

## 와류생성기를 부착한 선박의 속도성능에 대한 수치적 추정

최정은<sup>†\*</sup>, 김정훈\*, 이상봉\*, 이흥기\*

현대중공업(주) 선박해양연구소\*

### Computational Prediction of Speed Performance for a Ship with Vortex Generators

Jung-Eun Choi<sup>†\*</sup>, Jung-Hun Kim\*, Sang-Bong Lee\* and Hong-Gi Lee\*

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

#### Abstract

The computational prediction method of speed performance for a ship with vortex generators is proposed. The Reynolds averaged Navier-Stokes equation has been solved together with the application of Reynolds stress turbulence model. The computations are carried out under identical conditions of the experimental method, i.e., towing and self-propulsion calculations without and with vortex generators. The speed performance in full scale is obtained through analyzing the computational results in model scale according to the revised model-ship performance analysis method of ITTC'78 with considering the vortex generators into account. The characteristics of resistance, self-propulsion and wake characteristics on the propeller plane are investigated. The proposed computational prediction clearly shows the effect of vortex generators and can be applicable to the design tool for vortex generators.

※Keywords: Vortex generator(와류생성기), Speed performance(속도성능), Computational prediction(수치적 추정), Revised ITTC'78 analysis method(수정된 ITTC'78 해석법), Resistance(저항), Self-propulsion(자항), Wake characteristics(반류특성)

#### 1. 서론

저속 혹은 중속 비대선은 중앙평행부의 선측

하단으로부터 선미로 이동하는 한 쌍의 강한 빌지 보오텍스가 존재한다. 이 빌지 보오텍스는 프로펠러 상부 면으로 유입되어 저속영역(혹은 hook shape)이 존재하게 된다. 이 저속영역은 속도분포를 불균일하게 하여 프로펠러 공동성능을 저하시키는 요인이 된다. 최근 선박의 대형화가 지속적

접수일: 2008년 10월 15일, 승인일: 2009년 3월 27일

†교신저자: jechoi@hhi.co.kr, 052-202-5540

으로 진행됨에 따라 이러한 저속영역의 크기가 심화되고, 공동에 기인한 프로펠러 침식과 선체 진동 문제가 발생하여 이를 해결하는 것이 시급한 현안으로 되고 있다. 선형과 프로펠러를 변경시키지 않고 프로펠러 면에 유입되는 축방향 속도분포의 불균일성을 완화시키는 방안으로 와류생성기(vortex generator, 이하 VG)와 같은 부가물을 부착시키는 방법이 많이 사용되고 있다(Baek et al. 2002, Kim et al. 2004, Lee et al. 2004, Rhyu et al. 2004, Hwangbo et al. 2004, Jang et al. 2006, Cho et al. 2007, Lee et al. 2008).

VG를 부착하여 유동박리 영역을 줄이거나 제거함으로써 실속영역을 줄이거나 항력을 감소(혹은 양력을 증가)시키는 방법은 자동차(Koike et al. 2004)와 비행기(Taylor 1947, Lin 2002) 분야에서 많이 이용되고 있으나 선박인 경우 VG에 기인한 속도성능 변화에 대한 연구는 거의 없는 실정이다. 선박인 경우, 선형에 따라 유동박리 형태가 다르고, VG에 기인하여 변화된 유동이 프로펠러 면에 유입되므로 자항성능 변화가 발생한다. 그리고 VG는 경계층 내부에 있으므로 일반적인 속도성능 해석법과는 다른 해석법이 요구된다.

본 연구에서는 VG에 기인한 선박의 속도성능을 예인 및 자항조건에서 수행한 모형선 스케일의 수치해석 결과를 이용하여 수정된 ITTC-78 속도성능 해석법을 이용하여 추정하였다. 2장에서는 수치해석 방법에 대한 간단한 설명을 하였다. 3장에서는 대상선, 불확실성 해석 및 격자생성에 대해 설명하였다. 4장에서는 VG가 부착된 선박의 속도성능 추정기법에 대해 설명하였다. 5장에서는 속도성능의 수치적 결과에 대해 논의하였다. 격자생성은 Gridgen code를, 수치해석은 점성유동 해석용으로 Fluent version 6.3을, 프로펠러 주위의 비정상 포텐셜유동 해석용으로 MPUF3A code(Lee and Lee 2004)를 사용하였다.

## 2. 수치해석 방법

본 계산을 위하여 적용된 좌표계는 Fig. 1에서 보는 바와 같이 유동 방향이 양(+)의 x축이고 선

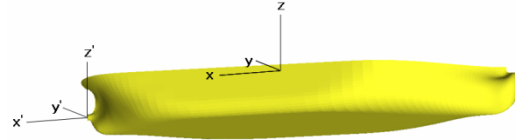


Fig. 1 Coordinate system

박의 우현이 양의 y축이며 중력의 반대방향인 양의 z축으로 하고 선박의 중심면과 자유표면이 만나는 점을 원점으로 하는 우수좌표계이다.

### 지배방정식

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

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

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

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

### 난류모형

난류모형은 발지보오텍스 추정에 가장 적합하다고 알려져 있는 Reynolds stress 난류모형을 사용하였다(Kodama 1994). Reynolds stress는 Navier-Stokes식의 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 압력변형량 항으로 다음과 같이 표현된다.

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

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

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

여기서  $k$  와  $\varepsilon$  은 난류에너지와 난류에너지소산율을 나타내며 다음과 같이 표현된다.

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

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

여기서  $C_k, C_\varepsilon, C_{\varepsilon 1}, C_{\varepsilon 2}$  는 난류 모형상수이다.

물체력 분포기법

RANS에서 구한 프로펠러 면의 유속은 비정상 포텐셜 유동 solver의 입력조건이 된다. 비정상 포텐셜 solver에서 구한 추력( $T$ )과 토오크( $Q$ )는 RANS식의 소스 항인 물체력으로 치환되어  $T$  와  $Q$ 가 수렴할 때 까지 이 과정을 반복하는 비대칭 물체력 분포기법을 이용하여 프로펠러 효과를 고려하였다.

