

1225-0767(ISSN Print)
2287-6715(ISSN Online)
한국연구재단 등재학술지

한국해양공학회지

제31권 제3호 (통권 제136호)

2017년 6월

Journal of Ocean Engineering
and Technology



Vol. 31, No. 3 (Serial Number 136)
June 2017

사단법인 한국해양공학회

The Korean Society of Ocean Engineers

<http://www.joet.org>

한국해양공학회 Journal of Ocean Engineering and Technology

편집위원회

위원장
김윤해 한국해양대학교

편집이사
정준모 인하대학교
최윤락 울산대학교
허동수 경상대학교

편집위원
김국현 동명대학교
김영훈 경남대학교
김진환 카이스트
나원배 부경대학교
문경만 한국해양대학교
박종천 부산대학교
송창용 목포대학교
신성원 한양대학교
엄원석 연세대학교
윤현규 창원대학교
이중현 제주대학교
이탁기 경상대학교
정동호 한국해양과학기술원
최형식 한국해양대학교
하태민 강원대학교

국제자문 편집위원
Ahmet Ergin, Istanbul Technical University
Atilla Incecik, University of Strathclyde
Moo Hyun Kim, Texas A&M University
Sime Malenica, Bureau Veritas
Takao Hanabusa, The University of Tokushima

연구윤리위원회

위원장
서성부 동의대학교

운영분과 및 심의 교육·분과 위원
윤현규 창원대학교
조일형 제주대학교

학회 임원

학회장
조효제 한국해양대학교

부회장
하문근 삼성중공업
김용수 대우조선해양
김선진 부경대학교
윤중성 인제대학교
정대연 대영엔지니어링
김병권 스틸플라워

Editorial Boards

Editor-in-Chief
Yun Hae Kim, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Manuscript Editors
Joonmo Choung, Inha University, Korea
Yoon Rak Choi, University of Ulsan, Korea
Dong-Soo Hur, Gyeongsang National University, Korea

Editorial Board Members
Kookhyun Kim, Tongmyong University, Korea
Younghun Kim, Kyungnam University, Korea
Jinwhan Kim, KAIST, Korea
Won Bae Na, Pukyong National University, Korea
Kyung-Man Moon, Korea Maritime and Ocean University, Korea
Jong Chun Park, Pusan National University, Korea
Chang Yong Song, Mokpo National University, Korea
Sungwon Shin, Hanyang University, Korea
Won Suk Ohm, Yonsei University, Korea
Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea
Chong Hyun Lee, Jeju National University, Korea
Tak Kee Lee, Gyeongsang National University, Korea
Dongho Jung, KRISO, Korea
Hyeungsik Choi, Korea Maritime and Ocean University, Korea
Taemin Ha, Kangwon National University, Korea

International Advisory Editorial Board Members
Ahmet Ergin, Istanbul Technical University, Turkey
Atilla Incecik, University of Strathclyde, UK
Moo Hyun Kim, Texas A&M University, USA
Sime Malenica, Bureau Veritas, France
Takao Hanabusa, The University of Tokushima, Japan

Research and Ethics Boards

Chief
Sung-Bu Suh, Dongeui University, Korea

Management and Deliberative and Education Department
Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea
Il-Hyoung Cho, Jeju National University, Korea

Officers of The Korean Society of Ocean Engineers

President
Hyo-Jae Jo, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Vice President
Mun-Keum Ha, Samsung Heavy Industries, Korea
Yong-Soo Kim, DSME, Korea
Seon-Jin Kim, Pukyong National University, Korea
Jong-Sung Yoon, Inje University, Korea
Dae-Yeon Chung, DY Engineering, Korea
Byeongkwon Kim, Steel Flower, Korea

About Journal of Ocean Engineering and Technology

“Journal of Ocean Engineering and Technology” is the official journal in Korean by “The Korean Society of Ocean Engineers”. The ISO abbreviation is “J. Ocean Eng. Technol.” and acronym is “JOET”. It was launched in 1987. It contains original research articles, case reports, brief communications and reviews on technical issues. It is published bimonthly in February, April, June, August, October, and December each year. Supplement numbers are published at times. All of the manuscripts are peer-reviewed.

AIMS and SCOPE

Journal of Ocean Engineering and Technology (JOET) is published bimonthly in February, April, June, August, October, and December each year. It provides original research articles, case reports, brief communications and reviews on technical issues for engineers and researchers who are working in the field of offshore engineering; naval architecture; marine structural mechanics; safety and reliability; materials; pipelines and risers; polar and arctic engineering; computational fluid dynamics and vortex induced vibrations; port and waterfront design and engineering; linear and nonlinear wave mechanics; hydrodynamics; fluid-structure interaction; cable, mooring, buoy technology; underwater technology; geotechnology; foundation engineering; ocean mining; coastal engineering; marine renewable energy; aquacultural engineering; instrumentation, and full-scale measurements; model tests; satellite observations; marine environmental engineering; stochastic processes; hydroelasticity, subsea engineering; fluid mechanics; ocean acoustics, oceanographical engineering; computational methods/numerical analysis; shore protection; beach nourishment; sediment transport; risk and limit state design and assessment; ship maneuvering; buoyancy and stability (static and dynamic); seakeeping and control systems; and ship resistance and propulsion. Conference papers, research papers, diploma papers and academic articles can be submitted. All of the manuscripts are peer-reviewed.

GENERAL INFORMATION

Full text is freely available from <http://www.joet.org> and <http://www.ksoe.or.kr> without logging. This journal was supported by the Korean Federation of Science and Technology Societies(KOFST) grant funded by the Korea government(MOSF&MSIP). Total or a part of the articles in this journal are abstracted in NRF (National Research Foundation Fund of Korea), Google Scholar, and KCI (Korean Citation Index).

Manuscript should be submitted via the online manuscript website <http://www.joet.org> Other correspondences can be sent via an email to the Editor in Chief, Prof. Yun-Hae Kim, Division of Marine Equipment Engineering, Korea Maritime and Ocean University, 1 Dongsam-dong, Youngdo-ku, Busan 49112, Korea (Tel: +82 51 410 4355, Fax: +82 51 410 4350, e-mail: yunheak@kmou.ac.kr).

Correspondence concerning business matters should be addressed to Secretary-Treasurer of KSOE, Heejin Lee, President O/T room No.1302, 13, Jungang-daero 180beon-gil, Dong-gu (48821), Busan, Korea (Tel: +82 51 759 0656, Fax: +82 51 759 0657, e-mail: ksoehj@ksoe.or.kr).

A subscription to the journal can be obtained by sending your order to or e-mailing to Secretary-Treasurer of KSOE. The annual charge for subscription is 100,000KRW or equivalent.

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.

© 2017 by The Korean Society of Ocean Engineers (KSOE) / ISSN(print) 1225-0767 / ISSN(online) 2287-6715

© It is identical to Creative Commons Non-Commercial Licenses.

This paper meets the requirements of KS X ISO 9706, ISO 9706-1994, and ANSI/NISO Z39.48-1992 (Permanence of Paper)

Printed on June 30, 2017 by Hanrimwon Co., Ltd., Seoul, Korea.

한국해양공학회지

Journal of Ocean Engineering and Technology

목 차

제31권 제3호 (통권 제136호)

2017년 6월

<학술논문>

CFD를 이용한 KRISO 추진효율 향상 장치(K-duct)의 성능 해석 서성부	183
B-Spline 고차 경계요소법을 이용한 3차원 수중익의 날개 끝 와류유동 수치해석 김지혜 · 안병권 · 김건도 · 이창섭	189
파랑 중 실린더형 구조물의 동적 안정성에 대한 연구 장민석 · 조효제 · 황재혁 · 김재희 · 이병성 · 박충환	196
부유식 수직축 풍력발전 시스템의 운동특성 및 계류특성에 대한 연구 장민석 · 조효제 · 황재혁 · 김재희 · 김현우	202
안벽 앞에 부분 잠긴 진자판에 의한 파랑에너지 추출 조일형 · 이혜빈 · 배운혁	208
해저지반 성질과 매설깊이 변화에 따른 해저파이프의 충돌 특성 신문범 · 서영교	219
연약 점토와 사질토에 묻힌 파이프라인의 극한 인발저항력 산정 권대현 · 서영교	227
낙하체 충돌을 고려한 심해저 매니폴드 보호 구조물 설계 우선홍 · 이강수 · 정준모	233
LNG운반선 방열시스템에 적용되는 적층형 플라이우드의 극저온 기계적 특성 분석 김정현 · 박두환 · 최성웅 · 이제명	241
수돗물의 전기분해에 의해서 생성된 알칼리수의 pH가 SS 400강의 부식특성에 미치는 영향 문경만 · 류해전 · 김윤해 · 정재현 · 백태실	248

<오류 및 정정>

유체-구조 상호 간섭을 고려한 쇄기 슬래밍에 대한 실험적 연구 안강수 · 권순홍	256
---	-----

한국해양공학회지
Journal of Ocean Engineering and Technology

CONTENTS

Volume 31, Number 3

June, 2017

<Original Research Articles>

- CFD Analysis of Performance of KRISO Devices (K-DUCT) for Propulsion Efficiency Improvement
Sung-Bu Suh 183
- Numerical Analysis of Tip Vortex Flow of Three-dimensional Hydrofoil using B-Spline Higher-order
Boundary Element Method
Ji-Hye Kim, Byoung-Kwon Ahn, Gun-Do Kim and Chang-Sup Lee 189
- Study on Dynamic Stability of Cylindrical Structure in Waves
Min-Suk Jang, Hyo-Jae Jo, Jae-Hyuk Hwang, Jae-Heui Kim, Byeong-Seong Lee and Chung-Hwan Park ... 196
- Study on Motion and Mooring Characteristics of Floating Vertical Axis Wind Turbine System
Min-Suk Jang, Hyo-Jae Jo, Jae-Hyuk Hwang, Jae-Heui Kim and Hyen-Woo Kim 202
- Wave Energy Extraction using Partially Submerged Pendulum Plate with Quay Wall
Il-Hyoung Cho, Hyebin Lee and Yoon Hyeok Bae 208
- Impact Characteristics of Subsea Pipeline Considering Seabed Properties and Burial Depth
Mun-Beom Shin and Young-kyo Seo 219
- Numerical Analysis of Peak Uplift Resistance of Buried Pipeline in Sand and Soft Clay
Dae-Hean Kwon and Young-Kyo Seo 227
- Design of Subsea Manifold Protective Structure against Dropped Object Impacts
Sun-Hong Woo, Kangsu Lee and Joonmo Choung 233
- Cryogenic Mechanical Characteristics of Laminated Plywood for LNG Carrier Insulation System
Jeong-Hyeon Kim, Doo-Hwan Park, Sung-Woong Choi and Jae-Myung Lee 241
- Effect on Corrosion Characteristics of SS 400 Steel by Alkali Water pH from Electrolysis of City Water
Kyung-Man Moon, Hae-Jeon Ryoo, Yun-Hae Kim, Jae-Hyun Jeong and Tae-Sil Baek 248
- <Erratum>**
- Experimental Study on Wedge Slamming Considering Water Fluid-Structure Interaction
Kang-Su Ahn and Sun-Hong Kwon 256

CFD Analysis of Performance of KRISO Devices (K-DUCT) for Propulsion Efficiency Improvement

Sung-Bu Suh*

*Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Dong-Eui University, Busan, Korea

CFD를 이용한 KRISO 추진효율 향상 장치(K-duct)의 성능 해석

서성부*

*동의대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Energy saving device 에너지 절감 장치, CFD 전산유체역학, RANS method RANS기법, Propulsion efficiency 추진효율, Self-propulsion 자항, K-duct KRISO 추진효율 향상 장치

ABSTRACT: This paper provides numerical results for the estimation of the efficiency of KRISO energy saving devices in the design stage. A finite volume method is used to solve Reynolds averaged Navier-Stokes (RANS) equations, where the SST $k-\omega$ model is selected for turbulence closure. The propeller rotating motion is determined using a rigid body motion (RBM) scheme, which is called a sliding mesh technique. The numerical analysis focuses on predicting the power reduction by the designed KRISO devices (K-DUCT) under a self-propulsion condition. The present numerical results show good agreement with the available experimental data. Finally, it is concluded that CFD can be a useful method, along with model tests, for assessing the performance of energy saving devices for propulsion efficiency improvement.

1. 서 론

최근 국제해사기구(IMO, 2011)의 에너지효율 설계지수(Energy efficiency design index, EEDI)가 적용되면서 신조 및 기존 운항 선박의 추진효율 향상에 대한 핵심기술 개발이 활발하게 진행되고 있다. 일반적으로 저항 및 추진 성능이 향상되도록 선형과 프로펠러의 형상 최적화가 문제 해결의 주된 일환이지만 에너지절감장치(Energy saving device, ESD)를 부착하여 효율을 향상시키는 많은 방안들이 연구되고 실제 선박에 적용되고 있다. 다양한 장치들이 개발되고 있지만, 일반적으로 덕트 형태 및 전류고정날개(Pre-swirl stator)가 성공적으로 실선에 적용되고 있다. 덕트 장치에 대한 이해는 Celik(2007)과 Mewis and Guiard(2011)의 연구결과를 참고할 수 있다. 최근에는 덕트 장치와 전류고정날개를 함께 접목한 형태의 복합형 에너지 절감 장치가 실선에 적용되는 추세이며 관련된 연구결과들을 Dang et al.(2011), Shin et al.(2013), Lee et al.(2015) 그리고 Cho et al.(2016)의 문헌에서 찾아볼 수 있다. 이러한 형태의 추진효율 향상 장치는 프로펠러 유입유동의 유속 분포 및 프로펠러에 대한 유동의 입사각을 개선시킬 수 있다. 그 결과, 프로펠러의 추진효율은 물론 프로펠러

에 의한 진동과 소음 그리고 캐비테이션 성능향상을 함께 기대할 수 있다. 최근 선박해양플랜트 연구소(Korea research institute of ships & ocean engineering, KRISO)도 덕트 장치와 핀(Pre-swirl stator) 장치를 함께 접목한 형태의 복합형 추진효율 향상 장치인 K-duct를 개발하고, KVLCC2 선형에 부착한 연구를 수행하였다.

본 논문은 K-duct를 Supramax급 선형에 적용하여, 유체역학적으로 최적의 추진효율 향상을 얻을 수 있는 형상을 찾기 위하여 수행한 CFD(Computational fluid dynamics) 수치해석 결과를 소개하고 있다. 수치해석은 모형 크기인 K-duct의 설계변수 변화에 따른 저항 및 자항성능을 해석하고 전달마력의 절감을 추정하였다. 수치해석 결과는 KRISO에서 수행된 모형시험 결과와 비교하고 검증하였다.

2. 수치 해석 기법

2.1 지배방정식

KRISO 추진효율 향상 장치 K-duct의 유체역학적 성능해석에 범용소프트웨어 STAR-CCM+를 활용한 Park(2015)의 수치 해석 기법을 사용하였다. 유동의 지배방정식은 비압축성 연속방정

Received 7 April 2017, revised 18 April 2017, accepted 20 April 2017

Corresponding author Sung-Bu Suh: +82-051-890-2591, sbsuh@deu.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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.

식(Continuity equation)과 RANS방정식(Reynolds averaged navier-stokes equations)의 적분방정식 형태로 다음과 같이 각각 표시할 수 있다.

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho d\Omega + \int_S \rho u_i n_i dS = 0 \quad (1)$$

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho u_i d\Omega + \int_S \rho u_i u_j n_j dS = \int_S (\tau_{ij} n_j - p n_i) dS + \int_{\Omega} \rho b_i d\Omega \quad (2)$$

여기서, τ_{ij} 는 점성과 난류에 의한 유효응력이며 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$\tau_{ij} = \mu_e \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \rho \frac{2}{3} \delta_{ij} k \quad (3)$$

상기 식들에서 Ω 는 면 S 의 경계를 가지는 검사체적(Control volume)이며, n_i 는 단위 법선벡터를 나타낸다. ρ 는 유체밀도이며, u_i 는 각 좌표축 방향의 유체 속도 성분을 나타낸다. p 는 압력을 나타내며, b_i 는 각 좌표 축 x_i 방향의 단위 질량당 체적력을 나타낸다. 식 (3)에서 δ_{ij} 는 Kronecker's delta를 나타내고, k 는 난류의 운동에너지 그리고 μ_e 는 난류 와점성계수(Turbulent eddy viscosity) μ_t 와 유체의 동력학적 점성계수 μ 를 합한 유효점성계수를 나타낸다.

지배방정식의 해는 시간적분 및 공간에 대해 2차 정확도의 이산화기법을 사용하는 유한체적법(Finite volume method, FVM)으로 구한다(CD-adapco, 2015). 비압축성 유동 해석 시 요구되는 속도-압력을 연성하는 방법으로 SIMPLE(Semi-implicit method for pressure-linked equation)방법을 이용하였다. 수치해석에서 프로펠러의 비정상 회전운동은 STAR-CCM+의 RBM(Rigid body motion) 기법의 일명 Sliding mesh라 불리는 방법으로 구현하였다.

2.2 난류모형

유동은 완전히 발달된 난류로 가정하고 있으며, 해석을 위해 역압력 구배가 존재하는 경우 및 회전하는 프로펠러 주위 유동해석에서 정도가 높은, 점성저층(Viscous sub-layer) 영역에서 $k-\omega$ 모형을 적용하고 그 외 영역은 $k-\epsilon$ 모형을 결합하는 SST (Shear stress transport) $k-\omega$ 난류모델(Menter, 1994)을 사용하였다. 벽면에 대한 경계조건 처리법으로 STAT-CCM+에서 제공하는 방법 중에서 벽면에서 첫 번째 격자점까지의 무차원 거리, $y^+ \rightarrow 0$ 인 경우 low y^+ 경계조건식으로 처리하고 격자에 의한 $y^+ > 30$ 인 경우 High y^+ 경계조건식으로 스위치 처리하는 방법을 도입하였다.

3. 수치 해석 결과 및 고찰

3.1 대상 선형 및 프로펠러

대상 선형은 실선 길이 196m Supramax 선박으로 예인수조 모형시험을 위해 제작한 모형과 주요 제원에 대한 정보는 Fig. 1과 Table 1에 각각 나타내고 있다. 축척비는 24이고 모형선의 길이는 8.1667m이다. 형상의 특성으로는 파랑중 부가저항 감소

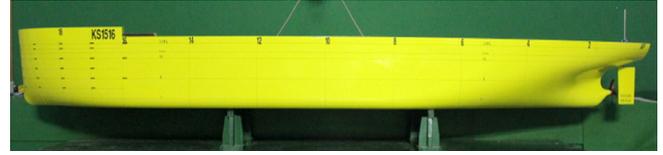


Fig. 1 Supramax model

Table 1 Principal dimensions of Supramax ship

Designation	Ship	Model
Scale ratio		24
Draft, Moulded	11.200	0.4667
Length between per.	196.000	8.1667
Breadth, Moulded	36.000	1.5000
Depth, Moulded	18.450	0.7688
Length of waterline	200.000	8.3333
Wetted surface area	9843.0	17.0885
Displacement volume	64895.0	4.6943
Block coef.		0.821

Table 2 Principal dimensions of propeller

Propeller particulars	Dimension
Number of blades	4
Propeller diameter	6.000m
Pitch/Dia at 0.7 r	0.722
Chord length at 0.7 r	1.625
Blade thickness 0.7 r	0.087
Rn(model) at 0.7 r	5.67e+5
Expanded area ratio	0.491
Section type	NACA66

를 목적으로 선수 벌브를 가지고 있지 않다. 대상 프로펠러의 주요 제원은 Table 2에 나타내었다. NACA66 단면을 기반으로 4개의 날개를 가지고 있으며 직경은 6m이다. Reynolds수(Rn)는 모형선에 장착될 직경 0.25m인 KRISO KP893 모형 프로펠러 기준이다.

3.2 K-duct 해석조건

KRISO의 K-duct 기본형상은 덕트와 Pre-swirl stator 기능을 하는 3개의 핀들의 조합으로 구성되며, 선수 축 방향으로 바라볼 때, 선미 블록에 장착된 모습을 Fig. 2에 나타내었다.

본 연구의 대상선인 Supramax 선형에 대한 최적 효율의 K-duct형상을 찾기 위하여, Table 3에 설명한 조건들의 변화에 따른 해석을 각각 수행하였다. 먼저, 덕트의 코드(Chord) 길이가 짧은 형상을 KDUCT1, 긴 코드 길이를 가지는 경우 KDUCT2라고 명명하였다. 해석 조건은 덕트의 코드 길이 외, 주로 선체 수선면(Water plane) 방향 핀 단면이 선체 종단면(Buttock plane) 방향과 이루는 받음각 크기를 나타내는 핀들의 각도 변화이다. KDUCT1의 경우 핀들의 위치별 받음각 크기를 $\alpha=10^\circ$, $\beta=12^\circ$, $\gamma=10^\circ$ 조건(Case0)으로 고정하고, KDUCT2의 경우 KDUCT1의 핀 위치별 받음각 크기를 5가지 조합(Case1~ Case5)으로 변화시켜 검토하였다.

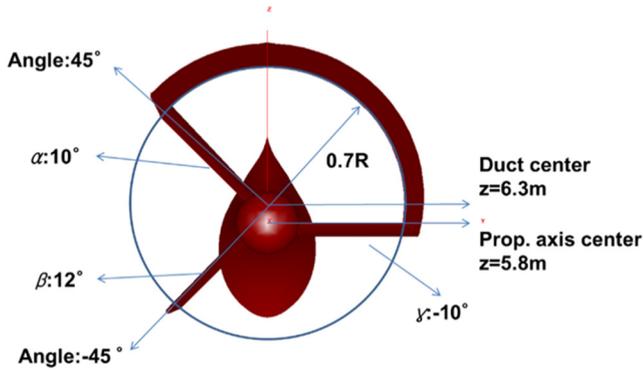


Fig. 2 Geometrical definition of K-duct

Table 3 Test cases for K-duct numerical simulation

Cases	Name	α , Upper fin (portside)	β , Lower fin (portside)	γ , Center fin (starboard)
Case0	KDUCT1	10	12	-10
Case1		10	12	-10
Case2		8	12	-8
Case3	KDUCT2	8	14	-8
Case4		10	10	-10
Case5		10	14	-10

3.3 수치격자

Fig. 3은 (a) KDUCT1 및 (b) KDUCT2를 부착한 선미와 프로펠러 표면에 생성한 격자 분포를 각각 비교하고 있다. K-duct 장치로 인한 격자의 증가 외, 선체와 프로펠러의 격자수 및 그 분포는 모두 동일하게 유지하였다. 회전하는 프로펠러 영역은 계산의 정도 향상을 위하여 Polyhedral 격자로 구성되고, 그 밖의 유동장은 Trimmer 격자로 구성되었다. 여기서, 벽면 근방은 경계층 해석을 위해 Prism layer 격자를 두었다.

Fig. 4는 선체 주위와 특별히 K-duct 장치가 부착된 영역에서의 공간격자의 분포를 보여주고 있다. 프로펠러와 K-duct 장치 주위 그리고 프로펠러 후류영역은 주변 격자보다 더 조밀하게 작성하였다. 선체와 프로펠러 그리고 K-duct 장치의 표면 모두, 벽에서 첫 번째 격자까지 무차원 거리 $y^+ < 1$ 의 값이 유지되도록 하였다.

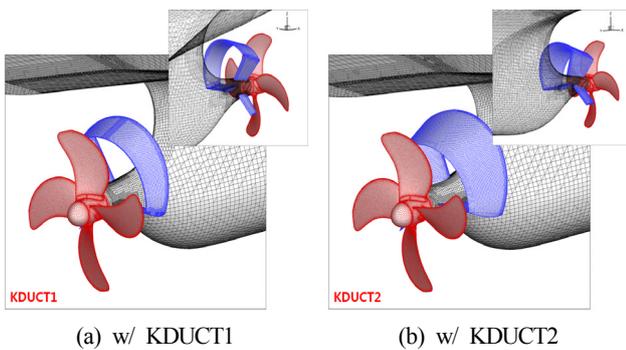


Fig. 3 Surface grid distribution on the stern with K-duct and propeller

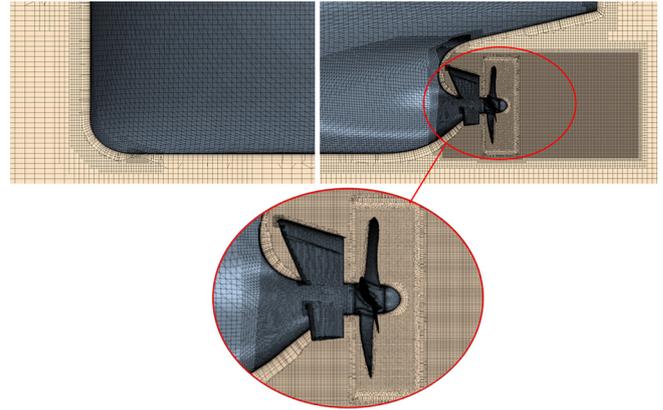


Fig. 4 Surface and field grid distribution around the hull and the propeller for self propulsion test

3.4 프로펠러 단독성능 검증

먼저, 본 연구의 대상 모형선에 장착되는 KP893 프로펠러의 단독성능을 검토하였다. 격자계 구성은 회전하는 프로펠러 영역은 Polyhedral 격자로, 그 밖의 유동장은 Trimmer 격자로 하였다. 수치격자의 수는 총 3.6백만 및 6.1백만 개를 가지도록 작성하여 해석하였다.

Fig. 5는 KRISO 선형시험수조에서 측정한 프로펠러 추력계수 (K_T), 토크계수($10K_Q$) 및 단독효율(η_o)과 본 연구의 수치해석 결과를 비교하고 있다. 그림에서 수치격자 수의 변화에 의한 해석 결과 차이는 크지 않음을 볼 수 있다. 또한 수치해석을 수행한 전진비 (Advance ratio) J 구간에서 추력과 토크 값은 모형시험을 통해 측정한 값들과 비교적 좋은 일치를 보여주고 있다. 그러나 추력과 토크 값으로부터 구한 단독효율의 경우 높은 J 구간에서 약간의 차이를 보여주고 있는데, 이는 프로펠러 하중조건이 상대적으로 낮은, 높은 J 에서의 추력 계산 값이 모형시험과 보이는 차이로 인한 결과로 추정된다.

3.5 저항 및 자항성능

Table 4는 프로펠러가 부착되지 않은 나선(Bare hull) 조건에서, K-duct를 부착하지 않은 상태(w/o K-duct)를 KDUCT1을 부착한 상태(Case0)와 KDUCT2를 부착한 상태(Case1~Case5)들에 대하여 계산한 저항을 비교하고 있다. 저항계수(CT)는 나선의 침수표면적을

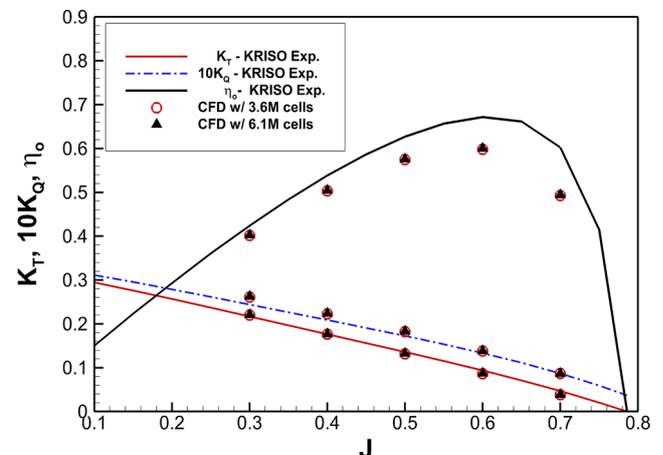


Fig. 5 Comparison of POW characteristics by the experimental and computational method

기준으로 무차원화 값으로 이후 동일하게 적용하였다. 수치해석 조건은 모형 설계 선속 1.523m/s(실선 14.5kts)이며, Reynolds수는 1.0445×10^6 이고 Froude수는 0.168이다. 수치해석은 타(Rudder)가 없는 조건에서 수행하고, 선체의 자세변화 및 자유수면의 영향을 배제한 이중모형(Double-body) 유동으로 가정하였다. 이러한 가정은 대상 선의 설계 선속이 비교적 낮아 자유수면의 영향 및 선체의 자세변화가 K-duct 장치의 유체역학적 성능에 미치는 영향은 크지 않을 것이라는 판단에서 결정하였다. 또한, 나선 상태에 대비된 K-duct 장치가 부착된 상태의 상대적(정성적) 추진효율 차이(전달마력 감소 효과)를 확인하는 것만으로도 이 장치의 성능을 검증하는데 충분한 것으로 판단하였다. 나선 상태 대비 K-duct 장치의 영향으로 인한 저항의 증가는 모두 약 1% 미만으로 나타났다. 덕트의 코드길이가 작은 KDUCT1 부착의 경우(Case0) 저항 증가분이 0.30%로 가장 낮으며, 코드길이가 긴 그 외의 KDUCT2 들의 부착 조건(Case1~Case5)에서는 대체로 약 0.7%~0.9%의 저항증가 특성을 보여주고 있다.

자항성능 수치해석은 자항점을 얻기 위해 세 가지 프로펠러 회전수를 적용하여 수행하고, 자항점을 사이에 두는 두 회전수에서의 추력 및 토크 값들을 이용한 선형 내삽(Linear interpolation)으로 최종 자항점을 결정하였다.

Table 4 Computed C_T increase without the propeller

Case	Resistance [N]	$C_T \times 10^3$	C_T increase [%]
w/o K-duct	70.766	3.573	-
Case0	70.985	3.584	0.30
Case1	71.318	3.601	0.78
Case2	71.258	3.598	0.69
Case3	71.274	3.599	0.72
Case4	71.396	3.605	0.89
Case5	71.344	3.602	0.81

Table 5 Computed DHP reduction with propeller

Case	$C_T \times 10^3$	K_T	$10K_Q$	rps	DHP [W]	DHP reduction [%]
w/o K-duct	3.992	0.1549	0.2080	8.776	86.187	-
Case0	3.950	0.1631	0.2139	8.485	80.112	7.04
Case1	3.996	0.1690	0.2184	8.386	78.964	8.38
Case2	3.991	0.1674	0.2166	8.415	79.169	8.14
Case3	3.989	0.1676	0.2168	8.415	79.199	8.10
Case4	3.992	0.1688	0.2182	8.388	78.964	8.38
Case5	3.998	0.1693	0.2186	8.389	79.123	8.19

Table 6 Measured DHP reduction with propeller

Case	$C_T \times 10^3$	K_T	$10K_Q$	rps	DHP [W]	DHP reduction [%]
w/o K-duct	3.998	0.1853	0.2142	9.05	97.35	-
Case1	3.960	0.2035	0.2271	8.68	91.08	6.44
Case2	3.942	0.2019	0.2262	8.70	91.34	6.17
Case3	3.968	0.2013	0.2252	8.73	91.88	5.61

Table 5는 설계 선속 1.523m/s에서 K-duct를 부착하지 않은 경우(w/o K-duct)를 KDUCT1 부착 경우(Case0)와 KDUCT2 부착 경우(Case1~Case5) 들의 최종 자항점에서 저항, 추력 및 토크 계수와 프로펠러 회전수(rps) 및 전달마력(Delivered horse power, DHP)을 비교하고 있다. DHP는 토크일치법으로 추정된 값이고, K-duct 장치 부착에 의한 마력 감소(DHP reduction) 비율은 약 7.0%~8.4%의 범위를 보여주고 있다. K-duct 장치의 형상변화에 대한 해석 조건 별로 마력절감을 비교했을 때, 우선 KDUCT1 대비 덕트의 코드길이가 긴 KDUCT2의 모든 경우(Case1~Case5)에서 유리한 것을 볼 수 있다. KDUCT2 중에서 편의 위치별 받음각 변화에 대한 조건은 α 및 γ 변화 대비 β 값 변화에 대한 경우가 마력 감소에 다소 유리한 결과를 보이고 있다. 마력 절감이 가장 크게 나타나는 조건은 $\alpha=10^\circ$, $\beta=12^\circ$, $\gamma=10^\circ$ 의 값을 가지는 Case1의 경우이고, $\alpha=10^\circ$, $\beta=10^\circ$, $\gamma=10^\circ$ 인 Case4의 경우는 Case1의 경우와 거의 동일한 마력 감소 비율을 보이고 있다. 수치해석 결과를 이용한 모형시험은 K-duct를 부착하지 않은 경우(w/o K-duct)를 마력 절감이 가장 크게 나타난 조건(Case1)과 Case1 대비 α 및 γ 값을 변화시킨 조건(Case2 및 Case3) 들과 비교하여 KRISO에서 수행되었으며, 그 결과를 Table 6에 나타내었다.

Table 6에 나타난 K-duct 부착여부에 따른 모형시험 비교 결과를 본 연구에서의 수치해석 결과인 Table 5와 서로 비교하면, 우선 저항(C_T 기준)의 경우 모형시험은 w/o K-duct 대비 Case1은 0.95%, Case2는 1.40%, Case3은 0.75% 작게 예측되었다. 반면, 수치해석은 Case1은 0.10% 크고, Case2 및 Case3은 각각 0.03% 및 0.08% 작게 예측되었다. 수치해석이 모형시험과 다른 경향은 자유수면 및 선체 자세의 변화를 고려하지 않은 상황에서 비롯된 것으로 판단된다. 또한 나선의 침수표면적 기준으로 저항계수를 무차원화 한 점 등도 고려하면 모형시험과 유사한 결과를 예측하였다고 추정된다. 추력의 경우 w/o K-duct 대비, 모형시험은 Case1은 9.82%, Case2는 8.96%, Case3은 8.63% 크게 예측되었다. 수치해석은 Case1은 9.10% 크고, Case2는 8.07%, Case3은 8.20%로 매우 작은 차이의 우열이지만, Case2와 Case3이 바뀐 것 외 모형시험과 매우 근사하게 예측하였다. 토크의 경우 w/o K-duct 대비, 모형시험은 Case1은 6.02%, Case2는 5.60%, Case3은 5.14% 크게 예측되었다. 수치해석은 Case1은 5.00% 크고, Case2는 4.13%, Case3은 4.23%로 역시, 매우 작은 차이의 우열이지만, Case2와 Case3이 바뀐 것 외 모형시험과 매우 근사하게 예측하였다. 회전수의 경우 w/o K-duct 대비, Case1은 4.09%, Case2는 3.87%, Case3은 3.54% 작게 예측되었다. 수치해석은 Case1은 4.44% 크고, Case2는 4.10%, Case3은 4.11%로 역시, 매우 작은 차이의 우열이지만, Case2와 Case3이 바뀐 것 외 모형시험과 매우 근사하게 잘 예측하였다. 최종적으로 마력 절감 비율의 경우 w/o K-duct 대비, 모형시험은 Case1은 6.44%, Case2는 6.17%, Case3은 5.61% 작게 예측되었다. 수치해석은 Case1은 8.38%, Case2는 8.14%, Case3은 8.10%로 모형시험 결과와 정성적으로 타당하게 잘 예측하였다.

3.6 선미부에서의 국부유동 변화

수치해석 및 모형시험 결과와의 비교로부터, Supramax선형의 최적 효율 K-duct 형상은 조건 Case1의 경우로 판단되어진다. 본 논문에서는 KDUCT2(Case1 조건) 장치의 부착 유무에 따른 선미부에서의 포괄적인 유체역학적 특성변화를 파악하기 위하여 국부유동 변화를 비교하여 보았다.

먼저 Fig. 6은 프로펠러가 없을 때, 프로펠러 면($x/Lpp=0.9802$)에서 계산된 축 방향(x -velocity) 유속분포 및 같은 면에서의 유선분포를 비교하여 나타내고 있다.

(a) w/o K-duct의 경우, 전형적인 빌지 보오텍스와 선미블록 아래에서 발생한 보오텍스의 영향으로 축 방향 유속이 감소되는 Hook shape의 반류형태를 보여주고 있다. 반면 (b) w/ KDUCT2(Case1)의 경우, 덕트와 3개의 핀들 위치별로 교란된 반류분포를 보여주고 있다.

그러나 핀들의 받음각 크기 조건(Case2~Case5)에 따른 세밀한 유동의 변화는 눈으로 구분하기는 어려웠다. 다만 덕트에 의해서 축방향 유속이 다소 커졌고, 우현의 3시부터 7시 방향 사이의 경우 핀들에 의해 유속이 감소한 것을 볼 수 있었다.

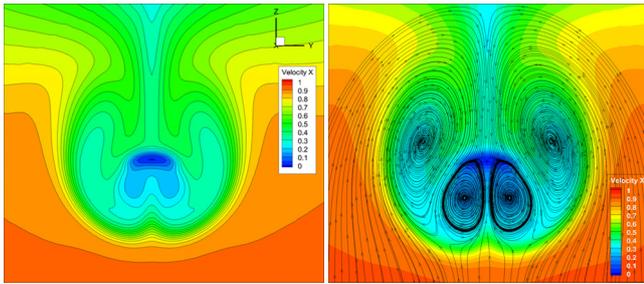
프로펠러가 작동하는 자항상태에서의 KDUCT2(Case1) 장치의 부착 유무에 따른 국부유동 변화 비교는 Fig. 7에서 부터 Fig. 10까지에 나타내었다.

Fig. 7은 프로펠러 면보다 상류(Upstream) 지점인 $x/Lpp=0.976$ 위치에서의 시간 평균된 축 방향 유속분포를 비교하여 보여주고 있다. 프로펠러의 작동으로 프로펠러 면으로 유입되는 축방향의 유속분포가 다소 가속되고 분포가 달라진 것을 볼 수 있다. (b) w/ KDUCT2(Case1)의

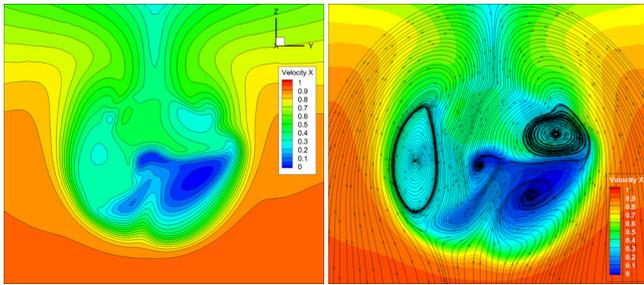
경우가 (a) w/o K-duct의 경우보다 각 사분면에서 국부적으로 유속이 다소 증가하였다. 다만, 3개의 핀들과 선미블록이 만나는 영역에서 발생하는 Horse-shoe 보오텍스의 영향으로 선미 아래쪽은 다소 유속이 낮아진 것을 볼 수 있다.

Fig. 8은 프로펠러의 날개가 12시 지점을 통과하는 순간 $x/Lpp=0.976$ 의 위치에서 속도벡터를 바탕으로 그려진 유선과 축방향 속도 분포를 비교하여 보여주고 있다. 특별히 이 그림에서는 3개의 핀들에 의해 프로펠러의 각 날개로 유입되는 유동의 입사각이 개선되어, KDUCT2(Case1) 장치로 인한 추력이 증가하는 이유를 잘 설명해 주고 있다.

Fig. 9는 선미 압력분포와 선체 중심의 대칭면에서의 축방향 유속분포를 비교하여 보여주고 있다. 그림은 프로펠러 날개가 12시 방향에 놓였을 때의 순간 유동의 정보를 나타내고 있으며, KDUCT2(Case1) 장치 주위의 압력변화를 포함한 상세 국부유동의 특성을 파악할 수 있다. 주어진 그림에 의하면 이 장치의 영향으로 프로펠러의 압력면 및 압력면 후류에 위치한 허브에서 압력의 증가를 확인할 수 있다.

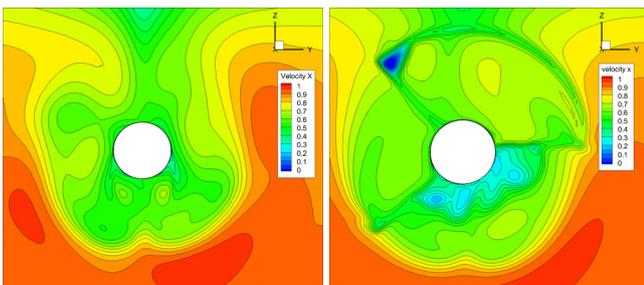


(a) w/o K-duct



(b) w/ KDUCT2(Case1)

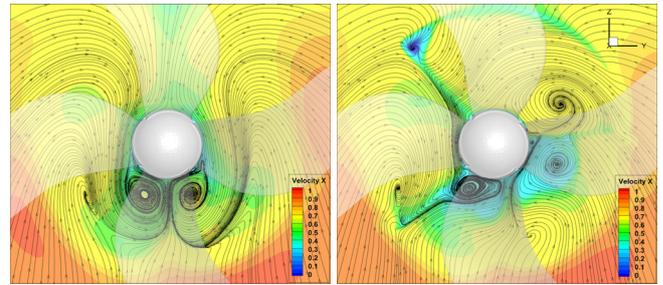
Fig. 6 Comparison of the wake and streamlines on the propeller plane($x/Lpp = 0.9802$) without propeller



(a) w/o K-duct

(b) w/ KDUCT2(Case1)

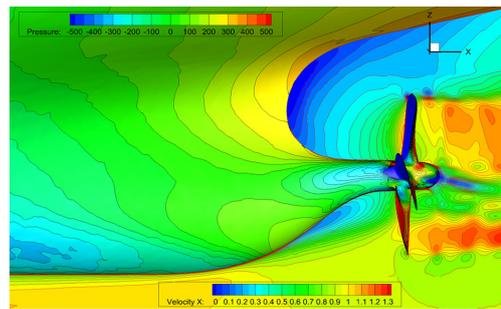
Fig. 7 Comparison of the wake on the upstream($x/Lpp = 0.976$) of the propeller plane with propeller



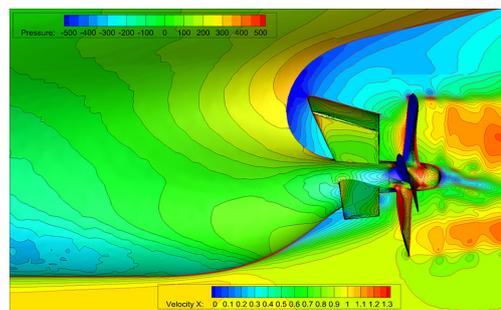
(a) w/o K-duct

(b) w/ KDUCT2(Case1)

Fig. 8 Comparison of the wake and streamlines on the upstream($x/Lpp = 0.976$) of the propeller plane with propeller



(a) w/o K-duct



(b) w/ KDUCT2(Case1)

Fig. 9 Comparison of the axial velocity and pressure distributions around the sterns with propeller

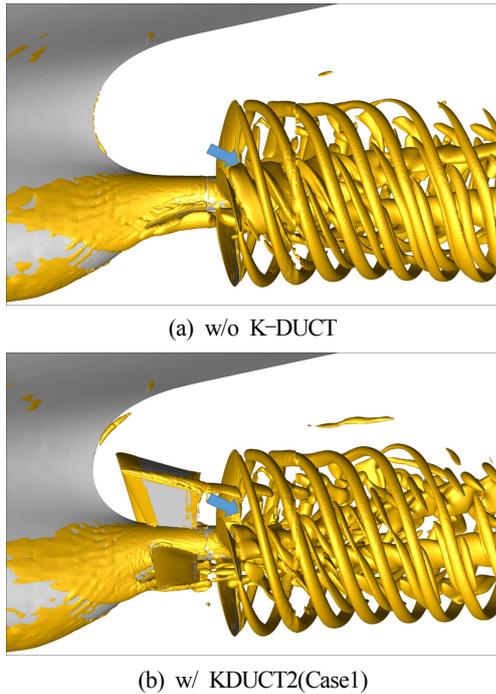


Fig. 10 Comparison of the vortical structures behind the sterns of the hull with propeller

Fig. 10은 선미 영역의 회전(Vortical) 유동 구조를 비교하여 보여주고 있다. KDUCT2(Case1)로 인해 교란된 회전유동이 프로펠러면으로 유입되는 형태를 확인할 수 있어, 개선된 유동 특성을 찾기 위한 정보를 K-duct 형상 설계단계에서 얻을 수 있다. 그림에서는 덕트 반경 이내의 범위에서 화살표로 표시된 회전 유동 구조의 크기가 KDUCT2(Case1)를 부착하지 않았을 때 보다 다소 감소한 것을 볼 수 있다.

4. 결 론

본 논문은 KRISO에서 개발한 덕트-핀 복합형 추진효율 향상 장치인 K-duct의 Supramax급 선형에 대한 최적 형상을 찾기 위한 CFD 수치해석을 수행하고 모형시험 결과와 비교하였다.

수치해석은 대상선에 대한 저항 및 자항성능을 해석하고 K-duct에 의한 전달마력 절감 비율을 추정하였으며, KRISO 모형시험 결과와 비교 하였다. K-duct 형상 변화는 우선 덕트의 길이에 따라 KDUCT1과 KDUCT2로 구분하였다. 3개 핀들의 위치별 받음각 크기 변화는 KDUCT1의 경우 $\alpha=10^\circ$, $\beta=12^\circ$, $\gamma=-10^\circ$ 조건(Case0)으로 고정하고, KDUCT2의 경우 KDUCT1의 핀별 받음각 크기를 5가지 조합(Case1~Case5)으로 변화시키면서 검토하였다. 수치해석 결과 KDUCT2 중에서 $\alpha=10^\circ$, $\beta=12^\circ$, $\gamma=-10^\circ$ 의 값을 가지는 Case1의 경우가 마력 절감이 가장 크게 나왔으며, 모형시험은 Case1 조건과 Case1 대비 α 및 γ 값을 변화시킨 조건 Case2 및 Case3조건들 그리고 K-duct를 부착하지 않은 경우(w/o K-duct)에 대하여 수행되었다. 모형시험에서 w/o K-duct 대비 Case1장치가 6.44%, Case2는 6.17%, Case3은 5.61% 마력절감이 예측되었고, 수치해석에서는 Case1이 8.38%, Case2는 8.14%, Case3은 8.10%로 계산되었다. 본 수치해석 결과가 모형시험보다 약간 높게 예측되었지만 이

는 해석조건 차이로 판단된다.

또한 본 논문은 Case1 조건의 K-duct 부착유무에 따른 선미부에서의 유속, 유선 및 압력 분포와 회전유동 구조를 비교하여, K-duct에 의한 마력절감 원인을 포괄적인 유체역학적 특성 변화를 통하여 확인하였다. 결론적으로 Supramax급 선형에 부착할 K-duct의 형상변화에 따른 마력절감의 우열 특성을 판단하기 위한, 본 논문의 수치해석 결과가 정량적 및 정성적인 측면에서 모형시험 결과와 만족스러운 일치를 보여주었다. 이러한 결과는 에너지절감 장치의 설계 단계에서 CFD에 대한 신뢰도 및 그 활용성을 높일 수 있는 근거가 될 수 있을 것으로 판단된다.

향후, 모형시험과의 정량적인 차이를 줄이기 위한 노력과, CFD를 이용한 축척효과 관련 추가 연구를 통한 실선에서의 추진효율 추정 정도 향상이 필요하다. 또한 본 장치의 실선 적용을 위해서는 덕트-핀 부가물에 대한 구조적 안전성 검토도 필요할 것으로 사료된다.

후 기

본 논문은 산업통상자원부의 산업핵심기술사업인 “에너지절감을 위한 선박 저항감소 및 추진성능 향상 핵심기술 개발”과제의 지원을 받아 수행된 연구결과임을 밝히며, 지원에 감사드립니다.

References

- CD-adapco, 2015. STAR-CCM+ 10.04 User's Manual.
- Celik, F., 2007. A Numerical Study for Effectiveness of a Wake Equalizing Duct. *Ocean Engineering*, 34(16), 2138-2145.
- Cho, H.N., Choi, J.E., Chun, H.H., 2016. Parametric Designs of a Pre-swirl Duct for the 180,000DWT Bulk Carrier Using CFD. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 53(5), 343-352.
- Dang, J., Chen, H., Dong, G., 2011. An Exploratory Study on the Working Principles of Energy Saving Devices(ESDs). *Proceedings of the Symposium on Green Ship Technology (Greenship'2011)*, Wuxi, China.
- International Maritime Organization(IMO), 2011. Report of the Marine Environment Protection Committee on Its Sixty-second Session. MEPC 62/24/Add.1.
- Lee, Y.M., Han, M.R., Go, S.C., 2015. A Study on the Model Test and Analysis Method for Energy Saving Devices with Local Measurement System. *Proceedings of 4th International Symposium on Marine Propulsors*, Austin, Texas USA.
- Menter, F.R., 1994. Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications. *Journal of AIAA*, 32(8), 1598-1605.
- Mewis, F., Guiard, T., 2011. Mewis duct - New Developments, Solutions and Conclusions. *Proceedings of 2nd International Symposium on Marine Propulsors*, Hamburg Germany.
- Park, I.R., 2015. Numerical Analysis of Flow around Propeller Rotating Beneath Free Surface. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 29(6), 427-435.
- Shin, H.J. Lee, J.S. Lee, K.H. Han, M.R. Hur, E.B., Shin, S.C., 2013. Numerical and Experimental Investigation of Conventional and Un-conventional Preswirl Duct for VLCC. *Journal of International Naval Architecture and Ocean Engineering*, 5(3), 414-430.

Numerical Analysis of Tip Vortex Flow of Three-dimensional Hydrofoil using B-Spline Higher-order Boundary Element Method

Ji-Hye Kim*, Byoung-Kwon Ahn*, Gun-Do Kim** and Chang-Sup Lee**

*Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Chungnam National University, Daejeon, Korea

**Korea Research Institute of Ships and Ocean(KRISO), Daejeon, Korea

B-Spline 고차 경계요소법을 이용한 3차원 수중익의 날개 끝 와류유동 수치해석

김지혜* · 안병권* · 김건도** · 이창섭**

*충남대학교 선박해양공학과

**한국해양연구원 선박해양플랜트연구소

KEY WORDS: B-spline B-스플라인, Higher-order boundary element method 고차 경계요소법, Tip vortex flow 날개 끝 와류유동, Wake roll-up 후류감김

ABSTRACT: A three-dimensional higher order boundary element method based on the B-spline is presented. The method accurately models piecewise continuous bodies and induced velocity potentials using B-spline tensor product representations, and it is capable of obtaining accurate pointwise values for the potential and its derivatives, especially in the trailing edge and tip region of the lift generating body, which may be difficult or impossible to evaluate with constant panel methods. In addition, we implement a wake roll-up and examine the tip vortex formation in the near wake region. The results are compared with existing numerical results and the results of experiments performed out at the cavitation tunnel of Chungnam National University.

1. 서 론

프로펠러에서 발생하는 날개 끝 보텍스 캐비테이션은 주된 선박 소음원의 하나로서, 소음의 감소를 중요시하는 잠수함 및 군함용 프로펠러 설계 및 제작 시 중요하게 다뤄져왔다(Kuiper, 2001). 이러한 날개 끝 보텍스 캐비테이션(Tip vortex cavitation, TVC)과 관련하여 모형선-실선 상관관계를 규명하는 실험식과 기본적인 2차원 모델링을 통한 연구가 수행되어졌으며(McComick, 1962; Fruman et al., 1992), 이어서 프로펠러 블레이드와 3차원 수중익에서 발생하는 후류 유동에 대한 실험 연구(Souders and Platzer, 1981; Arndt et al., 1991; Maines and Arndt, 1997; Astolfi et al., 1999)와 저차 경계요소법을 이용한 해석 연구(Pyo and Kinnas, 1997; Kinnas et al., 1998; Lee and Kinnas, 2001)가 활발히 수행되어져 왔다. 각 패널 상에서의 속도포텐셜이 일정하다고 가정하는 기존의 저차 패널법은 이웃하는 패널 사이에 유한차분

법을 적용함으로써 물체표면에서의 속도를 계산하기 때문에 이에 따른 근본적인 수치 오류를 피할 수 없다. 이러한 수치 오류는 양력을 발생하는 물체에서 형상이 급격하게 변하는 날개 앞날, 뒷날과 날개 끝에서의 계산 정확도를 낮추기 때문에 속도와 압력을 보다 정확히 예측할 수 있는 고차 패널법의 개발이 요구되어졌다. 앞서 언급하였듯이 선박용 프로펠러의 경우 날개 끝에서 발생하는 날개 끝 보텍스 캐비테이션과 이로 인해 발생하는 소음의 제어가 필수적이다. 이러한 이유로 형상 및 속도포텐셜의 구현에 제한이 없어 날개 끝과 같이 급격한 형상 변화를 갖는 구간에 대한 해석이 자유롭고 수치 미분에 의한 오류 발생 정도가 낮은 B-스플라인을 적용한 고차 패널법을 적용한 연구(Hsin, et al., 1993; Lee and Kerwin, 2003; Lee et al., 2004)가 시도되어져 왔다. 본 연구팀은 B-스플라인을 적용한 고차 패널법을 통해 보다 향상된 선박용 프로펠러 해석방법을 개발하고자 지속적인 연구를 수행해오고 있다(Kim and Lee, 2005; Kim et al.,

Received 7 April 2017, revised 2 May 2017, accepted 16 June 2017

Corresponding author Byoung-Kwon Ahn: +82-42-821-6625, bkahn@cnu.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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.

2007; Ahn et al., 2008). 본 연구를 통해 B-스플라인 고차 경계요소법을 이용하여 3차원 수중익의 날개 끝 와류유동에 대한 수치 해석법을 재정립하고, 날개 끝 와류 유동장에서의 보텍스 중심의 위치와 수축정도를 계산함으로써 날개 끝 보텍스 캐비테이션의 궤적을 구현하고자 한다. 또한, 이를 기존의 연구 결과 및 충남대학교 캐비테이션 터널에서 수행한 실험 결과와의 비교를 통해 개발한 수치해석법의 신뢰성을 검증하고자 한다.

2. 수치해석 방법

2.1 기하학적 형상과 속도포텐셜의 표현기법

B-스플라인을 이용한 2차원의 기하학적 형상 표현은 식 (1)과 같이 독립적인 공간에서 일률적으로 증가하는 매개변수 u 의 함수로 나타난다(Piegl and Tiller, 1996).

$$\vec{x}_i = \vec{x}(u) = \sum_{i=0}^{\tilde{N}-1} x_i^v(\xi_i, \eta_i) \tilde{N}_i^p(u) \quad (1)$$

이때, \tilde{N}^v 는 매개변수 공간에서 기하학적 제어점(Control vertex)인 $\vec{x}_i^v(\xi_i, \eta_i)$ 의 개수이며, $\tilde{N}_i^p(u)$ 는 B-스플라인을 이용한 표현기법에서 가중함수(Weight function) 역할을 하는 p -차 기저함수이다(Fig. 1). 이를 3차원으로 확장하면 매개변수 (u, v) 에 대하여 식 (2)와 같이 표현할 수 있다.

$$\vec{x}_{i,j} = \vec{x}(u, v) = \sum_{i=0}^{\tilde{N}-1} \sum_{j=0}^{\tilde{M}-1} x_{i,j}^v(\xi_{i,j}, \eta_{i,j}, \zeta_{i,j}) \tilde{N}_i^p(u) \tilde{M}_j^p(v) \quad (2)$$

이때, $\tilde{N}^v(u)$ 와 $\tilde{M}^v(v)$ 는 매개변수 공간에서의 기하학적 제어점인 $\vec{x}_{i,j}^v(\xi_{i,j}, \eta_{i,j}, \zeta_{i,j})$ 의 개수이며 $\tilde{N}_i^p(u)$ 와 $\tilde{M}_j^p(v)$ 는 p -차 기저함수이다. 또한 동일한 기법으로 매개변수 (u, v) 에 대하여 3차원 공간에서의 속도포텐셜을 식 (3)과 같이 표현할 수 있다.

$$\phi(u, v) = \sum_{i=0}^{\tilde{N}-1} \sum_{j=0}^{\tilde{M}-1} \phi_{i,j}^v N_i^p(u) M_j^p(v) \quad (3)$$

여기서, \tilde{N}^v 와 \tilde{M}^v 는 각 매개변수 공간에서의 속도포텐셜 제어점($\phi_{i,j}^v$)의 개수이며, 기하학적 제어점과 속도포텐셜 제어점은 동일할 필요가 없다. 또한 $N_i^p(u)$ 와 $M_j^p(v)$ 는 속도포텐셜의 표현을 위한 B-스플라인 기저함수이다.

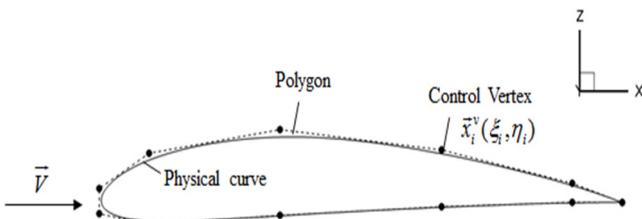


Fig. 1 Physical curve representation

2.2 지배방정식 및 경계조건의 정식화

물체가 비점성, 비압축성인 무한 유체의 비회전성 유동 중에 작동한다고 가정할 때, 다음 식 (4)-(6)의 지배방정식과 경계조건을 적용하여 해석을 수행하고자 한다. 여기서 ϕ 는 속도포텐셜, \hat{n} 은 물체표면에서 유동장 방향으로의 수직방향 단위벡터, \vec{V} 는 유동장 속도를 나타낸다.

