Journal of the Korean Society of Marine Environment & Safety
Research Paper
Vol. 27, No. 4, pp. 538-549, June 30, 2021, ISSN 1229-3431(Print) / ISSN 2287-3341(Online) https://doi.org/10.7837/kosomes.2021.27.4.538

소형 고속선박의 항주자세 제어에 따른 저항성능 개선 및 축척 효과에 관한 연구

이종현* · 박동우**†
* 동명대학교 조선해양시뮬레이션센터 연구원, ** 동명대학교 조선해양공학부 교수

A Study on the Scale Effect and Improvement of Resistance Performance Based on Running Attitude Control of Small High-Speed Vessel

Jonghyeon Lee* · Dong-Woo Park**†
* Researcher, Shipbuilding & Marine Simulation Center, Tongmyong University, Busan 48520, Korea
** Professor, School of Naval Architecture & Ocean Engineering, Tongmyong University, Busan 48520, Korea

요 약 : 본 연구에서는 Froude 수 1.0으로 운항하는 길이 약 10m 급 소형 고속선박의 에너지 효율 설계를 위해 선미부에 트림 탭을 부착하였고, 선저 면과의 각도에 따른 항주자세와 저항성능의 변화를 살펴보았다. 성능 해석은 CFD 해석을 통해 수행되었으며, 축척에 의한 영향을 보기 위해 모형선과 실선에 대해 각각 해석을 수행 후 두 결과로부터 예측된 실선의 성능을 비교하였다. 나선에 대한 해석 결과는 두 결과가 전반적으로 유사하였고, 트림 탭이 부착된 경우 선저 면과의 각도가 동일할 때 자세 변화량이 달라 전 저항의 차이로 이어졌지만 자세에 따른 저항 변화 경향은 유사하였다. 이로부터 축척 효과가 있더라도 저항 저감 경향으로부터 최적 항주자세를 찾을 수 있으나, 트림 탭에 의한 자세 변화와 실선 주위 유동의 특성을 알기 위해서는 실선에 대한 직접적인 해석이 필요함을 알 수 있다.

핵심용어 : 소형 고속선박, 트림 탭, 항주자세, 저항성능, 실선 수치해석, 전산유체역학, 축척 효과

Abstract : *In this study, a trim tab on the stern hull of a small high-speed vessel of approximately 10 m length sailing at a Froude number of 1.0 was designed for energy efficiency. The running attitude and resistance performance of the bare hull and trim tab hull at several angles to the base line were analyzed for model and full scale ships using computational fluid dynamics, and compared to investigate the scale effect. The analysis results for the bare hull were quite similar, but a difference in the attitude control under same conditions of the trim tab was observed, resulting in the total resistance error. However, there was no significant difference in tendency of the variation in the resistance with the attitude. Thus, the optimum running attitude could be determined from the tendency despite the scale effect, but a full scale analysis is required to analyze the control of the attitude by the trim tab and flow characteristics near the full scale ship.*

Key Words : *Small high-speed vessel, Trim tab, Running attitude, Resistance performance, Full scale simulation, CFD, Scale effect*

1. 서 론

환경에 대한 관심이 날로 높아짐에 따라 국제해사기구(International Maritime Organization, IMO)는 선박의 온실가스 배출량을 2008년 대비 2030년까지 40 %, 2050년까지 50 % 감축을 목표로 하고 있고, 경제성 등의 측면에서 효율적인 운항을 위해 에너지효율설계지수(Energy Efficiency Design Index, EEDI)와 에너지효율운항지수(Energy Efficiency Operational Indicator, EEOI)는 필수로 고려해야 하는 요소가 되었다. 선박의 온실가스 배출량을 줄이기 위해 에너지 절감 장치(Energy Saving Device, ESD)를 장착하거나 추진 연료를 대체하는 등 다양한 방법이 사용되고 있지만, 선박의 설계 단계에서 저항성능(resistance performance)을 높여 일일 연료 소모량(Daily Fuel Oil Consumption, DFOC)을 감소시키는 것이 기초가 된다.

설계 단계에서 선박의 저항성능은 운항 중의 전 저항(total

* First Author : slj3142@daum.net, 051-629-3662
† Corresponding Author : dwpark@tu.ac.kr, 051-629-1654

resistance) 또는 유효동력(Effective Power, P_E)으로 평가되고, 주로 모형시험(model test)과 같은 실험적 방법과 전산유체역학(Computational Fluid Dynamics, CFD) 등의 수치해석적 방법을 통해 예측된다. 실선의 성능은 실선에 대해 직접 해석하거나 모형선에 대해 해석 후 실선으로 확장(extrapolation)하여 예측할 수 있지만, 경제적인 이유 등으로 후자의 방법이 흔히 사용된다.

모형선에 대한 해석 결과를 토대로 예측된 실선의 성능은 여러 요인으로 인해 실선의 정확한 성능과 오차가 발생할 수 있다. 몇 가지 예시를 들어 보면 첫 번째로 축척비(scale ratio)를 λ라고 할 때 역학적 상사(dynamic similarity) 중 Reynolds 상사를 위해서는 모형선의 선속이 실선 선속의 λ배가 되어야 하고, Froude 상사와 Reynolds 상사를 동시에 만족시키는 것은 현실적으로 어려워 Froude 상사만 이루어진 채로 해석이 수행되기 때문에 실선 주위의 유동과 모형선 주위 유동이 다르다. 두 번째로 모형선과 실선의 마찰저항(frictional resistance)은 난류 경계층(turbulent boundary layer)에 대한 2차원 해석을 기초로 하는 Schoenherr의 평판 마찰저항 법칙에 3차원 효과를 포함한 ITTC 1957 공식(Todd, 1957)으로부터 근사되므로 정확한 마찰저항과 차이가 있다. 세 번째로 실선의 표면 거칠기 등을 반영한 모형선-실선 상관 계수(model-ship correlation allowance)는 배수량에 따른 방법(Harvald, 1983), 표면 거칠기로부터의 경험식(ITTC, 1999) 등으로 계산되기 때문에 오차가 발생할 수 있다.

설계 단계에서 실선의 성능을 정확히 예측하는 것은 규정의 만족 여부를 검토하는 것 외에도 운항 시의 효율, 안전성 등과 직결되기 때문에 중요하다. 앞에서 언급한 모형선에 대한 해석에서 발생하는 오차는 실선에 대해 직접 해석함으로써 해결할 수 있지만, 모형시험의 경우 모형선의 제작 비용과 시험이 수행되는 예인 수조(towing tank)의 규모 등을 고려하면 현실적으로 불가능하고 수치해석의 경우 상대적으로 많은 자원과 시간을 필요로 한다. 그럼에도 효율적인 설계를 위해 실선에 대한 해석과 관련된 연구는 꾸준히 수행되어 왔으며, 최근에는 수치해석 기법과 하드웨어 및 소프트웨어 등의 발달로 많은 주목을 받고 있다.

최적의 저항성능을 갖는 종경사(trim)를 찾기 위해 여러 종경사에서 모형선에 대한 모형시험과 CFD 해석을 수행하여 실선의 성능을 예측하고, 실선에 대한 CFD 해석 결과와 비교하는 연구가 선행되었다(Hochkirch and Mallol, 2013). 다양한 하중 조건(loading condition)에서의 저항성능을 예측하기 위해 여러 흘수(draft)에서 모형선과 실선에 대해 CFD 해석을 수행하고, 두 결과로부터 예측된 실선의 성능을 비교하는 연구가 선행되었다(Farkas et al., 2018). 선수 형상의 변화에 따른 저항성능을 비교하기 위해 모형시험과 모형선, 실선에 대한 CFD 해석을 수행하고, 각 결과로부터 실선의 성능을 예측하여 비교하는 연구가 선행되었다(Niklas and Pruszko, 2019). 이 외에도 축척에 의한 영향(scale effect)과 관련된 여러 선행 연구들이 수행되었으며, 이로부터 실선에 대한 직접적인 해석의 중요성이 강조되고 있다.

