



전산유체역학 해석을 통한 TL-AUV의 제어판 유체력 모델링

권윤희¹ · 김동환¹ · 서정화^{2,†}

충남대학교 미래모빌리티시스템연구소¹

충남대학교 자율운항시스템공학과²

Hydrodynamics Modeling of Control Fins of TL-AUV by Computational Fluid Dynamics Analysis

Younhee Kwon¹ · Dong-Hwan Kim¹ · Jeonghwa Seo^{2,†}

Research Institute of Future Mobility Systems, Chungnam National University¹

Department of Autonomous Vehicle System Engineering, Chungnam National University²

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.

The hydrodynamics of a control fin for an autonomous underwater vehicle (AUV) is modeled based on computational fluid dynamics analysis (CFD). The fin is designed with a low aspect ratio and working in front of the propulsor. CFD tests consist of control fin in uniform flow and fully appended vehicle. The test of control fin in uniform inflow examines the lift characteristics of the low aspect ratio fin. The results confirms that the conventional rudder models underestimate the lift force generation. The influence of tip vortex generation is dominant to reduce the lift-to-drag ratio and delay stall at high angle of attack conditions. The fully-appended vehicle tests consist of fin deflection, drift, and circular motion tests. The effects of the propulsor on fin hydrodynamics is found to be negligible. The inflow modeling by hydrodynamic force measurement is physically interpreted using flow field analysis.

Keywords : Maneuvering model(조종 모델), Computational fluid dynamics(전산유체역학), Autonomous underwater vehicle(수중무인운동체)

1. 서론

무인 잠수정(Autonomous Underwater Vehicle, AUV)은 해양학 및 해양공학 분야에서 수중 탐사의 목적으로 널리 운용되고 있다. AUV는 대개 수중에서 정해진 경로를 따라 이동하며 해저 지형 등의 정보를 수집하는데, 경로 추종은 신뢰할 수 있는 유체력 모델에 기반한 제어 시스템을 이용해 수행된다 (Franchi et al., 2020; Gao et al., 2021).

유체력 모델은 대상 동체가 특정 운동이나 제어 입력에서 발생하는 유체력과 모멘트를 시스템 식별을 통해 개발해낸다. 일반적인 선박의 유체력 모델은 선체, 추진기, 방향타의 유체력을 구분하는 모듈러 모델(Modular Model)을 이용하나 (ITTC, 2024), AUV나 잠수체의 유체력 모델은 부가물과 동체를 하나의 시스템으로 간주하는 전선 모델(Whole Ship Model)을 자주 이용한다. 시스템 식별은 Planar Motion Mechanism(PMM) 장비를 이용한

구속 모형시험을 통해 이뤄지는 경우가 일반적이다 (Cho et al., 2020; Park et al., 2020; Kim et al., 2023; Miller and Brizzolara, 2023).

일부 AUV는 수면 아래에서 발사관을 이용해 발사되는 TL(Tube Launch)방식으로 운용된다 (Alvarez, 2010; Zhang et al., 2021). TL-AUV는 발사관의 직경 제한으로 인해 수직과 수평 제어판(Control Fin)의 높이가 제한되어, 결과적으로 제어판을 통한 조종성이 떨어지는 문제가 있다. 제어판의 설계에 있어 같은 제한을 갖는 어뢰에 비해, TL-AUV는 훨씬 낮은 속도로 운항하여 제어판의 유체력이 작게 발생하는 반면 큰 선회각의 선회가 자주 요구되므로 안정적인 조종 제어가 요구되는 특징이 있다. 따라서 TL-AUV의 제어판과 추진기가 장착된 후미의 원뿔형 동체부인 테일 콘(Tail Cone)과 제어판의 설계는 까다로운 문제로, 설계 단계에서 반복적인 수정이 요구된다.

이러한 TL-AUV의 설계 특성은 선체와 제어판의 유체력을 분

리해 취급하는 모듈러 모델의 필요성을 제기한다. 이 방식은 설계 과정에서 제어판의 설계 변경에 더 유연하게 대응할 수 있다는 장점이 있다. 수상 선박의 조종 유체력 모델링에서 가장 널리 사용되는 모듈러 모델은 1970년대 일본의 Mathematical Modeling Group에서 제안되었으며, 이후 Yasukawa and Yoshimura (2015)에 의해 표준화된 방법론이 제시되었다. 그리고 모듈러 모델은 원래의 단축 추진기와 방향타 구성을 벗어난 다양한 선미 구성에 대해 적용되었다. Carchen et al. (2021)은 연료 절감 장치인 게이트 러더(Gate Rudder) 시스템에 대한 조종 유체력 모델링을 제안하였고, Okuda et al. (2023a)은 플랩 러더(Flap Rudder)에 대한 유체력 모델을 실험 결과에 기반해 개발하였다. 이런 연구의 접근 방식을 참고하여, 본 연구에서도 방향타 유체력 모델의 기본적인 사항을 검토하고, TL-AUV의 제어판 유체력 모델에 적용하기 위한 방안을 제안하고자 한다.

AUV에 대해서는 모듈러 방식의 접근이 일반적이지는 않지만, 제어판의 유체력을 추정하기 위한 물리적 모델에 대한 연구는 수행된 바 있다. 일반적으로 AUV 제어판의 유체력은 타각에 대한 선형 함수로 근사되며, 그 선형 계수는 제어판 단독 조건에 대한 전산유체역학(Computational Fluid Dynamics, CFD) 해석(Su et al., 2013; Liang et al., 2016)이나 날개 단면의 실험적 데이터베이스(Whicker and Fehlner, 1958; Evans and Nahon, 2004)를 통해 얻어진다. 보다 현실적인 모델링을 위해 Park et al. (2020)은 타각에 대한 고차항을 도입하였고, Kim et al. (2023)은 자유항주 모형의 조종 실험을 통해 운동으로 인한 제어판 유체력의 발생을 실험적으로 식별하였다.

이와 같이 제어판 유체력에 대한 모듈러 방식의 접근을 위한 기반 기술에 대한 연구들이 수행되었으므로, 이를 통해 TL-AUV에 적용하기 위한 제어판 유체력 모델의 개발이 가능할 것으로 생각된다. 특히 TL-AUV의 제어판은 작은 스패(span)으로 인해 동체나 추진기와와의 상호작용에 더 크게 영향을 받을 것으로 판단된다. 따라서, CFD 해석을 통해 민감한 변화까지 확인된 유체력해석 결과를 이용해 모델링을 개발할 수 있을 것이다.

본 연구는 TL-AUV의 제어판에 대한 유체력 모델을 개발하는 것을 목표로 한다. 이를 위해 Yasukawa and Yoshimura (2015)가 제안한 방향타 유체력 모델을 기반으로, TL-AUV의 작은 세장비 제어판 설계, 테일 콘에서의 압력 회복, 상대적으로 큰 지름의 추진기 등의 설계 특성을 반영하였다. 제어판 단독과 동체에 설치된 제어판 조건에 대해 일련의 CFD 시뮬레이션을 수행하였으며, 이를 통해 얻은 유체역학적 결과를 바탕으로 일반화된 유체력 모델을 정식화하였다. 제안된 모델은 TL-AUV의 제어판 형상 설계와 제어 시스템 개발에 기여할 것으로 기대된다.

논문의 구성은 다음과 같다. 2장에서는 TL-AUV 및 그 제어판의 설계 특징을 소개한다. 3장에서는 기존의 방향타 유체력 모델을 검토하여 TL-AUV에 적용하기 위한 주안점을 식별한다. 4장에서는 CFD 해석 방법 및 조건을 기술한다. 5장에서는 CFD 해석 결과로부터 제어판의 유체력 모델을 얻는 과정을 보였다. 마지막으로 6장에서 연구의 결론을 요약하였다.