지배방정식 :

$$\nabla^2 \phi = 0 \quad (4)$$

경계조건 :

$$(1) \text{ 무한 원방 조건 : } \nabla \phi \rightarrow 0 \quad (5)$$

$$(2) \text{ 물체 표면에서의 비침투 조건 : } \frac{\partial \phi}{\partial n} = -\hat{n} \cdot \vec{V} \quad (6)$$

2.3 적분방정식

Green의 정리로부터 물체 표면에서의 속도포텐셜은 날개 표면(S_B)과 후류면(S_W)에 법선다이폴과 소스를 분포함으로써 다음 식 (7)과 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{\phi}{2} + \sum \iint_{S_B} \phi \frac{\partial G}{\partial n} dS + \sum \iint_{S_W} (\Delta \phi) \frac{\partial G}{\partial n} dS = \sum \iint_{S_B} \frac{\partial \phi}{\partial n} G dS \quad (7)$$

이때, $\Delta \phi$ 는 날개 뒷날에서의 속도포텐셜 점프로 후류면에서 다이폴의 세기이며, G 는 식 (7)의 적분방정식을 만족하는 Green 함수를 나타낸다. 여기서 \vec{r} 은 제어점과 특이점 사이의 거리 벡터이다.

$$G = -\frac{1}{4\pi r} \quad (8)$$

앞선 식 (7)에 식 (3)을 대입함으로써 적분방정식을 다음 식 (9)와 같이 이산화 할 수 있다.

$$\frac{1}{2} \sum_i \sum_j \phi_{i,j}^v N_i^p(u) M_j^p(v) + \sum_\nu \sum_\mu \iint_{S_{B_\nu}} \left\{ \sum_i \sum_j \phi_{i,j}^v N_i^p(u) M_j^p(v) \right\} \frac{\partial G}{\partial n} dS + \sum_\mu \iint_{S_{W_\mu}} (\Delta \phi)_\mu \frac{\partial G}{\partial n} dS = \sum_\nu \sum_\mu \iint_{S_{B_\nu}} \frac{\partial \phi}{\partial n} G dS \quad (9)$$

2.4 유기 속도포텐셜 적분의 비특이화

앞서 정의한 적분방정식은 다음 식 (10)에 나타난 Gauss 구적법을 이용하여 계산하였다.

$$\int_a^b f(x) dx \approx \frac{b-a}{2} \sum_{i=1}^n w_i f\left(\frac{b-a}{2} x_i + \frac{a+b}{2}\right) \quad (10)$$

제어점이 물체 표면 위에 놓인 경우, 특이점에 의한 거동을

피하기 위해 특별한 주의가 필요하며, Maniar(1995)에 의해 제안된 비특이화 과정을 적용하였다. 따라서, 고차 다이폴과 소스의 자기 유기 속도포텐셜(I_{self}^D , I_{self}^S)은 다음 식 (11), (12)와 같이 나타낼 수 있다.

$$I_{self}^D = \sum_{k=0}^3 \sum_{i=0}^p \sum_{j=0}^q \phi_{i,j}^v \int_k N_i^p(u) M_j^p(v) \frac{\partial G}{\partial n} d\xi d\eta \quad (11)$$

$$I_{self}^S = \sum_{k=0}^3 \int_k \frac{\partial \phi}{\partial n} G dS \quad (12)$$

여기서 J 는 표면요소 dS 의 Jacobian으로 다음 식 (13)으로 정의되며, k 는 Maniar의 2차 변환을 위한 지수이다.

$$J = \left| \frac{\partial \vec{r}}{\partial \xi} \times \frac{\partial \vec{r}}{\partial \eta} \right| \quad (13)$$

이때, \vec{r} 은 제어점에서 패널 위의 특이점에 이르는 거리 벡터로 B-스플라인 텐서곱의 급수로 표현된다. 또한 제어점이 물체 표면에서 멀리 떨어져 있는 경우에는 매개변수 공간에서 직접 원장 근사법을 사용하여 계산하였다. 원거리의 척도가 되는 원장 기준은 다음 식 (14)와 같이 정의되며, 이를 만족하지 않으면 조건에 만족할 때 까지 패널을 분할하여 적분한다.

$$Cr = (d/l)^2 \quad (14)$$

이때, d 는 패널 중심과 제어점 사이의 거리, l 은 패널의 특성길이 이며 말하며, 고차 다이폴과 소스의 원장근사 유기 속도포텐셜 (I_{far}^D , I_{far}^S)은 다음 식 (15), (16)과 같다(Kim et al., 2000).

$$I_{far}^D = \sum_{\mu=0}^{M^o-1} \sum_{v=0}^{N^o-1} \sum_{i=0}^p \sum_{j=0}^q \phi_{i,j}^v \int_{S_{\mu v}} N_i^p(u) M_j^p(v) \frac{\partial G}{\partial n} d\xi d\eta \quad (15)$$

$$I_{far}^S = \sum_{\mu=0}^{M^o-1} \sum_{v=0}^{N^o-1} \int_{S_{\mu v}} \frac{\partial \phi}{\partial n} G dS \quad (16)$$

2.5 동역학적 Kutta 조건과 대수 방정식의 도출

동역학적 Kutta 조건은 날개 뒷날에서의 압력 점프 값을 영으로 하며, 이는 정상유동의 경우 Bernoulli의 정리에 의해 날개 뒷날에서의 속도가 동일하다는 식 (17)로 정의된다.

$$(\vec{V}_t^+ + \nabla \phi^+)^2 = (\vec{V}_t^- + \nabla \phi^-)^2 \quad (17)$$

이는 $\nabla \phi$ 를 기준할 때 반복계산이 필요한 비선형 식으로, 다음 식 (18)과 같이 속도포텐셜 제어점($\phi_{i,j}^v$)의 선형 중첩으로 표현할 수 있다.

$$S\phi^v = T \quad (18)$$

이때 S 의 크기는 $2M^o \times NV$ 이며, M^o 는 매개변수 v -방향 속도포

텐셜 패널의 개수이고 NV 는 속도포텐셜 제어점의 개수 ($NV = N^v \times M^v$)이다. 앞선 식 (9)의 이산화된 적분방정식은 속도포텐셜 제어점을 미지수로 하는 다음 식 (19)와 같이 정리할 수 있으며, 이때 A 의 크기는 $NCP \times NV$ 이고 NCP 는 기하학적 제어점의 개수이다.

$$A\phi^v = B \quad (19)$$

따라서 Kutta 조건을 구속조건으로 하고, 최소자승법을 이용하여 해를 계산하면 식 (20)과 같이 정의되며, L 은 식 (21)에 나타난 Lagrange 승수이다.

$$\phi^v = (A^T A)^{-1} (A^T B - S^T L) \quad (20)$$

$$L = (S(A^T A)^{-1} S^T)^{-1} (S(A^T A)^{-1} A^T B - T) \quad (21)$$

2.6 3차원 날개의 후류유동(Vortical flow) 모사

3차원 날개 끝에서 발생하는 보텍스는 Fig. 2에서 보는 바와 같이 날개 후류방향을 따라 회전하는 유동성분을 발생시켜 후류면의 감김(Wake roll-up) 현상을 야기한다.

이러한 후류유동을 모사하기 위하여 날개 끝단에서의 순환 분포를 이용하여 후류면에서의 속도를 계산하고, 이를 통해 후류면의 새로운 위치를 찾는 방법을 적용하였다. 다음 식 (22)와 같이 날개 끝단 위치에서 스펠방향(s)으로의 날개 윗면과 아랫면의 속도포텐셜의 차이는 해당 위치에서의 순환(Γ)과 같다.

$$\Gamma(s) = -\Delta \phi(s) \quad (22)$$

식 (22)를 통해 계산한 순환 값을 이용하여 후류면을 따라 다음 식 (23)과 같이 순차적으로 후류면에서의 속도(w_{ij})를 계산할 수 있으며, 계산한 속도 성분을 통해 후류면의 새로운 위치를 찾는다. 이때, N_w 와 M_w 는 각각 후류면의 스펠방향과 코드방향 패널의 개수이다.

$$w_{ij} = \sum_{n=1}^{N_w-1} \sum_{m=1}^{M_w-1} \Gamma_m \bar{w}_{nm,ij} \quad (23)$$

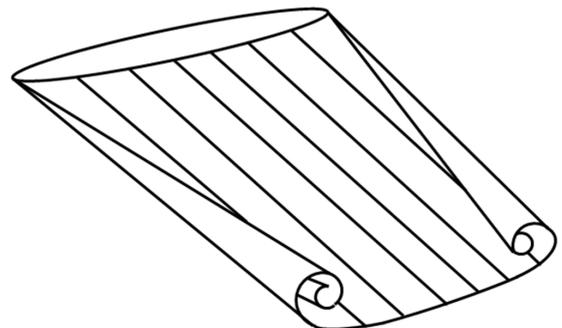


Fig. 2 Schematic view of tip vortex formation of the lift-generating body

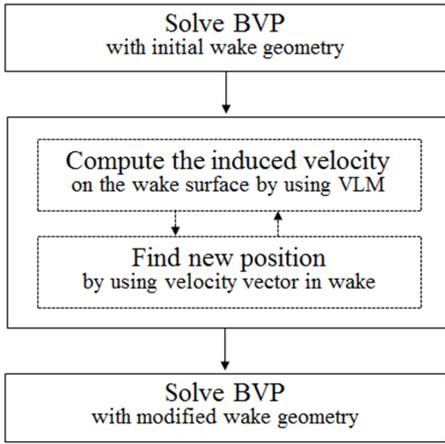


Fig. 3 Wake alignment and roll-up modeling

후류면의 형상변화가 날개에 미치는 영향을 함께 계산하기 위하여 반복계산을 수행한다(Fig. 3). 계산 초기에 변형되지 않은 후류면을 이용하여 B-Spline 고차 경계요소법을 통해 적분방정식을 계산하는 경계치 문제(Boundary value problem, BVP)를 풀고 이를 통해 날개 끝단에서의 순환분포를 계산한다. 계산한 결과를 바탕으로 와류격자법(Vortex lattice method, VLM)을 이용하여 후류면에서의 속도성분과 새로운 위치를 계산하고, 변형된 후류형상과 함께 날개에 대한 적분방정식을 다시 풀게 된다. 후류면의 변화량이 수렴할 때까지 반복계산을 수행하여 최종 결과를 도출한다.

3. 수치계산 결과 및 토의

수치해석을 위해 먼저 NACA 0012 단면을 갖는 3차원 날개와 날개 길이의 5배에 해당하는 후류면을 다음 Fig. 4와 같이 모델링하였다. 후류면의 변화를 고려하지 않고 계산했을 경우, 받음각이 5도일 때 NACA 0012 날개단면을 갖는 3차원 날개 표면에서의 압력분포는 Fig. 5와 같다. 기존의 저차 패널법을 사용할 경우 계산이 어려웠던 날개 끝 영역에서의 압력분포를 잘 표현하는 것을 확인할 수 있다. 후류유동을 모사하는 모델링 기법을 적용하여 동일한 모델에 대해 계산을 수행한 결과, Fig. 6에서 보는바와 같이 유동방향으로 후류면의 형상 변화를 확인할 수 있다. 날개 끝에서부터 후류면의 감김 현상이 잘 모사되고 있으며, 유동방향으로 후류면의 높이가 낮아지는 현상(Wake downstream)

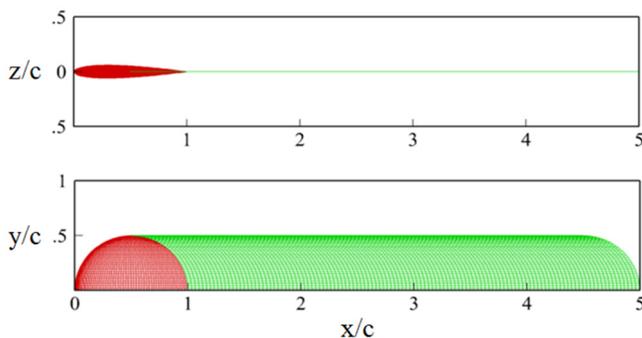


Fig. 4 Geometry representation

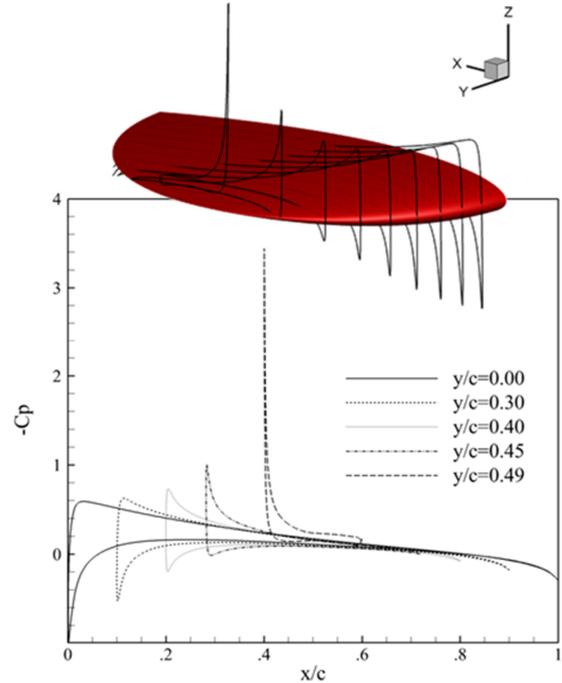


Fig. 5 Pressure distributions (NACA 0012 circular wing, $\alpha = 5^\circ$)

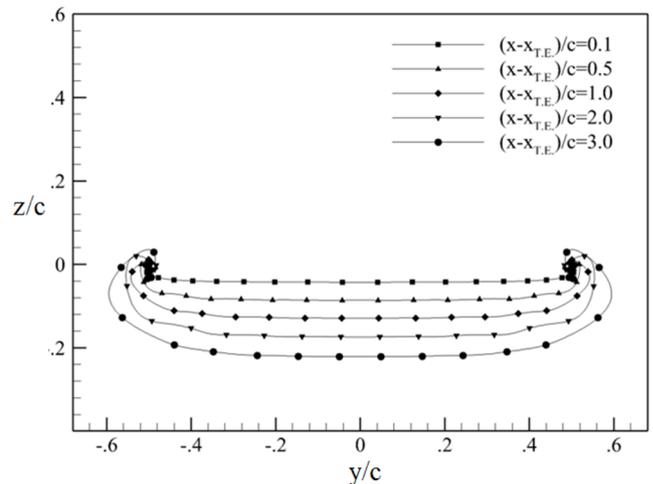


Fig. 6 Wake deformation (NACA 0012 circular wing, $\alpha = 5^\circ$)

을 확인할 수 있다.

Fig. 7은 후류면의 변화량을 고려한 모델링의 적용 여부에 따른 날개 표면에서의 압력분포를 나타낸다. 스펠방향의 각 단면별 코드 길이(cs)로 무차원하여 표현하였다. 스펠방향으로는 날개 끝단에 가까울수록 모델링의 적용 여부에 따른 변화량이 뚜렷하게 나타나며, 코드방향으로는 날개 뒷날에 가까울수록 그 변화량이 크게 나타남을 확인할 수 있다.

Fig. 8은 본 해석법을 사용하여 예측한 후류방향으로 날개길이의 4배와 9배 위치에서의 후류면의 변형된 형상을 Suchi and Morino(1976)와 Pyo and Kinnas(1997)의 계산결과와 비교하였다. 기존 연구내용과 동일하게 NACA 66 날개단면을 갖는 3차원 날개를 사용하였으며, 종횡비는 8.0, 날개 두께비는 0.01, 받음각은 10° 로 하였다. 이렇게 계산한 각각의 유동방향 위치에서의 후류면의

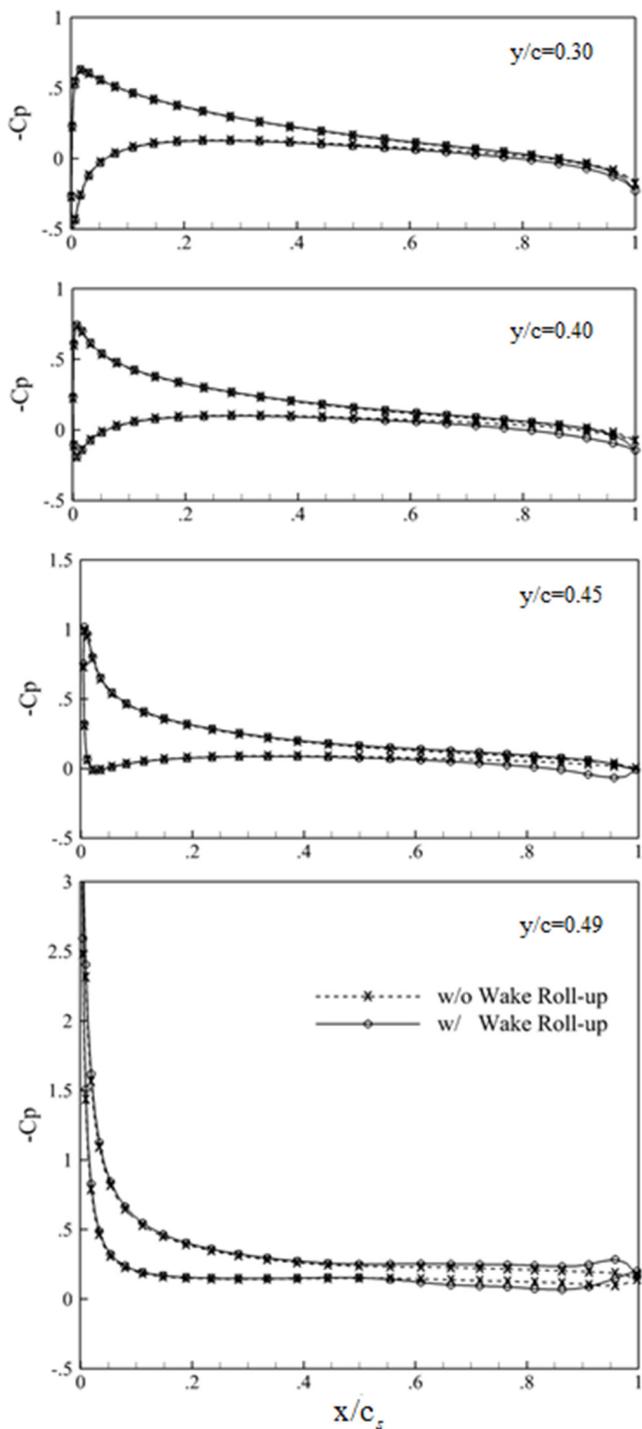


Fig. 7 Comparison of pressure distributions between with and without wake roll-up (NACA 0012 circular wing, $\alpha = 5^\circ$)

형상은 후류면의 감김 현상이 표현되는 정도에 차이를 보이거나 이는 모델링 기법에 따른 차이이며, 각 유동방향의 위치에서 후류면의 속도를 검증하기 위해 날개 끝에서부터 시작되는 보텍스 중심을 따라 접선방향 속도성분의 계측결과(Fruman et al., 1992)와 해석해(Burgers)인 식 (24)에 따른 결과를 본 연구의 수치해석 결과와 비교하였다. 실험 및 해석해와 동일하게 NACA 16020 날개단면을 갖는 3차원 날개를 사용하였으며, 종횡비는 3.0, 받음각은 10.6° 로 계산하였다.

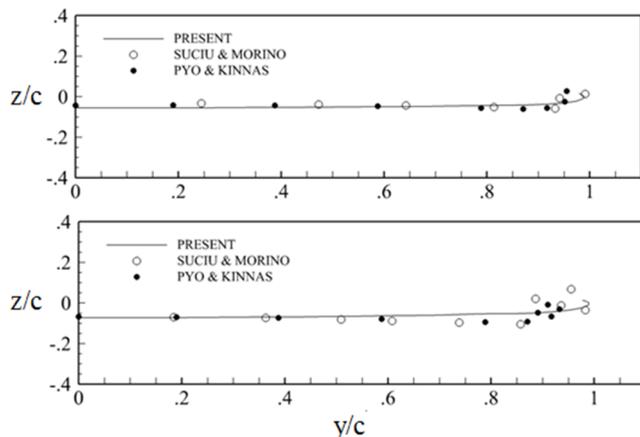


Fig. 8 Wake sheet cross section (NACA 66, rectangular wing, $AR = 8.0$, $t/c = 0.01$, $\alpha = 10^\circ$)

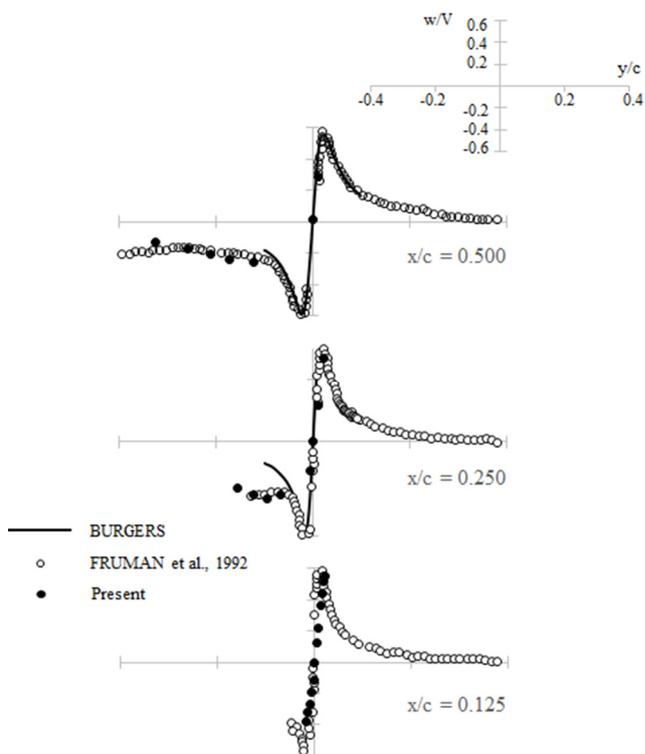


Fig. 9 Tangential velocity profiles at different stream wise stations (NACA 16020 elliptic wing, $AR = 3.0$, $\alpha = 10.6^\circ$)

$$w = \frac{\Gamma}{2\pi r} (1 - e^{-1.256 r^2/a^2}) \quad (24)$$

여기서, 보텍스 세기(Γ)와 코어의 반경(a)은 Fruman et al.(1992)의 실험치를 적용하였다. 코드 길이로 무차원한 x축을 따라 각각 x/c 가 0.125, 0.25, 0.5일 때 접선방향 속도성분(w)을 유입속도로 무차원하여 Fig. 9에 나타내었다. 기존의 연구결과와 비교하였을 때, 보텍스 중심을 기준으로 그 주변의 속도 분포를 잘 예측하고 있음을 확인하였다. 해석해의 경우 날개에 의한 영향을 고려하지 않은 결과로 상대적으로 날개 형상과 근접한 $x/c=0.25$ 일 때의 결과는 실험 및 해석 결과와 다소 차이를 보인다.

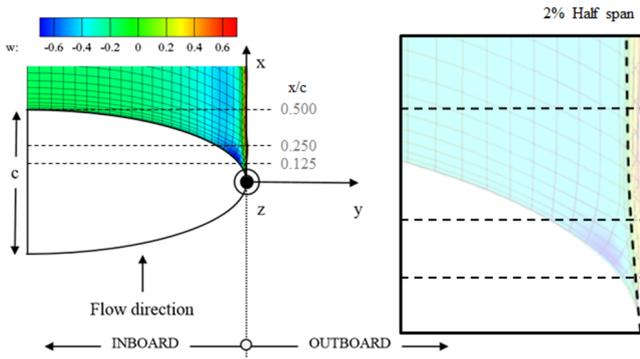


Fig. 10 Predicted wake contraction and vortex core radius (NACA 16020 elliptic wing, AR = 3.0, $\alpha = 10.6^\circ$)

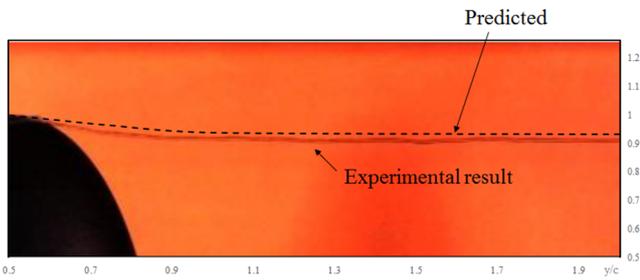


Fig. 11 Comparison of wake contraction (NACA 16020 elliptic wing, AR = 2.0, $\alpha = 10^\circ$)

Fig. 10의 왼쪽 그림은 앞선 NACA 16020 날개단면을 갖는 3차원 날개 후류면의 속도 분포를 표현하였다. 이때, Fig. 10의 오른쪽 그림은 날개 끝단 부분을 확대하여 앞선 Fig. 9의 접선 방향 속도성분이 0인 위치와 함께 나타내었으며, 그 결과 후류면에서 발생하는 보텍스의 중심이 날개 끝단에서부터 x축을 중심으로 전체 스패ん길이의 1% 정도 Inboard 방향으로 위치함을 알 수 있다. 날개의 후류면을 따라 유기되는 접선방향 속도에 의해 후류면은 날개 스패ん길이에 비해 수축되는 것으로 판단된다. 이를 평가하기 위해 중형비 2.0인 날개(NACA 16020 단면)를 대상으로 충남대학교 캐비테이션 터널 실험을 수행하였으며, 관측 결과와 현재 계산 방법으로 추출한 보텍스 중심을 비교하였다(Fig. 11).

충남대학교 캐비테이션 터널(CNUCT)은 100mm×100mm×1400mm (폭×깊이×길이)의 시험부를 갖으며 최고 유속 20m/s이다. 계산 결과와 비교한 실험 모형은 최대 코드길이 60mm의 3차원 날개로 유속 조건 12m/s, 레이놀즈수 7.2×10^5 , 공동수 1.3, 그리고 받음각이 $\alpha = 10^\circ$ 일 때 실험결과와 수치해석 결과가 비교적 잘 일치함을 확인할 수 있다.

4. 결 론

본 논문에서는 3차원 수중익의 날개 끝 와류유동의 모사를 위해 B-스플라인 고차패널법과 후류 감김 모델링을 적용하여 수치해석법을 재정립하였다. 개발한 수치해석법을 사용하여 예측한 결과를 기존의 연구 결과 및 충남대학교 캐비테이션 터널에서 관측한 결과와의 비교를 통해 수치해석법을 검증하였다.

먼저 NACA 0012 단면의 원형 날개를 대상으로 기존의 저차 패널법을 이용해서는 해석하기 불가능한 날개 끝 영역에서도 연속적인 압력장 해석이 가능함을 보였다. 또한 후류면의 감김 현상을 모델링하고 이를 적용하였을 때 날개 면에 작용하는 압력장의 차이가 있음을 보였으며, 후류면의 감김 정도와 유기되는 수직 방향 속도성분을 기존 이론해석 및 실험결과와 비교, 평가하였다. 아울러 캐비테이션 터널 실험을 통해 NACA 16020 날개에서 발생하는 날개 끝 보텍스 캐비테이션을 관측하여 비교함으로써 본 해석법을 통해 후류면의 수축 정도와 보텍스 중심의 위치를 잘 추적할 수 있음을 보였다.

후 기

본 연구는 산업통상자원부의 산업융합원천기술개발사업(10045337)과 산업핵심기술개발사업(10062293)의 지원으로 수행된 연구 결과 중 일부임을 밝힌다.

References

Ahn, B.K. Kim, G.D., Lee, C.S., 2008. Wake Roll-up Modeling and Steady Hydrodynamic Analysis of Marine Propellers Using a B-Spline Based Higher-Order Panel Method. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 45(4), 353-360.

Arndt, R.E.A., Arakeri, V.H., Higuchi, H., 1991. Some Observations of Tip-vortex Cavitation. *Journal of Fluid Mechanics*, 229, 269-289.

Astolfi, J.A., Fruman, D.H., Billard, J.Y., 1999. A Model for Tip Vortex Roll-up in the near Field Region of Three-dimensional Foils and the Prediction of Cavitation Onset. *European Journal of Mechanics-B/Fluids*, 18(4), 757-775.

Fruman, D.H., Dugue, C., Pauchet, A., Cerrutti, P., Briancon-Marjolet, L., 1992. Tip Vortex Roll-Up and Cavitation. *Proceedings of 9th Symposium on Naval Hydrodynamics*, Seoul, Korea.

Hsin, C.Y., Kerwin, J.E., Newman, J.N., 1993. A Higher-order Panel Method Based on B-splines. *Proceedings of 6th International Conference on Numerical Ship Hydrodynamics*, USA.

Kim, G.D., Hwang, U.S., Lee, C.S., 2000. A B-Spline Higher Order Panel Method for Analysis of Three Dimensional Potential Flow. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 37(2), 57-69.

Kim, G.D., Lee, C.S., 2005. Application of High Order Panel Method for Improvement of Prediction of Marine Propeller Performance. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 42(2), 113-123.

Kim, G.D., Lee, C.S., Kerwin, J.E., 2007. A B-spline Based Higher Order Panel Method for Analysis of Steady Flow around Marine Propellers. *Ocean Engineering*, 34(14), 2045-2060.

Kinnas, S.A., Lee, H.S., Mueller, A.C., 1998. Prediction of Propeller Blade Sheet and Developed Tip Vortex Cavitation.

- 22nd Symposium on Naval Hydrodynamics, Washington DC USA, 182-198.
- Kuiper, G., 2001. New Developments around Sheet and Tip Vortex Cavitation on Ship Propellers. 4th International Symposium on Cavitation, California Institute of Technology, Pasadena USA, lecture.007.
- Lee, H.S., Kinnas, S.A., 2001. Modeling of Unsteady Blade Sheet and Developed Tip Vortex Cavitation. 4th International Symposium on Cavitation, California, USA.
- Lee, C.S., Kerwin, J.E., 2003. A B-spline Higher Order Panel Method Applied to Two-dimensional Lifting Problem. *Journal of Ship Research*, 47(4), 290-298.
- Lee, C.S., Kim, G.D., Kerwin, J. E., 2004. A B-spline Based Higher Order Panel Method for Analysis of Steady Flow around Marine Propellers. *Proceedings of 25th Symposium on Naval Hydrodynamics*, Canada.
- Maines, B.H., Arndt, R.E.A., 1997. Tip Vortex Formation and Cavitation. *Journal of Fluid Engineering*, 119, 413-419.
- Maniar, H. D. 1995. A Three Dimensional Higher Order Panel Method Based on B-spline. Doctoral Dissertation, Massachusetts Institute of Technology
- McCormick, B.W., 1962. On Cavitation Produced by a Vortex Trailing From a Lifting Surface. *Journal of Basic Engineering*, 84(3), 369-378.
- Piegl, L., Tiller, W., 1996. *The NURBS Book*. 2nd Edition., Springer-Verlag.
- Pyo, S., Kinnas, S.A., 1997. Propeller Wake Sheet Roll-up Modeling in Three Dimensions. *Journal of Ship Research*, 41(2), 81-92.
- Souder, W.G., Platzer, G.P., 1981. Tip Vortex Cavitation Characteristics and Delay of Inception on a Three Dimensional Hydrofoil. *Ship Performance Development Research and Development Report*.
- Suciu, E.O., Morino, M., 1976. A Nonlinear Finite-element Analysis of Wings in Steady Incompressible Flows with Wake Roll-up. *American Institute of Aeronautics and Astronautics(AIAA) paper*.

Study on Dynamic Stability of Cylindrical Structure in Waves

Min-Suk Jang*, Hyo-Jae Jo**, Jae-Hyuk Hwang**, Jae-Heui Kim**,
Byeong-Seong Lee*** and Chung-Hwan Park***

*Ocean Science and Technology School, Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

**Division of Naval Architecture and Ocean Systems Engineering, Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

***Research Institute of Medium and Small Ship-Building, Busan, Korea

파랑 중 실린더형 구조물의 동적 안정성에 대한 연구

장민석* · 조효제** · 황재혁** · 김재희** · 이병성*** · 박충환***

*한국해양대학교 해양과학기술전문대학원

**한국해양대학교 조선해양시스템공학부

***중소조선연구원

KEY WORDS: Cylindrical structure 실린더형 구조물, Mathieu instability 매튜 불안정, Metacentric height 메타센터 높이, Dynamic stability 동적 안정성, Vertical axis wind turbine 수직축 풍력발전 시스템

ABSTRACT: A cylindrical structure has a very long period of heave and pitch motion response in ocean waves. To obtain the dynamic stability of a cylindrical structure, it is necessary to obtain the suitable metacentric height (GM). However, in a structure with sufficient metacentric height, Mathieu instability can occur if the natural frequency of the heave motion is double the natural frequency of the roll and pitch motion. This study carried out numerical calculations and experiments for vertical-axis wind turbines with cylindrical floaters, which had three different centers of gravity. In the regular wave experiment, the divergence of the structure motion without yaw was observed when the natural frequency of the heave motion was double the natural frequency of the roll and pitch motion. In the irregular wave experiment, the motion spectra of the structures with the different centers of gravity were compared, and one was very high when the natural frequency of the heave motion was double the natural frequency of the roll and pitch motion.

1. 서 론

실린더형 구조물은 동적 안정성의 확보를 위해 실린더 하부에 적절한 밸러스트(Ballast)를 통하여 부심(Center of buoyancy) 아래에 무게중심(Center of gravity)을 두고 있다. 실린더형 구조물은 해양파와의 공진을 피하도록 아주 긴 운동주기를 가지고 있는 것이 특징이며 TLP(Tension Leg Platform)에서 나타나는 Springing이나 Ringing현상은 피할 수 있는 반면, 장주기 표류운동(Slow drift motion)이 나타날 수 있다(Oh., 2003).

구조물을 설계함에 있어 아주 중요한 점은 적절한 무게중심을 고려하는 것이다. 실린더형 구조물은 다른 구조물에 비해 작은 수선면적을 가지고 있기 때문에 Pitch와 Roll운동의 복원모멘트(Restoring moment)에 영향을 미치는 메타센터높이(Metacentric height, GM)가 무게중심위치에 의해 크게 좌우된다. 만약 메타

센터높이가 작은 값을 가진다면 작은 복원모멘트를 가지게 되어 불안정한 상태로 구조물이 전복될 수 있다. 메타센터높이가 큰 값을 가지고 Pitch와 Roll 운동에 대해 충분한 복원모멘트를 가진다 하더라도 Mathieu 불안정 현상에 의해 각 운동응답이 발산할 수 있다. Mathieu 불안정 현상에 대한 선행 연구로는 Koo et al.(2004)가 감쇠계수 및 라이저(Riser)가 각각 다른 실린더형 구조물들에 대해 규칙파 및 불규칙파 중 운동응답을 이론계산을 통하여 Mathieu 불안정 현상을 연구하였고, Rho et al.(2005)와 Rho and Choi(2005)은 Damping plate가 Mathieu 불안정 현상을 얼마나 억제하는지 실험을 통하여 파악 하였다.

본 논문에선 수직축 풍력터빈(Vertical axis wind turbine)을 탑재한 실린더형 구조물에 대해 3가지 무게중심에 따른 운동성능을 이론계산 및 실험을 통하여 관찰하였다. 규칙파 실험에서 Heave 공진주파수 주위의 입사파에 대해서 Mathieu 불안정 현

Received 23 March 2017, revised 14 June 2017, accepted 16 June 2017

Corresponding author Hyo-Jae Jo: +82-051-410-4302, hjjo@kmou.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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.

상이 나타나는 것을 확인 하였고, 불규칙과 실험에서 각각의 무게중심 Case에 대해 Mathieu 불안정 현상을 운동스펙트럼을 통하여 비교 분석 하였다.

2. Mathieu 불안정 현상에 대한 이론적 해석

실린더형 구조물은 다른 구조물에 비해 Heave 운동에 따른 메타센터높이의 변화가 크고, 계속적으로 변하게 된다. 이는 비교적 큰 Heave 운동이 발생할 때 메타센터높이와 비례관계인 Roll 및 Pitch 운동의 복원력이 Heave 운동에 의해 크게 영향을 받을 수 있음을 의미한다. 실린더형 구조물의 Mathieu 불안정 현상은 구조물의 Heave 운동 공진주파수가 Roll 및 Pitch 운동 공진주파수의 2배일 때 큰 Heave 운동에 영향을 받아 나타나는 현상이다.

부유체의 6자유도 운동방정식은 식 (1)과 같이 표현된다.

$$(M_{nn} + m_{nn})\ddot{X} + C_{nn}\dot{X} + K_{nn}X = M_{exn}\cos(\omega_e t + \varphi) \quad (1)$$

[n = 1 ~ 6]

여기서 M_{nn} 은 n 운동방향의 질량 및 관성모멘트, m_{nn} 은 n 운동방향의 부가질량 및 부가관성모멘트, C_{nn} 은 n 운동방향의 감쇠계수, K_{nn} 은 n 운동방향의 복원력계수, $M_{exn}(t)$ 은 n 운동방향의 파랑강제력 및 파랑강제모멘트를 의미한다.

실린더형 구조물은 Roll 및 Pitch 운동의 관성모멘트, 부가관성모멘트, 메타센터높이는 각각 같고, Roll 운동 파랑강제모멘트 $M_{ex4}(t)$ 는 정면과 상태에서 0이므로 운동방정식은 다른 방향의 운동과의 연성을 무시할 경우 식 (2)과 (3)와 같이 표현된다 (Hong et al., 2005).

$$(M_{44} + m_{44})\ddot{\phi} + C_{44}\dot{\phi} + \Delta GM(t)\phi = 0 \quad (2)$$

$$(M_{55} + m_{55})\ddot{\theta} + C_{55}\dot{\theta} + \Delta GM(t)\theta = M_{ex5}\cos(\omega_e t + \varphi) \quad (3)$$

여기서 M_{44} , M_{55} 는 Roll, Pitch 운동 관성모멘트, m_{44} , m_{55} 는 Roll, Pitch 운동 부가관성 모멘트, C_{44} , C_{55} 는 Roll 및 Pitch 운동 감쇠계수, ω_e 는 입사파의 주파수, Δ 는 배수량, M_{ex5} 는 Pitch 파랑 강제모멘트이다. 여기서 Heave 운동에 의해 시간에 따라 변하는 메타센터 높이 $GM(t)$ 를 식 (4)과 같이 가정하면

$$GM(t) \cong GM_0(1 + (\delta GM/GM_0)\cos\omega_e t) \quad (4)$$

$$GM_0 = KB_0 + BM_0 - KG \quad (5)$$

$$\delta GM = \delta KB + \delta BM - KG \quad (6)$$

식 (2), (3)은 식 (7), (8)와 같이 표현 될 수 있다.

$$\ddot{\phi} + \gamma\dot{\phi} + (\omega_0^2 + a\cos\omega_e t)\phi = 0 \quad (7)$$

$$\ddot{\theta} + \gamma\dot{\theta} + (\omega_0^2 + a\cos\omega_e t)\theta = H_{ex5}\cos(\omega_e t + \varphi) \quad (8)$$

$$\gamma = \frac{C_{44}}{M_{44} + m_{44}} = \frac{C_{55}}{M_{55} + m_{55}} \quad (9)$$

$$\omega_0^2 = \frac{\Delta \cdot GM_0}{M_{44} + m_{44}} = \frac{\Delta \cdot GM_0}{M_{55} + m_{55}} \quad (10)$$

$$a = \left(\frac{\delta GM}{GM_0} \right) \cdot \omega_0^2 \quad (11)$$

$$H_{ex5} = \frac{M_{ex5}}{M_{55} + m_{55}} \quad (12)$$

여기서 γ 는 감쇠계수, ω_0 는 Roll 및 Pitch 운동의 공진주파수, GM_0 는 정수 중 구조물의 메타센터높이, δGM 은 파랑 중 구조물의 Heave 운동에 따른 메타센터높이 변화량이다. 변수 $\omega_e t$ 를 τ 로 치환하여 식 (7)를 식 (13)과 같이 표현 할 수 있다.

$$\ddot{\phi} + \mu\dot{\phi} + (\delta + \varepsilon\cos\tau)\phi = 0 \quad (13)$$

$$\mu = \frac{\gamma}{\omega_e} \quad (14)$$

$$\varepsilon = \frac{a}{\omega_e^2} = \left(\frac{\delta GM}{GM_0} \right) \cdot \left(\frac{\omega_0}{\omega_e} \right)^2 \quad (15)$$

$$\delta = \left(\frac{\omega_0}{\omega_e} \right)^2 \quad (16)$$

위 식 (13)은 Roll 및 Pitch 운동의 복원력항이 주기 2π 를 가지며 시간에 따라 변하는 Mathieu 방정식이다. Mathieu 방정식의 안정과 불안정에 대한 판단은 파라미터 δ 와 ε 의 값이 δ - ε 평면의 어느 영역에 위치하는지에 있다(Park., 2013). 본 논문에서 δGM 은 각 규칙과 실험 결과에서 Heave 운동진폭으로부터 δKB , δBM 을 계산하여 구하였다.

3. 수조실험

실험은 3차원 조파수조에서 수행하였으며 수조의 크기는 길이 28m, 폭 22m, 깊이 2.5m이다. Fig. 1은 실험 모델을 나타내며 구조물은 수직축 풍력터빈을 제외하고 지름 0.5m, 높이 1.5m로 제작되었으며 홀수는 1m이다. 부유체의 위치유지를 위한 계류는 규칙과 실험에선 선형스프링을 적용하였으며 불규칙과 실험에선 Catenary 계류시스템을 적용하였다. 선형스프링의 설치위치는 각 무게중심과 같은 높이의 페어리드(Fair lead)에 수평으로 설치하여 Pitch 운동에 대한 영향을 최소화 하도록 하였다. Catenary 계류 또한 선형스프링과 마찬가지로 각 무게중심과 같은 높이의 페어리드(Fair lead)에 설치하였으며 계류설치반경(Foot print radius)은 수심의 2배인 4m이다. 선형스프링과 Catenary 계류에 대한 특성은 Table 1에 설명하였다. Fig. 2는 실험의 개요도를 나타낸다. Table 2은 실험을 위해 제작된 구조물의 배수용적과 3가지 무게중심에 따른 메타센터 높이를 나타내고 있으며, Table 3

은 각각의 무게중심에 대한 Roll 및 Pitch운동의 관성모멘트 및 복원력 계수를 나타낸다. Table 4는 실험 Case구분을 위하여 각 Case에 대한 이름을 설명하고 있다. 규칙파는 2.09rad/s부터

Table 1 Particulars of mooring lines

Mooring type	Designation	Description
Catenary	Chain type	Studless
	Material	Stainless steel
	Diameter	0.006 m
	Mass per meter	0.68 kg/m
	Line length	4.2 m
	Pre-tension	Line 1 : 0.7345 kgf Line 2 : 0.7742 kgf Line 3 : 0.7313 kgf Line 4 : 0.7926 kgf
Spring	Pre-tension	Line 1 : 1.865 kgf
		Line 2 : 1.668 kgf
		Line 3 : 1.641 kgf
		Line 4 : 1.880 kgf

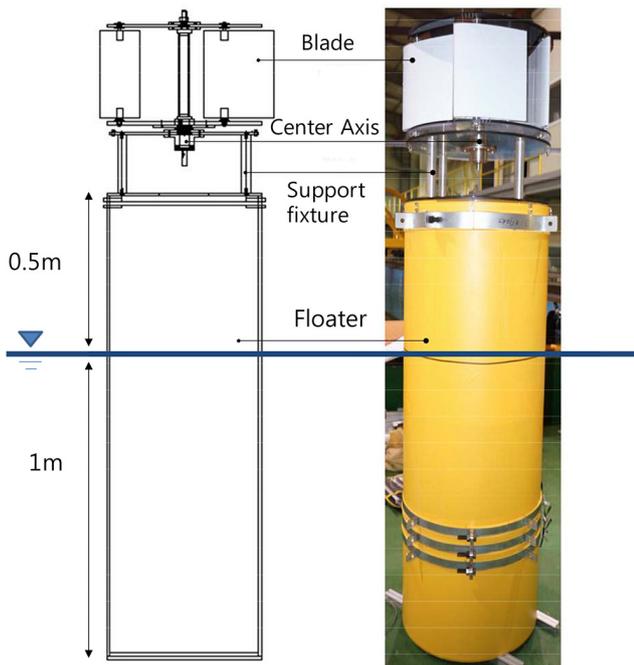


Fig. 1 Configuration of the experiment model

Table 2 Metacentric height and displacement volume of each center of gravity

KG [m]	Volume of displacement [m ³]	GML, GMT [m]	Remarks
0.38	0.194386	0.13578	KG1
0.46		0.05578	KG2
0.475		0.04078	KG3

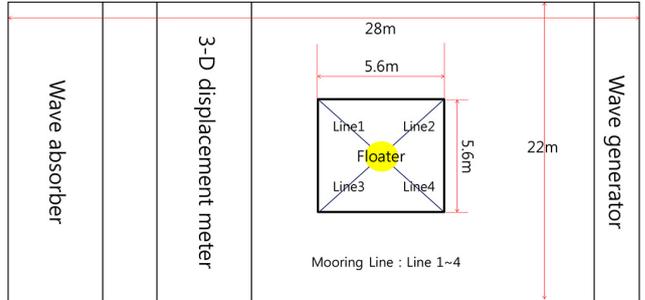


Fig. 2 Schematic view of the experiment

Table 3 Moment of inertia and restoring coefficient of each center of gravity

KG	I44, I55 [kg·m ²]	I66 [kg·m ²]	C33	C44, C55
KG1	13.61			26.39
KG2	12.8	2.36	196.35	10.84
KG3	12.67			7.93

Table 4 Experiment cases

KG	Wave type	Mooring type	Case name
KG1			KG1-RW-LI
KG2	Regular wave	Linear spring	KG2-RW-LI
KG3			KG3-RW-LI
KG1			KG1-IRW-CA
KG2	Irregular wave	Catenary	KG2-IRW-CA
KG3			KG3-IRW-CA

3.92rad/s까지 8개로 나누었으며 불규칙파는 평균주기 3.58rad/s, 유의파고 0.1235m의 ITTC(International Towing Tank Conference) 스펙트럼을 가진다.

구조물의 운동변위는 3차원 운동계측 장비를 이용하여 측정하였다. 3차원 운동계측 장비는 광학센서를 이용하여 부유체 상단에 부착된 5개의 반사마커의 x, y, z 방향 위치를 실시간으로 계측한다. 0.05s의 시간간격으로 반사마커의 위치를 측정하였고, 계측된 각 반사마커 위치를 무게중심으로 좌표이동 시켜 6자유도 운동을 계산하였다. Fig. 3은 반사마커의 위치를 Surge, Heave, Pitch운동 변위로 변환하는 방법을 나타내고 있다.

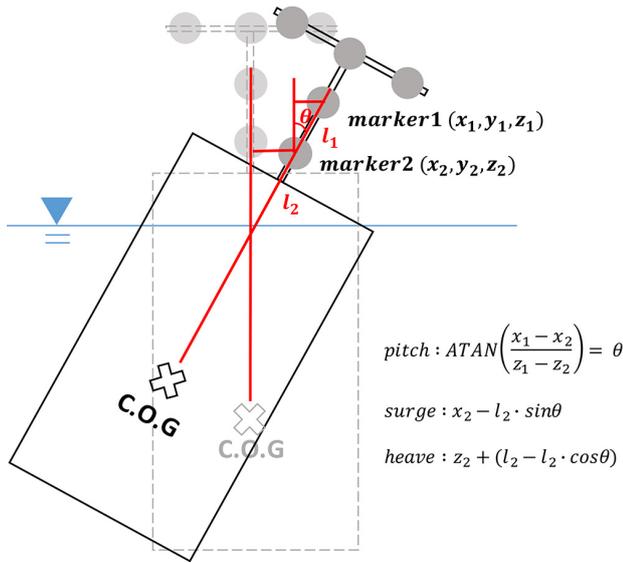


Fig. 3 Method of calculating surge, heave and pitch

4. 이론계산 및 실험 결과

4.1 규칙파 실험 결과

Fig. 4은 구조물의 Surge, Heave, Pitch운동에 대한 이론계산 결과와 실험결과를 나타내고 있다. Heave 운동의 경우 무게중심이 변화하여도 총 무게는 변화하지 않기 때문에 3가지 무게중심 Case 모두 동일한 공진주파수를 가진다. Surge와 Pitch 운동의 경우 무게중심이 변화함에 따라 메타센터 높이와 관성모멘트가 변화하여 각각 다른 공진주파수를 가지며 이를 Table 5에 나타내었다. 이론계산결과 KG1의 경우 Heave 운동 공진주파수가 Pitch 운동 공진주파수의 2배임을 알 수 있고 이는 Mathieu 불안정 현상이 발생하는 조건과 일치한다.

KG1-RW-LI Case의 규칙파 실험 중 앞서 설명한 Mathieu 불안정 현상을 확인하였고 Mathieu 불안정 현상이 일어나지 않은 KG2-RW-LI Case와 비교하여 Fig. 5에 나타냈다. KG2-RW-LI Case의 경우 시간에 따른 운동이 일정한데 반해 KG1-RW-LI Case에선 약 20초부터 불안정한 운동이 시작되고 정면파임에도 불구하고 Sway와 Roll 운동 또한 영향을 받아 불안정한 운동응답을 보였다.

Fig. 6는 Mathieu 방정식의 파라미터 δ 와 ε 의 이론 계산 값과 KG1-RW-LI Case에 대한 실험모델 제원을 바탕으로 계산한 δ 와 ε 의 값을 비교하여 나타내고 있다. 불안정 영역에 세 점은 각각 2.62rad/s, 2.86rad/s, 3.14rad/s의 입사파에 대한 실험결과를 식 (15)와 (16)에 대입하여 계산한 결과이다. 세 점에 해당하는 Case 모두 구조물의 메타센터높이가 가장 큰 무게중심 Case 임에도 불구하고 Mathieu 불안정 현상과 같은 불안정한 구조물 운동응답이 나타날 수 있음을 이론계산과 실험결과를 통하여 확인하였다. 또한 Mathieu 방정식의 감쇠계수가 커짐에 따라 δ - ε 평면에서의 불안정영역이 줄어드는 것을 확인할 수 있는데 이는 구조물의 감쇠에 따라 Mathieu 불안정 현상이 억제될 수 있음을 의미한다.

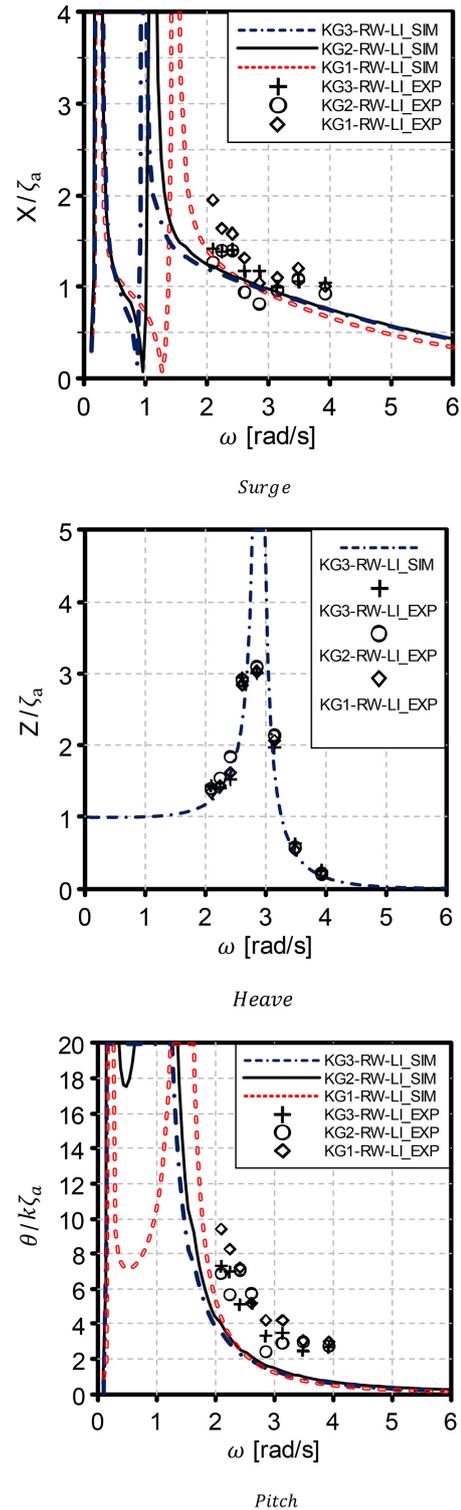


Fig. 4 Comparison on simulation and experiment results

Table 5 Simulated natural frequency of each motion of structure

KG	Heave natural frequency [rad/s]	Pitch natural frequency [rad/s]
KG1		1.45
KG2	2.90	1.00
KG3		0.90

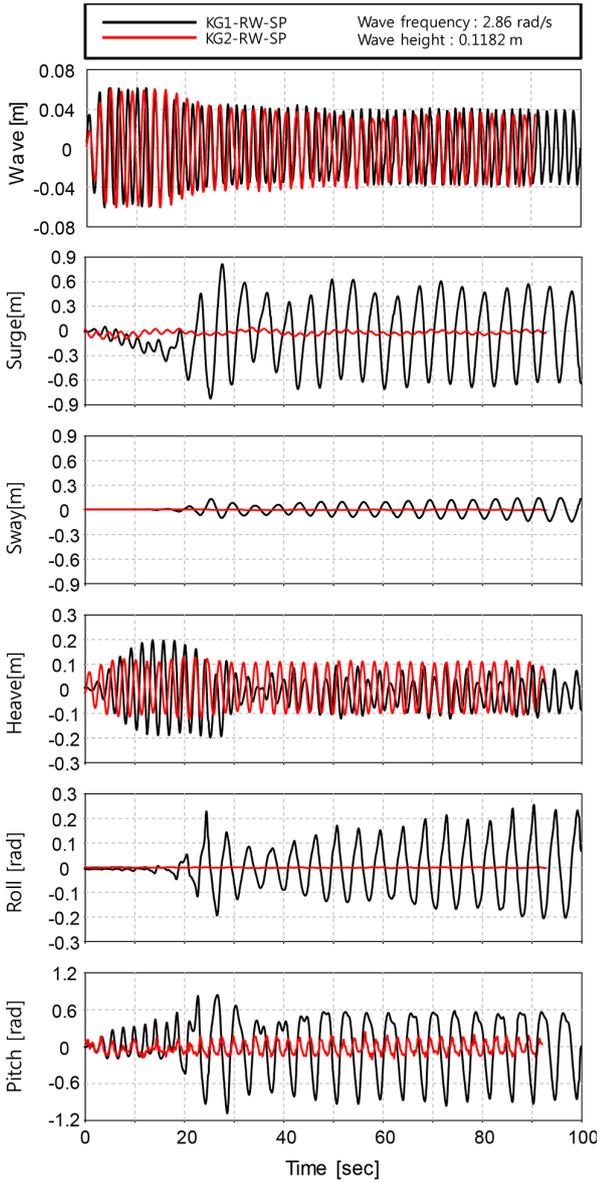


Fig. 5 Time history of motion for the regular wave experiment

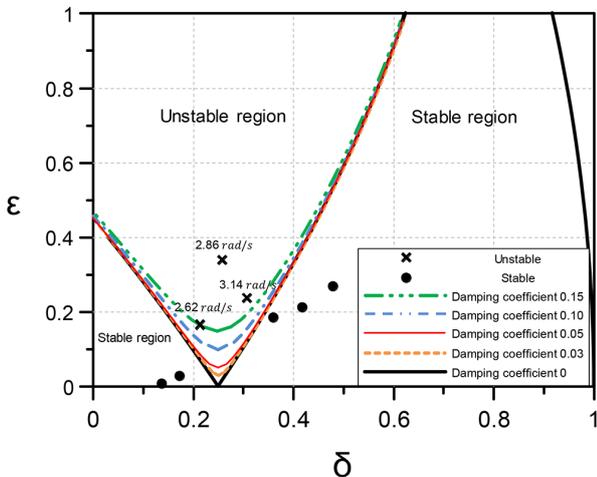


Fig. 6 Comparison on the Mathieu stability diagram and experiment results (KG1-RW_LI)

4.2 불규칙파 실험 결과

Fig. 7은 KG1-IRW-CA와 KG2-IRW-CA Case에 대한 Surge, Heave, Pitch 운동응답의 시간이력을 나타낸다. KG1-RW-LI Case에서 약 55초부터 Surge와 Pitch 운동응답이 발산하는 것을 관측하였고, 이는 불규칙파 중 높은 파고에 의해 Heave운동이 커짐에 따라 메타센터높이의 변화가 커져 생긴 현상으로 판단하였다.

Fig. 8은 불규칙파 실험에서 각 무게중심 Case에 대한 Surge, Heave, Pitch 운동응답의 스펙트럼을 나타낸다. 운동응답스펙트럼을 관측한 결과 Heave 운동응답 스펙트럼은 3가지 무게중심 Case 모두 비슷한 양상을 확인 할 수 있으나, Surge와 Pitch 운동응답스펙트럼을 관측한 결과 Mathieu 불안정 현상이 나타나는 KG1-IRW-CA Case에서 나머지 무게중심 case에 비해 운동응답 스펙트럼 값이 아주 크게 나타나는 것을 확인 하였다.

5. 결 론

본 연구에서는 실린더형 구조물의 무게중심 변화에 따른 운동성능을 이론 계산과 규칙파 및 불규칙파 실험을 실시하였고 그 결과를 바탕으로 아래와 같은 결론을 얻었다.

(1) 실린더형 구조물의 Heave 공진주파수가 Pitch 공진주파수에 2배인 경우에서 구조물의 Heave 공진주파수와 가까운 입사파에 대해 Mathieu 불안정 현상이 발생하여 운동응답이 발산하는 것을 확인하였다. 이를 통하여 실린더형 구조물의 설계에 있어 단순히 큰 메타센터높이를 확보하는 것만이 실린더형 구조물의 동적안정성을 확보하는 방법이 아님을 알 수 있다.

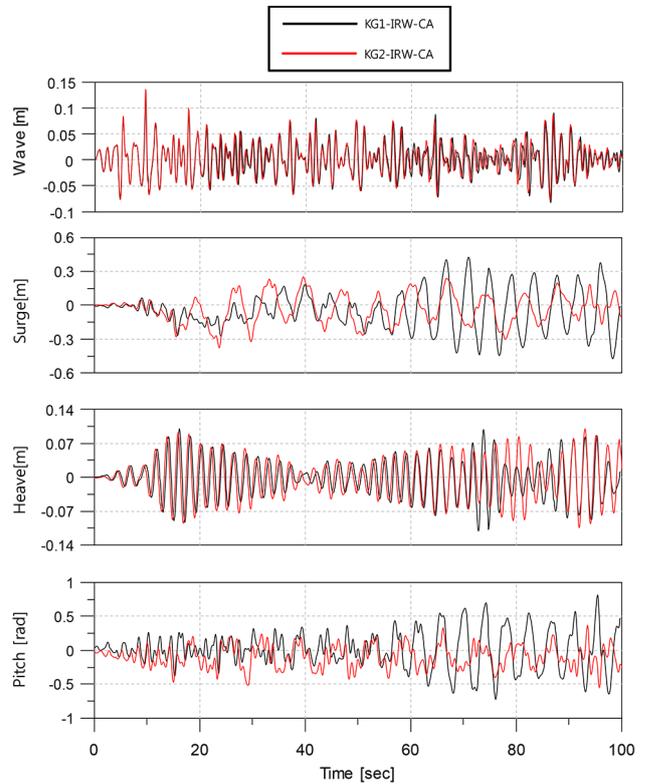


Fig. 7 Time history of motion for the irregular wave experiment

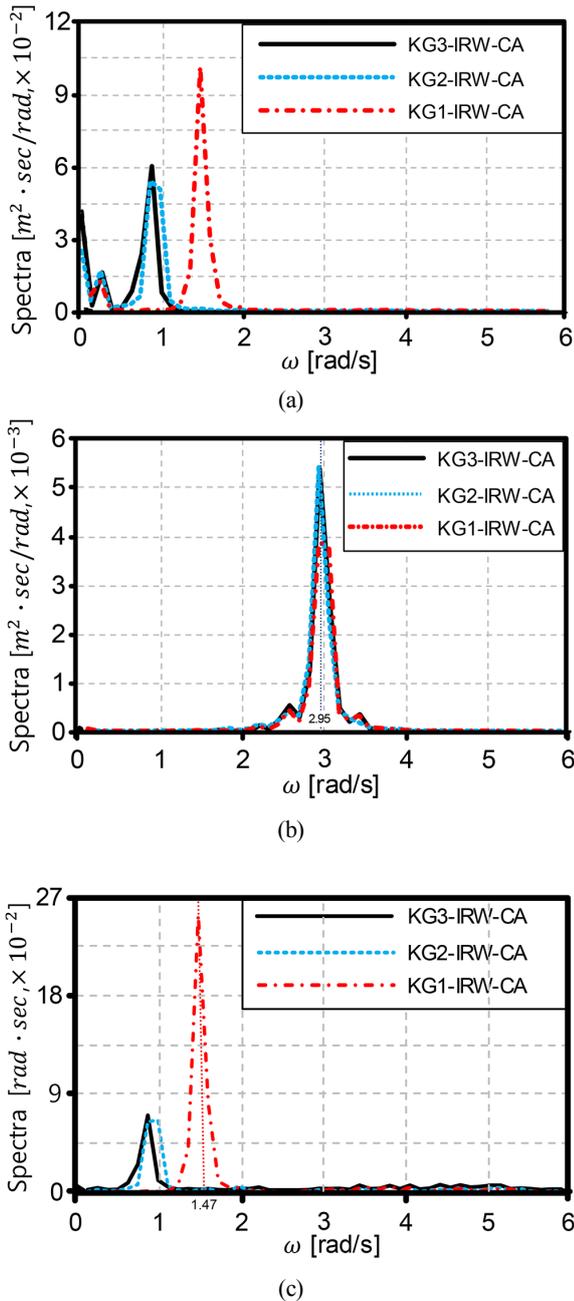


Fig. 8 Comparison on each experimental results for the irregular wave, (a) Surge spectra, (b) Heave spectra, (c) Pitch spectra

(2) 불규칙파 실험을 통하여 규칙파 실험과 마찬가지로 KG1 case에서 Mathieu 불안정 현상이 나타나는 것을 확인하였다. 이로써 실린더형 구조물의 Heave 공진주파수가 Pitch 공진주파수의 2배가 되는 경우, 입사파의 주파수가 Heave 공진주파수가 아님에도 불구하고 높은 파고에 기인하여 Mathieu 불안정 현상이 나타날 수 있음을 파악하였다.

