

CFD를 이용한 쌍축 컨테이너선 주위의 유동계산

김희택*, 김형태**

충남대학교 선박해양공학과*

Computation of Flow around a Container Ship with Twin-Skegs using the CFD

Hee-Taek Kim* and Hyoung-Tae Kim**

Dept. of Naval Architecture and Ocean Engineering Chungnam National Univ.*

Abstract

In this study, a numerical analysis has been performed for the turbulent flow around a 15,000TEU twin-skeg container ship using a commercial CFD code, FLUENT. The computed results have been compared with the model test data from MOERI. We investigated viscous resistance coefficient, wake distribution and characteristics of the shear flow according to the grid numbers. Although the free surface is approximated by the plane of symmetry in this work, the calculated axial velocity and transverse vector show a good agreement with the MOERI experimental data except for the region of 0.9 level of axial velocity at the propeller plane. The numerical analysis show that commercial CFD code is useful tool for the evaluation of complex hull form with twin-skegs.

※Keywords : Twin-skeg ship(쌍축선), Grid dependency(격자수 조사), CFD(전산유체역학), Skag distance(스케그 간격), Skag vertical angle(스케그 수직각도)

1. 서언

전산유체역학(CFD)을 활용한 선박 주위의 유동 해석 결과가 모형시험 결과와 잘 일치하는 경향을 보여줌으로써, 국내 조선소에서는 저항 및 자항성능은 물론 조종성능 그리고 부가물이 부착된 선박 주위 유동 해석 등 그 활용도를 높여가고 있다.

박제준 등(2004)은 MRF 기법을 이용한 자항성

능 추정을 통해 선형 간의 상대적인 유체성능 추정 결과가 실험과 일치하는 것을 보여주었고, 부경태 등(2005)은 초기 선형설계 단계에서 개략적인 조종성능 평가에 적용할 수 있음을 밝힌 바 있다. 또한, 김기현 등(2005)은 수치해석을 통해 저항성능 및 유동장 해석결과가 모형선 시험 결과와 정성적으로 일치하는 것을 보여주었다. 하지만, 이 연구 결과들은 대부분 단축선형에 대한 것이다.

최근 선박의 건조 경향을 보면 대형화, 고속화 방향으로 발전하고 있으며, 가까운 미래에는 초대형 컨테이너선의 출현이 예상되고 있다. 컨테이너

선이 대형화되어 갈수록 컨테이너항만 수심의 제한, 엔진 및 추진기의 크기 등의 제한으로 인해 쌍축 추진시스템 도입이 불가피하나, 단축선에 비해 상대적으로 쌍축선형에 대한 자료가 부족한 실정이다. 이러한 정황으로 비추어 볼때, CFD를 활용한 쌍축선형 주위의 유동 특성에 대한 연구는 매우 시의적절하다고 판단된다.

본 연구에서는 MOERI의 예인수조에서 모형시험이 수행된 15,000TEU 쌍축 컨테이너선을 대상으로 상용 CFD 코드인 FLUENT를 사용하여 쌍축선 주위 유동에 대한 수치해석을 수행하였다. 계산은 자유수면을 고려하지 않은 이중모형 유동에 대해 수행하였다.

본 연구의 2장에서는 대상선박인 15,000TEU 쌍축 컨테이너선의 주요 제원에 대해 간단히 언급하고, 지배방정식, 난류모형, 수치격자계 및 경계조건 등에 대하여 서술하였다. 3장에서는 수치해석 결과를 비교, 검토하였으며 4장에서 연구결과를 요약, 정리하고 본 연구를 통해 얻어진 결론을 기술하였다.

2. 계산조건

2.1 대상선박

계산을 위한 선형은 MOERI(구 KRISO)에서 설계된 15,000TEU 쌍축 컨테이너선으로서 실선의 주요 제원은 수선간길이(L_{pp})가 400m, 폭(B)이 57.5m, 흘수(T)가 15m이며 방형비척계수(C_B)는

Table 1 Principal geometric characteristics

| | Ship | Model |
|------------------------|---------|--------|
| Speed(m/s) | 13.3744 | 1.972 |
| L, L _{pp} (m) | 400 | 8.6957 |
| B (m) | 57.5 | 1.25 |
| T (m) | 15 | 0.3261 |
| ∇ (m ³) | 228654 | 2.3491 |
| L/B | 6.9565 | 6.9565 |
| C _B | 0.663 | 0.663 |
| Froude No.(Fn) | 0.2119 | |

