

안팎 형상이 비대칭인 쌍동선의 자항성능 CFD 해석에 관한 연구

이종현* · 박동우**†

* 동명대학교 조선해양시뮬레이션센터 연구원, ** 동명대학교 해양모빌리티학과 교수

A Study on the Self-Propulsion CFD Analysis for a Catamaran with Asymmetrical Inside and Outside Hull Form

Jonghyeon Lee* · Dong-Woo Park**†

* Researcher, Shipbuilding & Marine Simulation Center, Tongmyong University, Busan 48520, Korea

** Professor, Department of Marine Mobility, Tongmyong University, Busan 48520, Korea

요 약 : 본 연구에서는 너클 라인이 다수 존재하면서 안팎 형상이 비대칭으로 설계된 특이점을 갖는 쌍동선의 자항성능을 예측하기 위해 CFD 해석을 수행하였고, 해석 기법에 따른 차이를 파악하기 위해 MRF(Moving Reference Frame) 기법과 SDM(Sliding Mesh) 기법을 적용하였다. MRF 기법을 적용한 경우에는 time step당 프로펠러를 1° 회전시켰고, SDM 기법의 경우 10°, 5°, 1°씩 회전시키며 각 기법별 예측된 자항성능을 비교하였다. 자항점 추정을 위한 몇 가지 프로펠러 회전수에서의 해석 결과 중 프로펠러의 토크는 기법에 따른 차이가 거의 없었지만 추력 및 선체가 받는 저항은 MRF 기법보다는 SDM 기법을 적용했을 때 더 낮게, SDM 기법의 time step당 프로펠러 회전각이 작을수록 높게 계산되었다. 선형 내삽을 통해 추정된 자항점의 프로펠러 회전수, 추력, 토크와 실선 확장법을 사용해 추정된 실선의 전달동력, 반류 계수, 추력 감소 계수 및 프로펠러 회전수도 동일한 경향을 보였으며, 대부분의 자항효율은 반대의 경향을 보였다. 프로펠러 후류의 경우 MRF 기법을 적용했을 때 정확도가 떨어졌고, SDM 기법의 time step당 프로펠러 회전각에 따라 표현되는 후류의 차이는 거의 없었다.

핵심용어 : 쌍동선, 자항성능, 전산유체역학, 이동 참조 프레임, 미끄럼 격자

Abstract : In this study, simulations based on computational fluid dynamics were performed for self-propulsion performance prediction of a catamaran that has asymmetrical inside and outside hull form and numerous knuckle lines. In the simulations, the Moving Reference Frame (MRF) or Sliding Mesh (SDM) techniques were used, and the rotation angle of the propeller per time step was different to identify the difference using the analysis technique and condition. The propeller rotation angle used in the MRF technique was 1° and those used in the SDM technique were 1°, 5°, or 10°. The torque of the propeller was similar in both the techniques; however, the thrust and resistance of the hull were computed lower when the SDM technique was applied than when the MRF technique was applied, and higher as the rotation angle of the propeller per time step in the SDM technique was smaller in the simulations for several revolutions of the propeller to estimate the self-propulsion condition. The revolutions, thrust, and torque of the propeller in the self-propulsion condition obtained using linear interpolation and the delivered power, wake fraction, thrust deduction factor, and revolutions of the propeller obtained using the full-scale prediction method showed the same trend for both the techniques; however, most of the self-propulsion efficiency showed the opposite trend for these techniques. The accuracy of the propeller wake was low in the simulations when the MRF technique was applied, and slight difference existed in the expression of the wake according to the rotation angle of the propeller per time step when the SDM technique was applied.

Key Words : Catamaran, Self-propulsion performance, Computational Fluid Dynamics (CFD), Moving Reference Frame (MRF), Sliding Mesh (SDM)

1. 서 론

선박의 설계 단계에서 예측되는 저항·추진·운동성능 등은 선형의 우월성을 판단하는 주요 인자들이고, 선체 및 부가

물에 가해지는 저항뿐만 아니라 선체, 프로펠러, 주기관 등의 상호 작용이 고려되는 자항성능 또한 설계의 방향을 결정하는 중요한 지표가 된다. 자항성능 예측을 통해 특정 운항 조건에서의 선속, 프로펠러의 회전수 등을 추정할 수 있어 이 결과에 따라 선형 또는 프로펠러의 개선점과 재설계 여부의 판단이 가능하며, 선추가 요구하는 선속은 선박의

* First Author : slj3142@tu.ac.kr, 051-629-3663

† Corresponding Author : dwpark@tu.ac.kr, 051-629-1654

인도 시 필수로 만족해야 하는 조건 중 하나이므로 선박을 설계함에 있어 자항성능의 예측이 필요하다.

자항성능을 예측하기 위한 보편적인 방법으로는 축척비 (scale ratio)가 적용된 모형 선박을 대상으로 한 선박 예인 수조에서의 모형시험과 고성능 컴퓨터 등의 전산기를 활용한 전산유체역학(Computational Fluid Dynamics, CFD) 기반의 수치해석이 수행된다. 모형시험의 경우 결과에 대한 신뢰도가 높지만 시험을 수행하기 위해서는 모형선 및 모형 프로펠러 등의 제작과 시험 환경의 준비가 필요하며, 예인 수조라는 상대적으로 큰 규모의 설비가 필수로 요구된다. 이에 반해 CFD 기반의 수치해석은 계산을 위한 전산기 인프라만으로 수행이 가능하고, 전산기의 성능이 발전함에 따라 해석에 소요되는 시간이 점차 줄고 있어 선박의 성능 예측에 활용되는 빈도가 늘고 있다.

이러한 추세 속에서 선박의 자항성능을 예측하기 위해 다양한 CFD 해석 기법이 개발되었고, 대표적인 해석법에는 MRF(Moving Reference Frame) 기법, SDM(Sliding Mesh) 기법 그리고 VD(Virtual Disc) 기법이 있다. MRF 기법은 프로펠러 주위의 격자를 고정시킨 채, 프로펠러에 고정된 좌표계를 상대적으로 회전시켜 주위 유동을 해석하는 방법이다. 이는 격자의 변형이 발생하지 않으므로 상대적으로 해석 시간이 짧고 안정적이지만, 물체 간의 위치에 따른 영향이 고려되지 않는다. 반면 SDM 기법은 프로펠러가 주위 격자와 함께 회전하며 주위 유동을 해석하는 방법으로, 해석 정확도가 높지만 회전하는 격자와 고정된 배경 격자 사이의 물리량 보간이 수행되므로 해석에 많은 시간이 소요된다. VD 기법은 프로펠러와 동일한 직경과 일정한 두께의 원판이 프로펠러를 대신하고, 이에 추력과 토크를 분포시켜 유동을 해석하는 방법이다. 이 또한 프로펠러 주위 격자가 직접 회전하지 않으므로 해석 시간이 단축되지만, 이 기법의 적용을 위해서는 프로펠러의 단독성능을 알고 있어야 하며 프로펠러의 형상이 고려되지 않는 만큼 반경에 따른 물리력이 반영되지 않는다.