본 연구에서는 Froude 수 1.0으로 운항하는 길이 약 10 m 급 소형 고속선박의 에너지 효율 설계를 위해 선미부에 트림탭(trim tab)을 부착하여 선저 면(base line)과의 각도를 변화시켜줌으로써 항주자세(running attitude)를 제어하였고, 각 항주자세에서 실선의 저항성능을 예측하기 위해 상용 소프트웨어인 STAR-CCM+를 사용하여 CFD 해석을 수행하였다. 실선의 성능 예측 방법에 따른 차이를 비교하기 위해 모형선과 실선에 대해 각각 해석을 수행하였으며, 모형선에 대한 해석 결과는 ITTC 1957 방법을 사용하여 실선으로 확장한 후 두 결과를 비교하였다.

2. 이론적 배경

2.1 지배방정식

비압축성 유체(incompressible fluid)에 대한 지배방정식(governing equation)은 연속방정식(continuity equation)과 운동량방정식(momentum equation)이고, 공학적 문제의 해결에는 주로 앙상블 평균화(ensemble averaging)된 방정식이 사용된다. 이때 평균화된 운동량방정식은 Reynolds - Averaged Navier - Stokes(RANS) 방정식이고, 연속방정식과 RANS 방정식의 직교 좌표(cartesian coordinates)에 대한 텐서(tensor) 표기는 식(1), 식(2)와 같다(Ferziger and Perić, 2002).

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

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

여기서 $\bar{u}_i$와 $\bar{u}_j (i,j=1,2,3)$는 x_i와 $x_j (i,j=1,2,3)$ 방향에 대한 평균 유속이고, ρ는 유체의 밀도, $\bar{p}$는 평균 압력, μ는 유체의 점성 계수(dynamic viscosity), $\rho\overline{u'_i u'_j}$는 Reynolds 응력(stress), $\bar{g}_i$는 중력가속도이다.

2.2 난류 모델

복잡한 난류 유동의 예측에는 Reynolds Stress Transport (RST) 난류 모델(turbulence model)이 와동 점성(eddy viscosity) 모델에 비해 정확도가 높다고 알려져 있고, 빌지 보오텍스(bilge vortex)와 같은 실선 주위 유동의 예측에도 효과적이라 밝혀진 바 있다(Deng et al., 2004). 하지만 RST 모델은 Reynolds 응력을 정의하기 위해 상대적으로 많은 방정식을 필요로 하기 때문에 보다 높은 CPU의 성능과 많은 계산 시간이 요구된다.

반면 $k-\epsilon$ 모델은 CFD 해석에서 난류 유동의 평균적인 특성을 예측하기 위해 가장 널리 사용되는 일반적인 모델로, 난류 운동에너지(turbulent kinetic energy) k와 이의 소산율(dissipation rate) ϵ에 대한 2개의 수송방정식(transport equation)만으로 구성된다. 그렇기에 복잡한 난류 유동이 단순화되지만 그만큼 경제적이므로, 본 연구에서는 선체 주위의 난류 유동을 예측하기 위해 Realizable $k-\epsilon$(RKE) 모델을 사용하였다. 이는 Standard $k-\epsilon$(SKE) 모델에서 상수로 정의하던 점성 모델 계수(model coefficient)를 함수로 정의하고, 난류 운동에너지의 소산율에 대한 새로운 수송방정식을 갖는다. 또한 유동을 2개의 층(layer)으로 나누어 난류에너지의 소산율과 난류 와동(turbulent eddy)의 점성 계수가 벽(wall)과 가까운 층에서는 벽과의 거리에 대한 함수로, 거리가 먼 층에서는 수송방정식으로부터 정의되는 Two-Layer(2L) 기법이 사용되었다.

RKE 2L 모델의 난류 운동에너지와 그의 소산율에 대한 수송방정식은 식(3), 식(4)와 같다(CD-adapco, 2018).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k)+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho k\bar{u}_j\right)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right]+f_c G_k+G_b+\Upsilon_M-\rho(\epsilon-\epsilon_0) \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \epsilon)+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho \epsilon\bar{u}_j\right)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon}\right)\frac{\partial \epsilon}{\partial x_j}\right]+\frac{1}{T_e}C_{\epsilon 1}\left(f_c Sk+C_{\epsilon 3}G_b\right)-\rho C_{\epsilon 2}\frac{k}{k+\sqrt{\nu\epsilon}}\left(\frac{\epsilon}{T_e}-\frac{\epsilon_0}{T_0}\right) \quad (4)$$

여기서 ν는 유체의 동점성 계수(kinematic viscosity), μ_t는 난류 와동의 점성 계수, σ_k, σ_ϵ, $C_{\epsilon 1}$, $C_{\epsilon 2}$, $C_{\epsilon 3}$는 모델 계수, f_c는 곡률 보정 계수(curvature correction factor)(Arolla and Durbin, 2013), G_k와 G_b는 평균 속도 구배(velocity gradient)와 부력(buoyancy)에 의해 발생한 난류 운동에너지, Υ_M은 압축성 보정(compressibility modification)(Sarkar and Balakrishnan, 1991), S는 평균 변형률 속도(strain rate) 텐서의 모듈러스(modulus)이다. 또한 T는 난류의 시간 척도(turbulent time scale)로, 아래 첨자 0와 e는 Ambient turbulence(Spalart and Rumsey, 2007)와 Large-eddy를 의미한다.

각 항에 대한 자세한 설명은 STAR-CCM+ User Guide (CD-adapco, 2018)에 기술되어 있다.

2.3 자유 수면

본 연구에서는 선체 주위의 자유 수면(free surface)을 모사하기 위해 Volume of Fluid(VOF) 모델이 사용되었다. VOF 모델은 혼합되지 않는 유체의 경계면 분포(distribution of interface)와 이동(movement)을 예측하는 방법으로, 유체의 분포와 경계면의 위치는 식(5)와 같이 정의되는 유체의 체적 분율(volume fraction)에 의해 모사된다(CD-adapco, 2018).

$$\alpha_m=\frac{\mathrm{V}_m}{\mathrm{V}} \quad (5)$$

여기서 V_m은 셀(cell) 내에 존재하는 m번째 유체의 체적, V는 셀의 전체 체적이고 셀 내 모든 유체의 체적을 합하면 1이 된다. 이때 각 유체의 체적 분율은 셀 내에 해당 유체가 전혀 없으면 0, 완전히 채워져 있으면 1, 다른 유체와 공존하는 경우 그 사이의 값을 가지면서 경계면을 나타내고, 식(6)과 같이 표기되는 수송방정식을 풂으로써 자유 수면을 모사한다.

$$\frac{\partial \alpha_m}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\alpha_m\bar{u}_j\right)=0 \quad (6)$$

2.4 실선 확장

모형선에 대한 해석 결과로부터 실선의 성능을 예측하는 실선 확장 방법은 대표적으로 ITTC 1957(Harvald, 1983), ITTC 1978 방법(ITTC, 1999)이 있고, 두 방법의 차이는 선체의 형상에서 기인하는 형상저항(form resistance)의 고려 여부이다. 본 연구의 대상 선박은 Froude 수 1.0으로 운항하는 소형 고속선박으로, 전 저항 중 조파저항(wave-making resistance)의 비중이 높기 때문에 점성저항(viscosity resistance) 성분인 형상저항을 고려하지 않는 ITTC 1957 방법을 사용하여 실선 확장을 수행하였다.

ITTC 1957 방법에서 실선의 전 저항은 식(7)과 같이 예측된다.

$$R_{TS}=C_{TS}\left(0.5\rho_S S_S V_S^2\right) \quad (7)$$

여기서 R_T는 전 저항, C_T는 전 저항 계수(coefficient), ρ는 유체의 밀도, S는 침수표면적(wetted surface area), V는 선속(ship speed)이고, 아래 첨자 S는 실선을 의미한다.

