

## 전가동타와 비대칭타의 유체동역학적 특성 및 속도성능

최정은<sup>†\*</sup>, 김정훈\*, 이홍기\*, 박동우\*

현대중공업(주) 선박해양연구소\*

### Hydrodynamic Characteristics and Speed Performance of a Full Spade and a Twisted Rudder

Jung-Eun Choi<sup>†\*</sup>, Jung-Hun Kim\*, Hong-Gi Lee\* and Dong-Woo Park\*

Maritime Research Institute, Hyundai Heavy Industries, Co. Ltd.\*

#### Abstract

This article examines hydrodynamic characteristics and speed performances of a ship attached with a full spade and a twisted rudder based on a computational method. For this study, a 13,100 TEU container carrier is selected. The turbulent flows around a ship are analyzed by solving the Reynolds-averaged Navier-Stokes equation together with the application of Reynolds stress turbulence model. The computations are carried out at the conditions of rudder, bare hull, hull-rudder and hull-propeller-rudder. An asymmetric body-force propeller is applied. The speed performance is predicted by the model-ship performance analysis method of the revised ITTC'78 method. The hydrodynamic forces are compared in both rudder-open-water and self-propulsion conditions. The flow characteristics, the speed performance including propulsion factors and the rudder-cavitation performance are also compared. The model tests are conducted at a deep-water towing tank to validate the computational predictions. The computational predictions show that the twisted rudder is superior to the full spade rudder in the respect of the speed and the cavitation performances.

※Keywords: Full spade rudder(전가동타), Twisted rudder(비대칭타), Flow characteristics(유동특성), Rudder open water performance(타 단독성능), Propulsion factor(추진요소), Speed performance(속도성능), Rudder cavitation(타 공동)

#### 1. 서론

접수일: 2009년 11월 10일, 승인일: 2010년 3월 5일

†교신저자: jechoi@hhi.co.kr, 052-202-5540

최근 컨테이너선은 고속화와 대형화가 지속적으로 진행되고 있다. 일반적으로 고속 컨테이너선에

부착하고 있는 혼 타는 간극 주위에 공동이 발생하여 타 침식 및 선체 진동문제가 빈번하게 발생되고 있다. 간극 공동을 줄이는 방안으로 부가물을 부착시키거나(Choi and Chung 2007, Rhee and Kim 2008), 간극이 없는 전가동타(full spade rudder, Jang et al. 2005, Yang et al. 2006), 혹은 비대칭타(twisted rudder, Shen et al. 1997, Kim and Kim 2009) 등을 이용하고 있다.

프로펠러는 타에 유입되는 유동을 가속시키고 회전시킨다. 타는 프로펠러에 의해 유기된 회전유동을 감소시킨다. 프로펠러와 타와의 관계는 타를 날개가 2개인 회전하지 않는 이중반전 프로펠러로 생각할 수 있다. 이러한 상호작용을 하는 프로펠러와 타가 선체 뒤에 위치하면 유동은 더욱 복잡해진다. 선미 선형의 곡률효과로 인하여 유선이 넓어져 두꺼운 경계층(혹은 반류층)이 생성되어 유속이 감소된다. 그리고 자유표면으로 향하는 상승유동과 2차유동(혹은 빌지 보오텍스)이 발생하여 프로펠러와 함께 회전유동을 야기시킨다. 단독 및 프로펠러 후류에 위치한 타의 유체동역학적 성능에 대한 연구(Molland and Turnock 1996, Choi et al. 2008), 선체와 프로펠러 후류에 위치한 타 주위 유동에 대한 연구(Kodama 1994, Molland and Turnock 1995, Hino 2005) 그리고 공동성능에 대한 연구(Han et al. 1999, Kim et al. 2006, Paik et al. 2006, Choi and Chung 2007, Choi et al. 2007)는 최근 많이 수행되고 있다.

본 연구에서는 전가동타와 비대칭타의 단독성능, 선체 반류와 프로펠러 후류에 기인한 타의 유체동역학적 특성, 추진 및 속도성능을 수치해석 결과를 이용하여 추정하였으며 모형시험 결과와 비교 검증하였다. 2장에서는 수치해석 방법에 대한 간단한 설명을 하였다. 3장에서는 대상선 및 격자생성에 대해 설명하였다. 4장에서는 수치해석 결과를 모형시험 결과와 함께 논의하였다. 격자생성은 Gridgen code(2003)를, 비점성유동해석은 MPUF-3A code(Choi and Kinnas 2003)를, 점성유동해석은 Fluent version 6.3(2008)를 사용하였다. 계산은 15개의 3.0GHz Xeon processors로 구성된 Linux Cluster를 사용하였다. 저항과 자항

전가동타와 비대칭타의 유체동역학적 특성 및 속도성능

계산에 소요되는 시간은 각각 5와 30시간이다. 수치해석 결과검증을 위한 모형시험은 심수 예인수조에서 수행하였다.

## 2. 수치해석 방법

본 계산을 위하여 적용된 좌표계는 Fig. 1에서 보는 바와 같이 선체 고정좌표계로써 유동 방향이 양(+) $x$ 축, 선박의 우현이 양의  $y$ 축이며 중력의 반대방향인 양의  $z$ 축으로 하고 선박의 중심면과 자유표면이 만나는 점을 원점으로 하는 우수좌표계이다.

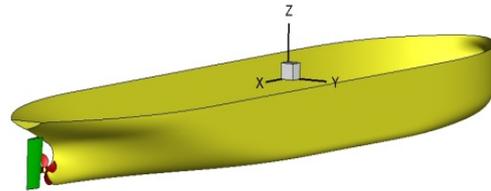


Fig. 1 Coordinate system

### 지배방정식

비압축성 난류유동의 지배방정식은 연속방정식과 Reynolds averaged Navier-Stokes(RANS)식이며 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

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

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

### 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, Hino 2005). Reynolds stress는 RANS로부터 유도될 수 있으며 다음의 편미분 형태로 표현된다.

$$\frac{Du_i u_j}{Dt} = D_{ij} + G_{ij} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \varepsilon + PS \quad (3)$$

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

$$D_{ij} = \frac{\partial}{\partial x_\ell} (C_k \frac{k^2}{\varepsilon} \frac{\partial u_i u_j}{\partial x_\ell} + \nu \frac{\partial u_i u_j}{\partial x_\ell}) \quad (4)$$

$$G_{ij} = -\overline{(u_i u_\ell \frac{\partial U_j}{\partial x_\ell} + u_j u_\ell \frac{\partial U_i}{\partial x_\ell})} \quad (5)$$

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

여기서  $C_k(=0.09)$ ,  $C_\ell(=1.9)$ 과  $C_\lambda(=0.6)$ 는 난류 모형계수이다.  $k$  와  $\varepsilon$  은 난류에너지와 난류에너지 소산율을 나타내며 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{Dk}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_\ell} (C_k \frac{k^2}{\varepsilon} \frac{\partial k}{\partial x_\ell} + \nu \frac{\partial k}{\partial x_\ell}) - \overline{u_i u_\ell \frac{\partial U_i}{\partial x_\ell}} - \varepsilon \quad (7)$$

$$\frac{D\varepsilon}{Dt} = \frac{\partial}{\partial x_\ell} (C_\varepsilon \frac{k^2}{\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_\ell} + \nu \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_\ell}) - C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} \overline{u_i u_\ell \frac{\partial U_i}{\partial x_\ell}} - C_{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (8)$$

여기서  $C_\varepsilon(=0.07)$ ,  $C_{\varepsilon 1}(=1.44)$ 과  $C_{\varepsilon 2}(=1.92)$ 는 난류 모형상수이다.