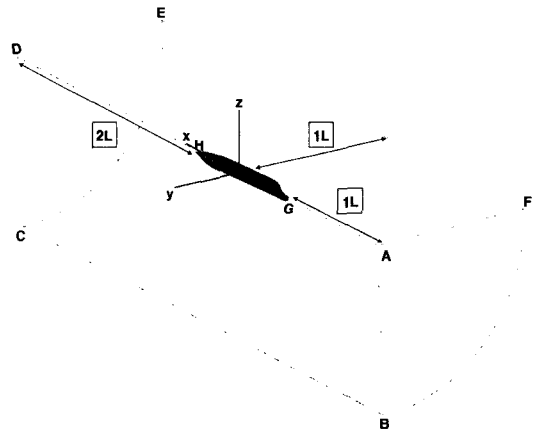


Fig. 1 Domain & coordinate system

0.663이다. 본 연구에서는 1/46의 축척비를 가지는 모델의 모형시험과 동일한 조건에서 계산을 수행하였으며, 이때의 Reynolds 수는 1.4×10⁷이다. 또한, 스케그 간격은 20m이며, 수직각도는 10°이다. Table 1에 기본 제원을 나타내었으며, 대상선박에 대한 자세한 내용은 한국해양연구원(2003, 2004, 2005)를 참고하기 바란다.

2.2 좌표계 및 지배방정식

수치계산을 위한 기본 좌표계는 Fig. 1에 도시한 바와 같이 선체 길이 방향을 x축, 연직 상방향을 z축 그리고 폭방향을 y축으로 하는 직교좌표계를 사용하였으며, 좌표계의 원점은 선체 중심면(center plane)과 중양면(midship) 그리고 정수면(calm free surface)이 만나는 점에 잡았다.

계산에 사용된 모든 변수들은 유입속도(U_∞), 수선간길이(L_{pp}) 그리고 밀도(ρ)로 무차원화하였으며, 유동의 지배방정식인 연속방정식과 운동량 방정식은 다음과 같다.

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

$$\frac{\partial U_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (U_j U_i) = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j}$$

여기서, U_i = (U, V, W)는 좌표축 x_i = (x, y, z)

방향 평균속도 성분, τ_{ij} 는 점성과 난류에 의한 유효응력(effective stress)을 나타내며, p 는 정압이다. 유효응력은 Boussinesq의 isotropic eddy viscosity model을 사용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\tau_{ij} = \nu_e \left[\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right] - \frac{2}{3} \delta_{ij} k \quad (2)$$

여기에서, k 는 난류의 운동에너지이고 ν_e 는 turbulent eddy viscosity ν_e 에 유체의 운동학적 점성계수 ν 를 합한 유효점성 계수로서 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\nu_e = \nu_t + \frac{1}{R_n} \quad (3)$$

본 연구에서는 realizable $k-\epsilon$ 난류 모형을 사용하였으므로 turbulent eddy viscosity는 $\nu_t = C_\nu k^2 / \epsilon$ 로 구해진다.

2.3 난류모형 및 이산화

본 연구에서는 two-equation turbulence closure의 하나인 realizable $k-\epsilon$ 난류 모형을 사용하였다. 지배방정식의 대류항은 3차 정도의 QUICK 방법으로, 확산항은 2차 정도의 중심차분법으로 보간하고, 2차 정도의 수치 적분을 사용하여 이산화하였다. 압력방정식으로는 FLUENT의 표준 방법을 사용하였으며, 속도-압력의 연성은 SIMPLEC 방법을 사용하였다. 반복 계산의 수렴을 위한 완화계수는 압력의 경우 0.3, momentum은 0.7, turbulence kinetic energy 및 turbulence dissipation rate는 0.8를 사용하였다.

2.4 수치격자 및 경계조건

쌍축선형의 경우, 단축선과는 달리 매우 복잡한 형상을 가지고 있으며, 선미의 경우에는 스케그 중심선을 기준으로 선체 중심선 방향의 내부 영역과 선체 외벽을 따라 수선에 이르는 외부 영역이 각각 다른 블록으로 정의된다. 또한, 기존의 단축선의 경우에는 계산영역 전체가 하나의 블록으로 표현되는 공간 격자계 생성이 가능하였으나, 쌍축

선의 경우 격자계의 처리가 어렵기 때문에 공간 격자계에서도 다중블록 격자계를 사용해야 한다. 본 연구에서는 박일룡 등(2004)에 의해 제시된 격자계 생성 방법에 따라 Gridgen V15.09를 사용하여 수치격자를 생성하였으며, 선수와 선미 모두 O-H 형상을 갖도록 구성하였다. 경계조건으로 유입경계는 FP로부터 $1L_{pp}$, 외부경계는 현축으로부터 $1L_{pp}$ 만큼 떨어져 있으며, 유출경계는 AP로부터 $2L_{pp}$ 떨어져 있다. Fig. 1에 도시한 바와 같이 수치계산에 사용한 계산 영역의 각 경계면에서 주어진 경계조건은 Table 2와 같다. Fig. 2, 3에는 선체 표면 및 공간 격자계를 나타내었다.

