

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

한국해양공학회지

제32권 제6호 (통권 제145호)

2018년 12월

Journal of Ocean Engineering and Technology



Vol. 32, No. 6 (Serial Number 145)
December 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

Daeun 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 December 31, 2018 by Hanrimwon Co., Ltd., Seoul, Korea.

목 차

제32권 제6호 (통권 제145호)

2018년 12월

<연구논문>

극지해양구조물 성능평가를 위한 스펙트럼 기반 시간역 빙하중 생성에 관한 연구 김영식 · 김진하 · 강국진 · 한소령 · 김진환	411
KCS용 밸브형 비대칭 타의 최적화에 대한 수치적 성능 연구 김명길 · 김문찬 · 신용진 · 강진구	419
터빈 특성을 고려한 부유식 조류발전장치의 운동성능 고찰 조철희 · 황수진 · 박홍재 · 김명주	427
다양한 수직방향 무게중심을 고려한 사항 중 탱커 선체에 작용하는 유체력에 관한 연구 박태출 · 이성욱 · 백광준 · 문성호	433
능동형 횡동요 저감 장치를 이용한 선박운동제어 시뮬레이션 김경성 · 이병혁	440
비특이화 간접경계적분방정식방법을 이용한 2차원 수치수조 개발 및 적용 오승훈 · 조석규 · 정동호 · 성홍근	447
빙 및 일반해역 운항을 고려한 아라온호 선수프레임의 피로수명 계산 안우성 · 이탁기 · 황미란	458
동적이완법을 이용한 Steel Lazy Wave Riser의 정적형상 추정에 관한 수치해석적 연구 오승훈 · 정재환 · 박병원 · 권용주 · 정동호	466
3차원 동수역학모형-유류확산모형 연계를 통한 유출유 거동 모의 정태화 · 손상영	474
해안침식 현장 적용을 위한 인공산호초 연성공법의 파괴 감쇠 및 침식해빈사 포집성능 분석 홍성훈 · 김태운 · 최윤식 · 김정호 · 권용주 · 이시현 · 이광수 · 권순철	485
SM45C계의 UNSM 처리에 의한 트라이볼러지 특성 변화 심현보 · 서창민 · 서민수 · 아마노브 · 편영식	492
SM45C계의 PVD코팅과 필름에 의한 트라이볼러지 특성 심현보 · 서창민 · 김종형 · 서민수	502
무인잠수정을 위한 효과적이고 유연한 설치 성능을 지닌 수중 레이저스캐너 개발 이영준 · 이윤건 · 채준보 · 최현택 · 여태경	511

<기술논문>

전기추진 선박에 적용되는 20HP급 전기추진 선외기 구동시스템의 성능평가에 대한 고찰 문병영 · 신국환 · 이기열	518
--	-----

CONTENTS

Volume 32, Number 6

December, 2018

<Original Research Articles>

- Ice Load Generation in Time Domain Based on Ice Load Spectrum for Arctic Offshore Structures
Young-Shik Kim, Jin-Ha Kim, Kuk-Jin Kang, Solyoung Han and Jinwhan Kim 411
- Numerical Study on Optimization of Bulb Type Twisted Rudder for KCS
Myoung-Gil Kim, Moon-Chan Kim, Yong-Jin Shin and Jin-Gu Kang 419
- Dynamic Behavior of Floating Tidal Current Power Device Considering Turbine Specifications
Chul-Hee Jo, Su-Jin Hwang, Hong-Jae Park and Myeong-Joo Kim 427
- Study on Hydrodynamic Forces Acting on Tanker Hull with Consideration of Various Vertical Centers of Gravity in Drift Test
Taechul Park, Sungwook Lee, Kwang-Jun Paik and Sung-Ho Moon 433
- Simulation of Vessel Motion Control by Anti-Rolling Tank
Kyung Sung Kim and Byung-Hyuk Lee 440
- Development and Application of Two-Dimensional Numerical Tank using Desingularized Indirect Boundary Integral Equation Method
Seunghoon Oh, Seok-kyu Cho, Dongho Jung and Hong Gun Sung 447
- Calculation of Fatigue Life of Bow Frame of ARAON Considering Navigating in Ice and Open Waters
Woo-Seong An, Tak-Kee Lee and Mi-Ran Hwang 458
- Numerical Study on Estimation of Static Configuration of Steel Lazy Wave Riser Using Dynamic Relaxation Method
Seunghoon Oh, Jae-Hwan Jung, Byeongwon Park, Yong-Ju Kwon and Dongho Jung 466
- Oil Spill Simulation by Coupling Three-dimensional Hydrodynamic Model and Oil Spill Model
Tae-Hwa Jung and Sangyoung Son 474
- Study on Wave Reduction and Beach sand Capture Performance of Artificial Coral Reefs for In-situ Application
Sung-Hoon Hong, Tae-Yoon Kim, Yun-Shik Choi, Jeong-Ho Kim, Yong-Ju Kwon, Si-Hyeon Lee, Gwang-Soo Lee and Soon-Chul Kwon 485
- Variations in Tribology Factors of SM45C by UNSM Modification
Hyun-Bo Shim, Chang-Min Suh, Min-Soo Suh, Auezhan Amanov and Young-Sik Pyun 492
- Variations in Tribological Characteristics of SM45C by PVD Coating and Thin Films
Hyun-Bo Shim, Chang-Min Suh, Jong-Hyoung Kim and Min-Soo Suh 502
- Development of Underwater Laser Scanner with Efficient and Flexible Installation for Unmanned Underwater Vehicle
Yeongjun Lee, Yoongeon Lee, Junbo Chae, Hyun-Taek Choi and Tae-Kyeong Yeu 511

<Technical Article>

- Performance Evaluation of 20 HP Outboard Motor in Consideration of Driving System Applied to Electric-Propulsion Boat
Byung Young Moon, Kuk Hwan Shin and Ki Yeol Lee 518

Ice Load Generation in Time Domain Based on Ice Load Spectrum for Arctic Offshore Structures

Young-Shik Kim^{****}, Jin-Ha Kim^{*}, Kuk-Jin Kang^{**}, Solyoung Han^{****} and Jinwhan Kim^{ID***}

^{*}Offshore Plant Research Department, KRISO, Daejeon, Korea

^{**}Advanced Ship Research Department, KRISO, Daejeon, Korea

^{***}Mechanical Engineering Department, KAIST, Daejeon, Korea

^{****}Offshore Floater Research, Samsung Heavy Industries Co., LTD, Daejeon, Korea

극지해양구조물 성능평가를 위한 스펙트럼 기반 시간역 빙하중 생성에 관한 연구

김영식^{****} · 김진하^{*} · 강국진^{**} · 한소령^{****} · 김진환^{ID***}

^{*}선박해양플랜트연구소(KRISO) 해양플랜트연구부

^{**}선박해양플랜트연구소(KRISO) 선박연구부

^{***}한국과학기술원(KAIST) 기계공학과

^{****}삼성중공업(SHI) 해양부유체연구과

KEY WORDS: Arctic offshore structure 극지해양구조물, Ice load generation 빙하중 생성, Time-domain analysis 시간역 해석, Ice load spectrum 빙하중 스펙트럼, Mean ice load 평균 빙하중

ABSTRACT: This paper introduces a new method of ice load generation in the time domain for the station-keeping performance evaluation of Arctic offshore structures. This method is based on the ice load spectrum and mean ice load. Recently, there has been increasing interest in Arctic offshore technology for the exploration and exploitation of the Arctic region because of the better accessibility to the Arctic ocean provided by the global warming effect. It is essential to consider the ice load during the development of an Arctic offshore structure. In particular, when designing a station-keeping system for an Arctic offshore structure, a consideration of the ice load acting on the vessel in the time domain is essential to ensure its safety and security. Several methods have been developed to consider the ice load in the time domain. However, most of the developed methods are computationally heavy because they consider every ice floe in the sea ice field to calculate the ice load acting on the vessel. In this study, a new approach to generate the ice load in the time domain with computational efficiency was suggested, and its feasibility was examined. The ice load spectrum and mean ice load were acquired from a numerical analysis with GPU-event mechanics (GEM) software, and the ice load with the varying heading of a vessel was reconstructed to show the feasibility of the proposed method.

1. 서 론

최근 전 지구적 온난화에 따라 북극해의 빙해 면적이 지속적으로 감소하고 있으며, 2050년대가 되면 1950년대와 비교하여 빙해 면적이 약 50% 까지 줄어들 것으로 예측되고 있다(NOAA, 2017). 이러한 북극 빙해 면적 감소는 북극 지역으로의 해양 접근성 향상을 가져오고 있으며, 최근에는 여름철 북극해를 항해하는 경제적인 북극 항로의 활용이 점점 부각되고 있다. 더욱이 북극 지역의 석유 및 가스 자원 매장량이 전 세계 매장량의 22%에 이를 것

이라는 연구 결과가 최근 발표되었다(US Congressional Hearign, 2009). 이러한 북극 개발과 관련한 여건 조성에 따라 북극해를 포함하는 북극지역 개발을 위한 기술 개발이 이루어지고 있으며, 북극해 연안 국가들을 중심으로 극지 자원 탐사 및 생산을 위한 극지해양구조물 기술 개발이 활발히 이루어지고 있다.

극지 빙해 지역의 자원 탐사 및 생산을 위해 설계되는 부유식 극지해양구조물은 그 위치 및 자세를 유지하기 위한 위치유지 (Station-keeping) 시스템이 필요하다. Fig. 1은 2004년 북극 지역에서 수행된 Integrated ocean drilling program(IODP)에서 두 대의

Received 23 July 2018, revised 6 November 2018, accepted 13 December 2018

Corresponding author Jinwhan Kim: +82-42-350-1519, jinwhan@kaist.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6886-2449>

© 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.

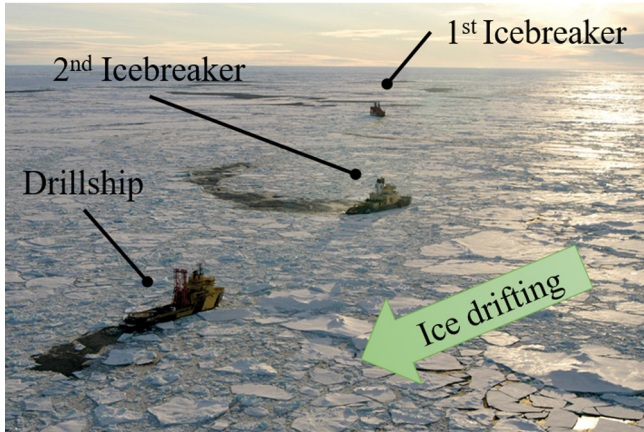


Fig. 1 Arctic station-keeping operation of a drillship with ice-management support by icebreakers (Source: IODP): a drilling platform Vidar Viking in the foreground, and icebreakers Oden and Sovetskiy Soyuz in the background managing the drifting sea ice by breaking ice floes to keep the position of the drilling platform stable

쇄빙선(Icebreaker)을 활용한 빙해관리(Ice-management) 작업과 추진시스템을 활용한 동적위치유지시스템(Dynamic positioning system)을 사용하여 빙해에서 위치유지를 하고 있는 드릴십(Drillship) 선단을 보이고 있다(Moran et al., 2006). 그림에서 보이는 바와 같이 유빙으로 가득한 극지 해양에서 극지해양구조물이 위치를 유지하기 위해서는 해빙을 필수적으로 고려해야 한다. 특히 선체 주변 해빙에 의한 빙하중(ice load)은 극지해양구조물의 위치유지시스템 설계 및 운영을 위해 필수적으로 고려되어야 한다. 대표적인 극지해양구조물 위치유지방법으로 계류시스템(Mooring system)을 사용하는 방법, 동적위치유지시스템(Dynamic positioning system)을 사용하는 방법, 계류시스템과 동적위치유지시스템을 함께 사용하는 방법 등을 고려할 수 있으며, 이러한 위치유지시스템 설계 단계에서 시간역(Time-domain) 빙하중 고려를 통한 극지해양구조물의 위치유지 성능 평가 및 안전성 평가가 필수적이다.

극지해양구조물의 성능 평가와 관련하여 국내에서는 연구 목적 쇄빙선 아라온(Araon)에 대한 쇄빙성능평가 연구가 경험식, 모형시험, 실선계측의 방법을 활용한 비교 연구로 진행된 바 있다(Lee et al., 2011; Lee et al., 2014). 최근에는 빙하중 추정 경험식을 기반으로 유빙 입사각에 따라 극지해양구조물에 작용하는 빙하중을 추정하는 기법 개발이 수행되었다(Kim and Lee, 2018).

국외에서는 극지해양구조물에 작용하는 빙하중을 시간역에서 고려하기 위해 다양한 수치해석기법들이 제안되었으며, 극지해양구조물에 영향을 주는 많은 수의 유빙(Ice floe)에 대한 운동을 계산하고 유빙-유빙 상호작용, 유빙-극지해양구조물 상호작용을 고려하여 극지해양구조물 선체에 작용하는 빙하중을 추정하는 Discrete element method(DEM) 방법이 가장 활발히 연구되어 왔다. 이러한 DEM 방법은 많은 수의 유빙 운동을 계산하고 유빙 간의 접촉을 포함하는 상호작용을 고려해야 하므로 많은 계산량과 계산 시간을 필요로 한다(Løset, 1994; Kjerstad and Skjetne, 2014; Kjerstad et al., 2015). 이러한 빙하중 추정 수치해

석법의 한계를 극복하고자 유빙-유빙 및 유빙-구조물 간의 약한 연성 관계를 고려하고, 병렬구조를 가지면서 뛰어난 부동소수점 연산 성능을 갖는 Graphics processing unit(GPU)를 수치 계산에 직접 활용하는 GPU-event-mechanics(GEM)이 개발된바 있다(Daley et al., 2012; Daley et al., 2014a). Daley 등은 일반적인 그래픽 카드를 갖는 개인 컴퓨터에서 GEM으로 부유식 극지해양구조물에 약 72시간 동안 작용하는 빙하중을 계산하는데 약 36시간이 소요됨을 보였고, 이는 LS-DYNA 기반에서 DEM으로 동일 조건을 계산할 경우 수만 일이 소요됨을 소개하였다(Daley, et al., 2014b).

본 연구는 시간역에서 빙하중을 고려하는 새로운 접근법을 제안하고 그 활용성을 검토하고자 한다. 제안하는 시간역 빙하중 생성 기법은 빙하중이 평균 빙하중(Mean ice load)과 변동 빙하중(Oscillatory ice load)으로 구성됨을 가정하고, 빙해 조건 및 극지해양구조물 운동 상태에 따른 평균 빙하중과 변동 빙하중 요소를 정의하는 빙하중 스펙트럼(Ice load spectrum)을 도입한다. 평균 빙하중과 빙하중 스펙트럼을 기반으로 선박 운동 조건에 따른 빙하중을 합성함으로써 시간역 빙하중을 고려한다.

2. 빙하중 합성 방법

본 장에서는 모형시험과 수치해석을 통해 획득한 시간역 빙하중 데이터를 분석하여 빙하중이 평균 빙하중과 변동 빙하중 요소로 구성되어 있음을 보이고자 한다. 또한 두 빙하중 요소를 활용하여 시간역에서 빙하중을 합성하는 방법을 소개하고, 합성된 빙하중과 모형시험 및 수치해석을 통해 획득한 빙하중을 비교하여 제안한 시간역 빙하중 생성법의 유효성을 검토한다.

2.1 빙하중의 특성

본 절에서는 극지해양구조물에 작용하는 빙하중의 특성을 분석한다. 선박해양플랜트연구소(Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering, KRISO) 빙해수조에서 수행된 모형시험을 통해 선박형 극지해양구조물에 작용하는 빙하중을 측정하여 그 결과를 Fig. 2에 도시하였다. 모형시험의 빙해 조건은 빙관리(Ice management) 작업을 통해 큰 해빙들이 적절한 크기의 빙편들로 나누어진 빙해 조건(Managed ice field)이다. 본 모형시험은 200m 급 극지용 탱커를 대상으로 수행하였으며, 모형빙은 빙 밀집도(Ice concentration ratio) 10/10의 Pre-swam 조건이며, 빙 두께(Ice thickness) 1.7m, 빙 강도(Ice strength) 1.2MPa이며, 유빙 진행 속도는 0.13m/s이다. 모형시험은 KRISO 빙해수조 Pre-swam 모형시험 절차를 따라 수행되었다(Kim et al., 2018; Jeong et al., 2011). 선수 방향에서 선미 방향으로 유빙이 진행되는 조건에서 극지해양구조물의 전후동요(Surge) 방향으로 작용하는 빙하중의 시계열을 Fig. 2 상단에 도시하였다. 빙하중 시계열의 주파수역 분석 결과인 파워스펙트럼밀도(Power spectral density, PSD)를 그림의 하단에 도시하였고, 빙하중 스펙트럼 형상을 명확히 보기위해 이동평균(Moving average)을 취한 빙하중 파워스펙트럼밀도(Moving average filtered power spectral density, MAF PSD)를 그림에 같이 표시하였다. 빙하중 스펙트럼으로부터 측정된 빙하중은 평균 빙하중과 변동 빙하중으로 구성됨을 확인할 수 있다.

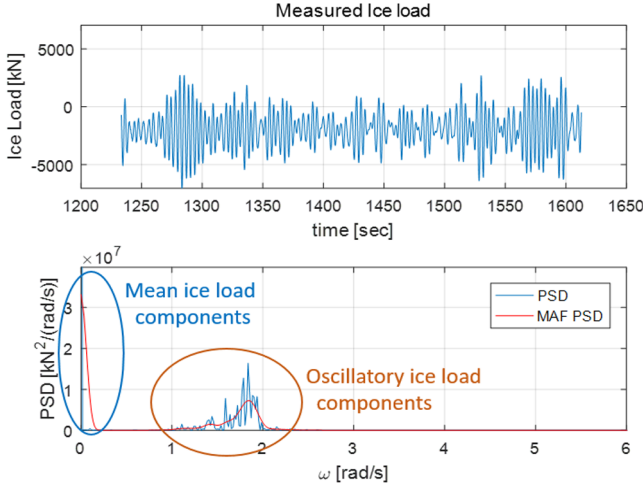


Fig. 2 Measured ice load in model test and its power spectral density

2.2 조류력과 파력의 시간역 생성 방법

본 연구에서 제시하는 빙하중 생성 기법은 해빙이 존재하지 않는 일반 해역에서의 조류력(Current force)과 1차 파랑 기진력(First order wave exciting force) 생성 방법을 기반으로 개발되었다. 따라서 본 절에서 시간역에서 조류력과 1차 파랑 기진력을 생성하는 일반적인 방법을 소개한다.

일반적으로 해빙이 존재하지 않는 일반 해역에서 해양구조물에 작용하는 조류력은 조류속도와 해양구조물로 입사되는 조류 방향을 나타내는 조류 입사각에 의해 결정되며 조류력 계수(Current force coefficients)를 활용하여 다음과 같은 관계식으로 표현된다.

$$\tau_{cur} = \frac{1}{2} \rho_w U_{cur}^2 \begin{bmatrix} C_{Xcur}(\beta) A_{fc} \\ C_{Ycur}(\beta) A_{sc} \\ C_{XYcur}(\beta) A_{sc} L \end{bmatrix}, \quad (1)$$

여기서 τ_{cur} 는 해양구조물에 작용하는 수평면 방향 조류력을 나타내는 조류력 벡터이고, ρ_w 는 물의 밀도이며, U_{cur} 는 조류속도이다. A_{fc} , A_{sc} 는 조류의 영향을 받는 홀수 아래 선형의 전후동요(Surge)

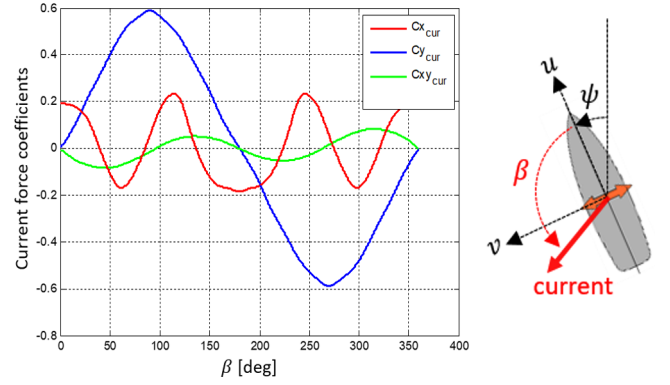


Fig. 3 Current force coefficients and the definition of relative current angle

방향 및 좌우동요(Sway) 방향 투영면적(Projection area)이며, L 은 선박의 길이이다. C_{Xcur} , C_{Ycur} , C_{XYcur} 는 각각 전후동요, 좌우동요, 선수동요 방향의 조류력 계수를 나타내며, β 는 선박의 몸체고정좌표계(Body-fixed coordinate)에서 정의되는 조류 입사각이다. 아래 Fig. 3은 선박 형상 해양구조물에 대한 조류력 계수와 조류 입사각 β 의 정의를 나타낸다. 조류력 계수는 모형시험 또는 CFD (Computational fluid dynamics) 해석을 통해 확보하는 것이 일반적이며, 비슷한 형상 및 비슷한 크기의 선종에 대한 조류력 계수가 존재할 경우 그 크기를 고려한 내삽(Interpolation) 또는 외삽(Extrapolation)을 통해 확보한다(Fossen, 2011).

파랑에 의해 기진되는 1차 파랑 표류력은 파고와 해양구조물에 작용하는 파랑 입사각에 의해 결정되며, 선형전달함수(Linear transfer function, LTF)를 활용하여 다음의 식으로 표현된다.

$$\tau_{1^{st}wave}^i(t) = \sum_{j=1}^N \sqrt{2S_{wave}(\omega_j) \Delta \omega} [LTF_R^i(\omega_j, \beta) \cos(\omega_j t + \phi_j) + LTF_I^i(\omega_j, \beta) \sin(\omega_j t + \phi_j)] \quad (2)$$

여기서 $\tau_{1^{st}wave}^i$ 는 i -운동 방향 1차 파랑 기진력을 나타내며, $i=1$ 일 때 전후동요, $i=2$ 일 때 좌우동요, $i=3$ 일 때 선수동요 방향

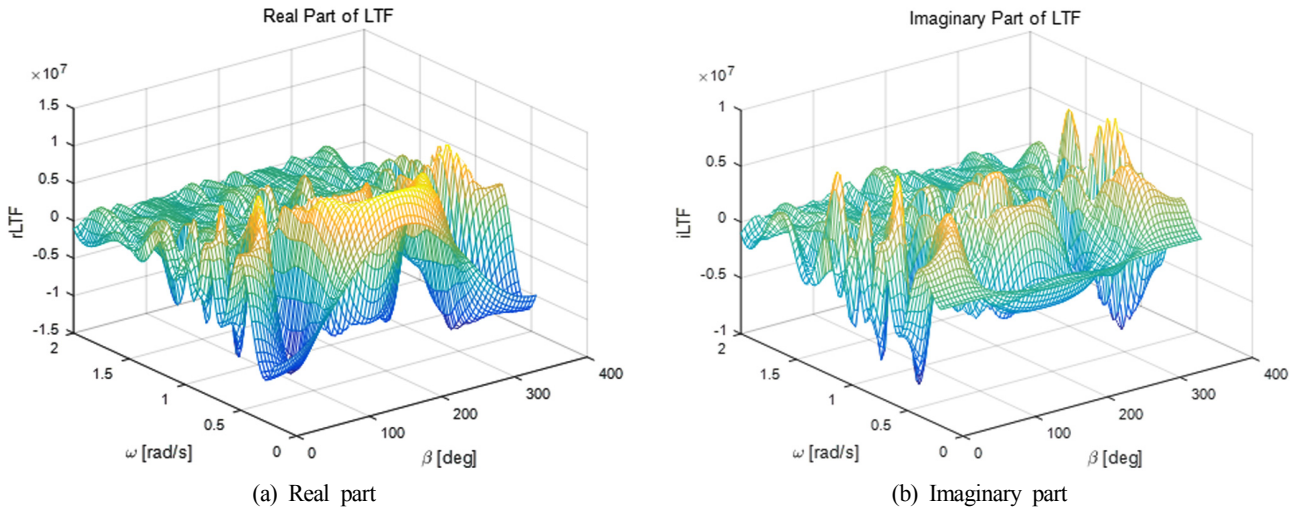


Fig. 4 Linear transfer function (LTF) for 1st wave force in surge direction: (a) real part of the LTF, (b) imaginary part of the LTF

의 1차 파랑 기진력을 나타낸다. $S_{wave}(\omega_j)$ 는 불규칙 파랑을 정의하는 파스펙트럼(Wave spectrum)이고, 파주파수 ω_j 의 함수이다. 주파수역에서 정의된 파스펙트럼으로부터 시간역에서의 파랑을 생성하기 위해 역 Fourier 변환(Inverse Fourier transform)이 사용되므로, 주파수 요소 ω_j 가 사용되었으며, 총 주파수 요소는 N 개로 구성된다. $\Delta\omega$ 는 각 주파수 요소의 평균 차이를 나타낸다. $LTF_R^i(\omega_j, \beta)$ 과 $LTF_I^i(\omega_j, \beta)$ 는 i -운동 방향 1차 파랑 기진력을 나타내는 선형전달함수의 실수부(Real part)와 허수부(Imaginary part)를 각각 나타낸다. 선형전달함수의 입력 변수인 ω_j 와 β 는 j -번째 주파수 요소의 원진동수(Circular frequency)와 파랑 입사각을 나타낸다. t 와 ϕ_j 는 시간과 j -번째 주파수 요소의 위상(Phase)을 나타낸다. 1차 파랑 기진력을 결정하는 선형전달함수는 일반적으로 포텐셜(Potential) 해석 S/W를 활용하여 획득하는 것이 일반적이다. 아래 Fig. 4는 선박형 해양구조물에 대한 전후동요 방향 1차 파랑 기진력을 생성하기 위한 선형전달함수를 보이고 있다. 주목할 점은 선형전달함수가 앞서 설명한 바와 같이 시간역 신호 생성을 위한 역 Fourier 변환을 위해 파주파수 ω 의 함수로 정의됨과 동시에 선박의 선수각(Yaw) 변화에 따른 파랑 기진력 변화 고려를 위해 파랑 입사각 β 의 함수로 구성되었다는 것이다(Fossen, 2011).

2.3 빙하중 합성 방법

앞서 소개한 조류력 생성 방법과 1차 파랑 기진력 생성 방법을 고려하여 새로운 시간역 빙하중 생성 기법을 다음의 식으로 제안한다.

$$\begin{aligned} \tau_{ice}^i(t) = & \bar{\tau}_{ice}^i(\beta, v_r, h_{ice}, \sigma_{ice}, \gamma_{ice}) \\ & + \sum_{j=1}^N \sqrt{2S_{ice}^i(\omega_j, \beta, v_r, h_{ice}, \sigma_{ice}, \gamma_{ice})} \Delta\omega \cos(\omega_j t + \phi_j) \end{aligned} \quad (3)$$

여기서 i -운동 방향 평균 빙하중 $\bar{\tau}_{ice}^i$ 는 유빙 입사각 β , 유빙 상대속도 v_r , 빙 평균 두께 h_{ice} , 빙 평균 강도 σ_{ice} , 빙 밀집도 γ_{ice} 의 함수로 가정한다. 변동 빙하중 요소를 결정하는 빙하중 스펙트럼 S_{ice}^i 는 평균 빙하중을 정의하는 파라미터들 외에 빙하중 변동 성분의 주파수 요소인 원진동주파수 ω_j 에 대한 함수로 정의한다. 본 연구에서는 빙하중이 평균 빙하중과 변동 빙하중으로 구성된다고 가정하고 있으며, 식 (3)의 첫 번째 항 $\bar{\tau}_{ice}^i$ 은 평균 빙하중을 나타내고, 두 번째 항은 빙하중 스펙트럼 S_{ice}^i 에 기반한 변동 빙하중을 나타낸다.

극지해양구조물의 운용 영역이 결정되어 빙해 조건이 확정되었고 위치유지를 수행하고 있다고 가정하면, 식 (3)은 식 (4)와 같이 단순화 될 수 있다. 실제로 빙해에서 유빙 입사각과 상대속도는 수 시간 동안 급격한 변화를 보이는 경우가 있으나, 다른 빙 파라미터들인 빙 평균 두께, 빙 평균 강도, 빙 밀집도 등은 상대적으로 느린 변화를 보이는 것으로 알려져 있다. 따라서 본 논문에서는 유빙의 진행 방향 또는 극지 해양구조물의 선수각이 변화한다는 조건을 가정하고 식 (4)와 같이 평균 빙하중 $\bar{\tau}_{ice}^i$ 은 유빙 입사각 β 만의 함수로 나타내고, 변동 빙하중을 구성하는 빙하중 스펙트럼 S_{ice}^i 은 변동 성분의 주파수 ω_j 와 유빙

입사각 β 만의 함수로 가정하여 식을 단순화하였다.

$$\tau_{ice}^i(t) \approx \bar{\tau}_{ice}^i(\beta) + \sum_{j=1}^N \sqrt{2S_{ice}^i(\omega_j, \beta)} \Delta\omega \cos(\omega_j t + \phi_j) \quad (4)$$

2.4 빙하중 합성 결과 비교 분석

제안한 빙하중 생성기법의 유효성을 검토하기 위해 본 논문의 2.1절에서 소개한 KRISO 빙해수조에서 수행된 200m급 극지용 탱커에 작용하는 빙하중 평가 모형시험 결과를 활용하였다. 모형시험을 통해 예측한 선박형 극지해양구조물의 전후동요 방향 빙하중을 평균 빙하중과 변동 빙하중으로 분석하고 이를 시간역에서 합성한 결과를 Fig. 5에 도시하였다. 또한 예측된 빙하중과 합성된 빙하중 시계열을 통계 분석한 결과를 Table 1에 정리하였다. 합성된 빙하중의 파워스펙트럼밀도는 예측된 빙하중의 파워스펙트럼밀도를 잘 재현하여 주파수 전 영역에서 일치치를 보이고 있으며, 빙하중 시계열은 최대값 및 진동 특성이 비슷하게 보이고 있다. 전 주파수 영역에서 일치치를 보이는 파워스펙트럼밀도는 합성된 빙하중이 측정된 빙하중의 에너지 량과 주파수 특성을 잘 재현하고 있음을 보이는 것이며, 이는 극지해양구조물의 위치유지 성능평가에서 극지해양구조물에 작용하는 해빙에 의한 외력 에너지 특성을 정성적으로 잘 재현할 수 있음을 의미한다. 또한 Table 1에 정리한 통계분석 결과로부터 평균 빙하중(Mean ice load), 빙하중 실효값(Root mean square of ice load), 빙하중 표준편차(Standard deviation of ice load), 최대 빙하중(Maximum ice load) 등 빙하중이 갖는 대표 통계 특성이 약 5% 이내로 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 본 연구에서는 빙하중을 기술할 때 Fig. 3에 보인 몸체고정좌표계(Body-fixed coordinate system)를 사용하므로, 선수에서 선미 방향으로 작용하는 빙하중은 음의 부호를 갖는다. 극지 해양구조물의 위치유지 성능평가를 위한 시간역 해석에서 주요하게 평가되어야 하는 항목은 극지해양구조물이 정해진 기준 위치로부터 벗어나는 정도와 계류시스템을 사용할 경우 계류삭에 작용하는 최대 장

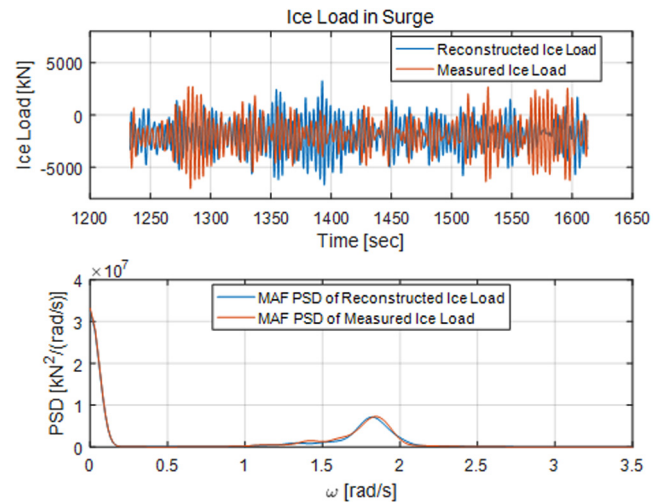


Fig. 5 Measured ice load in a model test in ice tank of KRISO and reconstructed ice load with the proposed ice load reconstruction method

Table 1 Statistical comparison between measured ice load from a model test and reconstructed ice load by the proposed ice load reconstruction method

Items	Unit	Measured ice load in a model test (A)	Reconstructed ice load (B)	Error (B-A)/A [%]
Mean ice load	[kN]	1,962	1,947	-0.76
Root mean square of ice load	[kN]	2,540	2,505	-1.38
Standard deviation of ice load	[kN]	1,613	1,577	-2.23
Maximum ice load	[kN]	-7,046	-6,712	-4.74

력이다. 이러한 특성을 고려하여 극지해양구조물의 위치유지 성능을 평가할 때, 유빙이 이동하는 방향과 같은 방향으로 작용하는 빙하중이 앞서 언급한 위치와 장력에 주요한 영향을 미친다. 따라서 유빙이 선수에서 선미방향으로 흐른다는 가정을 가지고 수행된 본 모형시험 결과에서는 음의 부호로 작용하는 빙하중 최대값이 위치유지 성능에 주요한 영향을 미치는 인자이다.

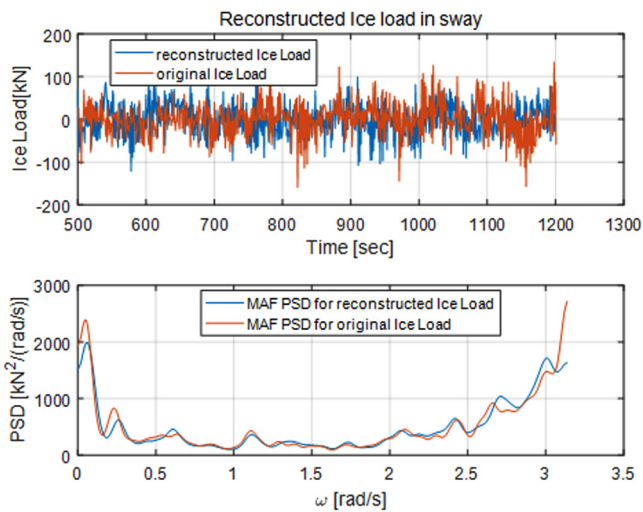
빙하중 추정 수치해석 소프트웨어인 GEM을 사용하여 Han et al.(2017)이 계산한 극지용 Floating production storage and offloading (FPSO)에 작용하는 빙하중 결과를 활용하여 제안한 빙하중 생성기법의 유효성을 다시 검토하였다. Han et al.(2017)의 연구를 통해 계산된 240m급 선박형 극지해양구조물에 작용하는 빙하중 시계열을 평균 빙하중과 빙하중 스펙트럼으로 분석하고 이로부터 빙하중을 합성하여 결과를 Fig. 6에 나타내었다. 빙하중 계산에서 환경 조건은 빙 밀집도 8/10, 빙 두께 1m, 빙 강도 2MPa이었으며, 유빙

진행 속도는 0.5m/s로 가정하였고, 이 환경 조건을 Table 3에 정리하였다. 앞서 소개한 모형시험 결과를 활용한 빙하중 합성 결과와 마찬가지로, 수치해석을 통해 추정된 빙하중의 파워스펙트럼 밀도와 제안한 방법으로 합성된 빙하중의 파워스펙트럼 밀도가 좋은 일치성을 보이고 있다. 이로서 제안한 빙하중 합성기법을 수치해석을 통해 획득된 빙하중의 주파수 특성을 잘 재현하고 있음을 확인할 수 있다. 또한 수치해석을 통해 계산한 빙하중과 시간역 생성기법으로 합성된 빙하중의 통계 분석 결과를 Table 2에 정리하였다. 빙하중의 평균값, 실효값, 표준편차, 최대값을 비교하였고 모든 통계 결과의 상호 오차가 약 3% 이내로 좋은 일치성을 보이고 있음을 확인하였다.

모형시험을 통해 확보한 빙하중과 수치해석을 통해 계산한 빙하중을 활용하여 본 논문에서 제안하고 있는 빙하중 합성 방법의 유효성을 검토하였다. 모형시험 빙하중과 수치해석 빙하중을 사용하여 제안된 빙하중 합성법을 적용하여 시간역에서 빙하중을 생성하였을 경우, 빙하중의 에너지 량과 주파수 특성이 잘 재현됨을 확인하였다. 더욱이 통계 분석을 통해 합성된 빙하중이 입력으로 사용된 모형시험 및 수치해석 빙하중의 시계열 특성을 약 5% 이내 오차로 잘 재현하고 있음을 확인하였다. 따라서 제안하는 빙하중 합성 기법을 적용하여 극지해양구조물의 성능평가를 수행할 경우 시간역에서 선수가 변화가 자유롭게 이루어지는 위치유지 작업에서의 위치유지 성능과 안전성 검토에서 유효하게 빙하중을 생성할 수 있을 것으로 판단된다.

3. 시간역 빙하중 생성

시간역 빙하중 생성을 위한 준비 및 실행 결과를 본 장에서 다룬다. 앞서 소개한 빙하중 수치해석 소프트웨어인 GEM을 이용하여 Han et al.(2017)이 계산한 빙하중 결과를 사용하여 극지해양구조물의 위치유지 성능평가를 위한 시간역 빙하중 생성 예를 보이고자 한다.

**Fig. 6** Simulated ice load by GEM software and reconstructed ice load with the proposed ice load reconstruction method**Table 2** Statistical comparison between the simulated ice load by GEM software and reconstructed ice load by the proposed ice load reconstruction method

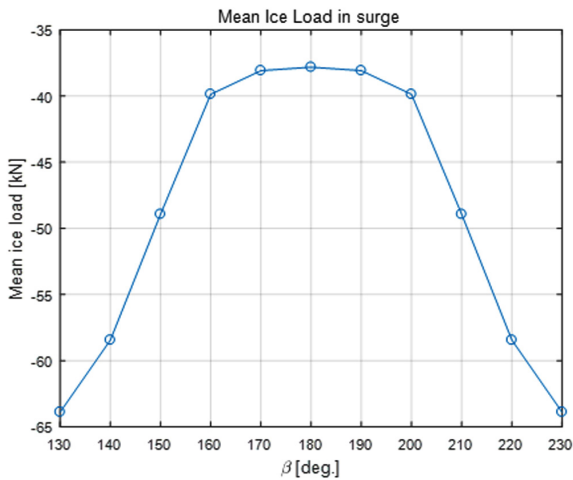
Items	Unit	Simulated ice load by GEM (A)	Reconstructed ice load (B)	Error (B-A)/A [%]
Mean ice load	[kN]	-63.89	-65.52	2.55
Root mean square of ice load	[kN]	70.71	72.47	2.49
Standard deviation of ice load	[kN]	30.32	31.00	2.24
Maximum ice load	[kN]	-174.81	-178.76	2.26

3.1 평균 빙하중

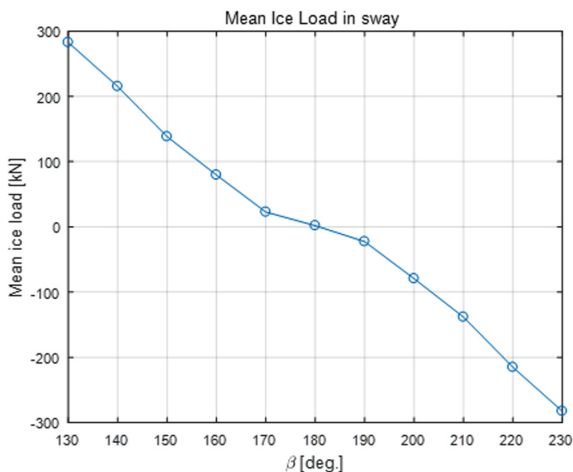
Han et al.(2017)은 GEM 소프트웨어를 활용하여 Table 3에 정리한 빙해환경 조건에서 선박형 극지해양구조물에 작용하는 빙

Table 3 The ice condition for the numerical ice load analysis by the GEM software

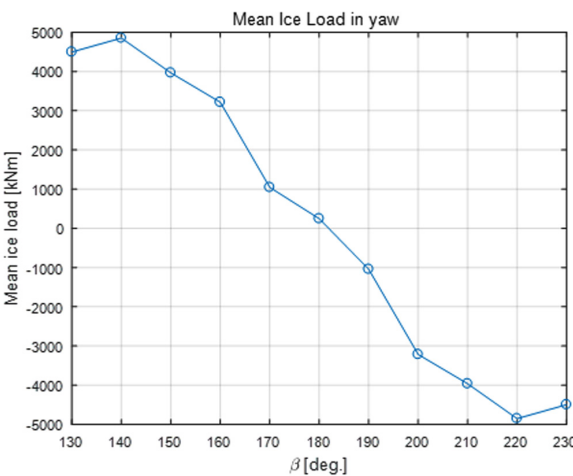
Items	Unit	Value
Ice drift speed in average v_r	[m/s]	0.5
Ice thickness in average h_{ice}	[m]	1
Ice strength in average σ_{ice}	[Mpa]	2
Ice concentration ratio γ_{ice}		8/10



(a) Mean ice load in the surge direction



(b) Mean ice load in the sway direction



(c) Mean ice load in the yaw direction

Fig. 7 Mean ice load with the angle of attack by the ice floe drifting

하중을 계산하였다. 몸체고정 좌표계 기준으로 180°부터 130°까지 10°간격 유빙 입사각(β)에 대한 빙하중을 추정하였고 선박형 극지해양구조물의 좌우 대칭성을 고려하여 130°부터 230°까지 10°간격의 유빙 입사각에 대한 평균 빙하중을 분석하여 Fig. 7과 같이 도출하였다. 앞서 언급한 바와 같이 극지해양구조물의 운용 영역이 결정되어 빙해 조건이 확정되고 위치유지를 수행하고 있다고 가정하여 평균 빙하중으로 계산하였으므로 평균 빙하중은 그림에서 보이는 바와 같이 오직 유빙 입사각에 대한 함수로 정리된다. 따라서 극지해양구조물의 위치유지 작업 중 선박의 선수동요만을 고려하여 선체에 작용하는 평균 빙하중을 계산할 수 있으며, GEM 소프트웨어를 통해 계산하지 않은 선수각에 대한 평균 빙하중을 보간법으로 추정할 수 있다.

3.2 변동 빙하중

변동 빙하중을 표현하는 빙하중 스펙트럼을 GEM 추정 빙하중 계산 결과로부터 분석하여 획득하였다. 수치해석을 통해 확보된 빙하중 시계열을 주파수 분석법을 통해 파워스펙트럼밀도로 표시하였고, 유빙 입사각과 변동 빙하중 표현을 위한 주파수 성분에 대한 함수로 가정하여 Fig. 8과 같이 2-파라미터 곡면 그래프(2-parameter surface)로 도시하였다. 평균 빙하중의 경우와 마찬가지로 선박형 극지해양구조물 특성을 고려하여 130°부터 230°까지 10°간격의 유빙 입사각에 대한 그래프 데이터를 구성하였다. 주파수 성분은 파스펙트럼(Wave spectrum)으로부터 파랑 생성시 추천되는 100개 이상의 주파수 개수를 고려하여 결정하였다. 변동 빙하중도 평균 빙하중과 마찬가지로 미리 확보하지 못한 선수동요 운동이 극지해양구조물 운동 중 발생할 경우 보간법을 통해 해당 선수동요 운동에 대한 빙하중 스펙트럼을 추정할 수 있다.

3.3 시간역 빙하중 합성 결과

본 논문에서 제시하는 시간역 빙하중 생성 방법을 적용하여 생성된 시간역 빙하중 결과를 Fig. 9에 도시하였다. 새롭게 제안되는 시간역 빙하중 생성법은 극지해양구조물에 작용하는 빙하중을 유빙 입사각에 따라 극지해양구조물에 작용하는 평균 빙하중과 변동 빙하중의 합으로 정의한다. 유빙의 진행 방향이 일정하다고 가정하고 위치유지 작업을 수행하고 있는 극지해양구조물의 선수동요가 발생할 경우, 유빙 입사각은 선박의 선수동요 운동에 의해 결정 된다. 극지해양구조물의 선수동요 운동에 따라 변화하는 유빙 입사각을 가정하여 Fig. 9의 (a)에 도시하였다. 그림에서 보이는 바와 같이 선박의 선수동요 운동은 선수각 $\pm 40^\circ$ 이내에서 장주기 운동과 단주기 운동을 함께 한다고 가정

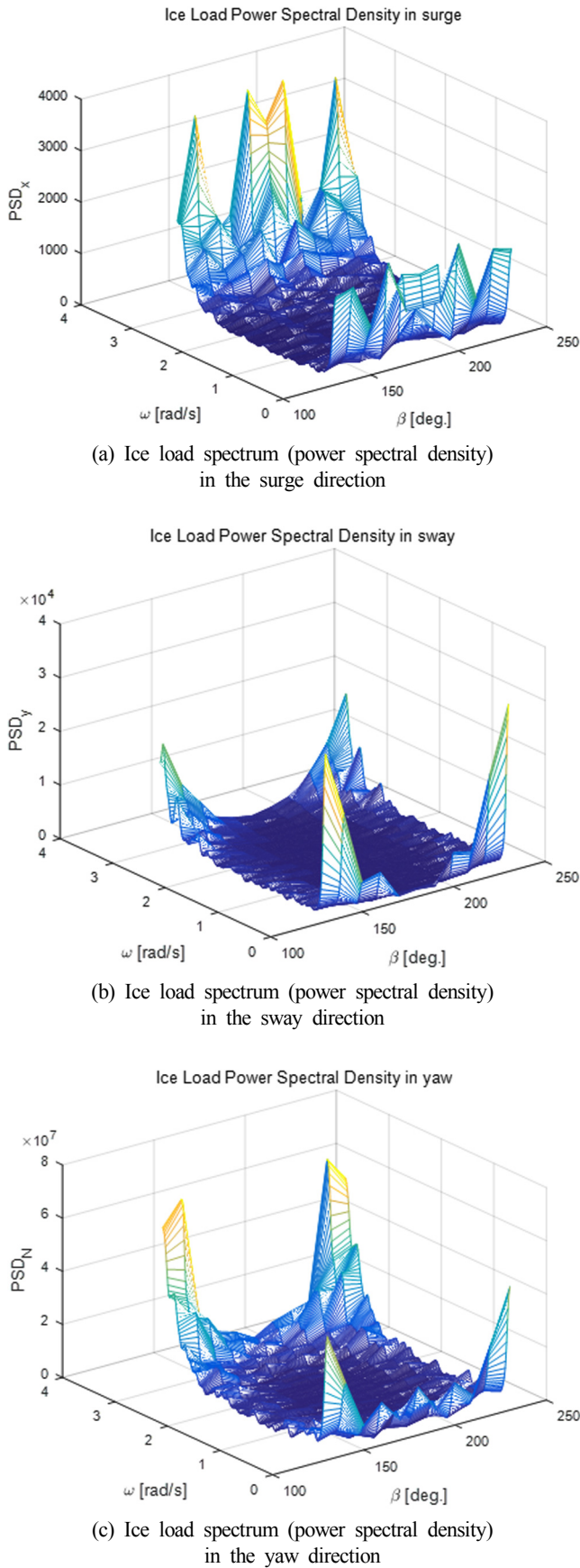


Fig. 8 Ice load spectrum (power spectral density) with the angle of attack by the ice floe drifting

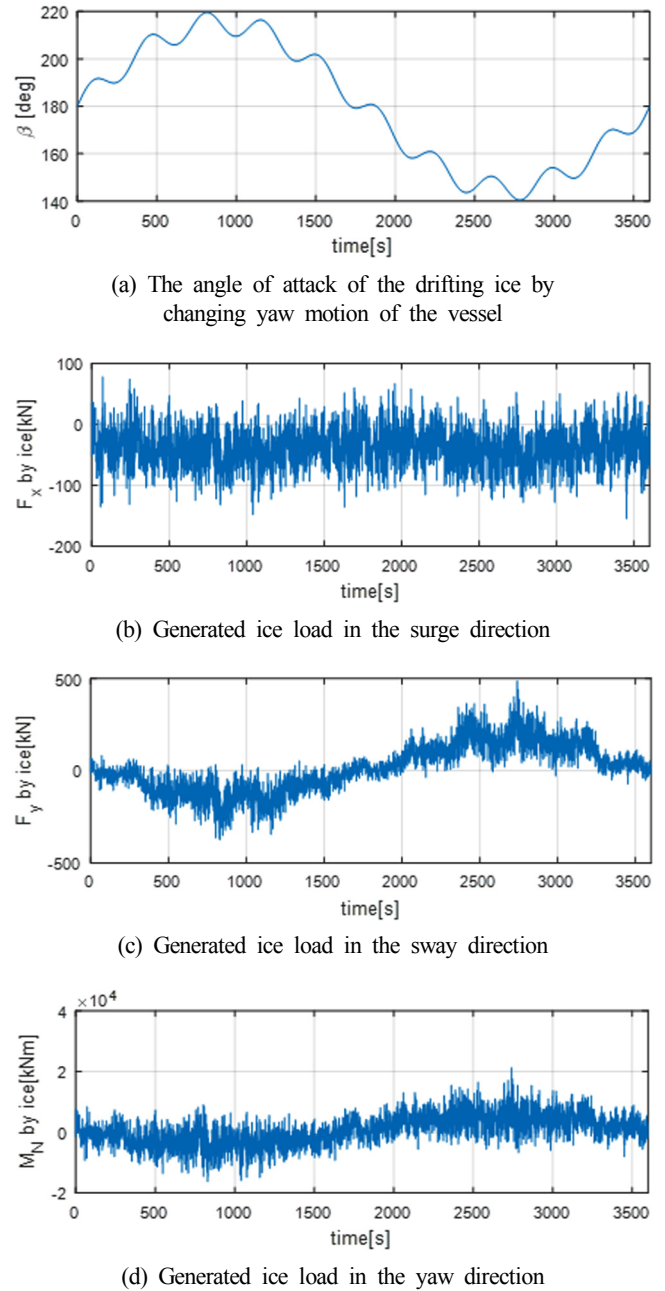


Fig. 9 Ice load generated in time-domain by the proposed ice load generation method based on the mean ice load and the ice load spectrum

하였고 그 결과 유빙 입사각이 140° 에서 220° 까지 변화한다고 가정하였다. 가정된 유빙 입사각에 대하여 극지해양구조물에 작용하는 빙하중을 전후동요, 좌우동요, 선수동요 방향에 대하여 각각 Fig. 9의 (b), (c), (d)에 도시하였다. 그림에 도시한 결과로부터 극지해양구조물의 선수동요 운동 또는 유빙 입사각 변화에 따라 극지해양구조물에 작용하는 빙하중 변화가 잘 표현되고 있음을 확인 할 수 있다. 이러한 시간역 빙하중 합성 방법을 통해 극지해양구조물에 작용하는 빙하중을 극지해양구조물의 상태 변화에 따라 적절히 생성할 수 있으며, 계류시스템과 동적위치유지시스템의 성능평가를 위한 시간역 해석에서 빠른 빙하중 생성이 가능함을 확인하였다.

4. 결 론

본 논문에서는 극지해양구조물의 위치유지 성능평가 및 운동 성능평가에 활용할 수 있는 시간역 빙하중 생성 기법을 새롭게 제시하였다. 또한 모형시험 결과와 수치해석 결과를 활용하여 새로이 제안된 빙하중 생성 기법의 유효성을 검토하고 그 활용 가능성을 보였다. 제안하는 시간역 빙하중 생성 기법은 극지해양구조물에 작용하는 빙하중이 평균 빙하중(Mean ice load)과 변동 빙하중(Oscillatory ice load)으로 구성됨을 가정하고, 유빙 입사각에 따라 변화하는 평균 빙하중과 변동 빙하중 요소를 정의하는 빙하중 스펙트럼을 도입하였다. 도입된 평균 빙하중과 변동 빙하중을 극지해양구조물 운동 조건, 즉 선수각 변화에 따른 유빙 입사각 변화를 고려하여 시간역에서 합성함으로써 극지해양구조물의 운동 성능평가에 활용할 수 있는 시간역 빙하중을 생성하였다. 제안한 시간역 빙하중 합성 기법의 유효성을 보이기 위해, GEM 소프트웨어를 활용하여 다양한 유빙 입사 조건에 대한 빙하중 시계열 계산결과를 확보하고 시간역 빙하중 합성을 위한 평균 빙하중 데이터와 빙하중 스펙트럼 데이터를 분석하여 제시하였다. 제시된 데이터를 제안된 시간역 빙하중 합성 기법에 따라 생성함으로써 선수각이 변화하는 극지해양구조물에 작용하는 빙하중을 시간역에서 빠르게 생성하였다. 합성된 빙하중은 극지해양구조물의 선수각 변화에 대한 빙하중 변화를 잘 모사하였으며, 극지해양구조물의 초기 설계 단계에서 운동성능 및 위치유지성능 평가를 시간역에서 빠르게 수행할 수 있는 가능성을 보였다.

향후, 제안된 시간역 빙하중 합성 기법을 극지해양구조물 위치유지성능 및 운동성능 평가에 활용할 예정이며, 빙하중 생성에 기여하는 파라미터들의 상관관계를 분석하여 시간역 빙하중 합성을 위한 수식을 고도화 하고자 한다.