물체력 분포기법

비대칭 물체력분포 기법을 이용하여 프로펠러 주위 유동을 모사하였다. 축방향( $f_{bx}$ )과 접선방향( $f_{b\theta}$ )의 물체력 분포는 다음 식과 같이 표현된다.

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

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

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

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

여기서  $T$ ,  $Q$ ,  $R_p$ ,  $R_H$ ,  $l$ ,  $J$ 는 추력과 토크, 프로펠러와 hub 반경, 그리고 축방향과 회전방향의 물체력 분포함수를 나타낸다.  $\Phi$ 는 프로펠러 흡입면과 압력면의 추력(혹은 토크)차이를 나타낸다.

수치해석기법

계산 영역은 유한개의 작은 격자로 나누어지며 지배방정식은 이산화 과정을 거쳐 대수방정식으로 변환된다. 공간이산화 처리는 cell-centered 유한체적법을 사용하였다. 대류항은 QUICK scheme을, 확산항은 중앙차분법을 사용하였으며, 속도-압력 연성은 SIMPLEC algorithm을 적용하였다.

**3. 대상선, 계산조건 및 격자생성**

대상선

대상선은 13,100 TEU급 컨테이너선으로 전가동타와 비대칭타를 부착하여 유체동역학적 특성과 추진요소를 포함한 속도성능을 비교하였다. 대상선, 대상 프로펠러와 대상타의 주요요목을 Table 1에 정리하였다. 실선 scale에서 투영면적( $A_T$ )은 비대칭타가 18.98m<sup>2</sup>(18.8%) 적다. 설계속도에서의 모형선  $R_{NM}(L_{pp})=1.677 \times 10^7$ 이다.

**Table 1** Principal dimensions of objective ship, propeller and rudder

Ship	Propeller			Rudder	Full spade	Twisted
$L_{pp}$ (m)	350.0	Diameter (m)	8.80	a (m)	8.60	9.20
$B$ (m)	48.2	No. of blade	6	b (m)	6.70	7.40
$T$ (m)	14.5	Chord length at 0.7R <sub>p</sub> (m)	3.624	h (m)	13.20	9.88
$\Delta$ (m <sup>3</sup> )	165,215	P/D at 0.7R <sub>p</sub>	0.127	A <sub>T</sub> (m <sup>2</sup> )	100.98	82.00

전가동타와 비대칭타의 형상을 Fig. 2에 나타내었다. 전가동타는 혼 타의 간극을 무시한 형상이다. 비대칭타는 타 상부 면(Section B)은 좌현으로 하부면(Section D)은 우현으로 휘어져 있다.

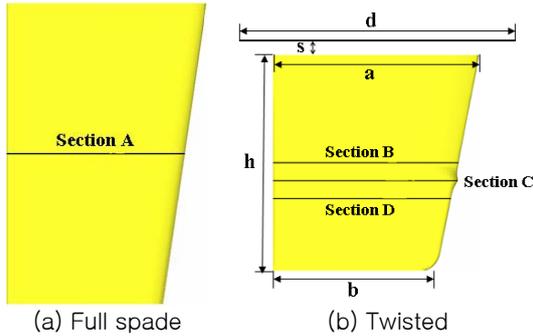


Fig. 2 A view of full spade and twisted rudder

계산 조건

모든 계산은 예인수조 모형선 scale( $\lambda = 40.6767$ )에서 수행하였다. 유입경계면은 주어진 속도성분과 압력(operating pressure)이 경계조건이 되는 속도입력(velocity inlet)조건을, 자유표면과 바깥경계면은 대칭조건을, 출구경계면은 연속 방정식을 이용하여 속도와 압력을 구하는 출구유량(outflow)조건을 적용하였다. 그리고 계산의 효율성을 고려하여 표준 벽함수를 적용하였다.

전가동타와 비대칭타의 유체동역학적 힘과 모멘트는 타 단독(rudder open water, ROW)상태에서 비교하였다. 타 단독상태의 계산을 위하여 타 상방에( $s=5\text{mm}$ : 모형 scale) 원형 분리판 (직경  $d=0.4523\text{m}$ : 모형 scale)을 두었다.

수치해석 결과를 이용한 선박의 속도성능은 모형시험과 유사한 방법으로 추정할 수 있으며 다음의 5가지 경우의 계산이 필요하다(Choi et al. 2009).

- Case 1 : 모형선 전체저항( $R_{TM}$ )을 구하기 위한 자유표면모형을 이용한 점성유동계산
- Case 2 : 모형선 점성저항( $R_{VM}$ )을 구하기 위한 이중모형을 이용한 점성유동계산
- Case 3 : 자항상태에서 모형선 점성저항( $R_{VM}^{SP}$ )을 구하기 위한 점성유동계산

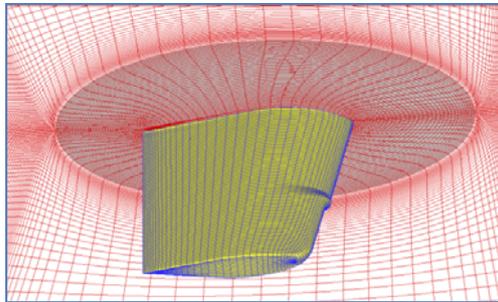
- Case 4 : 프로펠러에 작용하는 추력( $T_M$ )과 토오크( $Q_M$ )를 구하기 위한 비정상 포텐셜 유동계산
- Case 5 : 프로펠러 단독 특성곡선을 구하기 위한 프로펠러 단독상태에서의 점성유동계산

본 연구에서는 속도추정의 계산 효율성을 높이기 위하여 Case1과 Case 5는 모형시험 결과를 이용하였다. 모형선 자세변화는 고려하지 않았다. 타는 부가물이 아닌 추진장치로 생각하여 Case1과 Case2의 저항계산에서는 타를 부착하지 않은 나선상태에서 계산을 수행한다. 따라서 전가동타와 비대칭타를 부착한 모형선인 경우, Case 1과 Case 2의 동일한 저항계산 결과를 이용한다. 저항계산에서 프로펠러를 추력과 토오크를 발생하는 원판으로 가정하여 RANS의 소스항으로 처리하는 비대칭 물체력 분포기법을 사용하였다.

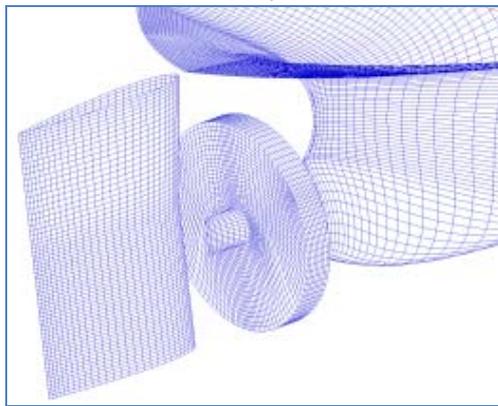
격자생성

Fig. 3는 타 단독과 자항계산에 사용된 격자를 보여준다. 격자생성은 Gridgen code를 사용하였으며 다중블록 정규 격자계로 구성하였다. 타 단독상태 계산인 경우 타 상부에 위치한 원형 분리판을 고려하여 2가지 형태의 격자계를 구성하였다. 타 주위 격자계인 O-type과 바깥부분 격자계인 H-type이다. H-type 격자계는 입사각에 따라 격자를 재 생성하였다. 자항계산인 경우 프로펠러 물체력을 표현하기 위한 프로펠러 디스크 블록은 원기둥형태로 프로펠러 축방향 길이와 반경방향까지이다.

