

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

한국해양공학회지

제32권 제5호 (통권 제144호)

2018년 10월

Journal of Ocean Engineering and Technology



Vol. 32, No. 5 (Serial Number 144)
October 2018

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

신성원 한양대학교

안석환 중원대학교

최형식 한국해양대학교

편집위원

강희진 한국해양과학기술원

고대은 동의대학교

구원철 인하대학교

권순철 부산대학교

김국현 동명대학교

김영훈 경남대학교

김진환 카이스트

김현식 동명대학교

남보우 한국해양과학기술원

류용욱 부경대학교

문경만 한국해양대학교

박종천 부산대학교

백광준 인하대학교

송창용 목포대학교

윤현규 창원대학교

이강수 한국해양과학기술원

이우동 경상대학교

이중현 제주대학교

이탁기 경상대학교

임영섭 서울대학교

정동호 한국해양과학기술원

정세민 조선대학교

하태민 강원대학교

허정원 전남대학교

국제저문 편집위원

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University

Atila Incecik, University of Strathclyde

Gökhan Tansel Tayyar, Istanbul Technical University

Hooi-Siang Kang, Universiti Teknologi Malaysia

Moo Hyun Kim, Texas A&M University

Norimi Mizutani, Nagoya University

연구윤리위원회

위원장

서성부 동의대학교

운영분과 및 심의 교육·분과 위원

구원철 인하대학교

윤현규 창원대학교

Editorial Boards

Editor-in-Chief

Yun Hae Kim, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Manuscript Editors

Joonmo Choung, Inha University, Korea

Sungwon Shin, Hanyang University, Korea

Seokhwan Ahn, Jungwon University, Korea

Hyeungsik Choi, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Editorial Board Members

Hee Jin Kang, KRISO, Korea

Daceun Ko, Dong-Eui University, Korea

Weoncheol Koo, Inha University, Korea

Soonchul Kwon, Pusan National University, Korea

Kookhyun Kim, Tongmyong University, Korea

Younghun Kim, Kyungnam University, Korea

Jinwhan Kim, KAIST, Korea

Hyun-Sik Kim, Tongmyoung University, Korea

Bo Woo Nam, KRISO, Korea

Yong Uk Ryu, Pukyong National University, Korea

Kyung-Man Moon, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Jong Chun Park, Pusan National University, Korea

Kwang-Jun Paik, Inha University, Korea

Chang Yong Song, Mokpo National University, Korea

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

Kangsu Lee, KRISO, Korea

Woo Dong Lee, Gyeongsang National University, Korea

Chong Hyun Lee, Jeju National University, Korea

Tak Kee Lee, Gyeongsang National University, Korea

Youngsub Lim, Seoul National University, Korea

Dongho Jung, KRISO, Korea

Se-Min Jeong, Chosun University, Korea

Taemin Ha, Kangwon National University, Korea

Jungwon Huh, Chonnam National University, Korea

International Advisory Editorial Board Members

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University, Turkey

Atila Incecik, University of Strathclyde, UK

Gökhan Tansel Tayyar, Istanbul Technical University, Turkey

Hooi-Siang Kang, Universiti Teknologi Malaysia, Malaysia

Moo Hyun Kim, Texas A&M University, USA

Norimi Mizutani, Nagoya University, Japan

Research and Ethics Boards

Chief

Sung-Bu Suh, Dongeui University, Korea

Management and Deliberative and Education Department

Weoncheol Koo, Inha University, Korea

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

AIMS and SCOPE

Journal of Ocean Engineering and Technology (JOET) is a medium for the publication of original research and development work in the field of ocean engineering. JOET covers the entire range of issues and technologies related to the following topics:

Marine hydro-mechanics including: Design of marine structures; Resistance and propulsion; Seakeeping and maneuvering; Experimental and computational fluid dynamics; Ocean wave mechanics; Thermodynamics and heat transfer; Hydraulics and pneumatics;

Marine structure-mechanics including: Structural strength; Fatigue strength; Optimization and reliability; Arctic technology and extreme mechanics; Noise, vibration, and acoustics; Plasticity engineering; Concrete engineering;

Coastal civil engineering including: Coastal structure engineering; Port and harbor structure engineering; Soil engineering; Drilling and exploration; Hydraulics of estuary; Seismic engineering; Coastal disaster prevention engineering;

Marine material engineering including: Metallic material engineering; Organic material engineering; Ceramics; Composite material engineering; Materials evaluation engineering; Surface engineering; Tribology;

Information technology and convergence fields including: Design for safety; IT-based design; IT-based production engineering; Welding mechanics; Design of underwater vehicle; Offshore energy system design; Environment and system evaluation; Control engineering; GPS and GIS; Inspection and sensor; Port and logistics; Leisure boat and deep sea water; Offshore process systems engineering;

Conference papers, research papers, diploma papers and academic articles can be submitted. All of the manuscripts are peer-reviewed.

GENERAL INFORMATION

“Journal of Ocean Engineering and Technology” is the official journal 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.

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

© 2018 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 October 31, 2018 by Hanrimwon Co., Ltd., Seoul, Korea.

한국해양공학회지

Journal of Ocean Engineering and Technology

목 차

제32권 제5호 (통권 제144호)

2018년 10월

<학술논문>

- 기존/개선 수치 해석 기법을 이용한 계류 체인 링크의 면외 굽힘 강성
정준모 · 이재빈 · 김영훈 297
- A60급 구획 적용 격벽 관통용 관의 열전달 특성 I: 관의 설계에 따른 과도 열해석
박우창 · 송창용 · 나옥균 310
- 유체-구조 연성해석 기반 해저케이블 위해인자의 수중낙하 특성 비교
장경호 · 김정훈 · 송창용 324
- 부유체 대표 평균 위치를 적용한 계류 라인의 시간 영역 피로 해석 효율화에 대한 연구
박정문 · 김유일 · 김정환 333
- 강제가진조건에서 자유롭게 매달린 PVC 파이프의 와류유기진동 특성에 관한 시험 연구
권용주 · 정동호 · 박병원 · 정재환 · 오승훈 341
- 평형해빈단면식을 이용한 해빈반응실험에 대한 이동상 모형법
김진훈 · 김인호 · 이정렬 351
- 창녕 · 함안보 방류량에 따른 하류지역 및 하구역의 수리환경특성에 관한 연구(1)
김태우 · 양현수 · 박병우 · 윤종성 361
- 습도 조건에 따른 합판의 함수율 변화와 함수율에 따른 합판의 열전도율 변화에 대한 실험적 연구
이진성 · 김경수 · 강중규 · 유창혁 367
- LNG 운반선을 위한 BOG 재액화시스템 최적 설계
황철민 · 임영섭 372
- 독립형 액화가스 저장탱크의 BOG 발생에 대한 실험적 분석
차승주 · 배진호 · 이동하 · 김태욱 · 김슬기 · 이제명 380

<학술논문: 수중수상로봇분야 특집>

- Estimation of Hydrodynamic Derivatives of Full-Scale Submarine using RANS Solver
Tien Thua Nguyen, Hyeon Kyu Yoon, Youngbum Park and Chanju Park 386
- 웨이브 글라이더 메커니즘을 이용한 이동형 과력발전 시스템의 성능 테스트와 최적 설계에 관한 연구
조한길 · 유선철 393

<기술보고 및 자료: 수중수상로봇분야 특집>

- 복합임무 무인수상정의 개발시험평가 및 검증절차에 관한 고찰
박신배 · 김원제 · 이진철 402

CONTENTS

Volume 32, Number 5

October, 2018

<Original Research Articles>

- Out-Of-Plane Bending Stiffnesses in Offshore Mooring Chain Links Based on Conventional and Advanced Numerical Simulation Techniques
Joonmo Choung, Jae-bin Lee and Young Hun Kim 297
- Heat Transfer Characteristics of Bulkhead Penetration Piece for A60 Class Compartment I: Transient Thermal
Woo-Chang Park, Chang Yong Song and Ok-Gyun Na 310
- Comparison of Underwater Drop Characteristics for Hazard Apparatuses on Subsea Cable Using Fluid-Structure Interaction Analysis
Gyung-Ho Jang, Jeong-Hun Kim and Chang Yong Song 324
- Study on Efficient Time Domain Fatigue Analysis of Mooring Chain by Representative Mean Position
Jeongmoon Park, Yooil Kim and Jeong-Hwan Kim 333
- Experimental Study of VIV Characteristics of Free Hanging PVC Pipe under Forced Oscillation Conditions
Yong-Ju Kwon, DongHo Jung, Byeong-Won Park, Jae-Hwan Jung and Seunghoon Oh 341
- Movable-Bed Modeling Law for Beach Response Experiments Using Equilibrium Beach Profile Formula
Jin Hoon Kim, In Ho Kim and Jung Lyul Lee 351
- Study on Water Level and Salinity Characteristics of Nakdong River Estuary Area by Discharge Variations at Changnyeong-Haman Weir(1)
Tae-Woo Kim, Hyun-Soo Yang, Byeong-Woo Park and Jong-Sung Yoon 361
- An Experimental Study of the Variation of the Moisture Content of Plywood and the Change of Thermal Conductivity of Plywood According to its Moisture Content
Jin-Sung Lee, Kyung-Su Kim, Jung-Kyoo Kang and Chang-hyuck Yoo 367
- Optimal Process Design of Onboard BOG Re-liquefaction System for LNG Carrier
Chulmin Hwang and Youngsub Lim 372
- Experimental Analysis of Boil-Off Gas Occurrence in Independent Liquefied Gas Storage Tank
Seung-Joo Cha, Jin-Ho Bae, Dong-Ha Lee, Tae-Wook Kim, Seul-Kee Kim and Jae-Myung Lee 380

<Original Research Articles : Special Issue on Marine Robot Technology>

- Estimation of Hydrodynamic Derivatives of Full-Scale Submarine using RANS Solver
Tien Thua Nguyen, Hyeon Kyu Yoon, Youngbum Park and Chanju Park 386
- Study on Mobile Wave Energy Harvesting System Utilizing Wave Glider Mechanism
Hangil Joe and Son-Cheol Yu 393

<Technical Note and Data : Special Issue on Marine Robot Technology>

- A Study of the Development Test and Evaluation and Verification Procedure of a Multi-Mission USV, M-Searcher
Shin-Bae Park, Won-Jae Kim and Kurnchul Lee 402

Out-Of-Plane Bending Stiffnesses in Offshore Mooring Chain Links Based on Conventional and Advanced Numerical Simulation Techniques

Joonmo Choung*, Jae-bin Lee* and Young Hun Kim^{ID**}

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

**Department of Naval Architecture and Ocean System Engineering, Kyungnam University, Changwon, Korea

기존/개선 수치 해석 기법을 이용한 계류 체인 링크의 면외 굽힘 강성

정준모* · 이재빈* · 김영훈^{ID**}

*인하대학교 조선해양공학과

**경남대학교 조선해양시스템공학과

KEY WORDS: Out-of-plane bending moment 면외 굽힘 모멘트, Tension load 인장력, Interlink angle 인터링크 각, Tension angle 인장각, Hotspot stress 국부 응력, 3-link analysis 3-링크 해석, Multi-link analysis 다중-링크 해석

ABSTRACT: After an accident involving mooring link failures in an offloading buoy, verification of the fatigue safety in terms of the out-of-plane bending (OPB) and in-plane bending (IPB) moments has become a key engineering item in the design of various floating offshore units. The mooring links for an 8 MW floating offshore wind turbine were selected for this study. To identify the OPB stiffness (OPB moment versus interlink angle), a numerical simulation model, called the 3-link model, is usually composed of three successive chain links closest to the fairlead or chain hawse. This paper introduces two numerical simulation techniques for the 3-link analyses. The conventional and advanced approaches are both based on the prescribed rotation approach (PRA) and direct tension approach (DTA). Comparisons of the nominal stress distributions, OPB stiffnesses, hotspot stress curves, and stress concentration curves are presented. The multiple link analyses used to identify the tension angle versus interlink angle require the OPB stiffness data from the 3-link analyses. A convergence study was conducted to determine the minimum number of links for a multi-link analysis. It was proven that 10 links were sufficient for the multi-link analysis. The tension angle versus interlink angle relations are presented based on multi-link analyses with 10 links. It was found that the subsequent results varied significantly according to the 3-link analysis techniques.

1. 서 론

서아프리카에 설치된 Girassol 원유 하역 플랫폼의 계류 체인 손상 사고 이후에 여러 연구 활동을 통하여 OPB(Out-of-plane-bending) 모멘트가 계류 체인의 파손 원인임이 밝혀졌다(Jean et al., 2005; Melis et al., 2005; Rampi and Vargas, 2006).

Lim et al.(2010) 및 Kim and Kim(2017)은 링크 간의 마찰 계수, 검사 하중의 크기, 인장력의 크기, 링크의 공칭 지름, 그리고 링크 소재가 OPB 강성에 미치는 영향을 조사하였다. 2006년부터 2013년까지 SBM Offshore는 소위 “Chain out of plane bending” JIP(Joint industry project)를 통하여 다양한 OPB 관련 연구 결과를 제시하였다(Rampi et al., 2016a; Rampi et al., 2016b). 이 JIP를 통하여 다양한 실험적 연구 및 수치 해석 연구

가 수행되었다. 이들은 실제 스케일 계류 체인 링크에 대한 피로 실험을 수행하여 면외 굽힘 피로를 평가하였다. 또한 실험 모델에 대한 유한 요소 해석을 수행하였다. 프랑스 선급은 JIP 연구 결과를 바탕으로 OPB 강성을 추정할 수 있는 경험식을 제시하였다(BV, 2014).

OPB 강성을 수치 해석을 통하여 도출하기 위해서 통상 3개 링크로 구성된 모델이 이용된다. 이를 본 연구에서는 3-링크 해석으로 명명한다. 앞에서 언급된 선행 연구들은 3-링크 해석 중에서 OPB 모멘트를 강제로 유발시키기 위하여 강제 변위(Prescribed rotation)를 적용하였다. 강제 변위에 기반한 3-링크 해석법은 연속 조건을 만족하도록 첫번째 링크를 적절히 고정 한 후, 세번째 링크에 인장력과 강제 변위를 순차적으로 부여하는 방법이다. 본 연구에서는 이러한 3-링크 해석법을 PRA

Received 13 June 2018, revised 18 September 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Jae-bin Lee: +82-032-860-7346, beeny06@gmail.com ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-7224-0770>

© 2018, 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.

(Prescribed rotation approach)라 명명한다.

반면, 3번째 링크에 OPB 인장각(Tension angle)을 가지는 인장력(Tension load)을 직접 부여하는 기법이 새로이 제시되었다(Choung and Han, 2016a; Choung and Han, 2016b; Choung and Lee, 2018). 본 연구에서는 이러한 3-링크 해석법을 DTA(Direct tension approach)라 명명한다. 그들은 DTA가 PRA보다 현실적인 OPB 모멘트와 응력을 유발할 수 있는 방법이라고 주장하였다.

3-링크 해석법에 따라 국부 응력(Hotspot stress)과 인터링크 각(interlink angle)의 관계는 심각한 영향을 받을 수 있다. 뿐만 아니라 3-링크 해석에서 얻은 OPB 강성(OPB 모멘트와 인터링크 각(Interlink angle)의 관계)은 OPB 인장각과 인터링크 각의 관계를 규명하기 위한 다중-링크 해석법(Multi-link analysis)의 입력 데이터로 사용된다. 따라서 3-링크 해석 결과가 후행 결과에 미치는 영향은 매우 심각하다.

본 연구에서는 8MW급 부유식 해상 풍력 발전기(Li et al., 2018)에 공칭 지름 107mm 계류 링크가 사용되었을 경우를 가정하여 벤치마크 해석을 수행할 것이다. 두가지 3-링크 해석법(PRA 및 DTA)에 따른 링크 중앙부의 응력 상태를 비교할 것이다. 또한 PRA, DTA, BV 가이드라인(BV, 2014)에 따른 OPB 강성, 국부 응력, 그리고 응력 집중 계수를 비교할 것이다. 다중-링크 해석에 적합한 링크의 개수를 찾기 위한 수렴도 해석이 진행될 것이다. 3-링크 해석에서 얻은 OPB 강성을 다중-링크 해석에 적용하여 인장각-인터링크 각을 제시할 것이다.

2. OPB 발생 기구 및 피로 해석 절차

2.1 OPB 모멘트 발생 기구

해양 플랫폼에 적용되는 모든 계류 링크는 생산 단계에서 검사 하중(Proof load) 테스트를 거친다. 검사 하중은 최소 파단 하중(Minimum breaking load, MBL)의 70%를 적용한다(DNV, 2010). 이와 같이 높은 검사 하중으로 인하여 계류 체인 링크 사이의 접촉면에 소성 변형이 발생하여 링크끼리 접촉 면적이 넓어진다. 넓어진 접촉 면적은 설치 후 운용 단계에서 OPB 모멘트를 유발하는 원인이 된다. 위 언급한 과정을 Fig. 1에 보인 바와 같이 4단계로 분류할 수 있다. 이는 검사 하중 단계(Proof load step), 검사 제하 단계(Proof unload step), 인장력 단계(Tension load step), OPB 모멘트 단계(OPB moment step)이다.

OPB 발생 기구를 설명하기 위하여 3개의 링크를 Fig. 2에 도식화하였다. 링크 #1은 선체에 가장 가까운 링크이며, 페어리드(Fairlead) 또는 체인 호스(Chain hawse)에 의하여 완전히 구속되

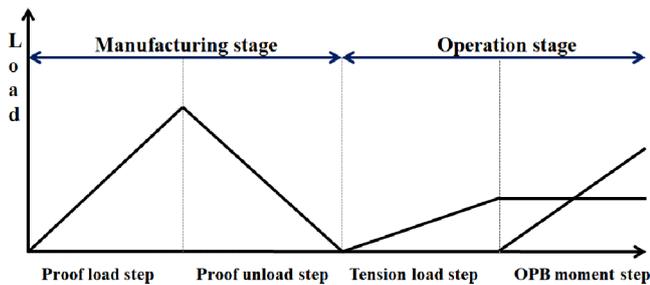


Fig. 1 Four load steps of chain link (Choung and Lee, 2018)

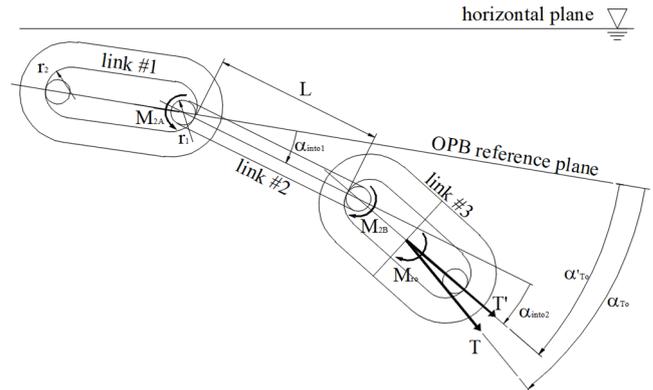


Fig. 2 Schematic of three links for OPB / IPB moment mechanism (Choung and Lee, 2018)

었다고 가정된다. 링크 #2는 OPB 모멘트를 경험하는 링크이다. 링크 #2의 OPB 모멘트는 링크 #1과 링크 #3과의 마찰력에 의하여 발생한다. 즉 링크 #2는 링크 #1의 마찰력에 의하여 지지되고, 링크 #3에 의하여 횡하중이 가해지는 외팔보로 간주될 수 있다. 인장력 T의 외팔보에 직교하는 성분이 OPB 모멘트를 유발하므로, 식 (1)과 같이 OPB 모멘트를 정의할 수 있다. 여기서 α_{To} 는 인장력 T의 인장각을, α_{1nto1} 는 링크 #1과 링크 #2사이의 인터링크 각(첫 번째 인터링크 각), L은 외팔보(링크)의 길이이다. DTA는 이러한 OPB 모멘트 발생 기구를 유발하도록 개발된 방법이다.

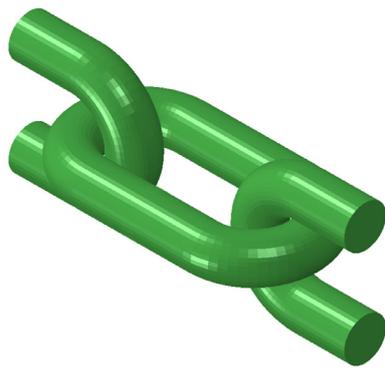
$$M_o = TL\sin(\alpha_{To} - \alpha_{1nto1}) \tag{1}$$

$$M_o = M_{r_o} + T' L\sin(\alpha'_{To} - \alpha_{1nto1}) \tag{2}$$

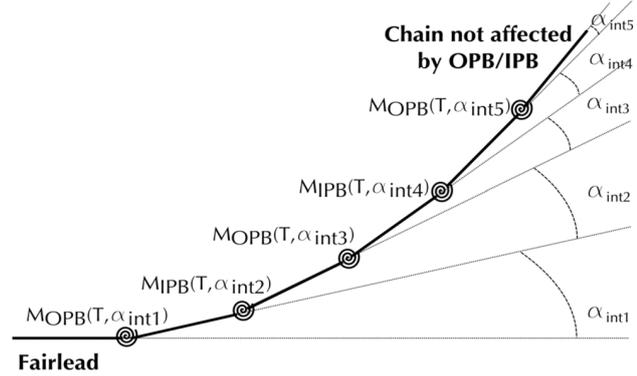
Fig. 2에 보인 바와 같이 링크 #3과 평행한 인장력(T')을 부여한 후 강제 회전에 의한 반력 모멘트(Reaction moment, M_{r_o})를 유발시키는 방법이 PRA이다. 반력 모멘트는 OPB 모멘트의 주요 성분이므로 식 (2)의 우측 두번째 항은 종종 무시되기도 한다. 식 (2)에서 T'는 링크 #3와 항상 평행한 가상의 인장력이며, α'_{To} 는 인장력 T'의 인장각을 의미한다.

2.2 OPB를 고려한 피로 해석 절차

Choung and Lee(2018)는 3-링크 해석(Fig. 3(a) 참조)을 통한 계류 체인 링크의 OPB 피로 파손 예측 절차를 제시하였다(Fig. 4 참조). 이 절차의 첫 번째는 유체동역학 해석을 통하여 계류 선에 작용하는 인장력 및 인장각의 시계열 데이터를 확보하는 것이다. 시계열 데이터를 바탕으로 인장력 및 인장각의 최대값 및 최소값을 확보한다. 인장력 및 인장각 범위를 적절한 개수로 등분하여 각 등분점마다 3-링크 해석을 수행하여 인터링크 각에 따른 국부 응력(Hotspot stress)을 산정한다. 통상 최대 주응력을 국부 응력으로 간주한다. Fig. 4에서 노란색 셀은 3-링크 해석 및 다중-링크 해석 과정을 의미한다. 인터링크 각에 따른 국부 응력을 Fig. 5에 3차원으로 도식화하였다. 여기서 α_{Tj} 는 면 내 굽힘(In-plane bending, IPB) 인장각을, 하 첨자 j는 등분 순서를 의미한다.



(a) 3-link model



(b) multi-link model(BV, 2014)

Fig. 3 3-link and multi-link analysis models

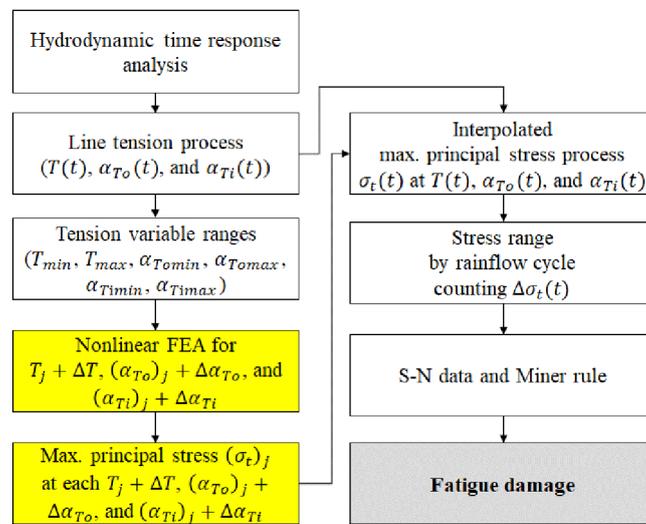


Fig. 4 Flowchart for OPB moment-induced fatigue damage prediction (Choung and Lee, 2018)

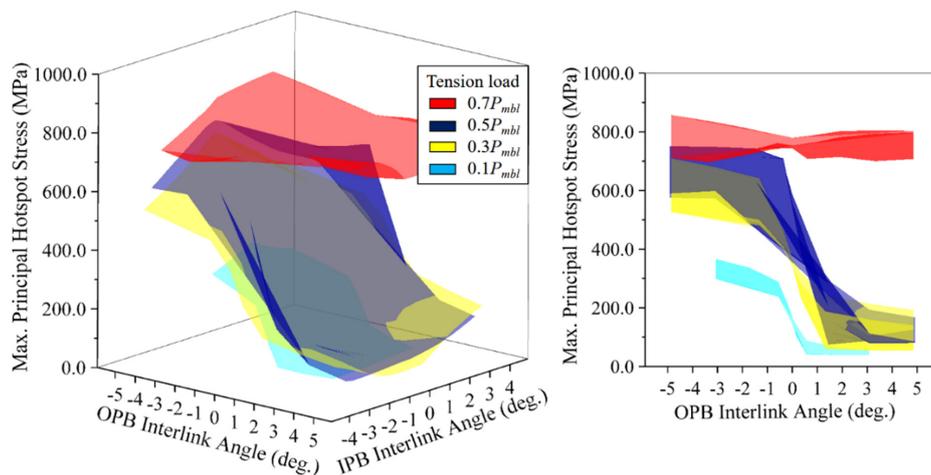


Fig. 5 Response surface of hotspot stresses as function of OPB- and IPB-interlink angles (Choung and Lee, 2018)

3-링크 해석을 통하여 얻은 국부 응력은 인터링크 각의 함수이기 때문에 다중-링크 해석을 통하여 인터링크 각과 인장각의 관계를 도출할 필요가 있다. Fig. 3(b)에 보인 바와 같이 통상 수 개 이상의 링크를 포함하도록 다중-링크 해석 모델을 생성한다. 각 링크 사이에 비선형 스프링 요소를 배치하고, 3-링크 해석에

서 얻은 OPB 강성을 스프링 요소의 회전 강성으로 정의한다. 3-링크 해석에서 얻은 인터링크 각-국부 응력의 관계와 다중-링크 해석에서 얻은 인터링크 각-인장각의 관계를 결합하여 비로소 인장각-국부 응력의 관계가 완성된다. 이러한 과정을 Fig. 6에 제시하였다. OPB 모멘트에 OPB 응력 집중 계수(ζ_o)를 곱하고,

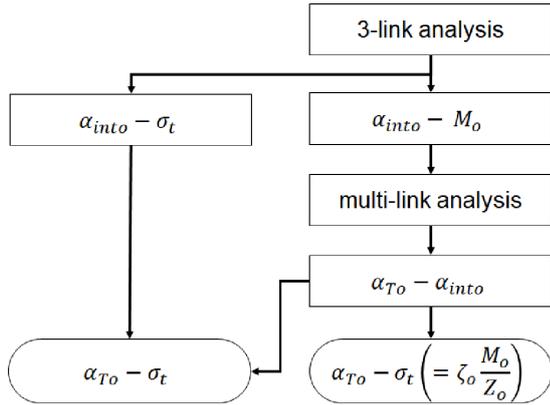


Fig. 6 Flowchart for relationship of hotspot stress-interlink angle using 3-link analysis and multi-link analysis

이를 링크의 OPB 단면 계수(Z_o)로 나누어 국부 응력을 도출하는 방법이 제시되어 왔다(BV, 2014). 그러나 국부 지점에서 응력 집중 계수는 인장력 또는 인장각(인터링크 각)에 따른 비선형성을 보여주므로, 비선형 응력 집중 계수를 확보하지 않는 한 권장되는 국부 응력 산정법이 아니다.

2.3. 3-링크 해석법 고찰

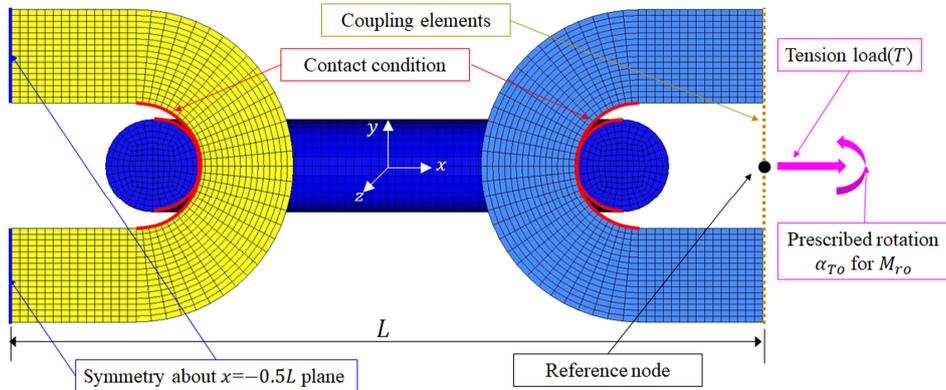
이미 설명한 바와 같이, 3-링크 해석은 인터링크 각-국부 응력 또는 인터링크 각-OPB 모멘트(OPB 강성)를 도출하기 위하여 수행

Table 1 Information for nominal size D107 chain link

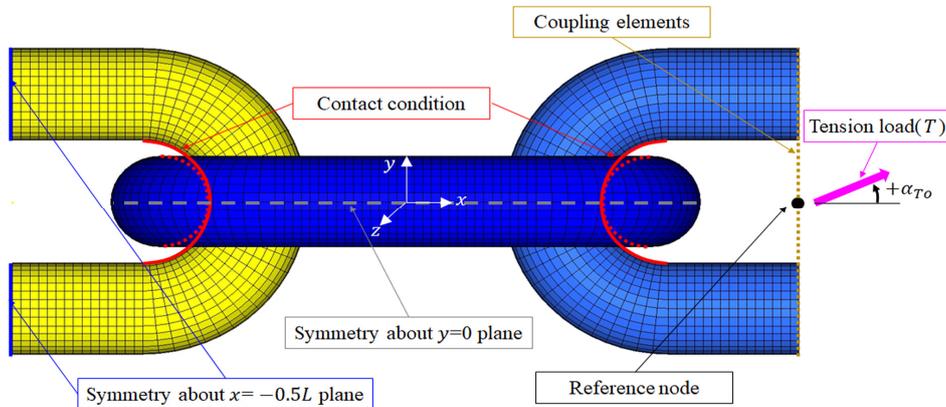
| Item | Value |
|---|-------------|
| Nominal diameter D [mm] | 107.00 |
| Material grade | R4 |
| Proof load P_{pf} | 7,790.40 |
| Minimum breaking load P_{mbl} [kN] | 11,118.00 |
| Axial stiffness K_a [kN] | 9.78E5 |
| Elastic modulus E_L [GPa] | 206.00 [kN] |
| Nominal yield strength S_{y0} [MPa] | 581.63 |
| Nominal tensile strength S_{yu} [MPa] | 860.01 |
| Strength coefficient K [MPa] | 1313.41 |
| Work hardening exponent n | 0.14 |

된다. 3-링크 해석 모델은 통상 고체 요소(Solid element)로 구성되며, 용이한 접촉 조건의 구현과 링크 표면 응력의 도출을 위하여 고체 요소 표면에 막 응력 요소(Membrane element)를 코팅한다.

3-링크 해석의 링크 #1과 링크 #3은 길이 방향으로 대칭 모델을 사용한다. Fig. 1에서 보는 바와 같이 검사 하중 스텝, 검사 하중 제하 스텝, 인장력 스텝은 링크의 길이 방향 하중이므로 동일한 경계 조건이 적용되지만, OPB 모멘트 스텝에는 별도의 경계 조건이 적용되어야 한다. 3-링크 해석에 적용되는 경계 조건 및 하중 조건을 정리하여 Table 1에 제시하였다.



(a) PRA



(b) DTA

Fig. 7 Comparison of boundary and loading conditions (Choung and Lee, 2018)

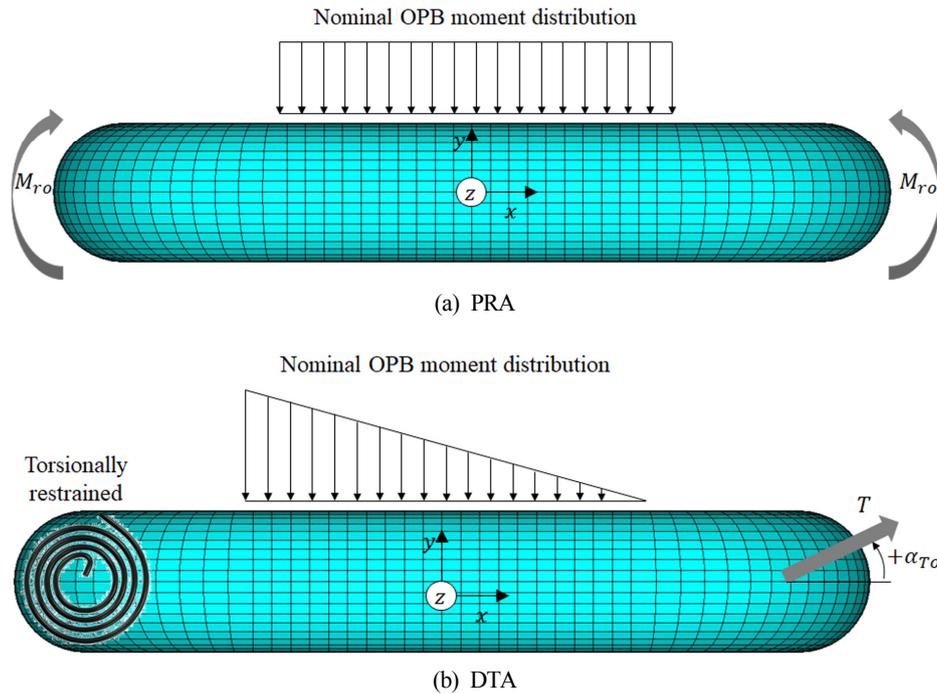


Fig. 8 Illustration of OPB moment distribution in the PRA and DTA (Choung and Lee, 2018)

Fig. 7(b)에 보인 바와 같이 DTA에서는 링크 #3에 인장각을 가지는 인장력을 가하여 OPB 모멘트를 유발시킨다. 반면, PRA의 OPB 모멘트는 강제 회전에 의하여 생성되기 때문에, 이는 실제 구조물에서의 OPB 모멘트 생성 기구로 간주되기 어렵다.

링크 #2에서의 OPB 모멘트 분포를 이상화하여 Fig. 8에 제시하였다. 실제 계류선에서 강제 회전이 작용할 수 없기 때문에 OPB 모멘트는 Fig. 8(b)와 같이 분포할 것이다. 그러나 PRA를 적용할 경우 Fig. 8(a)와 같이 OPB 모멘트가 분포한다. 이러한 이유로 DTA는 현실과 유사한 OPB 모멘트 발생 기구를 가지는 것이다.

인장력 또는 강제 회전은 링크 #3의 우측에 참조 절점 (Reference node)에 부여된다. 이때 인장력 또는 강제 회전 변위를 링크 절점에 전달하기 위하여 변위 커플링(Kinematic coupling) 또는 하중 커플링(Distributing coupling)이 적용된다. 하중 커플링은

링크 #3의 우측 대칭면이 평면을 유지하지 못하게 때문에 권장되지 않는다. 변위 커플링을 사용할 경우 앞의 세 스텝과 OPB 모멘트 스텝에 적용되는 참조 절점과 종속 절점 사이의 종속성 (Dependency)이 서로 다르기 때문에, 해석 도중 모델을 변경하는 고도의 수치 해석 기법이 요구된다. Choung and Han(2016a)와 Choung and Han(2016b)는 선행 하중 스텝의 변위, 응력, 변형률 등의 정보만을 후행 스텝에서 상속받아 새로운 변위 커플링 종속 조건을 정의하는 기법을 제시한 바 있다.

2.4 다중-링크 해석법 고찰

시간 영역 유체동력학 해석으로부터 인장력 이력 및 인장각 이력, 3-링크 해석으로부터 OPB 강성을 얻은 후, 인장각-OPB 모멘트 관계를 도출하기 위하여 다중-링크 해석이 요구된다. Fig. 3(b)에 보인 바와 같이, 선행하는 인터링크 각도는 후행하는 인터링크 각

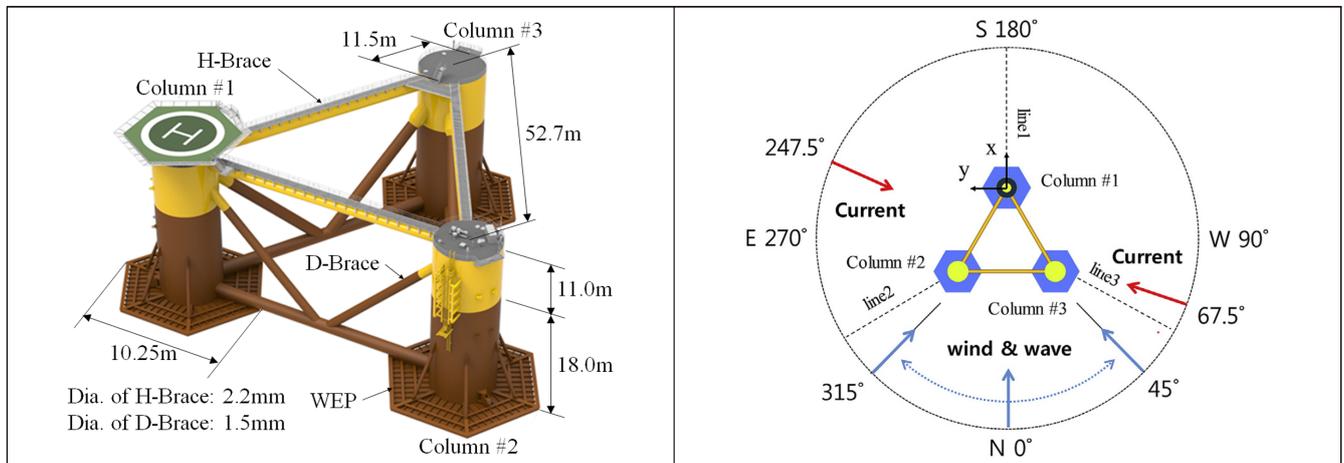


Fig. 9 8MW floating offshore wind turbine platform

도보다 크다. 예를 들어 m 개의 링크가 있다면, $\alpha_{into1} > \alpha_{into2} > \alpha_{into3} \dots > \alpha_{into(m-1)}$ 의 관계가 성립된다. $\alpha_{into(m-2)} \approx \alpha_{into(m-1)}$ 을 만족하도록 충분히 많은 링크의 개수가 다중-링크 해석에 사용되어야 한다. BV(2014)에 의하면 20개 이상의 링크를 사용할 것을 권장한다.

3. 벤치마크 스테디

3.1 벤치마크 스테디 모델

벤치마크 스테디를 위하여 8MW급 해상 풍력 발전기에 사용된 계류선을 대상으로 적용하였다(Li et al., 2018). 해상 풍력 발전기 형상은 Fig. 9와 같다. 이들이 사용한 링크의 호칭 지름(Nominal diameter)은 100mm(D100)였으나, 본 연구에서는 107mm(D107)로 가정하였다. 또한 링크의 소재 등급은 R4였다. 호칭지름과 등급을 이용하여 검사 하중(P_{pf}), 최소 파단 하중(P_{mb}), 단위 길이당 축 강성(Axial stiffness, K_a)을 Table 1에 제시하였다(DNV, 2010). 또한 Table 1에 제시된 강도 계수(K)와 가공 경화 계수(n)를 계수로 가지는 멱 법칙(Power law)를 이용하여 소재의 유동 응력(Flow stress)를 정의하였다.

3.2 3-링크 해석

3.2.1 3-링크 모델링

Fig. 3(a) 및 Fig. 7에 제시된 구조 해석 모델을 벤치마크 스테디의 3-링크 해석에 적용하였다. 상용 해석 프로그램 ABAQUS V6.8을 이용하여 3-링크 해석이 수행되었다. 굽힘에 대한 비적합성을 개선한 8면체 감차 적분 고체 요소(C3D8RI)를 이용하여 링크를 모델링하였다. 링크 표면에서의 신뢰성 있는 응력 확보와 링크 간 용이한 접촉을 구현하기 위하여, 무시할 만한 두께를 가지는 감차 적분 막 응력 요소(M3D4R)를 링크 표면에 코팅하였다. 3번 링크의 우측에 위치한 참조 절점과 링크의 단면에 배치된 종속 절점을 변위 커플링 요소로 결합하였다. 이때 1번 스텝부터 3번 스텝까지의 참조 절점과 종속 절점 사이에 x-평면 대칭 종속성을 부여하였다. 반면 마지막 하중 스텝(OPB 스텝)에서 완전 구속 종속성을 부여하였다(Choung and Han, 2016a; Choung and Han, 2016b; Choung and Lee, 2018). 3-링크 해석을 위하여 적용된 요소 개수를 Table 2에 정리하였다.

3-링크 해석의 첫번째 스텝에 Table 1에 제시된 P_{pf} 가 적용되었으며, 두번째 스텝에서 P_{pf} 가 제거되었다. 세번째 스텝에서 실

Table 2 Summary of the number of elements.

| Element Type | Number of element |
|-----------------------|-------------------|
| C3D8I | 60,000 |
| M3D4R | 8,000 |
| Displacement coupling | 1 |
| Sum | 68,001 |

제 인장력(T)이 참조 절점에 부여되었다. 3-링크 해석 결과는 인장력과 인장각의 크기에 따라 변동적이다. 실제 인장력의 크기는 P_{mb} 을 초과할 수 없지만, 계류선에 작용하는 인장력이 $0.5 P_{mb}$ 을 초과하지 않도록 안전율을 가지도록 설계하는 것이 일반적이다. 본 연구에서는 $T = 0.1 P_{mb}, 0.3 P_{mb}, 0.5 P_{mb}$ 을 계류 체인 링크에 작용하는 인장력으로 결정하였다. 네 번째 스텝에서 OPB 첫 번째 인터링크 각(α_{into1})이 5도 이상 발생하도록 인장각을 부여하였다. 각 스텝별로 적용한 경계 조건을 Table 3에 정리하였다. 해수 운할 조건을 감안하여 링크 간의 마찰 계수 $\mu=0.3$ 을 적용하였다(BV, 2014).

3.2.2 3-링크 해석 결과

링크 #2의 중앙부 단면의 응력을 압축과 인장으로 나누어 Fig. 10에 제시하였다. $0.5 P_{mb}$ 의 인장력을 적용했을 경우 응력 분포는 Fig. 10(a)와 같다. 검사 하중 제거 후에 중앙부 단면에 전체적으로 남아있던 압축 잔류 응력이 인장력에 의하여 대부분 인장 응력으로 변하고, 단면 외곽 일부에 압축 응력이 잔존하는 것을 Fig. 10(a)에서 확인이 가능하다. 순수 인장력 작용할 때 링크 #2의 평행부가 안쪽으로 가까워지는 방향(z-방향)으로 변형하기 때문에, 단면 외곽에 압축 응력이 존재하는 것으로 추정된다.

DTA에 기반한 OPB 모멘트를 작용시킬 경우 링크 #2의 압축 응력 분포는 비교적 적게 변하는 것을 Fig. 10(b)로부터 확인이 가능하다. 반면, PRA에 기반한 OPB 모멘트를 작용시킬 경우 링크 #2의 y-방향 하부까지 압축 응력이 발달하는 것을 Fig. 10(c)에서 확인할 수 있다. 이는 해석 방법에 따라서 링크 #2 응력의 분포가 크게 변동적이라는 증거이다.

Fig. 11(a), (b), (c)는 각각 P_{mb} 의 10%, 30%, 50%를 인장력으로 작용시킬 때, DTA, PRA, BV 가이드라인을 이용하여 계산된 OPB 강성을 나타낸다. 이때 적용한 BV 가이드라인을 식 (3)에

Table 3 Applied load and boundary conditions in the DTA (Choung and Lee, 2018)

| Condition | Load step | | | |
|---|------------|--------------|--------------|------------|
| | Proof load | Proof unload | Tension load | OPB moment |
| Symmetry at $x = 0.5L$ plane | ✓ | ✓ | ✓ | ✓ |
| Symmetry at $y = 0$ plane | ✓ | ✓ | ✓ | |
| Symmetry at $z = 0$ plane | ✓ | ✓ | ✓ | ✓ |
| $u_y = u_z = 0$ at $x = 0.5L$ plane | | | | ✓ |
| Proof load P_{pf} | ✓ | | | |
| Pure tension | | | ✓ | |
| Oblique tension with α_{T_0} for DTA Prescribed rotation for PRA | | | | ✓ |

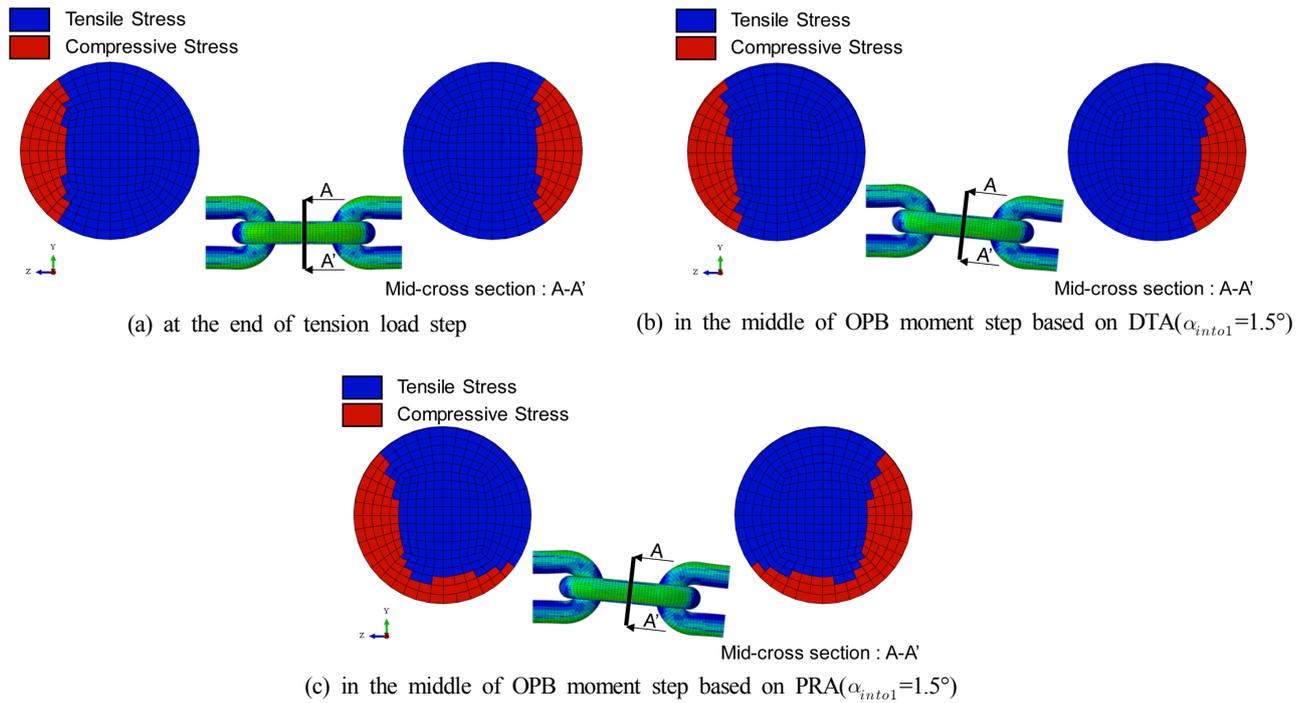


Fig. 10 Tensile and compressive stress distributions in mid-span section of the link #2 (Lee et al, 2018)

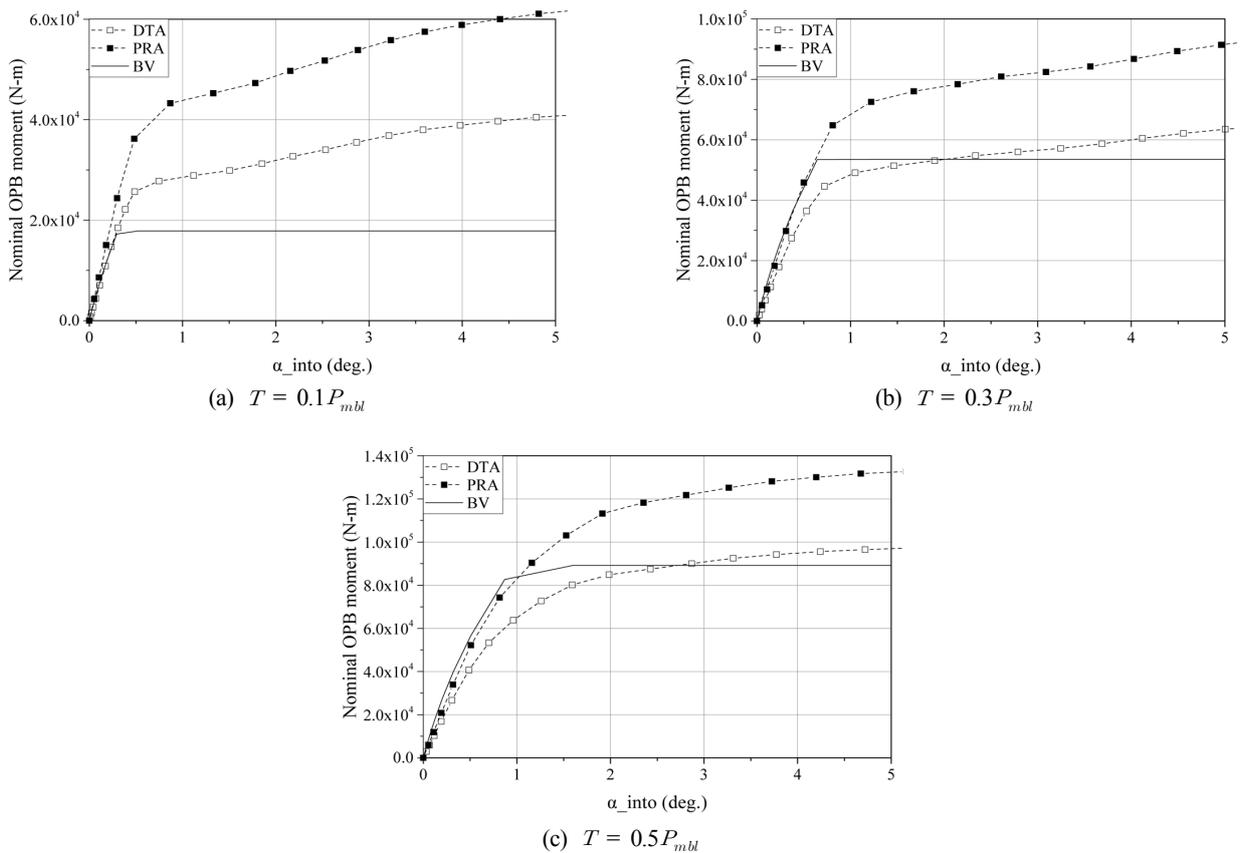


Fig. 11 OPB stiffness curves in the link #2

정리하여 나타났다. 인장력이 가장 작을 때($0.1P_{mbl}$)를 제외하고, DTA 기반 OPB 강성이 BV 가이드라인 기반 결과와 비교적 유사한 것을 확인할 수 있다. 반면 PRA 기반 OPB 강성은 인장력

크기에 관계없이 크게 예측되었다. BV 가이드라인에 의한 구속 모드 강성(Locking mode stiffness)은 PRA 기반 결과와 상당히 일치하는 경향을 나타낸다. 식 (3)은 경험식임을 감안할 때 PRA

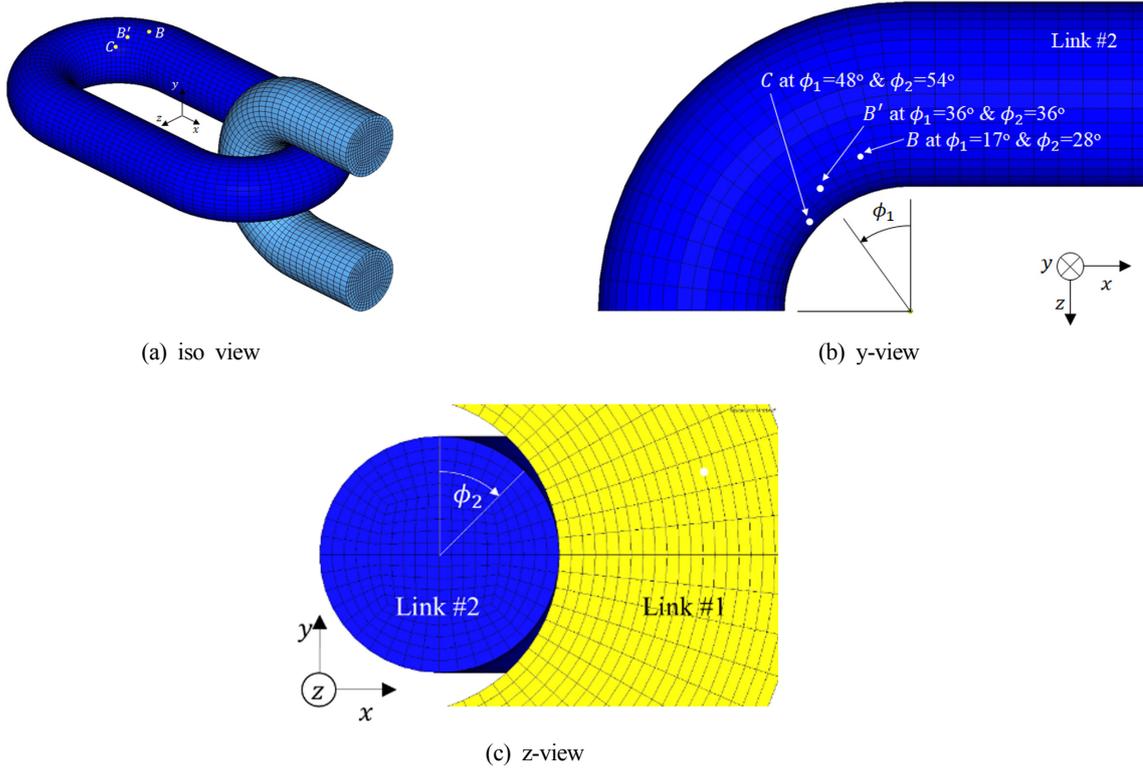


Fig. 12 Hotspot locations in link #2 (Choung and Lee, 2018)

기반으로 도출되었을 것으로 추정된다. 또한 식 (3)에 기반한 미끌림 모드 강성은 인장력 크기에 관계없이 0에 수렴하는 것을 확인할 수 있다. 반면 PRA 및 DTA 기반 미끌림 강성은 무시할 수 없고, 더욱이 구속 모드에서 미끌림 모드로의 전이를 명확하게 구분할 수 없다. 이러한 경향은 낮은 인장력에서 더 뚜렷하다. 낮은 인장력에서 마찰에 의한 구속력도 작기 때문에 이 경향은 물리적으로 타당한 결과로 사료된다.

$$M_o = \frac{354\pi D^3}{16} \frac{P}{0.93+P} \left(\frac{T}{0.14D^2} \right)^a \left(\frac{D}{100} \right)^{2a+b} \quad (3)$$

where

$$P(\alpha_{into}) = \alpha_{into} + 0.307\alpha_{into}^3 + 0.0048\alpha_{into}^5$$

$$a(\alpha_{into}) = 0.439 + 0.532 \tanh(1.02\alpha_{into})$$

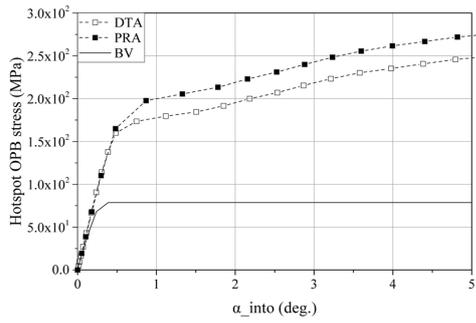
$$b(\alpha_{into}) = -0.433 - 1.640 \tanh(1.32\alpha_{into})$$

BV 가이드라인이 제시하는 3개의 국부 지점(B, B', C)을 Fig. 12에 나타내었다(Rampi et al., 2015). 3개의 국부 지점에 대한 국부 응력과 인터링크 각의 관계를 3-링크 해석으로부터 도출하였으며, 이를 Fig. 13에 제시하였다. 인장력 수준이 $0.1P_{mbl}$ 일 때 BV 가이드라인은 국부 응력을 상당히 과소 평가하고 있음을 Figs. 13(a)-13(c)로부터 확인할 수 있다. 링크 #1과 가장 가까운 국부 지점은 C이며, 이 지점에서의 DTA 기반 국부 응력은 PRA 기반 국부 응력과 상당히 일치하는 것을 Fig. 13(c)로부터 확인할 수 있다.

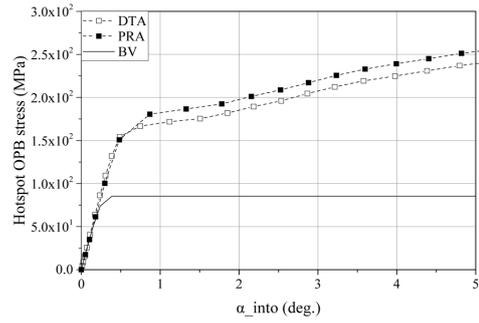
인장력이 $0.3P_{mbl}$ 로 증가하면 오히려 BV 가이드라인이 국부 응력을 과소 평가하고 있음을 Fig. 13(f)로부터 확인이 가능하다. 인장력이 $0.5P_{mbl}$ 로 증가하면 BV 가이드라인 기반 국부 응력은 DTA 기반 국부 응력 또는 PRA 기반 국부 응력에 비하여 엄청나게 크다는 사실을 확인할 수 있다(Figs. 13(g)-13(i) 참조). 반면 인장력의 증가에 따라 DTA와 PRA에 의한 국부 응력은 서로 일치하는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 13에 제시된 국부 응력에 링크 #2의 단면 계수를 곱하고 이를 OPB 모멘트로 나누면 식 (4)와 같이 OPB 응력 집중 계수 ζ_o (Stress concentration factor, SCF)를 도출할 수 있다. 탄소성 해석의 비선형성 및 접촉 문제의 비선형성을 고려하면 ζ_o 도 비선형으로 예측된다. 이를 관찰하기 위하여 Fig. 14에 ζ_o 를 제시하였다. 낮은 하중($0.1P_{mbl}$)에서 국부 지점에 관계없이 비교적 일정한 응력 집중 계수가 유지되는 것을 확인할 수 있다(Figs. 14(a)-14(c) 참조). 반면 인장력이 $0.3P_{mbl}$ 로 증가할 경우, 링크 #1에 가장 근접한 국부 지점인 C에서 SCF는 상당히 비선형이다. 인장력이 $0.5P_{mbl}$ 로 증가할 경우, 국부 지점에 관계없이 초기 SCF를 유지하지 못하고 인터링크 각이 증가하면서 SCF가 급격히 감소하는 현상을 관찰할 수 있다. OPB 모멘트는 꾸준히 증가하는데 비해, OPB 국부 응력이 급격히 감소해서 발생한 현상이다. BV 가이드라인은 국부 지점에 따른 SCF를 제공하고 있지만, 인터링크 각에 따라 변동하는 SCF를 제공하지 않는다. 이러한 이유로 인하여 BV 가이드 라인은 인장력이 증가했을 때 국부 응력을 과대 평가한다고 추정된다.

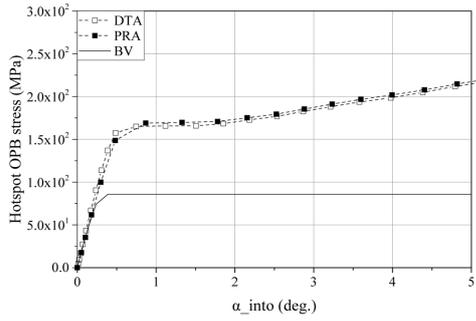
$$\zeta_o = \frac{\sigma \cdot Z}{M_o} \quad (4)$$



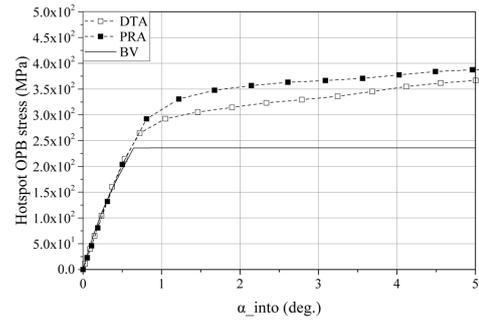
(a) Hotspot B when $T = 0.1P_{mbl}$



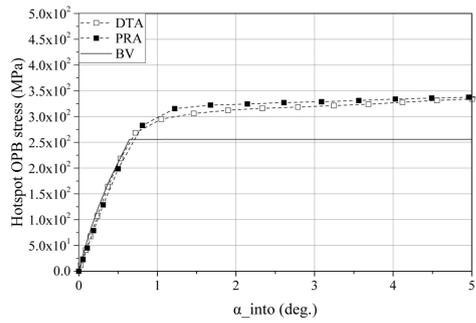
(b) Hotspot B' when $T = 0.1P_{mbl}$



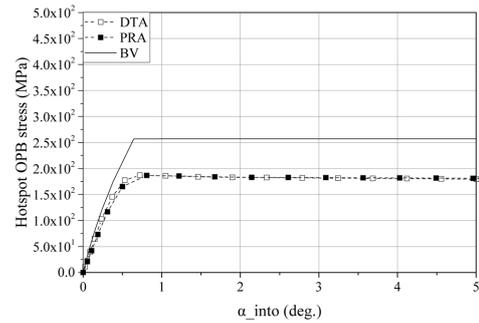
(c) Hotspot C when $T = 0.1P_{mbl}$



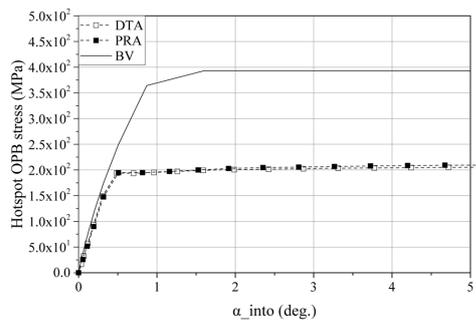
(d) Hotspot B when $T = 0.3P_{mbl}$



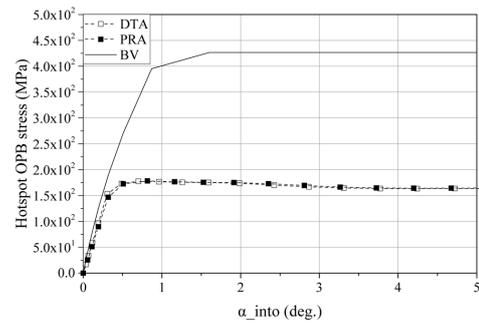
(e) Hotspot B' when $T = 0.3P_{mbl}$



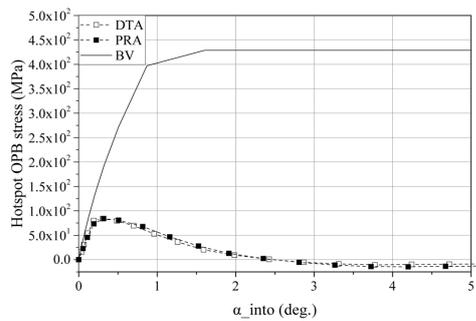
(f) Hotspot C when $T = 0.3P_{mbl}$



(g) Hotspot B when $T = 0.5P_{mbl}$

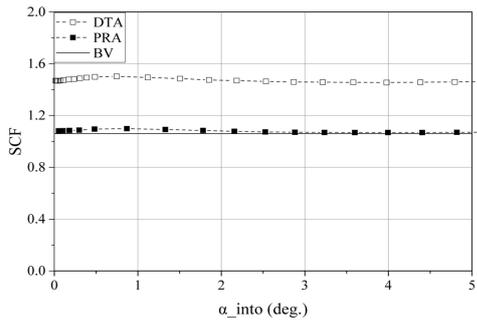


(h) Hotspot B' when $T = 0.5P_{mbl}$

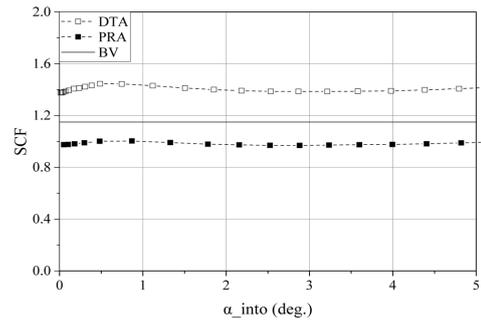


(i) Hotspot C when $T = 0.5P_{mbl}$

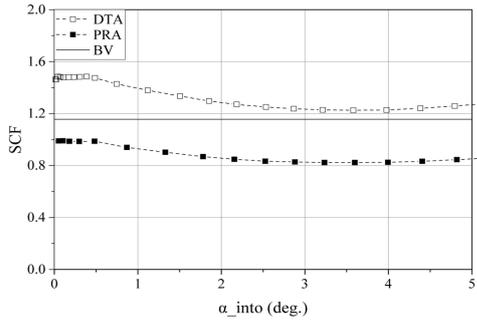
Fig. 13 Relation of hotspot stress versus interlink angle



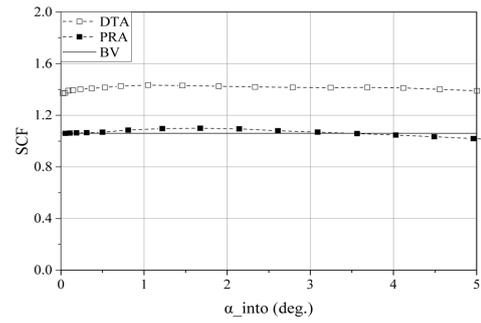
(a) Hotspot B when $T = 0.1P_{mbl}$



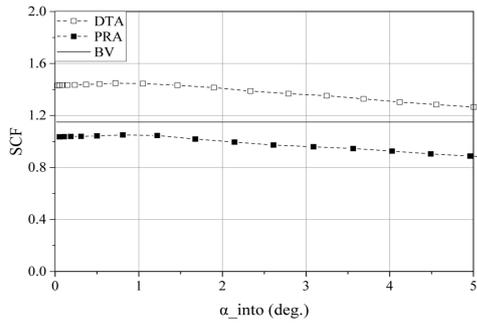
(b) Hotspot B' when $T = 0.1P_{mbl}$



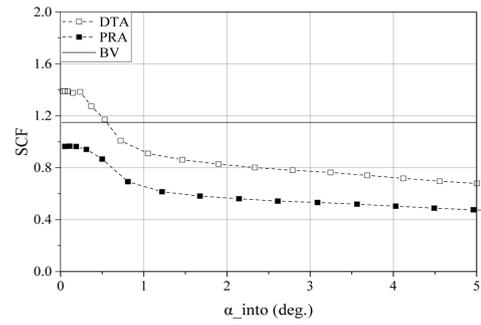
(c) Hotspot C when $T = 0.1P_{mbl}$



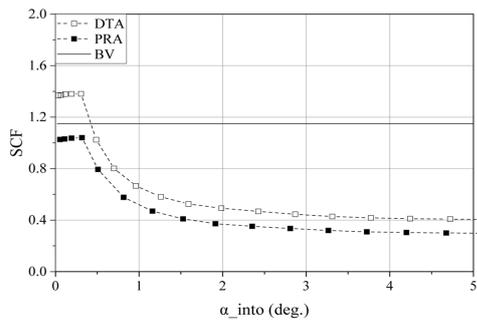
(d) Hotspot B when $T = 0.3P_{mbl}$



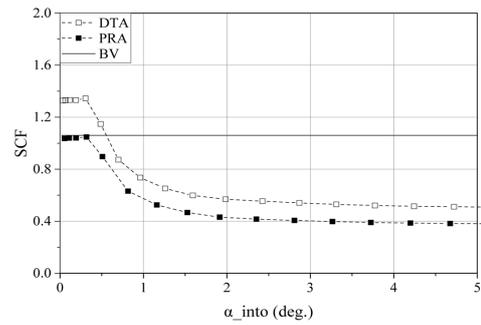
(e) Hotspot B' when $T = 0.3P_{mbl}$



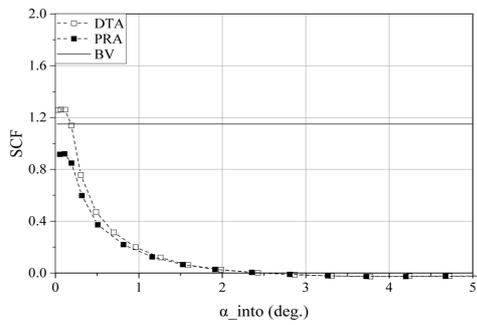
(f) Hotspot C when $T = 0.3P_{mbl}$



(g) Hotspot B when $T = 0.5P_{mbl}$



(h) Hotspot B' when $T = 0.5P_{mbl}$



(i) Hotspot C when $T = 0.5P_{mbl}$

Fig. 14 Relation of SCF versus interlink angle

3.3 다중-링크 해석

3.3.1 다중-링크 모델링

Fig. 3(b)에 제시된 구조 해석 모델에 대한 링크 개수 평가를 실시하였다. 다수의 3차원 보 요소(B31)를 이용하여 1개 링크의 기하학적 형상을 최대한 구현하였다. 링크 1개당 사용한 보 요소의 개수는 직선부 4개, 만곡부 16개, 총 20개이다. 3-링크 해석에 적용된 재료 속성을 다중-링크 해석에 적용하였다. 링크가 만나는 절점의 회전 자유도를 제거하여 링크간 회전이 가능하도록 하였다. 이후 링크가 만나는 절점에 스프링 요소를 배치하고 Fig. 11에 제시한 DTA 기반 OPB 강성을 부여하였다. 다중-링크 해석에 적용된 경계 조건은 3-링크 해석에 적용된 경계 조건과 동일하다. 이때 적용한 인장력은 $T = 0.5P_{mb}$ 이며 인장각은 $\alpha_{To} = 1.5^\circ$ 이다. 본 연구에서는 링크의 개수를 결정하기 위하여 Fig. 15와 같이 5종류의 링크 개수(5개, 10개, 15개, 20개, 25개)를 준비하였다. 상용 해석 프로그램 ABAQUS V6.8을 이용하여 다중-링크 해석을 수행하였다.

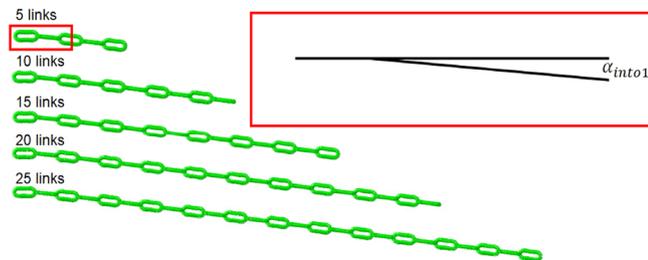


Fig. 15 Multi-link analysis models according to the number of links

3.3.2 다중-링크 해석 결과

Fig. 16은 링크의 개수에 따른 무차원 α_{into1} (첫 번째 인터링크 각)이다. 링크의 개수가 25개($m=25$)일 때의 α_{into1} 를 정답으로 간주하고 링크 개수에 따른 α_{into1} 를 무차원하여 Fig. 16에 제시하였다. 링크의 개수가 10개 이상일 경우 수렴하는 α_{into1} 을 얻을 수 있었으며, 따라서 다중-링크 해석에 적용되는 링크의 최소 개수는 10개로 제안한다.

링크의 개수를 10개로 다중-링크 해석을 수행한 후 인장각 (α_{To})과 첫 번째 인터링크 각(α_{into1})의 관계를 정리하여 Fig. 17에 제시하였다. 예측한대로 DTA 기반 OPB 강성을 적용한 α_{To} - α_{into1} 의 관계는 PRA 기반 α_{To} - α_{into1} 와 차이를 보였다. 3-링크

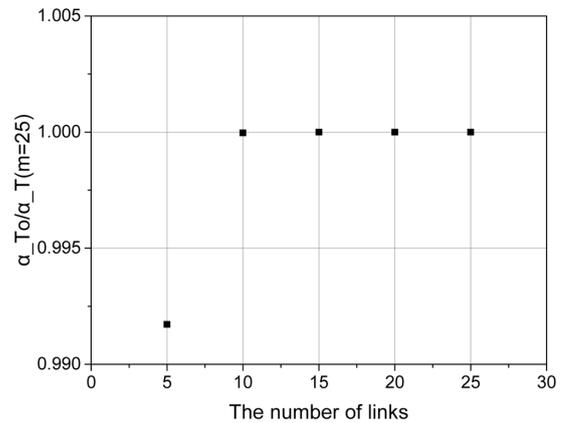
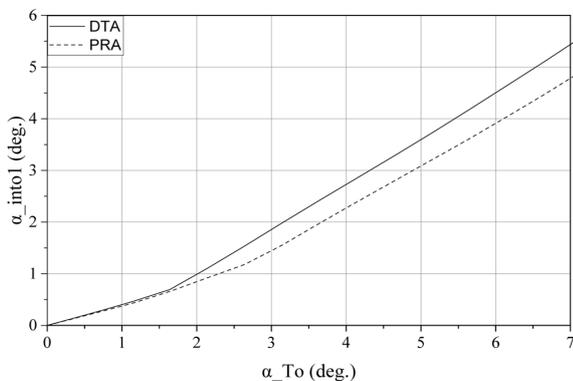
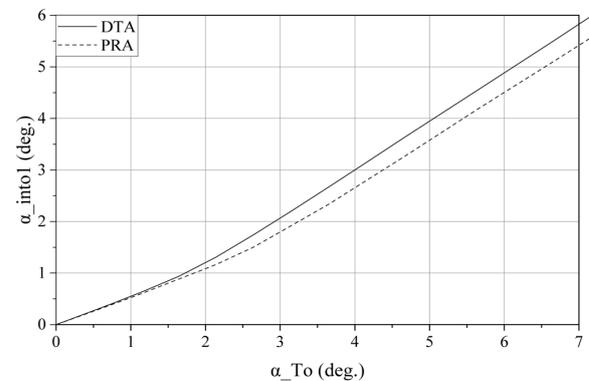


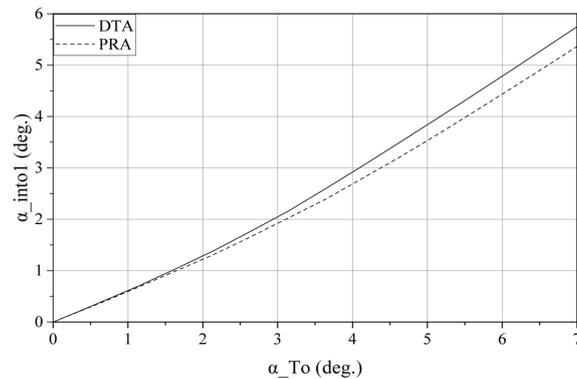
Fig. 16 Convergence test result for the number of links



(a) $T = 0.1P_{mb}$



(b) $T = 0.3P_{mb}$



(c) $T = 0.5P_{mb}$

Fig. 17 Relation of tension angle versus interlink angle

해석법은 국부 응력 평가에도 영향을 미칠 뿐만 아니라, 다중-링크 해석에도 영향을 미친다는 증거이다.

4. 토 의

OPB를 고려한 누적 피로를 산정하기 위해서는 Fig. 4에 제시된 절차를 따라야 한다. 즉 유체동역학 해석을 통하여 인장력의 이력과 인장각의 이력을 얻어야 한다. Fig. 18은 Fig. 9에 제시한 풍력 발전기의 시간 응답 해석을 통하여 얻은 1번 계류선의 인장력 이력과 인장각 이력을 나타낸다. 인장력의 평균값은 소위 초기 인장(Pre-tension)과 조류 등에 의하여 발생한 항력에 의한 인장력을 포함한다.

극한 하중의 관점에서 인장력의 평균값은 매우 중요하다. 반면, 인장력-수명 선도 또는 응력-수명 선도는 응력 비 또는 하중 비가 0이 되도록 실험하여 얻은 것이므로, 평균 인장력 또는 평균 응력의 효과가 이미 인장력-수명 선도 또는 응력-수명 선도에 포함된 것으로 간주한다. 이러한 이유로 피로의 관점에서 인장력의 범위만을 사용하며, Rainflow 집계법을 이용하여 인장력의 범위를 집계할 수 있다.

Fig. 18에 제시된 인장각은 부유체의 운동 이력과 인장력의 이력을 동시에 고려하여 생성되어야 한다. 즉 페어리드 또는 체인 호스 등이 사용될 경우, 부유체의 운동을 고려한 OPB 인장각의 평균값은 항상 0을 가지도록 정규화되어야 한다. Fig. 18에 제시된 인장각의 평균은 0임을 직관적으로 알 수 있다.

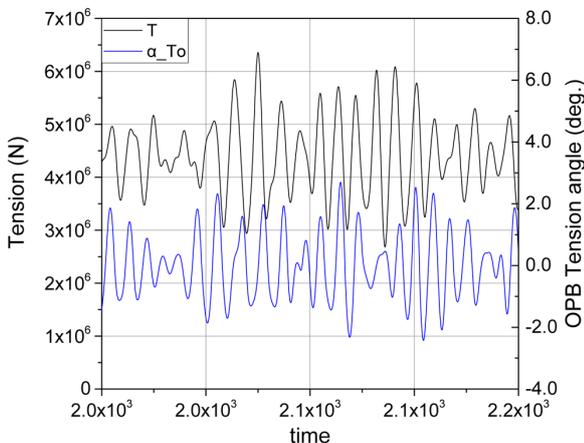


Fig. 18 Time processes of tension load and tension angle

5. 결 론

OPB 모멘트의 발생 기구를 설명하였으며, PRA와 DTA에 기반한 3-링크 해석에 대하여 소개하였다. 또한 3-링크 해석 및 다중-링크 해석을 고려한 OPB 피로 해석 절차에 대하여 소개하였다. PRA와 DTA에 기반한 3-링크 해석의 차이점에 대하여 상세한 소개를 하였다. 특히 OPB 모멘트의 분포를 비교하여(상기) 두 방법의 차이점을 확인하였다. 다중-링크 해석의 필요성에 대하여 고찰하였다.

8MW급 부유식 해상 풍력 발전 플랫폼에 사용된 계류선을 벤치마크 스테디 모델로 선택하였으며, 공칭 지름 107mm, 소재

등급 R4를 가정하여 링크의 속성을 DNV 규정(DNV, 2010)에 의거하여 제시하였다. 3-링크 해석 모델을 구성하는 과정과 이에 적용된 하중 및 경계 조건에 대하여 제시하였다. PRA 기반 및 DTA 기반의 3-링크 해석 결과로서 응력의 분포를 비교하였으며, 두 기법 간에 상당한 응력 분포의 차이가 있음을 확인하였다. 또한 PRA 및 DTA에 기반한 3-링크 해석법과 BV 가이드라인(BV, 2014)의 경험식에 의거하여 OPB 강성을 3가지 인장력 수준별로 비교하였다. 3가지 강성 추정 방법에 따라 OPB 강성에 큰 차이가 있음을 확인하였다. 또한 PRA 및 DTA에 기반한 3-링크 해석법은 구속 모드에서 슬라이딩 모드로의 모드 천이를 구분하기 어려웠다. 국부 응력을 3가지 방법(PRA 및 DTA 기반의 3-링크 해석법과 BV 가이드라인)에 따라 비교한 결과, BV 가이드라인은 낮은 인장력에서 국부 응력을 과소 평가하고 높은 인장력에서 국부 응력을 과대 평가하는 것을 확인하였다. 3-링크 해석법은 인터링크 각의 증가에 따라 비선형 응력 집중 계수를 제시하였으나, BV 가이드라인은 비선형 응력 집중 계수를 고려할 수 없었다. 또한 높은 인장력에서 급격한 국부 응력의 감소로 인하여 응력 집중 계수도 매우 작아질 수 있음을 3-링크 해석법으로부터 얻을 수 있었다.

링크의 최소 개수를 결정하기 위한 다중-링크의 수렴도 해석을 통하여 10개의 링크가 최소 개수임을 증명하였다. 또한 인장각-인터링크 각의 관계를 10개의 링크를 적용한 다중-링크 해석을 통하여 도출한 결과 3-링크 해석에서 얻은 OPB 강성이 인장각-인터링크 각의 관계에도 무시하지 못할 영향을 미친다는 사실을 증명하였다.