이러한 기법들을 활용해 CFD 기반의 성능 예측 결과에 대한 신뢰도를 높이기 위해 선박의 특성 또는 특정한 운항 조건이 고려된 해석에 관한 다양한 연구가 수행되고 있다. Lee et al.(2010)은 KCS를 대상으로 SDM 기법을 적용하여 CFD 해석 기반의 정수 중 자항성능을 예측하고, 그 결과를 모형시험 및 타 기관의 CFD 해석 결과와 비교하였다. Kinaci et al.(2018)은 KCS, DARPA Suboff 잠수함 등을 대상으로 MRF, VD 기법을 적용하여 정수 중 CFD 해석을 수행하였고, 그 결과를 모형시험 및 타 기관의 해석 결과와 비교하였다. Park(2015)은 KCS를 대상으로 SDM 기법을 적용하여 정수 중 무한 수심(deep water) 조건과 천수(shallow water) 조건에서의

CFD 해석을 수행하고, 선박이 운항하는 수심 조건에 따른 자항성능을 비교하였다. Kim et al.(2019)은 카페리(car-ferry) 선박을 대상으로 VD 기법을 적용하여 정수 중에서 2기 중 1기의 추진기관이 손상된 상태의 자항성능을 CFD 해석을 통해 예측하고 그 결과를 모형시험 결과와 비교하였으며, 파랑 중에서의 손상 상태 해석을 수행하여 SRtP(Safe Return to Port) 규정의 만족 여부를 검토하였다.

본 연구에서는 너클 라인(knuckle line)이 다수 존재하면서 안팎 형상이 비대칭으로 설계된 특징을 갖는 쌍동선의 자항성능을 예측하기 위한 CFD 해석이 수행되었다. 대상 선박은 암모니아 기반의 연료전지 하이브리드 시스템을 이용해 추진하는 친환경 선박으로 암모니아 개질기, 수소 전지, 배터리 등 여러 기자재가 탑재되어 각 기자재의 탑재 조건을 만족시키는 동시에 선박의 성능을 향상시키기 위해 안팎 형상이 비대칭으로 설계되었으며, 선체가 알루미늄 강판으로 제작되므로 다수의 너클 라인을 추가함으로써 곡면의 비중이 낮게 설계되었다. 이러한 특이점을 갖는 선형의 CFD에 기반한 자항성능 예측에 있어 해석 기법에 따른 차이를 파악하고자 운항 선속에 대해 MRF 기법 및 SDM 기법을 적용한 CFD 해석을 수행하였고, 그 결과로부터 예측된 자항성능을 비교 및 고찰하였다.

2. 연구 대상

2.1 대상 선박

대상 선박은 부산 연안항 내 부유 폐기물을 처리할 목적으로 설계된 길이 18m, 운항 선속 8knots의 청항선으로, 암모

Table 1. Main particulars of target ship

Designation	Symbol [unit]	Ship	Model
Scale ratio	λ	6.2667	
Froude number	Fn	0.296	
Reynolds number	Rn	6.84e+7	4.55e+6
Design speed	V	[knot]	8.0
		[m/s]	4.116
Length between perpendiculars	L_{BP} [m]	18.80	3.000
Length of waterline	L_{WL} [m]	19.74	3.150
Breadth of twin-hull	B [m]	6.92	1.104
Draft	T [m]	0.97	0.155
Distance between demi-hull centerplane	d [m]	4.40	0.702
Wetted surface area	S [m ²]	118.2	3.009
Displacement volume	∇ [m ³]	47.01	0.191

니아 기반의 연료전지 하이브리드 시스템을 이용해 추진하는 친환경 선박이다. 추진 시스템을 구성하는 암모니아 개질기, 연료 전지, 배터리 등의 기자재와 부유 폐기물 수거장

치의 설치 공간 확보를 위해 쌍동선형으로 설계되었고, 저항 성능을 향상시키기 위해 안팎 형상이 비대칭으로 설계되었다. 대상 선박의 주요 제원과 3차원 형상이 Table 1, Fig. 1에 도시되어 있다.

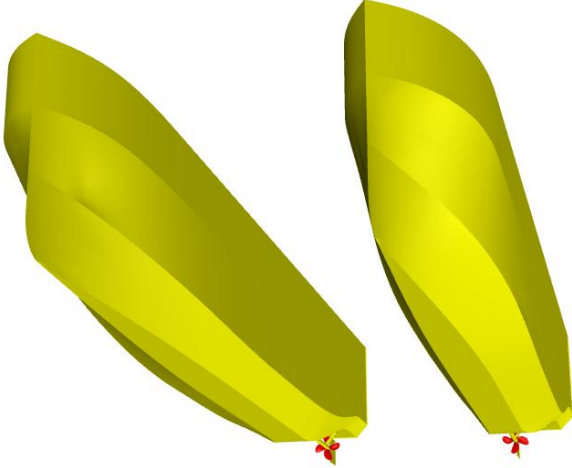
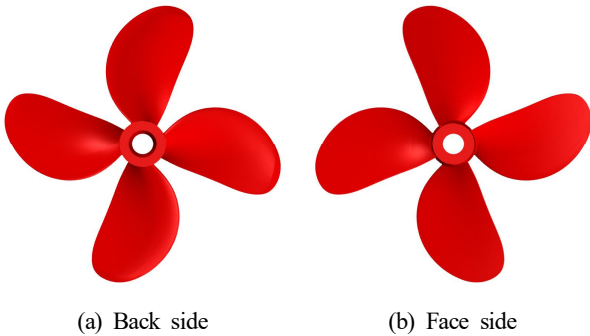


Fig. 1. Geometry of target ship.

Table 2. Main particulars of target propeller

Designation	Symbol [unit]	Ship	Model
Scale ratio	λ	6.2667	
Diameter	D_p [m]	0.60	0.096
Expanded area ratio	EAR	0.525	
	mean	P/D_{Mean}	0.845
Pitch ratio	at tip	P/D_{Tip}	0.845
	at 0.7R	$P/D_{0.7R}$	0.845
Chord length-diameter ratio (0.7R)	$C/D_{0.7R}$	0.298	
Max. thickness-diameter ratio (0.7R)	$T/D_{0.7R}$	0.040	
Hub-diameter ratio	HDR	0.158	
Number of blades	Z	4	
Turning direction	-	Inward	



(a) Back side (b) Face side

Fig. 2. Geometry of target propeller.