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

$$f_{bx} = K_T \rho n^2 D_p^4 \frac{I(r_1, r_2; \theta_1, \theta_2)}{\pi(R_p^2 - R_H^2)\Delta x} \quad (9)$$

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

$$f_{b\theta} = K_Q \rho n^2 D_p^5 \frac{J(r_1, r_2; \theta_1, \theta_2)}{\pi r (R_p^2 - R_H^2)\Delta x} \quad (11)$$

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

여기서  $K_T, K_Q, n, D_p, R_p, R_H, I, J$  는 추력과 토오크계수, 프로펠러 회전속도, 프로펠러 직경과 반경, hub 반경, 축방향과 회전방향의 물체력 분포함수를 나타낸다.  $\Phi$  는 프로펠러 흡입면과 압력면의 추력(혹은 토오크)차이를 나타낸다.

자유표면

물( $p$ )과 공기( $q$ )의 경계면인 자유표면은 식 (13)으로 표현된 부피분율( $\alpha$ )의 연속방정식으로 구할 수 있다.

$$\sum_{q=1}^p [\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_q \rho_q) + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{V})] = 0 \quad (13)$$

여기서 물과 공기 사이의 물질전달은 무시하였으며  $\alpha (= \sum_{q=1}^p \alpha_q)$ 의 값은 1이다.

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 해법을 적용하였다. 자유표면 유동 계산일 경우, 시간이산화는 1차 음해법을, 부피분율은 수정된 HRIC를 사용하였다.

Table 1 Principal dimensions of objective ship, vortex generator, and propeller

Ship	Full scale	Vortex generator	Model scale	Propeller	Full scale
$L_{pp}$ (m)	319.00	Length (m)	0.126	Diameter (m)	9.90
$B$ (m)	60.00	Height (m)	0.042	No. of blade	4
$T$ (m)	21.00	Breadth (m)	0.0126	Chord length of 0.7R (m)	2.6382
$\Delta$ (m <sup>3</sup> )	327,008	$\alpha$ (degree)	26.0	P/D at 0.7R	0.7451

### 3. 대상선, 불확실성 해석 및 격자생성

#### 대상선

대상선은 317,000 TDW VLCC로 대상선, VG와 프로펠러의 주요 요목은 Table 1과 같다.

VG는 St. 3.5의 선저로부터 0.832m 높이에 위치해 있으며  $\alpha$ 는 선저와 VG와의 각도이다. 모형선 축척비는 45.00으로 설계속도에서의  $R_{NM}$ 은  $7.305 \times 10^6$ 이다.

계산 영역은  $-1.0 < x/L_{PP} < 1.5$ ,  $0.0 < y/L_{PP} < 1.0$ ,  $-1.0 < z/L_{PP} < 0.0$ 이다. 경계성을 고려하여 표준 벽 함수(Lauder and Spalding 1974)를 적용하였다.

입구경계면은 균일류 조건을, 외부경계면은 대칭조건을, 출구경계면은 Neumann 조건을 적용하였다.

#### 불확실성 해석

수치해석 결과의 불확실성 해석을 위하여, 23차 ITTC에서 추천하는 방법(Wilson 2001)에 따라 GS1, GS2, GS3의 3가지 격자계를 사용하여  $R_N = 6.991 \times 10^6$ 인 조건에서 점성저항계수( $C_{VM}$ )를 조사하였다. 3가지 격자계는 Table 2에서 보는 바와 같이 GS1이 가장 조밀하다. GS2와 GS3의 격자수는 일정한 비율( $r_G = \Delta x_2 / \Delta x_1 = \Delta x_3 / \Delta x_2 = \sqrt{2}$ )로 감소한다.

**Table 2** Grid systems for the uncertainty analysis

Grid system	Grid dimensions	No. of grids	$y_N^+$
GS1	327×70×97	2,198,736	50
GS2	230×50×69	776,537	86
GS3	162×35×49	267,848	111

여기서  $y_N^+$ 는 선체표면으로부터의 첫번째 격자 높이의 평균값을 벽좌표계를 사용하여 표시한 값으로 벽법칙을 만족하는 대수영역에 있다.

3가지 격자계에 대한 검증 결과를 Table 3에 정

**Table 3** Verification of viscous resistance coefficient for each grid system

	$S_{Exp}$	$S_{GS1}$	$S_{GS2}$	$S_{GS3}$	$R_G$	$p_G$	$C_G$
$C_{VM} \times 10^3$	3.967	4.037	4.103	4.226	0.5384	1.7865	0.8574

리하였다. 여기서  $S_{Exp}$ 는 모형시험 값이고  $S_{GSi}$ 는  $i$ -격자계의 수치해이다.  $R_G$ (수렴비),  $p_G$ (정확도)와  $C_G$ (보정계수)는 다음과 같이 정의된다.

$$R_G = \varepsilon_{G21} / \varepsilon_{G32} \quad (14)$$

$$\varepsilon_{Gij} = S_{GSi} - S_{GSj} \quad (15)$$

$$p_G = \frac{\ln(\varepsilon_{G32} / \varepsilon_{G21})}{\ln r_G} \quad (16)$$

$$C_G = \frac{r_G^{p_G} - 1}{r_G^{p_{Gest}} - 1} \quad (17)$$

여기서  $p_{Gest}$ 는 한계정확도 값이다. 수치해석에서 구한  $C_{VM}$ 이 모형시험 결과보다 약간 크나 격자수가 증가함에 따라 모형시험의 값으로 수렴하고 있다.  $R_G$ 의 값이 0과 1사이에 있으므로  $C_{VM}$ 은 단조 수렴한다고 가정할 수 있으며,  $C_G$ 의 값이 1에 근접하고 있으므로 수치 해는 근접영역에 있다고 가정할 수 있다. 따라서 오차와 불확실성을 평가하기 위하여 일반화된 Richardson 외삽법을 이용할 수 있다.  $C_{VM}$ 의 오차와 수치 불확실성을 Table 4에 정리하였다. 여기서  $U_G$ 는 격자계의 수치 불확실성,  $\delta_G$ 는 격자계의 수치오차,  $U_{GC}$ 는 수치 불확실성을 수정한 값,  $C_{VMC}$ 는 수정된 값들을 나타내며 다음과 같이 정의된다.

