

고차모드를 고려한 수중날개 와류기인 진동특성 연구

최현규* · 홍석윤** · 송지훈**** · 장원석**** · 최원석*****

*, **** 서울대학교 조선해양공학과 연구원, ** 서울대학교 조선해양공학과 교수,

*** 전남대학교 조선해양공학과 교수, ***** 미 해군 기계항공과 연구원

A Study on Vortex-Induced Vibration Characteristics of Hydrofoils
considering High-order Modes

Hyun-Gyu Choi* · Suk-Yoon Hong** · Jee-Hun Song****† · Won-Seok Jang**** · Woen-Sug Choi*****

*, **** Researcher, Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Seoul National University, Seoul 08826, Korea

** Professor, Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Seoul National University, Seoul 08826, Korea

*** Professor, Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Chonnam National University, Yeosu 59626, Korea

***** Researcher, Mechanical and Aerospace Engineering, Naval Postgraduate School, Monterey, CA, USA

요약 : 선박, 잠수함이 추진하면 수중구조물 후류에 와류가 발생하고 이에 따른 와류기인 구조진동이 유발된다. 최근 선박, 잠수함의 고속화 및 대형화 추세에 따라 고차모드에서 유발되는 와류기인 진동 및 피로파괴에 대한 중요성이 강조되고 있다. 고속 유속환경의 와류는 저속 유속환경 대비 큰 진동을 유발하므로 이에 관한 연구가 필요하다. 본 연구에서는 수중날개 고차모드에서 유발되는 와류기인 진동을 예측하기 위한 하이브리드 유체구조연성 해석 방법론을 제시하였다. 고차모드를 고려한 하이브리드 유체구조연성 해석을 수행하여 와류기인 진동을 도출하고 실험결과와 비교함으로써 방법론을 검증하였다. 최종적으로 와류기인 진동으로부터 도출된 최대 von Mises 응력을 노르웨이 선급에서 제시한 S-N 선도에 적용함으로써 고차모드 유체구조연성 해석의 효용성을 확인하였다. 고차모드를 고려하여 와류기인 진동응답을 도출할 경우 유체구조연성에 의한 락인(Lock-in) 특성을 확인하였으며 고려하지 않은 경우 대비 진동응답과 최대 von Mises 응력에서 10배 이상의 차이를 보였다. 향후에는 외팔보 경계조건 및 형상에 대한 확장연구가 필요하다.

핵심어 : 와류기인 진동, 고차모드 진동, 유체구조연성, S-N 선도, 수중날개

Abstract : Vortex-induced vibration (VIV) occurs owing to the vortex generated from the back side of the appendages of ships and submarines during operation. Recently, the importance of high-order modes (HOMs) vibration and fatigue failure has become increasingly emphasized by increasing the speed of ships and the size of structures. In addition, predicting the vibration of HOMs is significantly necessary as the VIV becomes stronger in the fast flow speed condition than in the low flow speed condition. This study introduces a methodology according to HOMs hybrid Fluid Structure Interaction (FSI) for predicting the HOMs VIV on the hydrofoils. The HOMs FSI system is verified by comparing the VIV results from the FSI simulation with the experimental results. Finally, the effectiveness of the HOMs FSI is determined by applying the maximum von-Mises stress obtained from the VIV on the hydrofoil to the S-N curve released from Det Norske Veritas (DNV). VIV results from the HOMs FSI include the lock-in characteristics as well as a significant increase of more than 10 times compared with that of low-order modes (LOMs) FSI. In the future works, advanced studies will be required for improving cantilever boundary conditions and the shape of hydrofoils.

Key Words : Vortex induced vibration (VIV), High-order modes (HOMs) vibration, Fluid-Structure Interaction (FSI), S-N curve, Hydrofoil

* First Author : hyung206@snu.ac.kr, 02-880-7331

† Corresponding Author : jhs@jnu.ac.kr, 061-659-7156

1. 서론

최근 선박, 잠수함의 고속화 및 대형화 추세에 따라 기존 유속환경에서는 고려하지 않은 고차모드에서 유발되는 와류기인 진동 및 피로파괴에 대한 고려가 요구되고 있다. 고속 유속환경의 큰 유체력은 저속 유속환경에서 발생하는 진동에 비해 높은 수준의 진동을 유발시킨다. 또한, 고차모드 진동은 저차모드 진동 대비 동일 시간 동안 구조물에 많은 반복하중을 가하므로 피로파괴 관점에서 중요하게 고려되어야 한다. 따라서, 수중구조물에 대한 구조 안전성을 평가할 경우 고차모드에서 유발되는 와류기인 진동응답을 고려하여 평가하는 것이 요구된다.

수중구조물에서 발생하는 와류기인 모드 진동에 관한 연구는 Govardhan and Williamson(1997)이 끈으로 연결된 구가 유속 방향과 유속 수직방향 2개 모드로 진동함을 실험을 통하여 확인하였다. 고속 유속조건에서는 2개 모드 이외 추가적인 모드에 의한 진동특성이 나타나므로 유속 증가에 따른 추가 진동 모드가 고려되어야 한다(Jauvtis et al., 2001). 실린더를 대상으로 한 실험에서도 유사한 결과를 도출하였다. 와류기인 1차 진동 데이터와 추가적인 고차모드를 포함한 진동 데이터를 비교함으로써 고차모드 진동이 전체 진폭에서 높은 기여도를 가짐을 실험적으로 도출했다(Vandiver et al., 2006; Jhingran and Vandiver, 2007). 따라서, 고속 유속환경에서 유발되는 고차모드 진동 예측이 중요하다. 현재 와류기인 고차모드 진동응답을 실험이 아닌 해석적인 방법을 적용하여 도출하는 방법론이 정립되어있지 않은 실정으므로 방법론에 대한 정립이 필요하다.

