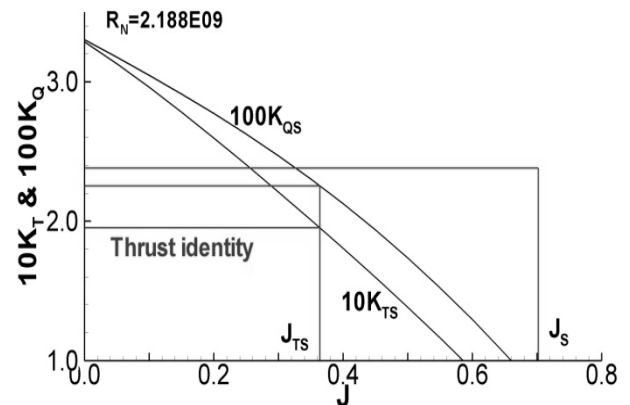


Fig. 4 Propeller open water characteristics curve in full scale

$$w_s = 1 - \frac{J_{TS}}{J_s} \tag{18}$$

$$\eta_R = \frac{K_{QTS}}{K_{QS}} \tag{19}$$

여기서  $J$ 는 프로펠러 전진계수이고 아래첨자  $T$ 는 단독상태를 나타낸다.

선체효율( $\eta_H$ )과 프로펠러 단독효율( $\eta_o$ )은 다음과 같이 구해진다.

$$\eta_H = \frac{1-t}{1-w_s} \quad (20)$$

$$\eta_o = \frac{J_{TS}}{2\pi} \cdot \frac{K_{TTS}}{K_{QTS}} \quad (21)$$

## 5. 결과 및 토의

선체주위의 국부유동 특성인 선체표면 유선형태, 입력계수분포, 국부유속(선미 각 단면, 중앙단면에서의 선미 후류, 트랜섬 영역 및 프로펠러 면)에 대한 축척효과를 먼저 조사하였다. ITTC'78방법을 사용하여 구한 저항 및 자항 요소들을 실선 scale 계산에서 추정된 값들과 비교함으로써 저항 및 자항요소에 대한 축척효과를 조사하였다.

### 5.1 한계유선

Fig. 5는 모형선과 실선 scale에서 선체표면 한계유선형태를

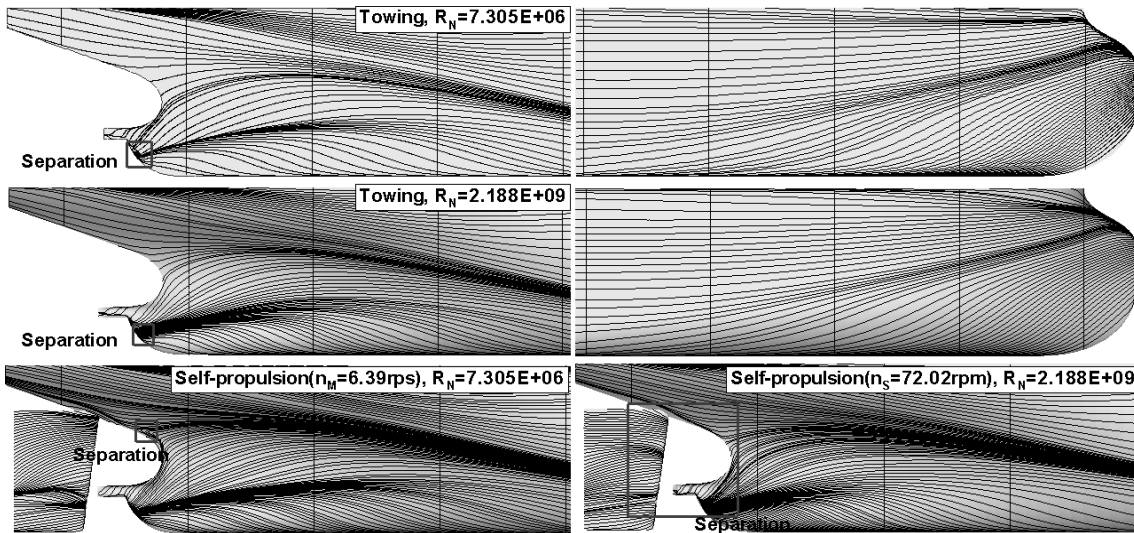


Fig. 5 Streamline patterns on the hull in towing and self-propulsion conditions

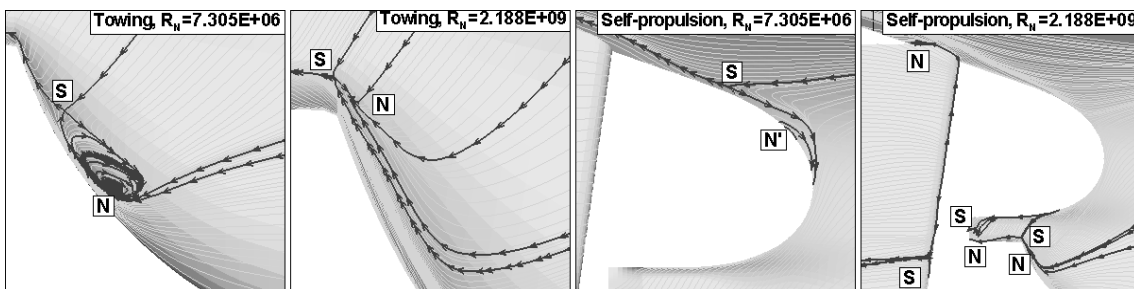


Fig. 6 Streamline patterns near separation points in towing and self-propulsion conditions

예인과 자항상태에서 비교한 그림이다. Fig. 6은 bubble type의 유동박리가 발생하는 부분의 한계유선과 유동박리선을 나타낸 그림이다.

