



층류-난류 천이 모델을 적용한 프로펠러 단독 성능 해석에 관한 CFD 시뮬레이션

김동현¹·전규목¹·박종천^{1,†}·신명수²
부산대학교 조선해양공학과¹
한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소²

CFD Simulation on Predicting POW Performance Adopting Laminar-Turbulent Transient Model

Dong-Hyun Kim¹·Gyu-Mok Jeon¹·Jong-Chun Park^{1,†}·Myung-Soo Shin²
Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Pusan National University¹
Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering²

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

In the present study, the model-scale Propeller Open Water (POW) tests for the propeller of 176K bulk carrier and 8600TEU container ship were conducted through Computational Fluid Dynamics (CFD) simulation. In order to solve the incompressible viscous flow field, the Reynolds-averaged Navier-Stokes (RaNS) equations were employed as the governing equations. The γ - Re_{θ} (γ - Re - θ) transition model combined with the SST k - ω turbulence model was introduced to describe the laminar-turbulence transition considering the low Reynolds number of model-scale. Firstly, the flow simulation developing over a flat plate was performed to verify the transition modeling, in which the wall shear stresses were compared with experiments and other numerical results. Then, to investigate the effect of the model, the CFD simulation for the POW test was performed and the simulated propeller performance was validated through comparison with the experiment conducted at Korea Research Institute of Ships & Ocean Engineering (KRISO).

Keywords : Laminar-turbulent transition(층류-난류 천이), Gamma-Re-theta transition model(감마-알이시타 천이 모델), Propeller Open Water(POW) test(프로펠러 단독 시험), Skin friction on flat-plate(평판 표면마찰), Computational Fluid Dynamics(CFD, 전산유체역학)

1. 서론

최근 수치해석 방법에 대한 지속적인 연구와 컴퓨터 하드웨어 성능의 급격한 발전에 힘입어 전산유체역학(Computational Fluid Dynamics, CFD)은 신뢰도와 활용성 측면에서 빠르게 발전하고 있다. 특히, 조선-해양 분야에서는 선박이나 해양구조물의 설계 단계에서 모형실험 수행에 필요한 비용 및 시간을 절약하기 위해, CFD를 활용하여 부분적으로 모형시험을 대체하려는 노력이 이어지고 있다 (Seo & Park, 2017; Yongxing & Kim, 2020). 또한 선체 주변의 난류적 유동 구조 분석 등에 관한 기초 연구 수행을 위해서도 CFD가 사용되고 있으며 그 정확

도가 실제 산업에 적용될 수 있을 정도로 향상되고 있다 (Yang et al., 2010).

조선해양공학을 포함한 대부분의 공학 분야에서 CFD의 지배 방정식은 실용적이며 신속하게 결과를 도출해 낼 수 있는 앙상블 평균(ensemble average)된 RaNS(Reynolds-averaged Navier-Stokes) 방정식이 주로 사용된다. 또한 RaNS 방정식의 난류 모델로는 SST(Shear Stress Transport) k - ω 이나 Realizable k - ϵ 등의 조합이 최근의 연구들에서 폭넓게 사용되는 추세이다 (Seok & Park, 2020). 하지만 이러한 난류 모델들은 전체 유동장을 완전 발달 난류로 가정하기 때문에 층류와 난류간의 천이를 포함하는 문제들에는 적합하지 않게 된다 (Juhaveikko, 2001).

선체의 모형시험 중 저항 시험에서는 선수 부분에 난류 촉진기를 장착하여 선체의 표면 유동은 대부분 난류화되기 때문에 (Lee et al., 2018), 모형 스케일의 선체에 대해서는 층류-난류 천이 현상을 크게 고려하지 않아도 된다. 하지만 모형시험에 사용되는 프로펠러의 경우, 표면에 난류 촉진기를 장착하기 곤란하고 모형시험의 레이놀즈 수가 일반적으로 천이 현상이 존재하는 $10^5 \sim 10^6$ 사이에 있다. 따라서 프로펠러에 대한 모형시험에서는 층류-난류 유동이 혼재할 가능성이 매우 높다.

Kuiper (1981)는 모형을 이용한 프로펠러 단독 시험(POW test, Propeller Open Water test) 시 날개 면에 페인트를 도포하여 프로펠러 표면의 유동을 관측하였다. 그 결과 프로펠러 표면의 유선은 층류와 난류의 서로 다른 경향을 나타내며 이들 사이에는 경계선이 관찰되는데, Fig. 1과 같이 층류 영역이 프로펠러 표면의 25% 이상 분포하는 것을 알 수 있었다. 이와 유사한 경우로, ITTC(International Towing Tank Committee)의 권고에 따라 10^6 이상의 높은 레이놀즈 수에서 수행된 모형 프로펠러의 단독 시험에서도 프로펠러 표면의 층류 유동이 관측되었으며 (Sasajima, 1975; Tsuda et al., 1978), model-scale 프로펠러 표면에 36~65%의 층류 유동이 존재한다는 보고 또한 존재한다 (ITTC, 1993). 이러한 선행 연구들은 모형 프로펠러 표면에 층류 유동이 반드시 존재한다는 것과 그 비율이 30% 내외로 무시할 수 없다는 점을 시사해 주고 있다.

만일 모형 스케일의 프로펠러에 관한 유동장을 CFD로 재현할 경우, 모든 유동이 난류로 가정하는 일반적인 난류 모델의 사용은 실제 현상과 다른 결과를 유발할 수 있다. 특히 평판에서 난류는 층류에 비해 3배가량 큰 마찰력을 가지므로 (Abu-Ghannam & Shaw, 1980), 실제로 층류 유동장을 난류로 해석할 경우 토크의 과다 예측을 가져올 수 있다. 따라서 모형

프로펠러에 관한 CFD 시뮬레이션을 계획할 때 층류와 난류를 동시에 풀이할 수 있는 모델링 기법을 도입할 필요가 있다. Castelli et al. (2012)은 NACA 단면에 대한 항력 추정에 천이 모델을 사용하였으며 마찰 계수의 급격한 변화를 관측하여 천이 영역을 찾아내었다. Wang & Walter (2012)는 천이 모델링을 적용한 선박용 모형 프로펠러의 POW 시험을 수치적으로 수행하여 실험과 매우 유사한 결과를 도출한 바 있다. Janssen (2015)은 항공 프로펠러의 단독 성능 추정에 천이 모델링 기법을 적용한 바 있으며 실험 또한 병행하였다. 실험에서는 날개 표면의 열 추적을 통해 마찰력의 크기가 변화하는 천이 구간을 발견하였으며 천이 모델을 적용한 해석 결과에서도 유사한 경향이 발견된다고 보고하였다. 이 외에도 프로펠러의 단독 성능 추정에 천이 모델을 적용한 연구보고 (Bhattacharyya et al., 2016; Baltazar et al., 2018)가 있으며, 대부분의 선행 연구에서는 천이 모델을 적용할 경우 그렇지 않은 경우보다 프로펠러 단독 성능이 실험과 보다 유사하게 추정되었다.