시간 영역 유체동역학 해석을 통하여 얻은 인장력 이력과 인장각 이력을 각각 예로 제시하였지만, 실제 하중 케이스를 고려한 유체동역학 해석을 통한 실증이 요구된다. 또한 국부 응력 예측이나 OPB 모멘트 예측 실험을 통하여 3-링크 해석법의 정확도에 대하여 검증할 필요가 있다. 본 연구에서는 DTA가 PRA에 비하여 좀더 사실에 근사하여 OPB 현상을 시뮬레이션할 수 있다고 설명하였지만, 이에 대한 좀더 정량적인 근거가 요구된다.

후 기

이 논문은 2018년 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(해양에너지 융복합 인력양성).

References

- Bureau Veritas(BV), 2014. Fatigue of Top Chain of Mooring Lines due to In-plane and Out-of-plane Bendings: Guidance Note NI 604 DT R00E. BV, France.
- Chung, J., Han, S., 2016a. A Novel Procedure for Mooring Chain Fatigue Prediction based on Maximum Principal Stress Considering Out-of-Plane and In-Plane Bending Effects. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 53(3), 237-248.
- Chung, J., Han, S., 2016b. A Novel Approach to Predict Mooring Chain Fatigue Considering Out-of-Plane and In-Plane Bending Effects. Proceedings of 1st International Conference on Ships and Offshore Structures, Hamburg, Germany.

- Choung, J., Lee, J., 2018. Study on Prediction of Stresses by Out-of-Plane and In-Plane Bending Moments in Offshore Mooring Chain. *Ships and Offshore Structures*, 1-15.
- Det Norske Veritas(DNV), 2010. Offshore Mooring Chain: Offshore Standard DNV-OS-E302. DNV, Norway.
- Jean, P., Goessens, K., L'Hostis, D., 2005. Failure of Chains by Bending on Deepwater Mooring Systems. *Proceedings of the Offshore Technology Conference*, Houston Texas, USA.
- Kim, M., Kim, Y., 2017. Nonlinear Finite Element Analysis for Mooring Chain Considering OPB/IPB. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 31(4), 299-307.
- Li, C.B., Choung, J., Noh, M.H., 2018. Wide-banded Fatigue Damage Evaluation of Catenary Mooring Lines using Various Artificial Neural Networks models. *Marine Structures*, 60, 186-200.
- Lim, Y., Kim, K., Choung, J., Kang, C., 2010. A Study on Out-of-Plane Bending Mechanism of Mooring Chains for Floating Offshore Plants. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 47(4), 580-588.
- Melis, C., Jean, P., Vargas, P., 2005. Out-of-Plane Bending Testing of Chain Links. *Proceedings of 24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Halkidiki, Greece.
- Rampi, L., Vargas, P., 2006. Fatigue Testing of Out-of-Plane Bending Mechanism of Chain Links. *Proceedings of 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Hamburg, Germany.
- Lee, J.B., Koo, W., Choung, J., 2018. Out-of-Plane Bending Moment-Induced Hotspot Stress Evaluation Using Advanced Numerical Technique. *Proceedings of the 37th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Madrid, Spain.
- Rampi, L., Dewi, F., Vargas, P., 2015. Chain Out of Plane Bending(OPB) Joint Industry Project(JIP) Summary and Main Results. *Proceedings of the Offshore Technology Conference*, Houston Texas, USA.
- Rampi, L., Dewi, F., Francois, M., Gerthoffert, A., Vargas, P., 2016a. Chain out of Plane Bending(OPB) Fatigue Joint Industry Project(JIP) Static Test Program and OPB Interlink Stiffness. *Proceedings of the 35th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Busan, South Korea.
- Rampi, L., Bignonnet, A., Cunff, C.L., Bourgin, F., Vargas, P., 2016b. Chain out of Plane Bending(OPB) Fatigue Joint Industry Project(JIP) Fatigue Test Program Results and Methodology. *Proceedings of the 35th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Busan, South Korea.

Heat Transfer Characteristics of Bulkhead Penetration Piece for A60 Class Compartment I: Transient Thermal

Woo-Chang Park*, Chang Yong Song^{ORCID}* and Ok-Gyun Na**

*Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Mokpo National University, Jeonnam, Korea
**Hyundai-Samho Heavy Industry Co. Ltd., Jeonnam, Korea

A60급 구획 적용 격벽 관통용 관의 열전달 특성 I: 관의 설계에 따른 과도 열해석

박우창* · 송창용^{ORCID}* · 나옥균**

*목포대학교 조선해양공학과
**현대삼호중공업(주)

KEY WORDS: Ship and offshore plant fire accident 선박 및 해양플랜트 화재 사고, A60 class compartment A60급 구획, Bulkhead penetration piece 격벽 관통 관, Transient heat transfer analysis 과도 열전달 해석, Penetration piece design 관통관 설계

ABSTRACT: In order to protect lives and prevent large-scale injuries in the event of a fire on a ship or an offshore plant, most classification societies are strengthening their fire resistance designs of relevant cargo holds and accommodation compartments to keep flames from being transferred from a fire point to other compartments. Particularly in critical compartments, where flames should not propagate for a certain period of time, such as the A60 class division, both the airtightness and fire-resistant design of a piece passing through a bulkhead are subject to the Safety of Life at Sea Convention (SOLAS) issued by the International Maritime Organization (IMO). In order to verify the suitability of a fire-resistant design for such a penetrating piece, the fire test procedure prescribed by the Maritime Safety Committee (MSC) must be carried out. However, a numerical simulation should first be conducted to minimize the time and cost of the fire resistance test. In this study, transient thermal analyses based on the finite element method were applied to investigate the heat transfer characteristics of a bulkhead penetration piece for the A60 class compartment. In order to determine a rational bulkhead penetration piece design, the transient heat transfer characteristics according to the variation of design parameters such as the diameter, length, and material were reviewed. The verification of the design specification based on a numerical analysis of the transient heat transfer performed in this study will be discussed in the following research paper for the actual fire protection test of the A60 class bulkhead penetration piece.

1. 서 론

선박이나 해양플랜트의 화재 발생 시 인명을 보호하고 대형 손상 사고로의 확대를 방지하기 위해 대부분의 선급에서는 화재의 발화지점으로부터 다른 구획으로 화염이 전달되지 않도록 관련된 화물창과 선실 등의 중요 구획에 대한 방화 설계 규정을 강화하고 있다. 특히 A60급 구획과 같이 일정시간 동안 화염이 전파되지 않아야 하는 중요한 구획에서는 격벽을 관통하여 연결되는 관을 포함한 인접 부재의 기밀과 방화 설계를 국제 해사기구(International Maritime Organization, IMO)에서 발행하는 해

상 안전 규정(Safety of Life at Sea Convention, SOLAS)에서 엄격히 규제하고 있다. 이러한 A60급 격벽 관통 관에 대한 방화 설계의 적합성을 검증하기 위해서는 해사안전위원회(Maritime Safety Committee, MSC)에서 규정한 화재시험절차(Fire test procedure, FTP)에 따라 시험을 수행해야 하지만, 방화 시험에 소요되는 시간과 비용을 최소화하기 위해 열전달에 대한 수치해석적 검토가 선행될 필요가 있다. 선박 및 해양플랜트 분야에서 열해석과 관련하여 여러 연구가 수행되어 오고 있다. Barletta et al.(2008)은 시동 작업 조건에서의 해양 매설 파이프에 대해 토양의 온도와 동일한 초기 온도에서 급격히 균일 온도에 도달하는 경우와 원

Received 14 July 2018, revised 14 October 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Chang Yong Song: +82-61-450-2732, cysong@mokpo.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-1098-4205>

© 2018, 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.

활하게 균일 온도에 도달하는 경우에 대한 과도 열전달 해석을 수행하였다. Huh et al.(2008)은 이산화탄소 해양지중저장 처리를 위한 파이프라인 수송시스템의 설계 중요 성능 인자인 압력강하와 열전달 등을 설계 인자인 입구 CO₂의 열역학적 상태, 유량, 수송 파이프라인 관경, 총괄 열전달 특성 등을 변화시켜가며 계산을 수행하였으며 이를 통해 파이프라인 수송시스템의 설계기반을 제시하였다. 선박의 중연료유 탱크 내에 설치된 가온기의 최적설계 관련하여 수조 실험과 열유동에 관한 CFD(Computational fluid dynamics) 시뮬레이션 수행을 통해 열유동을 고려한 구조물 설계시 시뮬레이션 기반 성능평가가 유효함을 확인하는 연구가 수행되었으며(Moon et al., 2010), 빙해선박 상부갑판 열선에 대하여 다양한 실외 온도 및 풍량에서 열선의 열전달 능력 및 배치간격을 통해 최적의 착빙방지 설계 기준을 제시하는 연구가 수행되었다(Lee et al., 2012). Zhou et al.(2017)은 화염 절단을 사용한 선체의 절단 개구 생성과 관련된 열역학적 거동을 분석하기 위해 열전달 수치 시뮬레이션을 수행하였다. Kang et al.(2017)은 LNG(Liquefied natural gas) 운반선 탱크의 극저온 폭발 방지 카메라의 설계 및 열전달 해석을 수행하였으며 실제 극저온 시험결과와 비교 검토하였고 예열 시간 및 작업 시간을 검토하였다. 선박엔진 배관 플랜지용 세미고속 가스켓의 구조 건전성을 평가하기 위해 플랜지 내부의 유체 최대온도 및 최대 압력 조건에서 열전달 및 구조해석 수행을 통해 기존의 가스켓 대비 제작비용과 경제성 측면에서 유리함이 확인되었다(Oh et al., 2017). Murawski(2018)는 3,000TEU 컨테이너선에 장착된 저속 엔진을 대상으로 메인 엔진에서 발생하는 열에 의한 추진 시스템 샤프트 라인과 크랭크축의 변위 해석을 수행하였다. 기존의 연구문헌을 살펴본 바와 같이 국·내외 연구 사례 중에서 선박 및 해양플랜트용 A60급 관통 관에 대한 열전달 수치해석 분야에 대한 연구의 수행 사례가 미비함을 확인할 수 있다.

본 연구에서는 A60급 구획에 적용되며 격벽을 관통하는 관의 열전달 특성을 검토하기 위해 유한요소법을 기반으로 한 과도 열전달 수치해석 기법을 적용하였다. 과도 열전달 수치해석은 범용 유한요소해석 프로그램인 MSC.NASTRAN의 열해석 솔버를 사용하였으며, MSC.307(88)에서 규정하고 있는 A60급 격벽 관통 관의 방화성능 검증을 위한 화재시험절차와 동일한 시편 사양, 온도조건 및 가열시간을 고려하여 수치해석 모델과 해석조건을 구성하고 열전달 수치 시뮬레이션을 수행하였다. 또한 선박 및 해양플랜트 건조에 실제적으로 적용 가능한 A60급 격벽 관통 관의 합리적인 설계를 결정하기 위해 다양한 설계 파라미터 변경에 따른 과도 열전달 특성을 검토 하였다. 본 연구에서 선정된 격벽 관통 관의 설계 파라미터로는 관의 재질, 직경 및 길이 치수이며, A60급 방화성능의 온도 규정, 제작비용 및 건조 생산성 등을 주요 성능 응답치로 고려하여 합리적인 A60급 격벽 관통 관의 설계 사양을 검토하였다. 설계 파라미터 검토 결과로부터 길이보다 재질, 직경 및 관 형상의 설계조합이 방화성능에 영향도가 높은 것을 확인하였다. 또한 제작비용과 관련하여 황동, SUS316L, S45C의 소재 적용 순서로 제작비용이 낮아짐을 확인하였고, 생산성 측면에서는 황동재질을 적용하고 직경이 크고 길이가 짧은 경우 생산성이 향상되는 것으로 나타났다. MSC.307(88) 방화성능의 온도규정 만족여부와 관련하여 S45C 재질의 경우 직경 및 길이에 관계없이 온도규정을 만족하

지 못하였으며, 재질이 황동일 때 튜브의 직경이 $\phi 12$ 인 경우 길이에 관계없이 온도규정을 만족하지 못하였다. 반면 재질이 SUS316L인 경우 직경 및 길이에 관계없이 모두 온도규정을 만족하였다. 이와 같은 연구결과를 통해 MSC.307(88) 방화성능의 온도 규정, 제작비용 및 건조 생산성을 종합적으로 고려하여 A60급 격벽 관통 관의 가장 합리적인 설계 사양을 결정하였다. 본 연구에서 수행된 수치해석 기반의 설계 사양 결정에 대한 검증은 추후 방화성능 시험 연구논문에서 다루어질 예정이다.

2. A60급 격벽 관통 관의 설계

선박 및 해양플랜트에 사용되는 격벽 관통 관(Bulkhead penetration piece)은 격벽의 기밀성을 유지함과 동시에 선내외에 포설되는 각종 제어, 모니터링 및 통신용 케이블의 안전한 설치와 운용을 위해 사용된다. Fig. 1에 나타난 바와 같이 격벽 관통 관의 내부를 통해서 케이블 등이 설치되고, 격벽 관통 관이 적용되는 구획의 화재 등급에 따라 관의 재질(Steel, Copper, Al-alloy, PVC)과 단열재 사용 여부가 결정된다(ABS, 2018). Fig. 1에서 A0, A15, A30, A60 등급은 각각 0분, 15, 30분, 60분 동안 규정된 화재온도 변화에 대해 방화성능을 유지해야 하는 것을 나타낸다.

본 연구에서 고려한 A60급 격벽 관통 관의 설계와 관련하여 각 선급뿐만 아니라 SOLAS에서도 MSC.307(88)에 규정된 FTP 코드에 따라 방화시험을 수행하여 방화설계 사양을 검증하거나, 단열재를 포함하여 3mm 이상의 두께와 900mm 이상의 길이를 갖는 강제 혹은 등가의 재질로 관통 관을 설계 및 시공하도록 규정하고 있다(IMO, 2010; MSC, 2010). 그러나 국내의 거의 모든 조선소에서는 A60급 격벽 관통 관의 설계와 시공에 대해 FTP 코드에 따른 방화시험을 통해 검증된 방화설계를 적용하지 못하였음에도 불구하고 900mm 이상의 길이에 대한 규정도 준수하지 못하고 있다. 이러한 문제점은 A60급 격벽 관통 관의 형상적인 특징과 생산 공정상의 작업 난이도로 인해 발생하는데, 격벽 관통 관의 길이가 길어지면 시공 시 구조적인 변형문제, 관 내부로의 케이블 관입 작업 생산성 저하 등의 문제가 발생한다. Fig. 2에는 국내 대형 조선소에서 일반적으로 적용되고 있는 A60급 격벽 관통 관의 표준 설계형상의 예가 나타나 있다.

Fig. 2에 나타난 바와 같이 외경이 $\phi 12$ 미만인 내부 튜브(Tube)가 외경 $\phi 25$ 미만인 소켓(Socket, ①), 바이트(Bite, ②) 및 너트(Nut, ③)로 구성된 조립체에 연결되는 형태로 A60급 격벽 관통 관이 구성되고, 격벽 관통 관의 설치 영역이 탱크 상부(Tank top) 및 보이드 스페이스(Void space) 혹은 풍우밀(Weather tight) 인지에 따라 관통 관 형태의 차이가 발생한다. 선급이나 MSC에서 규정하고 있는 900mm 이상의 관 길이를 적용할 경우 과도한 관의 길이로 인해 통과하는 케이블의 설치나 유지보수 시에 관의 변형이나 케이블의 절손이 자주 발생하고 시공 작업성이 나빠지게 된다. 이러한 이유로 관의 길이를 최소화하고 이에 대한 방화설계 규정의 만족 여부를 검증하는 것이 필요하다. A60급 격벽 관통 관의 방화성능 검증은 FTP 코드에서 규정하고 있는 시편 설계와 화재시험절차를 준수해야 한다. Fig. 3에는 FTP 코드에 규정된 A60급 격벽 관통 관의 방화성능 검증용 시편의 형상이 나타나 있다.

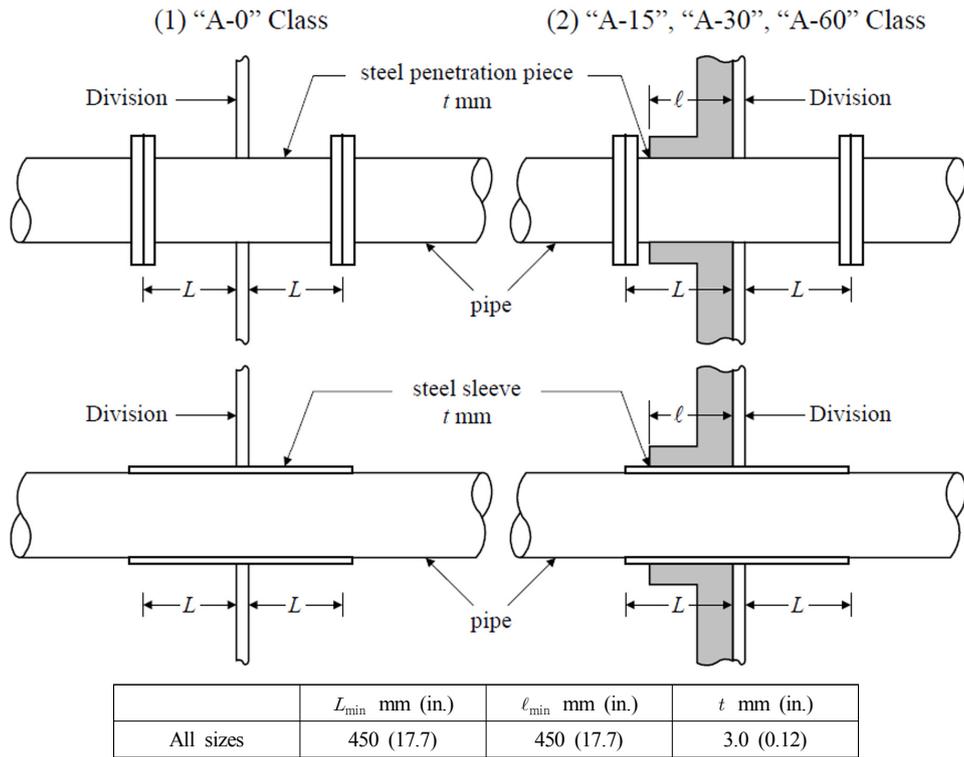


Fig. 1 Bulkhead penetration piece for “A” class divisions (ABS, 2018)

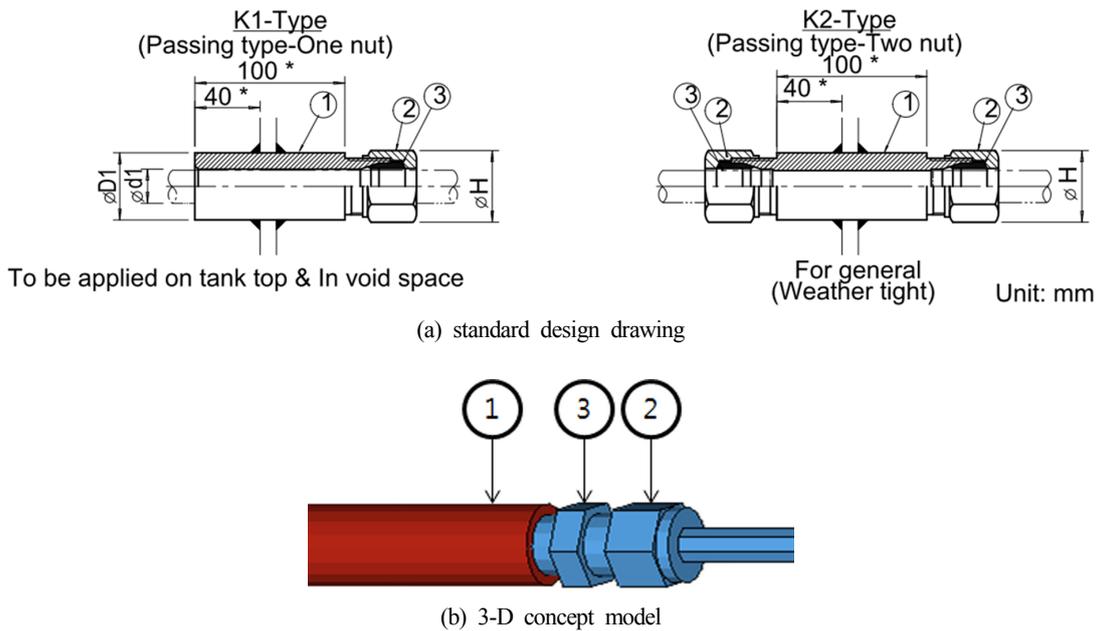
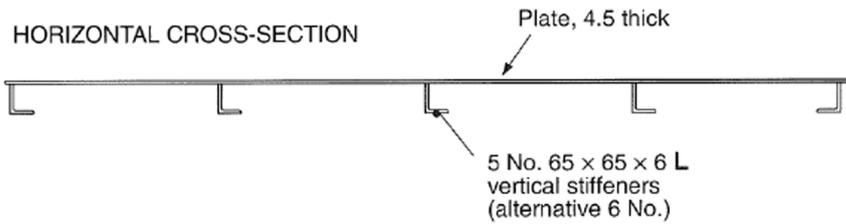
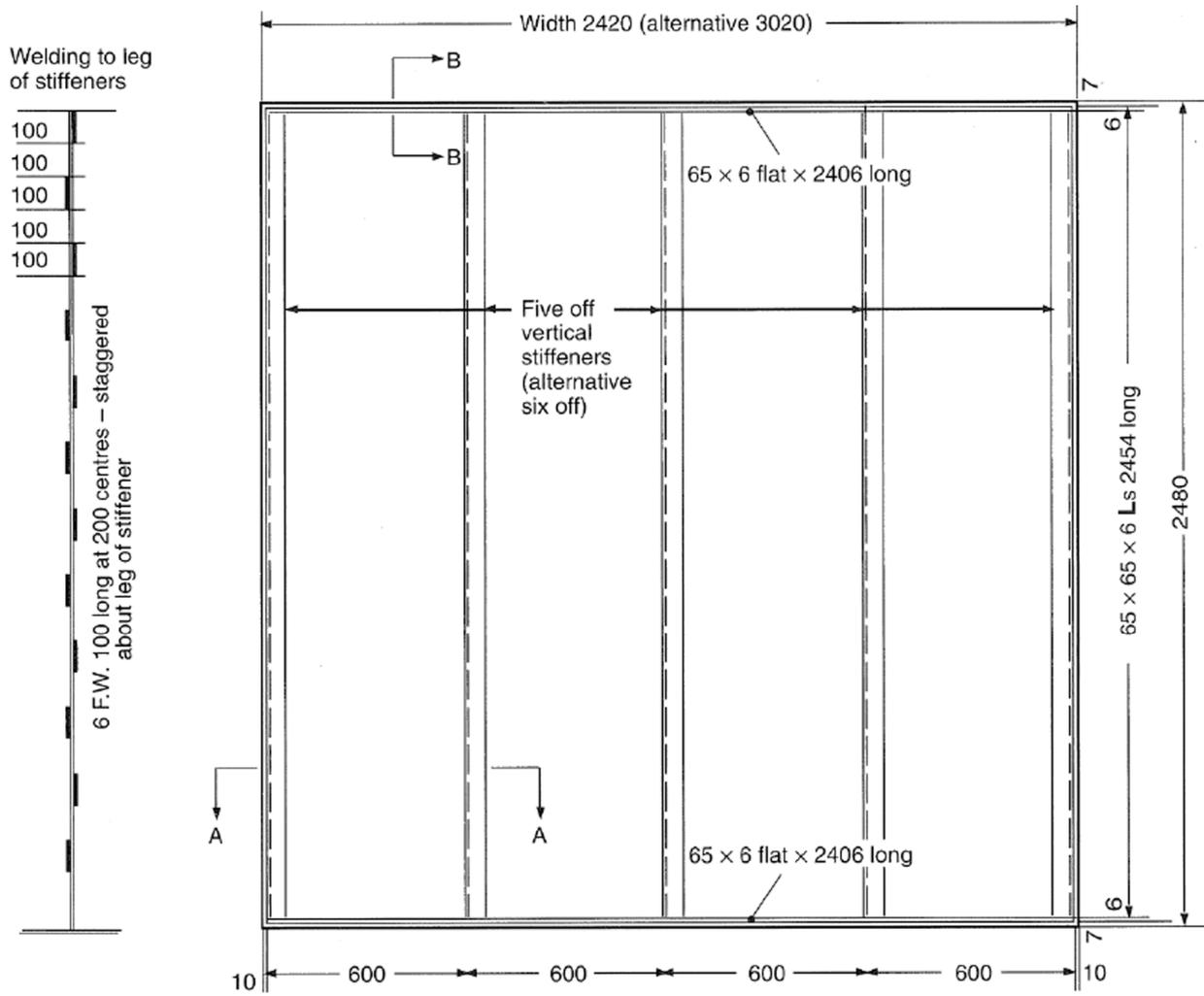


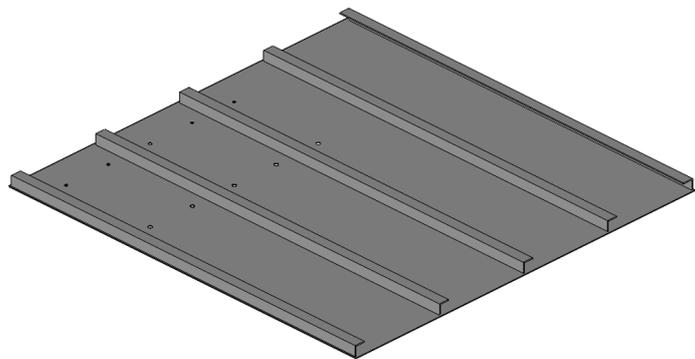
Fig. 2 A60 class bulkhead penetration piece design

Fig. 3과 같은 시편의 수직 보강재 사이에 시험하고자 하는 격벽 관통 관을 설치한 후 시편의 한쪽 면을 60분간 약 940°C의 온도로 상승시킬 수 있는 화염노(furnace)에 장착하여 방화시험을 수행하게 된다. 적합한 A60급 격벽 관통 관의 방화성능은 60분의 화염시험 동안 시편에 화염이 가해지는 반대쪽 면의 온도가 상온 20°C를 기준으로 180°C 미만의 편차로 유지되도록 규정되어 있다(MSC, 2010). 본 연구에서는 실제 방화성능 시험을

수행하기에 앞서 Fig. 3과 같이 FTP 코드에 규정된 A60급 격벽 관통 관의 방화성능 검증용 시편과 Fig. 2에 나타나 있는 격벽 관통 관을 유한요소모델로 생성하고 시험조건과 동일한 가열조건을 적용하여 유한요소법 기반의 과도 열전달해석을 수행한다. 이러한 과도 열전달해석을 통해 FTP 코드에 규정된 방화성능을 만족할 수 있는 격벽 관통 관의 길이, 직경 및 재료의 설계 조합을 탐색하는 것이 본 연구의 주요 목적이다.



(a) structure steel core design drawing



(b) 3-D concept model

Fig. 3 Structure steel core for “A” class bulkhead (MSC, 2010) [unit:mm]

3. 과도 열전달 수치해석

3.1 과도 열대류 이론

과도 열전달(Transient heat transfer) 문제는 온도가 위치뿐만 아니라 시간에 따라서도 변화하므로 비정상 문제의 수치해법에서 공간의 이산화와 함께 시간의 이산화도 필요하게 되며, 시간 간격 Δt 를 설정하여 요구되어지는 시간에서 해가 얻어질 때까지 각 Δt 에서 미지의 절점 온도에 대한 반복 해를 구하는 방법이 적용된다. 열전달 현상 중 대류(Convection)는 고체면과 유동하는 인접한 유체 사이에서 발생하는 열전달이며 전도(Conduction)와 유체운동(Fluid motion)이 복합적으로 영향을 준다. 대류 열전달은 유체속도 v , 유체의 물성치인 동점성계수 μ , 열전도도 k , 밀도 ρ , 비열 C_p 에 의하여 좌우된다. 또한 형상과 고체 표면의 거칠기, 그리고 유체 유동의 형태에도 관계가 있다. 대류열전달률은 온도차에 비례하며, 다음과 같이 Newton의 냉각법칙(Newton's law of cooling)으로 표시된다(Yunus and Afshin, 2012).

$$\dot{q}_{conv} = h(T_s - T_\infty) \quad (1)$$

$$\dot{Q}_{conv} = hA_s(T_s - T_\infty) \quad (2)$$

여기서 A_s 는 대류열전달이 발생하는 면적, T_s 는 물체 표면 온도, T_∞ 는 표면에서 충분히 멀리 떨어진 곳에서 유체의 온도이다, h 는 대류열전달계수로서 다음과 같은 식으로 표현된다.

$$h = \frac{-k_{fluid}(\partial T/\partial y)_{y=0}}{T_s - T_\infty} \quad (3)$$

여기서 k_{fluid} 는 유체의 열전도도이다. 식 (3)으로부터 온도분포를 산출하기 위해서 대류열전달계수의 추정치가 필요하며, 누셀트 수(Nusselt number)와 단위 시간동안의 단위 표면적에 대한 열전달율인 열플럭스의 관계식을 이용하여 추정할 수 있다. 누셀트 수는 레이놀드 수(Reynolds number)와 프란틀 수(Prandtl number)의 관계식으로부터 산출될 수 있는데, 레이놀드 수와 프란틀 수는 유체의 상류속도, 기하학적 특성길이, 유체 동점성계수 및 재료 열 확산율로부터 산출된다. A60급 격벽 관통 관의 방화성능시험은 MSC에서 규정된 화염노에서 60분간 940°C의 분위기 온도(Atmospherical temperature)를 시편에 적용하는 방식이기 때문에 화염노 내부의 공기 특성과 시험시편의 형상을 고려하여 대류열전달계수를 산정하여 수치해석에 사용하였다.

3.2 과도 열전달 수치해석모델 및 설계 파라미터 설정

MSC의 FTP 코드 상에 규정된 시편 규격에 따라 시편설계가 수행되었으며, 본 연구에서 사용된 격벽 관통관의 배치와 단열재의 구성 및 상세 사양은 Fig. 4 및 Table 1에 나타내었다.

Table 1에 나타나 있는 바와 같이 격벽 관통 관의 직경 및 재질에 대한 설계 파라미터의 설정과 관련하여 실제 조선소에서 적용 가능한 설계 사양의 조사를 통해 튜브의 직경은 $\phi 8$ 와 $\phi 12$, 소켓의 직경은 $\phi 18$ 와 $\phi 25$, 재질은 SUS316L, S45C, 황동(Brass)의 3가지 재질로 고려하였다. 1~5번의 격벽 관통 관은 ϕ

8 튜브와 $\phi 18$ 소켓의 조립체로 구성하였고, 6~10번의 격벽 관통관은 $\phi 12$ 튜브와 $\phi 25$ 소켓의 조립체로 구성하였다. 튜브 재질이 황동인 경우 용접성 등의 이유로 소켓 재질을 S45C로 설정하였으며, 이외의 격벽 관통 관은 튜브와 소켓의 재질을 동일하게 설정하였다. 격벽 관통 관은 사용 용도에 따라 튜브가 소켓 내부에서 단절된 절단형(Cutting type)과 튜브가 소켓 내부를 연속적으로 통과하는 관통형(Passing type)으로 설계된다. 이를 고려하기 위해 Fig. 4에 나타나 있는 바와 같이 1~3번, 6~8번 격벽 관통 관은 절단형으로 고려하였으며 4, 5번 및 9, 10번 격벽 관통 관은 관통형으로 고려하였다.

시공 작업성에 큰 영향을 미치는 격벽 관통관의 길이 영향을 고려하기 위해 Fig. 5와 같이 소켓의 길이를 200mm, 350mm, 500mm의 3가지 파라미터로 설정하였고, 이때 화염 비노출면(Unexposed)의 동일위치에서의 온도 분포를 비교하기 위해 화염 노출면(Exposed) 방향으로 소켓 길이를 확장하여 고려하였다.

격벽 관통 관을 설치하기 위한 시편의 사양은 Fig. 4 및 Table 1에서와 같이 A-E에 나타나 있으며, 주요치수 및 재질은 MSC의 FTP 규정을 준수하여 적용되었다. 시편 단열재의 제품명은 Spray S이고 밀도 140kg/m^3 의 도포 형식 단열재를 적용하였으며, A60 격벽 방화시험 규정에 따라 화염 비노출면에 도포되는 것으로 고려하였다. A60급 격벽 관통 관의 방화성능 검토를 위한 과도 열전달해석의 수행과 연계된 설계 파라미터 설정사항은 Table 2와 같이 정리하여 나타내었다.

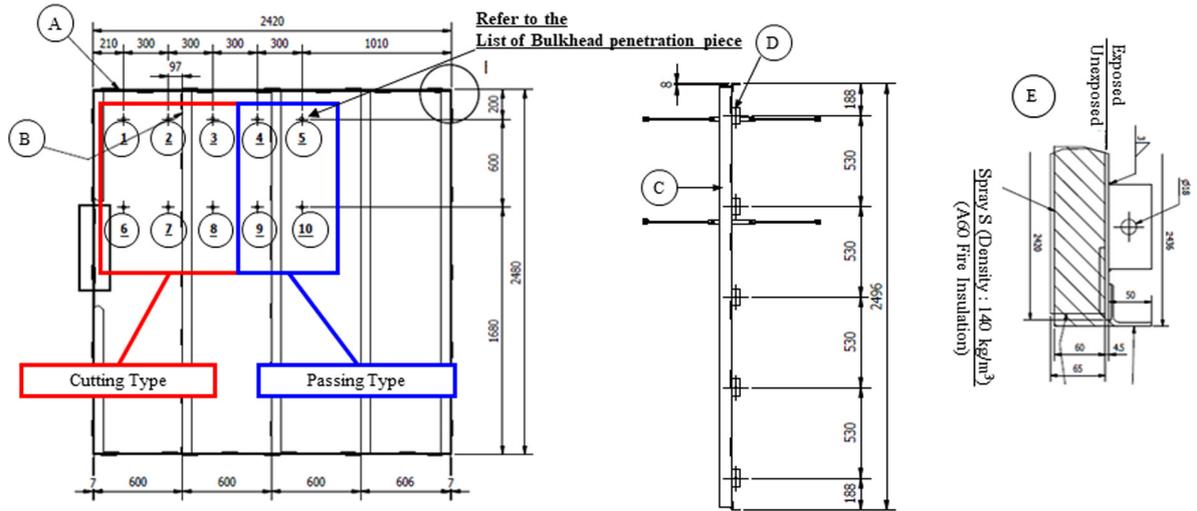
Table 2에 나타난 바와 같이 실제 조선소에서 적용 가능한 튜브와 소켓의 치수와 재질, 그리고 격벽 관통 관의 형태를 10개의 Case로 구성하고, 각 Case 별로 소켓 길이를 3가지 형태로 적용하였다. 과도 열전달해석은 Table 2에 따라 총 30가지 해석 모델에 대해 수치해석을 수행하고, 수치해석 결과를 기반으로 각 설계 파라미터에 대한 격벽 관통관의 온도분포 응답성능을 분석하였다.

Fig. 4의 방화시험 시편 설계를 토대로 생성된 과도 열전달 수치해석 모델은 Fig. 6에 대표적으로 소켓 길이 200mm에 대한 사양의 해석 모델을 도시하였다. 과도 열전달 수치해석에 사용된 유한요소모델의 요소형태는 4면체 솔리드 요소이며, 1,203,128개의 유한요소와 282,083개의 절점으로 구성하였다.

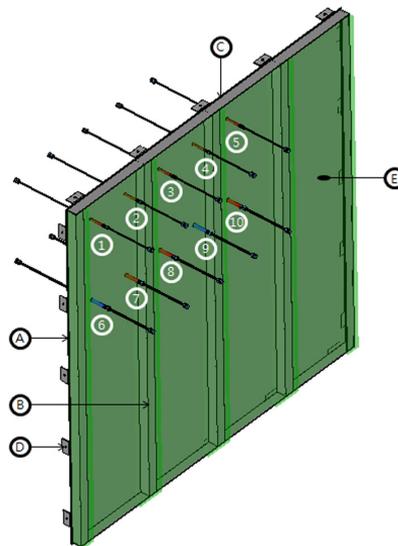
과도 열전달 해석의 정확도를 높이기 위해 수치해석 모델의 각 파트별 열전도(Thermal conductivity)와 비열(Specific heat)은 기존의 연구문헌 결과를 참고하여 온도변화에 따른 특성치를 입력하였으며 Fig. 7에 나타내었다.

과도 열전달해석에 적용되는 화염온도의 조건은 Fig. 8에 나타내었다.

Fig. 8의 좌측에 나타나 있는 것처럼, A60 격벽 관통관의 방화성능시험에서는 화염노에 격벽 관통관이 부착된 시험편을 단열재 도포면이 화염노 내부의 반대편에 놓이도록 수직방향으로 장착한 후, 화염 분사구(Flaming point)를 통해 가열된 화염노의 내부 온도를 Fig. 8의 우측에 나타나 있는 화염제어온도 곡선에 맞추어 조정하여 비화염노출면(Unexposed surface)의 격벽 관통관 부재의 온도를 측정하고 규정온도의 만족 여부를 확인한다. Fig. 8의 우측에 제시된 화염제어온도 곡선은 다음의 식으로 표현된다(MSC, 2010).



(a) fire test specimen design drawing



(b) 3-D concept model

Fig. 4 Fire test specimen design for A60 class bulkhead penetration piece

Table 1 Material type and main dimension of fire test specimen

| No. | Part Name | Main Dimension | Material Type |
|-------|---------------------|--------------------------------------|-------------------|
| 1, 4 | Penetration Piece | ϕ 18 Socket / (ϕ 8 Tube) | SUS316L / SUS316L |
| 2 | Penetration Piece | ϕ 18 Socket / (ϕ 8 Tube) | S45C / Brass |
| 3, 5 | Penetration Piece | ϕ 18 Socket / (ϕ 8 Tube) | S45C / S45C |
| 6, 9 | Penetration Piece | ϕ 25 Socket / (ϕ 12 Tube) | SUS316L / SUS316L |
| 7 | Penetration Piece | ϕ 25 Socket / (ϕ 12 Tube) | S45C / Brass |
| 8, 10 | Penetration Piece | ϕ 25 Socket / (ϕ 12 Tube) | S45C / S45C |
| A | Bulkhead Plate | 2420 × 2480 × 4.5 t | Mild Steel |
| B | Bulkhead Stiffener | 65 × 65 × 6 t | Mild Steel |
| C | Sealing | 100 × 4.5 × 2420 L | Mild Steel |
| D | Mounting Plate | 80 × 80 × 4.5 t | Mild Steel |
| E | A60 Fire Insulation | 60 t / 90 t | Spray S |

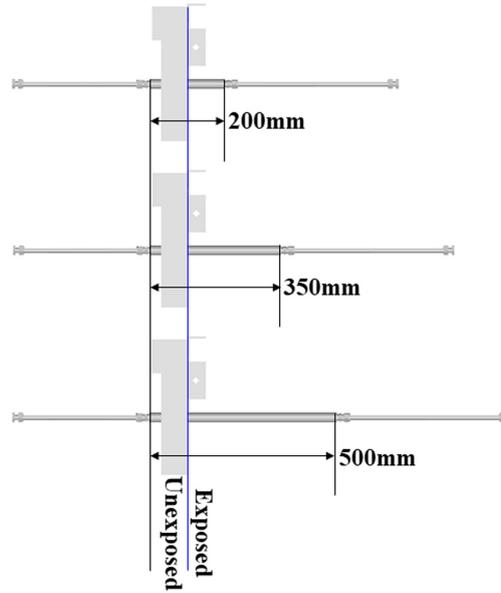


Fig. 5 Design parameter for socket length

Table 2 Design parameter matrix for transient heat transfer analysis

| Case No. | Tube size | Tube material | Socket size | Socket material | Piece type | Socket length [mm] | | |
|----------|-----------|---------------|-------------|-----------------|--------------|--------------------|-----|-----|
| Case 1 | $\phi 8$ | SUS316L | $\phi 18$ | SUS316L | Cutting type | 200 | 350 | 500 |
| Case 2 | $\phi 8$ | Brass | $\phi 18$ | S45C | Cutting type | 200 | 350 | 500 |
| Case 3 | $\phi 8$ | S45C | $\phi 18$ | S45C | Cutting type | 200 | 350 | 500 |
| Case 4 | $\phi 8$ | SUS316L | $\phi 18$ | SUS316L | Passing type | 200 | 350 | 500 |
| Case 5 | $\phi 8$ | S45C | $\phi 18$ | S45C | Passing type | 200 | 350 | 500 |
| Case 6 | $\phi 12$ | SUS316L | $\phi 25$ | SUS316L | Cutting type | 200 | 350 | 500 |
| Case 7 | $\phi 12$ | Brass | $\phi 25$ | S45C | Cutting type | 200 | 350 | 500 |
| Case 8 | $\phi 12$ | S45C | $\phi 25$ | S45C | Cutting type | 200 | 350 | 500 |
| Case 9 | $\phi 12$ | SUS316L | $\phi 25$ | SUS316L | Passing type | 200 | 350 | 500 |
| Case 10 | $\phi 12$ | S45C | $\phi 25$ | S45C | Passing type | 200 | 350 | 500 |

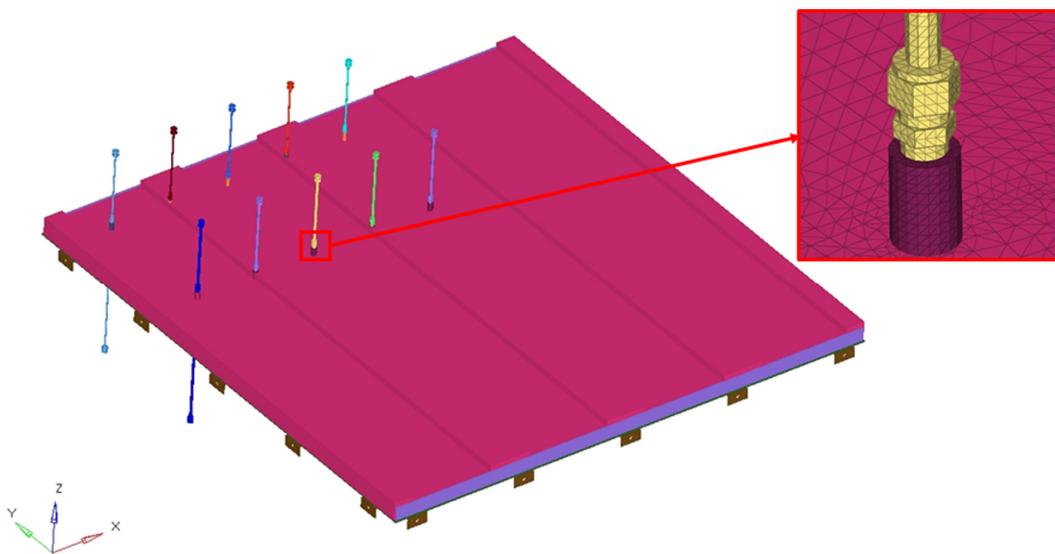
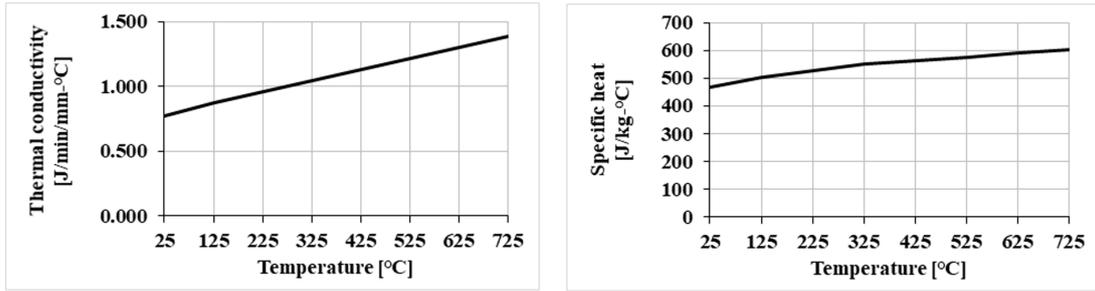
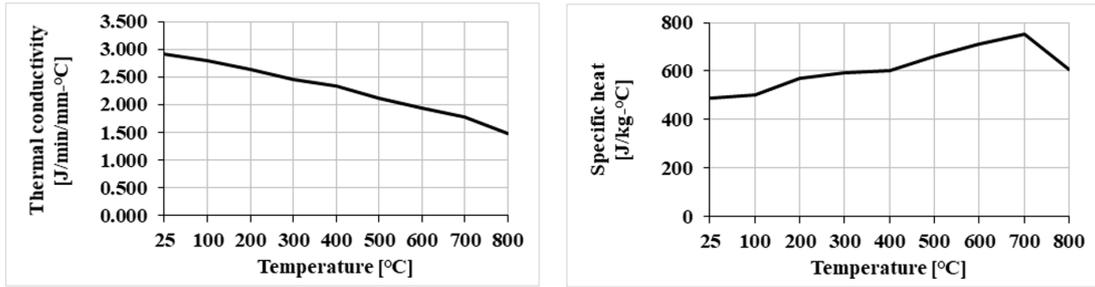


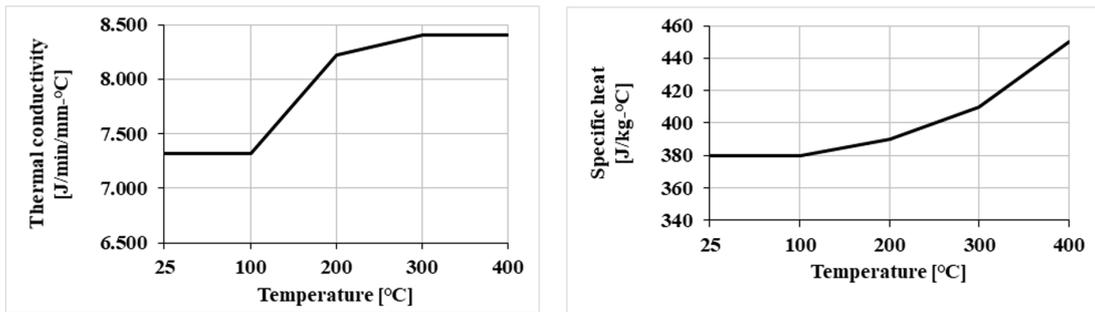
Fig. 6 Finite element model for socket length 200 mm



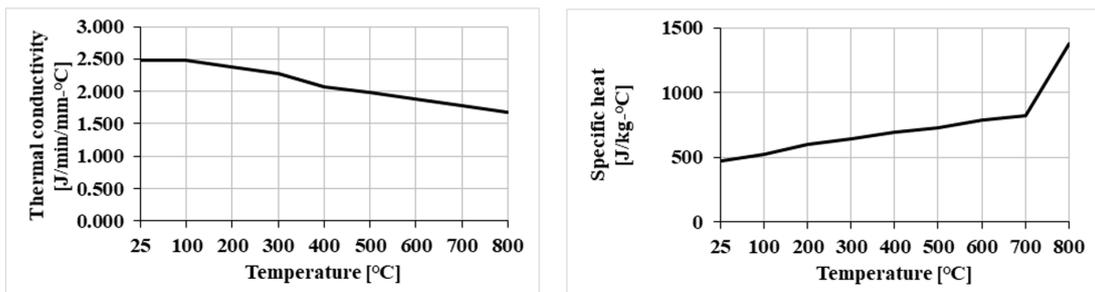
(a) SUS316L (Goodfellow, 1993)



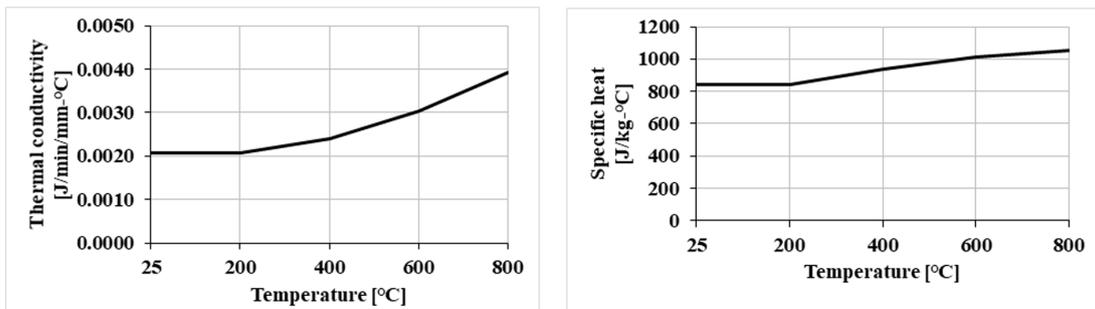
(b) S45C (Seo et al., 2012)



(c) Brass (Kothandaraman and Subramanyan, 2004)



(d) Mild steel (Lee and Song, 2013)



(e) Insulation (Promat, 2018)

Fig. 7 Thermal conductivity(left) and specific heat(right) for parts of bulkhead penetration piece

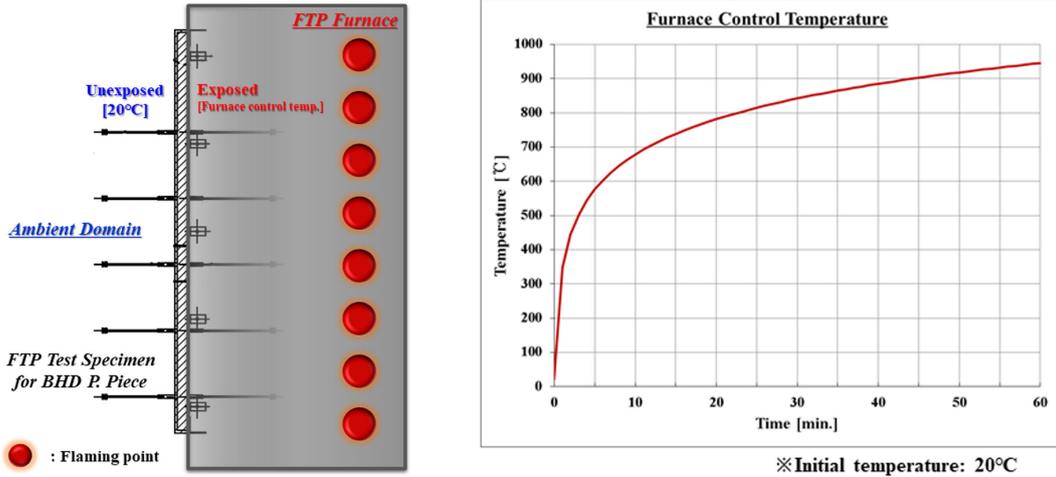


Fig. 8 Fire test condition (left) and furnace control temperature (right)

$$T = 340 \log_{10}(st + 1) + 20 \text{ [}^\circ\text{C]} \tag{4}$$

여기서 T 는 가열온도, t 는 분단위의 시간을 나타낸다. 식 (4)에 따라 A60 격벽 관통 관의 시험편은 60분간 940°C까지 점진적으로 가열된다.

3.3 설계 파라미터 변동에 따른 과도 열전달 특성

Table 2에 정리된 A60급 격벽 관통 관의 설계 파라미터 변동 행렬에 따라 범용 유한요소해석 프로그램인 MSC.NASTRAN의 열해석 솔버(MSC software, 2017)를 사용하여 과도 열전달해석을 수행하였다. 과도 열전달해석 기반 A60급 격벽 관통 관의 방화성능 평가를 위한 온도측정 위치는 MSC.307(88) 규정에 따라 Fig. 9와 Table 3에 나타난 바와 같이 단열재 상부에 격벽 관통 관 조립체인 컨넥터(Connector)가 드러나는 경우 소켓에 2지점, 튜브에 2지점씩 총 4지점의 온도를 측정하며, 단열재 두께로 인해 컨넥터가 드러나지 않는 경우 단열재에 인접된 튜브의 2지

점 온도를 측정한다.

과도 열전달해석을 통한 최종 60분 가열 후의 온도계측 결과는 각각의 온도측정 위치 별로 Table 3과 Fig. 10에 정리하여 나타내었다. 규정만족 여부의 판독 편의성을 위해 Table 3과 Fig. 10의 온도계측 결과는 측정온도에서 상온 20°C를 차감한 편차 온도 기준으로 정리하였다.

Table 3과 Fig. 10에 나타난 바와 같이 MSC 화재시험 절차서에서 규정된 편차온도인 180°C를 초과하는 Case는 소켓길이가 200mm와 350mm, 500mm의 경우에 대해 3-1, 3-2, 5-1, 5-2, 7-3, 7-4, 8-1, 8-2, 10-1, 10-2 측정위치에서 나타났다. 화재시험 절차서의 규정상 측정위치 한곳 이상에서의 측정 편차온도가 180°C를 초과하면 그 시편 자체는 규정을 만족하지 못하는 것으로 간주하기 때문에 Table 3에 나타난 것처럼 200mm, 350mm, 500mm의 모든 소켓 길이에서 Case 3, Case 5, Case 7, Case 8, Case 10의 일부 설계조합은 A60급 격벽 관통 관으로 적용되기 어려운 것으로 나타났다.

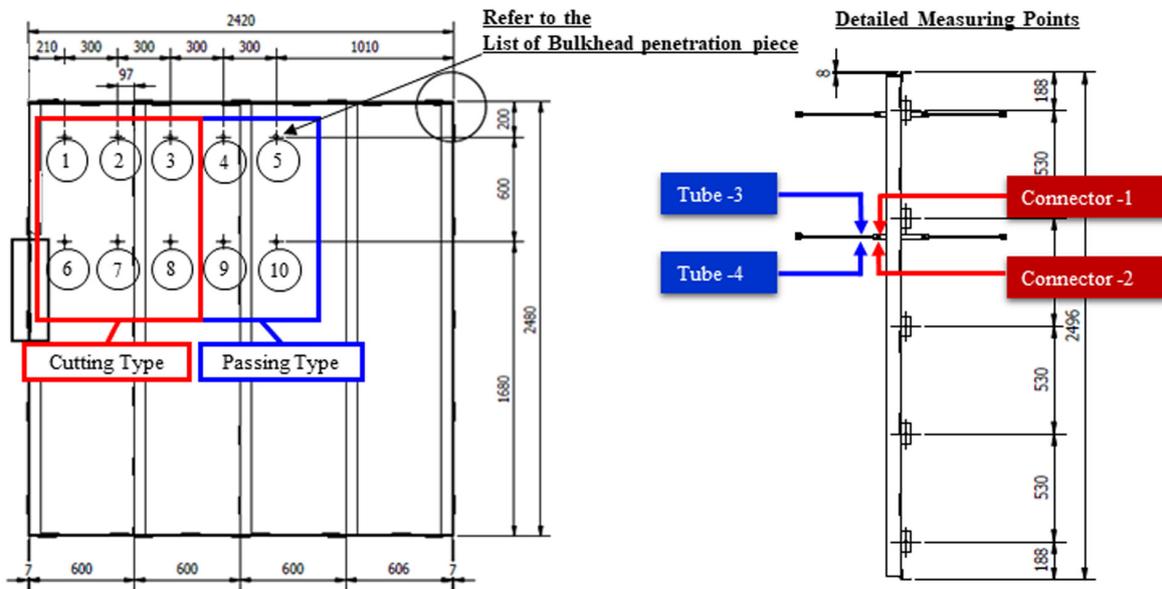


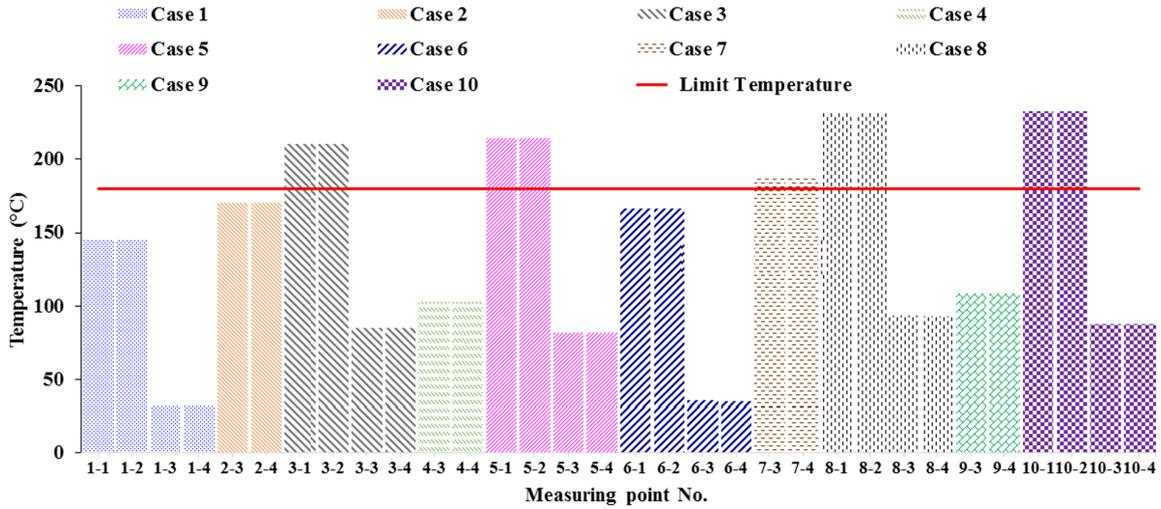
Fig. 9 Detailed temperature measuring points

Table 3 Temperature measuring results from transient heat transfer analysis

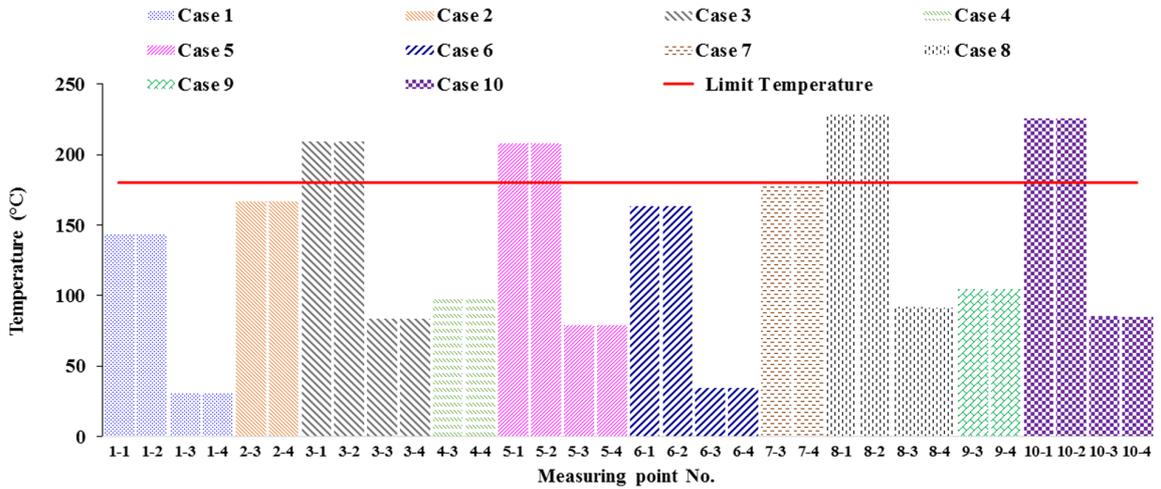
| Case No. | Measuring point No. | Temperature [°C] | | | Remark |
|----------|---------------------|------------------------|------------------------|------------------------|--------|
| | | Socket length : 200 mm | Socket length : 350 mm | Socket length : 500 mm | |
| Case 1 | 1-1 (socket) | 144.5 | 143.5 | 143.3 | OK |
| | 1-2 (socket) | 144.4 | 143.4 | 143.3 | OK |
| | 1-3 (tube) | 31.9 | 31.8 | 31.8 | OK |
| | 1-4 (tube) | 32.0 | 31.9 | 31.9 | OK |
| Case 2 | - | - | - | - | |
| | - | - | - | - | |
| | 2-3 (tube) | 169.7 | 167.2 | 166.4 | OK |
| | 2-4 (tube) | 169.7 | 167.2 | 166.4 | OK |
| Case 3 | 3-1 (socket) | 210.2 | 209.4 | 208.9 | Fail |
| | 3-2 (socket) | 210.2 | 209.4 | 208.9 | Fail |
| | 3-3 (tube) | 84.5 | 84.2 | 84.0 | OK |
| | 3-4 (tube) | 84.5 | 84.2 | 84.1 | OK |
| Case 4 | - | - | - | - | |
| | - | - | - | - | |
| | 4-3 (tube) | 102.3 | 98.1 | 97.8 | OK |
| | 4-4 (tube) | 102.3 | 98.1 | 97.8 | OK |
| Case 5 | 5-1 (socket) | 213.9 | 208.0 | 204.8 | Fail |
| | 5-2 (socket) | 213.8 | 208.0 | 204.8 | Fail |
| | 5-3 (tube) | 81.2 | 79.3 | 78.3 | OK |
| | 5-4 (tube) | 81.2 | 79.3 | 78.3 | OK |
| Case 6 | 6-1 (socket) | 165.8 | 163.4 | 163.2 | OK |
| | 6-2 (socket) | 165.8 | 163.5 | 163.2 | OK |
| | 6-3 (tube) | 35.2 | 35.0 | 34.9 | OK |
| | 6-4 (tube) | 35.1 | 34.8 | 34.8 | OK |
| Case 7 | - | - | - | - | |
| | - | - | - | - | |
| | 7-3 (tube) | 186.4 | 181.9 | 180.3 | Fail |
| | 7-4 (tube) | 186.4 | 181.8 | 180.2 | Fail |
| Case 8 | 8-1 (socket) | 230.9 | 228.6 | 227.5 | Fail |
| | 8-2 (socket) | 231.0 | 228.6 | 227.5 | Fail |
| | 8-3 (tube) | 93.0 | 92.2 | 91.8 | OK |
| | 8-4 (tube) | 92.8 | 92.0 | 91.6 | OK |
| Case 9 | - | - | - | - | |
| | - | - | - | - | |
| | 9-3 (tube) | 108.7 | 104.5 | 104.2 | OK |
| | 9-4 (tube) | 108.7 | 104.5 | 104.2 | OK |
| Case 10 | 10-1 (socket) | 232.5 | 226.0 | 222.6 | Fail |
| | 10-2 (socket) | 232.5 | 226.0 | 222.6 | Fail |
| | 10-3 (tube) | 87.7 | 85.5 | 84.5 | OK |
| | 10-4 (tube) | 87.6 | 85.5 | 84.4 | OK |

대표적으로 소켓길이 200mm에 대해서 과도 열전달해석을 통한 60분 가열 후 시편의 온도분포 결과를 Fig. 11에 도시하였다. Fig. 11에 나타난 바와 같이 비화염노출면에서의 최대 온도는

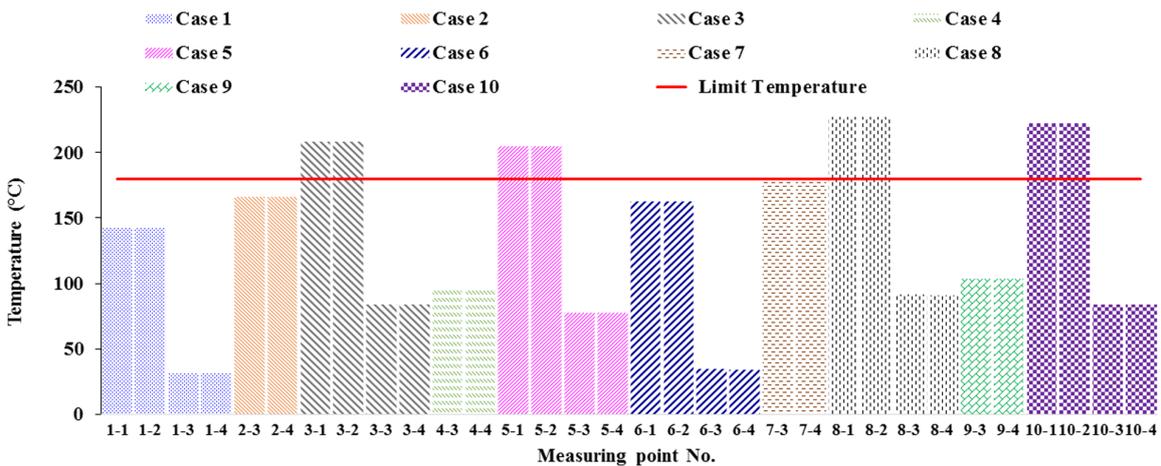
263°C로 나타났으며, 화염노출면에서는 885°C로 나타났다. Table 3과 Fig. 10~11에서 나타난 바와 같이 소켓의 길이가 길어질수록 비화염노출면에서의 온도분포가 다소 낮아지지만 영향도가 높지



(a) Socket length : 200 mm



(b) Socket length : 350 mm



(c) Socket length : 500 mm

Fig. 10 Design parameter effects on temperature measuring results

않은 것으로 나타났고, 반면에 재질, 직경 및 관 형태의 설계조합이 방화성능에 영향도가 높은 것으로 나타났다.

제작비용의 Case 별 영향도는 관통 관의 재질과 형상을 기준

으로 산정되었고, 건조 생산성과 관련해서는 Table 4와 같은 항목에 대한 실제 조선소 의장생산 작업자의 정성적인 평가를 기준으로 산정하였다. 생산성 영향도 평가에서 재질과 직경, 길이

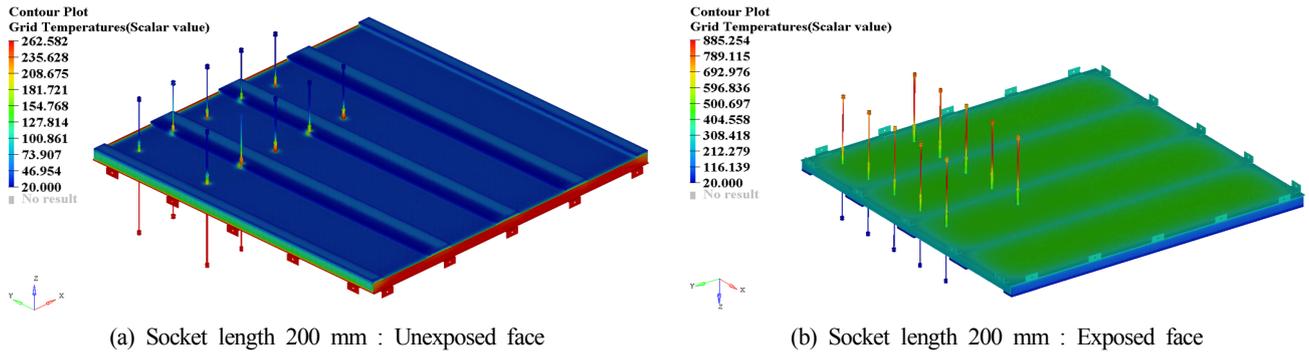
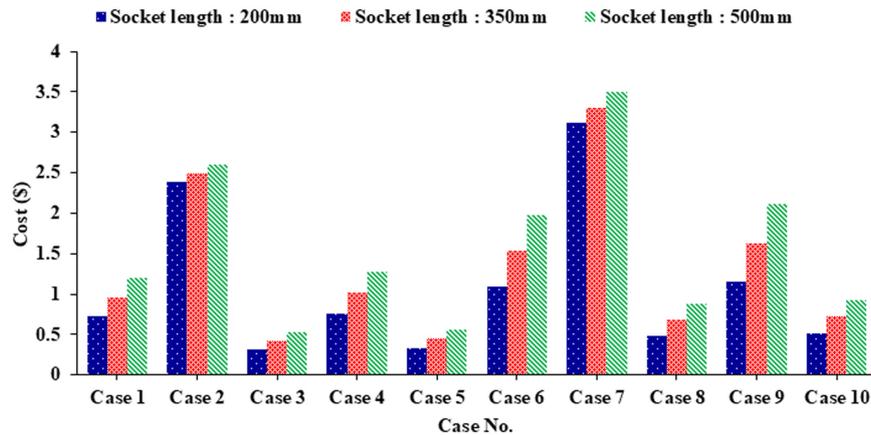


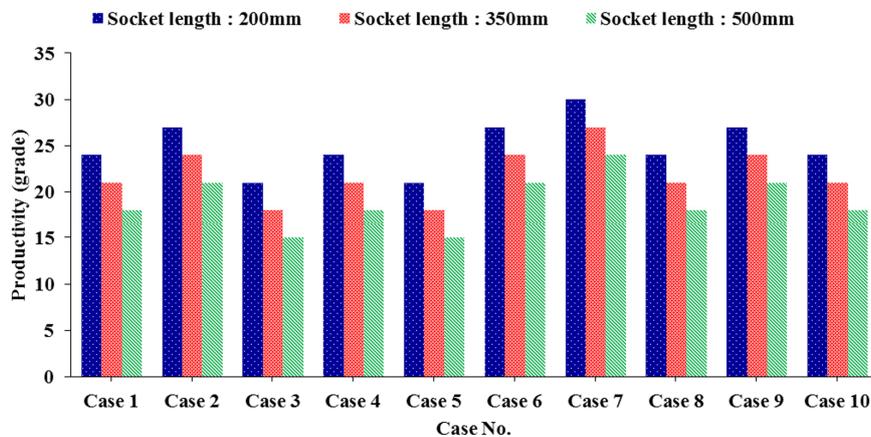
Fig. 11 Temperature distribution contour results

Table 4 Productivity rating for bulkhead penetration piece

| Item | Grade | | | | |
|--------------------------------------|----------|-----|--------|------|-----------|
| | Very bad | Bad | Normal | Good | Very good |
| Work requirement time | 1 | | ... | | 10 |
| Damage frequency during work process | | | | | |
| Work convenience | | | | | |
| Maintenance between work process | | | | | |
| A/S frequency | | | | | |



(a) Cost effect



(b) Productivity effect

Fig. 12 Design parameter effects on cost and productivity

에 따른 작업 편리성이 정성적으로 30%정도의 가감이 있는 것으로 직접 면담을 통해 확인 되었고, 설계 파라미터 조합 상에 생산성이 가장 높은 경우 10점, 그 이후 30%씩 감하여 생산성 점수를 책정하고 이를 합산하여 Fig. 12 (b)에 도식적으로 나타내었다.

제작비용 및 건조 생산성에 대한 각 Case 별 영향도 분석 결과는 Fig. 12에 도시하였다.

Fig. 12 (a)에 나타난 바와 같이, Case 7인 경우 제작비용 상승률이 가장 큰 반면, Case 3인 경우 제작비용이 가장 낮게 나타났다. 즉, 황동재질의 소재를 사용할 경우 제작비용이 높아지고, S45C 재질을 적용할 경우 제작비용을 낮출 수 있으며, 길이와 직경의 증가는 제작비용의 비례적인 증가를 나타낸다. 또한 SUS316L 재질을 적용할 경우 중간 정도의 제작비용이 소요됨을 알 수 있다. Fig. 12 (b)에 나타난 것처럼 강성이 상대적으로 낮은 소재인 황동재질을 적용하고 직경이 크고 길이가 짧은 경우 생산성이 향상되는 것으로 나타났으며, 강성이 상대적으로 높은 소재인 S45C 재질을 적용하고 직경이 작고 길이가 긴 경우 생산성이 저하되는 것을 확인하였다. A60급 격벽 관통관의 합리적인 설계 파라미터를 결정하기 위해 MSC.307(88) 방화성능의 온도 규정, 제작비용 및 건조 생산성을 종합적으로 고려할 경우, SUS316L 재질과 200mm의 소켓 길이를 적용하는 것이 적절한 것으로 분석되었다.

4. 결 론

본 연구에서는 A60급 구획에 적용되며 격벽을 관통하는 관의 열전달 특성을 검토하기 위해 유한요소법을 기반으로 과도 열전달 수치해석을 수행하였다. 관의 재질, 직경 및 길이 치수를 주요 파라미터로 설정 하였으며 A60급 방화성능의 온도 규정, 제작비용 및 건조 생산성을 주요 성능 응답치로 고려하여 합리적인 A60급 격벽 관통관의 설계 파라미터 조합을 과도 열전달해석을 통해 검토하였다. 설계 파라미터 검토 결과로부터 소켓의 길이가 길어질수록 비화염노출면에서의 온도분포가 다소 낮아지지만 영향도가 높지 않은 것으로 나타났고, 반면에 재질, 직경 및 관 형상의 설계조합이 방화성능에 영향도가 높은 것으로 나타났다. 제작비용과 관련하여 황동재질의 소재를 사용할 경우 제작비용이 높아지고, S45C 재질을 적용할 경우 제작비용을 낮출 수 있으며, 길이와 직경의 증가는 제작비용의 비례적인 증가를 나타내었고, SUS316L 재질을 적용할 경우 중간 정도의 제작비용이 소요됨을 확인 하였다. 생산성 측면에서는 강성이 상대적으로 낮은 소재인 황동재질을 적용하고 직경이 크고 길이가 짧은 경우 생산성이 향상되는 것으로 나타났으며, 강성이 상대적으로 높은 소재인 S45C 재질을 적용하고 직경이 작고 길이가 긴 경우 생산성이 저하되는 것을 확인하였다. MSC.307(88) 방화성능의 온도규정 만족여부와 관련하여 S45C 재질의 경우 직경, 길이에 관계없이 온도규정을 만족하지 못하였으며 재질이 황동일 때 튜브의 직경이 $\phi 12$ 인 경우 길이에 관계없이 온도규정을 만족하지 못하였다. 반면 재질이 SUS316L인 경우 직경, 길이에 관계없이 모두 온도규정을 만족하였다. A60급 격벽 관통관의 합리적인 설계 파라미터를 결정하기 위해 MSC.307 (88) 방화성능의 온도 규정, 제작비용

및 건조 생산성을 종합적으로 고려할 경우, SUS316L 재질과 200mm의 소켓 길이를 적용하는 것이 가장 적절한 설계안으로 검토되었다. 본 연구에서 수행된 과도 열전달 수치해석 기반의 설계 사양 결정에 대한 검증은 추후 A60급 격벽 관통관의 방화성능 시험 연구논문에서 다루어질 예정이다.

후 기

본 연구는 산업통상자원부 대불산학융합지구조성사업과 중소기업부 지정 지역혁신센터사업(RIC) 중화확설비안전진단센터(B0010843)의 지원을 받아 수행되었으며 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- ABS, 2018. Mobile Offshore Drilling Units - Part 5 Fire and Safety. Rules for Building and Classing, USA.
- Barletta, A., Lazzari, S., Zanchini, E., Terenzi, A., 2008. Transient Heat Transfer from an Offshore Buried Pipeline during Start-up Working Conditions. *Heat Transfer Engineering*, 29(11), 942-949.
- Goodfellow, 1993. Metals, Alloys, Compounds, Ceramics, Polymers, Composites Catalogue 1993/94. GoodfellowMetals Ltd., Cambridge.
- Huh, C., Kang, S.G., Hong, S., Choi, J.S., Baek, J.H., 2008. Thermal-Hydraulic Analysis of Pipeline Transport System for Marine Geological Storage of Carbon Dioxide. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 22(6), 88-94.
- IMO, 2010. International Convention for the Safety of Life at Sea. SOLAS 1999/2000 Amendment, UK.
- Kang, G.I., Kwak, S.Y., Park, C.S., 2017. Design and Evaluation of the Thermal Capability to Secure a Working Time of Cryogenic Explosion-proof Camera in LNG Carrier Tank. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 9, 568-576.
- Kothandaraman, C.P., Subramanyan, S., 2004. Heat and Mass Transfer Data Book. 5th Edition, New Age International (P) Ltd., India.
- Lee, J., Song, C.Y., 2013. Estimation of Submerged-arc Welding Design Parameters using Taguchi Method and Fuzzy Logic. *Journal of Engineering Manufacture*, 227(4), 532-542.
- Lee, J.C., Seo, Y.K., Lee, C.J., 2012. A Study on the Anti-icing Performance Evaluating and Design Guide by Heating Coil for Upper Deck of Icebreaking Vessels. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 49(6), 541-549.
- Moon, J.G., Park, J.C., Kwon, Y.H., Yoo W.S., Ahn, S.W., 2010. Study of Heat Transfer and Safety Evaluation for Heating Coils in the Fuel Tank of a Ship. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 24(5), 22-30.
- MSC(Maritime Safety Committee), 2010. Adoption of the

- International Code for Application of Fire Test Procedures. MSC.307(88), UK.
- MSC software, 2017. MSC.NASTRAN User's Manual. MSC software, USA.
- Murawski, L., 2018. Thermal Interaction Between Main Engine Body and Ship Hull. *Ocean Engineering*, 147, 107-120.
- Oh, J.S., Lee, I.S., Yoon, H.K., Sung, H.K., 2017. Thermal and Structural Analyses of Semi-metallic Gasket Joined with Graphite Seal for Ship Engine Piping Flange. *Journal of Ocean engineering and Technology*, 31(5), 352-356.
- Promat, 2018. Thermal Characteristics. [Online] Available at : <<http://www.promat-marine.com/en/products/promaguard>> [Accessed 04 April. 2018].
- Soe, Y.H., Tanabe, I., Iyama, T., Da Cruz, J.R., 2012. Estimation Tool for Optimum Cutting Condition of Difficult to Cut Materials. *Journal of Machine Engineering*, 12(1), 76-88.
- Yunus, A.C., Afshin, J.G., 2012. *Heat and Mass Transfer: Fundamentals and Applications*. 4th Edition, McGraw-Hill Education Korea, Korea.
- Zhou, B., Han, X., Guo, W., Liu, Y., Tan, S.K., 2017. Numerical and Experimental Study on Cutting Access Opening in Ship Structure. *Journal of Ship Production and Design*, 33(1), 12-23.

Comparison of Underwater Drop Characteristics for Hazard Apparatuses on Subsea Cable Using Fluid-Structure Interaction Analysis

Gyung-Ho Jang*, Jeong-Hun Kim** and Chang Yong Song^{id}***

*AhTTi Co. Ltd, R&D Center, Gyeonggi, Korea

**KEPCO, KEPRI, Daejeon, Korea

***Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Mokpo National University, Jeonnam, Korea

유체-구조 연성해석 기반 해저케이블 위해인자의 수중낙하 특성 비교

장경호* · 김정훈** · 송창용^{id}***

(주)아띠 기술연구소

**한전 전력연구원

***목포대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Subsea cable 해저 케이블, Fluid-structure interaction analysis 유체-구조 연성해석, Hazard apparatuses 위해인자, Underwater drop velocity 수중낙하속도, Protection facility 보호설비

ABSTRACT: It is known that damages to the subsea cables used for electric power transmission between islands and countries, including renewable energy from offshore wind power, current, tides, etc., cost much to restore, which causes social and economic losses. Various types of fishing rigs and anchors have been reported to be the greatest hazards to subsea cables. It is possible to design and construct a suitable protection facility for a subsea cable by precisely estimating the underwater behavior of such hazardous apparatuses. In this study, numerical simulations of the underwater behaviors of various hazardous apparatuses were carried out using fluid-structure interaction (FSI) analysis as a basic study to simulate the actual behavior phenomena of hazardous apparatuses in relation to a subsea cable. In addition, the underwater drop characteristics according to the types of hazardous apparatuses were compared. In order to verify the accuracy of the FSI analysis method used in this study, we compared the test results for underwater drops of a steel ball bearing. Stock anchors, stockless anchors, and rocket piles, which were actually reported to be the cases of damage to subsea cables along the southwest coast of Korea, were considered as the hazardous apparatuses for the numerical simulations. Each hazardous apparatus was generated by a Lagrangian model and coupled with the fluid domain idealized by the Eulerian equation to construct the three-dimensional FSI analysis model. The accuracy of the numerical simulation results was verified by comparing them with the analytical solutions, and the underwater drop characteristics according to the types of hazard apparatuses were compared.

1. 서 론

1980년대에 최초의 광섬유 형식 해저케이블이 부설된 이후 해저케이블은 국·내외에서 해외통신 연결의 중요한 인프라 시설로 사용되고 있으며, 통신 시간 지연이 발생하는 위성통신을 대체할 수 있어 그 수요가 급격하게 늘어나는 추세이다. 특히 국내에서는 도서 지역의 전력 및 통신 설비용 해저 케이블이 다수 설치되어 있으며, 제주도의 경우 소비전력의 대부분을 해저케이블을 통해 육지로부터 송전 받고 있다(Ahn and Kim, 2009).

해저케이블 설치의 증가에 따른 파손사례 또한 증가하고 있으며, 특히 선박의 계류시 사용되는 앵커(Anchor)에 의한 해저케이블의 파손사고는 2007년 이후로 약 40% 가량 증가하였다. 이러한 현상은 연안 해역의 산업 시설과 생활 기반 시설 등이 지속적으로 증가되어 해상과 육지 간의 물동량의 증가로 이어졌고, 그에 따른 선박 통행량의 증가가 원인이었다(ICPC, 2009). 국내의 경우 2006년 제주 정전사태의 원인이 선박의 투묘에 의한 앵커와의 충돌로 인해 육지에서 제주로 연결된 해저케이블이 파손되어 발생된 것으로 보고되었다(KEPCO, 2006). 해저케

Received 8 August 2018, revised 3 September 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Chang Yong Song: +82-61-450-2732, cysong@mokpo.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-1098-4205>

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KSOE 2017 in Geoje.

© 2018, 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.