와류기인 진동응답을 해석적으로 도출하기 위해서는 유체구조연성 해석기법(Fluid-Structure Interaction, FSI)의 적용이 필요하다. 유체구조연성 해석기법은 Lee et al.(2017)가 강한 유체구조연성 해석기법을 적용함으로써 수중날개에서 발생하는 와류기인 진동을 도출하였으나 실험결과와 큰 차이를 보이며 해석기법의 한계를 확인하였다. Di Domenico et al.(2018)는 상용소프트웨어(ANSYS)를 이용한 약한 유체구조연성 해석기법을 적용함으로써 수중날개 와류기인 진동을 도출하였다. 그 결과, 특정 유속에서는 주파수 특성을 유사하게 도출하였으나 진폭특성과 공진영역에서 해석이 발산하는 한계점을 보였다. Chae et al.(2016)는 하이브리드 유체구조연성기법을 이용하여 수중날개에 대한 와류기인 진동응답을 도출하였으며, 실험결과와 주파수 및 진폭특성을 유사한 수준으로 도출함으로써 하이브리드 연성기법의 타당성을 확인하였다.

본 논문에서는 수중추진기 및 수중구조물의 기초모델인 수중날개를 대상으로 고차모드를 고려한 하이브리드 유체구조연성 해석을 적용하여 고차모드 와류기인 진동응답을

도출하였다. 유체구조연성 해석결과를 실험결과와 비교하여 방법론을 검증하였다. 고차모드를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 대하여 와류기인 진동응답을 도출하고 진동특성을 분석하였다. 최종적으로 최대 von Mises 응력을 노르웨이 선급에서 제시한 S-N 선도에 적용하여 와류기인 고차모드 진동응답을 고려한 구조 안전성 평가를 수행하였다.

2. 고차모드 하이브리드 유체구조연성 배경이론

2.1 수중날개 운동방정식

수중날개 구조물의 운동은 굽힘 및 비틀림 거동이 지배적으로 작용하므로 유속환경 수중날개에서 유발되는 굽힘 및 비틀림 거동을 Fig. 1과 같이 표현할 수 있다. 수중날개 구조물의 변형(z)은 굽힘모드 변위(h)와 비틀림모드 각도(θ)를 이용하여 다음과 같이 가정한다.

$$\begin{aligned} \tilde{h}(x,t) &= S_{ff}(x)h(t) \\ \tilde{\theta}(x,t) &= S_{gg}(x)\theta(t) \end{aligned} \quad (1)$$

x 는 날개의 고정단에서 자유단까지 스펜방향 위치, S_{ff} 는 굽힘에 의한 모드형상, S_{gg} 는 비틀림에 의한 모드형상을 의미한다. 모드중첩을 고려하여 식(1)의 굽힘 및 비틀림모드에 의한 변형을 아래의 식(2)와 같이 표현된다.

$$z(x,t) = S_{ff}(x)h(t) + S_{gg}(x)\theta(t) \quad (2)$$

식(2)로부터 도출된 변형(z)은 질량(M_s), 감쇠(C_s), 탄성행렬(K_s)로 구성된 아래의 식(3) 구조방정식에 적용함으로써 외력 F 에 의한 거동을 도출한다.

$$M_s \ddot{z} + C_s \dot{z} + K_s z = F_{CFD} \quad (3)$$

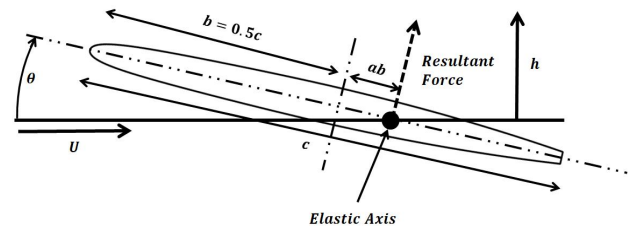


Fig. 1. Bending and twisting motions of hydrofoil.

U 는 유속, b 는 $2/c$, c 는 코드 길이를 의미하고 h , θ 는 각각 날개의 굽힘 및 비틀림 변위를 의미한다.

$$M_s = \mu \begin{bmatrix} S_{ff} & x_\theta S_{fg} \\ x_\theta S_{fg} & r_\theta^2 S_{gg} \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$C_s = \frac{1}{s} \begin{bmatrix} \omega_b \zeta S_{ff} & 0 \\ 0 & r_\theta^2 \omega_l \zeta S_{gg} \end{bmatrix}$$

$$K_s = \begin{bmatrix} \mu \omega_b^2 S_{ff} & 0 \\ 0 & \omega_l^2 I_p S_{gg} \end{bmatrix}$$

식(4)는 질량, 감쇠, 탄성행렬로써 μ , s 는 스패 길이당 질량, 스패의 길이를 의미하고 x_θ , r_θ , I_p 는 EA(Elastic Axis)로부터 CG(Center of Gravity)까지의 거리, 회전반경, 2차 단면 모멘트를 의미한다. ω_b , ω_l 는 공기 중 1차 굽힘모드에 의한 고유진동수, 1차 비틀림모드에 의한 고유진동수를 의미한다. S_{ff} , S_{fg} , S_{gg} 는 모드형상을 스패에 대하여 적분하여 식(5)로 계산된다.