2.2 대상 프로펠러

대상 프로펠러의 직경은 0.6m로 MAU 시리즈 단면 형태의 날개가 4개이고, 대상 선박의 단동체(demi-hull)당 1개씩 결속되어 내회전한다. 대상 프로펠러의 주요 제원과 좌현 측 프로펠러의 3차원 형상이 Table 2, Fig. 2에 도시되어 있다.

3. 수치해석

본 연구에서는 대상 선박의 저항 및 저항성능과 대상 프로펠러의 단독성능에 대한 CFD 해석이 수행되었고, 해석에 사용된 소프트웨어는 STAR-CCM+ Ver. 13.06이다.

3.1 지배방정식

비압축성 유체(incompressible fluid)에 관한 문제에서의 지배방정식은 연속방정식(continuity equation)과 운동량방정식(momentum equation)이다. 두 방정식을 식(1)과 식(2)에 직교 좌표에 대한 텐서로 표기하였으며(Ferziger and Perić, 2002), 식(2)는 앙상블 평균화(ensemble averaging)된 RANS(Reynolds-Averaged Navier-Stokes) 방정식이다.

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

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\rho \bar{u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \bar{u}_i \bar{u}_j) = & -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} \\ & + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \overline{\rho u'_i u'_j} \right] \\ & + \bar{\rho} \bar{g}_i \end{aligned} \quad (2)$$

상기 식들에서 ρ 는 유체의 밀도, \bar{u}_i 와 \bar{u}_j ($i, j = 1, 2, 3$)는 x_i 와 x_j ($i, j = 1, 2, 3$) 방향에 대한 평균 유속, \bar{p} 는 평균 압력, μ 는 유체의 점성 계수(dynamic viscosity), $\overline{\rho u'_i u'_j}$ 는 Reynolds 응력, \bar{g}_i 는 중력가속도이다.

3.2 해석 기법

지배방정식을 풀기 위해 유한체적법(Finite Volume Method, FVM)이 사용되었고, 공간 이산화와 대류항 이산화, 확산항 이산화에는 각각 중심 유한체적법(cell-centered finite volume

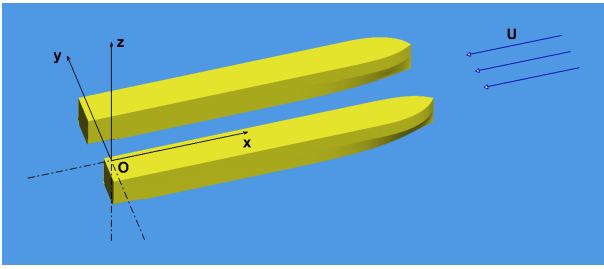


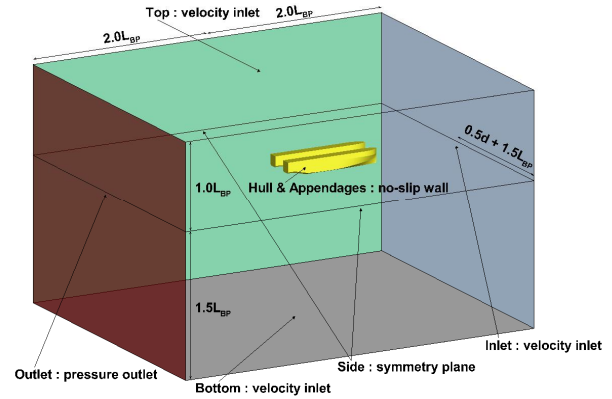
Fig. 3. Coordinate system.

method), 2차 풍상차분법(second-order upwind differencing scheme), 중앙차분법(central-differencing scheme)이 사용되었다 (CD-adapco, 2018). 압력과 속도의 연성(coupling)에는 SIMPLE (Semi-Implicit Method of Pressure-Linked Equation) 알고리즘이 사용되었으며, 선체의 운동은 DFBI(Dynamic Fluid Body Interaction) 모듈에 의해 해석되었다. 선체의 6 자유도 운동은 선박의 저항성능 해석 시 상하동요(heave)와 종동요(pitch)만 고려되었고, 저항성능 해석 시에는 모든 운동이 구속되었다.

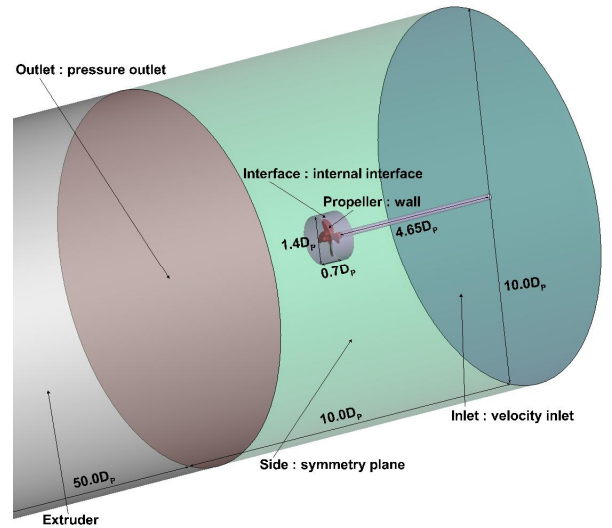
난류 모델은 저항 및 저항성능 해석 시 선체 후미와 프로펠러 근방에서의 복잡한 유동 등의 해석에 적합한 RST (Reynolds Stress Transport) 모델이 사용되었고, 프로펠러 단독 성능의 해석에는 벽 근처 유동에 대한 예측 정확성과 해석 안정성이 높은 Lag EB(Elliptic Blending) k-ε 모델이 사용되었다. 선체 주위의 자유수면 모사에는 혼합되지 않는 물과 공기의 경계면 분포와 이동을 예측하는 VOF(Volume of Fluid) 모델이 사용되었다.

시간 모델은 프로펠러 단독성능 해석 시 유동을 정상(steady) 상태로 가정하여 Steady 모델이 사용되었고, 저항 및 저항성능 해석 시 비정상(unsteady) 유동을 가정하여 Implicit unsteady 모델이 사용되었다. 저항성능 해석 시의 time step은 CFL(Courant-Friedrichs-Lewy) 조건(Courant et al., 1967) 및 ITTC (International Towing Tank Conference)의 권고 사항(ITTC, 2014a)을 참고해 0.005로 결정하였으며, 저항성능 해석 시에는 time step당 프로펠러의 회전각 조건(ITTC, 2014b)에 따라 결정되었다.