실선의 전 저항 계수는 식(8)과 같이 정의된다.

$$C_{TS} = C_{RS} + C_{FS} + C_A + C_{AA} \tag{8}$$

여기서 C_R은 잉여저항(residual resistance) 계수(Forgach, 2001), C_F는 마찰저항 계수(Todd, 1957), C_A는 모형선-실선 상관 계수, C_{AA}는 공기저항(air resistance) 계수(ITTC, 1999)이다.

이때 모형선-실선 상관계수는 식(9)와 같이 실선의 배수량에 관한 경험식으로부터 결정된다(Harvald, 1983).

$$1000 \cdot C_A = 0.5 \cdot \log(\triangle) - 0.1 \cdot [\log(\triangle)]^2 \tag{9}$$

여기서 $\triangle$는 실선의 배수톤수(displacement tonnage)이다.

나머지 항에 대한 자세한 설명은 각자 표기된 참고문헌에 기술되어 있다.

3. 연구 대상

3.1 대상선

본 연구의 대상 선박은 부산지역 연안을 운항할 목적으로 설계된 약 10 m 급 길이의 수소추진선박이다. 설계 속도(design speed)는 예상 항로에서의 편도 소요 시간이 약 1시간이 되도록 18.0 knots로 결정되었고, Froude 수는 약 1.0이다.

Table 1. Main particulars of target ship

Designation	Symbol [unit]	Ship	Model
Scale ratio	λ	3.6	
Froude number	Fn	0.985	
Reynolds number	Rn (e+7)	7.01	1.07
Design speed	V [knot]	18.0	
	[m/s]	9.26	4.880
Length between perpendiculars	L_{BP} [m]	8.97	2.491
Length of waterline	L_{WL} [m]	9.00	2.500
Breadth	B [m]	3.70	1.028
Draft	T [m]	0.65	0.181
Wetted surface area	S [m^2]	29.0	2.238
Transverse area above waterline	A_T [m^2]	4.89	0.377
Displacement volume	∇ [m^3]	9.70	0.208

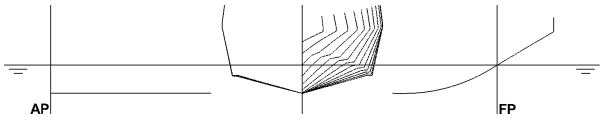


Fig. 1. Body plan and side view of target ship.

모형선의 축척비는 추후 모형시험이 수행될 예인 수조의 규모를 고려하여 3.6으로 결정되었으며, 실선과 모형선의 주요 제원(main particular)은 Table 1에, 실선의 선도(lines)는 Fig. 1에 도시하였다.

3.2 트림 탭

본 연구에서는 저항성능과 승선감의 향상을 목적으로 항주자세를 제어하기 위해 선체의 선미부에 트림 탭을 부착하였다. 트림 탭의 코드 길이(chord length, c)는 선체 수선간장(Length Between Perpendiculars, L_{BP})의 1 %로 설계하여 Fig. 2에 도시된 것과 같이 선미끝단을 따라 선저 면과의 각도(α_T)에 변화를 주며 부착하였다.

실선과 모형선에 부착된 트림 탭의 주요 제원을 Table 2에 도시하였다.

Table 2. Main particulars of trim tab

Designation [unit]	Ship	Model
Scale ratio	3.6	
Chord length [m]	0.09	0.025
Span length [m]	1.57	0.436
Thickness [m]	0.01	0.003
Angle to base line [deg.]	5 10 15 20	

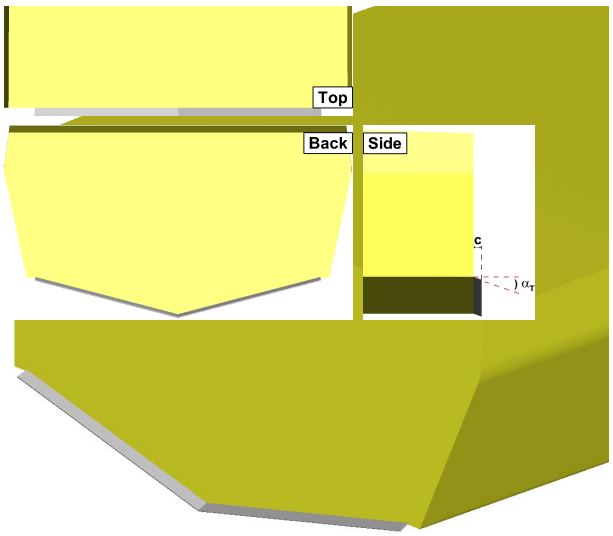


Fig. 2. Geometry of trim tab (α_T=20°).

4. 수치해석

본 연구에서는 상용 소프트웨어인 STAR-CCM+ 13.02를 사용하여 실선과 모형선에 대한 CFD 해석이 수행되었고, 축척에 의한 차이 외에는 동일한 기법이 사용되었다.

4.1 좌표계

본 연구에 사용된 좌표계는 Fig. 3에 도시된 것과 같이 x-축은 유동 방향, y-축은 우현, z-축은 중력 반대 방향이 양(positive)의 값으로 정의되고, 선체의 종경사와 침하량(sinkage)으로부터 독립인 선체에 고정된 우수좌표계(fixed right-handed coordinate system)이다. 좌표계의 원점(origin)은 선체의 중앙 횡단면(midship), 중심면(center plane), 교란되지 않은 자유 수면(undisturbed free surface)의 교차점이다.

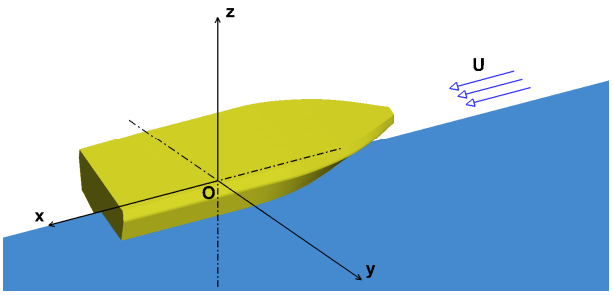


Fig. 3. Coordinate system.

4.2 해석 기법

지배방정식을 풀기 위하여 계산 영역(domain)은 유한체적법(Finite Volume Method, FVM)을 통해 유한개의 작은 셀로 나누어지고, 이산화(discretization) 과정을 거치며 대수방정식(algebraic equation)으로 변환된다.

공간 이산화(space discretization)를 위해 중심 유한체적법(cell-centered finite volume method)이 사용되었고, 대류항(convective term)은 2차 풍상차분법(Second-Order Upwind differencing scheme, SOU), 확산항(diffusion term)은 중앙차분법(Central-Differencing Scheme, CDS)을 통해 이산화되었다.

압력-속도 연성(pressure-velocity coupling)에는 SIMPLE (Semi-Implicit Method of Pressure-Linked Equation) 알고리즘이 사용되었다.

외력에 의한 선체의 운동(motion)은 DFBI(Dynamic Fluid Body Interaction) 모듈(module)로 해석되었고, 6 자유도(Degrees Of Freedom, DOF) 운동 중 z-축과 평행한 병진운동(heave)과 y-축을 중심으로 하는 회전운동(pitch)만 고려되었다.

time step은 식(10)과 같이 정의되는 Courant number에 의한 Courant – Friedrichs – Lewy(CFL) 조건(Courant et al., 1967)으로부터 결정하였다.

$$C = \frac{|\bar{u}|\triangle t}{\triangle x} < C_{\max} \tag{10}$$

여기서 $|\bar{u}|$는 국부 속도(local velocity), $\triangle t$는 time step, $\triangle x$는 유동 방향에 대한 셀의 선형 길이(linear cell size)이고, Courant number는 시간 간격마다 한 개의 유체 입자가 지나치는 셀의 수를 의미한다.