$$S_{ff} = \int_0^s S_{ff}^2 ds \quad (5)$$

$$S_{fg} = \int_0^s S_{ff} S_{gg} ds$$

$$S_{gg} = \int_0^s S_{gg}^2 ds$$

수중날개의 변형행렬은 굽힘 변위와 비틀림 각도를 이용하여 식(6)으로 표현하고 외력행렬 F 는 식(7)과 같이 굽힘, 비틀림 모드형상과 유체력의 곱으로 가정한다.

$$z = \begin{bmatrix} h \\ \theta \end{bmatrix} \quad (6)$$

$$F_{CFD} = \begin{bmatrix} S_{ff} L_{CFD} \\ S_{gg} T_{CFD} \end{bmatrix} \quad (7)$$

2.2 고차모드 하이브리드 유체구조연성 지배방정식

2.1절에서 식(2)은 1차 모드에 대한 모드형상함수를 고려하여 수중날개의 거동을 모사하였다. 고차모드를 고려하여 수중날개의 거동을 모사하기 위해서는 추가적인 모드형상함수가 고려되어야 한다. 따라서, 고차모드 변형행렬은 추가 모드형상함수($S_{ff,i}$, $S_{gg,i}$)를 고려한 수중날개 거동의 합으로 아래 식(8), (9)로 표현된다.

$$z_i(x,t) = \sum_{i=1}^N S_{ff,i}(x) h_i(t) + S_{gg,i}(x) \theta_i(t) \quad (8)$$

$$z_i = \begin{bmatrix} h_i \\ \vdots \\ \theta_i \\ \vdots \end{bmatrix} \quad (9)$$

i 는 i 번째 모드를 의미하며 i 부터 N 번째 모드에서 나타나는 굽힘 및 비틀림의 변위의 합을 이용함으로써 추가적인 모드에서 발생하는 수중날개 거동을 모사하였다.

고차모드에서 유발되는 변형(z_i)을 고려한 구조방정식은 식(10)으로 표현된다. 이때, 질량, 감쇠, 탄성행렬은 고차모드 형상을 고려하여 식(11)로 표현되며 해당 모드 차수(i, j)를 고려하여 $2i \times 2j$ 행렬 형태로 표현된다.

$$M_s \ddot{z}_i + C_s \dot{z}_i + K_s z_i = F_{CFD} \quad (10)$$

$$M_s = \begin{bmatrix} M_{s,11} & M_{s,12} & \cdots \\ M_{s,21} & M_{s,22} & \cdots \\ \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix} \quad C_s = \begin{bmatrix} C_{s,11} & C_{s,12} & \cdots \\ C_{s,21} & C_{s,22} & \cdots \\ \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$K_s = \begin{bmatrix} K_{s,11} & K_{s,12} & \cdots \\ K_{s,21} & K_{s,22} & \cdots \\ \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix}$$

고차모드에서 추가적인 굽힘 및 비틀림모드에 의한 질량, 감쇠, 탄성행렬 도출이 요구된다. 굽힘모드 i 차, 비틀림모드 j 차에 대한 질량, 감쇠, 탄성행렬은 식(12)로 계산된다.

$$M_{s,ij} = \mu \begin{bmatrix} S_{ff,ij} & x_\theta S_{fg,ij} \\ x_\theta S_{fg,ij} & r_\theta^2 S_{gg,ij} \end{bmatrix} \quad (12)$$

$$C_{s,ij} = \frac{1}{s} \begin{bmatrix} \omega_{b,i} \zeta S_{ff,ii} & 0 \\ 0 & r_\theta^2 \omega_{l,j} \zeta S_{gg,ii} \end{bmatrix}$$

$$K_{s,ij} = \begin{bmatrix} \mu \omega_{b,i}^2 S_{ff,ii} & 0 \\ 0 & \omega_{l,j}^2 I_p S_{gg,ii} \end{bmatrix}$$

하이브리드 유체구조연성 해석은 수중날개 단면에 작용하는 외력(F_{CFD})에서 포텐셜 유동에 의한 비점성, 비회전성 성분(F_T)을 제거함으로써 수행한다. 따라서, 하이브리드 유체구조연성기법을 적용한 운동방정식은 식(13)으로 정의된다(Young et al., 2012).

$$[M_s - M_f] \ddot{z}_i + [C_s - C_f] \dot{z}_i + [K_s - K_f] z_i = F_{CFD} - F_T \quad (13)$$

식(11)과 같이 추가적인 굽힘 및 비틀림모드에 의한 유체 질량, 감쇠, 탄성행렬이 요구되며 식(14)와 같이 표현된다.

$$M_f = \begin{bmatrix} M_{f,11} & M_{f,12} & \cdots \\ M_{f,21} & M_{f,22} & \cdots \\ \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix} \quad C_f = \begin{bmatrix} C_{f,11} & C_{f,12} & \cdots \\ C_{f,21} & C_{f,22} & \cdots \\ \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix} \quad (14)$$

$$K_f = \begin{bmatrix} K_{f,11} & K_{f,12} & \cdots \\ K_{f,21} & K_{f,22} & \cdots \\ \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix}$$