(3) 실린더형 구조물 설계 시 필요에 의해 구조물의 크기나 하중조건이 대폭 변경될 경우 Mathieu 불안정 현상을 피할 수 있도록 무게중심을 주의 깊게 고려해야 한다.

향후 연구로 Mathieu 불안정 현상을 억제 할 수 있는 Heave plate등에 대해 더 연구할 필요가 있다.

References

- Hong, Y.P., Lee, D.Y., Choi, Y.H., Hong, S., Kim, S.E., 2005. An Experimental Study on the Extreme Motion Responses of a Spar Platform in the Heave Resonant Waves. In The Fifteenth International Offshore and Polar Engineering Conference. International Society of Offshore and Polar Engineers.
- Koo, B.J., Kim, M.H., Randall, R.E., 2004. Mathieu Instability of a Spar Platform with Mooring and Risers. *Ocean Engineering*, 31(7), 2175-2208.
- Oh, T.W., 2003. An Experimental Study for the Dynamic Behaviour of Spar. M.Sc Thesis, Korea Maritime and Ocean University, Republic of Korea.
- Park, C.I., 2013. Stability Analysis of Mathieu Equation by Floquet Theory and Perturbation Method. *Transactions of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering*, 23(8), 734-741.
- Rho, J.B., Choi, H.S., 2005. The Effect of Damping Plate on Mathieu-type Instability of Spar Platform. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 42(2), 124-128.
- Rho, J.B., Choi, H.S., Shin, H.S., Park, I.K., 2005. A Study on Mathieu-type Instability of Conventional Spar Platform in Regular Waves. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 15(2), 104-108.

Study on Motion and Mooring Characteristics of Floating Vertical Axis Wind Turbine System

Min-Suk Jang*, Hyo-Jae Jo**, Jae-Hyuk Hwang**, Jae-Heui Kim** and Hyen-Woo Kim***

*Ocean Science and Technology School, Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

**Division of Naval Architecture and Ocean Systems Engineering, Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

***Research Institute of Medium and Small Ship-Building, Busan, Korea

부유식 수직축 풍력발전 시스템의 운동특성 및 계류특성에 대한 연구

장민석* · 조효제** · 황재혁** · 김재희** · 김현우***

*한국해양대학교 해양과학기술전문대학원

**한국해양대학교 조선해양시스템공학부

***중소조선연구원

KEY WORDS: Floating wind power generation system 부유식 풍력발전시스템, Mooring system 계류시스템, Motion response 운동응답, Tension response 인장력응답, Foot print radius 계류설치반경

ABSTRACT: This paper presents the results of an experimental study on the motions and mooring characteristics of a floating vertical axis wind turbine system. Based on a comparison of regular wave experiment results, the motions of structures with different types of mooring are almost the same. Based on the tension response results of a regular wave experiment with a catenary mooring system, the mooring lines in front of the structure have a larger tension effect than the back of the structure by the drifted offset of the structure. The dynamic response spectrum of the structure in the irregular wave experiments showed no significant differences in response to differences in the mooring system. As a result of the comparison of the tension response spectra, the mooring lines have a larger value with a drifted offset for the structure, as shown in the previous regular wave experiment. The results of the dynamic response of the structure under irregular wave and wind conditions showed that the heave motion response is influenced by the coupled effect with the mooring lines of the surge and pitch motion due to the drifted offset and steady heeling. In addition, the mooring lines in front of the structure have a very large tension force compared to the mooring lines in back of the structure as a result of the drifted offset of the structure.

1. 서 론

기존의 화석연료 사용의 문제점 중 하나인 이산화탄소 배출을 줄이기 위해 신재생에너지 분야의 개발에 대한 투자가 활발히 이루어지고 있다. 그 중에서도 풍력발전이 가장 효과적인 방법으로 인정받고 있는 가운데 유럽, 미국, 중국 등 전 세계적으로 누적 설치량이 꾸준히 증가하고 있는 추세이다. 풍력발전의 설치 지역은 크게 육상과 해상으로 나누어지며, 육상의 경우 소음, 경관, 바람의 부존량 등의 문제점이 계속해서 발생되고 있어 설치지역을 해상으로 옮기고 있는 추세이다.

현재 해상에 설치되는 풍력발전시스템은 지지구조물에 따라 고정식 및 부유식으로 나누어지며, 날개의 회전축에 따라 수직

축 및 수평축 풍력발전시스템으로 구별된다. 수직축 풍력발전 시스템이 가지는 장점은 수평축 풍력발전시스템의 효율을 높이기 위해 사용되는 풍향조절시스템과 피치제어시스템(Pitch control system)이 따로 필요하지 않아 비교적 구조가 간단하며, 수평축에 비해 로터의 회전에 의해 발생하는 자이로스코프효과(Gyroscopic effect)가 작고, 바람의 방향변화에 따른 응답의 지연이 없다. 또한 수평축과 비교하여 상대적으로 낮은 풍속에서도 높은 효율을 가지기 때문에 설치지역의 제한이 적고 에너지 손실을 또한 적으며(Shires, 2013), 무게중심이 낮아 유지 및 보수가 쉽다 (Anagnostopoulou et al., 2016).

현재 부유식 풍력발전시스템의 문제점은 육상과 해상의 환경이 현저히 다름에도 불구하고 기존의 육상에서 사용하던 풍력

Received 4 May 2017, revised 14 June 2017, accepted 16 June 2017

Corresponding author Hyo-Jae Jo: +82-051-410-4302, hjjo@kmou.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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.

발전 시스템의 특성을 그대로 해상으로 가져와 부유식 구조물에 적용시킨다는 것이다(Borg and Collu, 2015). 해상에서 부유식 풍력발전시스템의 안정적인 발전효율을 유지하기 위해 해양 외력으로부터 우수한 운동성능 확보 및 위치유지가 중요하다.

사전연구로 Anagnostopoulou et al.(2016)은 반잠수식 구조물에 수직축 풍력발전시스템을 구성하여 자체 개발된 프로그램을 이용하여 구조물의 운동응답을 파악하고, 구조물의 운동응답이 발전량에 미치는 영향을 파악하였다. Collu et al.(2013)과 Collu et al.(2014)은 파, 바람, 조류, 계류시스템 등의 연성해석을 위한 프로그램을 개발하였고 Mertens et al.(2003)의 실험결과와 비교하여 검증하였으며, 각 성분이 부유체 운동에 미치는 영향을 파악하였다. Hong et al.(1988)은 반잠수식 시추선에 대해 규칙과 중 운동실험을 통하여 운동특성을 파악하였으며, 계류사의 인장력을 측정하여 계류사의 동특성을 고찰하였다.

본 연구는 규칙과 및 불규칙파, 불규칙파와 바람 실험을 통하여 구조물 운동응답특성 및 계류사의 인장력응답특성을 분석하였다. 규칙과 실험을 통하여 구조물 운동응답 특성과 계류방식에 따른 인장력응답 진폭을 비교 분석 하였다. 불규칙파 실험과 불규칙파 및 바람 실험으로부터 계류방식에 따른 구조물의 운동응답 스펙트럼과 인장력응답의 스펙트럼을 비교 분석 하였다.

2. 수조실험

실험은 중소조선연구원의 3차원 조파수조에서 수행되었다. Fig. 1은 실험모델을 나타내고 있으며, 구조물의 무게중심, 배수용적, 관성모멘트, 복원력계수 및 메타센터 높이를 Table 1에 설명하였다. 여기서 KG는 부유체 바다부터 무게중심까지의 거리, I44, I55, I66은 각각 횡동요, 종동요, 선수동요의 관성모멘트, C33, C44, C55는 각각 상하동요, 횡동요, 종동요 복원력계수, GML, GMT는 각각 횡방향, 종방향 메타센터 높이이다.

실험의 배치는 Fig. 2에 나타내었다. 계류시스템의 설치반경(Foot print radius)은 수심 2m의 2배인 4m로 설계하였다. 본 연

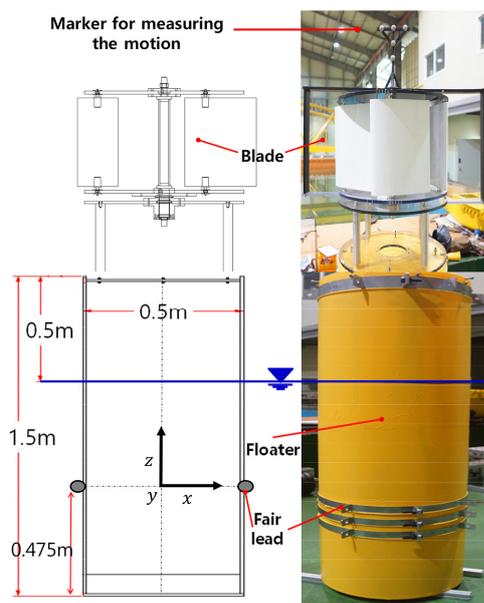


Fig. 1 The model of experiment

Table 1 Main particulars of model

Item	Description
KG [m]	0.475
Displacement volume [m ³]	0.194386
I44, I55 [kg·m ²]	12.67
I66 [kg·m ²]	2.36
C33 [kgf/m]	196.35
C44, C55 [kgf/m]	7.928
GML, GMT [m]	0.04078

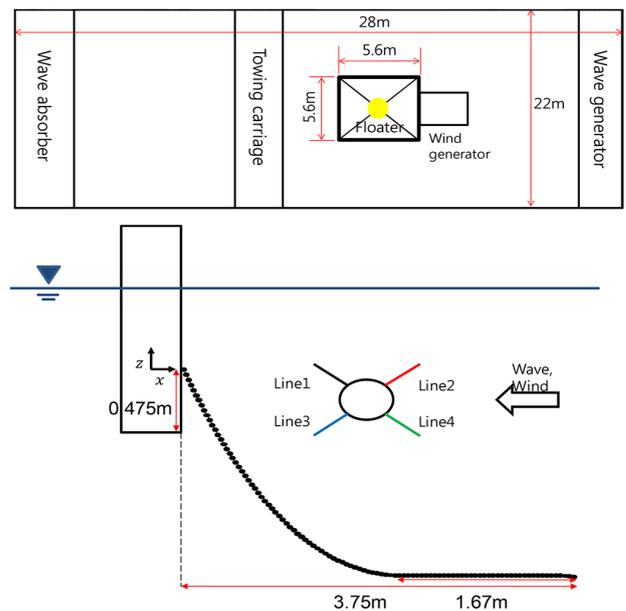


Fig. 2 Schematic view of experimental set-up

구에서 채택한 2가지 계류사에 대한 제원을 Table 2에 설명하였다. 이때 스프링(Spring) 계류는 입사파로 인한 구조물의 표류를 방지하고, 현수선(Catenary) 계류와의 운동특성 및 계류특성을 비교하고자 채택하였다. 인장력은 구조물의 페어리드(Fairlead)

Table 2 Particulars of mooring lines

Mooring type	Designation	Description
Catenary	Chain type	Studless
	Material	Stainless steel
	Diameter	0.006 m
	Mass per meter	0.68 kg/m
	Line length	4.2 m
Pre-tension	Line 1	0.7345 kgf
	Line 2	0.7742 kgf
	Line 3	0.7313 kgf
	Line 4	0.7926 kgf
Spring	Line 1	1.865 kgf
	Line 2	1.668 kgf
	Line 3	1.641 kgf
	Line 4	1.880 kgf

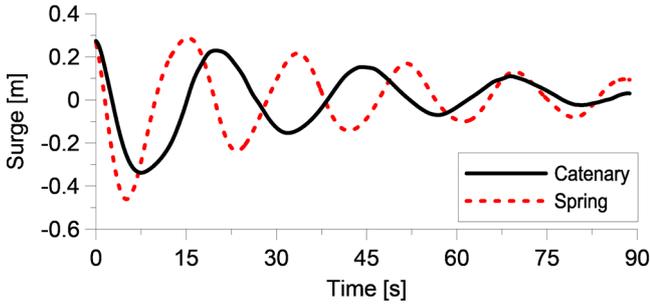


Fig. 3 Freedecay test of surge

Table 3 Experiment cases

Wave type	Mooring type	Wind [m/s]	Case name
Regular wave	Spring	-	RW-SP
	Catenary	-	RW-CA
Irregular wave	-	-	IRW-SP
	Spring	8.0	IRW-SP-W
	-	-	IRW-CA
	Catenary	8.0	IRW-CA-W

지점에서 계측 하였다.

Fig. 3은 4개의 계류사를 구조물에 장착한 후 실시한 전후동요의 자유감쇠실험의 시계열을 나타낸다. 실험결과 스프링 계류시스템의 고유주기는 18.4초이며 현수선 계류시스템의 고유주기는 24.5초이다.

실험의 구분을 위해 각 실험 Case를 Table 3과 같이 명명하였다. 여기서 RW는 규칙파, IRW는 불규칙파, SP는 스프링계류, CA는 현수선 계류, W는 바람 이다. 규칙파 실험은 Table 4와 같이 8개 주파수의 규칙파에 대해 실시하였다. 불규칙파에 적용된 스펙트럼은 ITTC(International Towing Tank Conference) (1963) 스펙트럼으로 이론식은 식 (1)과 같다.

$$S_{\zeta}(\omega) = 8.1 \times 10^{-3} g^2 \omega^{-5} \times \exp\left\{-3.11 / \left(\frac{H_{1/3}}{\omega^4} \cdot \omega^4\right)\right\} \quad (1)$$

$[m^2 \cdot \text{sec}/\text{rad}]$

Table 4 Wave specifications for the regular wave experiments

Wave frequency [rad/s]	Wave height (RW-SP) [m]	Wave height (RW-CA) [m]
2.09	0.0656	0.0667
2.24	0.0868	0.0877
2.42	0.1055	0.1041
2.62	0.1206	0.1179
2.86	0.0744	0.0768
3.14	0.088	0.0891
3.49	0.0977	0.0963
3.93	0.1133	0.1073

3. 결과분석

3.1 규칙파 실험결과

Fig. 4는 규칙파 실험에서 스프링 계류와 현수선 계류에 대해 전후동요, 상하동요, 종동요 응답 결과와 포텐셜 이론에 의한 해석 결과를 비교한 그래프 이다. 그래프에서 횡축은 파 주파수 ω (rad/s)를 나타내고 종축은 운동응답을 입사파 진폭으로 나눈 값을 나타낸다. 종동요는 최대파경사각 $k\zeta_a$ 으로 무차원화 하였다. 이론해석에 적용된 부유체 운동방정식은 식 (2)와 같다.

$$\sum_{l=1}^6 [-\omega^2 (M_{kl} + m_{kl}) - i\omega B_{kl} + (C_{kl} + C'_{kl})] X_l = F_k \quad (k=1 \sim 6) \quad (2)$$

여기서 M_{kl} 은 부유체의 관성력 계수, m_{kl} 은 부유체의 부가관성력 계수, B_{kl} 은 부유체의 조파감쇠계수, C_{kl} 은 정수압에 의한 복원력 계수, C'_{kl} 은 계류에 의한 복원력 계수, X_l 은 운동변위, F_k 는 파랑강제력, ω 는 입사파 조우주파수이다(Oh., 2003). 파랑강제력은 식 (3)과 같다.

$$F_k(t) = - \iint_S P(X, Y, Z, t) \{n_k\} dS, \quad (k=1 \sim 6) \quad (3)$$

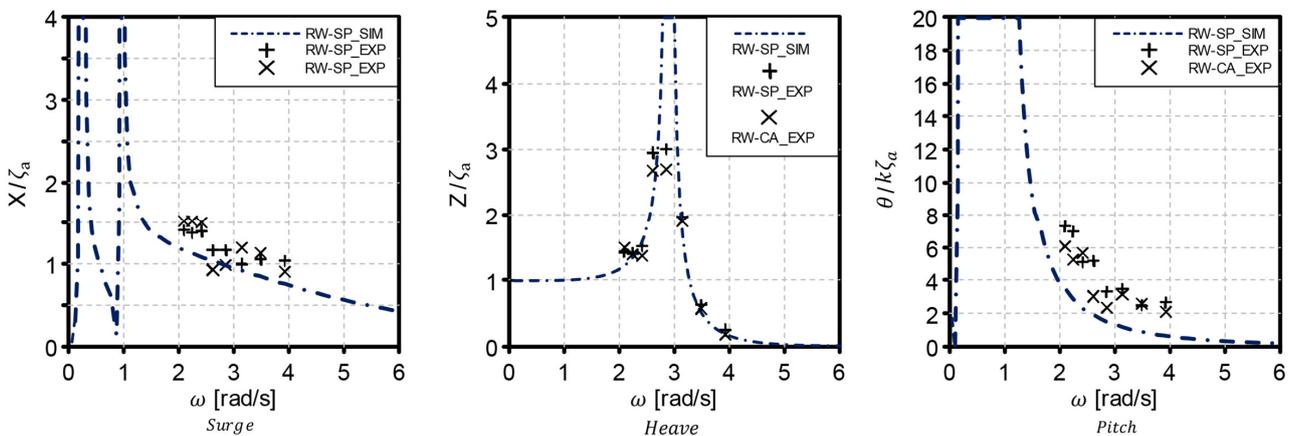


Fig. 4 Comparison between simulated structure motions and experiment results for the regular wave

여기서 S 는 침수표면, $P(X, Y, Z, t)$ 는 부유체에 작용하는 압력, n_k 는 각 운동에 대한 방향여현이다. 파랑강제력에 대한 주파수 응답함수 $H_k(\omega)$ 는 식 (4)와 같다.

$$H_k(\omega) = \rho \iint_S -i\omega(\phi_I + \phi_D)\{n_k\}dS, (k=1 \sim 6) \quad (4)$$

여기서 ϕ_I 는 입사파, ϕ_D 는 산란파에 대한 속도포텐셜을 나타낸다(Jo et al., 2004).

이론해석 결과와 실험결과는 정성적으로 일치하고 있으나, 전후동요와 종동요의 이론해석결과보다 실험결과가 다소 크게 나타난 것을 알 수 있다. 이는 반사파 및 구조물의 운동으로 인해 발생하는 방사파(Radiation wave)에 의해 입사파에 가해지는 영향이 작은 구간의 운동진폭을 계산하였기 때문에, 약간의 과도 운동이 포함된 것으로 보여 진다.

Fig. 5는 규칙파 중 계류시스템에 따른 인장력변화를 입사파 진폭으로 나눈 값과 시간평균 표류변위를 입사파진폭의 제곱으로 나눈 값을 나타내고 있다. 시간평균 표류변위는 2.86rad/s에서 가장 크게 나타났는데, 2.86rad/s는 상하운동의 공진주파수에 가장 가까운 입사파 주파수로서 해당 주파수에서 가장 큰 표류력이 야기되었기 때문으로 보여 진다. 인장력응답은 두 가지 계류시스템 모두 시간평균 표류변위가 가장 큰 2.86rad/s에서 극대값을 가진다. 하지만 스프링 계류와는 다르게 현수선 계류의 경우 2.86rad/s에서 구조물 전방의 계류삭과 구조물 후방의 계류삭의 인장력응답이 크게 차이나는 것을 확인 할 수 있다. 이는 구조물의 표류로 인해 계류삭의 전후대칭이 깨어지고 그에 따른 현수선 계류 특성인 비선형 복원력에 기인한 것으로 보여 진다.

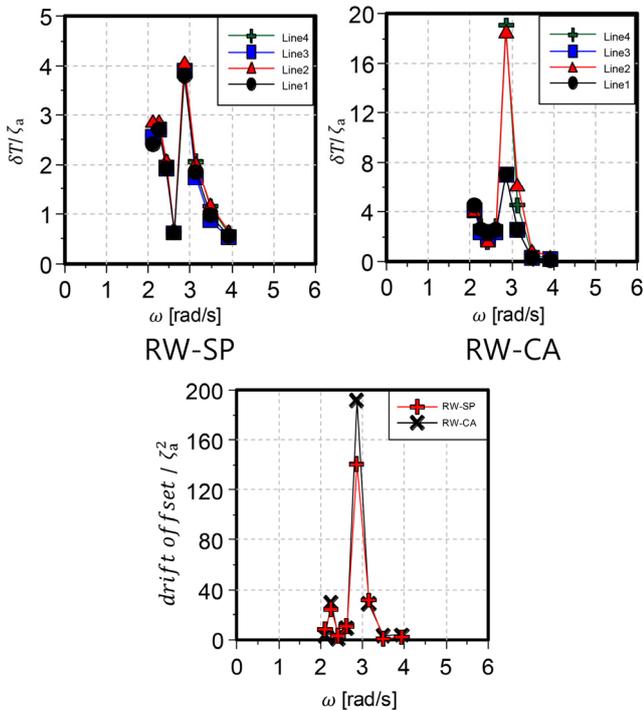


Fig. 5 The ratio of dynamic amplitude of tension response to wave amplitude(Line1,3 = back, Line2,4 = front) and drift offset

Fig. 6과 Fig. 7은 각각 불규칙파 실험에서 현수선 계류와 스프링 계류에 대한 구조물의 운동 응답 스펙트럼, 계류삭의 인장력 응답 스펙트럼을 비교하여 나타내고 있다. Fig. 6의 운동응답 스펙트럼을 확인한 결과 계류시스템에 따른 구조물의 응답차이는 크지 않다. 반면 Fig. 7의 인장력 응답스펙트럼에서 구조물의 표류로 인해 구조물 전방의 계류삭이 후방의 계류삭 보다 약간 큰 인장력 응답을 가지는 것을 확인하였다.

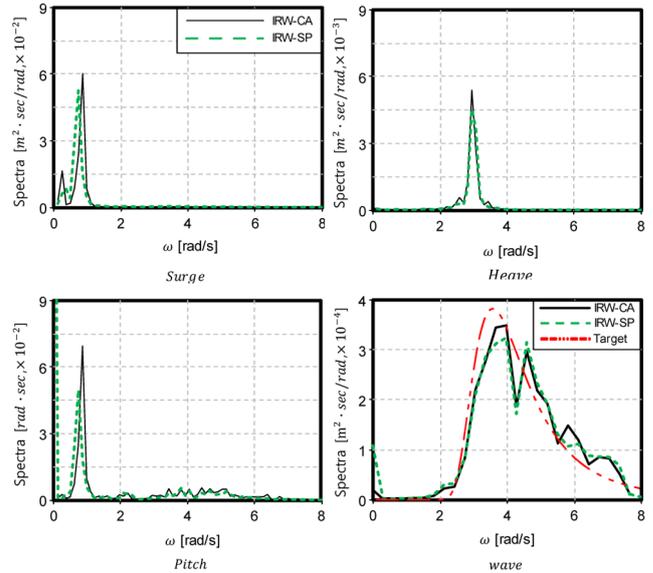


Fig. 6 Motion and wave spectra with different mooring types for the irregular wave

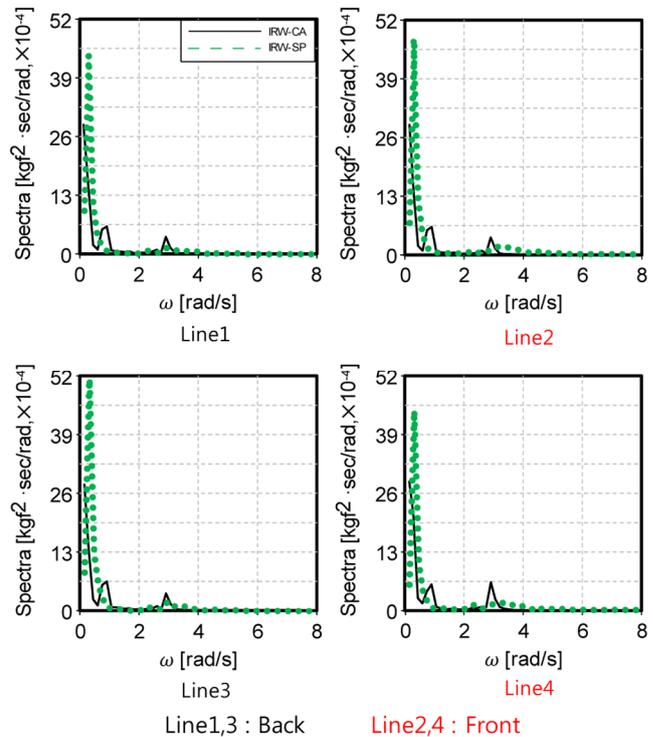


Fig. 7 Tension spectra with different mooring types for the irregular wave (Line1,3 = back, Line2,4 = front)

Fig. 8과 Fig. 9는 각각 불규칙파 실험에서 바람의 하중조건이 추가되었을 때 스프링 계류와 현수선 계류에 대한 구조물의 운동 응답 스펙트럼과 인장력 응답 스펙트럼을 비교하여 나타내고 있다. 각 실험 Case에서 구조물의 표류변위와 구조물의 종경사(Steady heeling)를 Table 5에 나타내었다.

구조물의 표류변위는 바람과 불규칙파에 의한 시간평균 표류 변위이며 종경사는 바람 생성 후 불규칙파 생성 전까지의 시간 평균이다. 먼저 Fig. 8의 상하동요 스펙트럼의 0.8rad/s 부근에서

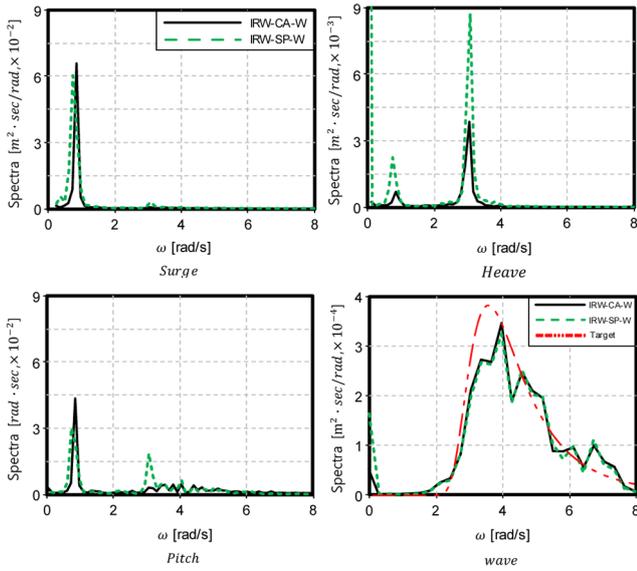


Fig. 8 Motion spectra and wave spectra with different mooring types in irregular wave and wind

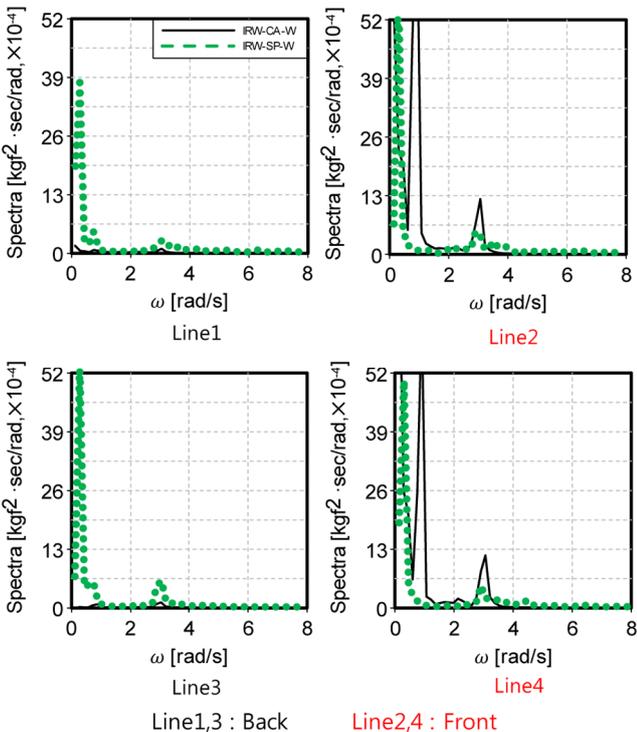


Fig. 9 Tension spectra with different mooring type in irregular wave and wind(Line1,3 = back, Line2,4 = front)

Table 5 Drift displacement

Case	Drift displacement [m]	Heel [deg]
IRW-SP	0.0184	0.0
IRW-CA	0.0442	0.0
IRW-SP-W	0.6889	5.73
IRW-CA-W	0.7025	

극대값을 나타내는 것을 확인할 수 있다. 표류변위 및 종경사에 의해 계류삭의 상하전후 대칭이 깨지면서 전후운동과 종운동에 의해 상하운동이 영향을 받은 것으로 판단된다. 또한 Fig. 8의 상하동요 스펙트럼에서 Fig. 6의 상하동요 스펙트럼과는 다르게 계류방식에 따른 운동응답의 차이가 큰 것을 확인 할 수 있다. 현수선 계류의 경우 구조물의 시간평균 표류변위로 인해 증가된 전방 계류삭의 복원력에 의해 상하동요가 감소된 것으로 보여진다. 스프링 계류의 경우 Fig. 8의 종동요 스펙트럼에서 나타나는 3.06rad/s의 극대값으로 미루어 보아 종동요와의 연성으로 인해 상하동요가 증가된 것으로 보여진다. 이 현상에 대해 앞서 설명한 바와 마찬가지로 바람에 의한 구조물의 변위와 종경사에 따른 결과로 판단하였다.

Fig. 9는 각 계류삭에 대한 인장력응답 스펙트럼을 비교한 결과이다. 현수선 계류의 경우 Fig. 7과는 다르게 Line1,3 보다 Line2,4에서 극대값들이 매우 큰데, 이는 구조물의 표류변위로 인한 현수선 계류 특성인 비선형 복원력에 기인하는 것으로 보여진다.

Fig. 10은 불규칙파 및 불규칙파와 바람 실험 중 Pretension을 제외한 인장력 응답의 최대값, 평균값을 나타낸다. 현수선 계류시스템의 경우 바람이 없는 경우 Line2와 Line4에 각각 0.193kgf, 0.22kgf의 최대값을 가지고, 바람 하중이 있는 경우 각각 0.487kgf, 0.485kgf의 최대값을 가진다. 또한 바람이 없는 경우 0.013kgf, 0.017kgf의 평균값을 가지고, 바람이 있는 경우 0.16kgf, 0.126kgf의 평균값을 가진다.

바람 영향으로 인해 계류삭에 작용하는 인장력이 매우 커지므로 구조물의 계류시스템 설계 시 계류삭에 작용하는 인장력이 MBL(Maximum breaking load)을 넘지 않도록 안전율을 고려하여 충분한 계류삭을 선정할 필요가 있다.

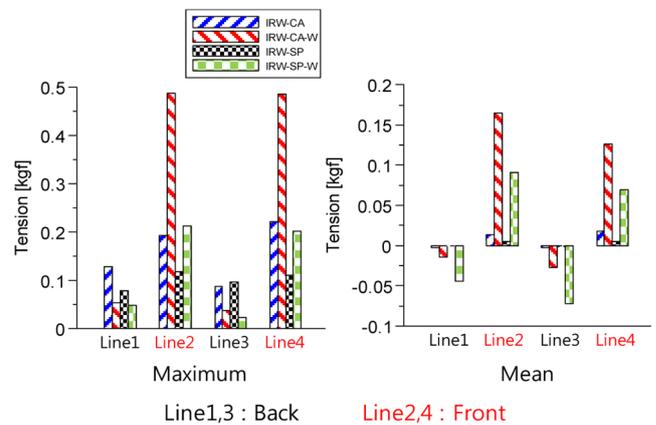


Fig. 10 Statistical values of tension response of each experiment cases(Line1,3 = back, Line2,4 = front)

4. 결 론

본 연구에서는 부유식 풍력 발전 시스템에 대해 수조실험을 통하여 운동 및 계류성능에 대한 연구를 수행하였다. 두가지 계류시스템에 대해 운동응답 특성 및 인장력 응답 특성을 분석하였고 아래와 같은 결론을 얻었다.

(1) 규칙파 실험결과 현수선 계류는 구조물의 시간평균 표류변위에 의해 구조물 전방과 후방 계류사의 인장력응답이 큰 차이를 보였다.

(2) 불규칙파 및 바람 실험결과 현수선 계류의 경우 앞선 규칙파 실험결과와 마찬가지로 구조물의 시간평균 표류변위에 의해 구조물 전방과 후방 계류사의 인장력 응답이 큰 차이를 보였다. 또한 바람으로 인한 표류변위 및 종경사로 인해 계류시스템의 상하전후 대칭이 깨지면서 전후운동과 중운동에 의해 상하운동이 영향을 받았다.

부유식 풍력발전시스템에 대한 추가적인 연구로 구조물의 운동응답이 미치는 풍력터빈의 발전효율에 대한 영향을 파악할 필요가 있다.

References

- Anagnostopoulou, C., Kagemoto, H., Sao, K., Mizuno, A., 2016. Concept Design and Dynamic Analyses of a Floating Vertical-axis Wind Turbine: Case Study of Power Supply to Offshore Greek Islands. *Journal of Ocean Engineering and Marine Energy*, 2(1), 85-104.
- Borg, M., Collu, M., 2015. Offshore Floating Vertical Axis Wind Turbines, Dynamics Modelling State of the Art. Part III: Hydrodynamics and Coupled Modelling approaches. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 46, 296-310.
- Collu, M., Borg, M., Shires, A., Brennan, F.P., 2013. FloVAWT: Progress on the Development of a Coupled Model of Dynamics for Floating Offshore Vertical Axis Wind Turbines. ASME 2013 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Nantes, France, V008T09A045.
- Collu, M., Borg, M., Shires, A., Rizzo, F.N., Lupi, E., 2014. FloVAWT: Further Progresses on the Development of a Coupled Model of Dynamics for Floating Offshore VAWTs. In ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, American Society of Mechanical Engineers, V09BT09A044-V09BT09A044.
- Hong, S.Y., Lee, P.M., Kim, Y.C., Hong, D.C., 1988. An Experimental Analysis on the Motion Response of a Moored Semi-Submersible Platform in Regular Waves, *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 2(1), 59-70.
- Jo, H.J., Goo, J.S., Choi, H.S., Park, J.Y., Oh, T.W., Kim, B.W., Ha, M.K., 2004. An Experimental Study for the Wave Exciting Force of a Truss Spar. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 18(6), 16-21.
- Mertens, S., van Kuik, G., van Bussel, G., 2003. Performance of an H-Darrieus in the Skewed Flow on a Roof. *Journal of Solar Energy Engineering*, 125(4), 433-440.
- Oh, T.W., 2003. An Experimental Study for the Dynamic Behaviour of Spar. M.Sc Thesis, Korea Maritime and Ocean University, Republic of Korea.
- Shires, A., 2013. Design Optimisation of an Offshore Vertical Axis Wind Turbine. *Proceedings of the ICE-Energy*, 166(EN1), 7-18.

Wave Energy Extraction using Partially Submerged Pendulum Plate with Quay Wall

Il-Hyoung Cho*, Hyebin Lee** and Yoon Hyeok Bae*

*Department of Ocean System Engineering, Jeju National University, Jeju, Korea

**Multidisciplinary Graduate School for Wind Energy, Jeju National University, Jeju, Korea

안벽 앞에 부분 잠긴 진자판에 의한 파랑에너지 추출

조일형* · 이혜빈** · 배운혁*

*제주대학교 해양시스템공학과

**제주대학교 풍력대학원

KEY WORDS: Pendulum plate 진자판, Wave energy converter 파력발전장치, Extracted power 추출 파워, Eigenfunction Expansion method 고유함수전개법, PTO damping coefficient PTO 감쇠계수

ABSTRACT: The performance of a wave energy converter (WEC) that uses the rolling motion of a partially submerged pendulum plate in front of a quay wall was analyzed. The wave exciting moment and hydrodynamic moment were obtained using a matched eigenfunction expansion method (MEEM) based on the linear potential theory, and then the roll motion response of a pendulum plate, time averaged extracted power, and efficiency were investigated. The optimal PTO damping coefficient was suggested to give the optimal extracted power. The peak value of the optimal extracted power occurs at the resonant frequency. The resonant peak and its width increase as the submergence depth of the pendulum plate decreases and thickness of the pendulum plate increases. An increase in the wave incidence angle reduces the efficiency of the wave energy converter. In addition, the WEC using a rolling pendulum plate contributes not only to the extraction of the wave energy, but also to a reduction in the waves reflected from the quay wall, which helps to stabilize ships going near the quay wall.

1. 서 론

파랑 중 회전 운동하는 진자판을 이용한 파력발전장치(Oscillating wave surge converter)는 회전 중심점(Hinge point)이 수면 위에 놓인 형태와 해저면 바닥에 놓인 형태로 분류할 수 있다. 이러한 유형의 파력발전장치로 현재 상용화 단계에 와 있는 대표적인 파력발전장치로 Oyster(Whittaker and Folley, 2012)와 Waveroller(Lucas et al., 2012)가 있다. 2000년대 초반부터 Aquamarine Power사에 의해 개발된 Oyster는 연안 가까이에 위치하여 파랑에너지를 흡수한다(Whittaker et al., 2007; Whittaker and Folley, 2012). 1차 변환과정을 통하여 얻은 진자판의 운동에너지는 높은 압력으로 물을 육상으로 보내 터빈을 구동시켜 전기를 생산한다. Oyster의 장점은 최소한의 장치만을 물속에 잠기게 하여 유지보수가 용이하다는 점이다. 또한 자동 제어장치, 변속 기어장치, 비상시 제동장치가 불필요하다. 실물 크기의 Oyster 2기가 2009년과 2011년에 스코틀랜드

Orkney에 위치한 EMEC(European marine energy centre)에서 실험역 실증실험을 마쳤다. Waveroller는 해안선으로부터 0.3-2km, 수심 8-20m에 적합한 천수용 파력발전장치이다. 1차 변환장치의 개념은 Oyster와 비슷하나 2차 변환장치는 Oyster와 달리 직접 전기를 생산하는 타입이다. 파랑중 회전 운동하는 진자판은 피스톤 타입의 유압펌프를 작동시켜 폐회로 파이프 관내에 있는 작동유체를 순환시킨다. 그 결과 높은 압력의 작동유체는 유압모터를 구동시키며, 이는 전기에너지를 생산하는 원동력이 된다. 이때 유압시스템내의 모든 부품들은 정교하게 만든 하우스형으로 수밀상태를 유지해야한다. 국내에서는 선박해양플랜트연구소(Korea research institute of ships & ocean engineering, KRISO)에서 Waveroller를 변형한 부유식 진자형 파력발전장치를 개발하여 현재 실증실험을 준비 중에 있다(Nam et al., 2011; Park et al., 2012; Nam et al., 2012).

파력발전장치의 연구 및 개발의 역사를 살펴보았을 때, 진자

Received 3 April 2017, revised 17 May 2017, accepted 16 June 2017

Corresponding author Il-Hyoung Cho: +82-10-9232-1253, cho0904@jeju.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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.

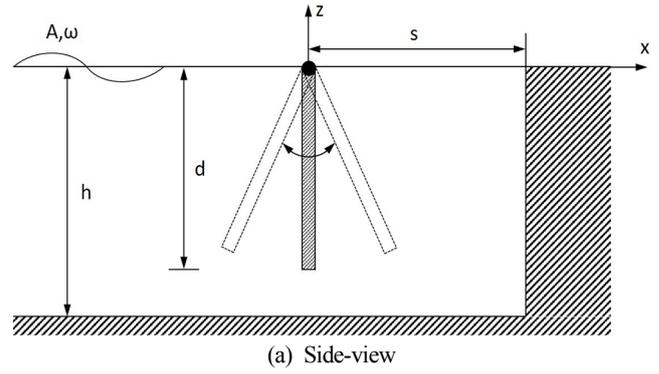
판을 이용한 파력발전장치에 대한 관심은 최근에 높아졌다. 이는 천수역에서 이용 가능한 파랑에너지의 밀도가 심해역보다 낮다고 알려졌기 때문이다. 그 이유는 파가 해안에 가까워짐에 따라 수심이 점점 얕아지면서 많은 양의 파랑에너지가 해저면에서의 마찰과 수면에서의 쇄파로 소멸된다. 그러나 마찰과 쇄파에 의한 천수역에서의 입사 파고의 제한은 입력 에너지의 크기를 일정하게 유지시켜 파력발전장치의 작동률을 높이는 데 기여한다. 또한 천수역에서 수심 변화에 따른 굴절현상으로 파정선(Wave crest line)은 등 수심선과 거의 평행해진다. 따라서 천수역에서의 파의 진행방향은 심해역과 달리 다방향으로 분산되지 않고 일정한 방향을 유지시켜 에너지 집중 효과를 가져온다. 이러한 이유로 Whittaker and Folley(2012)는 에너지 추출 측면에서 심해역과 천수역 사이에는 큰 차이가 없다고 주장하였다.

파랑중 운동하는 진자판의 동유체역학적 특성은 몇몇 저자에 의해 포텐셜 유동의 가정 아래에서 해석적으로 연구되었다. Evans(1970)는 운동변위가 작다는 가정 아래에서 몰수형 진자판에 작용하는 회절력을 구하였다. Cho(2003)는 안벽 앞에 놓인 일정 깊이 부분 잠긴 투과성 슬릿판에 의한 반사율을 슬릿판의 공극율과 잠긴 깊이 그리고 입사파의 경사각을 바꿔가면서 해석하였다. 해석방법으로 고유함수 전개법을 사용하였다. 진자판에 의한 파의 방사문제는 2차원 조파구조 한쪽 끝단에 설치한 조파판에 대한 연구를 확장한 것이다(Dean and Dalrymple, 1984; Falnes, 2002). Evans and Porter(1996)는 몰수형 진자판의 동유체역학적 문제를 풀어 수심과 진자판 높이의 비에 따른 부가 관성모멘트 및 방사감쇠계수에 대한 해석해를 얻었다. 3차원 수면관통형 진자판에 대한 회절문제는 방파제 연구와 관련하여 여러 저자들에 의해 다루어졌다. Penney and Price(1952)는 두께를 무시한 직립판을 이용한 방파제에 의한 투과율과 반사율에 대한 근사해를 구하였다. Queen's 대학 연구진은 진자판을 이용한 파력발전장치에 대한 많은 연구들을 수행하였다(Whittaker et al., 2007; Folley et al., 2007; Whittaker and Folley, 2012). 이로부터 유체역학적 효율이 우수한 진자판의 중요성을 강조하였고, 이는 Oyster 개발로 이어졌다.

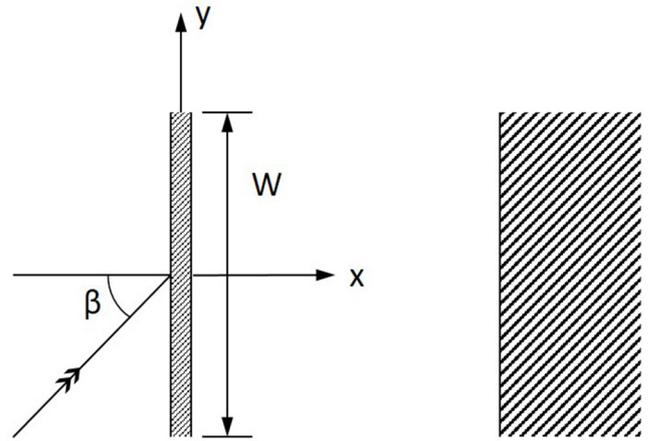
본 연구에서는 직립 안벽 앞에 놓인 일정 깊이 잠긴 진자판의 파랑중 회전운동 특성을 살펴보고 추출파위의 극대화를 위하여 여러 설계변수들을 바꿔가면서 최적의 변수 값들을 도출하는 과정을 다루었다. 선형 포텐셜이론에 근거한 고유함수 전개법을 사용하여 회절과 방사 포텐셜을 구하는 과정을 2.1절과 2.2절에 소개하였다. 안벽 앞에 놓인 진자판의 파랑중 회전운동 특성과 추출파위 그리고 효율은 2.3절에서 살펴보았다. 3장에서는 진자판 파력발전장치의 여러 설계변수(진자판의 두께와 잠긴 깊이, 안벽과의 거리, 입사 각도)등이 추출 효율에 미치는 영향에 관한 여러 결과들을 제시하고 설계에 반영하였고, 끝으로 중요한 결론들을 4장에서 언급하였다.

2. 문제의 정식화

Fig. 1과 같이 수심(h)이 일정한 유체영역 내에 일정깊이(d) 잠긴 진자판이 직립 안벽($x=s$) 앞에 놓여 있다고 생각하자. 진자판의 폭(W)은 진자판의 잠긴 깊이(d)와 두께(t_f)에 비하여 무한히 길다고 가정하였다. 입사파는 x 축과 β 의 경사 각도를 갖



(a) Side-view



(b) Top-view

Fig. 1 Definition sketch of a rolling pendulum plate.

고 들어온다. 선형포텐셜 이론에 따라 속도포텐셜(ϕ)을 도입하고, 유동은 주파수 ω 를 갖고 조화운동을 하고 진자판이 폭 방향(y 축)으로 일정하다고 가정하면 속도포텐셜과 파형식 그리고 진자판의 수평속도와 진자판의 회전운동 변위는 아래와 같이 쓸 수 있다.

$$\Phi(x, y, z, t) = \text{Re}\{\phi(x, z)e^{i(ky \sin \beta - \omega t)}\} \quad (1)$$

$$\zeta(x, y, t) = \text{Re}\{\eta(x)e^{i(ky \sin \beta - \omega t)}\}$$

$$U(y, z, t) = \text{Re}\{u(z)e^{i(ky \sin \beta - \omega t)}\}$$

$$\theta(t) = \text{Re}\{\theta_0 e^{-i\omega t}\}$$

새로 도입된 속도포텐셜 $\phi(x, z)$ 는 y 축에 무관한 함수가 되어 2차원 문제로 바뀐다. 전체 속도포텐셜 $\phi(x, z)$ 는 아래와 같이 회절포텐셜(ϕ_D)과 방사포텐셜(ϕ_R)의 합으로 표현할 수 있다.

$$\phi(x, z) = -\frac{ig}{\omega} A \phi_D(x, z) - i\omega \theta_0 \phi_R(x, z) \quad (2)$$

여기서 g 는 중력가속도이며, A 는 입사파의 진폭이다. 입사파와 산란파의 합으로 표현되는 회절포텐셜($\phi_D = \phi_I + \phi_S$)과 진자판의 회전운동으로 유기되는 방사포텐셜(ϕ_R)은 아래와 같은 경계치 문제를 만족한다.

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial^2 \phi_{D,R}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi_{D,R}}{\partial z^2} - (k \sin \beta)^2 \phi_{D,R} = 0, (\text{in } \Omega) \\ \frac{\partial \phi_{D,R}}{\partial z} - \frac{\omega^2}{g} \phi_{D,R} = 0, \quad (\text{on } z=0) \\ \frac{\partial \phi_{D,R}}{\partial z} = 0, \quad (\text{on } z=-h) \\ \frac{\partial \phi_{D,R}}{\partial x} = 0, \quad (\text{on } x=s) \\ \lim_{x \rightarrow -\infty} \left(\frac{\partial \phi_{S,R}}{\partial x} + ik \cos \beta \phi_{S,R} \right) = 0 \end{array} \right. \quad (3)$$

여기서 k 는 입사파의 파수(Wave number)를 나타낸다.

2.1 회절문제

해석방법으로 유체영역을 진자판을 경계로 2개의 영역(영역 (1), 영역 (2))으로 나누고, 각 영역에서 속도포텐셜을 구하고 부족한 경계조건으로부터 생기는 미지수는 진자판이 놓여 있는 정합면($x=0$)에서 두 영역의 해를 정합시켜 완전한 해를 구하는 고유함수 전개법을 사용하였다. 회절포텐셜은 경계조건식 (3)과 함께 진자판에서 경계조건식($\frac{\partial \phi_D}{\partial x} = 0$)을 만족한다. 영역 (1)과 영역 (2)의 회절포텐셜을 변수분리법을 사용하여 표현하면 다음과 같다.

$$\phi_D^{(1)}(x, z) = \sum_{n=0}^{\infty} (e^{-\alpha_n x} \delta_{n0} + a_n e^{\alpha_n x}) f_n(z), \quad x \leq 0 \quad (4)$$

$$\phi_D^{(2)}(x, z) = \sum_{n=0}^{\infty} b_n \cosh[\alpha_n(x-s)] f_n(z), \quad x \geq 0$$

여기서 δ_{n0} 는 $n=0$ 일 때 1이고, n 이 0보다 크면 0의 값을 갖는 Kronecker-Delta 함수이다.

$$\alpha_n = \begin{cases} -ik \cos \beta & (\text{for } n=0) \\ \sqrt{k_n^2 + (k \sin \beta)^2} & (\text{for } n=1, 2, \dots) \end{cases} \quad (5)$$

윗식에서 $n=0$ 일 때를 진행 모드(Propagating mode)라 부르며, n 이 0보다 클 때를 비진행 모드(Evanescence modes)로 진자판으로부터 멀어짐에 따라 지수함수 형태로 사라지는 항이다. 고유함수 $f_n(z)$ 와 고유치 k_n 은 다음과 같다.

$$f_n(z) = \frac{\cos k_n(z+h)}{\cos k_n h}, \quad \text{with } k_n \tan k_n h = -\frac{\omega^2}{g}, \quad (n=0, 1, 2, \dots) \quad (6)$$

여기서 $k_0 = -ik$ 이다.

식 (4)에 나타난 미지수인 a_n, b_n 을 구하기 위하여 두 영역이 만나는 정합면($x=0, -h \leq z \leq 0$)에서 수평방향 속도가 서로 같다는 정합조건식을 적용하여야 한다.

$$\frac{\partial \phi_D^{(1)}}{\partial x} = \frac{\partial \phi_D^{(2)}}{\partial x} = u_d(z) = \sum_{n=0}^{\infty} u_{dn} f_n(z) \quad (7)$$

식 (4)를 윗식에 대입하여 정리하면 미지수 a_n, b_n 을 미지수 u_{dn} 으로 표현할 수 있다.

$$a_n = \delta_{n0} + \frac{u_{dn}}{\alpha_n}, \quad b_n = -\frac{u_{dn}}{\alpha_n \sinh \alpha_n s} \quad (8)$$

식 (8)을 식 (4)에 대입하여 영역 (1)과 (2)에서의 속도포텐셜을 다시 쓰면 다음식과 같다.

$$\phi_D^{(1)}(x, z) = \sum_{n=0}^{\infty} \left\{ (e^{-\alpha_n x} + e^{\alpha_n x}) \delta_{n0} + \frac{u_{dn}}{\alpha_n} e^{\alpha_n x} \right\} f_n(z) \quad (9)$$

$$\phi_D^{(2)}(x, z) = -\sum_{n=0}^{\infty} \frac{\cosh[\alpha_n(x-s)] u_{dn}}{\alpha_n \sinh \alpha_n s} f_n(z)$$

식 (9)에서 미지수로 남아있는 u_{dn} ($n=0, 1, 2, \dots$)을 구하기 위해서는 추가적인 정합조건식이 필요하다. 먼저 $x=0, -h \leq z \leq -d$ 에서 영역 (1)과 영역 (2)의 속도포텐셜은 서로 같아야 한다($\phi_D^{(1)} = \phi_D^{(2)}$).

$$\sum_{n=0}^{\infty} \frac{u_{dn}}{\alpha_n} (1 + \coth \alpha_n s) f_n(z) = -2f_0(z) \quad (10)$$

양변에 $f_m(z)$ 을 곱한 뒤 $-h$ 부터 $-d$ 까지 적분하여 정리하면 아래와 같은 적분방정식을 유도할 수 있다.

$$\sum_{n=0}^{\infty} \frac{(1 + \coth \alpha_n s) e_{nm}(d)}{\alpha_n} u_{dn} = -2e_{0m}(d) \quad (11)$$

여기서 $e_{nm}(d) = \int_{-h}^{-d} f_n(z) f_m(z) dz$ 이다.

끝으로 진자판이 놓인 정합면($x=0, -d \leq z \leq 0$)에서 다음과 같은 물체경계조건식을 만족하여야 한다.

$$\frac{\partial \phi_D^{(1)}}{\partial x} = \frac{\partial \phi_D^{(2)}}{\partial x} = \sum_{n=0}^{\infty} u_{dn} f_n(z) = 0 \quad (12)$$

윗식의 양변에 $f_m(z)$ 을 곱한 뒤 $-d$ 부터 0까지 적분한 뒤 고유함수의 직교성 성질을 적용하면 다음과 같다.

$$\sum_{n=0}^{\infty} \{N_n \delta_{nm} - e_{nm}(d)\} u_{dn} = 0 \quad (13)$$

여기서 $N_n = \int_{-h}^0 f_n^2(z) dz$ 이다.

대수방정식 (11)과 (13)을 더하면 회절문제에 대한 최종적으로 풀어야 할 대수방정식을 얻을 수 있다.

$$\sum_{n=0}^N \left\{ \left(\frac{1 + \coth \alpha_n s}{\alpha_n} - 1 \right) e_{nm}(d) + N_n \delta_{nm} \right\} u_{dn} = -2e_{0m}(d) \quad (14)$$

$m = 0, 1, 2, \dots, N$

이때 고유함수개수를 유한개(N) 취한다. 대수방정식 (14)을 풀어 $N+1$ 개의 미지수 u_{dn} , ($n=0, 1, 2, \dots, N$)을 구한다. 구한 결과를 식 (9)에 대입하면 각 영역에서 타당한 완전한 해를 구할 수 있다.

과기진 모멘트($M_E(t) = A \operatorname{Re} \{ m_E(\beta, \omega) e^{-i\omega t} \}$)는 베르누이방정식으로부터 얻은 동압력을 적분하여 구해진다.

$$m_E(\beta, \omega) = \rho g W \gamma \int_{-d}^0 z \{ \phi_D^{(1)}(0, z) - \phi_D^{(2)}(0, z) \} dz \quad (15)$$

$$\text{여기서 } \gamma = \frac{1}{W} \int_{-W/2}^{W/2} e^{ik \sin \beta y} dy = \begin{cases} \frac{\sin(kW \sin \beta / 2)}{kW \sin \beta / 2}, & \beta \neq 0 \\ 1, & \beta = 0 \end{cases}$$

고정된 진자관에 의한 반사율은 식 (9)로부터 $R = 1 + \frac{u_{d0}}{\alpha_0}$ 이며,

안벽($x=s$)에서의 파형식의 복소진폭은 $\eta = -A \sum_{n=0}^N \frac{u_{dn}}{\alpha_n \sinh \alpha_n s}$ 이다.

2.2 방사문제

앞 절에서는 고정된 진자관에 의한 파의 회절문제를 살펴보았다. 이 절에서는 진자관의 회전운동에 의한 방사문제(Radiation problem)를 살펴보겠다. 진자관의 회전운동이 작다는 가정($\sin \theta \approx \theta$) 아래에서 식 (1)의 진자판 수평속도는 $U(z, t) \approx z \dot{\theta}(t)$ 이다. 진자판이 주파수 ω 를 갖고 조화운동을 한다면 $u(z) = -i\omega \theta_0 z$ 이다. 진자판의 수평속도는 물입자의 속도와 서로 같다는 경계조건식을 이용하면 방사문제에 대한 진자판에서의 경계조건식($\frac{\partial \phi_R}{\partial x} = z$)을 유도할 수 있다. 해석방법으로 앞 절에서와 같이 유체영역을 2개의 영역(영역 (1), 영역 (2))으로 나누고, 인접한 영역의 해를 정합시켜 해를 구하는 고유함수 전개법을 사용하였다. 각 영역에서의 속도포텐셜은 다음과 같다.

$$\phi_R^{(1)}(x, z) = \sum_{n=0}^{\infty} A_n e^{\alpha_n x} f_n(z) \quad x \leq 0 \quad (16)$$

$$\phi_R^{(2)}(x, z) = \sum_{n=0}^{\infty} B_n \cosh[\alpha_n(x-s)] f_n(z) \quad x \geq 0$$

(2.1)절과 같은 방법으로 두 영역이 만나는 정합면 ($x=0$, $-h \leq z \leq 0$)에서 속도($\frac{\partial \phi_R^{(1)}}{\partial x} = \frac{\partial \phi_R^{(2)}}{\partial x} = \sum_{n=0}^{\infty} u_{rn} f_n(z)$)가 서로 같다는 정합조건식을 적용하여 각 영역의 속도포텐셜을 다시 쓰면 다음과 같다.

$$\phi_R^{(1)}(x, z) = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{u_{rn}}{\alpha_n} e^{\alpha_n x} f_n(z) \quad x \leq 0 \quad (17)$$

$$\phi_R^{(2)}(x, z) = - \sum_{n=0}^{\infty} \frac{u_{rn} \cosh[\alpha_n(x-s)]}{\alpha_n \sinh \alpha_n s} f_n(z) \quad x \geq 0$$

식 (17)을 정합면($x=0, -h \leq z \leq -d$)에서 속도포텐셜이 서로 같아야 한다는 정합조건식($\phi_R^{(1)} = \phi_R^{(2)}$)에 대입하면 아래와 같은 대수방정식을 유도할 수 있다.

$$\sum_{n=0}^{\infty} \frac{e_{nm}(d)}{\alpha_n} (1 + \coth \alpha_n s) u_{rn} = 0 \quad (18)$$

끝으로 $x=0, -d \leq z \leq 0$ 에서 물체경계조건식($\frac{\partial \phi_R}{\partial x} = \sum_{n=0}^{\infty} u_{rn} f_n(z) = z$)으로부터 두 번째 대수방정식을 유도할 수 있다.

$$\sum_{n=0}^{\infty} \{ N_n \delta_{nm} - e_{nm}(d) \} u_{rn} = \int_{-d}^0 z f_m(z) dz \quad (19)$$

대수방정식 (18)과 (19)을 더하면 최종 대수방정식을 얻을 수 있다.

$$\sum_{n=0}^N \left\{ \left(\frac{1 + \coth \alpha_n s}{\alpha_n} - 1 \right) e_{nm}(d) + N_n \delta_{nm} \right\} u_{rn} = \int_{-d}^0 z f_m(z) dz \quad (20)$$

대수방정식 (20)을 풀어 u_{rn} , ($n=0, 1, 2, \dots, N$)를 구한다. 구한 결과를 식 (17)에 대입하여 각 영역에서의 방사포텐셜을 구할 수 있다. 진자판의 회전운동에 의한 무한원방($x=-\infty$)에서의 방사파는 $\eta = \frac{\omega^2 u_{r0}}{g \alpha_0} \theta_0$ 이다.

진자판의 회전운동에 의한 동유체 모멘트($M_R(t) = \operatorname{Re} \{ m_R(\beta, \omega) e^{-i\omega t} \}$)는 다음과 같다.

$$m_R(\beta, \omega) = \rho \omega^2 \theta_0 W \int_{-d}^0 z \{ \phi_R^{(1)}(0, z) - \phi_R^{(2)}(0, z) \} dz \quad (21)$$

동유체 모멘트(m_R)은 부가 관성모멘트(a_{55})와 방사감쇠계수(b_{55})의 합으로 표현된다.

$$m_R(\beta, \omega) = (a_{55} \omega^2 + i \omega b_{55}) \theta_0 \quad (22)$$

2.3 운동방정식

파랑중 진자판의 회전운동 변위를 구하기 위해 아래와 같은 운동방정식을 풀어야 한다.

$$I_y \ddot{\theta}(t) = M_E(t) + M_R(t) + M_h(t) + M_{PTO}(t) \quad (23)$$

여기서 I_y 는 진자판의 관성모멘트, $M_h (= -C_{55} \theta(t))$ 는 정유체 복원모멘트를 뜻한다.

진자판의 두께가 진자판의 폭과 깊이에 비하여 작고, 질량이 균일하게 분포되어 있다고 가정하면 진자판의 관성모멘트와 정유체 복원모멘트 계수는 다음과 같다(Gomes et al., 2015). 진자판의 무게중심(z_y)과 부력중심(z_b)은 $d/2$ 이다.

$$I_y \approx \frac{1}{3} \rho_f t_f W d^3 \quad (24)$$

$$C_{55} = \rho_f g t_f W d z_g - \rho g t_f W d z_b = \frac{1}{2} \rho g t_f W d^2 \left(\frac{\rho_f}{\rho} - 1 \right)$$

여기서 ρ_f 는 진자판의 밀도이다.