Table 1 Principal dimensions of TL-AUV

Item		Value
Total length [m]	L	1.62
Diameter of body [m]	D	0.12
Weight in water [kg]	m	41.52
Longitudinal center of gravity [m]	x_G	0.012
Vertical center of gravity [m]	z_G	0.00156
Dimensionless longitudinal location of propeller [-]	x_P'	-0.475
Diameter of impeller [m]	d	0.01
Revolution rate of propulsor [rps]	n	21.7
Dimensionless longitudinal location of control fin [-]	x_R'	-0.404
Profile area of control fin [m ²]	A_R	0.00296
Maximum span [m]	s	0.026
Representative chord length [m]	$c = A_R/s$	0.113
Aspect ratio [m]	$A_R = s/c$	0.23
Maximum deflection angle [°]	δ	20

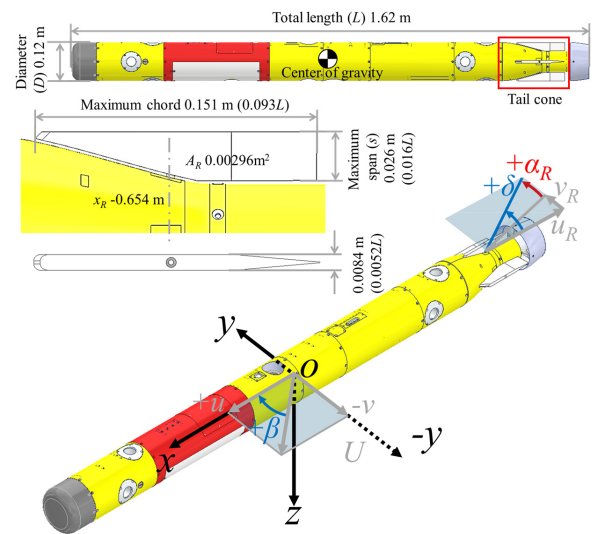


Fig. 1 Design of TL-AUV (top), vertical control fin (center), and coordinate system (bottom)

2. 시험 모형

연구에 사용된 AUV의 주요 요목을 Table 1에 나타내었다. Fig. 1은 AUV의 형상과 운동 해석을 위한 좌표계이다. 좌표계의 구성은 Yasukawa and Yoshimura (2015)의 연구에서 사용된 방식을 따랐다. 원점(O)은 동체 길이의 중앙과 동체의 중심축이 만나는 점으로 정의하였다. x , y , z 축의 양의 방향은 각각 전진, 우현, 아래 방향으로 정의하였다. 추진기와 제어판 축 위치(x_P , x_R)는 동체 길이(L)로 무차원화하여 나타내었다. AUV의 표류각(Drift Angle, β)은 AUV의 실제 진행 방향을 기준으로 x

방향이 이루는 각을 수평면상으로 투영한 값으로 정의하였다.

TL 방식의 운용을 위해, AUV의 제어판은 동체보다 밖으로 돌출되지 않도록 설계되었다. AUV의 선미 제어판은 십자형으로 배치되었는데, 본 연구에서는 수평면 상의 운동 해석을 위해 상하로 배치된 수직 제어판에 대한 유체력 해석을 모델링하였다. AUV 동체 형상의 축대칭을 고려하면 모델링 결과는 수평 제어판의 해석에도 동일하게 적용될 수 있을 것이다. 제어판 타각(δ)은 동체가 우현 방향으로 선회하는 상황에 대응하는 타각을 양의 방향으로 정의하여, 제어판의 앞날이 $-y$ 방향을 향하도록 하였다.

3. 유체력 모델의 구성

모델러 방식의 조종 운동 모델은 아래와 같이 유체력($\mathbf{F}=(X, Y, Z)$)과 모멘트($\mathbf{M}=(K, M, N)$)를 동체, 추진기, 방향타의 기여분으로 나누어 해석한다. 여기서 방향타 성분의 개발 과정을 검토하고, 이를 TL-AUV에 적용하기 위한 수정 사항을 제안하였다. 식 (1)과 (2)에서 아래첨자 H, P, R 은 각각 선체, 추진기, 방향타 성분을 의미하며, 이는 AUV의 동체, 추진기, 제어판에 대응된다. 본 연구에서 AUV의 추진기는 덕트(Duct), 임펠러(Impeller), 로터(Rotor)를 모두 포함하는 것으로 간주하였다.

$$\mathbf{F}=\mathbf{F}_H+\mathbf{F}_P+\mathbf{F}_R \quad (1)$$

$$\mathbf{M}=\mathbf{M}_H+\mathbf{M}_P+\mathbf{M}_R \quad (2)$$

방향타 유체력 성분은 타 직압력이라고도 하는 방향타 면에 수직인 방향의 유체력(F_N)의 성분 분해로 구해진다. 아래는 F_N 에 대한 수평면 상 유체력과 모멘트의 계산 식이다.

$$X_R=-F_N \sin \delta \quad (3)$$

$$Y_R=-F_N \cos \delta \quad (4)$$

$$N_R=x_R Y_R=-x_R F_N \cos \delta \quad (5)$$

F_N 은 다음과 같이 구할 수 있다. 여기서 f_α 은 받음각에 대한 양력의 발생 정도의 비율로, 일반적으로 아래의 방향타의 세장비(Λ_R)에 대한 함수로 얻어진다 (Fujii and Tuda, 1961).

$$F_N=0.5 \rho U_R^2 A_R f_\alpha \sin \alpha_R \quad (6)$$

$$f_\alpha=\frac{6.13 \Lambda_R}{2.25+\Lambda_R} \quad (7)$$

이러한 추정식은 통상적인 선박의 방향타 설계 범위인 $1.0 \leq \Lambda_R \leq 2.5$ 영역에 대해 적용될 수 있다. 본 연구의 TL-AUV의 제어판은 이보다 작은 세장비 영역으로 설계되었으므로, 제어판 유체력의 모델링을 위해서는 대상 형상에 대한 f_α 에 대한 해석이 선행되어야 할 것이다.

α_R 은 방향타의 유효 받음각으로, 방향타의 타각과 방향타 위치의 유입류를 고려해 계산된다. U_R 은 유입류의 크기로, x, y 방향 유입류 성분인 u_R, v_R 을 이용해 계산한다.

$$\alpha_R=\delta-\tan ^{-1} \frac{v_R}{u_R} \quad (8)$$

$$U_R=\sqrt{u_R^2+v_R^2} \quad (9)$$

일반적인 선박의 방향타 모델에서 u_R 의 계산은 표류각으로 인한 추진기 반류의 변화(C_1, C_2), 선미에서의 반류 발달(ϵ), 추진기로 인해 가속되는 방향타 유입류를 고려해 구한다. 이를 수식으로 표현한 결과는 다음과 같다.

$$\frac{1-w_P}{1-w_{P0}}=1+\left[1-\exp \left(-C_1\left|\frac{-v}{u}\right|\right)\right]\left(C_2-1\right) \quad (10)$$

$$\epsilon=\frac{1-w_R}{1-w_P} \quad (11)$$

$$u_R=\epsilon u\left(1-w_P\right) \sqrt{\eta\left[1+\kappa\left(\sqrt{1+\frac{8 K_T}{\pi J_P^2}}-1\right)\right]^2+(1-\eta)} \quad (12)$$

일반적으로 추진기의 반류비(w_{P0})는 직진 상태의 자항시험을 통해 구한다. 그리고 선체의 표류각이 있을 때 그 값은 변하게 되는데, 식 (10)은 이를 설명하기 위한 모델로, 실험을 통해 식 (9)를 이루는 계수 C_1 과 C_2 를 구하게 된다. 일부 연구에서는 이를 더 간단하게 수정한 모델을 개발, 적용하기도 한다(Okuda et al., 2023b).