굽힘모드 i 차, 비틀림모드 j 차에 대한 유체에 의한 질량, 감쇠, 탄성행렬은 Theodorsen 함수($C(k)$)를 이용한 식(15)로 계산된다. 여기서, $e = 2a+1$, $f = 2a-1$ 로 정의하며 ρ_f 는 유체밀도를 의미한다.

$$M_{f,ij} = \pi\rho_f b^2 \begin{bmatrix} S_{ff,ij} & -abS_{fg,ij} \\ -abS_{fg,ij} & b^2(0.125+a^2)S_{gg,ij} \end{bmatrix} \quad (15)$$

$$C_{f,ij} = \pi\rho_f U \begin{bmatrix} 2bC(k)S_{ff,ij} & b^2(1-fC(k))S_{fg,ij} \\ -b^2eC(k)S_{fg,ij} & 0.5b^3f(eC(k)-)S_{gg,ij} \end{bmatrix}$$

$$K_{f,ij} = \pi\rho_f U^2 \begin{bmatrix} 0 & 2bC(k)S_{fg,ij} \\ 0 & -b^2eC(k)S_{gg,ij} \end{bmatrix}$$

여기서, Theodorsen 함수는 식(16)으로 정의된다.

$$C(k) = \frac{H_1^2(k)}{H_1^2(k) + iH_0^2(k)} \quad (16)$$

유속 U 인 포텐셜 유동장으로부터 얇은 날개 단면에 작용하는 유체력을 수중날개 NACA0009 단면에 작용하는 유체력으로 가정하였으며, 유체력의 양력과 회전력은 식(17), (18)로 도출된다(Theodorsen, 1979).

$$L_T = \pi\rho_f b^2 [-\ddot{h} - U\dot{\theta} + ba\ddot{\theta}] - 2\pi\rho_f UbC(k) [\dot{h} + U\theta + b(0.5-a)\dot{\theta}] \quad (17)$$

$$T_T = \pi\rho_f b^2 [ba\ddot{h} - Ub(0.5-a)\dot{\theta} - b^2(0.125+a^2)\ddot{\theta}] + 2\pi\rho_f Ub^2 C(k)(a+0.5) [\dot{h} + U\theta + b(0.5-a)\dot{\theta}]$$

$$F_T = \begin{bmatrix} L_T \\ T_T \end{bmatrix} \quad (18)$$

$k(=\omega b/U)$ 는 날개 단면에 작용하는 무차원 진동수를 나타내며 $H_0^2(k)$, $H_1^2(k)$ 는 각각 2종 0차, 1차 Hankel 함수를 의미한다.

3. 와류기인 고차모드 진동응답 해석

3.1 와류기인 고차모드 진동응답 해석 절차

와류기인 고차모드 진동응답을 도출하기 위한 해석 절차는 Fig. 2와 같다. 전처리 구조해석을 수행함으로써 질량, 감쇠, 탄성행렬에 필요한 구조 물성치를 도출하고 해석 안정성을 확보하기 위해 비정상상태 조건에서 유동해석을 수행하여 수중날개 주변 유동장을 도출한다. 고차모드 하이브리드 유체구조연성 해석은 초기 유동환경에서 도출된 유체력(F_{CFD}^0)으로 초기 변위(z^0)을 도출하여 유동격자를 수정한다. 이후, 수정된 유동환경에서 유체력 F_{CFD}^{n+1} 을 도출하여 와류기인 고차모드 진동응답을 도출한다. 최종적으로 와류기인 진동에 의한 응력을 도출하는 과정으로 수행된다.

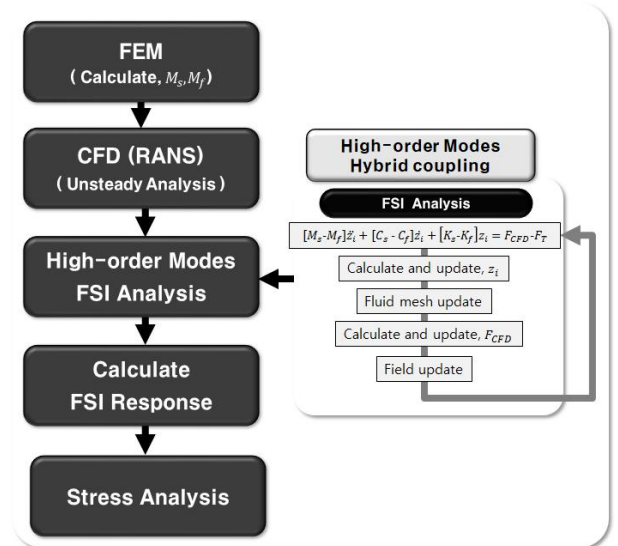


Fig. 2. Procedure for high-order modes hybrid coupling FSI.

3.2 수중날개 전산유체역학 해석

와류기인 구조진동을 도출하기 위해서는 수중날개 후류 와류로부터 발생하는 유체력 도출이 필수적이다. 따라서, 와류를 도출하기 위해 비정상상태 조건에서 전산유체역학 (Computational Fluid Dynamics, CFD) 해석을 수행하였다. 수중날개의 형상은 NACA0009를 사용했으며 해석 조건은 Table 1과 같다. 유동해석은 오픈소스인 OpenFOAM v4.x 환경에서 해석을 수행하였고 RANS(Reynolds Averaged Navier Stokes) 방정식을 지배방정식으로 하였다. 난류모델은 k- ω SST 모델을 사용하였고 속도와 압력의 연성방법은 PIMPLE 알고리즘을 사용하였다.