선박에 대한 CFD 해석에서는 각 셀에서 $C_{\max}$가 1인 CFL 조건을 만족시키는 동시에, two equation turbulence model(RKE 2L)이 사용될 경우 time step은 $0.01\,L/U$보다 작은 값이 권장되므로(ITTC, 2014) 모형선과 실선의 해석에서 각각 0.002, 0.0025초로 결정하였다.

4.3 계산 영역 및 경계 조건

계산 영역(computational domain)과 경계 조건(boundary condition)을 Fig. 4에 도시하였다. 계산 영역은 $-1.5 < x/L_{BP} < 4.5$, $0 < y/L_{BP} < 1.5$, $-1.0 < z/L_{BP} < 1.0$ 크기의 직육면체 형태이며, 초기 조건에서 $-1.0 < z/L_{BP} < 0$은 물, $0 < z/L_{BP} < 1.0$은 공기 영역이다.

경계 조건으로 선체 표면은 no-slip wall, 유입면은 velocity inlet, 유출면은 pressure outlet, 상면과 하면은 slip wall 조건을 적용하였고, 선체 중심면과 측면에 symmetry plane 조건을 적용하여 선체의 반폭(half breadth)에 대한 해석을 수행하였다.

해석 과정에서 선체에 의해 생성된 파(wave)가 경계면에서 반사되지 않도록 $2.5 < x/L_{BP} < 4.5$에 grid damping region, $3.7 < x/L_{BP} < 4.5$에 numerical damping region을 적용하였다.

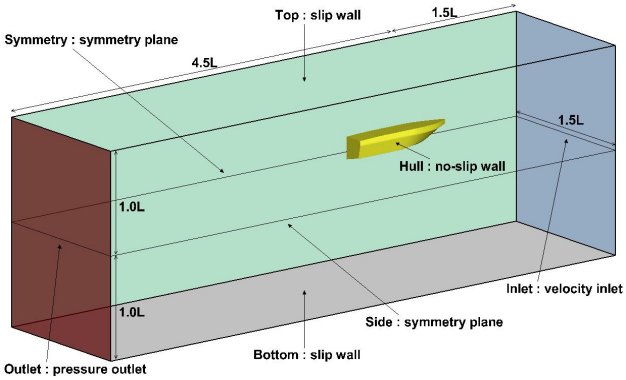
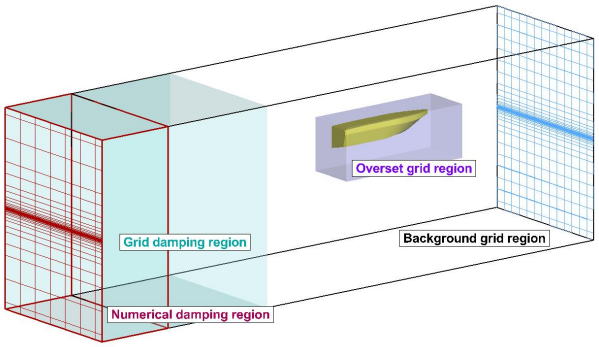
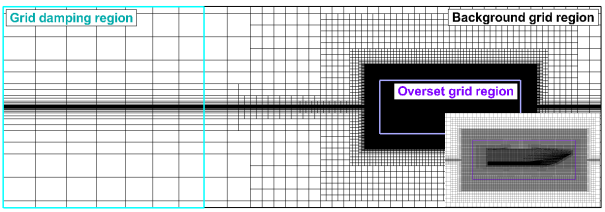


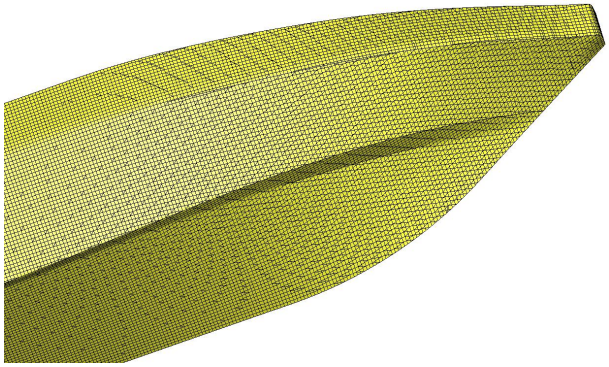
Fig. 4. Computational domain and boundary conditions.



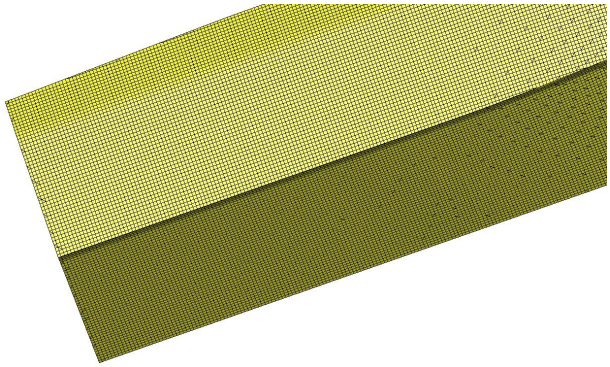
(a) Grid region



(b) Grid on symmetry plane of y=0



(c) Grid of hull surface near bow



(d) Grid of hull surface near stern

Fig. 5. Grid system.

4.4 격자 생성

격자(grid)는 STAR-CCM+의 Trimmer(trimmed mesher) 시스템을 사용해 직육면체 형태의 비정렬 격자(unstructured grid)를 생성하였고, 선체 근방에는 중첩 격자 기법(overset grid method)을 적용하였다. 중첩 격자 기법은 배경 격자 영역(background grid region)은 고정된 채 중첩 격자 영역(overset grid region)만 선체와 함께 운동하여 선체의 운동이 큰 경우 효율적인 격자의 배치가 가능하다. 중첩 격자 영역은 $-0.7 < x/L_{BP} < 0.7$, $0 < y/L_{BP} < 0.5$, $-0.3 < z/L_{BP} < 0.3$ 크기의 직육면체 형태이다.

벽함수(wall function)를 사용하여 선체 표면의 경계층(boundary layer) 유동을 해석하기 위해 선체 표면에 프리즘층(prism layer)을 생성하였다. 첫 번째 층까지의 무차원화된 거리(non-dimensional wall distance, y+)는 120이고, 1.3의 확장비(expansion ratio)로 총 6개의 층을 생성하였다.

자유 수면의 정밀한 모사를 위해 자유 수면 근방에 격자를 조밀하게 배치하였고, 파의 반사를 방지하기 위해 유동 방향 끝으로 갈수록 격자의 간격을 넓게 배치하였다.

중첩 격자와 함께 전반적인 격자의 배치를 Fig. 5에 도시하였다.

4.5 격자 검증

해석에 사용될 격자계(grid system)의 검증(verification)을 ITTC에서 권고하는 절차와 지침에 따라 수행하였다(ITTC, 2017). CFD 해석에 사용되는 특정 매개변수(parameter)를 검증하기 위해 시뮬레이션(simulation)의 수치적 오차(numerical error)와 수치적 불확실성(numerical uncertainty)이 평가된다.