저항 및 저항성능 해석에 사용된 좌표계가 Fig. 3에 도시되어 있다. 좌표계의 x-축은 유동 반대 방향, y-축은 좌현, z-축은 중력 반대 방향이 양의 값으로 정의되고, 선체의 종경사(trim)와 침하량(sinkage)에 대해 독립인 선체에 고정된 우수좌표계(fixed right-handed coordinate system)가 사용되었다. 좌표계의 원점은 두 단동체 선미수선의 중심선과 선체에 의해 교란되지 않은 자유 수면이 교차하는 점이다. 프로펠러 단독성능 해석 시에는 프로펠러의 중심이 원점이면서 프로펠러에 고정된 좌표계가 사용되었고, 나머지 특성은 위와 동일하다. 해석 기법에 대한 더욱 상세한 설명은 저자의 타 논문(Lee and Park, 2021)에 저술되어 있다.



(a) Resistance performance analysis



(b) Propeller open water performance analysis

Fig. 4. Computational domain and boundary condition.

3.3 계산 영역 및 경계 조건

저항성능 및 프로펠러 단독성능 해석 시의 계산 영역과 경계 조건이 Fig. 4에 도시되어 있고, 여기서 L_{BP} 는 선박의 수선간장, d 는 두 단동체 중심면 사이의 거리, D_p 는 프로펠러의 직경이다. 저항성능 해석은 선체의 전폭에 대해 수행되었으며, 자유수면($z=0$)의 위쪽은 공기, 아래쪽은 물 영역이다. 프로펠러 단독성능 해석은 자유수면이 모사되지 않은 상태로 단일 프로펠러에 대해 수행되었고, 유동 영역(fluid region)과 프로펠러가 포함된 회전 영역(rotating region) 사이는 계면(interface)으로 정의되었다. 저항성능 해석 영역 및 경계 조건 중 프로펠러가 포함된 회전 영역과 그 근방은 영역의 크기를 제외하곤 프로펠러 단독성능 해석 시와 동일하였으며, 그 외에는 저항성능 해석 시와 동일하였다. 회전 영역의 크기는 선체 선미부와 스트럿(strut), 타의 위치 및 형상을 고려해 축소되었다.

3.4 격자계

프로펠러 단독성능 및 저항성능 해석 시 프로펠러와 그 근방의 격자는 STAR-CCM+의 Polyhedral mesher 시스템에 의해 다면체의 비정렬 격자가 생성되었고, 그 외에는 Trimmed mesher 시스템에 의해 직육면체의 비정렬 격자가 생성되었다. 벽 근처의 경계층(boundary layer) 유동을 고려하고자 선체 표면으로부터 6개의 프리즘 층(prism layer)을 생성하였으며, 프로펠러 표면에는 5개의 층을 생성하였다. 자유 수면과 프로펠러 회전에 의한 물리 현상이 잘 묘사되도록 자유 수면 및 프로펠러 근방에는 격자를 조밀하게 배치하였다. 저항성능 해석에 사용된 격자계 중 프로펠러가 포함된 회전 영역의 격자는 프로펠러 단독성능 해석 시의 격자계, 그 외의 격자는 저항성능 해석 시의 격자계와 동일한 특성을 갖는다.

해석에 사용된 격자계의 검증은 ITTC의 권고 사항(ITTC, 2017)을 참고해 수행하였고, 검증 절차와 지침에 대한 설명은 저자의 타 논문(Lee and Park, 2021)에 저술되어 있다. 저항성능과 프로펠러 단독성능의 해석에 사용된 격자계의 격자 크기 개선비(refinement ratio, r_G)를 $\sqrt{2}$ 로 하여 3개의 격자계에 대해 수렴성 연구를 수행하였으며, generalized RE(Richardson Extrapolation) 방법을 사용해 수치적 오차($\delta_{G,1}^*$)와 불확실성(U_{G_c})을 평가하였다. 이때 저항성능 해석 시의 격자계는 운항 선속에서 모형선 전 저항 계수(C_{TM})에 대해 평가하였고, 프로

펠러 단독성능 해석 시의 격자계는 0.2 간격의 5가지 전진비(J)에서 모형 프로펠러의 추력 계수(K_{OTM}) 및 토크 계수(K_{OQM})에 대해 평가하였다. 수렴성 연구의 결과는 Table 3, 수치적 오차 및 불확실성 평가 결과는 Table 4에 도시되어 있으며, 모든 평가 인자들에 대한 수치적 불확실성이 1% 미만임에 따라 각 해석에서의 medium 격자계가 적절하다 판단하였다. 두 해석에서의 격자 특성을 반영해 생성된 저항성능 해석 시의 격자 개수는 약 440만개(유동 영역 약 120만개, 프로펠러 1개 회전 영역당 약 160만개)이다.

4. 결 과

운항 선속에서의 저항성능 및 여러 전진비에 대한 프로펠러 단독성능 해석이 선행된 후 저항성능 해석이 수행되었고, 그 결과를 바탕으로 실선의 저항성능을 추정하였다.

4.1 저항성능 해석

15°C의 담수 상태에서 축척비가 적용된 모형선의 운항 선속인 8knots에 대한 저항성능 해석을 수행하였고, 그 결과가 Table 5에 도시되어 있다. 여기서 아래 첨자 M과 S는 모형 및 실선 스케일을 의미하며, V는 선속, R_T 는 전 저항, C_T 와 C_R 은 전 저항 및 잉여저항 계수, P_E 는 유효동력, τ 는 종경사각, σ 는 침하량이다. 모형선에는 프로펠러 축, 스트럿 및 타

Table 3. Result of convergence study

Fineness	Resistance performance		Propeller open-water performance											
			J		0.1		0.3		0.5		0.7		0.9	
	Cell number	C_{TM} (e+3)	Cell number	K_{OTM}	K_{OQM} (e+1)	K_{OTM}	K_{OQM} (e+1)	K_{OTM}	K_{OQM} (e+1)	K_{OTM}	K_{OQM} (e+1)	K_{OTM}	K_{OQM} (e+1)	
Coarse	0.73M	7.952	1.61M	0.335	0.421	0.267	0.349	0.188	0.264	0.103	0.166	0.006	0.050	
Medium	1.28M	8.123	2.31M	0.340	0.425	0.272	0.353	0.191	0.267	0.105	0.168	0.007	0.051	
Fine	2.45M	8.188	3.50M	0.342	0.427	0.274	0.355	0.192	0.269	0.105	0.169	0.007	0.051	