타 단독성능, 예인 및 자항조건에서의 계산영역과 사용된 격자수를 Table 2에 정리하였다. 여기서  $(x,y,z)$ 는  $L_{PP}$  혹은 타의 평균 cord 길이 [ $\bar{c} = 0.5 \cdot (a + b)$ ]로 무차원화된 값이다.  $y^+$ 는 선체(혹은 타) 표면으로부터 첫 번째 격자높이를 벽좌표계로 표시한 값의 평균값을 나타낸다. 사용된 격자계에 대한 검증은 수행하지 않았으나 수치해석 결과를 모형시험 결과와 비교함으로써 검증하였다.



(a) Rudder open water



(b) Self propulsion

Fig. 3 Partial view of grid generation

Table 2 Calculation domain and number of cells

	ROW	Towing	Self-propulsion
$X_{min}$	-2.41	-1.00	-1.00
$X_{max}$	3.01	1.50	1.50
Cal. domain	$Y_{min}$	0.00	-1.00
	$Y_{max}$	1.80	1.00
	$Z_{min}$	-1.92	-1.00
	$Z_{max}$	0.67	0.00
No. of cells	1,337,142	1,380,960	2,778,720
$\overline{y^+}$	89.3	92.65	87.24

4. 속도성능 추정 방법

수치해석 결과를 이용한 선박의 속도성능은 Fig. 4에서 보는 바와 같이 수정된 ITTC'78방법을 이용하여 모형시험과 유사한 방법으로 추정할 수 있다.

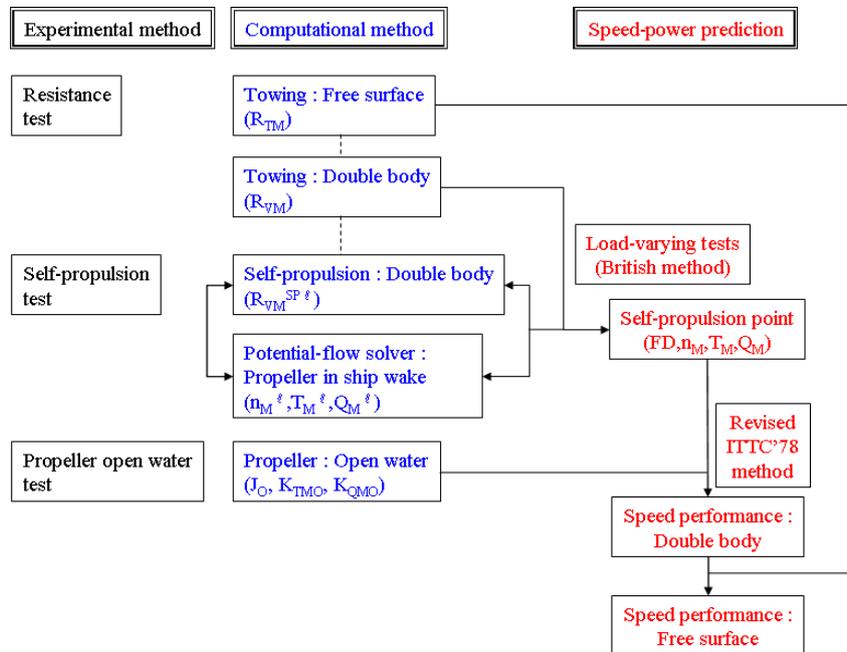


Fig. 4 Procedure to predict the speed performance based on a computational method

앞 장에서 설명한 Case 2의 계산 결과로부터 형상계수(1+k)를 구한다.

$$1+k = \frac{C_{VM}}{C_{FM}} \quad (13)$$

여기서 아래첨자 M은 모형선을 표시하며, C<sub>VM</sub>은 이중모형 저항시험조건 계산으로부터 구한 전저항 계수로서 점성저항계수이다. C<sub>FM</sub>은 ITTC-1957 모형선-실선 상관식에서 구한 평판의 마찰저항계수이다. (1+k)의 값은 1.123(수치해석: 1.074)이다.

Case 1과 Case 2의 계산 결과로부터 잉여저항 계수(C<sub>R</sub>)을 구한다. 본 연구에서는 효율성을 고려하여 모형시험에서 구한 C<sub>R</sub> 값(=0.062×10<sup>-3</sup>)을 사용하였다.

Case 3과 Case 4의 반복 계산으로부터 R<sub>VM</sub><sup>SP</sup>, T<sub>M</sub>과 Q<sub>M</sub>을 구한다. 반복계산은 Fig. 5에서 보는 바와 같이 K<sub>TM</sub> 및 K<sub>QM</sub>이 수렴할 때 까지 계속되며, 4번 정도의 반복 계산으로 수렴 해를 얻을 수 있다.

예인력(T<sub>F</sub>)은 R<sub>VM</sub><sup>SP</sup>과 T<sub>M</sub>의 차이이다. 모형선 scale에서의 T<sub>F</sub>의 값은 영(0)이지만 실선 scale에서는 모형선 scale과의 마찰력 차이를 식 (14)와 같이 수정하여야 한다.

$$C_{TF} = (1+k)(C_{FM} - C_{FS}) - \Delta C_{FM} \quad (14)$$

여기서 ΔC<sub>FM</sub>(=2.810×10<sup>-3</sup>)은 CFD-모형시험 상관관계를 나타내는 변수이다. 자항점은 2개 이상의 프로펠러 회전속도(η<sub>M</sub>)에 대한 저항 및 자항계산 결과(1+k, R<sub>VM</sub><sup>SP</sup>, T<sub>M</sub><sup>ℓ</sup>, Q<sub>M</sub><sup>ℓ</sup>)를 이용하여 Fig. 6의 과정을 통하여 구할 수 있다.

Fig. 6에서 구한 자항점에서의 T<sub>F</sub>, η<sub>M</sub>, T<sub>M</sub>과 Q<sub>M</sub>, 그리고 R<sub>VM</sub>을 입력조건으로 하여 수정된 ITTC'78 방법을 사용하면 속도성능을 추정할 수 있다. Fig. 7은 추력일치법을 사용했을 때의 모형선scale의 프로펠러 단독특성 곡선과 실선 scale에서 프로펠러 하중곡선을 이용한 작용점(operating point)을 구하는 과정을 나타낸 그림이다. 프로펠러 단독특성 곡선은 모형시험 결과를 이용하였다.

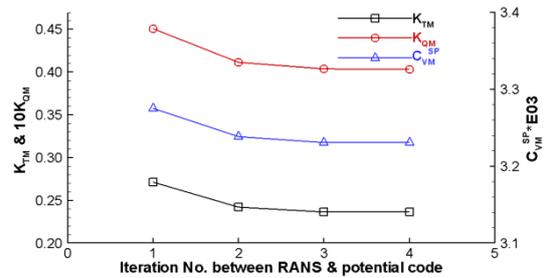


Fig. 5 Convergence history of thrust and torque coefficient : twisted rudder, η<sub>M</sub>=10.0rps

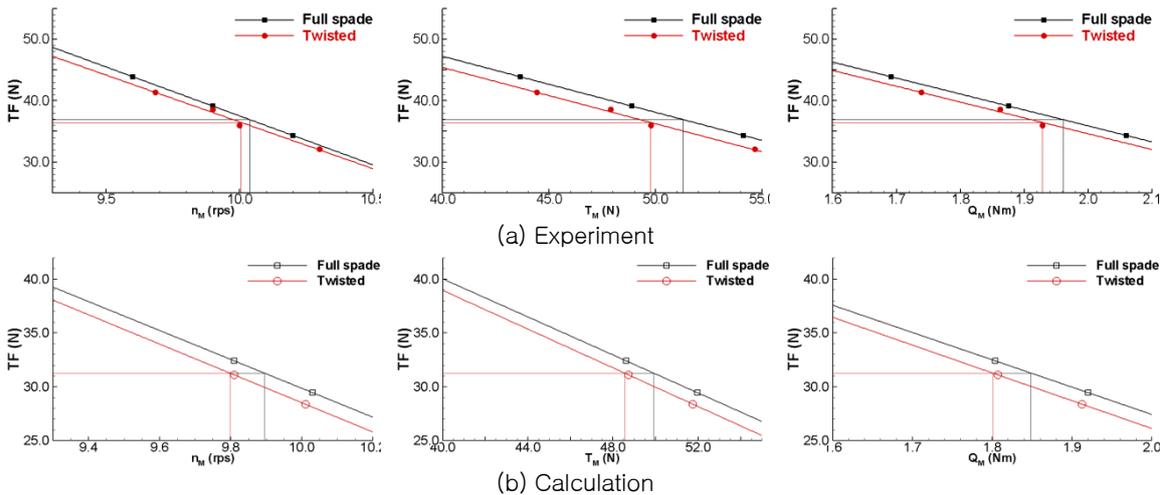


Fig. 6 Propeller rotative speed, towing force, thrust and torque near the self-propulsion point