후 기

본 연구는 선박해양플랜트연구소 주요사업 ‘선박의 빙해역 저항성능 고도화 및 위치유지성능 시험평가 기반구축(2/3)’과제(PES9452)와 산업통산자원부 지원의 ‘위치유지와 계류 시스템을 적용하여 ARC7 조건에서 연중운용이 가능한 북극해 기반 부유식 해양구조물 형상 개발’과제(10063405, PNS3170)의 지원으로 수행되었음을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- Daley, C., Alawneh, S., Peters, D., Blades, G., Colbourne, B., 2014b. Simulation of Managed Sea Ice Loads on a Floating Offshore Platform Using GPU-event Mechanics. In International Conference and Exhibition on Performance of Ships and Structures in Ice, IceTech, 14.
- Daley, C., Alawneh, S., Peters, D., Colbourne, B., 2014a. GPU-event-mechanics Evaluation of Ice Impact Load Statistics. In OTC Arctic Technology Conference, Offshore Technology Conference.
- Daley, C., Alawneh, S., Peters, D., Quinton, B., Colbourne, B., 2012. GPU Modeling of Ship Operations in Pack Ice. In International Conference and Exhibition on Performance of Ships and Structures in Ice, Banff Alberta, Canada.
- Fossen, T.I., 2011. Handbook of Marine Craft Hydrodynamics and Motion Control. John Wiley & Sons.
- Han, S., Kim, H.J., Lee, D.Y., Kim, B., 2017. Capability Analysis of Dynamic Positioning for the Arctic FPSO in ICE. The 24th Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions, Pusan, Korea.
- Jeong, S.Y., Lee, C.J., Cho, S.R., Chun, E.J., 2011. Component-Based Ice Resistance Prediction Method for Standard Model Ship of MOERI Ice Model Basin. Journal of the Ships and Ocean Engineering, 51(1), 57-64.
- Kim, H.S., Jeong, S.Y., Woo, S.H., Han, D., 2018. Study on the Procedure to Obtain an Attainable Speed in Pack Ice. International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering, 10(4), 491-498.
- Kim, H.S., Lee, J.B., 2018. Estimation Method for Ice load of Managed Ice in an Oblique Condition. Journal of Ocean Engineering and Technology, 32(3), 184-191.
- Kjerstad, Ø.K., Metrikin, I., Løset, S., Skjetne, R., 2015. Experimental and Phenomenological Investigation of Dynamic Positioning in Managed Ice. Cold Regions Science and Technology, 111, 67-79.
- Kjerstad, Ø.K., Skjetne, R., 2014. Modeling and Control for Dynamic Positioned Marine Vessels in Drifting Managed Sea Ice. Modeling, Identification and Control, 35(4), 249.
- Lee, C.J., Kim, H.S., Choi, K.S., 2014. Comparative Study of Ice Breaking Performance According the Scale of Sea Ice on Ice Field. Journal of Ocean Engineering and Technology, 28(1), 28-33.
- Lee, S.K., Kim, M.C., Lee, W.J., Kim, H.S., Lee, C.J., 2011. Study on the Correction Method of Ice Strength and Thickness Applied to the Sea Trial Condition Based on the Ice Model Test Results. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 48(5), 457-464.
- Løset, S., 1994. Discrete element Modeling of a Broken Ice Field - Part I: Model Development. Cold Regions Science and Technology, 22(4), 339-347.
- Moran, K., Jan, B., John, W.F., 2006. Deepwater Drilling in the Arctic Ocean's Permanent Sea Ice. Proceeding IODP, 302.
- National Oceanic and Atmospheric Administration (NOAA), 2017. National Oceanic and Atmospheric Administration Website. [Online] Available at: <https://celebrating200years.noaa.gov/breakthroughs/climate_model/modeling_seaice.html> [Accessed 01 July, 2018].
- US Congressional Hearing, 2009. Strategic Importance of the Arctic in Us Policy. Technical report.

Numerical Study on Optimization of Bulb Type Twisted Rudder for KCS

Myoung-Gil Kim*, Moon-Chan Kim^{ID}*, Yong-Jin Shin* and Jin-Gu Kang*

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

KCS용 벌브형 비대칭 타의 최적화에 대한 수치적 성능 연구

김명길* · 김문찬^{ID}* · 신용진* · 강진구*

*부산대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Energy saving device 에너지 저감 장치, Rudder bulb 러더 벌브, Cap 프로펠러 캡, Twisted rudder 비대칭 타, Computational fluid dynamic 전산유체역학

ABSTRACT: Recently, in an effort to reduce the energy efficiency design index (EEDI), studies on energy saving devices (ESDs) have been conducted. In this study, we designed a post-device suitable for a KRISO container ship (KCS) using computational fluid dynamics (CFD). In order to increase the efficiency of the post-device, a twisted rudder was used, which has a proven performance (showing a 1.34% reduction in DHP compared to the bare hull at 24 knots) in previous research at Pusan National University. In addition, an increase in efficiency was expected by the use of a rudder bulb, including the discontinuous section of the twisted rudder and a divergent propeller cap to prevent the contraction of the wake. The optimization criterion was the case where the delivery power was the least compared with the bare hull. We analyzed the cause of the efficiency increase through an analysis of the self-propulsion factor. The case study for optimization was divided into 4 types (1. clearance of the bulb and cap, 2. shape of the bulb, 3. size of the bulb and cap, and 4. asymmetric bulb). Finally, with a clearance of 50 mm from the ship, a spherical bulb with the cap having an angle of 5°, and an asymmetric rudder bulb with a bulb diameter of 1.2HH/1.4H (horizontal/vertical) showed a 2.05% reduction in DHP compared to the bare hull at 24 knots. We will fabricate a post-device that will be optimized in the future and verify the performance of the post-device through model tests.

1. 서 론

전 세계적으로 환경오염에 대한 관심이 높아짐에 따라 국제 해사기구인 IMO(International Maritime Organization)에서는 EEDI (Energy efficiency design index)라는 지표를 제시하여 선박이 내는 이산화탄소 배출을 규제하고 있다. 이에 따라 ESD(Energy saving device, 에너지 저감 장치)에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다. Carlton(1994)은 다양한 ESD를 프로펠러 전방(Zone I), 프로펠러(Zone II), 프로펠러 후방(Zone III)에 부착되는 ESD로 나누었다(Fig. 1). 그리고 본 연구에서는 이를 각각 Pre-device, Main-device, Post-device라고 명하였다.

대표적인 Pre-device로는 Pre-swirl stator(PSS), Pre-swirl duct (PSD) 등이 있으며, Main-device로는 Tip Rake propeller(TRP), Contra-rotating propeller(CRP), 그리고 Post-device로는 비대칭 타 (Twisted rudder), 러더 벌브(Rudderbulb) 등이 알려져 있다.

본 연구는 ESD 중 Post-device에 대한 연구로 러더 벌브

(Rudder bulb, 벌브) 및 프로펠러 캡(Cap, 캡)을 복합적으로 설계하여 CFD(Computational fluid dynamics)를 통한 선박의 전달동력 감소를 확인하였다.

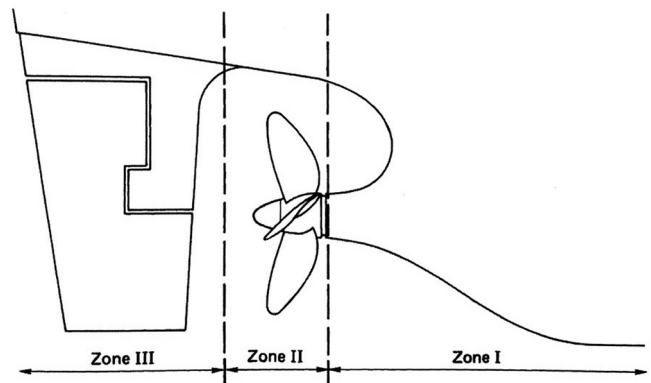


Fig. 1 Zones for classification of energy-saving devices (Carlton, 1994)

Received 31 May 2018, revised 6 November 2018, accepted 13 December 2018

Corresponding author Moon-Chan Kim: +82-51-510-2401, kmcprop@pusan.ac.kr ORCID: http://orcid.org/0000-0002-0452-6830

© 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.

러더 벌브는 선박의 에너지 효율을 상승시키기 위해 널리 사용되고 있는 ESD로, 일반적으로 알려진 러더 벌브의 유체동역학적 효과는 다음과 같다(Okada et al., 2015).

- (1) Hub vortex 감소
- (2) 프로펠러로 인한 후류의 수축 감소
- (3) 반류 이득으로 인한 선각효율 향상

초기 러더 벌브는 Costa bulb와 같은 구형 벌브로 설계되어 일반적인 구형 프로펠러 캡과 함께 사용되었다(Mewis and Deichmann, 2013). 그러나 위와 같은 벌브 효과를 더욱 향상시키기 위해 러더 벌브뿐만 아니라 타(Rudder) 및 프로펠러 캡이 복합적으로 개선되었고, 그에 따라 다양한 Post-device가 개발되었다.

Nielsen et al.(2012)는 선체를 제외한 Conventional rudder에 Kappel propeller 및 러더 벌브를 사용하여 설계 속도 18.5노트(34.262km/h)에서 약 9.3%의 Specified MCR(Maximum continuous rating) 감소 효과를 CFD를 통해 확인하였다. Kim et al.(2014)는 13,000TEU 컨테이너선용 비대칭 타에 벌브와 Thrust fin을 적용하여 약 2% 효율 증가를 실험으로 확인 하였다. Cha(2017)에서는 KCS(KRISO container ship)선박에 러더 벌브의 크기에 따른 효율을 비교하였다. 그 결과 벌브의 직경이 프로펠러 허브 직경의 0.9% 일 때 약 1.6% 효율 증가를 CFD를 통해 확인하였다.

그러나 보다 효율적인 ESD개발을 위하여 캡과 벌브 사이 간극, 벌브 형상, 크기 등 Post-device를 세부적으로 나누어 다각적인 상호 영향 분석이 필요하다. 이에 따라 본 연구에서는 대상선인 3,600TEU KCS을 기준으로 Post-device를 2가지(러더 벌브, 캡)로 나누어 설계하였다. Post-device의 효율 증대를 위해 타는 선행연구인 Tae(2017)에서 실험 및 CFD를 통해 전달동력 감소 효과가 입증된 비대칭 타를 사용하였으며, 추가적으로 비대칭 타의 불연속 단면을 포함하는 러더 벌브 및 후류의 수축을 억제하는 발산형 프로펠러 캡을 사용하여 효율 상승을 기대하였다. Post-device의 효율 비교는 Bare hull 대비 전달동력이 가장 적은 case를 목적함수로 두었으며, 자항요소 분석을 통한 효율 상승 원인을 분석하였다. 추후 최적 설계된 Post-device를 제작하여 모형시험을 통한 자항 성능을 검증할 예정이다.

2. Post-device 설계

2.1 비대칭 타

본 연구에 사용된 타는 선행연구인 Tae(2017)에서 설계된 Prototype 비대칭 타이다. Tae(2017)에서는 CFD해석을 통해 비대칭 타에 유입되는 입사각을 파악한 후 설계하고자 하였으나, 비틀림 각이 30°이상 과도하게 결정되어 차선책으로 가장 일반적으로 사용하는 Prototype 5°의 비대칭 타를 사용하였다. Kim et al.(2009)은 유전자 알고리즘을 기법을 사용하여 12,000TEU 컨테이너선을 대상으로 캐비테이션이 가장 적은 비대칭 타를 설계하였다. 연구 결과 비틀림 각 7~8도에서 가장 적은 캐비테이션이 발생되나 이 경우 효율 및 저항관점에서 불리하여 일반적인 비틀림 각인 5°를 사용하였다. Heo(2017)은 3,600TEU KCS 선박에 혼타(Semi-spade rudder)대비 우수한 전달동력 감소 및 양항비를 가지는 비대칭 타를 설계하였다. 비대칭 타의 설계 시

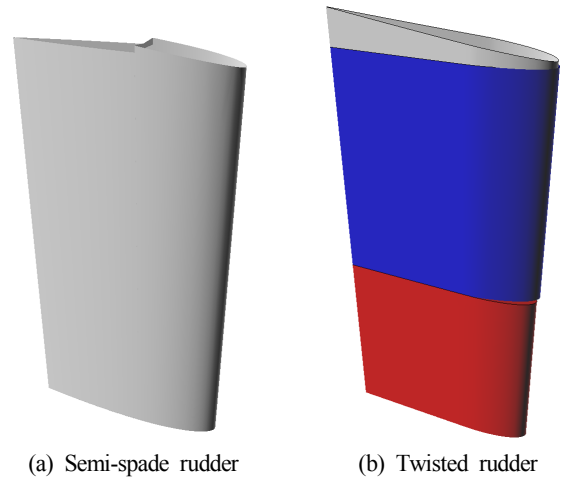


Fig. 2 Modeling of semi-spade rudder and twisted rudder

Table 1 Main dimension of semi-spade rudder & twisted rudder

	Semi-spade rudder	Twisted rudder
Top chord [mm]	151.8	152.3
Bottom chord [mm]	126.6	120.1
Mean chord [mm]	139.2	136.2
Span [mm]	250.6	248.5
Aspect ratio	1.8	1.82

저자의 실선 비대칭 타 설계 시의 경험을 토대로 표준으로 사용하는 비틀림 각 5°를 사용하였다.

비대칭 타는 전타(Full-spade rudder)의 일종으로써 혼타의 간극에서 발생하는 캐비테이션 문제 및 혼(Horn) 뒷부분에 발생하는 와류를 차단해 주는 장점이 있다. 본 연구에 사용된 혼타 및 비대칭 타의 형상은 Fig. 2와 같으며, 자세한 제원은 Table 1과 같다.

2.2 러더 벌브 및 프로펠러 캡의 설계

Fig. 3은 러더 벌브 및 캡의 기호에 관한 정의이다. W 는 러더 벌브의 가로방향 직경, D 는 러더 벌브의 세로방향 직경, H 는 하류방향의 허브 직경, θ 는 캡의 각도이다. 러더 벌브와 캡은 프로펠러 후류의 수축을 억제한다는 관점에서 동일한 목적을 가진

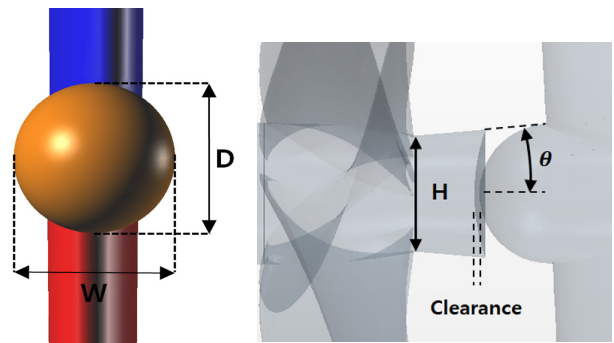


Fig. 3 Definition of rudder bulb size, cap angle, cap bulb clearance and hub diameter

Table 2 Case study according to design conditions of rudder bulb and cap

Case	Type	Bulb type	Clearance [mm]	θ [degree]	D	W	Design conditions
1	A	Sphere	50	5	1.2H	1.2H	Rudder bulb & Cap clearance
	B	Sphere	70	5	1.2H	1.2H	
2	A	Sphere	50	5	1.2H	1.2H	Sphere type & Parallel type bulb
	C	Parallel	50	5	1.2H	1.2H	
3	D	Sphere	50	2	1.1H	1.1H	Cap angle & Rudder bulb size
	A	Sphere	50	5	1.2H	1.2H	
4	E	Sphere	50	8	1.3H	1.3H	Asymmetric rudder bulb size
	F	Sphere	50	5	1.2H	1.3H	
	G	Sphere	50	5	1.2H	1.4H	

으로 하나의 ESD처럼 설계하였다. 즉, 캡을 따라 발산된 흐름이 러더 벌브에 유선형으로 이어질 수 있도록 캡의 각도와 벌브의 직경을 하나의 변수로 설계하였다. 러더 벌브의 후류방향 길이는 비대칭 타의 최대 두께 지점까지 설계하여 비대칭 타의 상부와 하부 불연속면을 포함하였다. 또한 프로펠러로 인해 수축되는 후류를 보완해 주기 위해 캡은 발산형으로($\theta > 0$), 러더 벌브의 직경은 허브보다 크게($W, D > 1H$) 설계하였다. 그 후 Table 2와 같이 4가지 Case를 선정해 캡과 벌브의 성능을 비교하였으며, 2.2.1~2.2.4절에는 Case에 대한 설계 방법을, 4.2.1~4.2.4절에는 Case에 대한 전달동력 비교 및 효율 변화 원인을 나타내었다. Case 1에서는 러더 벌브와 캡의 간극에 따른 성능을 확인해 보았고, Case 2에서는 Mewis and Deichmann(2013)와 Shin et al.(2012)처럼 구형 벌브와 평행한 벌브가 존재하기에 본 연구의 대상선에 적합한 벌브 형상을 확인해 보았다. Case 3에서는 벌브의 직경을 1.1H부터 키워가면서 최적 직경을 찾아보았으며, Case 4에서는 회전하는 후류를 억제하여 곧게 뺏어주도록 벌브의 가로방향 길이를 키워 성능을 확인해 보았다.

최종적으로 50mm간극에 5°의 발산각을 가지는 캡, $D=1.2H$, $W=1.4H$ 인 비대칭 구형 벌브에서 Bare hull대비가장 높은 2.05%의 전달동력 감소를 보였다.

2.2.1 러더 벌브와 캡 사이 간극에 따른 설계 (Case 1)

러더 벌브와 캡 사이의 간극을 실선 기준 50mm와 70mm로 정하여 자항 성능을 비교하였다(Table 7). 이때 초기 러더 벌브의 크기는 타 기관과의 러더 벌브 설계 경험을 토대로 1.2H로

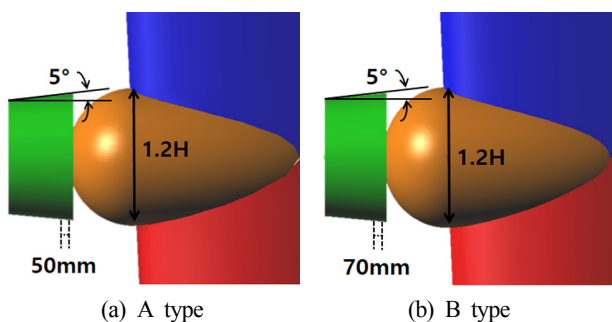


Fig. 4 Modeling of rudder bulb and cap according to rudder bulb & cap clearance

정하였으며 4.2.3절에서 추가적인 Case study를 통해 러더 벌브 크기를 최적화 하였다.

동일한 조건하에서 비교하기 위해 러더 벌브의 크기 및 캡 각도는 동일하게 두었으며, 모델링은 Fig. 4와 같다. 간극에 따른 성능 비교 결과 50mm의 간극에서 70mm보다 약 0.4% 우수한 전달동력 감소를 보였으며, 이를 Case2~4의 고정변수로 두었다. Case study에 따른 자세한 전달동력 비교는 Table 7에 나타내었다.

2.2.2 러더 벌브의 형상에 따른 설계 (Case 2)

러더 벌브의 형상을 구형 Type과 발산형 캡과 유선형을 이루도록 설계한 평행한 Type 2가지로 나누어 전달동력을 비교하였다. 동일한 비교를 위해 러더 벌브의 크기 및 캡 각도는 일정하게 두었으며, 모델링은 Fig. 5와 같다. 벌브 형상에 따른 성능 비교 결과 구형 벌브가 평행한 벌브보다 약 0.8% 우수한 전달동력 감소를 보였으며, 이를 Case 3-4의 고정변수로 두었다.

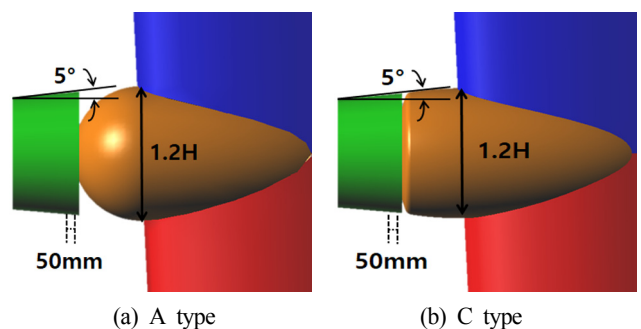


Fig. 5 Modeling of rudder bulb and cap according to rudder bulb type

2.2.3 러더 벌브 크기와 각도에 따른 설계 (Case 3)

러더 벌브의 크기 및 캡의 각도는 벌브의 최대 직경과 캡의 연장선이 만나도록 하나의 변수로 설계하였다. 벌브의 크기는 1.1H부터 키워가며 최적 직경을 찾아보았다. 러더 벌브와 캡 사이 간극은 50mm, 벌브 Type은 구형 벌브로 동일하게 설계하였으며, 모델링은 Fig. 6와 같다. 벌브 크기에 따른 성능 비교 결과, 벌브의 크기가 1.1H일 때 보다 1.2H일 경우 약 0.5%, 1.3H일 경우 약 0.3% 우수한 전달동력 감소를 보였으며 최적 직경은 1.2H임을 알 수 있었다. 따라서 이를 Case 4의 고정변수($D=1.2H$)로 두었다.

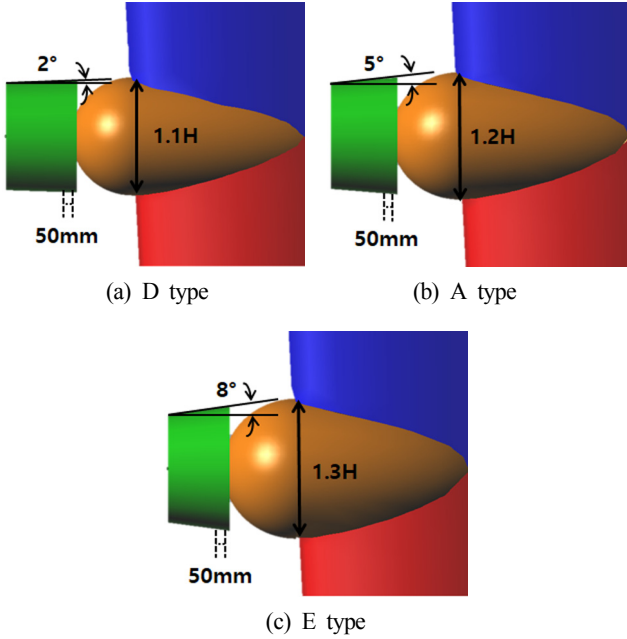


Fig. 6 Modeling of rudder bulb and cap according to cap angle and rudder bulb size

2.2.4 비대칭 러더 벌브 형상에 따른 설계 (Case 4)

비대칭 러더 벌브는 벌브의 가로방향 직경(W)이 세로방향 직경(D)에 비해 더 큰 벌브로, 벌브의 가로방향 길이가 프로펠러로부터 나온 회전하는 흐름을 억제하여 끈게 퍼줄 것이라 기대하여 성능 연구를 해 보았다. 러더 벌브와 캡 사이 간극은 50mm, 벌브 Type은 구형 벌브, $D=1.2H$ 로 동일하게 설계하였다. 또한 이때 캡 각도(θ)는 세로방향 직경(D)에 맞추어 정하였으며, 모델링은 Fig. 7과 같다. 비대칭 벌브 형상에 따른 성능비교 결과, 벌브의 크기가 $1.2H/1.3H$ 일 때 보다 $1.2H/1.4H$ 일 경우 약 0.4% 우수한 전달동력 감소를 보여 최종적으로 Bare hull대비 약 2.05%의 전달동력 감소를 보였다.

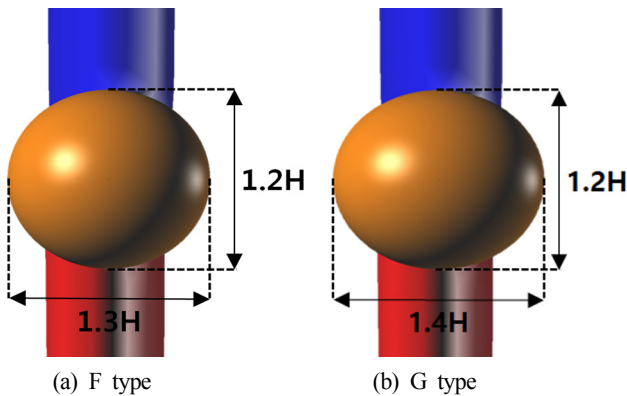


Fig. 7 Modeling of rudder bulb according to asymmetric rudder bulb size

3. 수치해석

앞서 설계한 Post-device를 STAR-CCM+(v11.02)를 이용하여 저항성능을 비교하였다. 성능 비교는 자항점에서 알몸선체(Bare hull)

대비 ESD 부착 시 선박의 전달동력($2\pi n_m Q_m$) 감소로 평가하였다.

3.1 대상선 제원

대상선(3,600TEU KRISO container ship)은 부산대학교 예인수조의 크기에 맞추어 프로펠러의 직경이 0.2m가 되는 축척비 39.5로 설계하였으며, 설계속도는 1.964m/s이다.

3.2 지배방정식

비압축성 난류유동의 지배방정식은 연속방정식(식 (1))과 Reynolds-averaged Navier-Stokes(RANS) 방정식(식 (2))이며, 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \tag{1}$$

$$\rho \frac{\partial U_i}{\partial t} + \rho U_l \frac{\partial U_i}{\partial x_l} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_l} (\mu \frac{\partial U_i}{\partial x_l} - \overline{\rho u_i u_l}) + f_{bi} \tag{2}$$

여기서 $U_i=(u,v,w)$ 는 $x_i=(x,y,z)$ 방향의 유속이며, p 는 정압, ρ 는 유체밀도, μ 는 유체점성, $-\overline{\rho u_i u_l}$ 는 Reynolds stress, f_{bi} 는 단위 체적당 물체력을 나타낸다.

3.3 수치해석 기법

본 연구의 해석 프로그램은 상용코드인 Star CCM+ Ver. 11.02를 사용하였고, 난류 모델은 경계층 내에서의 박리유동을 모사하는데 널리 사용되는 Realizable $k-\epsilon$ 모델을 채택하였다. 프로펠러 주위 유동의 모사는 프로펠러와 회전 영역의 격자를 직접 회전시켜주는 Sliding mesh 기법을 사용하였으며, Time step은

Table 3 Comparison of drag, thrust and torque according to time step at 630rpm

Time step [s]	Drag [N]	Thrust [N]	Torque [N·m]
0.001	49.04	32.76	1.11
0.002	49.25	32.50	1.11
Diff. [%]	0.43	-0.78	-0.39

Table 4 Analysis condition

Program	STAR-CCM+ (Ver. 11.02)
Governing equation	Incompressible RANS
Discretization	Cell-centered FVM
Turbulence model	Realizable $k-\epsilon$ model
y^+	70
Wall function	Non-equilibrium
Velocity-pressure coupling	SIMPLE algorithm
Rotation method	Sliding interface moving mesh
Cell number	approx. 3,500,000
Time step	0.002 s
Physical time	20 s

프로펠러가 한번 회전할 때 약 95회, 48회인 경우로 나누어 성능을 비교하였다. 결과적으로 저항 및 추력, 토크의 차이가 1% 미만으로 보여 계산 시간 대비 좀 더 효율적인 0.002초의 Time step을 사용하였다. Time step에 따른 성능 비교는 Table 3에 나타내었으며, 자세한 해석조건은 Table 4와 같다.

3.4 격자계 구성

본 연구에서는 선체표면에 Trimmer mesh를 주었으며, 좀 더 형상이 복잡한 프로펠러에는 Polyhedral mesh를 사용하여 프로펠러 주위 유동을 잘 표현할 수 있도록 해주었다. 표면의 초기 격

자 높이를 나타내는 $y^+ = 70$ 으로 두었으며, 선체의 전단력이 잘 표현될 수 있도록 Prism layer(경계층격자)를 6개로 나누어 벽함수(Wall function)를 적용하였다. 해석을 위한 도메인의 경계조건은 Inlet, Top, Bottom부분에 Velocity Inlet조건을 주었으며, Outlet부분에 Pressure Outlet조건을, 그리고 양 Side부분에 Symmetry조건을 주었다. 위와 같은 격자계를 Fig. 8에 나타냈으며, 경계조건을 Fig. 9에 나타내었다.

3.5 수치해석 검증

CFD를 통해 해석한 모델은 난류 모델, 경계층 두께, Time step등 다양한 해석 조건에 따라 결과가 다르다. 따라서 CFD 해석의 결과값은 검증된 실험을 통해 신뢰성을 확보해야한다. 본 연구에서는 선행연구(Tae, 2017; Kwon, 2013)에서 진행된 KCS선박의 Model test를 통해 CFD의 저항 및 공칭반류를 비교하였다(Table 5, Fig. 10).

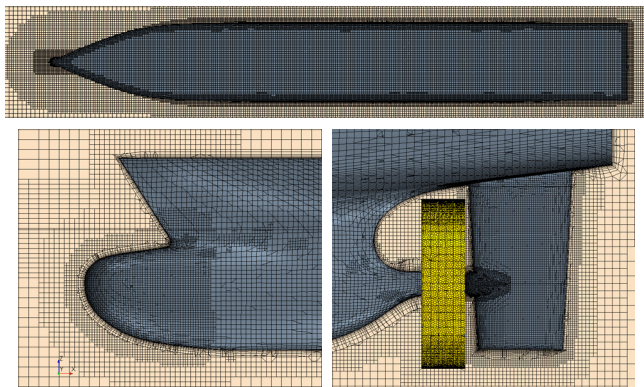


Fig. 8 Numerical grid system for calculations

Table 5 Comparison of resistance coefficient at model scale

Resistance coefficient	$C_{TM} \times 10^3$
CFD	3.951
Model test	3.938
Difference (%)	0.318

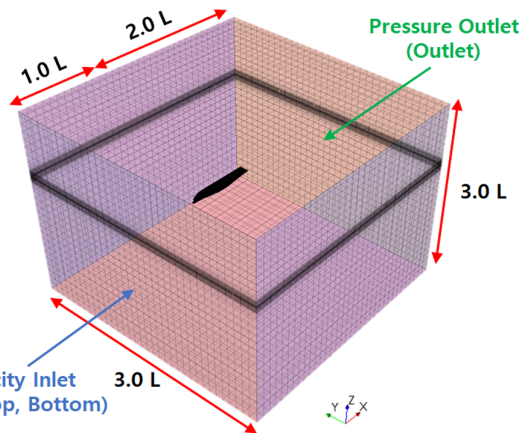


Fig. 9 Computational domain and boundary condition

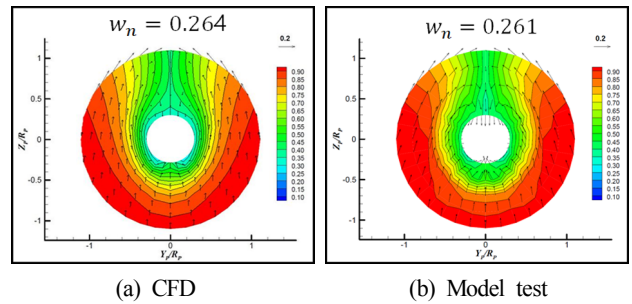


Fig. 10 Comparison of nominal wake at propeller plane

4. 수치해석 결과

4.1 저항성능 결과

자항상태와 동일한 해석 조건을 사용하여 격자계의 일관성을 유지하였으며, 러더 벌브 및 챔을 포함한 저항 값을 확인하기

Table 6 Comparison of resistance according to case study

Case	Type	Division	$C_{TS} \times 10^3$	EHP [PS]	EHP_Diff. [%]
	Bare hull	-	2.498	31643	0.00
1	A	50mm clearance	2.497	31641	-0.01
	B	70mm clearance	2.511	31817	0.55
2	A	Sphere type bulb	2.497	31641	-0.01
	C	Parallel type bulb	2.507	31774	0.41
3	D	2° / 1.1 H / 1.1 H	2.515	31859	0.68
	A	5° / 1.2 H / 1.2 H	2.497	31641	-0.01
	E	8° / 1.3 H / 1.3 H	2.515	31870	0.72
4	F	5° / 1.2 H / 1.3 H	2.509	31796	0.48
	G	/ 5° 1.2 H / 1.4 H	2.503	31724	0.26

위해 프로펠러 블레이드를 제거한 Dummy hub를 사용하였다. Case에 따른 자세한 저항성능 결과는 Table 6과 같다.

설계 속도인 24노트(44.448km/h)에서 결과를 비교하였으며, 각 Case별로 저항 값의 차이는 1% 미만의 작은 차이를 보였지만, 특이한 점은 러더 벌브의 크기가 커질수록 저항이 커지는 것이 아닌 일정한 크기에서 저항이 가장 작아지는 최적 크기가 존재한다는 것이었다. 이를 통해 러더 벌브의 연구는 본 연구와 같은 Case study를 통해 최적 직경을 도출해야 한다고 판단하였다.

4.2 저항성능 결과

자항점(Self-propulsion point)에서의 모형의 전 저항 R_{TM}^{SP} , 추력 T_M , 토크 Q_M , 회전수 n_M 를 구하기 위하여 두 개의 프로펠러 회전수에 대한 해석 결과를 내삽(Interpolation)하여 구하였다. 해석 방법으로는 ITTC(International towing tank conference) 1978 Method를 기반으로 한 2차원 방법($1+k=1$)으로 실선 성능을 추정하였다. Table 7에서는 설계 속도인 24노트(44.448km/h)에서 Case에 따른 자항 요소 및 전달동력 비교를 나타내었으며, 4.2.1~4.2.4절에서는 러더 벌브 주변 유선비교(Figs. 11-14)를 통해 효율 증가 원인을 나타내었다.

4.2.1 러더 벌브와 캡 사이 간극에 따른 수치해석 결과 (Case 1)
 러더 벌브와 캡 사이 간극이 50mm일 때 내부에서 발생하는 와류가 감소하여 저항이 감소하는 것을 Table 6의 EHP(Effective

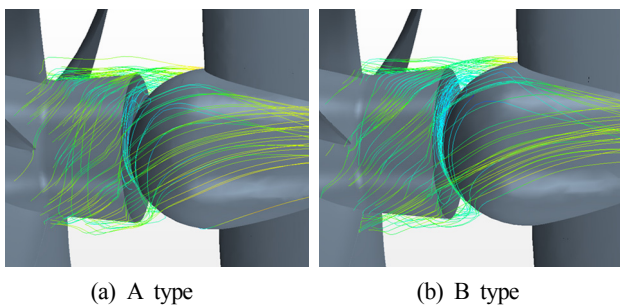


Fig. 11 Comparison of streamline according to rudder bulb & cap clearance

horse power)와 Fig. 11을 통해 확인하였고, 이로 인해 간극에 따른 준추진효율의 차이는 크지 않지만 DHP(Delivered horse power)의 정량적인 값이 감소하는 것을 확인하였다(Table 7).

4.2.2 러더 벌브의 형상에 따른 수치해석 결과 (Case 2)

러더 벌브의 형상이 평행한 형상일 때 프로펠러에서 나온 회전하는 흐름이 벌브의 방해받지 않고 그대로 흘러 벌브를 지난 후 아래 방향으로 나아가는 것을 볼 수 있지만, 구형 벌브의 경우 벌브의 형상에 의해 흐름의 회전이 제한되면서 벌브를 지난 후 곧게 뻗어나가는 것을 확인하였다(Fig. 12).

이를 자항요소를 통해 비교하면, 흐름이 구형 벌브에 제한되어 반류가 증가하지만 그와 동시에 추력감소계수도 증가하여 두 벌브의 선각효율은 큰 차이를 보이지 않는다. 허나 구형 벌브를 통해 회전에너지를 회수함으로써 동일한 추력을 내는데 요구되는 회전수 및 토크가 줄어들게 되고 추력일치법을 사용하였을 때 상대회전효율이 더 높아지는 것을 확인하였다. 그에 따라 준추진효율이 증가하게 되고 DHP가 감소하는 것을 확인하였다(Table 7).

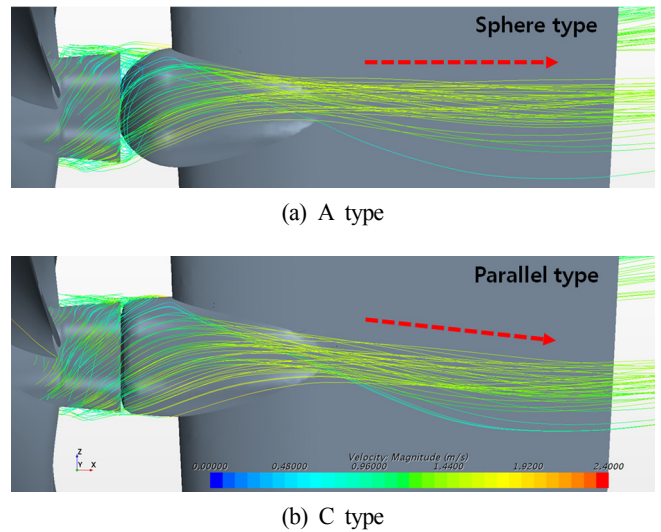


Fig. 12 Comparison of streamline according to rudder bulb type

Table 7 Comparison of self-propulsion performance according to case study

Case	Type	Self-propulsion point									DHP [PS]	DHP_Diff. [%]
		n [rps]	T [N]	Q [N·m]	t	w_M	w_S	η_H	η_R	η_D		
	Bare hull	645.57	33.77	1.166	0.126	0.263	0.220	1.121	0.961	0.733	43167	0.00
1	A	642.75	33.45	1.148	0.117	0.266	0.218	1.129	0.967	0.743	42611	-1.29
	B	643.33	33.50	1.150	0.114	0.266	0.216	1.130	0.967	0.744	42779	-0.90
2	A	642.75	33.45	1.148	0.117	0.266	0.218	1.129	0.967	0.743	42611	-1.29
	C	643.24	33.41	1.155	0.113	0.265	0.215	1.130	0.961	0.740	42963	-0.47
3	D	643.64	33.48	1.151	0.112	0.265	0.215	1.130	0.966	0.743	42855	-0.72
	A	642.75	33.45	1.148	0.117	0.266	0.218	1.129	0.967	0.743	42611	-1.29
4	E	640.65	33.46	1.150	0.111	0.272	0.218	1.137	0.964	0.746	42729	-1.01
	F	638.66	33.98	1.153	0.127	0.283	0.232	1.136	0.970	0.749	42465	-1.63
	G	637.60	34.17	1.152	0.134	0.289	0.238	1.136	0.974	0.750	42280	-2.05

4.2.3 러더 벌브 크기와 각도에 따른 수치해석 결과 (Case 3)

Fig. 13을 통해 러더 벌브 표면을 타고 흐르는 유선(점선 화살표)을 비교해 보았을 때 D type 및 E type은 프로펠러에서 나온 회전된 흐름이 벌브 상부에서 휘어져 벌브를 지난 후 오히려 아래 방향으로 나아가는 것을 확인할 수 있다. 허나 A type의 경우 회전된 흐름이 벌브에 의해 적절히 억제되어 벌브를 지난 후 곧게 뻗어나가는 것을 확인할 수 있다. 이러한 원인으로 Table 6과 같이 A type의 EHP가 가장 적은 것으로 사료된다. Table 7의 저항요소를 비교해 보면, 러더 벌브의 크기가 커질수록 반류비가 커지며 그에 따라 벌브의 크기가 가장 큰 E type에서 선각효율 및 준추진 효율이 가장 큰 것을 확인할 수 있다. 그러나 A type의 벌브가 가장 적은 EHP 값을 가지기 때문에 DHP 또한 E type보다 적은 값을 갖게 되어 Bare hull 대비 가장 우수한 DHP감소를 보였다.

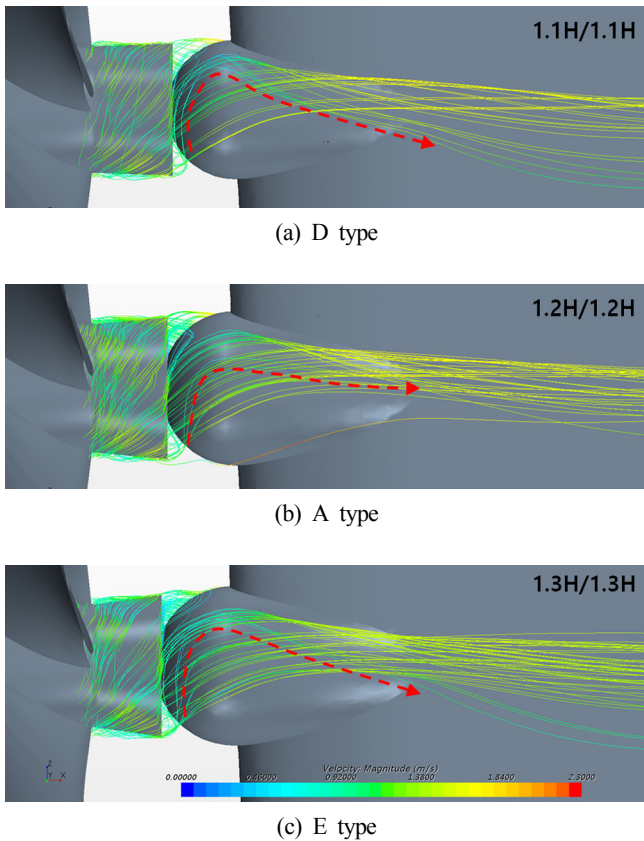


Fig. 13 Comparison of streamline according to rudder bulb type size

4.2.4 비대칭 러더 벌브의 형상에 따른 수치해석 결과 (Case 4)

Fig. 14를 통해 러더 벌브 표면을 타고 흐르는 유선을 비교해 보았을 때 D type 및 E type의 벌브보다 흐름이 과도하게 휘어지지 않고 벌브 전체에 걸쳐 고르게 분포되어 있는 것을 확인할 수 있다. 이러한 원인으로 Table 6과 같이 F type 및 G type의 EHP가 벌브 크기에 비해 비교적 적은 값을 가지는 것으로 사료된다. Table 7의 저항요소를 비교해 보면, 벌브의 가로방향 길이가 길어지지만 캡의 각도는 5°로 고정해 두었기 때문에 오히려 E type보다 큰 반류비를 가진다. 그에 따라 선각효율 및

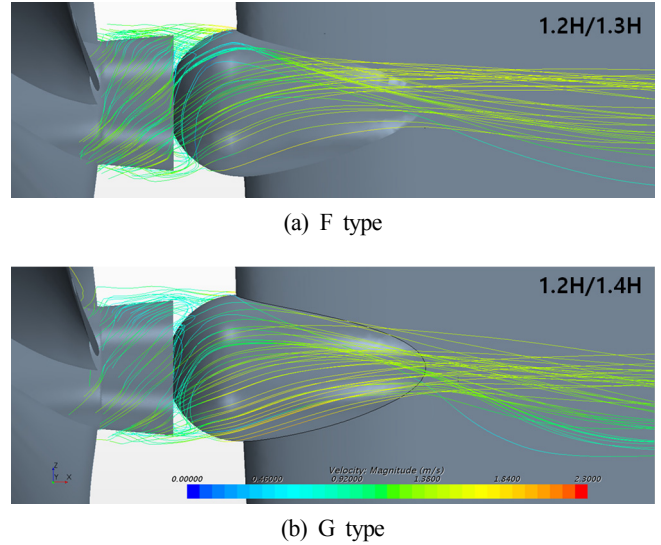


Fig. 14 Comparison of streamline according to asymmetric rudder bulb type

준추진 효율이 증가하며 최종적으로 G type ESD에서 Bare hull DHP 대비 2.05%감소를 보여 저항 및 저항 측면에서 가장 최적화된 ESD를 설계할 수 있었다.

5. 결 론

본 논문에서는 KCS에 최적화된 Post-device를 설계하여 설계 속도인 24노트(44.448km/h)에서 CFD를 통해 저항 및 저항성능을 비교하였다. Post-device의 최적화를 위해 러더 벌브 및 프로펠러 캡을 설계변수로 두고 4가지 Case study를 통해 성능을 비교하였다. Case 1에서는 러더 벌브와 캡의 간극에 따른 성능을 확인해 보았고, Case 2에서는 본 연구의 대상선에 적합한 벌브 형상을 확인해 보았다. Case 3에서는 벌브의 직경을 1.1H부터 키워가면서 최적 직경을 찾아보았으며, Case 4에서는 회전하는 후류를 억제하여 곧게 뻗어주도록 벌브의 가로방향 길이를 키워 주었다. 이로부터 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 러더 벌브 및 캡 사이 간극이 실선 기준 50mm일 경우, 70mm일 때보다 내부에 발생하는 와류가 감소하여 저항이 감소하고 그로 인해 DHP 저감 측면에서 약 0.4%의 우수한 성능을 가진다.
- (2) 러더 벌브의 형상이 구형일 때, 평행한 형상보다 후류의 회전을 억제하여 곧게 퍼줄 수 있어 DHP저감 측면에서 약 0.8%의 우수한 성능을 가진다.
- (3) KCS선박의 경우 러더 벌브의 크기가 1.2H일 때, 1.1H, 1.3H인 경우보다 후류의 회전을 곧게 퍼줄 수 있어 저항 측면에서도 유리하며 DHP저감 측면에서도 각각 약 0.5%, 0.3%의 우수한 성능을 가진다. 따라서 러더 벌브의 연구 시 최대 효율을 내는 최적 직경은 본 연구와 같은 Case study를 통해 도출해야 한다.
- (4) 러더 벌브의 가로방향 직경이 세로방향에 비해 큰 형상은 벌브 표면을 따라 흐르는 유선이 벌브 전체에 걸쳐 고르게 분포되어 저항 측면에서도 유리하며 벌브의 가로방향 크기에 의

해 반류비가 커져 선각효율 및 준추진효율이 증가한다. 최종적으로 50mm 간극에 5°의 발산각을 가지는 캡, 가로 1.4H, 세로 1.2H인 비대칭 구형 벌브에서 Bare hull대비 가장 높은 2.05%의 DHP 감소를 보였으며, 선행연구인 Tae(2017)의 Twisted rudder 대비 0.73% DHP 감소를 보였다.

후 기

이 논문은 부산대학교 기본연구지원사업(2년)에 의하여 연구되었음.

References

- Carlton, J., 1994. Marine Propellers and Propulsion. 1st Edition, Butterworth-Heinemann, Great Britain.
- Cha, K.J., 2017. Design of Twisted Rudder with Bulb and Fin for KCS. Master's Thesis, Naval Architecture and Ocean Engineering in Pusan National University.
- Heo, D.H., 2017. Resistance and Propulsion Performance Comparison of Semi Spade Rudder and Asymmetric Full Spade Rudder by Numerical and Experimental Method. Master's Thesis, Naval Architecture and Ocean Engineering in Pusan National University.
- Kim, I.W., Kim, M.C., Lee, J.H., Chun, J.H., Jung, U.H., 2009. Study on Design of a Twisted Full-Spade Rudder for a Large Container Ship by the Genetic Algorithm. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 43(5), 479-487.
- Kim, J.H., Choi, J.E., Choi, B.J., Chung, S.H., 2014. Twisted Rudder for Reducing Fuel-oil Consumption. International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering, 6(3), 715-722.
- Kwon, J.I., 2013. A Study on the Biased Asymmetric Pre-swirl Stator For a Container Ship. Master's Thesis, Naval Architecture and Ocean Engineering in Pusan National University.
- Mewis, F., Deichmann, F., 2013. Power-and Cost-Savings for Container Vessels by Hydrodynamic Energy Saving Devices. Proceedings of the 4th International Ship Efficiency Conference, Hamburg Germany.
- Nielsen, J.R., Shin, K.W., Lundgren, E., Faghani, F., 2012. Combined Kappel Propeller and Rudder Bulb System For Improved Propulsion Efficiency. Proceedings of the 34th Motorship Propulsion & Future Fuels Conference, Hamburg Germany.
- Okada, Y., Kawasaki, M., Katayama, K., Okazaki, A., Fukuda, K., Okazaki, M., 2015. The development of "Ultimate Rudder" for EEDI. Proceedings of International Conference on Computational Methods in Marine Engineering, Rome Italy.
- Shin, K.W., Lundgren, E., Nielsen, J.R., 2012. CFD-Based Optimization of Rudder Bulb Systems. Proceedings of World Maritime Technology Conference, Saint-Petersburg, Russia.
- Tae, H.J., 2017. A Numerical and Experimental Performance Study on Rudder with Wavy Configuration at High Angles of Attack. Master's Thesis, Naval Architecture and Ocean Engineering in Pusan National University.

Dynamic Behavior of Floating Tidal Current Power Device Considering Turbine Specifications

Chul-Hee Jo*, Su-Jin Hwang*, Hong-Jae Park* and Myeong-Joo Kim[✉]*

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

터빈 특성을 고려한 부유식 조류발전장치의 운동성능 고찰

조철희* · 황수진* · 박홍재* · 김명주[✉]*

*인하대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Tidal current power 조류발전, Motion analysis 운동해석, Mooring design 계류설계, Time domain analysis 시간영역 해석, Dynamic behavior 동적 거동

ABSTRACT: Tidal current power is one of the energy sources of the ocean. Electricity can be generated by converting the flow energy of the current into the rotational energy of a turbine. Unlike tidal barrage, tidal current power does not require dams, which have a severe environmental impact. A floating-type tidal current power device can reduce the expensive support and installation cost, which usually account for approximately 41% of the total cost. It can also be deployed in relatively deep water using tensioned wires. The dynamic behavior of a floater and turbine force are coupled because the thrust and moment of the turbine affect the floater excursion, and the motion of the floater can affect the incoming speed of the flow into the turbine. To maximize the power generation and stabilize the system, the coupled motion of the floater and turbine must be extensively analyzed. However, unlike pile-fixed devices, there have been few studies involving the motion analysis of a moored-type tidal current power device.

In this study, the commercial program OrcaFlex 10.1a was used for a time domain motion analysis. In addition, in-house code was used for an iterative calculation to solve the coupled problems. As a result, it was found that the maximum mooring load of 200 kN and the floater excursion of 5.5 m were increased by the turbine effect. The load that occurred on the mooring system satisfied the safety factor of 1.67 suggested by API. The optimum mooring system for the floating tidal current power device was suggested to maximize the power generation and stability of the floater.

1. 서 론

조류발전은 조수간만 차로 발생하는 강한 유동 에너지를 터빈의 기계적 회전에너지로 변환하여 전력을 생산하는 해양 재생에너지의 한 종류이다. 정확한 발전량을 예측이 용이하며 댐과 같은 대형 구조물이 필요 없어 기존 생태 환경에 미치는 영향이 매우 적다는 장점이 있다.

기존의 조류발전장치는 대부분 파일 및 자중 고정식을 사용하였다. 하지만 전통적인 방식의 조류발전 시스템은 지지구조물과 설치비용이 전체의 약 41%를 차지해 실증 연구와 상용화에 큰 걸림돌이 되고 있다(Fig. 1). 또한 지지방식의 특성상 상대적으로 깊은 수심에서 설치 및 유지보수 비용은 매우 높게 증가하므로 현재까지 중대수심에서는 조류에너지의 활용이 제

한되었다.

Fu and Johnstone(2017)는 수치해석을 통해 터빈 익형 특성에 따른 다자유도 운동 해석에 관한 연구를 수행하며 다양한 해상 상태에서 계류라인에 작용하는 인장력 및 터빈의 궤적을 분석하였다. Jeffcoat et al.(2016)는 직접 개발한 ProteusDS의 수치해석 프로그램을 이용하여 계류라인에 작용하는 인장력 및 플랫폼의 거동을 분석하였으며 실험을 통해 이를 검증하였다. 뿐만 아니라 계류식 조류발전장치의 실험적 운동성능 고찰에 관한 연구(Jo et al., 2017), 일점계류를 적용한 수평축 조류발전장치에 관한 연구(Jo et al., 2015a) 및 덕트 형상 변화에 따른 부유식 조류발전장치의 운동성능 분석(Jo et al., 2015b) 등 최근 설치 및 유지보수 비용 절감을 위해서 최근 다양한 계류 시스템이 적용된 조류발전장치의 운동특성에 관한 연구가 다수 진행되고 있다.

Received 22 January 2018, revised 6 November 2018, accepted 30 November 2018

Corresponding author Myeong-Joo Kim: +82-32-860-7342, kmj1149@hanmail.net ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-6597-6931>

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.

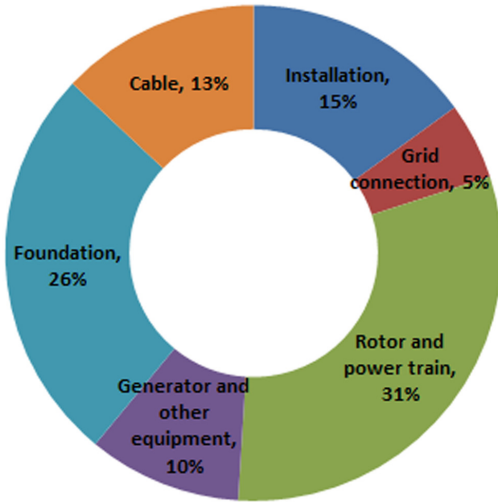


Fig. 1 Costs for tidal current power system component (Vazquez and Lhlesias, 2016)

하지만 이와 같은 연구들은 터빈에 입사하는 유속의 상대속도 변화 등을 고려하지 않아, 계류삭에 작용하는 하중을 정확히 판단할 수 없다. 따라서 본 연구에서는 터빈, 부유체의 연성 효과를 고려하기 위해 부유체-터빈간의 연성 해석을 수행하였다. 조류발전은 현재 일부 선진국을 중심으로 실증연구가 이루어지고 있으며 본 연구를 통해 다루어진 부유식 조류발전장치의 경우 비교할 수 있는 관련연구가 부족하나, 풍력발전의 사례에서 부유식 고정방식을 적용함으로써 설치 및 유지보수 비용을 저감하고 발전 장치의 경제성을 확보한 사례가 있다(Kim et al., 2015). 계류식 지지구조 방식을 적용한다면 구조물의 제작 및 설치는 물론 유지보수 비용을 상당부분 절감할 수 있기에 조류발전 개발에 경제성을 높일 수 있다고 기대되고 있다.

본 연구에서는 터빈과 부유체의 연성해석을 위해 상대속도에 의해 추가적으로 발생하는 터빈의 추력과 모멘트를 도출하였으며, 유의파고, 침두주기, 유속, 유향 등을 달리하여 총 18개의 Case 설정하여 각각의 환경조건에 대한 부유체의 운동 및 계류라인 안정성을 검토하였다. 또한 터빈의 동작 유무에 따른 부유체의 운동 및 계류라인에 인장력에 미치는 영향에 대해서 분석하였다.