ϵ 은 w_P 에 대한 방향타 위치의 반류비(w_R)의 비율로, 선미를 거치면서 유속이 변화한 결과를 반영한다. 그리고 추진기의 추력으로 인한 유속의 증가분과 이 영향을 받는 방향타 스펠 비율(η)을 적용해 식 (12)를 얻는다. TL-AUV에서는 추진기의 앞에 제어판이 위치하므로 추진기의 추력의 영향을 받지 않을 것으로 생각된다. 그리고 제어판과 추진기 위치에서는 동체 형상이 유의미하게 변하지는 않으므로, ϵ 의 영향도 제한적일 것으로 보았다.

v_R 은 기본적으로는 선체의 강제 운동으로 인해 발생하는 방향타 위치의 유동에 기인한다. 따라서, 아래와 같이 표류각과 선회로 인한 유동 성분을 구하고, 여기에 대한 실험적 보정 계수(γ_R)를 적용한다.

$$v_R = U\gamma_R(\beta - l_R' r') \quad (13)$$

마지막으로, 방향타의 유체력 발생은 주위 유동장에 영향을 주기 때문에 동체에서도 유체력의 변화를 유발한다. 일반적으로 모듈러 모델에서는 이러한 동체의 유체력 변화가 제어판 유체력에 비례한 것으로 가정하고, 이를 방향타 유체력 성분에 통합하여 계산한다.

$$X_R = -(1 - t_R)F_N \sin \delta \quad (14)$$

$$Y_R = -(1 + a_H)F_N \sin \delta \quad (15)$$

$$N_R = -(x_R + a_H x_H)F_N \cos \delta \quad (16)$$

위의 모델링을 TL-AUV에 적용하기 위해서 다음의 과정을 따랐다. 우선 AUV의 정해진 운동 조건에 대한 CFD 해석을 통해서 제어판의 유체력을 구한다. 동체의 운동 변수와 제어판 유체력의 관계를 앞의 수식들로 설명하기 위한 계수를 얻어냈다. 계수를 통해 계산되는 중간 변수(u_R , v_R)의 물리적 타당성을 검증하기 위해, 제어판이 장착되지 않은 공칭 상태의 TL-AUV에 대한 CFD

해석을 수행했고, 이로부터 제어판 위치의 유동 속도를 얻어 앞의 모델링 결과와 비교하였다.

4. 수치해석

본 연구의 전산유체역학 해석은 STAR-CCM+ V2302(Siemens Digital Industries Software, Plano, Texas)를 이용해 수행되었다. 지배방정식은 연속방정식과 Reynolds-averaged Navier-Stokes 방정식이다. 난류 모델은 $k-\omega$ 모델을 사용하였다.

3차원 제어판과 전체 AUV 주위 유동장 해석을 위한 공간은 Fig. 2와 같이 구성하였다. 길이의 기준으로 삼은 c 와 L 은 각각 코드(Chord)와 AUV의 길이이다. Fig. 1의 c 는 스펠 방향을 따라 그 값이 변하기 때문에 대표 코드를 정의한데 반해, 3차원 제어판 단독 조건의 해석에서는 고정된 값의 c 를 적용해 형상을 제작하였다.

해석을 위한 격자 구성은 STAR-CCM+의 trimmed mesh generator를 이용해 작성하였다. Fig. 3은 주요한 영역의 격자

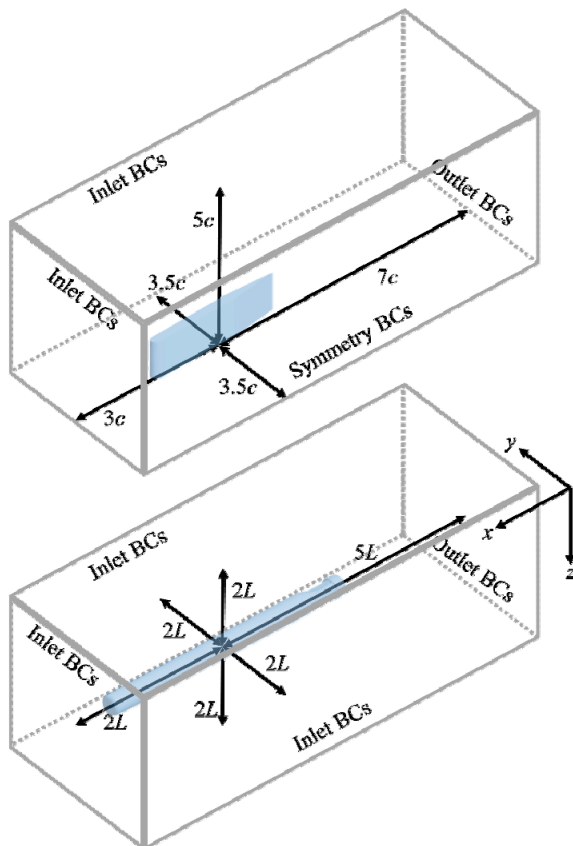


Fig. 2 Computational domain and boundary conditions for 3D control fin (top) and fully-appended vehicle (bottom)

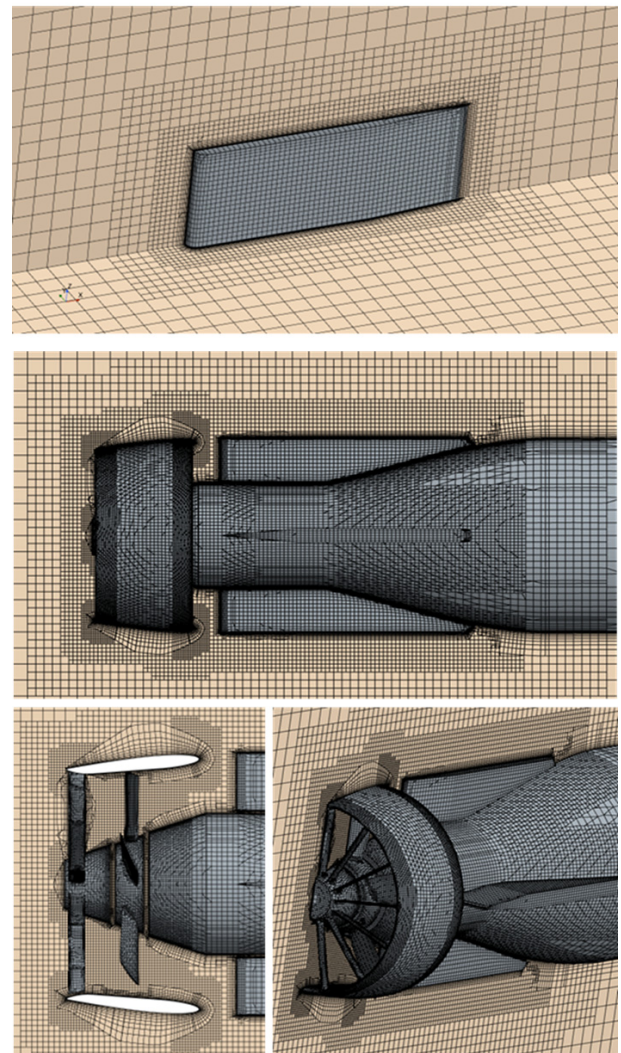


Fig. 3 Composition of computational grid systems

Table 2 Test conditions

	U [m/s]	δ [°]	β [°]	r [°/s]
2D fin test	2	0 - 30	-	-
3D fin test			-	-
Fin deflection test (fully-appended vehicle)		0 - 20	0	0
Drift and deflection test			0 - 5	
Circular motion test		0	0	4-6

구성이다. 해석에 사용된 셀(Cell)의 수는 3차원 제어판의 경우 dir 154,000개이며, 뒤에서 설명할 2차원 제어판 형상에 대한 해석은 3차원 격자계의 바닥면 격자를 이용해 5,000개의 셀을 이용해 수행하였다. AUV에 대해서는 동체, 제어판과 추진기의 격자계를 분리하였다. 동체와 제어판 영역의 격자 수는 약 1,646,000개이다. 추진기 영역은 약 2,724,000개 격자로 구성되어 Multiple Reference Frame(MRF)을 이용해 회전을 구현하였다. AUV 동체의 정속 선회 조건에 대해서도 MRF를 이용해 동체의 운동을 구현하였다.