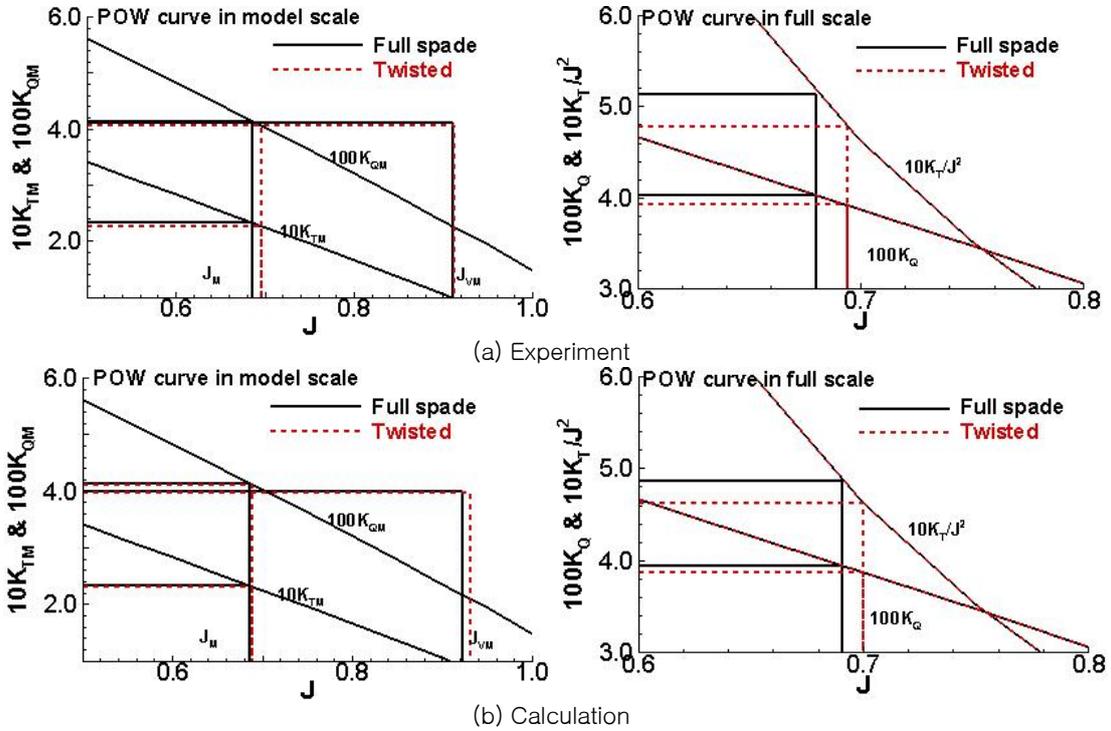


Fig. 7 Propeller open water curves utilizing thrust identity in mode scale and propeller load in full scale

여기서 구한 속도성능은 이중모형조건에서 구한 값들이므로 자유표면 효과를 고려하여야 한다.

### 5. 결과 및 토의

#### 타 단독 성능

Fig. 8과 9는 전가동타와 비대칭타의 단독상태에서의 표면 압력계수분포와 양력, 항력과 모멘트 크기를 비교한 그림이다. 여기서  $\alpha$ 는 좌현에서 유입되는 각이 양(+)<sup>1</sup>의 각이라고 정의한다. 모멘트는 타 축을 지나는 z축에 대한 모멘트이다. 타 면적이 서로 다르기 때문에 Fig. 9에서 무차원화 계수를 비교하지 않았다. 전가동타일 경우 최대압력 발생영역은 압력면에서 유동이 부딪히는 정체압력 영역이고 최소압력 발생영역은 흡입면의 타 두께가 가장 두꺼운 영역이다. 비대칭타일 경우 상·하부에서 서로 형태를 보인다. 즉,  $\alpha(-5^\circ) > 0$ 일 경우 좌현으로 휘어진 상부에서는 입사각이 작아져 높은 압력영역이 줄어들고 우현으로 휘어진 하부

에서는 입사각이 커져 높은 압력영역이 커진다. 최소압력은 상부에서는 두께가 두꺼운 영역에서 넓게 나타나고 하부에서는 leading edge부근에 좁게 나타나 큰 값을 가진다.  $\alpha(-5^\circ) < 0$ 일 경우는 반대현상이 나타난다. 특이한 점은 흡입면에서의 최소압력 영역이 줄어든다. 이러한 영향으로  $\alpha > 0$ 에서의 양력의 크기는 전가동타와 비슷하나  $\alpha < 0$ 에서는 작은 값을 갖는다. 항력은 비대칭타의 면적이 전가동타에 비해 적으므로 대체적으로 적은 값을 갖는다. 스티어링 기어 용량 산정에 중요한 요인이 되는 모멘트의 크기는 비대칭타인 경우가 작다. 실속영역에서의 양력은 입사각 증가에 무관하게 일정한 값을 갖는 경향이 있으나 항력은 계속 증가하여 Fig. 10에서 보는 바와 같이, 양항력 비(lift-drag ratio)가 감소하여 타의 성능을 저하시킨다. 비대칭타의 양항력비는  $\alpha > 0$ 이고 비실속영역에서는 전가동타 보다 커서 유리하나  $\alpha < 0$ 인 경우와 실속영역에서는 불리함을 알 수 있다.

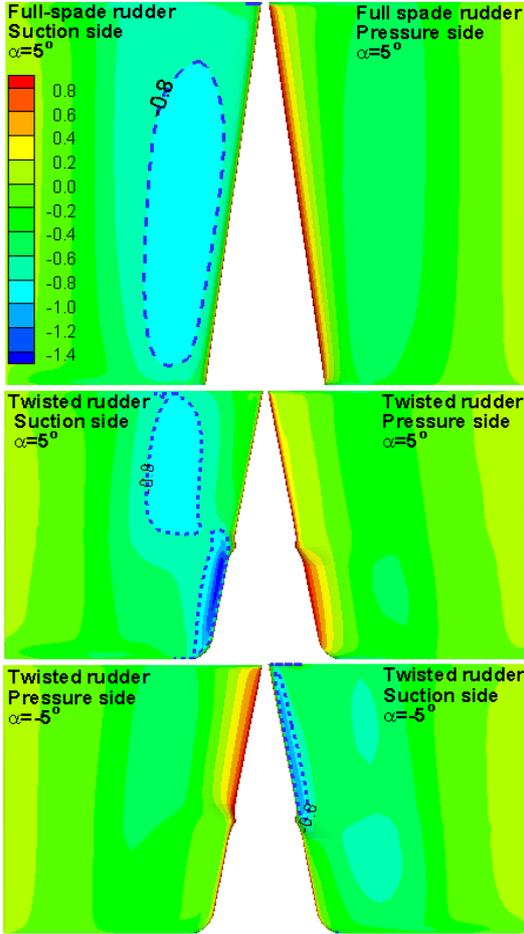


Fig. 8 Pressure coefficient distribution on the rudder surface

선체-타 주위 유동특성

Fig. 11은 예인조건에서 타가 부착되지 않은 나선상태와 전가동타 및 비대칭타가 부착된 상태에서 프로펠러 면에 유입되는 축방향속도 분포와 속도벡터를 나타낸다. Fig. 11에 표시된 값들은 선박의 속도( $V_M$ )와  $L_{PP}$ 로 무차원화 된 값들이다. 나선상태에서의 축방향 속도분포를 보면 저속 혹은 중속 비대칭의 특성인 섬모양의 저속구간(혹은 hook shape)는 나타나지 않고 있으나 선미 보오텍스에 기인한 2차유동은 나타난다. 프로펠러 상부면의 중심축 부근에서 타에 기인하여 축방향 속도가 감소함을 알 수 있다. Fig. 12의 축방향 속도의 원주