특정 매개변수에 의한 수치적 오차와 불확실성은 나머지 변수들을 고정한 채 식(11)과 같이 정의되는 개선비(refinement ratio)로 해당 변수만 변화시켜가며 해석 결과를 비교하는 수렴성 연구(convergence study)로부터 추정된다.

$$r_i = \triangle x_{i,2} / \triangle x_{i,1} = \triangle x_{i,3} / \triangle x_{i,2} = \triangle x_{i,m} / \triangle x_{i,m-1} \quad (11)$$

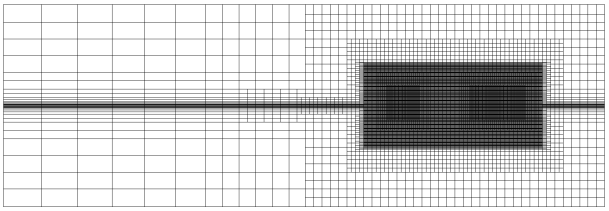
여기서 $\triangle x_i$는 입력 매개변수(input parameter)로 수렴성을 평가하기 위해 최소한 3개의 값이 요구되고, 수렴비(convergence ratio)는 식(12)와 같이 정의된다.

$$R_i = \epsilon_{i,21} / \epsilon_{i,32} \quad (12)$$

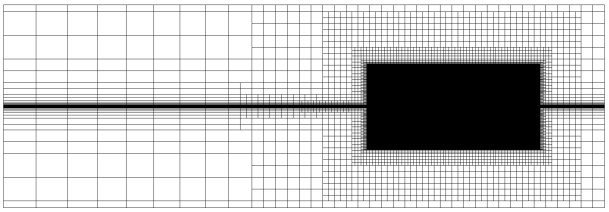
이때 ϵ_i는 변수에 개선비를 적용할 때의 해석 결과인 $\hat{S}_i$ 사이의 편차로 식(13), 식(14)와 같이 정의되고, 아래 첨자 1, 2, 3은 fine, medium, coarse를 의미한다.

$$\epsilon_{i,21} = \hat{S}_{i,2} - \hat{S}_{i,1} \tag{13}$$

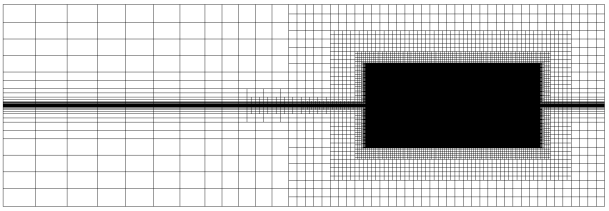
$$\epsilon_{i,32} = \hat{S}_{i,3} - \hat{S}_{i,2} \tag{14}$$



(a) Coarse grid



(b) Medium grid



(c) Fine grid

Fig. 6. Grid system used in convergence study.

Table 3. Results of convergence study

Scale	Fineness (Cell number)	C_T (e+3)	τ* [deg.]	σ [m]
Full	Coarse (843,486)	12.7	-7.13	0.297
	Medium (1,916,096)	13.1	-7.25	0.300
	Fine (4,685,967)	13.4	-7.34	0.303
Model	Coarse (560,849)	13.2	-7.15	0.082
	Medium (1,254,432)	13.4	-7.25	0.083
	Fine (2,991,986)	13.5	-7.31	0.084

*Trim by bow is defined to be positive.
C_T means C_{TS} in full scale and C_{TM} in model scale.
σ means σ_S in full scale and σ_M in model scale.

수렴 상태(convergence condition)는 다음과 같이 수렴비에 따라 3가지로 정의된다.

(i) Monotonic convergence : $0 < R_i < 1$

(ii) Oscillatory convergence : $R_i < 0$

(iii) Divergence : $R_i > 1$

(i)의 경우 수치적 오차와 불확실성을 추정하기 위해 generalized Richardson Extrapolation(RE) 방법이 사용되고, (ii)의 경우 수치적 불확실성은 식(15)와 같이 추정된다.

$$U_i = \frac{1}{2}(S_U - S_L) \tag{15}$$

Table 4. Results of numerical error and uncertainty analysis

Scale		C_T	τ	σ
Full	r_G		$\sqrt{2}$	
	$\epsilon_{G,21}$	-0.253	0.085	-0.002
	$\epsilon_{G,32}$	-0.387	0.120	-0.004
	R_G	0.652	0.701	0.683
	p_G	1.24	1.02	1.10
	$p_{G_{est}}$		2	
	C_G	0.534	0.426	0.464
	$\delta^*_{RE_{G,1}}$	-0.473	0.198	-0.005
	$\delta^*_{G,1}$	-0.253	0.085	-0.002
	U_{G_C}	0.220	0.114	0.003
	U_{G_C} (%$\hat{S}_{G,1}$)	1.65	1.55	0.95
Model	r_G		$\sqrt{2}$	
	$\epsilon_{G,21}$	-0.091	0.061	-0.0008
	$\epsilon_{G,32}$	-0.159	0.101	-0.0013
	R_G	0.574	0.603	0.598
	p_G	1.60	1.46	1.49
	$p_{G_{est}}$		2	
	C_G	0.741	0.659	0.673
	$\delta^*_{RE_{G,1}}$	-0.123	0.093	-0.0012
	$\delta^*_{G,1}$	-0.091	0.061	-0.0008
	U_{G_C}	0.032	0.032	0.0004
	U_{G_C} (%$\hat{S}_{G,1}$)	0.24	0.43	0.46

C_T means C_{TS} in full scale and C_{TM} in model scale.
σ means σ_S in full scale and σ_M in model scale.
Subscript 'G' means grid size.

여기서 S_U와 S_L은 진동(oscillation) 경향을 보이는 해석 결과 중 최대값과 최소값이다.

(iii)의 경우는 해석 결과가 발산(divergence) 경향을 보이기 때문에 수치적 오차와 불확실성을 추정할 수 없다.

본 연구에서는 격자 크기(grid size)의 개선비를 $\sqrt{2}$로 하여 전 저항 계수(C_T), 종경사각(τ), 침하량(σ)의 수렴성 연구를 통해 모형선과 실선의 해석에 사용될 격자계를 검증하였다. 수렴성 연구를 수행한 격자계는 Fig. 6에, 그 결과는 Table 3에 도시하였고, 각 격자계에 대한 해석 결과의 수렴 상태가 (i)에 해당되므로 generalized RE 방법을 사용하여 수치적 오차와 불확실성을 추정하였다.

모형선과 실선의 해석에 사용될 격자계의 수치적 오차와 불확실성 추정 결과를 Table 4에 도시하였다. 여기서 p_i는 정도 차수(order of accuracy), $p_{i_{est}}$는 한계 정도 차수(limiting order of accuracy), C_i는 보정 계수(correction factor), $\delta^*_{RE_{i,1}}$은 수치적 오차, $\delta^*_{i,1}$과 U_{i_C}는 보정 계수에 의해 수정된 수치적 오차와 불확실성이다. generalized RE 방법과 각 항에 대한 자세한 설명은 불확실성 분석에 대한 ITTC Recommended Procedures and Guidelines(ITTC, 2017)에 기술되어 있다.

결과로부터 fine 격자계에 대한 전 저항 계수, 종경사각, 침하량의 불확실성 비율이 각 1%, 2% 이하이므로 해석에 사용될 격자계가 적합하다고 판단하였다.

5. 결 과

실선의 해석은 평균 해수(seawater) 온도인 15℃에서, 모형선의 해석은 같은 온도의 담수(fresh water)에서 수행되었다(ITTC, 2011).

모형선의 전 저항은 ITTC 1957 방법을 사용하여 실선의 전 저항으로 확장하였고, 모형선의 전 저항 계수를 잉여저항과 마찰저항 계수로 구분하여 Table 5에 도시하였다. 실선 확장 과정에서 식(8)의 모형선-실선 상관계수는 대상 선박의 배수톤수로부터 식(9)에 의해 0.4e-3으로, 공기저항 계수는 수선 상부의 횡단면적(transverse area above waterline)에 따라 0.17e-3으로 계산하였다. 종경사각은 축척비의 영향을 받지 않으므로 실선 확장이 불필요하고, 모형선의 침하량에 축척비를 곱하여 실선의 침하량으로 확장하였다.