이에 본 연구에서는 층류-난류의 천이과정을 구현할 수 있는 수치 모델링 기법을 적용하여 벌크선 및 컨테이너선용 모형 프로펠러에 관한 CFD 시뮬레이션을 수행하여 프로펠러 단독 성능을 도출하는 것을 목표로 하였다. 먼저 평판에 관한 수치 시뮬레이션을 통해 층류 및 난류 영역에 따라 절대적인 값에서 큰 차이를 보이는 국부 마찰 계수를 실험과 비교하여 천이 모델을 검증하였다. 검증된 천이 모델을 모형 스케일의 POW 시험에 관한 CFD 시뮬레이션에 적용하여 천이 모델 적용 유무에 따른 POW의 성능 추정 결과를 KRISO(Korea Research Institute of Ships & Ocean Engineering)에서 수행된 모형 시험 결과와 비교한 뒤 천이 모델의 적용 타당성을 살펴보았다.

2. 수치 모델링

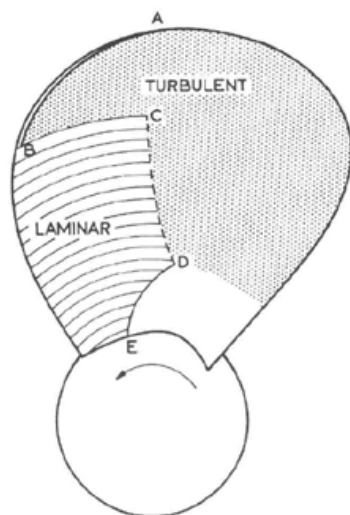
지배방정식은 공학적인 목적의 평균적인 성능을 구하는데 목적을 두어 앙상블 평균화된 비압축성 RaNS 방정식 (1)과 연속 방정식 (2)을 사용하였으며 유동장 해석에는 상용 CFD 소프트웨어인 Star-CCM+ ver.11.06.010을 이용하였다.

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\nu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \overline{u_i u_j} \right] + \bar{g}_i \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_j} = 0 \quad (2)$$

여기서 u 는 유체의 속도, x 는 위치, t 는 시간, p 는 압력, ν 는 동점성 계수, g 는 중력 가속도를 나타낸다.

난류 및 천이 모델의 경우 SST $k-\omega$ 모델과 $\gamma-Re_\theta$ transition 모델 (Menter et al., 2006; Langtry & Menter, 2009)를 연성하여 사용하였다. 단, $\gamma-Re_\theta$ transition 모델은 Star-CCM+ 내에서



AB SHORT LAMINAR SEPARATION BUBBLE
BC CRITICAL RADIUS
CD TRANSITION REGION
DE LAMINAR SEPARATION

Fig. 1 Boundary layer regimes on suction side of propeller (Kuiper, 1981)

사용 가능한 유일한 천이 모델이며 선행 연구에서도 사용된 바 있다 (Castelli et al., 2012; Janssen, 2015; Bhattacharyya et al., 2016; Baltazar et al., 2018). 또한 γ - Re_θ transition 모델이 SST $k-\omega$ 모델과의 연성만 허용되기 때문에 $k-\epsilon$ 등의 다른 난류 모델은 고려하지 않았다.

해당 천이모델에서 γ (intermittency)는 모든 격자점에서 0~1 사이의 값으로 정의되어 있는 지역 변수이다. 만약 γ 가 0일 경우 격자 내 유동은 층류 유동, γ 가 1일 경우 완전 난류 유동으로 분류될 수 있다. γ 는 난류 운동 에너지의 생성 및 파괴 생성항에 곱해지게 된다. 따라서 γ 가 0인 곳에서는 난류 에너지가 존재하지 않아 층류 유동으로 풀이되며 γ 가 1인 곳에서는 일반적인 난류 모델과 같은 방식으로 시뮬레이션이 진행된다. γ 가 0~1인 천이 영역에서는 γ 가 수송방정식에 의해 전파된다. γ 가 증가하기 시작하는 위치, 즉 천이 시작 위치는 경계층의 운동량 두께 기준 레이놀즈 수와 난류 강도와의 상관관계를 통해 결정되며 이 상관관계는 실험을 통해 경험적으로 구할 수 있다. 추가적으로 γ - Re_θ transition model의 보다 자세한 수식 및 천이 현상을 제어하는 생성항에 대해 Langtry & Menter (2009)를 참조하기 바란다.

평판 및 프로펠러에 관한 CFD 시뮬레이션에 동일한 수치 모델링 기법을 적용하였으며 이를 Table 1에 요약하여 나타낸다.

Table 1 Numerical modeling

| | | |
|---------------------|--|---|
| Governing equations | RaNS & continuity equations (incompressible & viscous) | |
| Turbulent modeling | Turbulent model | SST $k-\omega$ model |
| | Wall treatment | Low y^+ wall treatment |
| | Transition model | γ - Re_θ transition model |

3. 천이 모델 검증 : 평판 마찰 시험

3.1 시뮬레이션 조건

먼저, 천이 모델에 대한 검증을 위하여 평판의 마찰에 관한 CFD 시뮬레이션을 수행하고, 실험 (Abu-Ghannam & Shaw, 1980; Coupland, 1990) 및 타 수치 결과 (Wang & Perot, 2002)와 비교하였다. Wang & Perot (2002)은 레이놀즈 응력 텐서를 천이 유동 구현 목적의 turbulent potential model로 치환하여 문제를 풀이하였다. 이는 난류 방정식에 간접적인 영향을 가하는 본 논문의 수치 모델에 비해 적용에 제한성을 가질 수 있다. 하지만 계산 속도와 평판 유동에 대한 정확도가 뛰어나다. 유입 유속은 2.5m/s로 고정하였으며, 난류 점성 계수비 (TVR, Turbulence Viscosity Ratio)와 난류 강도(TI, Turbulence Intensity)는 실험에서 측정된 값을 반영하여 테스트 조건을 정의하였다(Table 2). 평판 시험의 주요 결과는 식 (3)의 국부 레이놀즈 수에 따른 국부 마찰 계수(식 4)와 형상 계수(식 5)로 정리하였다.

$$Re_x = \frac{\rho U_0 x}{\mu} \tag{3}$$

$$C_f = \frac{\tau_x}{0.5\rho U_0^2} \tag{4}$$

$$H = \frac{\delta^*}{\theta} \tag{5}$$

여기서 τ_x 는 유속 방향 전단 응력, U_0 는 free-stream 유속, θ 는 경계층 운동량 두께, μ 는 점성 계수, δ^* 는 경계층 배제 두께이다.