모형선 scale의 예인상태에서 선수부 유선 방향은 자유표면 주위는 선체방향과 평행하나 선체하부에서는 하강유동이 있다. 선미부의 상부에서는 상승유동이 있고 하부에서는 선미 벌브 중간에 유선이 집중되어 유동박리선이 있는 free-vortex layer 형태의 유동박리가 존재한다. 이 유동박리선을 중심으로 상부에서는 하강유동이, 하부에서는 상승유동이 있다. 그리고 Fig. 6에서 보는 바와 같이 이 유동박리선 끝 부분인 선미 벌브 끝단에 1개의 saddle point(S)와 1개의 nodal point(N)가 있는 bubble 형태의 유동박리가 있다. 실선 scale에서도 이와 유사한 형태를 보이고 있으나 모형선 scale 결과보다 약간 위쪽에서 프로펠러 면에 유동이 유입되고 nodal point가 회전(spiral)에서 집중(attachment) 형태로 바뀌었다.

자항상태에서도 저항상태와 유사한 형태를 보이고 있으나 예인상태 결과보다 약간 위쪽에서 프로펠러 면에 유동이 유입되고 있다. 모형선 scale에서는 선미 벌브 끝단에서 bubble type의 유동박리는 발생하지 않으나 프로펠러 상부의 선미부에서 1개의 saddle point(S)와 1/2개의 nodal point(N')가 있는 bubble type의 유동박리가 발생한다. 실선 scale에서는 선미 벌브 끝단 부분과 타에서 bubble 형태의 유동박리가 발생한다.

### 5.2 선체압력

Fig. 7은 선체표면 압력계수분포를 나타낸 그림이다. 예인상태인 경우, 선수부에서는 축척효과가 거의 없으나 선미부에서는 압력이 빨리 회복됨을 알 수 있다. 자항상태인 경우, 프로펠러효과에 기인하여 예인상태와 비교하여 압력이 빨리 회복됨을 알 수 있다. 프로펠러 상부 근처의 선미부에서 나타난 유동박리점(Fig. 6 참조) 부근에서는 높은 압력계수와 압력구배가 나타난다.

### 5.3 각 단면에서의 속도분포

Fig. 8은 선미부 x-일정 단면에서의 축방향속도 분포를 나타낸 그림이다. 선미부에서 자유표면과 단면 중심축으로 향하는 상승 유동이 있다. 이 2차유동은 단면이 없어지는 St. 0.0 부근에서 강한 회전유동으로 되어 소위 빌지 보오텍스를 형성한다. 실선 scale에서는 모형선 scale에서와 유사한 모양을 보이고 있으나 무차원화된 경계층 두께가 훨씬 얇아지고 2차유동의 크기도 작아짐을 알 수 있다.

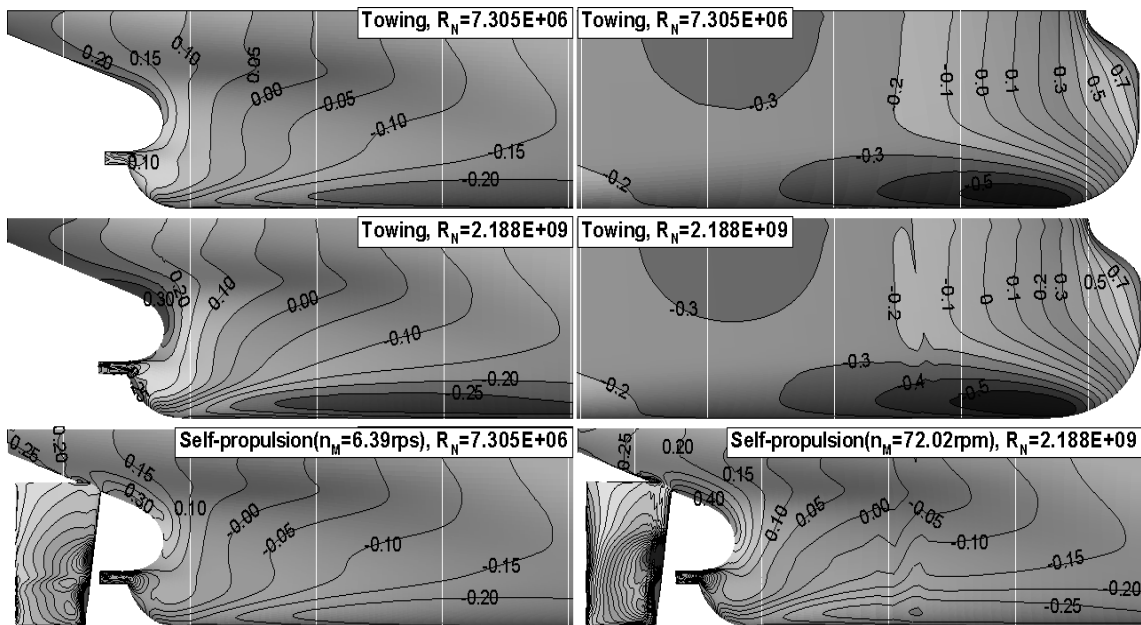


Fig. 7 Pressure coefficients on the hull in towing and self-propulsion conditions