Table 2 Boundary condition

| | Boundary condition |
|---------------|-----------------------------------|
| 유입면(ABF) | Velocity inlet (U=1, V=W=0) |
| 유출면(CDE) | Outflow (Flow rate weighting=1) |
| 수면(AGHDEF) | Symmetry |
| 바깥면(BCEF) | Velocity inlet (U=1, V=W=0) |
| Keel면(ABCDHG) | Symmetry |
| 선체표면 | Wall Function (no-slip condition) |

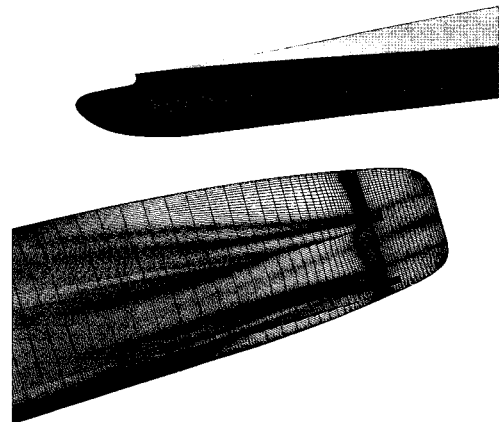


Fig. 2 Surface grid of the ship with twin-skegs

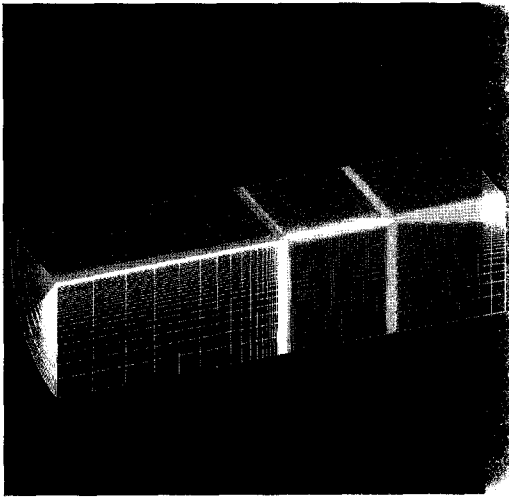


Fig. 3 Multi block grid of the ship with twin-skegs

3. 계산결과

3.1 격자수 영향조사

수치계산의 첫 단계로 격자수에 따른 영향을 조사하였다. Reynolds number는 모형선에 대한 예인수조시험 조건에 맞추어 1.4×10^7 으로 하였다. 격자수는 약 30만개의 격자수를 갖는 Grid A를 기준으로 축 방향, 거스 방향 및 폭 방향으로 $\sqrt{2}$ 배씩 증가시켜 가면서 계산을 수행하였으며, Table 3, 4에 수치계산에 사용된 계산조건 및 격자수를 보이고 있다. 수치계산의 반복 횟수는 3000으로 하였고, 해의 수렴은 U, V, W와 압력의 잔차값이 10^{-5} 보다 작게되면 수렴한 것으로 판정하였다.

Table 3 Calculation conditions for grid dependency check

| | |
|----------------------|-------------------|
| Reynolds Number | 1.4×10^7 |
| Minimum grid spacing | 0.0003 |
| Upstream Domain | 1L |
| Downstream Domain | 2L |
| Radial Domain | 1L |
| Number of Iteration | 3000 |

Table 4 Grid conditions for grid dependency check

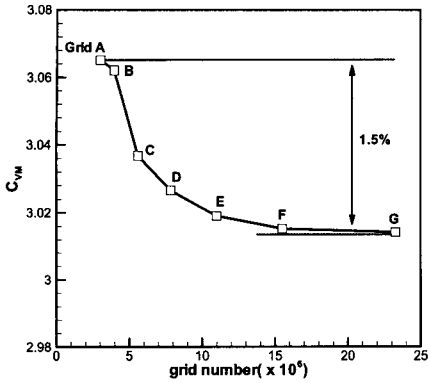
| Cases | No. of surface mesh (axial x girth) | No. of total cells |
|--------|---------------------------------------|--------------------|
| Grid A | 110 × 72 | 297,472 |
| Grid B | 155 × 72 | 393,400 |
| Grid C | 155 × 72 | 561,244 |
| Grid D | 155 × 100 | 785,036 |
| Grid E | 219 × 100 | 1,099,860 |
| Grid F | 219 × 100 | 1,550,568 |
| Grid G | 219 × 140 | 2,326,803 |