2. 운동해석

2.1 운동 방정식

계류 해석에는 상용 프로그램인 OrcaFlex 10.1a가 사용되었으며, 시간영역 해석을 위한 부유체 운동 방정식은 식 (1)과 같다 (Cummins, 1962).

$$(M+a)\ddot{x} + B\dot{x} + Cx + \int_{-\infty}^t h(t-\tau)\dot{x}(\tau)d\tau = F(t) \quad (1)$$

M 은 질량, a 는 부가질량 계수, B 는 감쇠 계수, C 는 복원성 계수이며, F 는 구조물에 작용하는 각종 외력들을 나타낸다. 각 유체력 계수들은 포텐셜 유동 기반의 방사/산란 문제를 통해 도

출할 수 있다. 본 연구에서는 선형 포텐셜 이론 기반의 상용 프로그램인 Wadam으로부터 구조물의 유체력 계수를 도출하였다. 또한 $h(t-\tau)$ 는 전달함수로서 Convolution 적분을 통해 시간 영역에서의 부유체의 거동 기억 효과를 고려할 수 있다.

2.2 해석 조건

BEMT(Blade element momentum theory)는 블레이드 국부 단면에 작용하는 힘의 관계와 운동량 이론이 서로 결합된 이론으로써, 터빈의 형상 설계 및 하중을 계산할 때 주로 사용된다. Fig. 2와 같은 블레이드 익형 주위의 유동을 보면, 날개요소의 회전 방향 속도(V_w)에 의해 익형으로 입사되는 상대유속(V_r)의 크기와 방향이 결정되며, 상대유속에 의해 수직방향으로 양력, 수평 방향으로 항력이 발생되며 두 힘은 다시 회전방향의 토크와 회전면에 수직인 추력 성분으로 나눌 수 있다.

터빈과 부유체 운동의 연성효과를 고려하기 위해 Matlab을 이용한 OrcaFlex 구동 알고리즘을 구성하였다(Fig. 3). V_0 는 조류

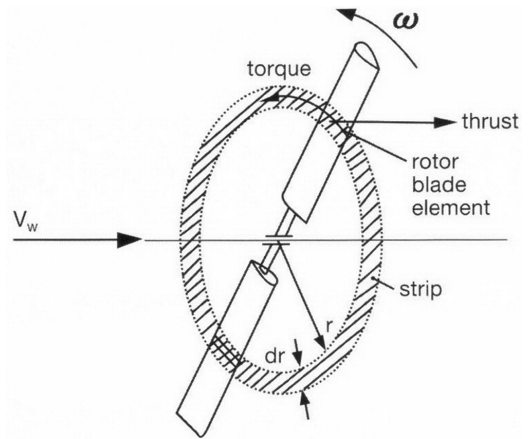


Fig. 2 Mechanism around blade element

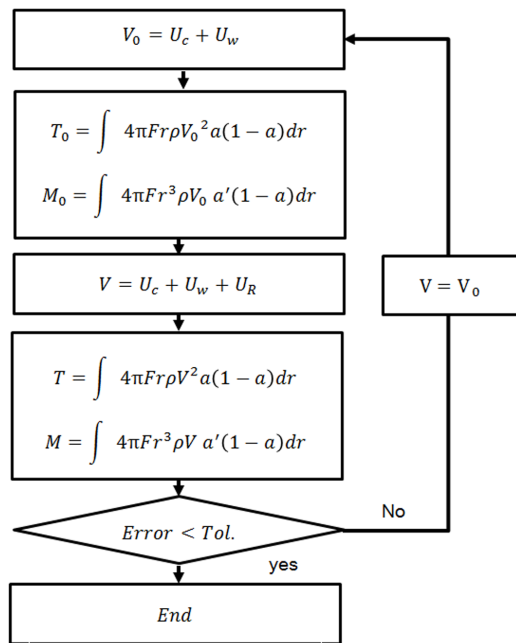


Fig. 3 Flow chart of iterative motion analysis

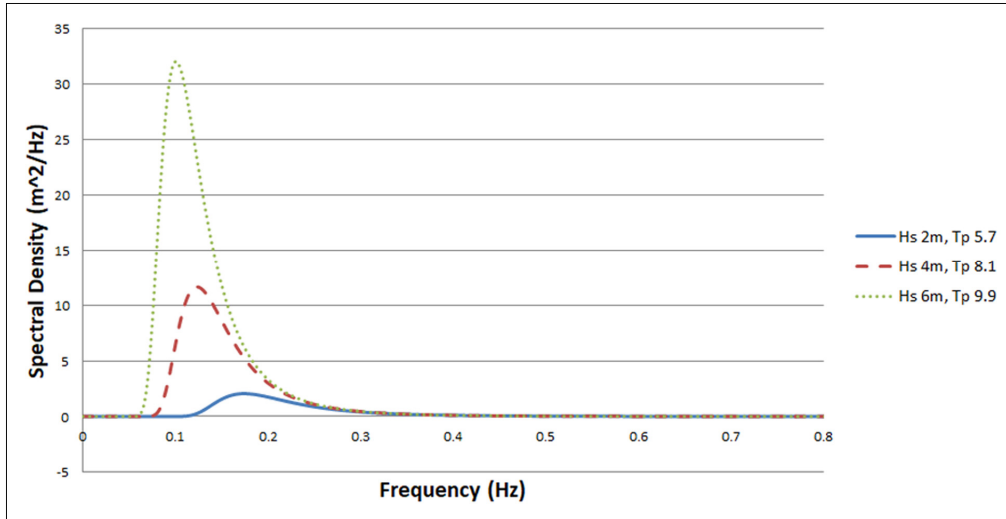


Fig. 4 ISSC wave spectrum

와 파도에 의한 터빈으로 입사되는 초기 유속이며, 해양 환경력이 같은 방향으로 입사하는 보수적인 조건을 고려하였으므로 조류속(U_c)와 파입자의 수평속도(U_w)를 단순 합산하였다.

BEMT코드를 통해 파랑 및 조류환경과 더불어 부유체 운동에 영향을 미치는 외력으로 산정되고, 운동 해석에 적용된다. 하지만 부유체의 운동으로 인해 터빈으로 입사하는 유속은 달라지고 발생하는 추력과 모멘트 역시 변화한다. 이를 고려하기 위해 해석이 진행된 후, 부유체 거동으로 인해 발생한 터빈에서의 상대유속(U_R)을 도출하고 상응하는 터빈 하중을 계산하여 초기값을 통해 계산된 하중과의 오차를 파악한다. 오차율을 만족하지 못하면 마지막 해석에서 터빈 하중을 발생시킨 유속을 이용하여 재해석이 진행되며 본 연구에서는 속도의 시간 평균을 활용하여 2%의 오차율을 적용하였다.

시간 영역 운동해석은 80m 수심을 대상으로 이루어졌으며 유의파고 최대 6m의 ISSC(International ship and offshore structure congress) 스펙트럼 및 Power law 조류 프로파일이 사용되었다(Fig. 4). 경제적으로 조류발전용 적용할 수 있는 최소 유속은 통상 약 1.5m/s로, 국내에선 서남해안에서 제한적으로 발전 가능한 최소 유속이 발생하고 있다. 이는 높은 조수간만의 차와 병목현상을 유발하는 섬지형 등이 요구되기 때문인데, 이러한 환경의 특성을 고려하고 보다 실질적인 연구결과를 도출하기 위해 천해 조건 및 Wave spectrum을 적용하여 다양한 주기의 파도가 복합적으로 작용하는 해석 환경을 부여하였다. 불규칙한 파고와 파주기 및 다양한 유속의 조류가 복합적으로 작용하는 환경에서 터빈과 부유체의 연성 운동 경향을 파악하기 위해 유의파고, 침두주기, 해양 외력의 작용 방향 등을 구분하여 아래와 같이 18개의 Load case를 산정하였다(Table 1).

1MW급으로 가정한 터빈 2기와 반잠수식 구조물을 이용한 부유식 조류시스템이 구성되었다(Fig. 5). 반잠수식 구조물은 외력에 대해 바지형 형태보다 안정적인 자세 유지성능으로 터빈으로 입사하는 유동의 방향을 유지시킬 수 있으며, Ballasting이 용이하여 수평유지는 물론 계류시스템에 장력을 제어할 수 있는 장점이 있고 이동 및 설치에 용이하다. 본 연구에서는 부유식 조류발전장치의 적용 가능성을 확인하는 차원에서 다양한 해양

Table 1 Load cases for motion analysis

Load case No.	Significant wave height [m]	Peak period [s]	Current speed at surface [m/s]	Condition
1	2	5.7	1.5	in-between
2	2	5.7	2.0	in-between
3	2	5.7	2.5	in-between
4	4	8.1	1.5	in-between
5	4	8.1	2.0	in-between
6	4	8.1	2.5	in-between
7	6	9.9	1.5	in-between
8	6	9.9	2.0	in-between
9	6	9.9	2.5	in-between
10	2	5.7	1.5	in-line
11	2	5.7	2.0	in-line
12	2	5.7	2.5	in-line
13	4	8.1	1.5	in-line
14	4	8.1	2.0	in-line
15	4	8.1	2.5	in-line
16	6	9.9	1.5	in-line
17	6	9.9	2.0	in-line
18	6	9.9	2.5	in-line

Table 2 Specification of floating structure

Description	Value
Width [m]	55
Length [m]	80
Height [m]	40
Weight [ton]	25,270
Disp. [m ³]	24.7

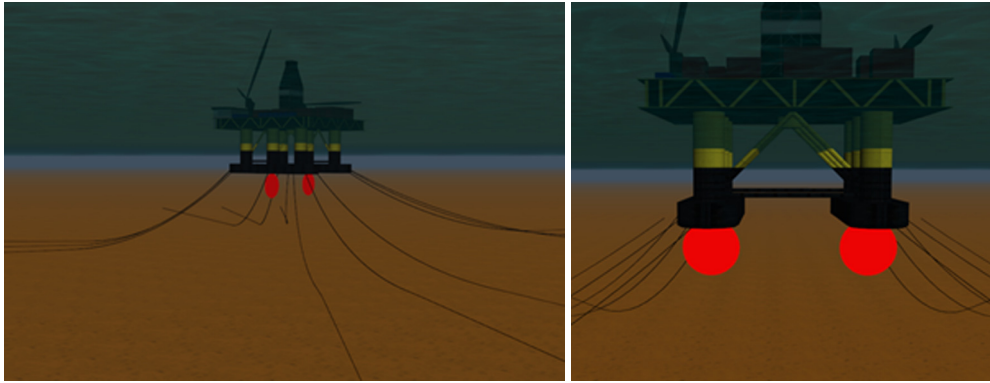


Fig. 5 Designed floating type tidal current power device

환경을 가정하였으며 특정 환경에 구조물을 최적화 시키는 것이 아닌, 보편적으로 사용되는 반잠수식 해양구조물을 대상으로 운동성능에 대한 고찰이 이루어졌다. Table 2를 통해 해석에 사용된 반잠수식 구조물의 제원을 나타내었다. OrcaFlex 상에서 제공하는 6D Buoy 모델을 이용하여 터빈을 구현하였으며, Matlab 코드를 이용하여 산정된 추력 및 모멘트를 작용 외력으로 사용하므로 항력과 양력 계수는 고려하지 않았다.

2.3 해석 결과

파도와 조류를 포함하는 유속에 부유체 운동으로 발생하는 상대 속도를 고려한 터빈 추력과 모멘트 평균값을 Table 3에 나타냈다. 터빈발생하중은 작용하는 유속의 제곱에 비례하여 증가하는 경향을 확인할 수 있었으며 최대 추력 및 모멘트는 864.4kN 및 564.1kNm로 강한 조류와 파도가 터빈과 수직으로 작용하는 Case 9에서 발생하였다.

Table 3 Turbine loads analysis result

Load case No.	Thrust [kN]	Thrust dev.	Moment [kNm]	Moment dev.
1	309.6	6.8	338.9	4.2
2	547.4	10.0	450.7	4.9
3	852.5	13.8	562.4	5.6
4	311.3	38.9	339.2	21.3
5	549.3	52.0	451.0	21.5
6	854.6	65.3	562.7	21.7
7	319.3	92.0	340.6	49.5
8	558.2	122.1	452.4	49.7
9	864.4	152.5	564.1	49.9
10	154.8	3.4	239.6	3.0
11	273.7	5.0	318.6	3.4
12	426.2	6.9	397.6	3.9
13	155.7	19.5	239.9	15.1
14	274.7	26.1	318.9	15.3
15	427.3	32.7	397.9	15.4
16	159.6	46.1	240.8	35.1
17	279.0	61.2	319.8	35.2
18	432.1	76.5	398.9	35.4

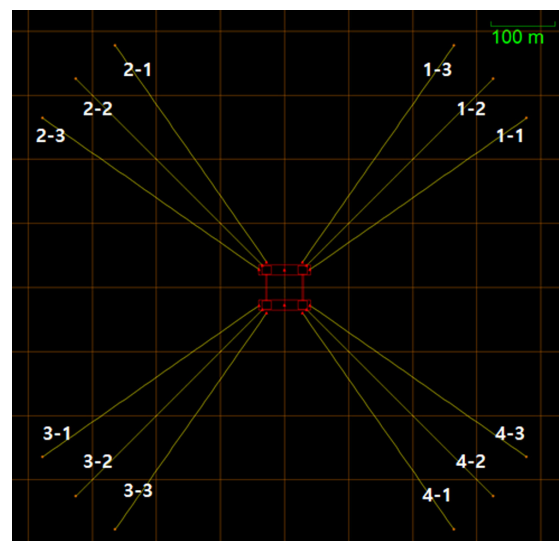


Fig. 6 Mooring line layout

Table 4 Mooring tension with a various load cases with turbine

Load case No.	Max. tension [kN]	Line No.	Std. Dev.
1	402.3338	1-1	12.5
2	558.8096	1-1	15.9
3	817.9315	1-1	24.3
4	513.5729	1-1	26.6
5	701.7993	1-1	39.8
6	1030.969	1-1	59.7
7	666.8946	1-1	46.8
8	930.9297	1-1	67.6
9	1311.669	1-1	107.4
10	659.3693	4-1	57.0
11	792.5558	4-1	57.6
12	989.2022	4-1	59.9
13	1081.043	4-1	124.8
14	1310.183	4-1	137.3
15	1641.159	4-1	143.9
16	1357.692	4-1	136.6
17	1702.308	4-1	163.2
18	1903.318	4-1	187.7

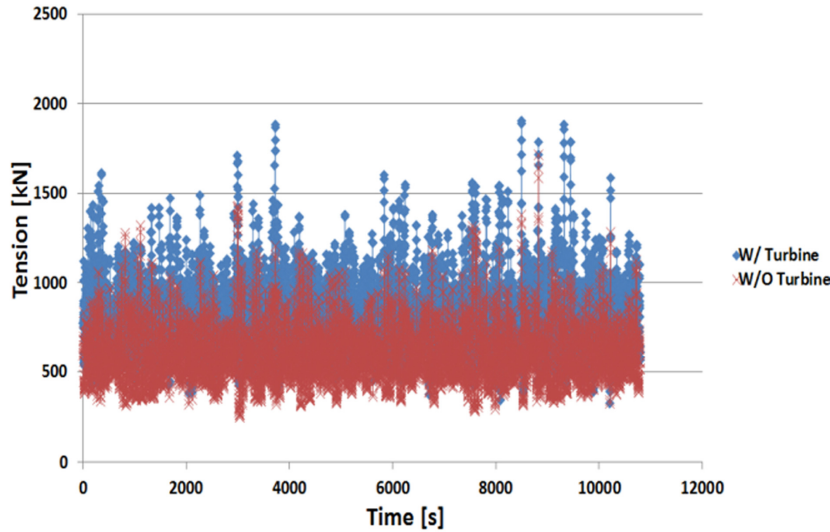


Fig. 7 Mooring tension with and without turbine

또한 Fig. 6과 Table 4를 통해 부유식 조류발전장치의 계류삭 명칭에 대한 정의와 Load case에 따른 계류삭에서 발생한 장력의 최댓값을 나타내었다. Fig. 7은 최대 계류삭 장력이 발생한 Case 18에서의 계류 하중과 터빈의 동적 영향성을 보여준다. 계류삭에 발생한 최대 하중은 약 1,903kN으로 터빈을 고려하지 않았을 때 보다 약 200kN 증가한 것으로 나타났다.

거동 반경 해석 결과는 Fig. 8와 Fig. 9에 나타내었다. 최대 거동반경은 11.7m로 Case 9에서 발생하였다. 터빈으로 입사하는

유속의 영향으로 인해 발생 추력과 모멘트의 크기가 증가한 영향으로 확인되며, 이 때 터빈 하중으로 인한 거동 반경 증가량은 약 5.5m로, 터빈을 고려하지 않았을 때보다 약 53%의 거동이 증가했다.

3. 계류 안정성 평가

설계된 조류발전장치의 운동해석을 통해 얻어진 계류 체인 발생 하중을 API RP 2SK(Design and analysis of station-keeping for floating structures)를 이용하여 검증하였다(API, 2015). 설계 규정에서 제시하는 최소 계류 체인 안전계수는 Table 5와 같이 Intact condition에서 Dynamic 해석 방법을 사용했을 때 1.67로 규정된다.

Table 5 Design criteria (API, 2005)

	Analysis method	Tension limits [% of MBL]	Equivalent FOS
Intact	Quasi-static	50	2.0
	Dynamic	60	1.67
Damaged	Quasi-static	70	1.43
	Dynamic	80	1.25

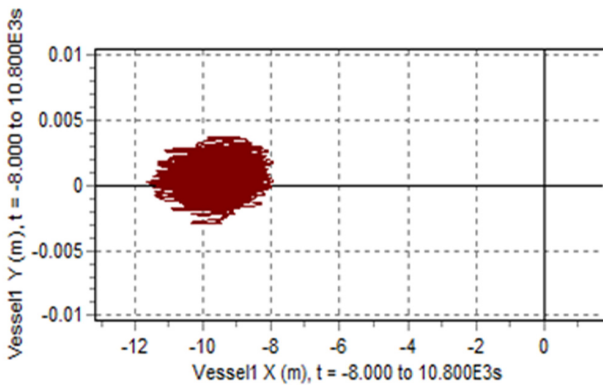


Fig. 8 Excursion of structure with a turbine effect

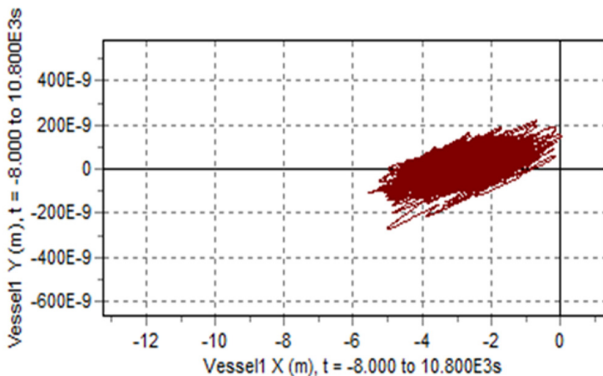


Fig. 9 Excursion of structure without a turbine effect

Table 6 Specification of mooring chain

Specification	Value
Type	64mm R4 studless
Length [m]	425.7
Normal drag diameter [m]	0.064
Mass per unit length [kg /m]	82
Axial stiffness [kN]	349,798
Minimum breaking load [kN]	3534.84
Factor of safety	1.67

Table 7 Analysis result summary

Condition	Mooring Legs	
	Max tension [kN]	Factor of safety
Intact / Dynamic	1944.32	1.82
Minimum breaking load [kN]	3534.84 (Corroded)	

계류 체인은 Nominal diameter 64mm의 Studless R4 Grade chain으로 구성되었으며 3867kN의 MBL(Minimum breaking load)을 가진다. Table 6에 계류시스템 구성에 사용된 체인의 사양이 나타내었다. 해양 구조물 수명동안의 체인 부식을 고려하여 실제 체인 단면의 직경 90%만을 사용한 MBL의 사용을 제안하고 있으며(DNV, 2012) 본 연구에서도 MBL 감소율 19%를 가정한 Corroded MBL을 설계 기준으로 사용하였다.

계류 체인에서 발생한 최대하중은 1,944kN으로, 가장 큰 유의 파고와 조류속이 적용되어 하중이 In-line condition으로 작용하는 Lload case19에서 발생하였다. 이는 Corroded MBL 3,534.8kN 대비 안전계수 1.82를 확보하는 값으로 최소 요구 안전계수 1.67을 상회하는 값이다. Table 7은 사용된 계류 체인의 MBL 및 해석에서 발생한 계류 체인 최대 인장력과 안전 계수를 나타낸다.

4. 결 론

본 연구에서는 조류발전 장치개발 비용 약 41%를 차지하는 유지보수 및 지지구조 비용을 절감할 수 있는 부유식 조류발전 장치 운동해석에 관한 연구가 수행되었다. 약 2만 5천톤의 반잠수식 구조물에 1MW급 조류발전 2기를 장착하여 진행된 운동해석과 계류 설계가 이루어졌으며 부유체 거동에 따른 상대 유속 증가를 고려하기 위해 작성된 Matlab 코드가 활용되었다.

해석 결과, 터빈 하중 최대값은 조류 및 파도가 터빈과 수직으로 입사하는 Case 9에서 발생했지만, 가장 강한 계류 체인 하중은 조류와 파도가 In-line condition으로 작용하는 Case 18에서 발생하였다. 터빈 최대 추력 및 모멘트는 약 864.4kN 및 약 564.1kN.m로 계류 체인 하중 1,903kN에 대해 터빈을 고려하지 않았을 때보다 약 200kN의 인장 하중을 증가시키는 것으로 확인되었다. 또한 터빈은 부유체의 거동 반경을 약 53% 증가시켰으며 최대 거동 반경은 약 11.7m로 확인되었다. 계류시스템은 64mm Studless R4 grade 계류체인 12개를 이용하여 구현하였고, Case 18에서 1.82의 최소 안전 계수를 확보했으며 이는 API (American Petroleum Institute)에서 제시하는 설계 안전 계수 1.67을 상회하는 값이다.

본 연구를 통해 터빈의 동적 효과를 고려한 부유체의 거동 특성을 파악할 수 있었으며 API 기준을 만족하는 계류 시스템이 설계되었다. 연구 결과를 통해 부유식 조류발전장치의 설치 가능성을 확인하였고 추후 이루어질 실증 연구의 기초 자료로 활용될 것으로 기대한다. 특히 부유식 고정 방식을 적용한 조류발전장치에 관한 연구는 개발비용의 상당부분을 차지하는 설치

및 유지보수 비용을 대폭 절감시켜 발전 단가를 경제적인 수준으로 저감시키고 조류발전의 상용화에 큰 도움이 될 것이라 기대한다.

후 기

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

본 연구는 산업통상자원부(MOTIE)와 한국에너지기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다(No. 20163030071850).

References

- American Petroleum Institute(API), 2005. Design and Analysis of Stationkeeping Systems for Floating Structure. RP-2SK, 3rd Edition.
- Det Norske Veritas(DNV), 2012. DNV OS-C101 Design of Offshore Steel Structures, General. Det Norske Veritas.
- Cummins, W., 1962. The Impulse Response Function and Ship Motions. David Taylor Model Basin Washington DC.
- Kim, H.J., Han S.O., Chung, J.M., 2015. A Study on Effect of Aerodynamic Loads on Mooring Line Responses of a Floating Offshore Wind Turbine. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 52(1), 43-51.
- Fu, S., Johnstone, C., 2017. Evaluating the Dynamic of Tension Mooring Supported Tidal Turbines. Proceedings of The 12th European Wave and Tidal Energy Conference.
- Jeffcoat P., Fiore, F., O'Farrell, E., Starzmann, R., Bischof, S., 2016. Comparison of Simulations of Taut-Moored Platform PLAT-O Using ProteusDS with Experiments. Proceedings of AWTEC.
- Jo, C.H., Lee, K.H., Cho, S.J., Goo, C.H., 2015a. Performance of the Duct Implemented in Single Point Moored TCP System with Various Diffuser Angles. Proceedings of Korean Association of Ocean Science and Technology Societies Conference, Jeju Korea.
- Jo, C.H., Rho, Y.H., Kim, D.Y., Kim, M.J., 2015b. Dynamic Response of Single Point Mooring Tidal Energy Converter with Various Duct Configurations. Proceedings of The Korean Society for New and Renewable Energy.
- Jo, C.H., Park, H.J., Cho, B.K., Kim, M.J., 2017. Investigation of Motion of Single Point Moored Duct-type TCP System by Both Numerical and Experimental Method. Transactions of the Korean Hydrogen and New Energy Society, 28(2), 212-219.
- Vazquez, A., Lhlesias, G., 2016. Capital Cost in Tidal Stream Energy Projects - A Spatial Approach. Energy, 107, 215-226.

Study on Hydrodynamic Forces Acting on Tanker Hull with Consideration of Various Vertical Centers of Gravity in Drift Test

Taechul Park*, Sungwook Lee^{id}*, Kwang-Jun Paik** and Sung-Ho Moon*

*Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

**Inha University, Incheon, Korea

다양한 수직방향 무게중심을 고려한 사항 중 탱커 선체에 작용하는 유체력에 관한 연구

박태출* · 이성욱^{id}* · 백광준** · 문성호*

*한국해양대학교 조선해양시스템공학부

**인하대학교 조선공학과

KEY WORDS: Vertical center of gravity(VCG) 수직방향 무게중심, Manoeuvrability 조종성, Computational fluid dynamics 전산유체역학, Manoeuvring hydrodynamics 조종 유체력, Roll motion 횡동요, 3 Degree of freedom(3DOF) 3자유도

ABSTRACT: An investigation was conducted to determine whether the changes in the maneuvering forces and moments acting on a hull could be affected by changing the vertical center of gravity (VCG) of a tanker. The changes in the hydrodynamic forces and moment acting on a hull according to the restraint conditions of motion were examined using CFD for cases where the VCG was located at the design draught (100% of draught), under the design draught (75% of draught), and at half of the design draught (50% of draught). The following motion restraint conditions were selected: (1) fixed restraints for everything; (2) heave, pitch, and roll free restraint; and (3) heave and pitch free restraints. It was found that restraint condition (2) had the best agreement with the model experiment results. In addition, it was found that the hydrodynamic forces and moment acting on the hull with restraint condition (2) could be greatly affected in the model tests and CFD calculations by the various configurations for the vertical center of gravity of the hull. Finally, it was concluded that the location of the vertical center of gravity of the hull could be an important factor when more accurate hydrodynamic maneuvering forces and moment are estimated.

1. 서 론

최근 조선 산업에서 부상하고 있는 탄소배출량 규제 등의 친환경적인 이슈들은 에너지효율 설계지수(EEDI, Energy efficiency design index) 규제와 관련된 사항들이 저항 추진분야 뿐만 아니라 조종성 분야에서도 대두되고 있는 실정이다. 따라서 EEDI에 관련된 제약 사항을 만족시키기 위해서 각 조선소에서는 성능 향상을 위한 연구에 집중하고 있는 추세이다. 이러한 가운데 국제해사기구(IMO, Interantional Maritime Organization) 산하의 해양 환경보호위원회(MEPC, Marine Environment Protection Committee)는 기술력의 뒷받침이 되지 않는 일부 조선소에서 EEDI에 대한 규제를 만족시키기 위해 선박의 엔진 성능 등을 낮추어 선박을

건조하여 선박의 조종성능을 저하시킬 수 있다는 점을 우려하여 2013년에는 황천 중 조종성능에 관한 조항을 만들 것을 제안하였다(MEPC.232(65))(IMO, 2013). 따라서, 유럽에서는 SHOPERA (Ship operation) 프로젝트를 발족하여 지속적으로 이와 관련된 연구를 수행했으며, 국내에서도 이에 대한 연구를 수행하고 있는 실정이다.

한편, 선박의 조종성능에 대한 연구는 과거 20년간 많은 연구 기관에 의해 모형시험, 수확모델 연구 및 이론해석 등 다양한 방법으로 수행되어 왔으며 최근에는 IT분야의 비약적 발전 및 보급으로 인해 선박의 초기 설계단계에서 조종성능 추정에 활용할 목적으로 Computational fluid dynamics(CFD)의 활용이 적극적으로 시도되어 왔다. 초기의 CFD를 활용한 연구에서는 주

Received 4 July 2018, revised 16 November 2018, accepted 13 December 2018

Corresponding author Sungwook Lee: +82-51-410-4303, swlee@kmou.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6089-303X>

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2018 in Jeju.

© 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.

로 사항 중 선체에 작용하는 유체력에 관한 정확도 향상을 목적으로 난류모델, 격자크기 및 자유수면의 유무에 따른 영향을 살펴보는 연구를 주로 수행하여 구속모형 시험 결과와 비교하였다. Toxopeus(2011)는 그의 연구에서 선형별, 격자별 사항 및 선회시 선체에 작용하는 횡력 및 선회모멘트를 CFD를 사용하여 계산한 후 구속모형시험 결과와 비교하였다. Toxopeus(2011)의 연구에서는 자유수면의 효과와 선체의 자세변화는 고려되지 않았다. Toxopeus(2011)의 연구에서 비교대상이 된 선체인 HTC (Hamburg test case) 및 KVLCC(KRISO very large crude-oil carrier)는 각각 HSVA(Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt) 및 INSEAN(Istituto Nazionale di Studied Esperienze di Architettura Navale)에서 구속모형시험을 실시하였으며, HTC의 경우는 6자유도(Degree of freedom, DOF) 방향 모두 구속되어 모형시험이 수행되었다. 또한, KVLCC2의 경우 종동요(pitch) 및 상하동요(heave)를 제외한 운동에 대해 구속이 이루어진 상태로 모형시험이 수행되었다. 하지만, Toxopeus(2011)는 KVLCC2에 대한 CFD 계산에서 자유수면 및 자세변화를 고려하지 않았으며, INSEAN에서 수행된 구속모형시험에 대한 상세한 정보 또한 공개되지 않아 계산 및 모형시험이 동일한 조건으로 고려되었는지는 정확히 밝혀진 바가 없다. 또한, Toxopeus et al.(2013)는 다양한 점성유동 해석자(REFRESCO, Star-CCM+, ISIS-CFD 및 CFDSHIP-IWOA)를 이용하여 KVLCC2의 제한된 수역(협수로 및 천수역)에서 조종운동하는 선체에 작용하는 유체력 추정에 대한 다양한 검토(자유수면의 유무, 종동요 및 상하동요의 구속여부)를 수행하였다. 비교 계산 조건으로는 모형시험을 포함하여 다양한 결과가 존재하는 사항각 4도를 선정하였으며, 각각의 해석자의 결과를 모형시험과 비교 분석하였다. 그의 연구결과에 따르면 자유수면의 유무 및 운동의 구속여부를 점성유동 해석에서 고려하는 지의 여부에 따라 결과의 정확도가 달라질 수 있음을 보였다. 그의 연구에서 주목해야 할 내용 중의 하나는 유동해석의 결과와 모형시험 결과를 비교할 때, 상호간의 조건의 차이가 결과에 영향을 미칠 수 있음을 보였다. 이는 Sung and Park(2015)의 계산에서도 확인되는 사항으로 Sung and Park(2015)의 연구에서는 대각도 사항 시에도 모형시험과 비교적 잘 일치함을 보여주고 있으며 조종유체력에 대한 점성유동 계산시 횡동요 및 상하동요의 구속 여부가 계산의 정확도에 영향을 미칠 수 있음을 보여주고 있다고 판단된다.

일반적으로 점성유동 계산을 수행하고 모형시험과 비교를 수행할 때 계산과 모형시험이 동일한 조건에서 수행되지 않거나, 비교를 위해 참고하는 정보가 정확하지 않기 때문에 발생할 수 있는 오차에 대한 검토가 면밀히 검토되지 않을 수 있다고 판단된다. 이러한 사항은 모형시험을 수행하는 기관 또는 연구자와 점성유동 계산을 수행하는 기관 또는 연구자가 다르거나 비교를 위한 선택된 모형시험 결과가 계산보다 선행되는 경우가 일반적이기 때문에 빈번히 일어날 수 있다고 판단된다. 특히, 조종유체력 획득을 위해 수행되는 구속모형시험의 경우 수행 기관에 따라 모형시험 조건이 달라질 수 있을 것이며 이에 대한 충분한 정보가 공개되지 않기 때문이라고 말할 수 있을 것이다.

따라서, 본 연구에서는 상기에서 언급한 내용들에 주목하여 사항운동 중 횡방향 동요에 대해서 수직방향 무게중심의 변화

가 조종유체력의 변화에 미치는 영향에 대한 검토를 점성유동 계산을 통해 수행하였다. 모형시험에 대한 비교적 정확한 정보 획득을 위해 Sung and Park(2015)의 연구에서 검토된 KVLCC1 및 KVLCC2 중 KVLCC1을 비교 대상으로 선택하였으며, KVLCC1의 수직방향 무게중심(Vertical center of gravity, VCG)을 임의로 변경했을 때 선체에 작용하는 유체력의 변화를 살펴보았다.

2. 수치해석 방법

점성유동 해석을 위한 지배방정식은 비압축성 난류 유동에 대한 지배방정식인 연속방정식과 Reynolds averaged Navier-Stokes (RANS) 방정식이다. 본 연구에서 사용된 CFD 해석자는 Open-source tool-kit인 OpenFOAM(Open-source field operation and manipulation, 이하 오픈폼)을 사용하였다. 오픈폼에서 사용되는 수치계산방법은 운동량 및 질량에 대한 보존법칙을 만족시키기 위해 용이하도록 적분하여 기초방정식을 이산화하는 방법인 유한체적법을 사용한다. 계산에 사용된 난류모델은 $k-\omega$ SST(Shear stress transport)이고, 시간항에 대해서는 1차 정확도의 암시적(Implicit) Euler기법을 사용하였다. 공간항에 대해서는 대류항의 경우는 2차정확도인 LinearUpwind를 적용하였고, 확산항의 경우는 2차 정확도인 중심 차분법을 적용하였다. 자유수면은 VOF(Volume of fluid) 기법을 활용하였다.

2.1 대상 선박

계산에 사용된 선박은 선박해양플랜트 연구소의 공개 선형인 KVLCC1을 사용하였다. 축척비는 Sung and Park(2015)의 연구에서 수행된 모형시험에 사용된 1/46.426이며, 주요 제원은 아래 Table 1을 통해 확인해볼 수 있다. Table 1에서 L_{pp} 는 해당흘수에서의 수선간장길이, B 는 선박의 폭, T 는 흘수를 의미한다.

Table 1 Main dimension of target ship

	KVLCC 1	Prototype	Model
Scale		1	46.426
L_{pp} [m]		320.0	6.893
B [m]		58.0	0.625
T [m]		20.8	0.448
Froude number [-]		0.141	0.141
Reynolds number [-]		2.18×10^9	6.622×10^6

2.2 격자 시스템

계산에 사용된 대상선은 KVLCC1으로 최근 SIMMAN(2008)을 통해 많은 비교 데이터가 공개되었고, Sung and Park(2015)에 의해 재현 연구가 발표되었기 때문에 본 연구에서도 대상으로 채택하였다. 격자생성에 사용된 소프트웨어는 Trimmer 형태의 격자를 생성하는데 용이한 NUMECA사의 Hexpress를 사용하였다. Hexpress는 계산 대상의 관심 있는 표면을 세분화하여 격자를 생성할 수 있다는 장점을 가지고 있으며, 비교적 우수한 질의 격자를 생성할 수 있다. 계산 영역의 설정은 선체 길이를 단위로 설정하여 대상 선박이 변경되더라도 비슷한 격자 생성이

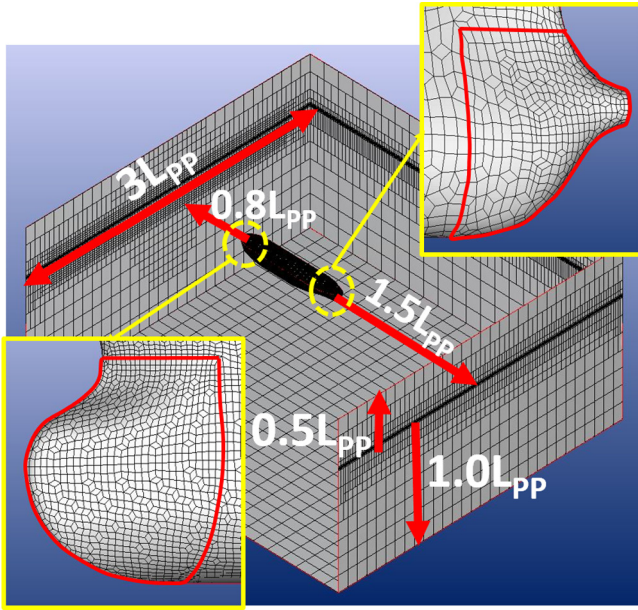


Fig. 1 The shape of the entire domain

되도록 하였다. 각 경계층의 설정은 유동이 선박에 반사되어 발생할 반사파로 인하여 실제 계산에 정확성을 감소시키는 것을 막고자 유동의 선미부로부터 출구경계까지 $1.5L_{pp}$, 선수로부터 유동의 입구경계까지 $0.8L_{pp}$, 각 선측면으로는 선체 중심 기준 $1.5L_{pp}$, 선체 중심 기준으로부터 수저경계까지 $1.5L_{pp}$, 상층경계까지는 $0.5L_{pp}$ 로 설정하였다. 전체 격자 개수는 계산 시간과 직결되기 때문에 유동장이 급격하게 변하는 선체 주위는 미소하게 격자를 구성하고 상대적으로 유동장의 변화가 적은 경계층 부근은 크게 설정하는 Trimmer 격자 기법을 활용하였다. 또한, 선체의 움직임을 고려하였을 때 횡동요와 종동요의 연성으로 인해 선체의 상하 방향으로의 변위가 상대적으로 크게 발생하여 자유 수면의 VOF 기법을 적용하는 데에 무리가 있음을 인지하여 자유 수면 부근의 격자를 좀 더 미소하게 생성하였다. 추가적으로 선체 표면의 유동을 좀 더 정확하게 계산할 수 있도록 경계층 격자(Prism layer)기법을 사용하여 선체 표면으로부터 5~7개의 격자 층을 적용하였다. 그 결과 최종적으로 230만개의 격자로 구성하였다. 작성된 전체 도메인의 형상은 Fig. 1을 통해 확인할 수 있다. Fig. 1로부터 도메인의 좌표계는 선수에서 선미방향을 양(+)의 x , 선수를 바라볼 때 우측을 양의 y 및 연직 상방향을 양의 z 로 정의된다.

3. 수치해석 결과

3.1 이산화 기법 및 시간 간격 결정

본 연구에서는 CFD 계산에 있어 계산의 정확도 및 효율성을 위하여 대류항의 이산화 기법 및 시간간격의 변화가 조종 유체력에 끼치는 영향을 살펴보았다. 가장 효율적인 이산화 기법과 시간 간격을 선정하기 위하여 Table 2에 나타난 바와 같은 조건으로 계산을 수행하였다. 주어진 계산 조건에서 3자유도 운동(상하동요, 종동요 및 횡동요)에서 유체력에 대한 차이를 확인하기 위하여 비교적 대각도 사향각인 20도로 설정하였다. 사향

Table 2 Test case conditions

Types	Variable
VOF convection	<i>Linear Upwind limitedGrad</i>
	<i>Gauss linear</i>
	<i>interfaceCompression</i>
<i>fvSchemes</i>	<i>LinearUpwind limitedGrad</i>
	<i>linear upwind</i>
Momentum convection	<i>linear upwind</i>
Time step [s]	0.01, 0.02, 0.04, 0.06, 0.08

각은 선체를 고정시킨 상태에서 유동의 방향을 원하는 각도만큼 벡터로 표현하여 고려하였다. 한편, Table 2에서 Types 및 Variable에 표기된 *fvScheme*(Finite volume scheme), *LinearUpwind* (Linear upwind), *interfaceCompression*(Interface compression), *limitedGrad*(Limited gradient) 등은 전산유체역학에서 사용되는 용어들을 오픈폼에서 사용하기 위하여 생성된 표기법으로 일종의 변수명이라고 생각하면 이해에 도움이 되리라 판단된다.

3.1.1 대류항 이산화 기법별 조종 유체력 계산 및 결과비교

본 연구에서는 수직방향 무게중심의 변화에 따른 조종 유체력의 변화에 대한 검토를 수행하기 전에 VOF 및 운동량방정식에 존재하는 대류항에 대한 이산화 기법별 해석의 정확도를 살펴해보았다. Figs. 2-5는 VOF 및 운동량방정식의 대류항을 이산화한 기법에 따른 계산결과 및 모형시험과의 비교를 보여주고 있다. Fig. 2 및 Fig. 3의 결과에 따르면 VOF 방정식의 대류항을 2차 정확도의 *LinearUpwind limitedGrad* 기법을 사용했을 때 사향각 20도에서의 선체에 작용하는 횡력 및 모멘트가 비교적 모형시험 결과와 차이가 작음을 알 수 있다. 또한, Fig. 4 및 Fig. 5로부터 2차 정확도인 *Gauss linear* 기법이 가장 좋은 결과를 산출함을 알 수 있다. 하지만, 본 연구에는 기재하지 않았지만 다른 사향각도에 대해서도 계산을 수행한 결과 *Gauss linear* 기법은 상황에 따라서 불안정한 거동을 보였기 때문에 모든 사향각에서 안정성 및 정확도를 보인 2차 정확도의 *LinearUpwind limitedGrad* 기법을 추후 계산에서 적용하도록 결정하였다.

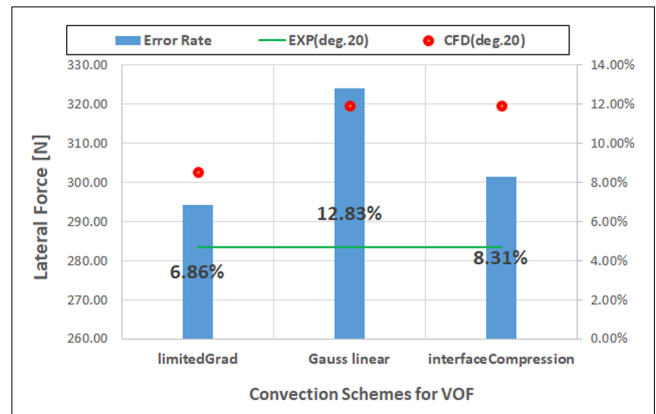


Fig. 2 Comparison results between experiment and calculation in lateral forces with different convection scheme of VOF

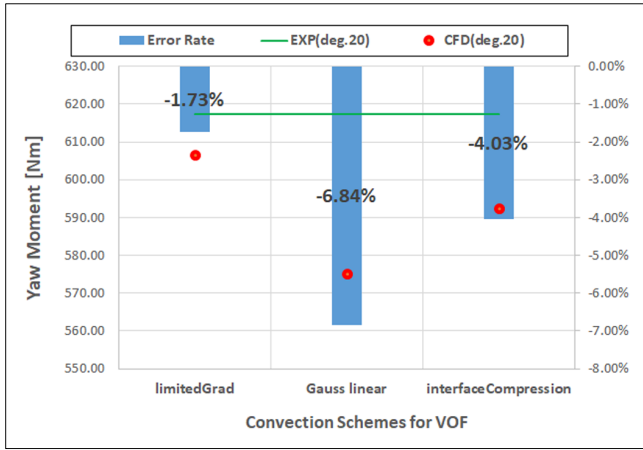


Fig. 3 Comparison results between experiment and calculation in yaw moment with different convection scheme of VOF

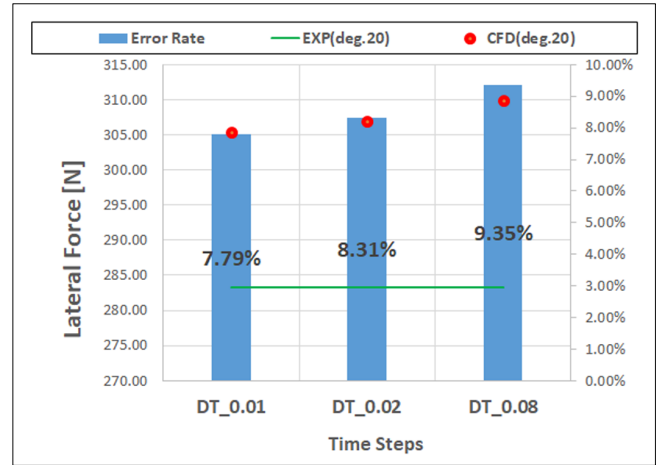


Fig. 6 Comparison results in lateral force with different time step

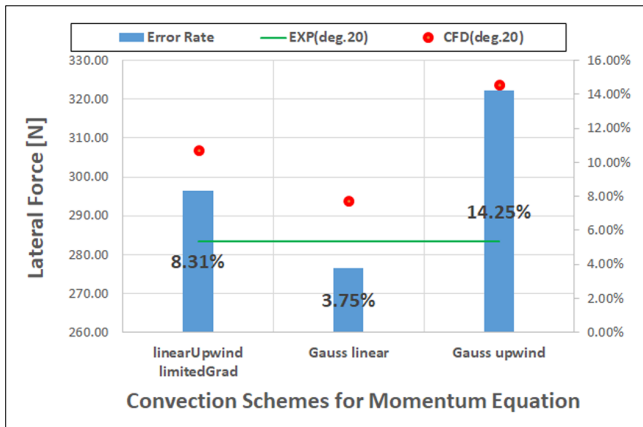


Fig. 4 Comparison results between experiment and calculation in lateral forces with different convection scheme of momentum equation

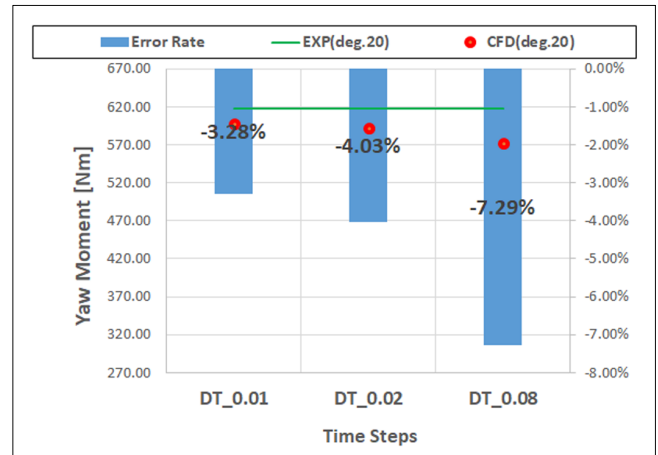


Fig. 7 Comparison results in yaw moment with different time step

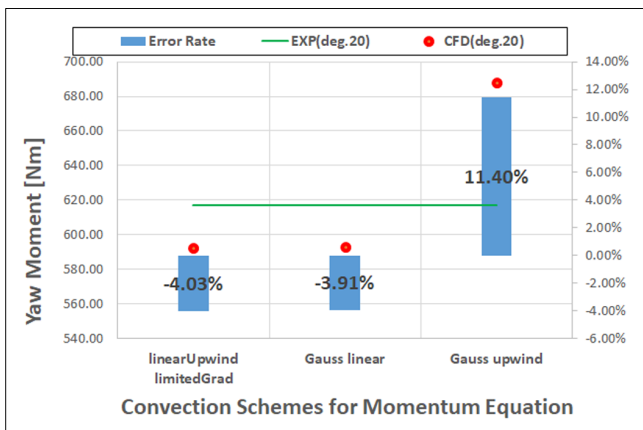


Fig. 5 Comparison results between experiment and calculation in yaw moment with different convection scheme of momentum equation

3.1.2 시간 간격별 조종 유체력 계산 및 결과비교

본 연구에서는 선체의 사향중 선체의 3자유도 계산을 무게중심의 변화별로 검토를 수행하기 때문에 계산의 정확도 보다는

안정성이 중요할 것으로 판단되어 시간항의 이산화 기법으로 1차 정확도의 암시적 Euler법을 사용하였다. 또한, 계산결과와 수렴성 확인 및 계산의 효율성을 살펴보기 위해 시간 간격별 유체력 계산을 수행한 후 앞 결과 마찬가지로 모형시험 결과와 비교하였다.

Fig. 6과 Fig. 7로부터 알 수 있듯이 시간 간격이 줄어들수록 계산의 결과와 모형시험과의 차이가 줄어드는 경향을 보인다. 하지만, 시간 간격이 0.01인 경우 계산량의 증가가 불가피함으로 계산량의 효율성을 고려하여 본 연구에서는 시간 간격을 0.02로 설정하여 추후 계산을 수행하였다.

3.2 수직방향 무게중심의 위치 변화별 조종 유체력 계산 및 결과비교

수직방향 무게중심의 위치 변화별 조종 유체력의 변화를 살펴보기 위하여 검토는 크게 (1) 사향각, (2) 수직방향 무게중심의 위치 변화 및 (3) 구속 조건 변화의 3가지로 구분되며, 각각의 조건에 따른 계산 매트릭스를 구성하였다. Table 3에서 확인할 수 있듯이 사향각은 소각도인 3도부터 대각도인 20도까지 Sung and Park(2015)에서 수행된 사향시험을 기준으로 설정하였다. Sung and Park(2015)은 명시적으로 모형시험의 구속조건 및 VCG에 대한 정보를 명시하지 않았지만, KVLCC 선형에 대한

Table 3 Main case condition

No.	Drift Angle [deg]	VCG position	Constraint condition
Case_1.1	3°	VCG = 100 % of draught	3 DoF
Case_1.2	6°		
Case_1.3	9°		
Case_1.4	12°		
Case_1.5	20°		
Case_1.6	3°	VCG = 75 % of draught	3 DoF
Case_1.7	6°		
Case_1.8	9°		
Case_1.9	12°		
Case_1.10	20°	VCG = 50 % of draught	3 DoF
Case_1.11	3°		
Case_1.12	6°		
Case_1.13	9°		
Case_1.14	12°		
Case_1.15	20°	-	Fixed
Case_2.1	3°		
Case_2.2	9°		
Case_2.3	20°	VCG = 100 % of draught	2 DoF
Case_2.4	3°		
Case_2.5	9°		
Case_2.6	20°	VCG = 75 % of draught	2 DoF
Case_2.7	3°		
Case_2.8	9°		
Case_2.9	20°	VCG = 50 % of draught	2 DoF
Case_3.1	3°		
Case_3.2	9°		
Case_3.3	20°	-	Fixed

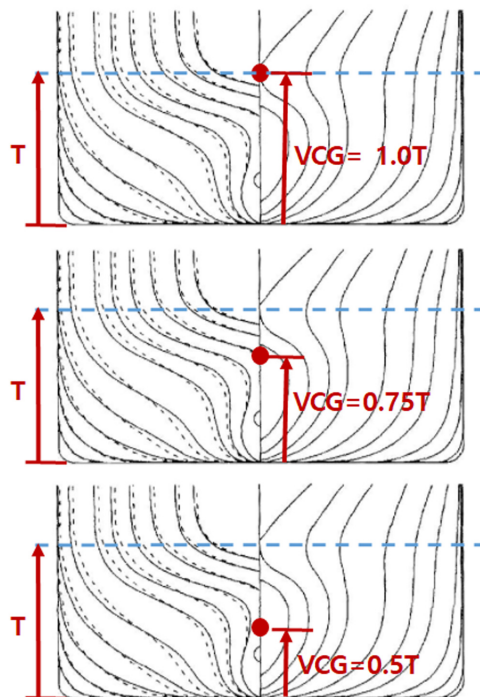


Fig. 8 Configurations of different vertical center of gravity

모형시험 시 상하동요, 종동요 및 횡동요에 대해 구속을 하지 않은 조건으로 모형시험을 수행하였다고 판단된다. 또한, 모형선의 무게 중심은 SIMMAN(2008)에서 명시된 횡동요 고유주기 및 GM(Metacentric height)을 이용하여 모형선의 수직방향 무게 중심을 결정하였다고 판단된다. 따라서, 본 연구에서 대상선으로 선택된 KVLCC1의 경우 탱커선으로 수직방향 무게중심이 상부 갑판을 기준으로 연직 하방향으로 분포하고 있다고 가정하여, Fig. 8에 나타낸 바와 같이 선저로부터 설계흘수까지의 거리를 기준으로 하여 흘수의 100%, 75% 및 50% 3가지의 위치에 수직방향 무게중심이 분포하는 것으로 상정하여 무게중심의 위치변화를 고려하였다.

끝으로 운동의 구속 조건은 실험 조건인 횡방향동요(Roll), 상하방향동요(Heave) 및 종동요(Pitch)의 3방향의 운동 구속을 해제한 운동(3DoF, Degree of freedom)과 선수동요(Pitch)와 상하동요(Heave)의 2방향의 운동만을 구속 해제한 2자유도(2DoF) 운동 그리고 모든 방향으로의 운동을 구속(Fixed)한 경우의 3가지 조건에 대해 선체에 작용하는 조종 유체력의 차이를 살펴보았다.

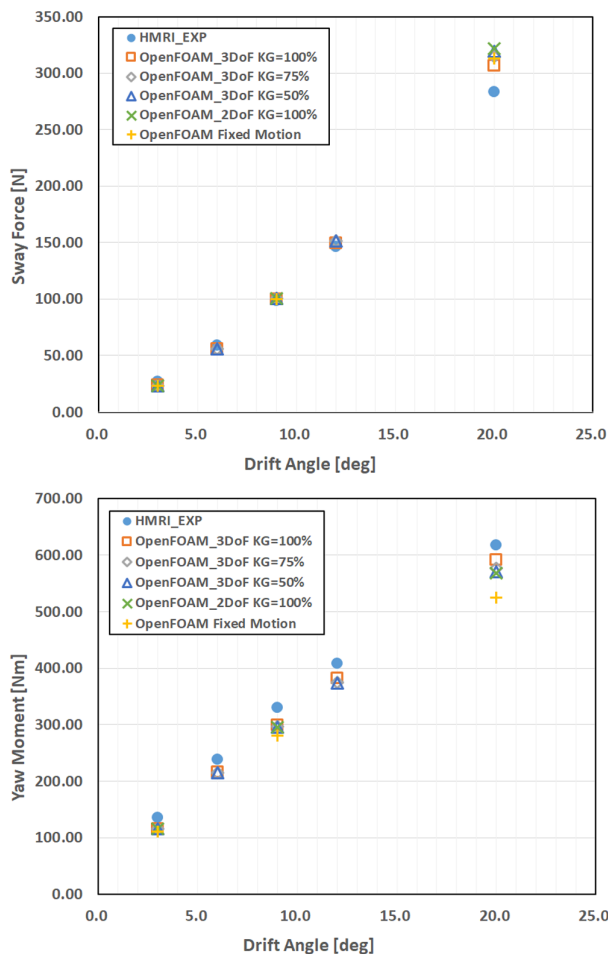


Fig. 9 Comparison results in lateral force and yaw moment for various calculation conditions

모든 계산의 결과는 주기적으로 변하면서 수렴을 하기 때문에 계산이 수렴하는 구간을 기준으로 3주기 값의 평균값을 최종 결과 값으로 선택하였다. 계산 종료 시간은 60초로 제한하였는데 이는 계산의 효율을 고려하기 위함이었으며, 힘의 시계열 값을 확인하면서 계산을 수행하여 계산의 수렴을 고려하였다.