해석도메인은 Fig. 3과 같이 O-gird 타입으로 생성하였고 해석도메인의 크기는 코드 길이 0.1m의 20배로 설정하여 도

메인 경계에서 유발되는 반류 영향을 무시하였다. 수중날개 경계조건은 wall(no-slip) 조건으로 해석을 수행하였고 와류에 의한 양력, 항력을 도출하기 위해 코드 길이의 500분의 1수준으로 격자를 생성하였으며 $y^+ \approx 1$, $CFL < 1$ 조건을 만족하는 격자를 생성하였다.

Table 1. CFD Analysis conditions

Analysis Conditions	
Solver	pimpleFoam
Flow velocity	6~15 m/s
Angle of attack	0°
Time step	5E-6 sec
Number of mesh	~200,000

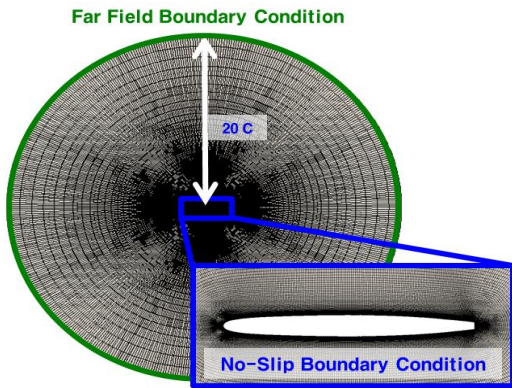
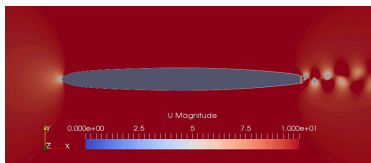
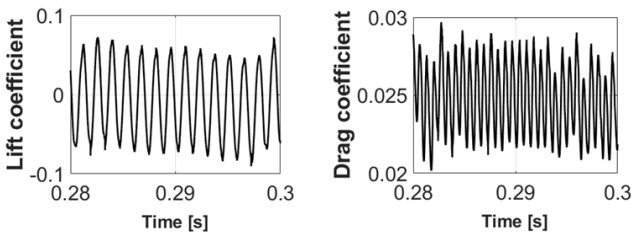


Fig. 3. Boundary condition near NACA0009 surface and O-grid type domain for CFD simulation.



(a) Velocity contour of CFD result.



(b) Lift and drag coefficients of CFD result in time domain.

Fig. 4. Contour plot for velocity magnitude near the NACA0009 and hydrodynamic coefficient at $Re = 1.1 \times 10^6$.

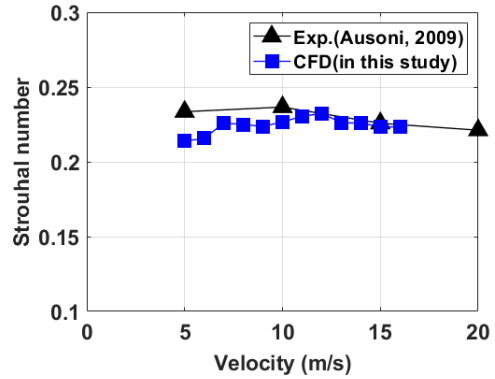


Fig. 5. Strouhal number in a wide range of flow speed from experiment and CFD results.

Table 2. Lift and drag coefficients from experiment and CFD results at $Re = 1.1 \times 10^6$

	experiment	CFD	error (%)
Lift coefficient	0	-0.0036	0.36
Drag coefficient	0.024	0.0246	0.6

특정 유속($Re = 1.1 \times 10^6$)에 대한 해석결과는 Fig. 4와 같다. Fig. 4 (a)는 수중날개 주변 유속에 대한 속도장을 보여준다. 수중날개 후류에서 와류가 주기적으로 박리됨을 확인할 수 있다. 수중날개 후류의 와류 박리는 날개표면에 압력 변동을 유발하므로 양력과 항력의 주기적인 변동을 유발한다. Fig. 4의 (b)는 시간에 대한 양력과 항력계수를 도출한 그래프로써 와류에 의한 양력 및 항력변동을 확인할 수 있다. 최종적으로 항력변동 주기는 양력변동 주기의 2배를 나타내었고, 양력의 변동값을 이용하여 와류박리주파수를 도출하였다(Blevins, 2001).

도출된 와류박리주파수, 양력 및 항력계수를 실험결과와 비교함으로써 유동해석에 대한 검증이 수행하였다. Fig. 5는 유동해석으로부터 도출한 Strouhal 수를 실험결과와 비교한 결과이다(Ausoni, 2009). 실험결과와 비교 시, 유속에 따라 유사한 경향으로 도출되었다. Table 2는 고정된 Reynolds 수 조건에서 양력, 항력계수를 실험결과와 비교한 결과로 양력, 항력계수 모두 1% 미만의 차이로 경향이 일치하였다.