Table 5 Comparison of resistance coefficient

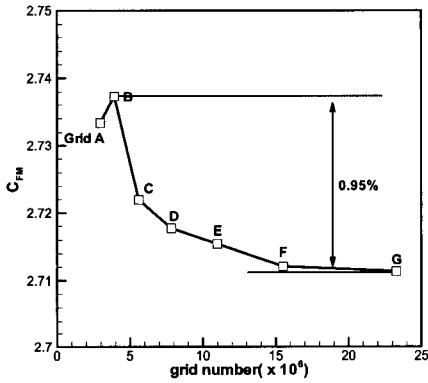
| Cases | C_{VM} $\times 10^3$ | C_{VPM} $\times 10^3$ | C_{FM} $\times 10^3$ |
|------------|---------------------------|----------------------------|---------------------------|
| Model Test | 3.1900 | 0.4400 | 2.7500 |
| Grid A | 3.0650 | 0.3316 | 2.7334 |
| Grid B | 3.0621 | 0.3248 | 2.7373 |
| Grid C | 3.0368 | 0.3148 | 2.7220 |
| Grid D | 3.0266 | 0.3088 | 2.7178 |
| Grid E | 3.0190 | 0.3036 | 2.7154 |
| Grid F | 3.0152 | 0.3031 | 2.7121 |
| Grid G | 3.0142 | 0.3028 | 2.7114 |

Table 5에는 자유수면을 고려하지 않은 이중모형 유동에 대해 격자수에 따른 계산 결과를 비교하여 나타내었으며, 모형시험에서의 결과를 함께 보이고 있다. 수치계산과의 직접 비교를 위해 모형시험에서의 조파저항 성분값은 빼주었으며, 모형시험의 C_{FM} 은 ITTC 1957 correlation line으로부터 구해진 값이다. Table 5를 통해 수치해석 결과와 실험 결과의 차이는 대부분 점성압력저항 (C_{VPM})에 기인한 것으로 판단되며, 점성압력저항을 수치해석을 통해 잘 계산한다면 지금보다 더 정도 높은 결과를 얻을 수 있을 것으로 생각된다.

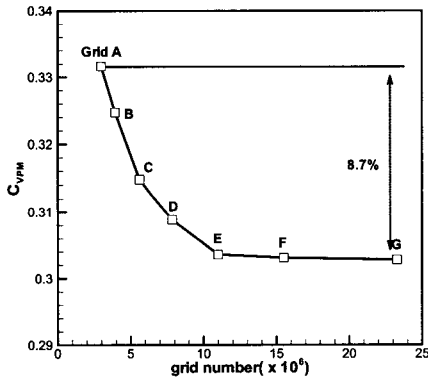
Fig. 4에는 격자수에 따른 수치해석 결과를 보이고 있다. Fig. 4(a)의 점성저항 계수값을 보면 격자수가 증가함에 따라 수치해가 일정한 값으로 수렴하는 것을 볼 수 있다. Fig. 4(b)의 마찰저항 계수의 경우, 격자수의 변화에 따른 최대치와 최소치의 차이가 0.95%로 그 차이가 크게 나타나고



(a) Viscous resistance coefficient



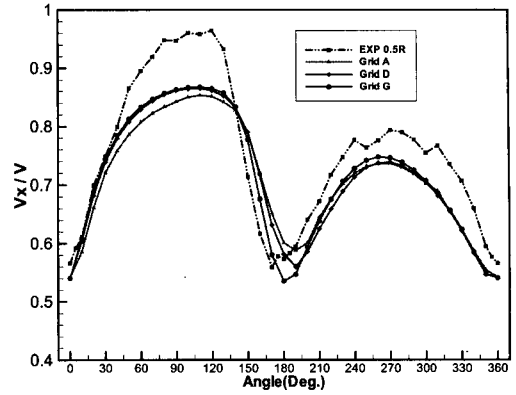
(b) Friction resistance coefficient



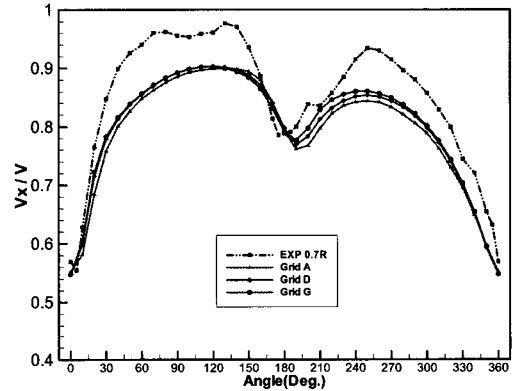
(c) Viscous pressure resistance coefficient