Fig. 9는 수직방향의 무게중심의 변화(100%, 75% 및 50%)에 따른 3자유도, 2자유도 및 완전 구속 상태에서의 사향각별 선체에 작용하는 횡력 및 선수동요 모멘트에 대한 계산결과와 HMRI_EXP(Sung and Park(2015))로 표시된 모형시험과의 비교를 나타낸 그림이다. 사향운동시 선체에 작용하는 횡력의 경우 Fig. 9에 나타낸 바와 같이, 사향각이 비교적 소각도일 때는 계산의 결과에서 차이가 거의 발생하지 않음을 알 수 있으나, 사향각이 커지는 경우부터 그 차이가 비교적 뚜렷하게 나타남을 알 수 있다. 선수동요 모멘트의 경우는 소각도에서부터 차이가 서서히 나타나서 대각도가 될 때 횡력과 마찬가지로 그 차이가 뚜렷해짐을 알 수 있다. 서론에서 언급한 바와 같이, 수직방향의 무게중심위치의 차이가 횡력 및 모멘트에 차이를 발생시킬 수 있고 그 차이가 무시하지 못할 수준이라는 것을 나타내고 있다고 판단된다. 각각의 계산 설정 조건별 모형시험 대비 계산과의 차이를 Fig. 10 및 Fig. 11에 나타내었다. 각 그림에서 선으로 표시한 것은 모형시험 결과를 나타내고, 막대 그래프는 모형시험 결과와 계산과의 차이를 표시한다. 또한, 원으로 나타낸 심볼은 계산 결과를 나타내고 있다. 그림에서 왼쪽 축은 물리량을 나타내고 오른쪽 축은 모형시험과 계산결과와의 차이를 비율로써 나타낸 것이다.

각 계산 조건별 횡력에 대한 결과 비교를 나타내고 있는 Fig. 10과 선수동요 모멘트에 대한 결과 비교를 나타내고 있는 Fig. 11을 좀더 구체적으로 살펴보도록 한다. 사향각 12도에 대해서 상하동요, 횡동요 및 종동요에 대한 자유도(이하 3DoF)를 부여한 후 수직방향의 무게중심을 변화시킨 조건(Case 1.4, 1.9 및



Fig. 10 Comparison results for lateral force according to various center of gravity

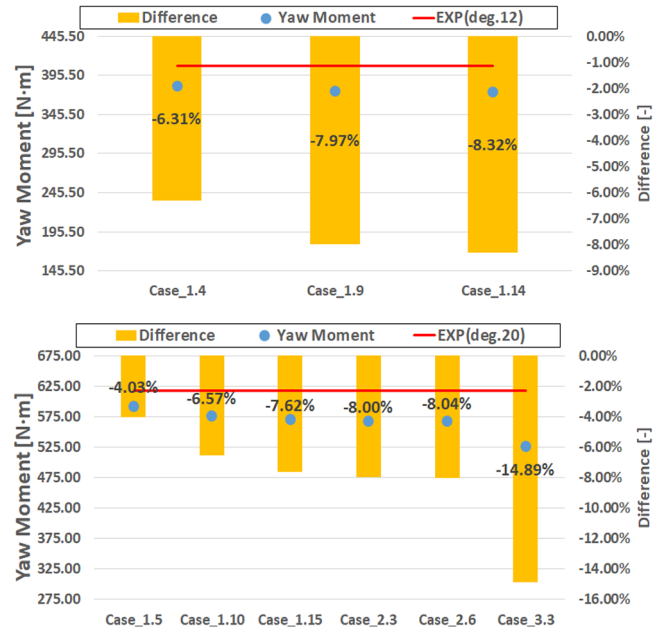


Fig. 11 Comparison results for yaw moment according to various center of gravity

1.14)에 대한 결과를 살펴보면, 3DoF이면서 수직방향 무게 중심이 홀수와 일치 하는 조건(Case 1.4)에서 횡력 및 선수동요 모멘트에 대한 계산이 모형시험 결과와 가장 일치하고 있음을 보여주고 있으며 무게중심이 아래쪽으로 이동할수록 횡력 및 선수동요 모멘트가 모형시험대비 차이가 커짐을 알 수 있다. 이는 일반적으로 탱커의 경우 수직방향 무게중심이 수면아래쪽에 위치한다는 것을 고려했을 때 반대의 경향을 보이는 결과로써, 계산에 사용된 해석자의 정확도가 결과에 영향을 미쳤을 가능성이 있다고 판단된다. 사향각 20도(Case 1.5, 1.10 및 Case 1.15)에서도 동일한 경향을 보이고 있다. 한편, 상하동요 및 종동요에 대한 자유도를 부여한 경우는 횡동요를 고려하지 않았기 때문에 수직방향 무게중심의 변화에 따른 횡력 및 선수동요 모멘트에 변화는 없으나 3DoF에서의 결과와는 차이를 보이고 있으며 모형시험과의 차이가 더욱 증가함을 알 수 있다. 한편, 모든 자유도를 구속한 경우, 횡력의 경우는 3DoF의 결과보다 모형시험에 더욱 가까운 결과를 보이고 있으나 선수동요 모멘트에서 가장 큰 차이를 보이고 있음을 알 수 있다. 따라서, 좀더 정확한 횡력 및 선수동요 모멘트를 추정하기 위해서는 계산 시 수직방향을 무게중심을 정확히 고려한 후 3DoF로 사향 시 선체에 작용하는 유체력 계산을 수행해야 함을 알 수 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 수직방향 무게중심의 변화에 따른 횡방향력과 선수동요 모멘트의 차이에 대하여 Open source tool kit인 오픈폼을 이용한 검증을 진행하였다. 검증에 사용된 선형은 조종 성능 연구의 표준 선형인 KVLCCI이 사용되었다.

수직방향 무게중심의 변화를 선저에서부터 홀수까지의 거리를 기준으로 하여 무게중심이 정확히 자유수면상에 존재할 때를 VCG 100%, 홀수의 75%에 존재할 때를 VCG 75% 및 홀수의

50%에 존재할 때를 VCG 50%로 하여 VCG의 변화를 주면서 구속조건을 변경시켜 사항계산을 실시하였으며, 다음과 같은 결과를 도출하였다.

(1) 상하동요, 횡동요 및 종동요에 대해 자유도를 부여한 경우 (Case_1.5, Case_1.10 및 Case_1.15)

- 횡력의 경우 수직방향 무게중심의 변화에 따른 계산의 차이는 사항각이 커짐에 따라 증가하며 사항각 20도의 경우, Case_1.5(VCG가 홀수와 같은 위치)의 모형시험대비 오차와 Case_1.15(VCG가 홀수의 절반에 위치)의 모형시험대비 오차간의 차이는 약 4.3%의 차이를 보인다.

- 선수동요 모멘트의 경우 횡력과 마찬가지로 사항각이 커짐에 따라 차이가 증가하는 경향을 보이며, 상기와 마찬가지로 기준으로 살펴보면 사항각 20도의 경우 약 3.5%의 차이를 보인다.

- 모형시험 결과와 비교했을 때 차이가 비교적 제일 작은 결과로 횡력과 모멘트를 추정하였다.

(2) 상하동요 및 종동요에 대해 자유도를 부여한 경우 (Case_2.3 및 Case_2.6)

- 횡동요가 구속되어있기 때문에 수직방향 무게중심의 변화와 무관하게 힘과 모멘트를 추정함.

- 3DoF의 결과와 비교해서 횡력의 경우, 사항각이 20도의 경우 최대 약 5.2%(Case_2.3의 오차와 Case_2.6의 오차간의 차이)의 차이를 보이고 선수동요 모멘트의 경우 최대 약 4%의 차이를 보인다.

(3) 모든 운동에 대해 구속한 경우(Case_3.3)

- 횡력의 경우 최대 약 2.2%, 선수동요 모멘트의 경우 최대 약 11%의 차이를 보인다.

- 선수동요 모멘트에서 비교적 큰 차이를 보이고 있다.

상기 결과를 바탕으로 판단했을 때, RANS를 활용한 조종유체력 추정에 있어서 자세변화를 고려하는 것이 결과에 영향을 미침을 알 수 있었으며 특히, 모형시험 결과와 비교할 경우 모형시험에서 선정된 조건을 엄밀히 고려할 필요가 있음을 알 수 있다.

한편, 본 연구에서는 탱커 선형에 한정되어 자세변화에 따른 선체에 작용하는 횡력 및 선수동요 모멘트에 대한 연구를 진행

하였다. 하지만, 탱커의 경우 컨테이너선 및 LNG 선에 비해 횡동요가 비교적 작은 선형으로써 자세변화의 고려에 따른 횡력 및 선수동요 모멘트의 차이는 다른 선형에 비해 상대적으로 작다고 판단되며, 추후 컨테이너선을 대상으로 하여 동일한 조건으로 계산을 수행할 필요성이 있다고 판단된다.

후 기

본 연구는 2016학년도 한국해양대학교 신지교수정착연구비 및 2018년도 한국연구재단의 이공학 개인기초연구지원사업(NRF-2017R1D1A3B03030423)지원으로 수행된 연구결과 중 일부를 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- International Maritime Organization (IMO), 2013. Interim Guidelines for Determining Minimum Propulsion Power to Maintain the Manoeuvrability in Adverse Conditions. MEPC.232(65), IMO, London.
- SIMMAN, 2008. Part G: Comparison of Results for Free Manoeuvre Simulations - Systems and CFD Based Methods. Proceedings of SIMMAN 2008, Lyngby, Denmark, G1-G277.
- Sung, Y.J., Park, S.H., 2015. Prediction of Ship Manoeuvring Performance Based on Virtual Captive Model Tests. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 52(5), 407-417.
- Toxopeus, S.L., 2011. Practical Application of Viscous-flow Calculations for the Simulation of Manoeuvring Ships. PhD. Thesis, TU Delft, Delft University of Technology.
- Toxopeus, S.L., Simonsen, C.D., Guilmineau, E., Visonneau, M., Xing, T., Stern, F., 2013. Investigation of Water Depth and Basin Wall Effects on KVLCC2 in Manoeuvring Motion Using Viscous-flow Calculations. Journal of Marine Science and Technology, 18(4), 471-496.

Simulation of Vessel Motion Control by Anti-Rolling Tank

Kyung Sung Kim* and Byung-Hyuk Lee^{ID**}

*Ocean Development System School of Naval Architecture and Ocean Engineering, Busan, Korea

**Hyundai Heavy Industry Co. Ltd., Ulsan, Korea

능동형 횡동요 저감 장치를 이용한 선박운동제어 시뮬레이션

김경성* · 이병혁^{ID**}

*동명대학교 조선해양공학부

**현대중공업(주)

KEY WORDS: Active anti-rolling tank 능동형 횡동요 저감 장치, Vessel motion with sloshing 슬로싱 효과, Moving particle semi-implicit 이동입자법

ABSTRACT: The effects of an anti-rolling tank (ART) on vessel motions were numerically investigated. The potential-based BEM vessel motion simulation program and particle-based computational fluid dynamics program were dynamically coupled and used to perform a simulation of vessel motions with ART. From the time domain simulation results, the response amplitude operators for sway and roll motions were obtained and compared with the corresponding experimental and numerical results. Because the main purpose of ART was only to reduce roll motions, it was important to show that the natural properties of a floating vessel were not changed by the effects of ART. Various ART filling ratios and several ART positions were considered. In conclusion, ART only reduced the roll motion regardless of its filling ratio and position.

1. 서 론

지난 수십 년 동안 다양한 화물의 적재 용량을 증가시키기 위해 선박의 크기는 지속적으로 증가해 왔다. 특히 적재 화물이 유체인 경우 선박의 고유주기가 바뀌거나 복수개의 고유주기를 가지기도 한다(Lee and Kim, 2010; Kim et al. 2011). 이로 인해 부유체 설계 시 환경조건에 대한 영향을 재평가해야 한다. 따라서 이러한 문제를 해결하기 위해 부유체의 고유 특성은 변화시키지 않으면서 가장 취약한 횡동요 운동을 적절히 제어할 수 있는 방안들이 제안되어 왔다.

빌지킬은 저(선저)에 기다란 관 형태의 부가구조물로 형상 저항과 점성 저항을 증가시켜 선박의 횡동요를 저감하는 대표적인 방법이다. U-tube 또는 Horizon-tube는 화물창 주변 혹은 Deck(갑판) 상부에 액체가 저장된 Tube를 탑재하여 선박의 횡동요를 저감하는 Passive anti-rolling tank(PART)로서 Tube 내부 유동의 주기는 선박의 횡동요 주기와 Anti-phase이어야 한다. 이러한 다양한 횡동요 저감 방식들 중 최근 능동형 횡동요 저감 장치(Active anti-rolling tank, AART)가 제안되고 있다. Marzouk

and Nayfeh(2009)에서 제안한 AART는 기존의 U-tube 형태에서 중앙에 펌프를 이용하여 내부 유동을 능동적으로 관리하여 내부 유동으로 인해 복원력을 증가시킬 수 있도록 고안된 장치이다. 이러한 AART는 기존의 수동(Passive) 형태의 ART에 비해 다양한 방향에서 입사되는 파에 대해 대처할 수 있다는 장점이 있으나 탑재비용 및 유지관리 비용이 높다는 단점이 있다.

Cho et al.(2017)은 탱크 내부에 공극이 있는 격벽을 설치하여 슬로싱 저감에 미치는 영향을 정량적으로 평가하였다. Cho et al.(2017)에 의하면 격벽에 의한 탱크 내부 유동의 변화는 슬로싱 효과 및 위상의 변화가 발생할 수 있음을 알 수 있다. Kim et al.(2016)에서는 ART를 탑재한 선박의 운동에 대해 해석하였으며, 이는 선박에 장착된 ART에 의해 선박의 운동 특성이 변화함을 알 수 있다. Kim et al.(2018)에서는 실험적 방법을 통해 격벽을 이용한 슬로싱 저감 장치의 효과에 대한 연구를 수행하였다. 선행연구를 통해 ART의 정량적 평가를 통한 적합한 형태의 ART 탑재는 매우 중요하며, 이를 위해서는 내부유동해석과 내부유동을 고려한 선박 운동에 대한 연구가 필요하다.

본 연구에서는 ART 내부 유동을 시뮬레이션하기 위해 입자

Received 9 May 2018, revised 2 December 2018, accepted 13 December 2018

Corresponding author Byung-Hyuk Lee: +82-52-202-2114, blue7892@gmail.com ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-7514-8235>

© 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.

법을 사용하였다. 대표적인 입자법으로는 SPH(Smoothed particle hydrodynamic)(Monaghan, 1994)와 MPS(Moving particle semi-implicit)(Koshizuka and Oka, 1996)법이 있으며, iSPH(Incompressible SPH)(Xu et al., 2009)법이 MPS법과 같은 방식의 압력 해법을 사용하면서 두 방법의 차이가 많이 줄어들었다. 본 연구에서는 압력 진동제어 능력이 더 우수하다고 판단되는 MPS법을 사용하였다. MPS법은 Koshizuka and Oka(1996)가 처음 제안되었으며, 이 후 Tanaka and Masunaga(2010)가 포아송방정식의 소스항을 입자 속도의 발산으로 정의하면서 압력의 안정화를 시도하였다. 이 방식은 Lee et al.(2011)이 완화계수의 물리적 접근을 통해 더욱 안정화되었다. 또한 Nomura et al.(2001)에서는 표면장력을 고려한 방식을 제안하였으며, 이는 Kim et al.(2014a)에서 법선 벡터의 정확도를 높이는 연구를 수행하였다.

선체 운동 해석에 관한 연구는 Yang and Kim(2011)이 Boundary element method(BEM)법을 사용하여 허리케인과 같은 극한 환경에서의 Tension leg platform(TLP)의 거동에 관한 연구를 수행하였으며, Lee et al.(2010)은 이를 확장하여 내부 유동에 따른 부유체의 운동 모사에 관한 연구를 수행하였다. Kim et al.(2014)은 Lee and Kim(2010)과 동일한 문제에 대해 내부 유동을 입자법으로 해석하는 방식에 대한 연구를 수행하였다.

본 연구에서는 Kim et al.(2011)이 수행한 연구를 기초로 하여 ART의 유무가 부유체 운동에 미치는 영향뿐만 아니라 ART의 설치 위치 및 탱크 내부 적재율에 따른 영향을 평가하였다.

2. 수치해석기법

2.1 부유체 운동 시뮬레이션

부유체 운동의 시간영역 시뮬레이션을 위해 패널을 이용한 3차원 산란 및 방사 프로그램으로부터 유체력 계수를 확보하여야 한다. 유체력 계수 확보를 위한 시뮬레이션 기법의 자세한 내용은 Lee(1991)에서 찾을 수 있다. 패널기반 3차원 산란 및 방사 프로그램으로부터 구해진 유체력 계수는 주파수영역에서의 값을 가지므로 이를 식 (1)에 나타난 Volterra expansion을 포함한 중첩 적분 기법을 이용하여 변환하여 시간영역 시뮬레이션 프로그램에 입력값으로 사용하도록 한다.

$$F_R = -M_u(\infty)\ddot{\zeta} - \int_0^\infty R(t-\tau)\dot{\zeta}(\tau)d\tau \quad (1)$$

여기서 $M_u(\infty)$ 은 무한대 주파수에서의 부가질량, F_R 은 방사에 의한 외력, ζ 는 부유체의 변위, $\dot{\zeta}$ 는 시간 미분, t 는 시간, τ 는 참조 시간, $R(t)$ 는 시간 t 에서의 지연 함수이며, 중첩 적분에서 구할 수 있는 값은 입사파로부터 부유체에 작용하는 파력이다. 앞서 언급한 바와 같이 부가 질량을 포함한 유체력 계수는 먼저 주파수영역에서 구해진다. 따라서 식 (1)에서의 무한대 주파수에서의 부가질량을 구하기 위해서 다음의 식을 이용한다.

$$M_u(\infty) = M_u(\omega) + \int_0^\infty R(\omega) \frac{\sin(\omega t)}{\omega} dt \quad (2)$$

여기서 지연함수 $R(t)$ 는 시간 기억 효과를 위해 사용되었다. 이

지연함수는 다음의 식으로 표현할 수 있다.

$$R(t) = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty C(\omega) \cos(\omega t) d\omega \quad (3)$$

여기서 $C(\omega)$ 는 방사 감쇠 계수이다. 부유체 운동 계산에서 내부 유체 저장소의 충격력 및 관성력을 고려하기 위해서는 운동방정식에 유체력을 고려하는 것이 일반적이다.

$$[M + M_u(\omega)]\ddot{\zeta} + \int_{-\infty}^t R(t-\tau)\dot{\zeta}(\tau)d\tau + K\zeta = F(t) \quad (4)$$

$$= F_{ext}(t) + F_{sloshing}(t)$$

여기서 M 은 부유체의 질량, K 는 외부강성계수, $F(t)$ 는 외력이며 외력은 파력과 부유체의 점성 감쇠력을 고려한 $F_{ext}(t)$ 와 내부 유체력을 고려한 $F_{sloshing}(t)$ 로 구성된다.

2.2 Moving Particle Semi-implicit 법

ART의 내부에 작용하는 유체력을 계산하기 본 연구에서 사용된 방법은 MPS이다. MPS법의 지배방정식은 연속방정식과 Navier-stokes 방정식으로 아래 식과 같다.

$$\frac{D\rho}{Dt} = 0 \quad (5)$$

$$\rho \frac{D\vec{u}}{Dt} = -\nabla P + \mu \nabla^2 \vec{u} + \vec{F} \quad (6)$$

여기서 ρ 는 유체의 밀도, P 는 압력, μ 는 점성계수, \vec{u} 는 입자의 속도, \vec{F} 는 중력가속도를 포함한 외력에 의한 가속도이다. MPS법은 완전 라그랑지안법을 따르고 있기 때문에 지배방정식의 각 항은 입자상호작용 모델인 식 (7)으로 치환되어야 하며 이에 대한 자세한 설명은 Lee et al.(2011)에서 찾을 수 있다.

$$\begin{aligned} \text{Gradient Model} \quad \nabla \phi &= \frac{d}{dn} \sum_{j \neq i} \left[\frac{\phi_j - \phi_i}{r_j - r_i} (\vec{r}_j - \vec{r}_i) w(|\vec{r}_j - \vec{r}_i|) \right] \\ \text{Divergence Model} \quad \nabla \cdot \phi &= \frac{d}{dn} \sum_{j \neq i} \left[\frac{(\phi_j - \phi_i) \cdot (\vec{r}_j - \vec{r}_i)}{r_j - r_i} w(|\vec{r}_j - \vec{r}_i|) \right] \\ \text{Laplacian Model} \quad \nabla^2 \phi &= \frac{2d}{\lambda n} \sum_{j \neq i} [(\phi_j - \phi_i) w(|\vec{r}_j - \vec{r}_i|)] \end{aligned} \quad (7)$$

여기서 Laplacian 모델에 사용된 λ 는 분산이 해석해와 동일하도록 도입된 계수이다.

$$\lambda = \frac{\sum_{j \neq i} |\vec{r}_j - \vec{r}_i|^2 w(|\vec{r}_j - \vec{r}_i|)}{\sum_{j \neq i} w(|\vec{r}_j - \vec{r}_i|)}$$

MPS법은 연속유체를 이산화된 입자로 모사하고 입자 하나하나가 물리량을 가지고 이동하기 때문에 연속체 가정을 만족시키지 못할 가능성이 있다. 따라서 이를 극복하기 위한 방법으로 가중치 함수를 도입하였다. 가중치 함수는 식 (7)에 있는 입자

상호작용 모델의 기초가 된다. 가중치 함수는 주변입자가 중심 입자에 미치는 영향을 정량화 한 것으로 거리에 대한 함수이다. 본 연구에 사용된 가중치 함수는 다음과 같다.

$$w(|r_{ij}|) = \begin{cases} \left(1 - \frac{|r_{ij}|}{r_e}\right)^3 \left(1 + \frac{|r_{ij}|}{r_e}\right)^3 & (0 \leq |r_{ij}| < r_e) \\ 0 & (r_e < |r_{ij}|) \end{cases} \quad (8)$$

여기서 r_{ij} 는 $(r_j - r_i)$ 이며, r_i 는 i 번째 입자의 위치벡터이다. r_e 는 입자간 상호작용의 유효반경으로 본 연구에서는 $2.1 \times l_0$ 를 사용하였다. 여기에서 l_0 는 초기 입자 배치 상태에서 입자가 평균 거리이다. 식 (8)에서 보이는 것과 같이 만일 입자간 거리 가 유효반경 r_e 보다 클 경우 입자간 상호작용의 크기는 0이다. 본 연구에서는 Lee et al.(2011)(PNU-MPS)에서 제시한 가변 시간간격을 사용하여 입자가 벽면을 통과하는 문제를 해결하였다.

3. 시뮬레이션 결과 및 논의

탱크 내부 유동이 선체 운동에 미치는 영향을 Kim et al. (2014b)에서 알 수 있듯이 내부 유체가 없는 상태에서의 횡동요 운동의 고유주기는 약 0.45rad/s이다. 그러나 Fig. 1에서의 다른 적재량의 경우 내부 적재 유체 화물에 의해 고유주기의 극점 주기가 바뀌고 2개로 나뉘는 현상이 발생함을 보였다. 이는 부유체 운동의 고유 특성이 변화하는 것으로 초기 설계 시 복수

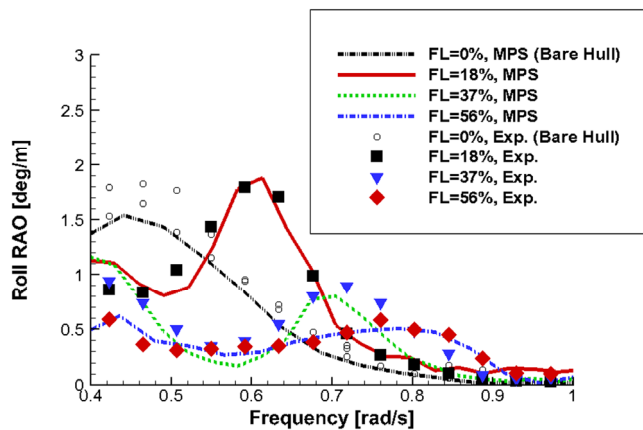


Fig. 1 Example of roll RAO of FPSO with two inner liquid tank for various inner tank ratio (Kim et al. 2014b)

Table 1 Characteristics of floating vessel and anti-rolling tank

Description	Floating vessel	Inner sloshing tanks (AFT / FWD)
Length [m]	285	27/
Breadth [m]	63	40/
Draft (Height) [m]	13	7/
x-Position [m]	0	
y-position [m]	0	0/0
z-Position [m]	0	3/3

Table 2 Environmental Conditions

Wind	N/A	
Current	N/A	
Wave	Heading	90 Degree (beam)
	Significant height	5.0 m
	Peak period	12 s
	γ of JONSWAP spectrum	3.3
Filling level of inner tanks		

개의 고유주기를 고려해야하며 이는 내부유동의 영향에 의한 변화임을 알 수 있다. Kim et al.(2014a)에서 사용한 Box-barge 형태의 FPSO(Floating production storage and offloading)와 환경 변수는 Table 1과 Table 2에 나타나 있다.

Kim et al.(2014b)에서 연구된 내용을 바탕으로 내부 유동이 부유체 운동에 영향을 끼침을 알 수 있었다. 본 연구에서는 이러한 현상을 재해석하여 내부 유동을 이용하여 부유체 운동 특성을 변화시키는 즉 운동을 저감시키기 위한 연구를 수행하였다. 연구 수행을 위한 부유체는 Kim et al.(2014b)에서 사용된 MARIN(Maritime Research Institute Netherlands)의 Box-barge FPSO를 사용하였으며(Fig. 2(a)) 선체에 Anti-rolling tank(ART)를 탑재하고 있다. 탑재된 ART는 Fig. 2(b)에 나타난 것과 같이 사각 형태로 내부에 닫히지 않은 격벽을 포함하며 부유체 운동의 위상(Phase angle)을 변화시키는 역할을 한다. 격벽의 길이는 ART 길이 방향의 25%를 사용하고 있으며 본 연구에서는 4개의 격벽을 일정한 간격으로 배치하였다. 탱크 제원과 적재량에 따른 탱크 고유주기는 다음 식으로 구할 수 있다.

$$\omega_n = \sqrt{\frac{n\pi g}{L} \tanh\left(\frac{n\pi h}{L}\right)} \quad (9)$$

여기서 L 은 탱크 길이, h 는 적재량, n 은 운동 모드 수, g 는 중력가속도이다. 본 연구에서 탱크 내부의 격벽은 탱크 적재량에 영향을 주지 않는 형태로 탱크의 고유주기를 유지하면서 위상각을 변화시키는 장치로 사용되었다. ART의 제원과 적재량 및 그에 따른 고유주기는 Table 3에 나타나 있다. 단, 격벽 효과의 확인을 위해 고유주기는 격벽 효과를 고려하지 않고 계산하였으며 그 값은 Table 3에 나타나 있다. 또한 ART의 위치에 의한 영향을 평가하기 위해 x 축 방향으로 3가지 경우를 설정하였으며, 그 위치는 선수부, 선체 중앙, 그리고 선미부로 설정하였다.

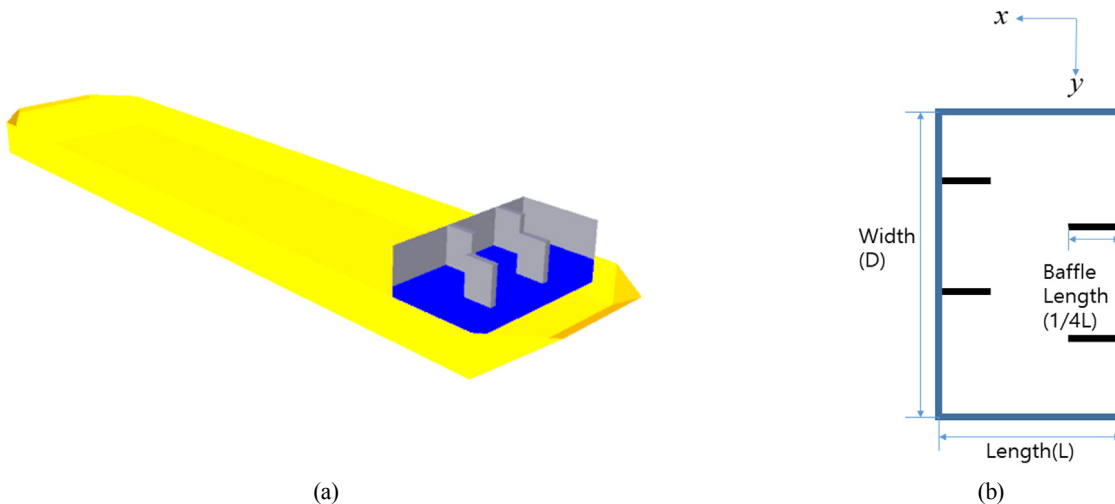
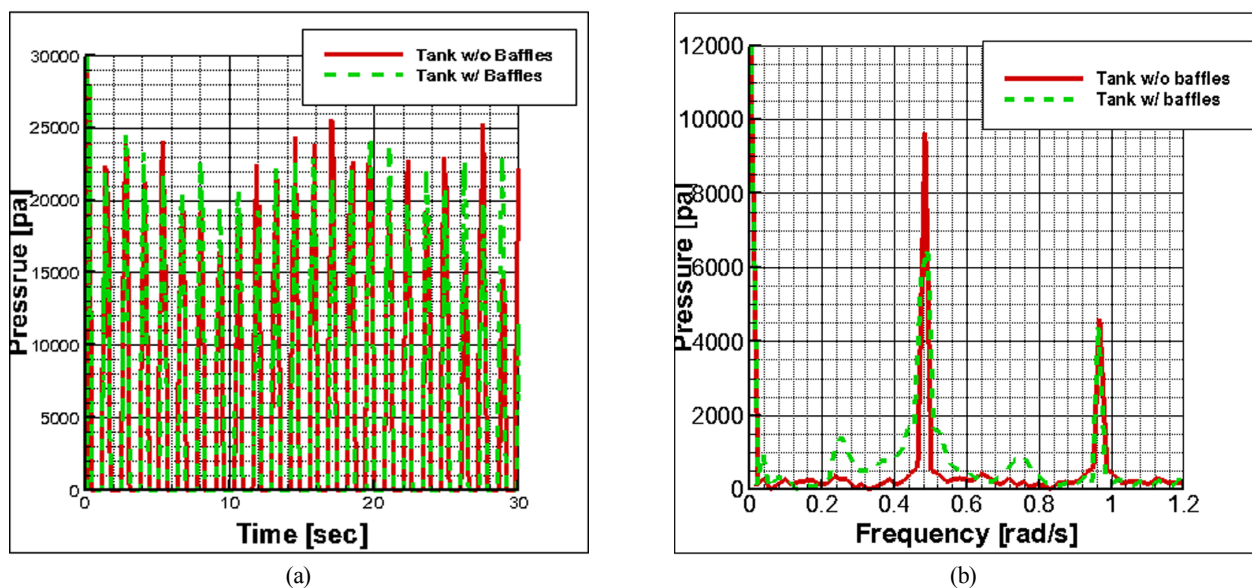
ART를 탑재한 선박의 운동 시뮬레이션에 앞서 격벽의 효과를 확인하기 위해 ART의 단독 운동 시뮬레이션을 수행하였다. 탱크는 Table 3에 나타나 있는 탱크를 사용하였으며 격벽이 있는 경우와 없는 경우에 대해 각각 시뮬레이션을 수행하였다. 탱크는 부유체의 좌우동요 및 횡동요 운동의 영향이 지배적이기 때문에 y 축 상에서 $y = 0.5\sin[(2\pi)/(1.3t)]$ 으로 강제 운동한다. ART의 단독 운동 시뮬레이션은 적재량이 50%가 넘어 2상유동이 발생할 수 있는 범위를 제외한 43% 적재된 경우에 대해 시뮬레이션을 수행하였다. 탱크의 강제 운동 주기는 고유주기에 인접한 값으로 식 (9)에 의해 1.3s로 설정하였다. 격벽의 유무에 따른 ART의 고

Table 3 Characteristics of floating vessel and anti-rolling tank

Description	ART Tanks (A / B / C)
Length [m]	27 / 27 / 27
Breadth [m]	40 / 40 / 40
Height [m]	7 / 7 / 7
x-Position [m] (From the center of vessel)	130 / 0 / -130
y-position [m] (From the center of vessel)	0 / 0
z-Position [m] (From the center of vessel)	3 / 3
Filling ratio	0 %, 43 % (0.422 rad/s), 57 % (0.484 rad/s), 73 % (0.536 rad/s)

유주기의 변화를 확인하기 위해 ART의 벽면에 가해지는 압력을 측정하였으며, 측정 방식은 3차원 ART의 좌측면의 바닥으로부터 1.2m 위에 위치한 지점에서의 값을 평균화 하였다. 이는 전체 벽면의 압력을 측정하였을 시 설정한 바닥면으로부터 1.2m 떨어진 지점에서의 압력값이 지배적이었기 때문에 그 이외의 압력을 모두 계산하게 되면 노이즈 등에 의해 정확한 값의 측정이 어렵다

고 판단하였다. 측정 부위에서의 압력비교와(Fig. 3(a))와 압력의 Fast Fourier transfer 방식을 이용한 주파수영역 변환값 비교(Fig. 3(b))를 통해 탱크 내 유체 적재률(43%)에 따른 고유주기는 약 0.5rad/s로 일치함을 알 수 있다. 그러나 격벽 효과에 의해 고유주기에서 압력은 감소하고 약 0.25rad/s와 0.75rad/s에서 압력이 증가하는 것을 알 수 있다. 이는 격벽이 탱크 내부 유동에 의해 발

**Fig. 2** Schematic models of (a) floating vessel and (b) anti-rolling tank**Fig. 3** Comparison of baffles effects from (a) time history and (b) FFT results

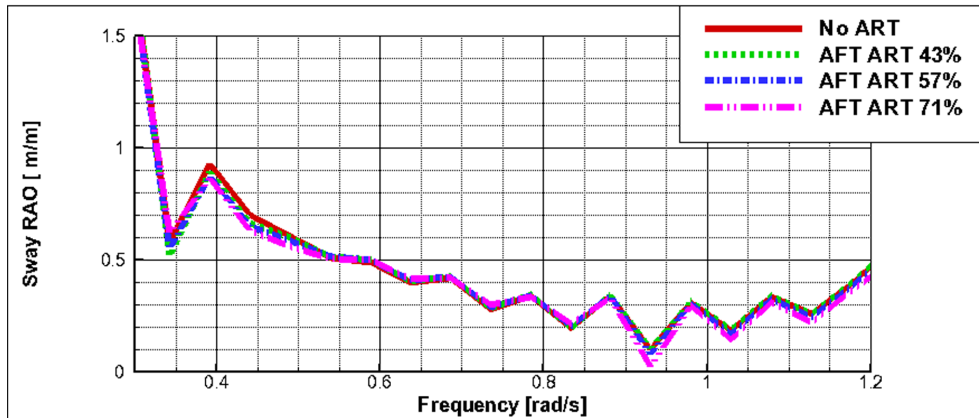
생하는 하중의 위상 변화를 줄 수 있음을 알 수 있다. 또한 Cho et al.(2017)을 통해 PNU-MPS법을 이용한 격벽의 효과 및 검증 결과를 재확인할 수 있다. PNU-MPS법을 이용한 이유는 ART를 이용한 문제는 단상 유동이며, 이미 많은 연구를 통해 확립된 안정적인 방법론을 선택하기 위함이다.

ART가 부유체 운동에 미치는 영향을 평가하기 위해 환경조건은 MARIN에서 수행한 실험과 동일하며, Table 2에 나타나 있다. 부유체의 운동은 ART의 성능에 직접적인 영향을 미칠 것으로 판단되는 좌우동요와 횡동요만을 고려하였다. 시뮬레이션에 사용된 유체 입자는 적재율이 43%인 경우 69,056개, 57%인 경우 77,592개, 71%인 경우 86,128개이며, 초기 입자간 거리는 모두 0.5m이다. 중력가속도는 9.81m/s^2 , 동점성계수는 $10^{-6}\text{m}^2/\text{s}$ 이며 표면장력 효과는 무시하였다. 또한 격벽의 두께는 입자 4개의 두께로써 2m의 두께를 가지도록 설정하였다.

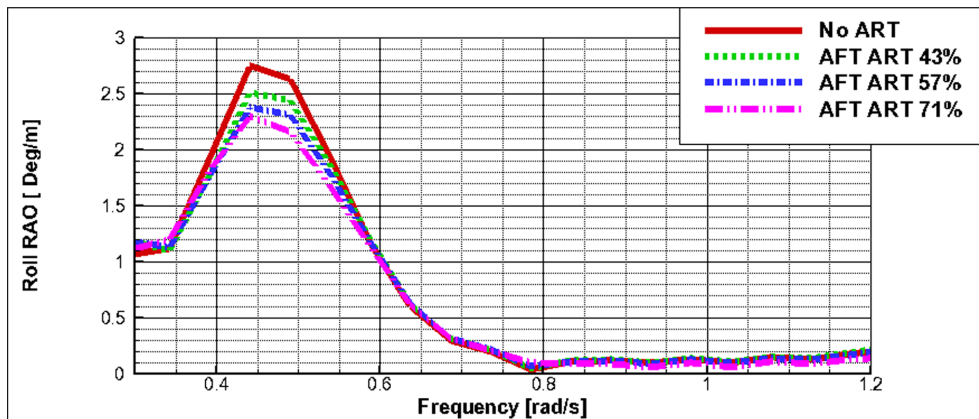
Fig. 4는 ART의 적재율에 따른 선박의 좌우동요 및 횡동요에 대한 진폭 응답 함수(RAO, Response amplitude operators)이다. 좌우동요에 대해서는 의미 있는 변화가 없음을 관찰되었다. 이는 ART가 좌우동요에는 영향을 끼치지 않음을 알 수 있다. 횡동요 운동에 대해서는 Fig. 1의 시뮬레이션 결과와는 다른 경향을 보인다. Fig 4에서는 내부 유동에 의해 진폭 응답 함수의 진폭과 극점의 주기의 변화가 관찰된 반면, ART의 경우에는 극점 주기는 변하지 않고 진폭만 변하였다. 이는 ART가 횡동요 운동

을 억제만 하고 부유체의 고유 특성은 변화시키지 않는다는 것을 알 수 있다. 따라서 ART는 횡동요 운동 저감 본연의 목적에 효과적임을 알 수 있다.

ART의 위치가 부유체 운동에 미치는 영향을 확인하기 위해 Table 3에서 나타난 것과 같이 선수, 선체중앙, 선미에 ART를 배치하고 시뮬레이션을 수행하였다. Fig. 5는 표 2의 환경조건 하에서 적재율이 43%일 때 ART를 탑재한 부유체의 운동에 대한 진폭 응답 함수이다. 만약 ART의 적재율이 동일하다면 ART의 위치에 따른 진폭 응답 함수의 유의미한 변화가 없음을 관찰할 수 있었다. 이는 횡동요 운동에 영향을 미치는 주요인자는 ART의 위치가 아니라 ART의 존재여부와 적재율임을 알 수 있다. ART의 영향에 대한 계산은 선박의 중심으로부터 탱크까지의 거리를 이용하였다. 입자법의 경우는 각각의 입자가 물리량을 가지고 운동하기 때문에 절대좌표계에서의 위치가 주어지면 이를 이용한 질량의 이동 및 자유표면의 운동에 의한 관성모멘트는 쉽게 구해질 수 있다. 본 연구에서는 외력으로써의 내부 유체의 영향을 운동방정식에 적용하였으며, 운동방정식의 질량 행렬에 대한 무게중심의 이동 및 관성모멘트 변화는 반영하지 않았다. 또한 충전율이 50%가 넘는 경우 내부 유동이 단상유동이 아닌 2상 유동으로 변화될 수 있으나, 본 연구의 목적에는 그 변화가 큰 비중을 차지하고 있지 않다고 판단하여 단상 유동으로 가정하였다.



(a)



(b)

Fig. 4 RAO of FPSO with variously filled ART for (a) sway motion and (b) roll motion

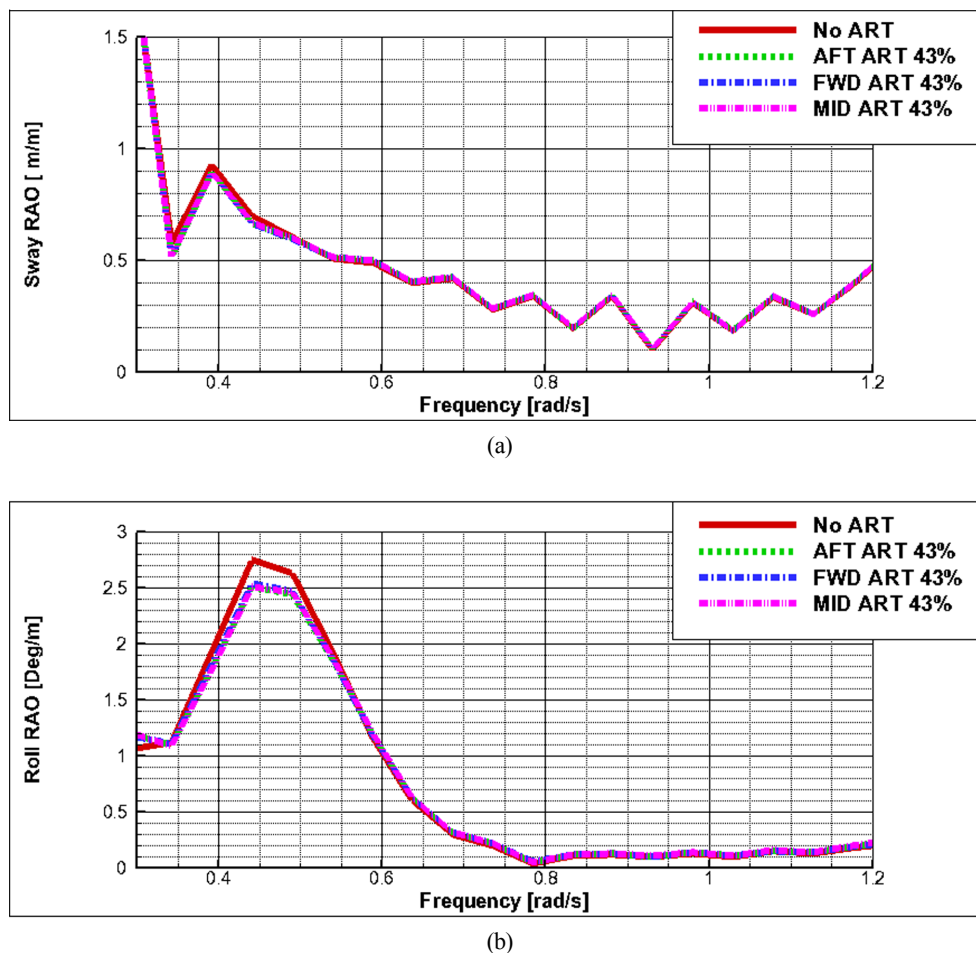


Fig. 5 RAO of FPSO with variously positioned ART for (a) sway motion and (b) roll motion

4. 결론 및 고찰

후 기

본 연구에서는 부유체 운동 프로그램과 입자기반 전산유체역학 프로그램을 동적 연성하여 부유체 운동에 ART가 미치는 영향에 대해 연구를 수행하였다. 선박의 운동은 포텐셜 기반의 BEM을 이용하였으며, ART 내부 유동의 시뮬레이션은 MPS법을 이용하였다.

본 연구에서는 단상 유동형 입자기반 전산유체역학 프로그램인 PNU-MPS법을 사용하여 격벽이 추가된 내부 유체 탱크 단독 실험을 수행하였다. 측정된 압력의 시계열을 이용하여 주파수계열에서의 시계열을 확보하였으며, 확보된 주파수계열의 데이터를 통해 고유주기의 변화를 관찰하였다. 그 결과 격벽의 유무에 따라 탱크의 고유주기는 위상의 변화로 인해 변화가 발생함을 알 수 있었다.

본 연구에서 고안된 ART는 좌우동요에는 영향을 미치지 않고, 횡동요에 대해 진폭 응답 함수의 값(진폭)을 감소시키면서도 고유주기의 변화는 없음이 확인되었다. 이는 ART 추가로 인해 횡동요 운동은 저감되며, 설계 시 고유주기의 변화에 따른 영향을 고려할 필요가 없음을 의미한다.

본 연구는 ART를 이용한 부유체 운동 제어의 기반이 될 것으로 사료되며, 향후 ART 내 격벽의 크기 및 개수 등이 선박의 운동에 미치는 영향에 대해 연구할 예정이다.

본 연구는 2018학년도 동명대학교 교내학술연구비지원(과제 번호/2018F027) 및 2018년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업(No. NRF-2018R1D1A1B07048254) 지원에 의해 이루어졌습니다. 지원에 감사드립니다.

References

- Cho, I.H., Choi, J.S., Kim, M.H., 2017. Sloshing Reduction in a Swaying Rectangular Tank by an Horizontal Porous Baffle. *Ocean Engineering*, 138, 23-34.
- Kim, K.S., Lee, B.H., Kim, M.H., Park, J.C., 2011. Simulation Effect on Vessel Motions by Using MPS(Moving Particle Simulation). *Computer Modeling in Engineering and Sciences*, 79(3), 201-221.
- Kim, K.S., Kim, M.H., Park, J.C., 2014a. Development of Moving Particle Simulation Method for Multiliquid-Layer Sloshing. *Mathematical Problems in Engineering*, 2014, 350165.
- Kim, K.S., Kim, M.H., Park, J.C., 2014b. Dynamic Coupling Between Ship Motion and Three-Layer-Liquid Separator by Using Moving Particle Simulation. *International Journal of Offshore*

- and Polar Engineering, 24(02), 122-128.
- Kim, K.S., Lee, B.H., Kim, M.H., Park, J.C., Choi, H.S., 2016. A Study of Anti-Rolling Tank on Floating Vessel. In ASME 2016 35th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering.
- Kim, S.P., Chung, S.M., Shin, W.J., Cho, D.S., Park, J.C., 2018. Experimental Study on Sloshing Reduction Effects of Baffles Linked to a Spring System. Ocean Engineering, 170, 136-147.
- Koshizuka, S., Oka, Y., 1996. Moving-particle Semi-implicit Method for Fragmentation of Incompressible Fluid. Nuclear Science and Engineering, 123(3), 421-434.
- Lee, B.H., Park, J.C., Kim, M.H., Hwang, S.C., 2011. Step-by-step Improvement of MPS Method in Simulating Violent Free-surface Motions and Impact-loads. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 200(9), 1113-1125.
- Lee C.H., 1991. Second-order wave loads on a stationary body. 6th International Workshop on Water Waves and Floating Bodies, Woods Hole.
- Lee, S.J., Kim, M.H., 2010. The Effects of Inner Liquid Motion on LNG Vessel Responses. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 132(2), 021101.
- Marzouk, O.A., Nayfeh, A.H., 2009. Control of Ship Roll Using Passive and Active Anti-roll Tanks. Ocean Engineering, 36(9-10), 661-671.
- Monaghan, J.J., 1994. Simulating Free Surface Flows with SPH. Journal of Computational Physics, 110(2), 399-406.
- Nomura, K., Koshizuka, S., Oka, A., Obata, H., 2001. Numerical Analysis of Droplet Breakup Behavior Using Particle Method. Journal of Nuclear Science and Technology, 38(12), 1057-1064.
- Tanaka, M., Masunaga, T., 2010. Stabilization and Smoothing of Pressure in MPS Method by Quasi-compressibility. Journal of Computational Physics, 229(11), 4279-4290.
- Xu, R., Stansby, P., Laurence, D., 2009. Accuracy and Stability in Incompressible SPH (ISPH) Based on the Projection Method and a New Approach. Journal of Computational Physics, 228(18), 6703-6725.
- Yang, C.K., Kim, M.H., 2011. The Structural Safety Assessment of a Tie-down System on a Tension Leg Platform During Hurricane Events, Ocean Syst Eng, 1(4), 263-293.

Development and Application of Two-Dimensional Numerical Tank using Desingularized Indirect Boundary Integral Equation Method

Seunghoon Oh^{ID*}, Seok-kyu Cho^{*}, Dongho Jung^{*} and Hong Gun Sung^{*}

^{*}Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering, Daejeon, Korea

비특이화 간접경계적분방정식방법을 이용한 2차원 수치구조 개발 및 적용

오승훈^{ID*} · 조석규^{*} · 정동호^{*} · 성홍근^{*}

^{*}한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소

KEY WORDS: Numerical wave tank 수치구조, Desingularized indirect boundary integral equation method 비특이화간접경계적분방정식 방법, Fully nonlinear free surface boundary condition 완전 비선형 자유수면 조건, Radial basis function 방사기저함수, Meshless method 무요소 방법

ABSTRACT: In this study, a two-dimensional fully nonlinear transient wave numerical tank was developed using a desingularized indirect boundary integral equation method. The desingularized indirect boundary integral equation method is simpler and faster than the conventional boundary element method because special treatment is not required to compute the boundary integral. Numerical simulations were carried out in the time domain using the fourth order Runge-Kutta method. A mixed Eulerian-Lagrangian approach was adapted to reconstruct the free surface at each time step. A numerical damping zone was used to minimize the reflective wave in the downstream region. The interpolating method of a Gaussian radial basis function-type artificial neural network was used to calculate the gradient of the free surface elevation without element connectivity. The desingularized indirect boundary integral equation using an isolated point source and radial basis function has no need for information about the element connectivity and is a meshless method that is numerically more flexible. In order to validate the accuracy of the numerical wave tank based on the desingularized indirect boundary integral equation method and meshless technique, several numerical simulations were carried out. First, a comparison with numerical results according to the type of desingularized source was carried out and confirmed that continuous line sources can be replaced by simply isolated sources. In addition, a propagation simulation of a 2nd-order Stokes wave was carried out and compared with an analytical solution. Finally, simulations of propagating waves in shallow water and propagating waves over a submerged bar were also carried and compared with published data.

1. 서 론

선박 및 해양구조물의 안전한 설계, 건조 및 운용은 해양공학 분야의 주요 관심사이다. 이는 선박 및 해양구조물에 승선한 승무원 및 선적된 화물의 안전과 구조물의 안정성 확보에 직결되기 때문이다. 특히 극한 해양환경에서 선박 및 해양구조물의 거동은 설계 및 운용성 기준을 결정하는 주요한 인자가 된다. 그 중 파랑은 구조물의 동적 거동에 가장 큰 영향을 주는 환경요소이다.

따라서 해상의 파랑현상을 정확히 이해하고 설계과를 산정하

는 것이 필수적이다. 파도의 생성 및 전파는 파랑현상에서 이해해야 할 중요한 요소 중 하나이다. 특히 해안의 수심변화에 따라 파의 진폭, 파장 및 파향 등과 같은 파의 주요특성들이 변화하며 파정의 경사가 급하고 파저가 완만한 비대칭 파형으로 대표되는 비선형성이 나타난다. 이와 같이 시간에 따라 변화하는 비선형적인 파의 생성 및 전파 현상을 잘 이해하기 위한 수조시험 또는 수치구조의 역할이 증대되고 있다. 복잡한 불규칙 해상을 시험적 또는 수치적으로 구현하는 것은 쉽지 않다. 수십 년 전부터 조파구조와 같은 시험 설비들이 제작되어 파의 특성은 물론 이에 기인된 힘과 구조물의 운동 등에 대한 분석이 진행되어 현상에 대한 물리

Received 6 August 2018, revised 16 November 2018, accepted 19 November 2018

Corresponding author Seunghoon, Oh: +82-42-866-3921, carot541@kriso.re.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-7249-2353>

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2018 in Jeju.

© 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.

적인 이해를 돕고 있다. 현재 해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소(Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering, KRISO)에서는 해양공학수조(Ocean engineering basin, OEB)를 운영하고 있으며, 체계적인 심해 및 천해 조파시험이 가능한 심해공학수조(Deepwater ocean engineering basin, DOEB; 수심 15m; 수심 조절 가능)를 건설 중에 있다. 조파시험의 경우 시간과 비용이 많이 소요되므로 수조 일정이 제한적이다. 그러므로 조파수조의 시험조건을 선정하고 시험결과를 해석하는 효율적인 수단으로 수치수조가 활용될 수 있다. 극한조건에 따른 비선형성이 강하기 때문에 파 간의 상호작용을 구현하는데 선형이론 또는 2차 비선형 이론으로는 한계가 있는 것으로 알려져 있다. Ducroz et al.(2012)는 2차 비선형 수치수조, 고차 스펙트럴 수치수조 및 시험수조에서 불규칙 파를 구현하여 비교하였으며 2차 비선형 수치수조는 수조시험의 파고를 정확히 구현하지 못하는 것으로 확인하였다. 앞서 언급한바와 같이 심해에서 천해로 천이하는 과정에서 파의 비선형성은 더욱 강해지므로 이를 구현하기 위한 완전 비선형 수치수조 개발이 필요하다.