제어판 단독 시험과 AUV 운동 시험의 해석 조건은 Table 2와 같다. 제어판 단독 시험은 유입류의 속력은 2m/s로 고정하고 받음각만을 0°에서 30°까지 변화시켰다. AUV 운동 시험에서도 유입류의 속력은 2m/s로 동일하게 적용하였다. 추진기의 회전수는 21.7rps이다.

AUV 운동 시험에서는 제어판의 타각 변화, 동체의 표류각 변화, 동체의 선회운동 조건을 적용하였다. 운동의 범위는 AUV의 설계 과정에서 목표로 한 최대 타각에서의 정속 선회 조건을 반영해 결정하였다.

본 계산에 앞서 미국기계학회(American Society of Mechanical Engineering, ASME)의 표준을 따라 격자 의존도 해석을 수행하였다(ASME, 2009). Table 3은 그 결과이다. TL-AUV에 대한 격자계의 공간 해상도는 $\sqrt{2}$ 배로 하여 3개의 격자를 구성하였다. 이로부터 격자 수에 따른 제어판의 F_N 변화가 수렴함을 확인할 수 있었다. 그 값과 본 연구에 사용된 격자계의 결과는 0.92%의 차이를 보였으며, 격자수렴지수(Grid Convergence Index, GCI)는 0.24로 얻어졌다.

Table 3 Results of grid dependency test

	G_1	G_2	G_3
Number of cells	3,978,881	1,646,740	761,858
F_N [N]	3.133	3.110	3.026
$F_{N, ext}$ [N]	3.139		
ϵ_{ext} [%]	-0.19	-0.92	-3.60
GCI [%]	0.24		
u_{num} [%]	0.21		

5. 제어판 유체력 모델링

5.1 단독 조건

본 연구의 TL-AUV의 제어판은 작은 세장비와 익형이 아닌 평평한 단면의 설계 특성을 갖는다. 따라서 f_α 값이 일반적인 선박의 방향타와는 다를 것으로 생각된다. 실제 제어판의 세장비를 참고하여, 3차원 형상을 만들어 단독 조건에서의 직압력(F_N)을 모델링하였다. Fig. 4는 받음각(α_R)에 따른 항력계수(C_D)와 양력계수(C_L)의 추세이다. 3차원 익형은 항력과 양력을 $0.5\rho A_R U_R^2$ 로, 2차원 익형은 A_R 대신 c 를 이용해 무차원화하였다.

선박의 방향타에 적용되는 익형은 일반적으로 큰 각도에서 유동의 박리와 그로 인한 실속을 지연하는 역할을 하기 때문에, 이를 적용하지 않은 TL-AUV의 제어판은 큰 각도에서 실속이 더 쉽게 일어날 것으로 예상하였다. 2차원 형상의 해석 결과에서는 실속의 영향으로 6°와 10° 사이에서 양력의 증가가 정체되면서 항력이 급격히 증가하는 경향이 나타났다. 하지만 3차원 형상에서는 실속의 영향을 확인할 수 없었고, 양력과 항력의 증가는 꾸준한 경향을 보였다.

3차원 제어판에서는 흡입면과 압력면의 압력 차이로 인해 날개 끝 와동(Tip Vortex)이 발생한다. 날개 끝 와동은 압력면에서

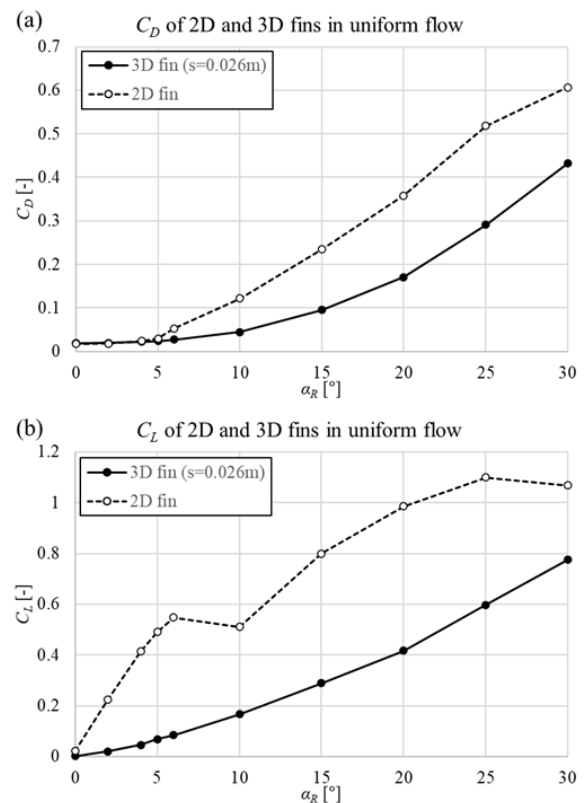


Fig. 4 Drag and lift coefficients (C_D and C_L) of 2D and 3D control fins in open water condition

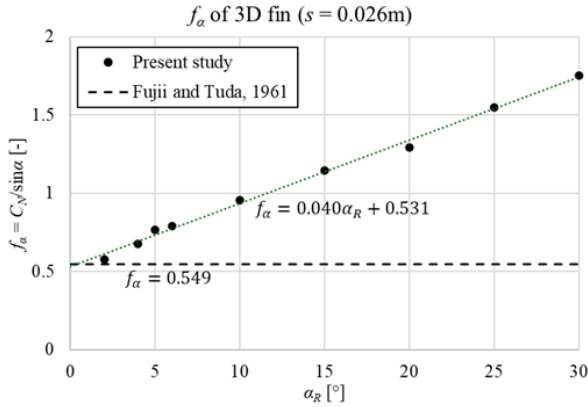


Fig. 5 Lift gradient coefficient (f_α) of 2D and 3D control fins with respect to angle of attack (α_R)

흡입면으로 유체의 운동량을 전달하면서 양 면의 압력 차이를 줄이는 역할을 한다. 따라서 2차원 형상에서는 실속이 발생하는 α_R 조건이더라도 3차원 형상에서는 실속이 지연된다. 하지만 날개 끝 와동은 양력의 감소와 유도항력을 유발하므로, 3차원 형상의 제어판의 양항비에는 불리한 영향을 미친다.

방향타 유체력 모델은 타의 직압력만을 고려하므로, $\alpha_R = 0^\circ$ 상태의 항력은 점성 마찰로 인한 것으로 보아 무시할 수 있다. 따라서 $\Delta C_D = C_D - C_{D0}$ 을 이용해 직압력계수 ($C_N = \sqrt{C_L^2 + (\Delta C_D)^2}$)를 구해서 f_α 를 계산할 수 있다. Fig. 5는 식 (17)을 통해 구한 f_α 와 식 (6)의 선박 방향타 모델을 이용한 추정치의 비교이다.

$$f_\alpha = \frac{C_N}{\sin \alpha_R} \quad (17)$$

Fujii and Tuda (1961)에서 제안한 값은 $\alpha_R = 0^\circ$ 조건에 대해 본 연구의 결과와 유사하게 나타났다. 하지만 α_R 가 증가함에 따라 f_α 가 꾸준히 증가하는 것을 확인하였다. 따라서 f_α 의 모델링에 대해서는 식 (6)의 Λ_R 뿐만 아니라 α_R 를 고려한 모델을 적용할 필요가 있다. 본 연구의 결과에 대한 회귀분석을 통해 식 (18)을 제안하였으며, TL-AUV의 설계 단계에서 다양한 Λ_R 조건에 대한 f_α 를 구해야 한다면 Λ_R 와 α_R 조건 모두를 포함한 CFD 해석이나 모형시험이 수행되어야 하겠다.