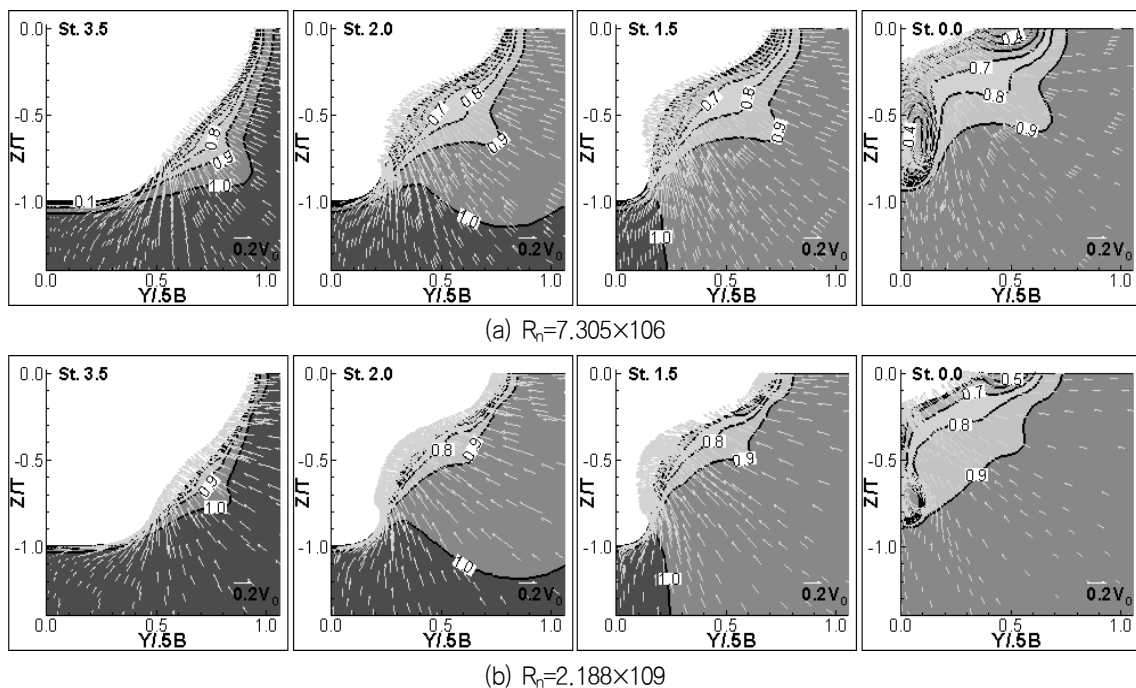


Fig. 8 Axial velocity and velocity vector at various sections in towing condition

### 5.4 중심면에서의 축방향 속도분포

Fig. 9는 선체중심단면에서의 축방향속도 분포이다. 축방향속도는 실선 scale에서 빨라진다. 그리고 트랜섬 후방의 속도는 모형선 scale에서는 유동이 역류하는 음(-)의 영역이 크나 실선 scale에서는 상대적으로 음(-)의 영역이 적음을 알 수 있다.

### 5.5 트랜섬 주위 유동

Fig. 10은 트랜섬 선미 유동장의 유선형태를 나타낸 그림이다. 모형선 scale에서는 선미 끝단에서 발생하는 유동박리 현상으로 폭 방향과 깊이 방향으로 커다란 회전영역이 발생하고 ( $x/L_{pp}=0.534, 0, 0$ ) 근처에서 좌우 유동이 합쳐져 갈라지는 S가 형성되고 중심선을 따라 트랜섬 쪽으로 역류하여 트랜섬 중앙에 half saddle point(S')가 생성된다. 이 경우 트랜섬 양쪽 끝에서 발생한 유동박리로 인하여 spiral 형태의 N가 양 쪽에 한 개씩 형성되고 있다.

실선 scale에서는 좀 더 복잡한 형상을 갖는다. 모형선 scale과는 달리 회전영역은 존재하나 크기가 약하다. 모형선 scale에서와 유사하게 ( $x/L_{pp}=0.533, 0, 0$ ) 근처에서 좌우 유동이 합쳐져 갈라지는 S가 형성되고 중심선을 따라 트랜섬 쪽으로 역류하는 유동은 트랜섬 중앙에 S'에서 발생하는 유동과 합쳐져 깊이 방향으로 향하는 N가 ( $x/L_{pp}=0.524, 0, 0$ ) 부근에서 생성된다. 이 경우 트랜섬 양 끝 단에서는 N'이 형성된다.

트랜섬 후위에서는 깊이 방향으로 향하는 유동이 존재한다.

이 경우 예인상태인 경우 트랜섬 맨 끝 부분에서 2개의 S'과 1개의 N'이 발생하고 있으나 자항상태인 경우 특이점은 존재하지 않은 하강유동이 있다.