방향 평균값 차이( $\Delta \bar{V}_x$ ) 분포로부터 확인할 수 있다. 최대 감소는  $r/R=0.6$ (R: 프로펠러 반경) 부근에서 발생하고 전가동타인 경우 0.033m/s(5.4%), 비대칭타인 경우 0.038m/s (6.6%) 감소한다. 비대칭타가 전가동타에 비하여 0.005m/s 더 감소됨을 알 수 있다. 이는 비대칭타의 leading edge 방향과 선체 반류와의 반응각이 큰 것에 기인한다.

자향상태에서의 타 주위 유동 특성

Fig. 13은 자향조건에서 프로펠러 면을 통과하는 유선을 나타낸 그림이다. 프로펠러로 인하여 가속된 유속으로 인하여 프로펠러 바로 뒷부분의 유선은 수축되고 프로펠러 중심축 부근에서는 강한 회전유동이 있다.

Fig. 14는 전가동타와 비대칭타의 leading edge인  $x$ -일정 단면에 유입되는 축방향속도 분포, 속도벡터와 축방향 보오티시티를 나타낸 그림이다. 동근 점선은 프로펠러를 표시한다. 축방향속도는 우현이 좌현보다 크다. 프로펠러 축 높이 위치를 경계로 하여 상부에서는 좌현에서 우현으로, 하부에서는 우현에서 좌현으로 향하는 회전유동이 있다. 회전 유동의 크기는 프로펠러 중심축에 가까울수록 커지고, 선미에서 상승하는 선체 반류의 영향으로 좌현이 우현보다 크다. 전가동타와 비교하여 비대칭타에 유입되는 축방향 속도의 크기가 크고 프로펠러 중심축 부근에서의 축방향 보오티시티의 크기는 작다. 여기서 흥미로운 점은 비대칭타인 경우 전가동타와 비교하여 예인조건에서는 프로펠러 면에 유입되는 유속은 약간 느리나(Fig. 12 참조) 자향조건에서는 프로펠러 후류와 타와의 반응각이 적은 이유로 비대칭타에 유입되는 유속은 빠르다는 것이다.

Fig. 15는 전가동타와 비대칭타의  $z$ -일정 단면에서의 2차원 유선 형태를 나타낸다. 전가동타인 경우 타 중심축 부근에서 유동박리가 발생하고 중심축으로부터 상부에서는 양(+)의 입사각이 하부에서는 음(-)의 입사각이 된다. 비대칭타인 경우 프로펠러 중심축 상·하부 단면의 leading edge의 타 입사각이 거의 영(0)도임을 알 수 있다.

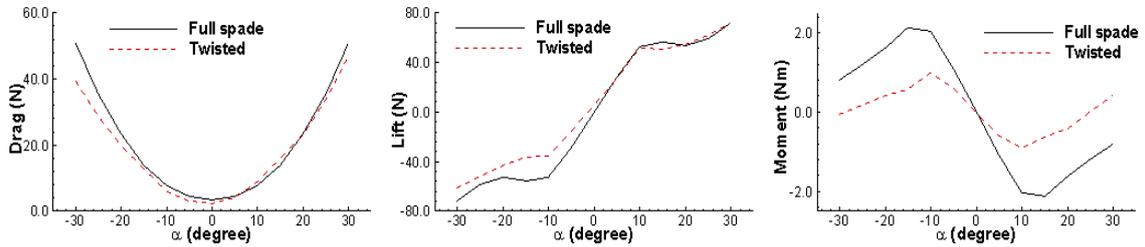


Fig. 9 Comparison of hydrodynamic forces

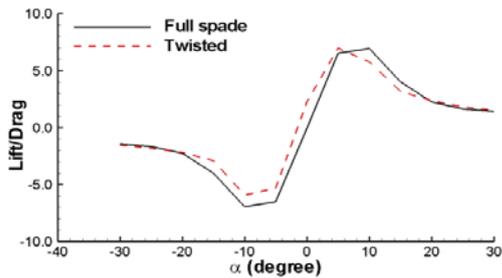


Fig. 10 Comparison of lift-drag ratio

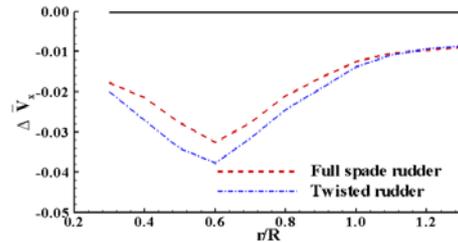


Fig. 12 Difference of circumferential averaged axial velocity on the propeller plane in towing condition

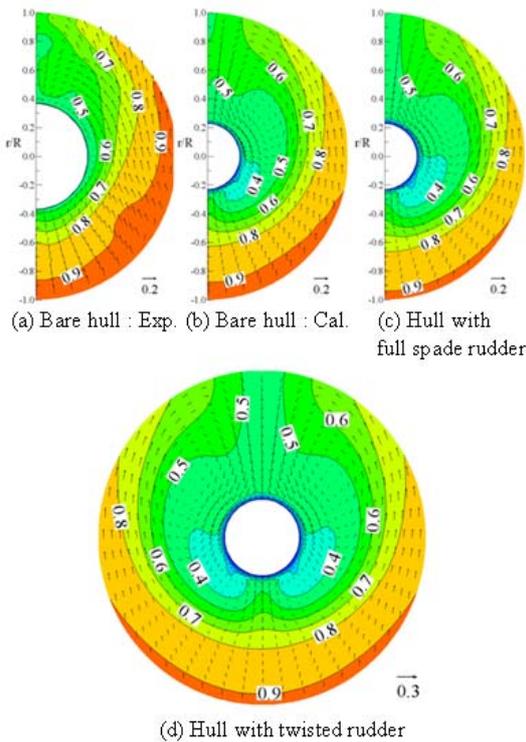


Fig. 11 Axial velocity contour and velocity vector on the propeller plane in towing condition