Table 4. Result of numerical error and uncertainty analysis

	Resistance performance		Propeller open-water performance									
			J = 0.1		J = 0.3		J = 0.5		J = 0.7		J = 0.9	
	C_{TM}		K_{OTM}	K_{OQM}	K_{OTM}	K_{OQM}	K_{OTM}	K_{OQM}	K_{OTM}	K_{OQM}	K_{OTM}	K_{OQM}
r_G			$\sqrt{2}$									
$\epsilon_{G,21}$	-6.5e-2		-1.7e-2	-2.5e-2	-1.8e-2	-2.3e-2	-1.4e-2	-1.9e-2	-8.4e-3	-1.3e-2	-4.6e-4	-3.8e-3
$\epsilon_{G,32}$	-1.7e-1		-5.1e-2	-4.0e-2	-4.6e-2	-3.5e-2	-3.4e-2	-2.9e-2	-2.1e-2	-2.0e-2	-1.2e-3	-6.3e-3
R_G	0.381		0.333	0.632	0.402	0.650	0.397	0.636	0.399	0.667	0.389	0.600
$\delta_{G,1}^*$	-6.5e-2		-1.7e-2	-2.5e-2	-1.8e-2	-2.3e-2	-1.4e-2	-1.9e-2	-8.4e-3	-1.3e-2	-4.6e-4	-3.8e-3
U_{G_c}	2.5e-2		8.5e-3	1.8e-2	6.2e-3	2.0e-2	4.6e-3	1.4e-2	2.8e-3	1.3e-2	1.7e-4	1.9e-3
U_{G_c} (% $\hat{S}_{G,1}$)	0.31		0.25	0.43	0.23	0.55	0.24	0.52	0.26	0.79	0.25	0.37

가 포함되었고, 실선의 성능은 해석 결과에 ITTC 1978 방법 (ITTC, 1999) 기반의 2차원 해석을 통해 추정하였다. 이때 마찰저항 계수(Todd, 1957)와 모형선-실선 상관계수(Harvald, 1983)

Table 5. Result of resistance performance analysis

V_S [knot]	R_{TM} [N]	C_{TM} (e+3)	C_R (e+3)	C_{TS} (e+3)
8.0	32.81	8.077	4.620	7.492
	R_{TS} [kN]	P_E [kW]	τ^* [deg.]	σ_S [m]
	7.691	31.65	0.033	0.049

*Trim by bow is defined to be positive.

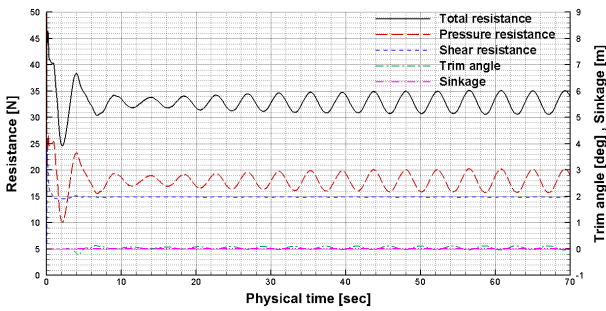


Fig. 5. Time history of resistance performance analysis.

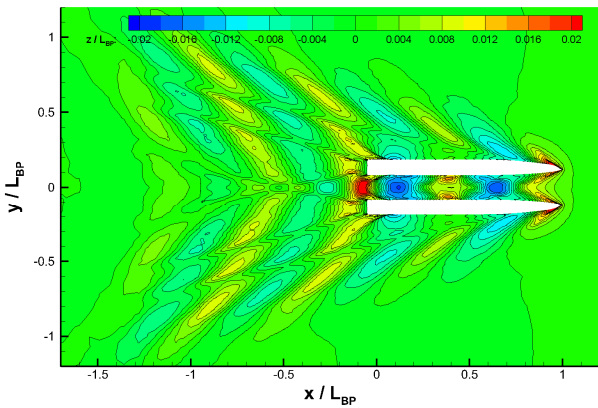


Fig. 6. Wave pattern near hull.

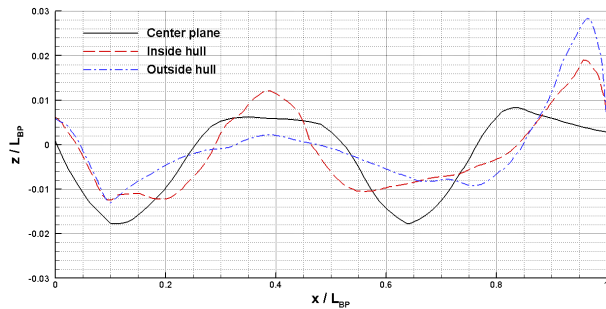


Fig. 7. Wave profile on inside hull, outside hull and center plane of twin-hull.

는 각각 Reynolds 수와 실선의 배수량으로부터 결정되었다.

해석이 수행되는 동안 선체 저항(전 저항, 압력저항, 전단 저항)과 항주 자세(종경사각, 침하량)의 시간 경과에 따른 양상이 Fig. 5에 도시되어 있다. 물리적 시간이 50초가 지난 이후부터는 진동 주기에 따른 평균값 차이가 거의 없었으므로, 50초부터 70초 사이의 4주기를 평균함으로써 저항성능을 추정하였다. 물리적 시간이 70초일 때의 선체 주위 파형과 선체 안팎에서의 선측 파고 및 두 단동체 중심면에서의 파고가 Fig. 6와 Fig. 7에 도시되어 있다.

4.2 프로펠러 단독성능 해석

프로펠러 단독성능 해석은 저항성능 해석과 동일한 수운의 담수 상태에서 모형 프로펠러의 회전수를 42rps로 고정시킨 채 유입 유속에 변화를 주며 수행하였고, 해석 전진비는 0.05부터 0.9까지 0.05 간격이다. $0.7R_p$ 반경에서의 프로펠러 국부 Reynolds 수(R_{nCO})는 $(2.2\sim 2.4)\times 10^5$ 이며, ITTC 1978 방법 (ITTC, 2014c)을 사용해 추정한 실선 프로펠러의 추력 계수

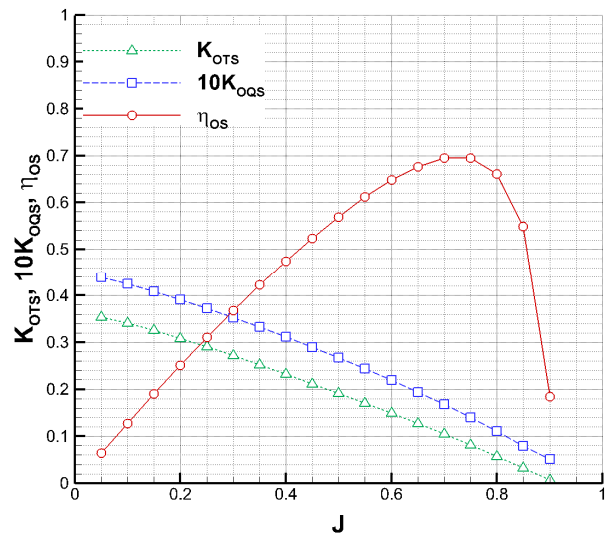
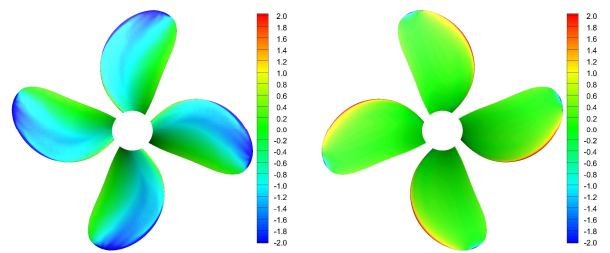


Fig. 8. Open water performance of full-scale propeller.