### 5.6 프로펠러면에서의 반류특성

Fig. 11은 프로펠러 면에 유입되는 축방향 속도분포와 속도벡터를 나타낸 그림이다. 모형선 scale에서는 앞에서 설명한 빌지 보오텍스의 영향으로 프로펠러 1사분면에 축방향 속도 contour에 섬모양의 'hook shape'과 같은 강한 회전유동이 나타난다. 이는 저속비대선형에서 공통적으로 나타나는 현상이다. 실선 scale에서는 유속이 빨라지고 회전유동의 중심이 좀 더 프로펠러 중심축으로 이동한다. 프로펠러 면에 유입되는 유동의 유속이 빨라짐은 Fig. 12에 나타난 축방향속도의 원주방향 평균값( $\bar{V}_r$ )의 반경방향 분포로부터도 알 수 있다. 모형선 scale에서는  $0.7R_p$ 에서 축방향 속도 기울기가 커지나 실선scale에서는  $0.5R_p$ 에서 큰 속도기울기가 크다.

### 5.7 저항성능

Table 4에 모형선과 실선 scale에서의  $C_V$  (성분 포함)와 식 (13)을 이용하여 구한  $(1+k)$ 를 비교하여 정리하였다. 여기서 아래첨자 P와 F는 압력항과 마찰력항 성분을 의미한다. 실선 scale의  $C_{VP}$ 와  $C_{VF}$ 는 모형선 scale에서의 값과 비교하여 성분별의 비슷한 비율로 감소한다. 실선 scale의  $(1+k)$ 는 모형선 scale의 값과 비교하여  $0.037(=1.292 - 1.255, 2.9\%)$  크다.

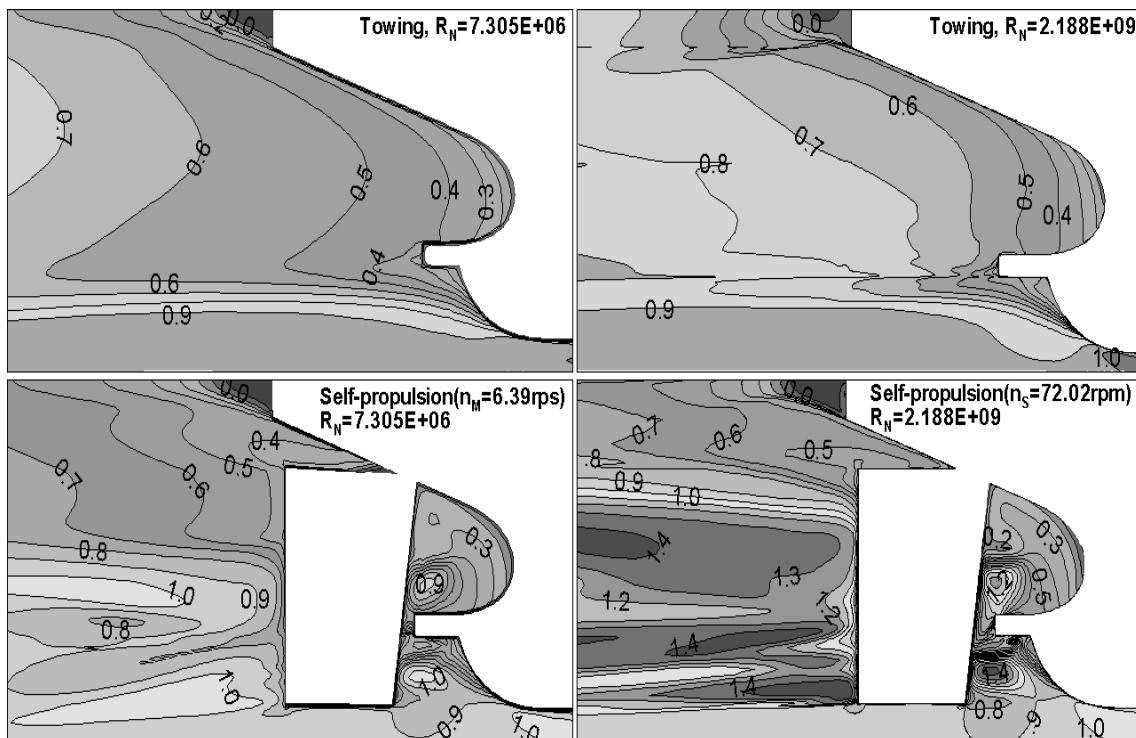
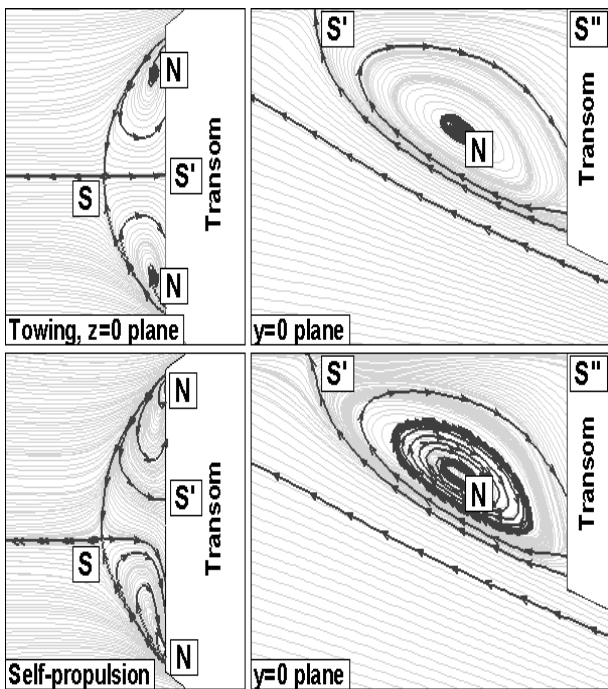
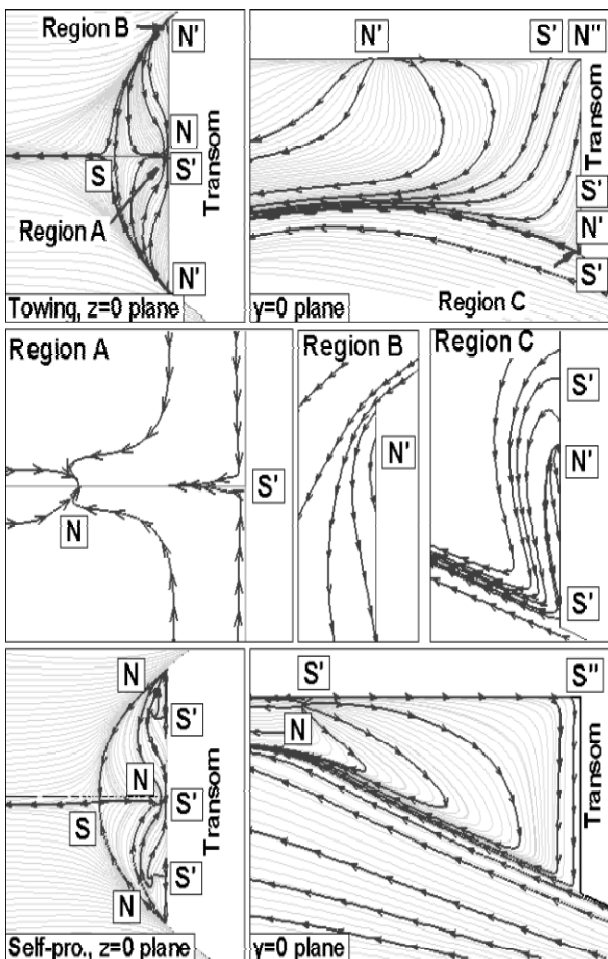