평판은 천이 영역을 충분히 관찰할 수 있도록 trailing edge에서 Re_x 가 1.36×10^6 이 되도록 모델링되었다. Fig. 2에 평판을 포함하는 계산영역 및 경계조건을 나타낸다. Velocity inlet을 통해 유체가 유입되며 평판 전방에 slip wall을 배치하여 시뮬레이션에 수치적 안정성을 확보하였다. No-slip wall이 시작되는 지점부터 경계층이 발달하며 영역의 상단과 후류에 pressure outlet을 통해 압력 구배가 형성되도록 설정하였다. Fig. 3는 수치 구조의 중앙 단면에서의 격자 시스템을 나타낸다. 격자계는 경계층의 점성 저층(viscous sub-layer)에서 가장 높은 해상도를 가지며 wall $y^+ = 0.2 \sim 0.3$, 그리고 총 격자수는 2,767,248 개이다.

Table 2 Simulation case of flat plate simulation

| Cases | TVR | TI(%) |
|-------|-----|-------|
| 1 | 250 | 1.25 |
| 2 | 200 | 3.0 |
| 3 | 200 | 6.0 |

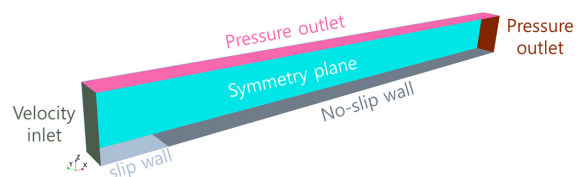


Fig. 2 Numerical tank and boundary conditions (plate simulation)

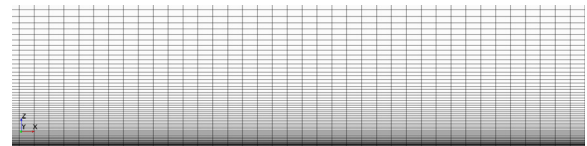


Fig. 3 Grid system in center-plane for flat-plate

3.2 시뮬레이션 결과

Fig. 4는 cases 1~3의 레이놀즈 수에 따른 국부 마찰 계수를 보여주고 있다. 단, 상부의 긴 점선은 층류 경계층의 해석해(Blasius solution), 하부의 긴 점선은 Prandtl 가정, Von-Karman 운동량

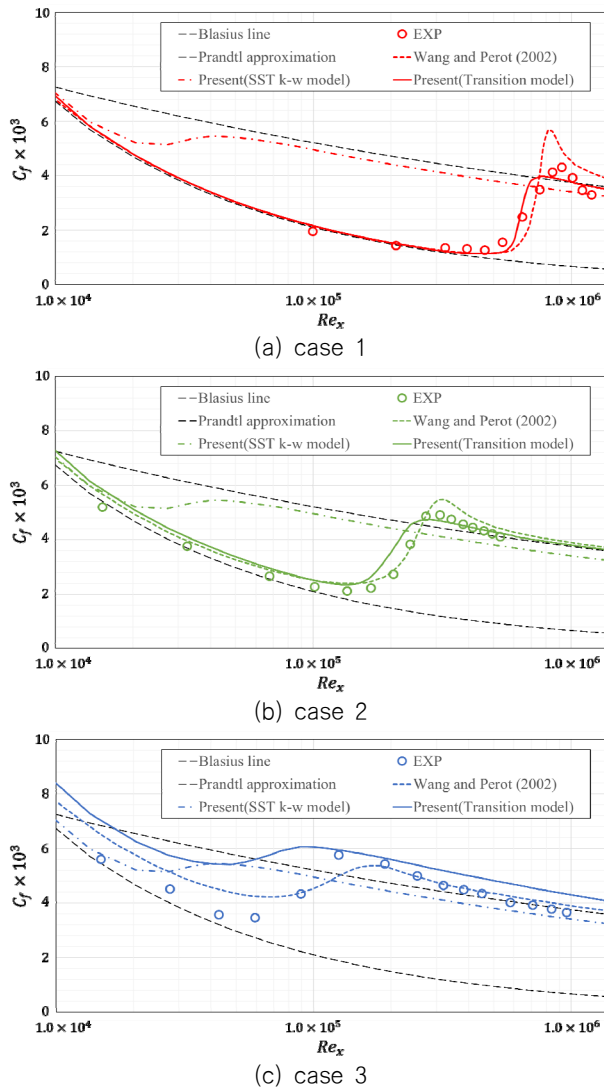


Fig. 4 Local skin friction coefficients

적분식 및 1/7 power law를 통해 구한 난류 경계층 추정식의 C_f 결과 (White, 2003)를 각각 나타낸다. 또한, 짧은 점선은 Wang and Perot (2002)의 CFD 해석 결과, 일점쇄선은 천이 모델을 사용하지 않은 본 CFD 결과, 실선은 천이 모델을 사용한 본 CFD 해석 결과, 그리고 표식은 실험값을 각각 나타낸다.

모든 case 결과에서 공통된 점은, 천이 모델을 사용하지 않은 경우 난류 경계층에 해당하는 C_f 만을 예측할 수 있는 것으로 나타났다. 반면, 천이 모델을 사용한 경우 저 레이놀즈 수 영역에서 이론상 층류의 C_f 와 유사하며 레이놀즈 수가 대략 10^5 이상의 영역에서 점차 난류로 천이되는 특성을 볼 수 있다. 즉, 천이 지점 및 C_f 의 절대적 값은 본 연구의 해석 결과가 실험과 유사한 경향을 나타내고 있다. 또한 Wang & Perot (2002)에서 보였던 천이 지점 이후의 over shoot 현상이 본 논문의 해석에서는 나타나지 않아 수치적으로 보다 안정된 모습을 보이고 있다.