M_{PTO} 는 에너지 추출을 위한 PTO(Power take-off) 장치 설치에 따른 감쇠 모멘트로 진자판의 회전운동 변위와 선형적으로 변한다고 가정하였다.

$$M_{PTO} = -b_{PTO} \dot{\theta}(t) \quad (25)$$

식 (23)을 주파수 영역의 운동방정식으로 바꾼 후 구한 진자판의 회전운동 복소진폭은 다음과 같다.

$$\theta_o = \frac{A m_E(\beta, \omega)}{-\omega^2 (I_y + a_{55}) - i\omega (b_{55} + b_{PTO}) + C_{55}} \quad (26)$$

PTO 감쇠계수와 진자판의 운동속도의 제곱에 비례하는 시간평균 파워는 아래와 같다.

$$\bar{P}(\beta, \omega) = \frac{1}{2} \omega^2 b_{PTO} |\theta_o|^2 \quad (27)$$

$$= \frac{1}{2} \omega^2 b_{PTO} \frac{A^2 |m_E(\beta, \omega)|^2}{[-\omega^2 (I_y + a_{55}) + C_{55}]^2 + \omega^2 (b_{55} + b_{PTO})^2}$$

윗식에서 시간평균 파워가 최대값을 갖도록 식 $\partial \bar{P} / \partial b_{PTO} = 0$ 을 만족하는 최적의 PTO 감쇠계수를 구하면 다음과 같다.

$$\tilde{b}_{PTO} = \frac{\sqrt{(\omega_n^2 - \omega^2)^2 (I_y + a_{55})^2 + \omega^2 b_{55}^2}}{\omega} \quad (28)$$

여기서 ω_n 는 회전운동의 비감쇠 고유주파수(Undamped natural frequency)로 아래와 같다.

$$\omega_n = \sqrt{\frac{C_{55}}{I_y + a_{55}(\omega_n)}} \quad (29)$$

식 (29)는 초기값 $\omega_n = \sqrt{C_{55}/I_y}$ 을 가지고 주파수 별로 미리 구해 놓은 부가질량 $a_{55}(\omega)$ 을 가지고 축차법(Iteration method)을 사용하여 계산된다.

식 (28)을 식 (26)에 대입하면 PTO-on상태에서의 진자판의 회전운동 변위를 구할 수 있으며, 식 (27)에 대입하면 시간평균 파워를 구할 수 있다. 시간평균 파워를 단위 폭당 입사파의 파워로 나누면 식 (30)에 주어진 취득 폭(Capture width)을 구할 수 있다. 취득 폭을 진자판 파력발전장치의 폭(W)으로 나누면 파력발전장치의 효율이 된다.

$$l_{opt}(\beta, \omega) / W = \frac{\bar{P}_{opt}(\beta, \omega)}{\frac{1}{2} \rho g A^2 C_g W} \quad (30)$$

여기서 $C_g = \frac{1}{2} \frac{\omega}{k} \left(1 + \frac{2kh}{\sinh 2kh} \right)$ 는 군속도(Group velocity)이다.

최대 추출파워와 효율을 얻기 위해서는 각 입사파의 주파수에 대하여 $\tilde{b}_{PTO} = b_{55}(\omega)$ 와 입사파의 주파수와 진자판의 회전운동 고유주파수가 일치하는 공진조건($\omega = \omega_n$)을 동시에 만족하여야 한다(Falnes, 2002). 이 조건은 식 (28)의 최적의 PTO 감쇠계수가 진자판의 운동 진폭만을 최적화했다면 진자판 운동 진폭과 함께 위상도 최적화하였을 때 얻어지는 조건이다. 따라서 식 (28)을 사용하여 얻은 추출파워와 효율의 상한계(Upper bound)를 형성한다.

진자판의 회전운동을 허용한 상태에서 반사율과 안벽에서의 파형의 복소진폭은 다음식과 같다.

$$R_f = R + \frac{\omega^2 u_{ro}}{g \alpha_0} \left(\frac{\theta_0}{A} \right) \quad (31)$$

$$\eta = -A \sum_{n=0}^N \left\{ \frac{u_{dn}}{\alpha_n \sinh \alpha_n s} + \frac{\omega^2 u_{rn}}{g \alpha_n \sinh \alpha_n s} \left(\frac{\theta_0}{A} \right) \right\}$$

여기서 R 는 고정된 진자판에 의한 반사율이다.

3. 계산결과 및 고찰

Fig. 2는 안벽이 없고 진자판의 무차원화된 잠긴 깊이가 $d/h = 0.5$ 로 고정되어 있을 때 부가 관성모멘트, 방사감쇠계수, 파기진 모멘트에 대한 2차원 해석해와 3차원 수치해를 비교하였다. 여기서 굵은 실선은 고유함수전개법을 사용한 2차원 해석해의 결과이며, 기호는 WAMIT를 사용한 수치계산 결과이다. x 축은 무차원화된 주파수 $\omega \sqrt{h/g}$ 로 잡았다. 상용코드 WAMIT은 Green 적분방정식을 풀어 구하는 수치해석코드이다. 따라서 진자판을 일정한 크기의 격자로 분할하는데 수치계산 과정에서 진자판의 두께 $t_f = 0$ 일 때 Green 적분방정식은 특이 거동(Singular behavior)을 보인다. 이를 해결하기 위하여 진자판 위에 일정 강도를 갖는 다이폴(Dipole)을 분포시켰다. 격자수는 $W/h = 0.5$ 을 기준하여 깊이 방향으로 25개, 폭 방향으로 25개의 격자를 두었고 폭이 증가함에 따라 폭 방향의 격자수를 비례하여 증가시켰다. 진자판의 폭이 증가할수록 수치해는 점점 2차원 해석해에 가까워져 $W/h = 10$ 일 때 해석해에 가장 근접하였다. 해석해를 구할 때 사용한 고유함수의 개수(N)는 200개이며 이후 모든 계산에서 동일한 값을 사용하였다. 진자판의 폭이 상대적으로 작아 3차원 효과가 큰 경우에 부가 관성모멘트와 방사감쇠계수는 작은 값을 갖고 주파수에 따른 변화폭도 작게 나타났다. 무차원화된 파기진 모멘트도 진자판의 폭이 감소할수록 3차원 효과로 인해 전반적으로 작게 나타났다. 또한 W/h 가 증가할수록 부가 관성모멘트, 방사감쇠계수, 파기진 모멘트의 최대값을 주는 특정 주파수가 저주파수영역으로 이동함을 볼 수 있다.

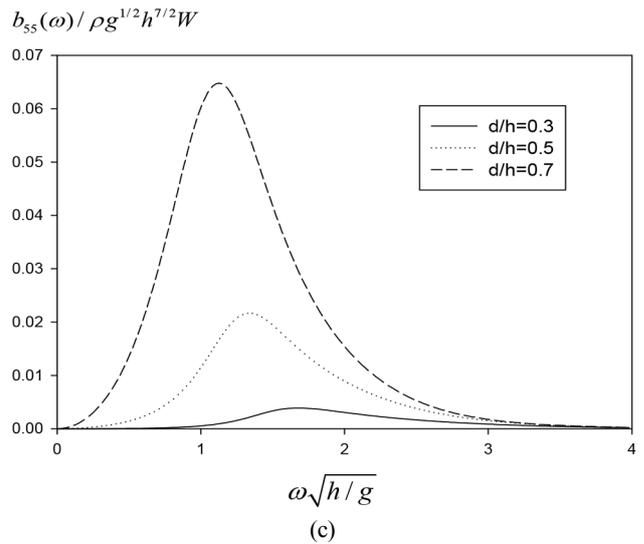
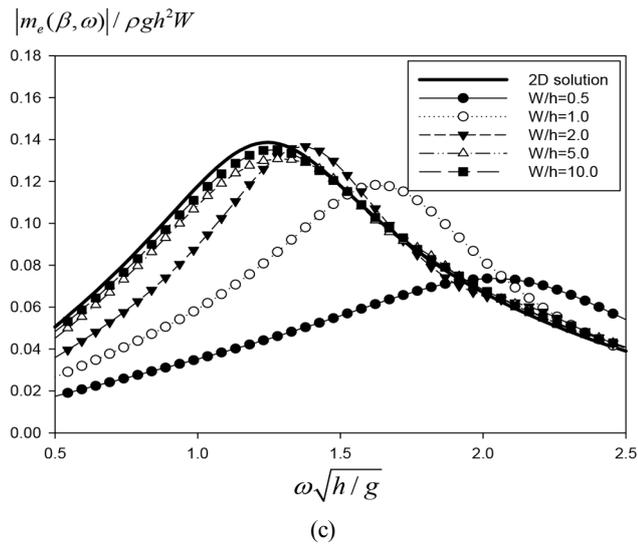
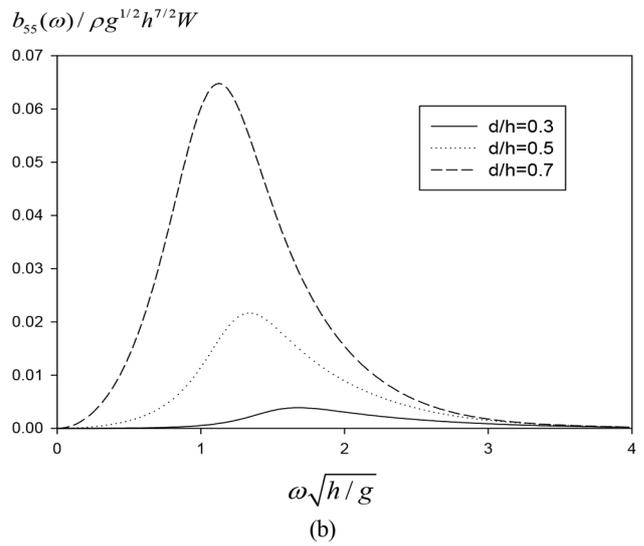
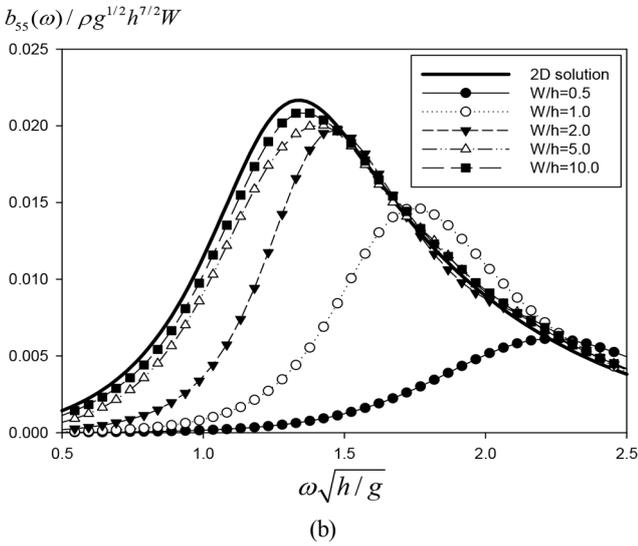
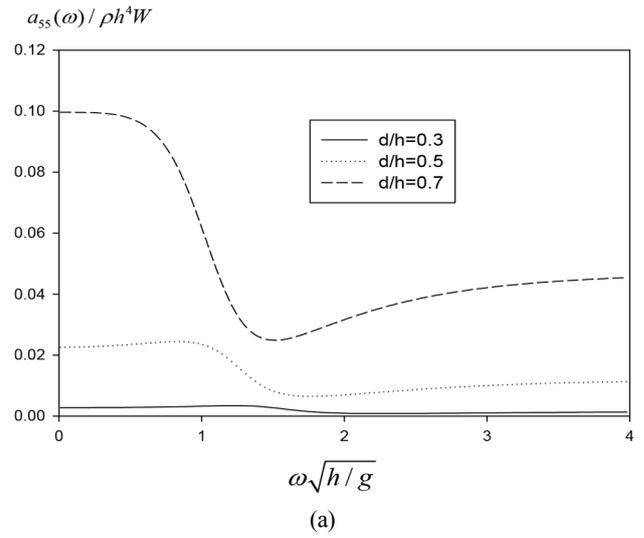
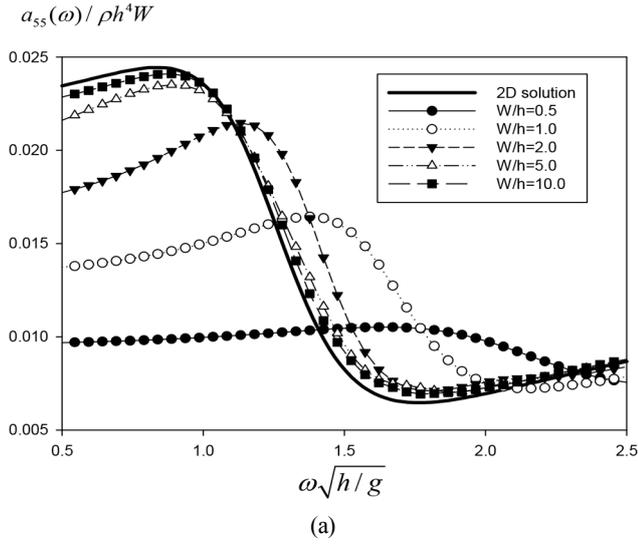


Fig. 2 Non-dimensional added moment of inertia(a), radiation damping coefficients(b), wave exciting moment(c) as a function of width of a rolling pendulum plate for $d/h = 0.5$, $t_f/h = 0.0$, $h = 10$ m: Lines are for present MEEM solutions and symbols are for Wamit solutions.

Fig. 3 Non-dimensional added moment of inertia(a), radiation damping coefficients(b), wave exciting moment(c) of a rolling pendulum plate as a function of submergence depth of pendulum plate d/h for $\beta = 0^\circ$ without quay wall.

Fig. 3은 안벽이 없는 상태에서 진자판의 3개의 무차원화된 잠긴 깊이($d/h=0.3,0.5,0.7$) 변화에 따른 부가 관성모멘트, 방사감쇠계수, 파기진 모멘트를 보여주고 있다. 예상대로 진자판의 잠긴 깊이가 증가할수록 주파수에 관계없이 부가 관성모멘트, 방사감쇠계수, 파기진 모멘트 모두 증가하는 것을 알 수 있다. 특히, 방사감쇠계수와 파기진 모멘트는 유사한 곡선의 형태를 보여주고 있다. 진자판의 잠긴 깊이가 증가할수록 피크값은 증가하고 피크값을 주는 주파수가 저주파수 영역으로 이동하는 것을 볼 수 있다.

Fig. 4는 안벽 앞에 진자판이 놓인 경우이다. 진자판과 안벽 사이의 거리는 수심과 같다($s/h=1.0$). 앞선 안벽이 없는 경우와 비교하면 $\omega\sqrt{h/g}=1.5$ 보다 작은 저주파수영역에서는 부가 관성 모멘트, 방사감쇠계수, 파기진 모멘트의 피크값이 다소 증가한 것을 제외하곤 유사한 곡선의 패턴을 보여주고 있다. 그러나 $\omega\sqrt{h/g}=1.5$ 보다 큰 고주파수영역에서는 일정 주파수 간격으로 스파이크(Spike)가 발생함을 볼 수 있다. 이는 진자판과 안벽사이에서 발생하는 공진현상과 밀접한 관련이 있다. 특히, 진자판이 잠긴 깊이가 깊을수록 진자판과 안벽사이의 유체가 밖으로 빠져나가지 못하여 공진현상은 뚜렷이 나타난다. $\omega\sqrt{h/g}=1.7$ 에서 일어나는 공진은 공진조건식($s/\lambda=m/2, m=0,1,\dots$)에서 공진모드 $m=1$ 에 해당하는 $s/\lambda=0.5$ 와 일치한다.

Fig. 5는 추출파위의 최대값을 주는 최적의 PTO감쇠계수(\tilde{b}_{PTO})를 안벽이 없는 경우와 안벽이 있는 경우로 나눠 무차원화된 주파수($\omega\sqrt{h/g}$)와 진자판의 잠긴 깊이(d/h)에 따라 살펴보았다. 이때 사용한 계산모델의 제원은 $W/h=10, \rho_f/\rho=2.0, t_f/h=0.1$ 이며, 수심은 10m로 잡았다. 최적 PTO감쇠계수는 어떤 특정 주파수에서 최소값을 갖는 특징을 보인다. 이때 최소값을 주는 특정 주파수는 식 (29)에 주어진 진자판의 회전운동 고유주파수와 일치한다. 잠긴 깊이 $d/h=0.3, 0.5, 0.7$ 에 해당하는 회전운동 고유주파수는 $\omega\sqrt{h/g}=0.939, 0.617, 0.445$ 이다. 최적의 PTO감쇠계수 중에서 최소값을 가짐은 진자판의 회전운동을 증가시켜 회전운동 변위의 제공에 비례하는 추출파위의 증가함을 의미한다. 또한 안벽의 유무에 관계없이 최적 PTO감쇠계수의 최소값을 주는 주파수는 진자판의 회전운동 고유주파수와 일치한다.

Fig. 6은 PTO-on 상태에서 안벽이 없는 경우와 안벽이 있는 경우에 대하여 회전운동 RAO(Responses amplitude operator)를 무차원화된 주파수에 따라 그린 그림이다. PTO-on상태에서 사용한 PTO감쇠계수는 최대 파워가 추출되는 최적의 값(\tilde{b}_{PTO})을 취했다. 계산에서 사용한 무차원화된 진자판의 두께는 $t_f/h=0.1$ 이고, 진자판에 복원력을 주기 위해 진자판의 밀도는 해수보다 무거운 $\rho_f/\rho=2.0$ 이다. 회전운동 RAO곡선에서 저주파수영역에서 나타난 피크값은 예상대로 회전운동 고유주파수($\omega\sqrt{h/g}=0.939, 0.617, 0.445$)와 일치한다. 특히, 안벽이 있을 때 고주파수영역에서 나타나는 운동변위가 0이 나타나는 주파수는 진자판과 안벽사이의 단쳐진 유체영역내에서 발생하는 공진모드에 해당하는 공진주파수와 일치한다. 안벽이 없는 경우, 진자판의 잠긴 깊이가 증가함에 따라 회전운동 공진주파수는 저주파수영역으로 이동하고, 피크값은 방사감쇠력의 증가로 줄어들며 공진폭도 줄어드는 경향을 보여주고 있다. 안벽이 놓여있는 경우, 앞선 그림과 비교하여 공진주파수에서 피크값이 약간 증가하며 공진폭이 줄어드는 경향이 나타난다.

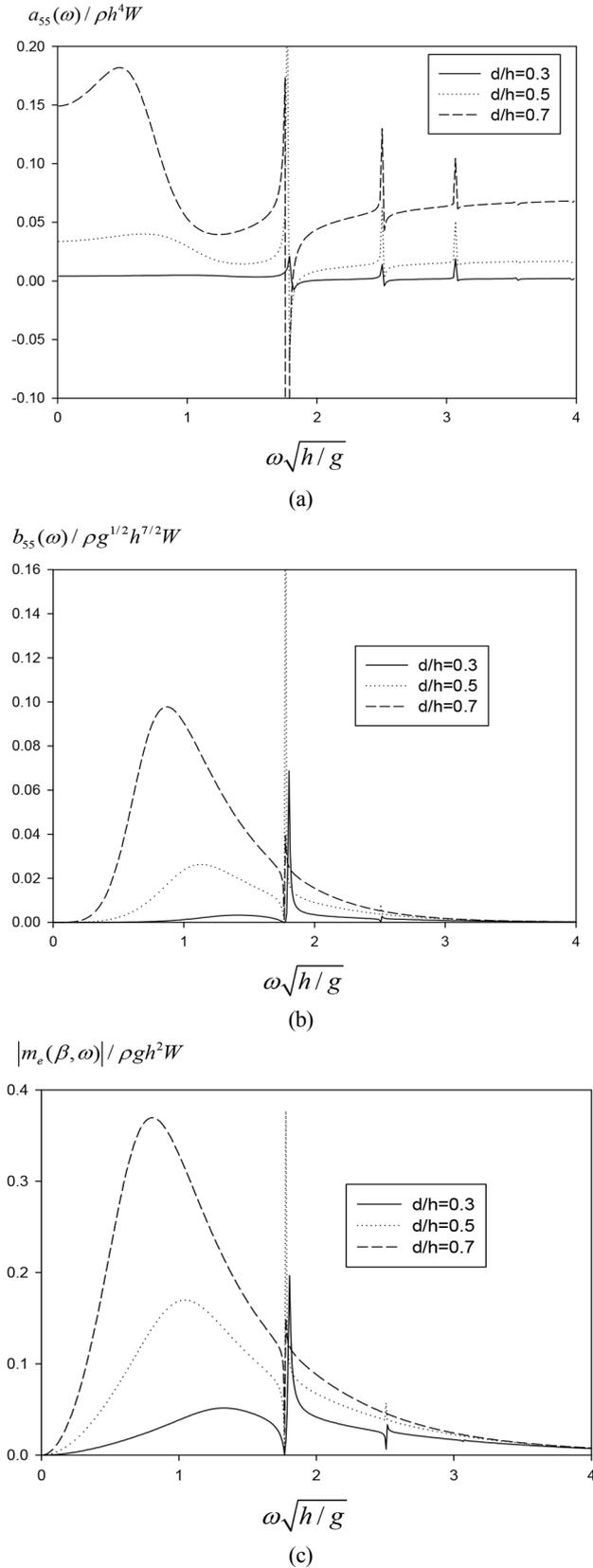


Fig. 4 Non-dimensional added moment of inertia(a), radiation damping coefficients(b), wave exciting moment(c) of a rolling pendulum plate as a function of submergence depth of pendulum plate d/h for $s/h=1.0, \beta=0^\circ$ with quay wall.

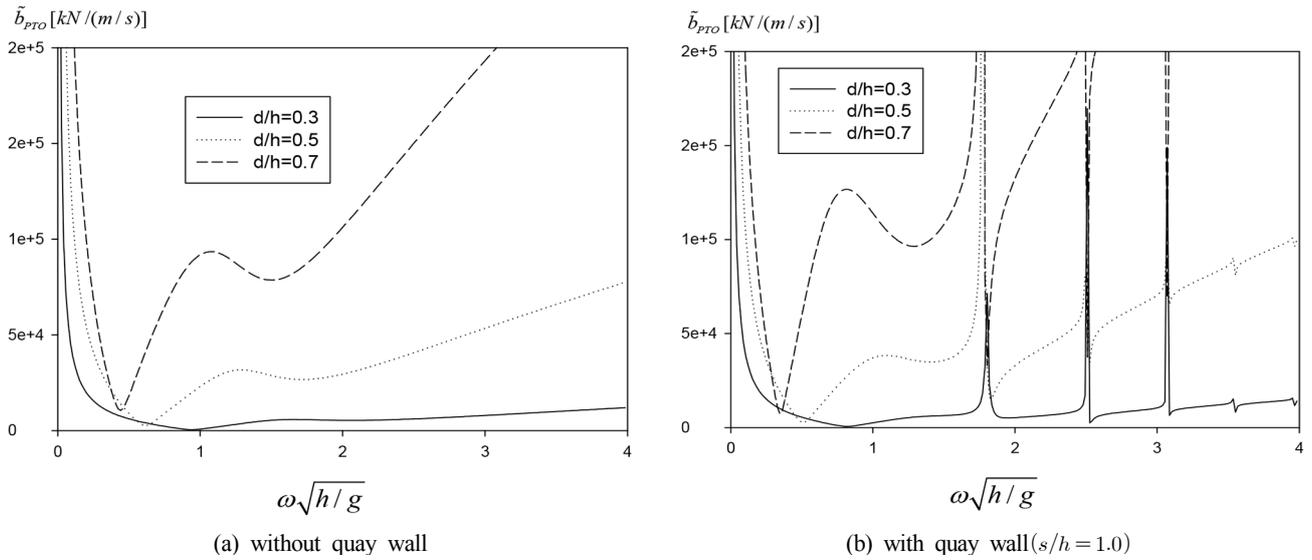


Fig. 5 Optimal PTO damping coefficients as a function of submergence depth of pendulum plate d/h for $W/h=10$, $\rho_f/\rho=2.0$, $t_f/h=0.1$, $\beta=0^\circ$, and $h=10$ m.

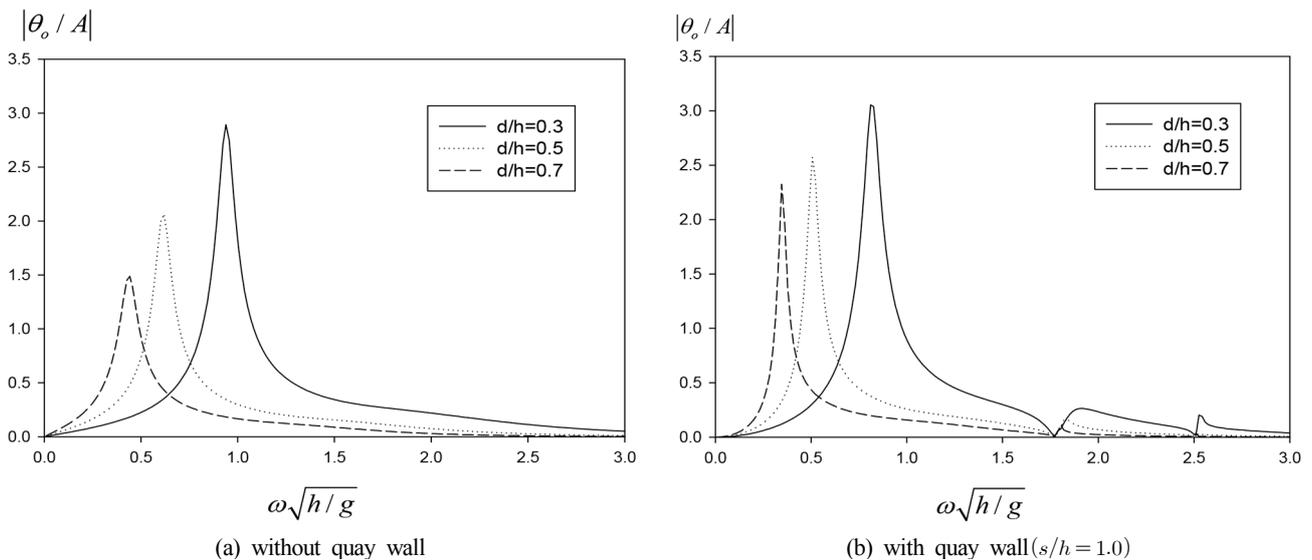


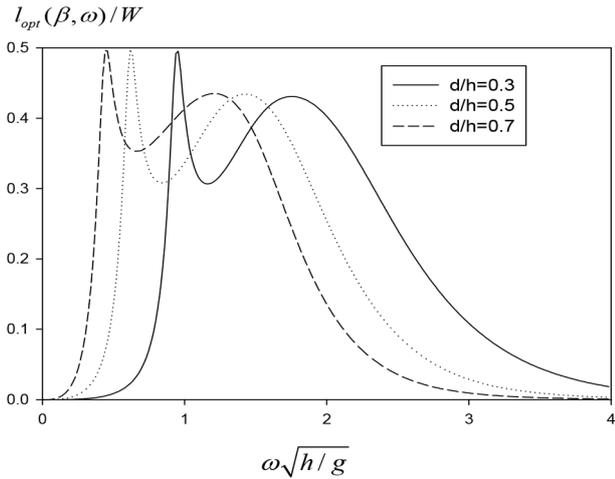
Fig. 6 Roll motion amplitude as a function of submergence depth of pendulum plate d/h for $W/h=10$, $\rho_f/\rho=2.0$, $t_f/h=0.1$, $\beta=0^\circ$, and $h=10$ m.

Fig. 7은 Fig. 6과 동일한 계산조건하에서 취득 폭을 진자판의 폭으로 나눈 효율을 주파수에 따라 살펴보았다. 이때 PTO감쇠계수는 최적의 값(\tilde{b}_{PTO})을 사용하였다. 저주파수 영역에서의 나타나는 효율의 피크값은 진자판의 회전운동 공진주파수에서 발생하였다. 진자판의 잠긴 깊이가 증가할수록 에너지 추출이 가능한 주파수 범위는 줄어드는 경향이 나타난다. 따라서 설치해역의 파랑에너지의 주파수 분포특성을 고려하여 진자판의 잠긴 깊이를 선정하는 것이 바람직하다. 안벽이 놓인 경우의 효율 곡선은 고주파수영역에서 나타나는 진자판과 안벽사이의 공진 효과로 좀 더 복잡한 양상을 띠고 있지만 진자판의 잠긴 깊이 변화에 따른 효율 곡선의 특징은 안벽의 없을 때의 경향과 유사하다.

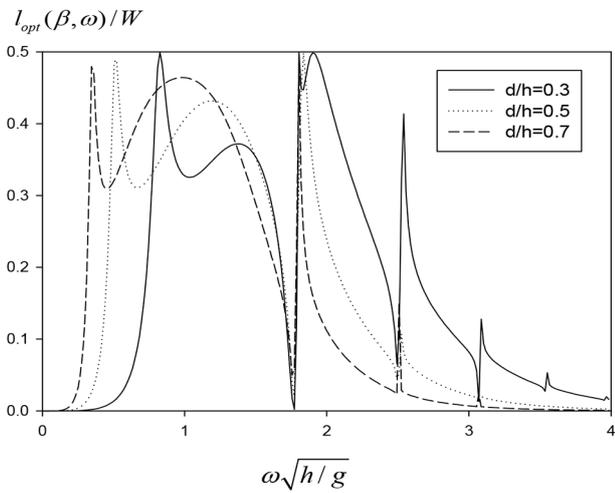
안벽 앞에 놓인 진자판 파력발전장치는 진자판과 안벽사이의 정지파(Standing wave) 형성과 진자판을 통한 파랑에너지 흡수

로 인하여 진자판이 없을 때 일어나는 안벽에서의 완전반사가 아닌 부분반사가 일어난다. 이를 살펴보기 위하여 최적의 PTO 감쇠계수를 적용하였을 때 진자판의 잠긴 깊이 변화에 따른 진자판의 운동을 고려한 반사율을 Fig. 8에 나타내었다. 완전반사가 아닌 부분반사를 보여주고 있으며 반사율이 낮게 나타나는 주파수 영역은 Fig. 7 (b)에서 효율이 최대가 되는 주파수 영역과 일치한다. 이 결과는 진자판 파력발전장치를 안벽 앞에 설치하였을 때 파랑에너지의 일부를 흡수하므로 안벽에 작용하는 하중을 줄임과 동시에 반사파를 줄일 수 있어 안벽 주변을 운항하는 선박의 안정성에 큰 도움을 줄 수 있음을 뜻한다.

Fig. 9는 $d/h=0.5$ 에서 진자판의 두께 변화에 따른 효율을 살펴보았다. 본 해석모델에서 동유체력과 파기진 모멘트를 구할 때 진자판의 두께는 무시하였다. 따라서 진자판의 두께 변화는



(a) without quay wall



(b) with quay wall ($s/h = 1.0$)

Fig. 7 Optimal efficiency as a function of submergence depth of pendulum plate d/h for $\rho_f/\rho = 2.0$, $t_f/h = 0.1$, $\beta = 0^\circ$, $W/h = 10$, and $h = 10$ m.

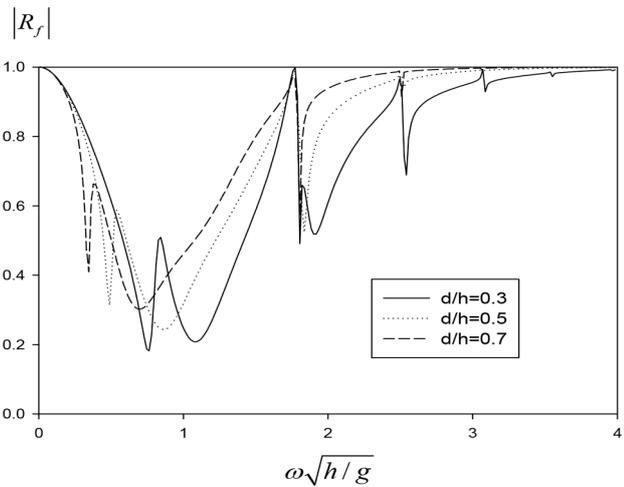


Fig. 8 Reflection coefficients considering the rolling motion of a pendulum plate as a function of submergence depth of pendulum plate d/h for $W/h = 10$, $s/h = 1.0$, $\rho_f/\rho = 2.0$, $t_f/h = 0.1$, $\beta = 0^\circ$, and $h = 10$ m.

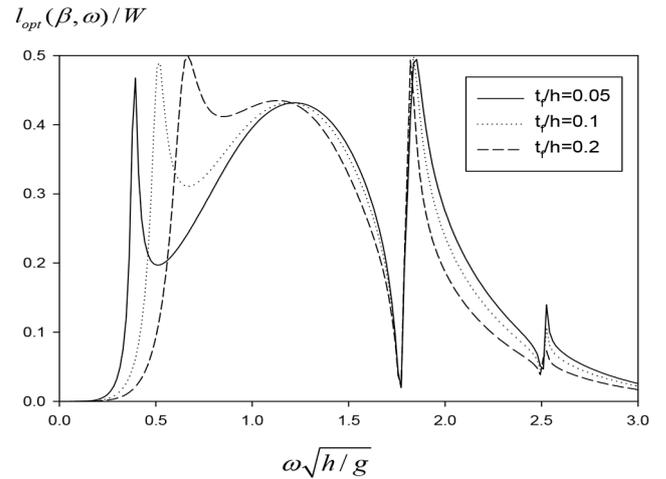
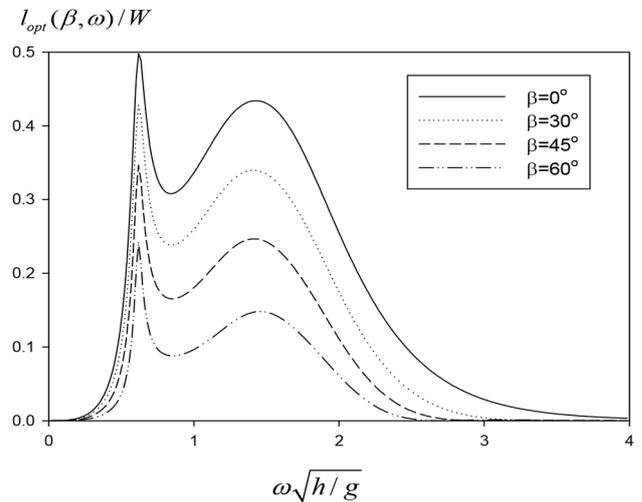
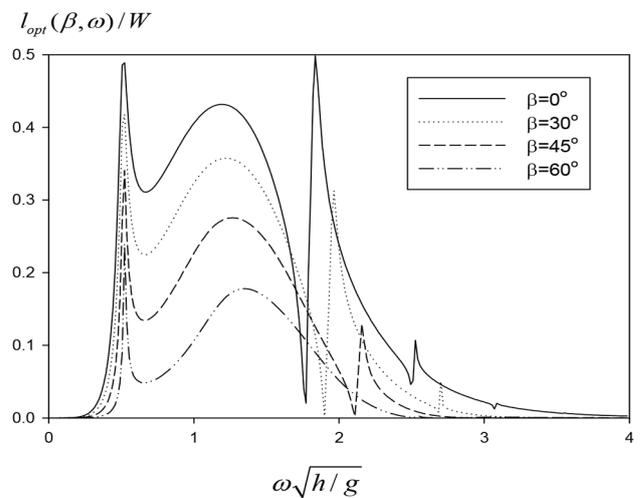


Fig. 9 Optimal efficiency as a function of pendulum's thickness t_f/h for $W/h = 10$, $s/h = 1.0$, $d/h = 0.5$, $\rho_f/\rho = 2.0$, $t_f/h = 0.1$, and $h = 10$ m.



(a) without quay wall



(b) with quay wall ($s/h = 1.0$)

Fig. 10 Optimal efficiency as a function of incidence angle β for $W/h = 1.0$, $d/h = 0.5$, $\rho_f/\rho = 2.0$, $t_f/h = 0.1$, and $h = 10$ m.

진자판의 관성모멘트와 정유체 복원모멘트에만 영향을 주므로 단순히 진자판의 회전운동 고유주파수를 바꾸는데 기여한다. 만약 설치해역에서 주로 발생하는 파의 주기 범위를 안다면 공진이 일어날 수 있도록 진자판의 두께를 선정하여야 한다. 그러나 진자판의 두께 변화는 진자판과 안벽사이에서 발생하는 공진에는 전혀 영향을 미치지 않으므로 $\omega\sqrt{h/g}=1.5$ 이후 효율 곡선에는 큰 차이가 나타나지 않았다.

Fig. 10은 진자판의 무차원화된 잠긴 깊이가 $d/h=0.5$ 일 때 입사각도 변화에 따라 효율을 보여주고 있다. 진자판의 폭이 너무 길면 y 축 방향의 주기적인 변동성으로 파기진 모멘트가 서로 상쇄되어 효율이 크게 줄어든다. 이를 방지하기 위하여 본 계산에서는 진자판 파력발전장치의 폭을 줄여 $W/h=1.0$ 으로 정하였다. 예상했던 대로 파랑에너지 중에서 진자판에 수직으로 들어오는 성분만이 진자판의 운동에너지로 변환되므로 입사각도의 증가는 추출효율의 감소로 이어지고 결과적으로 효율은 줄어든다. 에너지 추출 측면에서 가능한 한 입사파의 진행방향에 수직하게 진자판을 위치시키는 것이 바람직하다. 그러나 입사하는 파랑에너지 밀도가 너무 큰 경우에는 진자판을 z 축을 중심으로 회전시켜 입력 에너지를 낮출 수 있다. 최근 덴마크에서 개발한 Weptos 파력발전시스템(Pecher et al., 2012)은 Salter duck 파력발전장치(Salter, 1974)를 V자형 부유구조물에 장착한 것으로 V자형 부유구조물을 일점 계류시켜 Weather vane을 허용하여 파랑하중을 줄일 수 있도록 고안됨과 동시에 V자형 부유구조물의 회전각을 바꿔 입력 파랑에너지를 조절하여 균일한 에너지 추출이 가능하도록 하였다. 동시에 거친 해상상태에서 파력발전장치에 가하는 충격력을 낮출 수 있어 안정성을 도모할 수 있다.

4. 결 론

안벽 앞에서 회전 운동하는 진자판 파력발전장치의 경우 특성이 서로 다른 두 종류의 공진현상이 존재한다. 먼저 저주파수 영역에 위치한 공진현상은 입사파의 주파수와 진자판의 회전운동 고유주파수가 일치할 때 발생하는 동적인 공진이며 고주파수영역에서 일정한 주파수 간격을 가지고 나타나는 좁은 주파수 범위내에서 발생하는 피크는 진자판과 안벽 사이의 단차진 유체영역내에서 발생하는 공진현상이다. 각각의 공진주파수에서의 효율은 최대값 0.5로 나타났다. 최대 파워추출을 얻기 위해 사용한 최적의 PTO감쇠계수는 진자판의 공진주파수에서 최소값을 갖는다. 최적의 PTO감쇠계수를 적용하여 구한 회전운동 변위는 진자판의 잠긴 깊이가 감소할수록 공진주파수에서 피크값도 커지고 공진 폭도 더 넓게 나타났다. 이는 파랑에너지가 집중된 수면 아래 일정 깊이 범위내에 진자판을 설치해야 효과적으로 파랑에너지를 진자판의 운동에너지로 변환할 수 있음을 뜻한다. 효율도 진자판의 잠긴 깊이가 낮을수록 최대 효율을 주는 주파수 범위가 늘어나 파랑에너지 추출에 효과적이다.

진자판의 두께가 증가할수록 회전운동 공진주파수가 고주파수영역으로 이동하며 공진 폭도 넓어지는 것을 확인하였다. 구조적 안정성 확보뿐만 아니라 에너지 추출증가를 위하여 진자판의 두께는 어느 정도 유지하는 것이 바람직하다. 진자판 파력발전장치는 파랑에너지를 흡수하는 발전장치의 기능뿐만 아니

라 안벽으로부터 생성되는 반사파를 줄이는 소파제의 기능을 동시에 수행할 수 있음을 계산결과를 통하여 확인하였다.

입사파가 일정 경사각도를 갖고 들어오는 경우 입사파의 파랑에너지 중에서 진자판에 수직으로 들어오는 성분만이 진자판의 운동에너지로 변환되어 파워 추출에 기여한다. 따라서 입사각도의 증가는 추출 효율의 감소로 이어지므로 입사파의 진행방향과 수직하게 진자판을 위치시키는 것이 바람직하다. 이러한 결과는 진자판의 회전각을 바꿔 입력 파랑에너지를 조절하여 균일한 에너지 추출이 가능하도록 하거나, 거친 해상상태에서 파력발전장치에 가해지는 충격력을 낮추는 시스템 개발로 활용할 수 있다.

후 기

본 연구는 산업통상자원부(MOTIE)와 한국에너지기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다(No. 20163010071690).

References

- Cho, I.H., 2003. On an Analysis of Reflection Coefficients by a Partially Immersed Slotted Plate with a Back wall. *Journal of Korea Society of Coastal and Ocean Engineers*, 15(3), 143-150.
- Dean, R.G., Dalrymple, R.A., 1984. *Water Wave Mechanics for Engineers and Scientists*, World Scientific, Singapore.
- Evans, D., 1970. Diffraction of Water Waves by a Submerged Vertical Plate. *Journal of Fluid Mechanics*, 40, 433-451.
- Evans, D.V., Porter, R., 1996. Hydrodynamic Characteristics of a Thin Rolling Plate in Finite Depth of Water. *Applied Ocean Research*, 18(4), 215-228.
- Falnes, J., 2002. *Ocean Waves and Oscillating Systems: Linear Interactions Including Wave Energy Extraction*. Cambridge University Press, Cambridge UK.
- Folley, M., Whittaker, T.J.T., Henry, A., 2007. The Effect of Water Depth on the Performance of Small Surging Wave Energy Converter. *Ocean Engineering*, 34(8), 1265-1274.
- Gomes, R.P.F., Lopes, M.F.P., Henriques, J.C.C., Gato, L.M.C., Falcao, A.F.O., 2015. The Dynamics and Power Extraction of Bottom-Hinged Plate Wave Energy Converters in Regular and Irregular waves. *Ocean Engineering*, 96, 86-99.
- Lucas, J., Livingstone, M., Vuorinen, M., Cruz, J., 2012. Development of a Wave Energy Converter(WEC) Design Tool-Application to the WaveRoller WEC Including Validation of Numerical Estimates. *Proceedings of the Fourth International Conference on Ocean Energy*, Dublin Ireland.
- Nam, B.W., Hong, S.Y., Kim, K.B., Park, J., Shin, S.H., 2011. Numerical Analysis on Wave-Induced Motion of Floating Pendulum Wave Energy Converter. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(4), 28-35.
- Nam, B.W., Hong, S.Y., Shin, S.H., Hong, S.W., Kim, K.B., 2012.

- Prediction of the Hydrodynamic Performance of the Floating Pendulum Wave Energy Converter in Regular and Irregular waves. Proceedings of The Twenty-second International Offshore and Polar Engineering Conference, Rhodes Greece, 607-612.
- Park, J.Y., Shin, S.H., Hong, K.Y., Kim, S.H., 2012. Study on the Wave Response and Efficiency of a Pendulum Wave Energy Converter. Proceedings of The Twenty-second International Offshore and Polar Engineering Conference. Rhodes Greece. In The Twenty-second International Offshore and Polar Engineering Conference, Rhodes Greece, 601-606.
- Penney, W.G., Price, A.T., 1952. The Diffraction Theory of Sea Waves and the Shelter Afforded by Breakwaters. Philosophical Transactions of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 244(882), 236-253.
- Pecher, A., Kofoed, J.P., Larsen, T., Marchalot, T., 2012. Experimental Study of the WEPTOS Wave Energy Converter. Proceedings of the 31th International Conference on Ocean, 525-534.
- Salter, S.H., 1974. Wave Power. Nature, 249(5459), 720-724.
- Whittaker, T.J.T., Folley, M., 2012. Nearshore Oscillating Wave Surge Converters and the Development of Oyster. Philosophical Transactions of the Royal Society of London A, 370(1959) 345-364.
- Whittaker, T.J.T., Collier, D., Folley, M., Osterried, M., Henry, A., Crowley, M., 2007. The Development of Oyster-a Shallow Water Surging Wave Energy Converter. Proceedings of the 7th European Wave and Tidal Energy Conference, Porto Portugal, 11-14.

Impact Characteristics of Subsea Pipeline Considering Seabed Properties and Burial Depth

Mun-Beom Shin* and Young-kyo Seo*

*Department of Ocean Engineering, Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

해저지반 성질과 매설깊이 변화에 따른 해저파이프의 충돌 특성

신문범* · 서영교*

*한국해양대학교 해양공학과

KEY WORDS: Anchor 앵커, Terminal velocity 종단속도, Seabed 해저지반, Subsea pipeline 해저파이프, Impact 충돌, MDM(Moving deforming mesh)method MDM기법, Computational fluid dynamics 전산유체해석, Finite elements method 유한요소법

ABSTRACT: In this study, the impact characteristics of subsea pipelines that were installed in various soil types and burial depths were evaluated by a numerical method. An impact scenario replicated a dropped ship anchor that fell vertically and impacted an installed subsea pipeline. In order to calculate the impact force through terminal velocity, FLUENT, a computational fluid dynamic program and MDM (Moving Deforming Mesh) technique were applied. Next, a dynamic finite element program, ANSYS Explicit Dynamics, was used for impact analysis between the anchor and pipeline (or, subsea if they were buried). Three soil types were considered: loose sand, dense sand and soft clay by applying the Mohr-coulomb model to the seabed. The buried depth was assumed to be 0 m, 1 m and 2 m. In conclusion, a subsea pipeline was the most stable when buried in dense sand at a depth of 2 m to prevent impact damage.

1. 서 론

최근 에너지 수요량의 증가와 육상자원의 고갈로 인한 해양자원 개발이 여전히 활발하며, 또한 개발 해역은 북극해를 포함하여 천해뿐 아니라 심해저 지역과 같은 극한 환경에서의 자원 채굴이 증가하고 있는 추세이다. 그리고 해양에서 채굴한 대량의 유체류 천연자원들을 안정적으로 육지로 수송하기 위한 파이프라인의 수요 역시 증가하고 있다. 또한 정보화시대에 맞춰 각종 해저케이블이 국가와 국가 사이에 건설되어 사용되고 있다.

이와 같은 해저에 설치된 파이프 및 케이블은 육상에 설치된 파이프 및 케이블에 비해 보다 열악한 환경에 노출되어 있으므로 부설 및 가동 시 손상을 입을 가능성이 매우 높다. 실제로 미국의 Pipeline and hazardous materials safety administration (PHMSA, 2014)의 통계에 따르면 최근 10여 년간 미국에서만 600여 건이 넘는 파이프 관련 사고가 일어나고 있다고 보고되고 있다. 해저파이프의 경우는 파도나 해류와 같은 해양 물리력 이외에도 다양한 손상환경에 처해있고, 그중 외력에 의한 손상의 원인으로는 선박용 앵커 및 화물투하에 의한 충돌, 앵커 끌

림에 의한 충돌, 해저 생물들에 의한 손상 등이 있다. 국내에 설치된 해저파이프 역시 선박 통행량이 많은 주 항로에 위치되어 위와 같은 해양사고 위험에 항상 노출되어 있다. 또한 해저파이프 및 케이블의 외력에 의한 손상 중 가장 큰 위해요인은 어로 활동으로써 그중 70% 정도가 크고 작은 어선의 앵커로 인해 수십 200m 이내에서 가장 많이 발생하고 있다(Jung et al., 2007). 또한, 선박용 앵커는 해저파이프에 중대한 위함요소 중 하나로 분류되어 해저파이프 설계에 적용되고 있다(DNV, 2010).

바다를 항해하는 많은 선박에는 정박을 위한 다양한 앵커가 설치되어 있다. 선박이 거대해함에 따라 앵커의 크기와 무게 또한 증가하게 되고 그에 따라 투하된 앵커에 의해 원유 및 천연가스를 운반하는 파이프에 충돌할 위험 또한 더 증가하게 된다. 특히 해저파이프에 안전사고가 발생할 때는 사고로 인한 직접적인 피해액 및 복구비도 막대하지만, 석유나 천연가스를 수송하는 파이프일 경우 해양환경에 미치는 2차적인 악영향은 엄청나다. 따라서 안정적으로 해저파이프를 운용하기 위해서는 파이프의 재료적인 안정성도 중요하지만, 다양한 형태의 충돌 외력으로부터 해저파이프를 안전하게 보호해야 할 것이다. 해저파이프 보호공법

Received 6 February 2017, revised 22 June 2017, accepted 22 June 2017

Corresponding author Young-Kyo Seo: +82-51-410-4683, yseo@kmou.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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.

Table 1 Dimension of stockless anchor according to weights

Weight [ton]	B_1 [mm]	B_2 [mm]	D_1 [mm]	D_2 [mm]	L_1 [mm]	L_2 [mm]	L_3 [mm]	e_1 [mm]	e_2 [mm]
5.25	460	2000	268	318	3140	780	1308	302	56
10.5	580	2520	338	400	3958	980	1644	380	71
15.4	660	2860	383	455	4486	1120	1864	432	80

에는 해저지반을 굴착하여 파이프를 매설하는 트렌칭·백필링(Trenching and backfilling)시스템의 매설공법이 많이 적용되어지고 있으며, 또한 콘크리트 덮개나 보호구조물로 피복하는 등의 다양한 보호공법이 적용되어지고 있다. 보호공법에 대한 해석은 아치형 해저케이블 보호구조물의 앵커 충돌 해석(Woo et al., 2009)과 앵커의 충돌을 고려한 유연콘크리트 매트릭스의 손상평가(Ryu et al., 2016) 등이 수행되었지만, 이들 연구는 보호구조물을 이용한 외력으로 부터의 안정성에 초점을 두고 있다. 하지만 실제로 보호구조물로 피복하여 보호하는 공법은 주로 소규모 설치공사에 적용되며, 대규모 공사 시 주로 트렌칭·백필링 시스템이 적용된다. 하지만 외력 즉 외부 충돌로부터 안정성을 확보하기 위한 해저지반의 성질에 따른 해저파이프의 매설깊이에 대한 연구 결과에 따른 매설 기준이 없는 실정이다.

따라서 본 연구에서는 3가지 중량의 선박용 앵커가 해저파이프가 매설된 지반에 충돌 시, 해저지반의 성질과 파이프의 매설 깊이에 따른 파이프의 응력 정도를 산정하여, 해저파이프 및 해저지반의 충돌특성을 파악하고자 한다. 이를 위하여 먼저 전산유체해석(Computational fluid dynamics) 프로그램인 Fluent 13.0의 MDM(Moving deforming mesh)기법을 이용하여 앵커의 충돌 외력 산정을 위한 수중 종단속도를 계산하였다(ANSYS, 2010). 이를 토대로 앵커와 지반을 유한요소모델(Finite element model)로 구성하고, 해저지반의 성질 및 매립깊이를 고려한 해저파이프 충돌 해석을 ANSYS 17.1의 Explicit dynamics를 이용하여 수행하였다(ANSYS, 2016).

2. 충돌 해석을 위한 종단속도 산정

2.1 충돌 시나리오

충돌환경은 5.25ton, 10.5ton, 15.4ton의 3가지 중량의 스톡리스 앵커(Stockless anchor)가 해류나 조류에 의한 영향은 배제하고 수직 낙하하여 해저에 설치된 파이프에 충돌 하는 시나리오로 선택하였다. 물이나 공기와 같은 유체 속을 낙하하는 물체는 운동방향의 반대편으로 작용하는 부력과 저항력(Drag force)을 받는다. 일반적으로 저항력은 속력이 빠를수록 더 커지며, 일정 속도에 도달하면 저항력과 중력의 크기가 같아져 물체에 작용하는 합력이 0이 되고 물체는 가속도가 없는 등속도 운동을 한다.

이처럼 물체가 어느 속도에 도달하면 더는 가속되지 않고 일정한 속도로 낙하할 때의 속도를 종단속도(Terminal velocity)라고 하며, 이러한 앵커의 종단속도가 파이프에 충돌 시 작용하는 속도이다. 하지만 종단속도를 계산하기 위해 무차원 수인 항력계수(Drag coefficient)가 필요하며, 이는 실험적으로 구해야 한다. 본 연구에서는 전산유체해석을 수행하여 앵커의 수중내 종단속도 및 항력계수를 산정하였다.

2.2 충돌 시 종단속도해석

앵커의 종단속도를 구하기 위해 앵커는 한국산업규격(KS)을 토대로 모델링 하였다(KS V 3311, 2012). 앵커의 형상은 Fig. 1에 나타내었고 앵커의 중량별 크기를 가늠케 할 수 있도록 치수를 Table 1에 나타내었다. 종단속도 해석은 전산유체해석 프로그램인 Fluent 13.0의 MDM기법을 이용하였다. 해석에 사용된 유동장은 공기와 물로 이루어진 VOF(Volume of fluid) 모델로 형성하고 공기 중의 앵커가 물속으로 낙하하는 모습으로 시뮬레이션 하였다. Table 2은 해석에 사용된 유체의 물성치를 나타내었다.

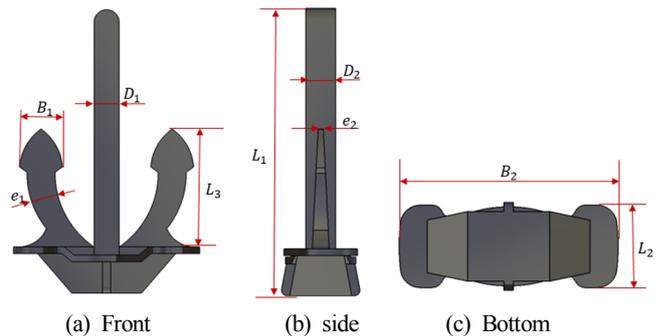
또한 바닷속의 정수압을 표현하기 위해 깊이에 따른 압력변화를 유동장 내부에 설정을 하였고, 적용시킨 정수압 식 (1)은 아래와 같다.

$$\text{정수압(Hydrostatic pressure)} = \rho g z \quad (1)$$

여기서, ρ 는 물의 밀도 g 는 중력가속도 이며 z 는 수심이다. 유동해석을 위해 해석모델 설정에 앞서 경계층의 정의에 위한 레이놀즈수(Reynolds number, R_e)는 다음의 식 (2)을 사용하여 구하였다.

$$R_e = \frac{\rho_w V L}{\mu_w} = \frac{V L}{\nu_w} \quad (2)$$

여기서 L 은 앵커의 투영면적의 수평길이, V 는 수중에서의 앵커 속도, μ_w 는 물의 점성계수, ν_w 는 물의 동점성계수이다. 따라서 난류 모델 설정은 앵커의 경계조건을 Wall로 설정한 후 $K-\omega$ SST(Shear stress transport) 모델을 사용하였다.

**Fig. 1** Shape of stockless anchor**Table 2** Air and Water properties

Material	Density [kg/m ³]	Viscosity [kg/m · s]
Air	1.225	1.7894×10^{-5}
Water	1027.83	1.671×10^{-3}

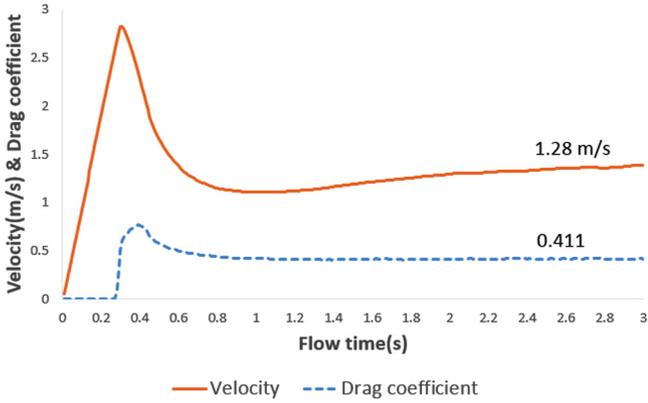
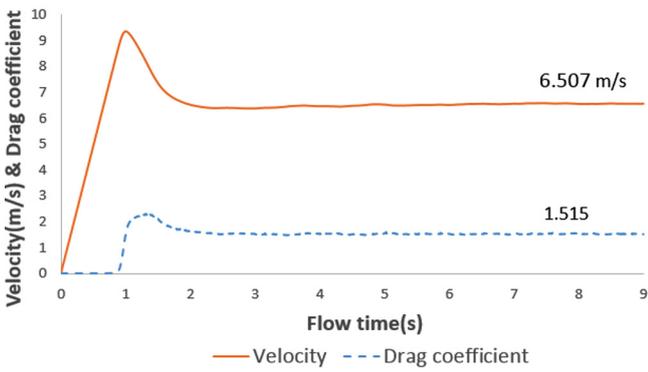
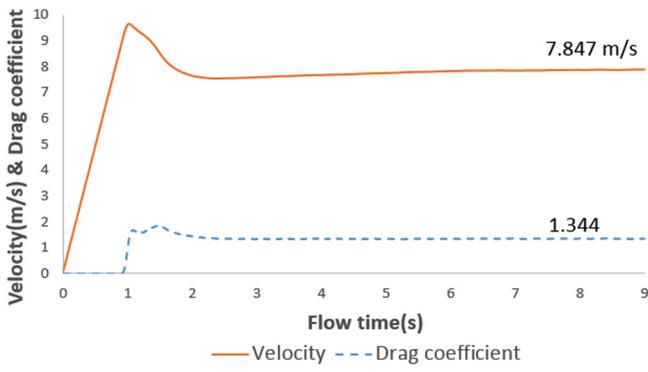


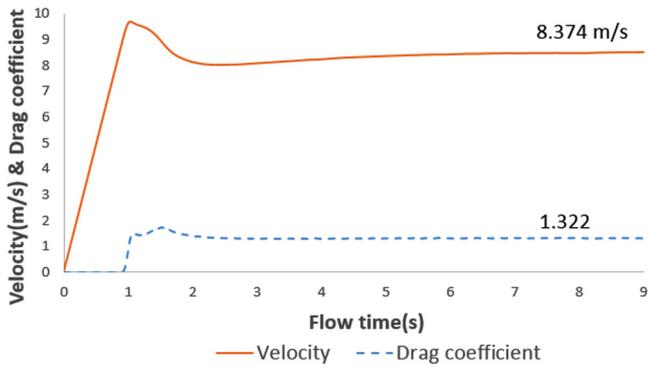
Fig. 2 Velocity and drag coefficient of the sphere



(a) 5.25 ton anchor



(b) 10.5 ton anchor



(c) 15.4 ton anchor

Fig. 3 Velocity and drag coefficient of the anchor

본 연구 수행에 앞서, MDM기법의 항력계수 산출의 검증을 위해 동일한 해석 조건에서의 단순 구(Sphere) 형상의 자유낙하 해석을 실시하였다. Fig. 2는 MDM기법을 이용하여 지름(Diameter) 0.2m, 중량 10kg의 구를 자유낙하 한 결과이다. 결과를 바탕으로 Re수를 계산 후 실험에 의해 제시된 Re 수에 따른 구의 항력계수(Massey and Ward-Smith, 2006)와 비교하였다. 실제로 0.4-0.5 범위의 실험 값과 MDM 기법을 사용한 항력계수 결과값이 비교적 정확한 결과를 보였다. 따라서 낙하하는 앵커의 종단속도 및 항력계수 산출을 위해 MDM기법을 사용하였다.