$$U_G = |(1 - C_G)\delta_G| \quad , \text{for } C_G \approx 1 \quad (18)$$

$$\delta_G = C_G \frac{\varepsilon_{G21}}{r_G^{p_G} - 1} \quad (19)$$

$$C_{VMC} = C_{VM} - \delta_G \quad (20)$$

$C_{VM}$ 의 오차는  $-0.0662 \times 10^{-3}$ 으로 수치불확실성은 1.91%이다. 근접영역에 도달했을 때의  $C_{VM}$ 값은  $3.970 \times 10^{-3}$ 으로 불확실성은 0.27%으로 상당히 감소한다.

검증 결과를 Table 5에 정리하였다.

**Table 4** Errors and uncertainties for viscous resistance coefficient

Uncorrected $C_{VM}$	Corrected $C_{VM}$		
$U_G$	$\delta_G$	$U_{GC}$	$C_{VMC} \times 10^3$
1.91%	1.64%	0.27%	3.970

**Table 5** Validation of uncorrected and corrected viscous resistance coefficient

	$E$ (%)	$U_V$ (%)	$U_{SN}$ (%)
Uncorrected $C_{VM}$	1.77	3.93	1.95
Corrected $C_{VM}$	0.10	3.43	0.28

여기서  $E$ 는 비교오차,  $U_V$ 는 검증불확실성,  $U_{SN}$ 는 수치불확실성이고 다음과 같이 정의된다.

$$E = S_{Exp} - S_{GS1} \quad (21)$$

$$U_V^2 = U_D^2 + U_{SN}^2 \quad (22)$$

$$U_{SN}^2 = U_G^2 + U_I^2 + U_T^2 + \dots \quad (23)$$

$U_D$ 는 실험 불확실성,  $U_I$ 는 반복계산수 불확실성,  $U_T$ 는 시간간격 불확실성이다. 본 연구에서는  $U_I$ 는 무시할 정도로 작다고 가정하였으며 정상유동이라고 가정하였으므로  $U_T$ 의 값은 0이다.  $U_D$  값이 2.5%라고 가정하면, 수정되지 않은  $C_{VM}$ 와 수정된  $C_{VM}$ 의  $E$ 가 모두  $U_V$ 보다 적은 값을 가지므로 현재의 수치모사에 대한 검증결과는 만족된다.

**격자생성**

지금까지 조사한 3개의 격자계는 검증용으로 일정한 값( $=\sqrt{2}$ )의  $r_G$ 를 만족하도록 생성되었다. 그러나 실질적인 모사인 경우, 정체압력 구간, 프로펠러 면과 타 주위에는 좀 더 많은 수의 격자가 분포되어야 최적의 격자계가 된다. 특히 VG가 부착된 경우는 VG 주위에 많은 수의 격자가 분포되어야 한다. 정체압력구간에서 좀 조밀한 격자를 분포한 경우(242×61×85=1,254,770)의  $C_{VM}$  값은  $4.018 \times 10^{-3}$ 으로 격자계 GS1에서 값보다 모형

와류생성기를 부착한 선박의 속도성능에 대한 수치적 추정

시험 값 혹은 근사값에 좀 더 근접한다. 따라서 본 연구에 적용된 격자계는 검증되었다고 생각된다.

본 연구에서는 VG가 부착되지 않은 상태와 부착된 상태에서의 예인 및 자항조건에서 수치해석을 수행하였다. 이 경우 자유표면은 이중모형으로 처리하였다. 잉여저항계수는 VG가 부착되지 않은 상태의 예인조건에서 VOF를 사용하여 추정하였다.

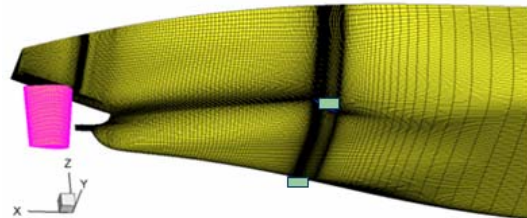
수행된 여러 가지 계산조건에서의 격자수를 Table 6에 정리하였다.

**Table 6** Number of grids for various cases

Case	Condition	Free surface	VG	No. of grid
1	예인	자유표면	Without	6,165,508
2	예인	이중모형	Without	1,864,680
3	예인	이중모형	With	2,270,980
5	자항	이중모형	Without	4,603,760
6	자항	이중모형	With	4,773,760

Fig. 2는 자항조건에서 이중모형을 사용한 VG 주위의 선미 표면격자를 나타낸 그림이다.

그림에서 보는 바와 같이, 본 격자계는 다중블럭으로 구성된 O-H형태의 육면체 격자로 구성되어 있으며, VG와 선미 부근의 격자밀도를 상당히 조밀하게 생성하였다.



**Fig. 2** A view of grid generation for a model ship with vortex generators: self-propulsion/double-body model

#### 4. 속도성능 추정기법

VG에 기인한 속도성능 차이를 수치적으로 추정하기 위하여 다음과 같은 6가지 경우의 계산을 수행하였다.

- Case 1 : 자유표면 모형을 적용한 모형선의 예인상태에서의 점성유동해석
- Case 2 : 이중모형을 적용한 모형선의 예인상태에서의 점성유동해석
- Case 3 : 이중모형을 적용한 VG-모형선의 예인상태에서의 점성유동해석
- Case 4 : 비정상 포텐셜 유동해석
- Case 5 : 이중모형을 적용한 모형선-프로펠러-타의 저항상태에서의 점성유동해석
- Case 6 : 이중모형을 적용한 모형선-VG-프로펠러-타의 저항상태에서의 점성유동해석

자유표면 모형을 적용한 저항계산과 프로펠러 단독계산은 경제성을 고려하여 수행하지 않았다. Fig. 3은 VG가 부착된 선박의 속도성능을 수치적으로 추정하는 과정을 나타낸다.