Fig. 9 Axial velocity at the wake centerplane in towing and self-propulsion conditions



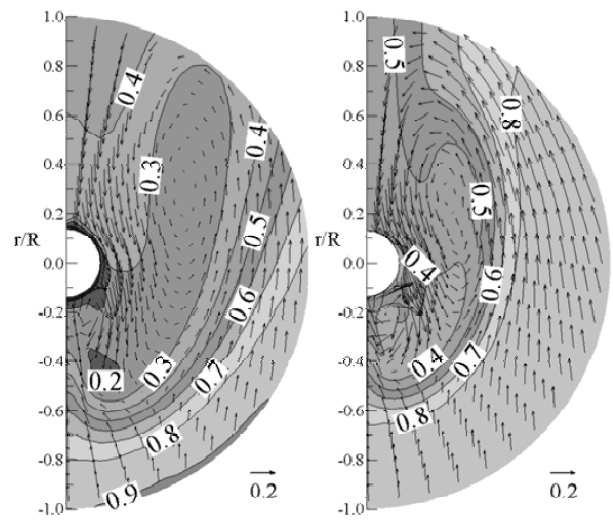


(a)  $R_n=7.305 \times 10^6$



(b)  $R_n=2.188 \times 10^9$

Fig. 10 Streamline patterns at top( $z=0$ ) and center( $y=0$ ) plane behind transom in towing and self-propulsion conditions



(a)  $R_n=7.305 \times 10^6$

(b)  $R_n=2.188 \times 10^9$

Fig. 11 Axial velocity and velocity vector on the propeller plane

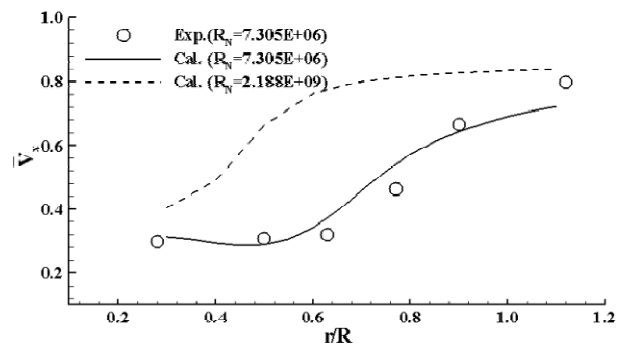


Fig. 12 Radial distribution of circumferentially averaged axial velocity

Table 4 Viscous resistance coefficient in towing condition

$R_n$	$7.305 \times 10^6$	$2.188 \times 10^9$
$C_{VP} \times 10^3$	0.782 (19.7%)	0.367 (20.4%)
$C_{VF} \times 10^3$	3.198 (80.3%)	1.433 (79.6%)
$C_V \times 10^3$	3.980 (100%)	1.800 (100%)
1+k	1.255	1.292

### 5.8 추진성능

ITTC'78방법을 사용하여 추정된  $n_s=1.2\text{rps}$ 에서의 선체와 타에 작용하는  $C_V^P$ 와 각 성분들을 Table 5에 정리하였다. 여기서 위첨자 P는 자항상태를 의미한다. 모형선 scale에서는 프로펠러에 기인한  $C_{VM}$  증가량( $=C_{VM}^P - C_{VM}$ )은  $0.505 \times 10^{-3}$ 이고, 이 중 압력성분 증가량( $C_{VPM}^P - C_{VPM}$ ) 비율이 마찰저항 증가량( $C_{VFM}^P - C_{VFM}$ ) 비율보다 크다. 실선 scale에서는 프로펠러에 기인한  $C_V$  증가량은  $0.462 \times 10^{-3}$ 이고, 모형선 scale과 마찬가지로 압력성분 증가량 비율이 마찰저항 증가량 비율보다 크다.