(a) Suction side

(b) Pressure side

Fig. 9. Pressure distribution on propeller blades at $J=0.5$.

(K_{Ots}) 및 토크 계수(K_{Oqs}), 프로펠러 단독효율(η_0)은 Fig. 8에 도시되어 있다. 이는 MAU 시리즈 프로펠러의 단독성능 모형시험 결과(Yazaki et al., 1960) 및 통계적 회귀 해석법을 이용한 수식 표현값(Suh and Lee, 1984)과 유사한 값 및 경향을 보인다.

전진비가 0.5일 때 프로펠러 날개 표면에서의 압력 분포가 Fig. 9에 도시되어 있고, 압력면과 흡입면의 압력차로부터 추력이 발생됨을 확인할 수 있다. 이때 표면 압력은 식(3)과 같이 압력 계수로 무차원화하여 도시하였다.

$$C_P = \frac{P_{static}}{0.5\rho(nD)^2} \quad (3)$$

상기 식에서 P_{static} 은 정압, n 및 D 는 프로펠러의 회전수와 직경이다.

4.3 자항성능 해석

해석 기법에 따라 예측되는 자항성능을 비교하기 위해 위의 절의 성능 해석들과 동일한 수운의 담수 상태에서 대상 선

Table 6. Result of self-propulsion performance analysis

Analysis method	Rotation angle per time step [deg.]	n_M [rps]	T_M [N]	$100Q_M$ [N·m]	Error [N]
MRF	1	31.00	31.77	47.98	2.75
		31.50	33.33	49.99	1.34
		32.00	34.90	52.03	-0.06
		32.50	36.52	54.12	-1.49
		31.97	34.84	51.95	0 (SP)
SDM	5	31.00	31.38	48.24	2.03
		31.50	32.92	50.27	0.64
		32.00	34.49	52.33	-0.74
		32.50	36.09	54.44	-2.17
		31.73	33.65	51.23	0 (SP)
SDM	10	31.00	31.53	48.09	2.18
		31.50	33.09	50.12	0.76
		32.00	34.66	52.17	-0.64
	1	32.50	36.27	54.27	-2.08
		31.77	33.95	51.25	0 (SP)
		31.00	31.65	47.92	2.35
		31.50	33.21	49.93	0.94
		32.00	34.78	51.98	-0.43
		32.50	36.40	54.07	-1.91
31.83	34.28	51.32	0 (SP)		

박의 운항 선속에 대한 자항성능 해석을 수행하였다. 자항점을 추정하기 위해 31rps부터 0.5rps 간격으로 4가지 회전수에 대한 해석을 수행하였으며, 그 결과로부터 모형선과 실선 주위 유체의 점성력 차가 고려된 식(4)를 만족시키는 자항점을 선형 내삽법으로 추정하였다.

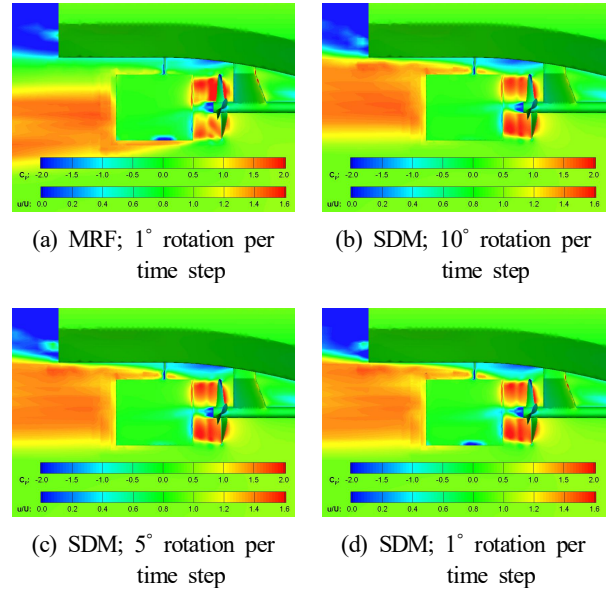


Fig. 10. Pressure distribution on stern hull and longitudinal axial velocity distribution on center plane of demi-hull at $n_M=32rps$.

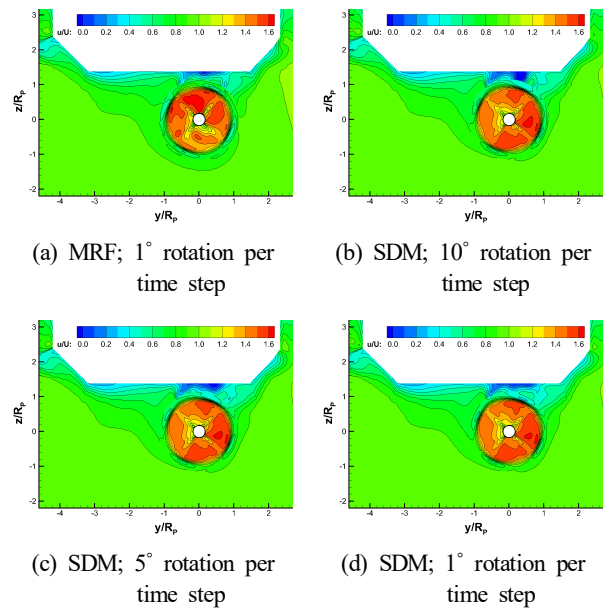


Fig. 11. Longitudinal axial velocity distribution behind propeller (distance of $x/D_p=0.12$) at $n_M=32rps$.

Table 7. Self-propulsion performance of full-scale ship

Analysis method	Rotation angle per time step [deg.]	P _D [kW]	n _S [rpm]	w _{TS}	t	η _H	η _O	η _R	η _D
MRF	1	67.52	770.9	0.123	0.134	0.988	0.540	0.887	0.473
	10	66.07	764.9	0.112	0.103	1.010	0.549	0.872	0.483
SDM	5	66.18	765.9	0.117	0.111	1.006	0.546	0.878	0.483
	1	66.42	767.5	0.120	0.120	1.000	0.544	0.884	0.481

$$(R_{TM} - T_M) - F_{D0} = 0 \quad (4)$$

상기 식에서 T 는 프로펠러의 추력, F_{D0} 는 예인력으로 식(5)와 같다.

$$F_{D0} = \frac{1}{2} \rho_M V_M^2 S_M \{ (C_{FM} - C_{FS}) - C_A \} \quad (5)$$

식(5)에서 S 는 침수표면적, C_F 는 마찰저항 계수, C_A 는 모형선-실선 상관계수이다.