이불 파손사고가 발생하게 되면 통신 및 데이터 전송 기능의 손실과 전력공급의 중단 상황이 발생할 수 있고, 해저케이블이 매설된 해역의 해양환경 조건에 따라 복구에 대한 높은 비용이 소요된다. 해저케이블의 파손사고의 주요 위협인자로는 스톡 앵커(Stock anchor)나 스톡리스 앵커(Stockless anchor)와 같은 선박용 앵커의 투묘에 의한 낙하충돌, 앵커의 주묘에 의한 끌림, 로켓포(Rocket pile)와 같은 양식어업용 조업도구의 낙하충돌 등이 보고되고 있다(KEPCO, 2006).

이와 같은 해저케이블 파손사고의 위협성을 낮추기 위해 다양한 형태의 해저케이블 보호설비가 고안되어 오고 있다. 그러나 국·내외의 해저케이블 보호설비의 설계 및 시공에 관한 규정이 미비하기 때문에 해저케이블 보호설비의 설계 안전도를 확보하기 위해서는 위협인자로 인한 수중 낙하충격에 대한 극한상태 평가가 선행되어야 한다. 해저케이블 보호설비의 낙하충격과 관련하여 여러 연구가 수행되어 오고 있다. Woo and Na(2010)는 수중 낙하하는 스톡 앵커의 속도를 뉴턴의 제2법칙을 이용한 이론식을 토대로 산출하여 강체로 모델링된 스톡 앵커 상에 초기속도로 적용하고 육상조건에서 보호구조물에 충돌시키는 수치해석 연구를 수행하였다. 매장형태의 해저케이블 보호설비에 대한 스톡 앵커 충돌 수치 시뮬레이션(Cho et al., 2012), 유연 콘크리트 매트리스(Flexible concrete mattress, FCM) 형태의 해저케이블 보호구조물에 대한 스톡 앵커와의 충돌해석과 콘크리트 재료모델 및 낙하 높이에 따른 FCM 보호구조물의 충돌강도 특성 평가(Ryu et al., 2015), 해저케이블 보호용 FCM 구조물의 스톡 앵커 충돌에 의한 손상 영향도 평가를 위한 철근 모델링과 앵커 충돌각도에 따른 비선형 동적해석 (Ryu et al., 2016) 등의 연구에서도 앞서 언급된 뉴턴의 제2법칙을 이용한 이론식을 기반으로 충돌체의 낙하속도를 산정하여 육상조건에서 충돌현상을 수치적으로 모사하였다. 이와 같이 기존의 연구현황을 살펴보면 이론식 기반의 위협인자 낙하속도를 이용하여 육상조건 기준으로 해저케이블 보호설비의 역학적 특성을 평가하였으며, 실제 해양환경을 고려하여 충돌성능을 평가한 사례가 미비한 것으로 파악되었다.

본 연구에서는 다양한 해저케이블 위협인자에 대한 실증시험의 현상을 실제 해양환경과 유사하게 모사하기 위한 기초연구 중에 하나로 3차원 CEL(Coupled euler-lagrange) 방법 기반의 유체-구조 연성(Fluid-structure interaction, FSI)해석을 이용하여 다양한 위협인자의 수중낙하 현상에 대한 수치 시뮬레이션을 수행하고, 위협인자의 종류에 따른 낙하특성을 비교하였다. 이를 통해 본 연구는 해저케이블 보호설비의 극한강도 평가를 위한 FSI 해석기법의 확립과 위협인자에 의한 극한하중 산정 연구의 기초자료로 활용하는 것을 주요 목적으로 하였다. 본 연구에서 사용한 FSI 해석방법의 정확도를 검증하기 위해 기존에 수행되었던 베어링 강재 구체(Bearing steel ball)의 수중낙하시험과 동일한 수치 시뮬레이션을 수행하여 결과를 비교하였다. 다양한 해저케이블 위협인자의 수치 시뮬레이션에서 고려한 위협인자의 종류는 실제 국내 서남해안에 설치된 해저케이블 보호설비의 파손사례보고에서 사고 발생빈도가 높았던 스톡 앵커, 스톡리스 앵커, 양식장 로켓포이다. 각각의 위협인자는 라그랑지안 모델(Lagrangian rigid model)로 생성하였고, 오일러 방정식

(Eulerian equation)으로 생성된 수중 유체영역과 연성하여 3차원 전체 규모의 FSI 해석모델을 구성하였다. 위협인자 별로 수중낙하 FSI 해석의 낙하속도 결과를 이론식의 결과와 비교하여 수치 시뮬레이션의 타당성을 검증하고 위협인자의 종류에 따른 수중 낙하특성을 비교하였다.

2. 유체-구조 연성(FSI) 해석 방법

본 연구에서 적용한 FSI 해석 방법은 유체영역을 유한체적법(Finite volume method, FVM)으로 구현하는 오일러리안(Eulerian) 방법과 구조영역을 유한요소법(Finite element method, FEM)으로 표현하는 라그랑지안(Lagrangian) 방법을 연성하여 유체와 구조체의 상호작용을 모사하는 해석방법이다. 다양한 해저케이블 위협인자에 대해 수중낙하 특성을 분석하기 위한 FSI 해석방법에서 수중 유체영역은 오일러 요소로 고려하고, 위협인자는 라그랑지 요소로 고려하였다. FSI 해석의 수치계산은 외연 시간 적분법(Explicit time integral method) 기반의 범용 비선형 유한요소해석 코드인 MSC.Nastran SOL700을 이용하였다(MSC Software, 2017). FSI 해석방법에서 유체-구조 접촉면은 유체-구조 연성 알고리즘(Fluid-structure coupled algorithm)으로 정의된다. FSI 해석방법의 유체-구조 상호작용에 대한 개념은 Fig. 1에 나타나 있다.

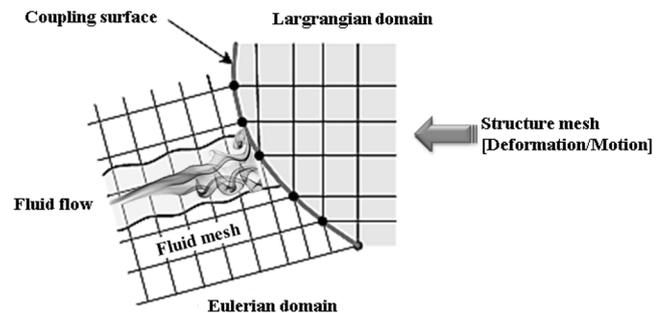


Fig. 1 Lagrangian-Eulerian interaction scheme

Fig. 1에 나타난 바와 같이 라그랑지 구조 영역의 변형이나 운동은 유체-구조 연성 영역의 경계에 영향을 미치게 되고 오일러 유체 영역에서 발생된 압력은 구조 영역의 외력으로 작용한다. 유체-구조 매질의 상호작용을 반영하기 위해 두 매질이 접하는 공통 경계표면을 연성표면(Coupling surface)으로 설정하여 이 표면을 통해 두 매질간의 상호작용이 연성된다.

3. 베어링 강재 구체의 수중 낙하해석

다양한 해저케이블 위협인자의 수중낙하 특성을 검토하기 위한 수치 시뮬레이션 기법의 타당성을 사전에 검증하기 위해 기존에 수행되었던 베어링 강재 구체의 수중낙하시험의 연구결과(Kim, 2015)에 대해 본 연구에서 적용한 FSI 해석방법을 동일하게 모사하여 비교하였다. Fig. 2에는 베어링 강재 구체의 수중낙하시험을 위한 시험장치 형상과 상세 치수가 나타나 있다.

Fig. 2에 나타난 바와 같이 베어링 강재 구체의 수중낙하시험에서는 수위가 1,500mm인 수조에 밀도가 7,795kg/m³, 직경이

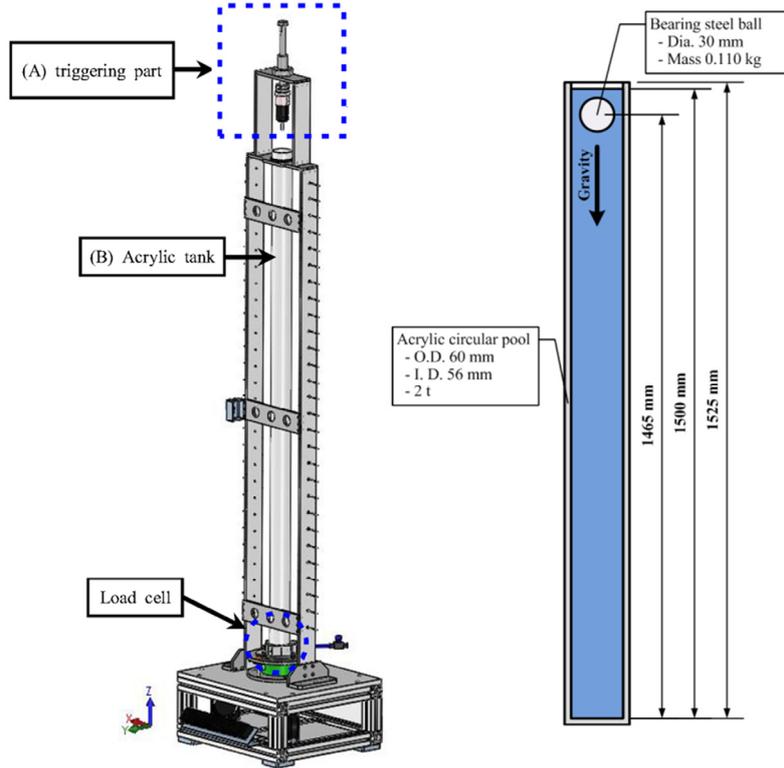


Fig. 2 Underwater free falling test scheme for bearing steel ball (Kim, 2015)

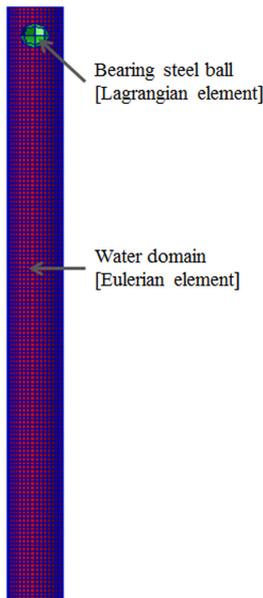


Fig. 3 FSI analysis model for underwater free fall of bearing steel ball

30mm, 무게가 0.11kg인 구체를 자유낙하 시켜 시간에 따른 구체의 위치변화를 1초 동안 중력방향에서 측정하였다. 본 연구에서 적용한 CEL 방법 기반의 FSI 해석의 정확도를 기존의 연구결과와 비교하기 위해 Fig. 3과 같이 수치해석 모델을 생성하였다. Fig. 3에 나타난 바와 같이 베어링 강재 구체는 8절점 솔리드(Solid) 형태의 라그랑지 요소를 사용하였으며, 124개의 절점과 24개의 요소로 구성하였다. 수조 내의 물의 오일러 격자는 정육

면체 요소를 사용하였으며, 77,959개의 절점과 42,140개의 요소로 구성하였고, 밀도와 체적탄성계수는 $1,000\text{kg/m}^3$, 2.1GPa 를 각각 적용하였다. 유체-구조 매질의 상호작용을 반영하기 위해 두 매질이 접하는 공통 경계표면인 베어링 강재 구체의 표면을 연성표면으로 설정하였다. FSI 해석기법에서는 오일러 영역의 재료거동을 수치적으로 구현하기 위해 상태방정식(Equation of state, EOS)이 필요하게 되는데, 본 연구에서는 선형 다항 상태방정식(Linear polynomial EOS)을 사용하였다(Shin et al., 1998). 수치 시뮬레이션 모델의 격자수는 격자수에 따른 수치해석 결과의 정확도와 수치계산 시간에 관한 기존의 연구결과를 근거로 하여 오일러 모델의 격자크기를 라그랑지 모델의 요소크기 대비 25% 정도 세밀하게 적용하였다(Kim et al., 2017).

Fig. 4에는 FSI 해석을 통한 베어링 강재 구체의 낙하시간에 따른 구체의 수중낙하 이동거리에 대한 대표적인 결과를 나타내었다.

Fig. 4에 나타난 바와 같이 베어링 강재 구체의 수중낙하 이동거리는 유체와의 연성에 의한 운동에너지 손실로 인해 시간에 따라 불규칙하게 나타나는 것을 확인할 수 있다. Fig. 5에는 베어링 강재 구체의 낙하시간에 따른 구체의 수중낙하 이동거리에 대한 FSI 해석결과를 기존 연구문헌(Kim, 2015)의 수중낙하 시험 연구결과, CFD(Computational fluid dynamics) 결과 및 이론해의 결과와 비교하여 나타내었다.

Fig. 5에 나타난 바와 같이 이론해의 결과를 제외한 FSI 해석 결과, 시험결과 및 CFD 해석결과는 높은 일치도를 나타내었다. 수중낙하에 대한 이론해는 정상상태에서 항력계수를 고려한 자유낙하 운동식으로부터 산출되었는데, 부가질량(Added mass) 및 에너지감쇠를 고려하지 못하였기 때문에 전체적인 수중낙하운

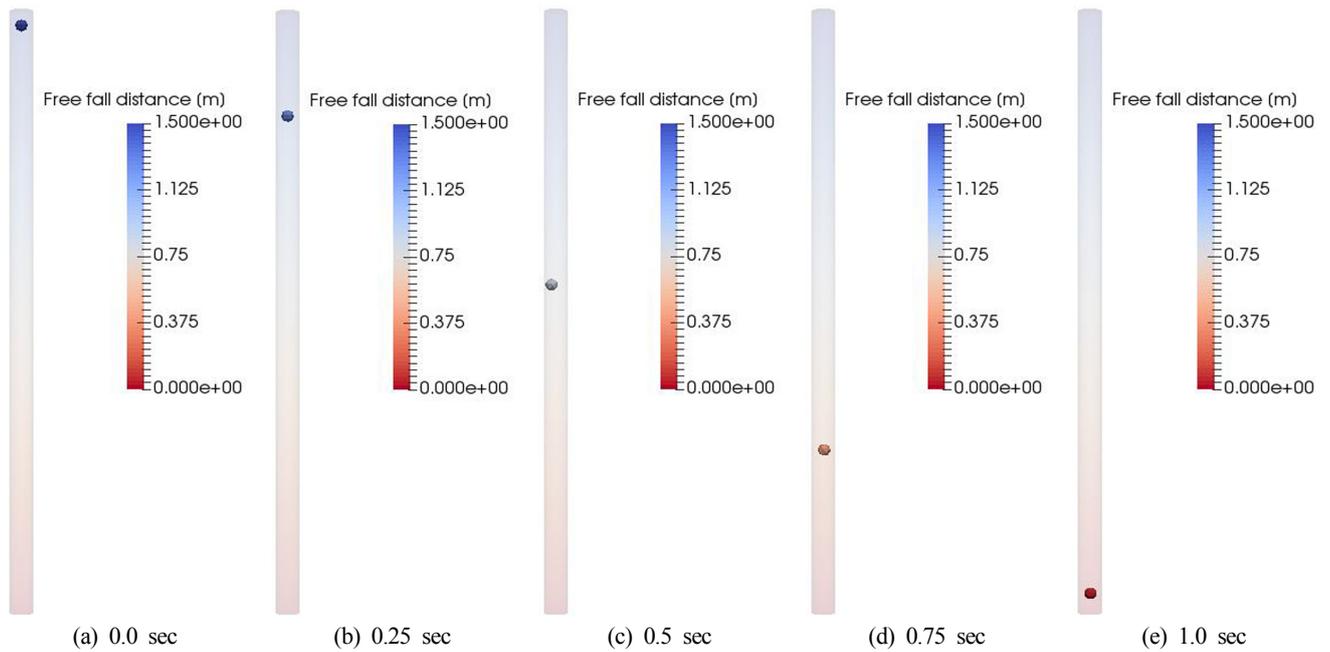


Fig. 4 FSI analysis results for underwater free fall distance of bearing steel ball

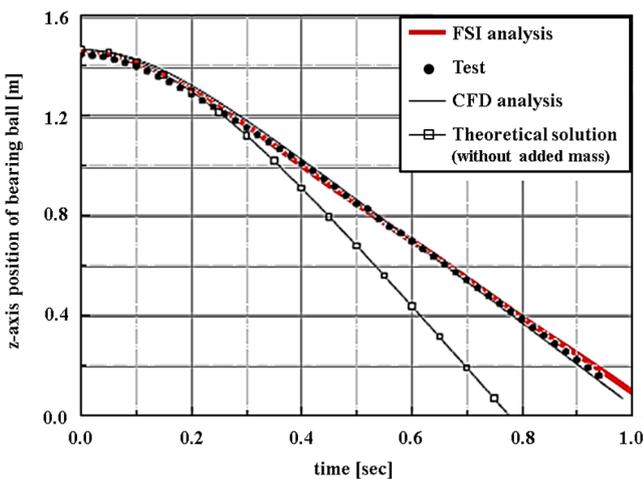


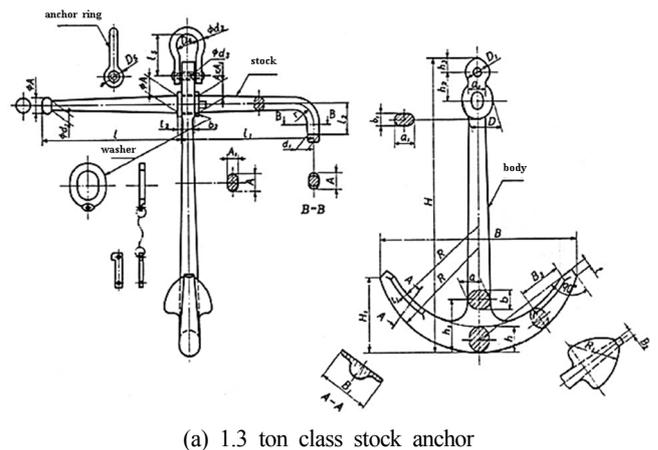
Fig. 5 Comparison graph for underwater free fall distance of bearing steel ball

동의 거동은 유사하지만 수심이 깊어질수록 FSI 해석, 시험 및 CFD 해석결과보다 수중낙하속도가 빨라지는 경향을 나타내는 것을 확인할 수 있다. 이와 같이 베어링 강제 구체에 대한 비교 검토를 통해 본 연구에서 사용한 CEL 방법 기반의 FSI 해석방법을 수중낙하 시뮬레이션에 적용할 경우 유의한 결과를 도출할 수 있음을 검증하였다.

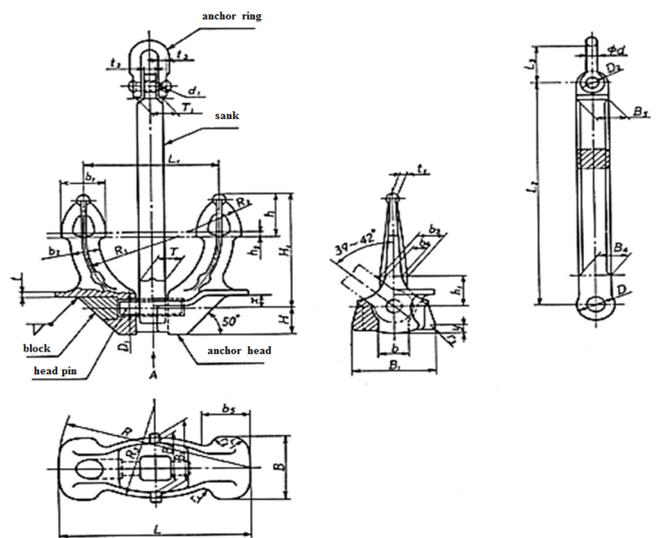
4. 해저케이블 위해인자의 수중 낙하특성

4.1 수치해석 모델

국내에서 해저케이블 매설이 가장 많이 이루어지고 있는 해역은 전남해안과 제주도 사이의 서남해역이며, 본 연구에서는 이 해역에 설치된 해저케이블 보호설비의 파손사례보고에서 사고 발생빈도가 높았던 스톡 앵커, 스톡리스 앵커, 양식장 로켓



(a) 1.3 ton class stock anchor



(b) 2.0 ton class stockless anchor

Fig. 6 Design specification of stock and stockless anchors (KS, 2013)

포의 수중낙하 특성을 분석하기 위해 FSI 해석 기반의 수치 시뮬레이션을 수행하였다. 스톡 앵커와 스톡리스 앵커의 사양은 서남해 해역을 주로 운항하는 선박 중 최대 선박 총 톤수를 기준으로 1.3톤급과 2.0톤급을 각각 고려하였다(Woo et al., 2017). Fig. 6에 나타난 바와 같이 1.3톤급 스톡 앵커와 2.0톤급 스톡리스 앵커의 형상은 한국 산업 규격(KS, Korean industrial standard) 상에 설계제원이 표준화되어 있다(KS, 2013).

로켓포는 양식장용 지지대의 설치 깊이를 확보하기 위해 약 20m 수심의 해저지반에 자유낙하 시키는 어업 도구이며, 설계제원은 표준화되어 있지 않다. 서남해안에 주로 사용되는 로켓포의 제원은 길이 7.5m, 외경 ϕ 190, 두께 20mm의 강관 내에 50×50×4mm의 L 형강을 관입하여 구성하는 형태이며, 중량은 600kg이다(Woo et al., 2017). 수치해석모델은 Fig. 7에 나타나는 바와 같이 스톡 앵커와 스톡리스 앵커는 KS에서 규정된 설계제원을 토대로 3차원 캐드 데이터를 생성하고 이를 이용하여 라그랑지 유한요소 모델을 구성하였고, 로켓포는 서남해안에서 주로 사용되는 600kg 중량의 제원을 반영하여 구성하였다. 3가지 해저케이블 위해인자의 유한요소 모델은 모두 8절점 솔

리드(Solid) 요소를 사용하였다. 스톡 앵커 모델은 550개의 절점과 560개의 요소로 구성하였고, 스톡리스 앵커 모델은 628개의 절점과 652개의 요소로 구성하였으며, 로켓포 모델은 2,399개의 절점과 2,420개의 요소로 구성하였다. 해저케이블 위해인자의 재질은 밀도 7,850kg/m³, 탄성계수 210GPa, 프와송 비(Poisson's ratio) 0.3인 일반강재를 적용하였다. 또한 위해인자의 유한요소 모델의 중량을 확인하여 각각의 실제 중량과 동일하도록 구성하였다. 스톡 앵커의 경우 Fig. 6(a)와 같이 스톡의 형상이 비대칭으로 고려되면 수중낙하 시 스톡 앵커가 회전운동을 발생시킬 수 있는데, 수직방향으로 해저면에 낙하하는 운동체의 이론적 수직 낙하속도와 수치해석 결과와의 비교를 위해 유한요소 모델의 스톡 형상을 대칭으로 구성하였다.

3가지 해저케이블 위해인자의 수중낙하 특성을 분석하기 위해 FSI 해석모델은 Fig. 8에 나타내었다.

Fig. 8에 나타난 바와 같이 스톡앵커와 스톡리스 앵커 및 로켓포에 대한 수치해석 모델의 수심은 실제 전남해안과 제주도 사이의 서남해역에서 사고빈도가 높았던 것으로 보고된(KEPCO, 2006) 10m 및 20m 전후의 수심으로 각각 고려하였다. Fig. 8의

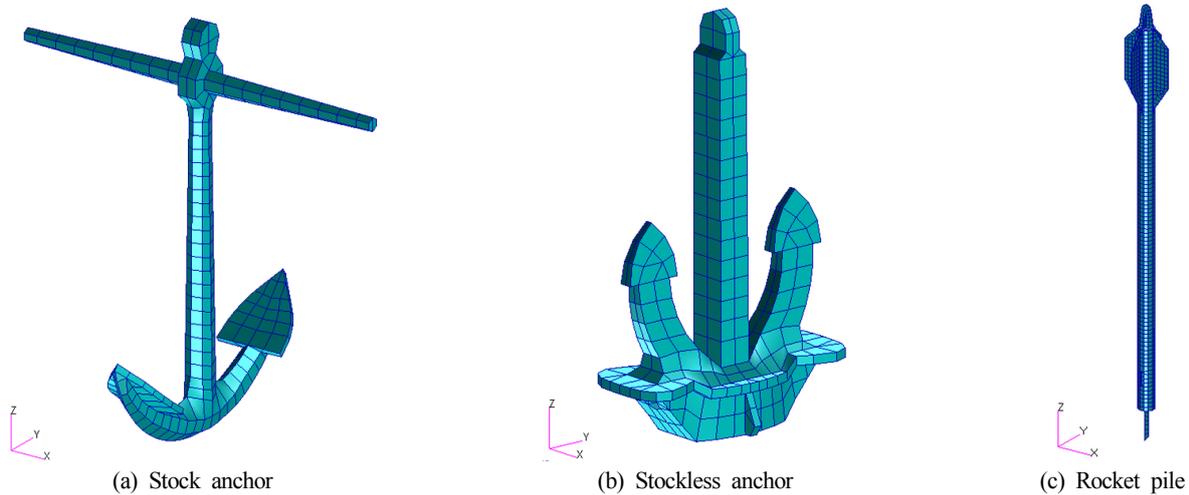


Fig. 7 Finite element models of hazard apparatuses

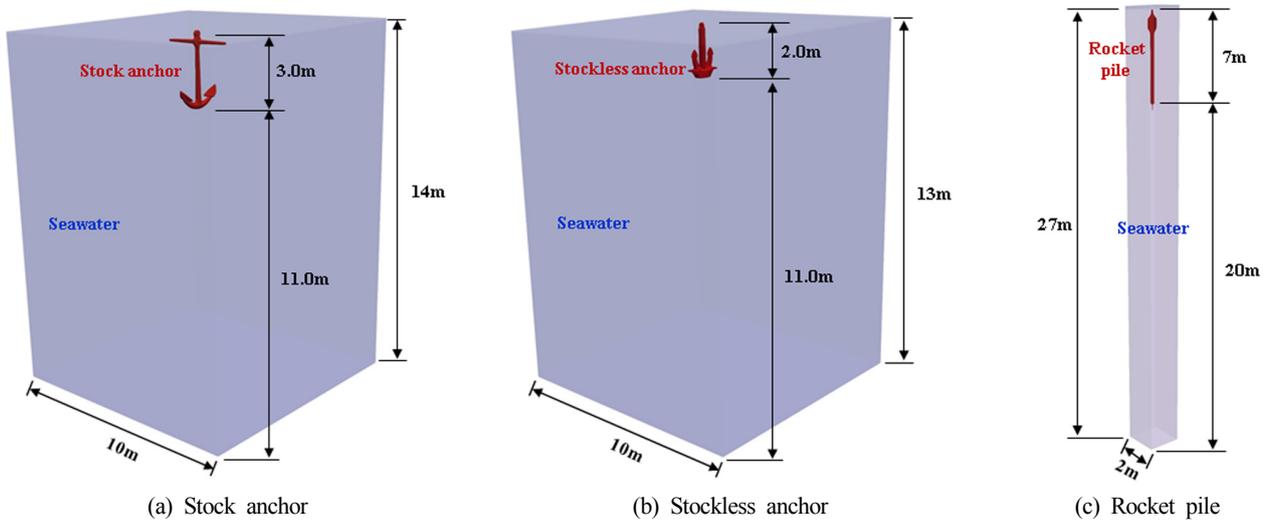


Fig. 8 FSI analysis models of hazard apparatuses

FSI 해석모델에서 오일러 영역의 격자는 정육면체 요소를 사용하였으며, 스톡 앵커 모델에서는 6,139,259개의 절점과 3,318,519개의 요소로 구성하였고, 스톡리스 앵커 모델에서는 5,700,741개의 절점과 3,081,481개의 요소로 구성하였으며, 로켓포 모델에서는 473,600개의 절점과 256,000개의 요소로 구성하였고, 해수의 밀도와 체적탄성계수는 $1,020\text{kg/m}^3$, 2.2GPa 을 각각 적용하였다. 유체-구조 매질의 상호작용을 반영하기 위해 두 매질이 접하는 공통 경계표면인 각각의 위해인자의 표면을 연성표면으로 설정하였다. 오일러 영역의 상태방정식은 앞서의 베어링 강재 구조의 수중낙하해석과 동일하게 선형 다항 상태방정식을 사용하였다. 오일러 영역의 모델링 범위와 격자크기는 기존의 연구결과(Kim et al., 2017)를 근거로 하여 오일러 모델의 범위를 라그랑지 모델의 최대 폭의 약 5배 이상으로 설정하고, 오일러 모델의 격자크기는 라그랑지 모델의 요소크기 대비 25% 정도 세밀하게 적용하였다.

4.2. FSI 해석 결과 및 수중낙하 특성 고찰

해저케이블 위해인자의 수중낙하 해석에서 스톡앵커, 스톡리스 앵커, 로켓포가 각각 수심 14m, 13m, 27m의 해수로 자유낙하 되는 상태에 대해 Fig. 8의 수치해석모델을 이용하여 FSI 시뮬레이션을 수행하였다. Figs. 9-11에는 해저케이블 위해인자의

수중낙하 깊이에 따른 위해인자 별 낙하속도에 대한 대표적인 결과를 나타내었다. 또한 Fig. 12에는 수중낙하 깊이에 따른 위해인자의 낙하속도 특성을 비교하여 도식적으로 나타내었다.

Figs. 9-11에서 나타나 있는 것처럼 해저케이블 위해인자의 수중 투묘 시 낙하속도의 변화율은 점성에 의한 운동에너지 손실로 수심이 깊어질수록 줄어드는 것을 확인할 수 있다. 스톡앵커와 스톡리스 앵커의 수중낙하 속도 변화의 경향성이 유사하게 나타난 반면, 로켓포의 경우 형상적 특성으로 인해 다른 경향성을 보였다. 스톡앵커와 스톡리스 앵커는 수심 5미터 전후로 낙하속도의 변화율의 변화가 매우 적어지는 특성을 나타내었고, 중량이 더 무겁고 형상이 작은 스톡리스 앵커의 수중낙하속도가 상대적으로 빠르게 나타났다. 로켓포의 경우 수심이 깊어질수록 낙하속도의 변화율이 줄어들기는 하지만 지속적으로 증가하는 경향성을 나타내었다. 이러한 로켓포의 수중낙하 특성은 투묘 완료 후 해저면에서 파지력을 유지해야하는 앵커와 달리 투묘 완료 후에도 해저면을 깊이 관통하도록 설계된 로켓포의 형상적인 특성 때문인 것으로 파악된다. 해저케이블용 보호설비의 급격한 파손사고 현상은 해저의 수압이나 환경적인 영향보다는 중량물인 해저케이블 위해인자의 투묘 시 수중낙하 운동으로부터의 동적 외력, 즉 충격력에 의한 것이기 때문에 위해인자의 최종낙하 상태의 충격량에 대한 정량적 평가가 중요하다고 할 수

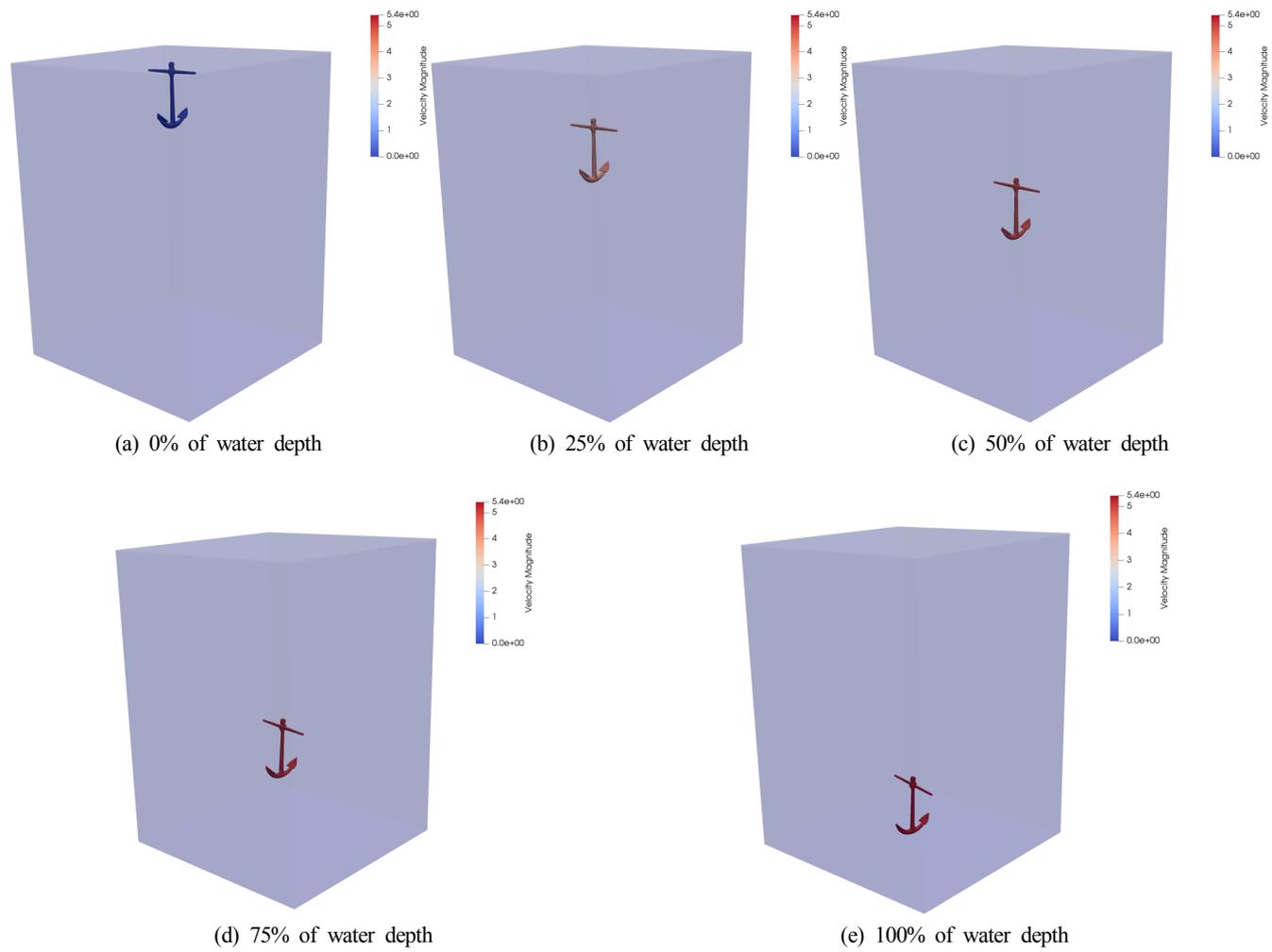


Fig. 9 Velocity contour results for underwater depth of stock anchor

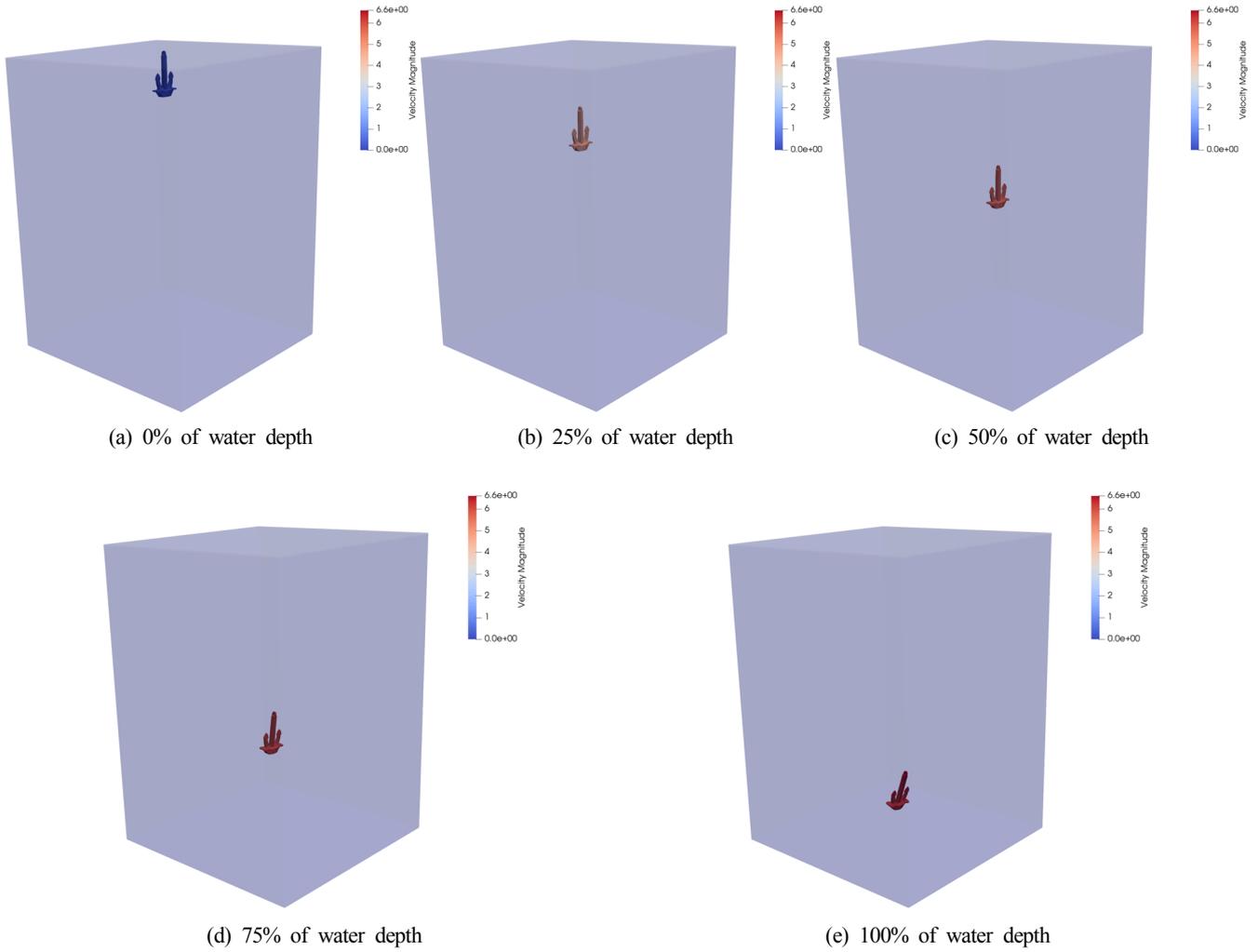


Fig. 10 Velocity contour results for underwater depth of stockless anchor

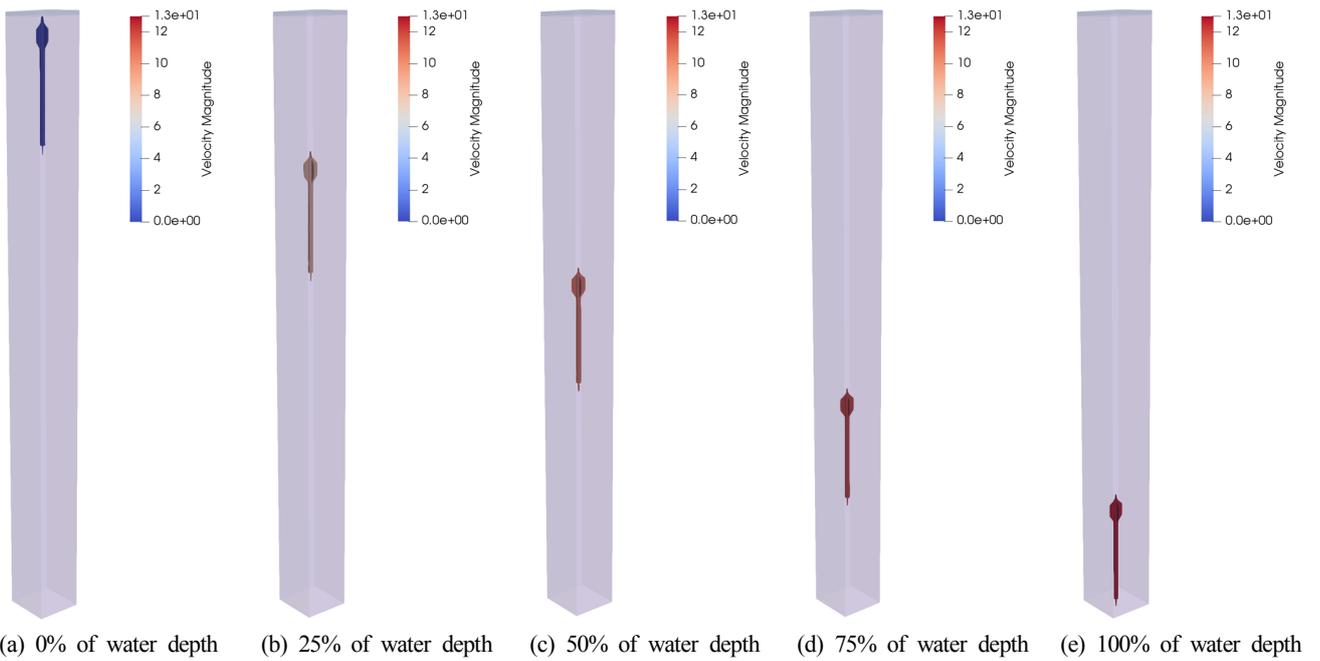


Fig. 11 Velocity contour results for underwater depth of rocket pile

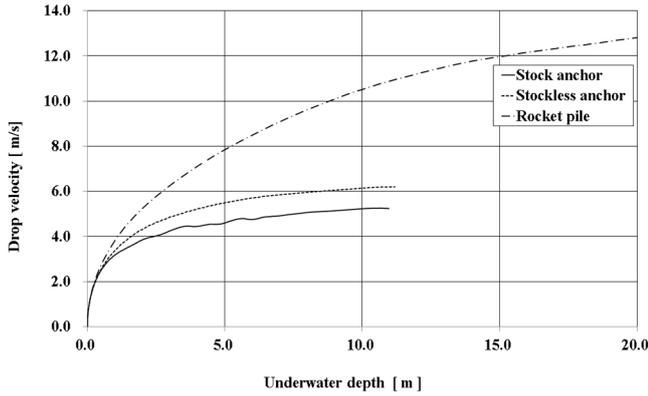


Fig. 12 Comparison of underwater drop velocity

있다. 운동역학 이론으로부터 충격량(I)과 운동량(p)의 관계는 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다(Halliday et al., 2011).

$$I = p_1 - p_0 = \int_{t_0}^{t_1} p(t) dt \quad (1)$$

$$p = mv \quad (2)$$

여기서 p_1, p_0 는 t_1, t_0 에서의 운동량이고, m 은 운동물체의 질량, v 는 운동물체의 속도이다. 식 (1)과 식 (2)로부터 해저케이블 위해인자와 같은 중량물체의 수중낙하로 인한 충격의 문제는 낙하운동 속도의 정량적 평가가 핵심적인 사항임을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서 수행한 위해인자 별로 수중낙하 FSI 해석 결과의 타당성을 평가하기 위해 수중낙하속도의 이론식 결과와 비교를 수행한다.

해저케이블 위해인자와 같은 중량체의 수직방향 수중낙하운동에 대한 속도와 운동거리는 다음과 같은 식을 통하여 이론적으로 산출할 수 있다(Woo and Na, 2010).

$$v = \sqrt{\left(\frac{\rho_h - \rho_w}{\rho_w}\right) \frac{2Vg}{C_d A}} \quad (3)$$

여기서 ρ_h 와 ρ_w 는 각각 해저케이블 위해인자와 해수의 밀도, V 는 위해인자의 부피, g 는 중력가속도, C_d 는 항력계수, A 는 위해인자의 투영면적(Projected area), v 는 위해인자의 낙하운동속도이다. 낙하운동거리 x 는 다음의 식을 통하여 이론적으로 산출할 수 있다(Woo and Na, 2010).

$$x(t) = \frac{m_h}{k} \ln \left\{ \cosh \left(\frac{\sqrt{m_h g k}}{m_h} t \right) \right\} \quad (4)$$

$$\bar{m} = m_h - m_w \quad (5)$$

$$k = \frac{1}{2} C_d \rho_w A \quad (6)$$

여기서 m_h 와 m_w 는 각각 해저케이블 위해인자와 해수의 질량, t 는 시간이다. 식 (3)에 나타난 바와 같이 수중낙하운동에 대한

Table 1 Shape properties of hazard apparatuses

| Hazard apparatuses | Volume [m ³] | Projected area [m ²] | Drag coefficient |
|--------------------|--------------------------|----------------------------------|------------------|
| Stock anchor | 0.171 | 0.772 | 1.0 |
| Stockless anchor | 0.163 | 0.543 | 1.0 |
| Rocket pile | 0.133 | 0.028 | 0.82 |

속도의 추정은 항력계수 산정의 정확도에 영향을 받게 된다. 수중낙하운동체의 형상에 따른 시험이나 CFD 기법과 같은 수치 해석을 이용하여 항력계수를 산정하게 되고, 항력계수의 정확도가 확보된 경우 식 (3)의 정확도는 높아진다(Fox et al., 2003; Hasanloo et al., 2012). 식 (3)과 (4)를 이용하여 해저케이블 위해인자의 수중낙하속도와 낙하거리를 이론적으로 산출하기 위해 FSI 해석에서 사용된 것과 동일한 위해인자의 제원과 재질을 적용하였으며, 이론해의 계산에 사용된 위해인자의 형상 특성은 Table 1과 같다.

Table 1에서 해저케이블 위해인자의 체적과 투영면적은 FSI 해석모델로부터 산출하였으며, 항력계수는 유사한 형상과 제원의 위해인자에 대한 기존의 항력계수 산정 연구문헌의 결과를 참조하였다(Woo, 2014). Table 2에는 해저케이블 위해인자가 최저수심에 도달하는 낙하거리를 기준으로 FSI 해석과 이론식으로부터 산출된 위해인자의 수중낙하 종단속도 결과를 비교하여 나타내었다.

Table 2에 나타난 바와 같이 FSI 해석과 이론식의 해저케이블 위해인자의 수중낙하 종단속도 결과의 편차는 스톡리스 앵커가 가장 적게 나타났고, 로켓포의 경우가 상대적으로 높게 나타났다. 이러한 편차는 이론식의 항력계수 추정에 따라 발생된 것으로 볼 수 있다. 또한 이론식으로부터 산출된 해저케이블 위해인자의 종단속도는 베어링 강재 구체의 결과와 유사하게 FSI 해석으로부터 산출된 종단속도보다 전체적으로 높게 나타났다. 따라서 이론식을 통해 산출된 수중낙하 종단속도를 이용할 경우 낙하체의 특성에 따른 보정계수가 필요할 수 있다. Table 2에서와 같이 본 연구에서 수행한 FSI 해석과 이론식의 결과 차이가 적기 때문에 FSI 해석 기반의 수치시뮬레이션 방법의 타당성이 확보된 것으로 판단할 수 있다. 이와 같이 FSI 해석을 통해 해저케이블 위해인자의 수중낙하 특성이 구현될 수 있으면 실제 해양환경 상태를 고려하여 극한상태에서 해저케이블 보호설비의 구조강도에 대한 실제적인 성능평가가 수행될 수 있다. FSI해석의 수치 모델링과 시뮬레이션에 소요되는 비용은 높지만, 항력계수의 산정에 추가적인 노력이 필요한 이론식 보다 좀 더 직관적이고 높은 정확도가 보장되기 때문에 FSI 해석 기법은 해저케이블 보호설비의 실질적인 성능평가에 유용하게 적용될 수 있다. 또한 추후 연

Table 2 Comparison of terminal underwater drop velocity

| Hazard apparatuses | Underwater drop velocity [m/s] | | Difference ratio [%] |
|--------------------|--------------------------------|--------|----------------------|
| | FSI analysis | Theory | |
| Stock anchor | 5.25 | 5.45 | 3.8 |
| Stockless anchor | 6.19 | 6.24 | 0.8 |
| Rocket pile | 12.8 | 13.8 | 7.8 |

구에서 앵커 체인(Chain)의 거동을 수치 모델링에 고려할 예정이며, 이 경우 체인의 기구학적인 거동을 고려하면 FSI 해석의 유용성이 더 높아질 것으로 판단된다.

5. 결 론

본 연구에서는 3차원 CEL 방법 기반의 FSI 해석을 이용하여 다양한 해저케이블 위해인자의 수중낙하에 대한 수치 시뮬레이션을 수행하고, 위해인자의 종류에 따른 수중낙하 특성을 비교하였다. 본 연구에서 사용한 FSI 해석방법의 정확도를 검증하기 위해 기존에 수행되었던 베어링 강재 구체의 수중낙하시험 및 CFD 해석과 동일한 조건으로 FSI 해석을 수행하여 높은 일치도의 결과를 확인하였다. 검증된 FSI 해석방법을 기반으로 다양한 해저케이블 위해인자의 수중낙하 현상에 대한 수치 시뮬레이션을 수행하였다. 수치 시뮬레이션에서 고려한 해저케이블 위해인자의 종류는 실제 국내 서남해안에 설치된 해저케이블 보호설비의 파손사례보고에서 사고 발생빈도가 높았던 스톡 앵커, 스톡리스 앵커, 양식장 로켓포를 대상으로 하였다. 각각의 위해인자는 라그랑지안 모델로 생성하였고, 오일러 방정식으로 생성된 수중 유체영역과 연성하여 3차원 전체 규모의 FSI 해석모델을 구성하였다. 위해인자 별로 FSI 해석을 통해 수중낙하 속도 결과를 이론식의 결과와 비교하여 수치 시뮬레이션의 타당성을 검증하고 위해인자의 종류에 따른 수중 낙하특성을 비교하였다. 스톡앵커와 스톡리스 앵커는 일정 수심 이후로 낙하속도의 변화율이 변화가 매우 적어지는 유사한 특성을 나타내었고, 중량이 더 무겁고 형상이 작은 스톡리스 앵커의 수중낙하속도가 상대적으로 빠르게 나타났다. 로켓포의 경우 수심이 깊어질수록 낙하속도의 변화율이 줄어들기는 하지만 지속적으로 증가하는 경향성을 나타내었다. FSI 해석과 이론식의 수중낙하 중단속도의 결과 차이는 적게 나타났으며, FSI 해석 기반의 해저케이블 위해인자의 수중낙하 수치시뮬레이션 방법의 타당성이 확보된 것으로 판단할 수 있었다. 따라서 FSI 해석을 통해 해저케이블 위해인자의 수중낙하 특성의 구현을 통해 실제 해양환경 상태를 고려하여 극한상태에서 해저케이블 보호설비의 구조강도에 대한 실제적인 성능평가가 수행될 수 있다. FSI해석의 수치 모델링과 시뮬레이션에 소요되는 비용은 높지만, 항력계수의 산정에 추가적인 노력이 필요한 이론식 보다 좀 더 직관적이고 높은 정확도가 보장되기 때문에 FSI 해석 기법은 해저케이블 보호설비의 실질적인 성능평가에 유용하게 적용될 수 있다고 판단되었다. 또한 CFD 해석 기법 대비 FSI 해석은 라그랑지안 구조체의 변형이나 응력 등의 구조강도 특성을 유체 연성효과와 함께 모사할 수 있기 때문에 해저케이블 보호설비의 구조성능 평가에 있어서 유효성이 더 높다고 할 수 있다. 향후 저자들은 본 연구의 결과를 확장하여 3차원 FSI 해석 기반의 해저케이블 위해인자의 투묘상황과 해저케이블 보호구조물의 수중 충돌 파손현상의 연계에 관한 연구를 수행할 예정이다.

References

Ahn, S.H., Kim, D.S., 2009. Submarine Cable Installation and Protection Methods According as Characteristics of Ocean

Environment. Journal of the Korean Society of Marine Environment & Safety, 15(1), 25-32.

Cho, H.M., Kim, S.H., Ryu, Y.S., Kim, J.T., 2012. Numerical Simulation of Burial Submarine Cable Protector under Anchor Collision. Proceeding of KAOSTS Joint Conference, Daegu, Korea, 1766-1770.

Fox, R.W., Mcdonald, A.T., Pritchard, P.J., 2003. Introduction to Fluid Mechanics. John Wiley & Sons Inc., New Jersey.

Halliday, D., Resnick, R., Walker, J., 2011. Principles of Physics, Wiley, New Jersey.

Hasanloo, D., Pang, H., Yu, G., 2012. On the Estimation of the Falling Velocity and Drag Coefficient of Torpedo Anchor during Acceleration. Ocean Engineering, 42, 135-146.

ICPC, 2009. Damage to Submarine Cables Caused by Anchors. Loss Prevention Bulletin, International Cable Protection Committee, UK.

KEPCO, 2006. Diving Inspection Report for Maintenance Construction of HVDC Transmission Line Marine Area on Jeju Section. KEPCO, Korea.

Kim, J.H., Yoon, J.M., Park, N.S., Kim, J.H., Song, C.Y., 2017. Estimation of Stock Anchor Drop Characteristics by Fluid-domain Modeling Parameters using Fluid-structure Interaction Analysis. Proceeding of KSOE Fall Conference, Geoje, Korea, 30-34.

Kim, J.Y., 2015. A Study on Unsteady Drag Coefficient of Free Falling Structure in the Water, Ph.D. Thesis, Chungnam National University, Daejeon, Korea.

KS, 2013. KS V 3311: Anchors. Korean Standards Association, Korea.

MSC Software, 2017. MSC.Nastran 2017 - Explicit Nonlinear (SOL700) User's Guide. California.

Ryu, Y.S., Cho, H.M., Kim, S.H., 2015. Collision Behavior Evaluation of Flexible Concrete Mattress Depending on Material Models. Journal of Ocean Engineering and Technology, 29(1), 70-77.

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.

Shin, Y.S., Lee, M., Lam, K.Y., Yeo, K.S., 1998. Modeling Mitigation Effects of Watershield on Shock Wave. Shock and Vibration, 5(4), 225-234.

Woo, C., Seo, M., Park, J.H., Kim, Y., Jang, J.B., 2017. Quantification of Hazard Factors for Subsea Cable Protection in Fishing Farms and Fishery Areas. Proceeding of JCDP Annual Conference, Busan, Korea, 45-46.

Woo, J., 2014. Behavior Characteristic of Submarine Power Cable Protectors under Anchor Collision, Ph.D. Thesis, Korea.

Woo, J., 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.

Study on Efficient Time Domain Fatigue Analysis of Mooring Chain by Representative Mean Position

Jeongmoon Park*, Yooil Kim^{ORCID}* and Jeong-Hwan Kim*

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

부유체 대표 평균 위치를 적용한 계류 라인의 시간 영역 피로 해석 효율화에 대한 연구

박정문* · 김유일^{ORCID}* · 김정환*

*인하대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Mooring line 계류 라인, Fatigue damage 피로 손상도, Representative mean position 대표 평균 위치, De-coupled analysis 비연성 해석, Offset 오프셋

ABSTRACT: This paper addresses the concept of the representative mean position, which was devised to improve the numerical efficiency of a time domain fatigue analysis of a mooring chain. To investigate the influence of an artificial offset of the floater on the fatigue of the mooring chain, a parametric study was performed on the moored FPSO under various combinations of offsets and environmental conditions. Tension time histories were calculated using the de-coupled analysis method, and fatigue damages were calculated to determine the influence of the offset. The parametric study was extended to a more realistic case to determine the actual effect of the representative mean position, where a comparison was made between the two different analysis results, one using the representative mean position and the other one using the actual mean position. It was confirmed that the application of the representative mean position guaranteed the conservatism of the fatigue damage with the enhanced numerical efficiency in the time domain fatigue analysis.

1. 서 론

해양구조물은 수십 년 동안 거친 해상환경으로부터 안전하게 위치 유지를 하면서 작업할 수 있도록 제작되는 것이 필수적이며 이를 위해 구조적으로 건전한 계류시스템의 확보는 매우 중요한 설계 인자 중의 하나이다. 계류시스템은 부유식 해양구조물의 위치 유지를 위한 것으로서 해양구조물의 작업 기간 동안 발생 가능한 모든 해상 환경으로부터 안전하도록 설계되어야 하는데 특히, 장기간 반복적으로 작용하는 파랑하중에 적절히 저항할 수 있는 피로 강도를 확보하는 것이 무엇보다 중요하다. 피로해석은 계류시스템과 같이 장시간 반복 하중에 노출되는 구조물을 설계할 때 수행되어야 하는 중요한 설계 절차 중 하나로서, 해석 방법 또한 다양하여 구조물의 특성과 하중에 대한 분석을 바탕으로 알맞은 방법을 선택해야 한다. 일반적으로 계류된 해양구조물의 피로 해석은 2차 파 표류력과 계류라인의 대변형으로 인해 비선형성을 나타내므로 정확한 해석 값을 도

출하기 위해서는 시간영역에서 수행되어야 한다(Kang et al., 2016). 하지만 장시간의 작업기간 동안 발생하는 환경조건들을 모두 고려하여 시간영역 시뮬레이션을 실행하기에는 많은 계산량과 시간이 소요된다. 따라서 고려해야 할 환경조건을 간소화할 수 있는 적절한 방법이 필요하다(Kim, 2017; Harald et al., 2005; Harald et al., 1998). Low and Langley(2008)는 부유체-계류 라인 연성 시스템의 동적 거동해석을 위해 복합 시간/주파수 영역 해석법을 제안하였다. 그들은 저주파수 응답을 위해 시간 영역해석법을 파 주파수 응답을 위해 주파수 영역해석법을 혼합적으로 적용하는 방법을 제안하였으며 그 효율성을 입증하였다. Low(2011)는 후에 그들이 제안한 방법을 부유체에 연결된 계류 라인과 라이저의 피로해석에 적용하였으며 시간영역에서 수행된 직접해석의 결과와의 비교를 통해 그 유효성을 입증하였다.

본 연구에서는 피로해석에서 고려해야 할 환경조건을 줄일 수 있도록 부유체의 대표 평균 위치를 이용한 방법을 검토하였다. 계류라인의 피로해석에 고려되어야 할 단기해상상태는 파

Received 17 July 2018, revised 29 September 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Yooil Kim: +82-32-860-7347, yooilkim@inha.ac.kr ORCID: http://orcid.org/0000-0002-7540-761X

© 2018, 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.

랑하중, 1차/2차 너울, 조류 및 바람 등의 조합에 따라 매우 많은 경우의 수를 가지게 되며 이는 시간영역 해석의 큰 걸림돌로 작용한다. 이들 중 조류하중 및 풍하중은 파랑하중 및 너울과 달리 주로 부유체의 평균 위치에만 관여하는 비변동하중 성분으로 가정함이 가능하므로 부유체 평균 위치에 대한 합리적인 적절한 고려가 가능하다면 단기해상상태의 경우의 수에서 제외하여 시간영역 해석의 효율화를 도모할 수 있다. 대표 평균 위치(Representative mean position)는 이러한 개념에 기반한 것으로 이의 적용을 통해 계류라인의 보수적인 피로 손상도를 얻을 수 있고, 많은 시간이 소요되는 계류라인의 시간영역 거동해석을 위해 고려해야 할 환경조건의 수를 줄일 수 있는 장점을 가지고 있다.

대표 평균 위치는 조류하중과 풍하중 하에서 수행되는 정적 해석으로부터 얻어지는 부유체의 평균 오프셋에 바탕을 둔 개념으로, 그 적용 가능성을 위해서 계산된 계류라인의 피로수명이 충분히 보수적인 결과를 주는 것을 입증할 필요가 있다. 본 연구에서는 대표 평균 위치를 이용한 방법의 보수성을 입증하기 위해 서로 다른 인위적인 초기 오프셋을 갖는 부유체의 계류라인에 대한 피로해석을 수행하였다. 또한, 오프셋 효과에 대한 해석의 결과를 입증하기 위해 실 프로젝트에 기반한 사례해석을 수행하였으며, 이를 통해 대표 평균 위치의 적용성을 평가하였다.

2. 해석 절차

2.1 피로해석 절차

계류라인의 피로 수명을 도출하기 위해 Fig. 1과 같은 해석 절차에 따라 피로 해석을 수행하였다. 계류라인의 장력을 얻기 위한 해석은 부유체의 운동과 계류라인 동역학 거동의 연성효과를 고려하지 않는 비연성 해석법을 이용하였다. 비연성 해석법에서는 계류된 해양구조물의 운동해석 시에 계류라인이 준정적 거동을 하는 것으로 가정하고 현수선 방정식을 적용하여 계류라인의 거동 해석을 진행하게 되는데, 본 연구에서는 상용프로그램인 ARIANE7을 사용하여 해석을 수행하였다(Bureau Veritas, 2012). 식 (1) 및 식 (2)는 파랑하중에 의한 부유체의 운동방정식이며, 각각 병진(상하동요, 전후동요, 좌우동요) 및 회전운동(횡요, 종요, 선수요)을 나타낸다. m 은 부유체의 질량이며, I 는 2차 관성모멘트이다. F_h 는 부유체의 유체역학적 힘이며, F_w 는 파랑 하중에 의한 외력을 나타낸다.

$$m\ddot{x} = F_h + F_w \tag{1}$$

$$I\ddot{\theta} = M_h + M_w \tag{2}$$

계류라인의 장력을 얻기 위해 전술한 해석을 통해 얻어진 부유체의 운동응답을 계류라인의 최상단에 강제변위의 형태로 부가하여 과도 동적해석을 수행하였다. 계류라인의 동적 거동은 ORCAFLEX를 통해 수행되었는데, 해석 대상인 계류라인을 트러스 요소로 공간 이산화하고 음해(Implicit) 유한차분법을 통해 시간영역 해석을 수행하였다. 또한, 일반적으로 계류라인의 변형 양상은 대변형 및 응력 강화(Stress stiffening) 등을 유발할 수

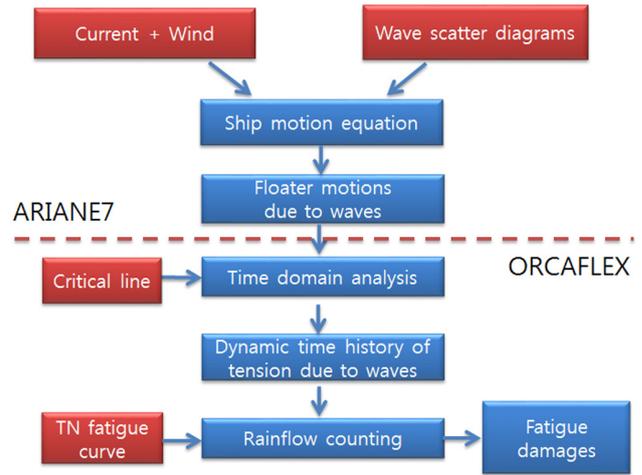


Fig. 1 Fatigue analysis procedure

있으므로 기하학적 비선형 효과를 고려하여 시스템의 강성행렬이 변형에 따라 지속적으로 변화하도록 하였다. 계류라인 동적 거동해석에서는 해석의 효율성을 위해 피로 손상도가 가장 클 것으로 예상되는 대표 계류라인 하나만을 모델링하여 해석을 수행하였다.

2.2 부유체 평균 위치

본 연구에서 검토하고자 하는 대표 평균 위치 개념의 도입이 계류라인의 피로 수명에 미치는 영향을 알아보기 위해 일반적인 운동해석 절차인 실제 평균 위치(Actual mean position)를 이용한 해석 결과와 대표 평균 위치를 이용한 해석 결과를 비교하였다.

Fig. 2는 실제 평균 위치를 이용한 방법에 대한 유체동역학 해석 절차를 나타낸다. 실제 평균 위치를 이용한 운동해석은 파랑 및 1차/2차 너울과 함께 조류하중과 풍하중을 함께 고려한 단기해상상태를 적용하는 방법으로서, 해석에 고려된 모든 단기해상상태가 서로 다른 평균 위치를 가지게 된다. 시간영역 해석이 시작되면 조류하중과 풍하중 및 2차 파랑 표류력에 의해 부유체가 초기 위치에서 평균 위치로 이동하게 되며, 이어서 변동하는 파랑하중에 의해 부유체가 6자유도 운동을 하게 된다.

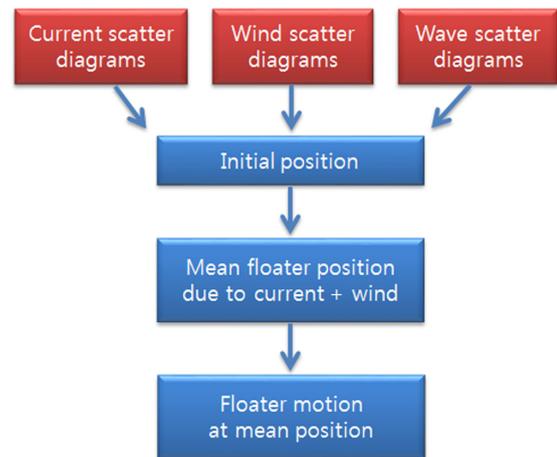


Fig. 2 Procedure of the actual mean position method

실제 평균 위치를 이용한 방법은 환경하중에 노출되는 해양 구조물의 실제 상황을 그대로 모사하는 방식이 때문에 보다 실제와 가까운 해석 결과를 얻을 수 있는 장점이 있으나(DNV, 2010) 피로 손상도를 유발하는 변동하중이 아닌 조류하중과 풍하중을 단기해상상태의 집계에 고려함으로 인해 지나치게 많은 하중 조건을 만들어내는 단점이 있다.

실제 평균 위치가 가지는 단점을 극복하기 위해 대표 평균 위치의 개념을 도입하여 해석에 필요한 단기해상상태의 개수를 줄여 시간영역 해석의 효율화를 도모하고자 한다. 대표 평균 위치는 조류하중과 풍하중에 의해 발생하는 다양한 부유체의 평균 위치들 중, 계류라인 장력이 상위 1/3에 해당하는 위치의 평균으로 정의한다. 대표 평균 위치는 환경조건의 발현확률을 고려하여 식 (3)을 통해 계산할 수 있다.

$$\vec{X} = \frac{\sum_{\text{upper } 1/3 \text{ tension}} \vec{X}_i p_i}{\sum_{\text{upper } 1/3 \text{ tension}} p_i} \quad (3)$$

여기서 \vec{X}_i 는 조류하중 및 풍하중에 대한 단기해상상태의 평균 위치를, p_i 는 해당 단기해상상태의 발현 확률을 의미한다.

Fig. 3은 대표 평균 위치를 이용한 유체동역학 해석 절차를 나타낸다. 대표 평균 위치는 조류하중, 풍하중에 대해 순차적으로 계산되는 것으로, 먼저 조류하중에 의한 대표 평균 위치가 결정되면 해당 위치를 초기 위치로 하여 풍하중에 대한 대표 평균 위치를 계산하게 된다. 파랑 하중 및 1차/2차 너울에 의한 동적 운동응답은 조류하중과 풍하중에 의해 결정된 대표 평균 위치를 초기 위치로 간주하고 수행된다.

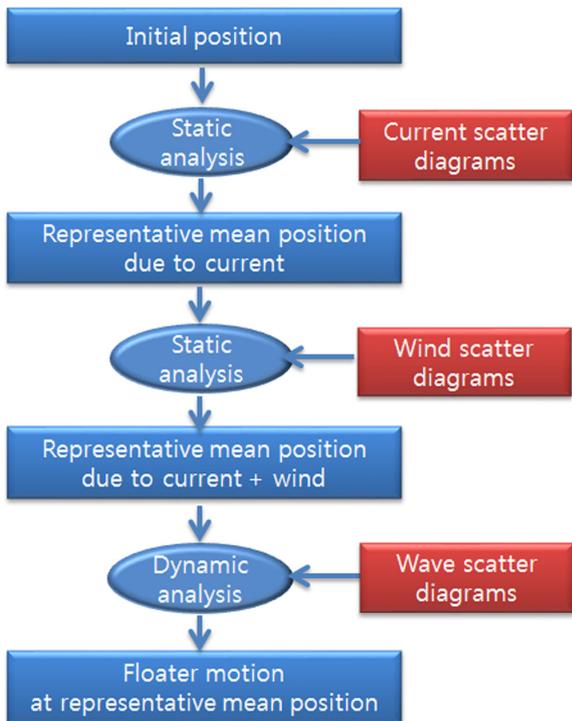


Fig. 3 Procedure of the representative mean position method

3. 해석 모델

본 연구에 사용된 해양구조물은 박스 형상의 FPSO(Floating production storage and offloading)로써, 길이 300m, 폭 60m, 흘수 25m를 가진다. 부유체에 대한 보다 상세한 정보는 Table 1에 기술하였다.

부유체를 구속하는 계류시스템은 Fig. 4에 보인 바와 같이 각각 3개의 계류라인으로 구성된 4개의 번들로 이루어져 있으며 계류라인 사이의 내부 각도는 4°이며 번들 최외각 계류라인 간의 외부 각도는 60°이다. FPSO의 선수방향은 무게중심 좌표를 기준으로 시계방향으로 202.5°에 위치해 있다.

계류라인은 현수선 방식으로 상부 체인, 와이어 로프 그리고 하부 체인으로 이루어져 있다. 상부 체인은 152mm R4S Studless이며 길이는 40m이며, 와이어 로프는 108mm Spiral strand로 길이는 약 1,967~2,000m이다. 헤저면 체인은 127mm R3 Studless이며, 길이는 855m이다. 계류라인에 대한 자세한 정보는 Table 2에 기술하였다.

Table 1 Main dimensions of the FPSO

| Item | Value |
|--------------------|------------------------|
| | Full loading condition |
| LBP [m] | 300 |
| Breadth [m] | 60 |
| Depth [m] | 34 |
| Hull weight [ton] | 85,000 |
| Draft [m] | 25 |
| Displacement [ton] | 442,312 |
| GM [m] | 3.862 |

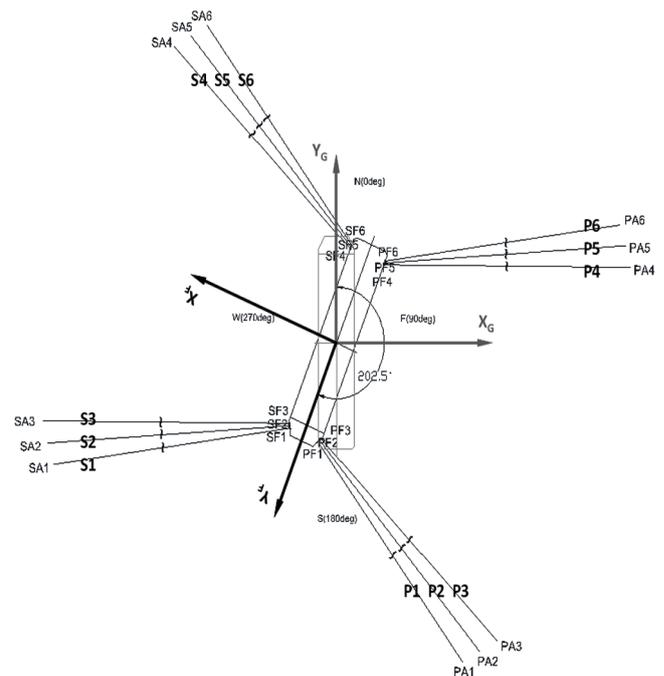


Fig. 4 Mooring system layout

Table 2 Dimension of mooring line composition

| Type | | 152 mm R4S Studless |
|--------------|------------------------|----------------------|
| Top chain | Length [m] | 40 |
| | MBL intact [kN] | 22363 |
| | MBL full corroded [kN] | 16592 |
| | Weight in air [kg/m] | 462 |
| Type | | 108 mm Spiral strand |
| Wire rope | Length [m] | 1967~2000 |
| | MBL [kN] | 12814 |
| | Weight in air [kg/m] | 61.3 |
| Type | | 127 mm R3 Studless |
| Ground chain | Length [m] | 855 |
| | MBL* intact [kN] | 12171 |
| | Weight in air [kg/m] | 323 |

* : Maximum Breaking Load

4. 오프셋 효과

3절에서 소개한 FPSO의 제원을 바탕으로 부유체의 오프셋이 계류 라인의 피로 손상에 미치는 영향을 알아보기 위한 사례 해석을 수행하였다. 이를 위해 유의파고 0.5m, 모달주기 13.5sec를 가지는 JONSWAP(Joint North Sea wave project) 스펙트럼을 통해 불규칙 파를 생성하고 다양한 입사각에 대한 해석을 수행하였다. 불규칙 파의 입사각은 0~360°를 45°간격으로 균등 분할하였다.

오프셋이 피로 손상에 미치는 영향을 파악하기 위해 비연성 해석기법을 적용하였다. ARIANE7을 사용하여 도출된 계류된 부유체의 운동 응답을 이용하여 계류라인의 최상부 장력에 대한 시간 이력을 도출하고 피로 손상도를 계산하였다. 부유체에 적용된 오프셋은 0~16m 범위에서 4m 간격으로 부가하였으며, 부가된 강제 오프셋은 특정 계류라인의 장력이 가장 크게 걸리는 방향으로 선정하였다.

Fig. 5는 12m의 오프셋을 가지는 부유체의 6자유도 운동 시계열을 보여주는 것으로 선수요 및 좌우요의 경우 저주파수 응답 특성을 지배적으로 보이는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 6은 피로 손상도의 대상이 되는 계류라인을 ORCAFLEX를 이용하여 모델링한 그림을 보여준다. 전술한 방법으로 도출된 부유체의 운동 응답 시계열을 계류라인 최상단에 강제 변위로 부가하여 계류라인 장력의 시계열을 얻고자 하였다.

Fig. 7은 12m의 오프셋을 가지는 경우에 대한 계류라인 최상단 장력의 시간이력을 나타낸 그림이다. 단기해상상태에 대한 피로 손상도를 얻기 위해 ORCAFLEX를 이용하여 3시간에 대한 비선형 과도 동적 응답해석을 수행하였으며 계류라인의 동적효과 및 기하학적 비선형 효과가 고려되었다.

Fig. 8은 해석에 고려된 모든 입사각에 대한 계류라인 장력의 응답 스펙트럼의 0차 모멘트를 도시한 그림이다. 장력에 대한 응답 스펙트럼은 과도 동적 응답해석을 통해 얻어진 장력 시계열을 푸리에 변환하여 얻은 결과이다. Fig. 8에 의하면 모든 파랑 입사각에 대해 초기 오프셋이 클수록 장력의 0차 모멘트가

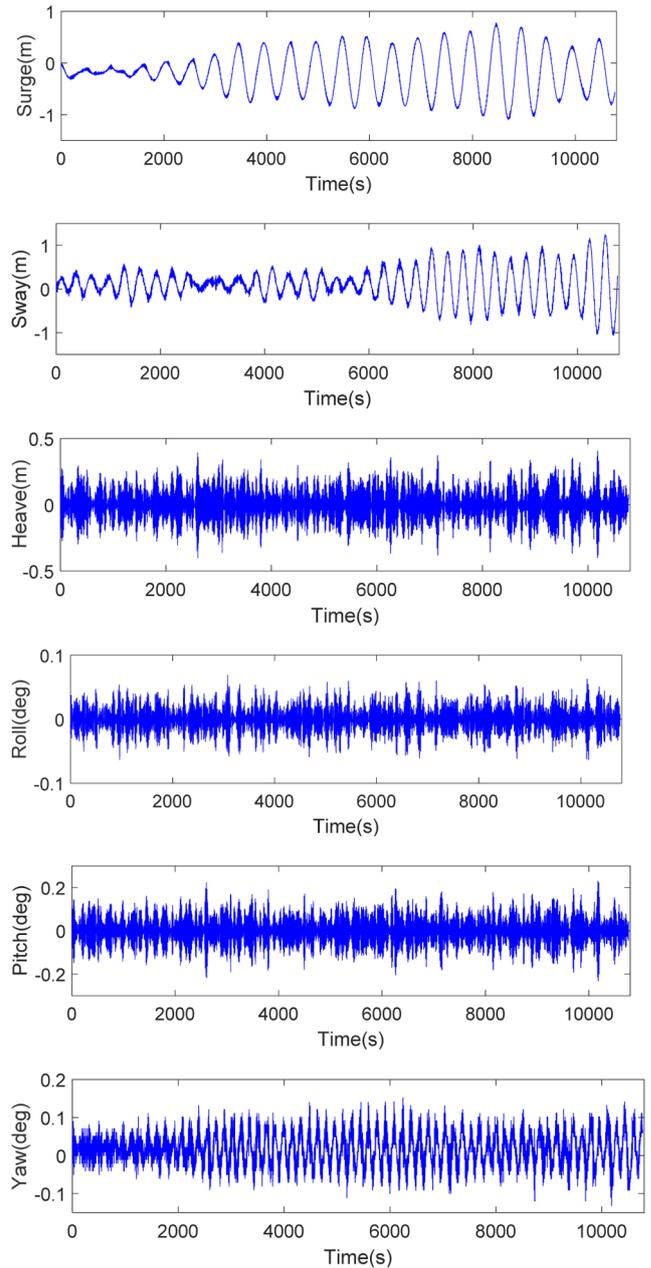


Fig. 5 Time history of floater motion at 12 m offset

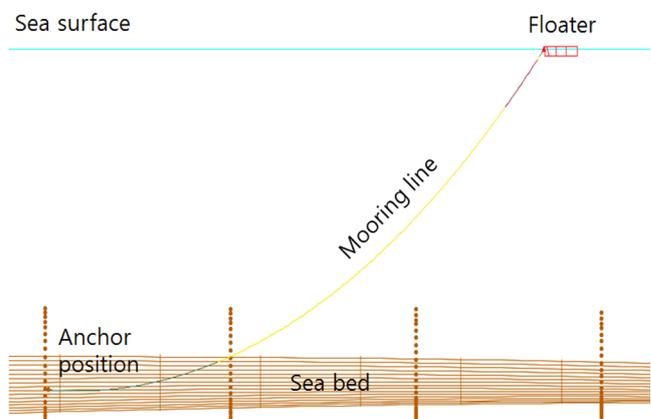


Fig. 6 Mooring line modeled in Orcaflex

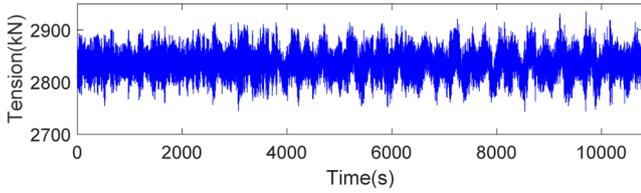


Fig. 7 Time history of mooring line top tension at 12 m offset

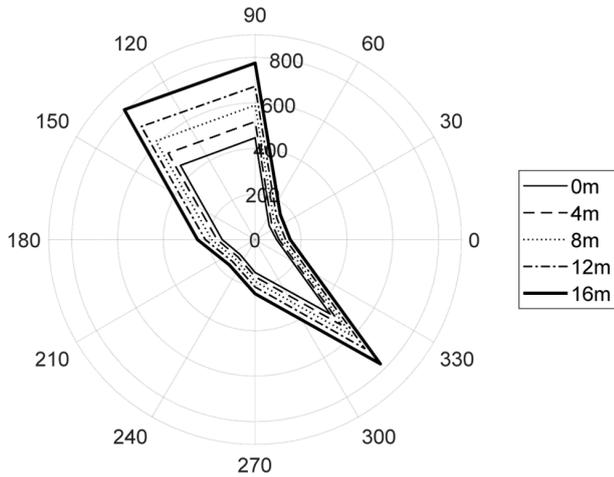


Fig. 8 Circumferential distribution of tension M0

증가하는 경향이 나타남을 알 수 있는데, 이는 초기 오프셋이 증가할수록 계류라인의 선인장력이 증가함으로 인한 결과로 판단된다. 이러한 경향은 선인장력의 증가가 계류라인의 강성의 증가로 이어지고 이는 주어진 부유체의 운동 응답 하에서 더 큰 인장력을 유발한 결과로써 비연성 해법의 특성이라고 볼 수 있다.

인장력에 대한 응답 스펙트럼은 저주파수 성분과 파랑 주파수 성분이 혼재하여 나타나므로 스펙트럼의 0차 모멘트가 단기 피로손상도와 직결된다고 보기는 어렵다. 따라서, 해당 불규칙파가 야기하는 인장력에 대한 단기피로손상도를 계산하여 비교하는 작업을 수행하였다. 피로해석에 적용된 인장(R)-수명(N) 선도($NR^M=K$)는 API 2SK에 제시된 값을 적용하였다($M=3.0, K=316$).

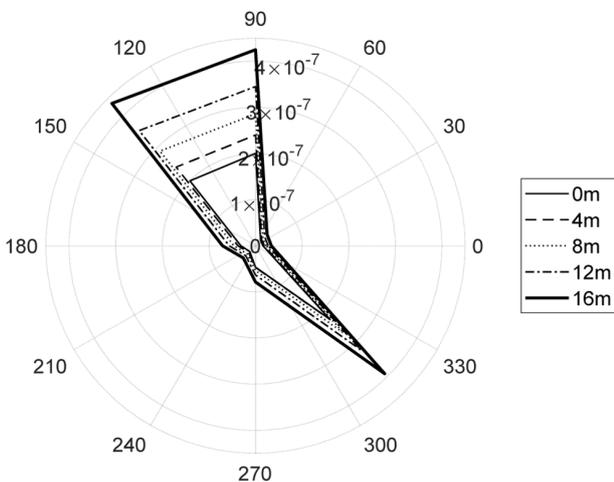


Fig. 9 Circumferential distribution of fatigue damage

Fig. 9는 입사각에 따른 단기 피로손상도의 분포를 나타낸다. 전반적으로 응답 스펙트럼의 분포와 유사한 양상을 띠고 있음을 확인할 수 있으며, 입사각과 무관하게 초기 오프셋의 양이 클수록 피로 손상도가 크게 나타남을 확인할 수 있다.