3.3 수중날개 하이브리드 유체구조연성 해석

3.2절에서 도출한 유동해석결과를 초기조건으로 이용하여 유체구조연성 해석을 수행하였다. 유체구조연성 해석에서 사용된 유동해석 조건은 Table 1과 같다. 솔버는 격자의 움직임을 고려하기 위해 pimpleDyFoam으로 바꾸어 해석하였다. 구조해석 조건은 Table 3과 같고 해석에 필요한 구조물

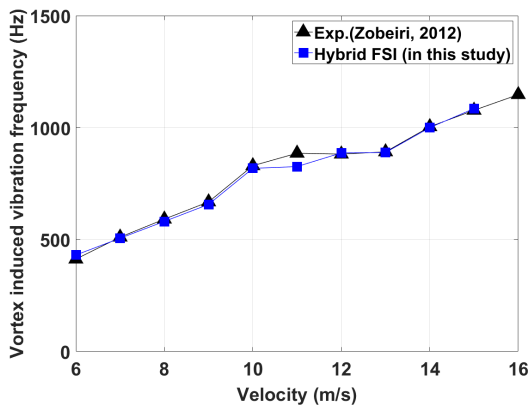
성치($\rho, r_\theta, EA, EI, f_{bending}, f_{twisting}$)는 유한요소법(Finite Element Method, FEM)을 이용하여 도출하였다. 수중날개의 경계조건은 한쪽이 고정된 고정-자유 경계조건을 사용하였고, moving mesh 조건을 사용하였으며 진동 계측은 수중날개 중앙부 끝단으로부터 0.01 m 떨어진 지점에서 계측하였다.

Table 3. FSI Analysis conditions

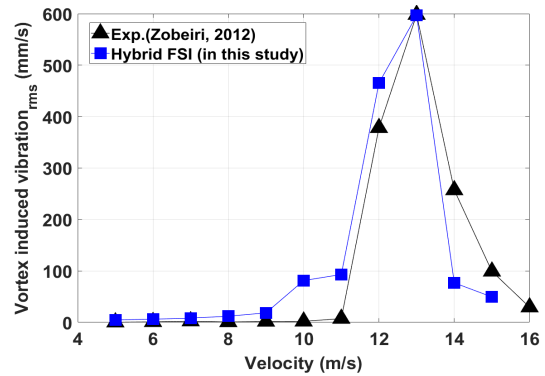
Analysis Conditions	
Solver	pimpleDyFoam
ρ	8000 kg
s	0.15 m
r_θ	0.025949 m
EA	0.0496 m
EI	988.89 Nm ²
$f_{bending}$	319 Hz
$f_{twisting}$	1131 Hz

3.3.1 하이브리드 유체구조연성 해석시스템 검증

하이브리드 유체구조연성 해석결과를 실험결과와 비교하여 해석시스템을 검증하였다. Fig. 6의 (a)는 와류기인 구조진동 주파수를 비교한 그래프이고 (b)는 와류기인 구조진동 진폭을 비교한 그래프이다(Zobeiri, 2012). 먼저, 구조진동 주파수는 유속에 따른 주파수 특성이 유사하게 도출되었다. 또한, 1차 비틀림 모드에서 유속에 따라 구조진동 주파수가 고정되는 락인(Lock-in) 현상의 특성을 잘 모사하였으며 가장 큰 차이는 6% 수준의 차이를 보였다. 구조진동 진폭의 경우에는 락인 구간에서 높은 수준의 피크(peak)가 발생하였고 유속에 따른 경향이 일치하였다.



(a) Vortex induced vibration frequency



(b) Vortex induced vibration amplitude

Fig. 6. Vortex induced vibration frequency and amplitude in a wide range of flow speeds from experiment and FSI results.

3.3.2 수중날개 고차모드 하이브리드 유체구조연성 해석

3.3.1절에서 검증된 하이브리드 유체구조연성 해석시스템에 고차모드를 고려하여 고차모드에 대한 와류기인 진동특성을 도출하였다. 해석 대상물은 낮은 Strouhal 수 조건에서 2차 고유주파수를 포함하기 위해 스펠이 0.6 m인 수중날개(NACA0009)를 사용하였다. 유속은 2차 모드에 의한 진동특성을 도출하기 위해 0.4~1.8 m/s 범위에서 해석하였다.

Fig. 7은 고차모드를 고려하여 와류기인 구조진동 응답을 도출한 결과이고 Fig. 8은 고차모드를 고려하지 않은 해석결과이다. Figs. 7~8에서 붉은 실선은 해석 대상물의 1차, 2차 구조 고유주파수에 해당하며 약 14, 82 Hz로 도출되었다. 검은 실선은 각각의 유속에서 와류기인 구조진동 피크주파수를 나타낸다. 고차모드를 고려한 경우, 1.35~1.45 m/s 구간에서 2차 모드 공진에 의한 락인을 확인할 수 있다(Fig. 7). 고차모드 유체구조연성 해석에서 2차 모드 형상함수를 포함하므로 2차 모드 구조 고유주파수에서 락인이 발생한다.

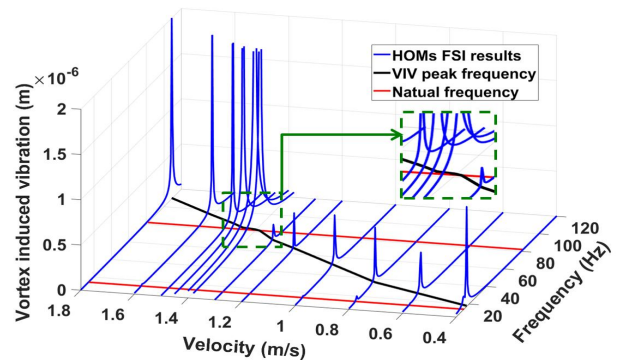


Fig. 7. Vortex induced vibration in a wide range of flow speeds with high-order modes (HOMs) FSI results.