완전 비선형 수조에 대한 연구는 Lunguet-Higgins and Cokelet (1976)의 Mixed Eulerian-Lagrangian 연구 이후, 포텐셜 이론에 기반한 수치연구들이 다양하게 시도되었다. Cointe(1990)는 저차 경계요소법을 이용하여 자유수면 유동을 모사하고 채널의 수조 시험과 비교하였다. Cao et al.(1991)은 기존 고차요소법과 저차요소법의 요소의 경계적분에 소요되는 시간을 줄이기 위해 특이점을 비특이화시켜 요소적분을 생략하는 방법으로 계산 비용을 줄이는 비특이화 경계적분방정식 방법을 제안하였고 Beck (1994)은 이를 이용하여 완전 비선형 자유수면 유동을 모사하였다. Boo and Kim(1994)은 고차경계요소법을 이용하여 Stokes 3차 불규칙 파에 대한 해석을 수행하였다. Koo and Kim(2004)은 자유수면 또는 고정된 구조물에 대한 해석을 수행한 앞선 제한된 연구들과 달리 자유수면과 부유체의 상호작용을 2차원 완전 비선형 수치 수조에서 저차경계요소법을 이용하여 구현하였다. 국내에서는 Sung et al.(1997)은 고차경계요소법을 이용하여 3차원 슬로싱 문제에 대한 완전 비선형 해석을 수행하고 GMRES (Generalized minimal residual) 알고리즘을 이용하여 선형연립방정식의 효율적인 풀이법을 정립하였다. 그리고 Sung and Choi (2000)은 고차경계요소법을 이용하여 2차원 비선형 방사문제를 모사하고 가속도포텐셜기법을 적용하여 보다 정확하고 안정적인 비선형 방사력을 산정하였다. 이후 Koo and Choi(2009)는 저차경계요소법을 이용하여 2차원 수조의 비선형파의 파형변화와 속도 분포를 해석하여 고찰하였다.

앞선 연구와 같이 경계요소법을 기반한 수치수조는 효율적으로 완전 비선형 수조의 해법으로 널리 사용되고 있다. 경계요소법을 이용할 경우, 완전 비선형 자유수면을 구현하기 위하여 매 시간 간격마다 자유수면을 업데이트하기 때문에 매 시간 간격마다 정의된 경계면에 대한 영향계수행렬을 계산해야하며 이는 많은 계산시간을 필요하게 한다. 하지만 Cao et al.(1991)에 의해 제안된 비특이화 간접경계적분방정식방법(Desingularized indirect boundary integral equation method, DIBIEM)은 기존 경계요소법과 비교하여 특이점을 유체영역 외부에 배치하므로 특이적분이 생략될 뿐만 아니라 모든 면 적분 또는 선 적분 요소가 고립된 점 요소로 치환될 수 있기 때문에 적분계산이 계산절차에서 생

략되어 계산비용이 절약된다. 그리고 경계면에서 계산되는 물리량이 다른 이산화된 경계면의 물리량과 연속적이다(Zhang et al., 2006). 특히 고립된 점 요소로 정식화할 경우, 기본해의 형태가 방사기저함수로 정의되기 때문에 무요소 방법으로 치환된다. 무요소 방법의 경우, 요소의 Connectivity에 대한 정보가 필요하지 않기 때문에 경계면 생성과 같은 별도의 연산처리 또한 필요하지 않다. 하지만 완전 비선형 자유표면 경계조건 처리 또는 평활화 기법에 요소의 Connectivity가 필연적으로 필요하다. 비선형 자유표면 경계조건 처리를 위한 자유수면의 구배계산(Wu and Tsay, 2009)과 평활화를 위해 방사기저함수 기법을 도입하면 완전한 무요소 기법의 수치수조를 구현할 수 있다. 무요소법은 격자생성을 위한 수치기법이 요구되지 않기 때문에 경계면 처리에 더욱 유연한 장점이 있다.

본 연구에서는 비특이화 간접적분방정식방법을 이용하여 2차원 완전 비선형 수치수조를 개발하였다. 앞서 언급한바와 같이 비특이화 간접적분방정식방법은 경계적분 계산의 효율이 높고 수학적으로 단순하기 때문에 코딩을 위한 특별한 기술이 요구되지 않으며 벡터화가 용이하다(Cao and Beck., 2016). 추가로 방사기저함수를 도입하여 격자 생성성이 필요없는 무요소 기반의 수치수조를 구현하였다. 자유수면의 비선형적인 변화를 반영하기 위하여 Mixed Eulerian-Lagrangian(MEL) 정식화를 이용하였다. 시간 적분을 위해 수치 안정성이 뛰어난 Runge-Kutta 4차 방법을 사용하였다. 장시간의 수치계산을 위해 수치 감쇠영역을 적용하여 반사파의 영향을 최소화 하였다. 수치수조의 정확성 검증을 위해 해석 해 및 기 발표된 수리시험에 대한 시뮬레이션을 수행하고 결과들을 비교, 분석하였다.

2. 수학적 정식화 및 수치방법

2.1 경계치 문제

본 연구에서는 Fig. 1과 같이 2차원 직교좌표계(x, z)를 사용하였고 z 는 평균수면을 기준으로 상방으로 정의하였다. 자유수면 경계, 조파경계, 바닥경계 및 벽 경계조건으로 구성된 수치수조의 경계치 문제를 Fig. 1에서 확인할 수 있다.

유체의 비압축과 비점성 그리고 유동의 비회전을 가정하면 유체속도는 속도 포텐셜의 구배로 표현될 수 있고 지배방정식인 연속 방정식은 식 (1)과 같이 라플라스방정식으로 치환된다.

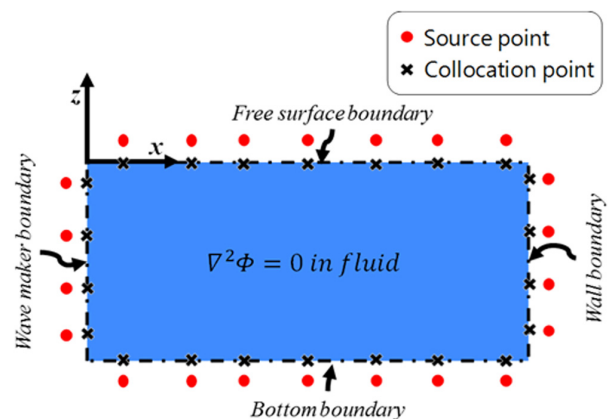


Fig. 1 Schematic diagram for two-dimensional numerical wave tank

$$\nabla^2\Phi=0 \text{ in fluid region} \quad (1)$$

자유수면 경계면의 압력은 대기압과 동일해야하며 경계면의 속도는 유체입자의 속도와 동일하다. 이러한 물리적 특성을 동역학적 경계조건과 운동학적 경계조건이라 하며 식 (2)와 (3)과 같다.

$$\frac{\partial\Phi}{\partial t}=-g\eta-\frac{1}{2}|\nabla\Phi|^2-\frac{P_a}{\rho} \text{ on free surface boundary} \quad (2)$$

$$\frac{\partial\eta}{\partial t}=-\nabla\Phi \cdot \nabla\eta+\frac{\partial\Phi}{\partial z} \text{ on free surface boundary} \quad (3)$$

여기서 g 는 중력가속도, η 는 자유표면의 진폭, P_a 는 대기압 그리고 ρ 는 유체의 밀도를 나타낸다.

수저면과 벽면은 불투과 경계조건으로 식 (4)로 표현된다.

$$\frac{\partial\Phi}{\partial n}=0 \text{ on wall \& bottom boundary} \quad (4)$$

조파기 경계면은 식 (5)와 같이 조파면 속도 U_n 으로 정의된다. Piston type 또는 Flap type과 같은 조파기의 형태에 따라 U_n 을 정의할 수 있다.

$$\frac{\partial\Phi}{\partial n}=U_n \text{ on wave maker boundary} \quad (5)$$

2.2 비특이화 간접경계적분방정식 방법

주어진 경계치 문제를 풀기위해 기본해인 식 (6)과 간접경계적분방정식 (7)을 이용한다.

$$G(\vec{x},\vec{\xi})=-\frac{1}{2\pi}\ln(r) \text{ where } r=\sqrt{(x-\xi_1)^2+(z-\xi_2)^2} \quad (6)$$

$$\phi(\vec{x})=\int_{\Gamma}\sigma(\vec{\xi})G(\vec{x},\vec{\xi})dS(\vec{\xi}) \quad (7)$$

여기서 소오스 $\sigma(\vec{\xi})$ 는 물리적인 의미가 없고 단지 경계조건에 의해 결정되는 미지값이다. 경계면 Γ 에서 선 소오스를 비특이화 거리(Desingularized distance) l_d 로 정의된 특성길이 만큼 유체 영역 외부에 분포시키면 기본해인 식 (6)의 특성으로 식 (7)의 선 소오스 적분은 단일 점 소오스의 One node gauss quadrature로 근사 가능하며 식 (8)이 유도 된다.

$$\phi(\vec{x})=\sum_{\Gamma}\sigma(\vec{\xi})G(\vec{x},\vec{\xi})dS(\vec{\xi}) \quad (8)$$

여기서 $\sigma(\vec{\xi})$ 와 dS 의 곱을 $\sigma'(\vec{\xi})$ 로 치환하면 식 (8)은 더욱 단순화된 식 (9)가 된다.

$$\phi(\vec{x})=\sum_{\Gamma}\sigma'(\vec{\xi})G(\vec{x},\vec{\xi}) \quad (9)$$

식 (8) 또는 식 (9)와 같이 특이점이 유체영역 외부에 배치된 경계적분방법을 비특이화 간접경계적분방정식 방법이라 한다.

그리고 식 (8)과 달리 식 (9)의 경우, 기본해가 고립된 점 소오스로 방사기저함수 형태이기 때문에 무요소 방법으로 정의되기도 한다(Wu and Tsay, 2009). 이는 식 (9)의 해법의 경우, 격자가 필요 없으며 경계조건과 소오스의 위치 정보만 요구하기 때문이다. 비특이화된 무요소 계산 경계면은 Fig. 1에서 확인할 수 있다. 추가로 식 (9)의 타당성을 확인하기 위하여 3장에서 수치계산을 수행하고 비교하였다.

식 (9)는 식 (7)과 비교하여 소오스의 선적분 및 특이점의 계산이 요구되지 않기 때문에 계산 속도가 향상되며 수치코드 작성성이 단순해지는 장점이 있다(Cao et al., 1991; Cao and Beck, 2016). 특히 Cao et al.(1991)은 다양한 비특이화 거리(0.8~3.0 (A_{mesh})^{1/2})에서 체계적인 연구를 수행하여 수치해석이 수행된 비특이화 거리의 범위에서 평면 패널의 해석적 방법 대비 70~60% 이상의 계산시간이 감소됨을 보고하였다. 그리고 다른 경계면의 근방의 속도가 연속적이고 부드럽게 계산된다(Zhang et al., 2006). 본 연구에서는 l_d 를 식 (10)과 같이 정의하였다. 여기서 L_{mesh} 는 국부격자 크기(경계점의 평균거리)를 나타내며 a 와 b 는 2차원이므로 모두 1을 이용하였다.

$$l_d=a(L_{mesh})^b \quad (10)$$

매 시간 간격마다 식 (9)를 경계조건 식 (2)-(5)에 대입하여 연립방정식을 구성할 수 있다. 구성된 연립방정식을 이용하여 소오스 $\sigma'(\vec{\xi})$ 를 결정할 수 있으며 결정된 소오스 $\sigma'(\vec{\xi})$ 를 식 (9)에 대입하여 포텐셜과 경계면에서의 속도를 계산할 수 있다.

2.3 자유수면의 시간적분 방법

완전 비선형 수치수조의 시뮬레이션은 매 시간 간격마다 자유수면상의 포텐셜과 경계면의 변화를 계산하여야 한다. 본 연구에서는 Mixed Euler-Lagrangian(MEL) 정식화(Lunguet-Higgins and Cokelet, 1976)를 사용하여 자유수면의 경계를 추적하였다. 본 정식화의 경우, Euler 좌표계에서 자유수면 경계조건을 매 시간 간격마다 계산하고 변경된 자유수면의 경계면과 물리량을 Lagrangian 좌표계에서 수정하는 방법이다. 만약 자유수면의 경계면의 속도를 V 라 정의할 때 전미분식은 식 (11)과 같이 정의할 수 있다.

$$\frac{\delta}{\delta t}=\frac{\partial}{\partial t}+V \cdot \nabla \quad (11)$$

식 (11)을 이용하여 자유수면 경계조건 식 (2)와 식 (3)을 변환하면 아래 식 (12)와 식 (13)이 된다.

$$\frac{\delta\Phi}{\delta t}=-g\eta-\frac{1}{2}\nabla\Phi \cdot \nabla\Phi-\frac{P_a}{\rho}+V \cdot \nabla\Phi-v(x)\Phi \quad (12)$$

$$\frac{\delta\eta}{\delta t}=-\nabla\Phi \cdot \nabla\eta+\frac{\partial\Phi}{\partial z}-v(x)\eta \quad (13)$$

여기서 $\nabla\Phi$ 는 입자의 속도를 나타내며 자유수면의 대기압 P_a 는 0으로 가정하였다. 본 연구에서는 Fig. 2과 같이 자유수면의 경

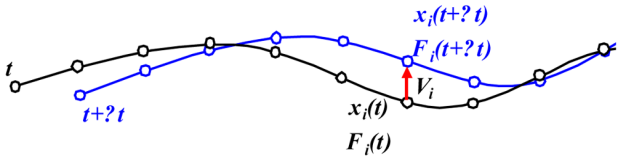


Fig. 2 Schematic diagram for semi-Lagrangian approach

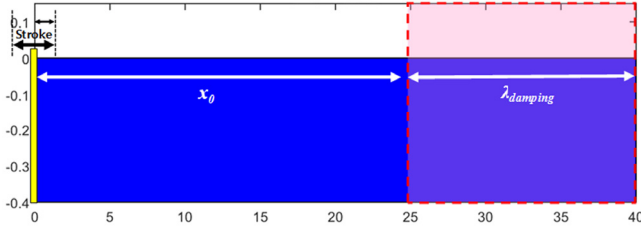


Fig. 3 Schematic diagram for damping zone

계면이 수직방향으로만 움직이는 Semi-Lagrangian 정식화를 이용하였고 V 는 식 (14)와 같이 정의할 수 있다. 본 정식화의 경우, 경계면의 노드만 수정하고 요소 Connectivity의 재생성이 요구되지 않는 장점이 있다.

$$V = (0, \frac{\delta \eta}{\delta t}) \quad (14)$$

정상상태의 수치시물레이션을 지속적으로 수행하기 위해 Fig. 3과 같이 감쇠영역을 설정하였다.

식 (12)와 (13)에 포함된 $\nu(x)$ 는 감쇠 계수로 식 (15)와 같이 정의할 수 있다.

$$\nu(x) = \begin{cases} 0 & , x \leq x_0 \\ \gamma \omega \left(\frac{x - x_0}{\lambda_{damping}} \right)^2 & , x > x_0 \end{cases} \quad (15)$$

여기서 γ 는 조정계수이며 $\lambda_{damping}$ 은 감쇠영역의 길이를 나타낸다. 본 연구에서는 γ 는 1을 사용하였고 $\lambda_{damping}$ 은 생성할 파장보다 길게 설정하였다. 시간 적분의 경우, 비선형 자유수면 문제에서 수치안정성이 뛰어난 Runge-Kutta 4차 방법을 적용하였다.

2.4 수치 안정화 기법

안정적인 수치 시물레이션을 위해, 조파기의 경계면의 속도를 점진적으로 증가시켜 일정 값에 이르게 하는 램프함수를 식 (16)과 같이 이용하였다.

$$r(t) = \begin{cases} 1 & t \geq T_{ramp} \\ \frac{1}{2} \left(1 - \cos\left(\frac{\pi t}{T_{ramp}}\right) \right) & t < T_{ramp} \end{cases} \quad (16)$$

여기서 T_{ramp} 은 램프주기를 나타내며 생성하는 파주기보다 긴 주기를 사용하였다. 자유수면의 시물레이션의 경우, 자유수면의 경계면의 수치불안정성이 발생되며 이를 억제하기 위한 평활화 방법이 요구된다. 본 연구에서는 B-spline 방사기저함수(Saranli

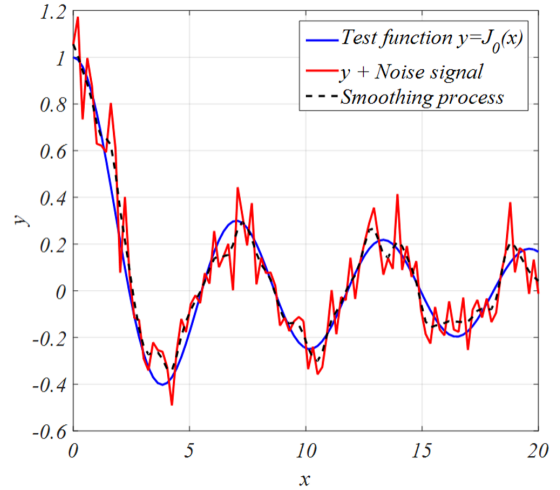


Fig. 4 Smoothing filter using B-spline RBF

and Baykal, 1998)를 이용한 평활화를 수행하였고 식 (17)와 같이 정리 된다.

$$\eta_{smooth}(x') = \frac{\sum_{i=1}^N K(x', x_i) \eta(x_i)}{\sum_{i=1}^N K(x', x_i)} \quad (17)$$

where

$$K(x', x_i) = \frac{1}{4s^2} \begin{cases} s^3 + 3s^2(s - |x' - x_i|) + 3s(s - |x' - x_i|)^2 - 3(s - |x' - x_i|)^3, & |x' - x_i| \leq s \\ (2s - |x' - x_i|)^3, & s < |x' - x_i| \leq 2s \\ 0 & , 2s < |x' - x_i| \end{cases}$$

본 방법의 타당성을 확인하기 위하여 제 1종 베셀함수에 균등 잡음(Uniform noise)을 더한 시험함수에 평활화를 수행하여 Fig. 4에 나타내었다. 시험함수에 대하여 일정 수준의 평활화가 이루어짐을 확인할 수 있다. 본 평탄화 기법을 수치수조에 적용한 결과, 파의 4차항까지 보존됨을 3.3장의 Chapalain et al.(1992)의 수리시험의 계산을 통해 확인하였다.

2.5 자유수면의 구배 계산

Semi-Lagrangian 정식화를 사용할 경우, 자유수면 구배 $\nabla \eta$ 의 추가 계산이 필요하다. 기존 방법의 경우 자유수면의 구배를 계산하기 위해 요소의 Connectivity 정보를 이용한 수치 차분이 이용되고 있으며 이는 수치적 부정확성을 증가시키는 것으로 알려져 있다(Beck, 1994). 본 연구에선 이를 극복하기 위하여 방사기저함수(Radial basis function; RBF) 형태의 인공신경망 내삽기법(Wu and Tsay, 2009)을 이용하여 자유수면의 구배를 계산하였다. 자유수면을 내삽할 방사기저함수는 가우시안분포함수를 이용하였다. 본 연구에서 2차원 자유수면의 내삽을 식 (18)과 같이 정의하였다.

$$\eta(x) = \sum_{i=1}^{N_{BS}} \alpha_i f_i(x), f_i(x) = \exp\left(-\frac{(x-x_i)^2}{\sigma_i^2}\right) \quad (18)$$

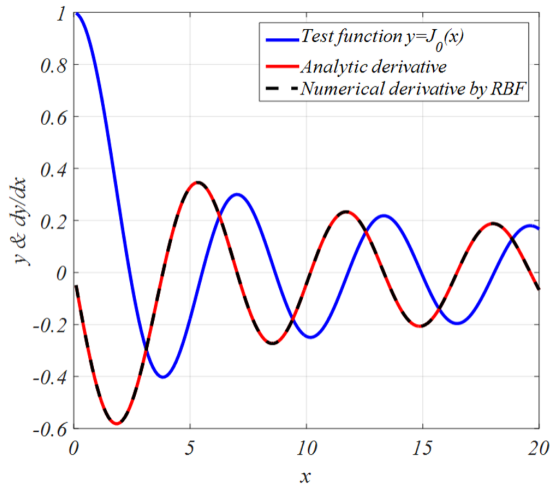


Fig. 5 Numerical derivative using RBF collocation method

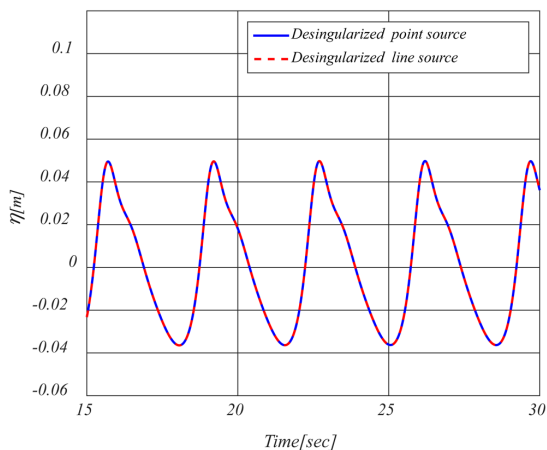
여기서 $f_i(x)$ 는 x 에서 α_i 의 가중치를 가진 1 차원 방사기저함수이다. Collocation 방법을 통하여 매 시간 간격마다 α_i 가 계산된다. α_i 와 식 (19)을 이용하여 자유수면의 구배를 계산할 수 있다.

$$\eta_x(x) = \sum_{i=1}^{N_S} \alpha_i \frac{\partial f_i(x)}{\partial x} \quad (19)$$

본 방법의 타당성을 확인하기 위하여 제 1종 베셀함수의 해석 구배와 수치 구배를 비교하여 Fig. 5에 나타내었다. 식 (18)에서 표준편차 σ_i 를 통해 방사기저함수의 형태와 범위를 조절할 수 있다. 본 연구에서는 σ_i 를 경계점 간격의 2배로 하였다.

3. 수치 계산 및 결과

본 연구에서 개발된 수치 구조의 특성 및 타당성을 확인하기 위하여 수치시험을 수행하고 분석하였다. 우선 비특이화된 선 소오스와 점 소오스 사용의 따른 수치결과를 비교하여 식 (9)의 타당성을 검토하였다. 그리고 Stokes 2차 파에 대한 수치계산을 수행하여 파 진폭을 해석해와 비교하였다. 추가로 조파면의 속도를 Stokes



No. 1 probe ($x = 4.0$ m)

2차 파의 해석해와 Piston type을 비교하여 공간적 파형 변화의 유무를 확인하였다. 마지막으로 시험 결과가 발표된 Chapalain et al.(1992)의 수치시험 및 Luth et al.(1994)의 수치시험에 대하여 계산을 수행하고 결과를 비교하였다. 관련 수치시험에서 생성된 천해파는 자유수면의 비선형성이 강하기 때문에 수치구조의 완전 비선형 자유수면 특성 검증에 적합하다고 판단된다.

3.1 비특이화된 소오스 종류에 따른 수치계산 비교 및 수치구조의 수렴도 해석

본 연구에서 식 (9)의 타당성을 확인 및 개발된 수치구조의 수렴도 해석을 위해 수치시험을 수행하였다. 수행한 수치 조파 시험 조건은 Table 1과 같으며 h 는 수심, Stroke는 조파기 진폭의 2배 그리고 T 는 조파기의 주기를 나타낸다. 조파기의 형태는 피스톤 형태로 Fig. 6과 같다.

우선 2장에서 언급하였던 식 (9)의 타당성을 확인하기 위해 수치시험을 통한 비교를 수행하였다. 식 (8)을 비특이화된 선 소오스(Desingularized line source), 식 (9)를 비특이화된 점 소오스(Desingularized point source)로 정의하고 수치계산을 수행하였다. 조파기로부터 4m 및 8m 떨어진 곳의 파 시계열을 Fig. 7에

Table 1 A simulation condition for a convergence tests

Item	Value
h [m]	0.4
Stroke [m]	0.226
T [s]	3.5
Wave maker type	Piston type

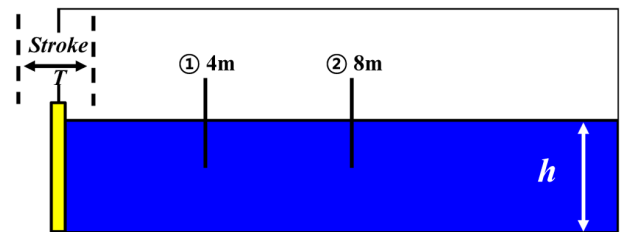
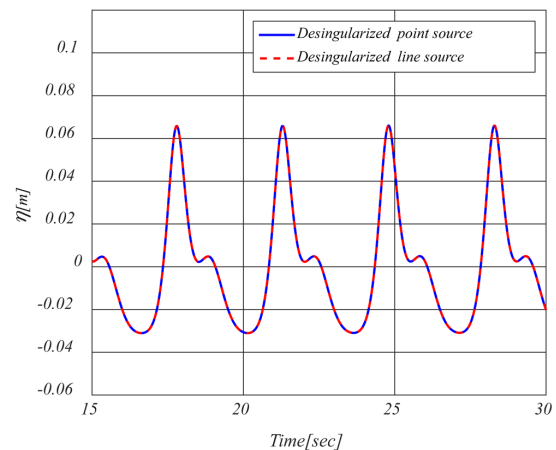
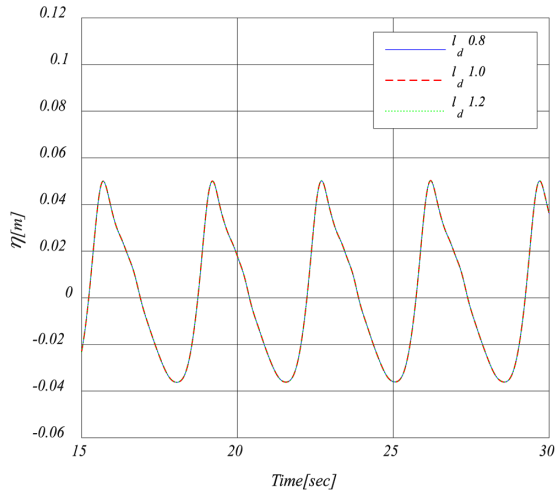


Fig. 6 The sketch of the numerical wave tank for simulations

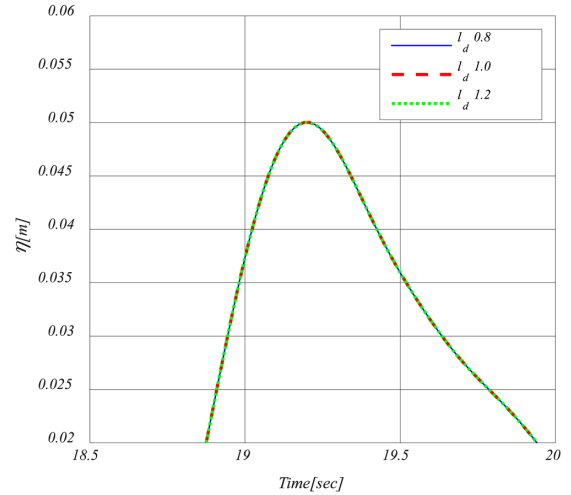


No. 2 probe ($x = 8.0$ m)

Fig. 7 Time history of wave at specific locations

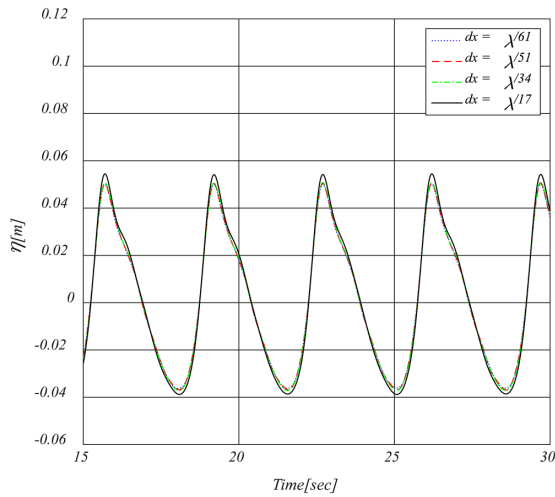


Time series of wave elevation at 4.0 m from wave maker

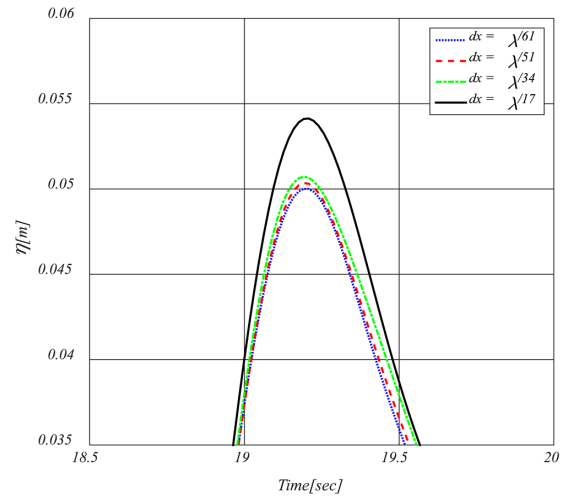


The enlargement of peak of wave elevation

Fig. 8 Sensitivity test of desingularized distance

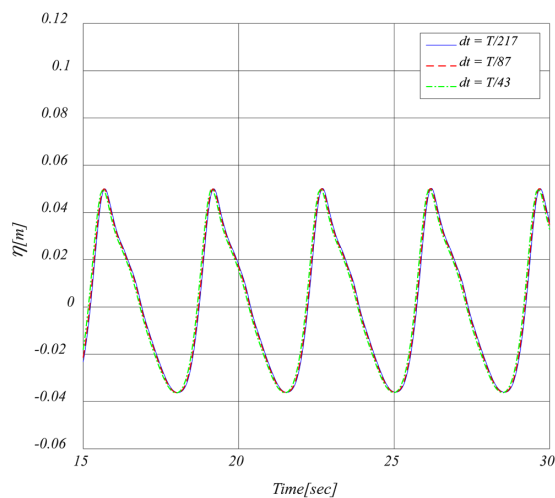


Time series of wave elevation at 4.0 m from wave maker

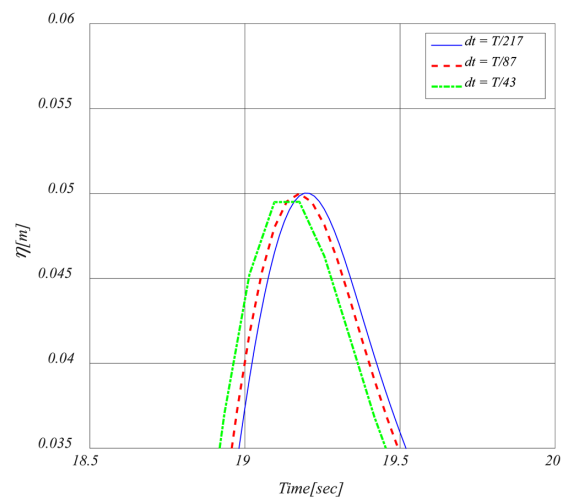


The enlargement of peak of wave elevation

Fig. 9 Coverage study according to the variation of number of node per wave length



Time series of wave elevation at 4.0 m from wave maker



The enlargement of peak of wave elevation

Fig. 10 Coverage study according to the variation of time step per period

도시하였고 두 결과가 일치함으로 식 (9)의 타당성을 확인하였다. 이는 기본해의 특성에서 유추될 수 있는 결과이다. 따라서 본 연구에서 개발된 수치수조는 비특이화된 점 소오스의 커널을 이용하였다. 이는 영향행렬 계산에서 모든 요소의 적분을 생략하고 거리의 함수인 $\log(r)$ 만 계산하기 때문에 직관적으로 계산량이 줄어들음을 알 수 있다.

비특이화거리 l_d 의 변화에 대한 민감도 해석 역시 수행하였다. 비특이화 거리는 Cao et al.(1991)에서 수행한 범위인 0.8, 1.0 그리고 1.2에 대하여 수행하였고 계산결과는 Fig. 8에 도시하였다. 계산 시 시간스텝 Δt 은 $T/217$ 인 0.0161s, 파장대비 노드 간격을 $\lambda/61$ 인 0.1m로 고정하였다. 수행된 비특이화 거리 범위 내에서 자유수면은 동일하게 계산되었다. 이는 일정 범위의 l_d 의 변화에 대하여 둔감하다기 발표된 연구(Cao et al., 1991)와 동일하다.

주요 변수의 수렴도 해석을 위해 파장대비 노드수는 61, 51, 34 및 17에 대하여 변화를 주어 계산을 수행하였고 그 결과를 Fig. 9에 도시하였다. 계산 시 시간스텝 Δt 은 $T/217$ 인 0.0161s로 고정하였다. 파장대비 노드수가 증가함에 따라, 61개 노드를 기준으로 17개 노드에서 8.24% 차이가 그리고 51개 노드에서 0.68% 차이로 수렴하고 있음을 확인 할 수 있다.

주기대비 시간스텝에 대하여 217, 87 및 43에 대하여 변화를 주어 계산을 수행하였고 그 결과를 Fig. 10에 도시하였다. 계산 시 파장대비 노드 간격을 $\lambda/61$ 인 0.1m로 고정하였다. 주기대비 시간간격이 작아질수록 수렴함을 확인할 수 있다.

3.2 Stokes 2차 파의 비교 수치계산

개발된 2차원 수치수조의 검증을 위해 해석해가 존재하는 Stokes 2차 파에 대한 수치계산을 수행하였다. 계산에 사용된 조건은 Goda(1998)에 의해 수행된 수리시험 조건을 사용하였고 Table 2에 정리하였다. 조파면의 속도는 Stokes 2차 파 이론을 이용하여 식 (19)와 같이 설정하였다. 조파면에서 4m 떨어진 곳의 계산된 파 진폭 시계열을 선형 파 및 Stokes 2차 파와 함께 Fig. 11에 도시하였다.

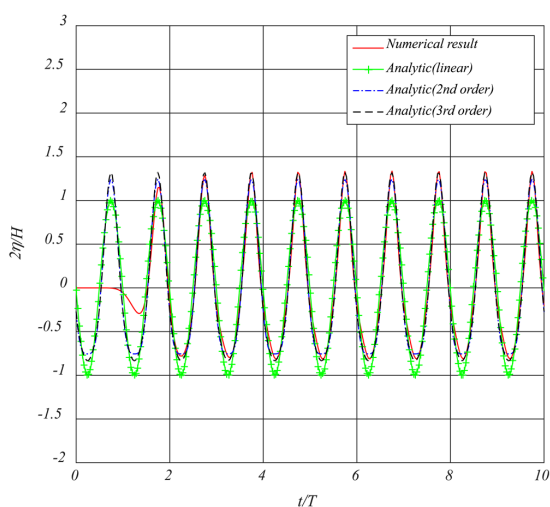
Table 2 A simulation condition for 2nd order Stokes wave

Item	Goda's Experiment (1998)
h [m]	0.25
Amplitude [m]	0.025
T [s]	3.5

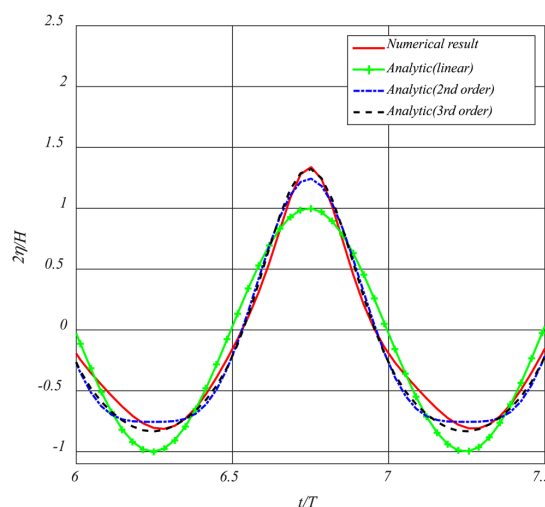
$$\begin{aligned}
 U_n &= -\frac{\partial\Phi}{\partial x} \\
 &= \frac{gkH}{2\omega} \frac{\cosh(k(h+z))}{\cosh(kh)} \cos(kx - \omega t) \\
 &\quad + \frac{3\omega k H^2}{16} \frac{\cosh(2k(h+z))}{\sinh^4(kh)} \cos(2(kx - \omega t))
 \end{aligned}
 \tag{19}$$

수치수조의 생성된 파의 주기는 해석해와 전반적으로 잘 일치하고 파의 형상은 특히 Stokes 3차 파와 비교하여 파정과 파저가 아주 유사함을 확인할 수 있다.

일반적으로 조파수조의 조파면의 속도는 Stokes 2차 파의 이론을 구현하기 힘든 Piston type 또는 Flap type이 대부분이다. Goda(1998)와 Koo and Choi(2009)의 의하면 시험 수조에서 생성되는 비선형 천해파의 경우, 조파기 주변의 입자의 비선형 변위와 조파기면의 변위 불일치로 인해 2차항의 자유파가 발생하기 때문에 수조 길이방향으로 공간적 파형변화가 발생한다. Fig. 12는 조파면의 속도를 Stokes 2차 파의 이론해와 Piston type의 속도를 이용하여 시뮬레이션하고 수조 길이방향으로 조화진폭을 계산하였다. Piston type의 조파면 속도를 적용한 경우, 공간적 파형 변화가 1~2차항 모두 발생하며 Goda(1998)의 시험과와 Koo and Choi(2009)의 계산과 잘 일치함을 확인하였다. Stokes 2차 파의 이론해를 조파면 속도에 적용한 경우, 공간적 파형 변화가 사라짐을 확인하였고 이는 Goda(1998)와 Koo and Choi(2009)의 해석과 일치한다.



Time series of wave elevation at 4.0 m from wave maker



The enlargement of peak of wave elevation

Fig. 11 Time history of wave at specific location (4 m from wave maker)

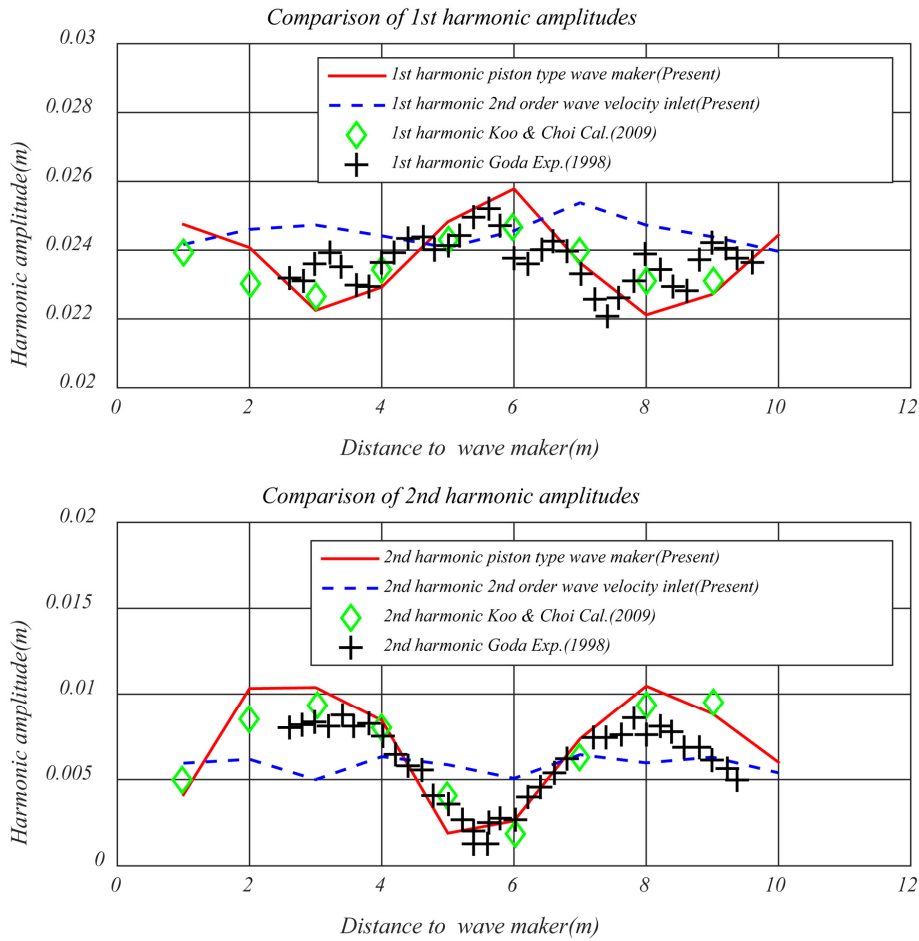


Fig. 12 Comparison of spatial variation of harmonic amplitude

3.3 Chapalain et al.(1992)의 수리시험

Chapalain et al.(1992) 수리 시험을 Fig. 13과 같이 수치수조로 구현하였다. 조파수조의 천해파의 시험의 경우, 비선형성이 강하기 때문에 공간적 파형변화가 두드러진다. 따라서 Chapalain et al.(1992) 수리 시험은 완전 비선형 수치수조의 비선형 재현성을 검증하기 적합하다. 본 연구에서 수행된 수치계산의 시험 조건은 Table 3과 같다. 여기서 h , e 및 T 는 수심, 조파기 변위의 진폭 그리고 조파기 변위의 주기를 나타낸다. 본 시뮬레이션의 경우, 피스톤 형태의 조파기를 구현하였다. Fig. 14은 공간적 파형변화에 대한 계산결과와 수리 시험결과를 함께 도시하였으며 4차 조화항까지 잘 일치함을 확인하였다.

Table 3 Chapalain's experimental characteristics(1992)

Trial	h [m]	e [m]	T [s]
A	0.4	0.078	2.5
C	0.4	0.113	3.5
D	0.3	0.078	2.5
H	0.4	0.078	3.0

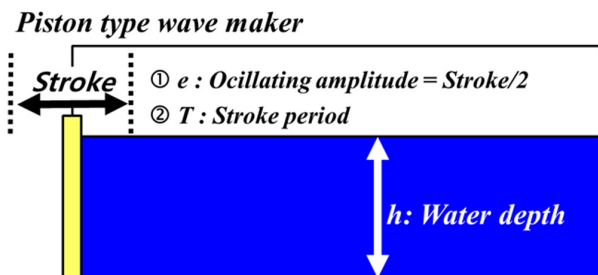


Fig. 13 The sketch of the numerical wave tank for Chapalain's experiment(1992)

3.4 Luth et al.(1994)의 수리시험

Luth et al.(1994)의 수리 시험을 수치수조로 구현하여 Fig. 15와 같이 나타내었다. Submerged bar의 제원은 높이 0.3m 그리고 진입경사면이 1:20의 비율과 유출경사면이 1:10의 비율을 가진다. Luth et al.(1994)의 수리시험과 동일한 파 진폭 0.01m와 파 주기 2.02sec.의 조건에서 수치 계산을 수행하였다. 수리시험과 동일하게 Piston type의 조파기로 시뮬레이션을 수행하였고 조파기 이론을 통해 조파기의 Stroke는 0.29859m를 결정하였다. 수리시험과 비교하기 위하여 조파면에서 4m, 12.5m, 14.5m, 17.3m과 21.0m 떨어진 지점의 파진폭 시계열을 비교하여 Fig. 16에 도시 하였다. 조파면에서 4m 떨어진 지점은 Reference point로 수면 변화가 없기 때문에 조파기 이론과 동일한 0.01m의 비선형 파를 생성함을 확인하였고 수리시험과 유사한 결과를 나타냄을 확인하였다. 다른 지점의 파진폭 시계열 또한 Luth et al.(1994)의 수리시험과 잘

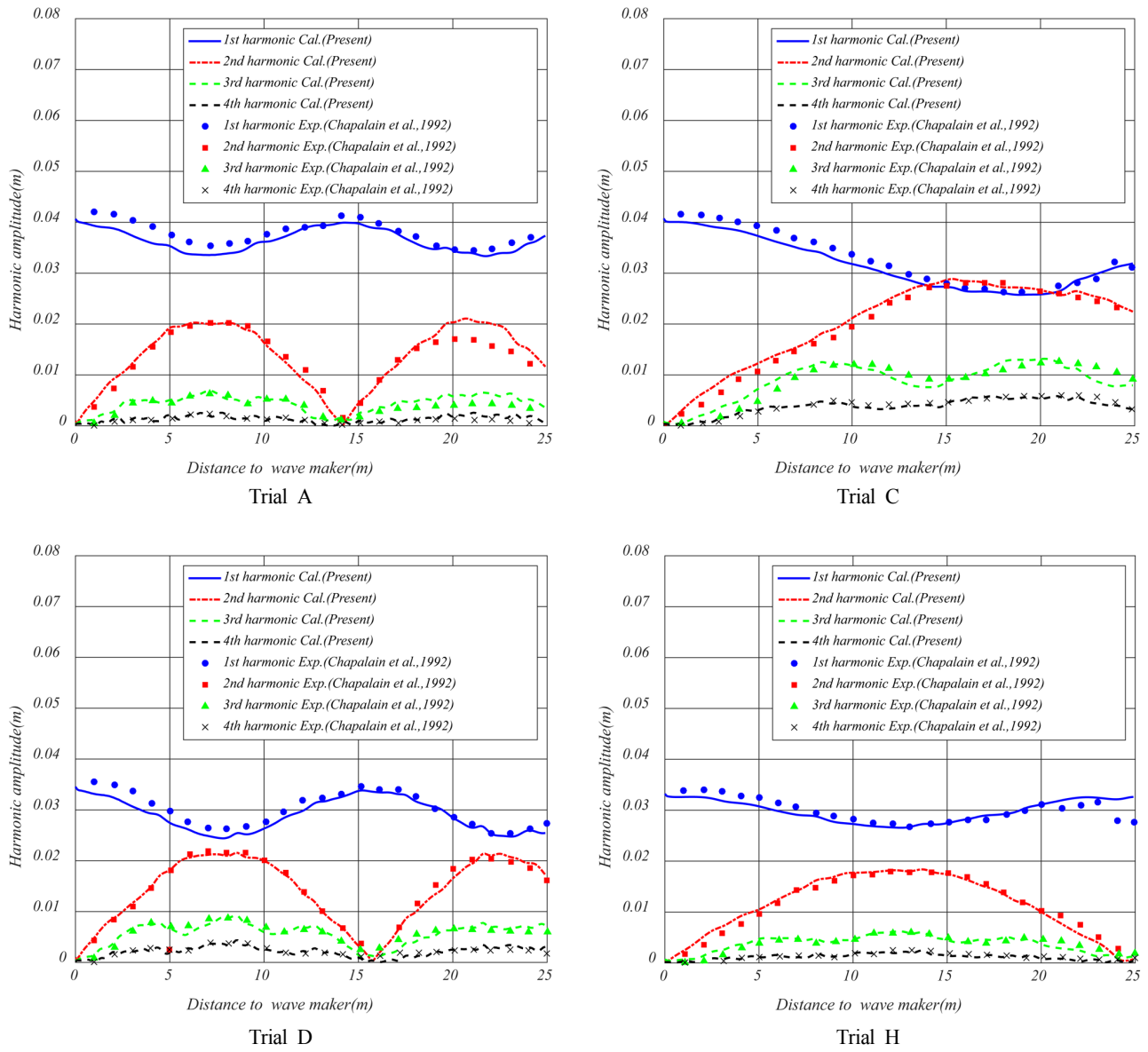


Fig. 14 Spatial variation of harmonic amplitude

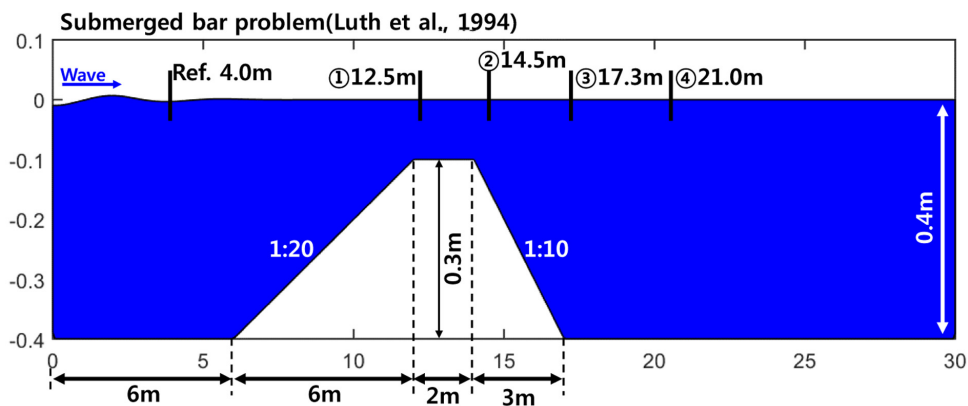


Fig. 15 The sketch of the numerical wave tank for Luth's experiment (1994)

일치함을 확인할 수 있다. 특히 조파면에서 12.5m와 14.5m 떨어진 지점에서는 수심이 낮아져서 파고가 증가하고 파장이 짧아지

며 17.3m과 21.0m 떨어진 지점에서는 수심이 깊어져 파고가 낮아지는 현상을 수치시계산에서도 관찰할 수 있었다.

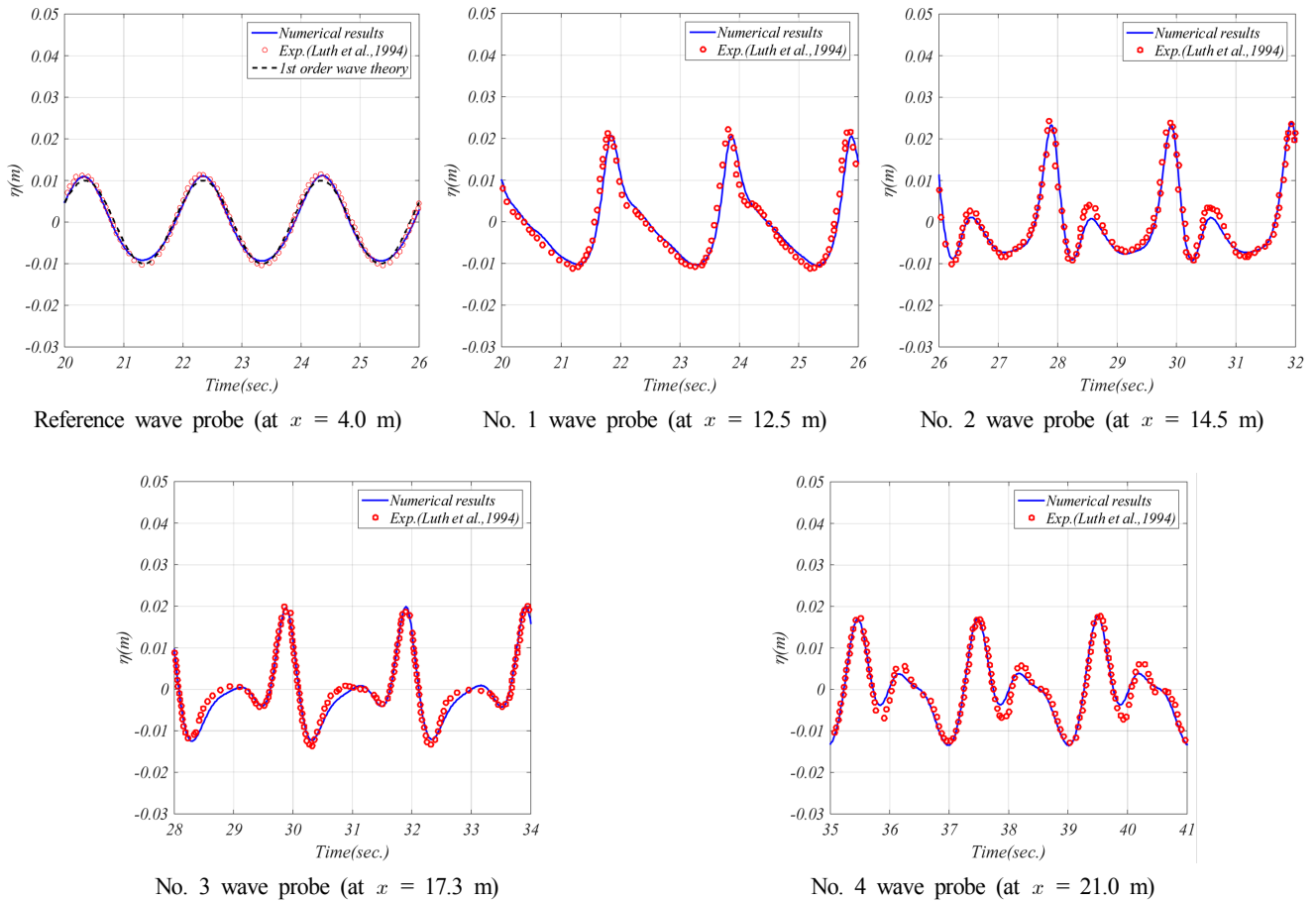


Fig. 16 Wave elevations at specific locations

4. 결 론

본 논문에서는 DIBIEM을 이용하여 2차원 완전 비선형 수치 수조를 개발하였다. 자유수면의 구배계산과 안정성을 위한 평활화 방법에 방사기저 함수를 사용하였다. 개발된 수치기법은 무요소 기반의 방법으로 분류되며 계산을 위한 격자가 필요 없기 때문에 기존 방법과 비교하여 수치적으로 유연하다.

수치수조의 특성 파악 및 검증에 위해 다양한 수치계산들을 수행하였다. 우선 비특이화된 소오스의 종류에 따른 수치결과를 비교하였고 수치적으로 계산이 단순한 점 소오스가 선 소오스를 대체할 수 있음을 확인하였다. 그리고 Stokes 2차 파 이론을 이용하여 수치수조의 시계열을 해석해와 비교 검증하였고 조파면의 속도를 Stokes 2차 파 이론해를 이용하면 Piston type의 조파기를 사용할 때 발생하는 공간적 파형변화가 일어나지 않음을 확인하였다. 마지막으로 비선형성이 강한 천해역의 수리시험인 Chapalain et al.(1992)의 수리 시험 및 Luth et al.(1994)의 수리시험에 대하여 수치계산을 수행하였다. 계산결과들을 기 발표된 수리시험결과와 비교하였으며 정량적으로 잘 일치함을 확인하였다.