ITTC에서 자항성능 CFD 해석 시 권고하는 time step당 프로펠러의 회전각 조건이 0.5~2.0°임을 참고해 MRF 기법을 사용한 해석에서는 time step당 프로펠러의 회전각을 1°, SDM 기법을 사용한 해석에서는 10°, 5°, 1°로 하여 각각 10회전에 대한 해석을 수행한 뒤, 초기 5회전을 제외한 나머지 5회전에 대한 결과를 비교 및 분석하였다. 각 기법을 적용한 해석의 결과와 이로부터 추정된 자항점(SP condition)에서의 프로펠러 회전수(n_M), 추력(T_M), 토크(Q_M)는 Table 6에 도시되어 있고, 여기서 오차(Error)는 식(4)의 좌변에 해당하는 값이다. 각 회전수에서의 토크는 기법에 따른 큰 차이가 없었지만 MRF 기법에서의 추력은 SDM 기법보다 높게 계산되었으며, SDM 기법에서의 time step당 회전각이 작을수록 추력이 높았다. 다만 해석 기법 간의 추력 차에 비해 예인력과의 오차가 더 큰 차이를 보였는데, 이는 선체가 받는 저항 차이에서 기인하였다. 계산 결과를 토대로 한 선형 내삽을 통해 추정된 자항점의 회전수와 추력, 토크는 모두 SDM 기법에 비해 MRF 기법을 적용했을 때 더 높게 추정되었으며, SDM 기법에서의 time step당 회전각이 작을수록 추정값이 높았다.

프로펠러 회전수가 32rps일 때 각 해석에서의 선미부 표면 압력 분포와 프로펠러 축 중심면에서의 무차원화된 x-축 방향 유속(u/U) 분포가 Fig. 10, 좌현 측 프로펠러 중심으로부터 하류 방향으로 $x/D_p=0.12$ 위치(허브의 끝)에서의 무차원화된 x-축 방향 유속 분포가 Fig. 11에 도시되어 있다. 이때 선체 및 부가물의 표면 압력은 식(6), 프로펠러의 표면 압력은

식(7)와 같이 무차원화되었고, Fig. 11에서 R_p 는 프로펠러의 반경이다.

$$C_{P,Hull} = \frac{P_{static} - P_0}{0.5\rho V^2} \quad (6)$$

$$C_{P,Propeller} = \frac{P_{static} - P_0}{0.5\rho(nD)^2} \quad (7)$$

상기 식들에서 P_0 는 정수압이다.

기법에 따른 선체의 저항 차이가 발생했듯이 선미부에서 압력 분포 경향이 다른 영역들을 발견할 수 있었고, 축 방향 유속의 경우 회전각의 영향은 미미했다. 반면 프로펠러의 추력과 토크는 허용 오차 내에서 계산이 가능하지만 후류를 정확하게 표현하지 못하는 MRF 기법의 특성(Cho et al., 2016)상 SDM 기법에서 표현되는 후류와 큰 차이를 보였다.

각 기법을 적용한 해석 결과에 ITTC 1978 방법(ITTC, 2014c)을 사용해 추정된 실선의 자항성능이 Table 7에 도시되어 있다. 여기서 P_D 는 전달동력, w_T 와 t 는 반류 계수 및 추력 감소 계수, η_H 는 선체효율, η_O 는 프로펠러 단독효율, η_R 은 상대 회전효율, η_D 는 추진효율이다. 자항점에서의 정보를 기반으로 추정된 자항성능 중 운항 선속을 내기 위해 필요한 전달동력과 프로펠러의 회전수는 MRF 기법을 적용했을 때가 SDM 기법을 적용했을 때에 비해 높게 추정되었고, SDM 기법의 경우 time step당 회전각이 작을수록 높게 추정되었다. 또한 반류 계수와 추력 감소 계수, 상대 회전효율도 동일한 경향을 보였으며, 상대 회전효율을 제외한 나머지 효율은 이와 정반대의 경향을 보였다. 이러한 경향은 KCS를 대상으로 수행된 자항성능 CFD 해석 기법에 관한 연구(Guo et al., 2020) 결과와도 유사하다. 자항성능 CFD 해석에 있어 SDM 기법은 MRF 기법에 비해 프로펠러와 유동 사이의 상호 작용이 고려된 정도 높은 해석 결과를 제공하므로 (Nyongesa et al., 2022) SDM 기법이 적용되어 time step당 프로펠러가 1°씩 회전된 해석 결과를 기준으로 봤을 때, 해석 기

법에 따른 자항점에서의 추력 차로 인해 추정된 반류 계수 및 추력 감소 계수는 어느 정도 차이가 발생하였으나 이들로부터 계산되는 선체효율을 포함한 각 효율과 전달동력, 프로펠러 회전수의 오차는 2% 이내였다.

5. 결론

다수의 너클 라인이 존재하면서 안팎 형상이 비대칭으로 설계된 쌍동선형 대상 선박의 자항성능을 예측하기 위해 해석 기법을 달리하여 CFD 해석을 수행하였고, 각 기법을 적용했을 시 예측되는 자항성능을 비교하였다. 본 연구에 사용된 자항성능 해석법은 프로펠러 회전의 구현 방법에 차이가 있는 MRF 기법과 SDM 기법이며, SDM 기법은 time step 당 프로펠러의 회전각에도 차이를 주었다. 모형 스케일에서 수행된 해석 결과로부터 ITTC 1978 방법을 사용해 실선의 자항성능을 추정 및 비교하였고, 그 결과는 다음과 같다.

- 자항점 추정을 위한 4가지 프로펠러 회전수에서의 해석 결과 기법에 따른 프로펠러의 토크 차이는 거의 없었지만, 추력은 SDM 기법에 비해 MRF 기법을 적용했을 때 더 높게 계산되었으며, SDM 기법에서의 time step 당 회전각이 작을수록 높게 계산되었다. 이때, 선체가 받는 저항 차이로 인해 기법 간의 추력 차보다 예인력과의 오차가 더 큰 차이를 보였다.
- 각 회전수에서의 해석 결과로부터 선형 내삽을 통해 추정된 자항점의 회전수와 추력, 토크는 모두 SDM 기법에 비해 MRF 기법을 적용했을 때 더 높게 추정되었고, SDM 기법에서의 time step 당 회전각이 작을수록 높게 추정되었다.
- MRF 기법은 SDM 기법에 비해 후류를 정확하게 표현하지 못하였으며, 그 결과 두 기법을 적용했을 때 표현되는 후류에 큰 차이가 있었다. SDM 기법이 적용된 경우 축 방향 유속은 time step 당 회전각의 영향을 거의 받지 않았다.
- 자항점에서 추정된 전달동력과 프로펠러의 회전수는 SDM 기법에 비해 MRF 기법을 적용했을 때 더 높게 추정되었고, SDM 기법에서의 time step 당 회전각이 작을수록 높게 추정되었다.
- 반류 계수와 추력 감소 계수도 위와 동일한 경향을 보였으며, 자항효율 중 상대 회전효율을 제외한 나머지 효율은 이들과 정반대의 경향을 보였다.