#### 저항성능 추정

VG가 부착되지 않은 모형선의 형상계수(1+k)는 식 (24)로부터 구할 수 있다고 가정한다.

$$1+k = \frac{C_{VM}}{C_{FM}} \quad (24)$$

여기서  $C_{VM}$ 은 case 2에서 구한 저항계수인 점성 저항계수이고,  $C_{FM}$ 은 식 (25)로 표현되는 ITTC-1957 모형선-실선 수정식으로부터 구해지는 평판의 마찰저항계수이다.

$$C_{FM} = \frac{0.075}{(\log_{10} R_N - 2)^2} \quad (25)$$

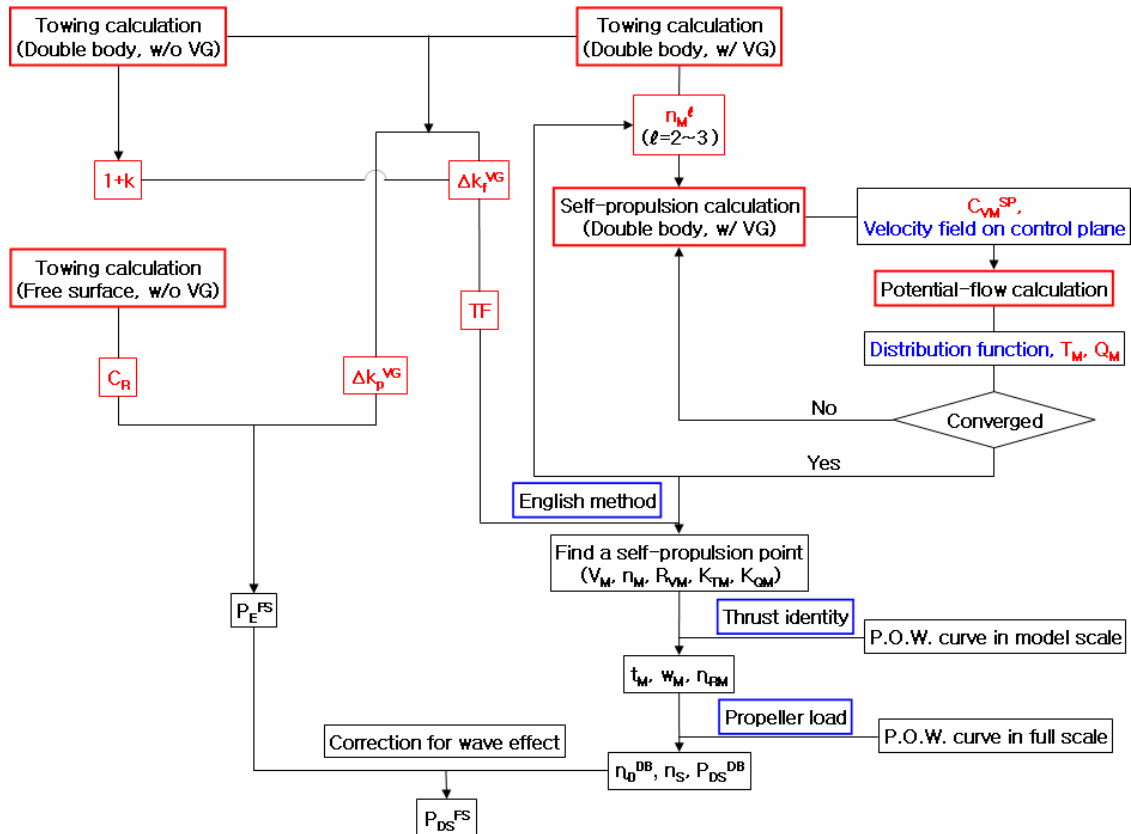


Fig. 3 Procedure for the computational speed-performance prediction of a ship with vortex generators

VG에 기인한 저항( $\Delta R_{VM}^{VG}$ )의 대부분은 점성저항이다.  $\Delta R_{VM}^{VG}$  는 case 3( $R_{VM}^{VG}$ )과 case 2( $R_{VM}$ )의 수치해석 결과로부터 구한 점성저항의 차이라고 가정하였으며, 식 (26)과 같이 표현된다.

$$\Delta R_{VM}^{VG} = R_{VM}^{VG} - R_{VM} \quad (26)$$

VG에 기인한 형상계수 증가량( $\Delta k^{VG}$ )은 압력에 기인한 항( $\Delta k_p^{VG}$ )과 마찰력에 기인한 항( $\Delta k_f^{VG}$ )으로 구분할 수 있으며, 식 (27)과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \Delta k^{VG} &= \Delta R_{VM}^{VG} / R_{FM} \\ &= \Delta k_p^{VG} + \Delta k_f^{VG} \end{aligned} \quad (27)$$

여기서  $R_{FM}$  은 식 (25)에서 구한 평판의 마찰저항이다.  $\Delta k_f^{VG}$ 의 축척효과는 마찰저항과 동일하다고 가정하고  $\Delta k_p^{VG}$ 의 축척효과는 무시할 수 있다고 가정한다. 따라서 VG가 부착된 선박의 전체 저항계수는 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} C_{TM}^{VG} &= (1+k+\Delta k^{VG})C_{FM} + C_R \\ &= (1+k+\Delta k_f^{VG})C_{FM} + \Delta k_p^{VG}C_{FM} + C_R \\ &= C_{VM}^{VG} + C_R^{VG} \end{aligned} \quad (28)$$

여기서

$$C_{VM}^{VG} = (1+k)^{VG} C_{FM} \quad (29)$$

$$C_R^{VG} = C_R + \Delta k_p^{VG} C_{FM} \quad (30)$$

$(1+k)^{VG}$ ,  $C_{VM}^{VG}$ 와  $C_R^{VG}$ 는 VG가 부착된 선박의 형상계수, 점성저항계수와 잉여저항계수이다.