Fig. 4 Comparison of resistance convergence

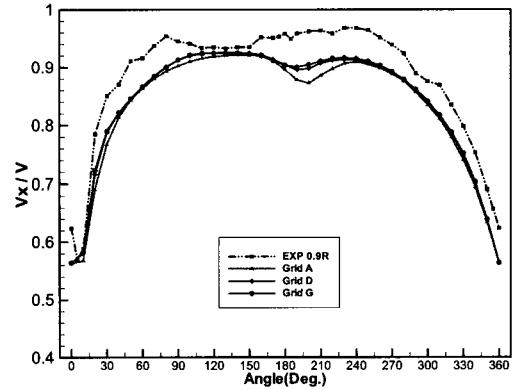
있지 않음을 알 수 있다. 한편, Fig. 4(c)의 점성 압력저항 계수의 경우, 최대치와 최소치의 차이가 약 8.7%로 그 차이가 크나 Grid E 이후부터는 그



(a) 0.5R



(b) 0.7R



(c) 0.9R

Fig. 5 Comparison of wake profile

다지 크게 변하지 않고 있다. 이를 통해 Grid E 수준의 격자수 정도면 유체력을 평가하는데 적당하다고 판단된다.

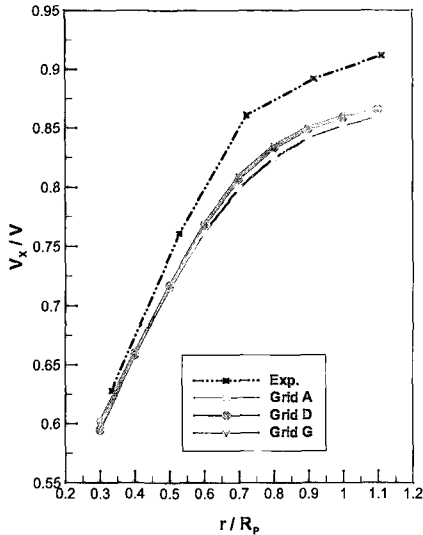


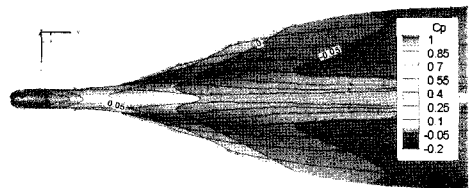
Fig. 6 Distribution of circumferential mean velocity at the propeller plane

Fig. 5에서는 프로펠러 회전방향에 따른 반류 분포를 실험 및 Grid A, D, G에 대하여 비교하여 나타내었으며, 시계방향으로 가면서 각도가 커지는 방향이다. 수치해석의 결과끼리는 대체로 일치하는 결과를 보여주고 있으며, 120° 부근에서 최대가 되고, 0° 부근에서 최소가 되는 실험의 경향도 잘 보여주고는 있으나 실험에 비해 작게 예측하는 것을 볼 수 있다. Fig. 6은 프로펠러 면에서 회전방향으로의 속도성분의 평균값을 보이고 있다. 반류분포와 마찬가지로 실험에 비해 작게 계산되었지만 0.7r/R_p 부근까지 점차 상승하다 이후 완만해지는 실험의 경향은 잘 재현하고 있으며, Fig. 5, Fig. 6을 토대로 격자수가 증가함에 따라 프로펠러 면에 유입하는 속도장을 보다 정확하게 재현하는 것을 알 수 있다.

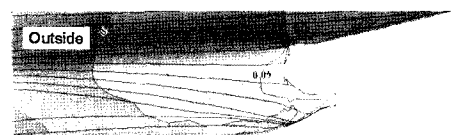
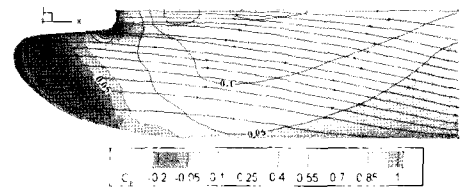
3.2 실험과의 비교

Fig. 7에는 선저 및 현측에서 본 선체 표면의 압력분포와 한계유선을 보이고 있다. Fig. 7(a)는 선저에서 본 선체 표면의 압력분포와 한계유선으로 선수벌브를 지나면서 매우 낮은 음압이 분포하고 벌브를 따라가면서 압력이 회복하는 것을 볼 수 있다. 중앙평행부 이후에 선미 어깨를 지나면

서 스케그 바깥 부분은 점차 압력이 증가하고, 스케그 내부는 한계 유선 분포에서도 알 수 있듯이 스케그 사이로 흘러 들어가는 유속이 증가함에 따라 강한 음압이 분포하고 있으며 스케그를 빠져나오면서 회복하는 것을 볼 수 있다. Fig. 7(b)는 현측에서 본 선체 표면의 압력분포와 한계유선으로 선수 부근에 큰 압력이 분포하고 있으며, 중앙평행부 이후 선미 부분에서 스케그 형상 및 압력 분포의 변화로 인해 유선이 바깥쪽으로부터 안쪽으로 휘감아 들어가는 것을 볼 수 있다.