Case 1~3으로 갈수록 난류 강도가 커지므로 천이 영역 또한 앞당겨지는 것을 볼 수 있다. 난류 강도가 6%인 경우(case 3)에서는 층류 영역이 거의 존재하지 않으며 실험과 해석 모두

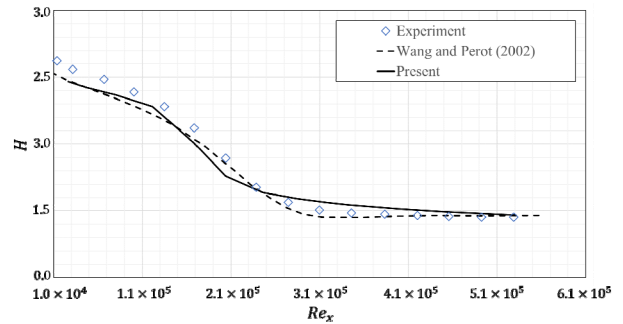


Fig. 5 Shape factor for case 2

경계층이 발달되면서 난류 경계층의 C_f 가 추정되는 것을 볼 수 있다. Case 3의 경우 대부분의 해석 결과는 실험에 비해 천이 영역 및 마찰 응력의 추정에서 다른 두 case에 비해 큰 오차를 보인다. 하지만 본 연구의 해석 대상은 비교적 난류 강도가 낮은 모형 시험에 초점을 맞추고 있기 때문에 이는 크게 문제가 되지 않는다.

Fig. 5는 case 2에서 Re_x 에 따른 형상 계수의 추정 결과를 보여준다. 그림에서 표식은 실험값, 점선은 Wang & Perot (2002)의 해석 결과, 실선은 본 연구의 결과를 나타낸다. 형상 계수는 층류-난류 경계층에서 각각 다른 값을 갖기 때문에 그 분포가 천이 모델링 검증에서 중요한 의미를 갖는다. 실험 및 CFD의 추정 결과 모두가 유사한 경향을 보이며 평균 오차는 약 1% 이내로 나타난다. 이는 본 논문의 수치 모델링 기법이 천이 현상을 충분히 묘사할 수 있다는 것을 의미한다.

4. 프로펠러 단독 시험

4.1 개요 및 무차원수

POW 시험은 프로펠러에 유입되는 유체가 선체 등의 교란을 받지 않는 조건에서 프로펠러만의 성능을 계측하기 위한 시험이다. POW 시험은 주로 예인 수조의 전차에 프로펠러를 장착하고 특정 회전수로 프로펠러를 회전시킨 후 목표 유입류의 속력만큼 전차를 전진하는 방식으로 수행된다 (Suh, 2017; Jung et al., 2014).

프로펠러 단독 시험에서 측정하는 물리량은 프로펠러의 추력 (T), 토크(Q)이며, 이를 통해 식 (6)~(9)와 같이 전진비, 추력 계수, 토크 계수, 프로펠러 단독 효율을 각각 구할 수 있다.

$$J = \frac{V_A}{nD} \quad (6)$$

$$K_T = \frac{T}{\rho n^2 D^4} \quad (7)$$

$$K_Q = \frac{Q}{\rho n^2 D^5} \quad (8)$$

$$\eta_0 = \frac{J K_T}{2\pi K_Q} \quad (9)$$

여기서 V_A 는 유입류 속력, n 은 프로펠러 회전수, D 는 프로펠러 직경, ρ 는 밀도이다.

4.2 시뮬레이션 조건

해석대상 모형은 실해역에서 운항되고 있는 176K 벌크선(이하 176K)과 8600TEU 컨테이너선(이하 8600TEU)에 장착되는 프로펠러이며, Fig. 6에는 프로펠러 형상을 나타내고 Table 3에는 제원을 각각 나타낸다.

시뮬레이션은 모형 스케일에서 수행되었으며, Table 4에 나타난 것과 같이 KRISO의 예인수조에서 독립적으로 수행된 모형 시험과 동일한 시험 조건을 설정하였다. 앞서 서론에서 서술한 바와 같이 모형 스케일의 POW 시험은 천이 영역과 매우 근접한 레이놀즈 수에서 수행됨을 알 수 있다.

가상의 수치 수조 및 경계 조건을 Fig. 7에 나타내었다. 수치 수조는 프로펠러가 속한 회전영역(rotating region)과 외부 환경인 정지영역(stationary region)을 갖는다. 두 영역 사이에는 interface가 생성되었으며 sliding mesh 기법을 통해 프로펠러의 회전하였다. 경계 조건은 앞선 평판 시험과 유사하게 velocity inlet과 pressure outlet을 통해 유속과 압력 구배를 설정하였으며 외부는 대칭 조건(symmetry condition)을 부여하였다.

격자계의 구성은 두 프로펠러 형상에 상관없이 동일하며 프로펠러 측면에서 바라본 격자계의 모습을 Fig. 8에 나타낸다. 천이 모델을 사용할 경우 y^+ 를 1이하로 설정하여야 한다는 연구 결과 (Menter et al., 2006)에 따라 wall y^+ 는 전진비(advance ratio) 0.4 기준에서 0.1~0.35 사이에 분포하도록 벽면 격자를 구성하였다. 또한 천이 모델은 천이 위치를 결정하는 과정에서 경계층 상부와 외부 유동 사이의 정보가 중요한 역할을 한다 (Menter et al., 2006). 따라서 경계층 끝과 free-stream 사이의 유동을 부드럽게 해석하기 위해 Star-CCM+의 prism layer라 불리는 경계층 주변 격자의 마지막(최대 크기의) 격자와 외부 격자의 크기 비율을 0.5배 이상으로 제한하였다.

Table 3 Main dimensions of propellers

| Configuration | Symbol (unit) | Value | |
|----------------|---------------|-------|---------|
| | | 176K | 8600TEU |
| Scale ratio | λ | 32.6 | 36 |
| Diameter | $D_m(m)$ | 0.25 | 0.25 |
| Num. of blades | Z | 4 | 6 |

Table 4 Simulation conditions

| Configuration | Symbol (unit) | Value | |
|-----------------------------|----------------|-------------------------------|-------------------------------|
| | | 176K | 8600TEU |
| RPS | n (/s) | 17 | 12.5 |
| Velocity | V_{AM} (m/s) | 0.425 ~ 3.188 | 0.313 ~ 3.281 |
| Advance ratio | J | 0.1 ~ 0.75 | 0.1 ~ 1.05 |
| Reynolds number at $0.7r/R$ | $Re_{0.7R}$ | 6.79 ~ 7.21 X 10 ⁵ | 6.37 ~ 7.14 X 10 ⁵ |