나선조건에서의 잉여저항계수( $C_R$ )는 case 1( $C_{TM}$ )과 case 2( $C_{VM}$ )에서 구한 저항계수의 차이라고 가정하였으며, 식 (31)과 같이 표현된다.

$$C_R = C_{TM} - C_{VM} \quad (31)$$

Case1의 자유표면 유동계산인 경우,  $C_{TM}$ 은 시간에 대해 진동하고 있으므로 시간평균치를 사용하였다.

따라서 VG가 부착된 선박의 실선 전체저항계수( $C_{TS}^{VG}$ )는 식 (32)와 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} C_{TS}^{VG} &= \frac{S_S + S_{BK}}{S_S} [(1+k)^{VG} C_{FS} + \Delta C_{FM}] \\ &\quad + C_R^{VG} + C_{AA} \end{aligned} \quad (32)$$

$$C_{AA} = 0.001 \frac{A_T}{S_S} \quad (33)$$

여기서  $S$ ,  $\Delta C_{FM}$ ,  $A_T$ ,  $C_{AA}$ 은 VG가 부착되지 않은 선체의 침수표면적, CFD-모형선 상관계수, 상감판 투영면적, 공기저항계수이다.

수치계산에서는 모형선이 고정되어 있고 자항계산에서는 자유표면을 고려하지 않았으므로 모형시험 조건과는 차이가 있다. 이러한 차이를 수정해주는 방법으로  $\Delta C_{FM} - \Delta w_M$  수정 방법을 이용하였다. 본 연구에서는 기존의 동형선(319K VLCC)에 적용된 값인  $\Delta C_{FM} = 0.152 \times 10^{-3}$ 와  $\Delta w_M = 0.0172$ 을 사용하였다(Min et al. 2008).

#### 자항점 추정

자항상태에서 모형선에 작용하는 점성저항을 구하기 위한 case 5(혹은 case 6)의 점성유동과 프로펠러 추력 및 토오크와 분포함수를 구하기 위한 case 4의 포텐셜 유동 계산을 반복하여 수행하면 Fig. 4에서 보는 바와 같이 3-4번의 반복과정으로 수렴 해를 얻을 수 있다.

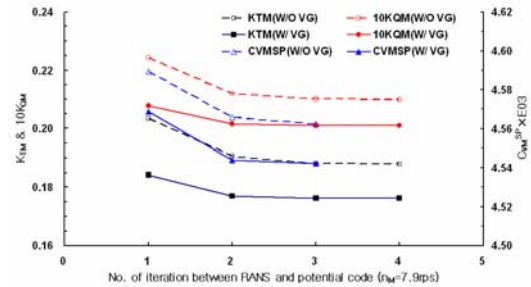


Fig. 4 Convergence history of thrust, torque coefficient and viscous resistance in self-propulsion :  $n_M = 7.90$  rps

예인력( $TF$ )은 자항상태의 모형선에 작용하는 저항( $R_{VM}^{SP}$ )과 추력( $T_M$ )의 차이를 나타낸다.

$$TF = R_{VM}^{SP} - T_M \quad (34)$$

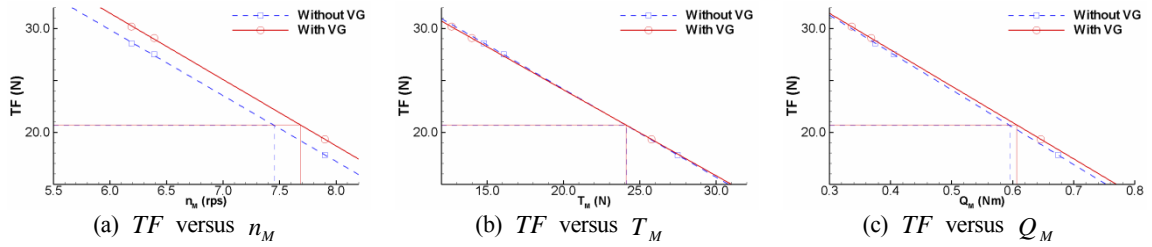


Fig. 5 Propeller rotative speed, towing force, thrust and torque near the self-propulsion point

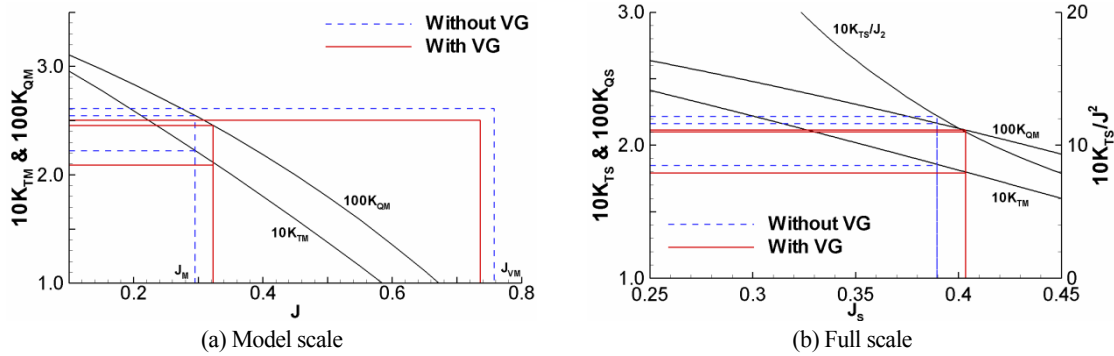


Fig. 6 Propeller open water curve

여기서 유의할 점은 모형선 스케일에서의 TF 값은 0 이지만 실선 스케일에서는 모형선 스케일과의 마찰력 차이를 식 (35)와 같이 수정하여야 한다.

$$C_{FD}^{VG} = (1+k)^{VG} (C_{FM} - C_{FS}) - \Delta C_{FM} \quad (35)$$

자항점은 Fig. 5에서 보는 바와 같이 3개의 프로펠러 회전속도에 대한 자항계산 결과를 이용하여 구할 수 있다.