$$f_\alpha = 0.040 \alpha_R + 0.531 \quad (18)$$

5.2 반류비 해석

Fig. 6(a)는 TL-AUV의 자항 해석 결과이다. 추력일치법을 통해 얻은 직진 상태의 추진기 반류비(w_{p0})는 0.323이다. β 에 따른 w_p 의 변화를 해석하는데 대해, Kim et al. (2024)은 추진기

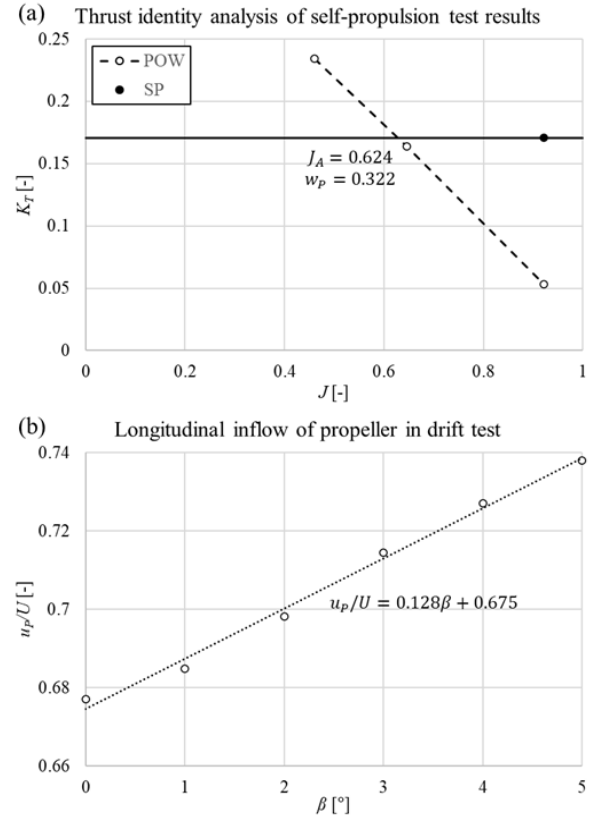


Fig. 6 Longitudinal inflow speed of propeller (u_p) estimated by thrust identity method: (a) propeller open water (POW) and self-propulsion test (SP) and (b) drift test

의 사항 조건에서도 추력은 직진 방향 유속에만 관계하는 것을 보인 바 있다. 따라서 Fig. 6(b)와 같이 w_p 와 β 의 관계를 구할 수 있다. 이를 제어판의 유동 속도 변화를 설명하는데 이용하였다.

식 (11)에서 보인대로, 기존의 유체력 모델에서 추진기 뒤에 놓인 방향타는 추력의 반작용으로 인해 가속된 유동장 안에 놓인다고 가정한다. 하지만 운동량 디스크(Momentum Disk) 이론으로 설명되는 추진기의 역할은 추력으로부터 바로 유속을 가속시키는 게 아니라, 압력을 증가시키고, 후류가 진행하면서 압력이 주위와 같게 낮아지면서 베르누이 정리(Bernoulli's Theorem)을 따라 유속이 증가하게 된다. 따라서 추진기 앞에 놓인 TL-AUV의 제어판의 유속 변화는 제한적일 것으로 보았다.

한 가지 더 고려할 점은 추진기 전방의 저압 영역과 제어판의 흡입면의 상호작용이다. 일반적인 선박 저항추진 이론에서 다루는대로, 추진기의 작동으로 인한 저압 영역의 발생은 추력감소비로 표현되는 선체의 추가적인 저항을 이끌어낸다. TL-AUV에서는 제어판이 타각을 가지면 흡입면은 항상 선미 쪽, 추진기의 전방에 노출되므로, 추진기 전방의 저압 영역 발생의 영향으로 그 압력이 더욱 낮아질 것으로 기대된다. 따라서, 유속의 변화 이외에도 추진기의 영향으로 제어판의 유체력은 증가할 수 있다.

Fig. 7에 추진기 유무에 따른 F_N 의 변화를 3차원 제어판 단

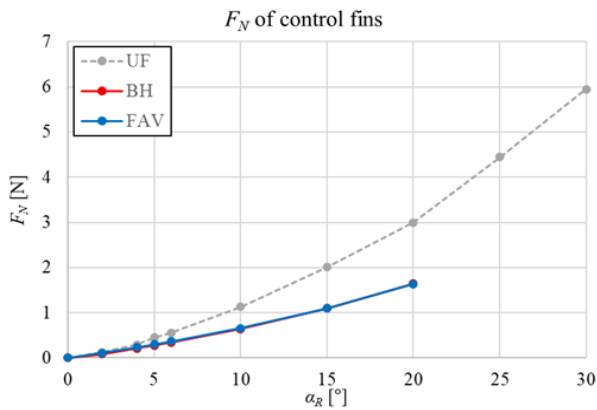


Fig. 7 Comparison of normal force (F_N) of uniform flow (UF), fin deflection test of bare hull without propulsor (BH), and fully-appended vehicle (FAV)

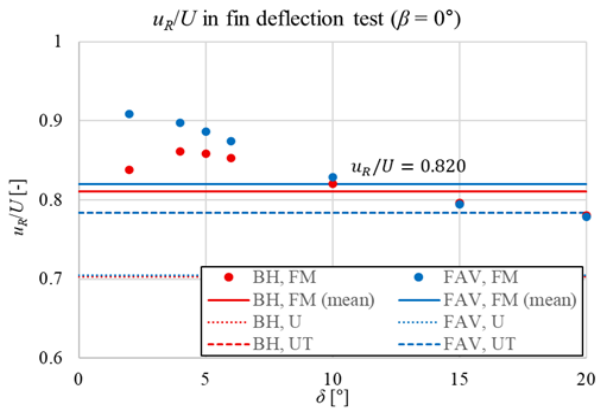


Fig. 8 Comparison of longitudinal flow speed at control fin (u_R) and propulsor inflow speed (u_P): bare hull (BH), fully-appended vehicle (FAV), force meas (FM), u (U), and u_T (UT)

독 조건의 결과와 비교하여 나타내었다. 추진기의 영향은 무시할 만한 수준으로 나타났으며, 단독 조건과 비교하였을 때 F_N 의 감소가 뚜렷하게 나타났다. 이는 단독 조건과 동체를 포함한 제어판 타각 시험의 유속 조건은 2 m/s 로 동일하나 후자의 경우 동체 저항의 영향으로 방향타에 유입되는 유속이 줄어든 탓으로, 반류비의 존재를 의미한다.

반류비의 해석에 대해, 수렴하는 형상의 테일 콘을 지나는 유동은 유속은 감소하나 압력은 증가하는 것을 감안해야 한다. 따라서, 단순 유속의 비교로는 유동 현상을 완전히 설명할 수 없다. 유속의 분석을 위해 길이 방향 유속 외에도 압력 변화를 고려한 유속(u_T)을 식 (19)와 같이 정의하여 나타내었다.

$$u_T = \sqrt{u^2 + \frac{p}{0.5\rho}} \quad (19)$$

Fig. 8은 식 (6)을 통해 구한 제어판 위치의 길이방향 유속(u_R)과 공칭 상태의 제어판 위치 유속의 비교이다. 공칭 상태

의 유속은 스펠 방향으로 평균을 내어 대푯값으로 활용하였다. 직진 중 실험 결과에 대한 유체력 해석 과정에서 $v_R = 0$ 이므로 $U_R = u_R$, $\alpha_R = \delta$ 를 적용하면 Fig. 7의 F_N 과 Fig. 5의 f_a 를 식 (6)에 대입하여 u_R 을 구할 수 있다. 이렇게 유체력으로부터 추정된 유입류 속도를 FM으로 표시하였다. 그리고 이에 대한 대푯값으로, 타각(δ)에 따른 가중평균을 구해 실선으로 표시하였다. 모든 조건은 추진기의 유무에 따라 BH(Bare Hull), FAV (Fully-Appended Vehicle)로 구분하여 표시하였다. 추가로, 자항 해석을 통해 구한 추진기의 유입류 속도(u_P)도 표시하였다.