Table 5. Resistance components of model scale ship

α_T [deg.]	C_{TM} (e+3)	C_{RM} (e+3)	C_{FM} (e+3)
Bare hull	13.4	10.4	2.96
5	12.2	9.20	2.96
10	11.6	8.61	2.96
15	10.7	7.69	2.96
20	10.9	7.90	2.96

모형선의 해석 결과로부터 예측된 실선의 성능(이하 '실선 확장 결과')과 실선에 대한 직접 해석 결과(이하 '직접 해석 결과')를 Table 6와 Fig. 7, Fig. 8에 도시하였다. 여기서 RR%는 트림 탭을 부착하지 않은 나선(bare hull) 대비 저항 감소율(reduction ratio), E%S는 실선 확장 결과의 직접 해석 결과 대비 오차(error)로 식(16), 식(17)과 같이 정의된다.

$$RR\% = \frac{R_{w/\ trim\ tab} - R_{w/o\ trim\ tab}}{R_{w/o\ trim\ tab}} \times 100 \tag{16}$$

$$E\%S = \frac{R_M - R_S}{R_S} \times 100 \tag{17}$$

이때 R은 실선의 전 저항이고, 아래 첨자 M은 모형선의 해석 결과로부터 실선 확장됐음을, S는 실선에 대해 직접 해석됐음을 의미한다.

직접 해석 결과의 경향성을 확인하기 위하여 트림 탭 각도가 13°, 14°인 경우에 대해 추가 해석을 수행하였고, 각 방

Table 6. Running attitude and resistance performance of target ship predicted in each scale

α_T [deg.]	Scale	R_{TS} [kN]	τ* [deg.]	σ_S [m]	RR%	E%S
Bare hull	Full	16.7	-7.25	0.300		0.5
	Model	16.8	-7.25	0.300		
5	Full	14.5	-5.28	0.247	-13.6	5.4
	Model	15.2	-5.66	0.260	-9.3	
10	Full	13.1	-3.55	0.203	-21.8	10.8
	Model	14.5	-4.23	0.228	-13.8	
13	Full	12.2	-1.59	0.155	-27.0	
14	Full	12.3	-1.31	0.149	-26.6	
15	Full	12.4	-1.03	0.143	-26.0	7.6
	Model	13.3	-1.93	0.170	-20.8	
20	Full	12.3	0.09	0.132	-26.2	10.1
	Model	13.6	-0.53	0.144	-19.2	

*Trim by bow is defined to be positive.
R_{TS} in model scale was extrapolated by ITTC 1957 method.
σ_S in model scale was multiplied by scale ratio.

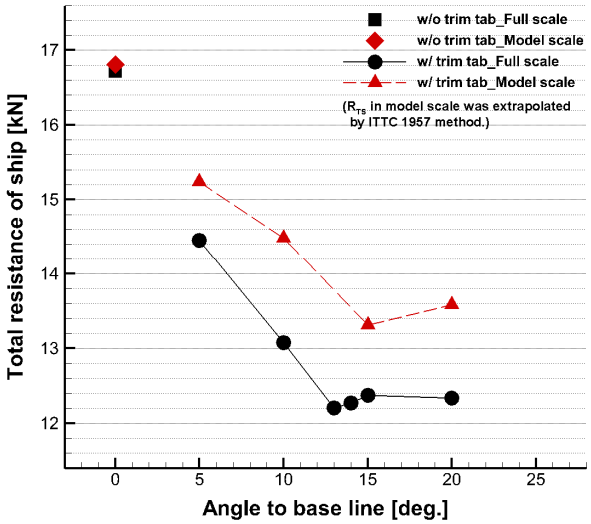


Fig. 7. Resistance performance of target ship predicted in each scale.

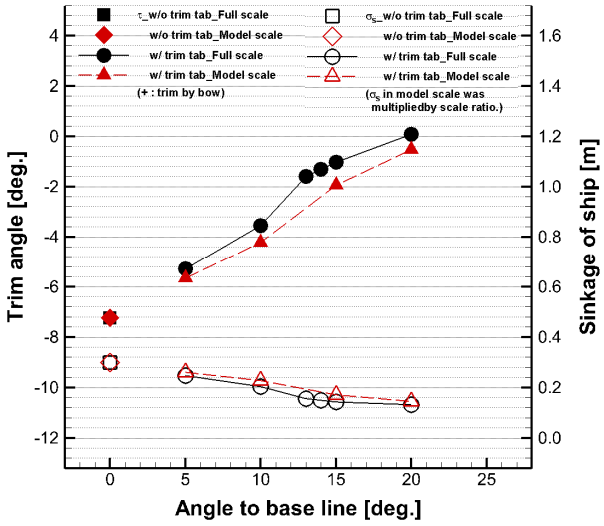


Fig. 8. Running attitude of target ship predicted in each scale.

법을 통해 예측된 실선의 전 저항을 성분별로 나누어 Table 7에 도시하였다. 실선에 대한 CFD 해석에서는 전 저항의 성분을 압력저항(pressure resistance)과 전단저항(shear resistance)으로만 구분이 가능하므로, 직접 해석 결과의 잉여저항과 마찰저항은 각각 압력저항과 전단저항을 의미한다.

5.1 축척 효과

나선에 대한 해석은 실선 확장 결과와 직접 해석 결과가 전 저항, 종경사각, 침하량 모두 1% 이내의 오차로 유사한 결과를 보였다.

Table 7. Resistance components of target ship predicted in each scale

α_T [deg.]	Scale	R_{TS} [kN]	R_{RS} [kN]	R_{FS} [kN]
Bare hull	Full	16.7	15.1	1.60
	Model	16.8	13.3	2.78
5	Full	14.5	12.4	2.01
	Model	15.2	11.7	2.78
10	Full	13.1	10.7	2.35
	Model	14.5	11.0	2.78
13	Full	12.2	9.40	2.80
14	Full	12.3	9.38	2.89
15	Full	12.4	9.38	2.99
	Model	13.3	9.81	2.78
20	Full	12.3	9.30	3.04
	Model	13.6	10.1	2.78

Resistance in model scale was extrapolated by ITTC 1957 method. R_{RS} and R_{FS} in full scale is pressure and shear resistance in CFD.

나선 주위의 파형(wave pattern)과 선측 파고(wave profile)를 선체의 수선간장으로 무차원화하여 Fig. 9, Fig. 10에 도시하였다. 어깨파와 선미파는 두 결과가 유사한 형상을 보였으나, 선수부에서 발생하는 물보라(spray)의 형상은 차이가 있었다.

선체에 가해지는 압력을 식(18)과 같이 압력 계수(pressure coefficient)로 무차원화하여 Fig. 11에 도시하였다.

$$C_p = \frac{p - p_0}{0.5\rho V^2} \tag{18}$$

여기서 p는 선체에 가해지는 압력, p_0는 정수압, ρ는 유체의 밀도, V는 유속(선속)이다.

선체의 압력 분포는 두 결과가 전체적으로 유사한 분포를 보였고, 선수부에서 발생하는 물보라의 차이는 예측된 실선의 성능 뿐만 아니라 압력 분포에도 거의 영향을 주지 않았다.

하지만 나선에 트림 탭을 부착한 경우 선저 면과의 각도가 증가할수록 두 결과의 종경사각과 침하량의 오차가 전반적으로 증가하였다. 대상 선박과 같이 Froude 수가 높은 활주형 선박은 항주자세가 다른 경우 선체 주위의 파형, 선측 파고, 압력 분포 등의 차이가 상대적으로 크기 때문에, 트림 탭 각도가 5°일 때 두 결과의 종경사의 차이는 약 0.4°이지

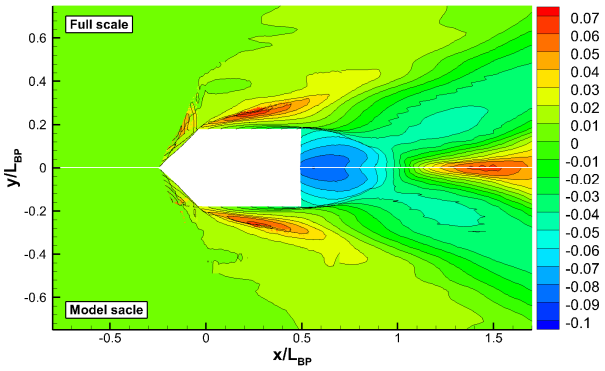


Fig. 9. Wave pattern near bare hull according to scale.