상대적으로 해석 정확도가 높은 SDM 기법이 적용되었고 time step 당 프로펠러 회전각이 1°인 해석 결과를 기준으로 볼 때, 해석 기법에 따라 자항점에서 추정된 반류 계수 및

추력 감소 계수의 차이는 적지 않지만 자항효율과 전달동력, 프로펠러 회전수는 2% 이내의 오차를 보였다. 다만 본 연구의 결과는 CFD 기반의 수치해석을 통해 얻어진 결과로, 이를 다수의 너클라인과 비대칭 안팎 형상의 특징을 갖는 타 선박에 대한 자항성능 CFD 해석의 경우에 적용하기 위해서는 해석 기법에 따라 추정된 결과를 모형시험 결과와 비교 및 검증할 필요가 있다. 그럼에도 CFD 해석만을 수행하여 자항성능 관점에서 선미부 형상을 최적화하는 등의 연구를 수행하는 경우, 적용하는 해석 기법 또는 time step 당 프로펠러 회전각에 따라 해석에 소요되는 시간, CPU 수 등의 자원에 차이가 있으므로, 정확한 후류 예측의 필요 여부나 성능 추정 오차의 허용치, 보유한 해석 자원 등을 고려해 연구를 계획하고 수행하는 데에 도움이 될 것으로 사료된다.

후 기

이 연구는 한국산업기술진흥원의 부산 암모니아 친환경 에너지 특구 사업 중 암모니아 기반 연료전지 하이브리드 친환경 선박 실증(P0020619) 과제의 지원을 받아 수행되었습니다.

References

- [1] CD-adapco(2018), STAR-CCM+ User Guide, Ver. 13.06.
- [2] Cho, H. N., J. E. Choi, and H. H. Chun(2016), Parametric Designs of a Pre-Swirl Duct for the 180,000DWT Bulk Carrier Using CFD, Journal of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 53, No. 5, pp. 343-352.
- [3] Courant, R., K. Friedrichs, and H. Lewy(1967), On the Partial Difference Equations of Mathematical Physics, International Business Machines Corporation (IBM) Journal of Research and Development, Vol. 11, No. 2, pp. 215-234.
- [4] Ferziger, J. H. and M. Perić(2002), Computational Methods for Fluid Dynamics, 3rd Edition, Springer, Germany, pp. 292-294.
- [5] Guo C., X. Wang, C. Wang, Q. Zhao, and H. Zhang(2020), Research on Calculation Methods of Ship Model Self-Propulsion Prediction, Ocean Engineering, Vol. 203, 107232.
- [6] Harvald, S. A.(1983), Resistance and Propulsion of Ships, John Wiley & Sons, USA, pp. 98-100.
- [7] International Towing Tank Conference(ITTC)(1999), Performance, Propulsion, 1978 ITTC Performance Prediction Method, Recommended Procedures and Guidelines, 7.5-02-03-01.4, pp. 3-4.

- [8] International Towing Tank Conference(ITTC)(2014a), Practical Guidelines for Ship CFD Applications, Recommended Procedures and Guidelines, 7.5-03-02-03, pp. 15.
- [9] International Towing Tank Conference(ITTC)(2014b), Practical Guidelines for Ship Self-Propulsion CFD, Recommended Procedures and Guidelines, 7.5-03-03-01, pp. 3.
- [10] International Towing Tank Conference(ITTC)(2014c), 1978 ITTC Performance Prediction Method, Recommended Procedures and Guidelines, 7.5-03-03-01, pp. 3-8.
- [11] International Towing Tank Conference(ITTC)(2017), Uncertainty Analysis in CFD, Verification and Validation Methodology and Procedures, Recommended Procedures and Guidelines, 7.5-03-01-01, pp. 4-8.
- [12] Kim, J. I., I. R. Park, J. Kim, K. S. Kim, and Y. C. Kim(2019), CFD Simulation of the Self-Propulsion of a Damaged Car Ferry in Waves, Journal of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 56, No. 1, pp. 34-46.
- [13] Kinaci, O. K., M. K. Gokce, A. D. Alkan, and A. Kukner (2018), On Self-Propulsion Assessment of Marine Vehicles, Brodogradnja, Vol. 69, No. 4, pp. 29-51.
- [14] Lee, J. H., B. J. Park, and S. H. Rhee(2010), Ship Resistance and Propulsion Performance Test Using Hybrid Mesh and Sliding Mesh, Journal of Computational Fluids Engineering, Vol. 15, No. 1, pp. 81-87.
- [15] Lee, J. H. and D. W. Park(2021), A Study on the Scale Effect and Improvement of Resistance Performance Based on Running Attitude Control of Small High-Speed Vessel, Journal of the Korean Society of Marine Environment & Safety, Vol. 27, No. 4, pp. 538-549.
- [16] Nyongesa, A. J., V. C. Pham, S. H. Yoon, W. S. Kwon, J. S. Kim, D. N. Ngo, J. H. Choi, Y. Y. Sul, and W. J. Lee(2022), Investigation of the Effect of Rope Cutter on Water Flow behind Ship Propellers Based on CFD Analysis, Machines, Vol. 10, No. 5, pp. 300-326.
- [17] Park, I. R.(2015), Numerical Analysis of the Flow around the Hull and the Propeller of a Ship Advancing in Shallow Water, Journal of Computational Fluids Engineering, Vol. 20, No. 4, pp. 93-101.
- [18] Suh, J. C. and C. S. Lee(1984), Polynomial Representation for MAU-Propeller Open Water Characteristics, Korea Institute of Machinery & Materials, Vol. 11, pp. 95-101.
- [19] Todd, F. H.(1957), Skin Friction and Turbulence Stimulation, Proceedings of the 8th ITTC Conference, Madrid, September 1957, pp. 71-227.
- [20] Yazaki A., E. Kuramochi, and T. Kumasaki(1960), Open Water Test Series with Modified AU-Type Four-Bladed Propeller Models, Journal of Zosen Kiokai, Vol. 108, pp. 99-104.

Received : 2023. 11. 27.

Revised : 2024. 01. 08.

Accepted : 2024. 02. 23.