(a) Bottom view



(b) Side view

Fig. 7 Pressures and limiting streamlines on the hull

Fig. 8에는 선체의 우현 프로펠러 면에서의 축방향 속도와 횡방향 속도벡터를 실험과 함께 도시하였다. 프로펠러 면에서의 유속 분포를 살펴보면 유속의 90%인 부분이 작게 계산되었으며, 스키프 안쪽에서의 전단유동층이 두껍게 계산된 것을 볼 수 있다. 하지만, 값이 변하는 기울기 면에서 실험의 경향을 잘 보이고 있으며 스키프 안쪽에서의 강한 상승류를 잘 재현하고 있다.

Fig. 9에는 프로펠러 면에서의 볼티시티 및 난류운동에너지 분포를 보이고 있다. 스키프 허브 아래쪽에 강한 볼티시티 분포를 보이고 있는 것을

볼 수 있으며 이는 유속분포에서도 알 수 있듯이 유동이 스키프를 감아 올라오면서 회전 성분이 더 강해진 것에 기인한 것으로 판단된다. 난류운동에너지의 경우 스키프 주위에서 강한 난류 운동에너지가 분포하는 것을 볼 수 있다.

Fig. 10에는 리딩에지 및 트랜섬 면에서의 축방향 속도와 횡방향 속도벡터를 실험과 함께 도시하였다. 리딩에지 면을 살펴보면 스키프를 따라 발달된 경계층이 전단유동층을 형성하며 실험에 비해 크게 계산되었으나 경향은 잘 보이고 있다.