모형선 스케일의 자항성능 추정

추력감소계수( $t$ )의 값은 식 (36)을 이용하면 구할 수 있다.

$$t = \frac{R_{VM}^{SP} - R_{VM}}{T_M} \quad (36)$$

$n_M, w_M, w_S, \eta_H$  (선체효율)와  $\eta_R$  (상대회전 효율)의 값은 Fig. 6(a)에 나타난 “추력일치법”을 사용하여 프로펠러 단독특성곡선으로부터 구할 수 있다.

실선 스케일의 자항 및 속도성능 해석

Fig. 6(b)에서 보는 바와 같이, 실선 스케일에서의 프로펠러 하중곡선과 단독특성곡선으로부터 프로펠러 단독효율 ( $\eta_o$ ), 추진효율( $\eta_D$ ),  $n_s$ , 전달마력( $P_D$ ) 등의 속도성능을 추정할 수 있다. 여기서 구한 추진효율( $\eta_D^{DB}$ )과 전달마력은 이중모형에 대한 값이므로 자유표면 효과를 다음 식과 같이 고려하여야 한다.

$$P_D^{FS} = \frac{P_E^{FS}}{\eta_D^{DB}} \quad (37)$$

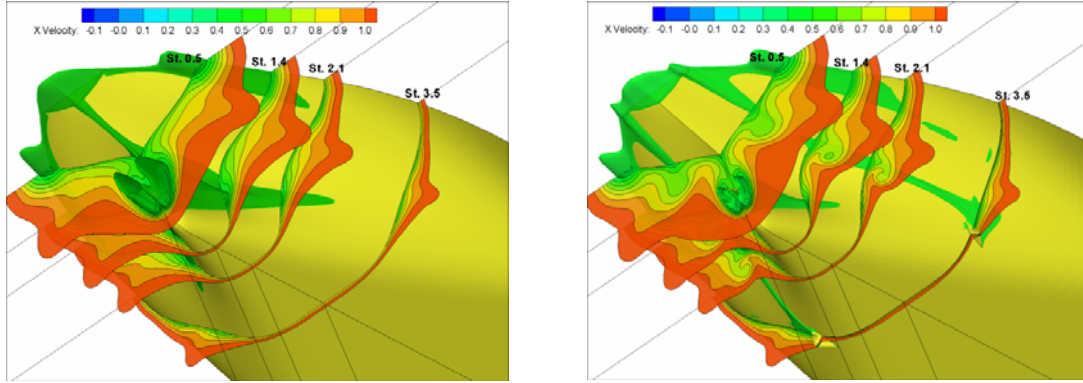
**5. 결과 및 토의**

VG가 부착된 선박과 부착되지 않은 선박의 속도성능 특성을 저항, 자항, 프로펠러 면의 반류 순서로 설명하였다.

저항 특성

Fig. 7은 선미 단면의 축방향 속도 contour와 저속구간인  $V_x/V_o = 0.35$ 의 등속면을 나타낸 그림이다.





(a) Without vortex generator (b) With vortex generator  
 Fig. 7 Axial velocity contour and iso-surface of  $V_x/V_0=0.35$  at stern

**Table 7** Resistance characteristics of a ship without and with vortex generators

	W/O VG	W/ VG	Diff. (%)
$1+k$	1.255	1.259	0.32
$C_R \times 10^3$	0.059	0.076	28.81
$C_{TM} \times 10^3$	4.038	4.067	0.72
$C_{TS} \times 10^3$	2.080	2.102	1.06

\*  $Diff. (%) = \frac{\phi(W/ VG) - \phi(W/O VG)}{\phi(W/O VG)} \times 100$

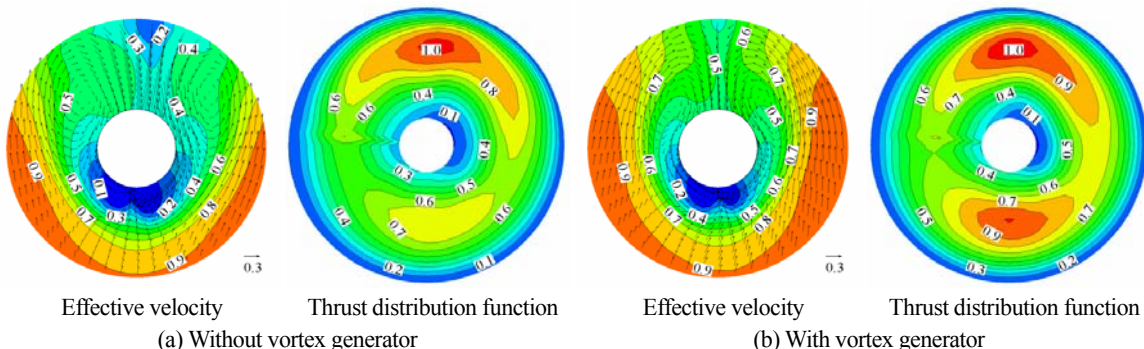
Fig. 7에서 보는 바와 같이 VG의 반류 영향으로 선미 상부에 상대적으로 넓은 범위의 저속영역이 존재한다. 이러한 저속영역은 선미에 작용하는 압력을 증가시켜 압력저항을 감소시킨다( $\Delta C_{VM(hull)} = -8.356 \times 10^{-5}$ ). 이러한 압력저항계수 감소는 VG에

작용하는 점성저항계수( $\Delta C_{VM(VG)} = 1.050 \times 10^{-4}$ )보다 적으므로, VG에 기인한 전체 저항계수는 증가한다( $C_{VM}^{VG} = 2.891 \times 10^{-5}$ ).