추후 본 연구에서 성공적으로 개발된 방사기저 함수 기반의 2차원 완전 비선형 수치수조를 이용하여 심해공학수조시험의 설계 및 해석에 활용하고 3차원 수치수조로 확장연구를 수행할 예정이다.

후 기

본 연구는 해양수산부의 국가개발사업인 ‘심해공학수조수조 운영을 위한 연구 인프라 구축 및 심해플랜트 Pre-FEED 원천핵심기술개발’ (PMS3850)의 결과물임을 밝히는 바입니다.

References

- Beck, R.F., 1994. Time-domain Computations for Floating Bodies. *Applied Ocean Research*, 16, 267-282.
- Boo, S.Y., Kim, C.H., 1994. Nonlinear Irregular Waves and Forces on Truncated Vertical Cylinder in a Numerical Wave Tank. *Proceedings of 7th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Honolulu, HI, ISOPE, 3, 76-84.
- Cao, Y., Beck, R.F., 2016. Desingularized Boundary Integral Equations and Their Applications in Wave Dynamics and Wave-body Interaction Problems. *Journal of Ocean Engineering and Science*, 1(1), 11-29.
- Cao, Y., Schultz, W.W., Beck, R.F., 1991. Three Dimensional Desingularized Boundary Integral Methods for Potential Problems. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 12, 785-803.
- Chapalain, G., Cointe, R., Temperville, A., 1992. Observed and

- Modeled Resonantly Interacting Progressive Water-waves. *Coastal Engineering*, 16, 267-300.
- Cointe, R., 1990. Numerical Simulation of a Wave Channel. *Engineering Analysis with Boundary Elements*, 7(4), 167-177.
- Ducrozet, G., Bonnefoy, F., Touze, D.L., Ferrant, P., 2012. A Modified High-Order Spectral Method for Wavemaker Modeling in a Numerical Wave Tank. *European Journal of Mechanics B/Fluids*, 34, 19-34.
- Goda, Y., 1998. Perturbation Analysis of Nonlinear Wave Interactions in Relatively Shallow Water. Third International Conference on Hydrodynamics, Seoul, South Korea, 33-51.
- Koo, W.C., Kim, M.H., 2004. Freely Floating-body Simulation by a 2D Fully Nonlinear Numerical Wave Tank. *Ocean Engineering*, 31, 2011-2046.
- Koo, W.C., Choi, K.R., 2009. Spatial Modulation of Nonlinear Waves and Their Kinematics using a Numerical Wave Tank. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 23(6), 12-16.
- Longuet-Higgins, M.S., Cokelet, E.D., 1976. The Deformation of Steep Surface Waves on Water: I. a Numerical Method of Computation. *Proceedings of the Royal Society of London, Series A* 350, 1-26.
- Luth, H.R., Klopman, G., Kitou, N., 1994. Kinematics of Waves Breaking Partially on an Offshore Bar; LDV Measurements of Waves with and without a Net Onshore Current. Report H-1573, Delft Hydraulics.
- Wu, N.J., Tsay, T.K., 2009. Applicability of the Method of Fundamental Solutions to 3-D Wave-body Interaction with Fully Nonlinear Free Surface. *Journal of Engineering Mathematics*, 63, 61-78.
- Saranli, A., Baykal, B., 1998. Complexity Reduction in Radial Basis Function(RBF) Networks by Using Radial B-spline Functions. *Neurocomputing*, 18, 183-194.
- Sung, H.G., Hong, S.Y., Choi, H.S., 1997. A Study on the Boundary Element Method for Numerical Analysis of Nonlinear Free Surface Waves(I). *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 34(4), 53-60.
- Sung, H.G., Choi, H.S., 2000. Numerical Analysis of Two-Dimensional Nonlinear Radiation Problem Using Higher-Order Boundary Element Method. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 37(1), 67-81.
- Zhang, X.T., Khoo, B.C., Lou, J., 2006. Wave Propagation in a Fully Nonlinear Numerical Wave Tank: A Desingularized Method. *Ocean Engineering*, 33, 2310-2331.

Calculation of Fatigue Life of Bow Frame of ARAON Considering Navigating in Ice and Open Waters

Woo-Seong An*, Tak-Kee Lee^{ID**} and Mi-Ran Hwang^{***}

*Dept. of Ocean System Eng., Graduate School, Gyeongsang National University, Tongyeong, Korea
**Dept. of Naval Archi. & Ocean Eng., Gyeongsang National University, Institute of Marine Industry, Tongyeong, Korea
***Dept. of Civil Eng., Zentech Eng. Corp., Seoul, Korea

빙 및 일반해역 운항을 고려한 아라온호 선수프레임의 피로수명 계산

안우성* · 이탁기^{ID**} · 황미란^{***}

*국립 경상대학교 대학원 해양시스템공학과
**국립 경상대학교 해양과학대학 조선해양공학과, 해양산업연구소
***젠텍 엔지니어링(주), 토목사업부

KEY WORDS: Ice-going ship 빙 해역 운항선박, Fatigue life 피로수명, Ice load 빙하중, Wave load 파랑하중, Fatigue damage index 피로 손상지수

ABSTRACT: Ice-going ships such as icebreakers, icebreaking tankers, and icebreaking LNG carriers are subjected to wave loads in open water and ice loads in ice-covered water. In terms of the ship's structural design, the local ice load is important. The fatigue failure due to repeated ice loads is also important. ISO 19906 specifies the assessment of the fatigue limit for a polar offshore structures. In addition, Lloyd's Register refers to fatigue damage based on ShipRight FDA ICE. In ShipRight FDA ICE, the fatigue damage indices due to wave and ice loads are simply presented as 0.5 for each load. It also states that the sum of the two fatigue damage indices should not exceed one. This study calculated and analyzed the fatigue damage index and fatigue life considering ARAON's voyage schedules and the assumed Antarctic voyage based on data measured during the Arctic voyage of ARAON in 2010.

1. 서 론

빙해역을 주로 운항하는 쇄빙선은 항해 시 해빙과의 접촉과 충돌을 피할 수 없다. 이때 선체는 해빙과의 접촉으로 빙하중(Ice load)을 받게 된다. 빙하중이란 빙해역을 운항하는 선박에서 해빙(Sea ice)에 의해 선체구조가 받게 되는 힘을 말하며, 선체 전체에 작용하는 전체 빙하중(Global ice load)과 국부 구조에 작용하는 국부 빙하중(Local ice load)으로 나눌 수 있다(ABS, 2011). 이러한 빙하중을 산정하는 작업은 빙해역을 운항하는 선박의 설계에서 무엇보다 중요하다.

또한 빙해역을 운항하는 선박은 해빙을 부수어 작은 조각으로 깨거나 항해를 위해 해빙을 밀어내는 과정에서 크고 작은 빙하중을 반복적으로 받게 된다. 이러한 반복하중으로 인해 미세한 균열이 누적되어 파괴로 이어질 수 있는데 이것을 빙 유

기 피로파괴(Ice-induced fatigue failure)라 한다(ISSC, 2012). 빙으로 인한 피로문제는 상대적으로 낮은 관심을 받고 있다. 이는 빙으로 인해 발생한 선박사고 중에서 빙 충돌로 인한 사고사례를 제외하면 피로파괴로 인한 사고는 발생하지 않았으며, 빙해역을 운항하는 선박은 일반 선박보다 두껍고 특수하게 설계되어 있기 때문이라 할 수 있다. 하지만 관련 사고사례가 없다고 해서 지속적인 빙하중으로 인한 피로 파괴를 고려하지 않을 수는 없다. 이와 관련하여 로이드 선급(Lloyd's Register)은 선체 구조의 피로손상을 평가하기 위한 ShipRight FDA ICE(Fatigue design assessment procedure)를 제시하여 피로손상의 허용 기준을 포함하여 빙해역을 운항하는 선박의 피로성능을 강조하였다(Lloyd's Register, 2011). 그리고 ISO19906에서는 극지 해양구조물에 대해 피로한계를 고려하도록 명시하고 있다(ISO, 2010).

빙하중에 의한 피로손상에 관한 연구동향을 살펴보면, Bridges

Received 27 February 2018, revised 14 October 2018, accepted 18 October 2018

Corresponding author Tak-Kee Lee: +82-55-772-9193, tklee@gnu.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-5944-156X>

© 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.

et al.(2006)은 겨울철의 운항해역을 3가지 유형(Mild, Average, Severe)으로 나누어 각 환경에 따라서 빙하중 및 피로손상을 계측한 자료를 분석하였다. 얼음의 두께와 피로손상이 비례함을 알 수 있었으며, 이는 얼음이 가장 두꺼운 환경인 Severe winter에서 큰 문제가 될 수 있다고 결론지었다.

이후, Zhang(2011)은 저온에서 용접이음부의 피로 거동에 대한 실험과 분석을 하고 빙으로 인한 피로를 예측하는 지침을 제시하였다. 그리고 빙하중으로 인한 빙해선박의 피로손상 내역을 조사하기 위해서 로이드 선급의 40년간의 데이터베이스를 분석하였다. 빙해선박과 빙해선박이 아닌 선박의 피로손상 내역까지 조사하였다. 빙해선박 690척 중에서 57%의 선박이 평균 선령 약 13년 인근에서 부분적으로 균열이나 파손이 발생하는 것으로 나타났으며, 빙해선박이 아닌 5,474척에 대해서는 52%의 선박들이 평균 선령 12.7년쯤에 균열이 발생하는 것으로 나타났다. 이러한 분석결과는 구조 건전성의 관점에서 빙해선박 선체구조의 피로손상이 일반 선박만큼 중요하다는 것을 의미한다. 또한 빙해선박과 일반 유조선의 선체구조 위치에 따른 손상 분포를 살펴보았는데, 선체 전반에 걸친 총 손상율은 빙해선박이 일반 선박보다 높으며, 주로 선수부에서 더 많은 균열이 발생한 것으로 보고되었다. 빙해선박은 선체구조를 강화하기 위해 판 두께를 더 두껍게 보강하기 때문에 피로로 인한 균열과 파괴가 적을 것이라 예상할 수 있다. 하지만 위의 조사는 예상과 다른 결과를 보여주며, 이는 반복적인 빙 하중으로 인한 선체 구조의 균열 조사 및 평가가 선박 구조 설계에 있어서 중요한 사항임을 의미한다.

Hwang et al.(2016)은 빙 유기 피로문제에 대해서 기초연구를 수행하였다. 2013년도 아라온호의 북극과 남극의 연구항해에 대해서 선체외판에 가해지는 응력을 가지고 피로수명을 예측하였다. 계산 시에는 해빙 밀집도에 따라 예제계산을 수행하였다. 해빙 밀집도는 얼음이 밀집된 정도를 10단계로 나타낸 것이며, 단계가 높을수록 밀집된 정도가 높다. 2013년도 연구항해에서는 해빙 밀집도에 따라 응력 데이터를 측정하였으며, 측정된 데이터를 가지고 피로수명을 계산하였다. 해빙 밀집도가 1~3수준으로 낮은 경우 누적된 피로손상지수는 0.074로 계산되었으며, 해빙 밀집도가 4~6으로 중간 수준인 경우에는 0.033으로 계산되었다. 두 지수를 통해 계산된 피로수명의 평균은 11년으로 나타났다. 내빙대는 빙과의 접촉과 충격이 주로 일어나는 구역으로 해빙 밀집도가 클수록 선체에 가해지는 충격이 빈번해지기 때문에 아라온호의 내빙대 피로손상에 대해 관심을 가져야 한다고 언급하였다.

이전의 연구에서는 빙해역을 운항할 때 받는 빙하중만을 고려하여 피로수명을 평가하였다. 하지만, 일반해역과 빙해역 모두를 운항하는 선박의 경우에는 파랑하중과 빙하중을 같이 받게 된다. 그렇기 때문에 본 연구에서는 2010년도 아라온호의 북극해 연구항해를 수행하는 동안 계측된 파랑하중과 빙하중 데이터를 바탕으로 선수 프레임 하부의 피로손상 평가를 수행하였고, 해당 부위에서 피로수명을 계산하였다. 또한 남극의 운항 상황을 가정하여 파랑하중의 영향에 따라 시나리오를 설정하고 이를 바탕으로 피로수명을 예측하였다.

2. Lloyd's Register Fatigue Design Assessment(FDA) 평가 절차

로이드 선급은 빙해역을 운항하는 선박의 선체구조에 대한 피로손상을 평가하기 위해 피로 설계 평가 절차(ShipRight FDA ICE)를 개발하였다(Lloyd's Register, 2011). ShipRight FDA ICE를 통하여 빙해역 운항선박의 빙하중으로 인한 피로손상은 일반해역 운항선박의 파랑하중에 의한 피로손상만큼 중요하며, 특히 저온 환경에서 운항하는 선박의 안전을 목표로 선박의 기능과 구조를 집중검사하고 피로손상을 평가하는 일이 필요하다고 강조하였다. ShipRight FDA ICE에 따르면 빙하중으로 인한 피로손상을 고려해야 할 중요한 선체 위치는 선박이 유빙과 주로 조우하는 만재물수선(Load water line)에서 발라스트 수선(Ballast water line) 사이의 내빙대(Ice belt regions)이다. 그 중에서도 선측외판에서 프레임과 보강재의 끝단 이음부(End connection)를 피로 취약 부분이라 설명했다.

피로손상을 계산하기 위해 Palmgren-Miner의 누적손상법칙을 적용하였다. 피로손상지수는 아래 식 (1)을 통해 계산할 수 있으며, 피로손상지수가 1.0을 넘으면 피로파괴가 발생한다.

$$\Omega = \sum_{i=1}^{\infty} \frac{n(S_i)}{N(S_i)} \quad (1)$$

$n(S_i)$ = 응력범위 S_i 에서 응력반복 횟수

$N(S_i)$ = 응력범위 S_i 에서 파단 될 때까지 반복 횟수

피로평가를 위해 응력-수명 곡선(S-N curve)을 사용하였다. 선체구조 피로평가를 위한 응력-수명 곡선은 매우 다양하게 구분되어 있으나, 본 연구에서는 Lloyd's Register(2011)에서 언급하고 있는 영국 에너지성(Department of Energy, DE)의 기본 응력-수명 곡선을 사용하였다. 응력-수명 곡선은 로그-로그 축에서 직선으로 작도되며 약 $N=10^7$ 에서 기울기가 변한다(Fig. 1). 이러한 관계는 식 (2)처럼 수학적으로 표현할 수 있다.

$$\log(N) = \log(K_2) - m \log(S) \quad (2)$$

여기서, S 는 응력범위, N 은 응력범위 S 에서의 파손반복횟수, m 은 S-N곡선의 역 경사이다.

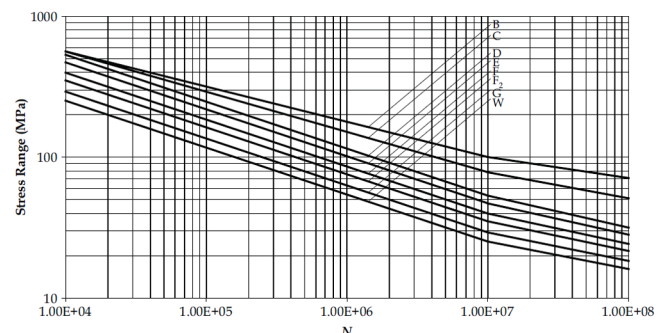


Fig. 1 DEn basic design S-N curve(Lloyd's Register, 2011)

$$\text{Log}(K_2) = \text{Log}(K_1) - 2\sigma \tag{3}$$

여기서, K_1 는 평균 S-N 곡선에 관한 상수, σ 는 $\log N$ 의 표준편차이다.

3. 손상 허용 기준

일반적으로 빙해선박은 빙해역의 빙상환경과 일반해역의 파랑환경에서 운항한다. 그러므로 빙해선박의 피로평가는 두 가지 항해환경을 고려하여 수행되어야 하며, 총 피로손상지수는 다음 기준에 적합해야 한다.

$$\Omega = (\Omega_{ice} + \Omega_{wave}) \leq 1.0 \tag{4}$$

Ω_{ice} = 빙하중으로 인한 피로손상지수

Ω_{wave} = 파랑하중으로 인한 피로손상지수

ShipRight FDA ICE에서는 허용 기준을 빙하중에 의한 피로손상지수(Ω_{ice})와 파랑하중에 의한 피로손상지수(Ω_{wave})로 나누고 각각을 0.5로 단순화하였다. 또한 이 기준은 단순하게 제시된 기준이며, 항해조건이나 경로에 따라 선주와 로이드 선급이 협의하여 조정이 가능하다고 언급하고 있다. 본 연구에서는 ShipRight FDA ICE에서 제시한 파랑하중과 빙하중의 영향을 5:5로 가정한 단순 기준을 적용하여 피로수명 평가를 하였으며, 추후 운항환경과 각 해역의 운항일수 비중 등을 고려하여 빙하중과 파랑하중으로 인한 각각의 영향을 고려한 피로수명에 대해서 추가적인 연구가 이루어져야 할 것으로 사료된다.

$\Omega_{ice} \leq 1/2$: 빙해역에서 빙하중으로 인한 피로손상, 설계수명의 50%로 가정

$\Omega_{wave} \leq 1/2$: 파랑환경에서 파랑하중으로 의한 피로손상, 설계수명의 50%로 가정

4. 아라온호의 피로수명 계산 및 고찰

로이드 선급에서 개발한 ShipRight FDA ICE에서는 운항환경에 따라 피로손상을 나누어 평가하고 있으며, 이 절차는 피로손상도의 합이 1.0이 되면 파괴가 발생하는 피로 손상누적법칙을 기반으로 하고 있다. 아라온호의 경우에는 인천항을 모항으로 하고 북극과 남극을 왕복 항해하는 운항 특성상 빙해역과 일반해역을 반복적으로 운항하게 되므로 빙하중과 파랑하중을 둘 다 받는 영역 안에서 항해하고 있다고 할 수 있다. 아라온호를 대상으로 피로손상에 대한 피로수명을 계산하기 위해 ShipRight FDA ICE를 적용시켜 계산해 보았다.

Lloyd's Register(2011)는 빙하중과 파랑하중에 의한 피로손상지수의 비율을 동등하게 각각 50%로 나타내었지만, 이 비율을 상황에 따라 유연하게 조정가능하다고 언급하고 있다. 아라온호와 같은 일반적인 쇄빙선의 경우 빙하중과 파랑하중 모두를 받는 운항 환경을 항해하지만 각각의 환경에 따른 특정 부위의 응력 발생 상황은 다를 수 있기 때문에 이 비율을 똑같이 적용하는 것은 문제가 있어 보인다. 그러므로 추후에는 선박들의 운

항조건, 운항일수, 해상상태, 하중 크기 등 여러 조건을 고려해서 피로문제에 대한 허용 기준을 세울 수 있는 심도 있는 연구가 필요하며 구체적인 절차가 개발되어야 할 것이다.

본 연구에서는 아라온호를 대상으로 파랑하중과 빙하중 작용 부위에 따른 피로손상지수를 고려하고, 일반항해와 빙해역을 운항하는 연구항해의 운항 일수를 고려해서 피로손상을 평가한 후, Lloyd's Register(2011)가 제시한 단순화된 기준으로 피로수명을 계산하였다.

4.1 피로손상 계산 과정

본 연구에서는 빙충돌이 주로 발생하는 아라온호의 선수 선측부를 빙하중 계측 부위로 선정했으며, 그 중에서 가장 피로에 취약한 프레임과 보강재 하부 용접부의 피로손상평가를 수행하였다. 참고로 보강재를 표시할 때 선수방향으로 프레임 번호 뒤 's'를 표기하여 나타냈다. 그리고 수평과 수직방향의 각 위치에서 피로손상을 알아보기 위해서 Fig. 2과 같이 수직방향으로 위에서 아랫방향으로 _1, _2, _3을 표기하였으며, Fig. 2는 아라온호의 2010년도 북극해 운항당시 선수 선측에 부착한 스트레인 게이지 위치를 나타냈다. 아라온호의 104~106번 프레임의 치수는 730mm×28mm + 100mm×23mm이며, 107~109번 프레임의 치수는 600mm×23mm + 80mm×23mm이다.

본 연구에서 파랑하중과 빙하중으로 인한 피로손상지수를 계산하기 위해 2010년도 아라온호의 북극해에서 연구항해를 수행하는 동안 계측한 자료를 바탕으로 하였다(Lee et al., 2013; Kim and Lee, 2014). 그리고 빙해역을 주로 항해하는 연구일수와 일반해역을 운항하는 이동항해로 구분하였다. 극지연구소(Korea Polar Research Institute, KOPRI)로부터 입수한 아라온호의 연간 운항일수를 Table 1에 나타냈다. 본 연구에서 피로손상지수를 계산하기 위해 설정한 운항일수는 북극해 평균 연구항해 27일, 이동항해 32일이다. 연구항해의 경우 연구항해 일수 동안 앞서 계측한 빙하중 패턴이 반복적으로 작용한다고 가정하고 피로손상지수를 계산하였으며, 이동항해 또한 파랑하중 패턴이 반복적으로 작용한다고 가정하였다.

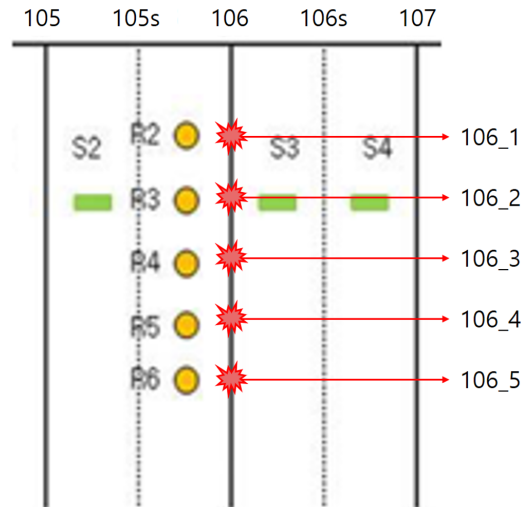


Fig. 2 Location notation of stiffener between frames in vertical direction

Table 1 Number of days of annual voyage of ARAON (KOPRI)

	Research and general voyage				Preparation of the voyage and supply			
	Research		General		Foreign port of call		Base supply	
	South	North	South	North	South	North	Jang Bogo Station	King Sejong Station
2010	21.5	21	99.5	29	27	5	0	8
2011	56.5	13	119.5	32	28	5	10	6
2012	44	34	75	32	22	5	21	0
2013	43.5	31.5	135.5	29.5	35.5	7	23.5	5
2014	26.5	37	103	35	21	8	27	0
2015	48	26	95.5	37	19	8	7.5	0
2016	42	25	97.5	32	26.5	8	6.5	0
2017	44	30	126	32.5	31	5.5	6	2
Avg.	41	27	106	32	26	6	13	3

피로손상지수 계산은 누적손상법칙인 식 (1)을 이용하였다. n_i 는 아라온호에서 측정된 응력범위의 반복 횟수이고, N_i 는 해당 응력범위에서 누적피로손상이 1.0이 되어 피로균열이 발생하게 되는 반복 횟수이다. 프레임하부 등과 같은 용접 이음부의 피로평가를 위해서 영국 에너지청의 'D'curve를 선택하였다.

러시아의 Arctic and Antarctic Research Institute(AARI)는 아라온호의 남극항해 시에 쇄빙성능 및 빙하중 분석을 수행하였다. 이 연구에서 Likhomanov(2010)는 아라온호의 선수 추진기실 선측 외판에 빙하중이 가해진 상황을 가정하고 유한요소법에 의해 응력 해석을 수행하였다. Fig. 3는 AARI에서 수행하였던 응력 해석 결과를 나타내었다. 선체 외판에서 측정된 응력 값 ($\sigma_{support}$)은 40.2MPa이며, 관심영역인 프레임하부의 응력 값 (σ_{span})은 60.8MPa로 나타났다. 이때, 선체 외판과 프레임 하부의 응력비는 $\sigma_{support}/\sigma_{span} = 60.8/40.2 = 1.512$ (Mpa)로 계산되었다. 따라서 선측 외판에 부착된 스트레인 게이지를 통해 측정된

응력을 σ_A 라고 했을 때, 관심영역인 프레임 하부의 응력은 앞서 계산된 값과 측정된 응력을 곱하여 식 (5)처럼 나타낼 수 있다. 보다 정확한 연구를 위해서는 관심부위인 프레임과 보강재 하부에 스트레인 게이지를 부착하여 변형률을 측정해야 하지만, 2010년 북극에서의 쇄빙 운항 시에 선수선측에 작용하는 빙하중을 측정하고 쇄빙 성능을 확인하는 것이 목적이었기 때문에 관심 부위에 직접 스트레인 게이지를 부착하지 않았다. 이러한 이유로 간접적인 응력 추정법을 적용하였다.

$$\sigma_A \times 1.512 = \text{Stress value} \quad (5)$$

본 연구에서 피로손상 지수의 계산 과정을 설명하기 위해 프레임 106_2의 계산 과정을 Table 2에 나타내었다. 먼저 양쪽의 게이지(R3 & S3)에서 0.02초 간격으로 측정된 응력을 측정시간순으로 정리한 후에, 일정 기준을 넘는 응력을 선별하여 정리하였다. 이때, 고려해야 할 것은 프레임 하부의 응력을 구하기 위해서 양 옆에 위치한 두 개의 스트레인 게이지에서 동 시간에 발생한 응력을 어떻게 처리할 것인가 하는 것이다. 본 연구에서는 0.50초 보다 작은 간격으로 발생한 응력을 중복응력이라 하였으며, 같은 해빙이 접촉하였다고 간주하였다. 그리고 중복응력의 산술평균값과 최대값으로 각각 피로손상지수를 계산하였다. 본 연구에서는 이전 연구와 동일한 계산방법을 적용하여 피로손상지수를 계산하였다. 피로손상지수 계산 과정은 다음과 같다. 측정된 응력에 1.512를 곱하여 관심영역의 응력을 구한다. S-N선도에서 D curve를 적용하여 $\log N$ 과 해당 응력에서 파괴가 일어나게 되는 반복횟수 N_i 를 구한다. 그리고 n_i 가 1,296인 이유는 0.5시간의 측정시간을 24시간으로 확장하고 운항일수인 27일만큼 지속되었다고 가정하였을 때 n_i 값이 $27 \times (24/0.5) = 1,296$ 으로 계산된다. 이 후 각각의 응력에서 피로손상지수 n_i/N_i 를 계산하고, 이를 합하여 최종적인 피로손상지수를 구한다.

4.2 피로손상지수 계산 결과 및 비교

앞서 언급한 계산 절차를 적용하여 아라온호의 2010년도 북극해 운항 시 측정된 데이터를 바탕으로 단순 피로손상지수를

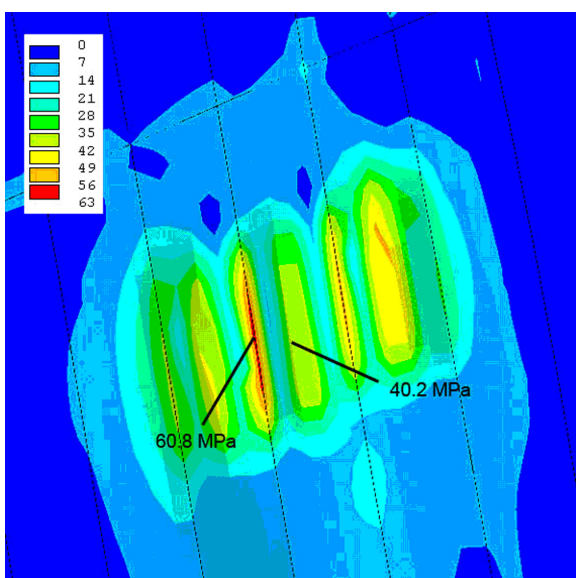


Fig. 3 Ratio of the stresses in the outer plating and the span and near the frame(Likhomanov, 2010)

Table 2 Example of the calculation process for fatigue damage index(average stress case at FR. 106_2)

Time	σ_A	σ_A (Avg.)	$\sigma_A \times 1.512$	LogN (D curve)	N_i	n_i	n_i/N_i	Sum
514.96	28.47	28.47	43.05	7.277658	18,952,115	1,296	6.84E-05	0.0007160
926.78	24.69	24.69	37.33	7.463289	29,059,567	1,296	4.46E-05	
1,408.04	26.84	26.84	40.58	7.354549	22,622,927	1,296	5.73E-05	
1,580.80	20.77							
1,581.06	36.92	28.85	43.61	7.260666	18,224,932	1,296	7.11E-05	
1,604.00	22.60	22.60	34.17	7.578571	37,894,047	1,296	3.42E-05	
1,606.32	20.16	20.16	30.48	7.727317	53,372,438	1,296	2.43E-05	
1,881.44	21.65	21.65	32.74	7.634473	43,099,529	1,296	3.01E-05	
2,062.76	37.87	37.87	57.26	6.906068	8,055,041	1,296	0.000161	
2,212.04	22.90							
2,212.38	26.20	24.55	37.12	7.470786	29,565,558	1,296	4.38E-05	
3,468.54	30.38							
3,468.96	48.45	39.41	59.59	6.854036	7,145,551	1,296	0.000181	

Table 3 Fatigue damage index of frame & stiffener by ice loads

Frame	Avg	Max
104_105	0.000554	0.000884
105	0.000178	0.000238
105_106_1	0.002137	0.002139
105_106_2	0.001618	0.010161
105_106_3	0.002046	0.002070
105_106_4	0.000644	0.000697
105_106_5	0.000679	0.000681
106_1	0.002137	0.002139
106_2	0.002939	0.010394
106_3	0.002042	0.002066
106_4	0.000644	0.000697
106_5	0.000679	0.000681
106_107	0.000797	0.000940
107	0.003552	0.005820
107-108	0.005138	0.006043
108	0.002653	0.002954
108_109	0.004356	0.007634

계산하였다. Table 3은 2010년 북극에서 연구항해를 통해 계측된 빙하중 데이터로 계산된 피로손상지수를 나타내었다. 계산 결과는 날짜별 계측 시간을 연구항해 평균일수인 27일로 확장한 것이다. 표시된 Avg는 동시에 계측된 중복응력의 산술평균값을 이용하여 각 프레임과 보강재에서의 피로손상지수를 계산한 결과이며, Max는 중복응력 중 최대값을 가지고 피로손상지수를 계산한 결과이다.

앞서 계산한 피로손상지수를 비교해보면, 산술평균값일 때는 107s에서 0.005138로 가장 높게 나타났으며, 최대값으로 계산한 경우에는 FR.106_2에서 0.010394로 가장 높게 나타난 것을 볼 수 있다(Fig. 4). 산술평균과 최대값으로 계산하였을 때, 피로손상지수의 차이는 84.08% 정도로 크게 나타났다. 보다 안전한 선박이라는 보수적인 관점에서는 선체에 작용하는 최대응력을 중요하게 고려해야 할 것으로 판단된다.

또한 이동항해 중 계측된 데이터를 통해 파랑하중으로 인한 피로손상지수를 계산하였다. 계측된 데이터를 동일한 과정으로 피로손상지수를 계산하였으며, 그 값을 Table 4에 정리하였다. 피로손상지수가 가장 크게 나타난 부위는 산술평균과 최대값으

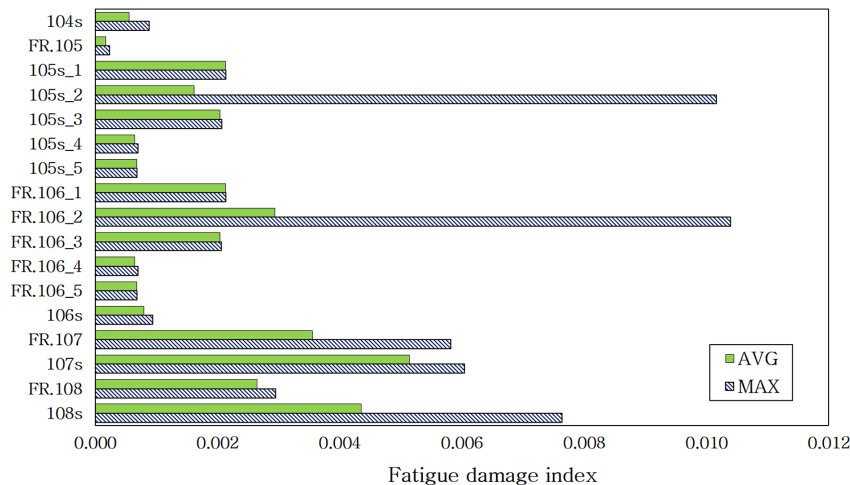


Fig. 4 Comparison of average and maximum values in 2010

Table 4 Fatigue damage index of frame & stiffener by wave loads

Frame	Avg	Max
104s	0.000752	0.000811
FR.105	0.000000	0.000000
105s_1	0.001134	0.001574
105s_2	0.002188	0.002373
105s_3	0.006309	0.006609
105s_4	0.003083	0.004486
105s_5	0.001474	0.001602
FR.106_1	0.001134	0.001574
FR.106_2	0.002188	0.002373
FR.106_3	0.006309	0.006609
FR.106_4	0.003083	0.004486
FR.106_5	0.001474	0.001602
106s	0.000000	0.000000
FR.107	0.002097	0.002118
107s	0.002097	0.002118
FR.108	0.000000	0.000000
108s	0.010656	0.011424

로 계산한 두 가지 경우 모두 108s에서 나타났으며, 각각 0.010656, 0.011424로 계산되었다. 빙하중의 피로손상지수가 높게 나타난 부위보다 선수에 가까운 위치에서 나타났다.

4.3 아라온호의 남극 운항 시나리오 적용

남극 운항 상황을 가정하고 이에 대한 피로손상지수를 추정

하였다. 본 연구에서 설정한 남극운항 상황은 연구항해 동안 받는 빙하중은 북극과 동일하다고 가정하고, 파랑하중의 경우 북극 운항 시 예측된 파랑하중의 100%, 150%, 200%로 설정하였다. 이는 아라온호의 남극 운항일수가 북극에 비해 높은 비중을 차지하고 있으며, 뉴질랜드 크라이스처치 항에서 세종과학기지 사이를 운항하기 전에 기상 상태를 점검하더라도 시시각각 기후가 변하기 때문에 악천후를 만날 가능성을 고려하였다. 운항일수는 극지연구소(KOPRI)에서 입수한 자료를 통해 남극의 평균 연구항해 41일, 평균 이동항해 106일을 적용하였다. Table 5에는 남극 운항 상황을 가정하였을 때, 빙하중과 파랑하중의 영향에 따른 피로손상지수를 나타내었다. 빙하중에 의한 피로손상지수는 산술평균으로 계산 시 0.0078022, 최대값으로 계산 시 0.0294058로 나타났다. 파랑하중의 영향에 따른 피로손상지수 또한 북극 운항보다 높게 나타났으며, 파랑하중을 200% 고려했을 때 피로손상지수는 90% 넘게 증가하였다.

4.4 피로수명 평가

가정된 남극 운항에 따른 빙하중과 파랑하중을 고려하여 피로수명을 계산하였다. 이때, 로이드 선급의 ShipRight FDA ICE 피로평가 기준을 적용하였다. 1년 동안 빙에 의해 누적된 피로손상지수(Ω_{ice})와 파랑에 의한 피로손상지수(Ω_{wave})가 계산되었을 때, 피로수명(Y_f)는 1.0의 피로손상지수를 가진다고 단순하게 표현하였다(식 (6)).

$$1year : \Omega_{ice} + \Omega_{wave} = Y_f : 1.0 \tag{6}$$

단순화된 식을 통해 피로수명은 아래의 식 (7)로 구할 수 있다.

Table 5 Fatigue damage index of frame & stiffener by ice loads and wave loads in the assumed Antarctic voyage conditions

Frame	by ice load		by wave load					
	Avg	Max	100 %		150 %		200 %	
			Avg	Max	Avg	Max	Avg	Max
104s	0.000841	0.001342	0.0024908	0.0026852	0.0084064	0.0090627	0.0199262	0.0214819
FR.105	0.000270	0.000362	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000
105s_1	0.002955	0.002957	0.0037576	0.0052124	0.0126817	0.0175920	0.0300702	0.0417095
105s_2	0.002457	0.015430	0.0072492	0.0078602	0.0244660	0.0265282	0.0579935	0.0628816
105s_3	0.003051	0.003027	0.0209002	0.0218916	0.0705382	0.0738840	0.1672017	0.1751325
105s_4	0.000977	0.001294	0.0102134	0.0148611	0.0344702	0.0501562	0.0817070	0.1188888
105s_5	0.001031	0.001035	0.0048834	0.0053081	0.0164813	0.0179149	0.0390669	0.0424649
FR.106_1	0.002955	0.002957	0.0037576	0.0052124	0.0126817	0.0175920	0.0300702	0.0417095
FR.106_2	0.007067	0.029406	0.0072492	0.0078602	0.0244660	0.0265282	0.0579935	0.0628816
FR.106_3	0.003045	0.003022	0.0209002	0.0218916	0.0705382	0.0738840	0.1672017	0.1751325
FR.106_4	0.000977	0.001294	0.0102134	0.0148611	0.0344702	0.0501562	0.0817070	0.1188888
FR.106_5	0.001031	0.001035	0.0048834	0.0053081	0.0164813	0.0179149	0.0390669	0.0424649
106s	0.001210	0.001428	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000
FR.107	0.005394	0.008838	0.0069451	0.0070150	0.0234398	0.0236757	0.0555609	0.0352085
107s	0.007802	0.009176	0.0069451	0.0070150	0.0234398	0.0236757	0.0555609	0.0352085
FR.108	0.004028	0.004486	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000	0.0000000
108s	0.006614	0.011592	0.0352984	0.0378413	0.1191320	0.1277143	0.2823869	0.3027301

Table 6 Fatigue life for each case

	Case 1		Case 2		Case 3	
	Ice & 100 % wave		Ice & 150 % wave		Ice & 200 % wave	
	Avg	Max	Avg	Max	Avg	Max
Measuring point	108s					
Fatigue life [year]	23.9	20.2	8.0	7.2	3.5	3.2

$$Y_f = \frac{1.0}{\Omega_{ice} + \Omega_{wave}} \quad (7)$$

피로수명 계산은 프레임 또는 보강재 별로 같은 위치에서 계산된 피로손상지수를 가지고 계산하였다. 시나리오별로 피로손상이 높게 평가되어 낮은 수명이 나타난 위치와 그 위치에서 피로수명을 Table 6에 표시하였다. 누적되는 피로가 높은 위치는 모든 경우에서 108s로 나타났으며, 피로수명은 Case 3의 경우 3.5년과 3.2년으로 상당히 낮게 나타났다. 산술평균과 최대값으로 계산한 두 개의 피로수명은 Case 1에서 3.6년, 파랑하중의 영향을 가장 크게 고려한 Case 3에서 0.3년 정도 차이가 나타났다.

5. 결 론

본 연구에서는 2010년 8월 아라온호가 북극에서 연구 활동을 수행하는 동안 계측한 변형률 데이터를 이용하여 이동항해와 연구항해에 따라 받게 되는 파랑하중과 빙하중의 피로손상지수를 계산하였다. 이는 쇄빙선처럼 빙해역을 운항하는 선박은 파랑하중과 빙하중을 모두 받게 된다는 점을 고려한 것이다. 또한 남극 운항 상황을 가정하여 파랑하중의 영향에 따른 피로손상지수를 예측해 보았다.

(1) 극지연구소(KOPRI)를 통해 입수한 자료에 따르면, 아라온호의 북극해 평균 운항일수는 연구항해 27일, 이동항해 32일이었다. 연구항해 동안 받는 빙하중에 의한 피로손상지수는 산술평균으로 계산했을 때 107s에서 0.005138로 가장 높게 나타났으며, 최대값으로 계산하면 FR.106_2에서 0.010394로 가장 높았다. 이동항해 동안 받는 파랑하중은 산술평균과 최대값 모두 108s에서 나타났으며, 각각 0.010656, 0.011424로 계산되었다.

(2) 아라온호는 북극운항보다 남극운항의 비중이 높아지고 있다. 특히 이동항해의 경우 남극에서의 운항일수가 북극보다 3배 이상 높다. 그리고 남극의 해상조건이 시시각각 변한다는 점을 고려하여 파랑하중에 대한 영향을 100%, 150%, 200%로 가정하였다. 빙하중으로 인한 손상지수는 산술평균으로 계산하였을 때 0.0078022, 최대값으로 계산한 경우에는 0.0294058이었다. 파랑하중으로 인한 피로손상은 북극으로의 이동항해 대비 파랑하중의 영향력이 높아질수록 피로손상지수가 크게 증가하는 것을 확인할 수 있었다. 200%의 영향을 고려하였을 때 피로손상지수는 산술평균으로 계산하면 0.2823869, 최대값으로 계산한 값은 0.3027301로 북극운항보다 90% 이상 높게 증가하였다. 한편, 본 연구에서는 남극의 파랑하중을 단순하게 가정하여 피로손상평가를 수행하였다. 연구를 더욱 엄밀하게 진행하기 위해서는 운

항경로를 따라서 파랑하중을 정확하게 계측하거나 파랑 스펙트럼 자료를 통해 파랑하중에 대해 정밀한 해석이 필요하며, 추후 이러한 과정을 통해 더욱 구체적인 피로수명평가를 수행하는 것이 보다 합리적인 결과를 줄 것으로 생각된다.

(3) 가정된 남극 운항 상황에서 빙하중과 파랑하중의 피로손상지수 기준을 각각 0.5로 설정하였고, 두 가지 하중을 같이 고려하여 피로수명을 계산하였다. 파랑하중의 영향에 따라 3개의 경우로 구분하였다. 파랑하중을 북극과 동일한 수준으로 설정한 case 1에서는 최대값으로 계산한 경우에 피로수명은 20.2년으로 나타났다. 그리고 파랑하중을 150%와 200%로 설정한 case 2와 case 3에서 피로수명은 각각 7.2년과 3.2년으로 case 1에 비해서 크게 줄어든 것을 확인할 수 있었다. 남극의 파랑하중을 북극 기준으로 100%, 150%, 200%로 증가시켰을 때, 피로수명이 급격히 낮아지는 결과로 보아 빙해역을 주로 운항하는 선박일지라도 파랑하중에 의한 영향을 크게 받을 수 있으며 피로수명을 평가할 때 파랑하중 또한 중요한 요소라고 판단된다.

(4) 빙하중과 파랑하중을 동시에 고려하여 북극 및 가정된 남극운항에 대해 피로수명을 예측하였다. 빙하중의 경우 북극운항에서 계측된 수준과 동일하게 설정하였지만, 파랑하중의 영향은 다르게 설정하였고, 크기는 북극운항 대비 200%까지 설정하였다. 뉴질랜드와 남극사이를 운항하기 전에 기상상황을 체크하기 때문에, 악천후를 마주치는 상황은 많지 않다. 하지만, 남극의 해상 날씨의 예측을 하더라도 시시각각 변하기에 혹독한 환경을 가정해 볼 필요가 있다. 그리고 이런 혹독한 환경을 가정하였던 case 3에서 피로수명이 3.2년으로 낮게 나온 것은 남극인근 해양에서의 운항비율이 높은 아라온호의 피로수명을 평가할 때 파랑하중에도 관심을 가져야 하는 의미라고 판단된다.

후 기

본 연구는 한국연구재단의 BK21 플러스 프로그램의 후원으로 수행된 연구결과이며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- ABS, 2011. Guide for Ice Loads Monitoring Systems. American Bureau of Shipping, Houston, USA.
- Bridges, R., Riska, K., Zhang, S., 2006. Preliminary Results of Investigation on the Fatigue of Ship Hull Structures When Navigating in Ice. Proceedings of Engineers Seventh International Conference and Exhibition on Ships and Structures in Ice, Banff, AB, Canada.
- Hwang, M.R., Kwon, Y.H., Lee, T.K., 2016. A Preliminary Study on the Ice-induced Fatigue in Ice-going Ships. Journal of Ocean Engineering and Technology 30(4), 303-309.
- International Organization for Standardization (ISO), 2010. Petroleum and Natural Gas Industries - Arctic Offshore Structures. ISO19906.
- ISSC, 2012. Arctic Technology. 18th International Ship and Offshore Structures Congress, 2, Rostock, Germany.

- Kim, T.W., Lee, T.K., 2014. Study on Estimation of Local Ice Pressures Considering Contact Area with Sea Ice. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 28(5), 423-428.
- Lee, T.K., Kim, T.W., Rim, C.W., Kim, S.C., 2013. A Study on Calculation of Local Ice Pressures for ARAON Based on Data Measured at Arctic Sea. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(5), 88-92.
- Likhomanov, V., 2010. Full-Scale Ice Trials of the Korean Research Icebreaker ARAON. Arctic and Antarctic Research Institute (AARI), Scientific-Technical Report.
- Lloyd's Register, 2011. FDA ICE Fatigue Induced by Ice Loading, ShipRight Design and construction - Fatigue Design Assessment. Lloyd's Register, London, United Kingdom.
- Zhang, S., 2011. Fatigue Design Assessment of Ship Structures Induced by Ice Loading - An Introduction to the ShipRight FDA ICE Procedure. Proceedings of the Twenty-first International Offshore and Polar Engineering Conference, Maui, Hawaii, USA, 1082-1086.

Numerical Study on Estimation of Static Configuration of Steel Lazy Wave Riser Using Dynamic Relaxation Method

Seunghoon Oh*, Jae-Hwan Jung*, Byeongwon Park*, Yong-Ju Kwon* and Dongho Jung^{ORCID}*

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

동적이완법을 이용한 Steel Lazy Wave Riser의 정적형상 추정에 관한 수치해석적 연구

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

*한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소

KEY WORDS: Dynamic relaxation method 동적이완법, Static configuration 초기형상, Lumped mass model 집중질량모델, Fictitious mass 가상질량, Viscous damping formulation 점성 감쇠 정식화, Steel lazy wave riser(SLWR)

ABSTRACT: This paper presents an estimation method for the static configuration of a steel lazy wave riser (SLWR) using the dynamic relaxation method applied to estimate the configuration of structures with strong geometric non-linearity. The lumped mass model is introduced to reflect the flexible structural characteristics of the riser. In the lumped mass model, the tensions, shear forces, buoyancy, self-weights, and seabed reaction forces at nodal points are considered in order to find the static configuration of the SLWR. The dynamic relaxation method using a viscous damping formulation is applied to the static configuration analysis. Fictitious masses are defined at nodal points using the sum of the largest direct stiffness values of nodal points to ensure the numerical stability. Various case studies were performed according to the bending stiffness and size of the buoyancy module using the dynamic relaxation method. OrcaFlex was employed to validate the accuracy of the developed numerical method.

1. 서 론

심해 석유 및 가스의 개발이 진행됨에 따라 심해역의 탐사 및 생산 활동이 증가하고 있다(Yang and Li, 2011). 따라서 비용이 저렴한 SCR(Steel catenary riser)은 고온/고압 저항성이 강해 심해 석유 및 가스 생산에 널리 이용되고 있다(Park et al., 2015; Yoo and Joo, 2017). 하지만 초심해(Ultra deep water) 환경에서 SCR은 과도한 자중과 라이저/지반 상호 접촉으로 인한 피로손상의 위험으로 적용에 한계가 존재한다. 이를 극복하기 위해 라이저 중간 부분에 부력재(Buoyancy module)를 설치한 SLWR(Steel lazy wave riser) 개념이 고안되어 개발되고 있다. SLWR은 부력재를 통해 라이저의 인장력을 감소시키고 파도에 기인한 상부 부유구조물의 운동과 라이저를 분리시켜 그 영향을 최소화함으로써, 라이저/지반 접촉으로 인한 피로손상을 감소시키는 장점이 있다(Wang and Duan, 2015). 유연라이저에 비하여 경제적으로 유리한 장점 때문에, SLWR을 심해 석유 및 가스의 생

산과 수송에 적용하기 위해 많은 연구가 진행되고 있다.

SLWR은 설치되는 부력재에 의하여 Sag/Hog 부분이 형성되어 장력이 비교적 적게 발생한다. 반면, Sag/Hog 영역에서는 기하학적 비선형성이 강하게 나타나기 때문에, SLWR의 정적형상 해석은 라이저 부재의 치수를 결정하는 설계의 중요한 요소이다. Fig. 1에서는 전형적인 SLWR의 전체 형상을 보여주고 있는데, 기하학적으로 비선형성과 굽힘강성을 고려한 정확한 정적형상의 추정이 요구된다.

라이저의 장력이 굽힘강성 성분에 비하여 지배적이지 않은 경우에는, 기하학적 비선형으로 인하여 수치적으로 매우 불안정하다(Jung, 2005). Wang et al.(2013)은 유한차분법을 이용하여 기하학적 대변형의 SLWR의 정적형상을 계산하였다. 그리고 Ruan et al.(2014)은 해석적 방법을 이용하여 탄성지반의 효과를 고려한 SLWR의 비선형 정적해석을 수행하고 OrcaFlex를 이용하여 검증하였다. 이 외에 많은 연구자들에 의해 SLWR의 개념 설계, 정적 및 동적 거동, 그리고 라이저/해저지반 상호작용 등과

Received 9 September 2018, revised 6 November 2018, accepted 19 November 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.

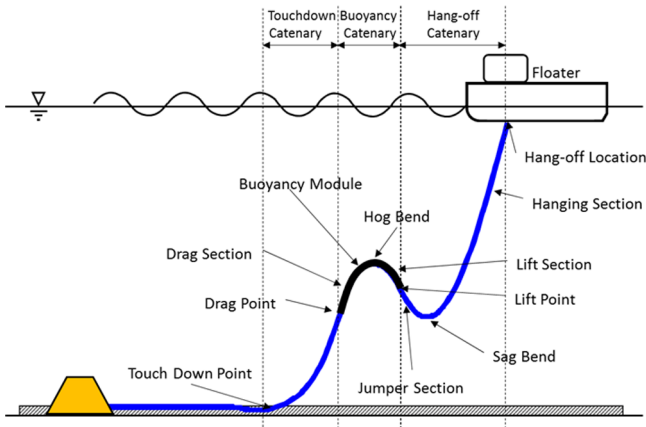


Fig. 1 Configuration of SLWR (Park et al., 2017)

같은 광범위한 연구가 수행 되었다(Tahar and Kim, 2003; Ruan et al., 2016; Kim, 2016; Park et al., 2017; Park et al., 2018).

본 논문에서는 동적이완법(Dynamic relaxation method)을 이용하여 저장력(Low tension) 특성을 나타내며 기하학적 비선형성이 강한 SLWR의 정적형상 추정법을 개발하였다. Day(1965)에 의해 제안된 동적이완법은 정적 명시적 비선형 해석법으로 강성행렬을 직접 구하지 않기 때문에 수치해석 알고리즘이 단순하고 계산이 빠르다(Lee and Han, 2008). 따라서 본 연구에서는 동적이완법의 점성 감소 정식화를 수치계산에 도입하여 정적해석을 수행하였다. 집중질량모델(Lumped mass model)을 이용하여, 라이저 각 절점에 작용하는 장력, 전단력, 중력, 부력 그리고 라이저/지반 접촉력이 반영된 정적 평형식을 구성하였고 이를 통해 라이저의 유연 구조를 반영했다. 각 절점의 직접강성으로부터 정의된 가상질량을 통해 수치적 안정성을 확보하였다(Barnes, 1994; Hüttner et al., 2015). 수치검증을 위하여 굽힘강성과 부력계의 크기와 같은 SLWR의 주요제원의 변화에 대한 다양한 조건의 수치계산을 수행하였다. 제원 변화에 따른 SLWR의 특성을 확인하고 상용 소프트웨어인 OrcaFlex의 결과와 비교 검증하였다.

2. SLWR 정적 평형 해석을 위한 집중질량모델

SLWR 정적 평형 해석을 수행하기 위해 집중질량모델을 도입하였다. 집중질량모델에서는 Fig. 2와 같이 N 개의 라인과 $N+1$

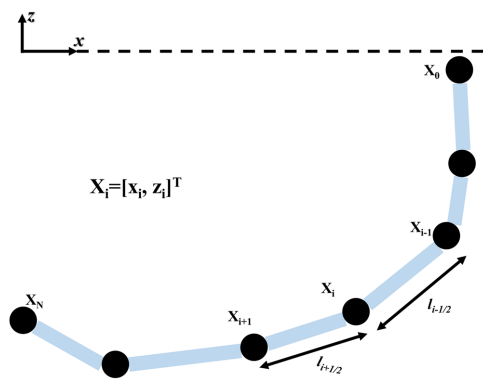


Fig. 2 Schematic diagram of riser discretization and indexing

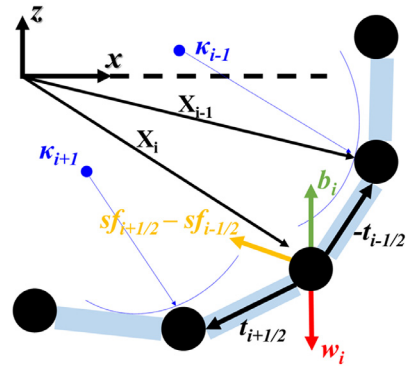


Fig. 3 Schematic diagram of Internal and external riser force

의 절점으로 이산화 한다(Hall and Goupee, 2015). 각 절점 X_i 는 i 의 지점에서 $[x_i, z_i]^T$ 와 같은 벡터로 정의된다. 각 라인은 $i+1/2$ 위치에서 정의되며 외경(Outer diameter), 내경(Inner diameter), 건조중량(Dry weight), 굽힘강성(Bending rigidity), 축 강성(Axial stiffness) 및 내부 유체 밀도(Inner fluid density)가 정의된다.

상기 정의된 물성치들을 통해 Fig. 3과 같이 각 라이저 절점의 작용하는 내력과 외력들이 정의되어 정적 평형식 (1)이 구성된다.

$$\sum F_{static} = t_{i+1/2} - t_{i-1/2} + sf_{i+1/2} - sf_{i-1/2} + w_i + b_i = 0 \quad (1)$$

여기서 $t_{i+1/2}$ 는 라이저의 축 강성에 의한 장력, $sf_{i+1/2}$ 는 라이저의 굽힘 모멘트에 의한 전단력, w_i 는 절점에 작용하는 습윤중량(Wet weight)에 의한 자중, 그리고 b_i 는 지반에 작용하는 수직 반력을 의미한다.