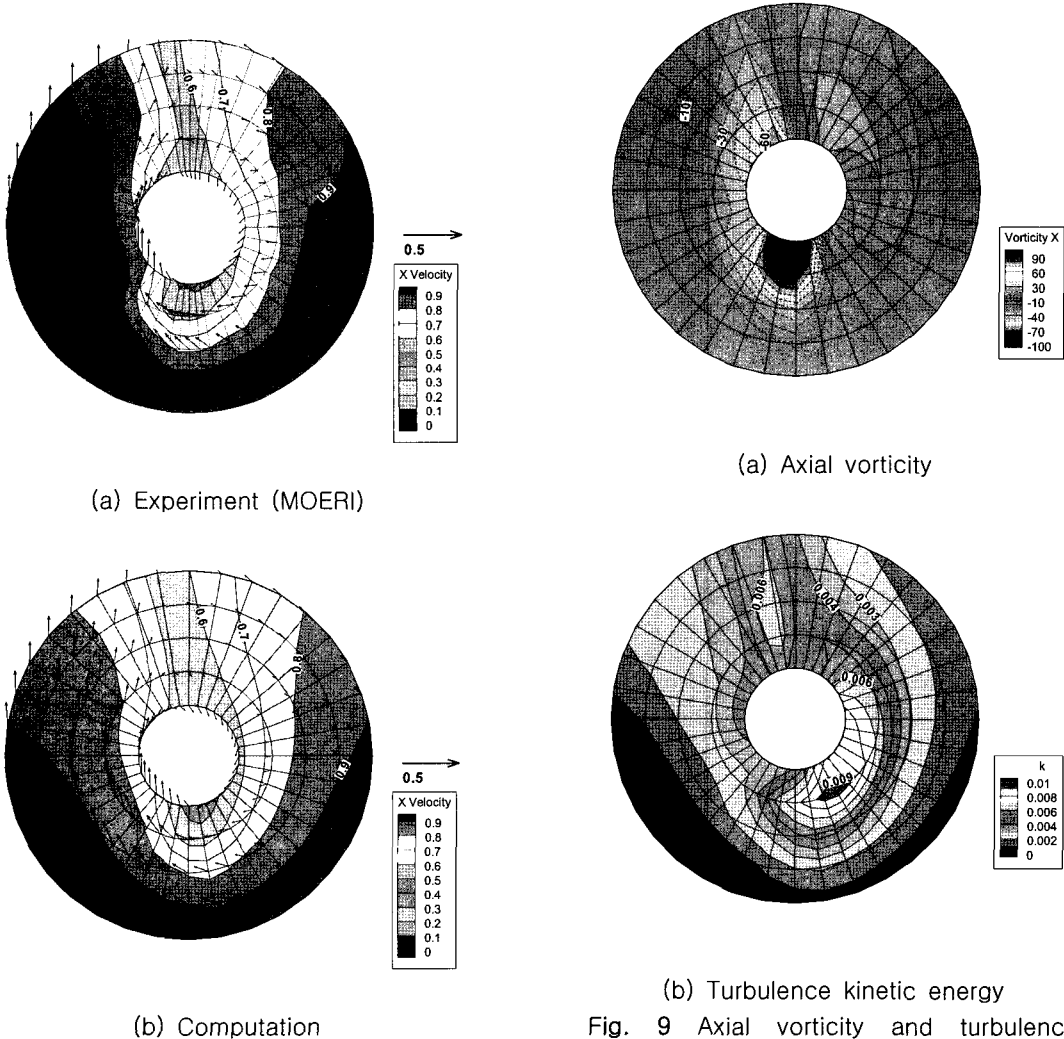


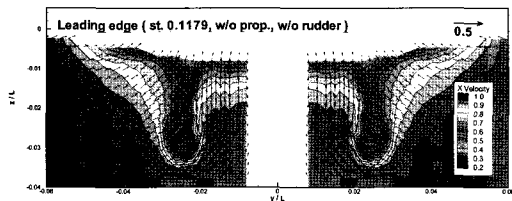
Fig. 8 Comparison of velocity distribution at the propeller plane

Fig. 9 Axial vorticity and turbulence kinetic energy distribution at the propeller plane

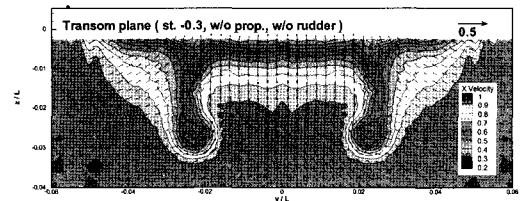
트랜섬 면으로 가면서 전단 유동층이 리딩에지 면에 비해 더 두꺼워진 것을 확인할 수 있다. 횡방향 속도벡터는 리딩에지 및 트랜섬 면에서 스케그를 돌아 연직 상방향으로 향하며 방향이 반대인 한쌍의 볼텍스를 형성하는 확인할 수 있다.

Fig. 11, 12에는 리딩에지 및 트랜섬 면에서의 볼티시티 및 난류운동에너지의 분포를 보이고 있다. 볼티시티의 분포는 크기등이 실험과 대체로 잘 일치하는 것을 볼 수 있으며 난류운동에너지의 경우, 프로펠러 면에서와 마찬가지로 스케그 주위

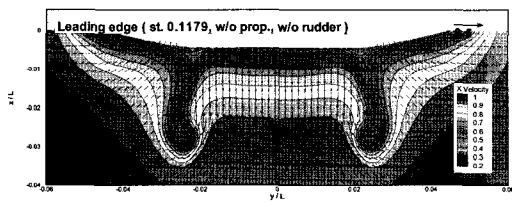
에 말굽 모양의 강한 난류운동에너지가 분포하고 있다. 트랜섬 면으로 오면서 난류확산에 의해 리딩에지 면보다 볼티시티 세기가 약해진 것을 확인할 수 있으며, 난류운동에너지의 경우도 형상은 유사하나 세기가 약해진 것을 볼 수 있다. 한편, 리딩에지 면에서 트랜섬 면으로 가면서 볼텍스 중심점의 위치를 살펴보면 y방향의 경우 ± 0.0236 에서 ± 0.0227 로, z방향의 경우 ± 0.0257 에서 ± 0.0240 로 이동하였다. 여기서는, 볼티시티가 가장 큰 곳을 볼텍스 중심점으로 정의하였다.



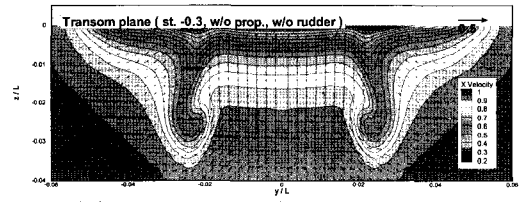
(a) Experiment (Leading edge)



(a) Experiment (Transom plane)

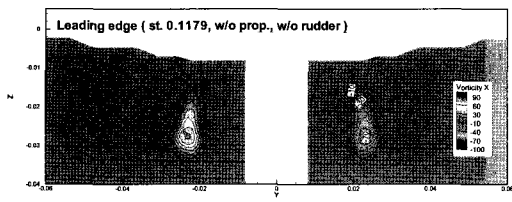


(b) Computation (Leading edge)

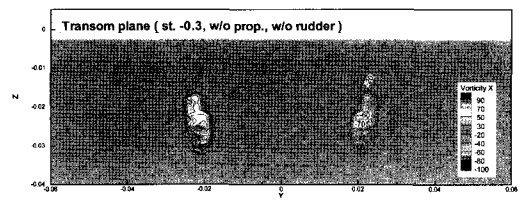


(b) Computation (Transom plane)