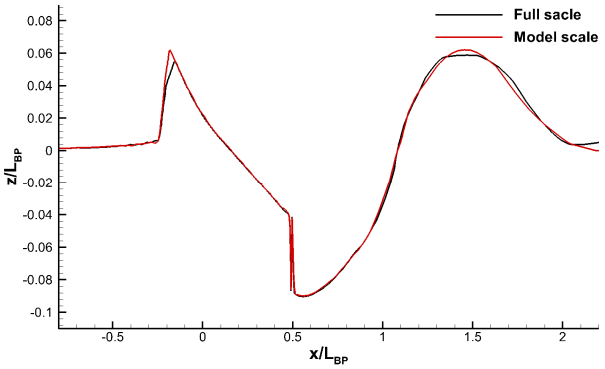
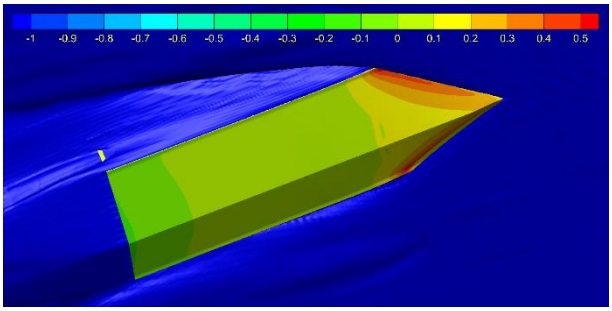
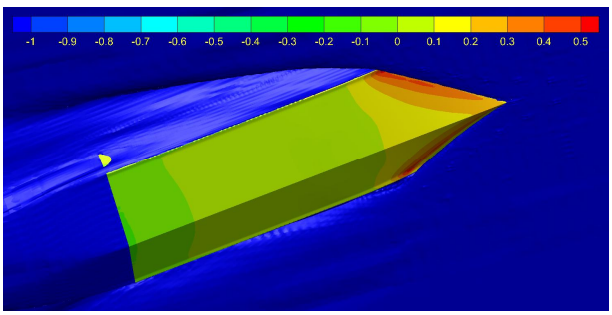


Fig. 10. Wave profile on bare hull according to scale.



(a) Full scale



(b) Model scale

Fig. 11. Pressure distribution on bare hull according to scale.

만 전 저항은 작지 않은 오차를 보이고 있으며 큰 트림 탭 각도에서의 오차는 최대 11 %에 달하였다. 이외에도 항주자세에 따라 침수표면적, 수선 상부의 횡단면적, 배수량 등도 함께 변하는 데 비해 실선 확장 과정에서는 정적 상태를 기준으로 하여 마찰저항, 모형선-실선 상관계수, 공기저항 계수가 결정된다. 이에 따라 자세와 상관없이 동일한 값이 실선 확장에 사용되어 실선의 경우와 차이가 있다.

그럼에도 각 방법에 의해 예측된 실선의 저항은 트림 탭 각도가 증가할수록 잉여저항은 감소하고 마찰저항이 증가하는 동일한 경향을 보였으며, 마찰저항 증가량에 비해 잉여저항 감소량이 더 커 전 저항의 감소로 이어졌다.

5.2 항주자세 제어

트림 탭은 선박의 항주자세를 변화시키는 대표적인 부가물(appendage)로, 선저 면으로부터 중력 방향으로 경사를 가질 때 양력이 발생하여 선미트림과 부상량이 감소한다. 대상 선박은 Froude 수가 높아 전 저항 중 잉여저항이 차지하는 비중이 높으므로 항주자세에 따른 저항성능 변화에도 지배적인 영향을 주는데, 해석 결과로부터 선체에 트림 탭이 부착된 경우 선미트림과 부상량이 감소하며 잉여저항의 큰 감소와 함께 저항성능이 개선되는 것이 확인되었다.

직접 해석 결과는 나선에 부착된 트림 탭의 선저 면과의 각도가 5°씩 증가할 때 선미 트림과 부상량이 감소하며 전 저항의 계속적인 감소로 이어져 20°에서 최저를 보였다. 하지만 실선 확장 결과는 트림 탭 각도와 선미 트림, 부상량이 반비례하는 경향은 동일하였으나, 전 저항은 감소하다 15°에서 최저를 보인 뒤 다시 증가하였다.

이를 토대로 직접 해석의 경우 트림 탭 각도가 5°씩 증가할 때 항주자세의 큰 변화 폭으로 인해 전 저항의 변화 경향을 확인하기 어렵다고 판단되어 트림 탭 각도가 13°, 14°일 때의 해석을 추가로 수행하였다. 그 결과 13°에서 저항성능이 가장 좋았으며, 나선 대비 27 %의 개선율을 보인 이후 개

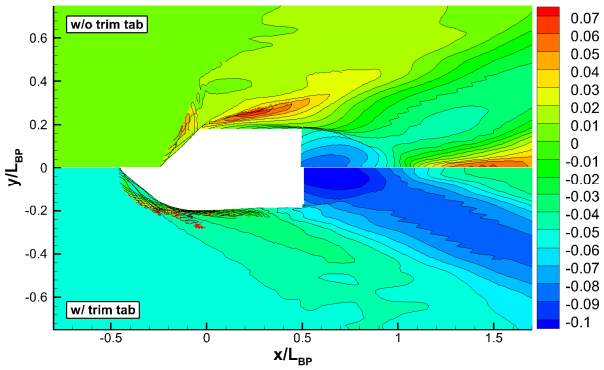


Fig. 12. Wave pattern near hull according to application of trim tab(α_T=13°) in full scale.

선율이 감소하였다.

선저 면과의 각도가 13°인 트림 탭이 부착된 선체 주위의 파형과 선측 파고를 나선과 비교하여 Fig. 12, Fig. 13에 도시하였고, 선미 트림이 감소함에 따라 선수부에서 발생하는 물보라가 커지며 어깨파의 파고 또한 높아졌다.

선체의 압력 분포를 나선과 비교하여 Fig. 14에 도시하였고, 돌출된 트림 탭에 의해 선미부에 높은 압력 추가적으로 발생하였지만 선수파의 발생 위치가 전면으로 옮겨감에 따라 선수부에 높은 압력이 가해지는 면적의 감소와 함께 선체 전체에 가해지는 압력의 총합이 감소하였다.

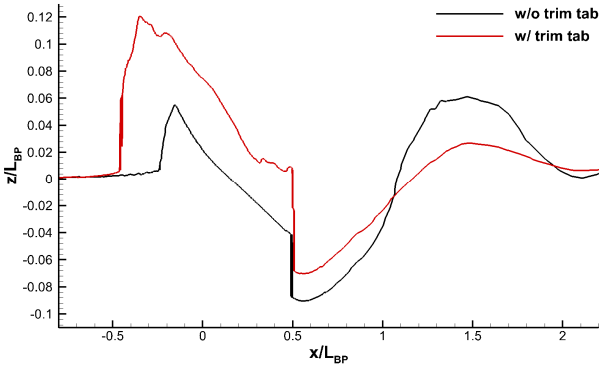
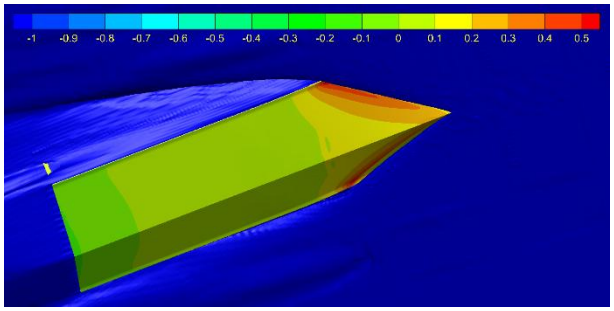
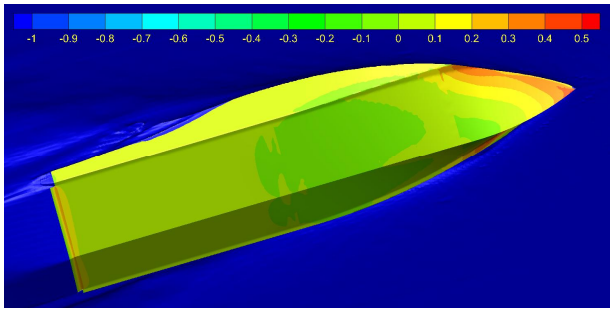


Fig. 13. Wave profile on hull according to application of trim tab(α_T=13°) in full scale.