장력 $t_{i+1/2}$ 는 식 (2)와 같이 정의할 수 있다(Hall and Goupee, 2015).

$$t_{i+1/2} = EA \left(\frac{1}{l_{i+1/2}} - \frac{1}{\|X_{i+1} - X_i\|} \right) (X_{i+1} - X_i) \quad (2)$$

여기서 EA 는 축 강성을 의미한다. 라이저는 유연체로 음의 장력($\|X_{i+1} - X_i\| < l_{i+1/2}$)이 있는 경우에는 장력을 0으로 사용하였다.

전단력 $sf_{i+1/2}$ 는 식 (3)과 같이 정의할 수 있다(Masciola et al., 2014).

$$sf_{i+1/2} = \frac{\partial m_{bd}}{\partial s} = \frac{(m_{bd,i+1} - m_{bd,i})}{l_{i+1/2}} \begin{bmatrix} n_{x,i+1/2} \\ n_{y,i+1/2} \end{bmatrix} \quad (3)$$

여기서 EI 는 라인에서 정의된 굽힘강성, $m_{bd,i+1}$ 는 절점에서 정의된 굽힘 모멘트 그리고 $n_{x,i+1/2}$ 는 라인에서 정의된 법선벡터(Normal vector)이다. 굽힘 모멘트는 식 (4)로 정의되며 각 절점에서 곡률의 계산이 필요하다. 본 연구에서는 효율적인 계산을 위해 Menger 곡률을 사용하였고 식 (5)를 이용하여 계산할 수 있다.

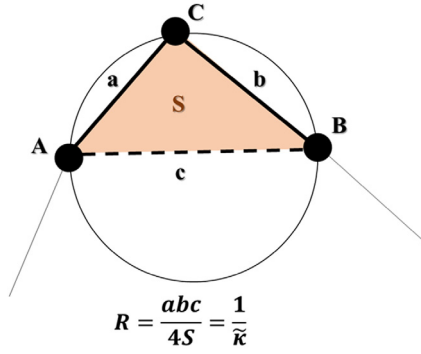


Fig. 4 Schematic diagram of Menger curvature(Belyaev, 1999)

$$m_{bd,i} = \frac{EI}{R} = EI \cdot \kappa_i \quad (4)$$

$$\kappa_i = \frac{4S}{a \cdot b \cdot c} \quad (5)$$

Menger 곡률의 경우, Fig. 4와 같이 3 Point로 계산되기 때문에 스플라인을 이용한 곡률계산에 사용되는 행렬연산이 없어 계산이 효율적이다. 본 연구의 대상인 라이저는 급격한 곡률 변화가 발생하는 경우가 드물기 때문에 Menger 곡률 사용은 타당한 것으로 판단된다.

습윤중량에 의한 체적력은 식 (6)과 같이 부력 그리고 라이저의 내부유체의 중량과 건조중량에 의한 체적력의 상관관계에 의해 정의할 수 있다. 각 체적력은 라인 $i+1/2$ 에서 정의되므로 식 (7)-(9)와 같이 평균을 이용하여 절점 i 에서 정의하였다.

$$w_i = w_{buoy,i} + w_{dry,i} + w_{inner,i} \quad (6)$$

$$w_{buoy,i} = \frac{1}{2}(w_{buoy,i+1/2} + w_{buoy,i-1/2})\hat{e}_z \quad (7)$$

$$= \frac{1}{2}\rho_w g \frac{\pi}{4}(D_{outer,i+1/2}^2 + D_{outer,i-1/2}^2)\hat{e}_z$$

$$w_{inner,i} = -\frac{1}{2}(w_{inner,i+1/2} + w_{inner,i-1/2})\hat{e}_z \quad (8)$$

$$= -\frac{1}{2}\rho_n g \frac{\pi}{4}(D_{inner,i+1/2}^2 + D_{inner,i-1/2}^2)\hat{e}_z$$

$$w_{dry,i} = -\frac{1}{2}(w_{dry,i+1/2} + w_{dry,i-1/2})\hat{e}_z \quad (9)$$

여기서 ρ_w 는 해수 밀도(1025kg/m³), ρ_n 는 내부 유체의 밀도, $D_{outer,i+1/2}$ 는 외경, $D_{inner,i+1/2}$ 는 외경 그리고 g 는 중력가속도(9.807m/s²)를 의미하고 \hat{e}_z 는 z방향의 단위벡터이다.

지반에 작용하는 수직 반력은 식 (10)으로 정의할 수 있다.

$$b_i = A_{con}(z_{bottom} - z_i)k_b \hat{e}_z \quad (10)$$

여기서 A_{con} 은 접촉면적, z_{bottom} 는 해저지면 그리고 k_b 는 해저의 단위 면적당 강성을 의미한다.

상기 정의된 라이저 절점의 작용하는 내력과 외력들이 정적 평형식이 식 (1)이 모든 절점에서 만족하게 되면 정적 평형을 이루었다고 할 수 있다. 본 연구에서는 기하학적 비선형성을 가지는 SLWR의 정적 평형 상태를 결정하기 위하여 다음 장에 소개할 동적이완법을 사용하였다.

3. 동적이완법(Dynamic relaxation method)

동적이완법은 기하학적으로 비선형성이 큰 케이블 및 박막 구조의 형상 찾기(Form finding)에 사용되는 수치기법으로 Day (1965)가 제안한 이후 여러 연구자들(Lewis, 2003; Lee and Han, 2008; Hüttner et al., 2015)에 의해 사용되어 발전되고 있다. 본 방법은 정적 명시적 비선형 해석법으로 강성행렬을 직접 구하지 않기 때문에 수치해석 알고리즘이 단순한 장점이 있다. 즉 정적 비선형 평형식을 수정없이 그대로 적용할 수 있으며 해석 결과 역시 강성행렬을 이용한 해석결과와 정확히 일치한다(Lee and Han, 2008).

동적이완법은 식 (11)의 가상 동적평형방정식을 이용하여 정적 평형을 만족시킨다.

$$R_i^t = \sum F_{static} = M_i \cdot a_i^t + C_i \cdot v_i^t \quad (11)$$

여기서 R_i^t 는 잔류력(Residual force)으로 2장에서 정의한 절점에 작용하는 외력과 내력을 의미한다. 즉 절점에 작용하는 내력과 외력의 합이 0이 되면 정적 평형을 만족함을 의미한다. M_i 은 i 절점에 정의되는 가상질량, C_i 는 i 절점에 정의되는 가상감쇠, a 는 가속도 그리고 v 는 속도이다. 절점속도가 시간중분 Δt 에 대하여 선형적으로 변한다고 가정하면 절점속도는 식 (12)로 유도할 수 있다. 따라서 가속도 또한 시간중분 Δt 에 대해 선형보간 하여 식 (13)으로 유도된다.

$$v_i^t = \frac{v_i^{t+\Delta t/2} + v_i^{t-\Delta t/2}}{2} \quad (12)$$

$$a_i^t = \frac{v_i^{t+\Delta t/2} - v_i^{t-\Delta t/2}}{\Delta t} \quad (13)$$

식 (12)와 식 (13)을 식 (11)에 대입하면 잔류력에 대한 식 (14)가 유도된다.

$$R_i^t = M_i \cdot \left(\frac{v_i^{t+\Delta t/2} - v_i^{t-\Delta t/2}}{\Delta t} \right) + C_i \cdot \left(\frac{v_i^{t+\Delta t/2} + v_i^{t-\Delta t/2}}{2} \right) \quad (14)$$

식 (14)를 속도에 대하여 정리하면 식 (15)와 같다(Lee and Han, 2008; Hüttner et al., 2015)

$$v_i^{t+\Delta t/2} = v_i^{t-\Delta t/2} \left(\frac{M_i/\Delta t - C_i/2}{M_i/\Delta t + C_i/2} \right) + \left(\frac{R_i^t}{M_i/\Delta t + C_i/2} \right) \quad (15)$$

식 (15)에서 정의된 속도를 이용하여 증분변위를 계산할 수

있으며 이를 통해 절점의 새로운 위치를 식 (16)과 같이 추정할 수 있다. 잔류력 R_i^t 가 0이 될 때까지 이를 반복하여 절점을 갱신한다. 본 연구에서는 절점의 최대속도가 기준속도 이하가 되면 변위가 수렴되었다 판단하고 계산을 종료한다.

$$X_i^{t+\Delta t} = X_i^t + \Delta t \cdot v_i^{t+\Delta t/2} \quad (16)$$

동적이완법의 경우, 가상질량과 가상감쇠를 적절히 선택함으로써 수치계산의 안정성과 수렴성을 향상시킬 수 있다(Hüttner et al.,2015). 본 연구에서는 수치안정성을 위해 가상질량 M_i 를 식 (17)과 같이 설정하였다(Barnes, 1994).

$$M_i = \frac{\Delta t^2}{2} S_i \quad (17)$$

여기서 S_i 는 절점에 작용하는 최대 강성을 의미하며 식 (18)과 같이 정의하였다.

$$S_i = \max\left(\frac{1}{2}\left(\frac{EA_{i-1/2}}{l_{i-1/2}} + \frac{EA_{i+1/2}}{l_{i+1/2}}\right), \frac{1}{2}\left(\frac{EI_{i-1/2}}{l_{i-1/2}} + \frac{EI_{i+1/2}}{l_{i+1/2}}\right)\right) \quad (18)$$

식 (17)과 같이 가상질량을 정의함으로써 시간증분 Δt 에 대한 수치계산의 의존성을 저감시킨다. 가상감쇠는 식 (19)과 같이 임계감쇠를 이용하여 정의할 수 있다.

$$C_i = \zeta \cdot 2\sqrt{M_i S_i} \quad (19)$$

여기서 ζ 는 감쇠비를 의미한다. 이상과 같이, 가상감쇠를 이용

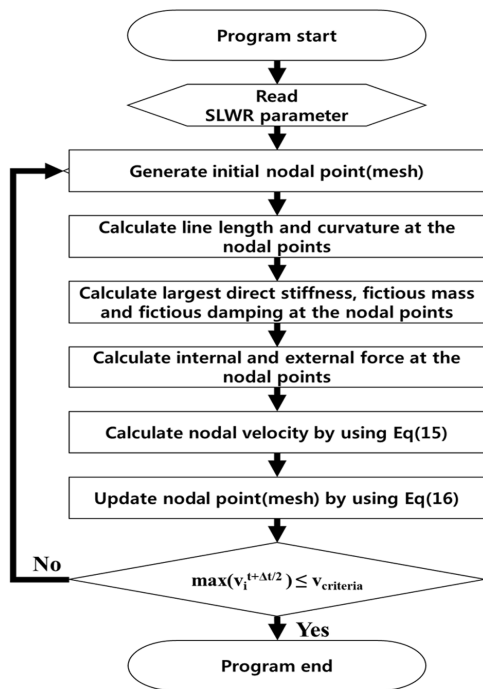


Fig. 5 Flow scheme for dynamic relaxation method for static configuration of SLWR

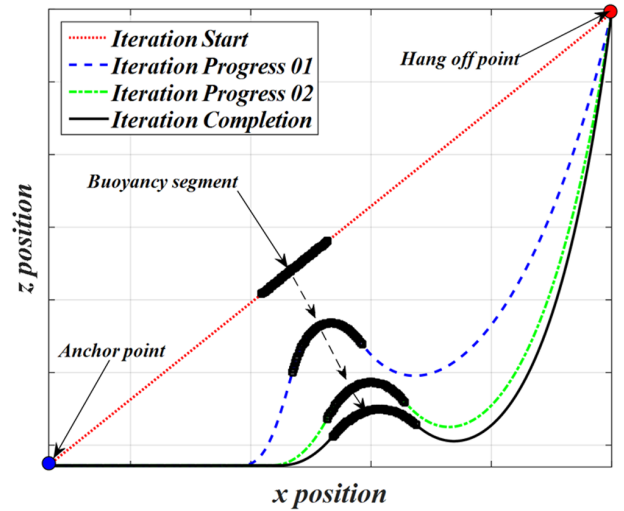


Fig. 6 Schematic diagram of convergence process of dynamic relaxation method

한 동적이완법을 점성 감쇠 정식화 동적이완법이라 하며 본 연구에 적용하였다. 본 방법의 계산은 Fig. 5와 같이 진행된다.

먼저 SLWR의 주요제원을 이용하여 초기 절점위치를 생성하고 각 절점의 외력과 내력을 계산한다. 식 (15)를 통해 잔류력(불평형력)에서 기인한 속도와 식 (16)을 이용하여 절점을 갱신한다. 잔류력에 기인한 속도가 기준속도 이하가 되면 수치계산은 종료된다. Fig. 6는 Hang off 지점과 Anchor 지점을 임의로 연결한 라이저의 정적 평형을 찾아가는 과정의 예를 도시하였다. 직선의 라이저 형상이 각 절점의 불평형력에 기인한 속도를 통하여 평형지점을 찾아가는 모습을 확인할 수 있다.

4. 수치계산 및 결과

본 장에서는 개발된 수치해석기법을 검증하기 위하여, 다양한 입력조건에서 SLWR의 정적 수치해석 결과를 Orcaflex 값과 비교하여 검증한다. Park et al.(2018)은 SLWR의 주요제원인 부유구조물의 수평운동에 기인한 Hang-off 지점, 부력재의 크기, 내부유체의 밀도 그리고 지반조건의 변화가 SLWR의 초기형상에 미치는 다양한 영향을 보고한 바 있다. 따라서 본 연구에서 제시한 수치계산법이 다양한 조건에서 SLWR의 정적형상을 적절히 모사할 수 있는지 검증하기 위하여, 굽힘강성과 부력재의 크기 변화에 대한 정적 평형 해석을 수행하였다. 부력재 크기의 경우 부력에 직접적인 영향을 주기 때문에 라이저 형상의 대변형을 발생시키는 원인이다. 따라서 부력재의 변화를 통해 다양한 변형에 대한 수치 검증을 하고자 한다. 일반적인 라이저는 길이와 직경의 비가 아주 크기 때문에, 유연한 케이블로 가정할 수 있어 굽힘강성이 미치는 영향이 적다. 본 연구에서는 장력이 굽힘강성 성분에 비하여 지배적으로 크지 않은 비선형성을 모사하고, 극단적인 굽힘강성의 범위까지 검증함으로써 수치방법의 강건성(Robustness) 또한 확인하고자 한다. 검증을 위해 상용 소프트웨어인 OrcaFlex의 계산 결과와 비교하였다. 계산에 사용된 SLWR의 제원은 Ruan et al.(2016)에 의해 제시된 Table 1의 제원을 활용하였다.

Table 1 Steel Lazy wave riser parameter (Ruan et al., 2016)

Item	Unit	Hang off catenary	Buoyancy catenary	Touch down catenary
Segment length	[m]	1,600	370	1,200
Outer diameter	[m]	0.457	1.137	0.457
Inner diameter	[m]		0.406	
Dry weight	[kg/m]	270	697	270
Bending rigidity	[N·m ²]		1.66E8	
Axial stiffness	[N]		7.098E9	
Inner flow density	[kg·m ³]		881	
Seabed stiffness	[N/m ²]		6,000	

4.1 SLWR의 기초 정적해석 결과 및 검증

Table 1에 제시된 제원을 이용하여 SLWR의 정적 수치계산을 수행하였다. Hang-off 지점을(0m, -10m), 그리고 앵커 지점을

(-2,340m, -1,255m)로 선정하였다. 정적해석의 결과로 형상, 유효 장력, 굽힘 모멘트와 경사각을 OrcaFlex와 비교하여 Fig. 7에 도시하였으며, 비교 결과는 Table 2에 요약하였다. 여기서 T_{top} 는

Table 2 Comparisons for static configuration

Item	Unit	Results of DR method	Results of OrcaFlex	Difference [%]
T_{top}	[kN]	3080.264	3081.512	0.040%
T_{bot}	[kN]	592.951	594.302	0.227%
M_{sag}	[kN·m]	-625.794	-623.083	0.435%
M_{hog}	[kN·m]	587.879	587.179	0.119%
θ_{top}	[deg.]	168.879	168.850	0.017%
X_{TDP}	[m]	-1359.541	-1360.398	0.063%
M_{TDPMax}	[kN·m]	556.847	554.726	0.382%

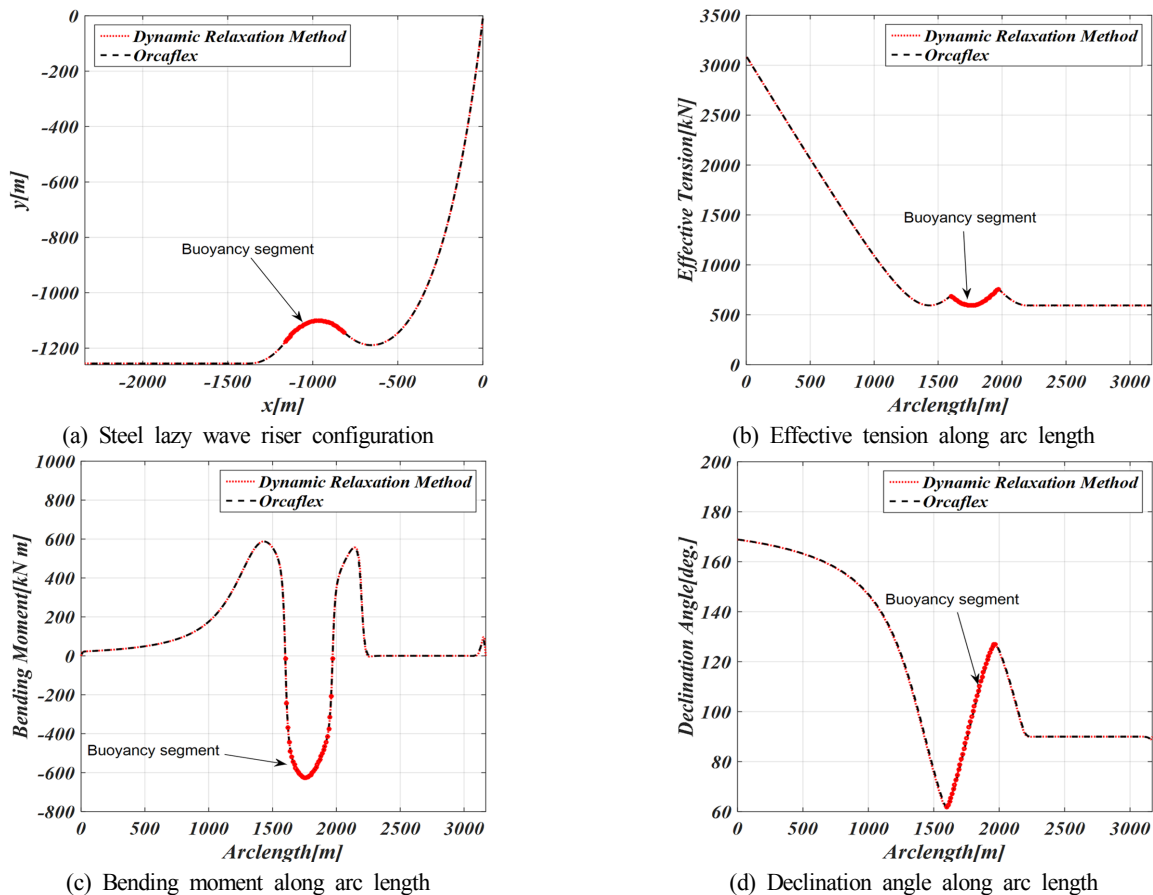


Fig. 7 Static results of steel lazy wave riser

Hang-off에서 유효장력, T_{bot} 는 해수면 바닥에서 유효장력, M_{sag} 는 최대 Sagging 모멘트, M_{hog} 는 최대 Hogging 모멘트, θ_{top} 는 Hang-off에서 경사각, X_{TDP} 는 해저접촉영역의 x 지점 그리고 M_{TDPMax} 는 해저접촉영역에서의 최대 굽힘 모멘트를 나타낸다. 대부분의 결과들의 차이가 약 0.5% 이내로 본 연구에서 개발된 동적완법이 잘 일치함을 확인하였다.

Fig. 7에서는 SLWR의 유효장력, 굽힘모멘트, 경사각 등 중요 변수들의 길이에 따른 변화를 보여준다. 부력재가 설치된 지점에서 Sag/Hog 형상이 나타나며, 유효장력과 굽힘모멘트는 강한 변곡점이 발생하는 것을 볼 수 있다. SCR의 응답값과 비교할

때, SLWR은 강한 비선형 현상이 나타나는 것을 알 수 있으며, 이것은 부력재 설치에 기인하는 것을 알 수 있다.

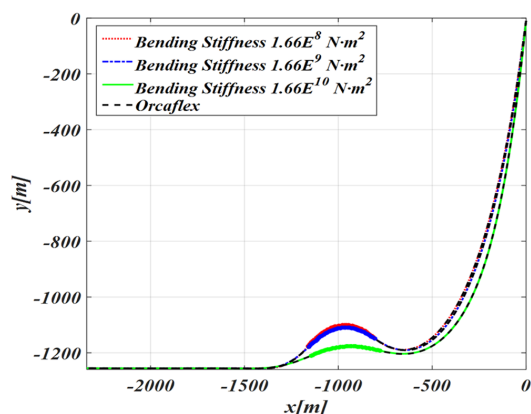
4.2 굽힘강성 변화에 대한 SLWR의 정적해석결과 비교

제안된 수치해석 기법의 강건성을 증명하고자, 굽힘강성값 변화에 따른 SLWR의 정적해석값을 분석하였다. 4.1장에서 사용한 굽힘강성($1.66E8N \cdot m^2$)을 기준으로 $1.66E9N \cdot m^2$ 그리고 $1.66E10N \cdot m^2$ 에 대하여 해석을 수행하였다. 정적해석 결과로 형상, 유효장력, 굽힘모멘트와 경사각을 OrcaFlex와 비교하여 Fig. 8에 도시하였다. 비교 결과는 Table 3에 요약하였다. 대부분의 주요 결과가 OrcaFlex

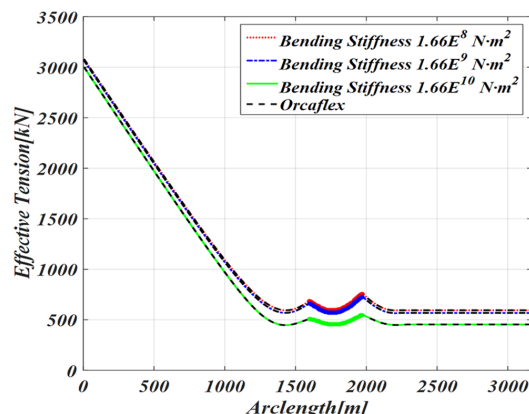
Table 3 Comparison for static configurations according to the variation of bending stiffness

Item	Unit	Case A ($EI = 1.668E8$)	Case B ($EI = 1.668E9$)	Case C ($EI = 1.668E10$)
T_{top}	[kN]	3080.264 (0.04 %)*	3066.405 (0.064 %)	3000.97 (0.048 %)
T_{bot}	[kN]	592.951 (0.227 %)	567.277 (0.386 %)	453.469 (0.055 %)
M_{sag}	[kN·m]	-625.794 (0.435 %)	-5927.724 (0.606 %)	-27439.516 (0.587 %)
M_{hog}	[kN·m]	587.879 (0.119 %)	5686.466 (0.191 %)	42147.454 (0.019 %)
θ_{top}	[deg.]	168.879 (0.017 %)	169.301 (0.083 %)	171.316 (0.290 %)
X_{TDP}	[m]	-1359.541 (0.063 %)	-1378.144 (0.113 %)	-1406.521 (0.278 %)
M_{TDPMax}	[kN·m]	556.847 (0.382 %)	4749.34 (0.506 %)	20322.152 (1.027 %)

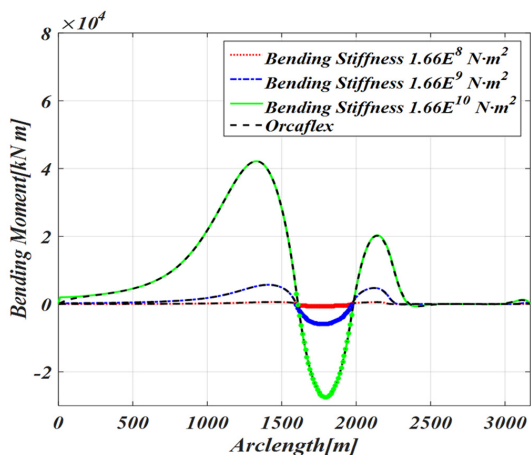
* Difference between results of dynamic relaxation method and OrcaFlex



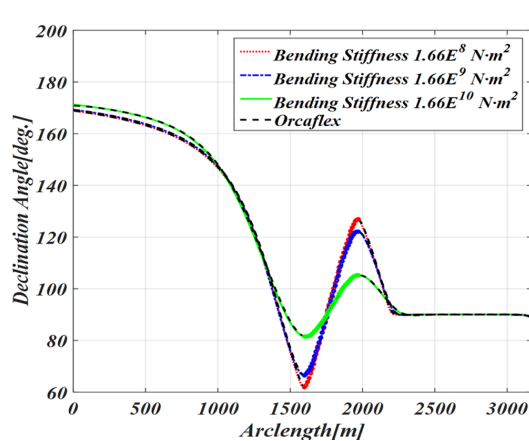
(a) Steel lazy wave riser configurations



(b) Effective tensions along arc length



(c) Bending moments along arc length



(d) Declination angles along arc length

Fig. 8 Comparison study according to the variation of bending stiffness

와 1%이내로 잘 일치함을 확인하였다. 굽힘강성이 증가함에 따라 라이저의 곡률변화에 대한 저항이 증가하는 것을 볼 수 있다. 특히, 굽힘강성 증가에 따라 Sag와 Hog 부분의 곡률이 감소하며, 1.66E10N·m² 조건에서는 Sag와 Hog의 변곡점간의 연직거리가 매우 작아서 부력재 부분에서 유효장력값이 크게 변하지 않는 것을 볼 수 있다. 그러나, 굽힘강성의 절대적인 크기로 인하여 굽힘모멘트는 가장 크게 나타난다. 강성의 극단적 증가는 초기 수치적 불안정성이 발생할 수 있지만, 가상 점성 감쇠를 조정함으로 쉽게 헤쳐 수렴시킬 수 있다.

4.3 부력재 크기 변화에 대한 SLWR의 정적 평형 비교

부력재 크기는 SLWR에 직접적으로 작용하는 부력의 영향을

주며 정적형상을 크게 변화시키는 주요 매개변수로, 실제 설계에서 부력재의 길이 및 크기를 통해 SLWR의 설계 형상을 결정한다. SLWR의 기하학적 대변위 해석의 검증에 위해 부력재 크기 변화(직경 변화)에 따른 정적해석을 수행하였다. 형상, 유효장력, 굽힘 모멘트와 경사각을 OrcaFlex와 비교하여 Fig. 9에 도시하였으며, 비교결과를 Table 4에 요약하였다. 대부분의 주요 결과가 OrcaFlex와 0.4%이내로 잘 일치함을 확인하였다. 외경 0.487m의 경우 부력재가 없는 것으로 SCR을 의미하며, 그 형상을 Fig 9에서 확인할 수 있다. 부력재가 큰 외경 1.137m 조건에서는 대변형의 큰 굽힘 형상을 잘 반영하고 있으며, SLWR이 해저면과 맞닿는 터치다운 지점 부근에서도 비선형적인 굽힘모멘트 분포가 나타나는 것을 알 수 있다(Fig. 9(a), Fig. 9(c)).

Table 4 Comparison for static configurations according to the variation of size of buoyancy module

Item	Unit	Outer diameter 0.487 m	Outer diameter 1.137 m	Outer diameter 1.256 m
T_{top}	[kN]	3224.552 (0.012 %)*	3080.264 (0.040 %)	2827.758 (0.055 %)
T_{bot}	[kN]	598.45 (0.149 %)	592.951 (0.227 %)	666.2 (0.178 %)
M_{sag}	[kN·m]	-	-625.794 (0.435 %)	-1098.243 (0.382 %)
M_{hog}	[kN·m]	552.456 (0.404 %)	587.879 (0.119 %)	523.924 (0.007 %)
θ_{top}	[deg.]	169.28 (0.01 %)	168.879 (0.017 %)	166.335 (0.013 %)
X_{TDP}	[m]	-665.341 (0.192 %)	-1359.541 (0.063 %)	-1622.203 (0.002 %)
M_{TDPMax}	[kN·m]	-	556.847 (0.382 %)	501.217 (0.207 %)

*Difference between results of dynamic relaxation method and OrcaFlex

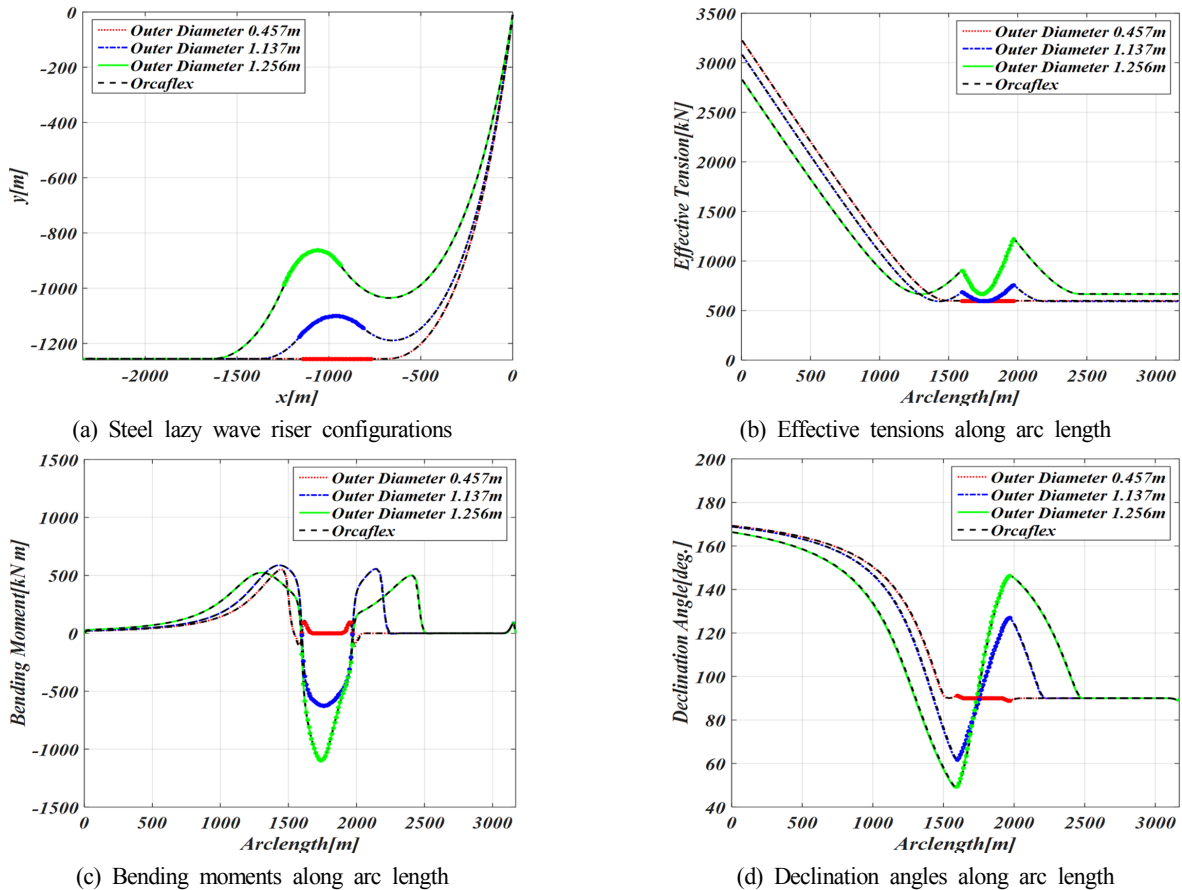


Fig. 9 Comparison study according to the variation of size of buoyancy module

5. 결 론

본 연구에서는 기하학적 비선형이 강한 구조물의 형상추정에 적용되는 동적이완법을 이용하여, SLWR의 정적형상 추정 수치 기법을 개발하였다. 라이저의 유연한 구조특성을 반영하는 집중질량모델에서는 라이저의 인장에 의한 장력 및 굽힘 모멘트의 의한 전단력이 내력으로 반영되었고 라이저의 자중, 부력 그리고 라이저/지반 접촉력이 외력으로 반영되었다. 정적 평형 해석을 위해 점성 감쇠 정식화를 이용한 동적이완법이 적용되었다. 수치적 안정성을 확보하기 위해 각 절점의 직접강성으로부터 가상질량을 정의하였다. 개발된 수치해석 기법은 상용 소프트웨어인 OrcaFlex를 이용하여 검증되었다. SLWR의 기하학적 비선형성이 두드러지는 조건인 큰 굽힘강성과 큰 부력재 조건에 대한 해석을 통하여, 개발된 수치기법의 강건성을 검증하였다. 굽힘강성과 부력재의 크기 변화에 따른 수치해석기법의 결과는 Orcaflex 결과와 대부분 1% 이하의 오차를 나타내어, 개발된 수치기법이 타당하다는 것을 증명하였다.

향후 본 연구에서 개발된 정적형상 추정법을 이용하여 최적형상 추정을 위한 파라메트릭 연구와 라이저 동적해석 프로그램의 수렴성 향상을 위한 초기형상 추정에 활용할 계획이다.

후 기

본 연구는 선박해양플랜트연구소에서 지원하는 ‘초심해역용 라이저(SLWR) 설계엔지니어링 핵심기술 개발(PES8920)’의 결과물임을 밝히는 바입니다.

References

- Barnes, M.R., 1994. Form and Stress Engineering of Tension Structures. *Structural Engineering review*, 6(3), 175-202.
- Belyaev, A.G., 1999. A Note on Invariant Three-point Curvature Approximation. *Singularity Theory and Differential Equations*, RIMS, 157-164.
- Day, A.S., 1965. An Introduction to Dynamic Relaxation. *The Engineer*, 219, 218-221.
- Hall, M., Goupee, A., 2015. Validation of a Lumped-mass Mooring Line Model with DeoCwind Semisubmersible Model Test Data. *Ocean Engineering*, 104, 590-603.
- Hüttner, M., Maca, J., Fajman, P., 2015. The Efficiency of Dynamic Relaxation Methods in Static Analysis of Cable Structures. *Advances in Engineering Software*, 89, 28-35.
- Jung, D.H., Park, H.I., Wataru, K., Kim, H.J., 2005. Vibration of Highly Flexible Free Hanging Pipe in Calm Water. *Ocean Engineering*, 32(14), 1726-1739.
- Kim, S.J., 2016. Fatigue Damage of Lazy-wave SCR for Deepwater Offshore Platforms. *Journal of the Institute of Industrial Technology(Daejeon University)*, 27(1), 27-34.
- Lee, K.S., Han, S.E., 2008. The Development of New Nonlinear Analysis Algorithm by Dynamic Relaxation Method. *Journal of the Architectural Institute of Korea Structure & Construction*, 24(7), 19-28.
- Lewis, W.J., 2003. *Tension Structures: from and Behavior*. Thomas Telford, London.
- Masciola, M., Jonkman, J., Robertson, A., 2014. Extending the Capabilities of the Mooring Analysis Program: a Survey of Dynamic Mooring Line Theories for Integration into FAST. *Proceedings of 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, San Francisco, USA, OMAE2014-23508.
- Park, B.W., Jung, D., Jung, J.H., Kwon, Y.J., 2017. Introduction on BOD(Basis of Design) for Concept Design of Steel Lazy Wave Riser. *Proceedings of the Annual Autumn Meeting the Korean Society of Ocean Engineers*, 370-375.
- Park, B.W., Jung, D., Jung, J.H., Kwon, Y.J., 2018. A Study on the Initial Configuration of SLWR(Steel Lazy Wave Riser) Considering the Effect of Internal Fluid Density and Buoyancy Arrangement. *Proceedings of the Joint Conference of the Korean Association of Ocean Science and Technology Societies (KAOSTS)*, Jeju, Korea.
- Park, K.S., Choi, H.S., Kim, D.K., Yu, S.Y., Kang, S.C., 2015. Structural Analysis of Deepwater Steel Catenary Riser using OrcaFlex. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 29(1), 23-34.
- Ruan, W., Bai Y., Cheng, P., 2014. Static Analysis of Deepwater Lazy-wave Umbilical on Elastic Seabed. *Ocean Engineering*, 91, 73-83.
- Ruan, W., Liu, S., Li, Y., Bai, Y., Yuan, S., 2016. Nonlinear Dynamic Analysis of Deepwater Steel Lazy Wave Riser Subjected to Imposed Top-end Excitations. *Proceedings of 35th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, Busan, South Korea, OMAE2016-54111.
- Tahar, A., Kim, M.H., 2003. Hull/Mooring/Riser Coupled Dynamic Analysis and Sensitivity Study of a Tanker-based FPSO. *Journal of Applied Ocean Research*, 25(6), 367-382.
- Jung, D.H., Park, H.I., Koterayama, W., Kim, H.J., 2005. Vibration of Highly Flexible Free Hanging Pipe in Calm Water. *Ocean Engineering*, 32(14), 1726-1739.
- Wang, J., Duan, M., Fan, J., Liu, Y., 2013. Static Equilibrium Configuration of Deepwater Steel Lazy-wave Riser. *Proceedings of 23th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Anchorage, Alaska, USA, ISOPE, 1, 995-998.
- Wang, J., Duan, M., 2015. A Nonlinear Model for Deepwater Steel Lazy-wave Riser Configuration with Ocean Current and Internal Flow. *Ocean Engineering*, 94, 155-162.
- Yang, H.Z., Li, H., 2011. Sensitivity Analysis of Fatigue Life Prediction for Deep Water Steel Lazy Wave Catenary Risers. *Science China Technological Science*, 54, 1881-1887.
- Yoo, K.K., Joo, Y., 2017. Sensitivity Study on SCR Design for Spread-Moored FPSO in West Africa. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 31(2), 111-120.

Oil Spill Simulation by Coupling Three-dimensional Hydrodynamic Model and Oil Spill Model

Tae-Hwa Jung* and Sangyoung Son^{ORCID}**

*Department of Civil and Environmental Engineering, Hanbat National University, Daejeon, Korea

**School of Civil, Environmental and Architectural Engineering, Korea University, Seoul, Korea

3차원 동수역학모형-유류확산모형 연계를 통한 유출유 거동 모의

정태화* · 손상영^{ORCID}**

*한밭대학교 건설환경공학과

**고려대학교 건축사회환경공학부

KEY WORDS: Navier-Stokes equation Navier-Stokes 방정식, Oil spill 유류유출, Advection-diffusion 이송확산

ABSTRACT: In this study, a new numerical modeling system was proposed to predict oil spills, which increasingly occur at sea as a result of abnormal weather conditions such as global warming. The hydrodynamic conditions such as the flow velocity needed to calculate oil dispersion were estimated using a three dimensional hydrodynamic model based on the Navier-Stokes equation, which considered all of the physical variations in the vertical direction. This improved the accuracy compared to those estimated by the conventional shallow water equation. The advection-diffusion model for the spilled oil was combined with the hydrodynamic model to predict the movement and fate of the oil. The effects of absorption, weathering, and wind were also considered in the calculation process. The combined model developed in this study was then applied to various test cases to identify the characteristics of oil dispersion over time. It is expected that the developed model will help to establish initial response and disaster prevention plans in the event of a nearshore oil spill.

1. 서 론

최근 들어 국제적인 교역량의 증가로 대형 선박의 입출항이 점점 증가하고 있는 사회적 여건의 변화로 인하여 해안 및 해양 지역에서의 오염물질의 유출사고도 빈번하게 발생하고 있는 실정이다(Xie et al., 2017). 1995년 전라남도 여수에서는 선적 14만 톤의 유조선 씨프린스호가 압초에 부딪히면서 5천여 톤의 기름이 바다에 유출된 적이 있으며, 2007년에는 서해 태안 앞바다에서 홍콩 선적의 유조선 ‘허베이 스프릿 호’와 삼성물산 소속인 ‘삼성1호’가 충돌하면서 유조선 탱크에 저장되어 있던 1만 2,547 킬로리터의 유류가 태안 인근 해역으로 유출되어 어업으로 생계를 꾸리던 지역민들에게 심각한 물질적/정신적 피해를 입혔다. 이 외에도 2010년 서산 대산항에서 유조선 탱크의 밸브를 잠그지 않아 한 시간 여 동안 기름이 유출된 바 있으며, 2014년에는 울산 에스오일 공장에서 탱크에 균열이 생겨 약 3만 배럴(4,767 킬로리터) 정도의 기름이 유출되는 사건이 있었다.

해외의 경우 2010년 멕시코 만의 딥워터 호라이즌 석유시추 시설이 폭발하면서 5개월 정도 기름이 유출되어 인근 해역에 막대한 피해를 준 사건이 있었으며, 2014년 이스라엘의 에일라트 인근에 설치된 송유관에서 유출사고가 발생하여 5백만 리터 이상이 인근 지역으로 유출되었다. 인근 일본에서는 1997년1월2일 일본 후쿠이 현 일대에서 페트로파블로프스크로 향하던 러시아 유조선 나훗카호가 침몰하면서 6,200여 톤의 난방용 중유가 유출되었다. 사고 발생 직후 오사카 대학의 공학연구과에서는 프린스톤 대학에서 개발되어 널리 사용되고 있는 대표적인 3차원 해양순환 모델인 POM(Princeton ocean model)을 이용하여 유출사고를 모의하여 중유의 이동경로를 예측한 바 있다(Yohei et al., 2007).

이렇듯, 오일 등을 포함한 해양유출사고는 거의 매년 발생하고 있으며 한번 발생하면 생태계뿐만 아니라 인근 주민들의 생계와 직결되는 사안이어서 막대한 물질 자원 손실을 수반함과 동시에 회복하는데 짧게는 수개월에서 길게는 수년이 걸리는

Received 8 October 2018, revised 23 November 2018, accepted 13 December 2018

Corresponding author Sangyoung Son: +82-2-3290-4865, sson@korea.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-2819-5140>

© 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.

중대한 사고이다. 따라서, 해양오염사고에 조기 대응하여 피해를 최소화 할 수 있는 방재 매뉴얼의 확립이 필요하며, 이를 위해 오염물질의 유출량과 해류 및 해상풍에 의한 이동범위의 정확한 예측이 필요하다. 정확한 예측모형 개발을 위해서는 해류를 정확도 높게 예측할 수 있는 모형의 사용이 선제적으로 이루어져야 한다.

유류유출 확산에 관한 연구는 지금까지 국내외적으로 다양하게 수행되었다. Lee et al.(2000)은 PIV(Particle Imaging Velocimetry) 측정법을 이용하여 유적의 거동을 정량화 할 수 있는 기법을 소개한 바가 있으며, Jung and Kim(2008)은 유한요소모형을 이용한 조류해석과 Random-Walk 모형 기반의 이송확산모형을 결합하여 해수유동 및 담수확산 예측시스템을 제시하였다. Kim(2011)은 선형과 이론에 근거한 해양파의 전파속도를 이용하여 파에 의한 기름확산 예측방법을 제시하였으며, Cho et al.,(2012)은 천수방정식과 이송확산방정식을 결합하여 대양에서의 유류확산을 모의하였다. 해외에서도 유류유출 관련하여 다양한 연구들이 수행되었다 (Chao et al., 2001; Chao et al., 2003; Dominicis et al., 2013a; Dominicis et al., 2013b; Gong et al., 2014). 그러나 기존의 이러한 연구들은 이송확산에 필요한 유속을 구하기 위하여 수심적분된 2차원 모델을 사용하거나 정수압 가정의 3차원 모형을 사용하여 복잡한 유동의 3차원적 거동을 모의하는데 여러 가지 제약이 있었다.

본 연구의 목표는 3차원 동수역학모형과 유류유출모형을 결합하여 해양사고 시 유출되는 유류의 초기 확산을 예측할 수 있는 모형을 제안하고 이를 활용하여 유류유출사고 발생 시 유출량 및 해류/해상풍에 의한 확산 거동을 정확도 높게 예측하는 것이다. 이를 통해 예측결과에 기반을 둔 사고해역의 신속한 통제 및 처리가 가능하게 된다. 또한, 해양사고 조기대응을 통해 산업적, 환경적, 재산적 피해를 최소화하고 향후 유류유출사고 발생 시 효율적으로 대처할 수 있는 대응체계 구축기반을 마련하는데 활용할 수 있다.

2. 수치모형

2.1 3차원 유동장 해석모형 - NHWAVE(Non-hydrostatic wave model)

우선적으로 해역에서 발생하는 유류유출의 이송확산을 정확도 높게 모의하기 위해서는 유속을 정확하게 계산하는 것이 선제적으로 이루어져야 한다. 즉, 유류 등의 해상 오염 물질은 특성상 흐름에 의해 지배적으로 이동, 전파 및 확산되므로, 파랑 및 조류의 영향을 많이 받고, 불규칙한 지형 변화가 존재하는 영역에서의 흐름예측은 유류의 확산을 예측하는데 매우 중요한 과정이라고 할 수 있다. 하지만 지금까지 유류유출을 해석하기 위한 유속모형은 수심적분된 천수방정식을 주로 사용하였다 (Jung, 2009; Cho, 2014). 그러나 이러한 방정식의 사용은 다음과 같은 단점이 있다. 첫 번째로, 3차원 지배방정식을 단순화시키기 위하여 수심방향으로 적분을 하여 유속의 연직분포를 제대로 고려할 수 없다. 이는 연직 방향으로의 유속차이로 인하여 야기되는 다양한 순환현상을 모의할 수 없으며 수평방향 유속을 구함에 있어서도 정확도를 떨어뜨린다. 두 번째로, 천수방정

식은 파의 중요한 특징 중에 하나인 분산성을 고려할 수 없다. 즉, 수심평균한 비분산성 흐름모형을 사용하여 파랑의 분산성이 무시되고 이로 인하여 오차를 포함하는 흐름조건을 산출되게 되므로 결과적으로 유류의 이송확산 예측의 정확도를 떨어뜨리게 된다. 이를 개선하기 위하여 파의 분산성을 모의할 수 있는 수심 적분형 Boussinesq 모형을 이용한 연구가 수행되었으나 여전히 수심적분된 모형의 한계를 가지고 있다(Son et al., 2009).

따라서, 본 연구에서는 이러한 단점들을 해결하고자 수심방향으로의 유속변화를 고려하고 복잡한 흐름특성(난류, 쇄파 등)을 모의할 수 있는 3차 수치모형을 유류유출 해석에 적용하고자 한다. 본 연구에서 사용하는 3차원 모형 NHWAVE(Ma et al., 2012)은 Navier-Stokes 방정식을 지배방정식으로 사용하며 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + g_i + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} \quad (2)$$

여기서, $(i, j) = 1, 2, 3$, x_i^* 는 i 방향의 공간변수, t^* 는 시간에 관한 독립변수이다. 또한 $u_i (= u, v, w)$ 는 x_i 방향의 유속, p 는 압력, ρ 는 밀도, g_i 는 중력벡터, τ_{ij} 는 점성에 의한 전단응력을 나타낸다. 이때, 위 식은 복잡한 수심과 자유수면을 정확하게 모의하기 위하여 다음과 같이 정의된 σ -좌표계를 사용하여 변환되었다.

$$t = t^*, x = x^*, y = y^*, \sigma = \frac{z^* + h}{D} \quad (3)$$

여기서, h 는 수심, $D(h+\eta)$ 는 σ -좌표계 변환을 위해 정의된 바닥부터 수면까지의 전체수심, η 는 수면변위를 나타낸다(Ma et al., 2012). 따라서, 식 (1)과 식 (2)는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial D}{\partial t} + \frac{\partial Du}{\partial x} + \frac{\partial Dv}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial \sigma} = 0 \quad (4)$$

$$\frac{\partial \mathbf{U}}{\partial t} + \frac{\partial \mathbf{F}}{\partial x} + \frac{\partial \mathbf{G}}{\partial y} + \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial \sigma} = \mathbf{S}_h + \mathbf{S}_p + \mathbf{S}_r \quad (5)$$

여기서,

$$\mathbf{U} = \begin{pmatrix} Du \\ Dv \\ Dw \end{pmatrix}, \mathbf{F} = \begin{pmatrix} Duu + \frac{1}{2}gD^2 \\ Duv \\ Duw \end{pmatrix}, \mathbf{G} = \begin{pmatrix} Duv \\ Dvv + \frac{1}{2}gD^2 \\ Dvw \end{pmatrix}, \mathbf{H} = \begin{pmatrix} uw \\ vw \\ ww \end{pmatrix} \quad (6)$$

또한, \mathbf{S}_h , \mathbf{S}_p , \mathbf{S}_r 는 각각 수심변화, 압력 및 전단응력에 의한 소스항이며 Ma et al.(2012)에서 자세한 내용을 찾을 수 있다. 한편 자유수면 η 는 다음과 같이 식 (4)를 $\sigma=0$ 부터 $\sigma=1$ 까지 적분하여 계산할 수 있다.

$$\frac{\partial D}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(D \int_0^1 u d\sigma \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(D \int_0^1 v d\sigma \right) = 0 \quad (7)$$

식 (4)-(5) 및 식 (6)에 유한체적법과 유한차분법을 적용하여 수치해를 구하였다. 압력값이 셀의 중앙에 위치하면 자유수면 경계조건을 정확하게 줄 수 없기 때문에 셀의 상단면에서 압력값을 계산하였으며 나머지 변수들은 셀의 중앙에 위치한다고 가정하여 계산하였다. 모멘텀 방정식에는 2nd order Godunov-type 유한체적법을 적용하였으며 셀 면에서의 유량을 계산하기 위하여 HLL approximate Riemann solver를 사용하였다(Ma et al., 2012; Ma et al., 2013). 모멘텀 방정식을 풀 때 필요한 압력은 포와송 식을 사용하여 구하였으며, 파의 생성 및 경계처리는 내부조파 및 스폰지 경계층 개념을 사용하여 처리하였다(Larsen and Dancy, 1983)

해양의 경우 영역이 광범위하기 때문에 3차원 모형을 사용할 경우 계산에 상당히 많은 시간이 소요된다. 이를 극복하기 위하여 High performance preconditioner HYPRE software를 모델에 적용하여 MPI(Message passing interface)를 이용한 병렬처리가 가능하도록 하였다.

2.2 유류 유출 해석모형- GNOME

유동모델에서 계산한 유속과 해상풍 등을 결합하여 유류의 유출을 모의할 유류유출모형은 기본적으로 Lagrangian 좌표를 기반으로 한다. 이는 유류의 특성상 이송의 메커니즘이 유류입자의 이동으로 가질 수 있기 때문이다. 해역에서 발생하는 유류의 이동 및 확산은 Eulerian 기반의 유동모델과 Lagrangian 기반의 유류유출모형의 결합을 통해 예측할 수 있다. 본 연구에서 유동모델과 결합할 유류유출모형으로 미국 Office of Response and Restorations(OR&R)의 Emergency response division에서 개발하여 사용 중인 GNOME(General NOAA operational modeling environment)을 사용하였다(Beegle-Krause, 2001; Zelenke et al., 2012). GNOME은 다양한 종류의 유류유출에 대해 이동, 확산, 증발 및 해안접착 등을 모의할 수 있도록 제안된 프로그램이다.

GNOME에서 유류입자의 이동(Δx , Δy)은 해당시간 Δt 동안의 유속 및 풍속 등에 의해 결정되며 1st order Runge-Kutta 방법을 이용하여 다음과 같이 계산된다.

$$\Delta x = \frac{u}{\cos(y)} \Delta t, \quad \Delta y = \frac{v}{111,120.00024} \Delta t \quad (8)$$

여기서 111,120.00024는 위도 1도에 해당하는 미터 길이를 의미하며 어디서나 동일하다고 가정한다. 확산은 식 (9)와 같이 고전적인 확산방정식을 이용하여 모의한다.

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D \nabla^2 C = D_x \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} + D_y \frac{\partial^2 C}{\partial y^2} \quad (9)$$

여기서 C 는 유류의 농도를 나타내며 D_x , D_y 는 각각 x , y 방향의 확산계수를 의미하며 Random walk 이론에 기반을 하며 다음과 같이 구할 수 있다.

$$D_x = \frac{1}{2} \frac{\sigma_x^2}{\Delta t}, \quad D_y = \frac{1}{2} \frac{\sigma_y^2}{\Delta t} \quad (10)$$

여기서,

$$\sigma_x^2 = \int_{-\Delta x}^{\Delta x} \frac{x^2}{2\Delta x} dx = \frac{\Delta x^2}{3}, \quad \sigma_y^2 = \int_{-\Delta y}^{\Delta y} \frac{y^2}{2\Delta y} dy = \frac{\Delta y^2}{3} \quad (11)$$

결국 이로 인한 이동은 다음과 같이 계산된다.

$$\Delta x = \frac{dx \sqrt{\frac{D}{10,000} \Delta t}}{\cos(y)}, \quad \Delta y = dy \sqrt{\frac{D}{10,000} \Delta t} \quad (12)$$

유류의 이동과정에서 발생하는 증발(또는 풍화)은 다음의 식을 이용하여 모의한다.

$$X_{prob} = \frac{P_1 \left(2^{\frac{-t_i}{H_1}} - 2^{\frac{t_{i-1}-2t_i}{H_1}} \right) + P_2 \left(2^{\frac{-t_i}{H_2}} - 2^{\frac{t_{i-1}-2t_i}{H_2}} \right) + P_3 \left(2^{\frac{-t_i}{H_3}} - 2^{\frac{t_{i-1}-2t_i}{H_3}} \right)}{P_1 2^{\frac{-t_i}{H_1}} + P_2 2^{\frac{-t_i}{H_2}} + P_3 2^{\frac{-t_i}{H_3}}} \quad (13)$$

여기서, P_i 는 유류를 구성하는 각 성분의 구성 비율을 의미하고 H_i 는 각 성분의 반감기를 의미하며 각각의 유류에 대해 다음 Table 1과 같이 주어진다.