Fig. 4는 시간에 따른 유동장 내에서 앵커의 위치를 확인하기 위해 시간에 따른 부피율을 나타낸 것이다. 결과를 보면 시간에 따라 앵커가 자유낙하하는 것을 확인할 수 있다. 또한 앵커의 중량별 종단속도 해석 결과와 그에 따른 항력계수 결과를 Fig. 3에 나타내었다. 해석결과의 검증을 위해 수중에서의 부력과 항력을 고려한 식 (3)(Woo and Na, 2010)을 이용하여 수치해석으로 얻어진 항력계수를 역으로 대입하여 계산하였다.

$$v_t = \sqrt{\frac{m \cdot g}{f_d}} \tanh\left(t \sqrt{\frac{f_d \cdot g}{m}}\right) \quad (3)$$

여기서 m 는 부력의 영향을 고려한 물체의 질량, g 는 중력가속도,

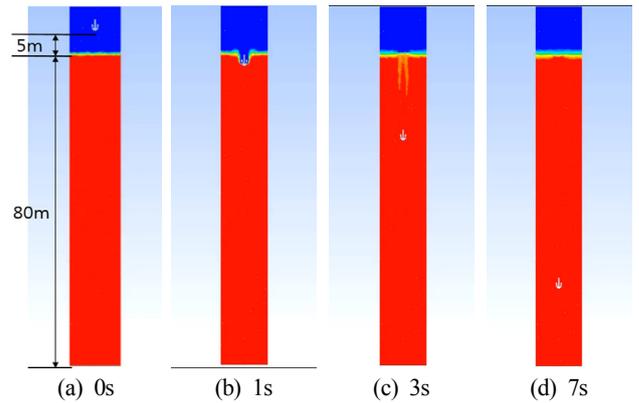


Fig. 4 The volume fraction of time step

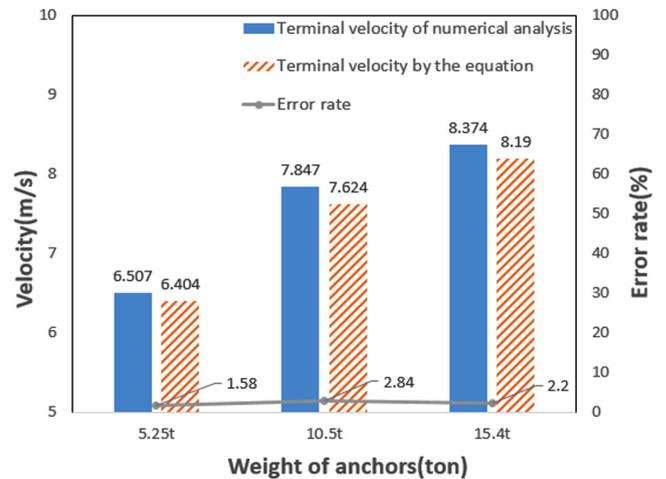


Fig. 5 Error rates of the two kinds of terminal velocity results

t 는 시간 그리고 $f_d = \frac{1}{2} C_d \rho_w A v^2$ 이며, C_d 는 항력계수, ρ_w 는 물의 밀도를 나타내며, 앵커의 투영면적(A)는 수직 낙하하는 조건으로 인해 앵커 하단부의 단면적으로 계산하였다. Fig. 5는 식 (3)에 항력계수를 대입한 결과와 전산유체해석으로 산정된 종단속도 결과를 비교하였다. 실제로 오차율이 2% 내외로 전산유체해석 결과의 타당성을 검토하였으며, 실제 충돌 해석에 적용시킨 속도 값은 전산유체해석 결과 값으로 적용하였다.

3. 충돌 해석을 위한 유한요소 모델링

앵커와 해저파이프의 충돌 해석을 위한 유한요소 모델링 및 해석 조건 설정은 Ansys 17.1의 비선형 동적 문제의 해석과 재료간의 충돌, 폭발 같은 해석에 주로 사용되어지는 Explicit dynamics를 이용하여 수행하였다. 또한 앵커의 충돌속도는 앞서 전산유체해석을 통해 물속의 부력 및 항력이 고려된 앵커의 중량별 종단속도 결과를 입력하였고, 충돌 후 앵커의 속도는 부력의 영향을 고려하지 않고 감소 시켰다.

3.1 앵커 모델링

먼저 충돌 해석을 위한 세 가지 중량의 앵커는 각각 3차원 솔리드(Solid) 요소로 모델링을 수행하였다. 해저파이프의 변형과 해저지반 및 매설깊이의 영향을 평가하기 위해 충돌 시 앵커의 변화는 고려하지 않는 강체(Rigid body)로 설정하였다. 적용된 앵커의 형상은 Fig. 6와 같으며 물성치는 Table 3에 나타내었다. 앵커는 변형을 고려하지 않는 강체로 가정하였기 때문에 요소

Table 3 Material properties of stockless anchor

Density [kg/m ³]	Poisson's ratio	Elasticity modulus [MPa]
7850	0.3	2×10 ⁵

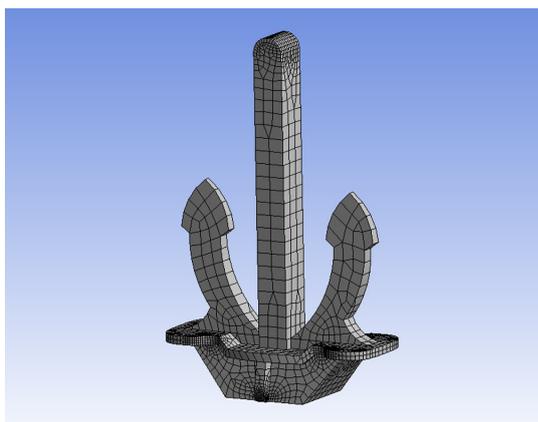


Fig. 6 Finite element model of anchor(5.25 ton)

수의 의존도에 의한 영향은 미비할 것으로 판단하여 자동격자 형성(Automatic)으로 조성하였다.

3.2 해저파이프 모델링

해저파이프의 규격은 API(American petroleum institute, 미국 석유협회)의 석유 수송용 강제인 API 5L X52 PSL 2의 규격을 적용하여 3차원 솔리드(Solid) 요소로 변형이 가능한 탄성체로 모델링을 수행하였다. 파이프의 모델링 된 형상은 Fig. 7과 같으며 적용시킨 물성치는 Table 4에 나타내었다(Escoc, 2006). 해저 파이프는 해저지반에 비해 크기가 상대적으로 작고, 원형이므로 육면체 격자를 적용하여 길이 방향과 충돌이 일어나는 중앙 부분에 격자를 조밀하게 적용하였다. 또한 파이프의 두께는 Mapped mesh를 이용하여 2개 구간으로 나누어 원형단면으로 모사 되었다. 또한 유한히 이어진 해저파이프를 효과적으로 모델링 하기위함과 길이방향의 반력의 영향이 최소화 되는 5m로 가정하여 모델링 하였고, 파이프의 양 끝단에 법선 방향 변위는 구속하는 조건을 적용하였다.

3.3 해저지반 모델링

해저파이프가 해저지반내의 매설 효과에 의한 안정성 검토를 위하여 지반의 모델링이 필요하다. 지반은 불연속체이며 응력-변형률이 비선형이므로, 이를 표현하기 위해 지반해석에 주로 사용되는 Mohr-coulomb 구성모델로 적용하였다. Mohr-coulomb 모델은 재료의 전단파괴 응력이 파괴 시 응력 원의 포락선으로 나타나는 Mohr의 파괴 기준과 점착력(Cohesion, c)과 내부마찰각(Inner friction angle, ϕ)의 강도정수를 포함한 직선관계를 갖는다는 Coulomb의 기준을 합성한 식으로 다음 식 (4)와 같이 표현할 수 있다.

$$\tau = c + \sigma \tan \phi \tag{4}$$

여기서, τ 는 흙의 전단강도, σ 는 연직응력이다. 또한 충돌해석

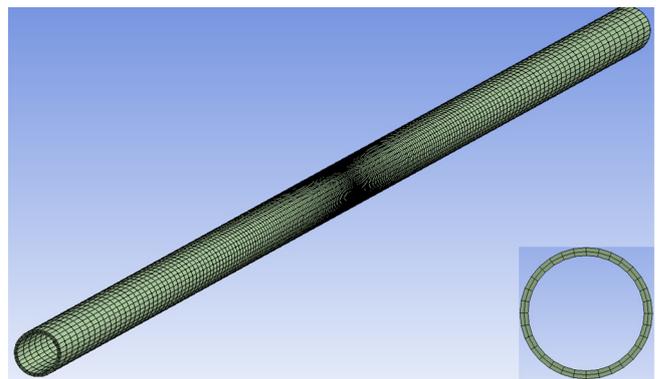


Fig. 7 Finite element model of subsea pipeline

Table 4 Geometrical and mechanical properties of pipeline

Grade	Out diameter [mm]	Wall thickness [mm]	Density [kg/m ³]	Poisson's ratio	Elasticity modulus [MPa]	Yield strength [MPa]	Tensile strength [MPa]
X52	88.9	7.62	7850	0.30	2×10 ⁵	360	460

시 매설된 해저파이프에 작용하는 해저지반의 토압 및 수압에 의한 상재 하중은 충돌에 의한 영향에 비해 미비할 것으로 판단하여 배제 하고 해석을 수행하였다. 해저지반 역시 3차원 솔리드(Solid) 요소를 사용하여 4m×5m 단면에 높이가 3m인 직육면체 형태의 변형이 가능한 탄소성체로 모델링 하였다. 고정된 해저지반을 모사하기 위해 모델링 된 해저지반 하단부의 법선 방향 변위는 구속하는 조건을 부여하였다. 또한 실제 무한한 해저지반을 보다 경제적으로 모델링하기 위해 충돌하는 면과 구속면(하부)을 제외한 모든 면은 임피던스(Impedance) 경계조건을 적용시켰다. 또한 해저지반은 총 3가지 종류로 포화된 상태의 지반 물성치를 적용하여 Soft clay와 Loose sand 그리고 Dense sand 로 각각 해저지반을 조성하였다. 적용시킨 해저지반의 물성치는 Table 5에 나타내었다(Stephen and Michael, 2007). 앵커와 해저파이프, 그리고 해저지반의 매설깊이(0m, 1m, 2m)가 고려된 3가지 해석 Case들을 Fig. 8에 나타내었다. 여기서, 매설깊이 0m는 매설되지 않고 해저지반위에 올려져있는 형태로 모델링하였다. 앵커와 해저파이프, 해저지반의 유한요소모델은 Fig. 9에 나타내었다. 또한 실제 해석에 적용된 경계조건을 Fig. 10에 나타내었다. 격자수가 많고 해석시간의 과도해짐을 감안하여 대칭경계조건(Half symmetry)을 적용하여 해석시간을 단축시켰다.

Table 5 Material properties of seabed

	γ_{sat} [kg/m ³]	Poisson's ratio	Elasticity modulus [MPa]	Inner friction angle [Degree]	Cohesion [kPa]
Soft clay	1781	0.3	3.5	0.01	5.9
Loose sand	2038	0.3	15	32	1
Dense sand	2242	0.3	35	40	1

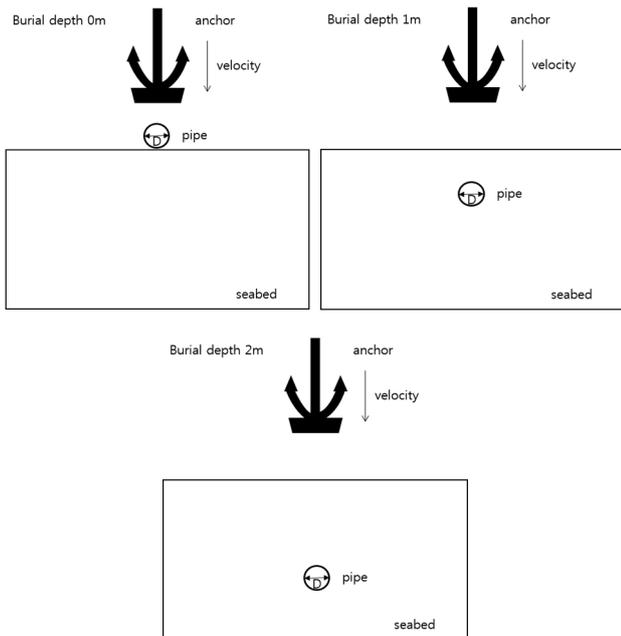


Fig. 8 Cases used for analysis

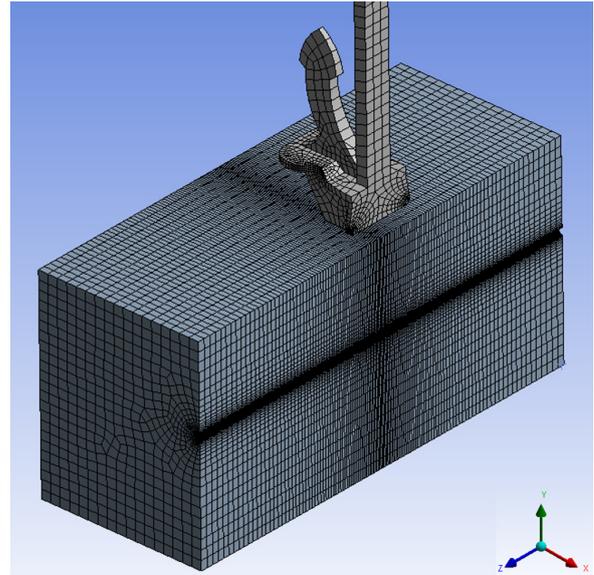


Fig. 9 Finite element model(burial depth 1 m)

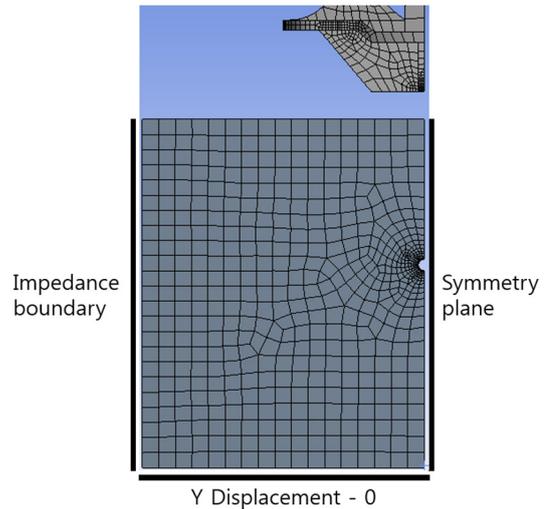
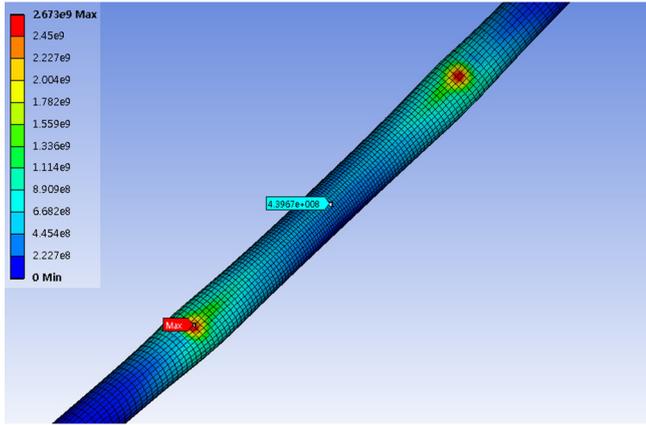


Fig. 10 Boundary conditions applied to the analysis

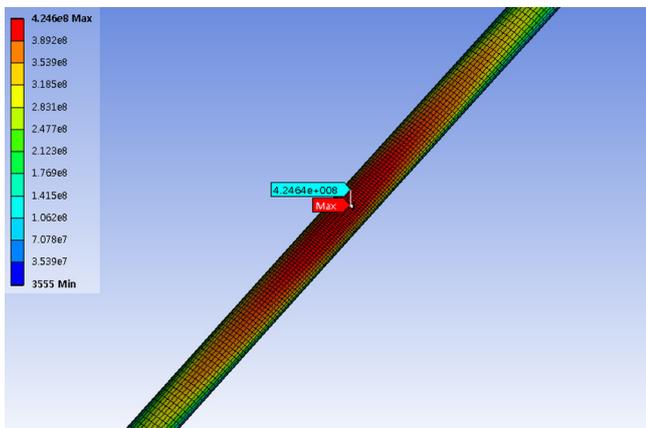
4. 충돌 해석 결과 및 분석

본 충돌 해석에서는 전산유체해석을 통한 중단속도 결과를 앵커의 속도에 대입하여 낙하거리에 관계없이 일정한 속도로 낙하하게 설정하여 Explicit dynamics를 이용하여 충돌 해석을 수행하였다. 충돌 시 해저파이프의 경우 Von-mises stress 결과가 해저파이프의 항복강도(Yield strength)를 초과하는 값일 경우 파괴가 발생한다. 따라서 해저파이프가 매설되는 깊이 및 해저지반의 물성치 변화에 따른 해저파이프의 최대 Von-mises stress 를 도출하여 파이프의 항복강도 값과 비교하였다.

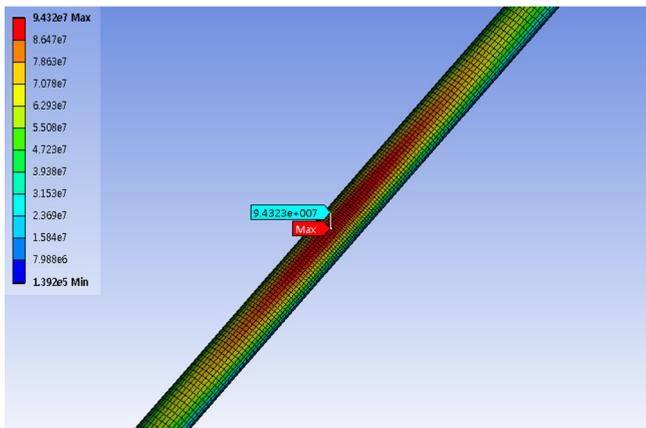
먼저 지반이 Soft clay인 경우로 5.25ton 앵커와 충돌하는 해저파이프의 Von-mises stress 결과를 Fig. 11에 나타내었다. 결과에서 볼 수 있듯이 해저파이프가 매설이 아닌 해저지반 위에 올려놓은 상태로 수직 낙하하는 앵커와 충돌할 경우, 최대 Von-mises stress 이력이 해저파이프의 항복강도를 훨씬 초과하였다. 또한 이와 같이 매설하지 않은 해저파이프의 파괴는 앵커



(a) Burial depth 0 m : 2673 Mpa



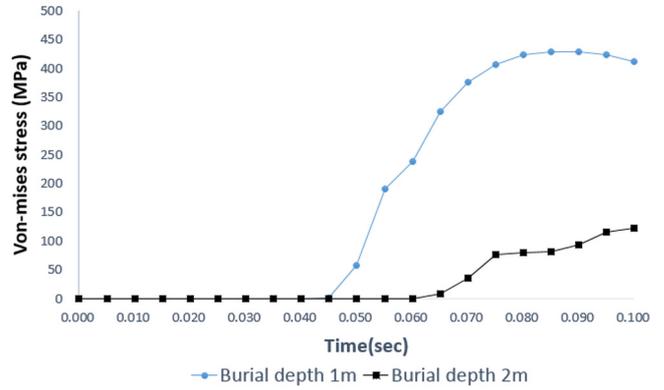
(b) Burial depth 1 m : 424 Mpa



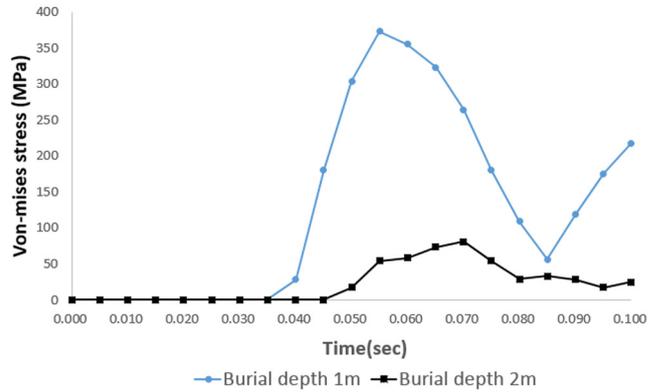
(c) Burial depth 2 m : 94.3 Mpa

Fig. 11 Results of subsea pipeline maximum von-mises stresses (5.25 ton anchor, Soft Clay)

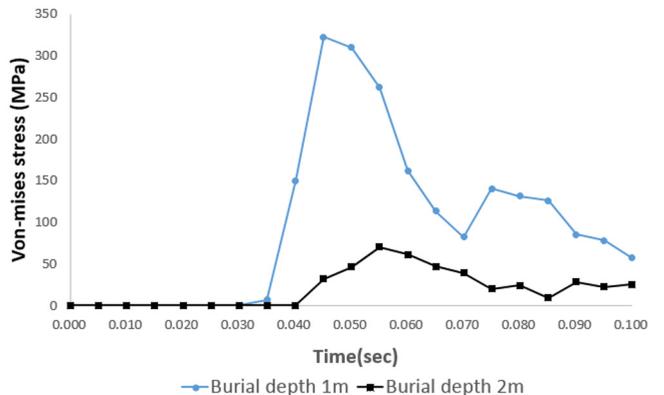
형상에 많은 영향을 받으며, 실제로 앵커의 하부 양끝 부분과 접촉하는 해저파이프에 최대 응력이 발생하였고, 파괴되는 결과를 보였다. 하지만 해저지반에 매설된 해저 파이프의 경우 앵커의 형상에 직접적인 영향을 받지 않았으며, 앵커가 충돌하는 중앙부에 최대응력이 발생하였다. 결과값의 정확한 비교를 위해 충돌이 일어나는 매설(1m, 2m)된 해저파이프의 상층 중앙부에 대한 시간에 따른 5.25ton 앵커충돌에 대한 해저파이프의 최



(a) Soft clay



(b) Loose sand



(c) Dense sand

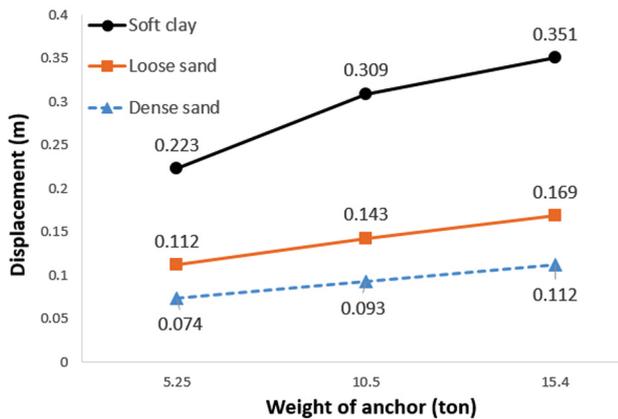
Fig. 12 Von-mises stress probe of subsea pipeline (5.25 ton)

대 Von-mises stress 이력을 Fig. 12에 나타내었다. 결과를 보면 Soft clay의 경우 충돌 초기에는 응력이 Loose sand와 Dense sand에 비해 낮게 측정 되나, 충돌 후 해저파이프에 발생하는 최대 응력 값은 더 크게 나타났다. 이는 0m로 해저파이프가 매설이 아닌 설치가 된 Case의 경우와 차이를 보인다. 또한 Dense sand가 가장 빨리 앵커 속도가 멈췄고 속도가 멈춘 이후 해저지반의 탄성으로 인해 속도가 다시 발생했다.

이처럼 모든 해석 결과는 앵커의 속도가 Zero(0)가 되기 전 최대 Von-mises stress 값을 산출하였다. 따라서 모든 해석 Case에 대한 해저파이프의 최대 Von-mises stress 결과와 항복강도의

Table 6 Ratio of von-mises stress to the yield strength

	5.25 ton			10.5 ton			15.4 ton		
	Soft clay	Loose sand	Dense sand	Soft clay	Loose sand	Dense sand	Soft clay	Loose sand	Dense sand
Burial depth (0 m)	7.43	7.92	10.81	9.89	10.44	10.83	10.16	11.50	13.66
Burial depth (1 m)	1.19	1.04	0.89	1.49	1.27	1.08	1.64	1.42	1.23
Burial depth (2 m)	0.26	0.23	0.19	0.37	0.27	0.24	0.52	0.36	0.30

**Fig. 13** Displacement of seabed caused by anchor impact

비율(Ratio)을 Table 6에 나타내었다. 0m로 설치된 해저파이프의 경우 모든 Case에서 파괴되었으며, 1m, 2m로 매설된 해저파이프는 해저지반 및 매설깊이에 영향을 받음을 알 수 있었다. Fig. 13는 앵커 충돌로 인한 해저지반의 변위를 보여주고 있다. 이는 앵커가 해저지반과 충돌하여 속도가 0이 되는 순간의 최대 변위를 측정된 결과이며, 느슨한 지반일수록 충돌에 의한 변위가 증가했다. 5.25ton 앵커를 기준으로 앵커의 중량이 커짐에 따라 변위의 증가율이 차이를 보였으며, Soft clay가 약 39%, Loose sand가 약 28%, Dense sand가 약 26% 씩 증가하는 추세를 보였다.

5. 결 론

본 연구는 해저파이프의 외력에 의한 충돌 시 안전한 매설깊이에 대한 자료를 제시하기 위해 선박용 앵커가 투하되어 해저파이프에 충돌 시 해저지반 성질 및 매설깊이의 효과에 대한 평가가 수행되었다. 충돌 해석을 위해 먼저, 앵커가 투하되어 해저파이프에 충돌 시 외력을 산정하기 위해 전산유체해석을 통한 앵커의 중량별 수중 종단속도를 산정하였다. 다음으로, 종단속도로 낙하하는 앵커의 충돌에 의한 해저파이프의 변형 및 최대응력을 비교 검토하였다. 종단속도 해석에서는 5.25ton, 10.5ton, 15.4ton 앵커의 종단속도가 각각 6.507m/s, 7.847m/s, 8.374m/s 결과가 산출되었고, 이러한 종단속도를 충돌 해석 시 이용하였다. 또한 해저지반은 3가지 물성치를 사용하여 Mohr-Coulomb 모델을 사용하였으며, 매설깊이는 매설되지 않은(0m) 경우와 1m, 2m로 매설된 경우를 비교 검토하였다. 결과를 정리하면 다음과 같다.

(1) 매설되지 않은 해저파이프의 경우 앵커 충돌 시 Soft clay, Loose sand, Dense sand 순으로 응력이 작게 나타났으며, 3가지 Case 모두 파괴 되었다. 하지만 매설되지 않은 해저파이프는 해저지반이 부드러운 점토질일 경우 충격을 완화해주는 효과가 뛰어난 것을 알 수 있었다. 또한 파괴 진행은 앵커의 형상에 많은 영향을 받으며, 해석에서는 앵커 하부 형상의 양 끝단과 충돌 하는 해저파이프 에서부터 파괴가 발생하였다.

(2) 매설깊이 1m 일 때의 해저파이프의 응력은 매설되지 않은 경우와 반대로 Soft clay가 가장 큰 응력이 발생하였으며, Loose sand와 Dense sand 순으로 응력이 더 크게 산정되었다. 또한 1m로 매설된 해저파이프는 앵커의 중량에 상관없이 거의 모든 해저지반에서 파이프의 항복강도를 초과하는 결과를 보였다. 하지만 2m로 매설 시에는 파이프의 항복강도를 초과하진 않았다. 해저지반 상태가 조밀할수록 매설된 해저파이프가 받는 응력은 적고 그 안정성 또한 보장이 된다는 것을 알 수 있었다. 하지만 매설하지 않고 올려져있는 해저파이프의 경우는, 반대로 해저지반 상태가 조밀할수록 응력은 더 큰 결과를 보였다.

(3) 충돌에 의한 해저지반 변위 결과 Soft clay가 가장 큰 변위를 보였으며, Loose sand와 Dense sand 순으로 더 큰 변위를 보였다.

향후 앵커에 의한 해저지반의 변위 즉, 앵커의 해저지반 침투 깊이에 대한 수치해석을 실제 앵커 충돌실험과 비교 분석하여 충돌에 의한 해저지반의 변형 및 파괴특성을 도출하여 해저지반에 설치되는 구조물들의 안정성에 대한 연구를 진행할 예정이다.

후 기

본 연구는 2016년 산업통상자원부 지원 산업핵심기술과제 “ARC7 극지환경용 해양플랜트 내빙구조 설계기술 개발 (10063417)” 과제의 지원으로 수행된 결과임.

References

- ANSYS Inc., 2010. ANSYS FLUENT MDM Tutorials. ANSYS v130, Canonsburg.
- ANSYS Inc., 2016. ANSYS Explicit dynamics Tutorials. ANSYS v171, Canonsburg.
- Massey, B.S., Ward-Smith, J., 2006. Mechanics of Fluids. 8th Edition, USA.
- DNV., 2010. Risk Assessment of Pipeline Protection Recommended

- Practice DNV-RP-F107. Det Norske Veritas., Norway.
- Escoe, A.K., 2006. Piping and Pipeline Assessment Guide. 1st Edition, UK.
- Jung, J.J., Lee, Y.S., Shin, H.S., 2007. A Study for Construction of Shore-end Submarine Cable. Journal of The Korea Institute of Electronic Communication Sciences, 2(3), 203-209.
- KS V 3311., 2012. Anchor. Korea Industrial Standards.
- Pipeline and Hazardous Materials Safety Administration (PHMSA), 2013. Filtered Incident Files. (Updated April 2014) Available at: <<https://primis.phmsa.dot.gov/comm/reports/safety/PSI.html>> [Accessed March 2014].
- Ryu, Y.S., Cho, H.M., Kim, S.H., 2016. Damage Evaluation of Flexible Concrete Mattress Considering Steel Reinforcement Modeling and Collision Angle of Anchor. Journal of Ocean Engineering and Technology, 30(2), 109-116.
- Stephen, P.B., Michael, C., 2007. Correlations of Soil Properties. 5th Edition, USA.
- Woo, J.H., Na, W.B., 2010. Analyses of the Maximum Response of Cylinders-Connected Protector under Anchor Colliding and Dragging. Journal of Ocean Engineering and Technology, 24(5), 81-87.
- Woo, J.H., Na, W.B., Kim, H.T., 2009. Numerical Simulation of Arch-type Submarine Cable Protector under Anchor Collision. Journal of Ocean Engineering and Technology, 23(1), 96-103.

Numerical Analysis of Peak Uplift Resistance of Buried Pipeline in Sand and Soft Clay

Dae-Hean Kwon* and Young-Kyo Seo*

*Ocean Engineering Department, Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

연약 점토와 사질토에 묻힌 파이프라인의 극한 인발저항력 산정

권대현* · 서영교*

*한국해양대학교 해양공학과

KEY WORDS: Buried pipelines 묻힌 파이프라인, Peak uplift resistance 극한 인발저항력, Embedment ratio 근입비, Geogrid 지오그리드, Numerical modeling 수치해석, Finite element method 유한 요소법

ABSTRACT: Subsea pipelines are one of the most important structures used to transport fluids such as oil and natural gas in offshore environments. The uplift behavior of the pipeline caused by earthquakes and buoyancy can result in a pipeline failure. The objective of this study is to examine the peak uplift resistance through parametric studies with numerical modeling by PLAXIS 3D Tunnel. The effects of the embedment ratio and pipe diameter were first examined for uplift resistance in sand and soft clay conditions. Then the length of geogrid layers and the number of geogrid layers were examined in terms of ability to resist uplift behavior.

1. 서 론

해저파이프라인은 원유, 천연가스, 폐수 등 유체를 운송하는 중요한 해저 구조물이다. 해저파이프라인은 부력, 지진 등 자연 현상으로 인하여 인발거동이 발생하며, 이는 파이프라인의 주요 파괴원인이다. 이러한 인발작용에 의한 파괴현상을 규명하기 위하여 사질토와 점토에 매설된 파이프의 극한 인발저항력 (Peak uplift resistance, PUR)에 관한 많은 연구가 진행 되고 있다. 사질토 지반에 묻힌 파이프 라인과 인발거동을 보강하기 위한 지오그리드 사용 유·무에 따른 극한 인발저항력을 실내모형실험을 통해 산정 하였으며(Armaghani et al., 2015), 또한 사질토 지반에 근입된 파이프의 직경, 표면 거칠기 그리고 근입비에 따른 인발거동 평가를 위하여 실내모형실험이 이루어졌다(Bang et al., 2003). 점토 지반에 근입된 스트립앵커의 인장 파괴 영향 범위 내에 위치한 지반의 파괴 현상과 흡입간극수압 (Suction pore water pressure) 발생으로 인한 극한 인발저항력 산정이 수치해석을 통해 수행되었다(Thorne et al., 2004). 그 외 국·내외 스트립앵커와 파이프의 인발거동에 관한 연구가 많이 진행되었다(Bae et al., 2008; Murray and James, 1987). 스트립앵

커는 지반 보강에 사용되는 반면 파이프는 유체를 운송할 때 사용되지만 매립되어 있는 스트립앵커와 파이프라인의 인발거동이 매우 유사하다고 보고하였다(Dickin, 1994). 이들의 연구는 사질토와 점토에 매립되어있는 파이프라인의 인발저항력 산정에 초점을 두고 있다. 그러나 실제 육상(Onshore)과 해상(Offshore) 현장에서는 지오그리드를 통해 지반을 보강한다. 지오그리드란 지반 내 묻혀있는 파이프 및 구조물 등의 주변 지반 인장파괴를 보강하기 위한 재료로써 지반공학 분야에서 많이 활용되고 있다.

본 연구는 실내 모형실험에 앞서 파이프 거동해석이 아닌 파이프 주변에 위치한 지반의 거동 즉, 인발저항력 경향성 파악 목적을 두고 사질토(Loose and dense sand)와 연약점토(Soft clay)에 묻힌 파이프의 극한 인발저항력을 3차원 유한요소해석 프로그램인 PLAXIS 3D Tunnel(Brinkgreve and Broere, 2001)을 이용하여 산정하였다. 묻힌 파이프는 프로그램에서 제공되는 터널(Tunnel)요소를 활용하여 라이닝(Lining)이 없고 단위중량이 적은 강체 파이프 모사하여 근입비(H/D), 파이프 직경 (D), 지오그리드 길이(L) 및 보강 층수(Layer)를 변수로 정의한 후 육상과 해상 상태에서의 극한 인발저항력을 산정하였다.

Received 14 February 2017, revised 22 June 2017, accepted 22 June 2017

Corresponding author Young-Kyo Seo: +82-51-410-4683 yseo@kmou.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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.

2. 기존 이론

극한 인발저항력은 앵커 및 파이프 표면의 인장영향 범위 내에 위치한 지반에서 파괴가 발생할 때의 저항력을 말한다. 이러한 인발저항력을 산정하기 위한 이론들은 Meyerhof 이론(Meyerhof, 1975), Das 이론(Das, 1978) 등이 있으며, 이들은 실내 모형실험과 현장실험을 통하여 사각앵커, 원형앵커 그리고 스트립앵커의 극한 인발력에 관한 다양한 식들을 제안하였다. 그 중 본 연구에서는 파이프의 근입깊이 산정을 위해 Meyerhof(1975)의 파괴계수(F_c)와 한계 근입비의 상관관계에 관한 이론을 참고하여 구하였다.

지반 파괴계수(F_c)는 근입된 앵커(원형, 사각형, 스트립)가 인발로 인하여 파괴 시 근입깊이(H)와 근입된 앵커 등의 직경(D)의 최대비를 말하며, 식 (1)은 스트립앵커에 적용되는 파괴계수이며, 식 (2)는 원형앵커와 사각형앵커에 적용되는 파괴계수이다.

$$F_c = 0.6\left(\frac{H}{D}\right) \leq 8 \tag{1}$$

$$F_c = 1.2\left(\frac{H}{D}\right) \leq 9 \tag{2}$$

한계 근입비(F_{cr})는 파괴계수 식 (1)과 식 (2)를 통하여 구할 수 있으며, 식 (3)과 식 (4)처럼 나타낼 수 있다. 여기서 식 (3)은 스트립앵커의 한계 근입비를 나타내고, 식 (4)는 원형앵커와 사각형앵커의 한계 근입비를 나타낸다. Fig. 1은 한계 근입비와 파괴계수의 상관관계 그래프를 나타낸 것이다.

$$F_{cr} = \left(\frac{H}{D}\right)_{cr} = \frac{8}{0.6} \approx 13.5 \tag{3}$$

$$F_{cr} = \left(\frac{H}{D}\right)_{cr} = \frac{9}{1.2} = 7.5 \tag{4}$$

본 연구는 스트립앵커의 한계 근입비를 통해 파이프 근입깊이를 산정하였다. 근입깊이 산정 시 통상적으로 해양 구조물에 적용되는 안전율 2~3을 감안하여 본 논문에 적용하였다.

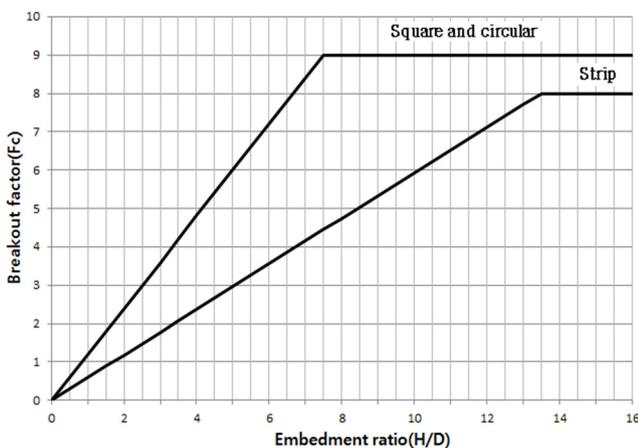


Fig. 1 Variation of F_c with H/D

3. 수치해석조건

3.1 수치모형

해석에 사용된 지반의 모형은 $600\text{mm} \times 200\text{mm} \times 400\text{mm}$ (가로×세로×높이)의 크기를 적용하였다. 파이프는 직경 26mm, 36mm, 46mm의 세 가지이며 길이는 150mm로 통일하였다. 근입깊이는 스트립앵커의 한계근입비에 각 파이프의 직경을 적용하여 최대 근입깊이를 산정하였다. 최대 근입깊이 산정 후 안전율 3과 규칙성을 고려하여 100mm, 150mm, 200mm 총 세 가지의 근입깊이 조건으로 해석하였다. 지오그리드 길이는 파이프 직경에 비례하여 $5D$, $10D$ 의 두 가지로 모사하였고, 폭은 200mm로 고정하였다. 지오그리드 보강 층수는 1층과 2층으로 보강하여 최대 인발저항력을 산정하였다. 지오그리드 2층 보강 시 지오그리드 간의 간격은 파이프 직경에 비례하여 $1.5D$ 로 고정하였으며, 수치모형의 모식도는 Fig. 2와 같다.

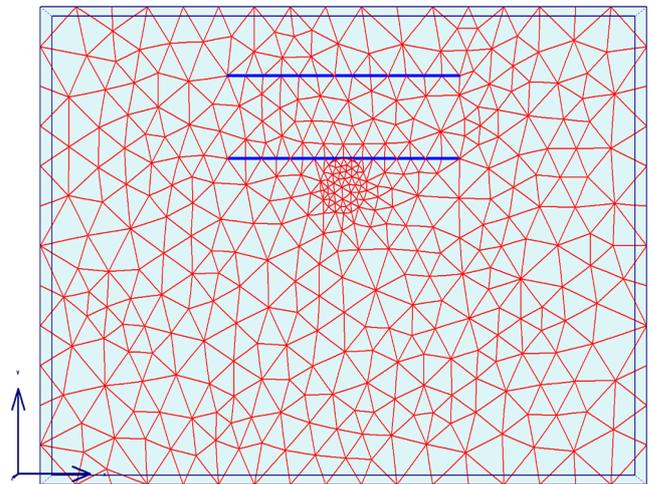


Fig. 2 Modeling of pipeline and geogrid in PLAXIS 3D Tunnel

3.2 육상 및 해상 상태 구현

지반의 현상상태를 모사하기 위해 육상 상태 일 때 사질토와 연약점토에 습윤 단위중량(γ)를 적용하였으며, 해상 상태 일 때는 포화단위중량(γ_{sat})를 적용하였다. 여기서 γ 는 흙을 건조시키지 않은 상태에서의 단위중량을 의미하고, γ_{sat} 는 흙이 포화(포화도 100%)되어있는 경우 즉, 간극이 완전히 물로 채워져 있는 상태의 단위중량을 의미한다. 수면의 높이는 파이프의 근입깊이에 비례하여 $3H$ 으로 고정시켜 해석하였다.

3.3 해석재료

지반의 거동을 모사하기 위해 토질 해석에 주로 사용되는 Mohr-Columob 구성방정식을 사용하였다. 사질토의 물성치는 Niroumand et al.(2013)의 연구를 참고하여 사용하였으며, 연약점토 물성치 중 비배수 전단강도는 실내모형시험에 주로 사용되는 카올리나이트를 함수비 40%로 조성 후 실내 베인실험(Vane test)을 통해 구한 값을 사용하였다. 본 수치해석에 사용된 흙의 물성치는 Table 1과 같다.

Table 1 Material properties of sand and clay

Parameter	Unit	Loose sand	Dense sand	Soft clay
Unit weight [γ]	kN/m ³	19	21	16.48
Unit weight [γ_{sat}]	kN/m ³	20	22	17.48
Friction angle [ϕ]	Degree	32	40	1
Cohesion [c]	kN/m ²	1	1	5.9
Poisson ratio [ν]	-	0.3	0.3	0.3
Modulus of elasticity [E]	kN/m ²	20,000	35,000	3,500

Table 2 Material properties of pipe and geogrid

Parameter	Unit	Pipe	Geogrid
Unit weight [γ]	kN/m ³	78	1
Poisson ratio [ν]	-	0.2	0.3
Tensile strength [T]	kN/m	-	60
Modulus of elasticity [E]	kN/m ²	2.6E7	-
Apparent opening size	mm ²	-	21

수치해석에 사용한 파이프와 지오그리드의 물성치는 Armaghani et al.(2015)의 논문을 참조하였다. PLAXIS 3D Tunnel에서는 본 연구에 적용된 지오그리드와 다른 재료를 제공하기에 Babu and Singh(2009) 연구를 참고하여 판 요소(Plate element)로 구현하였다. 그리고 지반의 인발저항력과 변형에 주목적을 두었기에 Tunnel요소를 통해 파이프는 라이닝이 없고 단위중량이 적은 강체로 구현하였다. 본 수치해석에 사용된 물성치는 Table 2와 같다.

3.4 해석조건

지반의 경계조건은 수평방향($U_x = U_z = 0$) 그리고 연직방향($U_y \neq 0$)로 적용하였다. Fig. 3과 같이 지반과 파이프 및 지오그리드의 경계조건은 접촉면(Interface)거동 조건을 적용하였다. 격자 생성은 전체적으로 조밀격자(Fine mesh)를 사용하였으며, 실제 거동이 많이 발생하는 파이프와 지오그리드에는 격자를 추가 생성하였다. 그리고 파이프와 지오그리드의 위치를 설정하기 위하여 Fig. 4에 보인 바와 같이 조각(Slice) 3개를 생성하였으며, 토압계수(K_0)는 $K_0 = 1 - \sin\phi$ 로 사용하였다. 여기서 ϕ 는 흙의 내부 마찰각을 의미한다.

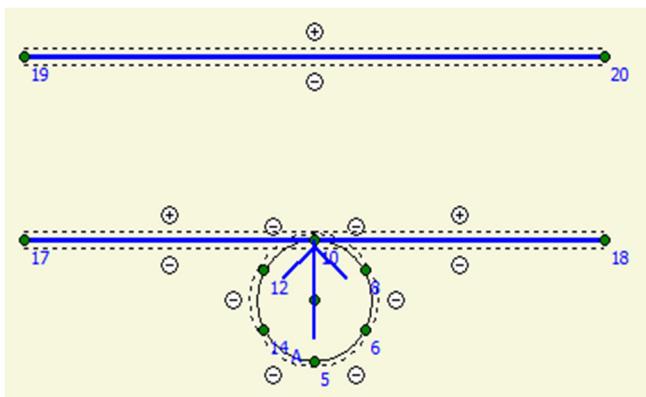


Fig. 3 Pipe and geogrid interface condition

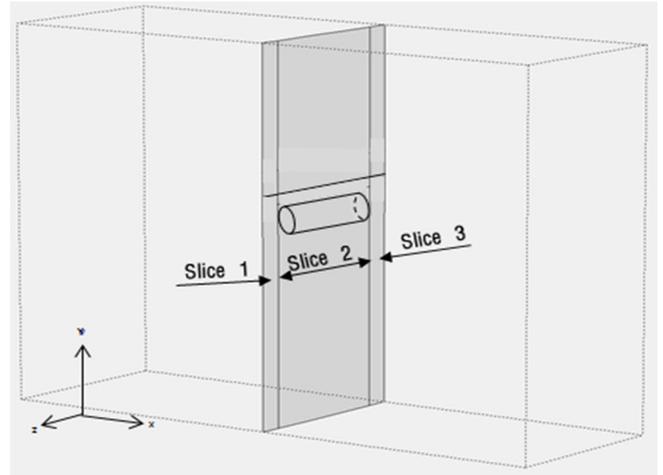


Fig. 4 Formation of slice in PLAXIS 3D Tunnel

4. 수치해석 결과

실내 모형실험에 앞서 경향성 파악을 위하여 사질토와 연약 점토에 근입된 파이프의 극한 인발저항력 산정을 위하여 파이프 직경, 근입 깊이, 지오그리드 보강 층수 및 길이 등의 각 영향인자들을 변화시켜 육상과 해상 상태에서 각각 135회 총 270회 수치해석을 수행하였다. 수치해석을 통해 도출된 극한 인발저항력은 q_u 와 $q_{u(b)}$ 의 비로 무차원화 하여 그래프로 표기하였다. 여기서, $q_{u(b)}$ 는 직경 26mm 파이프가 근입비 3.8에서 도출된 극한 인발저항력이며 약 0.35kN으로 산출되었다. q_u 는 그 외 해석 조건에서 도출된 극한 인발저항력이다.

4.1 육상 상태에서의 극한 인발저항력

Figs. 5-8은 육상 상태에서 직경 26mm 파이프의 극한 인발저항력을 보여주고 있다. Fig. 4는 근입비에 따른 극한 인발저항력을 보여주고 있다. 근입비가 커질수록 극한 인발저항력 상승률은 느슨한 모래에서는 65%, 조밀한 모래에서는 68% 그리고 연약점토에서는 57%로 도출되었다. Fig. 5는 지오그리드 1층 보강 전/후에 따른 극한 인발저항력을 보여주고 있다. 1층 보강 시 극한 인발저항력 상승률은 느슨한 모래에서는 35%, 조밀한 모래에서는 25% 그리고 연약점토에서는 22%로 도출되었다. Fig. 6은 지오그리드 2층 보강 전/후에 따른 극한 인발저항력을 보여주고 있다. 2층 보강 시 극한 인발저항력 상승률은 느슨한 모래에서는 27%, 조밀한 모래에서는 30% 그리고 연약점토에서는 17%로 도출되었다. Fig. 7은 지오그리드 길이에 따른 극한 인발저항력을 보여주고 있다. 지오그리드 길이 10D로 해석 시 5D와 비슷한 경향을 보였다. 위와 같은 극한 인발저항력 상승률 경향은 파이프 직경 36mm와 46mm에서도 비슷한 경향을 보였지만, 직경이 커질수록 파이프 주변 지반의 인발 영향 범위가 넓어져 인발저항력은 더 높게 산출되었다. 26mm에서 36mm 변경 시 지오그리드 보강 전 12%, 1층 보강 시 14% 그리고 2층 보강 시 17%씩 상승하였다. 26mm에서 46mm 변경 시 지오그리드 보강 전 15%, 1층 보강 시 18% 그리고 2층 보강 21%씩 상승하였다. 그리고 파이프의 직경이 커져도 지오그리드 길이에 따른 인발저항력은 지오그리드 1층 보강에서 도출된 결과와 큰 차이가 없었으며, 상세 결과는 Table 3과 같다.

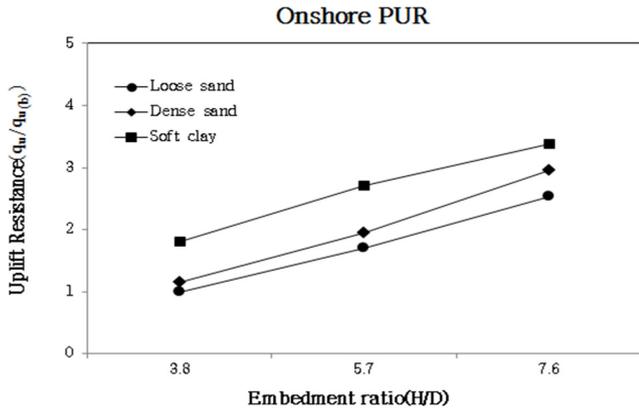


Fig. 5 The effect of H/D in onshore state ($D = 26$ mm)

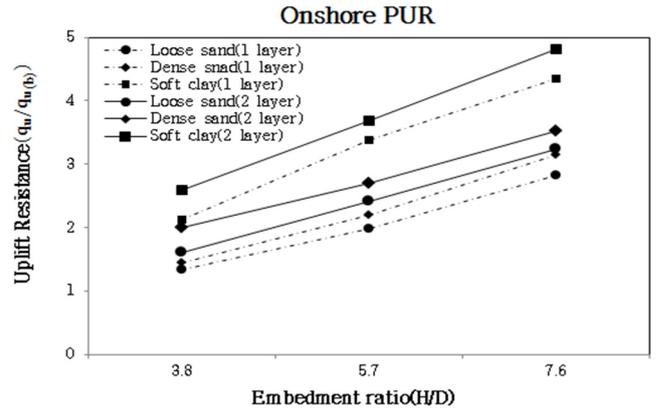


Fig. 7 The effect of 2 layer geogrid ($D = 26$ mm, Geogrid length = $5D$) in onshore state

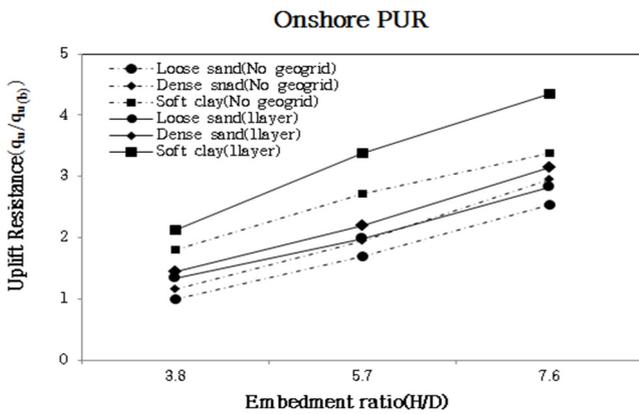


Fig. 6 The effect of 1 layer geogrid ($D = 26$ mm, Geogrid length = $5D$) in onshore state

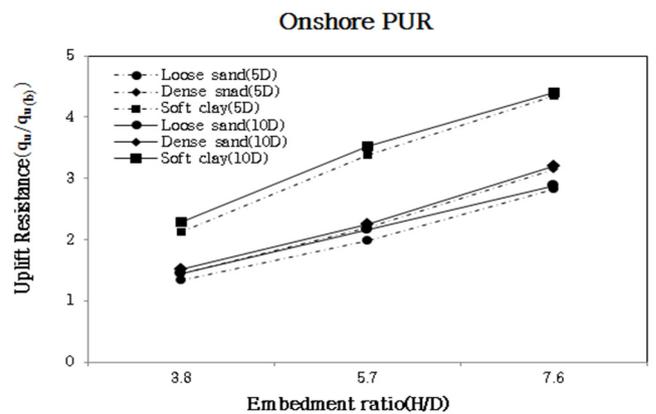


Fig. 8 Comparison of $5D$ and $10D$ ($D = 26$ mm, 1 layer geogrid) in onshore state

Table 3 Result of PUR on loose sand and clay in onshore state

Test No	D [mm]	H/D	Gogrid layer	Goegrid length	PUR ($q_u/q_{u(b)}$)		
					Loose sand	Dense sand	Soft clay
1	36	2.7	-	-	1.09	1.26	1.94
2	36	2.7	1	5D	1.41	1.55	2.31
3	36	2.7	2	5D	1.85	2.30	2.79
4	36	4.1	-	-	1.79	2.05	3.18
5	36	4.1	1	5D	2.06	2.30	3.56
6	36	4.1	2	5D	2.58	2.75	3.86
7	36	5.5	-	-	2.69	3.06	3.94
8	36	5.5	1	5D	2.91	3.22	4.68
9	36	5.5	2	5D	3.30	3.64	5.10
10	46	2.1	-	-	1.17	1.36	2.09
11	46	2.1	1	5D	1.51	1.66	2.50
12	46	2.1	2	5D	2.05	2.60	3.00
13	46	3.2	-	-	1.87	2.16	3.42
14	46	3.2	1	5D	2.17	2.43	3.81
15	46	3.2	2	5D	2.74	3.20	5.00
16	46	4.2	-	-	2.82	3.12	4.40
17	46	4.2	1	5D	3.00	3.34	4.95
18	46	4.2	2	5D	3.43	4.00	5.11

4.2 해상 상태에서의 극한 인발저항력

Figs. 9-12는 해상 상태에서 직경 26mm 파이프의 극한 인발저항력을 보여주고 있다. Fig. 8은 근입비에 따른 극한 인발저항력을 보여주고 있다. 근입비가 커질수록 극한 인발저항력 상승률은 느슨한 모래에서는 67%, 조밀한 모래에서는 65% 그리고 연약점토에서는 53%로 도출되었다. Fig. 9는 지오그리드 1층 보강 전/후에 따른 극한 인발저항력을 보여주고 있다. 1층 보강 시 극한 인발저항력 상승률은 느슨한 모래에서는 36%, 조밀한 모래에서는 28% 그리고 연약점토에서는 18%로 도출되었다. Fig. 10은 지오그리드 2층 보강 전/후에 따른 극한 인발저항력을 보여주고 있다. 2층 보강 시 극한 인발저항력 상승률은 느슨한 모래에서는 32%, 조밀한 모래에서는 29% 그리고 연약점토에서는 26%로 도출되었다. Fig. 11은 지오그리드 길이에 따른 극한 인발저항력을 보여주고 있다. 지오그리드 길이가 10D로 변경 시

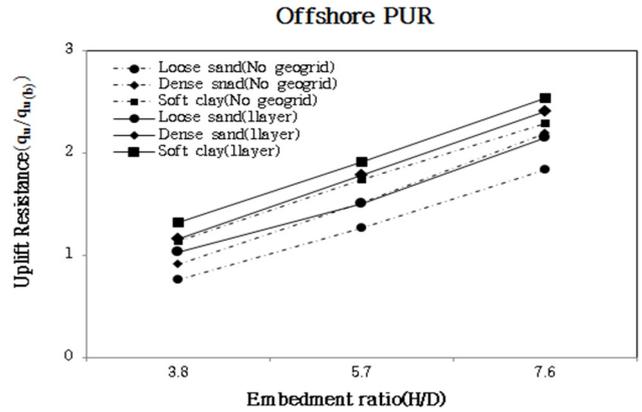


Fig. 10 The effect of 1 layer geogrid ($D = 26\text{mm}$, Geogrid length = $5D$) in offshore state

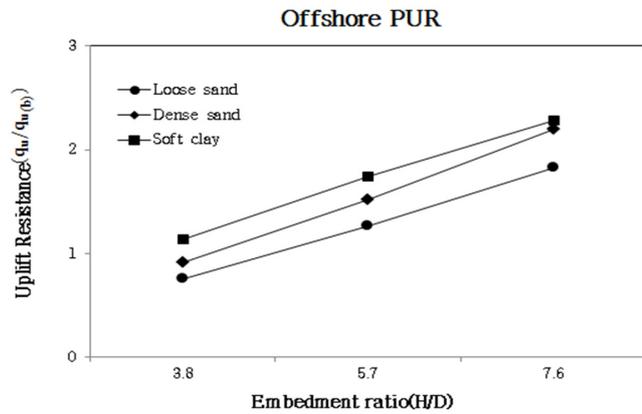


Fig. 9 The effect of H/D in offshore state ($D = 26\text{ mm}$)

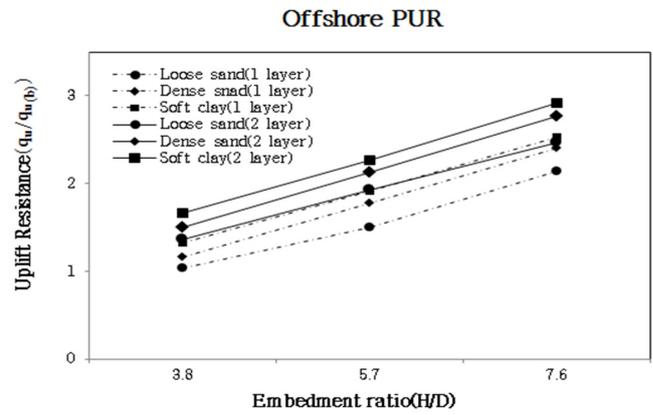


Fig. 11 The effect of 2 layer geogrid ($D = 26\text{ mm}$, Geogrid length = $5D$) in offshore state

Table 4 Result of PUR on sand and clay in offshore state

Test No	D [mm]	H/D	Gogrid layer	Goegrid length	PUR ($q_u/q_{u(b)}$)		
					Loose sand	Dense sand	Soft clay
19	36	2.7	-	-	0.80	0.96	1.18
20	36	2.7	1	5D	1.10	1.24	1.47
21	36	2.7	2	5D	1.53	1.72	1.95
22	36	4.1	-	-	1.33	1.59	1.79
23	36	4.1	1	5D	1.60	1.87	2.06
24	36	4.1	2	5D	2.04	2.26	2.47
25	36	5.5	-	-	1.91	2.27	2.37
26	36	5.5	1	5D	2.22	2.54	2.69
27	36	5.5	2	5D	2.69	2.88	3.20
28	46	2.1	-	-	0.86	1.03	1.24
29	46	2.1	1	5D	1.17	1.33	1.64
30	46	2.1	2	5D	1.71	1.93	2.25
31	46	3.2	-	-	1.40	1.68	1.85
32	46	3.2	1	5D	1.70	1.96	2.37
33	46	3.2	2	5D	2.19	2.42	2.79
34	46	4.2	-	-	1.96	2.35	2.44
35	46	4.2	1	5D	2.38	2.68	2.90
36	46	4.2	2	5D	2.84	3.07	3.5

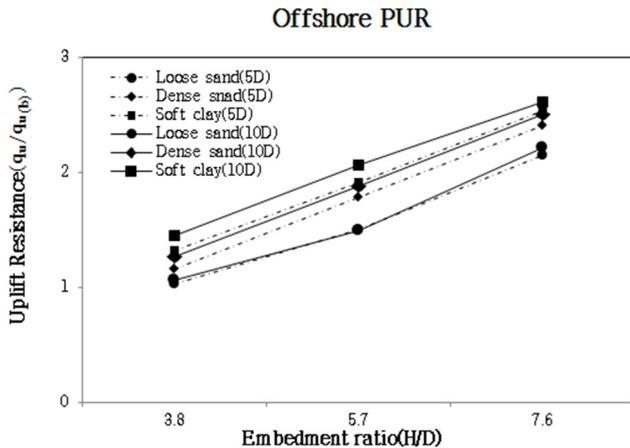


Fig. 12 Comparison of 5D and 10D ($D = 26$ mm, 1 layer geogrid) in offshore state

육상 상태와 비슷한 경향을 보였다. 위와 같은 결과는 파이프의 직경이 커질수록 육상상태와 동일하게 인발저항력 상승률 경향은 비슷하나 직경이 커질수록 인발저항력은 더 높게 산출되었다. 직경 26mm에서 36mm 변경 시 지오그리드 보강 전 10%, 1층 보강 시 13% 그리고 2층 보강 시 15%씩 상승하였다. 26mm에서 46mm 변경 시 지오그리드 보강 전 15%, 1층 보강 시 17% 그리고 2층 보강 20%씩 상승하였으며 상세 결과는 Table 4와 같다. 그리고 해상 상태에서 극한 인발저항력 육상 상태보다 약 25-30% 낮게 산출되었다.