직압력과 마찬가지로 추진기로 인한 유속 변화는 유체력과 유동장 해석 모두에서 무시할만하게 나타났다. 따라서 유체력 모델링에서 추진기의 영향은 배제하여도 무방할 것이다. 그리고 u 에 비해 u_T 의 유동장 해석 결과가 제어판의 유체력 해석 결과에 더 가까운 특성을 보였다. 이는 제어판 주위 유동이 테일 콘 형상으로 인한 압력 증가의 영향을 받음을 뜻한다. 식 (11)을 통해 정의된 ϵ 의 값은 1.21이다. 테일 콘을 거치면서 유속은 감소하기 때문에, 제어판 위치의 유속이 더 크게 나오는 해석 결과는 타당해 보인다.

5.3 횡방향 유속 해석

동체 운동으로 인한 v_R 의 변화도 앞서와 같이 유체력의 계측 결과를 이용한 해석과 실제 유속 분포를 이용해 구했다. 다만 테일 콘 형상의 압력 회복으로 인한 영향을 반영하지는 않았는데, 이는 p 의 영향이 이미 식 (19)를 통해 직진 방향 유속의 해석에 반영되었기 때문이다.

v_R 의 해석은 우선 사항 조건에 대해 수행되었다. 여기에서 다루는 것은 식 (10)의 사항각(β)에 따른 w_P 이나 u_P 의 변화를 구하는 것과, 동체의 강체운동으로 주어지는 v 와 실제 v_R 의 비교이다. 이를 위해서 실제 u , u_T 분포의 스펠 방향 평균을 β 조건마다 구하여 그 추세를 Fig. 9에 나타내었다.

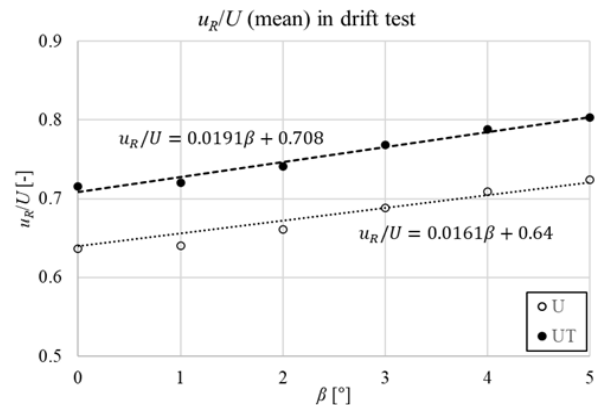


Fig. 9 Comparison of longitudinal flow speed at control fin (u_R) with variation of drift angle (β): u (U), and u_T (UT)

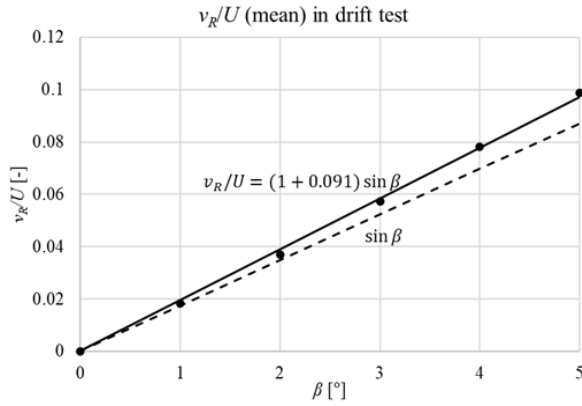


Fig. 10 Lateral flow speed at rudder (v_R) in drift test, obtained by rigid body motion (dotted line) and flow field analysis (symbols and solid line)

Fig. 6에서 보인바와 같이 β 에 대한 u 와 u_T 의 변화를 선형적으로 근사할 수 있었고, 식 (20)과 같은 근사식을 제안할 수 있다. 그 기울기는 u_P 에 대해 해석한 결과보다는 컸다.

$$\frac{1 - w_R}{1 - w_{R0}} = \frac{u_R}{u_{R0}} = 1 + C |\beta| = 1 + 0.027 |\beta| \quad (20)$$

u_R 과 같은 방식으로 공칭 상태 유동장의 분석을 통해 β 에 따른 v_R 의 변화를 구했다. 유속 분포의 스펙 방향 적분 결과를 대푯값으로 하여 Fig. 10에 나타내었다. β 로 인한 강제운동의 v 는 $U \sin \beta$ 로 계산될 수 있는데, 이 값도 함께 나타내었다. 따라서 유동장 해석을 통해 구한 식 (13)의 사향각 관련 항은 식 (21)과 같이 나타낼 수 있다.

$$v_R = \gamma_R U \beta = 1.091 U \beta \quad (21)$$

Fig. 11(a)는 δ , β 에 따른 제어판의 F_N 이다. 그리고 앞의 유동장 해석 결과와는 별개로, F_N 의 결과를 가장 잘 설명하는 C , γ_R 은 각각 -0.016, 1.53로 얻어졌다. 이 값으로 재구성한 F_N 과, 식 (20), (21)의 C , γ_R 을 이용해 구한 F_N 을 각각 CFD 결과와 비교하여 Fig. 11(b)에 나타내었다. 이에 대한 평균 절대 오차(Mean Absolute Error, MAE)를 함께 표시하였다.

TL-AUV의 해석에서 한가지 특이한 점은 γ_R 이 공칭 유동장 해석과 유체력 해석 모두에서 1보다 큰 값이 나왔다는 점이다. 선박 방향타의 유체력 모델에서 γ_R 은 선체로 인한 유동의 정류 효과를 반영해 1보다 작은 값을 가지고, 이는 사향 중이더라도 추진기가 느끼는 횡방향 유속은 실제 선박 운동보다 작아진다는 의미로 받아들여진다. TL-AUV의 경우, 횡방향 운동으로 인해 발생한 유동은 동체의 원형 단면을 가로지르게 된다. 그리고 동체의 가장 볼록한 면을 지나면서 가속된 유동이 수직 제어판을 만나기 때문에 이처럼 횡방향 운동 속도보다 큰 횡방향 유속이 얻어지는 것으로 보인다.

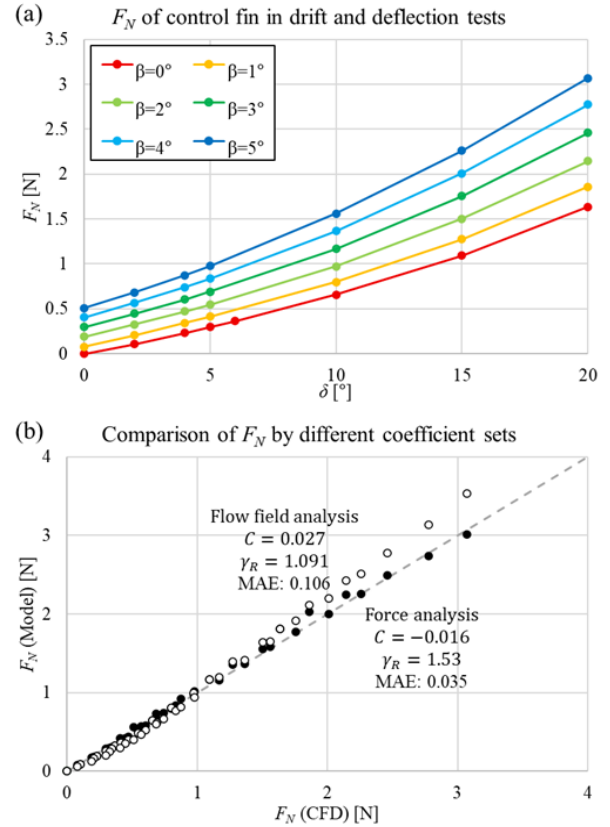


Fig. 11 Analysis of coefficients regarding drift angle (β): (a) normal force (F_N) and (b) comparison of modeling results