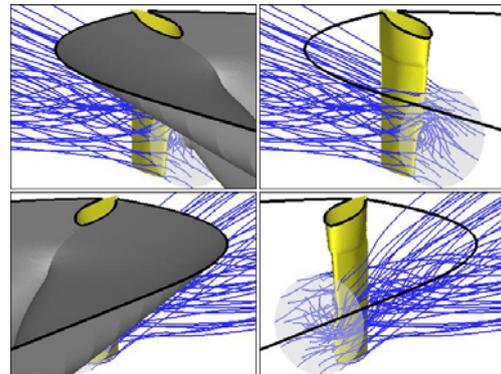
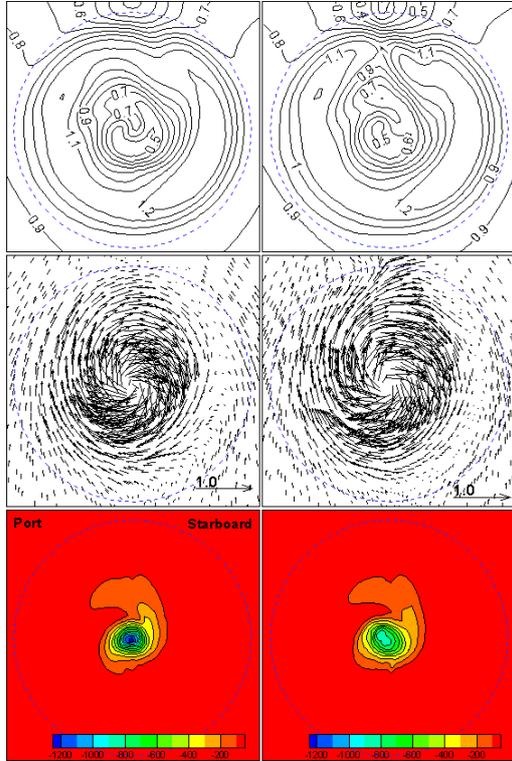


Fig. 13 Streamlines around a twisted rudder in self-propulsion condition,  $nM=10.0rps$

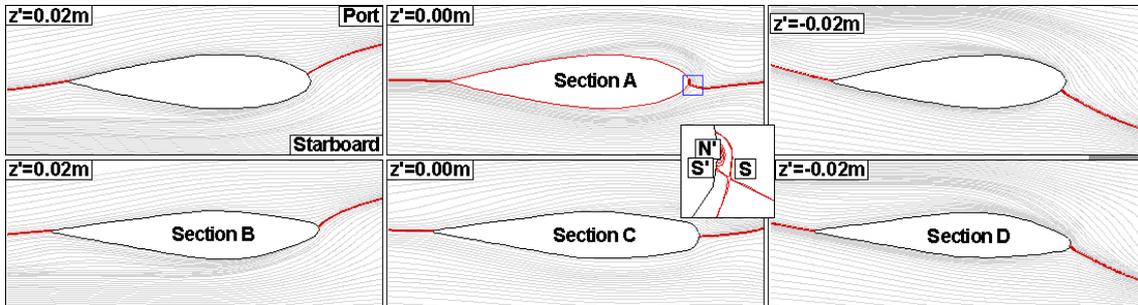
Fig. 16은 타 면의 한계유선 형태를 나타낸 그림이고 Fig. 17은 프로펠러 중심축 높이 부근에서의 타 면 유동박리선을 나타낸 그림이다. 전가동타와 비대칭타의 한계유선 형태는 비슷하나 프로펠러 중심축 부근에서의 유선형태는 약간의 차이가 있다. 전가동타인 경우 프로펠러 중심축 부근에 유동박리점이 존재하여 bubble 형태의 유동박리가 발생하고 있다. 이는 Fig. 15에 표현된 단면 A의 유동박리선에서도 잘 나타난다.



(a) Full spade rudder (b) Twisted rudder  
**Fig. 14** Axial velocity contour, velocity vector and axial vorticity at the rudder leading-edge section in self-propulsion condition :  $n_M=10.0$  rps

비대칭타인 경우, 유동박리선만 존재하는 free-vortex layer 형태의 유동박리가 발생한다.

Fig. 18은 타면의 압력계수분포를 나타낸 그림이다. 선체와 프로펠러 후류의 영향으로 타 상반부 우현에서 흡입면이, 좌현에서는 압력면이 나타



**Fig. 15** 2-dimensional streamlines on the plane at section B, C and D at self-propulsion condition :  $n_M=10.0$  rps

나고 타 하반부에서는 반대로 된다. 타에 유입되는 입사각은 비대칭타가 적으나 캠버가 큰 이유로 흡입면에서의 낮은 값의 압력이 보다 넓게 분포되어 있음을 알 수 있다.

Fig. 19는 타 후류의 축방향 속도분포와 2차원 유선을  $x$ -일정 단면에서 나타낸 그림이다. 타 좌현의 상부와 타 우현의 하부에서 가속된 유속이 합쳐서 끝단 보오텍스(tip vortex)를 형성하는 과정을 잘 보여주고 있다. 전가동타와 비대칭타의 타 끝단 보오텍스를 형성하는 모양은 유사하나 비대칭타인 경우의 축방향 유속이 약간 더 빠르다.

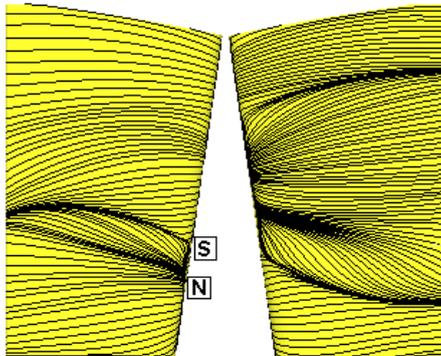
자항 및 속도성능

Fig. 6의 과정에서 구한 자항점에서의  $n_M$ , TF,  $T_M$ 과  $Q_M$  값들을 Table 3에 정리하였다.

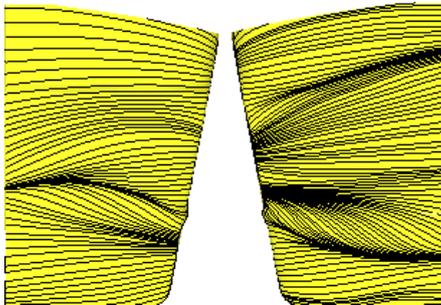
**Table 3** Propeller rotaive speed, towing force, thrust and torque at the self-propulsion point

		$n_M$ (rps)	TF (N)	$T_M$ (N)	$Q_M$ (N·m)
Full spade	Exp.	10.03	36.90	51.27	1.9591
	Cal.	9.89	31.26	49.91	1.8487
Twisted	Exp.	10.01	36.44	49.77	1.9283
	Cal.	9.80	31.26	48.55	1.8007
Diff*(%)	Exp.	-0.20	-1.25	-3.01	-1.60
	Cal.	-0.91	0.00	-2.72	-2.60

\* Diff.(%) =  $[\phi(\text{twisted}) - \phi(\text{fullspade})] / \phi(\text{fullspade}) \times 100$

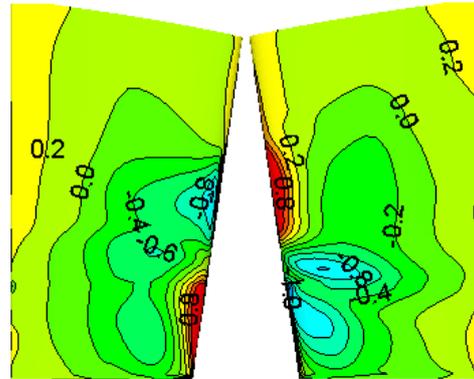


(a) Full spade rudder



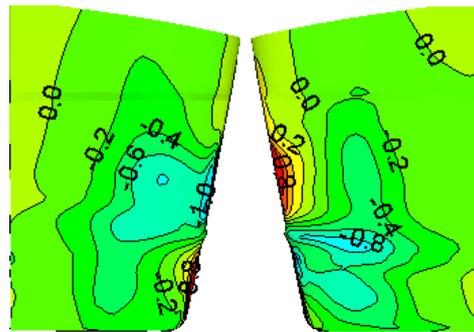
(b) Twisted rudder

Fig. 16 Limiting streamline on the rudder at self-propulsion condition :  $n_M=10.0$  rps



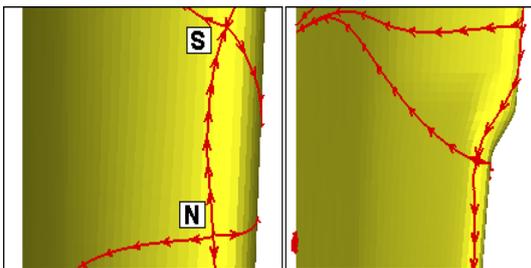
(a) Full spade rudder

(b)



(b) Twisted rudder

Fig. 18 Pressure distribution around a propeller shaft height of a rudder at self-propulsion condition :  $n_M=10.0$  rps



(a) Full spade

(b) Twisted

Fig. 17 Separation line around a propeller shaft height of a rudder at self-propulsion condition :  $n_M=10.0$  rps

자항점에서 비대칭타의  $n_M$ ,  $T_M$ 과  $Q_M$ 이 모두 적다. 이는 앞 장의 '자항상태에서의 타 주위 유동 특성'에서 검토한 바와 같이 선체와 프로펠러에 기인한 후류의 타 입사각이 비대칭타인 경우가 더 적어 유동이 원활하게 타를 지나는 것에 기인한다.