5. 결 론

본 논문은 사질토와 연약점토에 묻힌 파이프의 극한 인발저항력 산정을 위하여 육상과 해상 상태에서 파이프 직경, 근입비, 지오그리드 층수 및 길이에 따른 각 영향 인자들을 변화시킴으로써 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 파이프가 육상 상태에 묻혀있을 때 극한 인발저항력은 해상 상태보다 항상 높게 산출되었다. 이는 육상 상태일 때 간극수압이 발생을 하지 않아 실제 작용하는 유효연직응력과 전연직응력이 동일하지만 해상상태에서는 간극수압이 발생하여 유효연직응력은 전연직응력에서 간극수압을 제외하므로 더 낮은 인발저항력이 발생한다고 판단하였다.

(2) 육상 상태에서 연약점토의 극한 인발저항력은 느슨한 모래보다 최대 77% 그리고 조밀한 모래보다 최대 55% 높게 산출되었다. 해상 상태에서는 느슨한 모래보다 최대 50% 그리고 조밀한 모래보다 최대 25% 높은 인발저항력이 산출되었다.

(3) 조밀한 모래는 육상 상태에서 느슨한 모래 보다 최대 16% 해상 상태에서는 20% 높은 인발저항력이 산출되었다.

본 연구는 실내 모형실험에 앞서 사질토와 연약점토에 묻힌 파이프라인의 인발 저항력을 수치해석을 통하여 경향을 파악하는 것에 중점을 두었다. 향후 본 연구 결과 값을 토대로 실내 모형실험을 실시할 예정이다.

후 기

본 연구는 2016년 산업통상자원부 지원 산업핵심기술과제 “ARC7 극지 환경용 해양플랜트 내빙구조 설계기술 개발(10063417)” 과제의 지원으로 수행된 결과임.

References

- Armaghani, D.J., Faizi, K., Hajihassani, M., Mohamad, E.T., Nazir, R., 2015. Effects of Soil Reinforcement on Uplift Resistance of Buried Pipeline. *Measurement*, 64, 57-63.
- Babu, G.S., Singh, V.P., 2009. Simulation of Soil Nail Structures using PLAXIS 2D. *Plaxis Bulletin*, Spring(25), 16-21.
- Bae, W.S., Lee, B.G., Kwon, Y.C., Lee, J.D., 2008. Study on Pullout Behavior of Pipe Anchor. *Journal of the Korean Geoenvironmental Society*, 9(1), 5-10.
- Bang, S.T., Kim, Y.J., Kim, J.M., Kim, J.G., 2003. The Pullout Behavior of Pipe Anchor in Sandy Soil. *Proceedings of Korean Geoenvironmental Society Conference*, 219-225.
- Brinkgreve, R.B.J., Vermeer, P.A., 2001. *Manual of Plaxis 3D Tunnel*. AA Balkema, Rotterdam.
- Das, B.M., 1978. Model Tests for Uplift Capacity of Foundations in Clay. *Soils and Foundations*, 18(2), 17-24.
- Dickin, E.A., 1994. Uplift Resistance of Buried Pipelines in Sand. *Soils and Foundations*, 34(2), 41-48.
- Niroumand, H., Kassim, K.A., Nazir, R., 2013. The Influence of Soil Reinforcement on the Uplift Response of Symmetrical Anchor Plate Embedded in Sand. *Measurement*, 46(8), 2608-2629.
- Meyerhof, G.G., 1975. Uplift Resistance of Inclined Anchors and Piles. *Proceedings of the 8th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Moscow, 12(1), 167-172.
- Murray, E.J., Geddes, J.D., 1987. Uplift of Anchor Plates in Sand. *Journal of Geotechnical Engineering*, 113(3), 202-215.
- Thorne, C.P., Wang, C.X., Carter, J.P., 2004. Uplift Capacity of Rapidly Loaded Strip Anchors in Uniform Strength Clay. *Geotechnique*, 54(8), 507-518.

Design of Subsea Manifold Protective Structure against Dropped Object Impacts

Sun-Hong Woo*, Kangsu Lee** and Joonmo Choung*

*Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University, Incheon, Korea

**Offshore Plant Research Division, Korea Research Institute of Ships & Ocean Engineering, Daejeon, Korea

낙하체 충돌을 고려한 심해저 매니폴드 보호 구조물 설계

우선홍* · 이강수** · 정준모*

*인하대학교 조선해양공학과

**한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소

KEY WORDS: Subsea manifold 심해저 매니폴드, Protective structure 보호 구조물, Dropped object 낙하체, Hitting probability 충돌 빈도

ABSTRACT: Subsea structures are always vulnerable to accidental risks induced by fishing gear, dropped objects, etc. This paper presents the design of a subsea manifold protective structure that protects against dropped object impacts. Probable dropped object scenarios were established considering the shapes and masses of the dropped objects. A design layout for the manifold protective structure was proposed, with detailed scantlings and material specifications. A method applicable to the pipelines specified in DNV-RP-F107(DNV, 2010) was applied to calculate the annual probabilities of dropped objects hitting the subsea manifold. Nonlinear finite element analyses provided the structural consequences due to the dropped object impacts such as the maximum deflections of the protective structure and the local fracture occurrences. A user-subroutine to implement the three-dimensional fracture strain surface was used to determine whether local fractures occur. The proposed protective structure was shown to withstand the dropped object impact loads in terms of the maximum deflections, even though local fractures could induce accelerated corrosion.

1. 서 론

심해저 해양 구조물은 운용 중 해상에서의 어업, 인양 작업 등에 의하여 발생하는 사고 하중에 대한 위험에 항상 노출되어 있으며, 사고 발생 시 운용의 중단뿐만 아니라 석유의 누출, 환경 오염, 인명 피해 등과 같은 심각한 문제를 초래할 수 있다. 때문에 심해저 해양 구조물의 사고 하중에 대한 적합한 보호 구조물의 설계와 이에 대한 위험도 평가는 필수적으로 요구된다.

일부 산업 규격(API, 2013; NORSOK, 2002)은 해양 구조물의 실제 해양 구조물의 운용 상황 중 발생 가능한 낙하체 충격, 어구 하중 등과 같은 사고 하중을 고려한 초기 설계를 요구하고 있지만, 상세한 요구 사항 및 기준을 제시하지는 않는다.

Aanesland(1987)는 세장체 이론(Slender body theory)에 기반하여 수중에서 자유 낙하하는 시추 파이프의 동적 운동을 고찰하였다. 실험을 통하여 시추 파이프가 플랫폼에서 자유 낙하하여

해저면에 도달하기까지의 거동을 분석하였으며, 이를 토대로 시추 파이프의 자유 낙하에 따른 해저 해양 구조물의 위험도 평가 프로그램을 개발하였으며, 모형 실험 결과와의 비교를 통하여 개발 프로그램의 유용성을 검증한 바 있다. Katteland and Oeygarden(1995)은 낙하체가 해저면에 도달하기까지 비교적 긴 시간이 요구되는 심해를 대상으로 낙하체의 거동에 대한 연구를 수행하였다. 바람, 파도, 조류에 의한 영향 또한 고려되었다. 낙하체의 형상과 무게에 따라 일곱가지의 범주로 분류하였으며 각 범주에 해당하는 낙하체의 수직 각 편차를 정의하였다. 또한 낙하 지점으로부터 낙하체의 해저면 도달 위치를 낙하체의 수직 각 편차와 수심을 매개 변수로 가지는 정규 분포로 표현하였다. 선행 연구(Aanesland, 1987; Katteland and Oeygarden, 1995)를 바탕으로 해저면에 설치된 송유관에 작용하는 어구 낙하 충격, 시추 파이프 낙하 충격력을 확률적으로 결정하는 방법을 DNV-RP-F107(DNV, 2010)는 제시하고 있다. Liping sun et al.

Received 21 February 2017, revised 31 May 2017, accepted 9 June 2017

Corresponding author Joonmo Choung: +82-10-8604-7346, jmchoung@inha.ac.kr

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2016 in Busan.

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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.

(2016)은 DNV-RP-F107이 제시하는 확률론적 위험도 평가 방법에 기반하여 좀더 단순화된 평가 방법을 제시한 바 있다. 즉 DNV-RP-F107에 대비하여 적은 개수의 변수를 이용하면서도 해저 송유관 외의 다른 여러 해저 해양 구조물의 형상에 적용이 가능한 장점을 가진다. 또한 DNV-RP-F107에 대비한 위험도 평가 결과의 정량성을 제시하였다.

본 논문은 수심 3,000m의 심해에서 하루 200,000배럴의 원유를 생산하고 SIL 3(Safety integrity level 3)의 안전 신뢰도를 가지는 매니폴드 보호 구조물 설계 검증을 목표로 한다. DNV-RP-F107이 제시하는 해저 송유관 낙하 충격 확률론적 위험 평가 방법을 응용하여 심해저 매니폴드 보호 구조물에 작용하는 각종 낙하체의 낙하 충격 확률을 결정하였다. 연간 심해저 매니폴드 충돌 확률이 10^4 을 초과하는 낙하 시나리오를 대상으로 3차원 비선형 구조 해석을 실시하였다. 또한 보호 구조물의 파단을 정량적으로 판단하기 위하여 선행연구(Choung et al., 2015a; Choung et al., 2015b)이 제시한 3차원 파단 변형률 평면을 적용하여 보호 구조물의 소성 변형 및 파단 여부를 관찰하였다.

2. 낙하 시나리오

2.1 연간 낙하체 별 심해저 매니폴드 충돌확률 P_h

낙하체가 심해저 매니폴드와 연간 충돌할수 있는 확률을 P_h 라 정의하면, 이는 인양 작업으로 인한 낙하체의 연간 낙하 확률 P_f 와 낙하체의 매니폴드와의 연간 충돌 확률 P_m 의 곱으로 표현된다(식 (1) 참조). P_f 는 식 (2)와 같이 연간 인양 작업 횟수 N_t 와 인양 작업 중 실수로 인한 낙하체의 낙하 빈도 f_s 의 곱으로 표현된다. N_t 와 f_s 는 부유식 플랫폼과 심해저 매니폴드 설치 조건으로부터 결정이 가능하다.

P_m 은 식 (3)과 같이 해상 낙하지점으로부터 반지름 r_i-r_o 이내의 해저면에 도달할 확률 P_r 와 이에 상응하는 해저면 면적 A (식 (4) 참조), 그리고 매니폴드의 충돌 가능 면적 A_m 을 이용하여 계산된다. A_m 은 DNV-RP-F107에서 제시된 낙하체의 해저 송유관충돌 면적이지만, 본 연구에서는 이를 응용하여 식 (5)와 같이 매니폴드의 폭과 낙하체의 폭의 합(B_m+B_d)과 길이 L_m 의 곱으로 나타내었다(Fig. 1 참조). P_r 은 식 (6)와 같이 정의가 가능한데, 여기서 $p(r)$ 은 낙하체가 해상 낙하지점으로 부터 반지름 r 만큼 떨어진 해저면에 도달 할 확률을 의미하며 식 (7)과 같이 수심 d 와 최대 수직 각 편차 α_o 를 변수로 가지는 정규 분포를 따른다고 가정하였다(DNV, 2010; Kattel and Oeygarden, 1995). 여기서 δ 는 기하학적 관계에 의하여 식 (8)과 같다.

$$P_h = P_f \cdot P_m \tag{1}$$

$$P_f = N_t \cdot f_s \tag{2}$$

$$P_m = P_r \cdot \frac{A_m}{A} \tag{3}$$

$$A = \pi(r_o^2 - r_i^2) \tag{4}$$

$$A_m = L_m \cdot (B_m + B_d) \tag{5}$$

$$P_r(r_i \leq r \leq r_o) = \int_{r_i}^{r_o} p(r)dr - \int_{-r_o}^{-r_i} p(r)dr \tag{6}$$

$$p(r) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\delta} e^{-\frac{1}{2}\left(\frac{r}{\delta}\right)^2} \tag{7}$$

$$\delta = d \cdot \tan\alpha_o \tag{8}$$

본 연구의 대상 심해저 매니폴드의 예상 설치 해역은 멕시코 만(Gulf of Mexico)를 기반으로 한 가상의 해역으로 일반적인 해양플랫폼의 크레인 인양을 가정하였다. 이때 매니폴드와 해상 플랫폼의 위치, 인양 실패에 따른 낙하지점 등과 같은 해상 정보에 대한 가정을 통하여 심해저 매니폴드 운용 중 낙하체 별 연간 매니폴드 충돌 확률 계산하였다. Fig. 1에서 보인 바와 같이 수심은 매니폴드 설치 목표 수심인 3,000m이다.

심해에서 낙하체가 특정 해저면 위치에 도달 할 확률은 조류에 크게 영향을 받으며, 수심 1,000m 조건에서 평균 조류 속도가 0.25m/s 및 1.0m/s일 경우 수평 방향 10~25m 및 200m까지의 수평 거리 편차를 나타낼 수 있는 것으로 알려져 있다(Kattel and Oeygarden, 1995). 조류는 α_o 와 δ 를 증가시켜 낙하체와 매니폴드와의 충돌 확률을 감소시키기 때문에 본 연구에서는 P_m 산정 시 조류의 영향을 무시하였다.

본 연구에서는 대상 매니폴드의 설치 예상 해역은 플랫폼의 구체적인 정보가 없는 관계로 DNV-RP-F107이 제시하는 일반적인 해양 플랫폼 크레인의 인양 물체 형상과 질량을 기준으로 N_t 와 f_s 를 결정하였다. 즉, DNV-RP-F107은 낙하체를 Flat/Long 형

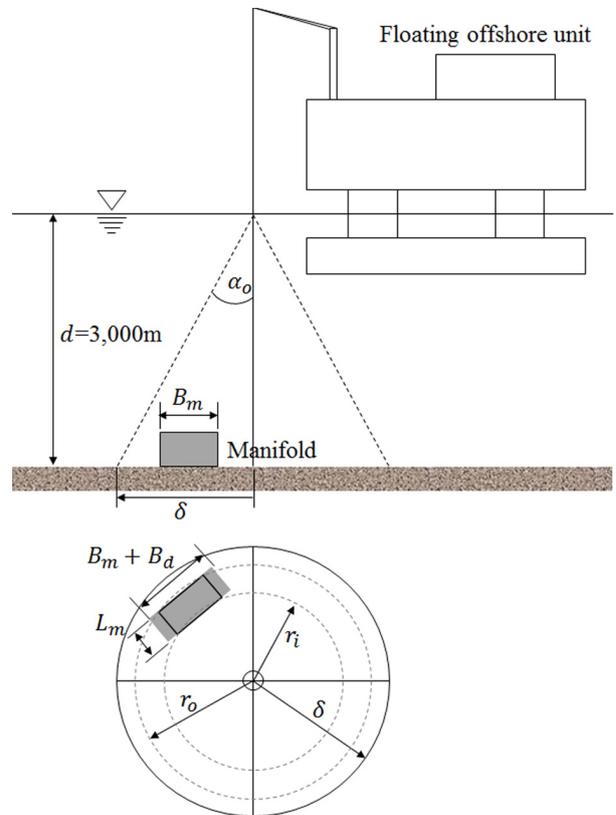


Fig. 1 A sketch for dropped object scenarios

Table 1 Hit probability for the selected dropped objects

Shape Object	Flat/long			Box/round		
	30" casing	9" drill collar	Crane boom	10' 1.5ton container	10' 7ton container	20' container
Mass [ton]	1.8	2.7	8.9	1.5	7.0	11.0
α_o [deg]	15	9	5	10	5	3
N_i	700	50	5	500	2,500	250
f_s	1.6×10^{-5}					
P_h	0-8m	8.70E-4	1.40E-4	2.80E-5	2.40E-4	4.00E-5
	8-16m	3.20E-4	4.20E-5	7.10E-6	8.00E-6	8.10E-5
	6-24m	1.80E-4	2.20E-5	2.60E-6	4.80E-6	4.80E-5
	24-32m	1.20E-4	1.20E-5	8.70E-7	3.40E-6	3.40E-5
	32-40m	8.40E-5	7.00E-6	2.50E-7	2.70E-6	2.70E-5
	40-48m	6.00E-5	3.90E-6	5.70E-8	2.20E-6	2.20E-5
	48-56m	4.30E-5	2.00E-6	1.10E-8	1.80E-6	1.80E-5
	56-64m	3.10E-5	1.00E-6	1.60E-9	1.60E-6	1.60E-5
	64-72m	2.20E-5	4.80E-7	1.80E-10	1.40E-6	1.40E-5
	72-80m	1.50E-5	2.10E-7	1.50E-11	1.30E-6	1.20E-5

상과 Box/Round 형상 두 가지로 분류하며, 각 형상에 대하여 공기 중 질량을 세 수준으로 분류한다. 본 논문에서는 Flat/Long 형상의 경우 무게에 따라 30" 케이싱(Casing), 9" 드릴 콜라(Drill collar), 그리고 크레인 붐(Crane boom)을 낙하체로, Box/Round 형상의 경우 컨테이너의 크기와 적재 중량에 따라 총 중량 10' 1.5ton 컨테이너, 10' 7ton 컨테이너, 그리고 20' 11ton 컨테이너를 낙하체로 선정하였다. Table 1은 본 연구에서 고려한 낙하체에 대한 공기 중 질량, α_o , N_i , f_s 와 이를 식 (1)-(8)에 대입하여 r_i-r_o 를 8m 구간별로 계산한 P_h 를 나타낸다.

2.2 낙하 시나리오 선정

API RP 2FB(API, 2006)는 화재 및 폭발과 같은 사고한계상태 방법론을 제시하고 있으며, 이에 의하면 연간 발생 확률이 10^{-4} 을 초과하는 경우에는 구조의 소성 변형을 허용하고 있기 때문에 본 연구에서는 소위 DLM(ductility level method)에 근거한 구조 강도 평가를 실시하고자 한다. 따라서 본 연구에서는 P_h 가 10^{-4} 을 초과하는 케이스 중에서 각 형상 별 최대 확률을 가지는 케이스를 선정하였다. 이를 Table 2에 정리하여 나타내었으며, 30" 케이싱과 10' 7ton 컨테이너가 해석 대상 낙하 시나리오로 선정되었다.

낙하체의 충돌 속도는 낙하체의 수중 무게와 낙하체의 형상에 따라 결정된다. 자유 낙하하는 물체의 속도는 중력에 의해 증가하다가 약 수심 50~100m에 도달하면 수중 자중과 유체 항력이 균형을 이루는 v_t 에 도달한 후 동일한 속도를 유지하게 된다. 이를 식 (9)에 나타내었다.

$$v_t = \sqrt{\frac{(m - V \cdot \rho_w) \cdot g}{\frac{1}{2} \cdot \rho_w \cdot C_D \cdot A}} \quad (9)$$

여기서 m , V , g , ρ_w , C_D , A 는 각각 낙하체의 공기 중 질량, 낙하체의 부피, 중력가속도, 해수의 밀도, 낙하체의 형상에 따른 항력 계수, 낙하체 수평면 투영 단면적을 의미한다.

설치 예상 수심은 3,000m로 일반적으로 수중에서 자유 낙하하는 물체가에 이르는 거리보다 충분히 깊은 심해로써 충돌 시의 속도는 v_t 로 간주할 수 있다. DNV-RP-F107에서 제시된 낙하체의 형상 (Flat/Long, Box/Round)에 따른 C_D 를 각각 적용하였다. Flat/Long 형상에서는 낙하체의 낙하에 따라 A 가 지속적으로 변하므로 45°로 낙하한다고 간주하여 A 를 산정하였으며, Box/Round 형상의 경우 낙하체의 최소 단면적으로 A 를 산정하였다(DNV, 2010). 선정된 낙하 시나리오에 대한 C_D , A 그리고 v_t 를 Table 2에 나타내었다. 10' 7ton 컨테이너의 질량 산정시 내부가 해수로 가득찬 상태로 가정하였다.

3. 낙하체 충돌에 관한 연구

3.1 보호 구조물 설계

Park and Choung(2015)은 수심 3,000m의 심해에서 하루 200,000배럴의 원유를 생산하고 SIL 3의 안전 신뢰도를 가지는 매니폴드 설계를 제안하였다(Fig. 2 참조). 매니폴드 보호 구조

Table 2 The cases for dropped object study

Case	Object	Weight in water [tonf]	C_D	A [m ²]	v_t [m/s]
1	30" casing	1.56	1.1	3.7	2.7
2	10' 7ton container	16.9	1.3	6.3	5.5

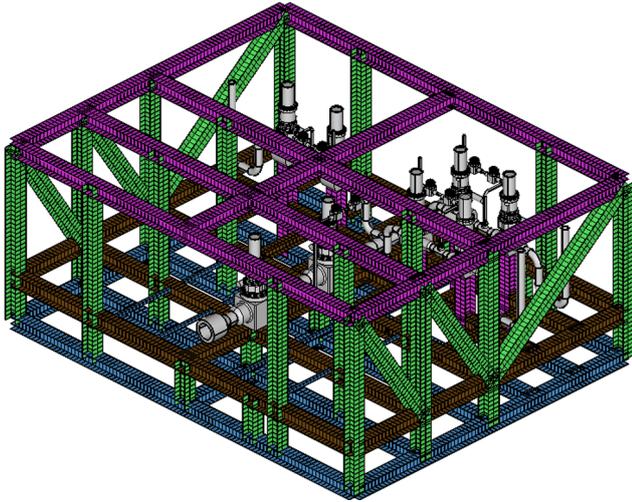


Fig. 2 Manifold frame and equipment

물은 어망 하중과 낙하체의 충돌과 같은 사고 하중으로 부터 심해저 구조물을 보호하기 위한 구조물이다. 보호 구조물이 없다면 낙하체는 매니폴드 프레임의 상단에 충돌 할 것으로 예상된다. Fig. 2에서 보는 바와 같이 낙하체는 매니폴드 프레임 상단을 침투하여 내부 배관 시스템에 충격을 가할 수 있는 가능성이 상존한다. 이는 원유 생산의 중단, 심각한 원유 유출과 환경적 재앙을 등을 유발할 것이다.

본 논문에서는 낙하체 충격으로부터 심해저 매니폴드 시스템을 보호하기 위하여 보호 구조물 설계를 수행하였다. 이때 수심 1,000m 이하에 설치된 해양 구조물의 경우 어망 하중에 의한 손상 가능성이 매우 희박한 것으로 알려져 있기 때문에, 보호 구조물 설계시 어망 하중을 고려하지 않았다(API, 2013).

낙하체가 보호 구조물에 충돌 후에도 매니폴드 프레임과 충분한 이격 거리를 확보하도록 보호 구조물을 설계하였다. 보호 구조물의 주요 치수로서 폭 13.3m, 길이 11.3m, 높이 6.0m이며 적용된 부재의 형상은 수직 부재와 경사 부재의 경우 H-형강(H-profiles)을 상단 지붕 부재의 경우 사각 중공 강관(Rectangle/square hollow tubes)을 적용하였다(Fig. 3 참조). 낙하 시나리오에

대한 비선형 구조 해석을 통하여 주요 치수 및 부재 단면 치수를 결정하였다. 부재 단면 치수는 Fig. 3(a)에서 확인이 가능하다.

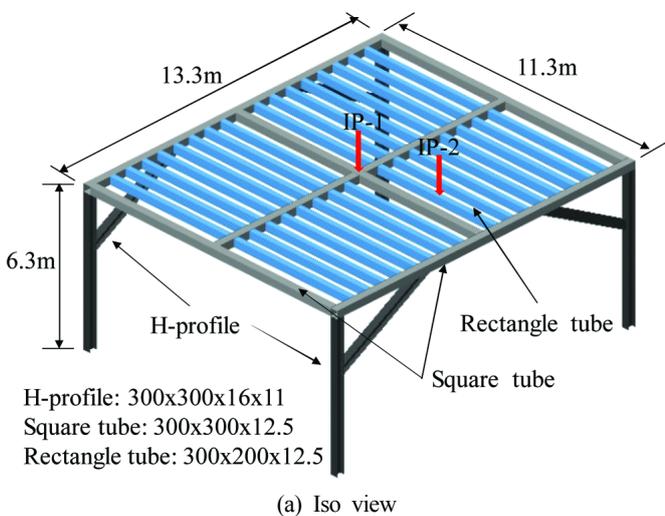
3.2 유한 요소 모델링

범용 유한 요소 프로그램 Abaqus/Explicit(Simulia, 2008)을 이용하여 낙하 충격 시뮬레이션을 수행하였다. 앞서 결정된 바와 같이, P_h 가 최대인 경우 즉 질량 7ton 10' 컨테이너와 30" 케이싱이 보호 구조물에 충돌하는 시뮬레이션을 수행하였다. Fig. 3에 나타난 바와 같이 낙하체의 보호 구조물 초기 충돌 지점을 가장 큰 상판 처짐을 유발할 것으로 예측되는 지점(IP-1)과 최소 단면 부재의 길이 중앙부(IP-2)로 각각 정의하였고 각각의 충돌 지점에 대하여 2가지 낙하체의 충돌을 고려하였다.

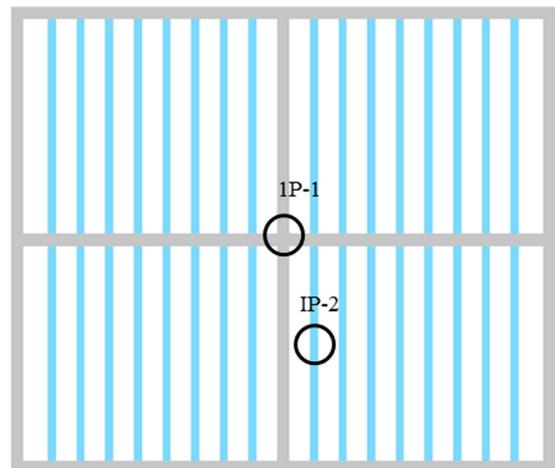
보호 구조물에 적용된 요소는 초기의 국부 충돌 지점(IP-1, IP-2)을 제외한 모든 영역에서 4절점 감차 적분 셀 요소(S4R)를 적용하였다. 셀 요소는 소성 변형률이 대략 10%를 초과할 경우 해의 신뢰도가 담보되지 못하므로 국부 충돌 지점에는 8절점 감차 적분 고체 요소(C3D8R)를 적용하였다. 따라서 Fig. 4(a)에 보인바와 같이 매우 조밀한 고체 요소를 배치하였으며, 요소의 최소 길이는 3.1mm였다. 또한 Fig. 4(b)에 나타난 바와 같이 고체 요소의 회전 변위를 구속하기 위하여 고체 요소 내부에 약간의 셀 요소를 배치하였다.

본 연구에서는 낙하체의 변형을 고려하지 않았고 강체 요소(R3D4)로 모델링하였다. 낙하체의 보호 구조물 충돌시 가장 극심한 조건에 대해 고려하기 위하여 초기 충돌 시 낙하체와 보호 구조물의 점 접촉 충돌 상황을 모사하였다. 수중에서의 마찰 계수는 윤활 효과로 인하여 대기 중보다 상당히 작은 것으로 알려져 있기 때문에 마찰 계수를 고려하지 않았다. 낙하체의 충돌로 인한 보호 구조물과 매니폴드 프레임과의 접촉여부 및 이격 거리를 분석하기 위하여 Fig. 4(c), (d)에 보인 바와 같이 매니폴드의 최외곽 프레임을 단순화하여 모델링하였다.

보호 구조물의 지지 조건을 결정하기 위해서는 해저 지반의 물성이 필요하나 현재 대상 심해저 매니폴드의 해역에 대한 정보가 구체화 되어있지 않으므로 본 연구에서는 지반-구조 상호 작용을 고려하지 않고 수직 부재 H-형강의 하단부 지면 접촉부



(a) Iso view



(b) Plan view

Fig. 3 Design of the protective structure

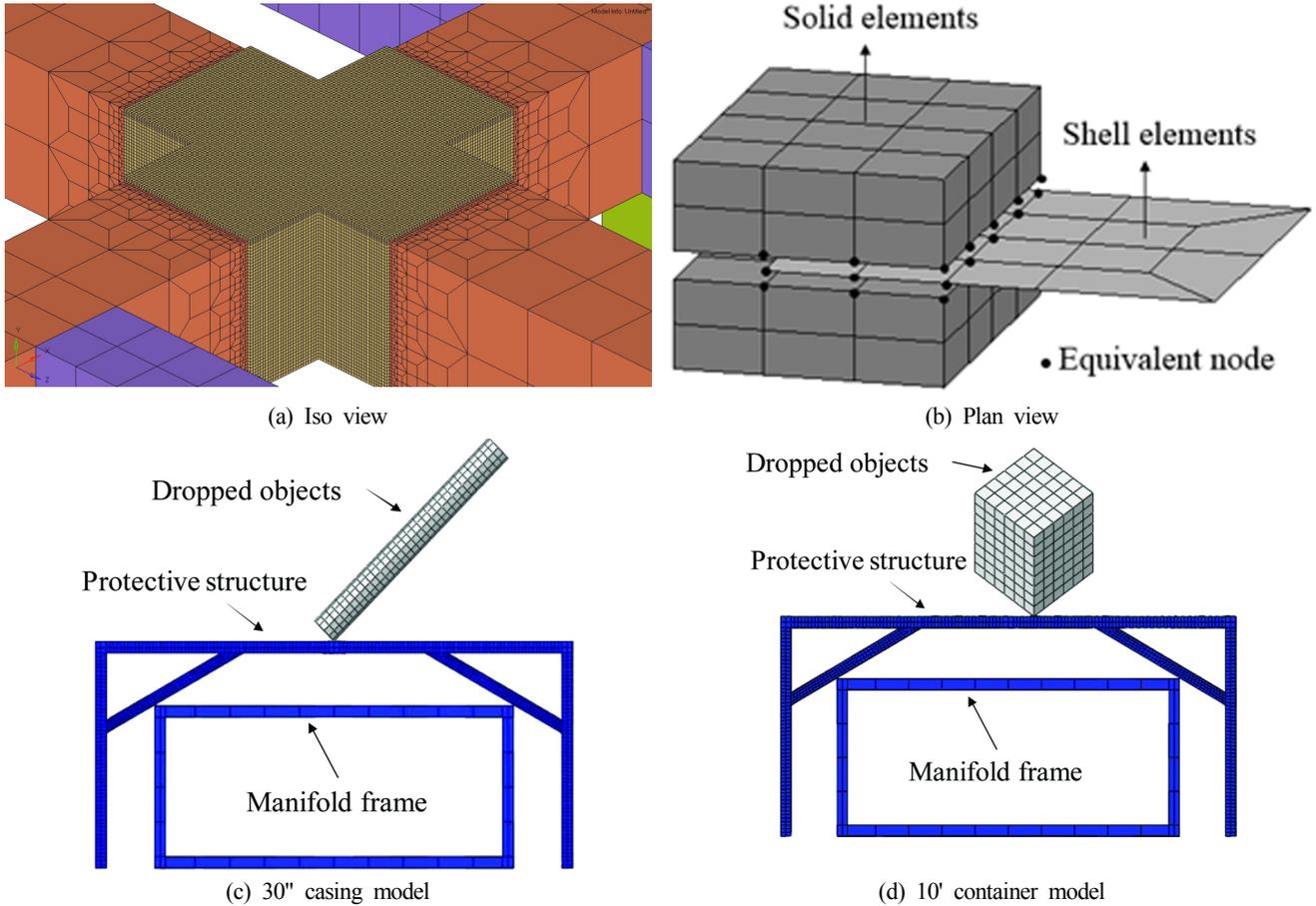


Fig. 4 FE models for the dropped object simulations

절점의 6자유도를 고정하였다. 또한 Table 2에 나타난 낙하체 충돌 속도를 낙하체에 부여한 후 유한 요소 모델 전체에 수직 방향 중력 가속도를 적용하였다.

보호 구조물 부재의 재질은 해양 구조물에 널리 사용되는 ASTM A992와 ASTM A500 GRADE C를 H-형강과 사각 중공 강관에 각각 적용하였다. 유동 응력을 도출하기 위하여 사용한 강도 계수(Strength coefficient)와 소성 경화 지수(Plastic hardening exponent)를 Table 3에 나타내었다(Arasaratnam et al., 2011).

본 논문에서는 보호 구조물의 파단 여부를 관찰하기 위하여 선행 연구(Choung et al., 2015a; Choung et al., 2015b)에서 제시된 3차원 파단 변형률 평면을 사용하였다. 등가 소성 변형률에 기반한 파단 변형률 평면은 편차 변형률 텐서에 기인하기 때문에 전단 파단 모델이라 불린다(Choung et al., 2012). 전단 파단

모델은 소재의 파단이 특정 등가 소성 변형률에 도달했을 때 발생한다고 정의하며, 전단 파단 변형률 모델은 응력 삼축비 (Stress triaxiality)와 로드각(Lode angle)을 주요 변수로 가진다 (Bai and Wierzbicki, 2008; Bai and Wierzbicki, 2010; Luo and Wierzbicki, 2010; Dunand and Mohr, 2011; Lou et al., 2012). 파단 변형률 평면은 같은 소재라도 유일하지 않고 응력 경로(Stress path)에 따른 변동성이 있는 것으로 최근의 연구에서 알려지고 있다(Bai and Wierzbicki, 2008; Benzerga et al., 2012; Basu and Benzerga, 2015; Thomas et al., 2016; Yu et al., 2016). 또한 동일한 응력 경로라 하더라도 응력의 유형에 따른 손상 발전 유형 (Damage evolution)에 대한 연구도 많이 진행되고 있다.

식 (10)은 Bai and Wierzbicki(2008)가 제시한 하중 경로 독립형 평균 응력 삼축비($\bar{\eta}$)와 평균 정규 로드 각($\bar{\theta}$)을 함수로 가지는 3차원 파단 변형률 평면을 제시한 바 있다. 여기서 ϵ_f 는 파단 변형률을 의미한다. 이를 기반으로 수행된 연구(Choung et al., 2011; Choung et al., 2012; Choung et al., 2014a; Choung et al., 2014b; Choung et al., 2015a; Choung et al., 2015b; Choung and Nam, 2013)에서는 선박 및 해양구조물용 저온용 고장력강 (EH36)에 대한 다양한 파단 실험과 수치 해석을 수행하였으며, 그 결과로 하중 경로 독립형 3차원 파단 변형률 평면을 제시하였다(Fig. 5 참조). 이때 사용된 계수는 $D_1=3.32$, $D_2=1.232$, $D_3=1.472$, $D_4=0.0673$, $D_5=0.0702$, $D_6=-1.086$ 이다(Choung et al., 2015a; Choung et al., 2015b).

Table 3 Material constants

Section	H-profile	Square tube
Material	ASTM A992	ASTM A500
Elastic modulus	206GPa	206GPa
Poisson ratio	0.3	0.3
Initial yield stress	450.0	345.0
Strength coefficient	860.0	860.0
Plastic hardening exponent	0.14	0.14

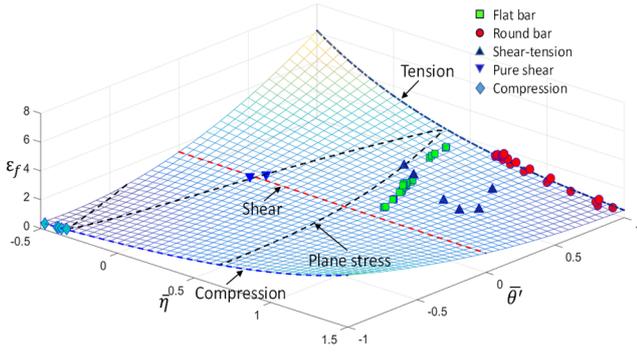


Fig. 5 Three-dimensional fracture strain surface (Choung et al., 2015a; Choung et al.,2015b)

$$\epsilon_f(\bar{\eta}, \bar{\theta}') = \left[\frac{1}{2}(D_1 e^{-D_2 \bar{\eta}} + D_3 e^{-D_3 \bar{\eta}}) - D_3 e^{-D_4 \bar{\eta}} \right] \bar{\theta}'^2 + \frac{1}{2}(D_4 e^{-D_2 \bar{\eta}} - D_3 e^{-D_3 \bar{\eta}}) \bar{\theta}' + D_3 e^{-D_4 \bar{\eta}} \quad (10)$$

전술한 바와 같이, 낙하체의 보호 구조물 충돌을 구현하기 위하여 범용 유한 요소 프로그램인 Abaqus/Explicit(Simulia, 2008)를 사용하였고 보호 구조물 부재의 파단을 구현하기 위하여 3차원 파단 변형률 평면을 적용한 Abaqus/Explicit의 사용자 정의 변수 서브루틴(VUSDFLD)을 사용하였다.

3.3 구조 피해 중대성(Structural consequences)

낙하체 충돌 후 보호 구조물과 심해저 매니폴드와의 접촉이 일어난다면 심해저 매니폴드 운용에 큰 영향을 줄 수 있으므로 보호 구조물-매니폴드 프레임의 이격 거리를 평가하는 것은 매우 중요하다. 그러므로 각각의 해석 케이스에 대한 최대 탄소성 처짐과 최소 이격 거리를 Table 4에 나타내었다. 최대 탄소성 처짐은 7ton 10' 컨테이너의 IP-2에서 발생하였으며 보호 구조물의 최대 탄소성 처짐량은 477.7mm이며, 초기 이격 거리가 약 1,393mm임을 감안하면 보호 구조물은 매니폴드 시스템을 안전하게 보호할 수 있을 것으로 예측된다.

Fig. 6(a)와 (b)는 각각 7ton 10' 컨테이너 IP-2에 충돌할 때 변형된 형상과 부재의 국부적인 파단 형상을 보여준다. 보호 구조

Table 4 Result of the FEAs according to dropped object scenarios

Object	Impact point	Maximum deflection [mm]	Minimum gap [mm]
30" casing	IP-1	35.8	1357.9
	IP-2	33.7	1360
7ton 10' container	IP-1	335.4	1058.3
	IP-2	477.7	916.0

물의 작은 손상은 당장 보호 구조물의 교체를 야기하지 않지만, 장기적으로 부식을 가속화 시킬 수 있기 때문에 파단 여부는 보호 구조물 설계에서 비교적 중요한 설계 요소가 될 수 있다. 특히 보호 구조물은 설치 후 교체가 현실적으로 불가하기 때문에 손상 여부를 관찰할 필요가 있다. Fig. 6(b)에 보인 바와 같이 IP-2가 최초 충돌 지점인 경우 사각 중공 강관 상면에 국부적인 파단이 발생하였음을 확인 가능하다. 낙하체를 변형체로 간주할 경우 이러한 국부 파단은 감소할 가능성이 높지만, 과도한 처침으로 인한 IP-2 주변의 굽힘 또는 접힘 부분에서 파단이 발생할 수 있을 것으로 판단된다.

4. 결 론

본 연구에서는 3,000m의 심해에 설치된 심해저 매니폴드에 낙하체가 충돌할 확률, 충돌로부터 보호하기 위한 보호 구조물 설계, 그리고 설계안에 대한 수치 해석적 검증을 제시하였다.

DNV-RP-F107(DNV, 2010)는 해저 파이프라인에 적용 가능한 다양한 낙하체 낙하 충격 확률에 대한 가이드라인을 제공하고 있는바, 본 논문에서는 이를 심해용 매니폴드에 적용하므로써 다양한 낙하체 별 매니폴드 충돌 확률을 계산하였다. 이로부터 매니폴드 충돌 확률이 가장 큰 30" 케이싱과 10' 7ton 컨테이너를 낙하체를 선정하였다.

매니폴드 보호 구조물의 기본 치수는 낙하체의 중량 등을 고려하여 4개의 기둥을 가지는 형상으로 설계되었다. 낙하체의 충돌 위치는 전체 변형과 국부 변형이 최대로 유발될 것으로 추정되는 IP-1 및 IP-2를 선정하였다. 3차원 구조 해석 모델은 대부분 셀 요소로 모델링되었으며, 충돌 위치에 국부적으로 고체

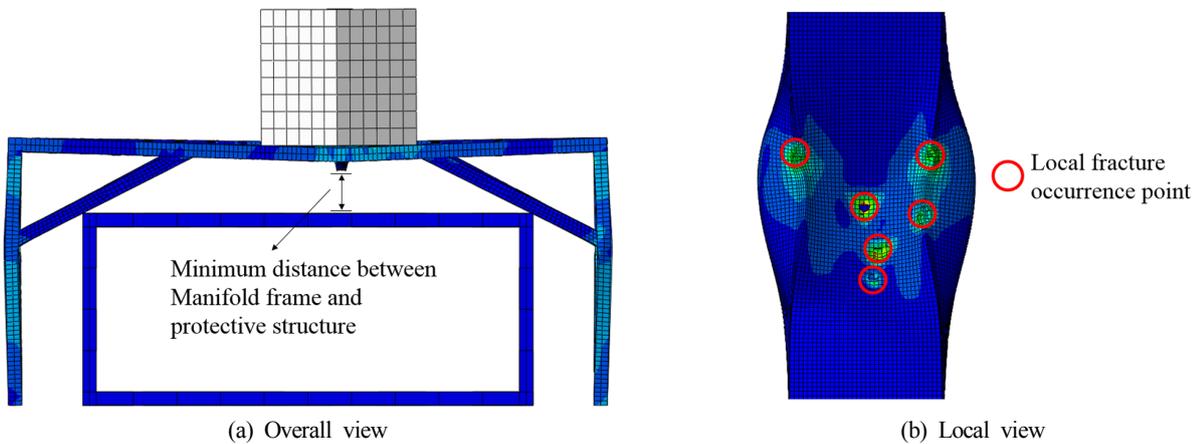


Fig. 6 Deformed shape for 10' container colliding at IP-2

요소를 이식하여 정확도 높은 수치 해석 모델을 구성하였다. 또한 3차원 파단 변형률 평면을 적용하여 비선형 충돌 시뮬레이션 결과 10' 7ton 컨테이너가 IP-2에 충돌하는 경우 최대 변형이 발생하며, 또한 보호 구조물에 국부적인 파단이 발생하였다. 최대 변형은 보호 구조물과 매니폴드 프레임간 초기 간격을 초과하지 않았기 때문에 보호 구조물로서 역할을 충분히 수행할 수 있을 것으로 판단하였다.

국부적인 파단은 파단부에 부식을 가속화할 가능성이 있기 때문에 이에 대한 검토가 필요할 것으로 사료된다. 매니폴드의 설치 및 운용이 구체화된다면, 그에 따른 낙하체와 충돌 확률을 현실적으로 고려할 수 있을 것으로 사료된다. 향후 비선형 수치 해석에서 보호 구조물의 접수(Immersed in water)로 인한 부가 질량 효과 등이 고려되어야 할 것으로 사료된다. 향후 낙하체별 충돌 확률과 낙하체의 운동 에너지 관계를 정립하는 정량적 위험도 평가(Quantitative risk assessment) 기법이 요구되며, 이로부터 구조 피해 중대성을 평가하는 방법론의 적용이 요구된다.

후 기

본 연구는 산업통상자원부 미래산업선도기술개발사업 “심해 유전 개발을 위한 500MPa급 URF 및 SIL 3 Manifold 개발과 Subsea 시스템 엔지니어링 기술 개발”의 연구비 지원으로 수행되었습니다.

References

- Aanesland, V., 1987. Numerical and Experimental Investigation of Accidental Falling Drilling Pipes. Proceeding of the 19th Offshore Technology Conference, USA Huston, No 5497.
- American Petroleum Institute(API), 2013. ANSI/API Recommended Practice 17P Design and Operation of Subsea Production Systems-Subsea Structures and Manifolds. USA : API.
- American Petroleum Institute(API), 2006. API Recommended Practice 2FB Recommended Practice for the Design of Offshore Facilities Against Fire and Blast Loading. USA : API.
- Arasaratnam, P., Sivakumaran, K.S., Tait, M.J., 2011. True Stress-True Strain Models for Structural Steel Elements. International Scholarly Research Network, 2011, No 656401.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2008. A New Model of Metal Plasticity and Fracture with Pressure and Lode Dependence. International Journal of Plasticity, 24(6), 1071-1096.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2010 Application of Extended Mohr-Coulomb Criterion to Ductile Fracture. International Journal of Fracture, 161(1), 1-20.
- Basu, S., Benzerga, A.A., 2015. On the Path-dependence of the Fracture Locus in Ductile Materials: Experiments. International Journal of Solids and Structures, 71, 79-90.
- Benzerga, A.A., Surovik, D., Keralavarma, S.M., 2012. On the Path-dependence of the Fracture Locus in Ductile Materials-analysis. International Journal of Plasticity, 37, 157-170.
- Choung, J., Nam, W., 2013. Formulation of Failure Strain According to Average Stress Triaxiality of Low Temperature High Strength Steel (EH-36). Journal of Ocean Engineering and Technology, 27(2), 19-26.
- Choung, J., Nam, W., Kim, S., 2014a. Fracture Simulation of Low-temperature High Strength Steel (EH36) using User-subroutines of Commercial Finite Element Code. Journal of Ocean Engineering and Technology 28(1): 33-46.
- Choung, J., Nam, W., Lee, D., Song, S.Y., 2014b. Failure Strain Formulation Via Average Stress Triaxiality of an High Strength Steel for Arctic Structures. Ocean Engineering 91: 33-46.
- Choung, J., Park, S.J., Kim, Y.H., 2015a. Development of Three Dimensional Fracture Strain Surface in Average Stress Triaxiality and Average Normalized Lode Parameter Domain for Arctic High Tensile Steel: Part I Theoretical Background and Experimental Studies. Journal of Ocean Engineering and Technology, 29(6), 445-453.
- Choung, J., Park, S.J., Kim, Y.H., 2015b. Development of Three Dimensional Fracture Strain Surface in Average Stress Triaxiality and Average Normalized Lode Parameter Domain for Arctic High Tensile Steel: Part II Formulation of Fracture Strain Surface. Journal of Ocean Engineering and Technology, 29(6), 454-462.
- Choung, J., Shim, C.S., Kim, K.S., 2011. Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel, Part III Experimental Study on Failure Strain. Journal of Ocean Engineering and Technology, 25(3), 53-66.
- Choung, J., Shim, C.S., Song H.C., 2012. Estimation of Failure Strain of EH36 High Strength Marine Structural Steel using Average Stress Triaxiality. Marine Structures, 29(1), 1-21.
- Det Norske Veritas(DNV), 2010. Recommend and Practice DNV-RP-F107 Risk Assessment of Pipeline Protection. Norway, DNV.
- Dunnad, M., Mohr, D., 2011. On the Predictive Capabilities of the Shear Modified Gurson and the Modified Mohr-Coulomb Fracture Models over a Wide Range of Stress Triaxialities and Load Angles. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 59(7), 1374-1394.
- Katteland, L.H., Oeygarden, B., 1995. Risk Analysis of Dropped Objects for Deep Water Development. International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 18-22.
- Liping, S., Siqi L., Shangmao, Ai., 2016. A Simplified Probabilistic Method for Dropped Objects Hitting Subsea Equipment. International Conference on Ships and Offshore Structures, 89-98.
- Lou, Y., Huh, H., Lim, S., Pack, K., 2012., New Ductile Fracture Criterion for Prediction of Fracture Forming Limit Diagrams of Sheet Metal. International Journal of Solids and Structures, 49(25), 3605-3615.
- Lou, M., Wierzbicki, T., 2010. Numerical Failure Analysis of a Stretch-bending Test on Dual-phase Steel Sheets Using a

- Phenomenological Fracture Model. *International Journal of Solids and Structures*, 47(22), 3084-3102.
- Norsk Søkkelkonkurranseprosjekt(NORSOK), 2002. NORSOK Standard U-001, Subsea Production Systems. Norway, NORSOK.
- Park S., Choung J., 2015. Basic Design of Deep Subsea Manifold Frame Structure for Oil Production. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 29(3), 207-216.
- Simulia, 2008. Abaqus User Manual. Simulia.
- Thomas, N., Basu, S., Benzerga, A.A., 2016. On Fracture Loci of Ductile Materials under Non-proportional Loading. *International Journal of Mechanical Sciences*, 117, 135-151.
- Yu, H., Olsen, J.S., He, J., Zhang, Z. 2016. Effects of Loading Path on the Fracture Loci in a 3D Space. *Engineering Fracture Mechanics*, 151, 22-36.

Cryogenic Mechanical Characteristics of Laminated Plywood for LNG Carrier Insulation System

Jeong-Hyeon Kim*, Doo-Hwan Park*, Sung-Woong Choi** and Jae-Myung Lee*

*Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Pusan National University, Busan, Korea

**Korea Institute of Machinery and Materials (KIMM), LNG Cryogenic Technology Center, Gimhae, Korea

LNG운반선 방열시스템에 적용되는 적층형 플라이우드의 극저온 기계적 특성 분석

김정현* · 박두환* · 최성웅** · 이재명*

*부산대학교 조선해양공학과

**한국기계연구원 LNG극저온기계기술시험인증센터

KEY WORDS: Plywood 플라이우드, Liquefied natural gas insulation system 액화천연가스 방열시스템, Cryogenic environments 극저온 환경, Mechanical characteristics 기계적 특성, Failure characteristics 파손 특성

ABSTRACT: Plywood, which is created by bonding an odd number of thin veneers perpendicular to the grain orientation of an adjacent layer, was developed to supplement the weak points such as contraction and expansion of conventional wood materials. With structural merits such as strength, durability, and good absorption against impact loads, plywood has been adopted as a structural material in the insulation system of a membrane type liquefied natural gas (LNG) carrier. In the present study, as an attempt to resolve recent failure problems with plywood in an LNG insulation system, conventional PF (phenolic-formaldehyde) resin plywood and its alternative MUF (melamine-urea-formaldehyde) resin bonded plywood were investigated by performing material bending tests at ambient (20°C) and cryogenic (-163°C) temperatures to understand the resin and grain effects on the mechanical behavior of the plywood. In addition, the failure characteristics of the plywood were investigated with regard to the grain orientation and testing temperature.

1. 서 론

메탄을 주 성분으로 하는 천연가스를 액화시키면 부피가 약 600 배 줄어들어 저장 및 운송이 용이하게 되는데 이 상태의 천연가스를 액화천연가스(Liquefied natural gas, LNG)라 한다. 최근 선박의 배출가스로 환경적 규제가 강화되고 있는 시점에서 LNG를 연료로 사용하는 추진기관이 주목받고 있으며 미국의 셰일가스 개발, 호주의 해상가스전 생산이 본격적으로 진행됨에 따라 LNG의 소비가 점점 더 증가할 것으로 예상된다(Jung et al., 2016; Park et al., 2015). LNG는 대기압 상태에서의 액화온도가 영하 163도 이므로, 이를 저장 및 운송하기 위해서는 화물탱크 내부 온도를 극저온 상태로 유지시킬 수 있는 단열기술이 무엇보다도 중요하며, 이러한 이유로 화물창 내부에 특수 단열시스템을 설치한 LNG 운반선에 의해 운송된다(Choi et al., 2011; Park et al., 2016). 최근 LNG 저장공간

및 구조적 신뢰성으로 인해 가장 널리 건조되고 있는 멤브레인 타입 LNG선박의 경우 극한환경에서도 충분한 안전성을 확보하기 위해 메탈 계열의 저온용 특수소재와 복합재료가 다층으로 배치되어 단열시스템을 구성하고 있으며 탱크 구성재료 및 구조형상에 따라 Mark-III 타입과 No96 타입으로 분류할 수 있다. 전자의 경우 주름이 있는 오스테나이트계 스테인리스 강(Austenitic stainless steel)이 1차 방벽의 역할을 하며 플라이우드(Plywood), 강화폴리우레탄 폼(Reinforced polyurethane foam, R-PUF)이 단열재로 이용된다. 후자의 경우 36% 니켈강(Nickel alloy)이 1차 방벽의 역할을 하며 플라이우드로 제작된 박스 내부에 펄라이트(Perlite) 혹은 그라스울(Glasswool)이 충전 되어 단열의 기능을 수행하게 된다(Kim et al., 2014). 플라이우드는 Fig. 1에 나타나 있듯이, Mark-III와 No96에 공통적으로 적용되는 구조용 재료로 구조적으로 튼튼하여 충격을 흡수하는 역할을 한다.

Received 17 June 2016, revised 31 May 2017, accepted 16 June 2017

Corresponding author Jae-Myung Lee: +82-51-510-2342, jaemlee@pusan.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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.

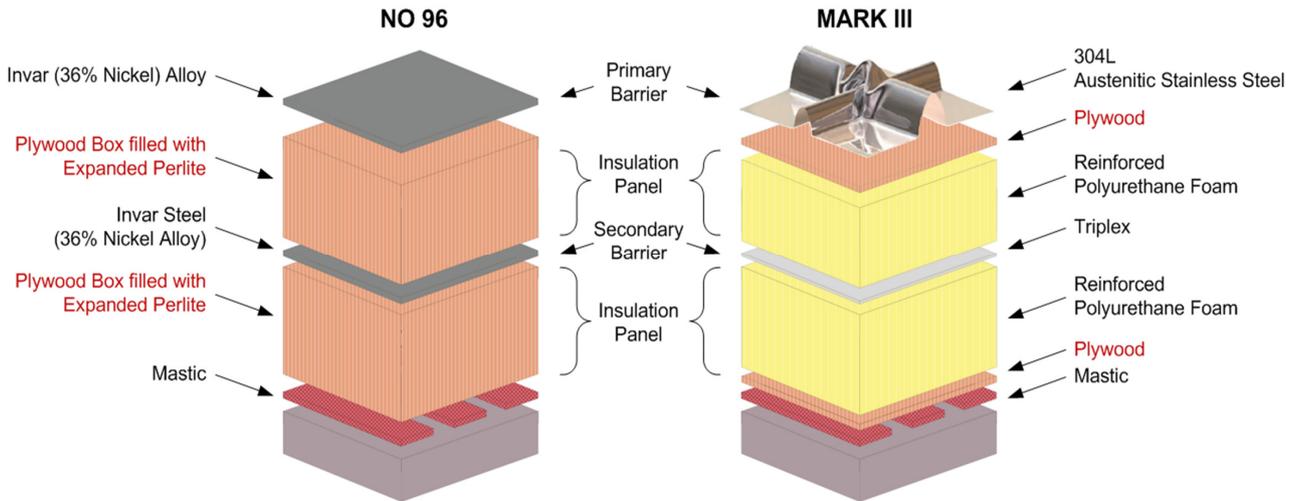


Fig. 1 Schematic diagram of NO96- and Mark-III-type LNG insulation systems

플라이우드는 수축, 팽창, 쪼개짐, 휨 현상 등의 목재의 단점을 보완하기 위한 목적으로 개발된 것으로 얇게 절삭한 두께 1-3mm의 단판(Veneer)에 레진(Resin)을 도포하여 적층 시키되, 인접한 층의 단판이 섬유방향에 직교하도록 흡수로 겹쳐 쌓은 판을 말한다(Grexa et al., 1999). 상기 제작상 특이성으로 인해 목재의 종, 단판의 수, 단판의 품질에 따라 기계적 물성이 상이하다고 보고되고 있으나, 동일한 단판인 경우 적용 레진에 의해 기계적 물성이 크게 영향을 받는다고 알려져 있다(Hoong et al., 2012; Lee and Yun, 2005).

과거 연구자들에 의해 플라이우드의 레진과 관련된 연구가 몇몇 보고되었다. Moubarik et al.(2009)은 PF(Phenolic-formaldehyde) 레진의 경우 레진의 안정성으로 인해 단판과 레진 사이에서 층간박리(Delamination) 파손이 거의 발생하지 않는다고 보고하였다(Moubarik et al., 2009). No and Kim(2004)의 연구 결과에 의하면 안정적인 분자구조로 인해 MUF(Melamine-urea-formaldehyde) 레진은 포름알데히드 방출량이 낮고 수분 저항성이 높은 것으로 보고되었다(No and Kim, 2004). Aydin et al.(2006)은 MUF 레진을 적용한 플라이우드의 전단강도, 굽힘 강도, 탄성계수가 레진의 양에 의해 크게 좌우된다고 보고하였다(Aydin et al., 2006). 과거 연구 결과를 바탕으로 플라이우드의 레진과 관련된 몇몇 연구가 보고되었으나 대부분 상온 및 고온 환경에 초점을 맞추어 수행되었으며, 저온 환경을 고려한 연구는 찾아보기 힘든 실정이다. 더욱이 LNG 방열시스템 내부와 같이 영하 163도 이하의 극저온 환경에 노출되는 플라이우드의 적용 레진에 의존한 기계적 거동변화에 관한 연구는 수행된 바 없다. 특히 MUF 레진 플라이우드의 경우 가격이 상대적으로 저렴하고 공정시간이 비교적 짧아 PF 레진의 단점을 보완할 수 있는 재료 후보군으로 거론되고 있으나 저온 환경 하 기계적 거동에 관한 연구의 부재로 적용성에 어려움을 겪고 있다.

본 연구에서는 우수한 저온성능으로 인해 널리 이용되고 있는 PF 레진 플라이우드와 이를 대체하기 위한 MUF 레진 플라이우드를 대상으로 재료단위 굽힘 시험을 수행하여 온도, 섬유방향에 의존한 적층 플라이우드의 기계적 거동에 대해 조사하였다. 아울러 온도 및 적용 레진에 의존한 파손특성에 대해서도 분석하였다.

2. 실험

2.1 레진

플라이우드는 인접한 층의 단판이 섬유방향에 직교하도록 흡수개의 단판을 겹쳐 놓 판을 말하며, 각각의 층과 층 사이에는 레진을 이용하여 접착시켜 제작된다. 본 연구에서는 MUF 및 PF 레진을 적용시킨 플라이우드의 기계적 특성에 관한 연구를 수행하기 위해 산업현장에서 접착 혹은 합침의 용도로 가장 널리 이용되고 있는 MUF와 PF 레진을 선정하였다. 일반적으로 레진은 천연레진과 합성레진으로 분류할 수 있으며, MUF와 PF는 대표적 합성 레진으로 알려져 있다. MUF 레진은 Urea-formaldehyde(UF) 및 Melamine-formaldehyde(MF) 레진의 질량비를 1:1로, PF 레진은 Formaldehyde와 Phenol을 2.2:1의 비율로 하여 제작되었다. MUF 레진과 PF 레진의 pH는 각각 7.9와 10.5이며 비중은 각각 1.2와 1.3이다.

2.2 시험편

Fig. 2(a)에 나타난 것과 같이, 본 연구에서는 두께 9mm의 일곱 층의 단판이 종방향 횡방향으로 적층되어 있는 플라이우드를 대상으로 실험을 진행 하였으며, Fig. 2(b)에 나타난 것과 같이 표면 층의 섬유방향을 기준으로 플라이우드 시험편을 LTL과 TLT 두 가지 종류로 분류 하였다. LTL 시험편의 경우 첫 번째, 세 번째, 다섯 번째, 일곱 번째 층이 종방향(Longitudinal Direction)으로 배열되어 있으며, 두 번째 네 번째, 여섯 번째 층은 횡방향(Tangential Direction)으로 배열되어 있다. 종방향을 L, 횡방향을 T라고 했을 때(L/T/L/T/L/T/L)로 적층되어 있는 것이다. 같은 맥락으로 TLT 시험편의 경우 첫 번째, 세 번째, 다섯 번째, 일곱 번째 층이 횡방향으로 배열되어 있으며, 두 번째, 네 번째, 여섯 번째 층은 종방향으로 배열되어 있어 T/L/T/L/T/L 적층 형태를 보인다. 시험편의 제작 및 굽힘 시험 방법은 EN-310(Wood-based panels: Determination of modulus of elasticity in bending and of bending strength)을 참고하였으며, 굽힘 시험을 수행하기 위한 적층 플라이우드 시험편의 길이, 폭, 두께는 각각 230mm, 50mm, 9mm이다.