저항요소인  $1+k$ ,  $C_R$ ,  $C_{TM}$  과  $C_{TS}$  를 Table 7에 정리하였다. VG에 기인하여 전체저항은 1.06% 증가하였다. 모형선 스케일에서는 0.72% 증가하였으나, 축척효과가 없다고 가정한  $C_R$ 의 큰 증가(28.81%)에 기인하여 실선 스케일에서 증가량이 모형선 스케일에서의 증가량보다 크다.

자항 특성

Fig. 8은 프로펠러 면에 유입되는 유효속도와 추력분포를 나타낸다. 여기서 유효속도는 RANS 결과로부터 추정된 프로펠러 면에 유입되는 속도와 프로펠러 유기속도와의 차이를 나타낸다.



(a) Without vortex generator (b) With vortex generator  
 Fig. 8 Effective velocity and thrust distribution function on the control plane :  $n_M = 7.90$  rps

Fig. 8에서 보는 바와 같이, VG로 인하여 프로펠러 상부로 유입되는 축방향 속도의 저속영역 크기는 줄어들고, 크기는 증가하여 속도분포가 훨씬 균일해 짐을 알 수 있다. 추력 세기도 프로펠러 하부에서 커져서 전체적으로 균일해 짐을 알 수 있다.

Fig. 5에서 구한 자항점에서의  $n_M$ ,  $TF$ ,  $T_M$  과  $Q_M$  를 Table 8에 정리하였다.

VG에 기인한  $TF$  와  $T_M$  의 자항점에서의 변화량은 미세하다. 그러나  $n_M$  과  $Q_M$  의 변화량은 프로펠러 면에 유입되는 유속의 증가로 인하여 상대적으로 크다.

Table 8의 자항점에서의 물리량들을 입력 data로 하여 수정된 ITTC'78방법으로 해석한 실선 스케일에서의 자항 요소들을 Table 9에 정리하였다.

**Table 8** Propeller rotaive speed, towing force, thrust and torque at the self-propulsion point in model scale

	$n_M$ (rps)	$TF$ (N)	$T_M$ (N)	$Q_M$ (N·m)
W/O VG	7.46	20.65	24.13	0.5957
W/ VG	7.68	20.71	24.09	0.6068
Diff.(%)	2.95	0.29	-0.17	1.86

**Table 9** Self-propulsive factors, propeller rotative speed and delivered power of the ship with and without vortex generators in full scale

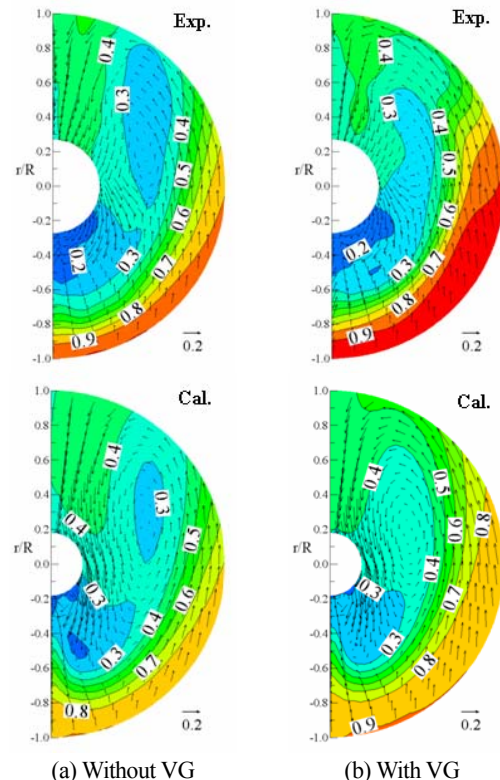
	W/O VG	W/ VG	Diff.(%)
$t$	0.218	0.215	-1.38
$w_s$	0.418	0.389	-6.94
$J_{VS}$	0.389	0.403	3.57
$\eta_H$	1.344	1.284	-4.46
$\eta_R$	0.975	0.973	-0.21
$\eta_O$	0.530	0.544	2.64
$\eta_D$	0.692	0.679	-1.88
$n_s$ (RPM)	75.51	76.59	1.43
$P_D$ (HP)	30,264	31,180	3.03

VG에 기인하여 프로펠러 면에 유입되는 유속이 증가하여  $n_s$  는 증가하고  $w_s$  는 감소하며 프로펠러 전진계수( $J_{VS}$ )는 증가한다.  $w_s$  의 감소량이  $t$  의 감소량보다 크므로  $\eta_H$  는 감소한다.  $J_{VS}$  증가로 인하여  $\eta_O$  는 증가한다.  $\eta_R$  의 변화량은 무시할 만 하다.  $\eta_O$  는 증가하나  $\eta_H$  의 감소로 인하여  $\eta_D$  는 감소하여  $P_D$  는 증가한다.

이로부터 VG를 부착한 대상선은 VG를 부착하지 않은 대상선보다 동일한 프로펠러인 경우,  $C_{TS}$  의 증가(1.86%)와  $\eta_D$  의 감소(1.88%)로 인하여 속도는 0.15kts 정도 감소함을 알 수 있다.

프로펠러면의 반류 특성

Fig. 9는 예인상태에서 프로펠러 면에 유입되는 축방향속도 contour와 속도벡터를 실험결과와 함께 VG의 효과를 비교한 그림이다.



**Fig. 9** Axial velocity contour and velocity vector on the propeller plane: towing/double-body model

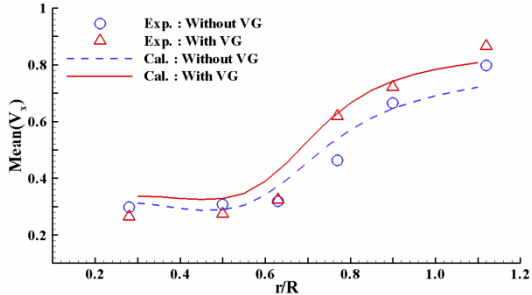


Fig. 10 Radial distribution of the circumferentially averaged axial velocity: towing/double-body model

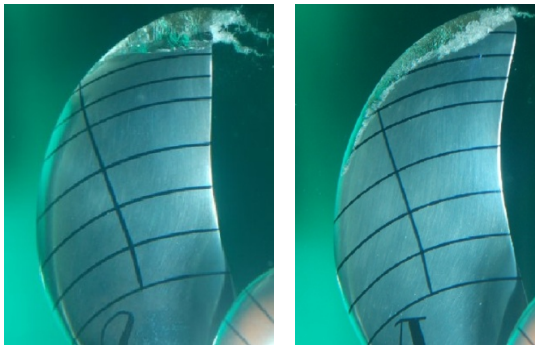


Fig. 11 A view of cavitaion on the propeller plane

Fig. 10은 예인상태에서 프로펠러 면에 유입되는 축방향 속도의 원주평균값[ $Mean(V_x)$ ]의 프로펠러 반경(R)방향 분포를 나타낸 그림이다.