5. 사례 해석

4절에서 검토된 오프셋의 효과를 바탕으로 대표 평균 위치를 이용한 방법의 실효성을 검증하기 위해 실 프로젝트 모델에 대한 피로 해석을 수행하였다. 해양구조물의 설치 해역은 나이지리아 남서쪽에 위치한 Bonga 해역의 Aparo로서 조류하중, 풍하중 및 파랑하중에 대한 결합 확률 분포가 포함된 1,333개의 단기해상상태를 적용하였다. Fig. 10은 해석에 적용된 풍하중에 대한 로즈 다이어그램으로, 2m/s의 속도 간격 및 45도 간격의 입사각을 기반으로 작성되었다. 본 해상에서의 풍하중은 5~7m/s의 속력과 180~270°의 입사각 범위에서 주로 발생하는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 11은 조류 하중에 대한 로즈 다이어그램으로, 0.2m/s의 속도 간격 및 45도 간격의 입사각을 기반으로 작성되었다. 조류 하중은 0.1~0.5m/s의 속력과 180~315°의 입사각 범위에서 주로 발생하는 것을 확인할 수 있다.

서아프리카 해역의 파랑하중은 풍파(Wind sea)외에도 1차 및

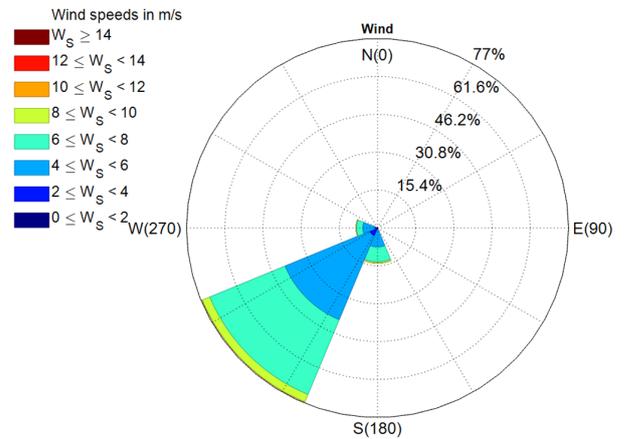


Fig. 10 Wind rose diagram

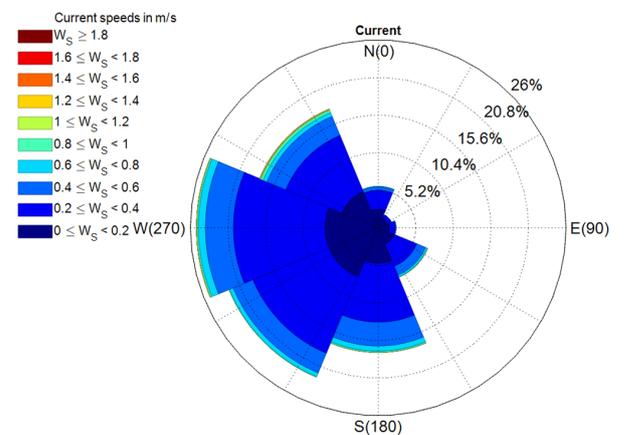


Fig. 11 Current rose diagram

Table 3 Wave bin and representative value

| Hs | | Tp | | Heading | |
|-------|-----|-------|------|-------------|-----|
| Range | R.V | Range | R.V | Range | R.V |
| 0~1 | 0.5 | 0~3 | 1.5 | 337.5~22.5 | 0 |
| | | 3~6 | 4.5 | 22.5~67.5 | 45 |
| | | 6~9 | 7.5 | 67.5~112.5 | 90 |
| 1~2 | 1.5 | 9~12 | 10.5 | 112.5~157.5 | 135 |
| | | 12~15 | 13.5 | 157.5~202.5 | 180 |
| | | 15~18 | 16.5 | 202.5~247.5 | 225 |
| 2~3 | 2.5 | 18~21 | 19.5 | 247.5~292.5 | 270 |
| | | 21~24 | 22.5 | 292.5~337.5 | 315 |

2차 너울(Swell)의 효과가 크게 나타나므로 이에 대한 고려가 필요하다. 세 가지 파랑하중은 각각 서로 다른 유의파고, 모달 주기 및 입사각을 가지고 있으며, Table 3에 보인 바와 같이 적절한 간격을 설정하여 파랑 분포도를 도출하여 적용하였다.

대표 평균 위치를 이용한 방법과 실제 평균 위치를 이용한 방법을 1,333개의 환경조건에 모두 적용하여 피로 손상도를 계산하고, 두 가지 방법론으로 도출된 피로 손상도를 상호 비교하여 대표 평균 위치를 이용한 방법의 상대적 보수성을 평가하였다.

Fig. 12는 주어진 환경조건하에서 발생하는 조류하중과 풍하중에 의해 발생하는 부유체의 실제 평균위치들과, 그들로부터 도출된 대표 평균 위치를 나타내고 있다. 사각형 표식은 부유체의 초기 위치를, 십자형 표식들은 조류하중과 풍하중에 의한 부유체의 실제 평균 위치를, 그리고 원형 표식은 조류하중과 풍하중에 의한 부유체의 대표 평균 위치를 나타낸다. 대부분의 실제 평균 위치는 부유체의 초기 위치에서 그리 멀지 않은 곳에 분포하고 있음을 확인할 수 있으나, 장력이 크게 나타나는 평균 위치로부터 도출되는 대표 평균 위치는 상대적으로 초기 위치로부터 상당히 떨어진 곳에 위치하고 있음을 확인할 수 있다.

실제 평균 위치는 해석에 고려된 1,333개의 단기해상상태에 대한 결과이나, 대표 평균 위치의 경우 조류하중 및 풍하중에 따른 분류를 제외한 405개의 단기해상상태에 대한 결과를 의미한다.

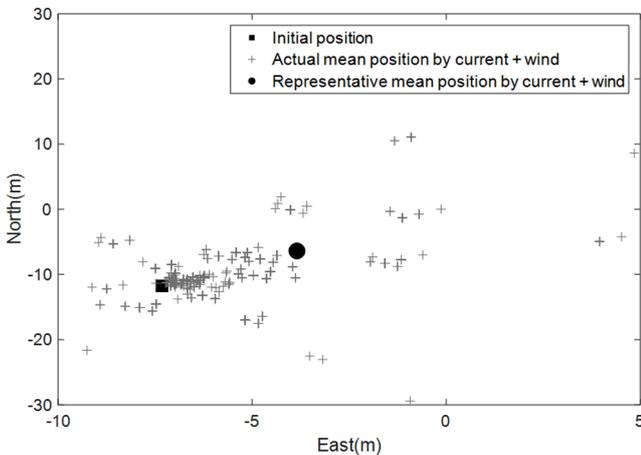
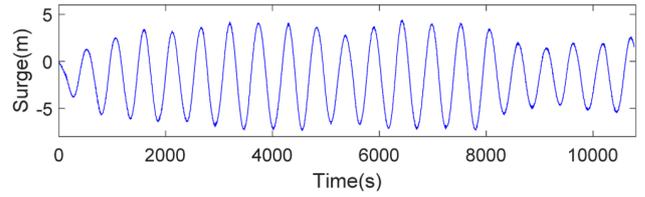
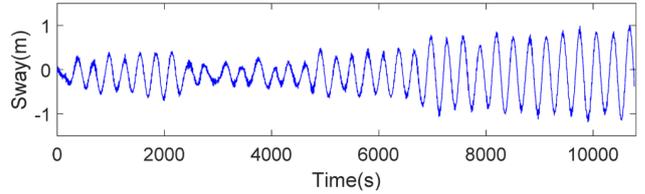


Fig. 12 Application of the representative mean position



(a) Surge



(b) Sway

Fig. 13 Surge and sway motion by actual mean position

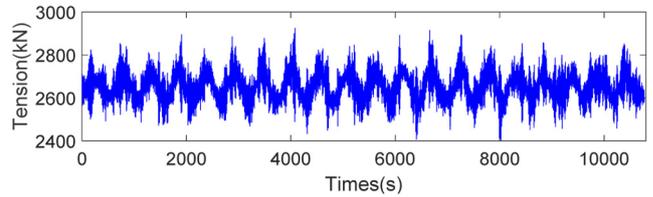
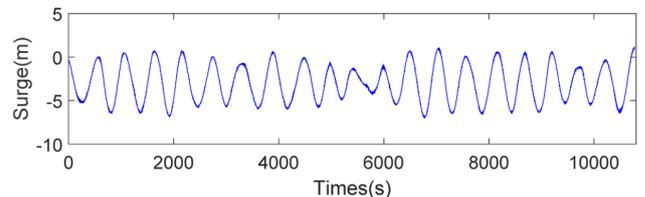
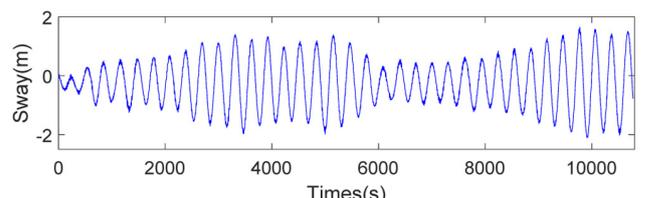


Fig. 14 Top tension by actual mean position



(a) Surge



(b) Sway

Fig. 15 Surge and sway motion by representative mean position

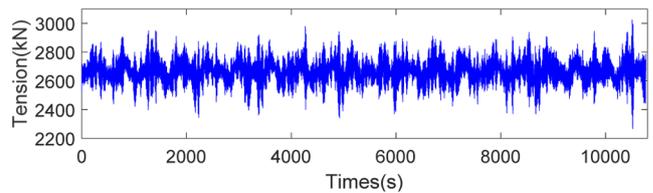


Fig. 16 Top tension by representative mean position

Fig. 13과 Fig. 14는 실제 평균 위치를 이용하여 얻어진 부유체의 운동응답과 계류라인 최상단 장력의 시계열을 예시적으로

도시한 그림이며, Fig. 15와 Fig. 16은 대표 평균 위치를 이용하여 얻어진 결과의 예시를 보여준다.

실제 평균 위치를 이용한 방법으로 도출한 1,333개의 장력 시계열과 대표 평균 위치를 이용한 방법으로 도출한 405개의 장력 시계열에 레인폴로우 집계법을 적용하여 장력 진폭에 대한 히스토그램을 도출한 결과를 Fig. 17 및 Fig. 18에 도시하였다. 대표 평균 위치를 이용한 경우 장력 진폭이 작은 경우에 발현 횟수가 상대적으로 적으나, 반대로 장력 진폭이 큰 경우 발현 횟수가 실제 평균 위치의 그것을 상회함을 확인할 수 있고 이는 피로 손상도의 증가로 이어질 것임을 예측할 수 있다.

Table 4는 Fig. 18에 도출된 응력진폭에 대한 히스토그램을 이용하여 예측된 피로 손상도를 보여주는 것으로 피로 손상도 계산에 사용된 인장력-수명 선도는 앞서 사용된 것과 같다. 표에 보이는 바와 같이 대표 평균 위치를 사용하여 도출된 피로 손상도는 실제 평균 위치를 사용하여 도출된 피로 손상도 대비 약 2배 정도 큰 값을 보임을 확인할 수 있다. 이러한 결과는 대표 평균 위치를 적용한 경우 선인장력의 증가로 인해 인장력의 변동 폭이 상대적으로 크게 나타나기 때문이며, 피로 손상도의 보수성은 대표 평균 위치를 선정할 때 사용되는 상위 인장력 유발 위치의 샘플 개수를 조절함으로써 가능하다.

6. 결 론

본 논문에서는 연성된 부유체-계류라인의 시간 영역 피로 해석 효율화를 위해 대표 평균 위치를 적용하여 계류라인의 피로 해석에 미치는 영향을 알아보았다. 오프셋에 기반을 둔 대표 평균 위치의 유효성을 입증하기 위해 오프셋 효과 해석을 수행하였다. 서로 다른 오프셋을 갖는 계류된 부유체에 전 방향으로 파랑하중을 부여하여 계류라인의 피로 손상도를 도출하고 파랑하중의 입사각에 관계없이 오프셋이 커질수록 계류라인에 발생하는 피로 손상도가 증가함을 확인하였다. 이어서, 대표 평균 위치를 이용한 방법의 실효성을 검토하기 위해 사례 해석을 수행하였다. 사례 해석을 위해 해양구조물은 FPSO로, 설치 해역은 서아프리카 해역으로 가정하고 조류하중, 풍하중 그리고 파랑하중 정보가 담긴 1,333개의 해상조건을 사용하였다. 1,333개의 해상조건에 대표 평균 위치를 이용한 방법과 실제 평균 위치를 이용한 방법을 적용하여 피로 손상도를 도출하였으며, 두 결과의 상호비교를 통해 대표 평균 위치의 유효성을 입증하였다. 본 연구를 통해 도출된 결론은 다음과 같이 요약 가능하다.

(1) 오프셋의 증가에 따라 계류라인의 선인장력이 증가하게 되고 이로 인해 계류라인에 작용하는 변동 인장력의 진폭이 증가한다. 결과적으로 이는 계류라인의 피로 손상도 예측치의 증가로 이어진다.

(2) 조류하중과 풍하중의 정적 해석으로부터 발생하는 실제 평균 위치들을 하나의 대표 평균 위치로 설정함으로써 계류라인의 동적 해석을 수행하는 경우, 결합확률을 고려한 단기해상상태의 개수를 줄일 수 있으며 이는 시간영역해석의 효율화로 연결된다.

(3) 대표 평균 위치를 적용함으로써 시간영역해석을 필요로 하는 단기해상상태의 개수가 기존의 30% 수준으로 줄어들었으며 이는 계산 시간의 단축을 통한 피로해석의 효율화와 직결되는 결과이다.

본 연구를 통하여 계류라인의 피로해석에 있어 대표 평균 위치를 적용함으로써 보수적인 피로 손상도 및 시간영역 피로 해석의 수치 효율성을 동시에 확보 가능함을 확인하였다. 추가적으로 대표 평균 위치의 상위 백분율 등의 조정을 통해 지나치게 보수적인 피로 손상도를 회피할 수 있는 방안에 대한 추가적인 연구가 필요할 것으로 판단된다.

References

Bureau Veritas, 2012. ARIANE7 Theoretical Manual, France.
 Det Norske Veritas(DNV), 2010. Position Mooring, DNV-OS-E301, Norway.
 Harald, O., Halvor, L., Carl, S., 2005. Coupled Analysis of Offshore Floating Systems. WIT Transactions on State of the Art in Science and Engineering, 18.
 Harald, O., Sodahl, N., Steinkjer, O., 1998. Efficient Analysis of Mooring Systems using de-coupled and Coupled Analysis. OMAE98-0351.
 Kang, C., Lee, C., Jun, S., Oh, Y., 2016. Fatigue Analysis of Spread

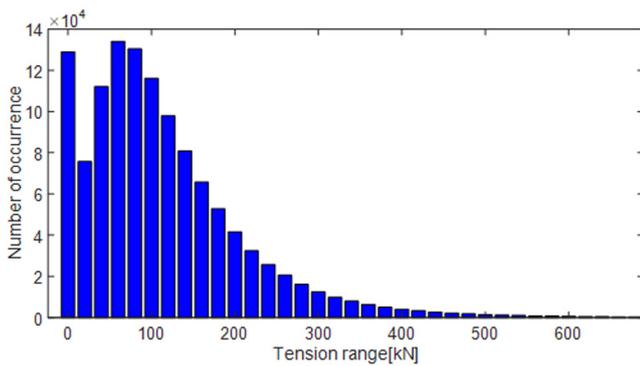


Fig. 17 Histogram of actual mean position method

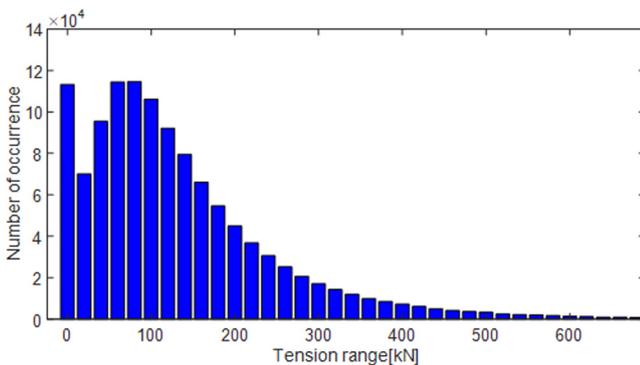


Fig. 18 Histogram of representative mean position method

Table 4 Calculated fatigue damage

| | Representative mean position | Actual mean position |
|----------------|------------------------------|----------------------|
| Fatigue damage | 7.76E-06 | 3.95E-06 |

- Mooring Line. *International Journal of Geological and Environmental Engineering*, 10(5), 505-510.
- Kim, Y., 2017. A Practical Procedure for Prediction of Extreme Loads on Offshore Mooring Lines. 36th Hydro-Seminar, Osaka University, Osaka.
- Low, Y.M., Langley, R.S., 2008. A Hybrid Time/Frequency Domain Approach for Efficient Coupled Analysis of Vessel/Mooring/Riser Dynamics. *Ocean Engineering*, 35(5-6), 433-446.
- Low, Y.M., 2011. Extending a Time/Frequency Domain Hybrid Method for Riser Fatigue Analysis. *Applied Ocean Research*, 33, 793-803.

Experimental Study of VIV Characteristics of Free Hanging PVC Pipe under Forced Oscillation Conditions

Yong-Ju Kwon*, DongHo Jung^{ORCID}*, Byeong-Won Park*, Jae-Hwan Jung* and Seunghoon Oh*

*Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering, KRISO, Daejeon, Korea

강제가진조건에서 자유롭게 매달린 PVC 파이프의 와류유기진동 특성에 관한 시험 연구

권용주* · 정동호^{ORCID}* · 박병원* · 정재환* · 오승훈*

*한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소

KEY WORDS: VIV(Vortex-induced vibration) characteristics 와류유기진동 특성, Experimental study 시험연구, Forced oscillation 강제가진, Environmental loads 환경하중, Riser 라이저

ABSTRACT: A series of model tests was carried out to investigate the vortex-induced vibration (VIV) characteristics of a free hanging PVC pipe under forced oscillation conditions. The prescribed displacement with a period and amplitude was forced at the top of the riser. The motion of the riser along its length was measured with underwater cameras in three dimensions. The top-excited responses in the inline direction and vortex-induced vibration in the cross-flow direction were examined in the time and frequency domains. Multi-peak frequencies in the VIV were demonstrated to be strongly dependent upon the Keulegan-Carpenter number, corresponding with the results of Blevin. It was found that the Reynolds numbers (excitation period) was a critical parameter for the dominant VIV characteristics, even under the condition of using the same Keulegan-Carpenter number, under the top-excited condition. In the resonance at the n th natural frequency by the forced-motion induced VIV frequency, the riser responded with a large amplitude and forced frequency, dominantly in the VIV CF direction.

1. 서 론

해양라이저(Marine riser)는 석유 및 가스 등의 연료를 해저로부터 상부부유체까지 이송하기 위한 구조물이다. 다양한 형태의 라이저 중 자유롭게 매달린 라이저는 해수온도차발전을 위한 취수용 라이저, 망간단괴 채취용 라이저, 그리고 FLNG(Floating liquified natural gas)의 냉각수 취수용 라이저 등으로 사용된다(Pettersen et al., 2013). 해양라이저는 파랑, 조류, 그리고 상부부유체 운동에 의한 가진 등의 다양한 하중에 의해 지속적으로 동적거동을 하게 된다. 특히, 일정 유속을 가지는 조류하중에 의해서 VIV(Vortex-induced vibration, 와류유기진동)이 발생하며, 상부부유체 운동에 기인하는 상부가진에 의해서도 VIV가 발생하여 피로파괴의 주된 원인이 된다.

Yin et al.(2018)은 TTR(Top tensioned riser)의 강제가진 조건에서의 VIV 응답을 모형시험을 통해 검토하였으며, VIV 응답은 RIFLEX의 수치해석 결과와 비교하여 자유감쇠 결과에서 얻은

고유주기와 유사한 값을 보였다. 상대적으로은 KC 수(Keulegan-Carpenter number)에서 VIV에 의한 가진직각방향(Cross-flow, CF) 응답은 대체로 안정적(Stable)인 결과를 얻었으며, 가진직각방향 응답은 가진 주파수의 2배 주파수 응답을 보였다.

Wang et al.(2017)은 자유롭게 매달린 라이저에 대한 모형시험을 수행하였으며, 부유체의 운동으로 인한 VIV 특성을 분석하였다. 상단 강제가진에 의한 라이저의 가진직각방향 응답은 가진방향(In-line, IL) 응답에 비해 높은 주파수를 가지며, 낮은 KC 수에서의 가진직각방향 응답은 시간에 따라 일정한 응답 형태를 보였으나, 높은 KC 수 조건에서 응답은 시간에 따라 불규칙적으로 변하는 응답 크기와 더불어 모드가 천이하는 현상을 보였다. Joseph et al.(2017)은 선박운동으로 인한 드릴링(Drilling) 라이저의 VIV 효과를 검토하였으며, KC 수에 따른 VIV 응답과 더불어 Drill string 회전으로 인한 응답을 함께 검토하였다. 또한, 선박 운동 및 조류 중 VIV 응답은 상용프로그램인 VIVANA를 이용하여 비교하였다. Sun and Xiao(2018)는 플로팅 실린더의

Received 14 September 2018, revised 14 October 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Dongho Jung: +82-42-866-3962, dhjung@kriso.re.kr ORCID: http://orcid.org/0000-0002-7265-8034

© 2018, 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.

VIM(Vortex-induced motion) 응답을 모형실험을 통해 검토하였으며, VIM 저감을 위한 Strake 부착 유무에 따라 VIV 응답을 비교하였다. 가진방향과 가진직각방향 응답의 크기와 더불어 응답 주파수 차이 등을 통해 Strake 부착 효과를 검토하였다. Liang et al.(2018)은 페어링(Fairing)을 부착한 모형실험을 통해 원형 실린더의 VIV 저감 효과를 검토하였으며, 페어링 각도에 따라 VIV 주파수와 lock-in 현상 그리고 Strouhal 수를 비교 검토하였다. Zhao(2011)는 VIV로부터 야기되는 Tensioned riser의 피로 손상에 대한 계산을 수행하였다. 모형실험에서 VIV 주파수에 대한 특성을 분석하고, VIVANA를 이용한 수치해석을 시도하였다. 측정된 주파수 성분은 RIFLEX를 이용한 고유치해석 결과와 비교되었으며, 동적응답으로 인한 피로손상을 Miner-Palmgren 법칙을 이용하여 검토하였다. Sukhov(2017)는 SLWR(Steel lazy wave riser)의 VIV 예측 연구를 수행하였으며, VIV 해석은 가진 직각방향과 가진방향을 포함하여 수행하였다. 실험을 통해 SLWR의 위치별 형상에 대한 동유체학적 데이터를 획득하였으며, VIVANA를 이용한 VIV 예측을 수행하였다. 여기서, SLWR의 부력재로 인한 형상의 민감성에 대한 연구와 더불어 피로 손상에 대한 평가를 수치해석적으로 제시하였다. Gustafsson(2012)은 FSI(Fluid-structure interaction)를 이용한 라이저의 VIV 해석을 수행하였으며, VIV로 인해 발생하는 라이저의 대변형을 고려한 수치해석을 수행하였다. FSI 계산에서 계산 효율을 고려하여 격자의 민감성을 검토하였으며, 난류 모델은 RANS를 활용하였다. FSI를 이용한 3차원 해석을 위해 계산의 정확도와 더불어 계산 효율에 대한 내용을 다루었다. 라이저 및 연직파이프의 강제가진 실험에 관한 연구는 다수 연구자들에 의해 수행되어지고 있으나, 강제가진 조건에서 라이저 길이에 따른 VIV 특성을 KC 수와 레이놀드수 관점에서 분석한 연구는 흔하지 않다.

본 연구에서는 자유롭게 매달린 PVC(Polyvinyl chloride) 파이프의 VIV 특성에 관한 시험을 수행하였다. 부유체의 운동에 기인하는 라이저의 VIV 특성을 분석하기 위해, 파이프의 상부 끝단이 일정 주기와 진폭으로 가진되는 파이프의 모형실험을 수행하였다. 시험 모형에 대한 모드 해석을 통해 구조물의 동적 거동특성을 예측하였으며, 가진방향 및 가진직각방향 거동에 대한 시계열 및 주파수응답 결과를 기반으로 VIV 특성을 분석하였다. 강제가진조건에서 지배적으로 영향을 미치는 KC 수에 따른 응답과 더불어, 레이놀드수(Reynold No.)와 감소속도(Reduced velocity)에 따른 VIV 특성을 분석하였다.

2. 모형시험

2.1 시험 모형

본 연구에서는 강제가진조건에서 자유롭게 매달린 PVC 파이프의 VIV 특성을 검토하기 위한 모형시험을 수행하였다. Table 1은 PVC 파이프의 주요제원을 보여주며, 대상 PVC 파이프는 길이 2.0m, 외경 13.5mm, 내경 12.5mm, 밀도 1,430kg/m³, 그리고 약 148의 세장비를 갖는다. Fig. 1은 모델 파이프와 파이프의 거동계측을 위해 설치한 Marker의 위치를 보여준다. 마커를 모델 상단으로부터 40~180cm 까지 설치하였으며, Fig. 1과 같이 총 16개의 띠 형태의 마커가 설치되었다(Jung et al., 2018). PVC 파이프의 상단 끝은 강제가진장치에 고정하고, 하단은 자유 경계

Table 1 Main dimension of the PVC pipe

| Item | Unit | Model |
|-----------------------|----------------------|----------|
| Outer diameter (O.D.) | [mm] | 13.5 |
| Inner diameter (I.D.) | [mm] | 12.5 |
| Density | [kg/m ³] | 1,430 |
| Length | [mm] | 2,000 |
| Young's modulus | [GPa] | 2.0 |
| Boundary condition | | Fix-Free |

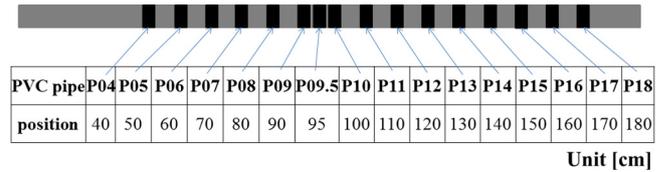


Fig. 1 Description of the PVC pipe [Jung et al., 2018]

Table 2 Modal periods of the PVC pipe

| Mode | Modal period [s] |
|--------|------------------|
| Mode 1 | 4.08 |
| Mode 2 | 0.67 |
| Mode 3 | 0.24 |
| Mode 4 | 0.12 |

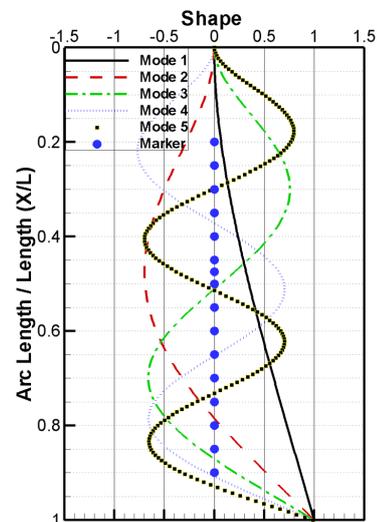


Fig. 2 Mode shapes of model riser

조건으로 자유롭게 매달린 파이프 형태를 구현하였다. 강제가진조건에서 파이프의 응답특성을 예상하기 위해 고유치해석을 수행하였으며, 1차 고유주기와 2차 고유주기는 각각 4.08초와 0.67초 이다. Table 2는 본 모형의 고유주기를 보여준다. 고유주기는 점수 조건으로 해석하였으며, 원형파이프의 형상을 고려한 부가질량 계수를 적용하였다. Fig. 2는 본 실험 파이프의 모드형상과 더불어 수중카메라 계측용 마커 위치를 보여준다.

2.2 가진조건

상부구조물의 운동은 라이저의 상단부에 직접적인 가진력으

Table 3 Forced oscillation conditions

| Test ID | Amp. [mm] | Oscillation period [s] |
|---------|-----------|------------------------|
| 001 | 40 | 10.0 |
| 002 | | 6.0 |
| 003 | | 4.209 |
| 004 | | 1.834 |
| 005 | | 1.171 |
| 006 | | 0.862 |

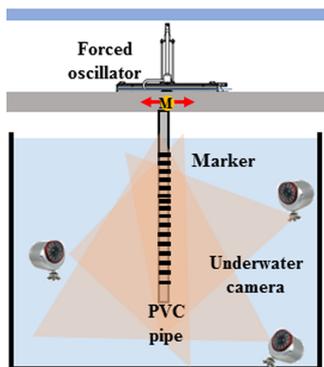


Fig. 3 Experimental set-up & measurement

로 작용하기 때문에, 상부구조물에 의한 가진효과를 고려하기 위하여 일정주기와 진폭의 강제가진 실험이 필요하다. 본 연구에서 파이프의 상단은 일정 주기와 진폭으로 가진되며, 하나의 진폭에 대해 다양한 주기 조건에서 실험을 수행하였다. Table 3은 실험조건을 보여주는데, 실험모델의 고유주기와 가진주기 특성을 고려할 때 모델 파이프는 최대 2차 모드로 응답할 것으로 예상된다.

2.3 계측 항목

PVC 파이프의 응답은 수중 광학카메라를 이용하여 3차원 운동을 측정하였다. 수중계측 카메라는 하나의 영역을 2대의 카메라를 이용하여 3차원 운동을 계측하며, 정밀한 계측을 위해 3대의 카메라를 활용하였다. 16개의 마커를 설치하여 파이프 상단으로부터 40cm부터 180cm까지 각 위치별로 3차원 응답을 실시간으로 계측하였다(Fig. 3).

3. 결과 및 고찰

Fig. 4는 가진주기 $T_e = 10$ 초 조건에서 파이프의 3지점(상부 : 4, 5, 6, 중앙 : 10, 11, 12, 하단 : 16, 17, 18) 부근에서 각각 3개 점의 시간영역 응답결과를 보여주는데, 가진방향 응답은 길이에 따라 진폭이 거의 유사하게 나타나는 반면, 가진직각방향 응답은 하단으로 갈수록 진폭이 크게 나타나는 것을 알 수 있다. 10초 가진 조건은 1차 모드 영역이기 때문에 가진방향 변위는 길이에 따라 변위가 유사하다. 반면, 가진직각방향 방향은 상부 끝단이 고정단, 하부끝단 자유단조건으로, VIV에 의해 발생하는 변위이기 때문에 상부단에 비하여 아래 단에서 변위가 크게 나타난다. 이 현상은 전체 형상에 대한 스냅샷(Snapshot)을 보여주는 아래의 Fig. 5에서 보다 정확히 알 수 있다. Fig. 5에서는 스냅샷과 PSD(Power spectrum density) 결과를 보여 준다.

가진방향 응답은 가진주파수인 $1*\omega$ 성분이 지배적인 반면, 가진직각방향 응답은 고주파수로 나타나는 것을 볼 수 있는데, $4*\omega$ 로 진동한다(Figs. 4-5). 강제 가진되는 파이프의 VIV 특성은 Blevin(2001)에서 설명된다. Blevin은 KC 수 조건에 따라 가진직각방향 응답 주파수가 결정된다는 것을 정립하였다. 파이프 끝단 부근의 가진방향 응답에 관한 KC 수는 약 22로 분석되었다.

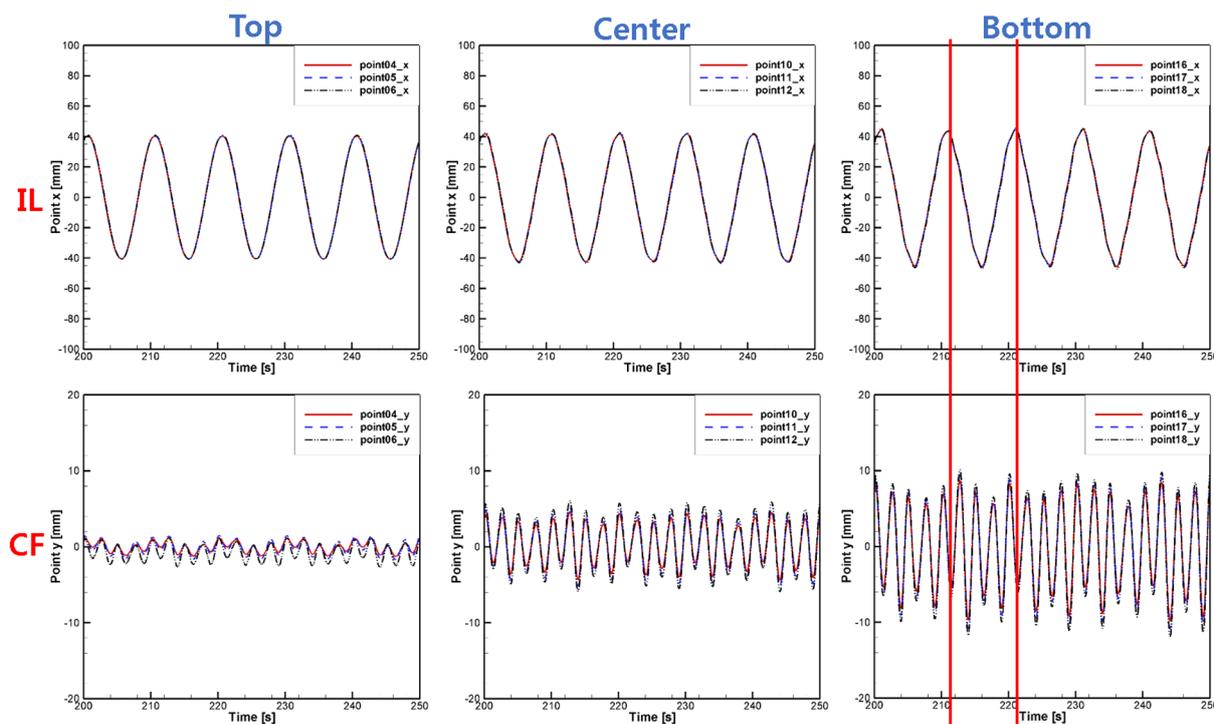


Fig. 4 Inline and Cross-flow displacements for $T_e = 10$ seconds in time history

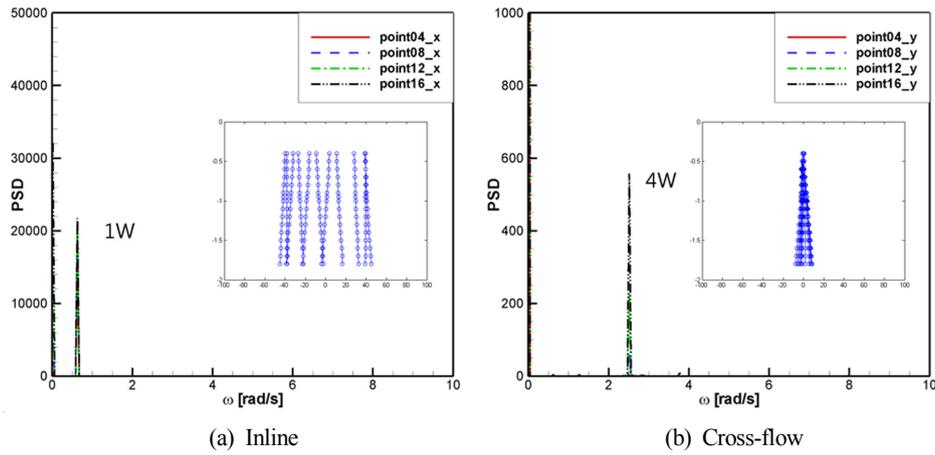


Fig. 5 FFT and snapshot for $Te = 10$ seconds

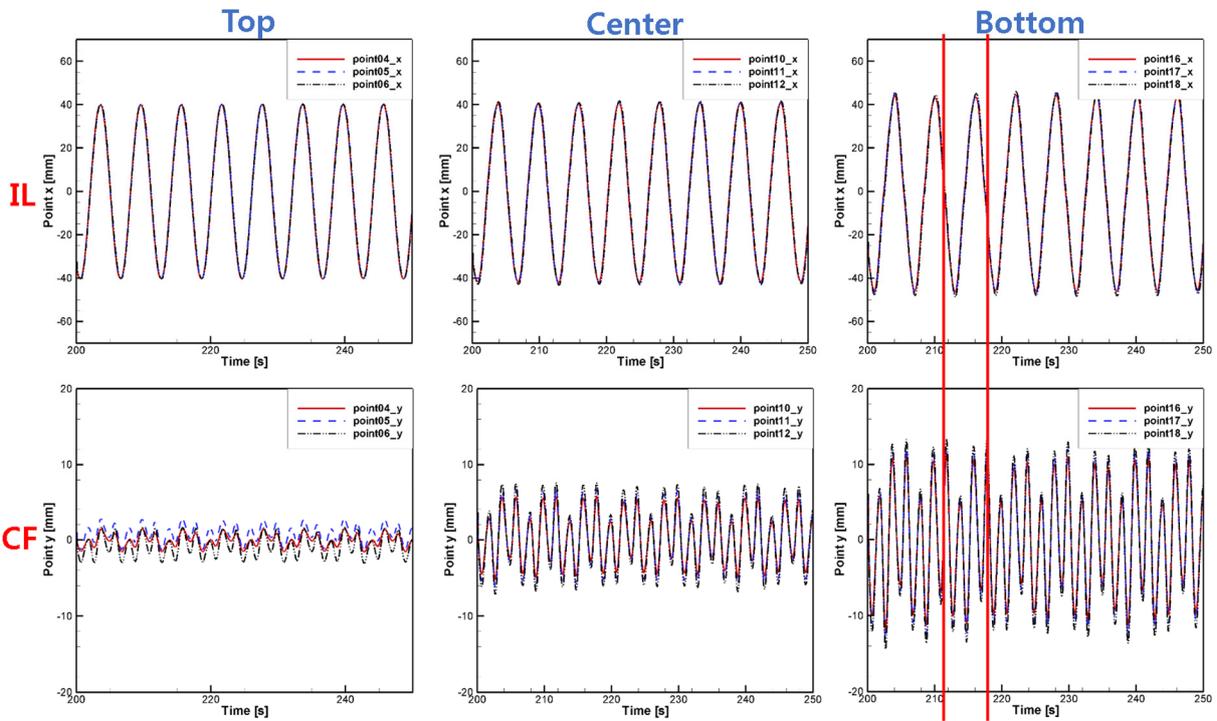


Fig. 6 Cross-flow displacement for $Te = 6$ seconds in time history

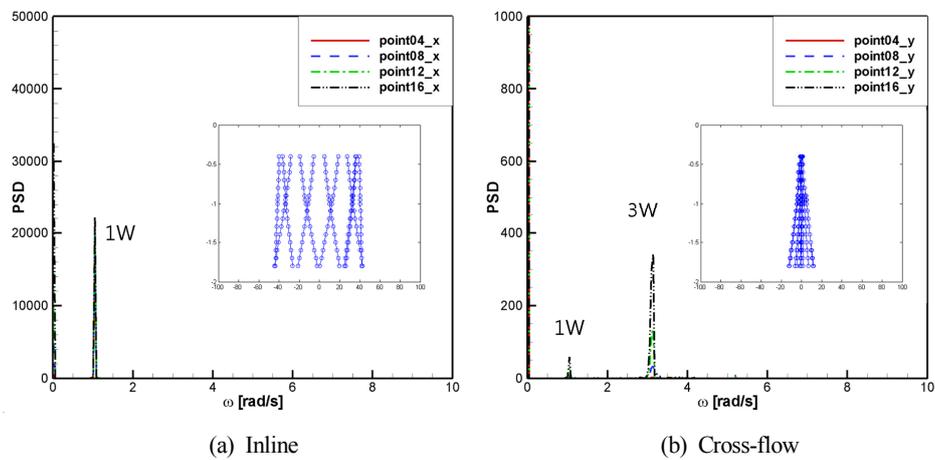


Fig. 7 FFT and snapshot for $Te = 6$ seconds

이 경우 VIV 주파수는 $4^*\omega$ 로 나타나기 때문에, 본 실험 결과는 Blevin(2001)의 연구결과와 잘 일치하는 것을 알 수 있다.

Fig. 6은 $Te = 6$ 초 조건에서 가진방향과 가진직각방향 응답을 시간영역으로 보여주고 있다. 이 조건에서 파이프 끝단에서 가진방향 응답의 KC 수는 약 23으로 $4^*\omega$ 성분의 VIV 현상이 지배적일 것으로 예상되었으나, $3^*\omega$ 성분이 지배적인 것으로 나타났다. 이는 $22 < KC < 30$ 인 영역에서 $4^*\omega$ 이 지배적이거나, 본 영역에서 정수배 성분의 응답이 발생한다. 또한, $15 < KC < 22$ 인 영역에서 주로 발생하는 $3^*\omega$ 의 영향으로 $3^*\omega$ 성분이 크게 나타난 것으로 예측된다. 시간영역에서 가진직각방향 응답을 보면, $1^*\omega$ 와 $3^*\omega$ 성분이 연성되어 뚜렷이 나타나는 것을 알 수 있다. 또한, Fig. 7(b)의 PSD(Power spectrum density)에서 $1^*\omega$ 성분은 $3^*\omega$ 성분에 비하여 크기는 작으나, 가진직각방향 응답에는 큰 영향을 미치는 것을 알 수 있다(Figs. 6-7). $Te = 10$ 초 조건에 대한 결과인 Fig. 5(b)의 $4^*\omega$ 성분 크기와 비교해 볼 때, $Te = 6$ 초 조건의 Fig. 7(b)의 $3^*\omega$ 성분은 크기가 작다. 그러나, Fig. 4와 Fig. 6의 끝단 가진직각방향 응답을 살펴보면 $Te = 6$ 초 조건의 응답이 크게 나타나는 것을 볼 수 있다.

이것은 $Te = 10$ 초 조건과 $Te = 6$ 초 조건에서 레이놀드수로 분석할 수 있다. 조화가진되는 파이프는 길이와 시간에 따라 레이놀드수가 변하므로, VIV 현상도 길이와 시간에 따라 변하게 된다. 두 조건 모두 연직파이프의 1차 모드 부근 영역에서 가진되므로 파이프 길이에 따라 분포하는 레이놀드수는 같으며, 속도가 바뀌므로 시간에 따라 레이놀드수는 변하는데 가진주기에 따른 최대값은 Table 4와 같다. Blevin(2001)은 레이놀드수에 따라 실린더 주변의 와류유기 현상을 고찰하였는데, 레이놀드수가 300을 넘으면서 난류 영역으로 천이되고, 500을 넘으면서 난류 상태가 된다는 것을 분석하였다. Table 4는 레이놀드수의 최대값을 보여주고 있으나, 최대값보다 작은 영역에서도 VIV은 발생하므로, $Te = 10$ s에서 $Te = 6$ s 조건으로 넘어가면서 레이놀드수가 증가되면서 와류유기 강

Table 4 Maximum Reynolds number according to Te

| Te [s] | 10.0 | 6.0 | 4.209 |
|------------|-------|-------|-------|
| Re_{max} | 335.7 | 559.6 | 797.7 |

도는 강해진다는 것을 예측할 수 있다.

Fig. 8에서는 $Te = 4.209$ s 조건에서 가진방향과 가진직각방향 응답을 시간역으로 보여준다. 이 조건은 1차 고유주기 조건이므로 가진방향 변위는 가장 클 것으로 예상되었는데, Fig. 8에서 보는 바와 같이 가진방향 응답은 $Te = 10$ s, $Te = 6$ s 조건의 결과에 비하여 증가된 것을 알 수 있다. 반면, 가진직각방향 응답은 $Te = 10$ s, $Te = 6$ s 조건에서 사인파적으로 일정한 주기를 가지고 규칙적으로 나타났는데 반하여, $Te = 4.209$ s 조건에서는 불규칙한 응답을 보여주었다. 이 결과는 Table 4에서 언급했던 바와 같이, 동일한 진폭에서 가진주기가 짧아지면서 연직파이프의 거동 속도가 빨라지게 되고, 곧, 레이놀드수가 증가한다. 레이놀드수가 증가하여 500을 넘어서면서 VIV 현상은 난류유동 상태가 되기 때문에, Fig. 8의 가진직각방향 응답은 불규칙적으로 나타난다.

Fig. 9는 $Te = 4.209$ s 조건에서 가진방향 및 가진직각방향 응답의 주파수영역 결과를 보여주고 있다. 가진방향의 KC 수를 고려하면, 가진직각방향 응답은 각각 $3^*\omega$ 와 $4^*\omega$ 로 나타날 것으로 예상되었다. 연직 파이프 맨 아래쪽은 변위가 크기 때문에 $4^*\omega$ 로 VIV 현상이 나타나며, 중간 부분은 $3^*\omega$ 로 나타날 것으로 예상되었다. 그러나, Fig. 9(b)에서 보는 바와 같이 $1^*\omega$ 및 $3^*\omega$ 성분이 지배적으로 나타났다. 이 현상은 연직파이프 전체 길이를 따라 VIV 현상이 발생하여, $3^*\omega$ 및 $4^*\omega$ 성분이 나타나야 하나, 파이프 길이에 따라 전달되는 구조전달파(Structural propagation)에 의하여 서로 연성이 발생하였다. 구조전달파에 의해서 위치별로 발생한 응답이 전달되며, 그 결과 $3^*\omega$ 성분이 우세하여 주파수 영역

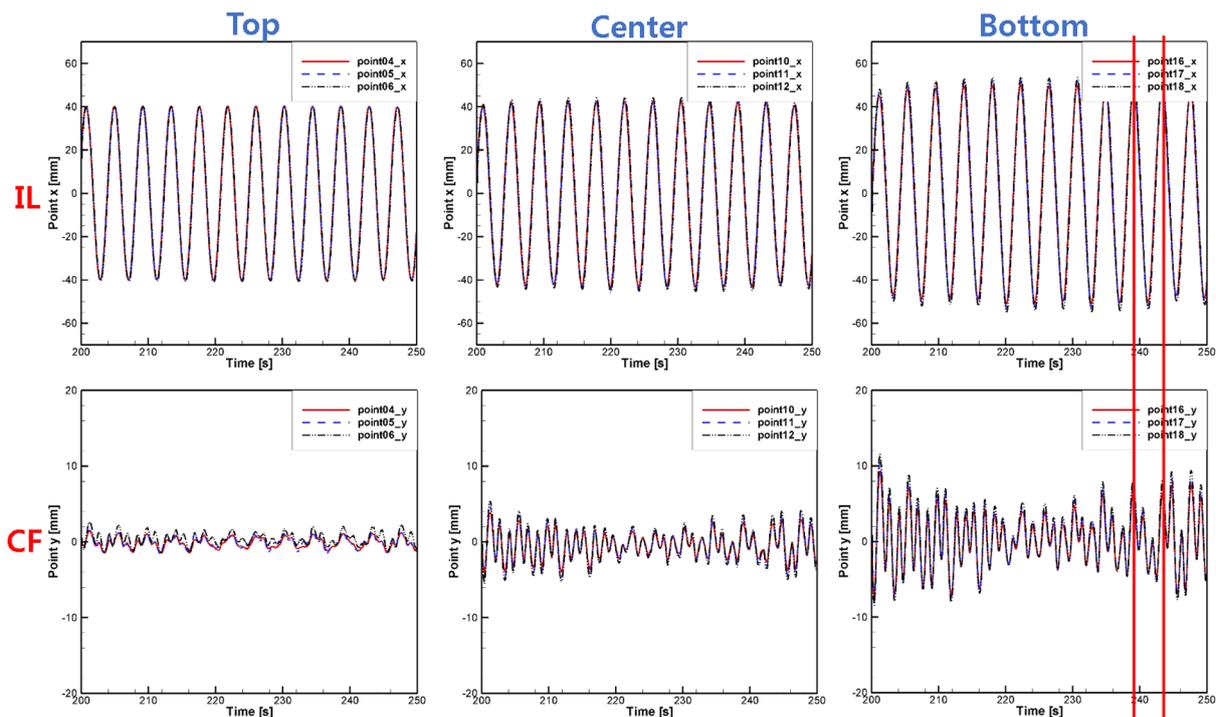


Fig. 8 Inline and Cross-flow displacements for $Te = 4.209$ seconds in time history

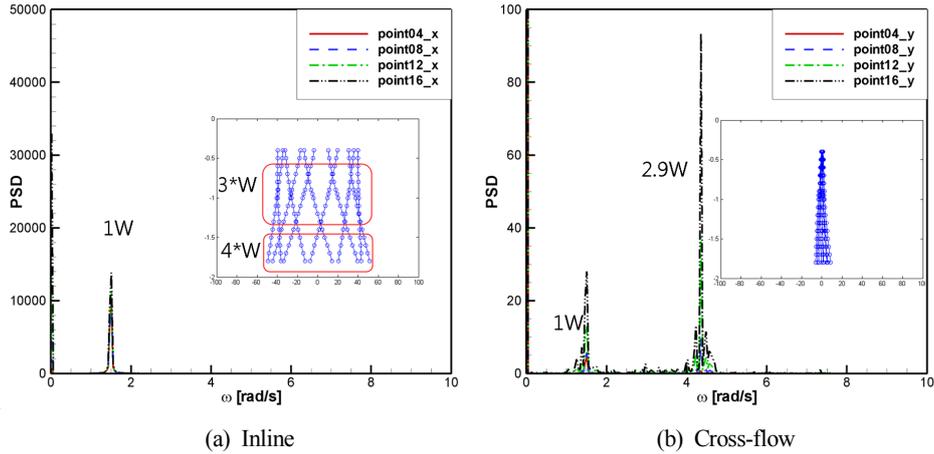


Fig. 9 FFT and snapshot for $T_e = 4.209$ seconds

결과에 나타난 것으로 추정된다.

이상의 3가지 가진조건에서는 가진진폭은 동일하면서 주기만 다른 경우인데, 이 경우 KC 수는 동일하면서 최대유속 및 레이놀드수만 다른 경우이다. 유속에 따른 VIV 진동수는 Strouhal 수를 정의하는 아래 공식에 의해서 정의된다.

$$f_s = \frac{SU}{D} \tag{1}$$

여기서,

- f_s : VIV 주파수
- S : Strouhal 수
- U : 유체 속도
- D : 파이프 외경

Strouhal 수를 0.18로 가정하여 3가지 조건에 대하여 VIV 진동수를 계산하면 Table 5와 같다. Table 5에서 보는 바와 같이, 실제 계측된 VIV 진동수와 이론식에 근거한 진동수의 차이는 일부 발생하기는 하지만, 강제가진 조건에서 발생할 것으로 예상되는 지배적인 VIV 주파수를 이론식으로 대략적으로 추정할 수 있다는 것을 알았다. 또한, KC 수가 같은 조건일지라도 주기에 따라 VIV 주파수는 다르게 나타나며, VIV 특성은 다르게 나타난다는 것을 알 수 있었다. Blevin(2001)에 의하면, 강제가진 조건에서 VIV 주파수는 KC 수에 의해 지배된다고 알려져 있다. 그러나, KC 수 뿐만 아니라, 레이놀드 수도 VIV 주파수를 결정하는 중요한 인자이기 때문에, 이를 고려하여 VIV를 예측해야 한다는 것을 알 수 있었다.

Fig. 10은 $T_e = 1.834s$ 조건에서 가진방향와 가진직각방향 방향

의 전체 형상 및 3개 절점에서 주파수영역 응답을 보여주고 있다. 주기가 짧아지면서 전체 형상이 1차 모드에서 2차 모드로 옮겨가는 것을 알 수 있다. 가진방향의 전체 형상을 보면 상부 부근에서 KC 수는 약 16, 중간 부근에서 약 9.2, 하부 부근에서 16.4정도를 나타내고 있다. Blevin의 연구결과에 의하면, 각 지점에서 발생할 것으로 예상되는 VIV 주파수는 가진 주파수의 2~3배 진동수이다. 그러나, 가진직각방향 주파수영역 응답을 살펴보면, 가진주파수의 1배 및 2배 주파수로 응답하는 것을 알 수 있다. 가진 주기가 상대적으로 긴 경우의 가진직각방향 응답은 가진주기인 $1 \cdot \omega$ 성분보다 $n \cdot \omega$ 성분이 크게 나타났으나(Fig. 5, Fig. 7, Fig. 9), 본 조건에서는 $1 \cdot \omega$ 성분의 응답이 큰 것을 알 수 있다. 이 결과는 시간영역 응답을 보여주는 Fig. 11에서 명확하게 볼 수 있다. 6초 가진주기 조건에서는 가진직각방향 응답이 불규칙적으로 나타나며 가진주기의 $3 \cdot \omega$ 배 성분이 지배적으로 나타났으나, 본 조건에서는 가진주기와 같은 $1 \cdot \omega$ 성분이 지배적으로 VIV가 발생하는 것을 알 수 있다. 이 현상을 설명하기 위하여 감소속도 영역에 따른 Lock-in 현상을 설명한다.

감소속도(Reduced velocity)는 구조물 고유진동수와 VIV 진동수와 의 관계를 규명하는 무차원수인데, 아래 식과 같이 정의된다.

$$R_v = \frac{U}{(f_n \cdot D)} \tag{2}$$

여기서,

- U : 유체 속도
- f_n : 파이프의 n차 고유진동수
- D : 파이프의 외경

Table 5 Comparison of VIV frequency according to excitation conditions under same KC number

| Excitation periods [s] | 10.0 | 6.0 | 4.209 |
|----------------------------------|-------|-------|-------|
| Velocities in max [cm/s] | 2.5 | 4.2 | 6.0 |
| Reynold number | 323.3 | 538.9 | 768.2 |
| Calculated VIV freq. [Hz] | 0.35 | 0.58 | 0.83 |
| Measured dominant VIV freq. [Hz] | 0.4 | 0.5 | 0.83 |
| Differences [%] | 13 | 16 | 0 |

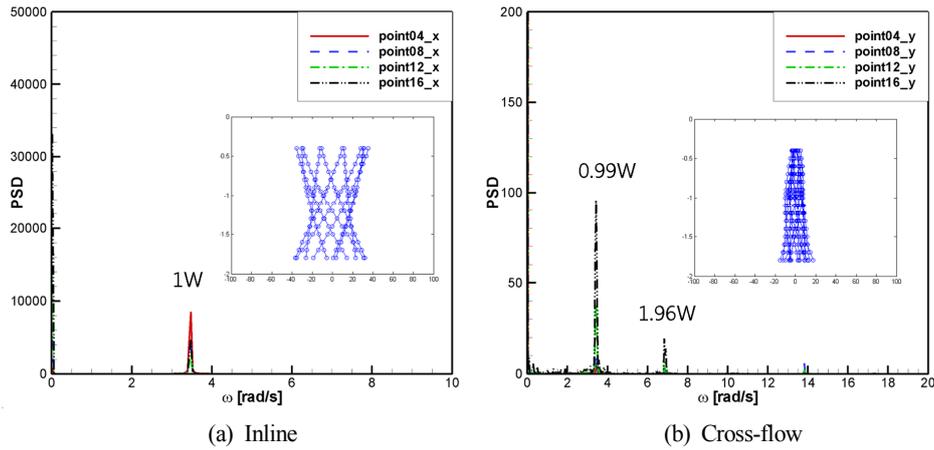


Fig. 10 FFT and snapshot for $T_e = 1.834$ seconds

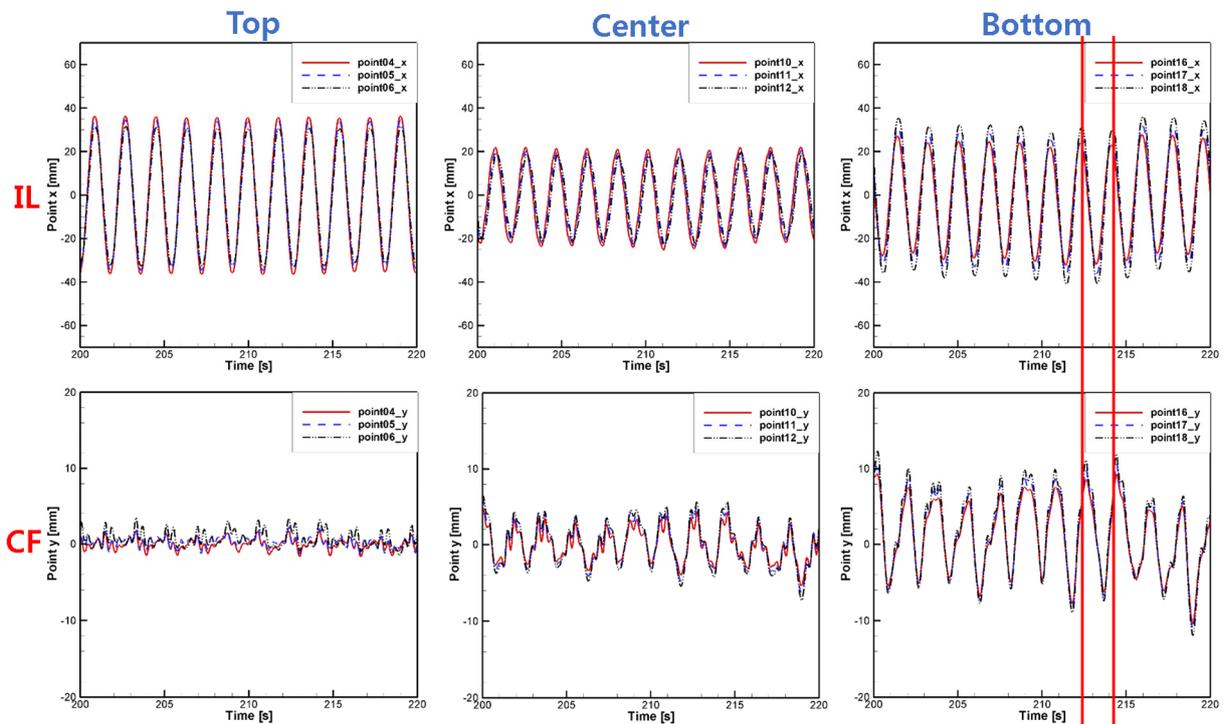


Fig. 11 Inline and Cross-flow displacements for $T_e = 1.834$ seconds

감소속도에 따른 파이프의 응답은 파이프의 질량 및 감쇠 등에 따라 피크 폭은 다르게 나타나는데, 대개 감소속도가 5~7 사이에서 폭넓은 피크가 발생한다(Park et al., 1999). 2차 고유주기인 0.67(s) 및 $T_e = 1.834s$ 조건에서 최대속도를 나타낼 때 감소속도를 계산해보면, 약 7.06을 나타낸다. 즉, $T_e = 1.834s$ 조건에서 VIV가 발생하면 파이프의 2차 고유진동수 부근에서 록-인(Lock-in)이 발생한다는 것을 알 수 있다. 따라서, Fig. 11에서 보는 바와 같이 가진직각방향 시간영역 변위가 가진주기 $1*\omega$ 성분으로 나타나며, 가진직각방향 진폭이 가진방향 진폭과 유사한 값으로 큰 변위를 나타낸다.

Fig. 12에서는 가진주기가 더 짧아지는 $T_e = 1.171s$ 조건에서 가진방향과 가진직각방향에서 연직파이프의 전체 형상 및 주파수영역 응답을 보여주고 있다. $T_e = 1.834s$ 조건에 비하여 가진직각방향 변위가 감소한 것을 알 수 있는데, 이 조건에서 감소

속도는 약 11.1을 나타내기 때문에 2차 고유주기 공진 영역을 벗어났기 때문이다. $T_e = 1.834s$ 조건에서는 가진직각방향에서 $1*\omega$ 성분이 지배적으로 나타났는데 비하여, $T_e = 1.171s$ 조건에서는 $1*\omega$, $2*\omega$, $3*\omega$ 성분의 가진직각방향 응답이 나타났다. 특히 $3*\omega$ 성분이 가장 크게 나타나는 것을 볼 수 있다. 가진직각방향의 형상은 다른 가진주기 조건과는 달리, 연직파이프의 상단부와 중간부에서 변위가 크게 나타났다. 이것을 보다 자세히 분석하기 위하여 연직파이프의 길이에 따른 절점에서 주파수 응답 특성을 분석하였다(Fig. 13). 상단부의 약 1/3 지점인 P.8에서 VIV 변위가 가장 크게 나타났는데, 그 지점에서는 $3*\omega$ 성분이 가장 지배적으로 나타났다. P.12 지점도 P.8 지점과 유사한 응답을 보였으나, 하단부인 P.16 지점에서의 VIV 거동은 $1*\omega$ 성분이 지배적으로 나타나는 것을 알 수 있다. 즉, 연직 파이프의 길이에 따라 지배적인 주파수는 다르게 나타나며, 반연 구조

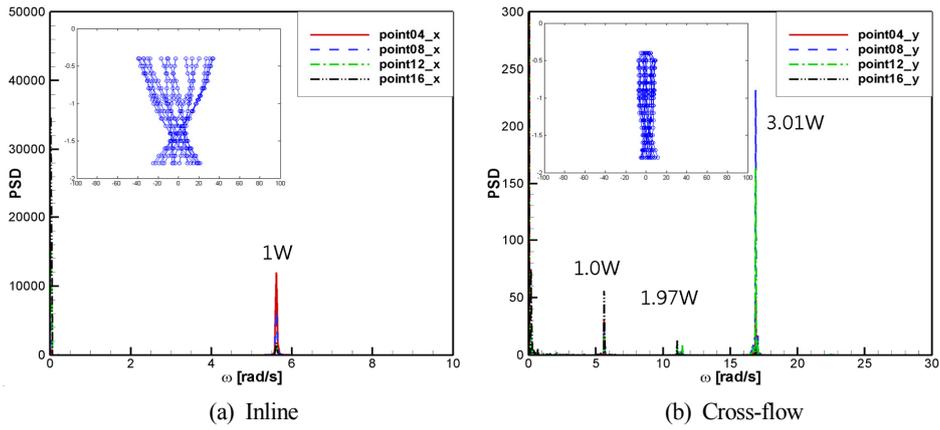


Fig. 12 FFT and snapshot for $Te = 1.171$ seconds

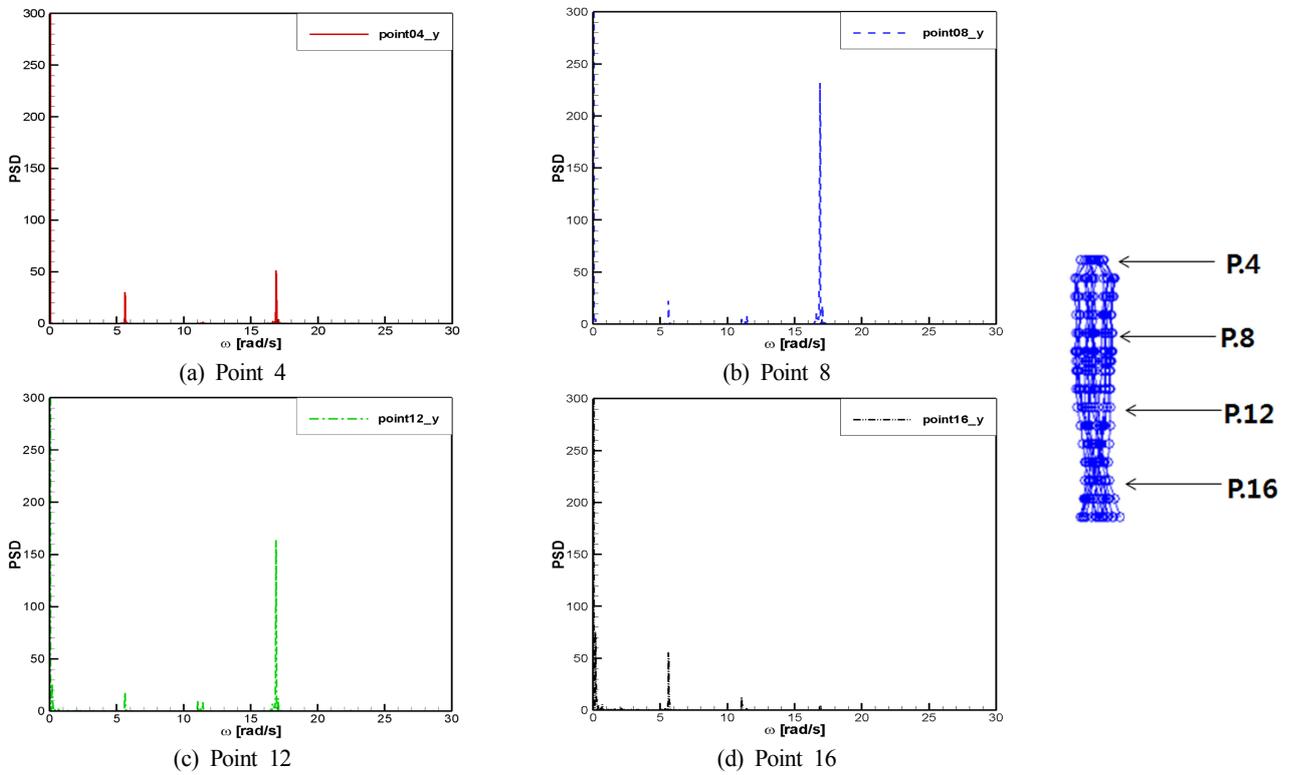


Fig. 13 FFT at positions along riser length $Te = 1.171$ seconds

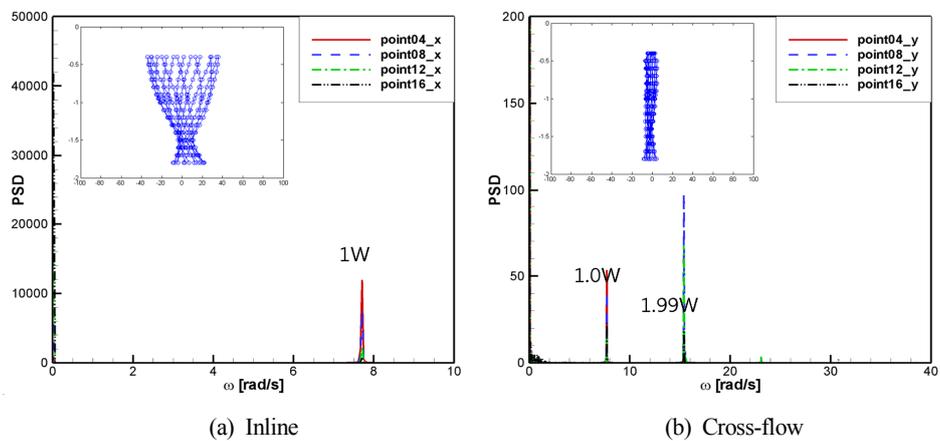


Fig. 14 FFT and snapshot for $Te = 0.862$ seconds

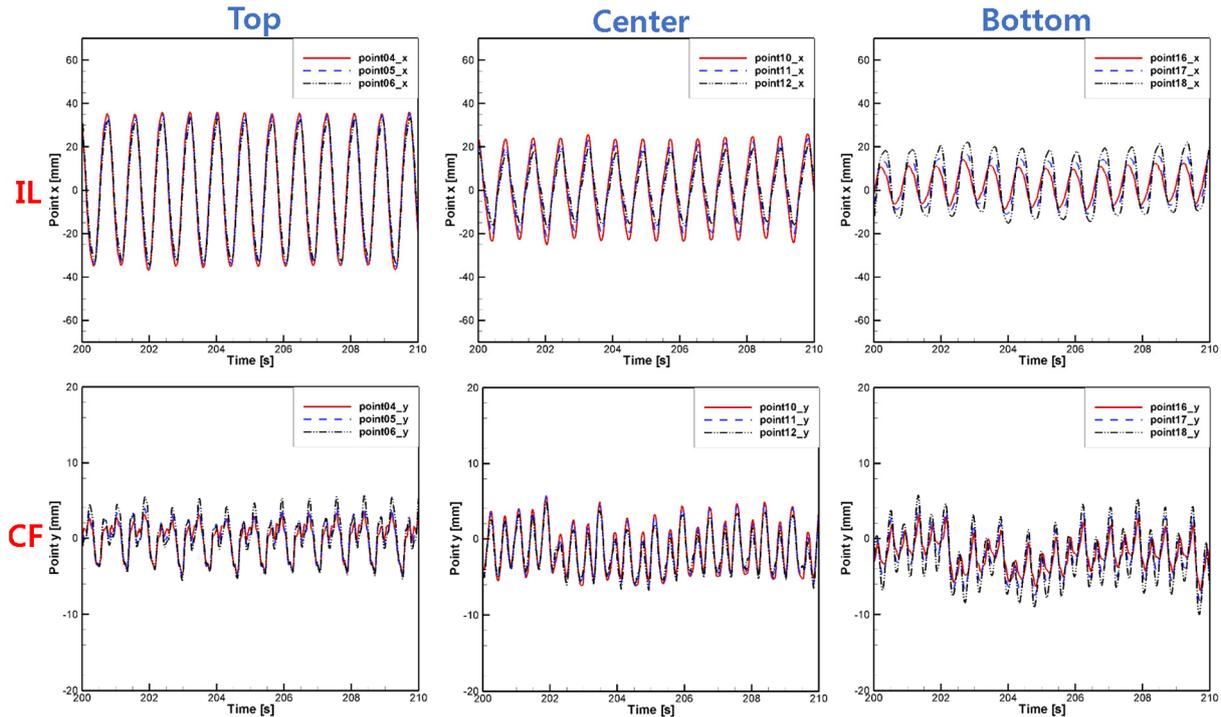


Fig. 15 Inline and Cross-flow displacements for $T_e = 0.862$ seconds

전달파에 의해서 모든 지점에서 같은 주파수 성분이 모두 나타나는 것을 볼 수 있다.

Fig. 14에서는 $T_e = 0.862s$ 조건에서 연직 파이프의 전체 형상 및 주파수 응답 결과를 보여주고 있다. 2차 고유주기가 0.76초임을 고려할 때, 가진방향의 전체 형상은 2차 모드 형상과 유사하게 나타난다. Fig. 15에서는 시간영역에서 각각 3개의 절점에 대한 가진방향 및 가진직각방향 응답을 보여주고 있다. 상부점에서 가진직각방향 응답은 $1*\omega$ 성분이 지배적이다. 그러나, 가운데 점과 하부 점에서의 가진직각방향 응답은 $2*\omega$ 성분이 지배적으로 응답하는 것을 볼 수 있다. 가운데점과 하부점에서의 KC 수는 약 10이며, 이 조건에서는 $2*\omega$ 성분으로 VIV가 발생한다는 것을 알 수 있었다.

4. 결 론

본 연구에서는 강제가진을 받는 자유롭게 매달린 PVC 파이프의 VIV 특성에 관한 모형시험을 수행하였다. 강제가진은 하나의 진폭에 대해 다양한 주기 조건에서 실험을 수행하였으며, VIV 특성을 KC 수, 레이놀드수, 감소속도에 대해 분석하였다. 모형시험을 통해 얻은 결론은 다음과 같다.

(1) 가진주기 10초와 0.862초의 강제가진조건에서 KC 수는 약 22와 10이며, 이 때 VIV 응답은 가진주파수의 4배와 2배 성분이 주로 발생하였다. 이 결과는 KC 수에 따른 VIV 주파수를 정의하는 참고문헌의 연구결과와도 잘 일치하는 것을 알 수 있었다(Blevin, 2001).

(2) 가진 조건에 따라 연직 파이프의 길이를 따라 지배적인 주파수는 다르게 나타나는 반면, 구조전달파에 의해서 모든 지점에서 같은 주파수 성분이 모두 나타나는 것을 볼 수 있다.

(3) 동일한 가진진폭 조건에서 KC 수가 같은 조건일 지라도, 주기가 다른 경우에는 최대 레이놀드수가 다르게 나타나며, 레이놀드수가 큰 조건에서 와류강도가 강하게 발생하여 VIV 응답도 크게 나타났다. Blevin은 강제가진 조건에서 KC 수에 의해서만 VIV 특성을 분석하였으나, KC 수 뿐만 아니라 가진주기 효과를 고려해야 한다는 것을 알 수 있었다.

(4) 강제가진되는 파이프의 VIV 응답 주파수는 가진조건에서 최대 속도를 고려하여 Strouhal 수 관계에 의해서 추정될 수 있다.

(5) 강제가진에 의해 발생하는 VIV 주파수가 파이프 가진직각방향 진동수의 n차 고유진동수와 공진조건이 되면, 가진직각방향 응답은 가진주파수를 지배적으로 가지면서 큰 진폭으로 응답한다.

본 연구성과는 자유롭게 매달린 다양한 해양파이프의 거동특성 분석에 활용될 수 있을 것이다.

후 기

본 연구는 선박해양플랜트연구소의 주요사업인 “초심해역용 라이저(SLWR) 설계엔지니어링 핵심기술 개발”(PES9280)의 연구 성과 중 일부를 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

Blevin R.D., 2001. Flow-Induced Vibration. Second edition.
 Gustafsson, A., 2012. Analysis of Vortex-Induced Vibrations of Risers. Master’s Thesis, Chalmers University of Technology, Gothenburg, Sweden.
 Joseph, R.S., Wang, J., Ong, M.C., Jakobsen, J.B., 2017.

- Vortex-induced Vibration (VIV) Effects of a Drilling Riser Due to Vessel Motion. First Conference of Computational Methods in Offshore Technology(COTech2017), 276, 1-10.
- Jung, D.H., Kwon, Y.J., Park, B.W., Jung, J.H., Choi, J.S., Cho, S.K., Sung, H.G., 2018. Study on the Measurement System of Behavior of a Slender Structure Using an Underwater Camera Which is Applied in DOEB. *Journal of Navigation and Port Research*, 42, 1-7.
- Liang, S., Wang, J., Hu, Z., 2018. Vortex-induced Vibration of a Circular Cylinder with Fairings. *Proceedings of the Twenty-eighth International Ocean and Polar Engineering Conference*, 1, 966-970.
- Park, H.I., Cho H.J., Jung, D.H., 1999. Response Analysis of Deep Ocean Risers to Vortex-Shedding by Numerical Analysis. *Journal of Ocean Engineering Technology*, 13, 65-72.
- Pettersen, J., Nilsen, Ø., Vist, S., Noreng Giljarhus, L.E., Fredheim, A.O., Aasekjaer, K., Neeraas, B.O., 2013. Technical and Operational Innovation for Onshore and Floating LNG. 17th International Conference & Exhibition on Liquefied Natural Gas(LNG 17), 1, 1-12.
- Sukhov, A.A., 2017., VIV Prediction of Steel Lazy Wave Riser. Master's Thesis, University of Stavanger, Stavanger, Norway.
- Sun, H., Xiao, S., 2018. Experimental Study on Vortex-induced Motions of Floating Cylinder Considering the Impact of Helical Strakes. *Proceedings of the Twenty-eighth International Ocean and Polar Engineering Conference*, 1, 961-965.
- Wang, J.G., Fu, S.X., Wang, J.S., Li, H.J., Ong M.C., 2017. Experimental Investigation on Vortex-induced Vibration of a Free-hanging Riser under Vessel Motion and Uniform Current. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 139(4), OMAE-16-1048.
- Yin, D., Passano, E., Lie, H., 2018. Dynamic Response of a Top-tensioned Riser Under Vessel Motion. *Proceedings of the Twenty-eighth International Ocean and Polar Engineering Conference*, 1, 979-986.
- Zhao, Z., 2011. Calculation of Fatigue Damage for Tensioned Risers from Vortex Induced Vibrations. Master's Thesis, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, Norway.

Movable-Bed Modeling Law for Beach Response Experiments Using Equilibrium Beach Profile Formula

Jin Hoon Kim*, In Ho Kim* and Jung Lyul Lee^{ID**}

*Department of Earth and Environmental Engineering, Kangwon National University, Sancheok, Korea

**School of Water Resources Engineering, Sungkyunkwan University, Suwon, Korea

평형해빈단면식을 이용한 해빈반응실험에 대한 이동상 모형법

김진훈* · 김인호* · 이정렬^{ID**}

*강원대학교 지구환경시스템공학과

**성균관대학교 수자원대학원

KEY WORDS: Three-dimensional hydraulic model 3차원 수리모형, Distorted model 왜곡모형, Beach erosion 해빈침식, Scale method 축척법, Scale factor 축척계수

ABSTRACT: The construction of large scale harbor structures at Maengbang beach, which is located on the eastern coast of Korea, is of great concern because it may cause disastrous beach erosion in the vicinity. Therefore, a hydraulic model experiment was conducted to examine the morphological changes after such construction. The water depth was scaled using the method of Van Rijn (2010), which is a well-known scale law, but the results appeared to be overestimated. The present study developed a new scale law that applies an equilibrium beach profile formula to scale the model evolution to the prototype scale. When compared with survey data observed at Maengbang beach, the proposed method showed better agreement than the method of Van Rijn (2010).

1. 서 론

최근 항만 외곽방파제의 확장 및 신설 등 해안구조물이 지속적으로 건설됨에 따라 인근 해안 환경의 변화가 초래되고 이로 인하여 사질 해변에서는 해안 침식이 심각하게 발생하고 있다. 공사 전 이러한 육역 개발로 인한 환경영향평가가 해안 침식 측면에서도 검토가 철저히 이루어져야 하지만 현재 그렇지 못한 실정이다. 항만 시설이 축조된 후 해안침식 피해가 해안침식 피해가 심각하게 발생한 후 이를 저감하기 위한 목적으로 다양한 해안 구조물이 추가로 건설되고 있다. 그러나, 이 또한 항만 시설과는 다르게 마땅한 설계 기준이 없는 관계로 시행착오에 의존하는 무분별한 설계가 이루어지고 있는 실정이다. 이렇게 건설된 해안구조물은 파랑장 및 바람장 등의 해역환경변화를 또다시 유발시킴으로써, 해안구조물로 인한 2차 침식 피해가 발생하는 지역이 지속적으로 증가하는 추세이다. 이러한 기술적 한계에서 새로운 항만 및 해안구조물의 축조로 인한 해안 환경의 변화를 면밀히 파악하고 침식 피해를 줄이기 위하여 기술적

방법을 찾는데 있어 수리실험의 수행은 절실하다. 그러나 국내 수리실험 연구로는 구조물 안정성 검토에 대한 실험 목적이 대부분인 수리모형실험이 수행되었고(Lee and Yoon., 2006; Lee et al., 2008; Oh et al., 2011; Cho et al., 2002; Kwak et al., 2003), 3차원적인 수리모형실험(Hur, 2004; Lee et al., 2009)이 이루어졌다. 그러나 해안구조물 주변의 3차원적인 흐름 특성을 파악하기에는 아직 미진한 실정이며 지형 변화를 파악하기에도 부족한 시간과 모래 투입량으로 이동상 수리실험이라고 간주하기에 부족한 실험이 많았다. 이와 같이 국내 수리모형실험은 대부분 구조물 안정성에 대한 검토를 중심으로 연구가 수행되었고 이동상 수리모형실험을 통한 연구는 아직 국내 여건상 선진국에 비하여 턱없이 부족한 실정이다.

국외에서는 파랑장이 지배하는 해안에서의 모래 이동을 연구하기 위하여 오래전부터 다양한 축척 연구가 이루어졌으며 Table 1은 그 동안 해빈단면 실험을 목적으로 제시된 국외의 다양한 이동상 수리모형실험의 축척율 중 대표적인 것을 보여주고 있다.

Received 7 August 2018, revised 29 September 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Jung Lyul Lee: +82-31-290-7519, jllee@skku.edu ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-9410-9725>

© 2018, 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 Classification of beach profile modeling Laws

| Author | Geometric Distortion | Hydrodynamic time scale (T) | Morphological time scale (t) |
|----------------------|--|---------------------------------|----------------------------------|
| Vellinga (1982) | $n_h = n_w^{0.44} n_l^{0.78}$ | $n_T = \sqrt{n_h}$ | $n_t = n_T$ |
| Hughes (1983) | $n_h = n_w^{2/3} n_l^{2/3}$ | $n_T = n_l / \sqrt{n_h}$ | $n_t = n_T$ |
| Wang and Wang (1990) | $n_h = n_w^{2/5} n_l^{4/5}$ | $n_T = n_l / \sqrt{n_h}$ | $n_t = \sqrt{n_h}$ |
| Wang et al.(1994) | $n_h = n_w^{2/5} n_l^{4/5}$ $n_H = n_h^2 / n_l$ | $n_T = \sqrt{n_l}$ | $n_t = n_T$ |
| Van Rijn(2010) | $n_h = n_{d50}^{0.39} n_l^{0.78}$ | $n_T = \sqrt{n_h}$ | $n_t = (n_h)^{0.56}$ |

n = prototype to model scale ratio
 l = horizontal length scale
 h = vertical length scale

H = incident wave height
 w = sediment fall velocity scale

본 연구에서는 이러한 다양한 축척법의 유도과정과 쇄파대에서의 해저면 변화에 대한 수리실험에의 적용성을 검토하였고 축척된 수리모형에서의 실험 결과가 아직 현장 지형을 잘 재현하지 못하고 있다고 판단하였다. 따라서 범용적으로 쓰이는 평형해빈단면 경험식을 이용하여 새로운 축척법을 고안하였고 맹방해빈에 대한 이동상 3차원 수리모형실험 관측 결과에 적용하여 제안된 축척법이 상당히 만족할 만한 결과를 제공하고 있다고 판단하였다.