(a) Hull without trim tab



(b) Hull with trim tab

Fig. 14. Pressure distribution on hull according to application of trim tab(α_T=13°) in full scale.

6. 결 론

본 연구에서는 소형 고속선박의 에너지 효율 설계를 위해 최적의 저항성능을 보이는 항주자세를 찾고자 선미부에 트림 탭을 부착하였고, 트림 탭의 코드 길이는 일정하게 유지한 채 선저 면과의 각도를 5°부터 20°까지 5° 간격으로 증가시키며 저항성능의 변화를 살펴보았다. 저항성능의 해석은 상용 소프트웨어를 사용한 CFD 해석으로 수행되었으며, 축척에 의한 차이를 보기 위해 실선과 모형선에 대해 각각 해석을 수행하였다. 모형선의 해석 결과로부터 실선의 성능은 ITTC 1957 방법을 사용하여 예측하였고, 실선에 대한 직접 해석 결과와의 비교는 다음과 같다.

- 나선에 대한 해석 결과는 실선의 전 저항, 종경사각, 침하량 모두 1 % 이내의 오차를 보였고, 선수부에서 발생하는 물보라의 형상에 차이가 있지만 선체 주위의 파형, 선측 파고, 선체의 압력 분포는 전반적으로 일치하였다.
- 트림 탭이 부착된 경우 모형선 주위 유체의 Reynolds 수가 실선 주위 유체에 비해 낮아 동일한 선저 면과의 각도에서 나선과 비교했을 때 직접 해석 결과에 비해 실선 확장 결과의 선미 트림과 부상량의 변화량이 감소하였고, 이 차이는 각도가 커질수록 증가하여 전 저항의 차이를 유발했다.
- 항주자세의 작은 변화가 저항성능의 큰 차이를 유발하는 고속 활주형 선박의 특성과 항주자세에 따른 침수표면적, 배수량 등의 변화가 실선 확장 과정에 반영되지 않은 이유로 두 결과 중 약 0.4° 차이의 유사한 종경사에서도 전 저항에는 차이가 있었다.
- 트림 탭의 각도가 증가할 때 잉여저항은 감소하고 마찰저항이 증가하는 경향은 동일하였으며, 잉여저항의 지배적인 영향하에 각 저항 성분의 증감에 따라 전 저항이 개선되었다.
- 각 방법으로부터 예측된 전 저항은 트림 탭의 각도가 증가할수록 계속해서 감소하다가 실선 확장 결과 15°에서, 직접 해석 결과 13°에서 가장 낮았으며, 이후 저항 저감율이 줄어드는 유사한 경향을 보였다.
- 저항 저감율은 실선 확장 결과 1.93°의, 직접 해석 결과 1.59°의 선미트림에서 가장 높았는데, 두 항주자세 사이에 큰 차이가 없고 저항 저감 경향성이 유사한 점을 봤을 때 축척에 의한 영향 하에서도 최적의 항주자세는 찾을 수 있으나 트림 탭에 의한 자세 변화와 실선 주위 유동의 특성을 예측하기 위해서는 실선에 대한 직접 해석이 필요함을 알 수 있다.

본 연구에서는 트림 탭의 각도가 5° 간격으로 증가됨에 따라 항주자세의 변화 폭이 컸는데, 축척에 따른 차이를 명확하게 확인하기 위해 추후 더 작은 간격으로 각도를 변화시켜 동일한 항주자세에서의 저항성능을 비교할 계획이다. 또한 실선에 대한 직접 해석 결과를 검증(validation)하기 위해 예인 수조 모형시험도 수행되어야 한다.

후 기

이 연구는 2019학년도 동명대학교 교내학술연구비 지원을 받아 수행되었습니다(2019A021-1).

References

[1] Arolla, S. K. and P. A. Durbin(2013), Modeling Rotation and Curvature Effects within Scalar Eddy Viscosity Model Framework, International Journal of Heat and Fluid Flow, Vol. 39, pp. 78-89.

[2] CD-adapco(2018), STAR-CCM+ User Guide, Ver. 13.02.

[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] Deng, G. B., R. Duvigneau, P. Queutey, and M. Visonneau (2004), Assessment of Turbulence Model for Ship Flow at Full Scale, 6th World Congress on Computational Mechanics (WCCM), Beijing, September 2004.

[5] Farkas, A., N. Degiuli, and I. Martić(2018), Assessment of Hydrodynamic Characteristics of a Full-scale Ship at Different Draughts, Ocean Engineering, Vol. 156, pp. 135-152.

[6] Ferziger, J. H. and M. Perić(2002), Computational Methods for Fluid Dynamics, 3rd Edition, Springer, Germany, pp. 292-294.

[7] Forgach, K. M.(2001), Comparison of ITTC78 and DTMB Standard Ship Performance Prediction Methods, Maryland: David Taylor Model Basin (DTMB).

[8] Harvald, S. A.(1983), Resistance and Propulsion of Ships, John Wiley & Sons, USA, pp. 98-100.

[9] Hochkirch, K. and Mallol, B.(2013), On the Importance of Full-Scale CFD Simulations for Ships, Proceedings of the 12th International Conference on Computer Applications and Information Technology in the Maritime Industries (COMPIT), Cortona, April 2013, pp. 85-95.

[10] ITTC(1999), International Towing Tank Conference, Performance, Propulsion, 1978 ITTC Performance Prediction Method, Recommended Procedures and Guidelines, 7.5-02-03-01.4, pp. 3-4.

[11] ITTC(2011), International Towing Tank Conference, Fresh Water and Seawater Properties, Recommended Procedures, 7.5-02-01-03, pp. 3-9.

[12] ITTC(2014), International Towing Tank Conference, Practical Guidelines for Ship CFD Applications, Practical Guidelines for Ship CFD Applications, 7.5-03-02-03, pp. 16.

[13] ITTC(2017), International Towing Tank Conference, Uncertainty Analysis in CFD, Verification and Validation Methodology and Procedures, Recommended Procedures and Guidelines, 7.5-03-01-01, pp. 4-8.

[14] Niklas, K. and H. Pruszko(2019), Full Scale CFD Seakeeping simulations for Case Study Ship Redesigned from V-shaped Bulbous Bow to X-bow Hull Form, Applied Ocean Research, Vol. 89, pp. 188-201.

[15] Sarkar, S. and L. Balakrishnan(1991), Application of a Reynolds-stress Turbulence Model to the Compressible Shear Layer, American Institute of Aeronautics and Astronautics (AIAA) Journal, Vol. 29, No. 5, pp. 743-749.

[16] Spalart, P. R. and C. L. Rumsey(2007), Effective Inflow Conditions for Turbulence Models in Aerodynamic Calculations, American Institute of Aeronautics and Astronautics (AIAA) Journal, Vol. 45, No. 10, pp. 2544-2553.

[17] Todd, F. H.(1957), Skin Friction and Turbulence Stimulation, Proceedings of the 8th ITTC Conference, Madrid, September 1957, pp. 71-227.

Received : 2021. 05. 10.
Revised : 2021. 06. 07. (1st)
: 2021. 06. 23. (2nd)
Accepted : 2021. 06. 28.