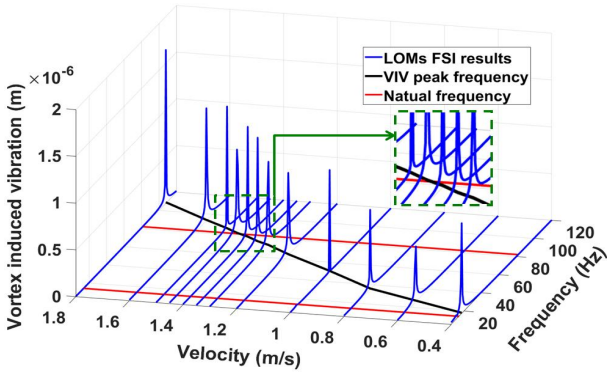


Fig. 8. Vortex induced vibration in a wide range of flow speeds with low-order modes (LOMs) FSI results.

반면, 고차모드를 고려하지 않은 경우, 2차 모드에 의한 공진 및 락인이 발생하지 않고 유속이 증가함에 따라 와류기인 구조진동 주파수가 선형적으로 증가한다. 락인 영역에서 구조진동 응답량이 약 10배 수준의 큰 차이를 보이며 2차 모드에서 유발되는 진동특성을 도출하는 것에 한계가 있음을 확인할 수 있다. 따라서, 고차모드를 고려하여 와류기인 구조진동을 도출해야만 해당 모드에서 발생하는 와류기인 구조진동 응답을 정확히 예측할 수 있다.

3.3.3 수중날개 와류기인 고차모드 진동 응력 해석

와류기인 구조진동으로부터 유발되는 최대 응력을 도출하기 위해 최대응력 발생 지점을 도출했다. Fig. 9는 1차, 2차 모드에서 von Mises 응력분포를 나타낸다. 고정단 근처 ($x/c \approx 0.5, z/s \approx 0.98$)에서 최대 응력이 발생하였으며 해당 지점에서 와류기인 구조진동 응답에 의한 응력을 도출하였다.

Fig. 10은 Figs. 7~8에서 도출한 와류기인 구조진동응답을 구조해석의 경계조건으로 적용하여 최대 von Mises 응력을 도출 및 비교한 결과이다. 2차 모드 고유주파수 근처에서 높은 응력을 보였으며 고차모드를 고려한 경우 최대 응력에서 약 36배 수준으로 높게 도출되었다.

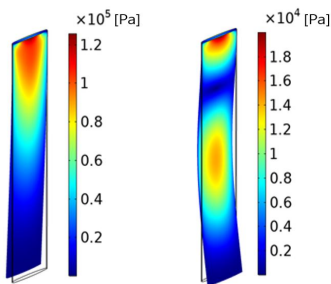


Fig. 9. von Mises stress distributions on NACA0009 hydrofoil for 1st and 2nd modes.

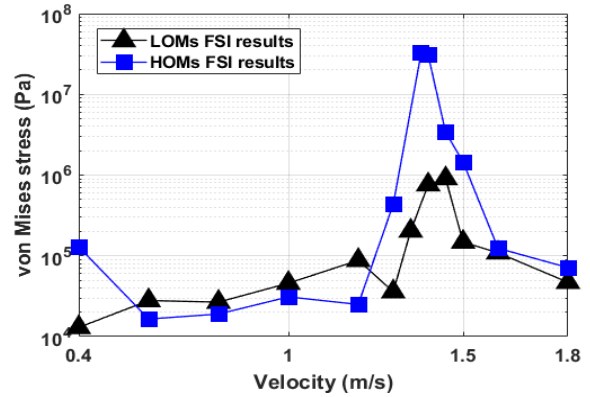


Fig. 10. von Mises stress at near fixed boundary condition ($x/c \approx 0.5, z/s \approx 0.98$) in a wide range of flow speed.

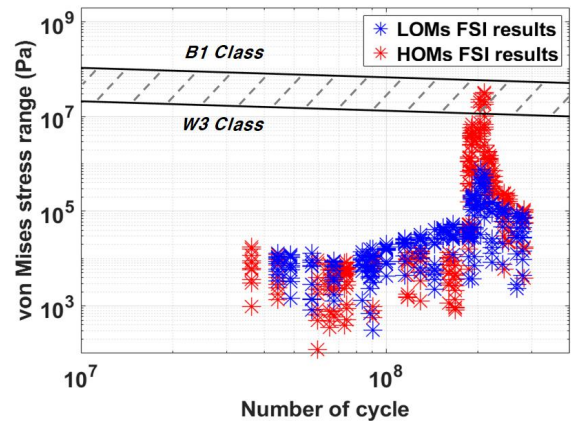


Fig. 11. Application of von Mises stress to S-N curve in seawater with cathodic protection (DNV RP-C203).