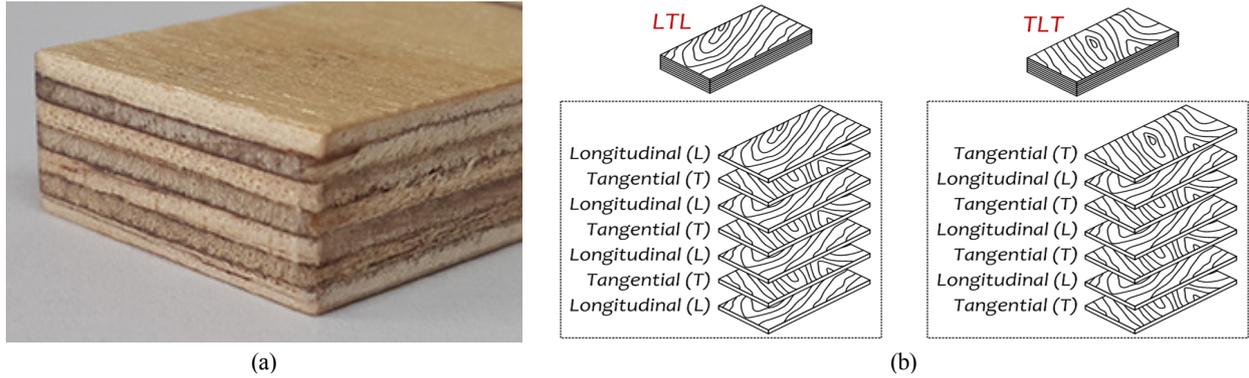


Fig. 2 (a) Photograph of the seven layered plywood bending specimen, and (b) schematic diagram of the plywood panels depending on grain orientations

2.3 실험장비 및 시나리오

상온 및 극저온 환경에서의 적층 플라이우드 굽힘 시험을 수행하기 위해 특수 제작된 극저온용 챔버를 탑재한 만능재료시험기(KSU-5M, Korea)를 이용하였다. LNG 액화온도인 영하 163도의 극저온 환경을 조성하기 위해 극저온용 챔버 내부에 액체 질소를 가스 형태로 분사시켰으며, 자동온도조절 시스템을 이용하여 챔버 내부 온도계 및 제어 시스템이 질소가스의 유동을 제어하고 일정한 온도로 유지시켜줄 수 있도록 하였다. Fig. 3에 본 연구에서 수행했던 상온 및 극저온 환경 하 굽힘 시험 장면을 보인다. 본 시험 시 고려한 실험 변수로는 시험 온도, 레진, 섬유방향으로 요약할 수 있으며, 이들 변수를 고려한 시험 시나리오를 Table 1에 정리하였다.

Table 1 Bending test scenario for plywood considering resin, temperature, and grain orientation

No.	Resin	Temp. [°C]	Grain
1	PF	20	LTL
			TLT
2		-163	LTL
			TLT
3	MUF	20	LTL
			TLT
4		-163	LTL
			TLT

3. 결과 및 고찰

3.1 적층된 플라이우드의 기계적 거동

Fig. 4에 적층 플라이우드의 온도, 레진, 섬유방향의 실험 변수를 고려한 힘-변위 곡선(Force-displacement curve)의 대표적 시험 결과를 정리하였으며, Fig. 5는 굽힘 강도의 경향을 이해하기 위해 강도적 관점에서 정리한 그래프이다. Fig. 4에서 명확히 확인할 수 있듯이 적층 플라이우드의 경우 섬유 방향, 온도, 레진에 의존하여 기계적 거동이 크게 차이가 나는 것을 확인할 수 있다. 가장 먼저 섬유 방향의 관점에서 Fig. 4(a)와 Fig. 4(b)를 비교했을 때 LTL 시험편이 TLT 시험편에 비해 상대적으로 굽힘강도가 더 높게 측정되는 것을 확인할 수 있다. PF 레진 플라이우드의 극저온 시험 결과를 살펴보면 LTL 시험편이 TLT 시험편에 비해 약 31.3MPa이 더 높게 측정되었으며 상온에서의 경우에도 LTL 시험편이 TLT 시험편에 비해 약 15.5MPa이 높은 것을 확인할 수 있었다. 이러한 현상은 앞서 시험편의 구성에서 소개 하였듯이 일곱 층의 단판으로 구성된 LTL 시험편의 경우 종방향으로 네개의 단판이 배열되어 있고 횡방향으로 세개의 단판이 배열되어 있다. 종방향 단판의 경우 하중을 가하는 굽힘 지그와 수직으로 배열되어 있어 횡방향 단판 대비 굽힘에 저항하는 정도가 상대적으로 크며, 같은 맥락으로 종방향 단판의 수가 더 많은 LTL 시험편의 기계적 강도가 TLT 시험편 보다 더 높은 것으로 생각 된다. 이러한 현상은 과거 연구를 통해서도 알려진 바 있다(Arriaga-Martitegui et al., 2008).

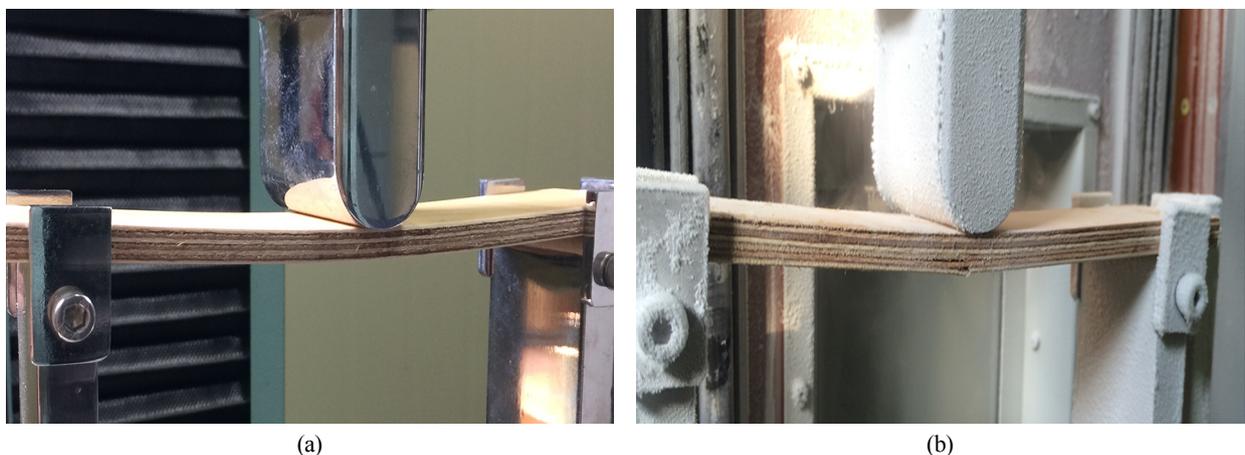


Fig. 3 Photographs of the (a) ambient and (b) cryogenic bending tests using a universal testing machine

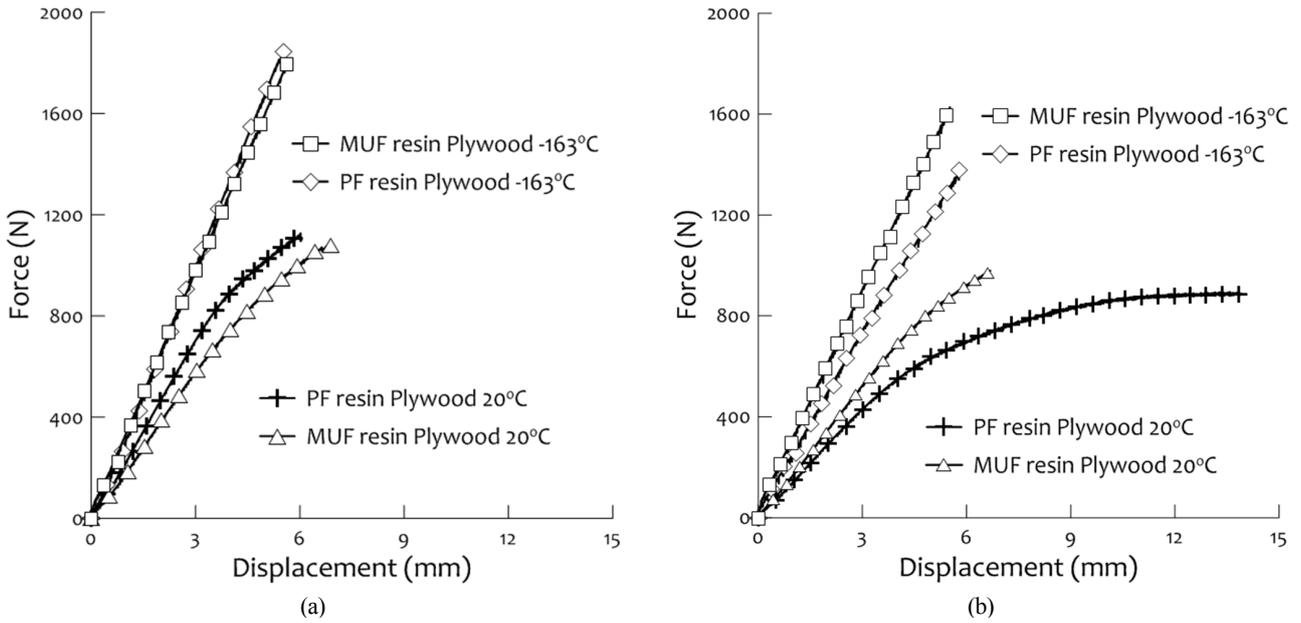


Fig. 4 Bending test results for PF and MUF resin plywood for (a) LTL and (b) TLT specimens

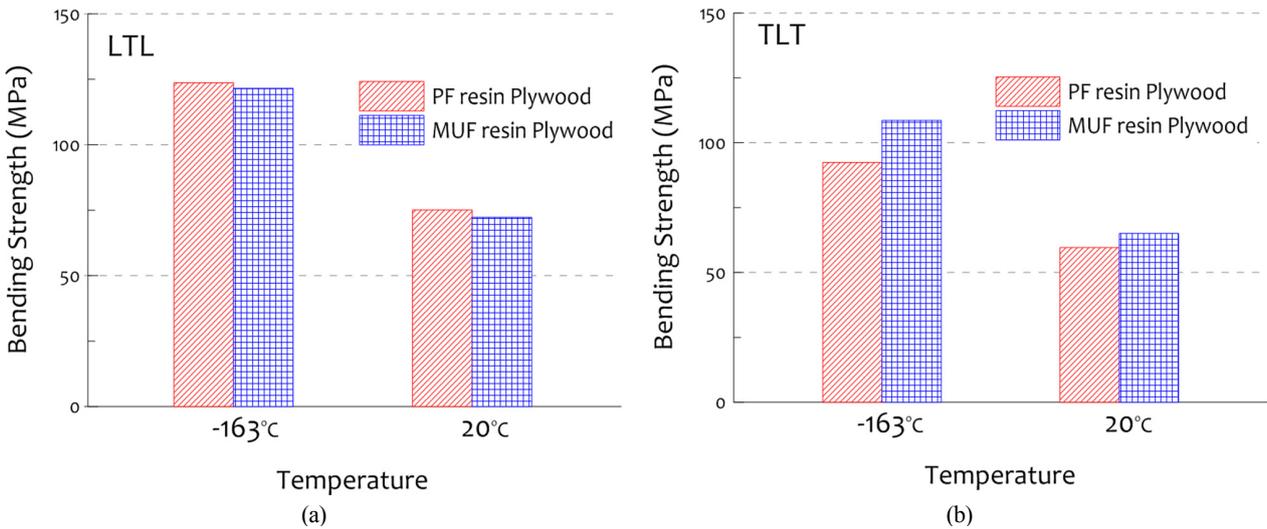


Fig. 5 Comparison of the bending strength characteristics between PF and MUF resin plywood

또한, 실험 온도의 관점에서 플라이우드의 기계적 거동은 온도에 의존하여 서로 상의하게 예측된 것을 확인할 수 있다. 특히, 극저온 환경에서의 플라이우드 힘-변위 곡선은 거의 선형적으로 증가하다가 갑자기 파단되는 거동을 보였으며 기계적 강도 또한 상온에서의 실험 결과 대비 높게 예측되었다. 상온 및 극저온 PF 플라이우드 시험편의 굽힘강도를 비교해 보면 LTL 시험편은 약 48.6MPa, TLT 시험편은 약 32.7MPa의 차이를 보이는 것을 확인할 수 있었다. MUF 레진 플라이우드의 경우에도 LTL 시험편은 약 49.3MPa, TLT 시험편은 약 43.6MPa의 차이를 보였다. 이러한 전반적 거동 및 굽힘강도의 차이는 극저온 환경에서의 레진 및 우드의 경화현상으로 인해 발생한 것으로 생각된다. 과거 연구 결과를 살펴보면 저온 및 극저온 영역에서 플라이우드의 기계적 강도가 증가하고, 상온을 기준으로 온도가 높아지면 기계적 강도 또한 저하된다고 보고된 바 있다. 플라이우드와 같은 우드 계열의 소재는 수분 흡수율의 영향을 많이

받는다고 알려져 있으며, 이는 수분을 흡수한 우드가 저온 환경에 노출되었을 때 분자들의 거리가 가까워짐과 동시에 그들 사이의 결합력이 강화되기 때문이다. 또한, 높은 수분 흡수율은 세포 벽으로 둘러 쌓인 빈 공간(Cell lumen)에 내부압력을 증가시키게 되고, 그 결과 강성이나 굽힘강도가 증가하게 되는 것이다(Green et al., 1999; Bekhta and Marutzky, 2007). 상온 대비 저온 환경에서 기계적 강도가 향상되는 플라이우드의 기계적 특성으로 인해 적층 플라이우드는 LNG 운반선 방열시스템 등 저온 환경에서의 사용이 적합하다고 판단된다.

레진의 종류(PF 및 MUF)에 의해서도 플라이우드의 기계적 거동이 다르게 예측되었다. Fig. 5(a)의 LTL 시험편의 경우 PF 레진 및 MUF 레진 플라이우드의 굽힘강도의 차이는 극저온에서 약 2.1MPa, 상온에서 약 2.9MPa로 나타났으며, TLT 시험편의 경우 극저온에서 약 16.2MPa, 상온에서 약 5.4MPa의 굽힘강도 차이를 보였다. LTL 시험편의 경우 상온 및 극저온 환경에서

PF 및 MUF를 이용한 시험편의 기계적 강도 차이는 약 2~3MPa로 앞서 분석했던 섬유방향 및 온도 변수에 의한 영향과 비교했을 때 아주 미미하다고 할 수 있으나, 이는 다시 말해 MUF 레진 플라이우드가 PF 레진 플라이우드 수준의 기계적 강도를 확보하고 있다는 것을 의미한다. 또한, 파단변위의 관점에서 Fig. 4(b)를 보면 PF 레진 플라이우드의 파단변위가 MUF 레진 플라이우드에 비해 큰 것을 확인할 수 있는데, 이는 레진-우드의 접착강도와 파단 시 변형정도에 기인한 것으로 생각 된다. MUF 레진 플라이우드는 (TLT 시험편) 파단 시 단판이 큰 변형을 일으키고 분리되는 동시에 시험이 종료된 반면, PF 레진 플라이우드는 레진-우드의 접착강도가 우수하여 쉽게 분리되거나 파손 시 변형이 크게 발생하지 않아 단판에서 파단이 발생하더라도 강성이 급격하게 감소되지 않고, 시험이 계속 진행되는 것을 확인할 수 있었다. 이러한 이유로 TLT 시험편에서의 MUF 레진 플라이우드 변위가 큰 것으로 생각 된다.

3.2 파손 거동

PF 레진 및 MUF 레진 플라이우드의 파손 거동의 경우에도 섬유방향, 온도에 의존하여 상이하게 발생하는 것을 관찰할 수 있었다. Fig. 6은 상온에서의 섬유방향에 의존한 MUF 레진 플라이우드 파손거동을 나타낸 그림이다. 그림에서 볼 수 있듯이 PF 및 MUF 레진 플라이우드의 경우 굽힘하중에 가장 취약한 단판에서 파손이 먼저 발생하고 이후 인접한 단판으로 파손이 진전되어 가는 경향을 보이는 등 플라이우드의 파손이 섬유방향에 의존한다는 사실을 확인할 수 있었다. LTL 시험편의 경우

최 외곽 단판과 인접한 단판에서 파손이 먼저 발생하고 섬유 방향이 동일한 다른 단판으로 진전되어 발생하는 경향을 확인할 수 있었으나, TLT 시험편의 경우 굽힘 하중에 취약한 최외곽 층에서 먼저 파손이 발생하고, 섬유 방향과 동일한 단판에서 순차적으로 파손이 발생하는 현상을 관찰할 수 있었다.

이와는 달리 극저온 파손 특성은 레진의 종류 및 온도에 의존하여 상이하게 발생하였다. PF 레진 플라이우드의 극저온 거동의 경우 상온과 마찬가지로 굽힘 하중에 취약한 단판에서 가장 먼저 파손이 발생하고, 파손되지 않은 동일 섬유방향의 단판으로 진전되어 가는 경향을 보였으나, MUF 레진 플라이우드의 경우 조금 다른 거동을 보였다. Fig. 7은 PF 레진 및 MUF 레진 플라이우드의 극저온 실험 중 촬영한 사진이다. Fig. 7(b)의 MUF 레진 플라이우드의 경우 Fig. 7(a)의 PF 레진 플라이우드 처럼 굽힘하중에 상대적으로 취약한 단판이 파손되는 것이 아니라, 단판과 레진 사이에서 떨어지는 듯한 파손형태, 즉 층간박리 파손이 발생하는 것을 확인 하였으며, 심할 경우 시험편이 두 개로 분리되는 파손 거동을 보였다.

이러한 파손거동을 더욱 더 면밀히 살펴보기 위해 광학현미경(Amscope, U.S.)을 이용한 표면분석을 수행하였다. 우선 Fig. 8(a)의 PF 레진 플라이우드의 표면의 경우 곳곳에 플라이우드 단판이 일부 붙어 있거나 떨어져 나간 흔적으로 인해 표면이 울퉁불퉁(Uneven)한 것을 확인할 수 있었으며, 층간박리 파손은 확인할 수 없었다. 반면 층간박리 파손이 발생하였던 Fig. 8(b)의 MUF 레진 플라이우드 표면의 경우 레진이 떨어져 나간 Debonding 현상을 적잖이 발견할 수 있었다. 이러한 결과를 종합해 볼 때,

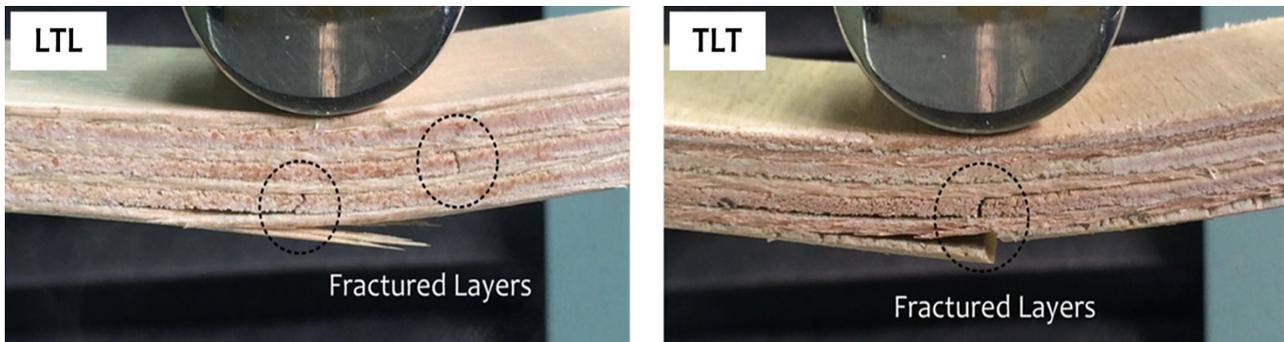


Fig. 6 Failure characteristics of MUF resin plywood with regard to grain orientations at ambient temperature

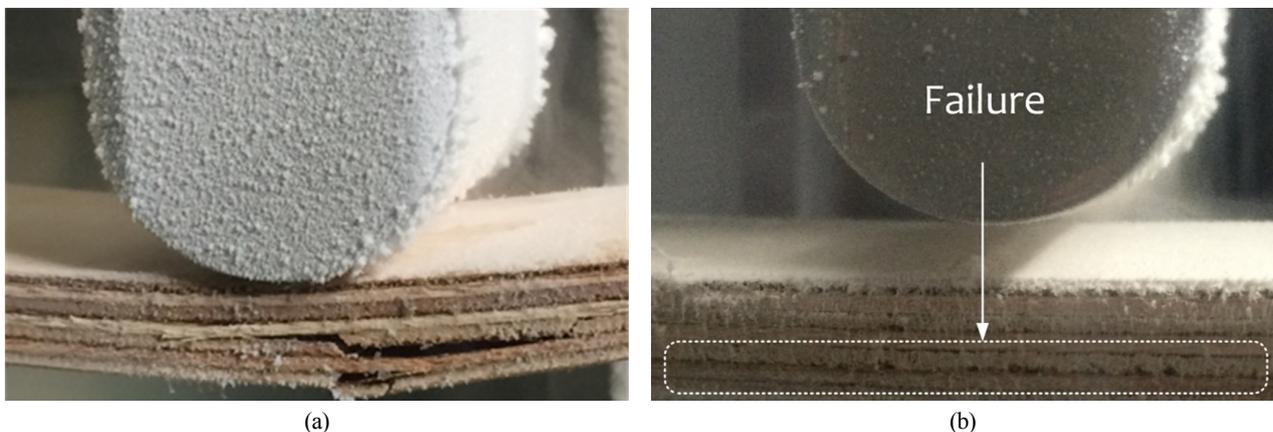


Fig. 7 Failure characteristics of (a) PF and (b) MUF resin plywood with regard to resins at cryogenic temperatures

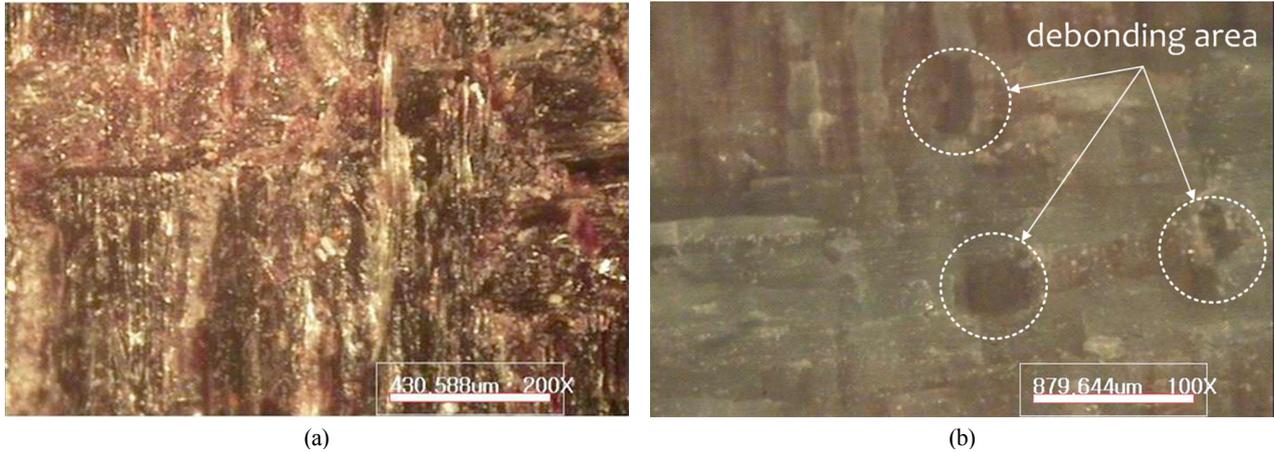


Fig. 8 Failure characteristics at cryogenic temperatures for (a) PF resin and (b) MUF resin plywood

MUF 레진 플라이우드의 경우 레진 성분 자체에 대한 온도반응 발생으로 극저온 환경에서 Debonding 현상이 발생하게 되고, 이는 레진-우드의 접착력 저하로 이어져 레진과 우드의 경계면에서 층간박리 파손 현상이 발생한 것으로 생각된다. 과거 문헌조사를 통해 PF 레진의 경우 온도에 대한 안정성이 우수하여 인접한 층에서의 층간박리 파손이 잘 발생하지 않는다고 보고된 바 있지만, MUF 레진의 경우 저온 안정성에 관한 연구를 찾아보기 어려웠으나, 극저온 영역에서의 MUF 레진의 온도 안정성이 저하되어 층간박리 파손으로 이어진 것으로 생각된다(Moubarik et al., 2009). 비록 앞선 3.1절에서 MUF 레진 플라이우드의 굽힘 강도가 PF 레진 플라이우드의 굽힘강도와 비등한 결과를 보여, 기계적 강도 측면에서 우수하다고 하더라도 극저온 환경에서 발생하는 MUF 레진 플라이우드의 층간박리 파손 현상에 대한 보다 심화된 연구를 수행하고 설계 단계에서 충분히 고려해서 적용되어야 할 것으로 사료된다.

4. 결 론

본 연구에서는 PF레진 플라이우드와 MUF레진 플라이우드를 대상으로 재료단위 굽힘 시험을 수행하여 섬유방향, 온도, 레진의 종류에 의존한 적층형 플라이우드의 기계적거동 및 파손거동에 대해 분석 하였으며 아래와 같이 정리 하였다.

(1) 섬유방향의 관점에서 굽힘 지그와 수직판 단판의 수가 상대적으로 많이 분포되어 있는 LTL 시험편이 TLT 시험편에 비해 기계적 강도가 더 높게 계측 되었다. LTL 시험편의 경우 최외곽 단판과 인접한 단판에서, 그리고 TLT 시험편은 최외곽 단판에서 파손이 먼저 발생하였다.

(2) 극저온에서의 굽힘강도는 상온에 비해 약 40MPa 정도 높게 계측 되었으며, 이러한 현상은 극저온에서의 레진 및 우드의 경화현상, 그리고 얼음결정의 배열변화에 기인한 것으로 분석 되었다.

(3) 상온 및 극저온 온도 범위에서 MUF레진 플라이우드는 PF 레진 플라이우드 수준의 기계적 강도를 확보하였지만, 극저온 환경 하 MUF 레진의 경우 단판과 레진 사이에서 층간박리 파손이 지배적으로 발생하였다.

(4) 광학현미경 분석 결과 MUF 레진의 층간박리 파손 현상은

극저온 환경 하 Debonding 현상으로 인해 레진-우드의 접착력이 저하되어 발생한 것으로 분석되었다. 극저온에서의 신뢰성 확보를 위해서는 MUF 레진 플라이우드의 온도안정성에 관한 연구가 더 필요할 것으로 생각된다.

후 기

이 논문은 2015년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임 (No. 2015R1A2A1A15052688). 이 논문은 2013년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임 (No. 2011-0030013).

References

- Arriaga-Martitegui, F., Peraza-Sanchez, F, Garcia-Esteban, L., 2008. Characteristic Values of the Mechanical Properties of Radiata Pine Plywood and the Derivation of Basic Values of the Layers for a Calculation Method. *Biosystems Engineering*, 99, 256-266.
- Aydin, I., Colakoglu, G., Colak, S., Demirkir, C., 2006. Effects of Moisture Content on Formaldehyde Emission and Mechanical Properties of Plywood. *Building and Environment*, 41(10), 1311-1316.
- Bekhta, P., Marutzky, R., 2007. Bending Strength and Modulus of Elasticity of Particleboards at Various Temperatures. *European Journal of Wood and Wood Products*, 65, 163-165.
- Choi, S.W., Roh, J.U., Kim, M.S., Lee, W.I., 2011. Thermal Analysis of Two Main CCS(Cargo Containment System) Insulation Box by Using Experimental Thermal Properties. *Journal of the Computational Structural Engineering Institute of Korea*, 24(4), 429-438.
- Grexa, O., Horvathova, E., Besinova, O., Lehocky, P., 1999. Flame Retardant Treated Plywood. *Polymer Degradation and Stability*, 64(3), 529-533.
- Green, D.W., Evans, J.W., Logan, J.D., Nelson, W.J., 1999. Adjusting Modulus of Elasticity of Lumber for Changes in

- Temperature, *Forest Products Journal*, 49(10), 82-94.
- Hoong, Y.B., Loh, Y.F., Hafizah A.W.N., Paridah M.T., Jalauddin, H., 2012. Development of a New Pilot Scale Production of High Grade Oil Palm Plywood: Effect of Pressing Pressure. *Materials and Design*, 36, 215-219.
- Jung, W.D., Kim, T.W., Kim, J.H., Lee, D.Y., Chun, M.S., Lee, J.M., 2016. Measurement of Real Deformation Behavior in C-type LNG Mock-up Tank using Strain Gage. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 30(2), 117-124.
- Kim, J.H., Kim, S.K., Kim, M.S., Lee, J.M., 2014. Numerical Simulation of Membrane of LNG Insulation System Using User Defined Material Subroutine. *Journal of the Computational Structural Engineering Institute of Korea*, 27(4), 265-271.
- Lee, W.I., Yun, M.S., 2005. Experimental Analysis of Pultrusion Process for Phenolic Foam Composites. *Composite Research*, 18(3), 47-52.
- Moubarik, A., Pizzi, A., Allal, A., Charrier, F., Charrier, B., 2009. Cornstarch and Tannin in Phenol-formaldehyde Resins for Plywood Production. *Industrial Crops and Products*, 30(2), 188-193.
- No, B.Y., Kim, M.G., 2004. Syntheses and Properties of Low-level Melamine-modified Urea-melamine-formaldehyde Resins. *Journal of Applied Polymer Science*, 93(6), 2559-2569.
- Park, D.H., Kim, J.H., Choi, S.W., Lee, J.M., 2015. Study on Cryogenic Mechanical Behavior of 6000 Series Aluminum Alloys. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 29(1), 92-100.
- Park, S.B., Lee, C.S., Choi, S.W., Kim, J.H., Bang, C.S., Lee, J.M., 2016. Polymeric Foams for Cryogenic Temperature Application: Temperature Range for Non-recovery and Brittle-fracture of Microstructure. *Composite Structures*, 163, 258-269.

Effect on Corrosion Characteristics of SS 400 Steel by Alkali Water pH from Electrolysis of City Water

Kyung-Man Moon*, Hae-Jeon Ryoo*, Yun-Hae Kim*, Jae-Hyun Jeong** and Tae-Sil Baek***

*Department of Marine Equipment Engineering, Korea Maritime and Ocean University Busan, Korea

**Department of Mechanical & Energy System Engineering, Korea Maritime and Ocean University Busan, Korea

***Department of steel industry, Pohang College, Geong Buk, Korea

수돗물의 전기분해에 의해서 생성된 알카리수의 pH가 SS 400강의 부식특성에 미치는 영향

문경만* · 류해전* · 김윤해* · 정재현** · 백태실***

*한국해양대학교 공과대학 조선기자재공학부

**한국해양대학교 공과대학 기계에너지 시스템공학부

***포항대학교 제철산업과

KEY WORDS: Environmental Contamination 환경오염, Purification treatment 정수처리, City water 수돗물, Hypochlorous 차아염소산, Chlorine ion 염소이온, Electrolysis 전기분해, Alkali water 알카리수, Corrosion resistance 내식성

ABSTRACT: Many rivers and seas have been affected by environmental contamination. Therefore, city water supplies often require a high-degree purification treatment to provide safe drinking water. However, in order to achieve a high-degree purification treatment, a large amount of chlorine has to be added to sterilize city drinking water. The added chlorine reacts chemically with water and forms hypochlorous and chlorine ions. The hypochlorous ionizes with hypochlorous ions and hydrogen ions. As a result, the city water contains a large amount of chlorine ion. As such, when city water is used with domestic boilers, many kinds of heat exchangers, and the engines of vehicle and ships, there are often corrosion problems. In this study, alkali water was electrochemically made by electrolysis of city water, and corrosion properties between alkali and city water were investigated with an electrochemical method. Most of the chlorine ions are thought to not be contained in the alkali water because the alkali water is created in the cathodic chamber with an electrolysis process. In other words, the chlorine ion can be mostly removed by its migration from a cathodic chamber to an anodic chamber. Moreover, the alkali water also contains a large amount of hydroxide ion. The alkali water indicated relatively good corrosion resistance compared to the city water and the city water exhibited a local corrosion pattern due to the chlorine ion created by a high-degree purification treatment. In contrast, the alkali water showed a general corrosion pattern. Consequently, alkali water can be used with cooling water to inhibit local corrosion by chlorine ions in domestic boilers, various heat exchangers and the engine of ships and for structural steel in a marine structure.

1. 서 론

산업사회의 급격한 발전과 함께 육상과 해양의 환경오염은 날로 증가하고 있다. 이러한 환경오염의 증가는 육상의 하천수의 오염을 가중시키고 나아가서 해양을 오염시켜 바다의 적조를 발생시켜 막대한 양식장의 피해를 가져오고 있다. 그리고 식수원을 오염시켜 아프리카 등지의 개발도상 국가는 오염된 식수원의 음용에 의해 각종 질병에 시달리고 있는 실정에 있다.

우리나라의 경우에도 환경오염의 증대에 의해 옛날에 비하여 하천수의 오염은 피할 수 없는 현실이라 할 수 있을 것이다. 따라서 안전한 수돗물의 공급을 위하여 고도 정수처리를 하고 있다(Min and Lee, 1999a). 즉 수돗물의 정제과정을 보면 1차적으로 취수장에서 취수한 물에 염소를 투입하여 살균한 다음 정수장으로 보내고 정수장에서는 전술한 고도 정수처리과정의 일환으로 살균을 목적으로 다시 과량의 염소를 투입한다. 투입된 과량의 염소는 물과 반응하여 차아염소산을 생성하고 동시에 전

Received 14 April 2017, revised 26 June 2017, accepted 26 June 2017

Corresponding author Jae-Hyun Jeong +82-51-410-4292, jhjeong@kmou.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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.

리하여 차아염소산 이온을 생성하게 된다(Min and Lee, 1999b). 그리고 이들의 차아염소산과 차아염소산이온은 우수한 살균력을 발휘하지만 부차적으로 생성된 염소이온은 수도관 내부의 산화피막을 파괴하여 국부부식을 가속화 시키게 된다. 일반적으로 염소이온이 다량 함유된 해양분위기 혹은 다른 부식환경 하에서 다양한 종류의 부식의 발생과 여기에 따른 방식법에 대한 많은 연구가 보고되고 있다(Tsay et al., 1997; Moon et al., 2003; Bilmes et al., 2006; Compton, 1961; Gartland et al., 1984; Jones and Nair, 1985; Newman, 1991; Cicognami, 1990; Hiramatsi et al., 1996). 그러나 전술한 바와 같이 차아염소산과 차아염소산이온이 다량 함유된 수도물을 가정의 보일러와 자동차와 선박의 엔진 냉각수 및 각종 열교환기에 사용할 경우 부식으로 인한 누수사고가 자주 발생하지만 여기에 대한 연구는 거의 없는 것으로 알고 있다.

본 연구에서는 수도물을 전기화학적으로 전기분해하여 알칼리수를 생성시켜 이 알칼리수와 일반 수도물의 부식특성의 상관관계를 비교 고찰하였다. 예를 들면 수도물을 전기분해하여 염소이온을 전기화학적으로 제거하고 얻어진 알칼리수를 기준으로 몇 종류의 pH를 가지는 시험용액을 제조하여 이들 용액에 침지된 시험편의 부식특성을 전기화학적인 방법으로 비교 고찰하였다. 따라서 본 연구의 결과는 알칼리수가 가지는 내식특성을 이용하여 각종 선박의 엔진과 열교환기 및 해양플랜트 강구조물 등의 부식억제를 위하여 수도물을 전기분해하여 정제된 알칼리수의 적용 가능성을 검토할 수 있는 유익한 참고자료가 되리라 기대된다.

2. 실험장치 제작, 이론적 고찰 및 실험 방법

2.1 실험장치 제작

수돗물을 전기분해하여 알칼리수를 만들기 위해 두께 7mm의 아크릴판을 사용하여 가로 330mm 세로 144mm 높이 197mm의 직육면체의 수조를 제작하였다. 그리고 수조를 동일크기로 3등분하기 위해서 2개의 분리막을 설치하여 3개의 같은 용량의 수조를 만들었다. 그리고 3개의 수조 하부에 구멍을 뚫어 각각 취수밸브를 부착시켰다. 또한 3개의 수조 중에서 왼편의 수조(양극실)에는 불용성양극(길이 100mm, 직경 14mm의 티탄봉에 백금도금 : 5um)을 그리고 오른쪽의 수조(음극실)에는 길이 100mm, 직경 13mm의 스테인리스(316)봉을 음극으로 하여 직류 정류기

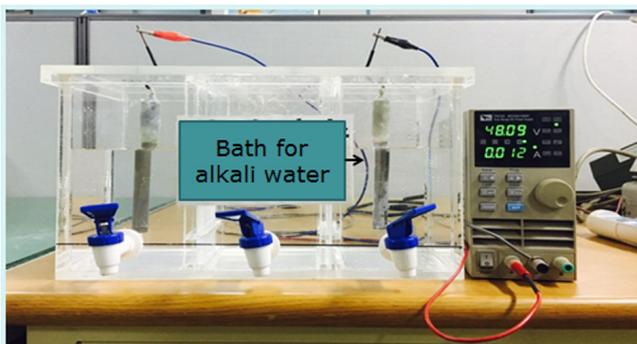


Fig. 1 Experimental apparatus for production of alkali water

의 양극과 음극의 단자에 연결하였다. 그리고 수조에 수도물을 135mm의 깊이까지 채운 후에 직류 정류기를 이용하여 음극전류밀도 0.285mA/cm^2 (이때의 인가전압: 48.09V)의 공급에 의한 전기분해로 왼편의 양극실에는 산성수를 오른쪽의 음극실에는 알칼리수를 생성 시켰다. 이때 전기분해에 적용된 시간은 약 24시간이 소비되었으며 24시간 후의 음극에서 생성된 알칼리수의 pH는 10.5이었다. Fig. 1은 본 실험에 사용된 알칼리수의 실험 생성장치를 보여주고 있다.

2.2 이론적 고찰

수돗물은 고도 정수처리 과정을 통하여 과량의 염소를 투입하게 되며 이 경우 투입된 염소는 다음의 식 (1)과 같이 물과 반응하여 차아염소산과 염산을 생성하게 된다. 즉



그리고 식 (1)에 의해서 생성된 차아염소산은 다음의 식 (2)과 같이 반응하여 수소이온과 차아염소산이온으로 전리하게 된다.



그리고 동시에 식 (1)의 염산은 다음의 식 (3)과 같이 전리하게 된다.



결과적으로 고도 정수처리에 의해 생성된 최근의 수도물에는 상기와 같이 차아염소산, 차아염소산이온, 염소이온 및 수소이온이 존재하게 되며 그리고 다량의 염소이온에 의해서 수도배관의 내부 표면의 산화피막을 파괴하고 또한 전도도를 상승시켜 부식을 촉진하게 된다. 이러한 수도물을 직류 정류기에 의해서 전기화학적으로 전기분해를 하게 되면 Fig. 2에서 알 수 있듯이 양극실에서는 다음의 식 (4)과 같이 반응하여 산성수를 생성하게 된다. 즉



그리고 음극실에서는 다음의 식 (5) 및 식 (6)과 같이 반응하여 수산화이온을 생성함으로써 알칼리수가 만들어 진다.



그리고 음극실의 수도물에 함유되어 있는 염소이온 등의 음이온은 중성실을 통하여 양극실로 이동하게 되며 양극실의 양이온 등은 음극실로 이동하게 된다. 따라서 음극실의 알칼리수는 음이온이 제거된 그리고 수산화이온이 다량 함유된 부식성이 적은 전해질이 되는 것으로 생각된다.

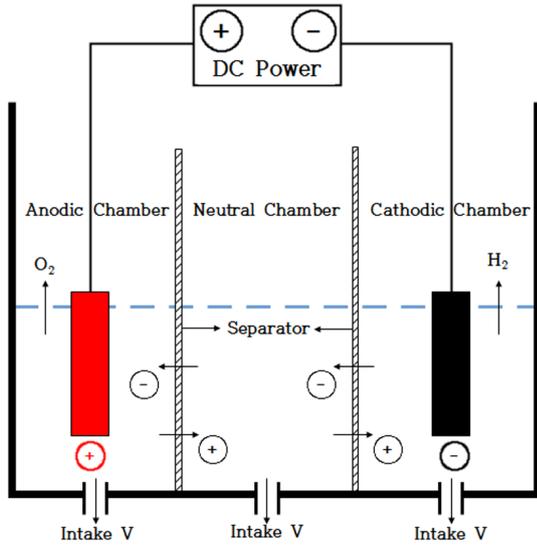


Fig. 2 Schematic diagram of experimental apparatus for production of alkali water

2.3 실험방법

두께 2mm의 SS 400강을 폭 20mm 길이 30mm로 절단하여 사포 100번에서 2000번까지 연마한 후, 가장자리에 구멍을 뚫고 동선을 연결한 다음 중앙부에 1cm²의 노출면적을 남기고 나머지는 실리콘 수지로 절연시켜 시험편을 제작하였다. 시험 용액은 pH 10.5의 알카리수와 수돗물을 배합하여 10.5, 9.6, 8.5 및 7.2(수돗물)의 4종류의 액을 만들어 사용하였다. 그리고 각각의 시험용액에서 부식전위 변화를 측정하였다. 그리고 사이클릭(Cyclic)전도 변화와 임피던스(Impedance)를 측정하였다. 그리고 각각의 시험용액에서 비유동과 3cm/s의 속도로 용액을 유동시킨 유동상태(유동속도는 PIV(Particle image velocimetry)로 측정)에서 침지일수의 변화에 따른 표면의 부식상태를 각각 비교 관찰하였다. 특히 침지 10일 후에 부식된 표면의 상태가 붉은 녹으로 덮혀 있는 부위와 외관상 흰 바탕으로 되어 있는 부위를 각각 A와 B영역으로 구분하여 아세톤으로 탈지한 후에 비교 관찰하였다. 부식된 표면 사진의 관찰은 멀티미디어 영상 현미경(Sometech사, Model: SV35)으로 관찰하였다. 그리고 전기화학적 측정장치는 원 테그사(전기화학 수입전문 업체명: Won. A. Tech)가 수입 판매하는 분극측정(CMS-100) 프로그램이며, 대극으로 백금을 사용하였으며 그리고 SCE(Saturated calomel electrode)전극을 기준전극으로 사용하였다. 그리고 분극곡선을 측정할 경우의 주사 속도는 1mV/s, 그리고 사이클릭전도변화를 측정할 경우의 주사속도는 30mV/s였다.

3. 실험결과 및 고찰

Fig. 3은 각각의 pH용액에서 측정된 부식전위의 변화를 보여 주고 있다. pH가 10.5 및 9.6의 용액에서는 침지시간의 증가와 함께 부식전위는 상승하였으며 pH가 7.2와 8.5의 경우에는 침지시간의 변화와 함께 부식전위는 낮은 방향으로 이행하는 경향을 알 수 있다. 전술한 바와 같이 최근의 수돗물은 고도정수 처리과정을 위하여 과량의 염소를 투입함에 따라 전술한 이론적

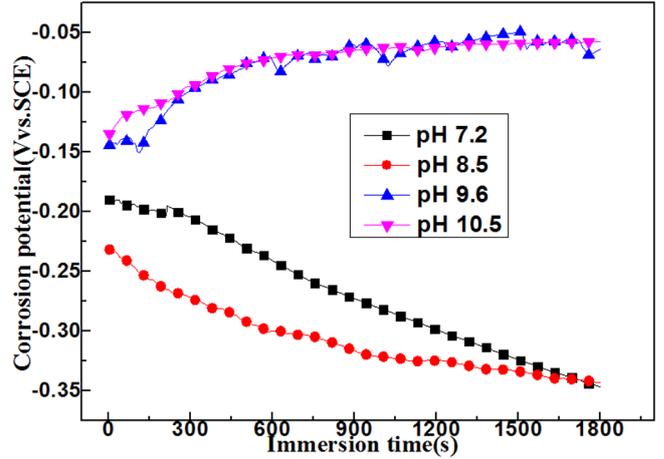


Fig. 3 Variation of corrosion potentials with immersion time in each solution as a function of pH

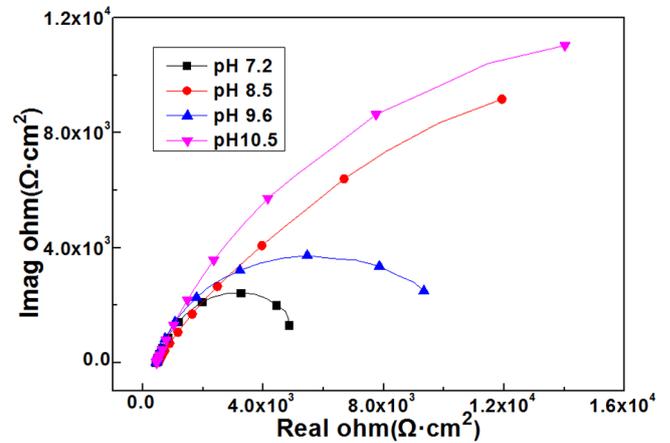
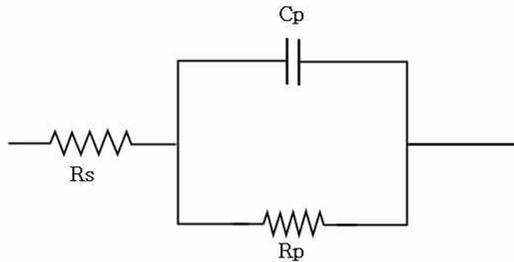


Fig. 4 Comparison of Cole-cole plots with various pH solutions

고찰에서 언급한 바와 같이 차아염소산이온과 염소이온이 수돗물에 많이 존재하게 된다. 따라서 pH가 낮은 용액의 경우 시험용액에 존재하는 차아염소산이온과 염소이온에 의한 산화피막의 파괴에 의해서 혹은 염소이온 등의 음이온이 시험편 표면에 흡착하여 부식전위는 낮은 방향으로 이행하는 것으로 생각된다(Jeon, 1985). 그리고 전기분해에 의해서 pH가 높은 알카리수를 음극실에서 생성할 경우 음극실에 있는 음이온 즉 차아염소산이온과 염소이온이 중성질을 통하여 양극실로 이동함으로써 음극실에서 생성된 알카리수에는 음이온이 적게 함유되어 염소이온과 같은 음이온에 의한 표면의 산화피막파괴가 억제되고 또한 알카리수에 많이 함유되어 있는 수산화이온에 의한 산화막의 생성에 의해서 부식전위는 침지시간의 변화와 함께 높은 방향으로 이행하는 것으로 생각된다.

Fig. 4는 교류 임피던스 측정에 의한 실수부와 허수부의 임피던스의 변화선도(Cole-cole plots)를 나타내고 있다. 그런데 용액 중에 침지되어 있는 시험편의 경우 용액과 시험편의 계면에는 임피던스와 전기 2중층이 존재하며 시험편의 표면 상태에 따라서 임피던스와 전기 2중층이 직렬과 병렬회로 혹은 더욱 복잡한 병렬회로 및 확산 등의 등가회로 등으로 구성되는 것으로 보고되고 있다(Allen and Harry, 1980a; Allen and Harry, 1980b;



R_s : Solution resistance, R_p : Polarization resistance, C_p : Electric double layer capacity

Fig. 5 Equivalent circuit diagram by parallel circuit of polarization resistance and electric double layer capacity

Grahame, 1952). 그리고 이러한 등가회로의 추측은 임피던스의 등가회로를 가정하고 임피던스와 전기 2중층의 임피던스의 적당한 값을 대입하여 시뮬레이션에 의한 실수부와 허수부의 임피던스의 값에 따른 다양한 형태의 변화선도(Cole-cole plots)를 구한 후 실제의 실험을 통하여 주파수에 따른 실수부와 허수부 값에 따른 선도(Cole-cole plots)를 측정하고 이 선도와 시뮬레이션에 의해서 구한 가상의 선도와 동일한 형태의 선도가 나타날 경우 임피던스의 등가회로를 실제의 용액과 계면에 존재하는 등가회로로 추측할 수 있게 된다. 본 실험에서 임피던스 측정 장치에 의해서 측정된 실수부와 허수부의 측정결과는 Fig. 4에서 알 수 있듯이 정성적으로 반원형의 모습을 보여 주고 있다. 그러나 확실한 등가회로를 추측하기 위해서는 주파수가 제로에 근접하는 값까지 측정하는 것이 바람직하나 이 경우 무한대의 시간이 소요되는 실험상의 어려움 때문에 본 실험에서는 0.01Hz까지 측정된 결과를 Fig. 4에서 보여주고 있다. 일반적으로 나 강판(Bare steel plate)의 시험편이 해수용액에 침지되어 있을 경우 실수부와 허수부의 교류 임피던스의 측정 결과는 반원형을 나타내는 경우가 많다. 그런데 본 실험의 경우 해수가 아닌 수돗물의 경우 각각의 pH를 달리한 경우에도 해수에서 측정된 결과와 유사한 결과를 얻을 수 있었다. 따라서 이 경우 등가회로는 다음의 Fig. 5의 병렬 등가회로를 예상하게 된다.

그리고 이 등가회로에 의한 임피던스를 구하는 이론식은 다음과 같다. 즉 임피던스 Z 는 다음 식 (7)로 나타내어진다.

$$Z = R_s + \frac{R_p}{1 + W^2 C_p^2 R_p^2} - j \frac{W C_p R_p^2}{1 + W^2 C_p^2 R_p^2} \quad (7)$$

상기 식 (7)에서 주파수와 전기2중층 용량 및 분극저항을 적당한 값으로 시뮬레이션 하면 Fig. 6의 반원형으로 나타나게 된다. 그리고 상기 식 (7)에서 주파수($W = 2\pi f$)가 무한대로 되면 실수부와 허수부가 제로 값이 되며 Fig. 6에서도 알 수 있듯이 주파수가 무한대로 클 경우 임피던스 Z 는 R_s 로 되며 즉 용액저항만을 나타내게 된다. 그리고 주파수가 제로에 가까워지면 상기 식 (7)에서 알 수 있듯이 허수부는 제로가 되며 실수부의 분극저항만 남게 된다. 따라서 임피던스 Z 는 $R_s + R_p$ 가 된다. 그러나 실제의 실험에서 임피던스를 측정할 경우 시험편 혹은 시험용액에 대한 상대평가이므로 용액저항(R_s)의 값은 적으므로 크게 문제 되지 않으며 주파수가 제로인 경우의 임피던스 즉

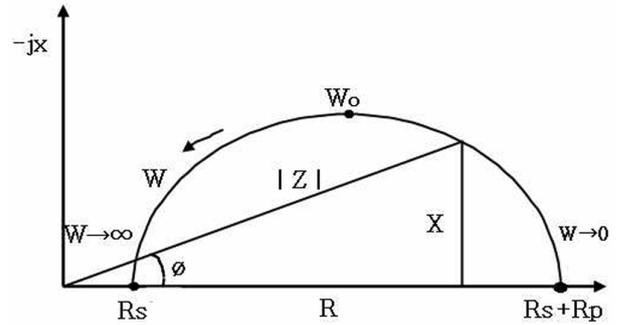


Fig. 6 Schematic diagram of AC impedance cole-cole plot

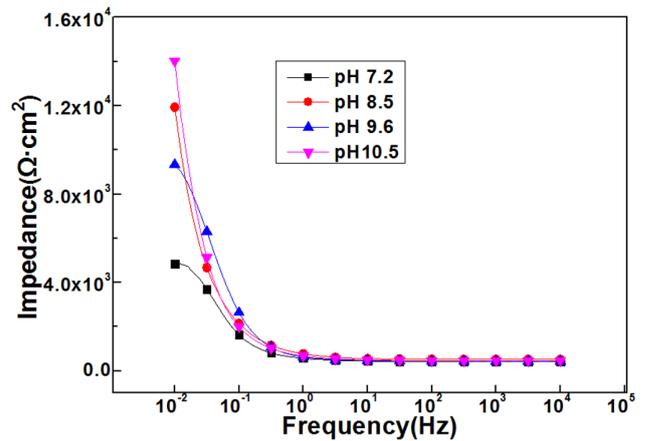


Fig. 7 Variation of impedance with frequency in various pH solutions

용액저항(R_s)과 분극저항(R_p)을 합한 임피던스(Z)에 대해서 상대평가를 주로 많이 하게 된다. 따라서 Fig. 5의 등가회로를 예상하고 시뮬레이션 할 경우 Fig. 6의 전형적인 반원형이 나타나게 된다. 본 실험의 경우에도 실제로 측정된 결과는 즉 Fig. 4에서 알 수 있듯이 정성적으로 Fig. 6과 유사한 반원형의 모습을 보여 주고 있으므로 결국 본 실험의 시험편과 용액계면사이에는 전기 2중층과 분극저항이 병렬회로 상태로 존재하고 있음을 추측할 수 있다.

Fig. 7은 각각의 pH용액에서 측정된 주파수 변화에 따른 임피던스 값의 변화를 보여 주고 있다. 10^1 에서 10^4 Hz까지의 임피던스 값은 pH에 관계없이 거의 같은 일정한 값을 보여주고 있음을 알 수 있다. 그리고 Fig. 6에서 주파수가 무한대로 될 경우의 임피던스는 용액저항(R_s)을 나타냄으로 Fig. 7에서 비록 10^4 Hz가 무한대의 주파수는 아니지만 용액저항의 근사 값으로 볼 수 있으며 또한 용액의 종류에 관계없이 거의 같은 값을 나타내고 있음을 알 수 있다. 그리고 Fig. 6에서 알 수 있듯이 주파수가 제로 값에 근접할 경우의 임피던스 값은 용액저항과 분극저항을 포함한 임피던스($Z = R_s + R_p$)이므로 10^2 Hz에서의 임피던스 값은 비록 주파수가 제로 값은 아니지만 제로에 근접한다고 할 수 있으므로 Fig. 7의 10^2 Hz에서 측정된 임피던스 값을 pH의 종류에 따른 시험편 계면에서의 분극저항의 상대적인 대소 값으로 평가할 수 있다고 생각된다. 따라서 Fig. 7에서 알 수 있듯이 pH가 7.2인 용액에서 분극저항이 가장 적으며 pH가 10.5인 용액에서 분극저항이 가장 높은 값을 나타내고 있음을 알 수 있다. pH가 낮은 7.2의 용액은 수돗물이므로 전술한 바와 같이 차아염소산 이온과 염소

이온이 많이 함유되어 있어 시험편표면의 피막을 파괴하여 임피던스가 가장 낮은 값을 나타내는 것으로 생각되며 그리고 전기분해에 의해서 pH가 높은 알카리수를 음극실에서 생성할 경우 음극실에 있는 음이온 즉 차아염소산이온과 염소이온이 중성질을 통하여 양극실로 이동하여 음극실에서 생성된 알카리수에는 음이온이 적게 함유되어 염소이온과 같은 음이온에 의한 표면의 산화피막 파괴가 억제되고 또한 알카리수에 많이 함유되어 있는 수산화이온에 의한 산화막의 생성에 의해서 분극저항이 가장 높은 값을 나타내는 것으로 생각된다.

Fig. 8은 각각의 pH용액에서 측정된 첫 번째 사이클릭선도 변화를 보여주고 있다. Fig. 8에서 알 수 있듯이 pH 7.2와 8.5용액의 사이클릭선도 형상은 공극전류밀도가 제로(0)인 점을 중심으로 양극전류밀도(플러스 값)영역에서는 오른쪽 방향으로 그리고 음극전류밀도(마이너스 값) 영역에서는 왼쪽방향으로 기울고 있음을 알 수 있다. 그러나 pH 9.6 및 10.5의 용액에서는 음극전류밀도 영역에서는 pH 7.2와 8.5용액과 거의 유사한 형태로 기울고 있으나 공극전류밀도 값이 약 제로 값에 근접하는 양극전류밀도 영역에서는 사이클릭선도는 수직의 형태를 나타내고 있다. 이것은 시험편의 계면에서 양극분극이 일어날 경우 알카리수의 경우에는 즉 pH 9.6과 10.5의 용액에서는 염소산이온과 염소이온 등의 음이온이 적어 계면에서 음이온에 의한 산화피막의 파괴가 억제되어 부동태피막과 유사한 산화피막의 형성에 의한 저항분극의 증가로 사이클릭선도가 수직의 형태를 나타내는 것으로 생각된다. 그리고 pH 7.2와 8.5용액의 경우에는 용액 중에 잔존하고 있는 음이온이 양극분극 시에 시험편 계면에서 산화피막을 파괴하여 즉 활성화되어 사이클릭선도는 오른쪽으로 기울는 것으로 생각 된다. 그리고 음극전류밀도 영역에서는 음이온의 영향을 받지 않는 환원반응 즉 용존산소 등에 의한 환원반응에 의한 선도변화이므로 pH 값의 변화에 따른 용액에 상관없이 비슷한 형태의 선도변화를 나타내는 것으로 생각된다.

Fig. 9는 10번째의 사이클릭선도 변화를 보여 주고 있다. Fig. 8의 첫 번째 사이클릭선도 변화와 거의 유사한 양상을 나타내고 있음을 알 수 있다. Fig. 8에서 토론한 바와 같이 Fig. 9에서도 양극분극 영역에서 알카리수의 경우 즉 pH 9.6과 10.5의 용액에서는 염소이온 등의 음이온에 의한 피막의 파괴영향이 적

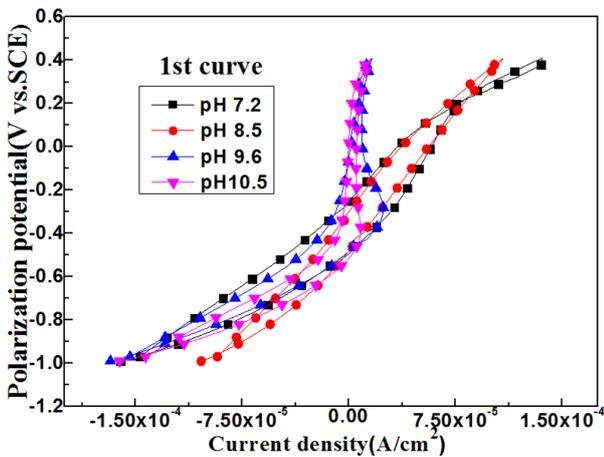


Fig. 8 Variation of 1st cyclic voltammogram curves with various pH solutions

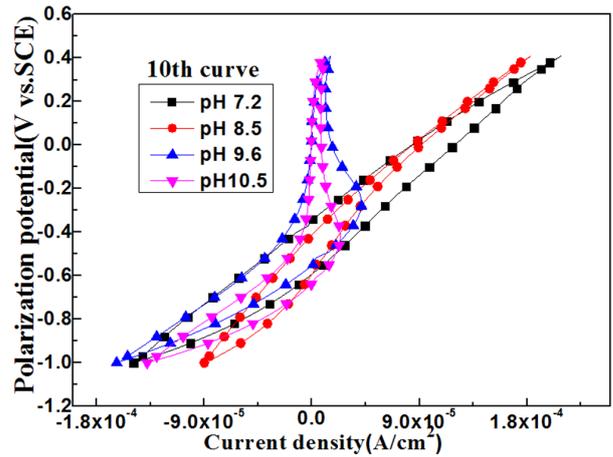


Fig. 9 Variation of 10th cyclic voltammogram curves with various pH solutions

어 치밀한 산화피막의 형성에 의해 수직형태의 선도변화를 보여주고 있으며 반면에 수돗물과 같은 중성의 용액 즉 pH 7.2 및 8.5의 용액에서는 음이온이 많이 함유되어 있어 이들 음이온에 의해 산화피막이 파괴되어 오른쪽으로 기울어진 활성화의 선도변화를 보여주는 결과를 재확인 할 수 있었다.