Fig. 9-10에서 보는 바와 같이, VG의 장착으로 인하여 프로펠러 면의 1사분면에 나타나는 저속영역의 크기는 줄어들고 축방향 유속의 세기는 증가하여, Fig. 11에서 보는 바와 같이 프로펠러 공동 성능이 상당히 개선되었음을 알 수 있다. Fig. 11은 Fig. 9의 축방향 속도 분포를 사용하여 중형 공동수조에서 수행한 공동을 비교한 사진이다.

6. 결론

본 연구에서는 와류생성기가 부착된 선박의 속도성능을 수치적 방법으로 추정하는 방안을 제시하였다. 본 추정 방법은 부가물이 부착된 모형시

험 해석법의 정립에도 기여할 것으로 예상된다. 와류생성기는 프로펠러 공동성능을 향상시키는 긍정적인 면이 있거나 선박 속도성능을 저하시키는 부정적인 면도 있으므로 설계 시에 주의하여야 한다. 와류생성기에 기인하여 프로펠러 면의 반류분포가 변하므로 프로펠러를 재설계할 필요가 있다. 제안된 수치적 추정방법은 프로펠러 공동성능 향상효과를 유지하면서 속도성능 저하효과를 최소화하는 와류생성기의 설계를 위한 해석 도구로써 충분히 활용될 수 있다고 사료된다. 그리고 수치적 추정결과에 대한 모형시험, 실선 스케일에서의 수치해석 및 실선의 속도시운전 해석을 통한 검증도 계속하여 수행할 예정이다.

참 고 문 헌

- Baek, C.S., Jin, C.B., Lee, J.K and Ryu, M.C., 2002, "A Study for the Improvement of Propeller Induced Vibration on an AFRAMAX Tanker," Proceedings of the Annual Spring Meeting, SNAK, pp. 234-238.
- Cho, Y.R., Lee, C.H., Jeong, S.G. and Choi, Y.D., 2007, "The Optimization of Vortex Generator for MR Class Ship," Proceedings of the Annual Autumn Meeting, SNAK, pp. 1151-1157.
- Hwangbo, S.M., Han, J.M., Seo, J.S. and Lee, K.J., 2004, "Influence of Vortex Generators on the Ship's Hydrodynamic Performances - Cavitation Performances -," Proceedings of the Annual Spring Meeting, SNAK, pp. 889-894.
- Jang, Y.H., Park, J.J., Kim, B.G. and Choi, Y.B., 2006, "Notes On The Design And Application Of Vortex Generators," Proceedings of the Annual Autumn Meeting, SNAK, pp. 467-472.
- Kim, J.J., Rhyu, S.S., Kim, Y.S. and Jang, J.H., 2004, "Effect of Vortex Generator on Ship Hydrodynamic Performance - CFD Simulation

- ," Proceedings of the Annual Spring Meeting, SNAK, pp. 901-906.
- Koike, M., Nagayoshi, T. and Hamamoto, N., 2004, "Research on Aerodynamic Drag Reduction by Vortex Generators," Technical Papers of Mitsubishi Motors, Vol. 16, pp. 11-16.
- Kodama, Y. (ed.), 1994, Proc. of CFD Workshop Tokyo 1994, Ship Research Institute, March 22-24, Tokyo, Japan.
- Launder, B.E. and Spalding, D.B., 1974, "The Numerical Computation of Turbulent Flows," Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 3, pp. 269-289.
- Lee, C.J., Park, I.R, Lee, Y.H. and Byeon, S.H., 2004, "A Study on the Performances Affected by Vortex Generator for DWT 40,000 Ton Product Carrier," Proceedings of the Annual Autumn Meeting, SNAK, pp. 257-263.
- Lee, D.H. and Lee H.G., 2004, "Prediction of Rudder Cavitation Considering Propeller and Hull Effects," Proc. of 4<sup>th</sup> Conference for New Ship and Marine Technology.
- Lee, P.K., Jeong, Y.J., Byun, T.Y. and Park, N.J., 2008, "A Study on the Stern Flow affected by Vortex Generator for Low Speed Vessel," Proceedings of the Annual Spring Meeting, SNAK, pp. 1193-1199.
- Lin, J.C., 2002, "Review of Research on Low-Profile Vortex Generators to Control Boundary-Layer Separation," Progress in Aerospace Sciences 38, pp. 389-420.
- Min, K.S., Choi, J.E., Kim, J.H. and Seo, H.W, 2008, "Resistance and Self-Propulsive Characteristics of Various Commercial Ships Based on the CFD Results," Proceedings of the 27<sup>th</sup> Symposium on Naval Hydrodynamics.
- Rhyu, S.S., Kim, J.J., Choi, S.H., Jang, J.H, and Kim, S.E, 2004, "Effect of Vortex Generator on Ship Hydrodynamic Performance - Resistance and Propulsion Performance," Proceedings of the Annual Spring Meeting, SNAK, pp. 895-900.
- Taylor, H.D., 1947, "The Elimination of Diffuser Separation by Vortex Generators," Aircraft Corporation Report, R-4012-3.
- 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.



< 최 정 은 >



< 김 정 훈 >



< 이 상 봉 >



< 이 흥 기 >