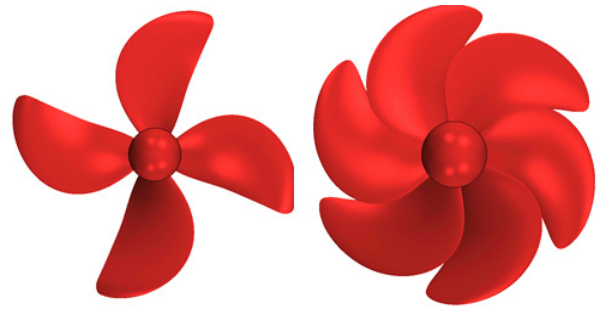


Fig. 6 Geometry of propeller (left: 176K, right: 8600TEU)

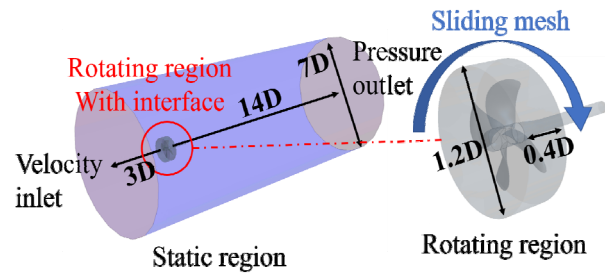


Fig. 7 Numerical tank and boundary conditions (POW test)

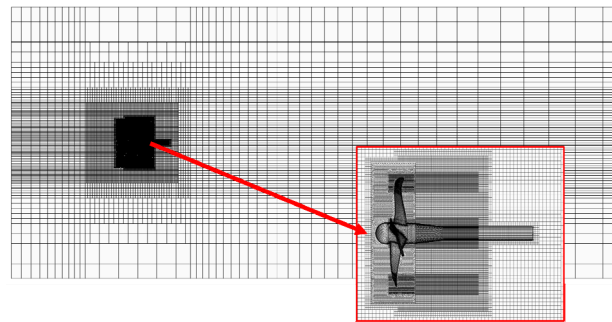


Fig. 8 Grid system for POW test

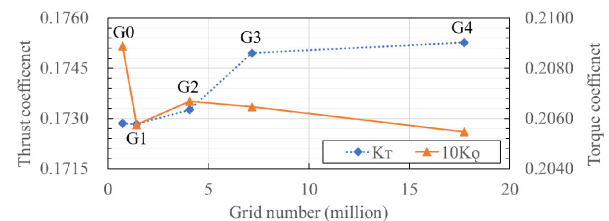


Fig. 9 Grid convergence test (POW test)

Fig. 9는 회전 영역의 격자 수렴도 결과를 나타내며, 각 격자계의 index별 격자 개수는 G0: 720,895, G1: 1,422,222, G2: 4,063,483, G3: 7,164,420, G4: 17,724,697개이다. 토크 계수의 경우 G0-G1에서 큰 변동을 보이며, G2부터 비교적 작게 변화하여 수렴 범위 내에 있는 것으로 보인다. 반면 추력 계수는 G2-G3의 높은 해상도에서 수렴성을 보인다. 이는 프로펠러 팁(tip) 부근의 해상도 변화에 따른 국부적인 변화 요소이며, 이는 Fig. 9의 프로펠러 반경별 평균 접선속도(tangential velocity) 분포를 통해 확인할 수 있다. 본 연구는 팁 보오텍스(tip vortex)의 정확한 해석을 목적으로 하지 않기 때문에 해석의 효율성을

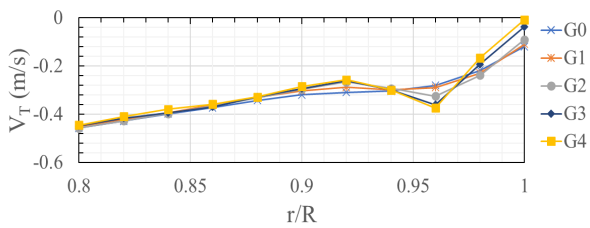


Fig. 10 Radial distribution of circumferential mean tangential velocity

위해 최종적으로 G2 격자계를 사용하였다. 따라서 최종 격자 수는 정지 영역에서 약 600만개, 회전 영역에 약 400만개로 총 1,000만개 수준으로 설정되었다.

4.3 시뮬레이션 결과

Fig. 11은 다양한 전진비 조건에서 천이 모델의 적용 유무에 따른 프로펠러 표면의 벽 마찰 응력을, Fig. 12는 프로펠러 표면의 유선 분포를 보여준다. Fig. 11에서 천이 모델을 사용할 경우 그렇지 않은 경우 보다 전체적으로 표면의 마찰 응력이 낮게 나타나는데, 이는 천이 모델을 사용한 경우에 프로펠러 표면

에 난류보다 마찰력이 낮은 층류가 발달함을 의미한다. 따라서 만약 천이 모델을 사용하지 않는다면 본래 층류인 영역을 모두 난류로 해석하여 마찰력, 즉 토크를 과다 추정할 가능성이 존재한다. Fig. 13은 프로펠러 단면에서 γ 를 나타내고 있다. 여기서 r/R 이 0에 가까운 영역의 경계층 내에 γ 가 1이하의 층류 유동이 존재하고, r/R 이 1에 가까워지면 γ 가 1인 난류 유동 영역을 가시적으로 확인할 수 있다. 또한 Kuiper (1981)의 실험에서 나타난 바와 같이 마찰이 높은 난류 영역과 마찰이 낮은 층류 영역이 확실히 구분되는 임계반경(critical radius)이 나타남을 볼 수 있다. 임계반경 이상의 난류 영역은 낮은 전진비에서 가장 크며 전진비가 커질수록 점점 줄어든다. 이는 임계반경이 프로펠러의 팁 보오텍스와 연관이 있기 때문인 것으로 보이는데, 전진비가 낮을수록 프로펠러의 하중이 커지며 팁 보오텍스가 활발히 발달하기 때문이다. 팁 보오텍스는 유동에 큰 난류 강도를 가할 수 있으므로 Fig. 4(c)와 같이 프로펠러 표면 경계층이 처음부터 난류로 발달할 수 있다. Fig. 14는 프로펠러 주변의 와도(vorticity)를 가시화하여 나타내며 초기 팁 보오텍스의 생성 영역이 임계반경과 유사하다는 사실이 이를 뒷받침하고 있다.

한편, Fig. 12에서는 천이 모델을 사용하지 않은 경우 프로펠러 표면 유선이 거의 동심원 방향으로 분포하는 모습을 볼 수 있다.