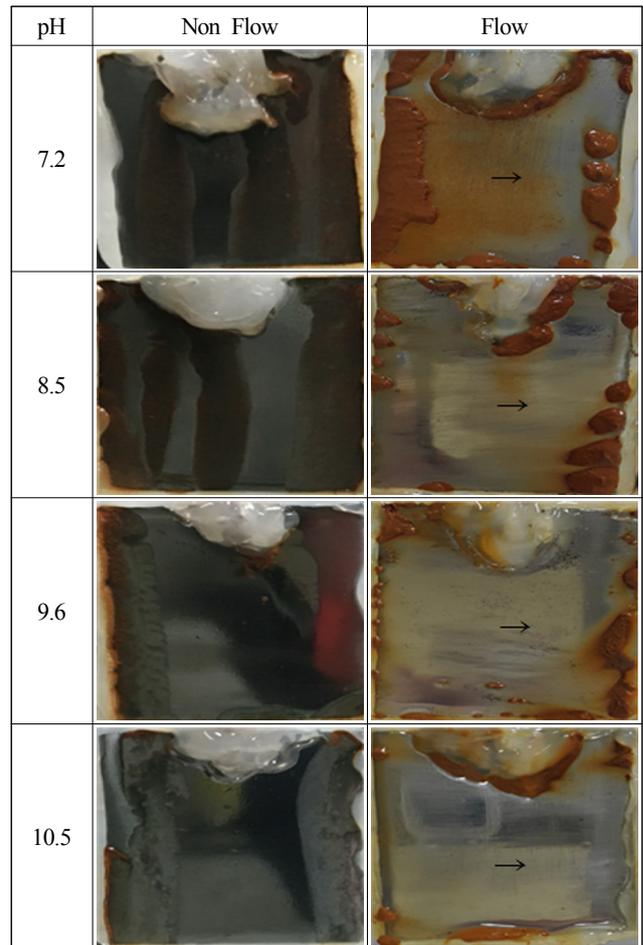


Fig. 10 Comparison of corroded surfaces after 3 days immersed in various pH solutions(Arrows indicate flow direction)

Fig. 10은 시험편을 각각의 pH 용액에 침지한 후에 유동과 비 유동 상태로 하여 3일이 경과한 후의 부식된 표면상태를 보여 주고 있다. 유동과 비유동에 관계없이 pH 10.5의 알카리수가 가장 부식이 적고 pH 7.2의 수돗물이 가장 부식이 큰 경향을 알 수 있다. 그리고 유동의 경우가 비유동에 비해서 외관상 붉은 녹이 뚜렷하게 많이 나타나는 경향도 알 수 있었다. 알카리수는 전술한 바와 같이 수돗물에 비하여 음이온의 함량이 적어 음이온에 의한 산화피막의 파괴에 따른 양극반응이 억제되고 또한 수산화이온(OH⁻)의 함량이 많아 음극의 환원반응 즉 용존산소의 환원반응(O₂ + 2H₂O + 4e⁻ → 4OH⁻)도 억제되어 부식속도의 감소에 의해 녹의 형성이 적은 것으로 생각된다. 그리고 수돗물은 알카리수와는 반대로 많은 양의 음이온과 적은 양의 수산화이온(OH⁻)에 의해서 부식속도는 알카리수에 비해서 크고 결과적으로 붉은 녹의 형성도 심한 경향을 나타내는 것으로 생각된다.

Fig. 11은 유동과 비 유동상태에서 침지 10일 후의 부식된 시험편의 표면 상태를 보여 주고 있다. 침지 3일 후에 비해서 유동과 비유동에 관계없이 전체적으로 붉은 녹의 생성이 뚜렷하고 그 양도 훨씬 많은 경향을 나타내었다. 그리고 비 유동의 경우가 유동에 비해서 시험편 표면에 덮혀 있는 붉은 녹의 크기가 유동에 비해서 훨씬 큰 경향을 나타내었다. 일반적으로 시험편에서의 녹의 발생은 시험편 표면에 무수히 존재하는 양극과 음

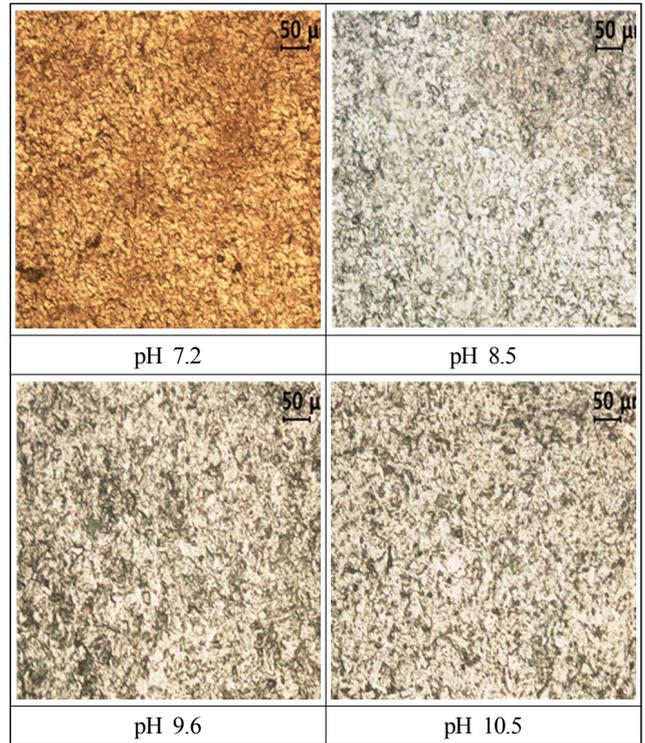


Fig. 12 Comparison of base surfaces removed rust oxide from A area after 10 days immersed in various pH solutions in case of non flow condition

극의 전위차에 의해서 발생하게 되므로 부식발생 초기에는 미세한 크기의 양극에서 붉은 반점의 녹이 형성되고 시간의 경과와 함께 점진적으로 붉은 녹은 시험편 전체로 확대되어 어느 일정기간이 지나면 시험편 전체가 붉은 녹으로 덮히게 된다. 그러나 전해질 용액이 유동할 경우 표면의 산화피막이 유실되어 Fig. 11에서 보여 주듯이 시험편 표면에서의 녹의 형성 양상이 비유동과 유동에서 상당히 차이를 나타내고 있음을 알 수 있다. 그리고 Fig. 11에서 붉은 녹으로 덮혀 있는 부위를 A, 외관상 붉은 녹이 없는 흰 바탕의 부위를 B로 표시하였다.

Fig. 12는 Fig. 11의 비 유동 상태에서 붉은 녹으로 덮혀 있는 A 부위의 녹을 제거하고 아세톤으로 세척한 후에 관찰한 표면 상태를 보여 주고 있다. pH 값에 관계없이 모든 용액에서의 표면은 거의 같은 평활한 양상을 보여주고 있음을 알 수 있다. 결과적으로 붉은 녹의 산화물로 덮혀 있는 A 부위의 하부 바탕의 표면은 전면부식이 발생하고 있음을 알 수 있다. 이것은 붉은 산화물로 덮혀 있을 경우 용액에 있는 음이온이 붉은 녹물의 수산화 제2철(Fe(OH)₂)이 전리하여 생성된 3가 이온의 철과 반응하여 염화 제2철(FeCl₃)을 형성하여 소비되며 또한 녹의 생성물이 염소이온과 같은 음이온이 녹의 내부표면까지 침투하는 것을 막는 장벽 역할을 하여 내부 표면은 염소이온에 의한 국부부식이 발생하지 않고 전면부식이 발생하는 것으로 생각된다.

Fig. 13은 비유동 상태에서 Fig. 11의 외관상 붉은 녹이 없는 흰 바탕의 B 부위를 아세톤으로 세척한 후에 관찰한 하부의 표면 상태를 보여 주고 있다. Fig. 11에서 알 수 있듯이 흰 바탕의 B 부위는 녹의 산화물로 덮혀 있지 않는 다시 말해서 육안으로

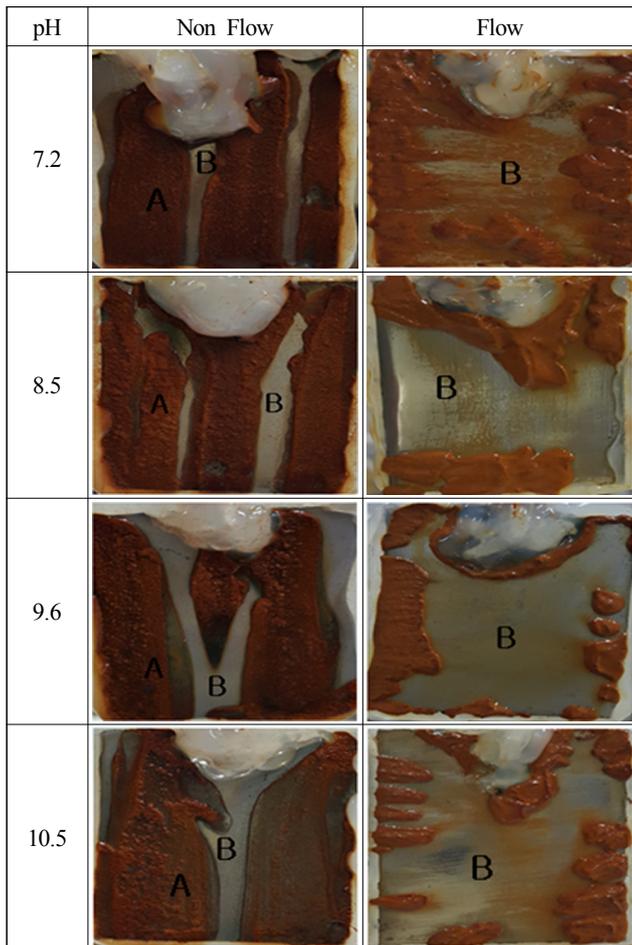


Fig. 11 Comparison of corroded surfaces(A,B) with flow and non flow after 10 days immersed in various pH solutions

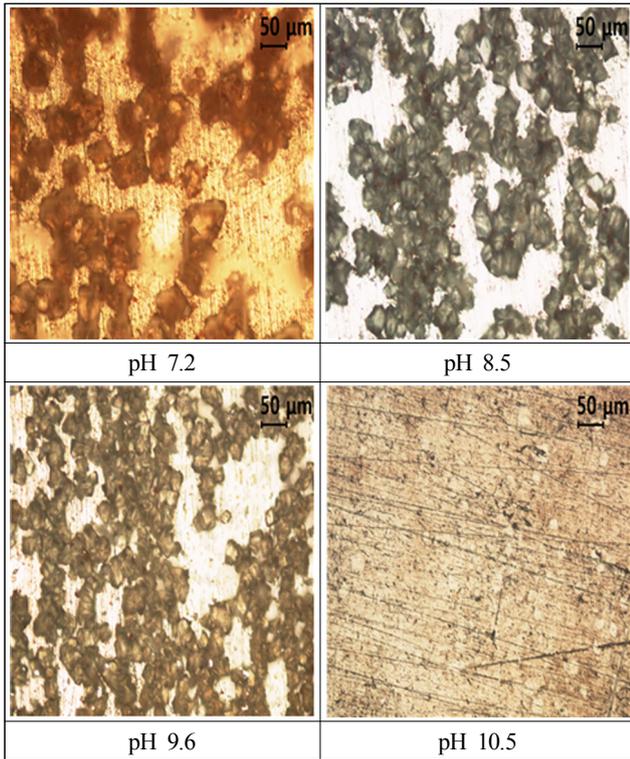


Fig. 13 Comparison of base surfaces of B area after 10 days immersed in various pH solutions with non flow condition

보아 전혀 부식되지 않고 있는 것으로 착각할 수 있었으나 실제의 현미경 관찰에서는 Fig. 13에서 보여 주듯이 pH 10.5의 알카리수의 경우에는 표면이 전체적으로 평활한 형태를 보여주고 있으나 pH 7.2의 수돗물과 pH 8.5 및 9.6의 용액의 경우에는 표면에 공식과 같은 반점형태의 국부부식이 발생하고 있음을 알 수 있다. 결국 붉은 녹의 산화물로 덮혀 있지 않는 B 부위의 경우에는 용액의 염소이온이 시험편 표면에 쉽게 도달하여 먼저 염화 제1철($FeCl_2$: $Fe^{2+} + 2Cl^- \rightarrow FeCl_2$)을 형성하고 이들 염화 제1철은 물과의 반응 즉 가수분해 반응($FeCl_2 + 2H_2O \rightarrow Fe(OH)_2 + 2HCl$)에 의해 수산화 제2철($Fe(OH)_2$)과 염산(HCl)을 생성 하여 시험편 표면의 오목부위의 pH를 저하시켜 국부부식을 발생시키는 것으로 생각된다. 다만 pH 10.5의 알카리수의 경우에는 알카리수의 생성과정 중 염소이온은 Fig. 2에서 알 수 있듯이 중성실과 양극실로 이동하여 음극실의 알카리수에는 염소이온의 함량이 적어 전술한 염화 제1철의 형성과 가수분해 반응이 억제되어 시험편 표면에서 국부부식이 발생하지 않는 것으로 생각된다.

Fig. 14는 Fig. 11에서 표시한 비유동의 경우 흰 바탕의 B부위와 유동의 경우 흰 바탕의 B 부위에 대한 현미경 관찰 결과를 보여주고 있다. pH 10.5의 알카리수의 경우에는 비유동과 유동에 관계없이 표면에는 국부부식은 발생하지 않고 전면부식의 형태를 나타 내었으나 그 외의 다른 용액에서는 국부부식의 형태가 발견되었음을 알 수 있다. 그리고 특이한 점은 pH 7.2의 수돗물의 경우 유동의 경우가 비유동에 비해서 국부부식의 반점이 큰 경향을 알 수 있었다. 용액의 유동은 염소이온과 용존 산소의 시험편 표면의 접근을 더욱 용이하게 하여 국부부식을 가속화시키는 것으로 생각된다.

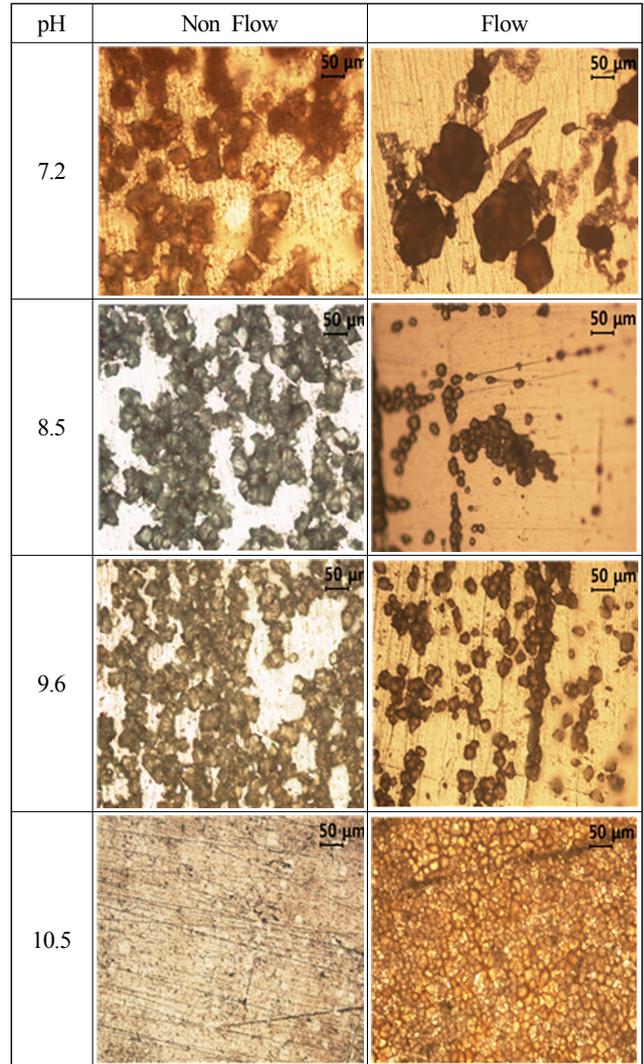


Fig. 14 Comparison of corroded surfaces(B) after 10 days immersed in various pH solutions in case of non flow and flow condition

4. 결 론

지금까지 수돗물을 전기화학적으로 전기분해하여 알카리수를 생성시키고 생성된 알카리수와 기존의 수돗물을 혼합하여 4종류의 pH가 다른 시험용액을 만든 후 이들 용액의 부식특성을 SS 400강에 대하여 전기화학적으로 비교 관찰 하였다. 비교 관찰한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 수돗물(pH:7.2)을 전기분해하여 생성된 알카리수(pH:10.5)에 침지된 시험편의 부식전위는 상승하였고 기존의 수돗물에서는 하강하는 경향을 보였다.
- (2) 알카리수(pH:10.5)에서 측정된 시험편 표면의 임피던스 값은 수돗물(pH:7.2)에 비하여 높은 값을 나타내었다.
- (3) 사이클릭선도에서 알카리수(pH:10.5)는 양극분극시에 부동태 형태를 나타내었으나 수돗물(pH:7.2)의 경우에는 활성태 양상을 나타내었다.
- (4) 수돗물(pH:7.2)에 침지된 시험편 표면에서는 국부부식이 발생되었으나 알카리수(pH:10.5)에서는 전면부식이 발생되었다.

(5) 결과적으로 수돗물(pH:7.2)을 전기분해하여 생성된 알칼리수(pH:10.5)는 염소이온과 같은 음이온이 제거되고 수산화이온이 많이 함유되어 있어 수돗물에 비하여 우수한 내식성을 나타내는 것을 알 수 있었다.

(6) 본 연구의 결과는 각종 선박의 엔진과 열교환기 및 해양 플랜트 강구조물의 내식성 향상을 위한 유익한 참고자료가 되리라 기대된다.

References

- Allen, J.B., Harry, R.F., 1980a. *Electrochemical Method. Fundamentals and Applications*, 323-324.
- Allen, J.B., Harry, R.F., 1980b. *Electrochemical Method. Fundamentals and Applications*, 351-352.
- Bilmes, P.D., Liorente, C.L., Saire Human, Gassa L.M., Gervasi, C.A., 2006. *Microstructure and Pitting Corrosion of 13Cr Ni Mo Weld Metal*. *Corrosion Science*, 48(10), 3261-3270.
- Cicognami, P., 1990. *Application of the Boundary-Element Method to Offshore Cathodic Protection Modeling*. *Journal of The Electrochemical Society*, 137(6), 1689-1695.
- Compton, K.G., 1961. *Factor Involved in Corrosion of Lead Cable Sheat*, *Corrosion*, 17(2), 115-118.
- Gartland, P.O., Bardel, E., Andresen, R.E., Johnson, R., 1984. *Effect of Flow on the Cathodic Protection of a Steel Cylinder in Sea Water*. *Corrosion*, 40(3), 127-133.
- Grahame, D.C., 1952. *Mathematical Theory of the Faradaic Admittance (Pseudocapacity and Polarization Resistance)*, *Journal of The Electrochemical Society*, 99(12), 9e, 370C-385C.
- Hiramatsi, M., Hino, M., Omi, T., 1996. *Current Trend in Development of Corrosion Protective Plating*. *Zairo-to-Kankyo*, 45(1), 33-41.
- Jeon, D.H., 1985. *Control of the Corrosion and Anti-corrosion*. *Iljoongsha*, 39.
- Jones, D.A., Nair, N.R., 1985. *Electrochemical Corrosion Studies on Zinc-Coated Steel*. *Corrosion*, 41(6), 357-362.
- Min, S.K., Lee, S.G., 1999a. *Introduction of Environmental Engineering*. *Hwackmunsa*, 203.
- Min, S.K., Lee, S.G., 1999b. *Introduction of Environmental Engineering*. *Hwackmunsa*, 192.
- Moon, K.M., Lee, M.H., Kim, K.J., Kim, J.G., Kim, S.J., 2003. *A Study on the Post-Weld Heat Treatment Effect to Mechanical Properties and Hydrogen Embrittlement for Heating Affected Zone of a RE36 Steel*. *Corrosion Science and Technology*, 2(6), 283-288.
- Newman, J., 1991. *Cathodic Protection with Parrel Cylinders*. *Journal of The Electrochemical Society*, 13(12), 3554-3559.
- Tsay, L.W., Lin, W.L., Chenct, S.W., Leu, G.S., 1997. *Hydrogen Sulphide Stress Corrosion Cracking of 2.25 Cr-Mo Steel Weldments*. *Corrosion Science*, 39(7), 1165-1176.

Erratum

Journal of Ocean Engineering and Technology 31(3), 256 June, 2017
<https://doi.org/10.5574/KSOE.2017.31.3.256>

Erratum to: Experimental Study on Wedge Slamming Considering Water Fluid-Structure Interaction

Kang-Su Ahn* and Sun-Hong Kwon*

**Department of Naval Architecture & Ocean Engineering, Pusan National University, Busan, Korea*

논문 정정: 유체-구조 상호 간섭을 고려한 썰기 슬래밍에 대한 실험적 연구

안강수* · 권순홍*

*부산대학교 조선해양공학과

Erratum to: Journal of Ocean Engineering and Technology 31(1), 22-27 February, 2017
<https://doi.org/10.5574/KSOE.2017.31.1.022>

논문 정정: 한국해양공학회지 제31권 제1호, pp 22-27, 2017년 2월
<https://doi.org/10.5574/KSOE.2017.31.1.022>

위의 논문 후기에 저자의 오기가 있었으며, 다음과 같이 정정합니다.

수정 전	수정 후
후 기 이 논문은 부산대학교 자유 과제 학술연구비(2년)에 의하여 연구되었음.	후 기 이 논문은 부산대학교 기본연구지원사업(2년)에 의하여 연구되었음.

Received 23 September 2016, revised 16 February 2017, accepted 16 February 2017

Corresponding author Sun-Hong Kwon: +82-51-510-2347, shkwon@pusan.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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.

An Experimental Method for Analysis of the Dynamic Behavior of Buoys in Extreme Environment ← (영문제목)

Gil-Dong Hong*, Gil-Dong Kim** and Gil-Dong Lee** ← (영문이름)

*Ocean Development System Laboratory, KORDI, Daejeon, Korea ← (영문소속: 소속명/지역명/국가)
yundai Heavy Industry Co. Ltd., Ulsan, Korea

극한 환경하의 부표 운동성능 모형시험기법 개발 ← (한글제목)

홍길동* · 김길동** · 이길동** ← (한글이름)

*한국해양연구원 해양개발시스템연구본부 ← (한글소속)
**현대중공업(주) 구조설계부

KEY WORDS: Buoy motion 부표운동, Mooring tension 계류삭 장력, Extreme environment 극한환경, ← (영문 국문)

ABSTRACT: An experimental method to investigate the dynamic characteristics of buoys in extreme environmental condition is established. Because the buoy model requires a reasonable size for accurate experiment, the test condition in model basin that satisfies the similarity law is hardly compatible with capability of test facilities. (중략)

(본문은 1단 또는 2단으로 작성, 심사완료 후 2단으로 편집됨.)

1. 서론

해양에서 다양한 목적으로 사용되는 부표의 효과적인 운용을 위해서는 부표의 안정성 및 적절한 운동성능의 확보가 필수적이며, 이들 성능의 평가를 위해서는 운동특성 및 계류장력의 파악을 위한 수조모형시험이 요구된다. (중략)

2. 극한조건의 상사

2.1 파랑조건의 상사

파랑특성은 파고 및 파주기에 의해 정의되며, 모형 축척비를 λ ← (수식편집기사용) 라고 할 때, 파고의 축척비는 λ , 파주기의 축척비는 $\sqrt{\lambda}$ ← (수식편집기사용) 가 된다. 시험수조에서 생성 가능한 파랑의 크기는 한정되어 있으며, 전세계적으로도 대형수조에 속하는 KRISO 해양공학수조의 파랑생성 범위는 파주기 0.5~5.0sec, 최대파고 80cm 이다(Hong, 2001; Kim and Lim, 2002; Park et al., 2003; Mike, 2004; Jordan and Brewerton, 2005; Brown et al., 2006).

Received 00 March 2012, revised 00 April 2012, accepted 00 April 2012
Corresponding author Gil-Dong Hong: +82-111-222-3333, gdhong@kriso.re.kr

© 2013, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2010 in Jeju. ← (논문투고규정 또는 Guide for authors 참조: 학술지 이외에 학술대회 논문, 연구보고서, 학술기사 등 모든 기발표 원고도 투고가 가능하나 투고원고에 상기와 같이 출처를 반드시 밝혀야 함.)

2.2 바람조건외의 상사

부표의 상하동요, 종동요, 횡동요의 3자유도 운동은 부표의 체적에 비례하는 복원력에 의해 일어나며, 복원력이 상사되기 위한 풍력의 상사는 다음의 관계식으로 표현된다.

$$F_M = F_P / \Lambda^3 \quad \leftarrow (\text{수식편집기사용}) \quad (\text{번호표시}) \Rightarrow (1)$$

여기서 첨자 M \leftarrow (수식편집기사용) 과 P 는 모형과 실부표를 각각 나타낸다.

힘의 작용점을 상사시키고, 식 (1)에 따라 풍력을 상사시키면 상하동요, 종동요의 (중략)

3. 표준형 등부표 모형시험

수심과 파고에서 모형 상사조건과 수조시험 조건이 상이한 것은 해양공학수조의 물리적 환경과 조파능력의 한계에 기인한다. 수심의 경우에는 실험 수심 20m에 상사하는 계류사의 중량을 수조시험 수심조건에 균일하게 분포시키고, 계류사의 강성을 스프링을 이용하여 상사시킴으로서(Jordan and Brewerton, 1982) 서로 다른 수심 조건의 차이를 극복하였다. (중략) 모형시험에 사용된 부표의 제원 및 특성은 Table 1과 같다.

Table 1 Computed wind and current forces on buoy models

Buoy	Wind		Current	
	Force [Kgf]	Center [m]	Force [Kgf]	Center [m]
LL-26(M)	5.714	0.588	5.508	0.536
LL-30	6.587	0.682	6.450	0.608
LS-35	3.796	0.395	4.131	0.159
LNBY-100	2.563	0.516	2.729	0.140

\leftarrow (Table은 영문으로 작성, 표기되는 기호는 수식으로 작성)

\leftarrow (Table은 설명내용과 분리하지 말고 원고 속에 설명내용에 이어서 삽입)

4. 모형시험 결과 및 해석

부표의 축대칭 특성에 기인하여 직선운동은 전후동요와 상하동요가 (중략) 크게 나타나는 것이 일반적이다. 주 운동인 전후동요, 상하동요, 종동요의 최대값(Maximum value)을 구하여 Fig. 1에 도시하였다. (중략)

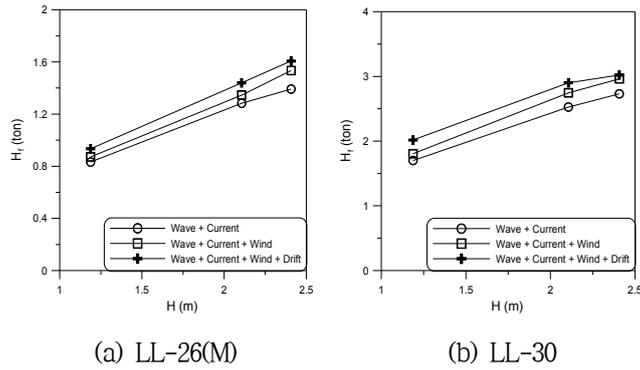


Fig. 1 Maximum height of tension forces acting on the mooring line at buoy

≡ (그림은 영문으로 작성)

≡ (Figure는 설명내용과 분리하지 말고 원고 속에 설명내용에 이어서 삽입)

5. 결 론

본 논문에서는 모형시험에서 부표의 동력학적 거동과 함께 계류삭의 장력을 조사하였으며, 모형시험 결과를 확장하여 극한 ……중략…… 이로부터 다음의 결론을 얻을 수 있다.

- (1) 조류력, 풍력 및 파랑표류력 성분에 대한 상사성을 만족하고, 이상으로 …… (중략) …… 추정할 수 있다.
- (2) LNBY-100을 제외하고는 설계와 시험 파랑조건의 차이가 커서 부표의 동력학적 거동을 추정하기 위한 외삽 시 대체로 과대 평가하는 경향이 있다.

후 기

본 연구는 해양수산부와 현대중공업(주)의 지원으로 수행된 연구결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

참 고 문 헌

All references should be listed at the end of the manuscripts, arranged in English Alphabet order. The exemplary form of listed references is as follows :

- 1) Single author : (Kim, 1998)
- 2) Two authors: (Kim and Lee, 2000)
- 3) Three or more authors: (Kim et al., 1997)
- 4) Two or more paper: (Lee, 1995; Ryu et al., 1998)

References, including those pending publications in well-known journals or pertaining to private communications, not readily available to referees and readers will not be acceptable if the understanding of any part of any part of the submitted paper is dependent upon them. Single or two authors can be referred in the text; three or more authors should be shortened to the last name of the first author, like smith et al.

- ① Write the reference in order of English alphabet 「a,b,c...」 (작성순서는 영어 알파벳 순)
- ② Do not drop all of authors involved. (관련저자(총 저자명)는 빠뜨리지 말고 모두 기입)
- ③ Refer to below examples (아래의 예제를 참조)
- ④ Journal names should not be abbreviated.

(example for proceedings) ⇒

Aoki, S., Liu, H., Sawaragi, T., 1994. Wave Transformation and Wave Forces on Submerged Vertical Membrane. Proceedings of International Symposium Waves - Physical and Numerical Modeling, Vancouver Canada, 1287-1296.

(example for journals) ⇒

Cho, I.H., Kim, M.H., 1998. Interactions of a Horizontal Flexible Membrane with Oblique Waves. Journal of Fluid Mechanics, 356(4), 139-161.

(example for books) ⇒

Schlichting, H., 1968. Boundary Layer Theory. 6th Edition, McGraw-Hill, New York.

(example for websites) ⇒

International Association of Classification Societies (IACS), 2010a. Common Structural Rules for Bulk Carriers. [Online] (Updated July 2010) Available at: <<http://www.iacs-data.org.uk/>> [Accessed August 2010]. ⇐ web document

Anglia Ruskin University, 2001. Anglia Ruskin University Library. [Online] Available at: <<http://libweb.anglia.ac.uk/referencing/harvard.htm>> [Accessed 12 Dec. 2012]. ⇐ website

참고문헌은 일반인이 접근할 수 있는 문헌이어야 함(예를 들어 사기업보고서는 외부인의 열람이 불가능하므로 참고문헌이 될 수 없음).

<주>

1. 모든 원고는 한글(Ver. 2005이상)과 MS Word(Ver. 2003이상)로 작성
2. 원고의 언어는 국문과 영문으로 한정 (기타 언어는 사용불가)
3. 국문 및 영문 원고양식 동일

General Information for Authors

Requirement for Membership

One of the authors who submits a paper or papers should be member of KSOE, except a case that editorial board provides special admission of submission.

Publication type

Manuscript is made up of scholarly monographs, technical reports and data. The paper should have not been submitted to other academic journal. Conference papers, research reports, dissertations and review articles can be submitted to JOET. When part or whole of a paper was already published to conference papers, research reports, dissertations, and review articles, then corresponding author should note it clearly in the manuscript. After published to JOET, the copyright of manuscript belongs to KSOE. (example) It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2010 in Jeju.

Manuscript submission

Manuscript should be submitted through the on-line manuscript website (<http://www.joet.org>). The date that corresponding author submits a paper through on-line website is official date of submission. Other correspondences can be sent by an email to the Editor in Chief, Prof. Yun-Hae Kim, Division of Mechanical & Materials Engineering, Korea Maritime University, 1 Dongsam-dong, Youngdo-ku, Busan 49112, Korea (Tel: +82 51 410 4355, Fax: +82 51 410 4350, e-mail: yunheak@kmou.ac.kr). The manuscript must be accompanied by a signed statement that it has been neither published nor currently submitted for publication elsewhere. The manuscript should be written in English or Korean and a minimum standard of the proficiency in the English or Korean language should be met before submission to the editorial office.

Ensure that online submission or submission by e-mail text files are in a standard word processing format (Hangul or MS Word are preferred). Ensure that graphics are high-resolution. Be sure all necessary files have been uploaded/attached.

Submission checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

Authorship should be limited to those who have made a significant contribution to the conception, design, execution, or interpretation of the reported study. All those who have made significant contributions should be listed as co-authors. Where there are others who have participated in certain substantive aspects of the research project, they should be acknowledged or listed as contributors.

The corresponding author should ensure that all appropriate co-authors and no inappropriate co-authors are included on the paper, and that all co-authors have seen and approved the final version of the paper and have agreed to its submission for publication.

Hazards and human or animal subjects

If the work involves chemicals, procedures or equipment that have any unusual hazards inherent in their use, the author must clearly identify these in the manuscript. If the work involves the use of animal or human subjects, the author should ensure that the manuscript contains a statement that all procedures were performed in compliance with relevant laws and institutional guidelines and that the appropriate institutional committee(s) has approved them. Authors should include a statement in the manuscript that informed consent was obtained for experimentation with human subjects. The privacy rights of human subjects must always be observed.

Fundamental errors in published works

When an author discovers a significant error or inaccuracy in his/her own published work, it is the author's obligation to promptly notify the journal editor or publisher and cooperate with the editor to retract or correct the paper. If the editor or the publisher learns from a third party that a published work contains a significant error, it is the obligation of the author to promptly retract or correct the paper or provide evidence to the editor of the correctness of the original paper.

Article structure

Manuscript must consist of as follow : (1)Title, (2)Author's name, (3)Key word, (4)Abstract, (5)Nomenclature description, (6)Introduction, (7)Body (analysis, test, results and discussion, (8)Conclusion, (9)Acknowledgements, (10)Reference, (11)Appendix, etc.

Abstract

A concise and factual abstract is required. The abstract should state briefly the purpose of the research, the principal results and major conclusions. An abstract should be written in around 300 words and is often presented separately from the article, so it must be able to stand alone. For this reason, References should be avoided, but if essential, then cite the author(s) and year(s). Also, non-standard or uncommon abbreviations should be avoided, but if essential they must be defined at their first mention in the abstract itself.

Keywords

Immediately after the abstract, provide a maximum of 5 or 6 keywords.

Unit

Use the international system units(SI). If other units are mentioned, please give their equivalent in SI.

Equations

All mathematical equations should be clearly printed/typed using well accepted explanation. Superscripts and subscripts should be typed clearly above or below the base line. Equation numbers should be given in Arabic numerals enclosed in parentheses on the right-hand margin. They should be cited in the text as, for example, Eq. (1), or Eqs. (1)-(3).

Tables

Tables should be numbered consecutively with Arabic numerals. Each

table should be typed on a separate sheet of paper and be fully titled. All tables should be referred to in the text.

Figures

All the illustrations should be of high quality meeting with the publishing requirement with legible symbols and legends. In preparing the illustrations, authors should consider a size reduction during the printing process to have acceptable line clarity and character sizes. All figures should have captions which should be supplied on a separate sheet. They should be referred to in the text as, for example, Fig. 1, or Figs. 1-3.

Reference

All references should be listed at the end of the manuscripts, arranged in order. The exemplary form of listed references is as follows :

- 1) Single author : (Kim, 1998)
- 2)Two authors: (Kim and Lee, 2000)
- 3) Three or more authors: (Kim et al., 1997)
- 4) Two or more paper: (Lee, 1995; Ryu et al., 1998)

References, including those pending publications in well-known journals or pertaining to private communications, not readily available to referees and readers will not be acceptable if the understanding of any part of any part of the submitted paper is dependent upon them. Single or two authors can be referred in the text; three or more authors should be shortened to the last name of the first author, like smith et al.

Examples:

Reference to a journal publication:

Cho, I.H. and Kim, M.H., 1998. Interactions of a Horizontal Flexible Membrane with Oblique Waves. *Journal of Fluid Mechanics*, 356(4), 139-161.

Van der Geer, J., Hanraads, J.A.J., and Lupton, R.A., 2010. The Art of Writing a Scientific Article. *Journal of Science Communication*. 163, 51-59.

Reference to a book:

Strunk, W. and White, E.B., 2000. *The Elements of Style*, 4th Edition, Longman, New York.

Schlichting, H., 1968. *Boundary Layer Theory*. 6th Edition, McGraw-Hill, New York.

Reference to a proceeding:

Aoki, S., Liu, H. and Sawaragi, T., 1994. Wave Transformation and Wave Forces on Submerged Vertical Membrane. *Proceedings of International Symposium Waves - Physical and Numerical Modeling*, Vancouver Canada, 1287-1296.

Reference to a website:

International Association of Classification Societies (IACS), 2010a. Common Structural Rules for Bulk Carriers. [Online] (Updated July 2010) Available at: <http://www.iacs-data.org.uk/> [Accessed August 2010].

Journal abbreviations

Journal names should not be abbreviated.

Revised manuscripts

Manuscripts reviewed that require revision should be revised and uploaded with a response to the reviewer's comment at JOET editorial manger within two months. Otherwise, the manuscript will be considered as a new manuscript when and if it is resubmitted.

Proofs and reprints

Galley proofs will be provided as a PDF file to the author with reprint order and copyright transfer form. The author should return the corrected galley proofs within a week with the signed reprint order and copyright transfer form. Attention of the authors is directed to the instructions which accompany the proof, especially the requirement that all corrections, revisions, and additions be entered on the proofs and not on the manuscripts. Proofs should be carefully checked and returned to the JOET editorial office by e-mail if the changes are minimal. If the changes are extensive, proofs should be returned by fax only. Substantial changes in an article at this stage may be made at the author's expense. The reprint request form must be returned with the proof. Reprints should be made at the author's expense.

Peer review

Every manuscript received is circulated to three peer reviewers. The author's name and affiliation is not disclosed during review process to reviewers. The review process can be repeated till three times if the request of revision is suggested by reviewers. If the re-review is repeated more than three times, it may not be considered for publication. If two reviewers do not agree to accept the journal, it may not be also considered for publication. Usually the first review process ends within one month. Statistical Review: If there are any complicated statistical analyses in the manuscript, it may be reviewed by statistical editor.

Manuscript Editing: The finally accepted manuscript will be reviewed by manuscript editor for the consistency of the format and the completeness of references. The manuscript may be revised according to the opinion of the manuscript editor.

Page charge

The charge per a paper for the publication is 150,000KRW (Express review service : 300,000KRW) up to 6 pages. Extra rate, 30,000KRW per page, will be charged for more than 6 pages. Page charge include forty copies of offprints. Offprints in color pages or extra copies of offprints will require actual expenses. The charge per a paper for the paper review is 40,000KRW. Rate for the express review service is 240,000KRW.

Editing checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Transfer of copyright

Transfer of copyright can be found in submission homepage (<http://www.joet.org>).

Authors' Checklist

The following list will be useful during the final checking of an article prior to sending it to the journal for review. Please submit this checklist to the KSOE when you submit your article.

< Editing checklist >

- I checked my manuscript has been 'spell-checked' and 'grammar-checked'.
나의 원고에 오타 및 문법적 오류가 있는지 확인하였습니다.

One author has been designated as the corresponding author with contact details such as

- E-mail address
 - Phone numbers
- 최소한 한명의 저자는 교신저자로 지정되었으며, 다음의 연락처가 표기되었습니다.
- 이메일 주소
 - 전화 번호

I checked abstract 1) stated briefly the purpose of the research, the principal results and major conclusions, 2) was written in around 300 words, and 3) did not contain references (but if essential, then cite the author(s) and year(s)).

- 나는 초록이 1) 간결하게 연구의 목적, 주요 결과 및 결론을 포함하고 있음을 확인하였으며, 2) 300단어 내외의 단어로 구성되었음을 확인하였으며, 3) 참고문헌을 포함하고 있지 않음을 확인하였습니다 (꼭 필요시 참고문헌 삽입 가능).

- I provided 5 or 6 keywords.
나는 5-6개의 키워드를 사용하였습니다.

I checked manuscript consisted of as follow: 1) Title, 2) Author's name, 3) Key word, 4) Abstract, 5) Nomenclature description, 6) Introduction, 7) Body (analysis, test, results and discussion), 8) Conclusion, 9) Acknowledgements,

- 10) Reference, 11) Appendix, etc.
나는 원고가 다음의 순서로 구성되었음을 확인하였습니다: 1) 제목, 2) 저자명, 3) 키워드, 4) 초록, 5) 기호, 6) 서론, 7) 본문 (해석, 실험, 결과, 검토), 8) 결론, 9) 후기(사사), 10) 참고문헌, 11) 부록, 등.

I checked color figures were clearly marked as being intended for color reproduction on the Web and in print, or to be reproduced in color on the Web and in black-and-white in print.

- 나는 모든 컬러 그림이 컬러 웹이 또는 컬러(또는 흑백) 인쇄물에 잘 나타날 수 있도록 선명한 그림을 사용하였음을 확인하였습니다.

- I checked all table and figure captions were written in English.
나는 원고의 모든 표 제목과 그림 제목은 영문으로 작성되었음을 확인하였습니다.

- I checked all table and figure numbered consecutively in accordance with their appearance in the text.
나는 본문에서 나타나는 순서대로 표 번호 및 그림 번호가 지정되었음을 확인하였습니다.

I checked abbreviations were defined at their first mention there and used with consistency throughout the article.

- 나는 영문 약자를 원고의 첫 번째 사용에서 정의하였으며, 이후 원고에서는 동일한 약자를 사용하였음을 확인하였습니다.

- I checked that references were in the correct format for the journal (See 'Guide for Authors' for details).
나는 모든 참고문헌이 본 저널의 참고문헌 표기법(저자 가이드 참조)에 따라서 작성되었음을 확인하였습니다.

I checked all references mentioned in the Reference list were cited in the text, and vice versa.

- 나는 'References'에 존재하는 모든 참고문헌은 원고 본문에서 언급되었으며, 반대로 원고 본문에 언급된 모든 참고문헌은 'References'에 표기되었음을 확인하였습니다.

- I checked I used the international system units (SI) or SI-equivalent engineering units.
나는 SI 단위계 또는 공학적으로 인정되어지는 단위계를 사용하였음을 확인하였습니다.

< **Submission checklist** >

- I checked the work described has not been published previously (except in the form of an abstract or as part of a published lecture or academic thesis).
나는 본 원고의 내용이 초록, 단행본, 학위논문 등을 제외한 타 저널 등에 게재된 사실이 없음을 확인하였습니다.

- I checked when the work described has been published previously in other proceedings without copyright, it has clearly noted in the text.
나는 본 원고의 내용이 판권이 없는 프로시딩에 게재되었던 경우 이를 원고에서 명시하였음을 확인하였습니다.

- I checked permission has been obtained for use of copyrighted material from other sources (including the Web)
나는 웹을 포함하여 판권이 있는 자료의 사용 허가를 득했습니다.

- I have processed Plagiarism Prevention Check through reliable web sites such as www.kci.go.kr, <http://www.ithenticate.com/>, or <https://www.copykiller.org/> for my submission.
나는 논문 표절 유사도 검사를 마친 후 투고하였습니다.

- I agree that final decision for my final manuscript can be changed according to results of Plagiarism Prevention Check by JOET administrator.
나의 최종본 논문에 대한 JOET 자체적인 논문 표절 유사도 검토 결과에 따라 최종 판정이 변경될 수 있다는 사실에 동의합니다.

- I checked minimum one author is member of the Korean Society of Ocean Engineers.
나는 저자 중 1인 이상이 한국해양공학회 회원임을 확인하였습니다.

- I agreed all policies related to 'Ethical Code of Research' and 'Research and Publication Ethics' of the Korean Society of Ocean Engineers.
나는 연구출판정책과 연구윤리규정을 확인했으며, 준수할 것을 서약합니다.

- I agreed to transfer copyright to the publisher as part of a journal publishing agreement and this article will not be published elsewhere including electronically in the same form, in English or in any other language, without the written consent of the copyright-holder.
나는 한국해양공학회지의 저작권 정책에 동의하며, 저작권 위임동의서를 제출하겠습니다.

- I made a payment for reviewing of the manuscript, and I will make a payment for publication on acceptance of the article.
나는 심사료를 납부하였으며, 논문 게재 확정 후 게재료를 납부하겠습니다.

- I have read and agree to the terms of Author's Checklist.
나는 저자 체크리스트 모든 조항을 검토하였으며, 모든 조항에 동의합니다.

Title of article :

Date of submission : DD/MM/YYYY

Corresponding author : signature

Email address :

※ Print and sign completed form. Fax(+82 51 759 0657) or E-mail scanned file to ksoehj@ksoe.or.kr

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

Authorship should be limited to those who have made a significant contribution to the conception, design, execution, or interpretation of the reported study. All those who have made significant contributions should be listed as co-authors. Where there are others who have participated in certain substantive aspects of the research project, they should be acknowledged or listed as contributors.

The corresponding author should ensure that all appropriate co-authors and no inappropriate co-authors are included on the paper, and that all co-authors have seen and approved the final version of the paper and have agreed to its submission for publication.

Hazards and human or animal subjects

If the work involves chemicals, procedures or equipment that have any unusual hazards inherent in their use, the author must clearly identify these in the manuscript. If the work involves the use of animal or human subjects, the author should ensure that the manuscript contains a statement that all procedures were performed in compliance with relevant laws and institutional guidelines and that the appropriate institutional committee(s) has approved them. Authors should include a statement in the manuscript that informed consent was obtained for experimentation with human subjects. The privacy rights of human subjects must always be observed.

Fundamental errors in published works

When an author discovers a significant error or inaccuracy in his/her own published work, it is the author's obligation to promptly notify the journal editor or publisher and cooperate with the editor to retract or correct the paper. If the editor or the publisher learns from a third party that a published work contains a significant error, it is the obligation of the author to promptly retract or correct the paper or provide evidence to the editor of the correctness of the original paper.

Ethical Codes of Research

for The Korean Society of Ocean Engineers [1, Nov. 2008 amended]

All members of The Korean Society of Ocean Engineers, by observing the following codes of conduct and regulations regarding research in the field, will contribute to the development of ocean engineering and the security and prosperity of the society and the nation, thus holding our honesty, reputation and authority in the highest standards.

A. Foundational Spirit

1. We make a contribution to mutual prosperity of mankind through ocean development, using the knowledge and technique in the field of ocean engineering.
2. We contribute to fostering the good spirit of citizenship by conducting responsible research.
3. We make efforts to enhance our authority and competitiveness as experts in ocean engineering.

B. Fundamental Canons

1. We consider the public security and welfare as a top priority and conform to the principle of sustainable use of ocean in conducting our research.
2. We promote professional development through performing proper research and provide young researchers with the opportunities to develop professionally.

3. We respect the public values such as honesty, accuracy, efficiency and objectivity in offering services such as providing expertise or disclosing research results.
4. We do not have unfair competitions with others and solve problems with objective information and processes when there is a clash of interests.
5. We raise common issues only through objective and fair methods.

C. Practical Platforms

1. We consider the public security and welfare as a top priority and conform to the principle of sustainable use of ocean in conducting our research.
 - (a) We must acknowledge the fact that the life, security, health and welfare of the public have an absolute reliance over our products such as structures, equipments and machines that are given thought to and made into decision by engineers.
 - (b) We must not propose or approve research plans which cause harm to the public health and welfare.
 - (c) We must conform to the principle of sustainable use of ocean to enhance the quality of the public life and endeavor to improve the ocean environment.
2. We promote professional development through performing proper research and provide young researchers with the opportunities to develop professionally.
 - (a) As we build our career, we must continue to acquire new knowledge and promote intellectual development by keeping track of research results, organizing research methods and raising necessary issues voluntarily.
 - (b) We must be thoroughly honest to the contributions from cooperators, competitors and predecessors and utilize them for our professional development.
 - (c) We, as administrators, must supervise young researchers in a fair manner and, as their advisors, must assist them sincerely to grow into socially recognized members.
3. We respect the public values such as honesty, accuracy, efficiency and objectivity in offering services such as providing expertise or disclosing research results.
 - (a) When we offer service under our responsibility that involves providing professional knowledge, we must act according to professionalism as a commissioner, trying to prevent waste of resources and reporting objective facts, trustworthy data and accurate research results.
 - (b) We prohibit any fraudulent acts in conducting research such as fabrications, forgeries and plagiarism.
 - (c) We must admit our mistakes or errors when they are verified and must not try to justify them by distorting facts or data.
4. We do not have unfair competitions with others and solve problems with objective information and processes when there is a clash of interests.
 - (a) We must not distort the professional, academical qualifications of ourselves and coworkers. We must not fabricate or exaggerate our positions or authorities of the past achievements.
 - (b) Our papers must contain facts and no exaggeration that are contributed to media sources. When publishing a paper or a report which involves multiple researchers, we must allocate authors based on their levels of contributions and mention every person and institution that is concerned and provided assistance.
 - (c) We must not criticise others' achievements in an irresponsible manner by intentionally distorting their professional reputation, prospects and character in both direct and indirect ways.
 - (d) When a clash of interests occur, we must organize a committee composed of authoritative experts in the field and fairly solve the problem based on objective facts and data.
5. We raise common issues only through objective and fair methods.
 - (a) We must be thoroughly objective and honest when submitting expert reports or policy proposals and include relevant, sufficient and appropriate information.

- (b) When addressing public issues through open debates or forums, we must provide opinions based on objective facts and data and must not cause harm to the public interest by making groundless argument or being involved in private interests with others.
 - (c) We must be honest when explaining our business and its advantages, and must not try to meet our interests by damaging professional honor and coordination with coworkers.
6. All members of The Korean Society of Ocean Engineers must abide by the ethical codes of research stated above.

D. The Scope of Manuscript

1. Manuscripts include papers, technical reports and commentaries, and papers must be the ones that are not released in other journals.
2. "Journals" are the ones that have an appropriate screening of submitted theses and that are published on a regular basis.
3. All manuscripts other than the ones stated in the previous clause can be submitted such as conference papers, research reports, diploma papers and academic articles, provided that their sources are stated according to the 3rd clause of The Regulations on Paper Submission in The Journal of the Korean Society of Ocean Engineers.

E. The Definitions and Types of Fraudulent Acts in Research

1. "Fraudulent acts in research" include all affairs that violates ethical codes of research: fabrications, forgeries, plagiarism, overlapping publications and unfair marking of writers which may occur in every phase of research process, such as in a proposal, conducting, a report or presentation of research results.
2. "Fabrication and forgeries" refers to an act of distorting the content or outcome of research by making up false data or results.
3. "Plagiarism" refers to an act of unfairly employing all research results, such as others' publications, research proposals, ideas, hypotheses and theories, without a fair approval or quotation.
4. "Overlapping publications" refers to two writings published in different media sources that are totally identical in their contents or share the major contents. It is also the case of overlapping publication where the paper published later contains a slightly different viewpoint, yet contains the same or slightly different analysis on the same data from the previous paper.
5. "Unfair marking of writers" refers to an act of unfairly gaining reputation by pretending to be a real author of a paper without any participation in research.
6. Fraudulent acts also include a behavior of intentionally disturbing investigations regarding assumed misconducts in research or inflicting an injury on an informant.
7. "Other fraudulent acts in research" refers to all affairs that are generally accepted as the violations to ethical codes of research in the academia.

F. Screening System, Processing Criteria and Procedure

1. Screening System
 - (a) Authors must submit a "consent form of delegation of copyright" which necessitates an author's confirmation on any violations to ethical codes of research.
 - (b) When inspectors raise question on any violations to ethical codes of research, The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after examining all materials concerned and giving the contributor a chance to defend him/herself.
 - (c) When any violations to ethical codes of research are found while screening or editing (after the insertion of a paper in an academic magazine), The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after giving the contributor a chance to defend him/herself.
 - (d) When any violations to ethical codes of research are called into question after a paper is published, The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after giving the

contributor a chance to defend him/herself.

2. Processing Criteria

- (a) All processing criteria regarding fraudulent acts in research follow the regulations and detailed rules for operation of The Committee of Ethical Codes of Research of this society.

3. Processing Procedure

- (a) When any affair is determined as a violation to the ethical codes of research in the phase of submission or screening, The Editing Commission should report it to The Committee of Ethical Codes of Research.
- (b) When any affair is determined as a violation to the ethical codes of research after the insertions of a paper in an academic magazine, The Committee of Ethical Codes of Research should immediately cancel its publication and notify the cancellation to the author/s

G. Ethical codes of Editing

1. The editor must a strong sense of ethics regarding the codes of conduct in research and in publication. Also, he/she must not have any personal interests with others in the process of edition.
2. The editor must thoroughly keep security in all matters related to the contribution of manuscripts, screening and publication.
3. The editor must be well-informed about the violations to ethical codes of research and make a neutral and impersonal judgement when he/she found any violations.

Supplementary Provisions

1. Regulations stated above are enacted after 1 Nov. 2008. For the manuscripts contributed in academic magazines before 1, Nov. 2008, the 3rd clause in “D” is not applied. Also, they are not interpreted as violations to the ethical codes of research even if they did not stated their source in the journal of this society.
2. Also, for the papers applicable to the clause “D” or “E”, the writer/s can take measures such as “cancellation of a paper” based on their judgement, or “rejection of screening” if the paper is under screening.

1, Nov. 2008

The Korean Society of Ocean Engineers

[31, May 2007 enacted]

[1, Nov. 2008 amended]

Publishing Agreement

Article details

Article :
Corresponding author :
E-mail address :
DOI :

YOUR STATUS

I am one author signing on behalf of all co-authors of the manuscript.

ASSIGNMENT OF COPYRIGHT

I hereby assign to Korean Society of Ocean Engineers, the copyright in the manuscript identified above and any tables, illustrations or other material submitted for publication as part of the manuscript (the "Article"). This assignment of rights means that I have granted to Korean Society of Ocean Engineers the exclusive right to publish and reproduce the Article, or any part of the Article, in print, electronic and all other media (whether now known or later developed), in any form, in all languages, throughout the world, for the full term of copyright, and the right to license others to do the same, effective when the Article is accepted for publication. This includes the right to enforce the rights granted hereunder against third parties.

SCHOLARLY COMMUNICATION RIGHTS

I understand that no rights in patents, trademarks or other intellectual property rights are transferred to the Journal owner. As the author of the Article, I understand that I shall have: (i) the same rights to reuse the Article as those allowed to third party users of the Article under the CC-BY-NC License, as well as (ii) the right to use the Article in a subsequent compilation of my works or to extend the Article to book length form, to include

I have read and agree to the terms of the Journal Publishing Agreement.

Corresponding author :

name

signature

Print and sign completed form. Fax(+82 51 759 0657) or E-mail scanned file to : ksoehj@ksoe.or.kr
(Papers will not be published unless this form is signed and returned)

the Article in a thesis or dissertation, or otherwise to use or re-use portions or excerpts in other works, for both commercial and non-commercial purposes. Except for such uses, I understand that the assignment of copyright to the Journal owner gives the Journal owner the exclusive right to make or sub-license commercial use.

USER RIGHTS

The publisher will apply the Creative Commons Attribution-Noncommercial Works 4.0 International License (CC-BY-NC) to the Article where it publishes the Article in the journal on its online platforms on an Open Access basis.

The CC-BY-NC license allows users to copy and distribute the Article, provided this is not done for commercial purposes and further does not permit distribution of the Article if it is changed or edited in any way, and provided the user gives appropriate credit (with a link to the formal publication through the relevant DOI), provides a link to the license, and that the licensor is not represented as endorsing the use made of the work. The full details of the license are available at <http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode>.

REVERSION OF RIGHTS

Articles may sometimes be accepted for publication but later rejected in the publication process, even in some cases after public posting in "Articles in Press" form, in which case all rights will revert to the author.

(사)한국해양공학회 특별회원

한국해양공학회의 특별회원은 다음과 같으며, 귀사의 찬조에 진심으로 감사드립니다(순서: 입회순).

한국선급 / 현대중공업(주) / 대우조선해양(주) /
한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소 / (주)건일엔지니어링 /
삼성중공업(주) / (주)케이티서브마린 / 대양전기공업(주) / (주)대영엔지니어링 /
한국조선해양기자재연구원 / (주)동화뉴텍 / (주)스틸플라워/ 미래인더스트리(주) /
한국조선해양플랜트협회 / (주)파나시아 / 한국가스공사 / 선보공업(주) /
(주)멀티스하이드로



한국해양공학회의 특별회원 가입방법은 학회 홈페이지(www.ksoe.or.kr)의
입회안내를 참고하시고, 기타사항은 학회 사무국으로 연락주시기 바랍니다.

한국해양공학회지(JOET) 논문투고규정 (2016. 10. 20 개정)

1. 본 학회지에 투고하고자 하는 사람은 한국해양공학회 회원임을 원칙으로 하며 공저인 경우에는 적어도 1인 이상이 회원이어야 한다. 단, 본 학회의 편집위원회가 특별히 인정한 사람은 예외로 한다.
2. 원고는 학술논문, 기술보고 및 자료를 포함하고, 학술논문의 경우 다른 학술지에 게재되지 않은 것이라야 한다. 학술지라 함은 투고 논문에 대한 적절한 심사체계와 주기적 발간이 이루어지는 저널(Journal) 등을 의미한다. 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구 보고서, 학위논문, 학술기사 등 모든 원고는 투고가 가능하다. 또한 본 학회지에 게재되면 본 학회 편집위원회의 서면승인 없이 타학술지에 전부 또는 일부가 동일형식으로 발표되어서는 안되며, 저작권은 학회에 귀속된다.
3. 투고논문 중 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구보고서, 학위논문, 학술기사 등의 경우는 각주를 통해서 아래 예와 같이 원고 전체 혹은 부분이 출판되었음을 명시하여야 한다.
예) 본 논문은 2008년 제주도에서 개최된 한국해양과학기술협의회 공동학술대회에서 발표된 논문을 근간으로 하고 있음을 밝힙니다.
4. 원고는 인터넷 상에서 WebReview 시스템을 이용하여 제출하여야 하며 이때 본 학회의 논문투고양식(template)에 맞도록 한글(Hangul) 또는 MS 워드(MS Word) 파일을 첨부로 제출하여야 한다. 원고접수 시 소정의 심사료를 납부하여야 한다. 또한 저작권 위임동의서를 학회 사무국으로 제출하여야 한다.
5. 원고가 인터넷 상에서 접수된 날을 접수일자로 한다.
6. 원고의 채택여부는 논문심사규정에 따라 정한다.
7. 학회지에 게재될 원고의 규정면수는 6면 이내이고, 규정면수를 초과할 때 저자는 소정의 게재료 이외에 초과분에 대한 게재료를 납부하여야 한다.
8. 논문원고의 체제는 다음을 원칙으로 한다. (1)제목, (2)저자명, (3)주요기술용어(Key Words), (4)영문초록, (5)기호설명, (6)서론, (7)본론(이론해석, 실험방법, 결과, 결과의 해석, 고찰), (8)결론, (9)후기, (10)참고문헌, (11)부록, 기타
9. 상세한 편집 방법은 한국해양공학회지(JOET) 템플릿을 따른다.
10. 원고에 포함될 도표 및 사진은 한글 또는 MS워드에서 처리가 가능하여야 하며 그 선명도에 대한 책임은 저자가 진다.
11. 원고 내용 및 탈오자의 책임은 저자가 진다.
12. 편집위원회는 본 학회의 논문투고규정을 따르지 않는 원고에 대하여 심사 및 게재를 거부할 수 있다.
13. 기타 본 규정에 명시되지 않은 사항(투고분야 포함)은 본 학회 편집위원회의 결정에 따른다.
14. 학회는 저자에게 별쇄본을 제공하지 않는 것을 원칙으로 하나, 필요한 경우는 저자가 실비를 부담하여야 한다.

한국해양공학회지

제31권 제3호(통권 제136호)

인쇄: 2017년 6월 26일

발행: 2017년 6월 30일

발행인: 조효제

편집인: 김윤해

발행소: 사단법인 한국해양공학회

부산광역시 동구 중앙대로 180번길 13, 1302호 (초량동 프레지던트오피스텔)

전화: (051)759-0656 FAX: (051)759-0657

담당: 사무국장 이희진

E-mail: ksoehj@ksoe.or.kr

Homepage: www.ksoe.or.kr

인쇄소: 한림원(주)

서울특별시 중구 퇴계로51길 20 1303(오장동, 넥서스타워)

전화: (02)2273-4201 FAX: (02)2179-9083

E-mail: hanrim@hanrimwon.co.kr



사단법인 **한국해양공학회**

The Korean Society of Ocean Engineers