Table 5 Viscous resistance in self-propulsion condition

$R_n$	$7.305 \times 10^6$	$2.188 \times 10^9$
n (rps)	7.217	1.200
$C_{VP}^P \times 10^3$	1.229 (27.4%)	0.759(34.1%)
$C_{VF}^P \times 10^3$	3.256 (72.6%)	1.467(65.9%)
$C_V^P \times 10^3$	4.485 (100%)	2.226(100%)

자항점에서의 n, T와 Q값을 Table 6에 정리하였다. 실선 scale 계산 결과 T는 61.0KN(2.9%), Q는 123.0KN·m(5.1%) 크게 추정되고 있다. 이는 실선 scale 계산이  $FD=0.00$ 이 아닌  $FD=-137.3KN$ 의 값을 사용한 것에 기인한다.

Table 6 Propeller rotative speed, thrust and torque at self-propulsion point

$R_n$	$7.305 \times 10^6$	$2.188 \times 10^9$	
	Cal.	ITTC'78	Cal.
n (rps)	7.217	1.2003	1.1868
T (N)	22.35	$2.091 \times 10^6$	$2.152 \times 10^6$
Q (N·m)	0.5537	$2.408 \times 10^6$	$2.531 \times 10^6$

모형선 scale의 계산 결과를 이용하여 ITTC'78방법으로 추정된 자항요소 및 속도성능과 실선 scale의 계산 결과를 이용하여 추정된 자항요소 및 속도성능을 Table 7에 정리 비교하였다.

Table 7 Propulsion characteristics and speed performance

	ITTC'78 method	Full scale cal.	Diff.*(%)
t	0.224	0.224	0.0
$w_M$	0.615	-	-
$w_S$	0.418	0.455	-8.9
$\eta_H$	1.333	1.424	-6.8
$J_{OS}$	0.409	0.387	5.4
$\eta_R$	0.975	0.940	3.6
$\eta_D$	0.550	0.527	4.2
$\eta_P$	0.713	0.706	1.0
$n_S$ (RPM)	72.02	71.21	1.1
$P_D$ (HP)	24,700	25,676	-4.0

\* Diff.(%) =  $\frac{\phi(ITTC'78) - \phi(Full Scale.)}{\phi(ITTC'78)} \times 100$

- 유효반류비 : ITTC'78방법에서는 식 (22)와 같이  $w_M$ 을 포텐셜 성분( $w_{MP}$ )과 마찰성분( $w_{MF}$ )으로 분리하고  $w_{MP}$ 는 모형선과 실선 scale에서 동일하고  $w_{MF}$ 는 실선과 모형선의  $C_V$  비율만큼 감소시키는 방법을 사용하고 있다. 그리고 (1+k)의 축척효과는 무시한다고 가정하였다.  $w_S$ 는  $w_M$ 과 비교하여  $0.197[=(w_S-w_M)^{ITTC'78}]$ 감소한다.

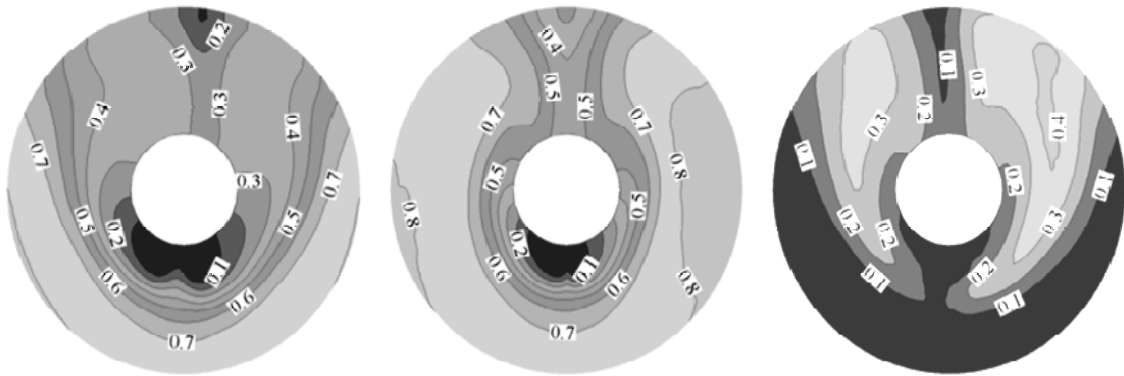
$$\begin{aligned}
 w_S &= w_{MP} + w_{MF} \frac{C_{VS}}{C_{VM}} \\
 &= w_{MP} + (w_M - w_{MP}) \frac{(1+k)_S C_{FS}}{(1+k)_M C_{FM}} \\
 &\approx w_{MP} + (w_M - w_{MP}) \frac{C_{FS}}{C_{FM}} \\
 &\approx (t + 0.04) + (w_M - t - 0.04) \frac{C_{FS}}{C_{FM}}
 \end{aligned} \tag{22}$$

그러나 Table 4에서 보는 바와 같이 (1+k)의 축척효과를 고려하면  $w_S=0.452$ 가 되어, 실선 scale 계산 결과로부터 추정된 값은 0.455로 유사한 값을 갖는다. 최근 선박의 대형화가 지속됨에 따라 (1+k)의 축척효과는 과거 선형과는 달리 무시할 수 없다. 따라서  $w_M$ 의 실선확장법에 (1+k)의 축척효과를 고려하는 것이 필요하다.