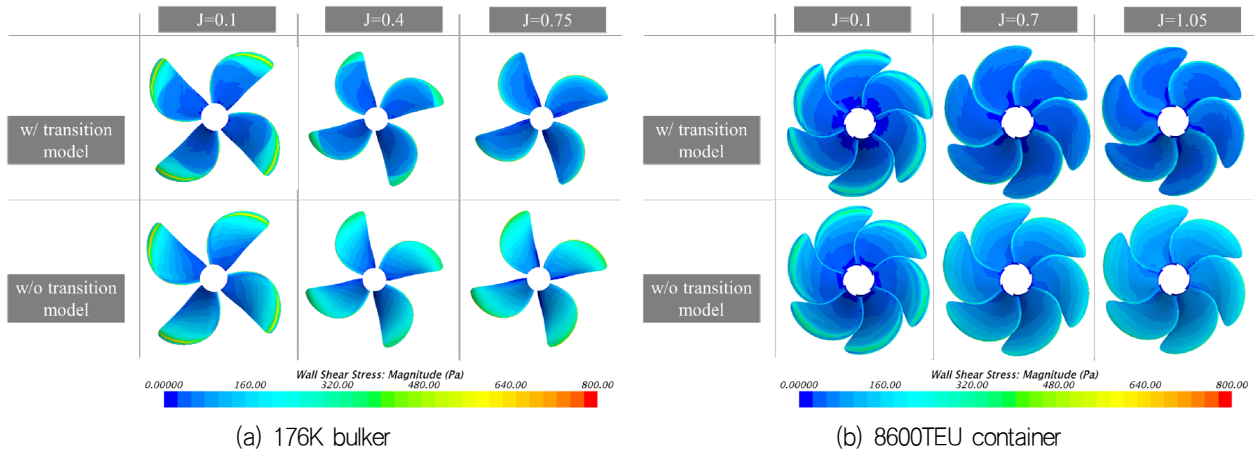


Fig. 11 Wall shear stress on suction side

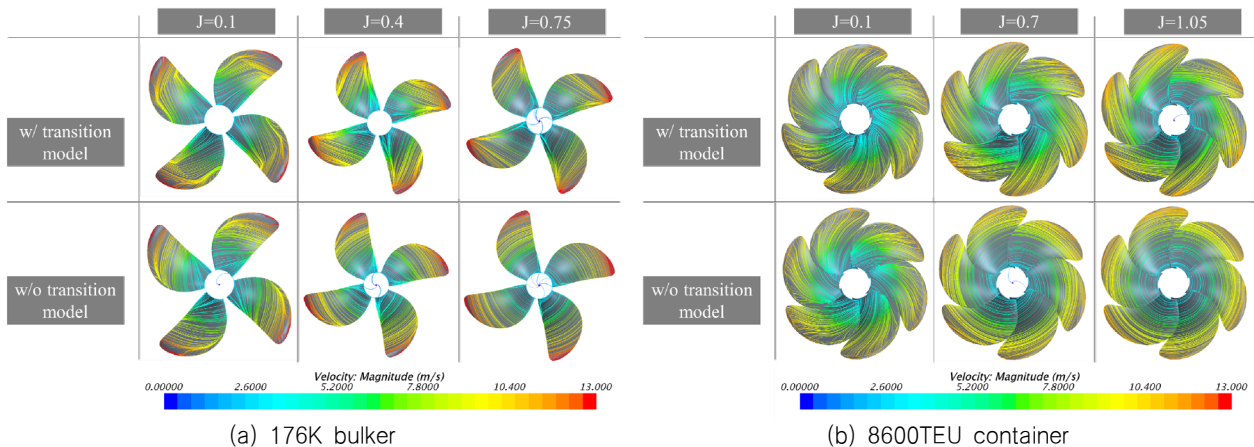


Fig. 12 Constrained streamlines on suction side

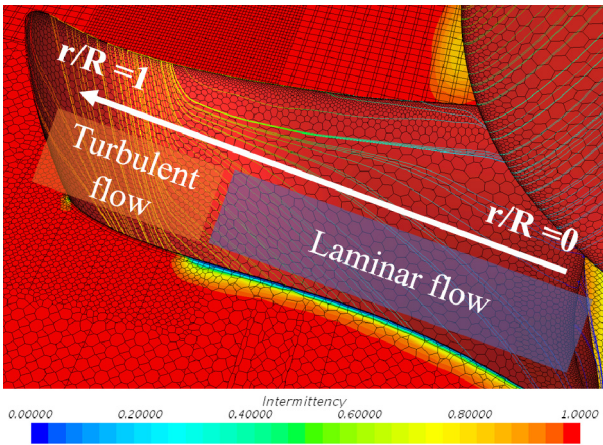


Fig. 13 Intermittency near propeller blade (176K, J=0.2)

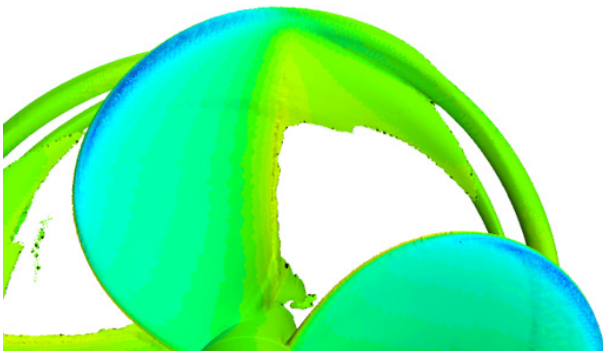


Fig. 14 Iso-surface of vorticity (176K, J=0.2)

이는 프로펠러 표면 유동이 대부분 관성력이 지배적인 난류 유동이기 때문에 원심력을 이겨내며 유동이 발달하기 때문이다. 반면 천이 모델을 사용한 경우 상대적으로 관성력이 낮은 층류 영역에서 유동이 원심력 방향으로 흘러나가는 모습을 볼 수 있으며 임계반경 이상에서 동심원 방향으로 전환되는 모습을 알 수 있다. 이러한 경향적 특성은 Fig. 15와 같이 Kuiper (1981)의 프로펠러 표면에서의 페인트 실험 결과에서도 잘 나타나 있다. 다만 해당 논문의 결과에서는 tip vortex가 존재하는 반지름 이하에서의 층류가 난류로 자연적으로 천이되는 모습은 관측되지 않았다. 이 현상은 Fig. 1의 CD line과 Fig. 15에서는 나타나 있지만, 본 논문에서 사용된 실험 조건이 프로펠러 표면에서의 자연 천이를 발생시킬 만큼 프로펠러 하중을 유도하지 못하는 것이 선행 연구와의 차이로 추정된다. 따라서 해당 현상의 구현 조건에 관한 정확한 결론을 얻기 위해 추가적인 연구가 필요할 것이다.