2. 현지조사

2.1 파랑특성 분석

입사파 조건은 2013년 9월 27일 10시 30분부터 2016년 11월 21일 9시 30분까지 삼척시 맹방 해변 전면 외해 관측지점에서 취득한 파랑 자료를 이용하였다. 30분 간격으로 관측된 총 55,235개의 관측값에 대한 시계열 분석으로 아래 제시된 Figs. 1-3에 파고, 주기 및 파향 변화를 각각 도시하였다. 연평균 평균

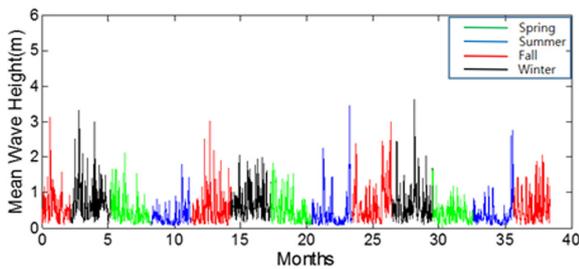


Fig. 1 Time series of wave height

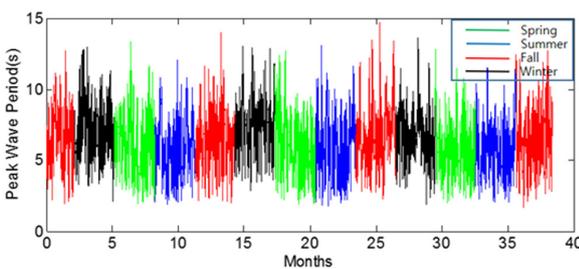
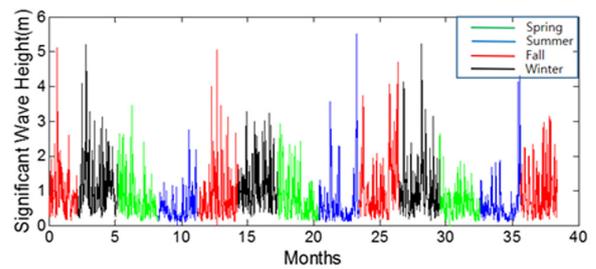


Fig. 2 Time series of wave period

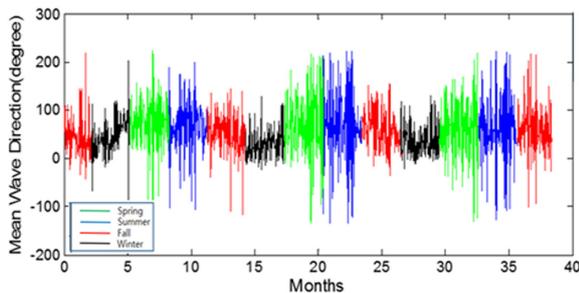
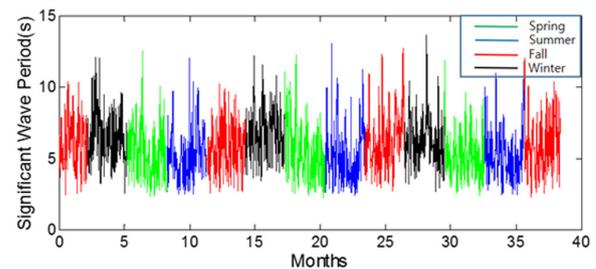


Fig. 3 Time series of wave direction

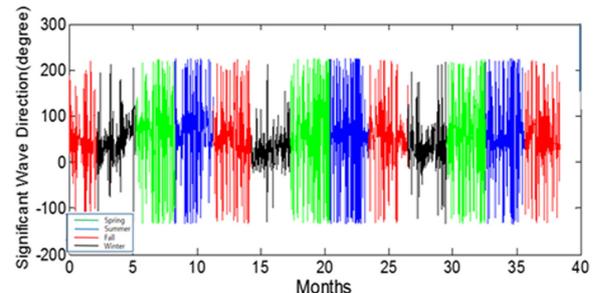


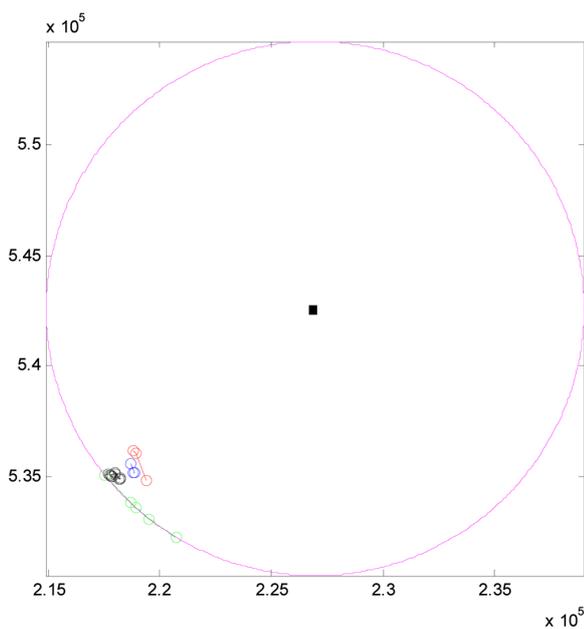
Table 2 Scale factor in relation to median size

| Summary of Recommended A Values [Unit of A Parameter are $m^{1/3}$] | | | | | | | | | | |
|--|-------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|--------|
| D [mm] | 0.00 | 0.01 | 0.02 | 0.03 | 0.04 | 0.05 | 0.06 | 0.07 | 0.08 | 0.09 |
| 0.1 | 0.063 | 0.0672 | 0.0714 | 0.0756 | 0.0798 | 0.0840 | 0.0872 | 0.0904 | 0.0936 | 0.0968 |
| 0.2 | 0.100 | 0.1030 | 0.1060 | 0.1090 | 0.1120 | 0.1150 | 0.1170 | 0.1190 | 0.1210 | 0.1230 |
| 0.3 | 0.125 | 0.1270 | 0.1290 | 0.1310 | 0.1330 | 0.1350 | 0.1370 | 0.1390 | 0.1410 | 0.1430 |
| 0.4 | 0.145 | 0.1466 | 0.1482 | 0.1498 | 0.1514 | 0.1530 | 0.1546 | 0.1562 | 0.1578 | 0.1594 |
| 0.5 | 0.161 | 0.1622 | 0.1634 | 0.1646 | 0.1658 | 0.1670 | 0.1682 | 0.1694 | 0.1706 | 0.1718 |
| 0.6 | 0.173 | 0.1742 | 0.1754 | 0.1766 | 0.1778 | 0.1790 | 0.1802 | 0.1814 | 0.1826 | 0.1838 |
| 0.7 | 0.185 | 0.1859 | 0.1868 | 0.1877 | 0.1886 | 0.1895 | 0.1904 | 0.1913 | 0.1922 | 0.1931 |
| 0.8 | 0.194 | 0.1948 | 0.1956 | 0.1964 | 0.1972 | 0.1980 | 0.1988 | 0.1966 | 0.2004 | 0.2012 |
| 0.9 | 0.202 | 0.2028 | 0.2036 | 0.2044 | 0.2052 | 0.2060 | 0.2068 | 0.2076 | 0.2084 | 0.2092 |
| 1.0 | 0.210 | 0.2108 | 0.2116 | 0.2124 | 0.2132 | 0.2140 | 0.2148 | 0.2156 | 0.2164 | 0.2172 |

파고는 0.5m로 분석되었으며, 계절별 파랑의 특성을 분석하기 위하여 봄(Green), 여름(Blue), 가을(Red), 겨울(Black)으로 색상을 다르게 도시하였다.

2.2 해빈조사

맹방해변의 해빈단면 조사자료를 분석한 결과 해변 내 평균 경사는 약 1:30~1:40 사이의 경사를 나타내고 있으며, 해변 내 17개의 기준점에서 해저질 입경을 분석한 결과 해저질의 중앙입경 D_{50} 은 0.697mm로 분석되었다. 해빈 축척 계수(Profile scale factor) A 는 맹방해변 관측 자료의 평균 해빈 경사가 1:30~1:40 정도로서 해빈 축척 계수 A 는 Table 2에 제시된 바와 같이 $A=0.185m^{1/3}$ 으로 추정된다. 해빈 단면 축척계수를 이용한 평형 해빈단면식(Equilibrium beach profile equation), $h = Ay^{2/3}$ 과 현지의 해빈 단면자료를 비교하여 파랑의 변형이 이루어지는 천이영역으로부터 천해까지의 수심에서 유사한 해빈 경사를 보여주고 있다. 맹방 해변의 해안선은 Fig. 4에서 도시된 바와 같이 반경

**Fig. 4** Fitting circle of Maengbang beach shoreline

46.1km의 원주상에 38N°의 주파향으로 설정하였다. 이러한 설치형의 해안선 곡률 조건을 직선 형태 조파계로 이동상 실험을 진행하는 경우 이로 인한 곡률로 중앙으로의 연안표사가 발생할 수 있으므로 조파기와 마찬가지로 해안선 및 지형을 직선적 좌표계로 환원하여 수리실험을 수행하였다.

3. 수리모형실험

3.1 수리모형실험 규격

3.1.1 수평규격

중국 천진에 위치한 Tianjin Research Institute for Water Transport Engineering(TIWTE) 3차원 수조 실험실에서 4km 길이의 맹방 해변을 수평 축척 1:90으로 수리모형실험을 진행하였다. 수조의 양쪽 측면구간은 파랑의 회절이나 소산을 최소화 할 수 있는 여분의 공간을 확보하여 실험을 진행하였다. 아래 제시한 Fig. 5는 맹방해변 위성사진에 평면수리모형실험 영역을 표기하여 도시하였다. 해안선과 평행한 방향으로 50m의 조파기 길이를 확보하였고, 육상으로부터 35m의 외해 이격 공간을 확보하여 수리실험을 진행하였다. Fig. 5의 노란 파선은 상류 해안의 해안선이 유지되기 위하여 필요한 평형해안선으로 노란 파선을 따라 매립과 병행한 인공 해변을 조성하지 않으면 상당한 모래가 회절과 유역으로 유입하게 된다. 따라서 상류 해안이 침식되었다고 가정하여 얻은 또 다른 평형해안선인 파란 파선처럼 상류 해안의 대규모 침식이 우려되는 상황이 초래될 수 있음을 보여준다.

이동상 실험에서 연안표사 오류를 최소화하기 위하여 맹방해안선이 반경 46.1km의 원주상에 38N°의 주파향으로 설정하여 놓인 점을 감안하여 Fig. 6과 같이 극좌표를 펼친 직교좌표에서 평면수리모형실험이 수행되도록 하였다. 이는 원래의 해안 지형을 반영하여 오목한 원주 상의 해안선을 형성하게 되면 이동상 실험에서 조파기와 직선으로 놓이는 수리실험 조건상 중앙으로 연안표사가 발생하여 중앙에서 퇴적 현상이 발생하고 경계 양측에서 침식되는 표사이동 실험상 오류를 최소화하였다.

평면수리모형실험의 북측 경계는 이안제 형태의 외곽방파제이지만 이안제 배후에서 파향이 교차하고 배후에 제작용이 놓인 위치에서 흐름이 없는 것으로 간주하였다. 남측 경계는 덕봉산 바로 북측에 위치한 마음천 하구로 설정하였다.



Fig. 5 Object area of hydraulic model experiment (4.0 km × 2.8 km)



Fig. 8 Fixed bed setting view (photography: 9 June 2017)

해안선과 등수심선이 형성될 수 있도록 모래의 공급율을 맞추고 과파기의 균일성을 확인하는 과정을 수행하였다(Fig. 8).

3.2 실험사 조건

사용되는 이동상 모래의 비중은 2.6이며 현재 가장 최소한으로 만들 수 있는 입경은 0.1mm(축척 계수: 0.063m^{1/3}에 해당)로서 이 모래를 사용하되 평균 입경이 0.125mm를 넘지 않도록 하였다. 이동상 실험은 사용하는 모래 입경에 따라 현지 지형에 맞는 해빈 경사를 초기에 조성하지 않으면 파도의 작용 하에서 입경에 따라 형성되는 평형해빈단면(Equilibrium beach profile)이 달라지기 때문에 횡단표사 조건 충족을 위한 평형해빈단면식의 검토를 수행하였으며, 평형해빈단면 조건 불충족 시 평형해빈단면을 충족하기 위한 수리모형실험이 추가로 수행되어야 함으로써 실험사에 대한 평형해빈단면이 초기 이동상 해저면 조건으로 조성되었다.

3.3 수리모형실험 조파 조건

3.3.1 수직 축척

이동상 수리모형실험에서 수평과 수직 축척율은 Van Rijn (2009) 연구 결과를 기초로 하여 분석하였다. 수평 축척과 수직 축척의 관계와 해안선 또는 해저 지형의 변화시간의 축척은 식 (1)과 식 (2)에 제시하였다.

$$\frac{n_l}{n_h} = (n_h)^{0.28} (n_{d50})^{-0.5} (n_{s-1})^{-0.5} \tag{1}$$

$$n_{Tm} = (n_h)^{0.56} \tag{2}$$

여기서 n_l 은 수평방향 축척율이며 n_h 는 수직 방향 축척율, n_{Tm} 은 Morphology 변화 시간 축척, n_{d50} 는 중앙입경의 비율 n_{s-1} 은 상대비중 $s-1$ 의 비율이다.

대상 해안인 맹방 해변의 모래입경은 17개 기준점에서 관측한 평균 입경은 0.697mm이다. 따라서 이동상 실험에서 사용하는 모래의 입경이 0.1mm이므로 $n_{d50}=6.7$ 이 된다. 따라서 모래의 비중이 같은 경우에 수평과 수직 축척의 왜곡이 없는 $n_l/n_h=1$ 인 경우는 식 (1)부터 다음 결과를 도출하였다.

$$n_h = (n_{d50})^{1/0.56} \cong 29.9 \tag{3}$$

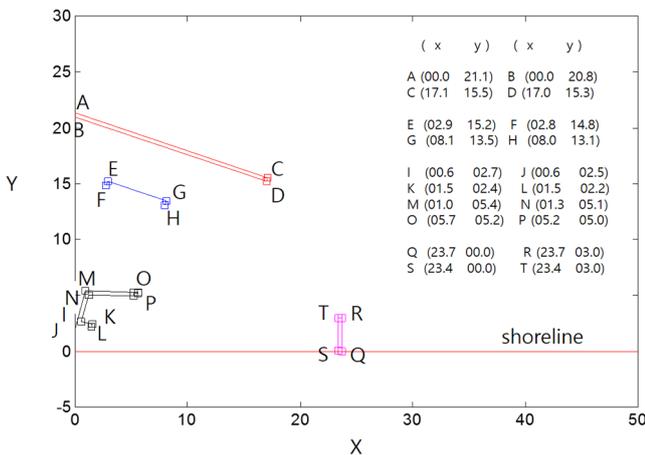


Fig. 6 Hydraulic model experiment area (50 m × 35 m) and harbor facilities plan of scale 1:90 after polar coordinate transformation

3.1.2 수직규격

본 연구에서는 평균수면의 높이는 30cm로 유지하였다. 실험사는 Fig. 7과 같이 모르타르 고정상 베드를 조성하고 10cm의 모래를 수심 30cm이하, 해빈단면 12m 구간에 고정상 베드에 균일하게 포설 하였다. 따라서 전체 모래로 이루어지는 이동상 실험의 체적은 50m×12m×0.1m = 60m³에 달하였으며, 30cm를 넘는 구간은 동일 수심으로 고정상 베드를 조성하였다. 실험사를 균일하게 포설하였으나 모래로 이루어진 저면이 거의 직선적인

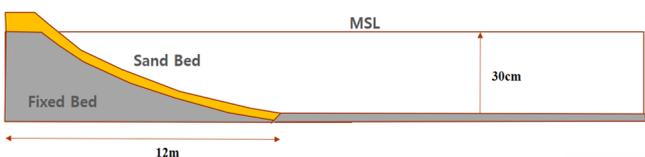


Fig. 7 Side view of movable bed covered with the sand layer of 10 cm thickness above a fixed bed

따라서 수직은 물론 수평도 약 1:30의 축척을 주어야 하지만 4km가 넘는 해안을 수평 축척으로 달성하기는 어려우므로 수평과 수직의 왜곡을 허용하여 수리모형실험을 수행하였다. 수평을 1:90으로 계획하는 경우 식 (1)을 다시 적용하면 수직 축척은 1:70.7이 된다. 그러나 편의상 수평 축척을 1:70으로 수행하였다.

$$\frac{80}{n_h} = (n_h)^{0.28} (5.88)^{-0.5} \Rightarrow n_h = [90 \times (6.7)^{0.5}]^{1/1.28} \cong 70.7 \quad (4)$$

식 (2)를 이용하여 해안선 변화 축척율을 구하면 아래와 같다.

$$n_{Tm} = (70)^{0.56} = 10.80 \quad (5)$$

따라서 지형의 수평 및 수직 축척이 이루어지고 대상 해역의 평균 파고의 10배 큰 이상 파고를 적용하였을 때, 연안 표사량은 약 100배 증가 효과를 발휘한다고 가정하고, $n_{Tm}=10.80$ 과 30시간을 곱하면 약 3.4년 후의 해안선 변화 효과를 얻을 수 있다. 파랑 주기 축척과 관련된 시간 축척을 n_T 를 구하는 방법은 여러 가지 방법이 가능하나 모래의 이동이 우월한 천해 수심에서 위상 속도를 유지 시켜 굴절과 회절, 천수 효과가 유지되도록 식 (6)과 같이 유도하였다.

$$C = \frac{L}{T} = \sqrt{gh} \Rightarrow \frac{n_l}{n_T} = \sqrt{n_h} \Rightarrow n_T = \frac{n_l}{(n_h)^{0.5}} = \frac{90}{70^{0.5}} \cong 10.76 \quad (6)$$

3.3.2 조파 조건 선정

해안선 및 등수심선 등의 평형을 확인하기 위한 실험은 지속 시간이 길어 그 변형 과정은 평상파에 의하여 지배적으로 진행되기 때문에 평상파 조건에서 수행하는 것이 바람직하다. 그러나 일반적으로 해안선 및 등수심선 등의 평형 유지를 위하여 5년, 10년 및 50년 이상의 시간이 필요할 수 있다. 이를 수리실험으로 재현하려면 파랑 조건의 평형만을 충족시키면 되는 항만 수리실험과는 다르게 원칙적으로 수직 축척에 0.56승을 취한 것만큼의 이동상 실험이 필요하다. 따라서 수평 축척 1:200의 축척에서 표사 이동이 평형에 도달하는 데 필요한 시간이 10년이라고 가정하면 0.1mm의 실험사에 대하여 7~8개월이 넘게 조파기를 작동시켜야 한다는 계산 결과가 나온다. 그러나 이러한 실험은 거의 불가능한 상황이므로 연안표사 이동환경을 촉진시키기 위한 방법을 수용할 수밖에 없는 것이 평형해안선을 조사하는 이동상 실험의 근본적 한계이다. 해안선 변화에 적용되는 연안표사량 산정식은 Energy flux의 함수로 제시되며 근사적 계산

법으로 파고의 제곱에 비례하는 것으로 보고 있다. 따라서 파고를 10배 증가시키면 100배의 연안표사 가속 효과가 발생할 수 있다고 판단되며 7~8개월가량 걸리는 이동상 실험이 48~72시간 수행하면 가능할 수도 있다는 계산이 나온다. 그러나 평상파 조건과 비교하여 이상파 조건에서의 쇄파대가 크게 확대된다는 점을 염두에 두고 무리한 지속시간 축척이 이루어지지 않게 실험을 계획할 필요가 있다.

본 실험의 경우 해당 지역의 연평균 파고인 0.5m에 비해 7.25배 큰 3.63m, 즉, 1:70의 수직 축척에서의 조파 조건으로는 5.18cm가 적용되고 있다. 그리고 명확한 학술적 분석을 위하여 규칙과 실험이 계획되었다.

4. 이동상 수리모형실험 결과에 대한 축척법 검토

4.1 이동상 해빈모형 실험 축척법의 종류

이동상 수리모형 실험의 축척율은 일반적으로 실지형(Prototype)과 수리모형(Laboratory)의 계수 비율로서 $n = pp/pm$ 으로 표현되며 여기서 pp 는 실 지형 자연계수이고 pm 은 수리모형 실험계수이다. 대부분 수리모형의 계수가 실 지형의 계수보다 훨씬 작게 설계되므로 $n > 1$ 의 값을 갖는다. Table 3에는 실험의 목적에 따라 선택되는 대표적인 축척법이 제시되었다. 3가지 고정상 수공학적인 축척법과 2가지의 이동상의 지형학적인 축척법이 제시되었다.

최근 Van Rijin(2010)의 이동상 실험에서의 수평 및 수직 축척율에 대한 식을 제안하였다. 수평 축척과 수직 축척의 관계와 해저 지형의 변화시간에 대한 축척은 아래 식에 제시하였다.

$$\frac{n_l}{n_h} = (n_h)^{0.28} (n_{d50})^{-0.5} (n_{s-1})^{-0.5} \quad (7)$$

$$n_{Tm} = (n_h)^{0.56} \quad (8)$$

여기서 n_l 은 수평방향 축척율이며 n_h 는 수직 방향 축척율, n_{Tm} 은 지형 변동 시간 축척, n_{d50} 는 중앙입경의 비율, n_{s-1} 은 상대 비중인 $s-1$ 의 비율이다.

4.2 평형해빈단면 공식에 의한 축척법

해안축척모형의 경우, 가장 널리 받아들여지는 요구 사항은 실 지형과 수리모형의 해빈단면 특히, 쇄파대에서의 평형해빈 단면 간의 유사성을 취득하는 것이다(Hughes and Fowler, 1990). 따라서 수리모형실험과 실 지형 조건의 평형해빈단면이 지배하는 해빈 특성을 동일하게 맞추어야 한다. 본 논문에서는 이러한

Table 3 Classification of existing scaling laws

| Scaling law | Dominant process | Remark |
|--------------------------|---|---------------------------------|
| Froude scaling | Wave dynamics (Froude number) | Harbor facilities |
| Distorted froude scaling | Wave breaking (Surf similarity parameter) | Surf zone hydrodynamics |
| Undertow scaling | Wave-driven flow (Undertow) | Similar to froude scaling |
| Suspension scaling | Sediment suspension (Dean's parameter) | Surf zone sedimentation |
| Mobility scaling | Bedload transport (Mobility parameter) | Less important in the surf zone |

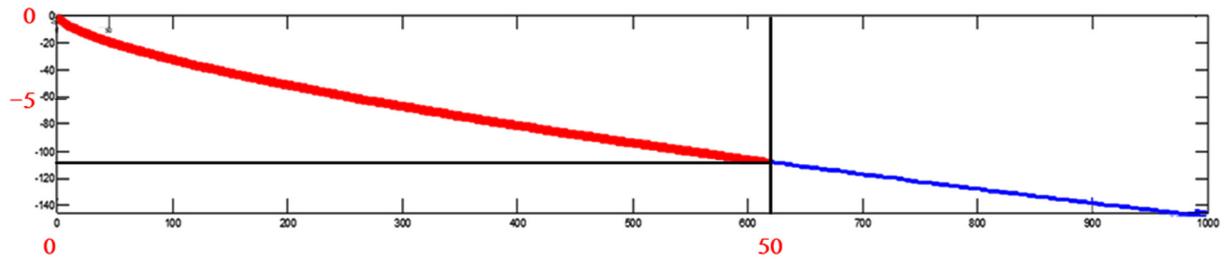
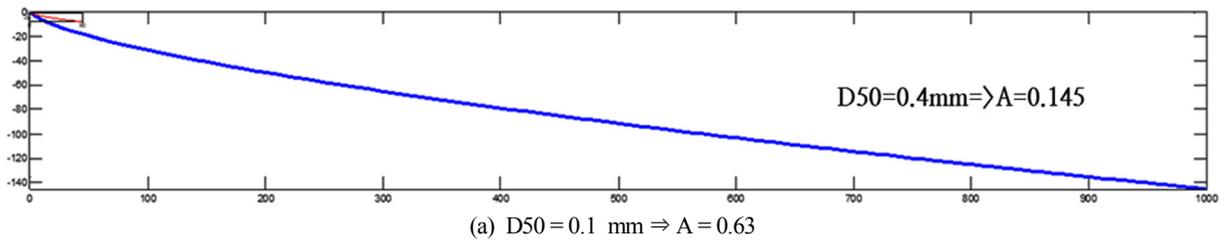
해빈 특성을 가장 잘 대변하는 축척을 산정관계식을 평형해빈 단면 공식으로부터 직접 유도하였다.

해빈단면은 복잡한 현상에 의하여 형성되어 단순한 함수로 표현되는데 한계가 있지만 평형을 이루는 해빈단면은 외해로 나갈수록 수심이 깊어지는 곡선식으로 표현되어왔다. 즉, 그 곡선식은 주로 관측치와 비교하여 하나 또는 두 개 정도의 변수를 설정하는 식으로 제시된다. 대표적인 평형해빈단면 곡선식은 평형에 도달하였을 때 적용되는 식이지만 목표단면(Target profile)이라는 수단으로서 식 (9)과 같이 축척 계수(Scale factor)라는 하나의 계수로 표현되는 식이 널리 쓰인다. 이 식은 경험식으로 간주 될 수 있지만 쇄파대 내에서 일정 Volumetric wave dissipation이라는 가정하에서 Dean(1977)에 의하여 유도되었으며, Wang and Kraus(2005)에 의해 규칙파는 물론 불규칙파에도

성립한다는 것을 대형수조(Supertank) 수리모형 실험을 통해 입증하였다.

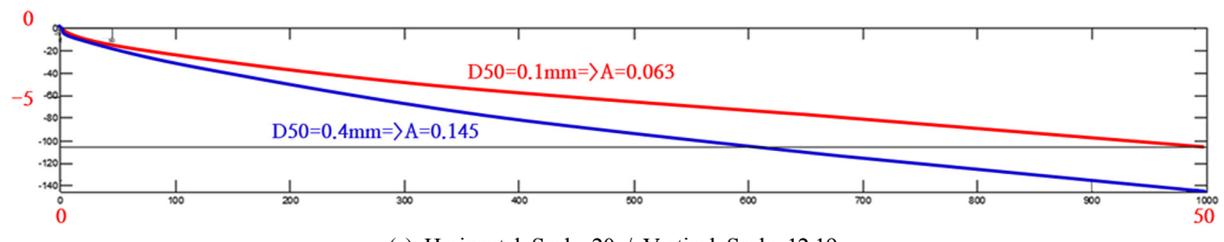
$$h = Ay^{2/3} \tag{9}$$

여기서 축척 계수 A 는 모래 입자의 특성, 입사파의 특성에 따라 달라질 수 있으나 일반적으로 침강 속도 또는 입경에 대한 정보로 구성되었다고 간주한다. 평형해빈단면은 횡단표사로 인한 해빈단면 변화를 예측하는 공학적 수단인 Sbeach 모형에서와 같이 목표해빈단면으로 채택되는 등 많은 부분에서 널리 이용되고 있다(Dean, 1991; Miller and Dean, 2004). 그리고 최근 Kim and Lee, (2018)은 평형해빈단면식을 이용하여 파랑에너지의 유입에 따라 해안선이 어떻게 반응하는지 예측하는 수단으

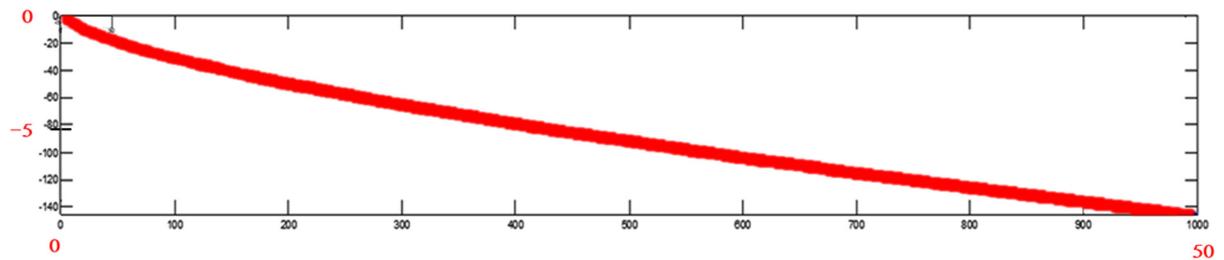


(b) Horizontal / Vertical(non distorted) Scale 12.19

Fig. 9 (a) Equilibrium beach profiles for prototype and laboratory sand sizes, and (b) non distorted beach profiles after 12.19 times extension of laboratory scale



(a) Horizontal Scale 20 / Vertical Scale 12.19



(b) Horizontal Scale 20 / Vertical Scale 15.45

Fig. 10 (a) Equilibrium beach profiles for more extended horizontal scale 1:20, and (b) distorted beach profiles for vertical scale 1:15.45 obtained from Eq. (10) for horizontal scale 1:20

로 사용하였다.

본 연구에서는 이러한 해변 단면 특성을 이용하여 이동상 표사 이동이 가장 활발한 영역에서 해변단면 형상의 축척이 제대로 반영되도록 새로운 방법을 제시하였다. 식 (9)에 축척을 적용하면, 여기서 n_A 는 축척계수의 비율이다.

$$n_h = n_A n_l^{2/3} \tag{10}$$

Fig. 9(a)는 실 지형(Prototype)의 표사 중앙입경이 $D_{50}=0.4\text{mm}$ 라고 가정하고, 실험사 중앙입경($D_{50}=0.1\text{mm}$)을 적용한 평형해빈 단면 식을 보여준다. Fig. 9(b)는 식 (10)에 의하여 비왜곡되는 축척율인 12.19을 수평 및 수직 좌표에 적용한 경우 해변 단면이 정확히 일치하는 것을 보여주고 있다. Fig. 10(a)는 실험사 중앙입경($D_{50}=0.1\text{mm}$)에 대하여 수직 축척은 그대로 두고(비왜곡 축척: 1:12.19) 수평 축척을 1:20으로 하였을 때의 평형해빈

단면 식을 보여준다. 비왜곡인 경우 식 (10)에 의하여 수직 축척율이 얻어지는데 15.45를 적용하였을 경우 비왜곡임에도 해변 단면이 Prototype과 잘 일치하는 것을 보여주고 있다.

4.3. 비왜곡 Van Rijn 공식과의 비교

수평 및 수직 축척율이 같다면 식 (7)로부터 수직 축척율과 입경과의 관계와 식 (10)로부터는 수직 축척율과 단면 축척 계수간의 관계가 성립되며 각각 다음 식 (11)와 (12)과 같이 제시된다.

$$n_h = (n_{d50})^{25/14} \tag{11}$$

$$n_h = (n_A)^3 \tag{12}$$

따라서 수직 축척율이 서로 일치하려면 입경 D_{50} 과 단면 축척 계수 A 와의 관계가 성립한다. Table 4와 Fig. 11은 실험사 중

Table 4 Comparison between Van Rijn's and the present study

| Physical grain size [mm] | Field grain size D_{50} (median grain size) | | | | | |
|--------------------------|---|------------|----------|------------|----------|------------|
| | 0.4 mm | | 0.7 mm | | 1.0 mm | |
| | Van Rijn | This study | Van Rijn | This study | Van Rijn | This study |
| 0.10 | 11.8880 | 12.1922 | 32.2926 | 25.3217 | 61.0540 | 37.0370 |
| 0.15 | 5.7631 | 5.1436 | 15.6551 | 10.6826 | 29.5982 | 15.6250 |
| 0.20 | 3.4479 | 3.0486 | 9.3659 | 6.3316 | 17.7076 | 9.2610 |
| 0.25 | 2.3147 | 2.0045 | 6.2878 | 4.1631 | 11.8880 | 6.0893 |
| 0.30 | 1.6715 | 1.5609 | 4.5405 | 3.2418 | 8.5844 | 4.7416 |
| 0.35 | 1.2693 | 1.2391 | 3.4479 | 2.5734 | 6.5187 | 3.7641 |
| 0.40 | 1.0000 | 1.0000 | 2.7164 | 2.0769 | 5.1358 | 3.0378 |
| 0.45 | 0.8103 | 0.8512 | 2.2012 | 1.7678 | 4.1616 | 2.5857 |
| 0.50 | 0.6713 | 0.7305 | 1.8237 | 1.5172 | 3.4479 | 2.2191 |
| 0.55 | 0.5663 | 0.6546 | 1.5383 | 1.3595 | 2.9083 | 1.9884 |
| 0.60 | 0.4848 | 0.5888 | 1.3169 | 1.2229 | 2.4898 | 1.7886 |
| 0.65 | 0.4202 | 0.5316 | 1.1415 | 1.1040 | 2.1582 | 1.6147 |
| 0.70 | 0.3681 | 0.4815 | 1.0000 | 1.0000 | 1.8906 | 1.4627 |

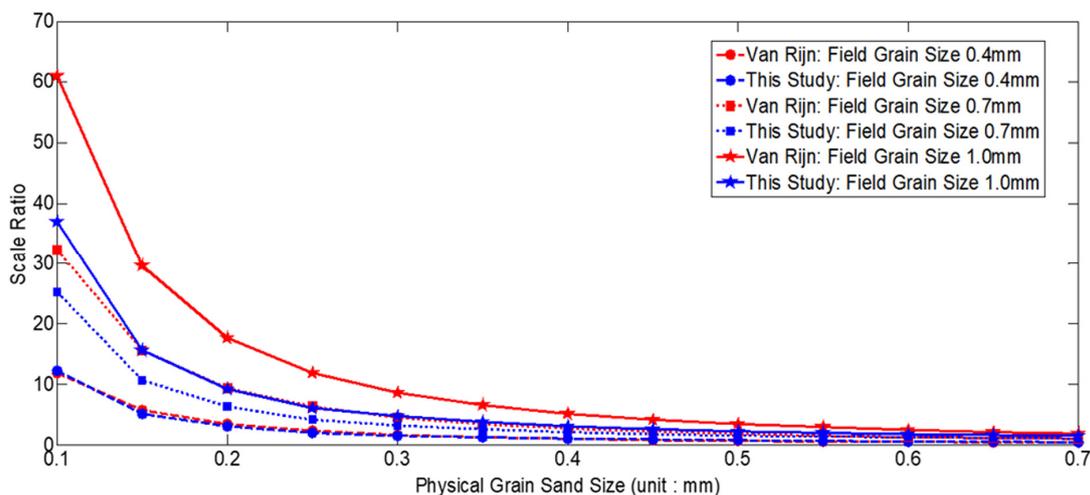


Fig. 11 Comparison between Van Rijn's (red) and the present study (blue)

양입경(Physical median grain size)과 현장표사 중앙입경(Field median grain size)에 따라 Van Rijn과 본 연구의 축척율에 대한 결과를 정량적 수치와 시각적 경향으로 서로 비교한 것이다.

4.4 왜곡모형에 대한 수직 축척율 비교

4.4.1 Van Rijn 축척법

이동상 실험에서의 수평 및 수직 축척율은 Van Rijn(2009)의 보고서 내용을 토대로 분석하였다. 대상 해안인 팽방 해변의 모래입경은 17개 기준점에서 관측한 평균 입경은 0.697mm이다. 따라서 이동상 실험에서 사용하는 모래의 입경이 0.1mm이므로 $n_{d50}=6.97$ 이 된다. 따라서 모래의 비중이 같은 경우에 수평과 수직 축척의 왜곡이 없는 $n_h/n_v=1$ 인 경우는 식 (11)로부터 다음 결과를 얻는다.

$$n_h = (n_{d50})^{1/0.56} \cong 32.0 \tag{13}$$

따라서 수직은 물론 수평도 약 1:32의 축척을 주어야 하지만 4km가 넘는 해안을 수평 축척으로 달성하기는 어려우므로 수평과 수직의 왜곡을 허용하였다. 수평을 1:90으로 계획하는 경우 식 (7)을 다시 적용하면 수직 축척은 1:71.3이 된다.

$$n_h = [90 \times (6.97)^{0.5}]^{1/1.28} \cong 71.3 \tag{14}$$

4.4.2 평형해빈단면 축척법

대상 해안인 팽방 해변의 모래 중앙입경은 0.697mm이고 실험사의 모래 중앙입경은 0.1mm이므로 $n_A=2.93$ 이 된다. 따라서 모래의 비중이 같은 경우 수평과 수직 축척의 왜곡이 없는 $n_h/n_v=1$ 인 경우는 식 (12)으로부터 다음 결과를 얻는다.

$n_h=1$ 인 경우는 식 (12)으로부터 다음 결과를 얻는다.

$$n_h = (2.93)^3 \cong 25.1 \tag{15}$$

따라서 수직은 물론 수평도 약 1:25의 축척을 주어야 하므로 Van Rijn 결과처럼 4km가 넘는 해안을 수평 축척으로 달성하기는 어려우므로 수평과 수직의 왜곡을 허용하였다. 수평을 1:90으로 계획하는 경우 식 (10)을 다시 적용하면 수직 축척은 Van Rijn 축척법에 의한 결과보다 작은 1:58.8이 된다.

$$n_h = 2.93 \times 90^{2/3} = 58.8 \tag{16}$$

4.5 실측 해빈단면과 수리모형실험 단면자료와의 비교 분석

Van Rijn 및 평형해빈단면 축척법을 이용하여 실측 해빈단면 기준선 2개소 기준선(Profile A and B)과 평형해빈단면과의 비교를 수행하였다(Fig. 12). 비교 결과 평형해빈단면의 축척법이 Prototype의 해빈단면 실측 조사자료와 비교적 일치하고 있는 것으로 분석되었다.

4.6 수리모형실험의 스캔자료 분석

실험 후 분석을 수행하기 위하여 Trimble사의 TX-8 레이저 스캐너를 이용하여 지형 스캔 결과를 Fig. 14에 제시하였고, 스캔 자료를 이용하여 수심도를 Fig. 13과 같은 기준선 A, B, C를 따라 Fig. 15와 같이 스캔 수심 자료와 대상 해역에서 관측된 해빈 단면자료를 서로 비교하였다. 실 지형 해빈단면 자료는 방사제가 건설되지 않은 조건에서의 대상 해변의 모니터링 관측 해빈단면 자료로서 수리모형실험 자료는 방사제와의 거리에 따라

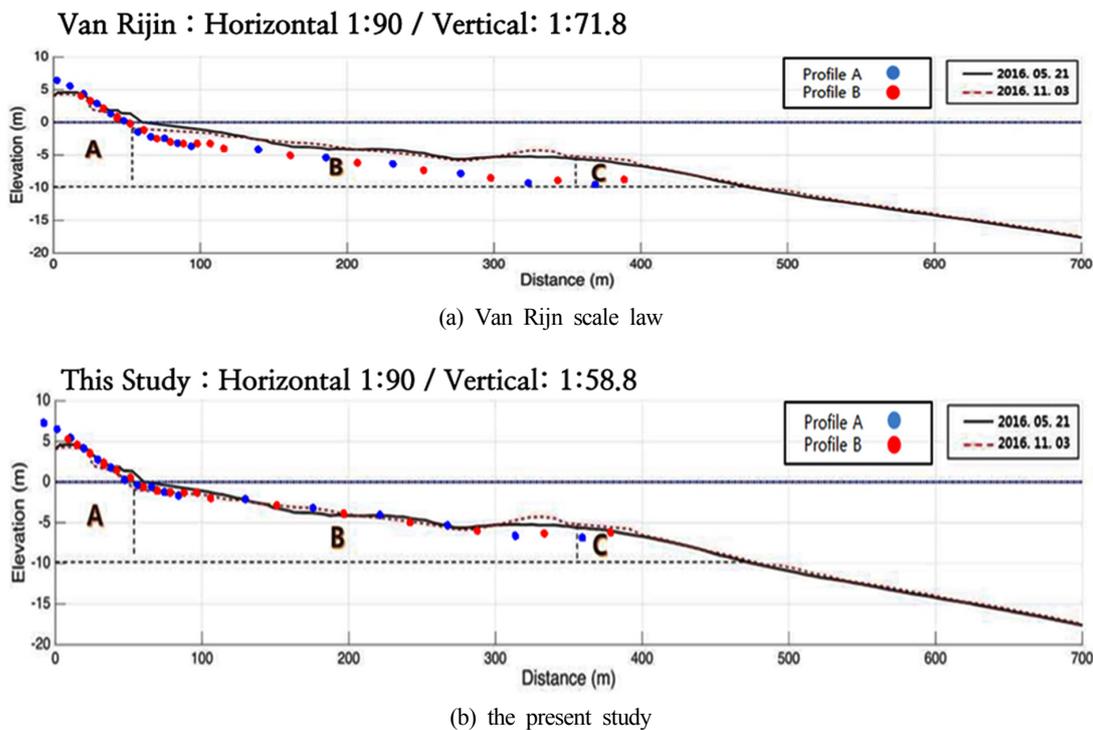


Fig. 12 Comparison of scale law to beach profiles after CASE4S 5 hours wave

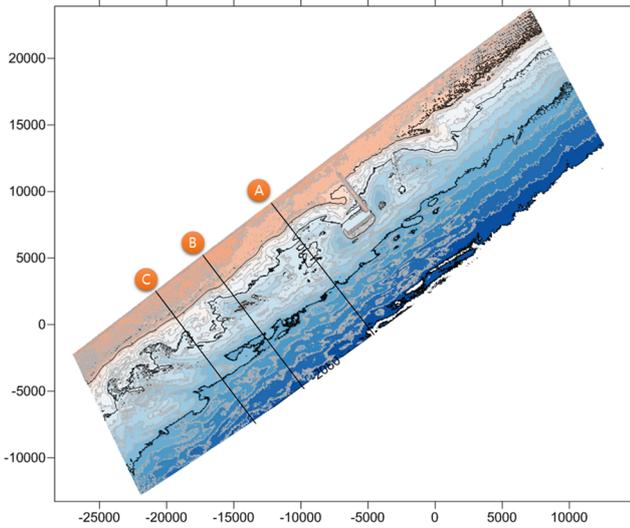


Fig 13. Bathymetry scan data

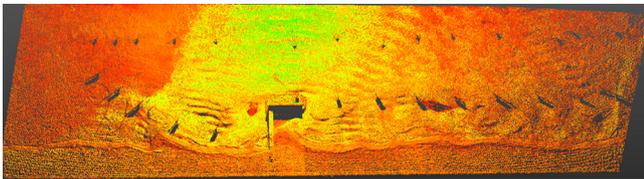


Fig 14. Seabed scan data after hydraulic model experiment

파랑 변형과 흐름 조성 환경에 따라 실제로 얼마만큼의 정량적 수심 변화를 초래한다.

따라서 어떤 축척법을 적용하는지에 따라 실 지형에서의 수심 변화의 차이는 크게 발생할 수 있으므로 정확한 축척법의 적용 및 선정은 매우 중요하다. Fig. 16에 Van Rijn 축척법의 결과가 제시되었다. 비교적 과도한 수직 축척이 이루어지고 있다고 판단된다. 수리모형실험 당시 모래량이 충분하지 않은 관계로 실 지형의 Berm(수심 + 육역) 높이와는 다르게 거의 해수면 수준에서 파랑에 의한 Dune이 자연적으로 형성되며 Run-up이 제어되었다.

5. 결 론

본 연구는 맹방해변의 이안 외곽구조물 설치에 따른 수리모형실험을 수평축척 1:80에 대한 실험을 수행하여 파랑 작용에 의한 이동상 해빈단면 수리모형실험에 적합한 축척법으로 Dean의 평형해빈단면 공식을 이용한 축척법을 제시하였다. Van Rijn (2010) 제안법과 비교하여 비왜곡모형(Non-distorted model)은 물론 왜곡의 경우에도 축척율이 작게 산정되었다. 즉, 3차원 수리실험이 수행된 왜곡모형의 경우 현지 해빈단면 자료와 비교하여 Van Rijn 축척법에 의한 것은 과대평가되고 있었으나 본 연구에서 제안된 축척법은 좀 더 만족할 만한 결과를 도출하고 있다고 판단된다.

따라서 제안된 축척법을 적용한다면 수리모형 실험에 의한 해저면 변동 실험 결과로부터 대상 해안에 건설되는 외곽방파제에 의한 해안선 및 해저면 변화 그리고 침식 저감 해안구조물이 배치되는 경우 해안선 및 해저면 변화를 좀 더 정확하게 평가할 수 있을 것으로 기대된다. 그러나 아직 현장 적용 사례

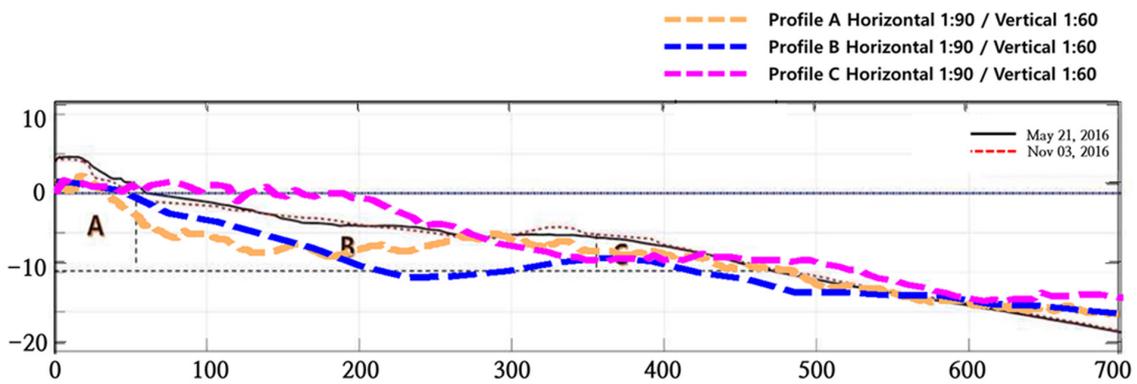


Fig. 15 Comparison between physical model and prototype model by scale law of equilibrium beach profiles

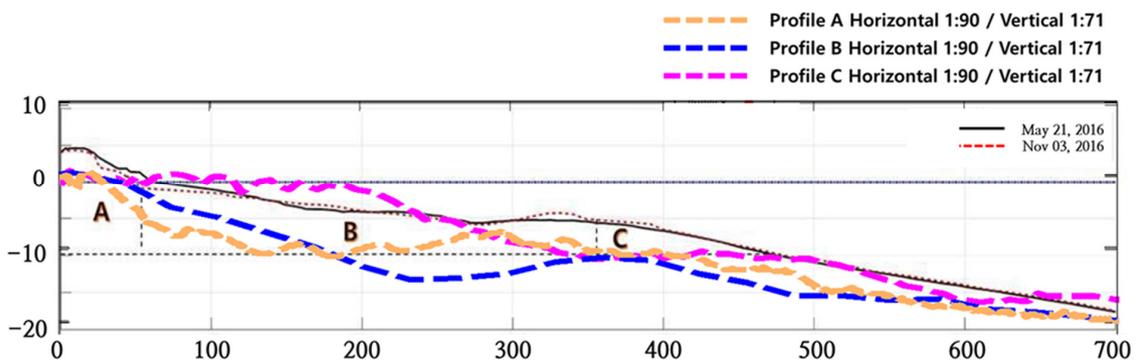


Fig. 16 Comparison between physical model and prototype model by Van Rijn scale law

가 부족한 관계로 이와 관련된 좀 더 다양한 연구 성과가 도출되기를 기대한다.

후 기

본 논문은 2018년 해양수산부 재원으로 해양수산과학기술진흥원(연안침식 관리 및 대응기술 실용화)의 지원 및 강원대학교 전임교원 기본 연구비 지원사업(620160115)의 지원 받아 수행된 연구 결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- Cho, H.J., Choi, H.G., Lee, T.Y., Lee, 2002. A Physical Model Test of Flood Level Changes by the Vegetation on the Floodplain of Urban River. *Journal of Korea Water Resource Association*, 35(2), 203-211.
- Dean, R.G., 1977. Equilibrium Beach Profiles: U.S. Atlantic and Gulf Coasts. Department of Civil Engineering. Ocean Engineering Report 12, University of Delaware, Newark, Delaware.
- Dean, R.G., 1991. Equilibrium Beach Profile: Characteristics and Applications. *Journal of Coastal Research*, 7, 53-84.
- Hur, D.S., 2004. Deformation of Multi-Directional Random Waves Passing over an Impermeable Submerged Breakwater Installed on a Sloping Bed. *Ocean Engineering*, 31, 1295-1311.
- Hughes, S.A., 1983. Movable-bed Modeling Law for Coastal Dune Erosion. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 109(2), 164-179.
- Hughes, S.A., Fowler, J.E. 1990. Midscale Physical Model Validation for Scour at Coastal Structures. Technical Report CERC-90-8, US Army Engineer Waterways Experiment Station, Vicksburg, Mississippi.
- Kwak, M.S., Lee, K.S., Pyun, C.K., 2003. Wave Field Analysis around Permeable Rubble-Mound Breakwaters. *Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 15(2), 116-126.
- Kim, T.G., Lee, J.L., 2018. Analysis of Shoreline Response Due to Wave Energy Incidence Using Equilibrium Beach Profile Concept. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 32(2), 116-122.
- Lee, J.I., Yoon, S.B., 2006. Hydraulic and Numerical Experiments of Stem Waves along a Vertical Wall. *The Korean Society of Civil Engineers*, 26(40), 405-412.
- Lee, J.I., Choi, J., Yoon, S.B., 2008. Hydraulic Experiments of stem Waves along a Vertical Wall due to Unidirectional Random Waves. *Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 20(1), 49-61.
- Lee, W.D., Her, D.S., Park, J.B., An, S.W., 2009. A Study on Effect of Beachface Gradient on 3-D Currents around the Open Inlet of Submerged Breakwaters. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 23(1), 7-15.
- Miller, J.K., Dean, R.G., 2004. A Simple New Shoreline Change Model. *Coastal Engineering*, 51(7), 531-556.
- Oh, S.H., Lee, K.S., Jang, S.C., Lee, D.S., 2011. Plane Experiments for Estimating Performance of the Sluice of Tidal Power Plant. *Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 23(6), 474-481.
- Wang, P., Kraus, N.C., 2005. Beach Profile Equilibrium and Patterns of Wave Decay and Energy Dissipation across the Surf Zone Elucidated in a Large-Scale Laboratory Experiment. *Journal of Coastal Research*, 21(3), 522-534.
- Vellinga, P., 1982. Beach and Dune Erosion during Storm Surges. *Coastal Engineering*, 6(4), 361-387.
- Van Rijin, L.C., 2010. Coastal Erosion Based on the Concept of Sediment Cells. EU-Project Conscience. Delrares, Delft, The Netherlands.
- Van Rijin, L.C., 2009. Prediction of Dune Erosion Due to Storms. *Coastal Engineering*, 56, 441-457.
- Wang, L., Wang, P., 1990. Late Quaternary Paleooceanography of the South China Sea: Glacial-interglacial Contrasts in an Enclosed Basin. *Paleoceanography and Paleoclimatology*, 5(1), 77-90.
- Wang, X., Lin L.H., Wang, H., 1994. Scaling Effects on Beach Response Physical Model. *Coastal Engineering*, 2770-2784.

Study on Water Level and Salinity Characteristics of Nakdong River Estuary Area by Discharge Variations at Changnyeong-Haman Weir(1)

Tae-Woo Kim*, Hyun-Soo Yang**, Byeong-Woo Park*** and Jong-Sung Yoon^{ORCID}*

*Department of Civil and Urban Engineering, Inje University, Gimhae, Korea

**Sekwang Engineering Consultants Co., Ltd. Coastal and Harbor and Disaster Prevention Research Institute, Seoul, Korea

***Korea Water Resources Corporation, K-water, Daegu, Korea

창녕·함안보 방류량에 따른 하류지역 및 하구역의 수리환경특성에 관한 연구(1)

김태우* · 양현수** · 박병우*** · 윤중성^{ORCID}*

*인제대학교 토목공학과

**세광엔지니어링 해안항만 방재연구소

***한국수자원공사 낙동강통합물관리센터

KEY WORDS: Nakdong river estuary 낙동강 하구, Weir 보, Discharge 방류, Salinity 염분, Saline Wedge 염수楔기

ABSTRACT: The present study analyzed the variation factors in inducing a salinity change using the existing observation network in the section between the Nakdong River Estuary Barrage and Changnyeong-Haman Weir, and also examined the seasonal changes in precipitation, salinity, and discharge. Furthermore, this study analyzed the causes of a salinity increase by collecting observational data during a period when abnormal salinity occurred, and further investigated the salinity transfer time in a section of approximately 5.3 km from the Nakdong River Estuary Barrage to Nakdong River Bridge to understand the behavioral characteristics of the salinity moving upstream. The study results would make it possible to control the increase in salinity and block salt water from moving upstream by understanding the salinity variation characteristics according to the discharge amount. This will provide stability in collecting water from various residential, agricultural, and industrial sources through water intake facilities scattered near the Nakdong River Estuary Barrage.

1. 서 론

낙동강은 한반도 동남부에 위치하며 우리나라 제2의 유역이다. 낙동강은 옛날부터 내륙지방 교통의 동맥으로서 조운에 이용되었으며, 그에 따라 낙동강 연안에 선착장이 번창하며 여러 도시들이 형성되었다. 낙동강 하구에는 1987년 11월에 준공된 낙동강 하굿둑이 위치해 있으며, 하굿둑의 완공으로 바닷물의 역류 현상을 막아 낙동강 하류지역 시민의 식수를 비롯한 농업 및 공업용수의 수원지로 이용되어 왔다. 하지만 하굿둑 수문 운영 상황 및 하굿둑 내·외 수위차, 방류량 등의 요인으로 인하여 하굿둑을 통한 염수의 소상 현상이 간혹 발생되고 있다.

낙동강 하굿둑~창녕·함안보 구간에는 매리취수장, 강서 취수장, 양산 신도시 취수장, 물금취수장, 원동취수장 및 부산시

공업용 취수장 등 여러 취수장이 위치해 있으며 현재 김해, 양산 및 부산시민의 식수 공급원 및 농·공업용수로 이용되고 있다. 염수가 소상하여 취수장 인근으로 확산될 경우 취수원에 문제가 발생하게 되어 식수의 수질 기준인 0.5psu를 초과할 경우 생활용수의 취수에 문제가 발생되며, 김해지역의 농지 150km² 중 약 60km²에 달하는 면적에 염해를 입힐 우려가 있다. 또한, 공업용수의 취수 한계농도 0.3psu를 초과할 경우 취수가 중단되어 주변에 산재한 공업지역에 피해가 발생하게 된다. 따라서 창녕·함안보에서 방류를 통하여 염분도의 상승을 제어할 필요가 있다.

그러나 4대강 사업이후에 낙동강 하구에서의 수문 운영 및 방류량에 따른 염분도 특성에 대한 연구는 여러 가지 이유로 의해 거의 이루어지지 않은 실정이다.

Received 23 August 2018, revised 6 October 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Jong-Sung Yoon: +82-55-320-3434, civyunjs@inje.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-2382-530X>

© 2018, 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.

낙동강 하굿둑 상류부의 염분을 제어하기 위하여 담수의 순간 방류량이 증가할 경우 낙동강 하구 하류 해역의 표층 염분은 최소 19.593%까지 감소하며(Yoon et al., 2008), 2014년에 방영된 KNN 뉴스에 의하면 하굿둑 운영으로 인한 방류영향 때문에 평소 염분 농도보다 약 25% 이하로 떨어져 인근 하구 해역에 위치한 김양식장에서 김 종묘의 집단폐사 등의 피해가 발생한 사례가 있다(KNN, 2018). 또한, 수문 개방이 현실화 될 경우에 해역으로 유입되는 담수 및 부유사의 확산, 오염물질의 침·퇴적 등으로 인해 하구 생태 환경과 해역지형의 변화가 나타날 것으로 판단된다.

염수소상에 의한 상류부의 취수안전성 문제 및 하천 방류에 따른 하류 해역의 피해를 최소화하기 위한 대책 마련을 위해서는 낙동강 하굿둑 상류부의 염수의 거동 및 하구역의 수질 환경변화에 대한 특성을 파악하는 것이 매우 중요한 것으로 판단된다. 따라서 기존 관측 자료의 분석을 통해 방류량에 따른 염분의 거동 특성을 파악할 필요가 있는 것으로 사료되며, 본 연구에서 창녕·함안보 방류량, 하굿둑 수위, 풍속 및 염분도 등 기존 관측 자료를 분석하여 염분의 계절별 변동 특성을 파악하고자 한다.

2. 연구의 필요성 및 분석 방법

낙동강 하굿둑 하류의 조위변동은 약 SMSL(Standard mean sea level) -0.5~1.4m로 하루 2회 간·만조가 발생하는데 하굿둑 상류 수위는 Fig. 1과 같이 SMSL +0.69m~1.19m에서 운영하도록 권장하고 있다. SMSL은 하굿둑에서의 평균해수면(Mean sea level, MSL)을 나타내는 것으로 부산항 인근의 하단, 명지저점의 MSL보다 0.18m 낮다(K-water, 2006).

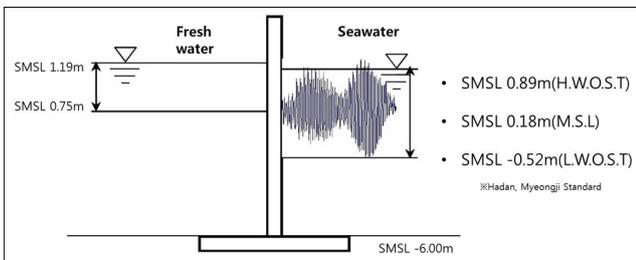


Fig. 1 Operation water level(Nakdong river estuary barrage)

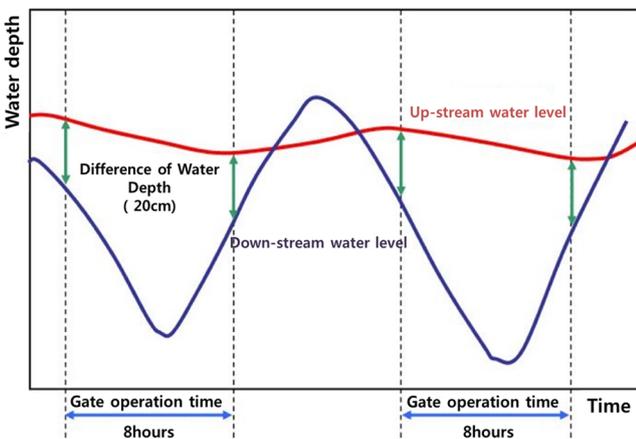


Fig. 2 Water gate operation by water level

하굿둑 운영의 주 목적은 앞서 언급한 바와 같이 상류 저수지로 해수의 염분이 침투하는 것을 차단하여 식수 및 농·공업용수를 공급하는데 있다. 수요자에게 필요한 원수를 안정적으로 공급하기 위하여 Fig. 2와 같이 하굿둑의 상·하류 수위차가 20cm 이내일 경우 주배수문과 우안배수문을 폐쇄하여 염분도 상승을 제어하고 있다(K-water, 2008).

현재 낙동강 하굿둑에 관한 연구를 살펴보면 4대강 사업 이후 하굿둑의 수문 운영 및 개방에 따른 염분확산에 관한 연구는 전무한 실정이다.

더구나 낙동강의 재자연화 또는 기수역화를 위한 하굿둑 수문의 개방에 대한 사회적 요구가 거센 작금의 현실을 감안 할 때, 낙동강 하굿둑 ~ 창녕·함안보 구간의 염분도의 변화 특성에 대한 연구가 시급한 실정이다.

한편, 2016년 1월 낙동강 하굿둑에서 유입된 염수가 상류로 소상하여 농업용수의 취수가 중단된 사례가 있다. 따라서 기존 관측망의 염분도 변동 인자를 분석하여 염분도 상승의 원인을 파악할 필요가 있으며, 그 원인에 따른 대책 방안을 마련하여 취수 안정성을 확보해야 한다고 판단된다.

연구 방법으로 기존 관측망을 이용하여 계절별 염분도 변동 인자에 대한 상관관계 분석을 수행하였으며, 이상 염분발생의 원인 분석을 수행하였다. 또한, 하굿둑에서 침입한 염수가 상류 약 5.3km에 위치한 낙동강교까지 소상한 것으로 나타난 시기의 관측데이터를 분석하여 염분의 도달시간 및 거동 특성을 분석하였다.

3. 계절에 따른 염분 변동 특성

방류량에 따라 염수의 거동 형태가 정해지므로 방류량은 염분도의 변동에 가장 큰 원인으로 판단된다. 2015년 1월 ~ 2017년 6월의 계절별 평균 방류량을 분석한 결과 춘계의 경우 약 258.5m³/s, 하계 약 300.9m³/s, 추계 약 292.5m³/s, 동계 약 125.9m³/s로 나타났다.

또한, 방류량과 밀접한 관계가 있는 강수량 자료를 위의 기간과 동일하게 수집하여 분석하였다. 부산지역의 계절별 평균 강수량은 춘계 약 127.6mm/hr, 하계 약 124.7mm/hr, 추계 약 167.5mm/hr, 동계 약 50.7mm/hr로 나타났다.

Table 1에 2015년 1월 ~ 2017년 6월의 계절별 평균 방류량 및 평균 강수량을 정리하여 나타내었다.

낙동강교 지점의 염분도 분석 결과 평수기의 경우 전 계절에 걸쳐 약 0.3psu 이하로 나타났으며, 최대 0.4psu를 넘지 않는 것으로 나타났다. 그러나 하굿둑 수문 운영 상황 및 하굿둑 내·외의 수위차, 창녕·함안보의 방류량 등에 따라 일시적으로 0.8psu를 초과하는 경우가 발생하는 것으로 나타났다.

Table 1 Discharge and Precipitation

| Season | Discharge [m ³ /s] | Precipitation [mm/hr] |
|--------|-------------------------------|-----------------------|
| Spring | 258.5 | 127.6 |
| Summer | 300.9 | 124.7 |
| Fall | 292.5 | 167.5 |
| Winter | 125.9 | 50.7 |

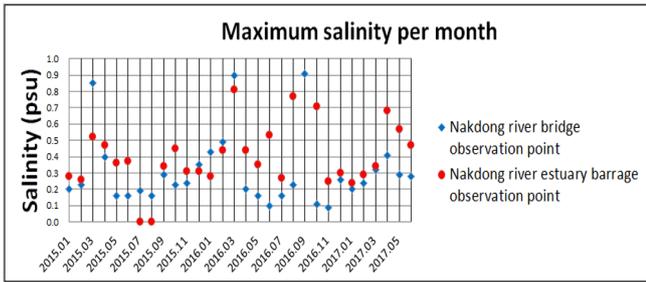


Fig. 3 Maximum salinity per month (2015.01-2017.06)

낙동강교 지점에서 춘계 염분도의 최댓값은 평균적으로 0.41psu로 관측되었으며, 하계, 추계 및 동계의 경우 각각 0.18, 0.19, 0.30psu로 춘계 > 동계 > 추계 > 하계 순으로 나타났다.

Fig. 3에 낙동강교 및 하굿둑의 월별 최대 염분도를 나타내었다.

4. 관측 데이터 분석

낙동강교 및 하굿둑의 염분 변동 특성을 파악하기 위해 방류량, 하굿둑 수위, 풍속에 대하여 비교·분석을 수행하였다.

또한, 이상 염분이 발생한 시기의 데이터를 분석하여 나타내었으며, 하굿둑을 통해 유입된 염분의 거동특성을 파악하기 위하여 상류로 소상하거나 하류로 Flushing되는 염분의 전달시간에 대하여 분석하였다.

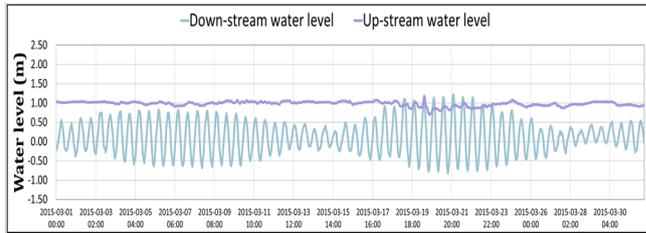
4.1 이상 염분발생 분석

2015년 3월의 경우 낙동강교의 최대 염분도는 0.85psu, 하굿둑의 최대 염분도는 0.52psu로 나타났다. 특이하게 낙동강교의 염분농도가 하굿둑보다 매우 높게 나타났다. 염분도 상승의 원인을 분석한 결과, 수문부 하류 조위의 영향으로 수문부 상류 수위가 약 0.31m 상승한 것으로 나타났으며, 이 때 염분이 침투한 것으로 판단된다. 하굿둑에서 유입된 염분은 점차 상류로 소상하여 낙동강교 지점에서의 염분도가 하굿둑 염분도 보다 높게 관측된 것으로 판단된다. 또한, 지속적인 바람의 영향으로 염수의 소상이 가중되었을 것으로 사료된다. 따라서 이 시기에 염분의 Flushing을 위해 창녕·함안보에서 최대 약 930m³/s의 유량을 방류하여 염분도의 상승을 제어한 것으로 나타났다.

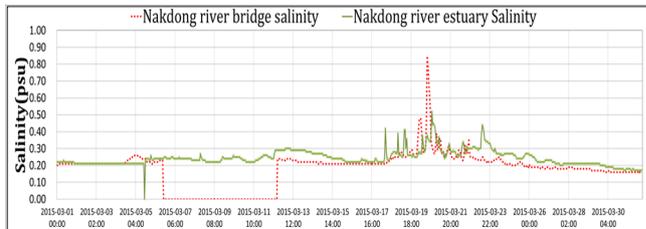
Fig. 4에 2015년 3월의 관측 결과를 수위, 염분도, 방류량, 풍속 순으로 나타내었다.

2016년의 경우 1월 20일 16시 하굿둑 상류 10km 지점에 위치한 강서공업취수장에서 일시적으로 염분도가 공업용수의 한계농도(0.3psu)를 초과하여 공업취수장의 취수중단 위기 상황이 발생하였다. 그 원인분석 결과 염분이 상승하기 며칠 전 하굿둑 운영특성(15년 갑문운영 10회, 주수문을 통한 대형선박 이동 4회, 수문의 보수 및 보강 등)으로 인한 저층 염분침투 누적 및 2016년 1월 20일 전에 12m/s를 초과하는 강한 북서풍의 작용으로 인하여 염수 소상이 더욱 증가한 것으로 판단된다.

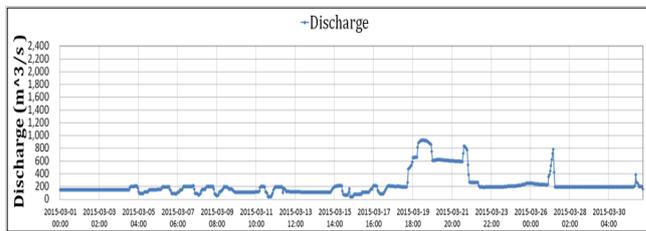
상류 댐-보에서 증가방류를 실시하고 하굿둑 집중 방류 2회를 통해 1시간 이내로 안정을 찾았으나, 낙동대교 지점의 저층 염분은 0.4psu 수준으로 남아 있는 것으로 나타났다. 취수중단 위



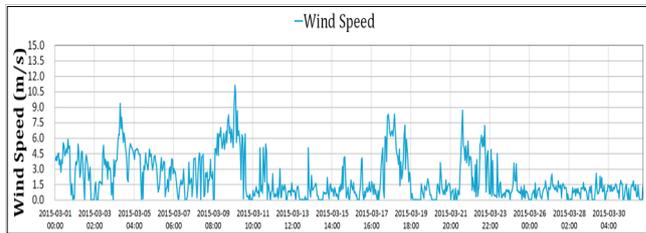
(a) Water level



(b) Salinity



(c) Discharge



(d) Wind speed

Fig. 4 Water level, Salinity, Total discharge and wind speed observation data (2015.03)

기로 부터 2시간 후 창녕·함안보의 방류량 확인 결과 약 200m³/s 수준으로 나타났으며, 적은 방류량으로 인하여 염분을 충분히 제어하지 못한 것으로 판단된다. 따라서 하굿둑 수문 개방으로 인하여 발생하는 염수의 소상을 차단하기 위하여 창녕·함안보와 낙동강 하굿둑의 적절한 연계운영이 필요할 것으로 판단되며, 수문개방에 따른 구체적인 방류량 설정을 통하여 선제적 대응이 필요할 것으로 판단된다.

Fig. 5에 2016년 1월의 관측 결과를 염분도, 바람 Stick diagram, 풍속 순으로 나타내었다.

2016년 3월의 경우 하굿둑과 낙동강교에서 염분농도가 각각 0.81psu, 0.90psu의 최대치까지 상승하였으며 최대 약 1,020m³/s의 유량을 방류하여 염분도가 약 0.3psu 이하로 감소하는 것으로 나타났다. 염분도 상승의 원인을 분석한 결과, 염분도가 상승하기 전 수문부 상류의 수위가 수문부 하류 조위의 영향으로 인하여 약 0.23m 증가하는 것으로 나타났으며, 이 후 하류 조위

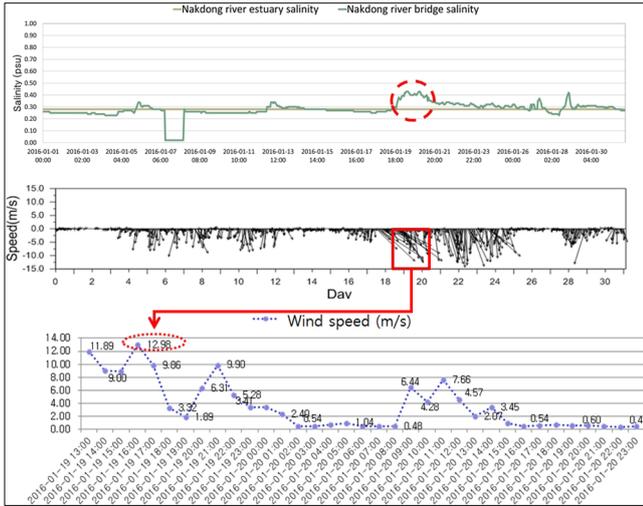
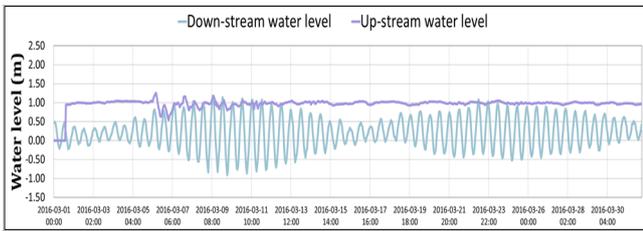
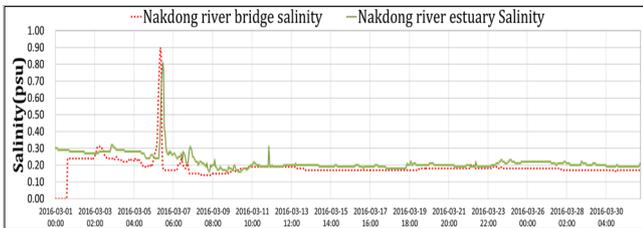


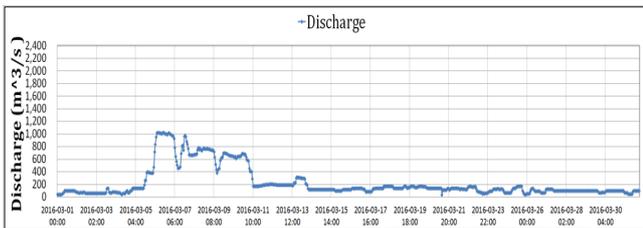
Fig. 5 Salinity observation data, Stick diagram, Wind speed graph (2016.01)



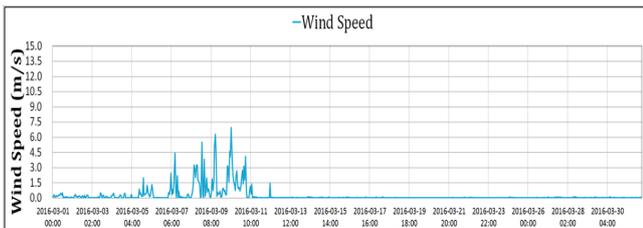
(a) Water level



(b) Salinity



(c) Discharge



(d) Wind speed

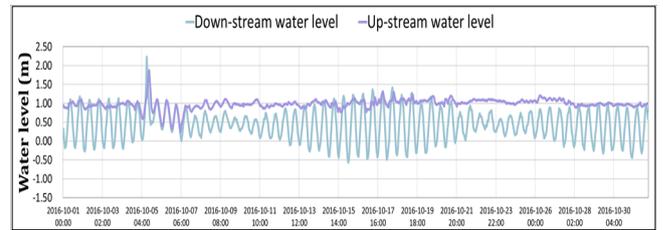
Fig. 6 Water level, Salinity, Total discharge and wind speed observation data (2016.03)

를 따라 진동하는 것으로 나타났다. 따라서 이 때 하굿둑 하류 부의 염분이 유입된 것으로 판단된다.

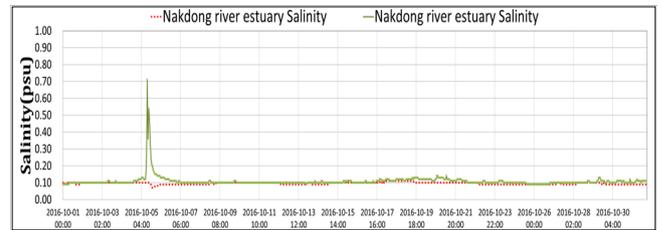
Fig. 6에 2016년 3월의 관측 결과를 수위, 염분도, 방류량, 풍속 순으로 나타내었다.

2016년 10월은 집중호우(부산지역 10월 5일 강수량 95mm)를 동반한 태풍‘차바’의 내습으로 인하여 하굿둑 상류 및 하류 수위가 각각 SMSL(+) 1.87m, SMSL(+) 2.23m까지 상승하였다. 하굿둑의 염분 관측치는 최대 0.71psu까지 상승하였으며, 수위 조절 및 염분 제어를 위해 최대 약 2,300m³/s의 유량이 방류된 것으로 나타났다. 2016년 10월의 낙동강 기상국 풍속 데이터의 경우 결측된 것으로 나타났다. 그러나 태풍의 강한 바람으로 인하여 염분도 유입에 큰 영향을 주었을 것으로 판단된다. 또한, 태풍 내습으로 인해 해측 수위 상승으로 수문부의 하류 수위가 상류 수위보다 0.36m 높아진 것으로 나타났다.

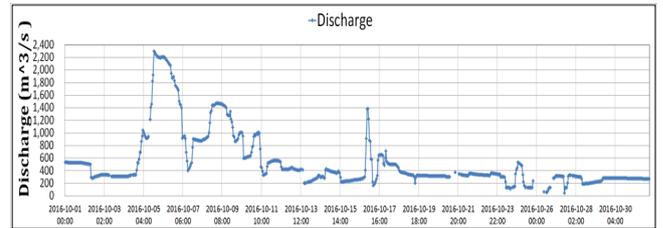
Fig. 7에 2016년 10월의 관측 결과를 수위, 염분도, 방류량, 풍속 순으로 나타내었다.



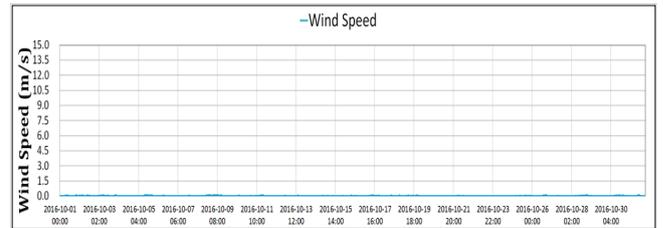
(a) Water level



(b) Salinity



(c) Discharge



(d) Wind speed

Fig. 7 Water level, Salinity, Total discharge and wind speed observation data (2016.10)

4.2 염분 전달시간 검토

낙동강 하굿둑을 통하여 침입한 염분은 수문부 하류 수위, 강풍 등의 요인으로 인하여 점차 상류방향으로 소상하는 현상이 발생하게 된다. 따라서 염분의 거동특성 파악이 필요할 것으로 사료되어 2016년 9월의 관측 데이터를 이용하여 염분의 전달시간 검토를 수행하였다.

2016년 9월 17일 6시 낙동강 하굿둑 지점의 염분도가 급격히 상승하기 시작하였으며, 3시간 후 17일 9시에 최대 염분도 12.21psu가 관측되었다. 염분도의 급격한 상승에 대한 원인을 분석하기 위하여 수문부 수위의 관측 데이터를 분석한 결과, 하굿둑 지점의 염분도가 상승하기 1시간 전 수문부 상류 수위가 SMSL (+)0.86m에서 SMSL (+)1.36m까지 약 0.5m 상승한 후 수문부 하류 조위를 따라 진동하는 것으로 나타났다. 이 때 염분이 침입한 것으로 사료되며, 낙동강 하굿둑 지점에서 최대 염분도가 관측된 시간으로부터 5시간 후 염분이 소상하여 낙동강교 지점에서 최대 염분도 0.91psu가 관측되었다. 낙동강교 지점까지 소상한 염분은 창녕·함안보에서 방류된 유량으로 Flushing되었으며, 낙동강교 지점에서 후퇴한 염분으로 인하여 2시간 후 하굿둑 지점의 염분도가 일시적으로 상승하는 경향을 보이는 것으로 나타났다.

방류량과 염분도의 관계를 분석한 결과, 하굿둑 지점의 염분도가 상승하기 4시간 전 약 210m³/s의 기저유량으로부터 점차 유량을 증가시키며 방류를 실시한 것으로 나타났다. 그러나 하

굿둑 지점에서 최대 염분도를 보인 17일 9시에 창녕·함안보의 방류량은 약 920m³/s로, 염분 농도에 비하여 적은 방류량으로 인하여 염분의 소상을 완전히 제어하지 못한 것으로 사료된다. 그러나 지속적인 방류와 유량 증가를 통하여 염분을 제어하였으며, 하굿둑 및 낙동강교 관측 지점의 염분도가 감소한 후에도 잔류염분의 완전한 Flushing을 위하여 계속해서 방류하여 9월 18일 11시 최대 약 4,080m³/s의 유량을 방류한 것으로 나타났다.

2016년 9월의 수위, 염분도 및 방류량 관측데이터를 Fig. 8에 나타내었다.

5. 결 론

본 연구에서 기존 관측망의 데이터를 이용하여 낙동강 하굿둑~창녕·함안보 구간의 염분 변동에 대하여 분석하였다.

염분도의 변동은 창녕·함안보의 방류량, 하굿둑의 수문 개방, 수위, 바람 등 다양한 원인이 있는 것으로 나타났다. 관측 데이터를 분석한 결과 하굿둑을 통하여 일시적으로 침입한 염수와 상류로 소상된 염분은 대부분 방류 유량만으로 제어가 가능한 것으로 나타났다. 그러나 기수역 확보를 위한 장시간 수문 개방시 염분도 제어를 위해서는 일시적인 방류가 아닌 창녕·함안보에서 900m³/s 이상의 유량을 연속적으로 방류 할 필요가 있다(Choi et al., 2016). 그러나 900m³/s 이상의 유량을 연속적으로 방류하는 것은 창녕·함안보의 관리수위(상류 : EL.(+)5m, 하류 : EL.(+)0.76m) 유지 등의 이유로 인하여 현실적으로 불가능 할 것으로 판단된다. 또한, 창녕·함안보에서 유량을 방류하고 있음에도 불구하고 낙동강 하굿둑을 통하여 침입한 염분은 단시간에 상류 약 5.3km 지점에 위치한 낙동강교 지점까지 소상하는 것으로 나타났다. 따라서 강한 바람을 동반할 경우 대저수문(낙동강 하굿둑 상류 약 15km 지점)까지 염분이 소상하여 인근에 산재한 취수시설에 문제를 발생시킬 수 있을 것으로 사료된다. 향후 낙동강 하구역 및 연안역의 염분거동 특성에 관한 수치모형 실험을 통한 연구를 진행하여 그 결과를 발표할 예정이다.

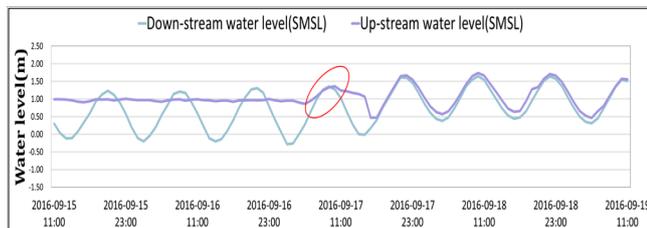
따라서 향후 보다 상세한 장기적인 데이터 분석 및 수치모형 실험을 통하여 염분 변화 특성의 정확한 파악이 필요할 것으로 판단되며, 일시적인 염분도 상승 현상에 대한 보 및 수문의 연계 운영 방안과의 관련성에 대하여 검토 및 분석이 필요할 것으로 판단된다.