Table 4는 타에 작용하는 항력( $D^R$ ), 양력( $L^R$ )과 타 축에 대한 모멘트( $M_Z^R$ ) 양과 계수들을 정리한 표이다. 각 계수들은  $A_7$ 와  $\bar{c}$ 로 무차원하였다. 비대칭타인 경우 전가동타와 비교하여 입사각이 적은 효과로 인하여  $D^R$ (혹은  $C_D^R$ )이 적음을 알 수 있다. 흥미로운 사실 중의 하나는 전가동타와 비대칭타의  $L^R$  방향이 서로 반대이다. 그리고 단독 상태에서와는 달리 비대칭타의  $M_Z^R$ (혹은  $C_{M_Z}^R$ )의 크기가 크다.

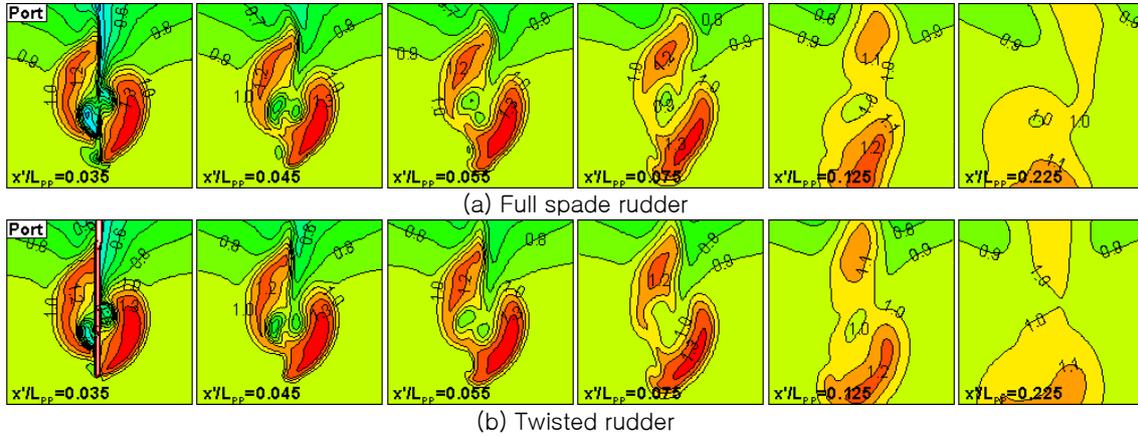


Fig. 19 Axial velocity contour and 2-dimensional separation and streamline on the  $x$ -constant plane behind a rudder at self-propulsion condition :  $n_M=10.0$  rps

Table 4 Thrust and normal force of a rudder at self-propulsion condition :  $n_M=10.0$  rps

	Full spade	Twisted
$D^R$ (N)	2.7257	1.8809
$C_D^R$	0.023	0.019
$L^R$ (N)	-2.2626	4.6723
$C_L^R$	-0.019	0.048
$M_z^R$ (Nm)	-0.3961	-0.5578
$C_{Mz}^R$	-0.018	-0.028

Table 5 Self-propulsive factors, propeller rotative speed and delivered power

		Full spade	Twisted	Diff. (%)
$J_M$	Exp.	0.686	0.696	1.44
	Cal.	0.686	0.689	0.44
$t$	Exp.	0.184	0.160	-15.00
	Cal.	0.163	0.139	-14.72
$w_S$	Exp.	0.236	0.219	-7.76
	Cal.	0.240	0.232	-3.33
$\eta_H$	Exp.	1.068	1.077	0.84
	Cal.	1.101	1.120	1.73
$\eta_R$	Exp.	1.006	0.997	-0.90
	Cal.	1.037	1.038	0.10
$\eta_O$	Exp.	0.639	0.648	1.39
	Cal.	0.642	0.647	0.78
$\eta_D$	Exp.	0.685	0.696	1.58
	Cal.	0.732	0.752	2.73
$n_S$ (RPM)	Exp.	96.50	96.65	0.17
	Cal.	95.58	95.30	-0.29
$P_D$ (HP)	Exp.	77,156	76,010	-1.51
	Cal.	74,765	72,777	-2.66
$P_E/(1-t)$ (HP)	Exp.	64,793	62,942	-2.94
	Cal.	65,386	63,563	-2.79

Table 5는 자항요소들을 비교한 표이다. 비대칭타의 프로펠러 전진비( $J_M$ )는 전가동타 경우보다 1.44%(수치해석: 0.44%) 크다. 따라서 유효반류비( $w_S$ )는 전가동타보다 7.76%(수치해석: 3.33%) 적게 추정되고, 프로펠러 단독효율( $\eta_O$ )은 1.39%(수치해석: 0.78%) 크게 추정된다. 추력감소계수( $t$ )는 15% 적다 (수치해석: 17.72%). 선체효율 [ $\eta_H=(1-t)/(1-w_S)$ ]인 경우, 비대칭타의  $t$ 의 감소량이  $w_S$ 의 감소량 보다 커서  $\eta_H$ 는 0.84%(수치해석 : 1.72%) 증가한다. 상대회전효율( $\eta_R$ )인 경우, 비대칭타 값이 전가동타 보다 0.90% 적으나 (수치해석인 경우는 0.1% 큼)  $\eta_O$ 와  $\eta_H$ 의 값이 큰 이유로 추진효율은 1.58% 크고 (수치해석 : 2.73%)  $n_S$ 는 0.17% 커진다 (수치해석은 0.29% 적음).

결과적으로 비대칭타인 경우 설계속도에서의 전달 마력( $P_D$ )이 1.51% 감소하여 (수치해석: 2.66%) 속도성능은 0.1knot 향상된다.

지금까지 살펴본 바와 같이 비대칭타가 전가동타에 비하여 속도성능이 우수한 이유 중의 하나는  $t$ 의 감소에 기인한다.  $t$ 의 감소로 인하여 자항상태에서의 저항성분인  $P_E(1-t)$ 는 비대칭타인 경우 전가동타의 값보다 2.94% 적게 추정된다. 여기서  $P_E$ 는 유효마력이다. 그리고 비대칭타의 설계방향은 각 단면들의 leading edge 방향과 자항상태에서 타에 유입되는 유동의 입사각과 일치시켜 타 주위의 유동 흐름을 원활하게 하는 것이다.

공동성능 특성

선체와 프로펠러 후류에 위치한 타의 공동특성을 수치해석하기 위해서는 많은 계산시간이 소요되므로 비공동(non-cavitating) 유동조건에서의 수치해석 결과로부터 타의 공동성능을 분석하는 것이 경제적이다. 타 면에 작용하는 압력이 증기압 이하로 감소하게 되면 공동이 발생한다. 따라서 Fig. 18의 타면에 작용하는 압력계수 분포에서 식 (15)로 표현되는 증기압 압력계수( $C_{p(vapor)}$ )보다 낮은 압력계수 분포를 조사하면 타의 공동성능을 효율적으로 분석할 수 있다.

$$C_{p(vapor)} = -\frac{P_{vapor} - P_{exit}}{0.5\rho V_0^2} \quad (15)$$

Fig. 20은 증기압 압력계수(=-0.81)보다 낮은 압력계수 분포를 나타낸 그림이다. 비대칭타가 전가동타와 비교하여 공동성능이 우수함을 알 수 있다.