Fig. 16은 천이모델 적용 유무에 따른 프로펠러 단독 성능 추정 결과를 실험과 비교하여 나타내며, Table 5, 6은 시뮬레이션 결과의 실험과의 오차를 7개의 전진비에서 나타낸다. 그래프에서 표식은 실험값, 점선은 천이모델을 사용하지 않은 경우, 실선은 사용한 경우를 각각 나타낸다. 그래프 상에서 추력 및 토크계수는 실험과의 정성적인 비교가 어려울 만큼 유사해 보이지만, 프로펠러 단독 효율의 추정 오차는 천이 모델 적용유무에 따라 크게 차이 나는 것을 볼 수 있다. 천이 모델을 사용하지

않은 경우 전진비 0.6 이하에서 176K와 8600TEU의 프로펠러 단독 효율은 실험과의 오차가 각각 평균 약 5%와 약 7%로 추정되었다. 하지만 천이모델을 사용한 경우 동일 조건에서 각각 평균 약 1%와 약 2.5%로 실험과 정량적으로 상당히 유사한 값을 나타낸다.

특히 천이 모델을 사용하지 않은 경우 176K 프로펠러에서 토크 계수가 실험과 평균 5% 이상 과다 예측되나, 천이 모델 적용의 경우 평균 2%로 줄어들었다. 이는 이미 서론에서도 언급한 바와 같이 천이 모델을 적용하지 않을 경우 모형 스케일의 프로펠러



Fig. 15 Result of paint test for POW test(Kuiper, 1981)

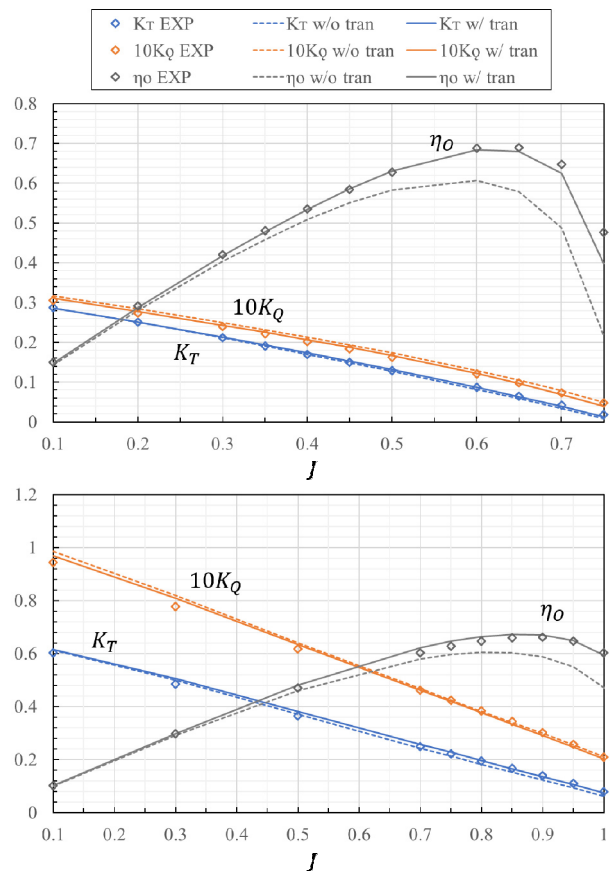


Fig. 16 Estimation and test results of propeller open water performance (up: 176K, down: 8600TEU)

Table 5 Relative errors of results with experiment (176K)

| J | KT (%) | | 10KQ (%) | | η_O (%) | |
|-----|----------|---------|----------|---------|--------------|---------|
| | w/o tran | w/ tran | w/o tran | w/ tran | w/o tran | w/ tran |
| 0.1 | -0.72 | -0.52 | 3.80 | 1.66 | -4.46 | -2.25 |
| 0.2 | -0.26 | 0.10 | 4.11 | 1.63 | -4.22 | -1.54 |
| 0.3 | 0.08 | 0.83 | 4.50 | 1.60 | -4.15 | -0.67 |
| 0.4 | 0.00 | 1.83 | 5.29 | 2.06 | -5.02 | -0.22 |
| 0.5 | -1.27 | 2.77 | 6.24 | 2.32 | -7.07 | 0.45 |
| 0.6 | -5.63 | 0.07 | 7.01 | 0.51 | -11.9 | -0.51 |
| 0.7 | -20.1 | -9.27 | 6.32 | -5.82 | -24.8 | -3.65 |

Table 6 Relative errors of results with experiment (8600TEU)

| J | KT (%) | | 10KQ (%) | | η_O (%) | |
|-----|----------|---------|----------|---------|--------------|---------|
| | w/o tran | w/ tran | w/o tran | w/ tran | w/o tran | w/ tran |
| 0.1 | 1.63 | 1.86 | 4.38 | 2.71 | -2.90 | -1.10 |
| 0.3 | 2.67 | 4.14 | 5.21 | 3.98 | -2.44 | 0.13 |
| 0.5 | 1.70 | 5.06 | 3.82 | 2.94 | -2.05 | 2.05 |
| 0.7 | -2.66 | 3.31 | 1.13 | 0.16 | -3.76 | 3.12 |
| 0.8 | -6.77 | 0.74 | -0.44 | -1.87 | -6.40 | 2.62 |
| 0.9 | -12.0 | -2.32 | -0.84 | -3.50 | -11.3 | 1.15 |
| 1.0 | -21.7 | -5.11 | 0.14 | -3.80 | -21.8 | -1.40 |

해석 상 토크의 과다 예측이 발생될 수 있다는 점을 확인할 수 있는 결과로 판단된다. 반면 8600TEU 프로펠러에서는 전진비가 낮은 곳을 제외하고 이러한 특성이 확연히 관측되지 않았다. 또한 시뮬레이션 결과 상 프로펠러 표면 대부분에 층류가 존재하는 전진비 0.75 이상에서는 오히려 천이 모델을 적용할 경우 토크의 실험과의 오차가 천이 모델을 사용하지 않은 경우 보다 소폭 증가하는 것으로 나타났다. 이는 시뮬레이션 결과와 다르게 복잡한 유동이 존재하는 고 날개수 프로펠러에서는 낮은 프로펠러 하중에서도 난류 유동이 발생할 수 있다는 가능성을 시사한다. 하지만 8600TEU 프로펠러에서는 높은 전진비에서 천이 모델을 적용하지 않았을 때 추력 계수의 오차가 크게 나타나지만, 천이 모델을 적용했을 때 이 오차가 크게 줄어드는 경향을 보였으며 이로 인해 단독 효율 추정 오차 폭이 전체적으로 작게 나타난 것으로 보인다.