Fig. 11은 도출한 von Mises 응력을 해수 중 음극화 보호된 철에 대한 S-N 선도에 적용한 그래프이다. 해당 S-N 커브는 해양구조물의 피로파괴에 대한 기준치로써 핫스팟 응력기반 DNV 30.7 기준보다 더 보수적인 기준을 제시하고 있다 (DNV, 2010). 기준 등급은 B1에서 W3 등급으로 구조의 경계 조건 및 작동 환경에 따라 달라지며 B1에서 W3등급으로 갈수록 더 보수적인 기준을 의미한다. 수중날개의 수명을 6개월로 가정하여 반복하중을 계산하였다. 그 결과, 고차모드를 고려하지 않은 경우 W3 기준치에 미치지 못함으로 피로파괴 가능성이 없다고 판단된다. 하지만 고차모드를 고려하여 응력을 도출한 경우 W3 기준치를 초과하고 B1 기준치에도 근접하며 피로파괴 가능성이 존재한다. 따라서, 수중구조물의 기대 수명을 도출하는 설계 과정에서 고차모드를 고려한 와류기인 진동응답 도출은 상당히 주요한 영향을 미칠 것으로 판단된다.

4. 결론

본 연구에서는 수중날개(NACA0009) 고차모드에서 발생하는 와류기인 구조진동을 도출하기 위해 고차모드를 고려한 하이브리드 유체구조연성 방법론을 제시하고 해석을 수행하였다. 고차모드 유체구조연성 해석에서 필요한 구조 물성치를 구조해석을 통해 도출하고 OpenFOAM을 이용한 비정상상태 조건 유동해석을 통해 수중날개 주변의 초기 유동장을 도출하였다. 와류박리주파수, 양력, 항력계수를 실험결과와 비교함으로써 유동해석에 대한 검증을 수행하였고 와류기인 구조진동 주파수와 진폭을 실험결과와 비교함으로써 유체구조연성 방법론에 대해 검증하였다.

고차모드를 고려하여 와류기인 진동을 도출할 경우 2차 모드 공진에 의한 락인 구간을 도출하였고 고차모드를 고려하지 않은 경우 대비 약 10배 수준의 큰 변위 차이를 보였다. 반면, 고차모드를 고려하지 않은 경우 2차 모드에 의한 진동특성을 도출하는 것에 한계점을 보였다. 최대 von Mises 응력을 도출하고 노르웨이 선급에서 제시한 S-N 선도에 적용하여 구조 안전성 평가를 수행하였다. 그 결과, 고차모드를 고려한 경우 약 36배 높은 응력을 나타내며 피로파괴 가능성을 확인하였다. 2차 모드에 의한 진동특성을 잘 반영함으로써 고차모드 유체구조연성 해석기법의 효용성을 확인하였다.

향후에는 다양한 수중구조물에 대한 적용을 위해 고정-자유 경계조건의 확장 연구가 필요하고 수중날개 형상에 대한 확장 연구가 필요하다. 또한, 와류기인 진동응답 저감 방안에 대한 연구도 함께 병행된다면 와류기인 진동 저감 분야에 크게 기여할 수 있을 것으로 기대된다.

후 기

이 연구는 전남대학교 학술연구비(과제번호:2020-3837) 지원을 받아 수행하였습니다.

References

[1] Ausoni, P.(2009), Turbulent Vortex Shedding from a Blunt Trailing Edge Hydrofoil, EPFL, PhD. Thesis, pp. 120.
 [2] Blevins, R. D.(2001), Flow-induced vibration, 2nd edition. Florida, USA: Krieger Publishing.
 [3] Chae, E. J., Akcabay, D. T., Lelong, A., Astolfi, J. A., and Young, Y. L.(2016), Numerical and Experimental Investigation of Natural Flow-Induced Vibrations of Flexible

Hydrofoils, Physics of Fluids, 28(7), 075102.
 [4] Di Domenico, N., Groth, C. and Wade, A.(2018), Fluid structure interaction analysis: vortex shedding induced vibrations, Procedia Structural Integrity, 8, pp.422-432.
 [5] DNV(2010), Fatigue Design of Offshore Steel Structures Recommended practice DNV-RP-C203.
 [6] Govardhan, R. and Williamson, C. H. K.(1997), Vortex-induced motions of a tethered sphere, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 69-71. pp. 375-385.
 [7] Jauvtis, N., Govardhan, R. and Williamson, C. H. K.(2001) Multiple Modes of Vortex-induced Vibration of a sphere, Journal of Fluids and Structures, 15(3,4), pp. 555-563.
 [8] Jhingran, V. and Vandiver, J. K.(2007), Incorporating the higher harmonics in VIV fatigue predictions. In: International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, pp. 891-899.
 [9] Lee, A. H., Campbell, R. L., Craven, B. A., and Hambric, S. A.(2017), Fluid-Structure Interaction Simulation of Vortex-Induced Vibration of a Flexible Hydrofoil, ASME. Journal of Vibration and Acoustics, 139(4), 041001.
 [10] Theodorsen, T.(1979), General Theory of Aerodynamic Instability and the Mechanism of Flutter, Washington, DC, USA: National Advisory Committee for Aeronautics, Report 496.
 [11] Vandiver, J. K., Swithenbank, S. B., Jaiswal, V. and Jhingran, V.(2006), Fatigue Damage from High Mode Number Vortex-Induced Vibration, ASME, Offshore Mechanics and Arctic Engineering, pp. 9240.
 [12] Young, Y. L., Chae, E. J. and Akcabay, D. T.(2012), Hybrid algorithm for modeling of fluid-structure interaction in incompressible, viscous flows, Acta Mechanica Sinica, 28(4), pp. 1030-1041.
 [13] Zobeiri, A.(2012), Effect of Hydrofoil Trailing Edge Geometry on the Wake Dynamics, EPFL, PhD. Thesis, p. 56, p. 82.

Received : 2022. 01. 28.

Revised : 2022. 03. 02.

Accepted : 2022. 04. 27.