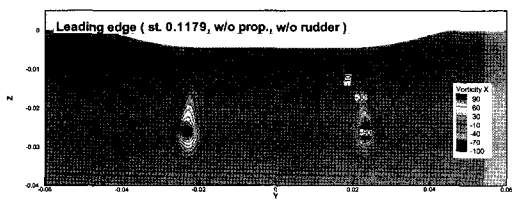
Fig. 10 Comparison of velocity distribution at the leading edge and transom plane



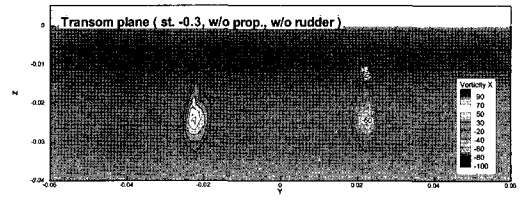
(a) Experiment (Leading edge)



(a) Experiment (Transom plane)



(b) Computation (Leading edge)



(b) Computation (Transom plane)

Fig. 11 Comparison of axial vorticity distribution at the leading edge and transom plane

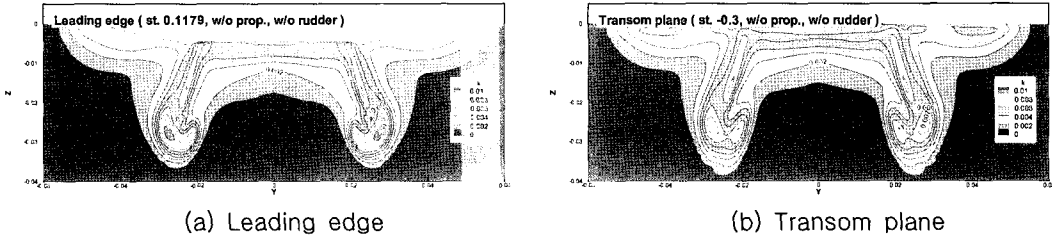


Fig. 12 Turbulence kinetic energy at the leading edge and transom plane

4. 결 론

본 연구에서는 스케그 간격이 20m이며, 수직각도가 10°인 실선에 대해 1/46의 축척비를 가지는 모형 쌍축 컨테이너선에 대한 수치해석을 수행하였으며 이를 실험과 비교, 검토하였다. 격자수에 따른 저항계수 및 반류분포 그리고 회전방향으로의 속도성분의 평균값을 조사하였으며, 약 110만 개의 격자 수준이면 유체력을 포함한 선체 주위 유체 특성을 평가하는데 적당하다고 판단하였다. 프로펠러 면과 리딩에지 그리고 트랜섬 면에서의 유속 분포를 살펴보았으며, 유속의 90%인 영역이 작게 계산된 것을 제외하고는 실험의 경향을 잘 재현하는 것을 확인하였으며, 선미 전단 유동의 경향과 빌지 볼텍스의 크기 및 위치가 실험과 잘 일치하였다. 본 연구를 통해 복잡한 형상을 가진 쌍축 컨테이너선에 대해 단축선과 마찬가지로 실험의 경향은 잘 보여주고 있음을 확인하였다. 추후, 스케그 간격 및 스케그 수직각도 변화에 따른 쌍축선 주위의 유동 특성 변화에 대해 비교, 검토할 예정이다.

참 고 문 헌

- 박재준, 최영복, 황윤식, 2004, “프로펠러 효과에 의한 선박 주위의 점성유동 특성에 관한 연구,” 대한조선학회 추계학술대회 논문집, pp. 583-588.

- 부경태, 홍춘범, 백광준, 2005, “CFD를 이용한 자항 상태 시뮬레이션,” 대한조선학회 추계학술대회 논문집, pp. 599-604.
- 김기현, 김정중, 최순호, 2005, “Body Force법을 이용한 선체-추진기-타 주위의 점성 유동해석,” 대한조선학회 추계학술대회 논문집, pp. 640-646.
- 박일룡, 김우전, 반석호, 2004, “Twin-skeg형 컨테이너선 주위의 격자계 생성과 유동해석,” 대한조선학회 논문집, 제 41권, 제 1호, pp. 15-22.
- 한국해양연구원, 2003, 선형설계 및 성능최적화 1 차보고서.
- 한국해양연구원, 2004, 선형설계 및 성능최적화 2 차 보고서.
- 한국해양연구원, 2005, 선형설계 및 성능최적화, 4 차년도 보고서.



< 김 희 택 > < 김 형 태 >