5. 결론

본 논문에서는 층류-난류 천이 과정을 고려할 수 있는 CFD의 수치 모델링 기법을 통해 평판에서의 경계층 문제 및 모형 스케일의 POW 시험에 적용하였다. 본 연구를 통해 얻어진 결론을 정리하면 다음과 같다.

- 평판 표면의 층류-난류 천이 과정이 정확도 높게 구현될 수 있었으며, 특히 레이놀즈 수에 따른 국부 마찰 계수, 천이 위치 및 경계층 형상 계수는 실험과 매우 유사하게 예측되었다. 또한, 유동장의 난류 강도에 따라 천이 영역이 이

동하는 것을 관찰할 수 있었으며 높은 난류 강도에서는 천이 모델이 필요 없을 정도로 전 경계층이 난류로 발달되는 점을 알 수 있었다.

- POW 시험의 CFD 해석에 천이 모델을 사용할 경우, 프로펠러 표면에 층류 영역이 부분적으로 넓게 존재하며 급격히 난류로 발달하는 임계반경이 확인되었다. 임계반경은 프로펠러 표면의 유선 분포로부터 정성적으로 파악할 수 있으며, 이는 타 연구자의 페인트 시험에서도 유사한 경향을 확인할 수 있었다. 또한 천이모델을 사용했을 때 특히 프로펠러 단독 성능이 모형 시험과 정량적으로 유사하게 추정되었다. 따라서 모형 스케일의 프로펠러 해석에서는 천이 모델을 사용하는 것이 성능 예측에 도움이 될 것으로 보인다.
- 하지만 실제 공학적 적용을 위해서는 보다 다양한 프로펠러 형상 및 실험 조건에 대한 연구가 추가적으로 필요할 것으로 보인다.
- 단, 레이놀즈 수가 10^8 이상으로 확대되는 full-scale에서는 층류가 존재하여도 그 영역이 극히 일부분일 것으로 예상된다. 따라서 천이모델을 사용하지 않고 프로펠러 전 표면을 난류로 풀이하는 것이 보다 공학적인 접근일 것으로 생각된다. 하지만, 현재 기술 상 full-scale 해석을 높은 신뢰도로 수행하는 것에는 아직 어려움이 존재한다. 따라서 물체 표면 상 작은 eddy가 구현 가능한 model-scale에서의 해석을 당분간 산업에 적용할 수밖에 없으며, 이 때 천이 모델 적용의 적극적인 사용에 대한 고려가 지속적으로 필요할 것으로 보인다.

후기

이 연구는 2020년도 산업통상자원부 및 산업기술평가관리원 (KEIT) 연구비 지원에 의한 연구임('20008690').

References

- Abu-Ghannam, B.J. & Shaw, R., 1980. Natural transition of boundary layers—the effects of turbulence, pressure gradient, and flow history. *Journal of Mechanical Engineering Science*, 22(5), pp.213–228.
- Baltazar, J., Rijpkema, D., & de Campos, J.F., 2018. On the use of the γ - $Re_{\theta t}$ transition model for the prediction of the propeller performance at model-scale. *Ocean Engineering*, 170, pp.6–19.
- Bhattacharyya, A., Krasilnikov, V., & Steen, S., 2016. Scale effects on open water characteristics of a controllable pitch propeller working within different duct designs. *Ocean Engineering*, 112, pp.226–242.
- Castelli, E.B., Raciti, M. & Grandi, G., 2012. Numerical analysis

- of laminar to turbulent transition on the DU91-W2-250 airfoil. *World Academy of Science, Engineering and Technology*.
- Coupland, J., 1990. *Special interest group on laminar to turbulent transition and retransition: T3A and T3B test cases*. European Research Community On Flow, Turbulence And Combustion TR A, 309514.
- ITTC, 1993. Final report of the propulsor committee. *Proceedings of the 20th ITTC*, San Francisco, California, 19-25 September 1993.
- Janssen, R.F., 2015. *The influence of laminar-turbulent transition on the performance of a propeller*. TU Delft University.
- Joung, T.H., Jeong, S.J. & Lee, S.K., 2014. CFD simulations and experimental tests for three different ducted propellers. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 28(3), pp.199-208.
- Juhaveikko, A.J., 2001. *CFD simulations of a turbulent flow over flat plate*. Aalto University MEMO No CFD/THERMO-36-2001.
- Kuiper, G., 1981. *Cavitation inception on ship propeller models*. Netherlands Ship Model Basin, Publ. No. 655.
- Langtry, R.B., & Menter, F.R., 2009. Correlation-based transition modeling for unstructured parallelized computational fluid dynamics codes. *AIAA journal*, 47(12), pp.2894-2906.
- Lee, S.B., 2018. Direct numerical and large eddy simulations of transitional flows around turbulence stimulators at very low speeds. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 55(3), pp.265-273.
- Menter, F.R., Langtry, R.B., Likki, S.R., Suzen, Y.B., Huang, P.G. & Völker, S., 2006. A correlation-based transition model using local variables-part I: model formulation. *Journal of turbomachinery*, 128(3), pp.413-422.
- Sasajima, T., 1975. A study on the propeller surface flow in open and behind condition. *14th ITTC*, Contribution to Performance Committee.
- Seo, S.U. & Park S.H., 2017. Numerical simulations of added resistance and motions of KCS in regular head waves. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 54(2), pp.132-142.
- Seok, J. & Park, J.C., 2020. Numerical simulation of resistance performance according to surface roughness in container ships. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 12, pp.11-19.
- Suh, S.B., 2017. CFD analysis of performance of KRISO devices (K-DUCT) for propulsion efficiency improvement. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 31(3), pp.183-188.
- Tsuda, T., Konishi, S., Asano, S., Ogawa, K. & Hayasaki, K., 1978. Effect of propeller Reynolds number on self-propulsion performance. *Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineering*, 169.
- Wang, C. & Perot, B., 2002. Prediction of turbulent transition in boundary layers using the turbulent potential model. *Journal of Turbulence*, 3(1), pp.1-15.
- Wang, X. & Walters, K., 2012. Computational analysis of marine-propeller performance using transition-sensitive turbulence modeling. *Journal of Fluids Engineering*, 134(7), 071107.
- White, F.M., 2003. *Fluid mechanics*. McGraw-Hill.
- Yang, H.U., Kim, B.N., Yoo, J.H. & Kim, W.J., 2010. Wake comparison between model and full scale ships using CFD. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 47(2), pp.150-162.
- Yongxing, Z. & Kim, D.J., 2020. Optimization approach for a catamaran hull using CAESES and STAR-CCM+. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 34(4), pp.272-276.