포텐셜 유동에서는 에너지 교환이 발생하지 않으므로  $P_E=(R_V \cdot V_S)$ 와 추진마력( $P_T=T \cdot V_A$ )은 같다. 따라서 유효반류비의 포텐셜 성분( $w_P$ )은 추력감소계수의 포텐셜 성분( $t_P$ )과 같은 값을 갖는다(즉  $R/T=V_A/V_S$  or  $1-t_P=1-w_P$ ). 포텐셜 유동에서는 축척효과는 없으므로  $w_{SP}=w_{MP}=t_P$ 가 된다. t의 축척효과는 없다고 가정하였으므로  $t=t_P$ 이다. 따라서  $w_{MP}=t$ 이다. 일반적으로 타는 선체와 프로펠러에 의해 유기된 속도를 감소시킨다. 이러한 타에 의해 증가된 반류비 값( $\Delta w_S^{rudder}$ )을 ITTC'78방법에서는 0.04로 하고 대부분 포텐셜 성분에 기인한다고 가정하여 축척효과를 무시한다( $\Delta w_S^{rudder} = \Delta w_M^{rudder} = 0.04$ ). 그러나 점성영향을 고려하지 않고 선형과 타 형상효과에 대한 영향을 고려하지 않은  $\Delta w_S^{rudder} = \Delta w_M^{rudder} = 0.04$ 의 가정에 대한 검증이 필요하다. 참고로 선체 단독과 타를 부착한 선박의 예인상태에 대한 점성유동 수치계산 결과에 의하면 식 (23)으로 표현되는 타에 기인한 공칭반류비 증가량( $=\Delta w_{NM}^{rudder} = 0.486 - 0.467$ )은 0.019이다.

$$\Delta w_{NM}^{rudder} = \int_{A_p} \left(1 - \frac{V_x}{V}\right)^{HR} dA_p - \int_{A_p} \left(1 - \frac{V_x}{V}\right)^H dA_p \tag{23}$$

여기서  $A_p$ 는 프로펠러 면을 나타내며 아래첨자 N은 공칭반류, 위첨자 H와 HR는 선체단독과 타를 부착한 선체의 예인상태를 표시한다. 그리고 실선 scale에서는  $\Delta w_{NS}^{rudder} = 0.273 - 0.275 = -0.002$ 로  $\Delta w_N^{rudder}$ 에는 축척효과가 있다.



(a)  $R_n=7.305 \times 10^6$  and  $n_M=7.217 \text{ rps}$     (b)  $R_n=2.188 \times 10^9$  and  $n_M=1.200 \text{ rps}$     (c) Difference

Fig. 13 Axial velocity contour of effective wake at model and full scales, and their difference

Fig. 13은 프로펠러 바로 앞 면에서의 전체속도에서 유속도를 뺀 유입속도 분포를 나타낸다.  $w_M$ 과 비교하여  $w_S$ 가 감소하는 원인은 프로펠러 상반부의 유속증가에 기인한다. 특히 우현 상반부에서의 속도 증가량이 상대적으로 크다.

- 선체효율 : ITTC'78방법에서는  $w_S$ 에  $(1+k)$  등의 축척효과를 고려하지 않음으로 0.037 적게 추정되고 있는 결과로 인하여  $\eta_H$ 는 0.091 적게 추정되고 있다.

- 상대회전효율 : ITTC'78방법에서는  $Q_0$ 와  $Q_f$ 가 같은 비율로 모형선 scale에서 실선scale로 증가한다고 가정하여  $\eta_R$ 의 축척효과를 무시하였다. 그러나  $Q$ 는 프로펠러면 반류의 원주방향 분포에 대한 함수이다. Fig. 11과 Fig. 12에서 보는 바와 같이 실선 scale에서는 경계층 두께가 얇아져 상대적으로 빠른 유속으로 인하여 프로펠러 하중이 증가하여 Table 6에서 분석한 바와 같이  $Q$ 는 ITTC'78방법으로 추정된 값은 실선 scale에서 계산한 값보다  $123.0 \text{ KN} \cdot \text{m}$  적게 추정된다. 따라서 ITTC'78 방법에서는  $\eta_R$ 이 0.035 크게 추정된다.

- 프로펠러 단독효율 : ITTC'78방법에서는  $w_S$ 에  $(1+k)$  등의 축척효과를 고려하지 않음으로 0.037 적게 추정되고  $n_S$ 는 0.81RPM 크게 추정됨으로 인하여  $J_0$ 가 실선 scale 계산 결과보다 0.022 크게 추정된다. 따라서  $\eta_0$ 는 0.023 크게 추정된다.