후 기

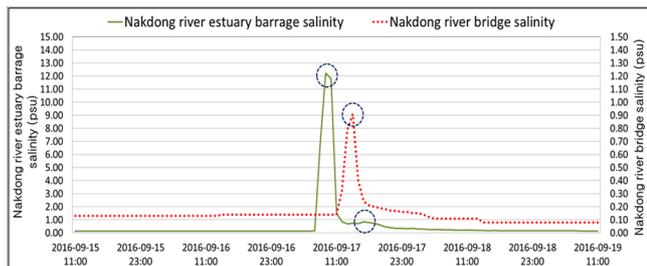
본 연구는 2017년 한국연구재단의 이공분야기초연구사업(NRF-2017R1D1A3B03033090)의 지원을 받아 수행된 연구결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

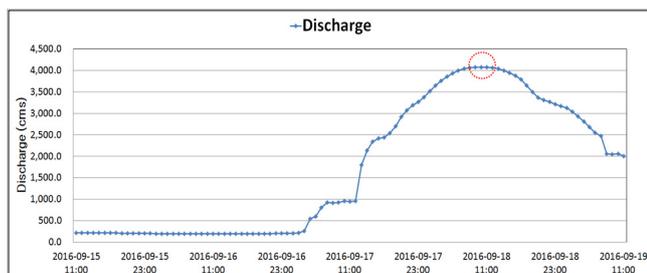
Yoon, H.S., Park, S., Lee, I.C., Kim, H.T., 2008. Spatiotemporal Variations of Seawater Quality Due to the Inflow of Discharge from Nakdong River Barrage. Journal of the Korean Society



(a) Water level



(b) Salinity



(c) Discharge

Fig. 8 Water level, Salinity and Total discharge (2016.09)

- for Marine Environmental Engineering, 11(2), 78-85.
- KNN, 2018. KNN News. [Online] Available at: <<http://www.knn.co.kr/39044>> [Accessed 4 Nov. 2014]
- Korea Water Resources Corporation(K-water), 2006. Hydrologic and Environmental Survey for Management at Nakdong Estuary Barrage.
- Korea Water Resources Corporation(K-water), 2008. The Study for Ecosystem Restoration in the Nakdong River Estuary Area.

An Experimental Study of the Variation of the Moisture Content of Plywood and the Change of Thermal Conductivity of Plywood According to its Moisture Content

Jin-Sung Lee*, Kyung-Su Kim^{ID}*, Jung-Kyoo Kang** and Chang-hyuck Yoo*

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

**Daewoo Shipbuilding and Marine Engineering Co. Ltd, Geoje, Korea

습도 조건에 따른 합판의 함수율 변화와 함수율에 따른 합판의 열전도율 변화에 대한 실험적 연구

이진성* · 김경수^{ID}* · 강중규** · 유창혁*

*인하대학교 조선해양공학과

**대우조선해양

KEY WORDS: Plywood 합판, Moisture content 함수율, Thermal conductivity 열전도율, LNG cargo containment system LNG화물창 시스템, Relative humidity 상대 습도

ABSTRACT: Plywood is one of the important materials in LNG cargo containment systems, and, due to the characteristics of the wood, its properties vary greatly depending on the humidity conditions in the storage facility. Due to the distribution environment of plywood, there is a high probability of long-term exposure to the domestic seasonal environment. Considering an environment in which the humidity changes greatly according to the seasons in Korea and the characteristics of the wood, it is necessary to acquire data on changes in the characteristics of the plywood for accurate quality control. In this study, the moisture content of plywood was determined experimentally to reflect the seasonal environmental conditions of shipyards in Korea. A noticeable change in the thermal conductivity was confirmed experimentally.

1. 서 론

목재는 강도대비 낮은 열전도율과 가공 편이성 때문에 LNG(Liquified natural gas) 화물창 시스템에서 중요한 소재로 사용된다. 특히 GTT(Gaztransport & Tchnigaz)의 No.96 LNG 화물창 시스템의 경우 단열재를 내부에 수용하고 있는 상자의 형태로 목재를 사용하며 여기에서 목재는 단열재이자 강도부재로서 중요한 역할을 한다. 그러나 목재의 경우 보관이나 사용 환경에 따라 형상 변형과 함께 강도 및 단열능력이 쉽게 변화하여 품질 관리에 큰 어려움이 있다. LNG 화물창 시스템의 경우 다양한 목재 형태 중에서도 변형 저항성이 뛰어난 합판(Plywood)을 사용하지만 합판의 경우에도 온도와 습도에 따른 기계적, 열적 성능 변화를 완전히 피할 수 없다.

No.96 LNG 화물창의 경우 북유럽산 자작나무 합판을 주로 사용한다(Lloyd's Register, 2017). 이러한 이유로 국내 조선소에서는 대량의 합판의 장기간 보관이 불가피하다. 또한 국내 조선소의 계절별 상대습도가 여름 장마철에는 70% 이상으로 매우 높고 겨울철에는 약 20~30%로 매우 낮기 때문에 이러한 환경 조건에 따른 합판의 성능 변화에 대한 자료 확보가 요구된다(KMA, 2017).

목재는 오랜 기간 다양한 분야에서 사용되어왔기 때문에 관련된 연구가 많이 있다. 특히 목재의 큰 단점 중 하나인 온습도 변화에 따른 목재의 재료 특성 변화에 대한 연구 사례가 많다. Gerhards(1982)은 온도와 함수율 변화에 따른 목재의 압축 강도와 같은 기계적 특성 변화에 대해 연구하였다. Simpson(1982)은 상대 습도 조건에 따른 목재의 함수율 변화를 확인하였다. 합판

Received 31 January 2018, revised 2 August 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Kyung-Su Kim: +82-032-860-7341, ksukim@inha.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-4414-0745>

© 2018, 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.

의 함수율에 따른 치수 변화에 대한 연구 사례도 확인할 수 있었다(APA, 2016). 건축분야의 경우 목재의 단열성능이 중요한 지표인 만큼 관련된 연구가 다수 확인할 수 있었다. MacLean and Wis(1941)은 다양한 목재들의 상온에서의 단열성능을 측정하였으며 Steinhagen(1977)은 목재의 함수율에 따른 비열과 열전도율과 같은 열 물성치를 상온 환경 조건에서 정리 하였다.

위의 연구 사례들과 같이 목재에 대한 대부분의 연구들이 상온과 저온에서의 원목(Timber)을 대상으로 하고 있어 극저온 환경에서 운용되며 합판이 주 재료인 LNG 화물창 시스템에는 적합하지 않다. Kim et al.(2017)의 연구와 같이 No.96 화물창 시스템에 사용되는 합판의 극저온 기계 강도를 실험적으로 평가한 사례도 있으나 목재의 함수율이나 극저온에서의 단열 성능에 대한 연구는 찾아보기 어렵다. 계절에 따라 습도의 변화가 매우 큰 국내 조선소의 계절적 환경과 습도 조건에 따라 재료 특성이 크게 변화하는 목재의 특성상 이와 관련된 데이터의 확보가 필수적이지만 관련된 연구가 부족하다. 환경 조건에 따른 정확한 목재의 열적 특성이 아닌 잘못된 열전도율을 바탕으로한 단열성능 예측은 실제와는 다른 결과를 얻을 가능성이 높다.

본 연구에서는 No.96 LNG 화물창 시스템에 사용되는 합판을 대상으로 하여 보관 습도 조건에 따른 함수율의 변화를 계측하였다. 또한 일정 습도 조건에서 충분한 시간동안 보관된 합판을 대상으로 극저온(-160°C), 저온(-80°C) 및 상온에서 열전도율을 측정하고 함수율에 따른 열전도율 변화를 분석하였다. 이러한 습도 조건에 따른 합판의 함수율 변화와 그때의 열전도율 데이터 확보를 통해 향후 BOR(Boil-off rate) 예측 관련 연구와 기존 LNG화물창 개선 연구의 기초 자료로 사용하고자 하였다.

2. 실험

2.1 시험편

합판은 Fig. 1과 같이 여러장의 단판(Veneer)을 섬유방향이 서로 직교하게 배치하고 수지로 접착 및 가열 압착하는 방식으로 제작된다. 섬유 방향이 직교하게 결합되어 있어 원목재(Timber)에 비해 변형이 적고 사용한 수지 종류에 따라 습기에 강한 특성이 있다. 그러나 원목(Timber)에 비해 상대적으로 습도의 영향이 적을뿐 합판의 경우에도 습도의 영향을 완전히 무시할 수는 없다. 또한 단판의 재료가 되는 수종에 따라 그 특성이 판이

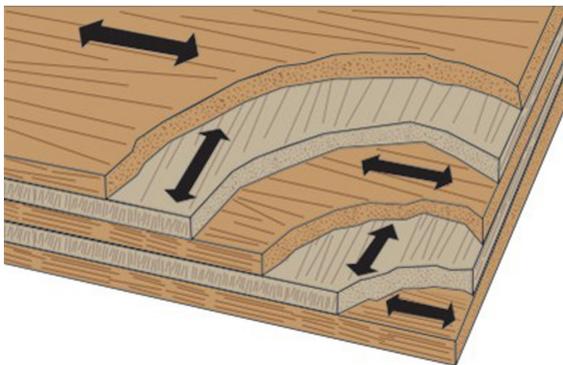


Fig. 1 Schematic diagram of plywood

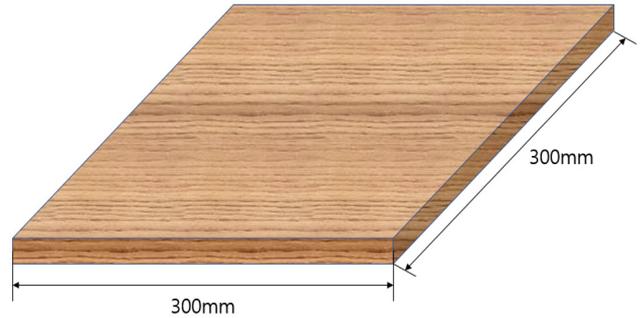


Fig. 2 Plywood specimen

하게 달라진다. 본 연구에서는 No.96 LNG 화물창 시스템에 사용되는 북유럽산 자작나무와 페놀계 수지로 제작한 두께 9mm (9t)와 12mm(12t) 두 종류의 합판을 시험편으로 사용하였으며 열전도율 측정을 위해 Fig. 2와 같이 300mm × 300mm(너비, 폭) 크기로 가공 하였다.

2.2 실험장비 및 실험변수

실험 케이스를 간략하게 하기 위하여 온도 변수는 상온(25°C)로 고정하였으며 상대 습도는 여름과 겨울의 기상청 관측 자료를 바탕으로 상대습도(Relative humidity, RH) 30%와 70% 총 두 조건으로 설정 하였다. 일정한 온도와 습도에서 합판을 보관하기 위하여 항온항습장치에 시험편을 보관 하였으며 비파괴식 목재 수분 측정장비(Testo616, Germany)를 사용하여 24시간 간격으로 함수율을 측정 및 기록하였다. 측정된 함수율의 변화가 ±0.1% 이하로 일정해졌을때 보호열판법 열전도율 측정장비(GHP 456 Titan, Germany)를 사용하여 극저온(-160°C), 저온(-80°C) 및 상온(20°C)에서 열전도율을 측정하였으며 이들 실험 변수를 Table 1에 정리하였다. 또한 실험에 사용한 주요한 장비들은 Fig. 3과 같다.

Table 1 Independent variables

| Temperature [°C] | Thickness [mm] | Humidity [RH, %] | Conductivity measurement point [°C] |
|------------------|----------------|------------------|-------------------------------------|
| 25 | 9, 12 | 30, 70 | -160, -80, 20 |



(a) Testo616(Testo, Germany)



(b) Thermohygrostat



(c) GHP456 Titan(Netzsch, Germany)

Fig. 3 Experimental apparatus

3. 실험 결과 및 고찰

3.1 상대습도에 따른 합판의 함수율 변화

특정 상대 습도 조건에서 보관한 합판의 함수율 측정결과를 Fig. 4과 Fig. 5에 나타내었다. Fig. 6은 각각의 습도 조건과 합판의 두께별로 평균값을 계산한 것이다. 약 30% 상대습도인 실험실 환경에서 일정기간 시편을 보관한 후 실험을 시작하였기 때문에 상대습도 30% 실험의 경우 시간에 따른 함수율의 변화가 거의 나타나지 않았다. 상대 습도 70% 조건의 경우 함수율이

안정화 하는데까지 약 200시간 이상의 시간이 소요되었다. 각 실험 케이스별 최종 함수율은 Table 2와 같다.

Table 2 Final moisture content of each case

| Humidity [RH, %] | Thickness [mm] | Moisture content [%] |
|------------------|----------------|----------------------|
| 30 | 9 | 8.2 |
| | 12 | 8.7 |
| 70 | 9 | 16.1 |
| | 12 | 15.5 |

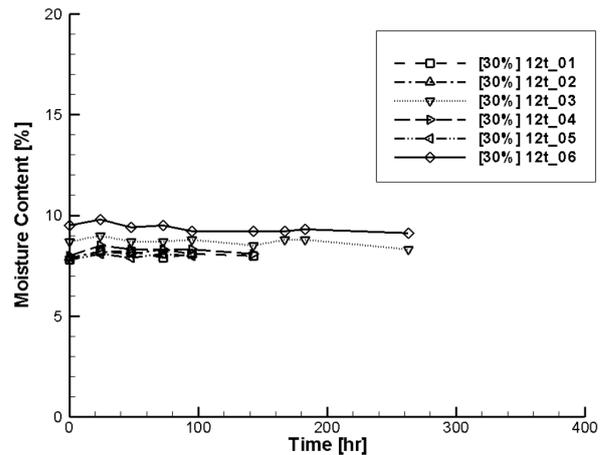
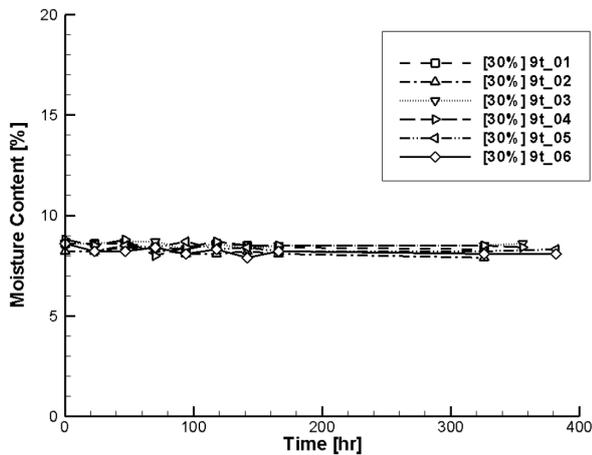


Fig. 4 Moisture content according to preprocessing time at 30% (RH)

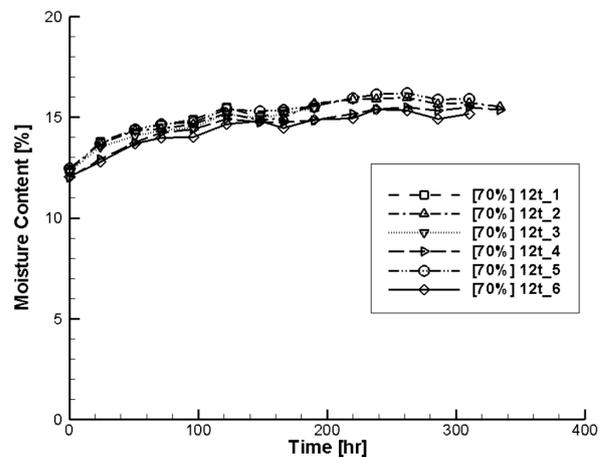
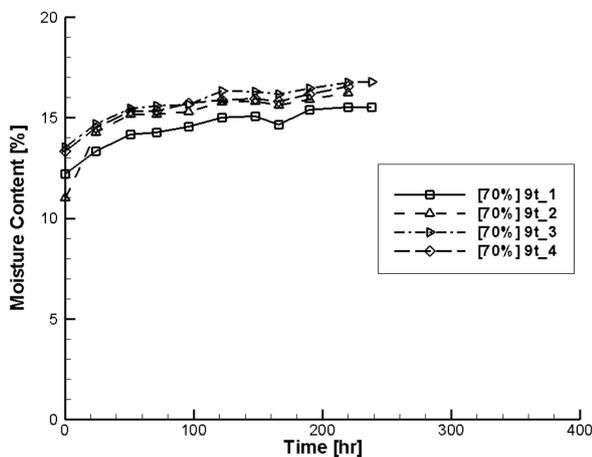


Fig. 5 Moisture content according to preprocessing time at 70% (RH)

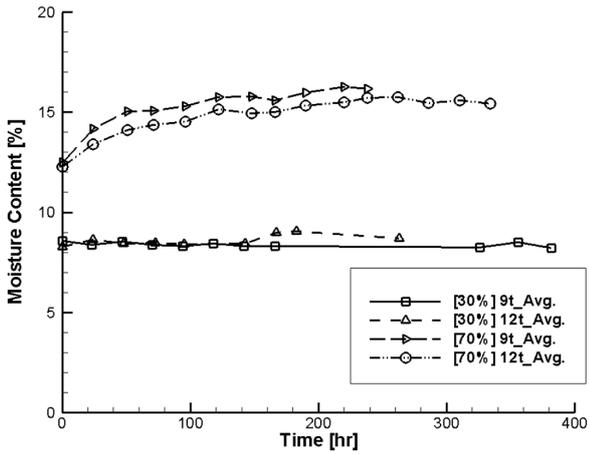


Fig. 6 Average value of moisture content according to preprocessing time

3.2 함수율 값에 따른 열전도율

각 케이스별 평균 열전도율 값을 아래 Fig. 7에 나타내었으며 같은 상대 습도 조건일 때 두께 9t와 12t의 열전도율 차이가 극저온(-160°C)에서는 약 7% 만큼 12t의 열전도율이 더 높게 나타났으나 상온(20°C)에서는 1%이하로 그 차이가 작았다. 각각의 실험 케이스에서는 실험 횟수 별로 함수율(Moisture content, MC)의 차이가 0.5%이하로 매우 작았으며 그 작은 차이가 확인한 열전도율 차이로 나타나지는 않는 것으로 확인하였다.

Table 3 The thermal conductivity of plywood (9t)

| Temperature [°C] | Thermal conductivity [W/(m·K)] | | Difference [%] |
|------------------|--------------------------------|--------|----------------|
| | RH30% | RH70% | |
| -160 | 0.0564 | 0.0594 | 5.32 |
| -80 | 0.0867 | 0.0929 | 7.07 |
| 20 | 0.1209 | 0.1300 | 7.56 |

Table 4 The thermal conductivity of plywood (12t)

| Temperature [°C] | Thermal Conductivity [W/(m·K)] | | Difference [%] |
|------------------|--------------------------------|--------|----------------|
| | RH30% | RH70% | |
| -160 | 0.0606 | 0.0638 | 5.34 |
| -80 | 0.0916 | 0.0972 | 6.12 |
| 20 | 0.1228 | 0.1314 | 7.03% |

Fig. 8 그리고 Table 3과 Table 4는 측정 온도별로 전처리 조건에 따른 열전도율 결과를 비교한 것이다. 함수율 증가에 따라 열전도율이 증가하는 것을 확인하였다. 상대습도 30% 조건 대비 상대습도 70% 조건에서의 열전도율 증가율이 극저온에서는 약5% 상온에서는 7%로 상온에서 더 높은 증가율을 가지는 것을 알 수 있다.

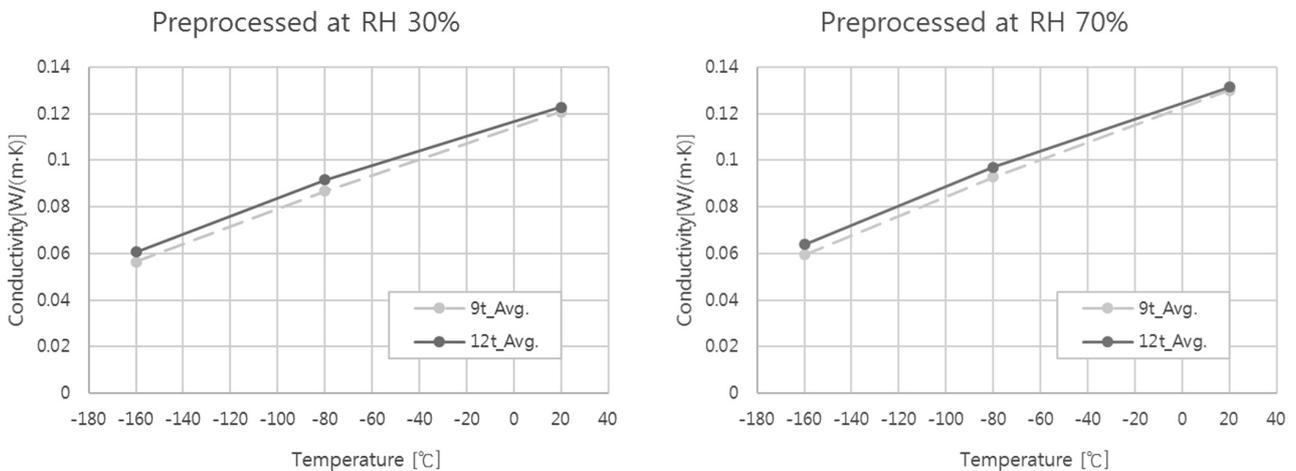


Fig. 7 Thermal conductivity of preprocessed plywood

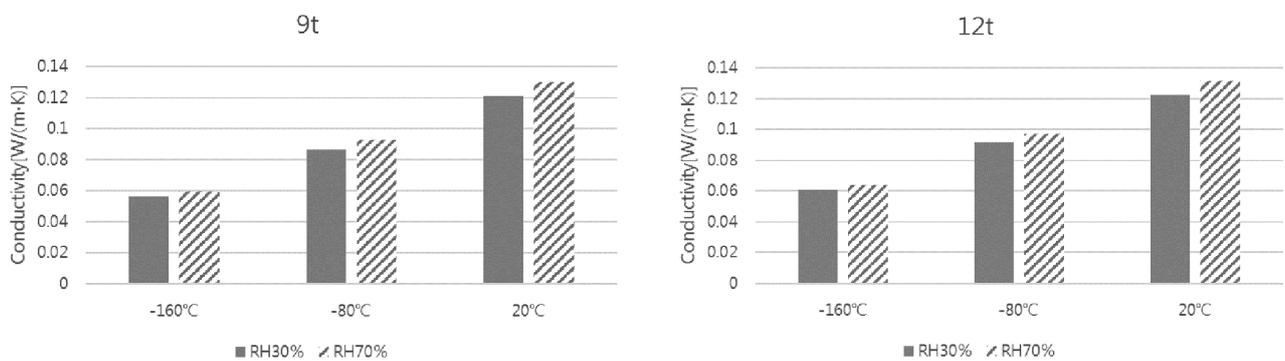


Fig. 8 The change of thermal conductivity according to humidity

4. 결 론

후 기

본 연구에서는 항온항습장치를 사용하여 합판을 특정 온도 및 습도 조건에서 전처리하고 보관 시간에 따른 함수율 변화를 확인하였다. 또한 보호열판법 열전도율 측정장비를 사용하여 전처리가 끝난 합판의 열전도율을 측정하고 합판의 함수율에 따른 열전도율 데이터를 확보하였으며 그 실험 결과를 아래와 같이 정리하였다.

(1) 상대습도 30% 조건에서는 합판의 함수율이 약 8.5%로 형성되는 것을 확인하였으며 상대습도 70% 조건에서는 약 15.6%에서 형성되는 것을 확인하였다. 방습 특성을 가진 페놀계 수지를 사용한 합판을 대상으로 했음에도 불구하고 보관 환경에 따라 목재 내의 수분이 약 2배가량 차이가 나는 것은 주목할만 하다.

(2) 함수율 변화에 따른 열전도율의 유의미한 변화를 확인할 수 있었다. 함수율 증가에 따른 열전도율 증가분은 극저온에서는 약 5.3% 상온에서는 약 7%로 확인 되었으며 극저온에서보다 상온에서 함수율이 열전도율에 미치는 영향이 더 큰것을 확인 하였다.

(3) 두께 차이에 의해 열전도율의 차이가 있었으나 각각의 두께별로 함수율 증가에 따른 열전도율 증가분은 9t와 12t 모두 유사하였다.

본 연구를 통해 합판의 보관 습도 조건에 의한 열전도율에 유의미한 변화가 있는 것을 확인 하였으며 LNG 화물창 시스템의 정확한 품질 관리를 위해서는 습도 관리의 중요성을 인지할 수 있었다. 또한 합판의 보관 습도 조건에 따른 열전도율 변화에 대한 기초적인 데이터를 확보할 수 있었다. 그리고 합판의 두께에 따라 극저온 환경에서 열전도율 값의 차이가 있는 것을 확인하였다. 본 연구에서는 No.96 LNG 화물창 시스템에서 주로 사용하는 9t와 12t 두 종류의 합판을 실험하였으나 실제 화물창에는 다른 두께의 합판도 사용된다. 따라서 다양한 두께의 합판에 대한 추가적인 실험이 필요하다. 또한, 실험 케이스의 간략화를 위하여 전처리 온도를 모두 동일하게 25°C로 설정하여 실험을 진행하였으며 실제 합판의 함수율에 영향을 주는 대기중 수분 즉 절대 습도 값은 온도에 따라 달라지기 때문에 더욱 정확한 데이터 확보를 위하여 다른 온도와 추가 습도 조건에서의 연구가 더 필요할 것으로 생각된다.

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

References

- American Plywood Association(APA), 2016. The Engineered Wood Association, Moisture-Related Dimensional Stability. [Online] (Updated May 2016) Available at: <<http://www.apawood.org>> [Accessed Dec. 2017].
- Gerhards, C.C., 1982. Effect of Moisture Content and Temperature on the Mechanical Properties of Wood:an Analysis of Immediate Effects. *Wood and Fiber*, 14(1), 4-36.
- Kim, J.H., Park, D.H., Choi, S.W., Lee, J.M., 2017. Cryogenic Mechanical Charateristics of Laminated Plywood for LNG Carrier Insulation System. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 31(3), 241-247.
- Korea Meteorological Administration(KMA), 2017. Weather Data Release Portal. [Online] Available at: <<http://data.kma.go.kr>> [Accessed 20 Dec. 2017].
- Lloyd's Register, 2017. List of Lloyd's Register Approved Material/Components for GTT NO96 Membrane Containment system. [Online] (Updated Aprill 2017) Available at: <<http://www.lr.org>> [Accessed Dec. 2017].
- MacLean, J.D., Wis, M., 1941. Thermal Conductivity of Wood. *Heating Piping & Air Conditioning*, 13(6), 380-391.
- Simpson, W.T., 1982. Importance of Relative Humidity and Temperature Control in Conditioning Wood Products. *Wood and Fiber*, 14(2), 94-103.
- Steinhagen, H.P., 1977. Thermal Conductive Properties of Woods. *USDA Foreste Service Forest Products Laboratory*, 1-10.

Optimal Process Design of Onboard BOG Re-liquefaction System for LNG Carrier

Chulmin Hwang* and Youngsub Lim^{ID**}

*Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Seoul National University, Seoul, Korea
**Research Institute of Marine Systems Engineering, Seoul National University, Seoul, Korea

LNG 운반선을 위한 BOG 재액화시스템 최적 설계

황철민* · 임영섭^{ID**}

*서울대학교 조선해양공학과
**서울대학교 해양시스템공학연구소

KEY WORDS: LNG carrier 액화 천연가스 운반선, Boil-off gas(BOG) 증발가스, Re-liquefaction system 재액화시스템, Process design 공정 설계, Process optimization 공정 최적화, Optimal design 최적 설계

ABSTRACT: High-pressure gas injection engines (HPGI) took center stage in LNG carrier propulsion systems after their advent. The HPGI engine system can be easily modified to include a re-liquefaction system by adding several devices, which can significantly increase the economic feasibility of the total system. This paper suggests the optimal operating conditions and capacity for a re-liquefaction system for an LNG carrier, which can minimize increases in the total annualized cost. The installation of a re-liquefaction system can save 0.23 million USD per year when the cost of LNG is 5 USD/Mscf. A sensitivity analysis with different LNG costs showed that the re-liquefaction system is profitable when the LNG cost is higher than 3.5 USD/Mscf.

기호설명

- C : Cost, 비용 [\$]
- i : Interest rate, 이자율 [%]
- $ITAC$: Increment of total annual cost, 운영비 증가분 [\$/yr]
- $ITCI$: Increment of total capital investment, 투자비 증가분 [\$/yr]
- $ITOC$: Increment of total operating cost, 운영비 증가분 [\$/yr]
- LHV : Lower heating value, 저위발열량 [kJ/kg]
- L_V : Liquid level, 액위 [%]
- n : Service life of LNG vessels, 선박 수명 [yr]
- P_W : Power, 출력 [kW]
- P : Pressure [bar]
- $SFOC$: Specific fuel oil consumption [kJ/kWh]
- T : Temperature [K]
- TAC : Total annualized cost [\$/yr]
- USD : United States dollar
- V : Volume [m³]

- Δp : Pressure drop, 압력 강하 [bar]
- ρ : Density, 밀도 [kg/m³]

1. 서론

최근 천연가스(Natural gas, NG)의 수요는 비용 및 환경적 장점에 의해 다른 화석연료에 비하여 가파르게 증가하고 있다(Exxon Mobil, 2016). 미 EIA(U.S. Energy Information Administration)은 NG의 수요가 2040년에는 2012년 대비 약 70%가 증가할 것으로 예측했다(U.S.EIA, 2016). 또한 최근 선박을 통한 NG의 운송 역시 급증하고 있다(IGU, 2016).

천연가스의 운송은 크게 파이프라인과 선박을 이용한 수송이 상업적으로 이용되고 있으며, 장거리 운송의 경우 경제적인 이유로 액화를 통하여 부피를 약 600배 가량 줄인 액화천연가스(Liquefied natural gas, LNG)의 형태로 선박을 통해 수송되는 것이 일반적이다(Williams and Simonds, 1968; Raj et al., 2016). 하지만 NG를 액체 상태로 운송하기 위해서는 저장탱크 내부를

Received 16 March 2018, revised 29 August 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Youngsub Lim: +82-2-880-7325, s98thesb@snu.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-9228-0756>

© 2018, 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.

상압에서 약 -160°C 이하의 극저온 상태로 유지해야 하는데, 외부로부터 저장탱크로 유입되는 열을 100% 차단할 수 없기에 이로 인해 운송 중에 LNG가 증발하게 되며, 이렇게 증발한 가스를 BOG(Boil-off gas)라 한다(Dimopoulos and Frangopoulos, 2008; Rao et al, 2016).

이렇게 발생한 BOG는 결국 상품(LNG)의 일부이기 때문에 대기 방출하는 것은 경제적 손실로 이어지게 되므로, BOG를 경제적으로 처리하기 위한 여러가지 시스템이 고안되어 왔다. 첫번째는 발생한 BOG를 연료로 소모하는 방법이다. 하지만 저장탱크의 대형화로 인하여 항시 발생한 BOG 전량을 연료로 사용할 수 없기에 잔존 BOG를 태워버려야 하므로 BOG손실의 문제는 여전히 남아있다. 두번째는 별도의 냉매 사이클을 이용하여 BOG를 LNG로 액화하는 방법이다. 하지만 선박의 제한적 공간 및 재액화 설비의 투자비 및 운영비 문제로 인해 제한적으로만 적용이 되고 있다. 세번째는 별도의 냉매 사이클 없이 줄-톰슨 효과를 통한 냉각을 이용하여 BOG를 자체적으로 자가재액화(Self re-liquefaction) 하는 방법이다. 이는 별도의 냉매를 이용한 두번째 방법에 비하여 요구되는 설비비가 줄어드는 장점이 있으나, BOG를 전부 재액화하지 못하여 재순환하는 BOG로 인한 압축기 용량 및 비용의 증가의 문제가 있다.

최근 고압 천연가스 분사 엔진의 등장은 LNG 운반선의 재액화 시스템에 큰 변화를 초래했다. LNG 운반선은 1960년대에 스팀터빈 엔진을 추진 시스템으로 사용하였다. 이는 약 30%의 낮은 엔진효율에도 불구하고, 발생한 BOG를 연료로 활용할 수 있다는 장점으로 인해 오랜 기간 사용되었다(Gómez et al., 2013). 2000년대 중반, Dual fuel diesel electric(DFDE) 엔진이 스팀터빈 엔진을 대체하였다. 이는 스팀터빈 엔진에 비해 높은 엔진효율을 갖고 있었기에 보다 효율적인 추진시스템을 구축할 수 있다는 장점이 있었다(Fernández et al, 2016). 그러나 LNG수송선의 수송량이 증가함에 따라 발생한 BOG 모두를 연료로 소진하기 어려운 상황이 발생하여 가스소각시스템(Gas combustion unit, GCU)를 통하여 잔여 BOG를 소각해야하는 문제점이 여전히 남아있었다. 최근 등장한 고압 천연가스 분사 엔진은 고압 천연가스를 연료로 사용하여 직접 프로펠러를 구동하는 방식으로 DFDE 엔진에 비해 엔진효율이 뛰어난 뿐더러, 추진시스템 내부에 압축기가 탑재되어 있어 열교환기와 상분리기 등 몇 가지 장비의 추가만을 통해 재액화시스템을 구축할 수 있다.

최근 들어 고압 천연가스 분사 엔진의 도입과 함께 BOG 재액화 방법에 대한 연구가 이루어지고 있으나, 그 최적 설계에 대한 연구는 아직 많이 이루어지지 못하였다. Adamkiewicz and Cydejko(2016)는 통상적인 LNG수송선에 비해 큰 Q-flex type의 LNG운반선에 탑재되는 재액화시스템의 구조에 따른 에너지 소모를 분석했다. Tan et al.(2016)은 이젝터를 사용하여 LNG 운반선 재액화시스템의 에너지 소모를 줄일 수 있는 방안을 제안했다. Yoo et al.(2015)은 외부냉매를 사용한 재액화 시스템의 Exergy분석을 수행했다. Romero et al.(2012)은 Brayton cycle을 통한 LNG운반선의 재액화시스템의 운전조건 최적화에 대한 연구를 수행했다. Beladjine et al.(2016)은 외부냉매를 사용한 재액화공정의 열역학적 분석을 수행했다. 그러나 이러한 선행 연구들은 에너지 소모를 줄이는 방법에 대한 연구 및 외부냉매를 사용한 재액화에 대한 연구가 주로 이루어졌으며, BOG를 이용

한 재액화시스템 설비의 설계용량(Design capacity)에 대한 연구가 부족하다. 재액화시스템을 설계하고자 하는 경우 최적 설계용량의 결정이 중요하다. 고압 천연가스 분사 엔진이 소모하는 BOG의 양은 운항조건에 따라 변화하므로, 재액화설비가 처리하는 용량 역시 운항 조건에 따라 변화한다. 예를들어 LNG기지에 접안대기 중인 경우 추진을 위한 고압 천연가스 분사 엔진은 BOG를 소모하지 않으므로 이 경우 발생하는 모든 BOG를 재액화하기 위해서는 큰 용량의 재액화시스템이 필요하며, 이는 초기 투자비의 상승을 초래한다. 반면 평균속력을 기준으로 재액화 설비를 설계하는 경우, 투자비는 줄어들지만 접안대기와 같이 설계용량 이상의 BOG가 발생하는 경우 BOG의 손실이 발생하게 되므로, 이는 재액화의 손실을 의미한다. 따라서 재액화시스템의 최적 설계를 위해서는 재액화 설비의 운전 조건의 최적화와 동시에, 운항 조건을 고려한 설계 용량의 최적화 연구가 필요하다.

본 연구에서는 재액화시스템의 설계 용량을 설계 기준 선속에 따른 고압 천연가스 분사 엔진의 소모 BOG 양에 따라 5가지 사례로 구분한 뒤, 공정 모사 및 최적화를 통하여 장치비 및 운영비를 최소화하는 최적 설계 용량 및 설계 변수를 도출, 최적의 재액화시스템 설계를 제안하였다.

2. 배경이론

2.1 경제성 평가 방법론

본 연구에서는 재액화시스템이 설치되지 않았을 때를 기본 상태로 보고, 이에 대비하여 재액화시스템을 설치한 경우의 투자비 증가분(Increment of total capital investment, $ITCI$)과 운전비 증가분(Increment of total operating cost, $ITOC$)을 계산하였다. 그리고 이를 연간비용으로 환산하여 총연간비용 증가분 (Increment of total annualized cost, $ITAC$)을 도출하여 자가재액화시스템을 설치하여 추가되는 총 비용을 평가하였다. 투자비 및 운전비 계산 방법으로는 Turton의 방법론을 사용하였다(Turton et al., 2013).

장치투자비 추산을 위하여 식 (1)에 따라 주요 장치(압축기, 열교환기, 냉각기, 상분리기)의 구매비용(Purchase cost, C_p^o)을 추산한 뒤, 식 (2)에 따라 간접비를 포함한 기본 단위 비용(Bare module cost, C_{BM})을 추산하고, 식 (3)에 따라 예비비 및 수수료를 포함한 총투자비(C_{TM})를 계산하였다.

$$\log_{10} C_p^o = K_1 + K_2 \log_{10} A + K_3 (\log_{10} A)^2 \quad (1)$$

$$C_{BM} = C_p^o \times (B_1 + B_2 F_M F_p) \quad (2)$$

$$C_{TM} = 1.18 \times C_{BM} \quad (3)$$

K_1, K_2, K_3 : 각 장비의 구매비 추산 계수

A : 각 장비의 구매비 추산 단위 용량

B_1, B_2 : 각 장비의 간접비 추산 계수

F_p, F_M : 압력 및 재질 계수

본 연구에서는 재액화시스템을 설치함으로써 인해 증가하는 투자비 증가분($ITCI$)을 계산하고자 하였으므로, 재액화시스템이

설치되지 않은 LNG 운반선의 연료공급시스템 투자비를 산출하여 기본(Base) 사례로 정한 뒤, 재액화시스템이 설치된 경우 증가분을 식 (4)와 같이 계산하여 *ITCI*를 추산하였다. 총투자비를 연단위로 반영하기 위하여 식 (5)와 같이 내구년수를 20년으로 (Abdussamie et al., 2016), 연이율을 10%로 감안하여 연평균 투자비 증가분(*ATCI*)을 도출하였다.

$$ITCI = \sum C_{TM_{Reliq}} - \sum C_{TM_{base}} \quad (4)$$

$$ATCI = ITCI \times \left(i \times \frac{(1+i)^n}{(1+i)^n - 1} \right) \quad (5)$$

통상 운전비는 변동비, 고정비, 간접비 및 일반경비로 구성되며, 계수법을 사용하는 경우 변동비를 구성하는 원재료비, 유틸리티비, 인건비, 후처리비를 기반으로 고정비, 간접비, 일반경비를 비례 추정하여 식 (6)과 같이 계산된다. 이 때 재액화시스템을 설치함으로써 증가한 운전비 증가분(*ITOC*)은 식 (7)과 같이 계산할 수 있다.

$$TOC = 0.18TCI + 1.23(C_{RM} + C_{UT} + C_{WT}) + 2.73C_{OL} \quad (6)$$

$$ITOC = TOC_{Reliq} - TOC_{base} \quad (7)$$

앞서 구한 *ATCI*와 *ITOC*에 운항중 발생하는 LNG 손실 비용을 더하여 다음 식 (8)와 같이 총연간비용증가분(*ITAC*)을 구하였다.

$$ITAC = ATCI + ITOC + C_{LNG\ loss} \quad (8)$$

2.2 최적화 알고리즘

본 연구에서는 최적화 알고리즘으로 SNOBFit(Stable noisy optimization by branch and fit)을 채택하였다(Huyer and Neumaier, 2008). 이는 각 구간 반복마다 일정한 개수의 점들이 선정되어 (Branch) 다음 반복으로 들어가며 오차를 줄이는(Fit) 방식의 알고리즘으로, 대체함수를 사용하기 때문에 증감률을 따로 계산할 필요가 없어서 빠르다는 장점 있다. 또한 선택된 점들 중 일부는 지역 최적점으로, 일부는 전역 최적점을 찾는데 사용되는 방식으로 지역 최적점에 매몰되는 일을 피할 수 있다.

3. 공정 모사 및 최적화

LNG 운반선의 운항 경로 및 일정을 다음 Table 1과 같이 가정하였다. LNG를 선적한 상태(Laden)에서의 평균속도는 15.5kts (28.706km/h), 하역 후 돌아오는(Ballast) 상태에서의 평균속도는 12.5kts(23.15km/h)로 가정하였고, 선적(Lading)과 하역(Unloading)에 각 1일이 걸린다고 가정하였다. 또한 부두에 접안하기 위하여 대기하는 하역대기(Unloading wating) 시간으로 평균 0.5일이 걸린다고 가정, 이를 통해 한 Cycle에 32일이 걸리며 1년에 총 11회 운항하는 일정을 가정하였다(Dimopoulos and Frangopoulos, 2008).

Table 1 Voyage schedule

| Operating Type | Time [day] |
|---|------------|
| Loading | 1 |
| Voyage (laden, 15.5 kts (28.706 km/h)) | 13 |
| Unloading waiting | 0.5 |
| Unloading | 1 |
| Voyage (ballast, 12.5 kts (23.15 km/h)) | 16.5 |
| Total | 32 |
| Number of cycle per year | 11 |

Table 2 LNG composition

| Type | Mole Fraction [%] |
|----------|-------------------|
| Nitrogen | 0.37 |
| Methane | 95.89 |
| Ethane | 2.96 |
| Propane | 0.72 |
| Butane | 0.06 |
| Total | 100 |

Table 3 LNG composition fitness test

| Itmes | This study | Acceptance |
|---|------------|------------|
| Non-methane hydrocarbons (C2+) [mol%] | 3.74 | OK |
| Inerts (N2+CO2) [mol%] | 0.37 | OK |
| Wobbe index [MJ/ m ³] | 51.2 | OK |
| Gross calorific value [MJ/ m ³] | 38.95 | OK |
| Methane number [mol%] | 95.89 | OK |

LNG의 조성은 Table 2와 같이 가정하였다(Aspelund et al., 2009).

LNG 조성의 적합성 검증을 위해 European commission에서 제시하는 기준(Kavalov et al., 2009)에 따라 적합 여부 검증을 진행하였고 그 결과 Table 3과 같이 적합함을 확인하였다.

LNG 재액화시스템 모사를 위하여 석유화학업계에서 장기간에 걸쳐 유효성이 검증되어 있는 공정 모사 소프트웨어인 ASPEN HYSYS v7.3을 사용하였다. 본 연구에서는 가벼운 탄화수소인 LNG를 이상상태가 아닌 고압, 극저온 조건까지 도달하게 하므로 이러한 상황에 적합한 상태방정식인 Peng-Robinson을 열역학 모사 방정식으로 사용하였다. LNG 운반선의 추진시스템은 내부 전력 공급 등을 위한 디젤-전기 이중연료 엔진(Dual fuel diesel-electric, DFDE)과 고압 천연가스 분사엔진으로 구성하였다. Fig. 1은 재액화시스템이 없는 경우의 LNG 공급 및 BOG 처리 시스템과 재액화시스템이 구축된 경우의 시스템을 모사한 공정도이다. Fig. 1(a)는 재액화 공정이 없는 경우로, BOG를 압축하여 DFDE 엔진과 고압 천연가스 분사 엔진에 공급하게 된다. 만약 요구유량을 충족하고도 남는 BOG가 발생하는 경우 1단 압축 후 가스소각시스템(Gas combustion unit, GCU)을 통해 소각된다. 고속 운전이 요구되어 엔진 필요 공급량이 자연 발생하는 BOG만으로는 부족

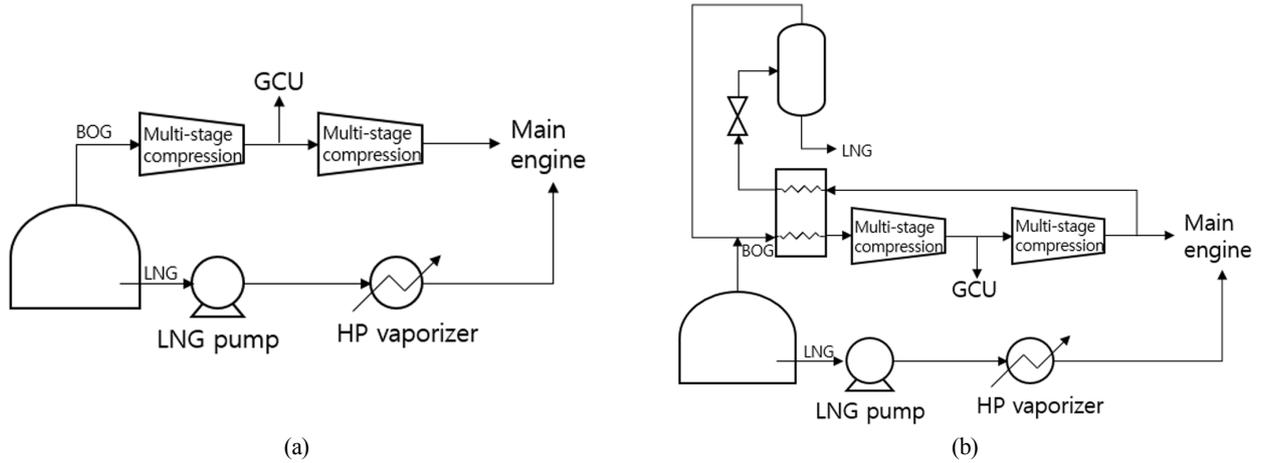


Fig. 1 PFD of BOG handling and LNG supply system (a) without re-liquefaction system and (b) with re-liquefaction system

한 경우 LNG 펌프를 이용 LNG를 압축 및 기화하여 엔진으로 공급하게 된다. Fig. 1(b)는 재액화시스템을 구축한 경우로, 발생한 BOG를 다단압축 후 DFDE 및 고압 천연가스 분사 엔진으로 요구유량을 공급한다. 남은 BOG는 열교환기를 통해 냉각한 후, 줄톱슨 밸브를 통해 팽창시킨다. 그 후 상분리기를 통해 액체를 회수하여 저장탱크로 저장하고, 발생한 기체는 탱크에서 자연 발생한 BOG와 합쳐진 뒤 열교환기로 향한다. 이 경우 요구되는 압축기의 설계 용량은 재액화 시스템이 설치되지 않은 경우에 비하여 증가하게 된다. 고속 운전이 요구되어 BOG 공급량이 모자라는 경우는 재액화시스템을 가동하지 않고, LNG 펌프를 이용하여 LNG를 압축 및 기화하여 엔진으로 공급하게 된다.

DFDE엔진의 가스 공급 압력은 11.6bar(1.16MPa)(Wartsila, 2016), 고압 천연가스 분사 엔진의 가스 공급 압력은 300bar(30MPa)로 가정하였다(MAN Diesel & Turbo, 2014; MAN Diesel & Turbo, 2017). 장치별 압력강하는 유입 압력의 약 2-3%로 설정하되, 최대 3bar(0.3MPa)를 넘지 않는다고 가정하였다. 저온의 LNG 및 BOG를 취급하므로 장비의 재질은 모두 스테인리스 스틸(Stainless steel)로 가정하였다(Kim et al., 2008). 가정된 압축기 및 재액화 설비 구성 장비의 정보는 아래 Table 4와 같다.

LNG 저장탱크 내에서 BOG 발생량은 저장탱크의 부피(V), 액위(L_v), 평균밀도(ρ), 증발율($V\gamma$)의 함수로 다음 식 (9)와 같이 추산할 수 있다. 저장탱크의 부피 170,000m³, 95%의 액위, 437.9 kg/m³밀도, 0.1%/day증발율(Shin et al., 2008; Jeong et al., 2017)이

일정하게 유지된다고 가정하는 경우 시간당 BOG 발생량은 약 2946.7kg/h로 추정할 수 있다. 엔진 요구 유량은 엔진의 출력(P_w) 및 연료소모량(Specific fuel oil consumption, $SFOC$), 엔진 로드(L), BOG의 저위발열량(LHV)을 기준으로 식 (10)과 같이 추산가능하다.

$$BOG = V \cdot L_v \cdot \rho \cdot V\gamma \tag{9}$$

$$Fuel\ consumption = \frac{P_w \cdot SFOC \cdot L}{LHV} \tag{10}$$

DFDE엔진의 경우 Wartsila 8L34DF(최대 출력 : 4000kW) 2대를 기준으로 50% 부하를 가정하였고, 이 경우 시간당 소모 유량은 약 620kg/h였다(Wartsila, 2016). 같은 방식으로 고압 천연가스 분사엔진을 Man Diesel & Turbo사의 5G70모델(최대 출력 : 12500kW) 2대를 기준으로 고압 천연가스 분사 엔진의 연료 소모량을 계산하였으며(Man Diesel & Turbo, 2014; Man Diesel & Turbo, 2017), 추산 결과 운전속력에 따른 연료 소모량은 Table 5에 나타내었다.

재액화시스템의 설계 용량(Design capacity)은 최대 얼마나 많은 양의 BOG를 재액화할 것인지에 따라 결정되며, 이는 기준이 되는 운전 속력과 밀접하게 관련되어 있다. 운전 속력에 따라 주 엔진(고압 천연가스 분사 엔진)이 소모하는 BOG 유량이 변화하며, 이에 따라 재액화 시스템에서 처리하여야 하는 과잉(Excess) BOG의 양이 변화하기 때문이다. 본 연구에서는 12.5-15.5kts (23.15-34.262km/h)까지 선속을 가정(실제 선속이 아닌 설계 용량을 결정하기 위한 변수) 하여 이에 따라 5개의 사례에 대해서 발생한 BOG에서 DFDE엔진과 고압 천연가스 분사 엔진의 요구유량을 제외한 후, 재액화시스템이 처리해야하는 과잉 BOG의 양을 설계 용량으로 Table 5와 같이 5가지 사례로 나누었다.

이 경우, 가정된 각 사례 별로 발생하는 BOG손실량은 다음 Table 6과 같다. LNG 선적 및 하역 중에는 통상 기지층에 BOG 처리장치가 연결되므로 별도의 손실이 발생하지 않는다. 사례 1, 2, 3의 경우 재액화시스템의 설계용량이 충분히 크기 때문에 15.5kts(28.706km/h)이하의 속력으로 운항하는 경우 DFDE 및 고압 천연가스 분사 엔진에 공급하는 유량을 제외하고 남은 모든 과잉 BOG를 재액화하는 것이 가능하므로, 운항시에 손실이 발

Table 4 Equipment specification

| | Type | Material | P_{inlet} [bar (MPa)] | P_{outlet} [bar (MPa)] |
|---------------|------------------|----------|--|-----------------------------|
| Compressor | reciprocating | SS* | 1 (0.1) | 300 (30) |
| Cooler | shell & tube | SS | Δ : 2~3 % of inlet P | |
| Cooling water | | | 2 (0.2) | 1.5 (0.15) |
| HEX | PCHE** | SS | 99 (9.9) | 98 (9.8) |
| Separator | 2 phase vertical | SS | Variable of determining Re-liquefaction rate | |

*SS : Stainless steel

**PCHE : Printed circuit heat exchanger

Table 5 Re-liquefaction system capacity

| Design case no. | Voyage velocity [kts (km/h)] | Engine load [%] | Main consumption [kg/h] | Excess BOG [kg/h] | Design capacity of BOG reliquefaction system [kg/h] |
|-----------------|------------------------------|-----------------|-------------------------|-------------------|---|
| Case 1 | 12.5 (23.15) | 18 | 571 | 1756 | 1756 |
| Case 2 | 14 (25.928) | 29 | 920 | 1407 | 1407 |
| Case 3 | 15.5 (28.706) | 40 | 1269 | 1058 | 1058 |
| Case 4 | 17 (31.484) | 51 | 1617 | 709 | 709 |
| Case 5 | 18.5 (34.262) | 65 | 2062 | 265 | 265 |

Table 6 BOG loss in each design case

| Operating type | Time [day] | BOG loss [kg/h] | | | | |
|---|------------|-----------------------------|--------|--------|--------|--------|
| | | Case 1 | Case 2 | Case 3 | Case 4 | Case 5 |
| Loading | 1 | No loss (terminal handling) | | | | |
| Voyage (laden, avg 15.5 kts (28.706 km/h)) | 13 | N/L | N/L | N/L | 349 | 793 |
| Unloading waiting | 0.5 | 571 | 920 | 1269 | 1617 | 2062 |
| Unloading | 1 | No loss (terminal handling) | | | | |
| Voyage (ballast, avg 12.5 kts (23.15 km/h)) | 16.5 | No loss | | | | |

생하지 않는다. 사례 4, 5의 경우에는 BOG 재액화시스템의 설계용량이 15.5kts (28.706 km/h) 운항시 발생하는 과잉 BOG량에 비해서 작으므로, 운항 중에도 LNG 손실이 발생한다. 하역대기 상태는 운항 중인 상태가 아닌 대기상태로 볼 수 있으므로, DFDE 공급량을 제외하고 발생하는 BOG를 모두 재액화 처리해야 하나, 재액화설비 처리용량 이상으로는 재액화가 불가능하므로 모든 경우에서 손실이 발생한다. 회선하는 경우 통상 저장량이 작아서 발생하는 BOG의 양이 작아서 LNG를 추가공급해야 하므로, 재액화설비를 가동해야할 필요성이 없으며, 손실도 발생하지 않는다.

각 사례 별로 결정된 설계 용량을 기준으로 ITAC를 최소화하는 운전 변수 최적화를 수행하였다. 운전 변수는 재액화를 및 BOG 재순환량에 직접적으로 영향을 미치는 JT(Joule-Thompson) 팽창 전의 열교환된 BOG 온도(T)와 JT 팽창 후 압력(P)으로 결정하였다. 팽창 후 압력의 경우 재액화된 LNG가 다시 저장탱크

로 유입되기 위해서는 상압보다 높은 압력이 요구되므로 2.5bar (250kPa)를 하한선으로 설정하였으며, 온도의 경우 열교환기에서 최소온도근접조건(Minimum temperature approach)을 위배하지 않도록 제약조건을 두었다. 최적화는 SNOBFit 알고리즘을 MATLAB으로 구현, HYSYS와 연결하여 수행하였다. 나아가 최근 LNG 가격의 변동이 심함에 따라 LNG 가격 변화에 따른 민감도를 분석하였다.

4. 최적화 결과 및 해석

각 사례 별 최적점은 다음 Table 7-9와 같다. 재액화시스템을 통한 증가분이 아닌 재액화시스템의 유무에 따른 총연간비용 (Total annual cost, TAC)에 대한 계산 수행을 통해 LNG 가격에 따른 총연간비용의 변화량을 확인하였다.

최적화 수행 결과 최적의 설계 압력은 모든 사례에서 하한인

Table 7 Optimum point at each case (LNG cost : \$2/Mscf)

| case | Pressure [bar (MPa)] | Temp [K] | Re-Liq. ratio | TAC with Re-Liq. [M\$] | TAC w.o. Re-Liq. [M\$] | ITAC [M\$] |
|--------|----------------------|----------|---------------|------------------------|------------------------|------------|
| Case 1 | 2.5 (0.25) | 205.6 | 0.25 | 3.37 | 1.51 | 1.86 |
| Case 2 | 2.5 (0.25) | 194.5 | 0.38 | 2.41 | 1.51 | 0.90 |
| Case 3 | 2.5 (0.25) | 168.7 | 0.63 | 1.75 | 1.51 | 0.24 |
| Case 4 | 2.5 (0.25) | 153.6 | 0.75 | 1.61 | 1.51 | 0.10 |
| Case 5 | 2.5 (0.25) | 155 | 0.74 | 1.68 | 1.51 | 0.17 |

Table 8 Optimum point at each case (LNG cost : \$5/Mscf)

| case | Pressure [bar (MPa)] | Temp [K] | Re-Liq. ratio | TAC [M\$] | TAC w.o. Re-Liq. [M\$] | ITAC [M\$] |
|--------|----------------------|----------|---------------|-----------|------------------------|------------|
| Case 1 | 2.5 (0.25) | 205.6 | 0.25 | 3.38 | 2.00 | 1.38 |
| Case 2 | 2.5 (0.25) | 194.5 | 0.38 | 2.42 | 2.00 | 0.42 |
| Case 3 | 2.5 (0.25) | 168.7 | 0.63 | 1.77 | 2.00 | -0.23 |
| Case 4 | 2.5 (0.25) | 153.6 | 0.75 | 1.78 | 2.00 | -0.22 |
| Case 5 | 2.5 (0.25) | 155 | 0.74 | 2.05 | 2.00 | 0.05 |

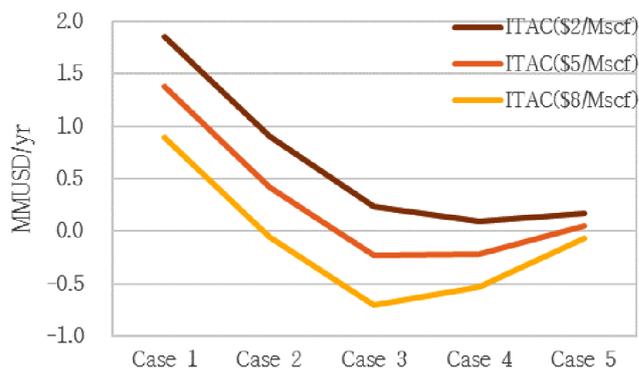
Table 9 Optimum point at each case (LNG cost : \$8/Mscf)

| case | Pressure [bar (MPa)] | Temp [K] | Re-Liq. ratio | TAC [M\$] | TAC w.o. Re-Liq. [M\$] | Value [M\$] |
|--------|----------------------|----------|---------------|-----------|------------------------|-------------|
| Case 1 | 2.5 (0.25) | 205.6 | 0.25 | 3.39 | 2.49 | 0.90 |
| Case 2 | 2.5 (0.25) | 194.5 | 0.38 | 2.44 | 2.49 | -0.05 |
| Case 3 | 2.5 (0.25) | 168.7 | 0.63 | 1.79 | 2.49 | -0.70 |
| Case 4 | 2.5 (0.25) | 153.6 | 0.75 | 1.96 | 2.49 | -0.53 |
| Case 5 | 2.5 (0.25) | 155 | 0.74 | 2.42 | 2.49 | -0.07 |

2.5bar(0.25MPa)에서 결정되었다. 줄-톱슨 밸브 후단 압력이 낮을수록, 즉 압력강하폭이 클수록 BOG의 온도가 낮아지고, 이는 액체 분율을 증가시켜 상분리기에서 발생하는 액체의 양이 증가하게 된다. 그 결과 재액화시스템으로 재순환하는 기체의 양이 감소하며 이는 전체적인 장비의 크기를 감소시키는 요인이 된다. 또한 압력이 높아지면 고압에 견디기 위하여 분리설비(Separator)의 장치비가 상승하여 가격면에서 불리하였다. 반면, 열교환 냉각온도의 경우 별도의 최적점이 존재하였다. 재액화율을 높여 LNG회수율을 증가시킬수록 재순환하는 BOG의 양이 줄어들어 압축기의 운영비가 감소하므로 이를 위해서는 팽창전 BOG의 온도를 최대한 낮추는 것이 유리하다. 하지만 온도를 낮출수록 열교환 양이 증가하여야 하므로 열교환면적이 증가하고, 이는 열교환기의 장치비를 상승시키므로 최적의 온도는 이러한 장치비와 운전비가 상호 절충되어 최소화되는 점에서 결정되었다.

LNG 가격이 \$5/Mscf일 때의 각 사례별 최적점에서의 총연간비용증가분(ITAC)을 각 항목별로 비교하면 Fig. 2와 같다. 이 경우, 재액화시스템의 설계용량을 고압 천연가스 분사 엔진의 평균속도 연료소모량에 기반한 사례 3이 총연간비용증가분을 최소화하였다. 사례 1, 2의 경우 재액화시스템의 설계 용량이 커짐에 따라 투자비가 증가하였고, 또한 재순환하는 BOG의 양이 증가함에 따라 압축기의 운전비용이 이에 비례하여 증가하였기 때문이다. 재액화시스템의 설계용량이 커짐에 따라 비록 BOG 손실은 줄어들었으나, 하역대기시간이 0.5일인 경우 이로 인한 BOG손실이 크지 않아서 사례 1, 2의 실이득이 크지 않았다. 사례 4, 5의 경우 재액화시스템 설계용량이 감소함에 따라 투자비와 운전비 모두 크게 감소하였으나, 동시에 BOG 손실이 지속적으로 발생하여 이로 인한 이익회수분이 줄어들었다. 결과적으로 사례 1, 2, 5의 경우에는 총연간비용증가분(ITAC)이 BOG재액화 시스템 없이 BOG를 소각하는 것에 비하여 더 증가한 결과를 보였으며, 사례 3, 4의 경우에만 BOG 재액화 시스템을 설치하는 것이 유의한 결과를 나타내었다. 즉, BOG 재액화시스템을 설치하여 이득을 보고자 하는 경우 설계 용량의 결정이 매우 중요함을 알 수 있다.

최근 시장의 변화로 LNG의 가격은 크게 요동치고 있다. BOG 재액화시스템은 회수하는 LNG의 가치가 높아질수록 그 수익성이 증가하는 구조를 가지고 있으므로, LNG가격에 대한 민감도 분석을 병행하여 수행하였다. Fig. 3은 LNG의 가격이 Mscf당 가격이 \$2, \$5, \$8인 경우의 총연간비용증가분(ITAC)을 나타내고 있다. LNG 가격이 \$8/Mscf로 상승하는 경우, 최적은 고압 천연가스 분사 엔진의 평균속도 연료소모량에 기반한 사례 3으로 약 연간 0.7 MMUSD(Million US dollar)에 해당하는 이득을

**Fig. 2** Optimum ITAC at each case when LNG price is \$5/Mscf**Fig. 3** ITAC with variable LNG price

볼 수 있으며, 설계 사례 2-5까지 이득을 볼 수 있도록 경제성이 개선된 것을 확인할 수 있다. 반면, LNG 가격이 \$2/Mscf까지 감소하는 경우, 재액화해야 하는 LNG의 가치가 감소함에 따라 최적 사례가 보다 작은 용량인 사례 4로 변화하는 것을 확인할 수 있으며, 그 경우에조차 총연간비용증가분이 0.1MMUSD로, 재액화시스템을 구축하지 않고 가스소각시스템을 통해 소각하는 편이 오히려 경제적이었다. 이는 LNG의 가치 감소로 손실되는 BOG의 가치가 줄어들었기 때문이다. 최종적으로, 내삽을 통하여 BOG 재액화 시스템을 설치하고자 하는 경우 LNG의 가치는 최소 \$3.5/Mscf이상인 경우에만 의미가 있으며, 그 이하의 가격대에서는 소각하는 편이 낫다고 결론내릴 수 있다.

5. 결 론

본 논문에서는 LNG 운반선의 재액화시스템의 최적 설계를 위해 BOG재액화시스템을 모사하였다. BOG재액화시스템이 설치되지 않은 경우 대비하여 장치비 증가분과 운영비 증가분,

LNG 손실비용을 계산하여 LNG 운반선의 총연간비용증가분을 추산, 설계용량을 5가지 사례로 나눈 후 총연간비용증가분을 최소화 하는 최적 운전 조건을 각 사례별로 도출했다. 각 사례별 최적점에서의 값 비교를 통해 다음의 결론을 얻을 수 있다.

(1) 재액화시스템의 운전 압력은 BOG를 최대한 팽창시킬 수 있는 저압까지 팽창하는 것이 최적이었다. 이는 LNG회수율을 높이고 재순환유량을 줄여서 압축 비용 및 상분리기의 장치비를 줄여, 비용을 최소화하는데 기여하였다.

(2) 재액화시스템의 운전 온도는 설계용량에 따라 다르게 나타났다. BOG를 최대한 냉각하면 재액화율을 높여 재순환유량을 줄일 수 있으나, 대신 열교환기의 장치비가 증가하여 최적 운전 온도는 이에 따라 상호 절충점에서 나타났다.

(3) 재액화시스템의 설계용량은 고압 천연가스 분사 엔진의 평균속도 연료소모량에 기반하는 편이 최적이었다. 이보다 크게 설계하는 경우 BOG손실은 줄어들었으나 설계 용량이 커짐에 따라 투자비가 증가하고 또한 재순환하는 BOG의 양이 증가함에 따라 압축기의 운전비용이 이에 비례하여 증가하기 때문이다. 이보다 작게 설계하는 경우 투자비와 운전비 모두 감소하였으나, 동시에 BOG 손실이 지속적으로 발생하여 이로 인한 이익회수분이 줄어들었다.

(4) BOG자가 재액화시스템은 LNG가격에 민감한 시스템으로, LNG가격이 최소 \$3.5/Mscf 이상인 경우에만 경제적으로 유의하다고 볼 수 있다.

후 기

본 연구는 산업통상자원부 해양플랜트 특성화대학 지원사업 및 엔지니어링개발연구센터(과제번호: N0000990), 해양플랜트 공정 설계 검증을 위해 설계 데이터 상호 응답이 가능한 해저해상 통합 기본 모델 과제(과제번호: 10060099)의 지원으로 수행된 결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다

References

- Aspelund, A., Gundersen, T., Myklebust, J., Nowak, M.P., Tomasgard, A., 2009. An Optimization-simulation Model for a Simple LNG Process. *Computers and Chemical Engineering*, 34(10), 1606-1617.
- Adamkiewicz, A., Cydejko, J., 2016. The Influence of Energy Consumption of Gas Vapour Reliquefaction on the Structure of the LNG Carrier Power Plant. *NAŠE MORE: znanstvenostručni časopis za more i pomorstvo*, 63(1), 38-42.
- Beladjine, B.M., Ouadha, A., Addad, Y., 2016. Thermodynamic Analysis of Hydrocarbon Refrigerants-Based Ethylene BOG Re-liquefaction System. *Journal of Marine Science and Application*, 15(3), 321-330.
- ExxonMobil, 2016. The Outlook for Energy: A View to 2040. [Online] Available at : <<http://cdn.exxonmobil.com/~media/global/files/outlook-for-energy/2016/2016-outlook-for-energy.pdf>> [Accessed 2015].
- Dimopoulos, G.G., Frangopoulos, C.A., 2008. Thermoeconomic Simulation of Marine Energy Systems for a Liquefied Natural Gas Carrier. *International Journal of Thermodynamics*, 11(4), 195-201.
- Gómez, J.R., Gómez, M.R., Garcia, R.F., Catoira, A.D.M., 2013. On Board LNG Reliquefaction Technology: a Comparative Study. *Polish Maritime Research*, 21(1), 77-88.
- Rao, H.N., Wong, K.H., Karimi, I.A., 2016. Minimizing Power Consumption Related to BOG Reliquefaction in an LNG Regasification Terminal. *Industrial & Engineering Chemistry Research*, 55(27), 7431-7445.
- Tan, H., Zhao, Q., Sun, N., Li, Y., 2016. Enhancement of Energy Performance in a Boil-off Gas Re-liquefaction System of LNG Carriers using Ejectors. *Energy conversion and Management*, 126, 875-888.
- Jeong, H.-W., Kim T.-H., Kim, S.-S., Shim, W.J., 2017. Thermal Analysis of Insulation System for KC-1 Membrane LNG Tank. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 31(2), 91-102.
- Fernández, I.A., Gómez, M.R., Gómez, J.R., Insua, Á.B., 2017. Review of Propulsion Systems on LNG Carriers. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 67, 1395-1411.
- International Gas Union(IGU), 2016. 2016 World LNG Report. [Online] Available at : <<http://www.igu.org/publications/2016-world-lng-report>> [Accessed 12 Apr 2016].
- Romero, J., Orosa, J.A., Oliveira, A.C., 2012. Research on the Brayton Cycle Design Conditions for Reliquefaction Cooling of LNG Boil off. *Journal of Marine Science and Technology*, 17(4), 532-541
- Yoo, J., Lee, C., Lee, J., Jeong, S., 2015. Exergy Analysis of Liquefied Natural Gas(LNG) Boil-off Gas(BOG) Re-Liquefaction Cycles for on-Board Application. *Proceedings of the Twenty-fifth International Ocean and Polar Engineering Conference*. Hawaii USA, 1598-1604.
- Kim, K.S., Boo, S.H., Park, C.Y., Cho, Y.G., Lee, J.S., 2008. An Experimental Study on the Tensile and Fatigue Strengths of SUS304L Lap Joint Weld at the Cryogenic Temperature. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 22(3), 96-102.
- MAN Diesel & Turbo, 2014. ME-GI Dual Fuel MAN B&W Engines: A Technical, Operational and Cost effective Solution for Ships fuelled by Gas. [Online] Available at : <<http://marine.man.eu/docs/librariesprovider6/technical-papers/me-gi-dual-fuel-man-b-amp-w-engines433833f0bf5969569b45ff0400499204.pdf?sfvrsn18>> [Accessed Aug 2014].
- MAN Diesel & Turbo, 2017. Marine Engine IMO Tier II and Tier III Programme 2nd edition 2017. [Online] Available at : <https://marine.man.eu/docs/librariesprovider6/marine-engine-programmes/MEP2017_2_Oct_web?sfvrsn0> [Accessed Oct 2017].
- Shin, M.W., Shin, D., Choi, S.H., Yoon, E.S., 2008. Optimal Operation of the Boil-off Gas Compression Process using a Boil-off Rate Model for LNG Storage Tanks. *Korean Journal of Chemical Engineering*, 25(1), 7-12.

- Abdussamie, N., Daboos, M., Chai, S., 2016. Assessment of Operational Risks of LNG and FLNG Vessels during Manoeuvring in Bad Weather Conditions. Proceedings of the Twelfth(2016) Pacific-Asia Offshore Mechanics Symposium, Gold Coast Australia, 289-296.
- Kavalov, B., Petric, H., Georgakaki, A., 2009. Liquefied Natural Gas for Europe - Some Important Issues for Consideration. EUR - Scientific and Technical Research series, Office for Official Publications of the European Communities, Luxembourg.
- Raj, R., Ghandehariun, S., Kumar, A., Geng, J., Linwei, M., 2016. A techno-economic Study of Shipping LNG to the Asia-Pacific from Western Canada by LNG Carrier. Journal of Natural Gas Science and Engineering, 34, 979-992.
- Turton, R., Bailie, R.C., Whiting, W.B., Shaeiwitz, J.A., Bhattacharyya, D., 2013. Analysis, Synthesis, and Design of Chemical Processes. 4th Edition, Pearson Educational International.
- U.S. Energy Information Administration(EIA), 2016. International Energy Outlook 2016. [Online] Available at : <[https://www.eia.gov/outlooks/ieo/pdf/0484\(2016\).pdf](https://www.eia.gov/outlooks/ieo/pdf/0484(2016).pdf)> [Accessed May 2016].
- Williams, V.C., Simonds, O.H., 1968. Process for Liquefaction of Natural Gas and Transportation by Marine Vessel. [Online] Available at : <<http://www.google.ch/patents/US3400547>> [Accessed 10 Sep 1968].
- Huyer, W., Neumaier, A., 2008.SNOBFIT - Stable Noisy Optimization by Branch and Fit. ACM Transactions on Mathematical Software, 35(2), 9.
- Wartsila, 2016, 34DF Product Guide. [Online] Available at : <<https://cdn.wartsila.com/docs/default-source/product-files/engines/df-engine/product-guide-o-e-w34df.pdf?sfvrsn6>> [Accessed 23 Sep 2016].

Experimental Analysis of Boil-Off Gas Occurrence in Independent Liquefied Gas Storage Tank

Seung-Joo Cha*, Jin-Ho Bae*, Dong-Ha Lee*, Tae-Wook Kim*, Seul-Kee Kim* and Jae-Myung Lee^{ID}*

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

독립형 액화가스 저장탱크의 BOG 발생에 대한 실험적 분석

차승주* · 배진호* · 이동하* · 김태욱* · 김슬기* · 이재명^{ID}*

*부산대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Independent type liquefied gas storage tank 독립형 액화가스 저장탱크, Boil-off gas 자연기화가스, Cryogenic 극저온, Liquid cargo 액체화물, Thermal analysis 열분석

ABSTRACT: With the tightening of environmental regulations (i.e., IMO Tier III), natural gas (NG) has been spotlighted as an eco-friendly fuel with few air pollutants other than nitrogen oxides (NOx) and sulfur oxides (SOx). For reasons of economic efficiency, it is mainly stored and transported in a liquid state at -163 °C, which is a cryogenic temperature, using a liquefied gas storage tank. Accordingly, it is necessary to reduce the boil-off gas (BOG) occurrence due to the heat flow according to the temperature difference between the inside and outside of the storage tank. Therefore, in this study, a BOG measurement test on an independent-type storage tank made up of SUS304L was carried out. The test results showed the tendency for BOG occurrence according to the temperature under different filling ratios.

1. 서 론

IMO(International Maritime Organization)는 발틱해, 북해, 미국의 일부 해역에 2012년부터 배출가스 통제구역(ECA, Emission control area)을 설정하여 중유(HFO, Heavy fuel oil)보다 황함유량이 적은 청정연료를 사용하도록 규제하였다. 선박에서 배출되는 질소산화물(NOx)에 대해 Tier II 단계에서 제시되었던 수준보다 총량 대비 75% 감축을 요구하는 Tier III 규제를 시행하며, 향후 온실가스 배출량을 2015년 기준으로 2020년까지 20%, 2050년까지 50% 감축을 목표로 한다. 또한 신조선에는 에너지 효율설계지수(EEDI, Energy efficiency design index)에 대한 규정을 준수한 선박만을 건조 운용하도록 규제를 강화하는 등의 (Kim and Chun, 2014) 총괄적 오염물질저감, 온실가스 감축을 위한 선박배출가스 기준이 점차적으로 강화되고 있다.

선박의 주요 오염배출 원인은 추진제로 사용하는 벙커 C-유로 알려져 있으며, 이러한 대비책으로 천연가스(NG, Natural gas), 수소 등과 같은 친환경 에너지에 대한 관심이 증대되고 있다. 이러한 친환경 에너지는 상온에서 기체 상태로 존재하기 때문에 부피효율을 고려하여 액화시켜 극저온 용기에 저장하여

운송해야 한다.

극저온 액체화물을 운송하는 선박에 적용 가능한 탱크의 종류는 통합형 탱크인 멤브레인(Membrane)타입과 독립형인 IMO A, B, C type으로 분류할 수 있다(IMO, 2010). 독립형 탱크인 IMO A, B type 탱크인 경우 탱크 내부에 강도 부재가 설치되어 슬로싱 하중에 강하며, 액체화물의 누설을 방지하고자 2차 방벽을 가지나 별도의 자연기화가스(BOG, Boil-off gas) 처리장치가 필요하다.

이 두 타입 모두 탱크 외벽이 상온환경에 접하고 있기 때문에 점점 및 보수가 용이하다는 장점을 가진다(Tamura et al., 2013). C type의 경우 내부압력에 대한 저항성이 우수한 형상을 갖춘 압력용기의 개념으로 설계되어 높은 탱크 내부압력에 의하여 별도의 BOG 처리장치가 필요하지 않지만, 공간 효율성이 떨어져 장거리 운항을 하는 대형선의 경우 적용이 어려워 소형연료 저장탱크에 사용되기에 적합하다(Kim et al., 2012).

이때, 소형 독립형 액화가스 저장탱크는 대형 독립형 액화가스 저장탱크에 비해 상대적으로 부피대비 표면적이 크며, 이로 인한 외부 온도의 열전달율이 높아서 BOG 발생량이 급격히 증가한다. 따라서 대형 독립형 액화가스 저장탱크 뿐만 아니라 소

Received 23 July 2018, revised 16 September 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Jae-Myung Lee: +82-51-510-2342, jaemlee@pusan.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-8096-4306>

© 2018, 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.

형 독립형 액화가스 저장탱크 등에 대한 BOG 연구 및 BOG 발생을 감소시키기 위한 연구가 필수적으로 요구된다. 또한 BOG 발생 측정에 대한 확실한 방법이나 연구가 구축 되어있지 않은 현 상황에서 초석 연구로 극저온 용기의 적재 높이 별 온도 구배에 따른 분석에 관한 연구가 수행되어야 한다.

BOG 발생에 관하여 특정 적재 높이마다 온도를 측정하여 그 지점에서의 열 유출입량을 계산한 연구는 수행된 바가 있다(Lin et al., 2018). 하지만, 본 연구에서는 단열이 없는 극저온 용기의 BOG 발생 여부와 높이 별 온도 구배에 따른 BOG 분석에 대해 상평형 다이어그램을 기반으로 적재율마다 BOG 발생 시간을 예측하고, BOG 경향성을 분석 하였다.

본 실험에서 사용하는 극저온 액체는 액화천연가스의 폭발에 대한 위험성을 고려해 대체물질인 액화질소(LN₂)를 사용하여 실험을 수행하였다(Jeong et al., 2008).

2. 실험

2.1 실험 대상 및 장비

본 연구의 실험용 독립형 액화가스 저장탱크 형태는 C type 탱크의 형상을 고려하여 두 개의 경판과 양쪽 끝에 실린더 형상을 가진 동판으로 제작하였으며, 액화가스 저장탱크의 제작에 사용한 판재는 SUS304L이다. 제작 과정 중 동판과 경판으로 나뉜 탱크를 접합하기 위해 특수용접인 아르곤 용접을 사용하였고 압력 용기제작기준과 안전기준 및 검사기준에 따라 압력용기 제작 후, 설계압력보다 더 높은 압력에서 실험을 진행하였다. 액화가스 저장탱크는 운송수단으로 활용하기 위한 저장용기(Birmingham et al., 1957) 또는 어선에서 사용되는 저온보존 용기(Caffey and Tiersch, 2000)까지 액화질소나 액화수소 등 소형 극저온 저장탱크의 용도와 크기가 다양하다. 본 연구에서는 10ton 소형선박 실적선 적용을 위해 IMO C-type Mock-up 탱크로 용적을 0.1328m³로 선정하였다. 그 치수는 Table 1에 나타내었으며, 모식도와 실제 실험에 사용된 탱크는 Fig. 1에 (a)와 (b)로 나타내었다. 압력 용기에 3개의 밸브가 설치되며, 압력 계기판(Pressure gauge)에 연결된 밸브를 통하여 LN₂ 가스가 주입된다. LN₂ 가스가 98% 주입될 때, 적재율 98% 높이에 위치한 Check Valve의 연결 관을 통해 98% 적재율에 대한 확인이 가능하다. BOG발생으로 인한 설계압력이 초과되거나 미만이 되었을 때 Gate Valve를 통하여 설계 압력이 유지 된다. 설계 압력은 가압탱크를 사용하기 때문에 3-10bar(300-1,000kPa)범위를 사용할 수 있는데(IGU, 2015), 본 연구에서는 구조적 안정성을 고려하여 IMO Code에서 제시된 설계 압력인 4.5bar(450kPa)를 기준으로 더 높은 압력인 5bar(500kPa)로 실험을 진행하였다(Senjanović, 2005).

탱크 내부의 압력은 압력 계기판을 통해 확인되고 압력조절 밸브로 이를 조절한다. 저장탱크를 구성하는 재료인 SUS304L의 물

Table 1 Dimensions of the experimental tank

| Variables | Value [mm] |
|---------------|------------|
| Semi-diameter | 200 |
| Length | 790 |
| Thickness | 3 |

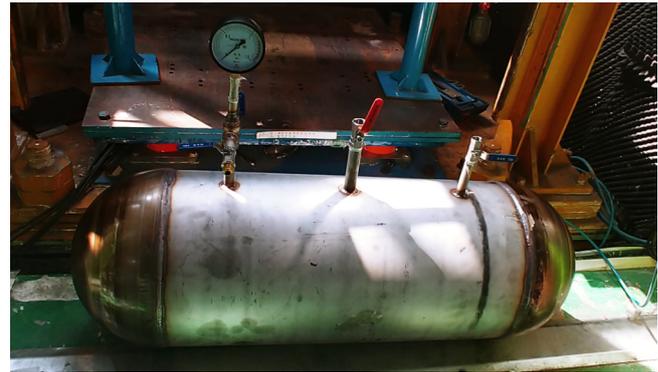
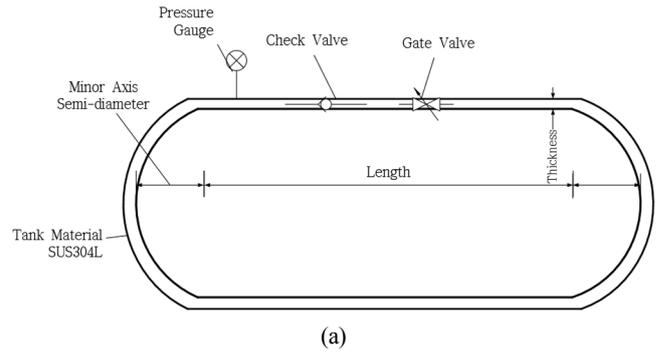


Fig. 1 (a) Schematic design of experimental tank; (b) Photograph of experimental tank.