비대칭타 선정 시 유의해야 할 사항

타의 역할은 타각이 없을 경우는 선미 스케그로써 기능을 하고 타각이 있을 경우에는 선수각 제거기능을 하고 있다. 일반적인 대칭타를 부착한 선박인 경우, 타로 유입되는 유동이 받음각으로 작용하여 선박이 잘 돌아가지 않으려는 유체력이 발생한다. 그러나 비대칭타를 부착한 선박이 사항하는 경우 사항방향에 따라 이러한 스케그 역할이

감소하는 문제가 발생하여 유체력이 작게 발생하고 선박이 쉽게 돌아가는 경우가 발생하여 직진안정성을 감소시키는 경우가 있다. 그리고 좌우 비대칭성이 강해지면 이를 고려하지 않고 설계된 autopilot이 적절하게 작동하지 않은 문제점도 있으므로 비대칭타는 속도성능과 공동성능의 장점에도 불구하고 선정에 유의하여야 한다.

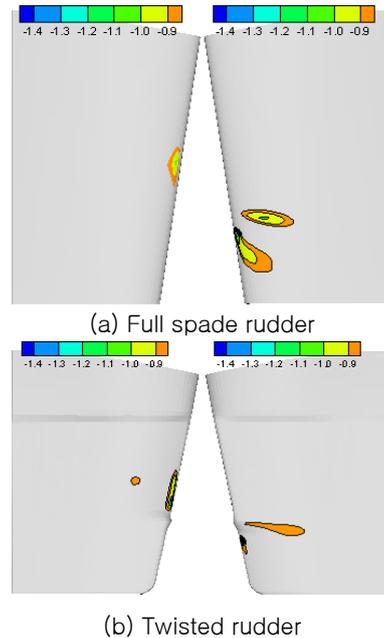


Fig. 20 Distribution of pressure coefficient under vapor pressure coefficient at self-propulsion condition :  $n_M=10.0$  rps

6. 결론

비대칭타는 자항상태에서 타 주위의 유동을 원활하게 하여 추력감소계수가 감소되어 선박의 속도성능이 향상되고 타의 공동성능이 개선됨을 대형 컨테이너선에 부착한 전가동타와 비대칭타의 유동특성과 속도성능을 수치적 방법으로 비교함으로써 확인하였고 실험으로 검증하였다. 비대칭타의 설계개념은 leading edge 방향과 자항상태에서 타에 유입되는 유동방향과 일치시키는 것이다. 그러나 선박이 사항할 경우, 비대칭타를 부착한 선

박의 직진안정성이 감소하므로 유의하여야 한다.

### 참 고 문 헌

- Choi, J.E. and Chung, S.H., 2007, "Characteristics of Gap Flow of a 2-Dimensional Horn-Type Rudder Section," Journal of the Society of Naval Architects of Korea., Vol. 44, No. 2, pp. 101-110.
- Choi, J.E., Chung, S.H. and Kim, J.H., 2007, "Cavitating-Flow Characteristics around a Horn-Type Rudder," Journal of the Society of Naval Architects of Korea., Vol. 44, No. 3, pp. 228-237.
- Choi, J.E. and Kim, J.H., 2008, "Flow Characteristics around a Rudder in Open Water Condition," Journal of Computational Fluids Engineering. Vol. 13, No. 1, pp. 14-20.
- Choi, J.E, Kim, J.H., Lee, H.G., Choi, B.J. and Lee, D.H., 2009, "Computational Predictions of Ship-Speed Performance," Journal of Maritime Science and Technology, Vol. 14, No. 3, pp. 322-333.
- Choi, J.K. and Kinnas, S.A., 2003, "Prediction of Unsteady Effective Wake by a Euler Solver/Vortex-Lattice Coupled Method," Journal of Ship Research, Vol. 47, pp. 131-144.
- Fluent 6.3 User's Guide, 2008, Fluent Inc.
- Gridgen User Manual Version 15, 2003, Pointwise Inc.
- Han, J.M., Kong, D.S., Kim, Y.G. and Lew, J.M., 1999, "Analysis of Propeller-Rudder Interaction with Rudder Angle," Proceedings of the Annual Autumn Meeting, SNAK, pp. 206-209.
- Hino, T. (ed), 2005, Proc. of CFD Workshop 2005, Tokyo, Japan.
- Jang, Y.H., Choi, Y.B., Lee, S.H., Park, J.S., Kim, S.P. and Park, J.J., 2005, "A Study on the Rudder Optimization for the Improvement Rudder Cavitation Erosion," Proceedings of the Annual Autumn Meeting, SNAK, pp. 346-351.
- Kim, I.W. and Kim, M.C., 2009, "Study on Design of Twisted Full Spade Rudder for Large Container Ship by Genetic Algorithm," Proceedings of the Annual Spring Meeting, SNAK, pp. 476-483.
- Kim, S.P., Park, J.J., Kim, Y.S., Jang, Y.H., Choi, Y.B. and Paik, B.G., 2006, "An Experimental Research on Gap Cavitation Erosion of Semi-spade Rudder," Journal of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 43, No. 5, pp. 578-585.
- Kodama, Y. (ed.), 1994, Proc. of CFD Workshop Tokyo 1994, Tokyo, Japan.
- Min, K.S., Choi, J.E., Yum, D.J., Shon, S.H., Chung, S.H. and Park, D.W., 2002, "Study on the CFD Application for VLCC Hull-Form Design," Proceedings of the 24<sup>th</sup> ONR Symposium on Naval Hydrodynamics.
- Molland, A.F. and Turnock, S.R., 1995, "Some Effects of Rudder-propeller-hull arrangements on Manoeuvring and Propulsion," PRADS'95, pp. 333-345.
- Molland, A.F. and Turnock, S.R., 1996, "A Compact Computational Method for Predicting Forces on a Rudder in a Propeller Slipstream," Proceedings of the Royal Institute of Naval Architects, pp. 227-244.
- Rhee, S.H and Kim, H.C, 2008, "A Suggestion of Gap Flow Control Devices for the Suppression of Rudder Cavitation," Journal of Marine Science and Technology, Vol. 13, No. 4, pp. 356-370.
- Paik, B.G, Kim, K.Y., Ahn, J.W., Kim, Y.S., Kim, S.P. and Park, J.J, 2006, "Experimental Investigation on the Gap Cavitation of Semi-spade Rudder," Journal of the Society of

Naval Architects of Korea, Vol. 43, No. 4, pp. 422-430.

- Shen, Y.T., Jiang, C.W. and Remmers, K.D., 1997, "A Twisted Rudder for Reduced Cavitation," J. of Ship Research, Vol. 41(4), pp. 260-272.
- Wilson, R.V., Stern, F., Coleman, H. and Paterson, E., 2001, "Comprehensive Approach to Verification and Validation of CFD Simulations - Part 2: Application for RANS Simulation of a Cargo/Container Ship," ASME Journal of Fluids Engineering, Vol. 123, pp. 803-810.
- Yang, H.J., Boo, K.T., Wada, Y. and Kim, S.E., "Hydrodynamic Design of the Full Spade Rudder," Proceedings of the Annual Spring Meeting, SNAK, pp. 711-716.



< 최정은 >



< 김정훈 >



< 이흥기 >



< 박동우 >