Fig. 11(b)의 공칭 유동장 해석과 유체력 해석 결과의 비교에서 C 의 부호는 서로 반대로 얻어졌다. 일반적인 선박의 경우 C 가 양수의 값을 가져 β 가 커질수록 u_P 가 증가하고, 더불어 상수인 ϵ 를 고려하여 u_R 이 증가하는 것으로 간주하는데 (Yasukawa and Yoshimura, 2015), Fig. 9에서 보인 TL-AUV의 제어판이 없는 조건의 공칭 유동장 해석에서는 같은 경향이 나타났다. 하지만 유체력 해석 결과에서는 음수의 C 로 인해 반대의 경향을 보였다. Fig. 8에서도 보였듯, 양력이 발생하는 제어판은 압력면이 선수 방향으로 노출되면서 유동을 방해하게 된다. 이로 인해 u_R 은 감소하게 된다. 실제 선박의 방향타에서도 같은 현상이 발생할 것으로 생각되나, 방향타의 영향을 배제하고 u_P 를 구하는 모델링의 구성 상 이러한 물리 현상을 반영하지는 않는 것으로 보인다.

사향 조건에서의 횡방향 유속 해석과 같은 방식으로 선회 중의 v_R 을 유속 분포와 제어판 유체력 해석으로부터 구했다. u_R 은 β 의 영향을 배제하여 u_{R0} 와 같다고 가정하였다. Fig. 12는 그 결과이다. 식 (13)에서 회전 운동으로 인한 v_R 의 계산 과정에서는 Table 1의 x_R 대신 l_R 을 도입하였다. 본 연구에서는 $|l_R| < |x_R|$ 이므로, 제어판 위치에서 강제 운동으로 얻어지는 횡방향 유속보다 제어판에 실제로 발생하는 유속은 더 작음을

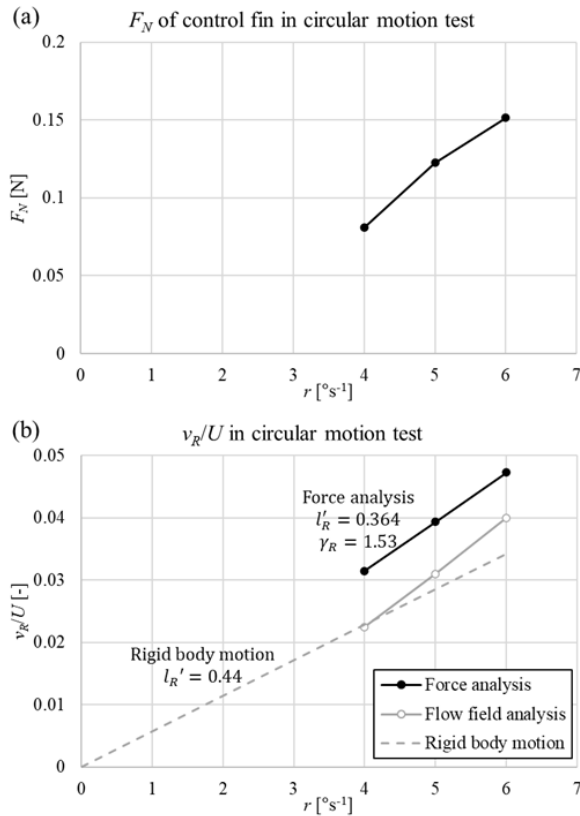


Fig. 12 Analysis of circular motion test: (a) normal force (F_N) and (b) lateral flow speed at rudder (v_R)

의미한다. 다만 병진과 회전 운동 모두에 영향을 주는 γ_R 를 감안하면 실제 제어판에 작용하는 v_R 은 강체 운동의 횡방향 유속보다 크게 얻어지게 된다.

5.4 동체 상호작용 해석

식 (14), (15), (16)에서 설명하는 제어판의 유체력 발생에 따른 동체 유체력의 발생을 비교하여 상호작용 계수인 t_R , a_H , x_H 를 구할 수 있다. Fig. 13은 제어판 타각에 따른 동체와 추진기의 x , y 방향 유체력(X , Y)의 변화이다. 유체력 성분은 일반적인 조종 모델에서와 같이 $0.5\rho LDU^2$ 로 무차원화하여 나타냈다. CFD 해석을 통해 구한 방향타의 유체력과 앞서 구한 모델링의 추정 결과를 함께 표시하였다.

동체와 추진기의 X 변화의 경우, 제어판 유체력에 대해 비선형적인 경향을 보였다. 이는 식 (14)에서 t_R 을 하나의 값으로 적용하는데 어려움을 겪게 한다. 다만 X 의 값이 작아서 동체 저항의 2% 이내로 나타나기 때문에 비선형성을 나타내는 모델을 새로 제안하기보다는 그 값을 무시해도 무방할 것으로 판단된다. Y 에 대해서는 방향타의 유체력에 대한 응답이 잘 나타났으며, $a_H = -0.18$ 을 얻을 수 있었다. 음수의 a_H 값은 제어판의 유체력과 반대 방향으로 동체와 추진기의 유체력이 발생하여 제어

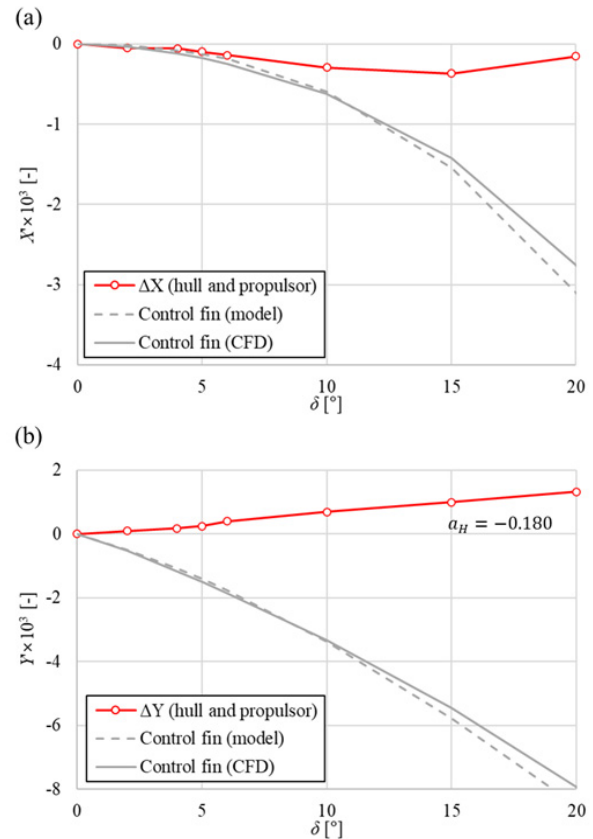


Fig. 13 Control fin-induced hydrodynamic force of AUV vehicle: (a) longitudinal force (X) and (b) lateral force (Y)

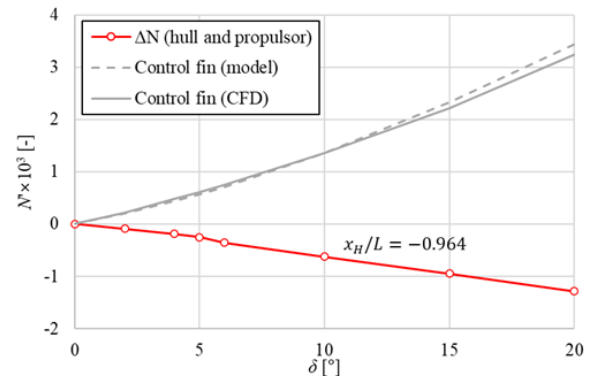


Fig. 14 Control fin-induced hydrodynamic moment of AUV vehicle (N)

판의 영향을 약화시킨다는 의미이다.