Table 2 Thermal properties of SUS304L (Peckner and Bernstein, 1977)

| Item | Value [kg] |
|-----------------------------------|-------------|
| Specific heat capacity [J/g·°C] | 0.500 |
| Thermal conductivity [W/m-K] | 14.0 ~ 16.3 |
| Density [8.00 g/cm ³] | 8.00 |

Table 3 Thermal properties of nitrogen (Rohsenow et al., 1985)

| Temperature [°C] | Conductivity <i>k</i> [W/(m·K)] | Specific heat <i>C_p</i> [J/(Kg·K)] | Density ρ [kg/m ³] |
|------------------|---------------------------------|---|-------------------------------------|
| -173 | - | - | 808.3 |
| -173 | 0.009 | 1038 | 1.250 |
| -123 | 0.014 | - | - |
| -73 | 0.018 | - | - |
| 27 | 27 | - | - |

성치는 Table 2에서 나타낸다. 또한 실험에 사용될 온도별 기체상태의 질소 및 액화질소 물성치를 Table 3에서 나타내었다. 열전대를 용접할 경우, 주변 온도가 아닌 대상 구조물의 온도를 정확히 측정할 수 있다(Liang and Yuan, 2008). 이를 통해 완벽한 접합 형성을 위해 Fig. 2(d)의 열전대 용접기를 이용하여 극저온 환경에서 주로 사용되는 T-type 열전대(Lebioda and Rymaszewski, 2015)를 Fig. 2(b)와 같이 용접하였다. 그리고 DAQ(Data acquisition)와 PC를 이용하여 시간에 따른 온도 데이터를 취득하였다.

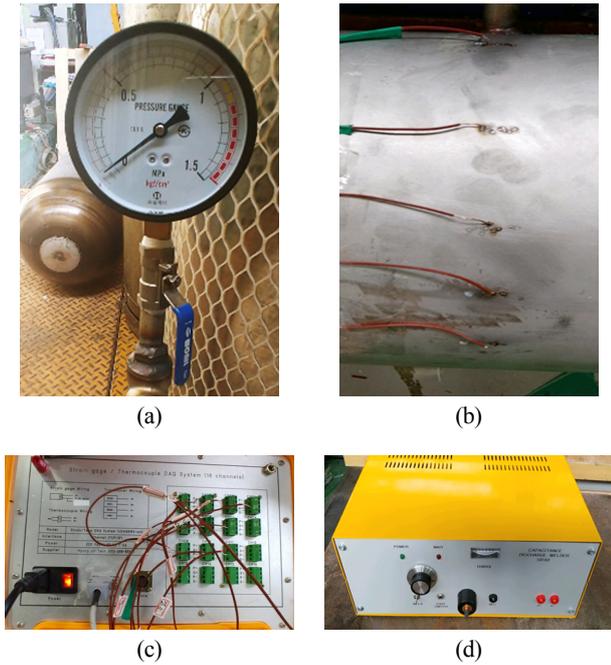


Fig. 2 (a) Pressure gauge; (b) thermocouple; (c) DAQ(data acquisition); (d) thermocouple welder

2.2 실험 조건 및 절차

본 연구의 실험에서는 탱크가 고정되어있기 때문에 탱크 내부의 유체 유동에 따라서 슬로싱 하중으로 인한 하중은 무시하였다.

LN₂의 주입 적재율에 대하여 LNG(Liquefied natural gas) 연료 가스 또는 저인화점을 가지는 기타연료를 사용하는 선박에 대한 국제 안전기준 IGF code(International code of safety for ships using gases or other low-flashpoint fuels)에서는 저장 탱크의 내부 화물량은 98%까지 적재하여 출항한다고 정의하고 있으며, 이에 따라 본 실험에서는 LN₂의 주입 적재율을 98%로 설정하였다(MSC, 2015).

BOG 발생을 측정하기 위한 방법으로 Fig. 3에서 보듯이 탱크 외벽의 특정 위치마다 20% 등 간격으로 열전대를 부착하였다. 또한 탱크의 압력은 압력 조절 밸브를 통해 내부 압력이 일정하게 유지하였으며, 실험 시 압력은 5bar로 유지하였다. DAQ를 통해 측정하고자 하는 정보를 PC에서 가시적으로 추출할 수 있다. Fig. 4와 같이 열전대를 부착한 탱크는 가급적 외부 환경의 영향을 받지 않도록 밀폐된 공간에 배치하였다.

대형 탱크의 경우 내부에 LN₂를 적재한도 98%까지 충전 이후 BOG 발생량이 안정 상태에 돌입한 뒤 실험을 수행하지만 (Kang et al., 2018) 본 연구의 탱크에 대해서는 관련된 연구가

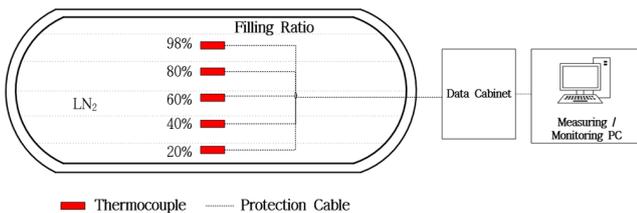


Fig. 3 Schematic view of experimental tank testing

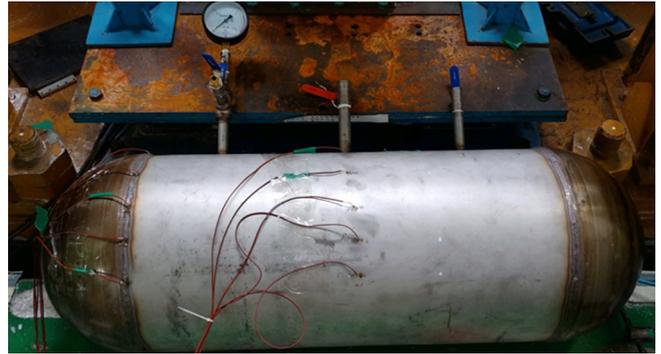


Fig. 4 Arrangement of attached thermocouple according to filling ratio on cylinder and semi-sphere

부족하여 LN₂의 주입부터 각 적재율에 부착된 열전대를 통해 데이터를 추출하였다.

2.3 분석 방법

LN₂는 -192°C에서 존재하며, 탱크 내부로 주입 할 시 급격히 온도가 저하된다. 이러한 온도 저하에 의한 재료의 열 수축을 방지하기 위해서 Cool down이 필요하다. 이 과정 중에 C type 탱크의 내·외부의 온도차로 인한 SUS304L의 열전도, LN₂의 열복사와 같은 열 발생 메커니즘이 발생한다.

열전대를 통한 계측 온도와 설계 압력에 따라 Fig. 5에서 나타난 질소의 전형적인 상평형 다이어그램을 통하여 물리적 상태를 확인하였다(Park et al., 2014).

또한, 본 연구에서는 Cool down 과정을 Zone 1로, 이후의 과정을 Zone 2와 Zone 3으로 Table 4와 같이 분류하였다. Cool down 과정은 4,733초 동안 진행되었으며 설계 압력에 도달한 상태에서 실험을 진행하였다. 제안한 각 과정을 고려하여 데이터를 분석하였다.

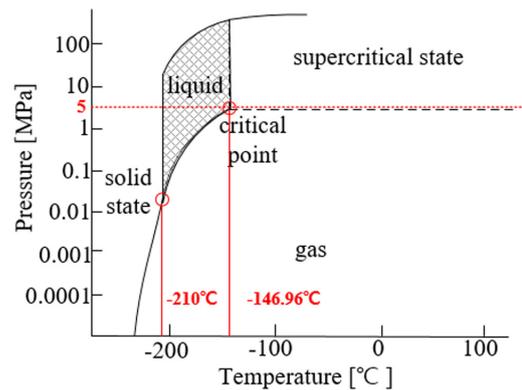


Fig. 5 The typical temperature-pressure phase diagram for nitrogen (Fracz et al., 2017)

Table 4 The division of zones

| Zone | Period [sec] | Temperature range [°C] |
|--------|----------------|------------------------|
| Zone 1 | 0 - 4,733 | 30 ~ -193 |
| Zone 2 | 4,733 - 23,677 | -193 ~ -94 |
| Zone 3 | 4,733 - 30,908 | -94 ~ 30 |

3. 실험 결과 토의 및 결론

본 실험에서의 계측 시간 및 계측 시 외부 환경 변수인 주변 온도 및 습도를 Table 5에 나타내었으며, 본 연구에서의 실험을 통하여 추출된 경관과 동판의 온도 분포는 Figs. 6-7에 나타내었

Table 5 Measurement Variable of the test

| Item | Measurement variable |
|-----------------------------------|----------------------|
| Inner pressure of the tank [bar] | 5 |
| LN ₂ usage [kg] | 120 × 2 |
| Amount of vaporization | 120 × 2 |
| Overall experimental time | 7 h 30 min |
| External temperature(Average)[°C] | 25 |
| Relative humidity [%] | 83.4 |

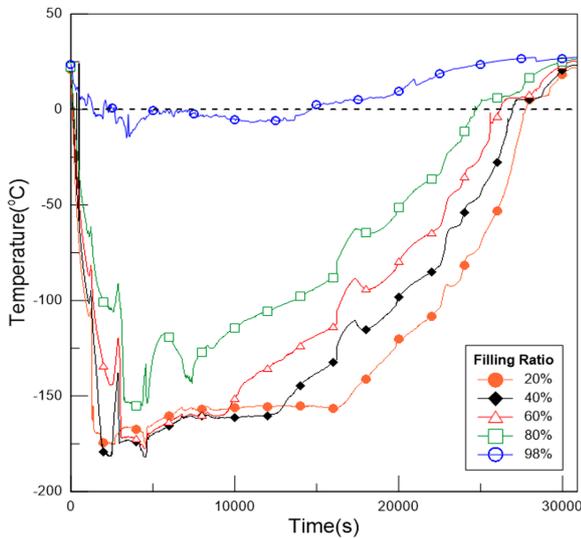


Fig. 6 Temperature of cylinder from the thermocouple about filling ratio

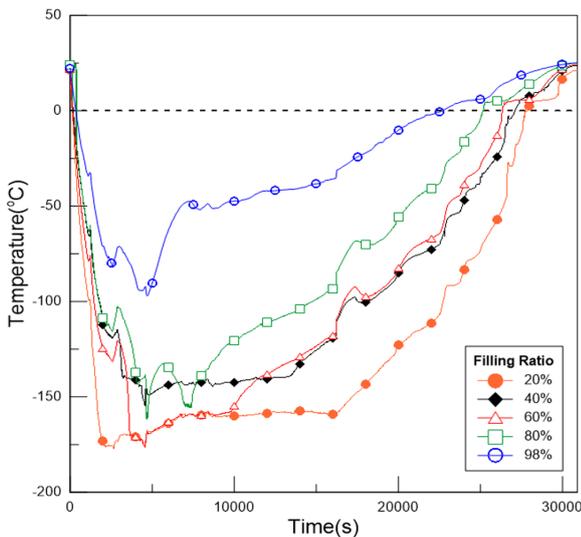


Fig. 7 Temperature of semi-sphere from the thermocouple about filling ratio

다. 실험 결과, LN₂를 독립형 액화가스 저장탱크에 98% 적재 후 전량 기화되었을 때의 시간은 7시간 30분이다. 이러한 결과에 대한 분석 내용은 아래에 상세히 기술하였다.

(1) BOG 발생에 따른 적재 높이 별 온도 구배 분석

온도 구배 분석 시간 범위는 약 8시간 30분으로 LN₂가 전량 기화되는 시간 동안으로 하였다. 각 적재율에서의 최저온도일 때 물리적 상태를 확인하였다. Table 6에서 탱크 내부 높이별 작용하는 압력은 LN₂의 정수압과 설계압력의 합으로 나타내었으며, 정수압은 굉장히 미소하여 전체 압력에서는 큰 영향을 미치지 않았다. 설계압력에 따른 내부 온도를 비교 해 본 결과, Cool down 후, 98% 높이에서의 최저 온도는 약 -94°C로 압력-온도 선도에 따라 초임계상태로 정의된다. 따라서 이 시점의 LN₂는 기체와 액체가 공존하는 상태이며, 해당 온도에 도달할 시 기화가 발생하는 구간으로 가정하였다. 이에 따라 20%, 40%, 60%, 80% 높이에서 물리적 상태가 액체임을 알 수 있었다. Table 7에서 -94°C 시점을 기준으로 각 적재율 별 온도 도달 시점을 확인하였다. Zone 2에서 표시 된 것처럼 각 적재율의 높이 들에서 LN₂가 기화되는 시점을 Fig. 8에 나타내었다.

BOG 발생 후 각 적재율에서의 온도 구배에 대한 경향성 분

Table 6 The lowest temperature and pressure at each filling ratio after cool down

| Filling ratio | 20 % | 40 % | 60 % | 80 % | 98 % |
|----------------------------|--------|--------|--------|--------|--------|
| Hydrostatic pressure [kPa] | 2.5 | 1.9 | 1.3 | 0.6 | 0.06 |
| Design pressure [kPa] | 500 | 500 | 500 | 500 | 500 |
| Total pressure [kPa] | 502.5 | 501.9 | 501.3 | 500.6 | 500.06 |
| Minimum temperature [°C] | -175.3 | -182.0 | -177.5 | -155.3 | -94.1 |

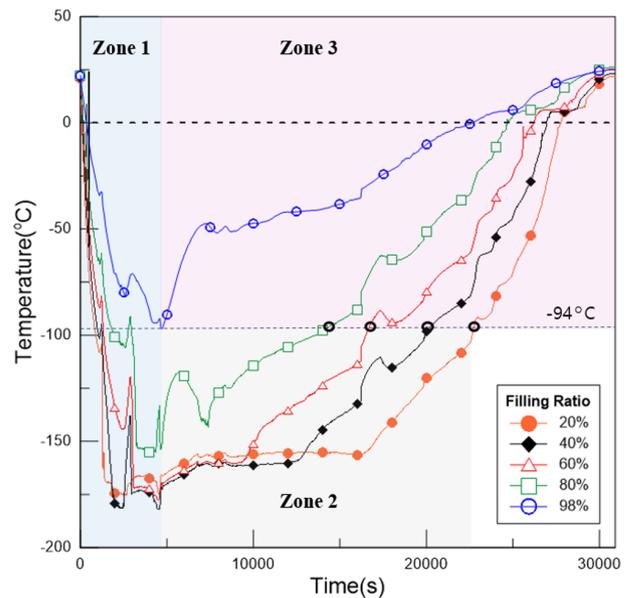


Fig. 8 Range with temperature-pressure relationship

Table 7 Vaporization time by filling ratio

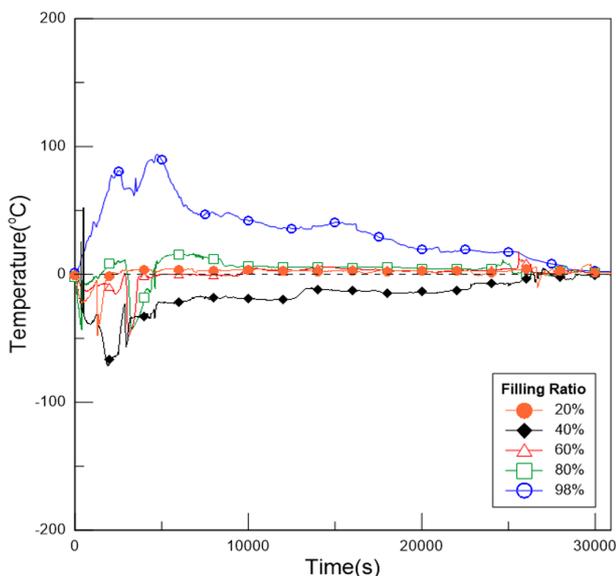
| Filling ratio | 20 % | 40 % | 60 % | 80 % | 98 % |
|------------------------|--------|--------|--------|--------|-------|
| Evaporation time [sec] | 23,677 | 21,090 | 17,514 | 15,467 | 4,733 |

석을 할 수 있었다. Zone 3에 진입하는 시간은 일정 간격으로 확인되나, 온도 증가 경사는 낮은 적재율일수록 급격한 변화를 가졌다. 이는 낮은 Filing ratio 일수록 큰 BOG 대류가 생기고 유동물질에 대한 속도도 빨라져 탱크 외부와 내부의 열전달이 많이 발생하게 된다(Lebioda and Rymaszewski, 2015).

이에 따라 적재율이 낮을수록 LN₂가 기화되는 BOG 발생량의 급격한 증가를 예상할 수 있다.

(2) 경관과 동관의 BOG 발생에 따른 온도 분포 비교

Fig. 4와 같이 경관과 동관에 각각 열전대를 부착하여 위치에 따른 온도 분포를 확인해보았다. 실험 결과 20%, 40%, 60%, 80%에선 차이가 그리 크지 않았고 유사한 경향을 보임을 알 수 있었다. 하지만 98%에서는 경관과 동관의 온도 분포가 다소 큰 차이를 보였다. 그 이유는 경관의 열전대 위치가 LN₂ 주입 밸브 가까이 위치해 있기 때문에 동관에 비해 저온이었고 이는 기체와 액체가 공존하는 초임계상태가 된다. 하지만 경관에 부착된 열전대의 데이터를 분석한 결과, 주입밸브에서 주입된 LN₂가 상부에 있는 질소가스와 함께 탱크 내부에서 순환하게 된다. 이때 압력 조절 밸브 가까이에 위치한 동관의 98%에서 기화 되어 나가는 질소의 영향으로 온도가 저온으로 내려가기에 어려움이 있었다. 따라서 Fig. 9와 같은 온도 차이 구배가 나타남을 알 수 있다.

**Fig. 9** Difference of temperature between cylinder and semi-sphere

4. 결 론

본 연구에서는 독립형 액화가스 저장탱크를 대상으로 BOG 측정 실험을 통해 BOG발생에 따른 온도 구배에 대한 경향성 분석을 진행하였으며 아래와 같이 정리하였다.

(1) BOG 발생에 따른 온도 구배 분석

LN₂가 주입됨에 따라 탱크 내부 온도가 저하되고, 이와 함께 독립형 액화가스 저장탱크에 열 수축이 발생한다. 이에 의한 구조적 안전성을 위해 Cool Down 과정을 4,773초 동안 진행하였으며, Cool down 진행 후에 98% 적재율 높이에서 설계압력 5bar, 최저온도 약 -94도로 초임계상태에 있음을 확인할 수 있었다. 이를 기준으로 20%, 40%, 60%, 80%에서 기화 시점의 시간을 확인해본 결과, 낮은 적재율에서 BOG가 발생하기까지 많은 시간이 소요됨을 실험을 통해 그 경향성을 확인할 수 있었다.

(2) 낮은 적재율에서의 BOG 발생 경향성 분석

적재율이 낮을수록 온도 구배 기울기 경사가 증가된다는 실험 데이터를 통해 낮은 적재율에서 탱크 내부와 외부의 열전달이 많고 BOG 발생량이 급격하게 증가된다는 것을 확인할 수 있었다. 또한 낮은 적재율에서 BOG 대류가 강하게 일어난다는 사실도 확인할 수 있었다.

(3) 경관과 동관의 BOG 발생에 따른 온도 분포 비교

경관과 동관에 부착한 열전대에서 추출한 데이터를 분석한 결과, Cool Down 구간에서 갑작스런 LN₂가 N₂로 기화하는 BOG 발생에 따른 다상유동과 상변화에 따른 증발, 그리고 액화질소와 질소가스 그리고 SUS304L의 전도 열전달 등 복잡한 열전달 메커니즘 발생을 통해 적재율 98%에서 큰 온도차이 구배가 나타난다는 것을 확인할 수 있었다. 이와 같이 본 논문에서는 적재율마다 BOG 발생 시간을 예측하고, BOG 경향성을 분석하였다.

본 실험에 사용한 독립형 액화가스 저장탱크는 BOG발생에 따른 내압 상승을 실질적으로 크게 고려하지 않아도 되는 장점으로 인해, 천연가스나 수소 등과 같은 친환경연료를 액화하여 보관 및 운송에 사용하기에 적합한 구조적 형상을 지녔다. 이는 육상에서 극저온용 저장용기, 해상에서 소형 선종과 같은 다양한 분야에서 적용될 것으로 기대 된다.

본 연구의 후속 연구로서, 단열재를 부착하여 기화량 제어를 위한 Mock-up 탱크 실험을 수행할 예정이며, 본 실험에서 확인된 기화시간은 추후 단열재를 부착한 Mock-up 탱크 실험에서 단열재를 부착하지 않은 탱크와 부착한 탱크에 대한 BOR 비교를 위한 기초 연구자료로서 활용이 가능할 것이다. 또한 이러한 연구 결과는 독립형 액화가스 저장용기의 단열 보강을 위한 열 성능 평가의 기준으로서 활용될 것으로 사료된다.

후 기

이 논문은 2018년도 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. 2018R1A2B6007403). 이 논문은 2013년도 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. 2011-0030013).

References

International Maritime Organization(IMO), 2010. International Code for the Construction and Equipment of Ships Carrying Liquefied

Gases in Bulk.

- Jeong, H.M., Chung, H.S., Djajadiwinata, E., Kim, P.H., Lee, H.Y., 2008. Experimental Study on the Characteristics of Longitudinal Fin Air-Heating Vaporizers in Different Seasons. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 22, 981-990.
- Kang, M.S., Kim, J.W., You, H.I., Chang, D.J., 2018. Experimental Investigation of Thermal Stratification in Cryogenic Tanks. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 96, 371-382.
- Kim, J.H., Chun, K.W., 2014. Technical Trends of LNG Fuelled Ship and Bunkering. Korea Evaluation Institute of Industrial Technology PD Issue Report, 14-10.
- Kim, T.W., Suh, Y.S., Jang, K.B., Chun, M.S., Lee, K.D., Cha, K.H., 2012. A Study and Design on Tank Container for Fuel Tank of LNG Fueled Ship. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 49(6), 504-511.
- Lebioda, M., Rymaszewski, J., 2015. Dynamic Properties of Cryogenic Temperature Sensors. *Przegląd Elektrotechniczny*, 91(2), 225-227.
- Lin, Y., Ye, C., Yu, Y.Y., Bi, S.W., 2018. An Approach to Estimating the Boil-off Rate of LNG in Type C Independent Tank for Floating Storage and Regasification Unit under Different Filling Ratio. *Applied Thermal Engineering*, 135, 463-471.
- Maritime Safety Committee(MSC), 2015. Adoption of the International Code of Safety for Ships Using Gases or other Low-Flashpoint Fuels(IGF Code). Resolution MSC.391(95), International Maritime Organization, London.
- Park, J.W., Kim, D.S., Ko, M.S., Cho, S.H., 2014. A Study on the Experimental Measurements and Its Recovery for the Rate of Boil-Off Gas from the Storage Tank of the CO₂ Transport Ship. *Clean Technology*, 20(1), 1-6.
- Peckner, D., Bernstein, I.M., 1977. *Handbook of Stainless Steels*. New York.
- Rohsenow, W., Hartnett, J., Ganić, E., 1985. *Handbook of Heat Transfer Fundamentals*. McGraw-Hill, New York.
- Senjanović, I., Slapničar, V., Mravak, Z., Rudan, S., Ljuština, A.M., 2005. Structure Design of Cargo Tanks in Liquefied Gas Carriers. In *International Congress of MARine Research and Transportation-ICMRT*, 2005.
- Tamura, H., Ishida, T., Otsuka, H., Miyazaki, S., 2013. New LPG Carrier Adopting Highly Reliable Cargo Tank-IMO Tank Type B. *Mitsubishi Heavy Industries Technical Review*, 50(2), 12-17.
- Fracz, W., Janowski, G., Rzyńska, G., 2017. Selected Aspects of Manufacturing and Strength Evaluation of Porous Composites Based on Numerical Simulations. *Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*.
- Liang, G., Yuan, S., 2008. Study on the Temperature Measurement of AZ31B Magnesium Alloy in Gas Tungsten Arc Welding. *Materials Letters*, 62(15), 2282-2284.
- Caffey, R.H., Tiersch, T.R., 2000. Cost Analysis for Integrating Cryopreservation into an Existing Fish Hatchery. *Journal of the World Aquaculture Society*, 31(1), 51-58.
- Birmingham, B.W., Brown, E.H., Class, C.R., Schmidt, A.F., 1957. Vessels for the Storage and Transport of Liquid Hydrogen. *Journal of Research of the National Bureau of Standards*, 58(5), 243.
- International Gas Union(IGU), 2015. Small Scale LNG. [Online] Available at: <http://www.igu.org/sites/default/files/node-page-field_file/SmallScaleLNG.pdf> [Accessed 24, March, 2017]

Estimation of Hydrodynamic Derivatives of Full-Scale Submarine using RANS Solver

Tien Thua Nguyen*, Hyeon Kyu Yoon^{ORCID}*, Youngbum Park** and Chanju Park**

*Eco-friendly Offshore Plant FEED, Changwon National University, Changwon, Korea

**Agency for Defense Development, Daejeon, Korea

KEY WORDS: Maneuverability, Virtual PMM tests, Hydrodynamic derivatives, Full-scale, RANS solver

ABSTRACT: It is necessary to predict hydrodynamic derivatives when assessing the maneuverability of a submarine. The force and moment acting on the vehicle may affect its motion in various modes. Conventionally, the derivatives are determined by performing captive model tests in a towing tank or applying a system identification method to the free running model test. However, a computational fluid dynamics (CFD) method has also become a possible tool to predict the hydrodynamics. In this study, virtual captive model tests for a full-scale submarine were conducted by utilizing a Reynolds-averaged Navier-Stokes solver in ANSYS FLUENT version 18.2. The simulations were carried out at design speed for various modes of motion such as straight forward, drift, angle of attack, deflection of the rudder, circular, and combined motion. The hydrodynamic force and moment acting on the submarine appended rudders and stern stabilizers were then obtained. Finally, hydrodynamic derivatives were determined, and these could be used for evaluating the maneuvering characteristics of the submarine in a further study.

1. Introduction

Maneuverability is one of the most important performances of a marine vehicle which plays a vital key in the safety of navigation and efficient service. Unlike the floating vehicle, the submarine must be controlled in the six degrees of freedom. Hence, the configuration of control surfaces is also more complex to meet the demand of its controllability. Therefore, assessment of maneuverability of the submarine with control surfaces is required as well. In order to evaluate the maneuvering characteristics at the design stage, it is necessary to predict hydrodynamic force and moment acting on the vehicle in various modes of motion. It can be categorized that there are available four methods for estimating the hydrodynamics. Semi-empirical methods have been used for calculating the hydrodynamic derivatives, but these have just simple form and deal with only main design particulars of the submarine(Mackay, 2007). In addition, the panel method was developed to predict the hydrodynamic characteristics of the underwater vehicle. Nevertheless, this method did not take into account the effect of viscosity, so it could deal with only added mass and added moment of inertia(Iskender et al., 1997). Captive model tests are considered as the most accurate method to determine all linear and nonlinear hydrodynamic derivatives used for mathematical

modeling of hydrodynamic force and moment(Park et al., 2017; Han et al., 2017). However, it also has some disadvantages such as the limitation of facilities, the high cost of performance, and the scale effects.

On the other hand, Computational fluid dynamics(CFD) methods are becoming the alternative solution for compromising the disadvantages of the other methods. It not only includes the viscous effects but also can model the captive model tests virtually with good accuracy and economy as well. There are three main approaches to simulate turbulent flow over the submarine, which are Direct numerical simulation(DNS), Large eddy simulation(LES), and Reynolds-averaged Navier-Stokes(RANS). DNS is the most accurate of approaches as it numerically solved Navier-Stokes equations without any turbulence model, but it requires enormous computational resources. The LES or hybrid LES-RANS approach are computed directly and only small scale motions are modeled. It is more accurate than the RANS approach since the large eddies are captured in full detail directly. However, these approaches are many times more computational expense than RANS approach. The RANS is the most common approach to turbulence modeling using the Reynolds averaging procedure. Nonetheless, it gives bad results when there is swirl or streamline curvature.

Received 1 August 2018, revised 24 September 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Hyeon Kyu Yoon: +82-55-213-3683, hkyoon@changwon.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6639-0927>

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KMRTS 2018 in KAIST.

© 2018, 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.

Regarding the use of RANS calculation in the design of submarine, Toxopeus(2008) and Zeng and Zhu(2010) demonstrated that RANS-based simulation could be used to predict the hydrodynamics of the scaled DARPA SUBOFF submarine in forward and oblique motions at small drift angle. In addition, Pan et al.(2012) proposed an approach for simulating the small drift motion and the harmonic motion of the same submarine with full appendage using the unsteady RANS-based simulation and the dynamic mesh technique. To solve the rotational motion by CFD method, Wu et al.(2015) employed the hybrid reference frames method to model the circular motion of the DARPA SUBOFF submarine. These researches show that the results of the RANS-based simulation are in good agreement with the experimental data. However, the simulations were mainly carried out for the scaled model with a few motion modes.

In the present paper, the RANS-based simulation for a full-scale submarine with appendages is done at straight motion, oblique motion, and rotational motion for both single mode and combined mode in the horizontal plane and vertical plane. The obtained force and moment of the simulations are then analyzed and non-dimensional hydrodynamic derivatives are estimated using least square method for maneuvering assessment in the further study.

2. Case study

2.1 Objective

The submarine shape in this paper is modeled following the outline of the submarine type with 85.0 m long, 7.7 m wide, and 6.7 m depth. Conning tower and rudder are created from NACA0020 profile, and the NACA0018 profile is used for the remained control surfaces. Fig.

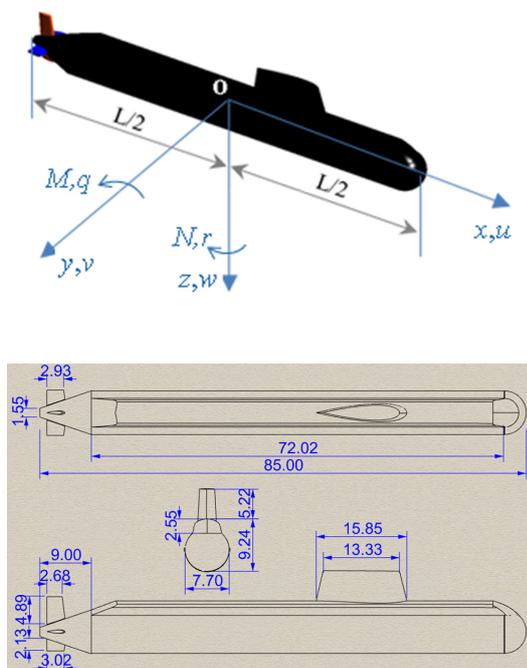


Fig. 1 Geometry and coordinate system

1 shows the definition of body-fixed coordinate system and outline drawing of the submarine which is used in this study.

2.2 Test conditions

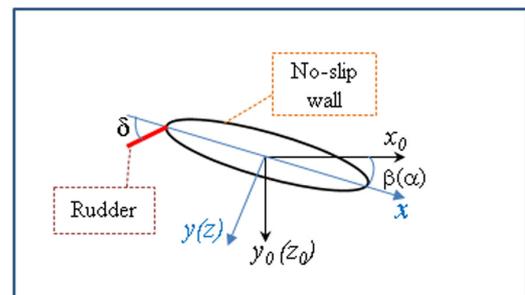
In order to estimate the hydrodynamic derivatives, the virtual captive model tests of the vehicle are implemented for a series of motion modes at Reynolds number of $8.7099602E+08$. The definition of the submarine motions is described in Fig. 2, where α , β , δ and ω are called the angle of attack(AOA), drift angle, and deflection of control surfaces, and rotational velocity, respectively. Fig. 2(a) shows the definitions of straight running(α , β , $\delta = 0$), oblique(α or $\beta \neq 0$, $\delta = 0$), and the deflection of control surfaces(α , $\beta = 0$, $\delta \neq 0$). The circular motion(α , $\beta = 0$) and combined circular motion(α , $\beta \neq 0$) are illustrated in Fig. 2(b). Following the International towing tank conference(ITTC) recommendations on Captive Model Tests Procedure(ITTC, 2014), the computing conditions of these cases are selected as shown in Table 1.

The velocities and hydrodynamic force and moment obtained from the simulations are presented in the dimensionless form as follows,

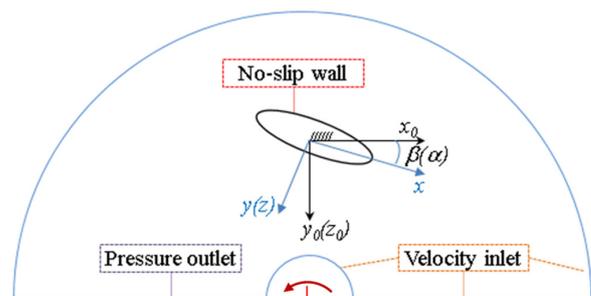
$$u'(v', w') = \frac{u(v, w)}{V} \quad q'(r') = \frac{q(r) \times L}{V} \tag{1}$$

$$X'(Y', Z') = \frac{X(Y, Z)}{\frac{1}{2} \rho L^2 U^2} \quad M(N) = \frac{M(N)}{\frac{1}{2} \rho L^3 U^2} \tag{2}$$

where u , v and w are the velocity components along x , y and z -axes, respectively. q and r are the angular velocities of y and z axes. X , Y and Z are the hydrodynamic forces along x , y and z -axes, respectively. M and N are hydrodynamic moments about y and z -axes.



(a) Oblique motion



(b) Rotational motion

Fig. 2 Definition of motions

Table 1 Test conditions

| Case | α [deg.] | β [deg.] | δ [deg.] | ω' [-] |
|---|--|---------------------------------------|---------------------------|---|
| Static drift | 0 | -2, -4, -6, -8, -12 | 0 | 0 |
| Static angle of attack | 0, ± 2 , ± 4 , ± 6 , ± 8 | 0 | 0 | 0 |
| Static rudder ($\delta = \delta_r$) | 0 | 0 | 0 \div 35, interval 5 | 0 |
| Stern stabilizer ($\delta = \delta_s$) | 0 | 0 | -25 \div 25, interval 5 | 0 |
| Horizontal circular motion(HCM) ($\omega' = r'$) | 0 | 0 | 0 | 0.12, 0.17, 0.21, 0.25, 0.29 |
| Vertical circular motion(VCM) ($\omega' = q'$) | 0 | 0 | 0 | ± 0.12 , ± 0.17 , ± 0.21 , ± 0.25 , ± 0.29 |
| Combined drift-HCM | 0 | ± 3 , ± 5 , ± 7 , ± 9 | 0 | 0.21, 0.25, 0.29 |
| Combined AOA-VCM | -3, -5, -7, -9 | 0 | 0 | 0.21, 0.25, 0.29 |

2.3 Numerical modeling

The rectangular domain and cylindrical domain covering the submarine are generated for simulating the straight and oblique motion, and the circular motion, respectively. Its dimensions are chosen to be able to eliminate the effects of wall boundaries as well as reverse flow at the inlet and outlet flow conditions. Dimensions of the rectangular domain are 5 L in length, 4 L in width, and 3 L in height. These are 0.2 L, 5 L, and 3 L for inner radius, outer radius, and thickness of the cylindrical domain. In addition, physical conditions are applied for the boundary of the domain. The front face and back face are correspondingly assigned to velocity inlet and pressure outlet. Slip condition is set for the side walls and the no-slip condition is specified for the appendages and hull surfaces. The top face and bottom face of the domain is considered as slip wall conditions.

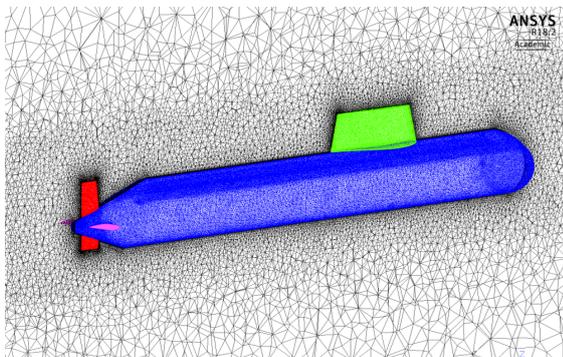
The fluid domain is then discretized in a number of tetrahedral elements for the numerical process. Prism layer is used for modeling boundary layer of fluid flow surrounding the hull. The height of the first element next to the body's wall is created to satisfy y^+ value of the boundary layer. The value of y^+ can be set about 3,000-5,000 for $Re = 1.0E+9$ (Oh and Kang, 1992), and the boundary thickness of submarine in the trial (William, 1974) is in fair agreement with the empirical relation of Granville. Using these two references, the estimated first grid height is 9.0 mm corresponding to y^+ of 2,500.

Fig. 3 shows the mesh of submarine in the fluid domain.

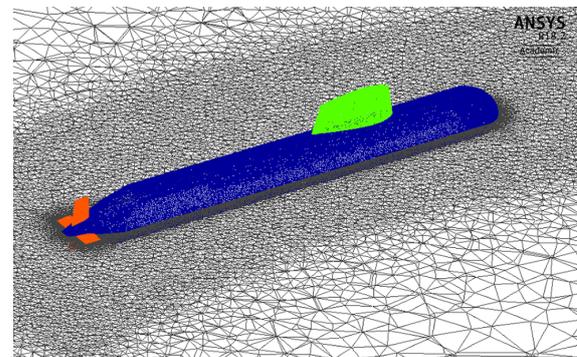
The ANSYS FLUENT software is applied for simulating the single motion and the coupled motion of the submarine in steady state. An incompressible RANS solver is opted for modeling fluid flow in these cases. According to ITTC Practical Guidelines for Ship CFD Applications (ITTC, 2011), the two-equation models have shown to be able to give an accurate prediction in ship hydrodynamics. Hence, the realizable k-epsilon turbulence model is chosen for modeling fluid flow around the submarine. Also, the second order upwind scheme is used for determining face values from interpolation of cell center values with the good accuracy and robust. Semi-implicit pressure link equations (SIMPLE) algorithm is employed to obtain pressure field and face flux by solving the momentum equation iteratively (ANSYS, 2017). Evaluation of the gradients and derivatives is done using the least square cell-based method.

The straight and oblique motions of the submarine are simulated in stationary reference frame while the steady circular motions and combined motions are carried out in moving reference frame. Following the method (ANSYS, 2017), the relative velocity vectors are defined as follows,

$$\begin{aligned}\bar{v}_r &= \bar{v} - \bar{u}_r \\ \bar{u}_r &= \bar{v}_t + \omega \times \bar{R}\end{aligned}\quad (3)$$



(a) Oblique motion



(b) Circular motion

Fig. 3 Mesh on submarine surface and center plane

where v_r stands for the fluid relative velocity, v denotes the fluid absolute velocity, u_r is the velocity of the moving coordinate system including translational velocity v_t and rotational velocity ω . R is the radius of the motion.

3. Results and discussions

The full-scale model runs steadily with the design speed of 20 knots (10.29 m/s). After the solution is converged at 10^{-5} , the hydrodynamic forces and moments acting on the ship will be obtained. It is then nondimensionalized and fitted with polynomial functions for determining the dimensionless derivatives. The velocity-dependent derivatives can be taken from straight and oblique motions while rotary derivatives are extracted from the circular motion. The cross-coupled derivatives are attained in the combined motion simulation. These derivatives are used to establish the mathematical model of the hydrodynamic force and moment acting on the hull(HD) and control surfaces(C). According to Feldman(1979), the hydrodynamic forces and moments are mathematically modeled as follows:

Axial force:

$$X_{HD+C} = \frac{\rho}{2} L^4 [X'_{qq} q^2 + X'_{rr} r^2 + X'_{rp} rp] + \frac{\rho}{2} L^3 [X'_u \dot{u} + X'_{vr} vr + X'_{wq} wq] \dots + \frac{\rho}{2} L^2 [X'_{vv} v^2 + X'_{ww} w^2] + \frac{\rho}{2} L^2 u^2 [X'_{\delta r \delta r} u^2 \delta_r^2 + X'_{\delta s \delta s} u^2 \delta_s^2 + X'_{\delta b \delta b} u^2 \delta_b^2] \quad (4)$$

Lateral force:

$$Y_{HD+C} = \frac{\rho}{2} L^4 [Y'_r \dot{r} + Y'_p \dot{p} + Y'_{|p|p} |p| + Y'_{pq} pq + Y'_{qr} qr] + \frac{\rho}{2} L^3 [Y'_v \dot{v} + Y'_{vq} vq + Y'_{wp} wp] \dots + \frac{\rho}{2} L^3 [Y'_r ur + Y'_p up + Y'_{|p|r} |r| \delta_r] + \frac{\rho}{2} L^2 [Y'_u u^2 + Y'_v uv + Y'_{\delta r} u^2 \delta_r] \quad (5)$$

Normal force :

$$Z_{HD+C} = \frac{\rho}{2} L^4 Z'_q \dot{q} + \frac{\rho}{2} L^3 [Z'_w \dot{w} + Z'_{vp} vp + Z'_q uq] \dots + \frac{\rho}{2} L^2 [Z'_u u^2 + Z'_{uw} uw + Z'_{ww} |w(v^2 + w^2)|^2] + \frac{\rho}{2} L^2 [Z'_{\delta s} u^2 \delta_s + Z'_{\delta b} u^2 \delta_b] \quad (6)$$

Roll moment:

$$K_{HD+C} = \frac{\rho}{2} L^5 [K'_p \dot{p} + K'_r \dot{r} + K'_{qr} qr + K'_{|p|p} |p|] + \frac{\rho}{2} L^4 [K'_p up + K'_r ur + K'_v \dot{v} + K'_{wp} wp] \dots + \frac{\rho}{2} L^3 [K'_u u^2 + K'_{ur} uv] + \frac{\rho}{2} L^3 K'_{\delta r} u^2 \delta_r \quad (7)$$

Pitch moment:

$$M_{HD+C} = \frac{\rho}{2} L^5 [M'_q \dot{q} + M'_{rp} rp] + \frac{\rho}{2} L^4 [M'_w \dot{w} + M'_q uq] + \frac{\rho}{2} L^3 [M'_u u^2 + M'_{uw} uw + M'_{|w|R} |w(v^2 + w^2)|^2] \dots + \frac{\rho}{2} L^3 [M'_{\delta s} u^2 \delta_s + M'_{\delta b} u^2 \delta_b] \quad (8)$$

Yaw moment:

$$N_{HD+C} = \frac{\rho}{2} L^5 [N'_r \dot{r} + N'_p \dot{p} + N'_{pq} pq] + \frac{\rho}{2} L^4 [N'_v \dot{v} + N'_r ur + N'_{|p|\delta r} |r| \delta_r + N'_p up] \dots + \frac{\rho}{2} L^3 [N'_u u^2 + N'_v uv + N'_{|v|R} |v(v^2 + w^2)|^2] + \frac{\rho}{2} L^3 [N'_{\delta r} u^2 \delta_r + N'_{\delta r \eta} u^2 \delta_r (\eta - \frac{1}{C}) C] \quad (9)$$

where eg. $X'_u = \frac{\partial X'}{\partial u}$, $K'_p = \frac{\partial K'}{\partial p}$, $X'_{qq} = \frac{\partial^2 X'}{\partial q^2}$, $K'_p = \frac{\partial^2 K'}{\partial p}$, $X'_{vr} = \frac{\partial^2 X'}{\partial v \partial r}$, $K'_{wp} = \frac{\partial^2 K'}{\partial w \partial p}$, $X'_{\delta r} = \frac{\partial^2 X'}{\partial \delta_r^2}$, $K'_{\delta r} = \frac{\partial^2 K'}{\partial \delta_r}$ etc, are dimensionless added masses and added masses moments of inertia, velocity-dependent derivatives and added masses moments of inertia, velocity-dependent derivatives and rotary-dependent derivatives, coupled derivatives, derivatives of control surfaces, respectively.

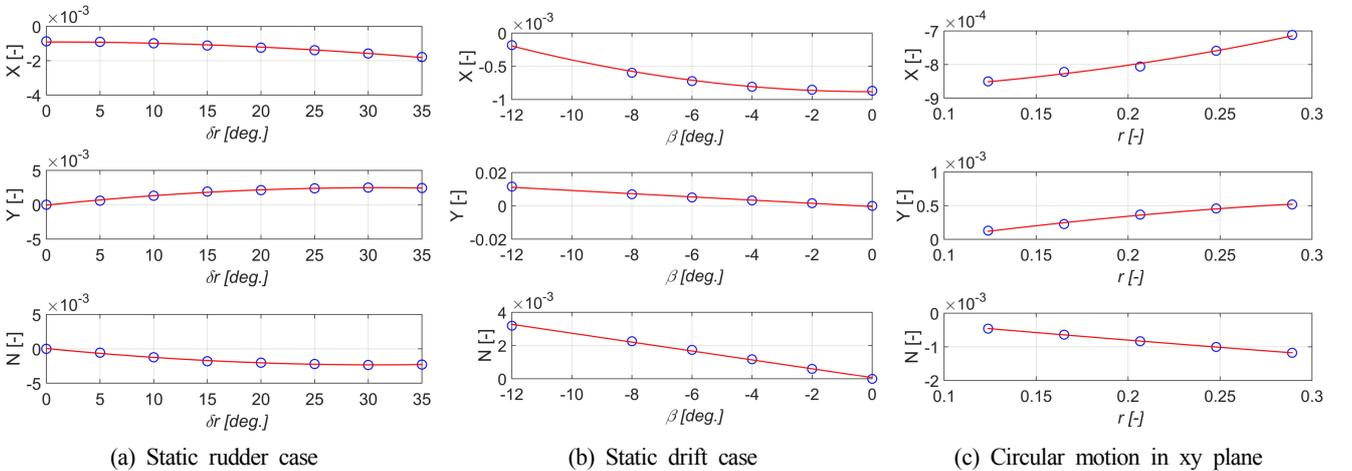


Fig. 4 Hydrodynamic force against motion variables in horizontal plane

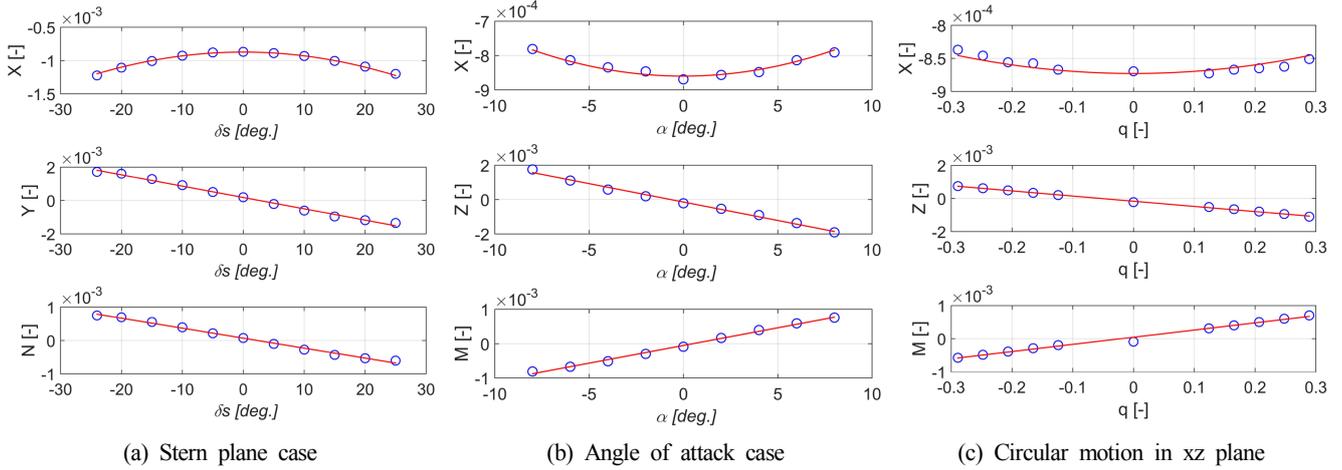


Fig. 5 Hydrodynamic force against motion variables in vertical plane

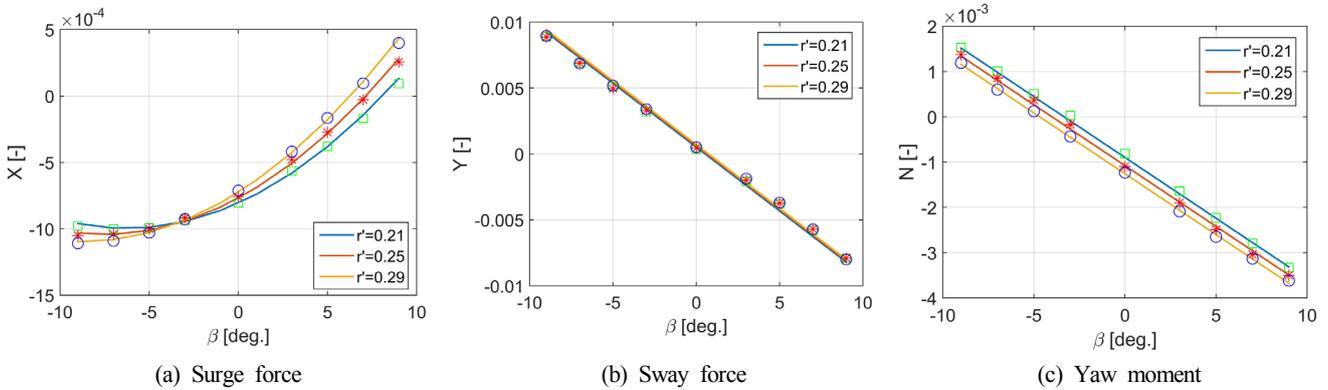


Fig. 6 Force and moment acting on the submarine in combined drift-circular motion

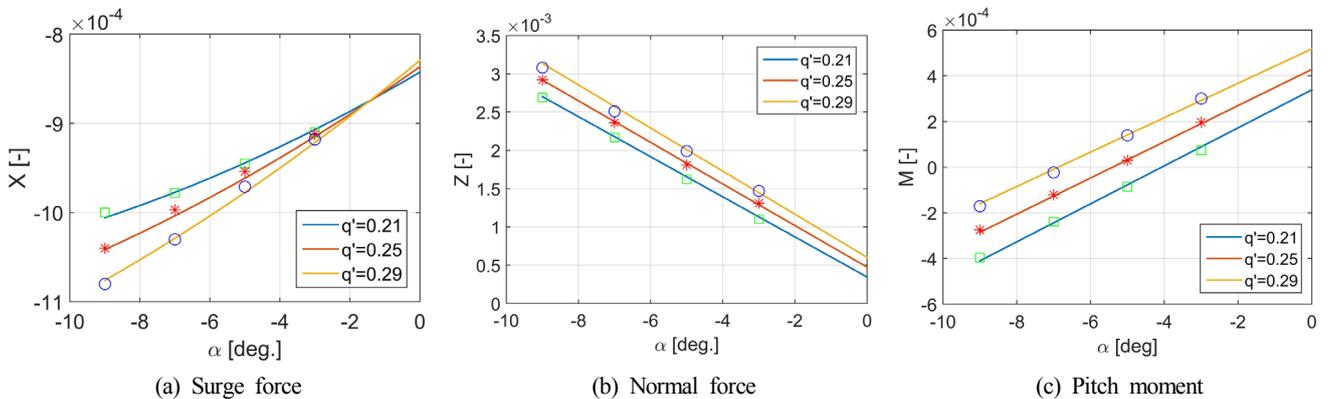


Fig. 7 Force and moment acting on the submarine in combined AOA-circular motion

The ship is symmetrical about the vertical center plane, the calculations are implemented in the positive range of drift angles and rudder angles. Fig. 4 shows the forces and moments acting on the ship and rudder in cases of the static rudder, drift motion, and circular motion (CM) in the horizontal plane. The hydrodynamic force acting on the ship in cases of stern stabilizer, angle of attack, and circular motion in the vertical plane is shown in the Fig. 5. It can be seen that the forces acting on the submarine in case of positive attack angle are greater than the one for the negative side. The discrepancy between

the two cases decreases with increasing of the attack angle and it might be caused by the asymmetry in the vertical plane of the body as well as the effect of the lifting surface at the stern.

The coupled derivatives are determined from the combined motion by subtracting forces and moments acting on the ship in the single motions from the forces and moments acting on the ship in the combined motion. The residual forces and moments are approximated using the least square method. However, the results of the combined drift-circular motion show that linear function of sway velocity and

yaw rate is enough to represent the variation of sway force and yaw moment. On the other hand, the hydrodynamic forces of the combined angle of attack and circular motion result in two coupled derivatives. Figs. 6-7 describe the force and moment acting on the submarine and fitting curves in these two cases. The hydrodynamic derivatives obtained from the simulation in this study are listed in Table 2.

Flow pattern around the submarine is extracted to visualize flow characteristics during its operation. Fig. 8 illustrates contours of velocity magnitude in four cross sections located at fore and aft of the submarine. It can be seen that there is a development of vortex flow behind the conning tower. It becomes stronger as the vorticity sheds from the

Table 2 Hydrodynamic derivatives ($\times 10^5$)

| Coeff. | Value | Coeff. | Value | Coeff. | Value |
|------------------------------|---------|------------------------------|----------|------------------------------|----------|
| X'_{qq} | 32.05 | Y'_r | 244.64 | M'_q | -217.13 |
| X'_{rr} | 199.89 | Y'_v | -5548.54 | M'_w | 589.32 |
| X'_{vv} | 1591.2 | $Y'_{\partial r \partial r}$ | 734.99 | $M'_{ v q}$ | -545.34 |
| X'_{ww} | 182.43 | $Y'_{\partial r \partial r}$ | -871.80 | $M'_{\partial s}$ | -169.69 |
| X'_{wq} | -641.54 | Z'_q | -312.07 | N'_r | -436.26 |
| X'_{vr} | 1684.04 | Z'_w | -1219.8 | N'_v | -1538.28 |
| $X'_{\partial r \partial r}$ | -243.42 | $Z'_{ v q}$ | -1358.48 | $N'_{\partial r}$ | -687.60 |
| $X'_{\partial s \partial s}$ | -179.82 | $Z'_{\partial s}$ | -385.40 | $N'_{\partial r \partial r}$ | 819.90 |

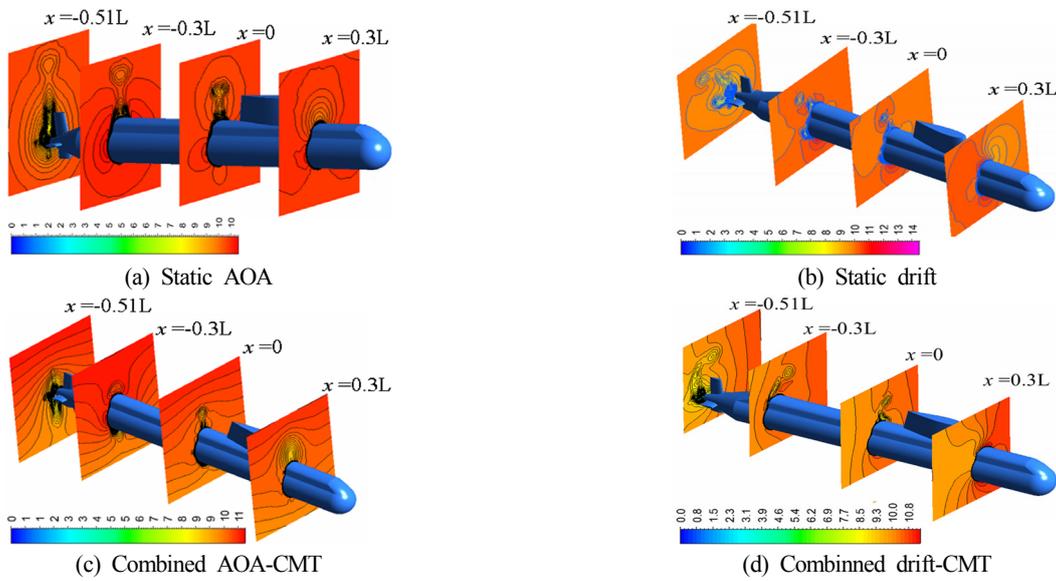


Fig. 8 Velocity contours in various motions

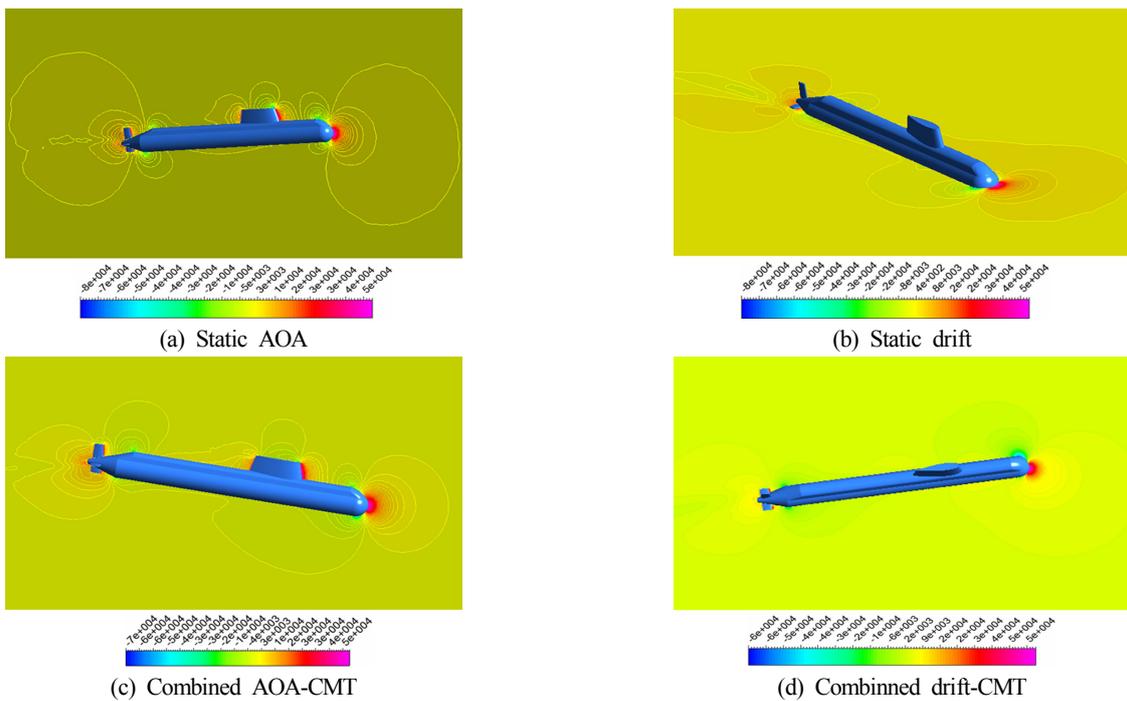


Fig. 9 Pressure contours in single motion and coupled motion

conning tower to the stern. The vortex generates the asymmetric forces acting on the submarine which affects diving motion.

Fig. 9 shows the pressure fields of the vehicle when it travels in the angle of attack, drift, the combined angle of attack and circular, and combined drift and circular motions. The slices in the center plane and horizontal plane are colored by pressure distribution of flow around the hull and appendage. It is observed that the oblique and the combined motion cause asymmetry pressure field which leads to sway force, heave force, pitch moment, and yaw moment.

4. Conclusions

In this study, CFD RANS-based simulation of a full-scale submarine has been implemented when it runs straightly and rotationally. The straight motion and oblique motion is simulated in the stationary reference frame and the circular motion is modeled using the moving reference frame. The simulation results are fitted to curves and surfaces using the least square method. As the results, the velocity-dependent derivatives, rotary-dependent derivatives, and cross-coupled derivatives are estimated. These derivatives may be used to confirm the submarine's maneuverability in its preliminary design. In the future, the simulation results will be verified with the experimental results.

Acknowledgement

This study was supported by the research project "Scenario and modeling of submarine's maneuvering and motion for development of navigation algorithm", of Agency for Defense Development.

References

- Ansys Inc., 2017. Fluent Theory Guide 18.2.
- Feldman, J., 1979. DTNSRDC Revised Standard Submarine Equations of Motion. Report, David W. Taylor Naval Ship Research and Development Center, DTNSRDC/SPD-0393-09.
- Han, J.H., Jeong, J.H., Lee, S.B., Jang, K.Y., Lee, S.K., 2017. Dynamic Stability Analysis of a Submarine by Changing Conning Tower Position and Control Planes. *Journal of Navigation and Port Research*, 41(6), 389-394.
- International Towing Tank Conference(ITTC), 2011. ITTC-Recommended Procedures and Guidelines: Practical Guidelines for Ship CFD Applications.
- International Towing Tank Conference(ITTC), 2014. ITTC-Recommended Procedures and Guidelines: Captive Model Test Procedures.
- Iskender, S., Jan, W.C., Kennard, P.W., 1997. Application of a Panel Method to Hydrodynamics of Underwater Vehicles. *Ocean Engineering*, 24(6), 501-512.
- Mackay, M., 2007. Semiempirical Component Based Modeling of Submarine Hydrodynamics and Systems: the DSSP21 (build 011102) Companion. Technical Report, Defense Research and Development Canada.
- Oh, K.J., Kang, S.H., 1992. Full Scale Reynolds Number Effects for the Viscous Flow around the Ship Stern. *Journal of Computational Mechanics*, 9(2), 85-94.
- Pan, Y.C., Zhang H.X., Zhou, H.X., 2012. Numerical Prediction of Submarine Hydrodynamic Coefficients Using CFD Simulation. *Journal of Hydrodynamics*, 24(6), 840-847.
- Park, J.Y., Kim, N., Shin, Y.K., 2017. Experimental Study on Hydrodynamic Coefficients for High-incidence-angle Maneuver of a Submarine. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 9(1), 100-113.
- Toxopeus, S., 2008. Viscous-flow Calculation for Bare Hull DARPA SUBOFF Submarine at Incidence. *International Shipbuilding Progress*, 55(3), 227-251.
- William, G.S., 1974. Turbulent Boundary Layer and Viscous Resistance of a Submarine at High Reynolds Number. Report, Naval Ship Research and Development Center.
- Wu, X., Wang, Y., Huang, C., Hu, Z., Yi, R., 2015. An Effective CFD Approach for Marine-vehicle Maneuvering Simulation Based on the Hybrid Reference Frame Method. *Ocean Engineering*, 109, 83-92.
- Zeng, G.H., Zhu, J., 2010. Study on Key Techniques of Submarine Maneuvering Hydrodynamics Prediction using Numerical Method. *Proceedings of Second International Conference on Computer Modeling and Simulation*, Hainan China, 83-87.

Study on Mobile Wave Energy Harvesting System Utilizing Wave Glider Mechanism

Hangil Joe* and Son-Cheol Yu*

*Department of Creative IT Engineering, Pohang University of Science and Technology, Pohang, Korea

웨이브 글라이더 메커니즘을 이용한 이동형 파력발전 시스템의 성능 테스트와 최적 설계에 관한 연구

조한길* · 유선철*

*포항공과대학교 창의 IT 융합공학과

KEY WORDS: Wave energy converters 파력 발전, Energy harvesting vehicle 파력 발전 이동체, Wave glider 웨이브 글라이더, Wave energy-harvesting buoy 파력 발전 부이, Self-rectifying wave turbine 자기정류형 웨이브터빈

ABSTRACT: This paper reports a novel mobile-type wave energy harvesting system. The proposed system adopts a wave glider's propulsion mechanism. A wave glider's blades were mounted on a circular layout and generated a rotational motion. Combining the wave converting system with the wave glider, a mobile floating-type robotic buoy system was developed. It enabled the relocation of the buoy position, as well as station-keeping for long term operation. It had a small size and could efficiently harvest wave energy. A feasibility study and modeling were carried out, and a prototype system was constructed. Various tank tests were performed to optimize the proposed wave energy harvesting system.

1. 서 론

해양에서 장시간 임무 수행을 위해서 선결되어야 하는 문제 중 하나는 에너지 수급 문제이다. 끊임없는 파도와 해류가 존재하는 해양에서 임무수행은 지속적인 에너지 소모를 요구하지만, 제한된 배터리 용량으로 임무시간의 제약이 있다. 해결책 중 하나는 신재생 에너지를 활용한 에너지 수급형 무인 시스템을 개발·활용하는 것이다. 일반적으로 많이 활용되는 신재생 에너지원으로는 태양광 발전이 널리 활용되지만, 특수 목적 장기간 임무용 해양 시스템에 활용되기에는 몇 가지 어려움이 있다. 지속적으로 흔들리는 파도에 의해서 일정한 입사각을 확보하기 어렵고, 해수와 해풍에 의한 오염·부식으로 효율이 급격히 감소하는 어려움이 있다. 또한 태양광 발전량은 표면에 비례하는데, 크기가 제한되는 시스템의 경우에는 충분한 설계 전력을 공급하지 못할 우려가 존재한다. 이런 단점을 보완하는 해양 신재생 에너지원으로 파력 발전이 주목을 받고 있다. 해양에서 파력에너지는 24시간 활용이 가능하고 지속 가능한 신재생 에너지원이다.

또한 에너지 밀도가 태양광에 비해 약 10배 가까이 높고, 기상예보에 따라 예측가능 하므로 에너지 수급 계획을 정밀하게 세울 수 있는 장점이 있다(Smill, 2008; Falnes, 2007).

파도로부터 에너지를 공급하는 파력발전 장치(Wave energy converter)는 크게 설치 장소에 따라 해안용(On-shore), 근해용(Near-shore), 원해용(Off-shore)으로 구분된다. 파도의 에너지는 해양에서 멀어질수록 선형 형태의 파도(Linear wave)를 띠며 높은 에너지 밀도를 가지고, 해안으로 가까워질수록 얕은 수심으로 인한 해저면과 상호작용으로 에너지 밀도가 감소한다. 파도의 파장에 비해 수심이 충분히 깊은 심해(Deep sea)의 파도를 공급하는 목적으로 파력발전 장치를 개발하는 것이 유리하지만, 심해의 경우 파력발전장치를 계류(Mooring)하는데 아주 큰 비용이 소모되므로 경제성면에서 불리하다. 해안에서 멀어질수록 설치비용이 크게 증가하므로 원해용 파력발전 장치는 거의 개발된 것이 없다. 또한 개발된 대부분의 파력발전 장치는 크기가 크고, 고정형이기 때문에 무인선과 같은 이동형 시스템에 활용하기 어렵다. 따라서 고정형이 아닌 이동형으로 무인선에 부착

Received 20 July 2018, revised 24 September 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Son-Cheol Yu: +82-54-279-9504, sncyu@postech.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-5654-1816>

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KMRTS 2018 in Daejeon

© 2018, 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.

되어 파력에너지 수급이 가능한 새로운 형태의 파력발전 장치 개발이 필요하다.

본 연구에서는 새로운 형태의 파력 발전 장치를 제안한다. 제안하는 파력 발전 장치는 웨이브 글라이더 메커니즘을 활용하는 새로운 형태의 파력 발전 장치이다. 부유체와 잠수체로 이루어져 있고, 부유체는 해수면의 파도를 흡수하여 잠수체로 전달한다. 잠수체에는 플랩핑(Flapping)이 가능한 블레이드 레이어(Blade layer)가 상호반전 회전(Counter rotating)을 하도록 배치되어 있다. 특이한 구조 덕분에 제안하는 파력발전 장치는 해저면에 고정되지 않은채 파도의 수직 운동을 회전운동으로 변환하여 전력수급이 가능하다. 따라서 이동형 파력발전 장치로 활용이 가능하며 설치 및 유지보수가 간편하다.

본 논문에서는 제안하는 파력 발전 장치의 소개와 프로토타입(Prototype) 개발과정, 그리고 성능테스트 결과를 제시한다. 또한 실험결과를 토대로 효율 증대를 위한 최적 설계를 위한 방안에 대해 논의한다.

2. 새로운 파력발전 시스템의 소개

2.1 이동식 파력 발전 부이

부이 시스템은 수상에서 해양 감시·계측·안보의 보편적 플랫폼으로 활발히 사용되고 있다. 종래의 부이 기술은 단순하면서 활용성이 높으나 넓은 바다를 정밀하게 관측하기에는 한계가 있다. 또한 계류식 부이의 경우 수심이 깊은 심해에는 설치가 어려우며 높은 비용을 동반한다. 기존 부이시스템의 단점을 보완하고, 부이의 활용 영역을 확장하기 위해 새로운 이동식 파력 발전 부이 시스템을 제안했다(Fig. 1)(Joe et al., 2015).

제안하는 부이시스템은 무어링 없는 정점 유지 기술로 수심이 깊은 해역에서도 저비용으로 설치가 가능하다. 또한 고정되지 않았기 때문에 조사지점의 이동이나 재배치가 용이하다. 장시간 정점 조사의 경우 태풍 등 해양 재난에 유실될 가능성이 높기 때문에 해양 재난 회피 기동이 필수로 요구된다. 제안하는 부이 시스템은 정밀 펄프로 인한 부력 조절 장치로 잠수를 통한 해양 재난 회피 기동이 가능하다. 일반적으로 수면의 파도 에너지는 수심에 따라 지수함수적으로 감소를 하며, 파도의 반파장 아래 수심에서는 영향이 미미하다. 이 수심을 파랑 작용

한계 심도(Wave base)라고 한다. 해양 재난 발생시 시스템의 파랑 작용 한계 심도까지 잠수를 통해 바람과 파도에 의한 손상을 최소화할 수 있다.

이동식 부이 시스템은 정점 유지와 이동성을 제공하는 추력 발생 장치와 해양 재난 회피를 위한 부력 조절 장치로 인해 많은 에너지를 소비하게 된다. 배터리의 용량은 제한적이므로 장시간 임무 수행을 위해서 추가적으로 에너지를 수급할 수 있는 발전 시스템이 필요하다. 이런 이유로 새로운 파력 발전 장치를 제안하게 되었다(Joe et al., 2015).

2.2 새로운 파도에너지 수급 시스템

제안하는 파력 발전 시스템은 웨이브 글라이더(Wave glider)의 메커니즘을 응용한다(Fig. 2). 웨이브 글라이더는 파력 에너지를 활용하여 추진력을 생성하는 수상 플랫폼으로 에너지 소모를 최소화하여 추력을 생성한다(Daniel et al., 2011; Willcox et al., 2009; Bingham et al., 2012). 웨이브 글라이더는 수면에 부유하는 부유체와 잠수체로 구성되는데, 부유체는 파도의 상하 움직임을 받아 연결된 테더(Tether)에 의해서 잠수체로 전달된다. 부유체의 상하 움직임이 전달된 잠수체는 일렬로 배열된 플랩형태의 블레이드에 의해서 추력을 생성하게 되고, 전기 에너지 소모 없이 앞으로 이동할 수가 있다(Hine et al., 2009).

제안하는 새로운 형태의 파력발전 시스템(웨이브 터빈, Wave turbine system)은 웨이브 글라이더의 메커니즘을 차용하여 파도의 상하 운동을 회전운동으로 전환한다. 웨이브 터빈은 수면에서 파도에너지를 흡수하는 부유체(Floating body)와 잠수체(Submerged body)로 구성된다. 부유체와 잠수체는 테더로 연결되어 부유체의 운동에너지가 잠수체로 전달 될 수 있게 구성되어 있다(Fig. 3). 부유체와 잠수체간의 테더의 에너지 전달을 극대화하기 위해 잠수체는 파도의 영향이 거의 없는 파랑 작용 한계 심도(Wave base)에 위치하게 설계된다. 파랑 작용 한계 심도(Wave base)에서는 깊이에 따라 지수함수적으로 감소하는 파도 에너지가 거의 작용하지 않으므로(Dean and Dalrymple, 1991) 부유체의 상하 운동 에너지는 잠수체로 극대화 되어 전달 될수 있다. 부유체는 파도의 에너지를 최대한 흡수하기 위해 파도의 공진 주파수와 유사하도록 설계가 되며, 컴퓨터, 센서류, 전기 장치, 통신 모듈, 충전 시스템이 탑재가 된다. 잠수체는 터빈과

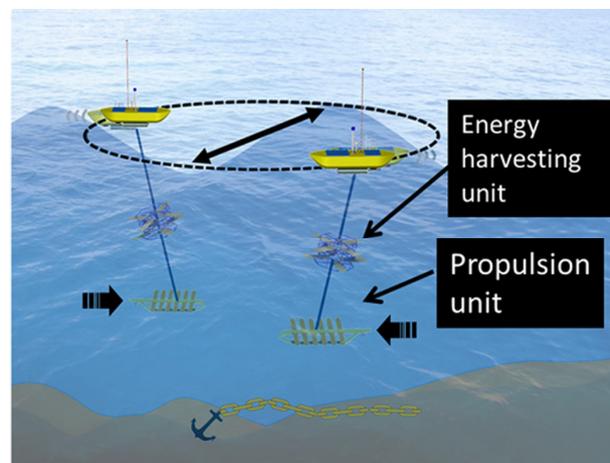
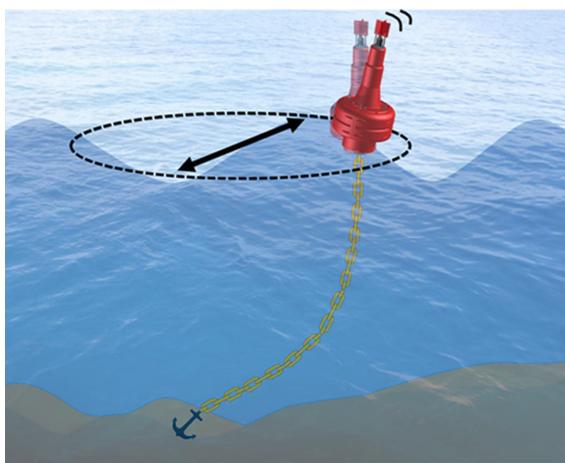


Fig. 1 Concept of energy harvesting robotic buoy system

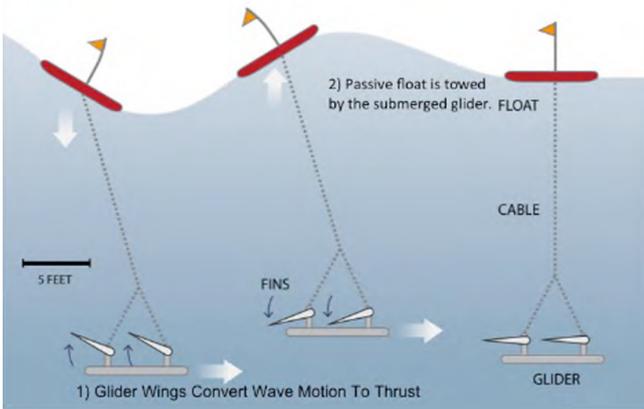


Fig. 2 Mechanism of the Wave Glider

어 사이에 토크가 최대가 되도록 설계가 되었다. 각 레이어에 설치되는 블레이드는 플랩 형태로 제작 및 설치되며, 일정 각도 내에서 펼치며 받음각이 변할 수 있게 설계되었다. 예를 들어 파도에 의해 잠수체가 위로 힘을 받으면, 블레이드는 위에서 아래쪽 방향으로 저항력을 받아 음의 받음각을 가지게 되고, 반대의 경우 아래에서 위쪽으로 저항력을 받아 양의 받음각을 가지게 된다. 블레이드의 이런 특징에 의해 잠수체의 터빈 구조체는 파도의 수직 움직임 방향에 무관하게 한 방향으로만 회전하는 자기정류형(Self-rectifying) 회전을 실시하게 된다(Joe et al., 2015).

3. 프로토타입 개발 및 성능 테스트

3.1 프로토타입 개발

제안하는 파력발전 시스템은 복잡한 형상으로 인해 시뮬레이션을 위한 정확한 모델링이 어렵다. 새로운 파력발전 시스템의 성능 테스트와 최적화를 위한 데이터 획득을 위해 하드웨어 프로토타입을 우선 개발 하였다(Fig. 4). 하드웨어는 2개의 로터 레이어(Rotor layer)로 구성되어 있으며, 두 레이어는 블레이드가 서로 반대 방향으로 부착되어 상호 반전 회전을 하도록 제작되었다. 로터 프레임에는 블레이드가 탈부착이 용이한 형태로 제작되어 다양한 형태의 블레이드를 테스트하기 유리하게 제작되었다. 상호반전 회전 축은 Fig. 5와 같이 터빈 축을 설계하여 터빈 축의 3개의 파트(축 하단, 실린더, 축 상단)가 독립적 회전이 가능하게 하였다. 이를 통해 전력이 전달되는 전선의 꼬임을 방지하였고 상호반전 회전을 구현하였다. 개발된 프로토타입의 주요 치수 및 사양은 Fig. 4와 Table 1에 나타내었다. 프로토타입 주요 치수의 기준은 성인남자 2명이 실험을 수행할 수 있는 크기와 무게를 기준으로 하여 35kg 내외로 제작하였다. 축 실린더 내부에는 웨이브 터빈의 성능을 모니터링 할 수 있는 엔코더와 발전기를 장착하였고, 수직운동을 관측하기 위해 압력계를 부착하였다. 센서 정보는 축 상단의 슬립링을 통해 수면의 부유체 제어 박스로 전달되도록 제작 하였다. 부유체에는 제어 박스가 위치하며, 제어박스에는 데이터 처리를 위한 Arm 기반 MCU(Micro controller unit)가 있으며, 전력 측정을 위한 부하저항이 있다. 또한 데이터 전송을 위한 무선 모듈과 전체 시스템을 통제하기 위한 컴퓨터와 배터리가 구성되었다.

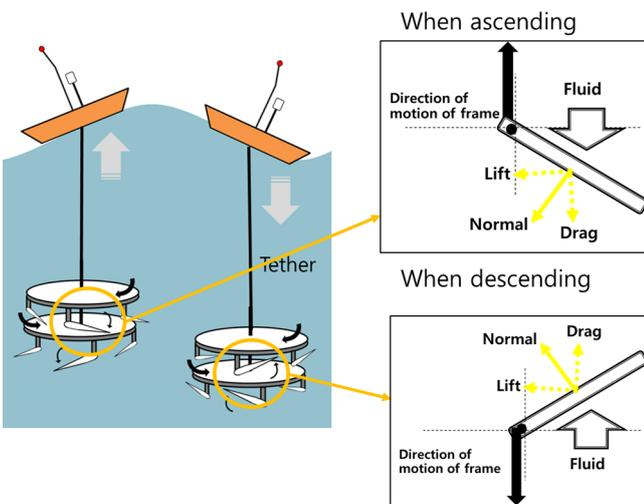


Fig. 3 Mechanism of the proposed wave energy harvesting system

유사한 원형 형태로, 파도의 상하 에너지를 회전운동으로 전환시키는 플랩형태의 블레이드가 원형 프레임에 부착되어 있고, 회전 중심에 발전기가 부착되어 발전을 하는 형태로 구성된다. 잠수체는 2개의 블레이드 레이어(Blade layer)로 구성되어 되어 두 개의 블레이드가 상호 이중반전 회전(Counter rotating)하도록 설계 되었다. 따라서 회전으로 발생하는 모멘트(Moment)를 최소화하고, 두 레

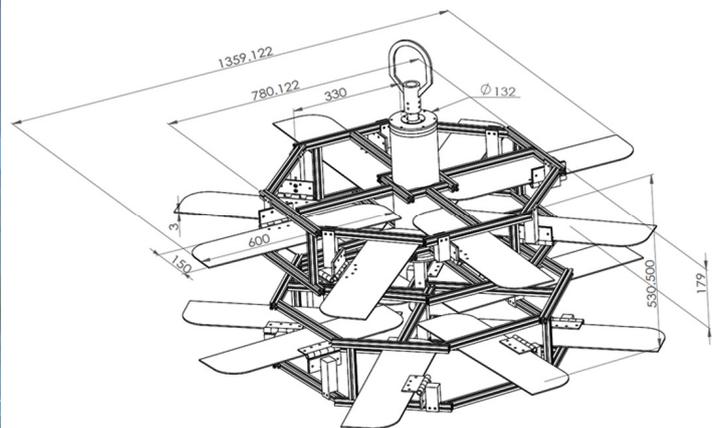
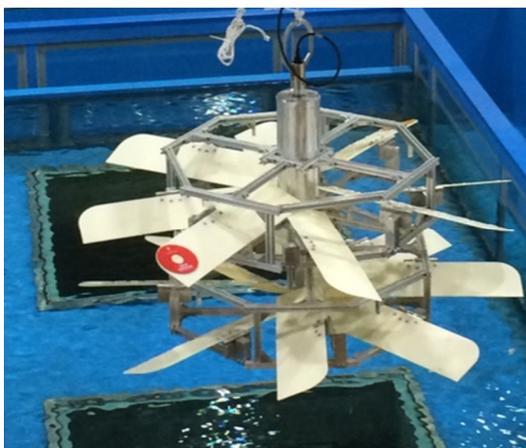


Fig. 4 Prototype fabrication

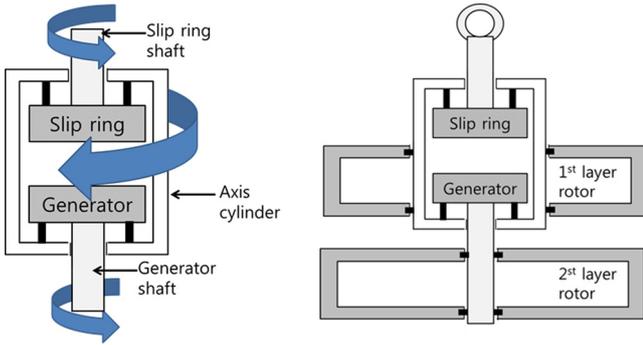


Fig. 5 Turbine axis configuration and layout of Wave turbine structure

Table 1 Specification of the prototype

| Parameters | Values |
|-------------------|------------------------------|
| Weight | 35 kg (air), |
| Blade's material | ABS and AL changeable |
| Blade's dimension | 60 × 15 × 0.3 cm (L × D × W) |
| Blade's layout | 8 blades × 2 layers |

3.2 성능 테스트

3.2.1 수조 테스트

개발된 프로토타입의 성능 테스트를 실내 수조에서 실시하였다. 실험장소는 영덕 학생 해양 수련원 수조에서 실시하였다.