- 속도성능 : 앞에서 설명한 각종 효율들을 종합적으로 정리하면 ITTC'78방법에서는  $\eta_D$ 가 0.007 크게 추정되어  $P_D$ 는 976HP 적게 추정된다.

## 6. 결론

- 선체주위 유동특성에 대한 축척효과는 다음과 같다.
- 선체표면 한계유선 형태, 선수부 압력분포 : 축척효과는 거의 없음.

- 선미부 압력분포 : 빠른 압력회복이 나타남.
- 각 단면의 속도 및 프로펠러 반류 분포 : 경계층 두께가 얇아져서 유속이 빨라짐. 2차유동의 크기가 작아지고 회전유동의 중심축이 선체중심면으로 이동함.
- 중앙단면 축방향 속도 : 증가함.
- 트랜섬 유동 : 회전유동 세기가 약해짐.

- ITTC'78방법으로 추정된 저항 및 자항요소를 실선 scale 계산 결과와 비교하면 다음과 같다.
- 형상계수 : 축척효과를 무시하고 있으나 실선 scale에서는 증가함.
- 추력감소계수 : 저항과 추력이 같은 비율로 증가하여 축척효과는 거의 없음.
- 유효반류비 : 적게 추정되고 있으며 ITTC'78방법에서 사용하고 있는 실선확장법은 현대 선형에 맞지 않음. 형상계수의 축척효과와 타 영향을 고려한 수정된 실선확장법이 제안되어야 함.
- 선체효율 : 유효반류비를 적게 추정함으로 인하여 선체효율은 적게 추정됨.
- 상대회전효율 : 축척효과를 고려하지 않음으로써 크게 추정됨.
- 프로펠러 단독효율 : 유효반류비가 적게 추정됨으로 인하여 프로펠러 전진계수가 크게 추정되어 프로펠러 단독효율은 크게 추정됨.

## 참고 문헌

Choi, J.E. Min, K.S. Chung, S.H. & Seo, H.W., 2003. Study on the Scale Effects on the Flow Characteristics around a Full Slow-Speed Ship. *Proceedings of the 8<sup>th</sup> Numerical Ship Hydrodynamics*.

Choi, J.E. Kim, J.H. Lee, H.G. Choi, B.J. & Lee, D.H., 2009. Computational predictions of ship-speed performance. *Journal of Maritime Science and Technology*, 14(3), pp.322-333.

- Choi, J.K. & Kinnas, S.A., 2003. Prediction of Unsteady Effective Wake by a Euler Solver/Vortex-Lattice Coupled Method. *Journal of Ship Research*, 47, pp.131-144.
- Dyne, G., 1974. A Study of Scale Effect on Wake, Propeller Cavitation, and Vibratory Pressure at Hull of Two Tanker Models. *SNAME*, 82, pp.162-179.
- Eca, I. & Hoekstra, M., 2001. Numerical Prediction of Scale Effect in Ship Stern Flows with Eddy-Viscosity Turbulence Models. *Proceedings of the 23<sup>rd</sup> Symposium on Naval Hydrodynamics*.
- Fluent 6.3 User's Guide, 2008. *Fluent Inc.*
- García-Gómez, A., 2000. On the form factor scale effect. *Ocean Engineering*, 27, pp.97-109.
- Gridgen User Manual Version 15, 2003, *Pointwise Inc.*
- Hänninen, S.K.M. & Schweighofer, J., 2006. Numerical Investigation of the Scale Effect on the Flow around a Ship Hull. *Ship Technology Research*, 53, pp.17-25.
- Jin, S.H. et al., 2005. A Study on Comparison of Resistance Performance of Actual Ship-Model Ship Scale Ratio for 3,600TEU Container Ship. *Proceedings of the Annual Autumn Meeting, SNAK*, pp.91-95.
- Kim, B.N. Park, J.H. & Kim W.J., 2007. Calculation of Flows around Container Ship Models with Different Reynolds Numbers. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 44(3), pp.258-266.
- Lauder, B.E. & Spalding, D.B., 1974. The numerical computation of turbulent flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 3, pp.269-289.
- Leonard, B.P. & Mokhtari, S., 1990. ULTRA-SHARP nonoscillatory convection schemes for high-speed steady multidimensional flow. *NASA TM 1-2568 (ICOMP-90-12)*, NASA Lewis Research Center.
- Min, K.S. et al., 2002. Study on the CFD Application for VLCC Hull-Form Design. *Proceedings of the 27<sup>th</sup> Symposium on Naval Hydrodynamics*, Seoul, Korea.
- Oh, K.J. & Kang, S.H., 1992. Full scale Reynolds number effects for the viscous flow around the ship stern. *Computational Mechanics*, 9, pp.85-94.
- Patankar, S.V. & Spalding, D.B., 1972. A calculation procedure for heat, mass and momentum transfer in three-dimensional parabolic flows. *International Journal of Heat and Mass Transport*, 15, pp.1787-1806.
- Sasajima, H. & Tanaka, I., 1966. On the Estimation of Wake of Ships. *Proceedings of the 11<sup>th</sup> ITTC*.
- Tanaka, I. et al., 1984. Investigation of Scale Effects on Wake Distribution Using Geosim Models. *Journal of Kansai Society of Naval Architecture*, Japan, pp. 103-120.