Fig. 14에 N 의 변화량을 제어판의 N 과 함께 나타냈다. 모멘트는 $0.5\rho L^2DU^2$ 로 무차원화하여 나타냈다. 식 (16)의 x_H 는 식 (15)를 통해 구한 Y 변화량이 N 모멘트로 작용하는데 대한 작용점의 위치를 의미하는데, 그 값은 $-0.964L$ 로 얻어졌다. 방향타의 위치가 $-0.404L$ 임을 감안하면 동체의 N 발생은 제어판 조종에 강한 방해하는 것으로 보인다. 이는 작은 면적의 제어판을 가진 TL-AUV의 조종 제어 측면에서는 유의미한 문제로 판단된다.

6. 결 론

본 연구에서는 선박 방향타의 유체력 모델을 TL-AUV의 제어판에 적용하기 위해, 전산유체역학 해석을 통해 운동과 타각 조건에 따른 제어판 유체력을 구하고 이를 바탕으로 모델링을 구성하였다. 단독 조건의 제어판에 대해 양력 특성을 파악하고, 이를 동체와 추진기의 영향을 받는 제어판의 유체력 설명에 적용하였다. 그리고 추정된 제어판 유입류를 공칭 상태의 유동장과 비교하여 다음의 결론을 얻을 수 있었다.

기존의 방향타 형상에 비해 TL-AUV 제어판의 세장비가 작기 때문에 양력 특성에서 차이가 발생했다. 기존의 모델에서 f_a 가 방향타의 세장비에 대한 함수로 정의된데 반해, 작은 세장비를 가진 제어판에서는 받음각 또한 고려하여 모델을 구성해야 했다.

동체와 제어판의 상호작용에 대해, 추진기로 인한 제어판 주위의 유속이나 제어판의 유체력에 대한 차이는 무시할만한 것으로 나타났다. 일반적인 선박에 비해 동체 운동으로 인한 횡방향 유속은 증가하는 경향이 있었으며, 이는 제어판의 유체력 증가에 기여했다.

제어판의 타각으로 인한 유체력 발생은 동체 주위의 유동장 변화를 유발했다. X 의 변화는 비선형적이거나 무시할 수 있는 수준이었다. Y 와 N 은 제어판의 영향에 대해 반대 방향으로 동체의 유체력과 모멘트가 발생했기 때문에, 조종 성능을 감소시키는 역할을 하였다.

향후 연구에서는 AUV의 제어판 유체력 모델의 일반화를 위해, 통상적인 AUV의 제어판 형상을 포함한 다양한 조건에 대한 유체력 특성을 파악할 것이다. 이를 통해 제어판 설계 변경에 따른 조종 운동의 시뮬레이션이 가능해져 설계 최적화와 제어 로직 개발에 공헌할 수 있을 것으로 기대된다.

후 기

이 연구는 2025년 정부(방위사업청)의 재원으로 국방과학연구소의 지원을 받아 수행된 미래도전국방기술 연구개발사업임(No.915071101).

References

Alvarez, A., 2010. Redesigning the SLOCUM glider for torpedo tube launching, *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, 35(4), pp.984-991.

ASME, 2009. *Standard for Verification and Validation in Computational Fluid Dynamics and Heat Transfer*. ASME V&V 20-2009, American Society of Mechanical Engineers, New York, NY.

ITTC, 2024. *Captive Model Test*. ITTC-Recommended Procedures and Guidelines 7.5-02-06-02, International Towing Tank Conference, Zurich, Switzerland.

Carchen, A., Turkmen, S., Piaggio, B., Shi, W., Sasaki, N. and Atlar, M., 2021. Investigation of the manoeuvrability characteristics of a Gate Rudder system using numerical, experimental, and full-scale techniques, *Applied Ocean Engineering*, 106, Article No.102419.

Cho, Y. J., Seok, W., Cheon, K.-H. and Rhee, S. H., 2020. Maneuvering simulation of an X-plane submarine using computational fluid dynamics, *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 12, pp.843-855.

Evans, J. and Nahon, M., 2004. Dynamics modeling and performance evaluation of an autonomous underwater vehicle, *Ocean Engineering*, 31, pp.1835-1858.

Franchi, M., Ridolfi, A. and Pagliai, M., 2020. A forward-looking SONAR and dynamic model-based AUV navigation strategy: preliminary validation with FeelHippo AUV, *Ocean Engineering*, 196, Article No.106770.

Fujii, H. and Tuda, T., 1961. Experimental research on rudder performance (2), *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 110, pp.31-42.

Gao, S., He, B., Yu, F., Zhang, X., Yan, T. and Feng, C., 2021. An abnormal motion condition monitoring method based on the dynamic model and complex network for AUV, *Ocean Engineering*, 237, Article No.109472.

ITTC, 2024. *Captive Model Test*. ITTC-Recommended Procedures and Guidelines 7.5-02-06-02, International Towing Tank Conference, Zurich, Switzerland.

Kim, D.-H., Kim, Y., Baek, H.-M., Choi, Y.-M., Kim, Y.-J., Park, H., Yoon, H. K., Shin, J.-H., Lee, J., Chae, E. J., Shin, Y.-H. and Kim, E. S., 2023. Experimental study of the hydrodynamic maneuvering coefficients for a BB2 generic submarine using the planar motion mechanism, *Ocean Engineering*, 271, Article No.113428.

Kim, M., Kim, D.-H., Seo, J. and Kim, M., 2024. Computational fluid dynamics analysis for investigation of hydrodynamic force and moment of a marine propeller in heave motion, *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 61(4), pp.236-246.

Liang, X., Li, Y., Peng, Z. and Zhang, J., 2016. Nonlinear dynamics modeling and performance prediction for underactuated AUV with fins, *Nonlinear Dynamics*, 84, pp.237-249.

Menter, F.R., 1994. Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications. *AIAA journal*, 32(8),

- pp.1598–1605.
- Miller, L. M. and Brizzolara, S., 2023. Effect of amplitudes and frequencies on virtual planar motion mechanism of AUVs, Part I: forces, moments, and hydrodynamic derivatives, *Ocean Engineering*, 286, Article No.115512.
- Okuda, R., Yasukawa, H., Yamashita, T. and Matsuda, A., 2023a. Maneuvering simulations at large drift angles of a ship with a flapped rudder, *Applied Ocean Research*, 135, Article No.103567.
- Okuda, R., Yasukawa, H. and Matsuda, A., 2023b. Validation of maneuvering simulations for a KCS at different forward speeds using the 4-DOF MMG method, *Ocean Engineering*, 284, Article No.115174.
- Park, J., Rhee, S. H., Yoon, H. K, Lee, S. and Seo, J., 2020. Effects of a propulsor on the maneuverability of an autonomous underwater vehicle in vertical planar motion mechanism tests, *Applied Ocean Research*, 103, Article No.102340.
- Su, Y., Zhao, J., Cao, J. and Zhang, G., 2013. Dynamics modeling and simulation of autonomous underwater vehicles with appendages, *Journal of Marine Science and Application*, 12, pp.45–51.
- Whicker, L. F. and Fehlner, L. F., 1958. *Free-Stream Characteristics of a Family of Low-Aspect-Ratio, All-Movable Control Surfaces for Application to Ship Design*, DTMB Technical Report No. 993, David Taylor Model Basin, Washington DC.
- Yasukawa, H. and Yoshimura, Y., 2015. “Introduction of MMG standard method for ship maneuvering predictions, *Journal of Marine Science and Technology*, 20, pp. 37–52.
- Zhang, W., Jia, G., Wu, P., Yang, S., Huang, B. and Wu, D., 2021. Study on hydrodynamic characteristics of AUV launch process from a launch tube, *Ocean Engineering*, 232, Article No.109171.



권 윤희



김 동 환



서 정 화