파도의 움직임을 구현하기 위해 AC(Alternating current) 모터와 크랭크-슬라이더 구조로된 파형 생성 장치(Locomotive motion actuator)를 개발하였다. 실험 환경은 Fig. 6과 같이 구축하였다. 웨이브 터빈의 회전 속도는 축실린더 내부의 엔코더 파형을 MCU로 계측을 하였고, 발전기의 생성 전력은 부하저항과 MCU를 사용하여 모니터링을 하였다. 파형 생성 장치는 0.4m의 파고로, 0.5Hz 주파수로 파형을 생성하였다. 터빈 실린더 상단에 부착된 압력계를 통해 웨이브 터빈의 수직 운동은 계측이 되었다. 테스트 결과 생성된 최고 전력은 8W였고, 평균 1.67W의 전력이 생성되었다(Fig. 7). 터빈의 회전속도는 평균 20rpm으로 지속적인 회전이 관측되었다.

3.2.2 공학수조

서로 다른 블레이드가 웨이브 터빈 성능에 미치는 영향을 확인하기 위해 공학 수조에서 블레이드를 바꿔가며 성능 테스트를 실시하였다. 실험은 한국로봇융합연구원 공학수조에서 실시하였다. 실험세팅은 Fig. 8과 Table 2에 나타난 것과 같다. 테스트에 사용한 블레이드의 재료는 ABS(Acrylonitrile butadiene styrene)와 알루미늄 두가지이며, 알루미늄 블레이드의 경우 크기를 100×15×0.2, 50×14×0.3, 50×8×0.3(L×W×D, cm) 세가지로 바꿔가며 실험을 실시하였다. ABS 블레이드의 크기는 60×15×0.3이었다. 파형생성장치를 이용하여 실험을 실시하였고, 파고는 0.3m, 주파수는 0.33, 0.25, 0.17Hz로 다양하게 변조해가며 테스트를 진행하였다. 본 테스트에서는 발전량을 계측하기보다 다양한 하드웨어 세

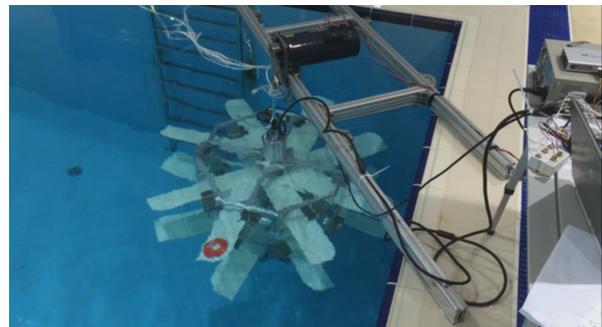
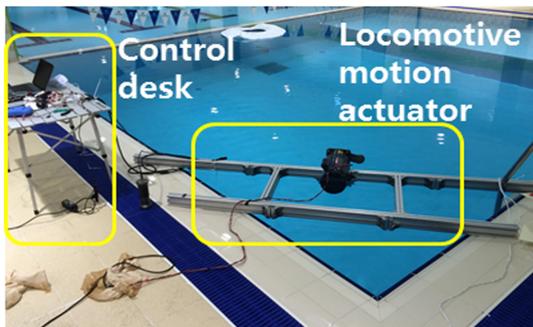


Fig. 6 The electrical power generation test using the prototype of Wave turbine. The locomotive motion actuator to emulate wave motion (left) and the experimental setup (right).

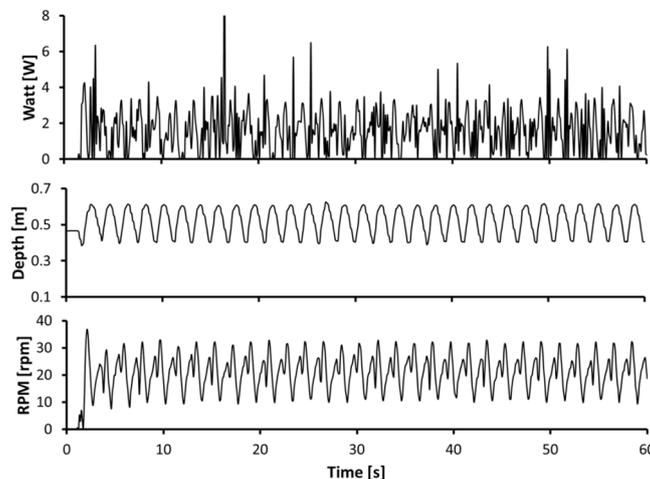


Fig. 7 The obtained data in the electrical power generation test.

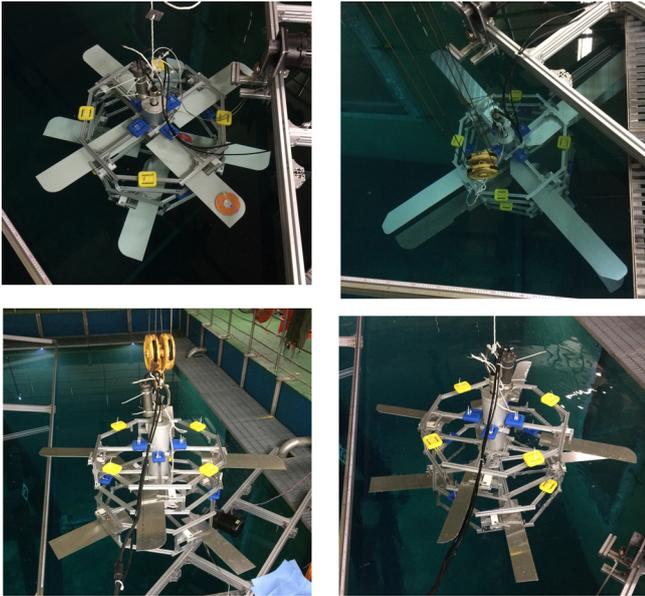


Fig. 8 Experimental configuration for tank test using 4 different blades

Table 2 Parameters of Wave turbine blade used for simulation and tank test

| Blade properties | Case 1 | Case 2 | Case 3 | Case 4 |
|------------------|--------|----------|----------|----------|
| Material | ABS | Aluminum | Aluminum | Aluminum |
| Length [m] | 0.6 | 1 | 0.5 | 0.5 |
| Width | 0.15 | 0.15 | 0.14 | 0.08 |

Table 3 Resulted mean rotational speed[rpm] in experiment

| | Period 3s | Period 4s | Period 6s |
|--------|-----------|-----------|-----------|
| Case 1 | 16.47 | 11.66 | 5.57 |
| Case 2 | 19.21 | 15.72 | 5.84 |
| Case 3 | 10.89 | 6.21 | 2.67 |
| Case 4 | 7.48 | 3.36 | 1.21 |

팅에서 터빈의 동적 거동이 어떻게 달라지는지를 확인하기 위해 실시되었다. 따라서 회전속도를 위주로 계측하였다. 실험결과는 Table 3에 정리하였다. 서로 다른 블레이드 크기에 따라 파도의 주기를 3초에서 6초로 변화 시켜가며 평균 회전 속도를 기록하였다. 평균 회전 속도는 Case 2에서 가장 빨랐고, 파도의 주기가 길어질수록 감소하였다.

3.2.3 조파수조 테스트

첫번째 수조 테스트와 공학수조 테스트에서는 파형 생성 장치를 사용하여 실험을 하였기 때문에, 실제 파도에서 테스트 진행의 필요성이 있었다. 따라서 조파수조에서 개발된 프로토타입의 성능을 테스트하였다. 실험장소는 수산과학원의 조파수조에서 실시하였다. 실험 조건은 수조 실험과 동일하였는데, 조파수조에서 실험역과 유사한 조건을 부여하기 위해 무선 모듈을 사용하여 데이터 획득을 하였다. 부유체는 컴퓨터, 무선모듈을

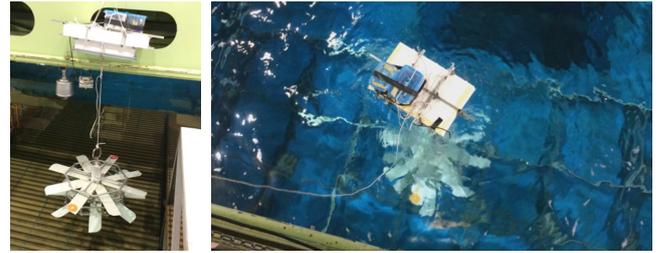


Fig. 9 Electrical power generation test using the prototype; launching (left) and the wave turbine in wave (right)

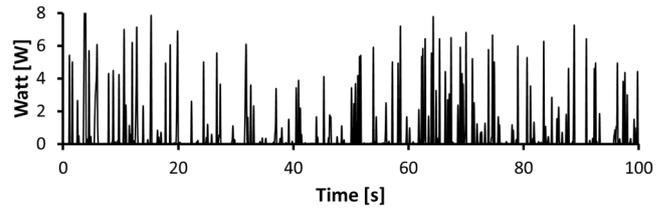


Fig. 10 Generated electrical power estimated in power generation test.

포함하는 제어박스과 부력제, 배터리로 구성되었다. 테더의 길이는 약 2.5m로 조절하였다. 조파수조의 파도 조건은 파고 0.3m 주파수는 0.41Hz로 파도를 생성하였다.

실험 세팅은 Fig. 9에 나타내었다. 실험결과 최고 전력은 8W였고, 평균 생성 전력은 0.52W였다(Fig. 10).

4. 최적 설계를 위한 고찰

4.1 에너지 변환에 대해

웨이브 터빈의 에너지 변환 과정은 Fig. 11과 같다. 부유체가 흡수한 파도에너지를 테더가 잠수체에 전달하고, 잠수체는 상하운동을 회전운동으로 변환한다. 회전운동은 발전기에 의해 전기 에너지로 최종 변환된다. 각 에너지 변환 단계에서 효율 극대화를 위해 해결해야 하는 이슈들이 있다. 첫번째는 동적인 거동을 극대화하는 부분이다. 동적 거동을 극대화하는 크게 로터 레이어의 저항력을 줄이고, 블레이드로부터 생성되는 추력을 강화하는 것으로 나누어 진다. 블레이드의 추력 강화는 적절한 블레이드를 선정하는 것부터, 플랩핑 운동의 적절한 제한 각도를 설정하는 것을 포함한다. 웨이브 터빈은 블레이드가 일정한 각도로 고정된 것이 아니라, 일정 제한 범위 내에서 플랩핑 운동을 한다. 블레이드가 각도 제한으로 도달하기 까지 천이 상태(Transient)가 존재하며 이때는 에너지 수급율이 감소한다. 블레이드의 천이 상태 시간을 줄이기 위해 블레이드 각도 제한을 작게 하면 생성되는 토크 또한 감소하기 때문에 최적의 값을 조사할 필요가 있다. 두번째는 블레이드의 형상과 크기, 재료이다. 블레이드의 단면 형상은 유체역학적으로 양·항력 계수를 개선하므로 중요하고, 블레이드의 길이와 폭의 비율 또한 적절한 비율로 선정되어야 한다. 기존의 터빈과 다른점은 블레이드의 재료이다. 블레이드의 받음각이 파도의 상하 움직임에 따라 변하므로 블레이드가 이를 잘 추종해야한다. 블레이드의 재료 밀도가 크면 웨이브 터빈이 가라앉을 때 플랩핑이 잘 일어나지 않으므로 이를 고

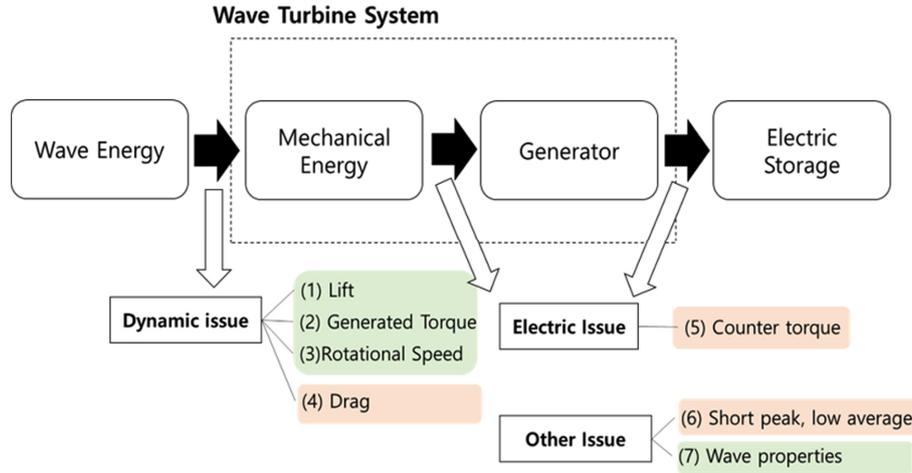


Fig. 11 Diagram for energy conversion of Wave turbine

러한 블레이드 선정이 필요하다. Table 3에 표시된 다양한 블레이드에서 실험결과를 보면, 크기가 비슷한 Case 1과 Case 3의 차이는 확연하게 드러난다. 밀도가 큰 알루미늄의 무게로 인해 웨이브 터빈이 아랫방향으로 이동시 블레이드 플랩핑에 시간이 걸리게 되고, 이것이 바로 효율의 감소로 나타났다.

세번째는 파력발전 특유의 일정하지 않은 전력 생성이다. 앞의 실험에서 파도의 파형 생성 장치를 사용한 경우는 지속적인 상하 운동으로 꾸준한 전력 생성이 가능하였지만, 실제역의 파도는 다양한 주파수의 파도의 중첩으로 불규칙파(Irregular wave) 형태를 띄므로 연속적 발전이 어렵다. 짧은 시간내에 순간적인 발전전력은 크지만 평균화 하면 아주 낮기 때문에 생성된 순간 고전력을 저장하는 기술이 필수로 요구된다. 반면 규칙파가 생성되는 조파수조에서 실험결과가 순간적인 고전력은 발생하였으나, 평균적으로 낮아진 것에는 다음과 같은 이유가 있다. 조파수조의 수심이 충분하지 못하여 부유체와 잠수체가 함께 파도의 영향을 받았기 때문이다. 이로 인해 테더로 인해 당겨지는 힘이 극대화 되지 못하였고, 효율 감소로 이어졌다. 또한 부유체의 공진 주파수가 파도 공진 주파수와 일치하는 것이 중요하데, 조파수조 실험에서는 최적화된 하드웨어 세팅이 이루어지지 못했다. 다음 장에서는 수식 모델링을 통해 최적 설계 변수에 대해 논의 하고자 한다.

4.2. 모델링을 통한 최적 설계 방안

파력발전에 이용되는 파도는 다양한 원인에 의해서 생성되거나 가장 빈번히 발생하고, 에너지 총량이 큰 원천은 바람이다. 풍파(Wind wave)는 주로 주기가 1초에서 10초 정도로 먼바다에서 생성되어 연안까지 전달되어 온다. 전달과정에서 단파는 소멸되고, 장파만 중력과 표면 장력에 의해 연안까지 전달된다. 연안 부근에서 수심이 파장에 비해 얇아지면 해저면과 마찰에 의해 파도 에너지는 감소하게 되고, 연안에서 쇄파가 일어난다. 제안하는 파력발전 시스템은 연안에서 충분히 먼 심해 해역에 설치가 목적 이므로, 수심이 파장에 비해 깊고($h > \lambda/2$), 충분히 성장된 파랑(Fully developed sea)에서는 파도 모델은 선형파 이론(Linear wave theory)을 만족한다. 따라서 파력 발전 부위에 작용하는 파력은 삼각 함수로 모델링이 된다. 수면에서 파도를 받는 부유체의 형

상을 직육면체로 가정하고, Strip theory(McCormick, 1973)를 적용하면 부유체가 받는 파력 F_z 와 수면위 물체의 수직 변위 Z_1 은 다음과 같이 표현된다.

$$F_z = F_0 \cos(\omega t) \tag{1}$$

$$F_0 = \frac{\rho g H B \lambda}{2\pi} (e^{-2\pi d_w / \lambda} + 1) \sin\left(\frac{\pi L}{\lambda}\right) \tag{2}$$

$$Z_1 = \frac{(F_0 / \rho g A_{wp}) \cos(\omega t + \gamma - \sigma_z)}{\sqrt{(1 - \omega^2 / \omega_z^2)^2 + (2\delta_z \omega / \omega_z)^2}} \tag{3}$$

여기서 ω 는 각주파수, ω_z 는 공진 주파수, ρ 는 물의 밀도, g 는 중력가속도, H 는 파고, B 부유체의 폭, λ 는 파장이다. 또한, d_w 는 부유체의 흘수, δ_z 는 감쇠 계수, σ_z 는 감쇠 계수의 영향을 받는 위상각, A_{wp} 는 수선 면적이다. 단, 부유체가 주변 파도의 공진 주파수와 거의 일치하도록 설계되었다고 가정하면, 파력을 받는 부유체의 거동을 식 (4)와 같이 단순화 시킬 수 있다.

$$Z_1 = 0.5H \cos\left(\frac{2\pi}{T}t\right) \tag{4}$$

웨이브 터빈은 부유체와 잠수체, 두 질량체로 모델링이 되며, 둘은 테더로 연결되어 있다. 부유체가 파력을 받으면 테더를 통해 잠수체로 전달이 되고, 잠수체의 저항력, 관성력 등이 다시 부유체의 동적 거동에 영향을 미친다. 파력을 받는 부유체와 잠수체의 수직 운동은 다음과 같이 묘사가 된다.

$$(m_f + m_{fa})\ddot{Z}_f = F_z - F_T + F_r \tag{5}$$

$$(m_s + m_{sa})\ddot{Z}_s = F_T - F_D(\dot{Z}_s, \dot{\psi}_u, \dot{\psi}_i, \delta_u, \delta_i) - F_g + F_b \tag{6}$$

여기서 m_f 와 m_{fa} 는 부유체의 질량과 부가질량, m_s 와 m_{sa} 는 잠수체의 질량과 부가질량이다. F_T 는 테더에 의한 장력을 의미하고, F_r 은 부유체의 복원력, F_g 와 F_b 는 중력과 부력에 의한 힘은

나타낸다. F_D 는 잠수체에 작용하는 저항력을 의미한다. F_D 는 잠수체의 수직 속도 \dot{Z}_s , 상단 레이어의 회전 속도 $\dot{\psi}_u$, 하단 레이어의 회전속도 $\dot{\psi}_l$, 블레이드의 받음각 제한(δ_u, δ_l)에 따라 달라진다. 이를 정확하게 모델링하기는 아주 어려우므로, 잠수체의 수직방향 저항력은 블레이드의 수직방향 저항력, 프레임의 수직방향 저항력의 합만 고려하였다.

잠수체의 상·하 로터 레이어의 회전은 다음과 같이 표현된다.

$$(I_u + I_{ua})\ddot{\psi}_u = N_b(\dot{Z}_s, \dot{\psi}_u, \delta_u) - D_u(\delta_u, \dot{\psi}_u) - F_f - F_{ge} \quad (7)$$

$$(I_l + I_{la})\ddot{\psi}_l = -N_b(\dot{Z}_s, \dot{\psi}_l, \delta_l) + D_l(\delta_l, \dot{\psi}_l) + F_f + F_{ge} \quad (8)$$

여기서 I_u 와 I_{ua} 는 상방 로터 레이어의 관성모멘트와 부가질량 관성모멘트이고, I_l 와 I_{la} 는 하방 로터 레이어의 관성모멘트와 부가질량 관성 모멘트이다. $\dot{\psi}_u$ 와 $\dot{\psi}_l$ 는 각 로터의 각속도이고, $\ddot{\psi}_u$ 와 $\ddot{\psi}_l$ 는 각속도이다. N_b 는 블레이드에 의해 생성되는 추력인데, 추력은 잠수체의 수직 속도, 로터블레이드의 회전속도, 그리고 블레이드의 받음각 제한에 따라 달라지는 함수로 표현된다. 로터 레이어의 회전은 블레이드의 형태와 받음각 제한에 따라 면적이 달라지므로 저항력은 $D_u(\delta_u, \dot{\psi}_u)$ 와 같은 함수로 표현된다. F_f 는 마찰력이고, F_{ge} 는 발전기 토크이다.

각 레이어에 설치된 블레이드의 플랩핑 운동은 식 (9)-(10)으로 표현된다.

$$(I_b + I_{ba})\ddot{\delta}_u = D_{bu}(\dot{Z}_s, \delta_u, \dot{\psi}_u) + (m_b\ddot{Z}_s + m_b g - F_{bb})r_b \cos(\delta_u) \quad (9)$$

$$(I_b + I_{ba})\ddot{\delta}_l = -D_{bl}(\dot{Z}_s, \delta_l, \dot{\psi}_l) + (m_b\ddot{Z}_s + m_b g - F_{bb})r_b \cos(\delta_l) \quad (10)$$

여기서 I_b 와 I_{ba} 는 상방 로터 레이어의 관성모멘트와 부가질량 관성모멘트이고, $\ddot{\delta}_u$ 와 $\ddot{\delta}_l$ 는 블레이드의 각속도이다. m_b 는 블레이드의 질량, F_{bb} 는 블레이드의 부력, r_b 는 모멘트 암이다. $D_{bu}(\dot{Z}_s, \delta_u, \dot{\psi}_u)$ 는 저항력인데, 회전 중심으로 블레이드 폭의 적분으로 구해진다.

웨이브 터빈에 설치된 발전기의 토크는 다음 식에 의해서 표현이 된다.

$$F_{\geq} = ratio \cdot K_t \cdot \frac{<ratio \cdot K_e \cdot (\dot{\psi}_u - \dot{\psi}_l) - V_{forward}}{(R_g + R_{load})} \quad (11)$$

$$\approx 4 \cdot K_{\geq} \dot{\psi}^2 \quad (12)$$

여기서 *ratio*는 발전기 앞단에 부착된 증속기의 기어비이고, K_t 와 K_e 는 발전기 상수이다. $V_{forward}$ 는 정류기의 순전압(Forward voltage)이고, R_g 와 R_{load} 는 각각 발전기 내부 저항과 부하 저항이다. 여기서 $\dot{\psi}_u \approx \dot{\psi}_l$ 라고 가정하고, $V_{forward}$ 가 아주 작다고 가정하면 식 (12)와 같이 간략화 된다. 발전기에 의해 변환된 에너지는 다음과 같이 나타내어진다.

$$P_{PTO} = F_{\geq} \cdot (\dot{\psi}_u - \dot{\psi}_l) \quad (13)$$

웨이브 터빈의 구조상 에너지 효율에 큰 영향을 미치는 요소는 플랩 형태의 블레이드이다. 블레이드에 의해서 생성되는 토크 N_b 는 블레이드의 형상 단면 또는 길이, 폭의 함수로 모델링될 수 있으며, 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$N_b = n \cdot \int \vec{r}_i \times (d\vec{F}_{di} + d\vec{F}_{li} + d\vec{F}_{ai}) \quad (14)$$

여기서 \vec{r}_i 는 로터 회전 중심에서 i 번째 블레이드 중심까지 거리이고, $d\vec{F}_{di}$, $d\vec{F}_{li}$, $d\vec{F}_{ai}$ 는 i 번째 블레이드에 작용하는 저항력, 양력, 부가 질량에 의한 힘이다. 파도에 의하여 수직운동을 하는 웨이브터빈은 늘 가속운동을 하므로 부가질량에 의한 성분이 큰 영향을 미친다.

모델링을 통해 터빈 로터의 회전에 가장 중요한 요소는 블레이드로부터 생성되는 추력 N_b 이다. 블레이드의 추력은 블레이드 수 n 에 직접적인 영향을 받으며, 또한 블레이드의 유체역학적 형상에 영향을 받는다. 파도의 움직임에 따라 블레이드가 천이 상태에서 받음각 제한 장치에 의해 고정되면 이때 블레이드의 실제 받음각 α 는 다음과 같이 구해진다.

$$\alpha = \tan^{-1}\left(\frac{\dot{Z}_s}{r_i \dot{\psi}}\right) \quad (15)$$

따라서 터빈의 정격 회전 속도와 파도에 따른 잠수체의 수직 방향 동적 거동에 따라 계산된 받음각에서 최적의 블레이드 형상 설계가 가능하다.

4.3 프레임의 항력계수 추정

웨이브 터빈 잠수체의 프레임은 복잡한 형상으로 정확한 모델링을 정립하는 것은 어렵다. 하지만 시뮬레이션과 유사한 조건으로 실험을 실시하여 추정치를 계산하는 것은 가능하다. 이를 통해 시뮬레이션의 정확도를 높일 수 있다. 상단 로터에 작용하는 항력은 위 식 (7)에 나타난대로 $D_u(\delta_u, \dot{\psi}_u)$ 로 블레이드의 받음각 한계와 회전 속도의 함수로 표현된다. D_u 는 블레이드에 의한 항력과 프레임으로 인한 항력으로 나뉘 표현할 수가 있는데, 프레임의 항력은 식 (16)과 같이 간단히 표현할 수 있다.

$$D_f = C_{df} \dot{\psi}^2 \quad (16)$$

여기서 로터 프레임의 항력 계수 C_{df} 를 추정하기 위해 웨이브 터빈 모델링을 이용하여 시뮬레이션을 실시하였다. 시뮬레이션에 적용한 웨이브 터빈의 조건은 Table 2와 같다.

시뮬레이션에서는 파고는 0.3m, 파주기는 [4, 5, 6]초로 다양하게 하였다. C_{df} 를 추정하기 위해 동일한 조건으로 실시한 실험데이터를 활용하였다(Table 3). 시뮬레이션 결과 C_{df} 가 증가할수록 로터의 회전 속도 변화는 Fig. 12에 나타내었다.

Fig. 13에 의하면 시뮬레이션과 실험결과로 추정된 C_{df} 는 각

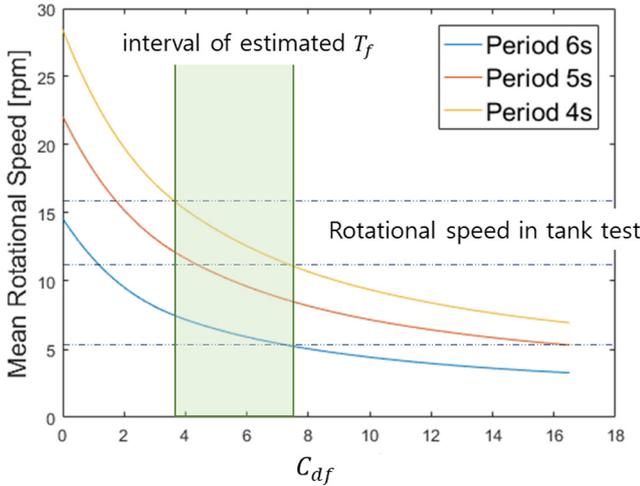


Fig. 12 An example of rotational speed variation with change of drag coefficient of rotor frame

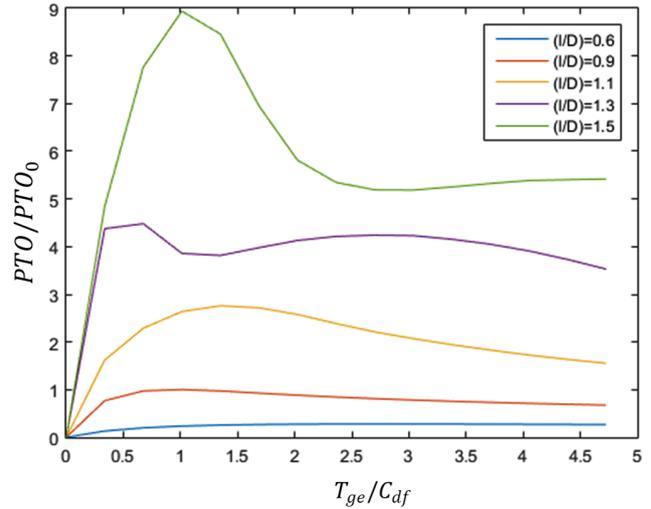


Fig. 14 Comparison of power take-off with changing drag coefficient of frame

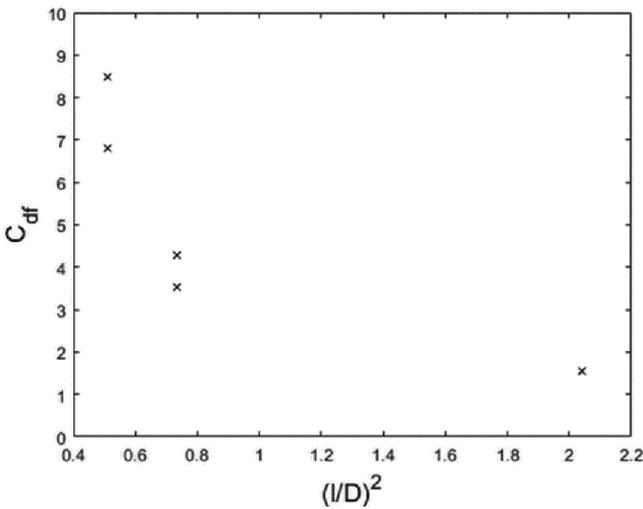


Fig. 13 Relation between drag coefficient of frame and quadratic blade length ratio with frame diameter

케이스 별로 3.52, 1.54, 8.49, 6.79로 나타났다. 여기에 블레이드 길이를 프레임의 직경으로 나눠 무차원화 시킨 값을 비교하면, 블레이드 길이와 프레임 직경간의 비율의 제곱에 반비례함이 나타난다. 이는 같은 프레임직경에서도 블레이드의 길이가 길면 프레임에 의한 항력이 감소하는 것을 의미한다. 블레이드가 주변 물을 함께 회전시키면서 실질적으로 프레임에 가해지는 저항이 줄어드는 것으로 생각된다(Roh et al., 2016). 이 현상은 Fig. 12를 통해서도 나타나는데, 파도의 주기를 4초에서 6초로 빠르게 하는 실험에서 측정한 회전 속도와 실험과 동일한 조건에서 C_{df} 를 변화시켜가며 시뮬레이션 한 결과를 비교하면 실험에 사용한 로터 프레임의 저항 계수를 추정할 수 있다. 점선은 실제 실험에서 측정한 회전 속도를 나타내는데, 시뮬레이션 결과와 실험 결과가 일치하는 부분이 회전속도가 빠를수록 작아지는 것을 확인할 수 있다.

또한 C_{df} 를 조정해 가며 에너지 수급을 비교하면 블레이드의 길이가 프레임 직경에 비해 클 때 에너지 수급량이 커짐을 시

뮬레이션을 통해 확인할 수 있었고, 프레임의 설계는 발전기 계수와 유사한 저항계수가 산출되도록 설계를 하면 효율을 최대화 할수 있을 것으로 보인다(Fig. 14).

최적 설계를 위한 또 다른 변수로는 블레이드의 크기, 폭, 프레임 허브, 적정 받음각 제한 각도 등이 있다. 이는 설계 변수를 변경하는 정량적 시뮬레이션을 통해 구할 수 있다(Joe et al., 2017).

5. 결 론

본 논문에서는 새로운 파력 발전 부시스템을 제안하고, 핵심인 파력발전 장치의 성능과 최적 설계방안에 대해 연구하였다. 일반적인 파력발전 장치의 경우 해저면에 계류되거나 구조물로 설치되어야 하는 단점이 있는데, 제안하는 파력발전 장치 웨이브 터빈은 계류하지 않고 파도의 운동을 회전운동으로 변환이 가능하다. 이를 하드웨어 프로토타입을 개발하여 증명하였고, 다양한 환경에서 성능 테스트를 실시하였다. 테스트 결과를 기반으로 하여 최적 설계를 위한 주요 설계 변수 선정 방법을 도출해 내었다. 웨이브 터빈은 파도의 상하 움직임에서 모두 전력이 생성 가능한 장점이 있으나 생성 전력이 파도의 상태에 따라 아주 불규칙하다는 단점이 있다. 불규칙한 전력 수급은 파력 발전장치의 근원적인 문제이므로 이를 극복하기 위해 기계적 또는 전기적인 에너지 저장장치 설계가 필요하다. 향후 연구에서는 최적의 웨이브 터빈을 제작하고, 이동체에 부착하여 이동 간에 에너지 수급변화를 연구할 계획이다.

후 기

본 연구는 미해군 고등기술연구소 ONR Global의 연구 지원금 N62909-13-1-N173으로 수행되었습니다(This project was supported by Office of Naval Research Grant N62909-13-1-N173). 또한 해양수산부가 후원하는 “경북씨그라트 프로그램”과 과학기술정보통신부 및 정보통신기술진흥센터의 ICT명품인재양성사업(IITP-2018-2011-1-00783)의 지원으로 수행되었습니다.

References

- Bingham, B., Kraus, N., Howe, B., Freitag, L., Ball, K., Koski, P., Gallimore, E., 2012. Passive and Active Acoustics using an Autonomous Wave Glider. *Journal of Field Robotics*, 29(6), 911-923.
- Daniel, T., Manley, J., Trenaman, N., 2011. The Wave Glider: Enabling a New Approach to Persistent Ocean Observation and Research. *Ocean Dynamics*, 61(10), 1509-1520.
- Dean, R.G., Dalrymple, R.A., 1991. *Water Wave Mechanics for Engineers and Scientists* (Vol. 2). World Scientific Publishing Company.
- Falnes, J., 2007. A Review of Wave-Energy Extraction. *Marine Structures*, 20(4), 185-201.
- Hine, R., Willcox, S., Hine, G., Richardson, T., 2009. The Wave Glider: A Wave-powered Autonomous Marine Vehicle. In *OCEANS 2009, MTS/IEEE Biloxi-Marine Technology for Our Future: Global and Local Challenges*, 1-6.
- Joe, H., Roh, H., Pyo, J., Gu, J., Kim, J., Kim, B.J., Yu, S.C., 2015. Development of Energy-harvesting Unit and Propulsion Unit for a Robotic Buoy System. In *OCEANS'15 MTS/IEEE Washington*, 1-6.
- Joe, H., Roh, H., Cho, H., Yu, S.C., 2017. Development of a Flap-type Mooring-less Wave Energy Harvesting System for Sensor Buoy. *Energy*, 133, 851-863.
- McCormick, M.E., 1973. *Ocean Engineering Wave Mechanics*. John Wiley & Sons.
- Roh, H., Joe, H., Song, S., Sung, M., Yu, S.C., 2016. Hydrodynamic Modeling and Optimization of Mobile Wave Energy Harvesting System for the Robotic Buoy. In *OCEANS 2016 MTS/IEEE Monterey*, 1-4.
- Smil, V., 2008. *Energy in Nature and Society: General Energetics of Complex Systems*. MIT Press.
- Willcox, S., Manley, J., Wiggins, S., 2009. The Wave Glider, an Energy Harvesting Autonomous Surface Vessel. *Sea Technology*, 49, 29-31.

A Study of the Development Test and Evaluation and Verification Procedure of a Multi-Mission USV, M-Searcher

Shin-Bae Park^{1b*}, Won-Jae Kim^{*} and Kurnchul Lee^{*}

^{*}The 6th R&D Institute-3rd Directorate, ADD, Jinhae, Korea

복합임무 무인수상정의 개발시험평가 및 검증절차에 관한 고찰

박신배^{1b*} · 김원재^{*} · 이진철^{*}

^{*}국방과학연구소 제6기술연구본부

KEY WORDS: Unmanned surface vehicle(USV) 무인수상정, Development test and evaluation(DT&E) 개발시험평가, Advanced concept technology demonstration(ACTD) 신개념기술시범, Unit technology test(UTI) 단위기술시험, Integrated technology test(ITT) 통합기술시험, Electro optics tracking system/Infra search and track(EOTS/IRS) 전자광학추적시스템

ABSTRACT: This paper describes the plan and procedure of a development test and evaluation that will be performed to verify the performance and technology of multi-mission unmanned surface vehicles (MMUSVs). In order to verify the design requirement of MMUSVs, we designed and manufactured the common platform of MMUSVs, which have an overall length of 8.4 m, a displacement of 3,100 kg, and a speed of more than 35 kts. The platform is equipped with several sub-systems, including radar and an EOTS/IRS. The EOTS/IRS, along with the search radar, is used for effective detection, identification, and targeting. The core technologies of MMUSV for DT&E will be investigated. The common platform design technologies, remote operating and control system technologies, autonomous navigation technologies, and unmanned operational technology of sensors and equipment will be studied for the development of the MMUSV's core technologies. The system will be able to make precise observations and track targets both manually and automatically during day and night conditions. Currently, the verification tests for each of the technologies and for the integrated system are in the pipeline for DT&E, which will be performed next year. Also, software reliability and life tests will be performed.

1. 서 론

군사용으로 개발된 무기체계 또는 시스템(장비)의 시험평가는 그 대상에 따라 체계개발, 핵심기술개발, 신개념기술시범(Advanced concept technology demonstration, ACTD) 사업 그리고 민·군 기술협력 사업으로 구분하여 실시한다. 무기체계의 시험평가 업무 지침은 국방전력발전업무훈령(Ministry of national defence, MND, 2016)의 시험평가 분야와 관련된 실무 차원의 추가 지침을 제공함으로써 효율적인 시험평가 업무수행을 보장하는데 있다.

체계개발 시험평가는 탐색개발과 체계개발로 단계별로 수행하고, 탐색개발에서는 운용성 확인, 체계개발단계에서는 개발시험평가와 운용시험평가를 수행한다. 운용성 확인은 잠재적인 운용효과와 운용적합성에 관한 의사결정 자료를 제공하기 위하여 실시하며, 개발시험평가는 개발단계에서 제작된 시제품에 대하여 기술상의 성능을 측정하고 설계상의 중요한 문제점이

해결되었는가를 확인하여 기술적 개발 목표가 충족되었는지를 판정한다. 그리고 소요군 주관으로 수행하는 운용시험평가는 개발된 무기체계에 대하여 작전운용성능 충족 여부 및 군 운용 적합 여부를 확인한다.

핵심기술개발 시험평가는 개발단계에서 적용무기체계의 유·무에 따라 구분하여 다음과 같다. 첫째, 적용 무기체계가 있는 핵심기술의 시험평가는 개발 중인 경우와 양산인 경우로 구분하여 실시하며, 적용무기체계가 개발 중인 경우는 개발시험평가를 실시하고 운용시험평가는 적용무기체계의 운용시험평가 계획에 포함하여 실시한다.

선도형 핵심기술사업(Defense acquisition program administration, DAPA, 2018)의 경우, 민간의 우수기술, 산업경쟁력을 국방연구 개발에 활용하여 미래 무기체계에 적용될 신기술 및 새로운 무기체계 개발에 필요한 핵심기술을 신속하게 확보하기 위하여 선도형 핵심기술사업을 추진하고 시험평가 대상 여부는 프로그램

Received 19 July 2018, revised 7 August 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Shin-Bae Park : +82-55-540-6441, sbpark@add.re.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-4046-024X>

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KMRTS Spring Conference 2018 in KAIST.

© 2018, 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.

램 개발 기본계획서에서 명시하여 시험평가는 프로그램 단위로 실시한다. 시험평가가 절차는 핵심기술 연구개발의 시험평가가 절차를 준용한다. 본 연구에서는 기술한 “복합임무 무인수상정 기술개발”은 선도형 핵심기술사업으로서 이 절차에 따라 시험평가를 수행한다.

따라서 본 논문에서는 핵심기술 연구개발에 대한 시험평가 업무지침(ROK JCS, 2017)을 적용한 시험평가 계획, 수행, 판정 등에 대한 일반적인 고찰과, 현재 개발 중인 복합임무 무인수상정의 핵심기술인 공통플랫폼, 원격운용/통제, 자율운항, 임무장비에 대한 개발시험평가 및 검증절차에 대해 기술한다.

2. 시험평가 계획수립, 수행 및 판정

2.1 개발시험평가 계획수립

연구 개발 주관기관은 연구개발 계획서 및 시험평가기본계획서를 근거로 필요시 계획검토회의(소요군 포함)를 거쳐 (1) 개발 시험평가 개요, (2) 개발시험평가 대상장비 및 수량, (3) 개발시험평가 실시방법, (4) 기간 및 장소, (5) 개발시험평가 항목 및 기준, (6) 실무장 시험 수행 여부, (7) M&S(Modeling and simulation)를 활용한 시험평가, (8) 소요예산, (9) 개발시험평가 인원 구성, (10) 요구도 추적 및 검증관리방안, (11) 기타 협조 및 지원사항 등이

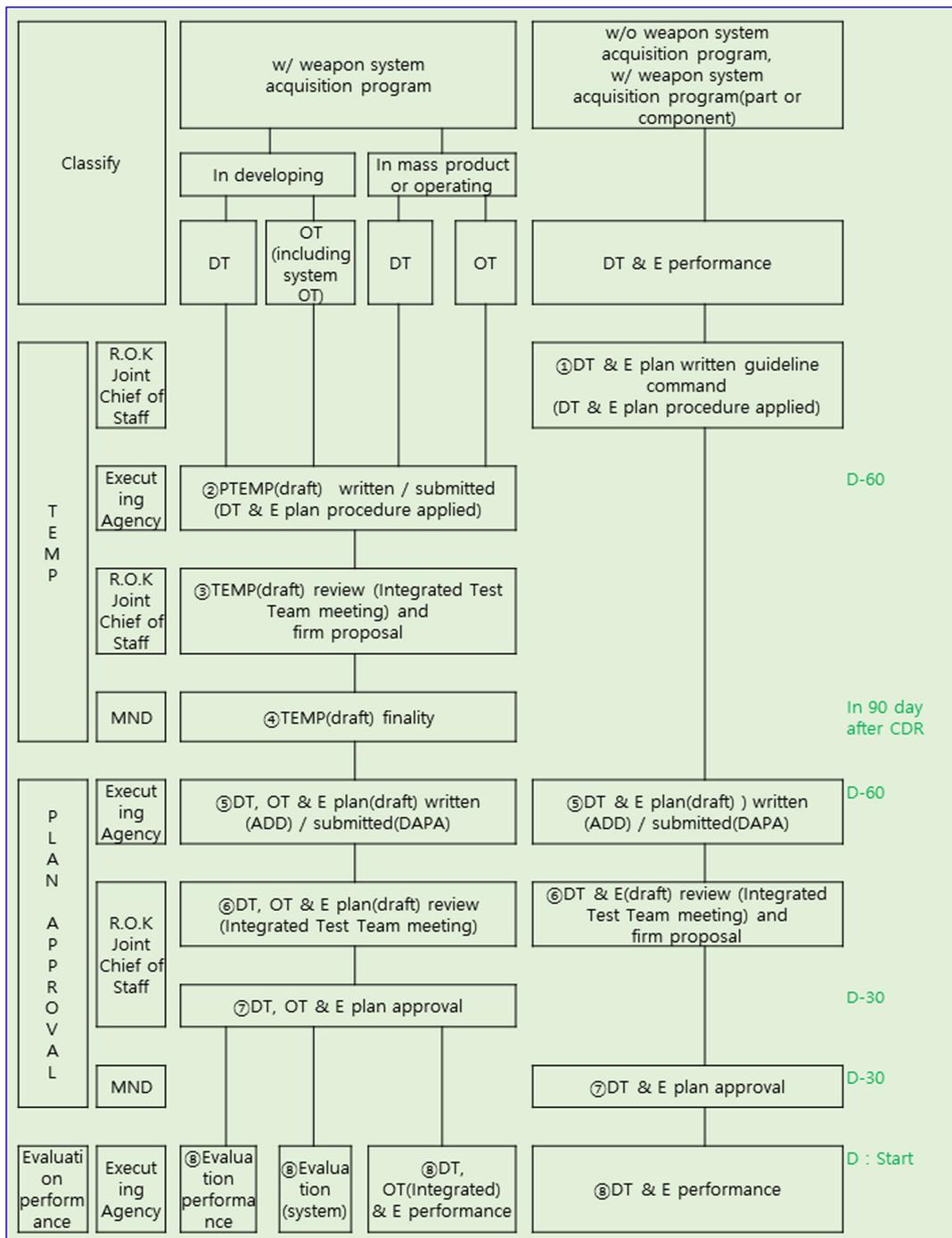


Fig. 1 The planning of development test and evaluation for critical technology

포함된 개발시험평가 계획안을 작성하여 방위사업청(방사청)의 검토를 받은 후 개발시험평가 착수일 60일 전까지 합동참모본부(합참)에 제출하고, 합참은 개발시험평가계획을 확정하여 개발시험평가 착수 1개월 전까지 방사청, 관련기관 및 소요군으로 통보한다(ROK JCS, 2017). Fig. 1은 핵심기술에 대한 개발시험평가 계획수립 절차를 보여주고 있다.

개발시험평가 항목은 (1) 무기체계 기능·성능시험(작전운용 성능시험, 기술적·부수적성능시험, 설계검토를 통하여 확정된 기능 및 성능시험), (2) 소프트웨어시험, (4) 환경시험, (5) 핵심 부품·구성품 신뢰성시험, (6) 소프트웨어 신뢰성시험, (7) 전력 화지원요소의 기술적 입증시험, (8) 합동성 및 상호운용성시험

등을 포함한다. 다만, 무기체계의 특성, 시험장 및 시험장비, 환경적 위험에 따른 안전 등을 고려하여 이를 조정할 수 있다.

2.2 개발시험평가 수행

연구 개발 주관기관이 개발시험평가를 하는 경우에는 개발시험평가 수행 15일 전에 시험준비검토회의(TRR, Test readiness review)를 개최함을 원칙으로 하며, 확인된 시험 준비 상태를 합참에 통보하고, 연구개발 주관기관은 확정된 개발시험평가계획서를 근거로 연구 개발 무기체계에 대한 개발시험평가를 수행하며, 합참은 필요시 개발시험평가 수행 간 소요군 관련인원이 입회하도록 조치할 수 있다. 또한 연구 개발 주관기관은 시험평가

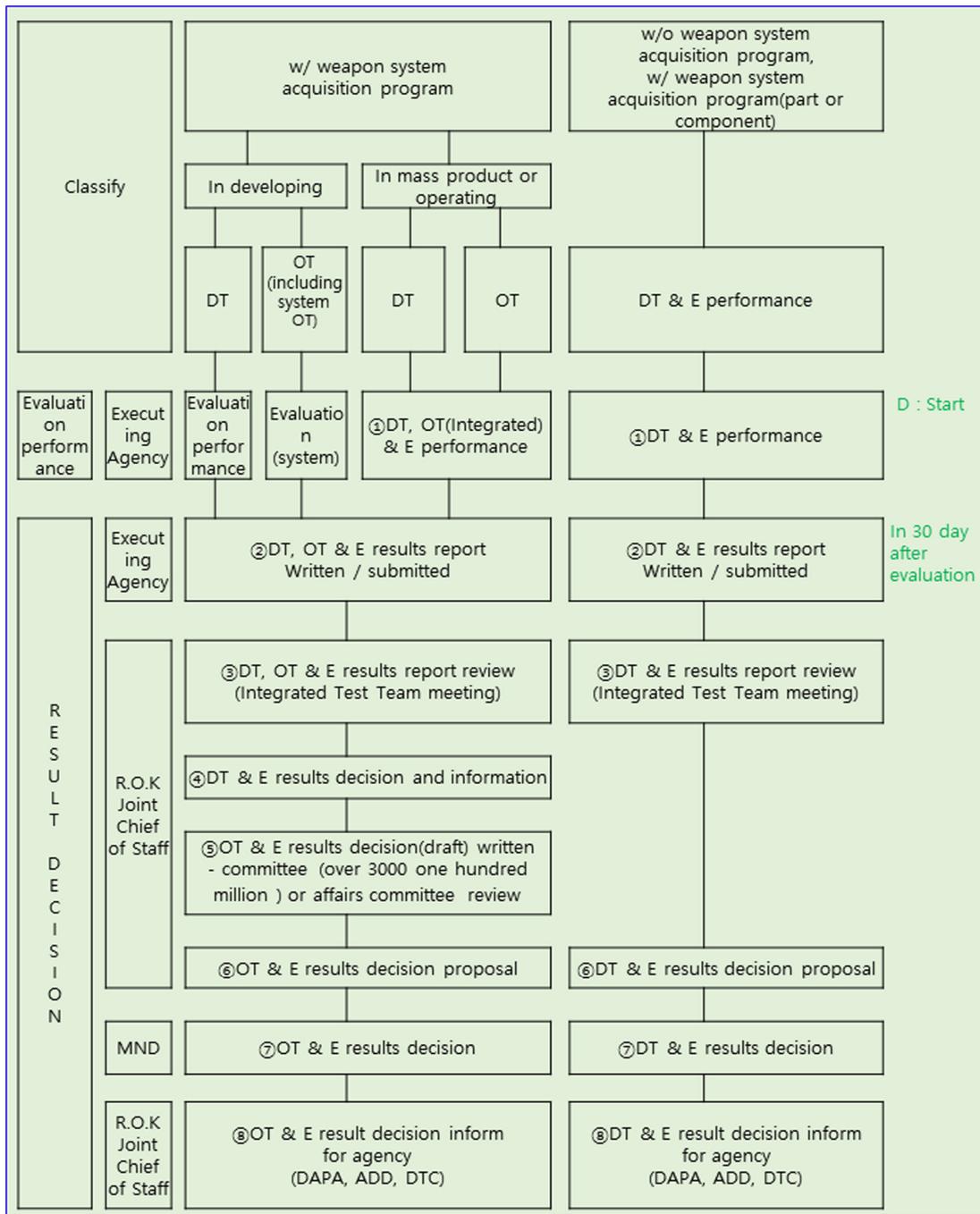


Fig. 2 The decision of development test and evaluation results for critical technology

계획서에 제시된 보고기준에 따라 시험 진행 현황을 방사청을 통해서 합참에 통보하고, 시험 중 관련기관의 의견이 상이할 때에는 방사청이 주관하는 시험 참여 기관의 실무자 회의를 통해 의견을 조정한다. 방사청은 특이사항 발생 시 합참에 통보한다.

2.3 개발시험평가 판정 및 보고

일반적으로 운용성 확인 및 연구 개발 무기체계에 대한 시험평가결과의 판정은 다음과 같이 구분하여 진행된다.

(1) 운용성 확인 : 체계개발 단계 전환 적합성에 대한 전반적인 의견 제시. 이 경우 초기 작전운용성능, 예비 체계운용요구서, 예비 체계운용 시나리오 등을 기준으로 주요 결함사항, 도출된 문제점, 개선 및 발전시킬 사항 등을 파악한다.

(2) 개발시험평가 : 기준 충족 또는 기준 미달

(3) 운용시험평가 : 전투용 적합 또는 전투용 부적합. 다만, 항공기, 함정 등 연구 개발부터 최종 생산까지 장시간 소요되는 사업의 경우에는 연구 개발 중에 후속 단계로 전환 여부(초도양산 승인을 위한 판정), 후속 사업의 추진 등을 결정하기 위하여 잠정 전투용 적합 또는 전투용 부적합으로 결과를 판정한다. 운용시험평가를 초도 및 후속으로 구분하여 실시하는 경우에는 후속 운용시험평가를 실시하여 전투용 적합 여부를 최종 판정한다.

(4) 군사적실용성 평가 : 체계개발 혹은 양산 단계로 전환 가능, 단계 전환 불가

따라서 본 연구에서는 개발시험평가에 대한 판정을 수행하기 위해서는 개발된 기술의 기준 충족 또는 미달 여부를 판정하게 되며, 그 결과는 시험평가 종료 후 30일 이내에 방사청을 통하여, 합참에 보고하면, 합참은 내용을 종합 정리하여 국방부에 보고서로 제출하고 국방부에서는 그 결과를 판정하게 된다. Fig. 2는 핵심기술에 대한 개발시험평가 판정 절차를 보여주고 있다.

3. 복합임무 무인수상정의 개발시험평가 및 검증방안

3.1 선도형 프로그램 구성 및 핵심기술

선도형 프로그램인 “복합임무 무인수상정(MMUSV, Multi-mission unmanned surface vehicle) 기술개발”은 4개의 핵심기술인 단위과제 (Unit project)로 구성되며, 각 단위과제는 임무모듈형 공통플랫폼 설계기술(#1 과제), USV(Unmanned surface vehicle) 원격운용/통제 기술(#2 과제), 국제해상충돌예방규칙(COLREG, Convention on the International Regulations for Preventing Collisions at Sea)기반 자율운항기술(#3 과제), USV 임무모듈연동기술(#4 과제)로 핵심기술을 대표하고 있으며, 임무모듈형 공통플랫폼 설계기술(#1 과제)에서 다른 3개 과제를 연동/통합한다. Fig. 3은 프로그램을 구성하는 각 과제의 구성도를 보여주고 있다(Park et al, 2015).

공통플랫폼 설계기술(#1 과제)에서는 무인수상정의 물리적 규격을 도출하고, 플랫폼의 고속/내항성 선형에 대한 설계기술을 개발하며, 동특성 해석을 통한 이론적 연구와 실험을 병행하여 기술을 검증한다. 또한 플랫폼에 탑재되는 임무장비들의 모듈화로 하나의 플랫폼으로 다양한 임무를 수행하도록 최적화 배치를 수행한다.

원격운용/통제기술(#2 과제)에서는 해상무선통신을 이용하여 모함이나 해상기지 통제소에서 일정한 통제거리 내에서 원격으로 지휘통제가 가능하도록 시스템을 구현하고, 무인수상정 플랫폼에 탑재된 각종 센서로부터 획득한 모든 정보를 통합 처리하여 임무계획을 수립한다.

자율운항기술(#3 과제)은 국제해상충돌예방규칙 준수(Wikipedia, 2018)를 기반으로 무인수상정이 자율적으로 주어진 임무를 수행할 수 있는 기술들을 적용하여 해상에서 타선들과 충돌 없이 자유로이 운항할 수 있는 수준까지 개발한다.

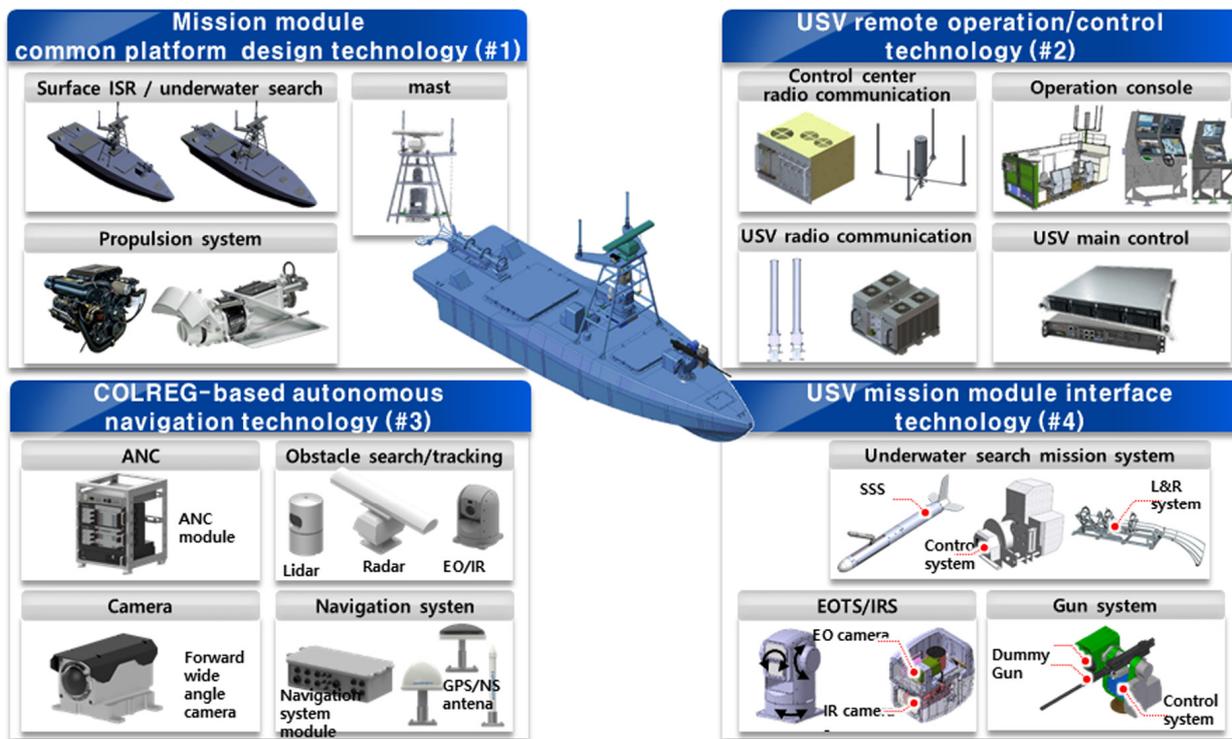


Fig. 3 Unit projects of the development program for MMUSV

임무장비모듈 연동모듈(#4 과제)은 수상감시정찰과 수중탐색 임무 2가지 복합임무를 수행할 수 있도록 임무장비를 모듈화하여 공통플랫폼에 장·탈착 가능하도록 구현하며, 임무장비들은 운용성능을 극대화하기 위해 무인·유인으로 운용하도록 한다.

3.2 선도형 프로그램의 개발시험평가 계획

복합임무 무인수상정의 개발시험평가는 선도형 프로그램 기본계획서 및 핵심기술 연구 개발 계획서에 기초하여 기술 요구 성과와 개발 목표의 충족 여부를 확인하는 공식적인 활동이다. 개발시험평가 계획서는 시험평가 개요, 대상장비, 수량, 기간, 장소, 항목, 기준, 소요예산, 기타 협조 및 지원 사항, 안전 및 보안대책 등을 서술한 문서로서 방사청, 합참의 검토(확정 건의), 국방부 승인 및 개발시험평가 수행의 근거 및 기준이 된다.

현재, 시험평가 계획서가 확정되지 않았기 때문에 개발시험평가계획(안)으로 준비 중이며, 계획수립, 개발시험평가 수행, 결과 보고 등 개발시험평가와 관련한 모든 활동은 국방전력발전업무 훈령(MND, 2016) 및 무기체계 시험평가 업무 지침(ROK JCS, 2017)에 따라 수행한다. 또한 소프트웨어 시험평가 항목은 무기체계 소프트웨어 개발 및 관리 매뉴얼(DAPA, 2016)을 적용한다. 단, 본 연구에서는 연구계획서 승인 당시(2015)에 무기체계 소프트웨어 개발 및 관리 매뉴얼(DAPA, 2014)을 적용하도록 반영되어 있기 때문에 이 기준을 적용한다.

개발시험평가 항목 및 기준은 합참, 해군, 방사청 등 관계기관과 검토·협의를 거쳐 핵심기술 연구 개발의 기준서인 프로그램 기본계획서 및 각 단위 과제별 연구 개발 계획서를 적용하여 확정한다.

3.3 선도형 프로그램의 개발시험평가 수행

3.3.1 개발시험평가 일반원칙

(1) 국방전력발전업무 훈령(개정 2016. 11. 23) 제1975호에 따라 개발된 기술 또는 장비에 대하여 요구 성능, 개발 목표 등의

충족여부를 확인하는 개발시험평가를 실시한다.

(2) 국방전력발전업무 훈령에 따라 프로그램 단위의 개발시험평가로 사업을 종결하게 되며, 개발시험평가계획만 수립하며, 개발시험평가 항목은 국방전력발전업무 훈령의 규정에 따라 설정한다.

(3) 개발시험평가 기준은 국방전력발전업무 훈령에 따라 선도형 프로그램 기본계획서, 연구 개발 계획서상의 시제품 요구 성능 및 개발 목표 충족 여부를 검증해야 한다.

(4) 소프트웨어 신뢰성 시험은 무기체계 소프트웨어 개발 및 관리 매뉴얼(방위사업청 매뉴얼 2014-1)을 적용한다.

(5) 시험 환경 또는 시험시설 등의 이유로 개발시험평가 수행이 제한되는 경우 국방전력발전업무 훈령에 따라 검증, 확인, 인정 절차가 적용된 M&S를 활용할 수 있다.

3.3.2 개발시험평가 방침

(1) 본 사업에서 제작한 통합 시제를 대상으로 개발된 기술의 개발 목표 충족 여부를 확인하기 위하여 기술성능시험과 소프트웨어 신뢰성 시험을 수행한다.

(2) 개발시험평가는 합참의 조정·통제 하에 국방과학연구소(국과연) 주관으로 수행하며, 국과연에서 선정한 시험시설 및 장소에서 실시한다.

(3) 핵심기술 과제별 연구 개발 주관기관이 개발 과정에서 자체적으로 실시하는 각종 검증, 확인, 시험 활동 등은 개발시험평가 착수 이전까지 완료해야 하며, 개발시험평가 관련 일정은 개발기관, 개발시험평가 주관부서, 사업통제부서, 개발시험평가 통제부서 등 관련되는 기관의 여건에 따라 변경될 수 있으며, 변경 시 원활한 업무수행을 위해 관련 기관에 사전 통보해야 한다.

(4) 개발시험평가 수행 중 계획상의 명백한 오류나 비정상적인 상황 발생 시에는 관련 내용을 시험평가 통제부서(합참)에 통보하고 관계기관 회의를 통하여 제반 문제를 해결한다.

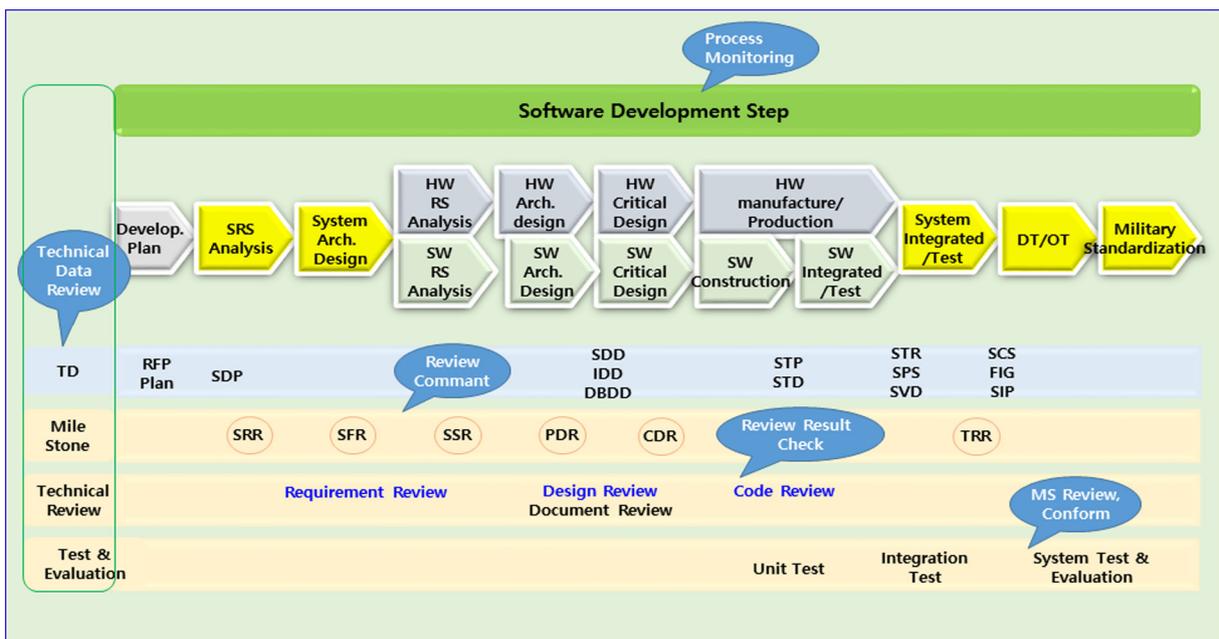


Fig. 4 Software management process for the development of weapon system

(5) 개발시험평가 수행 중 결함 발생 시 본 문서에 명시된 절차에 따라 조치하고, 결함 해소 시 해당 항목을 재평가 실시한다.

(6) 소프트웨어 신뢰성 시험(Kristen, 2008; Manohar, 2016)은 소프트웨어 형상 항목(CSCI, Computer software configuration items) 단위로 실시하는 것을 원칙으로 하되, 동적 시험의 경우 소프트웨어 구성품(CSC, Computer software component) 또는 단위소프트웨어(CSU, Computer software unit) 단위로 적용할 수 있다.

(7) 소프트웨어 신뢰성시험은 장기간이 소요될 수 있으므로 개발시험평가가 이전에 착수할 수 있으며, 이 경우 연구 개발 주관기관은 소프트웨어 시험계획서(STP, Software test plan)를 승인 받은 후 수행해야 한다. Figs. 4-5는 소프트웨어 개발 프로세스와 단계별 수행활동을 보여주고 있으며, 본 사업에서는 핵심 기술 연구 개발이기 때문에 운용시험평가(OT, Operational test)와 규격화 활동은 제외된다.

(8) 개발시험평가 주관기관은 개발시험평가에 대한 각 시험항

목의 평가방법, 평가기준, 그리고 시험절차 등을 포함한 절차를 시험준비검토회의(TRR) 이전까지 작성한다.

(9) 개발시험평가 주관기관은 개발시험평가계획(안) 작성 시 개발시험평가 과정 중 예상되는 각종 안전사고 위해요소를 식별하고 이에 대한 안전조치 및 대책을 포함해야 한다.

(10) 개발시험평가 수행 중 개발 장비의 결함 또는 이상으로 발생하는 장비, 인원에 대한 안전 책임은 해당 장비의 개발 주관기관에 있다.

3.3.3 개발시험평가 대상기술

본 선도형 프로그램에서 식별된 개발시험평가 대상기술은 Table 1과 같다. 플랫폼 설계는 개별 단위 과제에 대한 요구사항을 분석하여, 공통플랫폼 요구조건 및 성능을 구현하기 위해 타 단위과제 즉, 원격운용통제(#2 과제), 자율운항(#3 과제), 임무모듈(#4)의 3개 과제에서 수행된 하드웨어 및 소프트웨어를 통합하여 복합임무 무인수상정 기술을 대상으로 검증한다.

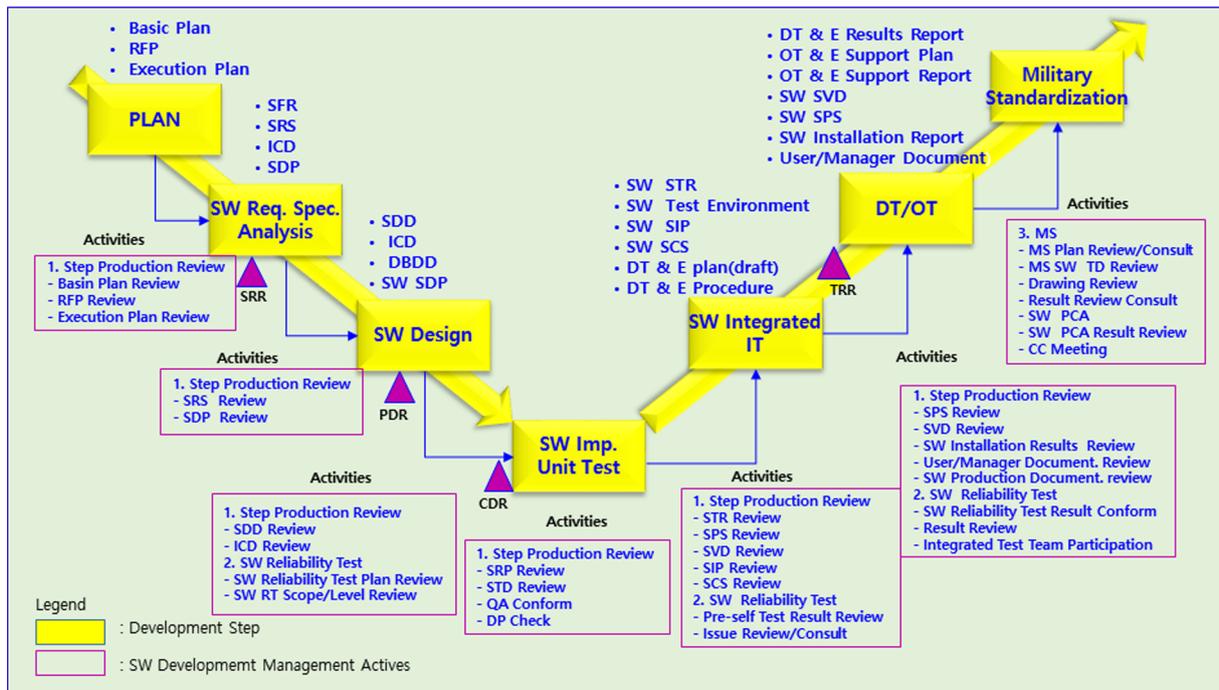


Fig. 5 Software development activities of development step for weapon system

Table 1. Critical technologies of development test and evaluation for MMUSV

| Classify | Technology items for DT & E | Note |
|---------------------------|--|------------|
| Platform design | <ul style="list-style-type: none"> MMUSV platform design technology High speed/seaworthiness hull form design technology | #1 Project |
| Remote operations control | <ul style="list-style-type: none"> MMUSV remote operations and autonomous mission control technology MMUSV integrated information processing technology Single and multi-mission plan technology | #2 Project |
| Autonomous navigation | <ul style="list-style-type: none"> Barrier search and tracking technology COLREG-based autonomous navigation technology Fault diagnosis and autonomous return technology GPS jamming detect and backup navigation technology | #3 Project |
| Mission module | <ul style="list-style-type: none"> Maritime reconnaissance and surveillance mission module interface/operation technology Underwater search mission module interface/operation technology | #4 Project |

3.3.4 개발시험평가용 시제품 및 단계별 시험

본 사업에서 개발된 핵심기술에 대한 개발시험평가를 수행하기 위해서는 먼저 각 단계별 구성 요소의 검증시험이 필요하며, 각각 다음과 같이 단계별 검증시험을 수행한다.

(1) 공장수락시험(Factory acceptance test, FAT)

사업 착수부터 시작하여 요구사항 분석, 기본설계, 그리고 상세설계 및 제작된 시제품에 대해 사용자 요구사항을 만족하는지 시제품체 주관으로 육상(공장)에서 검증하는 시험이며, '18. 1월부터 약 2개월에 걸쳐서 수행하였다. Fig. 6-7은 플랫폼과 자율운항장치의 공장수락시험을 수행한 것을 보여주고 있다.

(2) 단위기술시험(Unit technology test, UTT)

공장수락시험이 시제품체 주관으로 수행되면, 국과연 주관으로 단위과제에서 개발된 대상기술에 대해 육상, 내수면, 또는 해상에서 성능시험을 각 단위과제별로 수행하며, 핵심기술들을 검증한다. Fig. 8은 내수면에서 플랫폼의 기본성능시험을 수행한 것을 보여주고 있다.



Fig. 7 USV and test control center moving on land

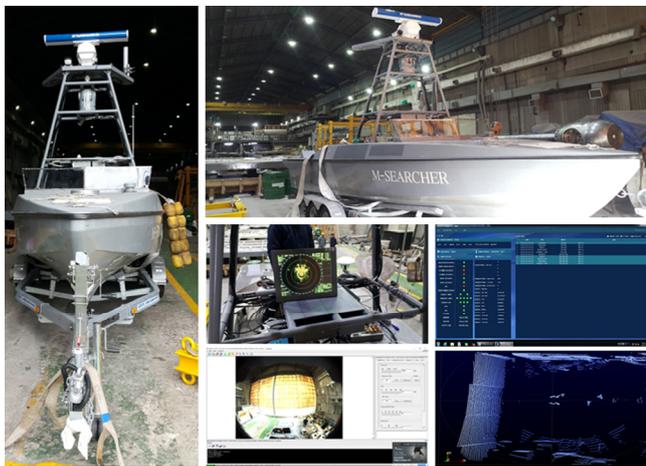


Fig. 6 Factory acceptance test for MMUSV



Fig. 8 USV maximum speed test on the lake

(3) 통합기술시험(Integrated technology test, ITT)

통합기술시험은 각 단위과제에서 개발된 하드웨어와 소프트웨어를 하나로 통합하여 시험평가 대상 핵심기술을 해상에서

Table 2 The items of development test and evaluation for MMUSV

| Classify | Evaluation items | Evaluation criteria |
|---------------------------|---|--|
| Platform design | • Platform design | Multi-mission platform design and implementation - length/beam : O m / O m ± 10 % |
| | • High speed//seaworthiness hull form | Max. speed : OO kts over, sea worthiness : SS O within |
| Remote operations control | • Remote operations and autonomous mission control | Remote operation and control system - Radio communications : OO km - Data Tx/Rx : OO Mbps |
| | • Integrated information processing | Mission plan, target search, navigation and environment information processing ability |
| | • Single and multi-mission plan | Mission scenario generation, management, and analysis ability |
| Autonomous navigation | • Barrier search and tracking | Day light O km, night O km over obstacle search/tracking, and multi obstacle search and tracking ability |
| | • OLRG-based autonomous navigation | Other ship conflict avoidance and autonomous navigation system |
| | • Fault diagnosis and autonomous return | Autonomous return if system breakdown |
| | • GPS jamming detect and backup navigation | GPS jamming detect and backup navigation ability |
| Mission module | • Maritime reconnaissance and surveillance mission module | Maritime reconnaissance and surveillance and target tracking ability |
| | • Underwater search mission module | Side scan sonar towed and depth control ability SSS launch and recovery possibility |

검증한다.

(4) 개발시험평가(Development test and evaluation, DT&E)

개발시험평가는 선도형 프로그램인 ‘복합임무 무인수상정 기술’에 대한 연구 개발목표 및 목표성능 충족여부 확인하는 공식적인 시험으로서 시험시제를 대상으로 국방부의 승인된 개발시험평가 계획서에 따라 수행한다.

3.3.5 개발시험평가 항목 및 기준

본 과제의 선도형 프로그램에서 개발된 핵심기술에 대한 시험평가 항목, 기준, 방법, 시험평가 자원 등 세부내용은 연구 개발 계획서에서 기술하고 있으며, 개발시험평가계획서(안)은 작성 중에 있다. Table 2는 기본계획서에 기술된 핵심기술에 대한 시험평가 항목 및 기준을 요약한 것이다(Lee et. al. 2017).

3.3.6 개발시험평가 검증방법

시험평가 검증방법은 무기체계 시험평가 업무지침(ROK JCS, 2017)에 따라 아래와 같은 방법으로 정의된다.

(1) 검사(Inspection) : 체계, 부체계, 구성품, 기타 사항(단순 수량의 확인 포함) 등에 대하여 육안으로 확인하는 것으로서 관련 문서, 성적서를 확인하여 사전에 정의된 기준과 비교하는 것이다.

(2) 시험(Test) : 체계, 부체계 및 구성품에 대하여 성능 검증을 위한 세부 데이터 및 성능 검증 정보를 시험평가 대상 체계 외부의 별도 시험장비, 측정장비 등의 장비와 도구를 이용하여 정량적 수치를 획득하여 검증하는 것이다.

(3) 시연(Demonstration) : 체계, 부체계 및 구성품에 대하여 사전에 정의된 기준에 따른 동작 상태를 확인하는 것이다.

(4) 분석(Analysis) : 수학적 계산, 통계적 분석, M&S 또는 기 입증된 유사 장비와의 비교 및 획득된 자료를 종합적으로 활용하여 입증하는 것이다.

본 사업에서 개발된 핵심기술은 위의 4가지 방법으로 항목에 따라 검사, 시험, 시연 및 분석을 통하여 검증하며, 경우에 따라서는 중복하여 검증한다.

4. 결 론

선도형 프로그램인 ‘복합임무 무인수상정 기술개발’ 사업은 공통플랫폼, 원격운용/통제, 자율운항, 임무장비 등 4개의 단위 과제로 구성되어 있으며, 각 단위과제의 핵심기술을 확보하기 위해 공통플랫폼 설계기술, 원격운용통제기술, 자율운항제어기술 및 임무장비 연동기술 등으로 구분하여 개발하였다.

본 논문에서는 현재까지 요구사항분석, 기본설계, 그리고 상세설계 및 시제작한 시험용 시제품을 이용하여 개발된 핵심기술을 검증하기 위한 국방 분야의 적용무기체계에 대한 개발시험평가 절차와 규정을 살펴보고, 개발시험평가 대상기술, 항목, 내용 및 기준 등을 세부적으로 기술하였다.

본 선도형 프로그램을 통해 개발된 복합임무 무인수상정 핵

심기술은 향후 체계개발이 예상되는 항만/기지용 무인수상정, 소해용 무인수상정, 함정탐제용 무인수상정, 전투용 무인수상정 등에 활용이 가능하여 미래 대한민국 해군 전력 향상에 크게 기여 할 것이다.

References

Defense Acquisition Program Administration(DAPA), 2016. Weapon System Software Development and Management Manual. The 2017-8st Instruction from the Defense Acquisition Program Administration Manual(Revision 2017.08.31.).

Defense Acquisition Program Administration(DAPA), 2014. Weapon System Software Development and Management Manual. The 2014-1st Instruction from the Defense Acquisition Program Administration Manual(Revision 2014.02.19.).

Defense Acquisition Program Administration(DAPA), 2018. Regulations on the Management of Defense Acquisition Program, DAPA Enforcement Decree. The 432st Instruction from the Defense Acquisition Program Administration (Revision 2018.02.20.).

Ministry of National Defence(MND), 2016. Defence Power Development Mission Instructions. The 1975st Instruction from the Ministry of National Defence(Revision 2016.11.23.).

Lee, K.C., Kim, C.K., Kim, J.H., Park, S.B., Yu, C.W., Kwon, L.U., You, Y.J., Choi, B.W., Lee, P.Y., Kim, D.K., Kim, M.K., 2017. Development Status of Multi-Mission Unmanned Surface Vehicle. General Meeting & Annual Autumn Conference, The Society of Naval Architects of Korea.

Park, S.B., Lee, K.C., Kim, C.K., 2015. A Study on the Concept of Operations and the Future Capabilities for the Multi-mission Unmanned Surface Vehicles. 2015 Spring SNAK Conference, The Society of Naval Architects of Korea.

R.O.K Joint Chief of Staff(ROK JCS), 2017. Weapon System Test and Evaluation Work Guide(Revision 2017.04.25.).

Wikipedia, 2018. International Regulations for Preventing Collisions at Sea. [Online] Available at: <https://en.wikipedia.org/wiki/International_Regulations_for_Preventing_Collisions_at_Sea> [Accessed 14 May 2018].

Kristen J.B., 2008. Systems Engineering Guide for Systems of Systems(Version 1.0 August 2008). Systems and Software Engineering, Office of the Deputy Under Secretary of Defense for Acquisition and Technology.

Manohar, S. 2016, Software Reliability Testing Tools : An Overview and Comparison. International Journal Of Engineering And Computer Science, 5(11), 18886-18891.

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 ← (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 실험역 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 |

← (Table은 영문으로 작성, 표기되는 기호는 수식으로 작성)

← (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) ……

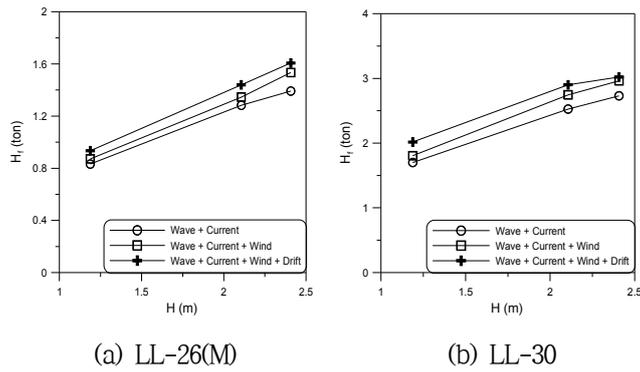


Fig. 1 Maximum height of tension forces acting on the mooring line at buoy

≡ (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 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/3.0/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.

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 제주도에에서 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

제32권 제5호(통권 제144호)

인 쇄 : 2018년 10월 26일

발 행 : 2018년 10월 31일

발행인 : 윤종성

편집인 : 김윤해

발 행 소 : 사단법인 한국해양공학회
부산광역시 동구 중앙대로 180번길 13, 1302호 (초량동 프레지던트오피스텔)
전 화 : (051)759-0656 FAX : (051)759-0657
담 당 : 사무국장 이희진
E - mail : ksoehj@ksoe.or.kr
Homepage : www.ksoe.or.kr
인 쇄 소 : 한림원(주)
서울특별시 중구 퇴계로51길 20 1303(오장동, 넥스타타워)
전 화 : (02)2273-4201 FAX : (02)2179-9083
E - mail : hanrim@hanrimwon.co.kr



사단법인 **한국해양공학회**
The Korean Society of Ocean Engineers