Table 1 Half-life of various pollutant materials depending on the ratio of constituents (Boehm et al., 1982)

Pollutant material	Ratio of constituent of concern [%]	Half-life of constituent [Hours]
Gasoline	P ₁	50.0
	P ₂	50.0
	P ₃	0.0
Kerosene & Jet fuel	P ₁	35.0
	P ₂	50.0
	P ₃	15.0
Diesel	P ₁	30.0
	P ₂	45.0
	P ₃	25.0
Fuel oil #4	P ₁	24.0
	P ₂	37.0
	P ₃	39.0
Medium crude	P ₁	22.0
	P ₂	26.0
	P ₃	52.0
Fuel oil #6	P ₁	20.0
	P ₂	15.0
	P ₃	65.0
Default	P ₁	100.0
	P ₂	0.0
	P ₃	0.0

2.3. 모형 결합

해역의 흐름특징을 대표할 수 있는 유속정보와 오염물질의 대표적 사례인 유류를 대상으로 하여 유류유출시 유류의 이송확산을 예측할 수 있는 모형을 개발할 수 있다. 본 연구에서는 3차원 수치모형과 유류유출모형간의 외적 결합을 통하여 결합모형을 구축하고자 한다. 즉, 해역에서 파랑에 의한 흐름은 3차원 수치모형으로 예측하고 그 결과를 유류유출모형의 입력값으로 사용하여 유류가 이송 및 확산되는 양상을 모의하게 되는 것이다. 다만, 두 모형의 기본 좌표계가 각각 Eulerian과 Lagrangian으로 다른 형태를 지니기 때문에 이들 상호간의 정확한 위치에서의 정보가 공유되기 위한 면밀한 고려가 필요하며, 이를 통해 외적 결합이 성공적으로 이루어 질 수 있을 것이다. Fig. 1은 이들 두 모형이 이론적으로 결합되는, 즉 정보를 교환하는 순서를 나타내며, 최종적으로 유류의 이송과 변형상태 등을 모의결과로 보여준다. 이를 순서대로 설명하면 3차원수치모형에서 예측자-확인자 수치해석 방법으로 3차원 유속정보가 산출되면 이를 수직적분하여 수평방

향 평균유속을 산출한다. 이는 Eulerian 좌표에서 산출된 정보이므로 이를 Lagrangian 좌표계로 변환한 후, 유류유출모형에 전달되며 전달된 유속정보와 그 외의 입력조건(해상풍, 유출유류의 종류, 유출량 및 유출시간)과 결합하여 유류 입자의 이송-확산-증발 과정을 계산하게 된다.

3. 모의결과 및 토의

본 연구에서는 파랑에 의해 유발되는 해류에 초점을 맞추었기 때문에 파랑의 복합적인 메커니즘이 잘 재현되는 지형에 대해 3차원 수치모형을 적용하였다. 첫 번째는 이상적인 Rip channel에 적용하여 해안에서 복잡한 물리적 현상과 맞물려 발생하는 이안류를 모의하였으며 이 상황에서 유류유출이 발생할 경우 유류의 이동 및 확산 현상을 해석하였고, 두 번째로는 실험을 대상으로 실제 파랑조건을 사용하여 해류의 거동 및 이로 인한 유류의 이동 및 확산을 모의하였다.

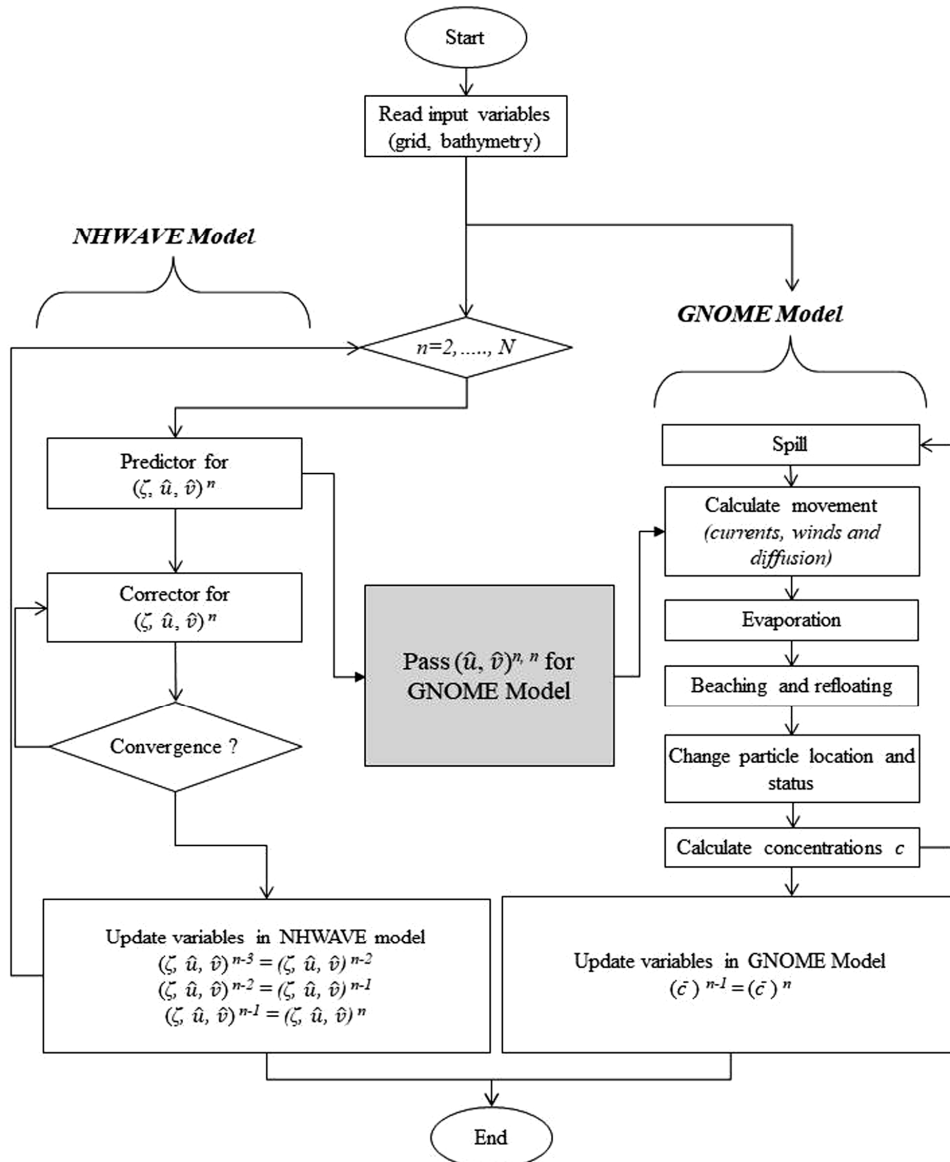


Fig. 1 Schematic flow of coupling method of hydrodynamic-oil spill model

3.1 Rip channel에서의 유출유류 이송확산 모의

먼저 해안에서 발생하는 대표적인 현상인 이안류에 대한 유출유류의 이동 및 확산을 모의해 보았다. 이안류란 여러 가지 요인(Dalrymple et al., 2011)에 의해 발생하는 연안에서 원해로의 흐름을 의미하며 우리나라에서는 부산 해운대에서 매년 하절기에 발생하여 각종 인명사고를 유발하고 있다. 이안류는 인명과 관련된 문제뿐만 아니라 해안선을 따라 흐르는 연안류와 함께 해안에서 발생하는 각종 침/퇴적 현상과도 밀접한 관련이 있어 이와 관련된 다양한 연구가 활발하게 진행되고 있다.

인위적으로 이안류를 발생시키기 위하여 Fig. 2와 같이 지형을 만들어 수치모의에 사용하였다. 그림에서와 같이 양쪽의 수심이 얇은 지형은 이안류를 발생시키기 위해 자주 사용하는 지형으로 수심이 얇은 양쪽 부분에서 천수 현상에 의해 파고가 증가하며 이렇게 증가된 파고는 불안정성이 더해져서 쇄파하게 된다. 이렇게 파가 부서지게 되는 경우 파랑의 Radiation stress에 의해 연안방향으로 과도한 힘이 발생하게 되는데 이로 인해 연안지역에서는 수체 및 에너지 흐름간의 불균형이 발생하여 바다에서 육지쪽으로 흐름이 발생한다. 이렇게 축적된 수체는 다시 가운데 수로를 따라 외해로 나가게 되는데 이러한 현상이 이안류의 대표적인 메커니즘이다.

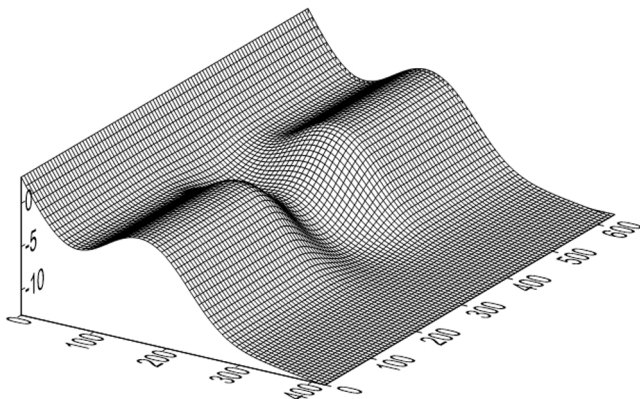


Fig. 2 Bathymetry of rip channel (numbers in meter)

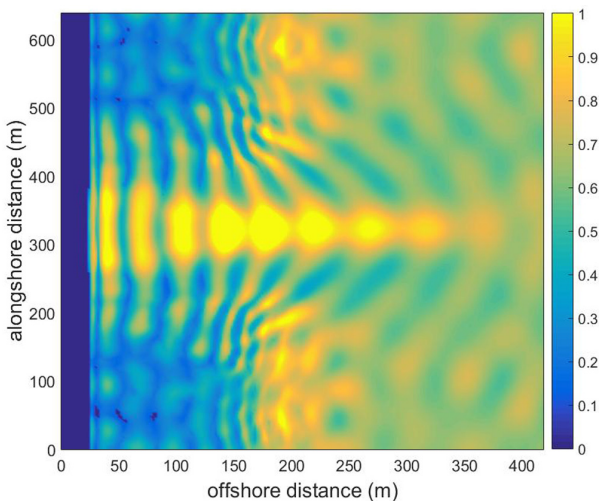


Fig. 3은 Rip channel 지형에 대해 수치 모의한 결과이다. 파고 분포를 보면 앞서 기술한 바와 같이 수심이 얇은 양 옆에서 쇄파(파가 부서지는 현상)에 의한 에너지 감소로 파고가 감소하는 것을 확인할 수 있다. 또한, 이 때 발생한 Radiation stress로 인하여 양 옆에서는 해안쪽으로 흐름이 발생하였으며 가운데에서는 외해 방향으로 흐름이 발생하는 것을 확인할 수 있다.

이와 같은 지형에 유류유출 사고가 발생할 시 이안류에 의한 유류의 이동 및 확산을 검토해 보았다. 전 영역에 걸쳐 유류의 이동을 모의하기 위하여 Fig. 4(a)처럼 100배럴(약 16,000리터)의 오일을 선형으로 분포시킨 후 모의한 후 6시간 간격으로 유류의 이동결과를 나타내었다. 이 때, 바람의 효과는 무시하였으며 증발은 없는 것으로 가정하였다. Fig. 3의 유속결과와 비교해보면 유류의 이동이 유속에 절대적으로 영향을 받는 것을 확인할 수 있다.

다음으로 다양한 유류의 종류에 따른 이동 및 확산의 양상을 모의 및 분석해보았다. Table 1을 보면 유류의 종류에 따라 구성 성분의 반감기가 다르다는 것을 알 수 있다. Gasoline은 세 성분 중에서 두 성분의 반감기 시간이 매우 짧아 증발현상이 잘 일어난다는 것을 알 수 있으며, Diesel은 48시간 이내에 75%의 성분이 절반이 된다는 것을 알 수 있다. 따라서 이번 해석에서는 반감기가 없는 경우와 Gasoline 및 Diesel에 대해 24시간 동안의 유류의 이동을 모의하였다. 그 결과, 증발현상이 전혀 발생하지 않은 Fig. 5(a)와 비교해보면 Fig. 5(b)에 나타난 Gasoline의 경우 상당히 많은 양이 사라진 것을 확인할 수 있다.

다음으로 유류의 이송확산에 대한 바람의 영향을 알아보았다. 바람의 방향을 모두 고려할 경우 계산 경우 및 결과분석이 과도하게 복잡해지기 때문에 본 연구에서는 육지방향으로 일정한 바람이 부는 경우로 한정하였으며 바람의 크기는 유속의 크기와 비슷한 정도, 약간 큰 정도, 매우 큰 정도로 구분하여 모의하였다. Fig. 3에서의 유속분포를 보면 유속이 큰 경우에는 $O(0.1)m/s$ 를 가지며 유속이 작은 양 옆에서는 $O(0.01)m/s$ 정도를 가진다. 따라서 풍속은 동쪽에서 서쪽방향으로 0.1m/s, 0.5m/s, 1.0m/s를 가정하였다. Fig. 6은 풍속의 세기에 따라 유류유출 24시간 후의 이송확산 차이를 보여준다. 결과에서도 알 수 있듯이

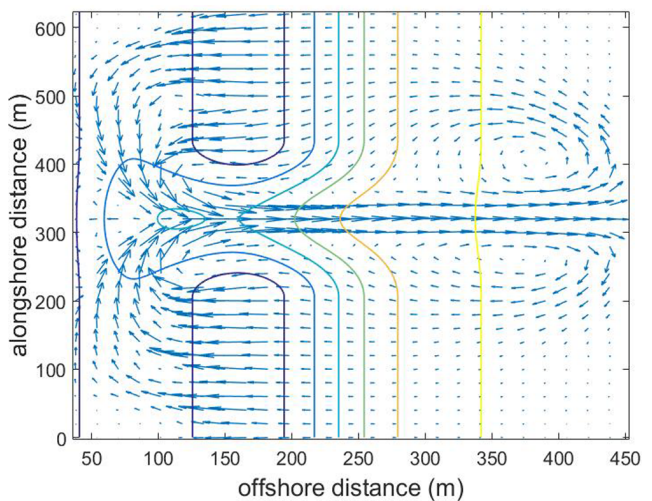


Fig. 3 Simulated results of rip channel flow (left: wave heights, right: velocity vectors)

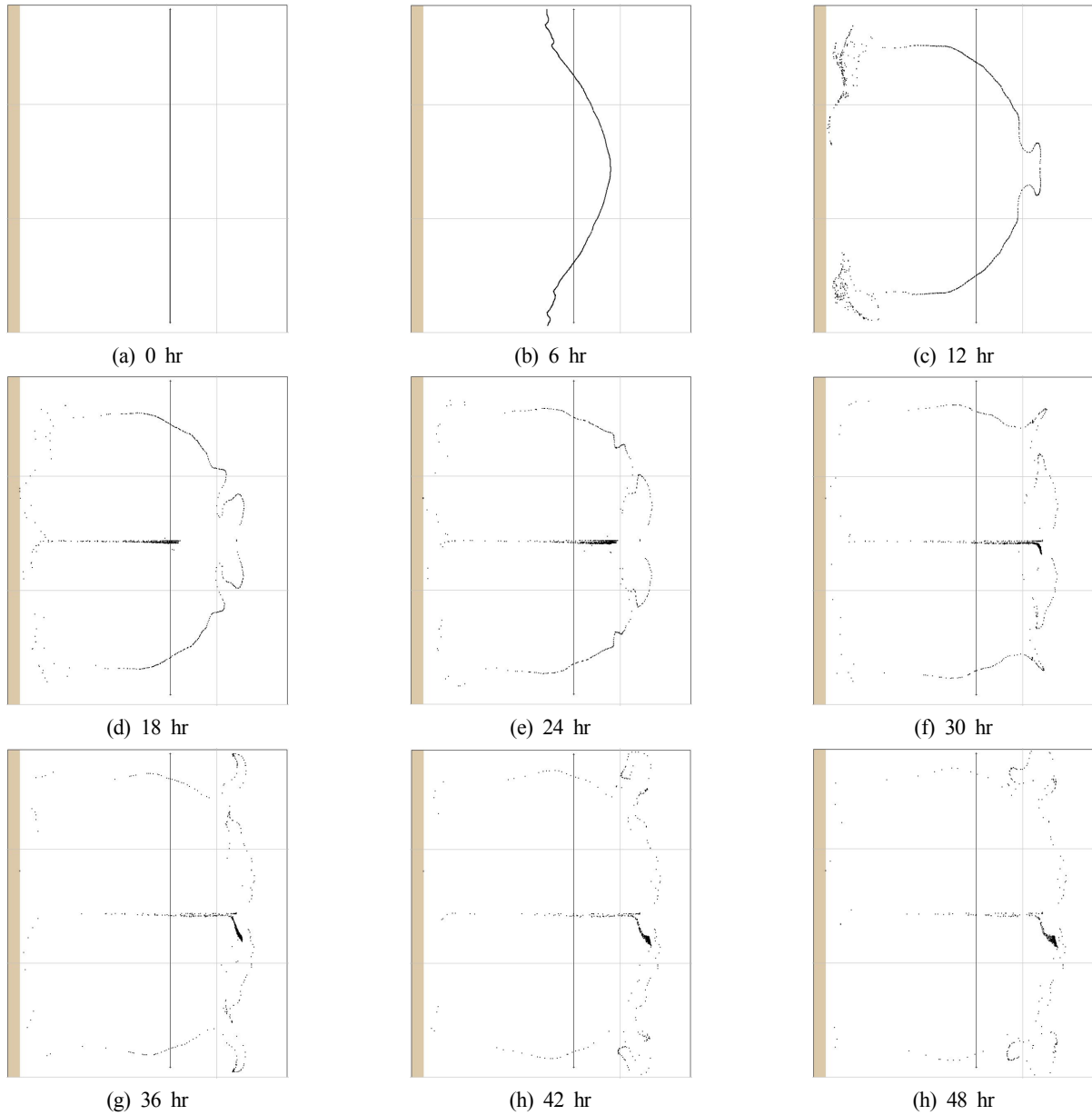


Fig. 4 Simulated advection and diffusion of oil spill over rip channel for 48 hours (Horizontal and vertical extent of domain are 560 m and 640 m, respectively.)

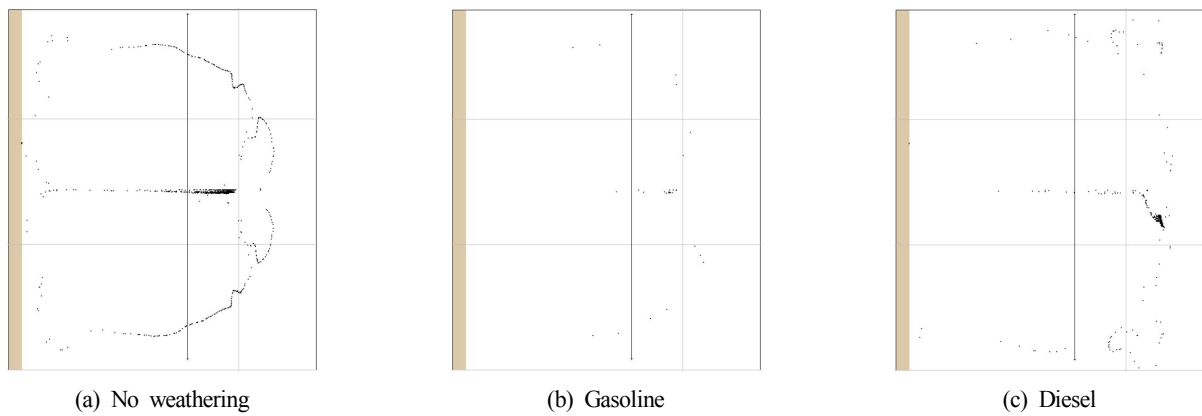


Fig. 5 Simulated advection-diffusion results depending on various types of oils (after 24 hours)

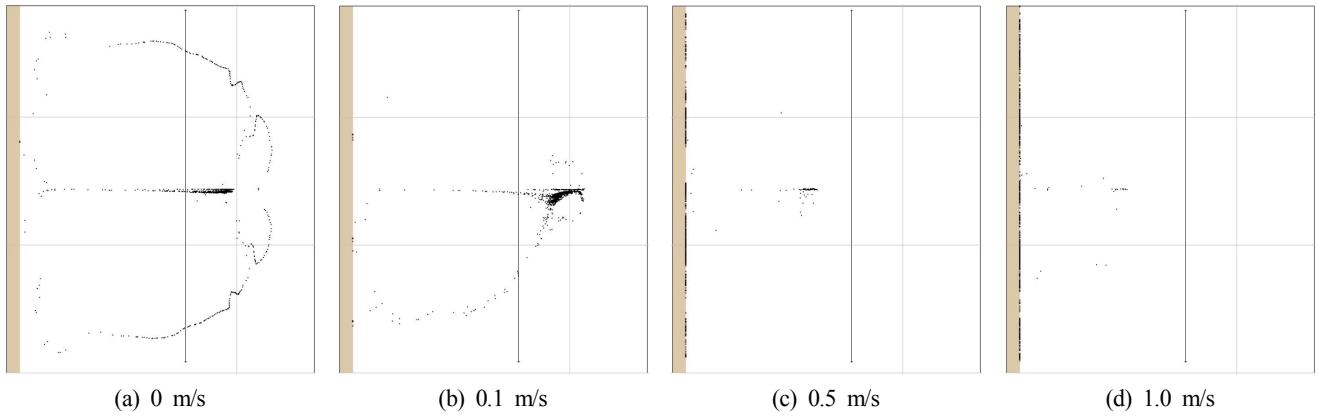


Fig. 6 Simulated advection-diffusion results considering various wind gust conditions (after 24 hours)

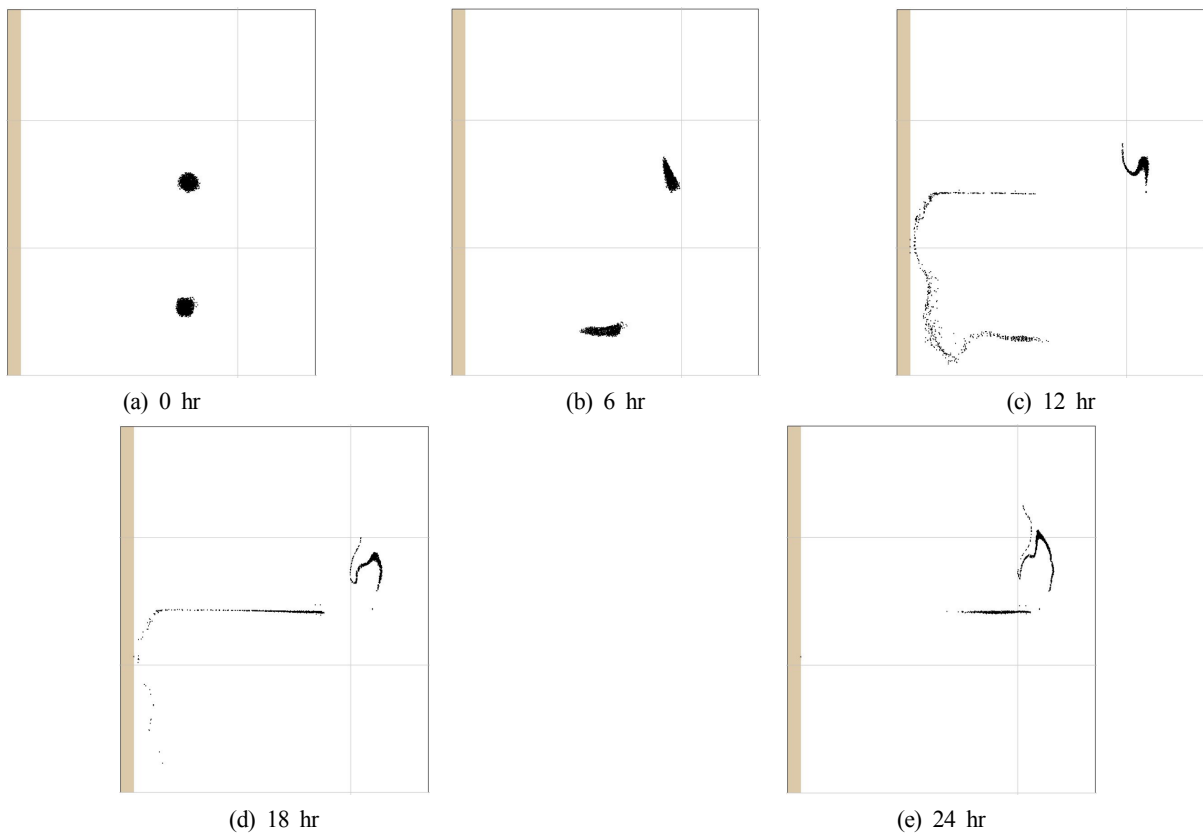


Fig. 7 Simulated advection-diffusion results of oil spill from two point-sources

유속에 준하는 경우에는 이송확산에 제한적인 영향이 있으나, 유속에 상응하거나 그보다 강한 풍속이 존재할 경우 풍속이 지배적으로 이송확산을 유발시켜, 유속의 영향이 제한적으로 작용함을 알 수 있다.

마지막으로 선형적 분포의 유류유출이 아닌 두 군데의 특정 지점에 유류가 유출되었을 경우에 대해 이송확산을 모의하였다. 특정 유출지점은 Fig. 7(a)에서 보여지는 바와 같이 육지쪽 흐름이 강한 지점과 바다쪽 흐름이 강한 지점 두 곳으로 차별하여 선정하였으며 각 지점에서는 앞선 경우와 동일하게 100배럴(약 16,000리터)의 기름이 유출된다고 가정하였다. Fig. 7은 유류의 이동 및 확산을 모의한 결과를 6시간 간격으로 보여준다.

3.2 실해역 유출유류 이송확산 모의

이상적인 지형에서 3차원적으로 발생하는 연안수리현상을 성공적으로 재현하고 이에 의한 유류유출현상도 연계하여 모의함으로써, 연계모형의 성능을 평가하였다. 다음으로 동해안에 위치한 실제 지형에 대해 유류의 이송 및 확산을 모의하여 실용성에 대한 검증이 이루어졌다. 대상 지역은 강원도 고성군에 위치한 천진항으로 주머니 형태의 해안선을 취하고 있어 이안류 및 연안류의 복잡한 거동이 나타나는 특성이 있다. Fig. 8은 대상지역에 대해 관측 및 수치모의한 결과를 보여준다. 왼쪽은 실제 흐름을 관측하기 위한 Buoy를 설치하여 그 이동경로를 표시한 그림이다. 총 6개의 Buoy를 설치하였으며 검은 점은 시작 지

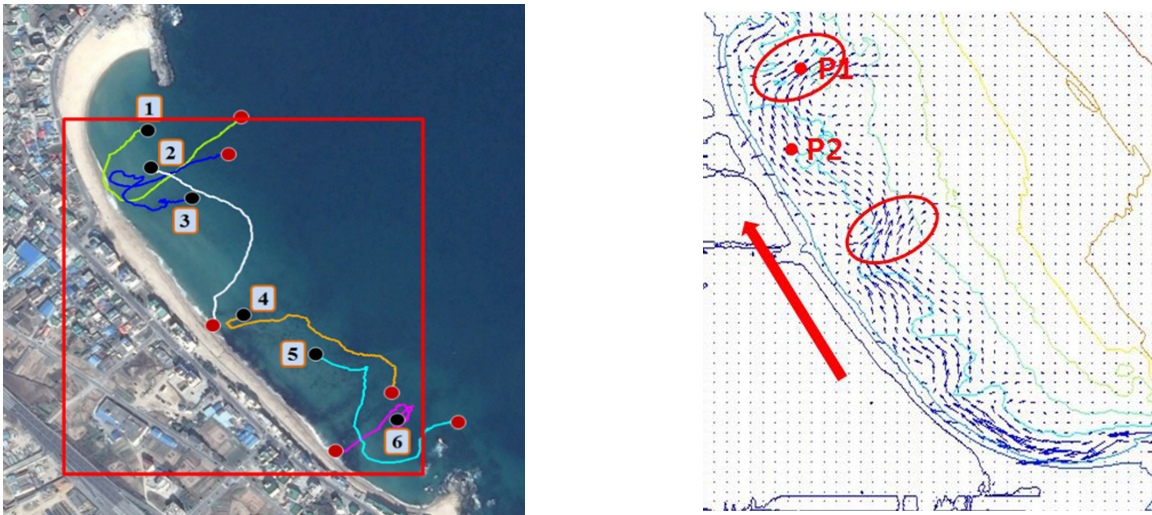


Fig. 8 (Left) Observation points of buoy at Cheonjin Port and (Right) simulated current speeds (Horizontal and vertical extent of domain in right figure are 700 m and 800 m, respectively.)

점, 빨간 점은 종착 지점을 나타낸다. 우측은 3차원 수치모형을 이용하여 모의한 결과이며 입력한 유의파고, 유의주기 및 입사각은 각각 0.89m, 7.3s 및 64.3°이다. 빨간색 원으로 표시한 지역은 이안류가 발생하는 지역이며 P1 및 P2는 각각 이안류 및 연안류가 지배적인 지점을 나타낸다. 수치모의한 결과를 보면, 상단 및 하단부에서 주머니형태의 안쪽으로 흐름이 발생하고, 이러한 흐름은 해안선을 따라 진행하다 특정 지점에서 외해로 빠

져나갔으며 이러한 흐름 특성은 관측치와도 잘 일치하였다.

앞서 해석한 바와 유사하게 흐름에 의한 유류의 이동 및 확산을 전체적으로 살펴보기 위하여 Fig. 9와 같이 선형적으로 유류를 분포시킨 후 모의한 결과를 6시간 간격으로 나타내었다. 초기에 유출된 유류의 양은 100배럴로 가정하였으며 증발 및 바람의 효과는 우선적으로 고려하지 않았다.

다음으로 바람의 영향에 대해 살펴보았다. Fig. 10은 해당 지역

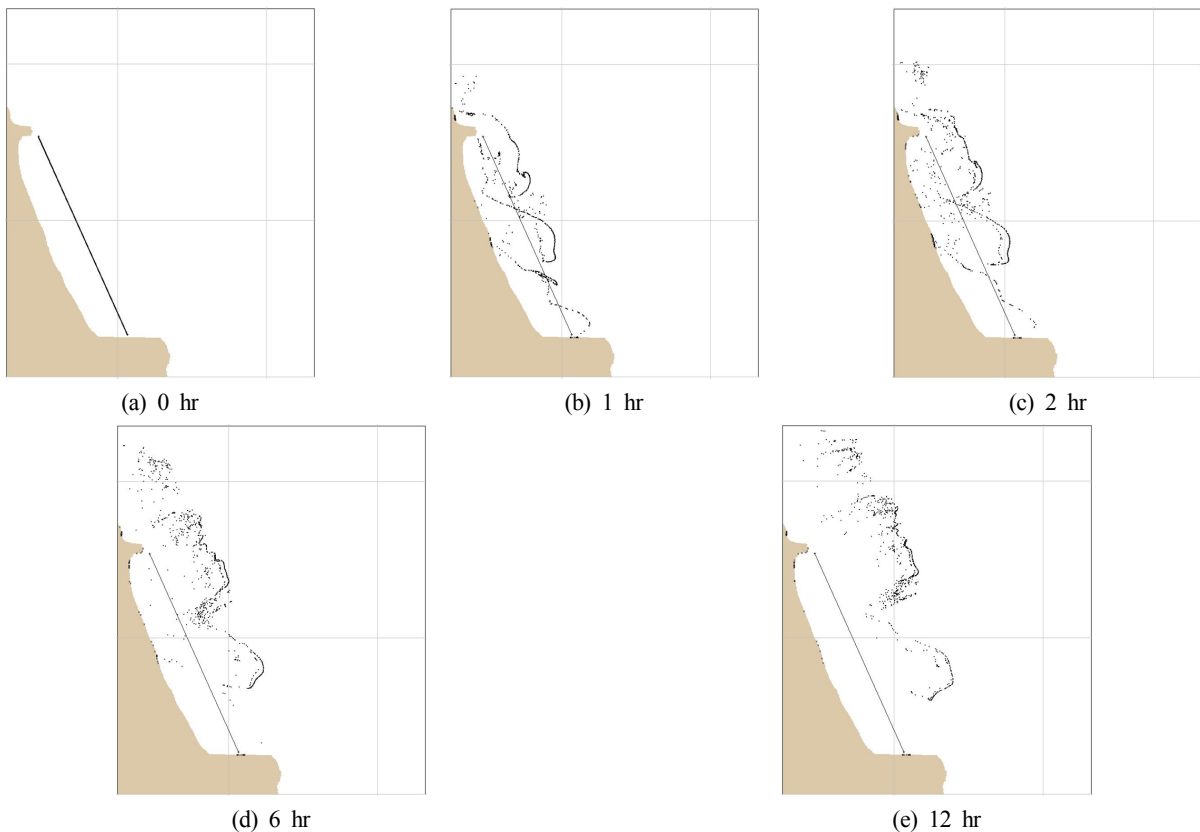


Fig. 9 Simulated advection-diffusion results of oil spill with linear distribution at Cheonjin Port (Horizontal and vertical extent of domain are 1160 m and 1300 m, respectively.)

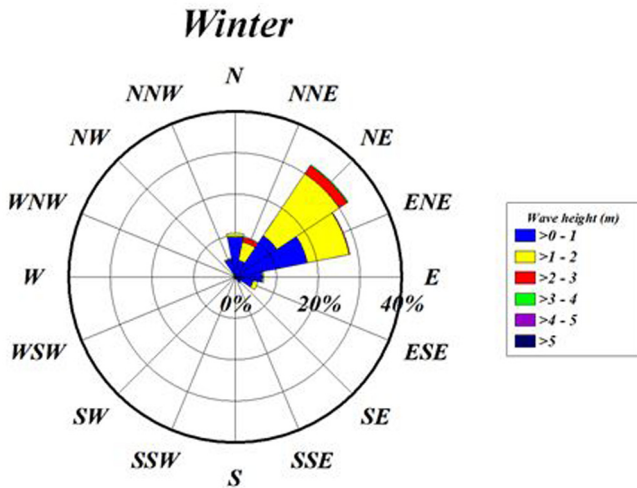


Fig. 10 Windrose at Cheonjin Port (Feb. 2015)

에서의 바람 특성을 나타낸다. 약 2.4m/s 의 평균풍속을 지니고 있음을 알 수 있으며, 이를 기초로 풍속의 입력값을 정하여 유류의 이동을 모의하였다. GNOME에서 바람에 의한 이동은 풍속의 3%를 기본값으로 사용하고 있다. 주어진 영역에서 유속의 크기를 비교해보면 x 및 y 방향의 최대 유속은 각각 0.5306m/s 및 0.5138m/s가 되어 풍속에 의한 효과보다 크게 나왔으나 지속적으로 바람이 부는 경우에는 바람에 의한 영향이 지배적이 되어 Fig. 11에서 보는 바와 같이 대략 6시간 후에는 대부분의 유류가 육지에 정착되어 있는 것을 확인할 수 있었다.

다음으로 선형이 아닌 지점별로 유류가 유출되었을 경우에 대하여 모의해 보았다. Fig. 12에서 보는 바와 같이 이안류와 연안류가 지배적인 세 지점에 대해 각각의 지점에서 100배럴의 유류 (약 16,000리터)가 유출된다고 가정하였고, 증발 및 바람에 의한 효과는 고려하지 않았다. 마지막으로 지점별 유류유출에 바람의 효과를 추가적으로 고려한 경우에 대해 살펴보았다. 앞선 경우와

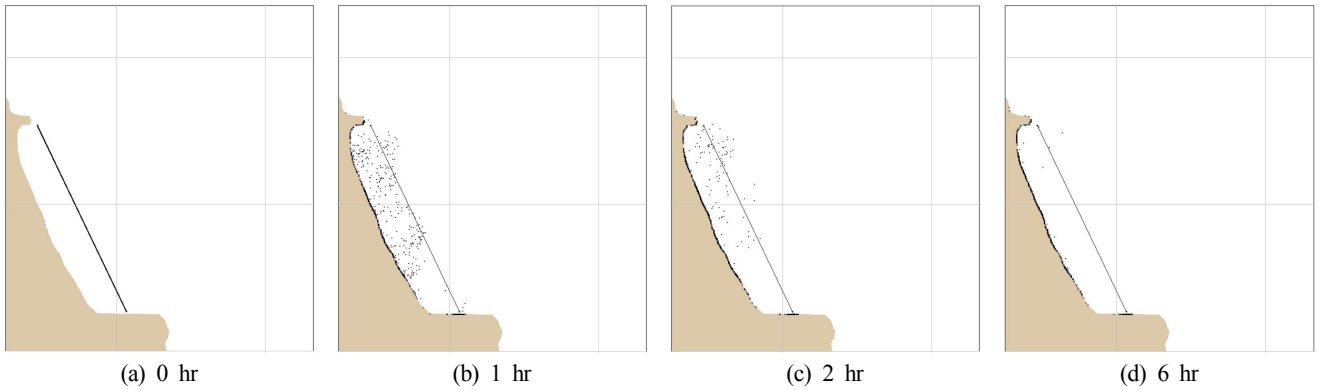


Fig. 11 Simulated advection-diffusion results considering various wind gust conditions at Cheonjin Port

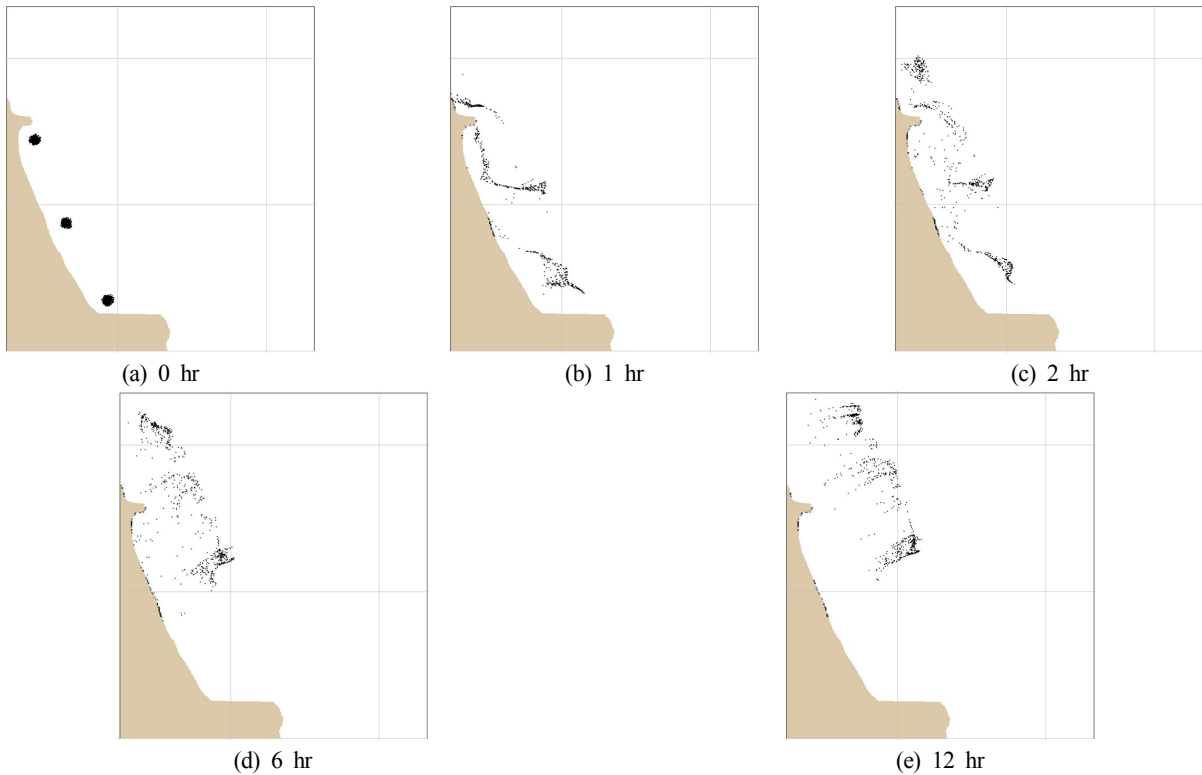


Fig. 12 Simulated advection-diffusion results of oil spill from three point-sources at Cheonjin Port

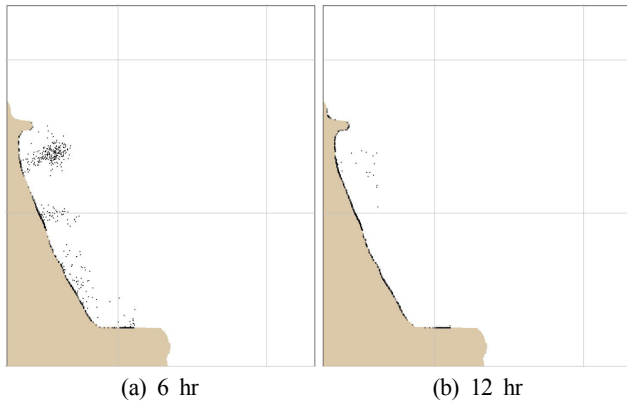


Fig. 13 Same as Fig. 12 but considering wind gusts

동일하게 NE 방향에서 2.4m/s의 바람이 불어온다고 가정하여 그 결과를 Fig. 13에 나타내었다. 앞서 기술한 바와 유사하게 바람의 크기가 유속의 크기에 비해 매우 크기 때문에 유출 초기부터 바람의 영향을 지배적으로 받는 것을 확인할 수 있었으며, 대략 6 시간 정도 지났을 때 대부분의 유류가 육지에 정착되어 있는 것을 확인할 수 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 최근 발생빈도가 잦아지고 있는 유류유출사고에 대비하여 해수의 3차원 연직흐름 특성, 비선형적 파랑거동 및 유류 유동을 종합적으로 고려한 수치해석모형을 제안하였다. 해수 유동과 관련해서는 해수의 연직특성을 고려하면서 파랑으로 인해 야기되는 다양하면서 복잡한 거동 등을 모의할 수 있는 3차원 수치모형을 이용함으로써 기존 모형이 지닌 문제점을 개선하고자 하였으며, 유류의 화학적 특성을 동시에 고려하여 기존에 발생한 유출사고와의 비교를 통해 각 종 계수들을 보정할 정도 높은 유류유출모형을 사용하여 신뢰할만한 모형을 제시하였다. 제안된 모형은 유류의 증발, 풍화작용뿐 아니라 해상풍 등 유류 자체의 성질 이외의 영향을 고려하였으며 유속모형을 통해서 파랑의 분산성, 비선형 및 복잡한 지형에서의 연직방향 흐름특성까지 고려함으로써 해석 결과의 신뢰성을 제고하고자 하였다.

제시된 모형을 다양한 흐름 특성이 있는 지역에 적용해 본 결과, 유속이 큰 지역에서는 이송에 의해 유류의 이동이 활발하였으며 유속이 상대적으로 작은 지역에서는 확산의 효과도 유류의 이동에 제한된 정도의 기여를 하였다. 유류의 종류에 따라 Gasoline과 같이 증발성이 강한 유류는 유출 초반부에 많은 양들이 증발하여 실제 이송 및 확산되는 양이 많지 않았다. 또한 Fig. 5에서 보여준 바와 같이 유종에 따라 기본 성질인 비중, 점도 뿐 아니라 증발성에 따라 이송 및 확산의 양상이 달라질 수 있으며 유출유 확산범위에 따라서도 증발양상이 다르게 나타므로, 다양한 유종을 종합적으로 고려한 후속연구를 통해 유류 유출 및 거동에 대한 이해도를 높일 수 있을 것이다. 풍속의 영향에 대해서는 유류의 이송에 1% ~ 4%정도 제한적으로 영향을 준다고 알려졌으나 풍속의 크기가 유속과 비슷하거나 그 이상이 될 경우 지배적인 영향을 끼쳐 육지 방향으로 강한 바람이 불 경우 대부분의 유류가 해안에 정착되는 것을 확인하였다.

후 기

본 연구는 행정안전부 재난안전기술개발사업단 연구사업(MOIS-재난-2015-03)과 기상청 기상·지진 See-At 기술개발 연구사업(KMI 2018-09510)의 지원으로 수행되었습니다.

References

- Kim, Y.-B., 2011. Study on Prediction for Prompt Countermeasures to Oil Spread in Ocean. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(2), 108-112.
- Beegle-Krause, J., 2001. General NOAA Oil Modeling Environment (GNOME): A New Spill Trajectory Model. *Proceedings of International Oil Spill Conference(IOSC)*, 2001(2), 865-871.
- Boehm, P.D., Feist, D.L., Mackay, D., Paterson, S., 1982. Physical-Chemical Weathering of Petroleum Hydrocarbons from the Lxtoc I Blowout: Chemical Measurements and a Weathering Model. *Environmental Science and Technology*, 16(8), 498-505.
- Chao, X., Shankar, N.J., Cheong, H.F., 2001. Two- and Three-dimensional Oil Spill Model for Coastal Waters. *Ocean Engineering*, 28, 1557-1573.
- Chao, X., Shankar, N.J., Wang, S.Y., 2003. Development and Application of Oil Spill Model for Singapore Coastal Waters. *Journal of Hydraulic Engineering*, 129(7), 495-503.
- Cho, Y.-S., 2014. A Numerical Study on the Spread of a Pollutant in a Coastal Environment. *Energy Sources, Part A: Recovery, Utilization and Environmental Effect*, 34(16), 1459-1470.
- Cho, Y.-S., Kim, T.-K., Jeong, W., Ha, T., 2012. Numerical Simulation of Oil Spill in Ocean. *Journal of Applied Mathematics*, ID 681585, 1-15.
- Dalrymple, R.A., MacMahan, J.H., Reniers, J.H.M., Nelko, V., 2011. Rip Currents. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 43, 551-581.
- Dominicis, M.D., Pinardi, N., Zodiatis, G., Lardner, R., 2013a. MEDSLIK-II, A Lagrangian Marine Surface Oil Spill Model for Short-Term Forecasting - Part 1: Theory. *Geoscientific Model Development*, 6, 1851-1869.
- Dominicis, M.D., Pinardi, N., Zodiatis, G., Archetti, R., 2013b. MEDSLIK-II, A Lagrangian Marine Surface Oil Spill Model for Short-Term Forecasting - Part 2: Numerical Simulations and Validations. *Geoscientific Model Development*, 6, 1871-1888.
- Gong, K., Tkalic, P., Xy, H., 2014. The Numerical Investigation on Oil Slick Behavior Behind the Oil Boom. *Journal of Environmental Protection*, 5, 739-744.
- Jung, T.S., Kim, T.S., 2008. Prediction System of Hydrodynamic Circulation and Freshwater Dispersion in Mokpo Coastal Zone. *Journal of the Korean Society for Marine Environmental Engineering*, 11(1), 13-23.
- Jung, T.S., 2009. Numerical Simulation of Spilled Oil Dispersion in Taean Coastal Zone. *Journal of the Korean Society for Marine Environmental Engineering*, 12(4), 264-272.

- Larsen, J., Dancy, H., 1983. Open Boundaries in Short Wave Simulations - A New Approach. *Coastal Engineering*, 7, 285-297.
- Lee, J.W., Doh, D.H., Kim, K.S., Kang, S.Y., 2000. Development of Simulation Model for Diffusion of Oil Spill in the Ocean (III) - Oil Droplet Spreading Measurement Using 3-Dimensional Digital Image Processing Technique. *Journal of the Korean Society of Marine Environment & Safety*, 6(1), 47-55.
- Ma, G., Shi, F., Kirby, J.T., 2012. Shock-capturing Non-hydrostatic Model for Fully Dispersive Surface Wave Processes. *Ocean Modelling*, 43-44, 22-35.
- Ma, G., Shi, F., Kirby, J.T., 2013. Numerical Simulation of Tsunami Waves Generated by Deformable Submarine Landslides. *Ocean Modelling*, 69, 146-165.
- Son, S., Lynett, P., Kim, D.-H., 2009. Nested and Multi-physics Modelling of Tsunami Evolution from Generation to Inundation. *Ocean Modelling*, 38, 96-113.
- Xie, C., Deng, J., Zhuang, Y., Sun, H., 2017. Estimating Oil Pollution Risk in Environmentally Sensitive Areas of Petrochemical Terminals Based on a Stochastic Numerical Simulation. *Marine Pollution Bulletin*, 123(1-2), 241-252.
- Yohei, M., Naozou, K., Yuichi, M., 2007. Oil Spill Simulation of Nahotoka Accident with Princeton Ocean Model. *Proceedings of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers Conference*, 4, 135-138.
- Zelenke, B., O'Connor, C., Barker, C., Beegle-Krause, C.J., Eclipse, L., 2012. General NOAA Operation Modelling Environment (GNOME) Technical Documentation. U.S. Department of Commerce, NOAA Technical Memorandum NOS OR&R 40, 105.

Study on Wave Reduction and Beach sand Capture Performance of Artificial Coral Reefs for In-situ Application

Sung-Hoon Hong*, Tae-Yoon Kim*, Yun-Shik Choi*, Jeong-Ho Kim*,
Yong-Ju Kwon*, Si-Hyeon Lee*, Gwang-Soo Lee** and Soon-Chul Kwon^{ID*}

*Department of Civil and Environmental Engineering, Pusan National University, Busan, Korea
**Han Ocean Corp., Busan, Korea

해안침식 현장 적용을 위한 인공산호초 연성공법의 파고 감쇠 및 침식해빈사 포집성능 분석

홍성훈* · 김태윤* · 최윤식* · 김정호* · 권용주* · 이시현* · 이광수** · 권순철^{ID*}

*부산대학교 사회환경시스템공학과
**(주)한오션

KEY WORDS: Coastal erosion 해안침식, Artificial coral reefs 인공산호초, Wave reduction 파랑감쇠, Sand capture 모래 포집, Beach sand 해빈사, Sediment budget 표사 수지

ABSTRACT: Because of the increase in coastal erosion problems, many studies have been conducted to prevent coastline retreat by developing low-cost, highly effective countermeasures. We developed the artificial coral reefs (ACRs) method as part of this research trend. To verify its coastal protection performance, we carried out performance tests on its wave attenuation and beach sand capture ability, which are the key barometers for this newly developed technology. In this study, three different types of methods, including natural beach, TTP, and ACRs, were used to determine the coastal protection efficiency under both ordinary and storm wave conditions. Based on the results of this study, ACRs were found to have the best wave attenuation performance and captured more than 20% of the total erosion area. This means the ACR method can be applied as a reliable countermeasure to protect a coastal zone.

1. 서 론

해안지역에서 발생하는 침식은 단순하게 해안선의 후퇴에 따른 국토면적의 소실을 의미할 뿐 아니라 해안의 가치를 하락시켜 지역경제에 악영향을 미치며, 파랑 내습 시 완충 역할을 하는 해빈의 소실로 인해 연안방재적 측면에서 위협이 되는 등 많은 피해 가능성을 내재하고 있다. 이러한 이유로 해양수산부는 ‘연안재해에 대응할 수 있는 안전한 국토환경 조성’, ‘연안공간간의 이용여건 및 가치 제고’, 그리고 ‘연안재해대응을 위한 다양한 기술개발 및 역량의 증진’등을 성과 목표로 하는 제2차 연안정비 기본계획 변경계획을 수립하여 370개 사업지구를 대상으로 1조 9,844억원 규모의 연안정비를 실시하고 있다(Ministry

of Oceans and Fisheries, 2014). 그러나 지속적인 정비사업 추진에도 불구하고 사업에 적용된 공법의 예상치 못한 부작용과 기타 요인 등에 의해 해안침식 피해가 심화되고 있으며, 특히 동해안 강원 지방의 41개 연안을 대상으로 수행된 침식 모니터링 결과에 따르면 C등급(지형변동 우려) 해안이 13개소, D등급(지형변동 심각) 해안이 22개소로 나타나고 있어 피해를 완화시키기 위한 대안공법의 마련이 시급한 실정이다(The province of Gangwon, 2013). 위와 같이 점차 증가하는 침식피해로부터 한정된 국가예산을 활용하여 대응하기 위해서는 국가 주도 연안 정비사업에서 활용 가능한 저비용 고효율의 침식저감공법을 개발하는 방법을 제안할 수 있을 것이며, 이는 연안정비 기본계획의 성과목표와 부합한다.

Received 19 November 2018, revised 13 December 2018, accepted 13 December 2018

Corresponding author Soon-Chul Kwon: +82-51-510-7640, sckwon@pusan.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-3764-331X>

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of The 3rd International water safety symposium in Songdo, Incheon.

© 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.

침식저감공법의 개발 필요성이 대두됨에 따라 수치해석, 수리 실험, 현장실증테스트를 통한 연구개발이 국내·외에서 활발히 진행되고 있다. 해안식생을 이용해 입사파를 약화시키는 식생 공법과 관련하여 Jeong and Hur(2016)는 수치실험을 통해 식생 제원 및 파랑 조건에 따른 파랑감쇠 성능을 분석하였으며, Kim et al.(2016)은 수리실험을 통해 식생대의 설치유무 및 폭의 영향에 따른 해안침식 지형변동 경향을 분석하였다.

소상과 일부를 지하투수층을 통해 배제시켜 인파에 의한 침식을 제어하는 해빈배수공법과 관련하여 Hur et al.(2010)은 3차원 수치해석기법(LES-WASS-3D)을 이용하여 투수층의 배치 조건과 입사파의 파고 및 주기 조건 변화에 따른 해빈 내부의 지하수위변화를 연구하였으며, Ciavola et al.(2008)는 해빈배수공법이 적용된 이탈리아의 Alassio, Procida, Bibione, Metaponto, 그리고 Lido Adriano 해안을 대상으로 3년간의 지형변동 모니터링 분석을 수행하여 공법의 타당성을 분석한 사례가 있다.

Kang and Hong(2016)은 해안에서 침식피해를 유발하는 파의 방향을 바꾸어 침식을 완화시키는 파향제어공법을 제안하고 이를 검토하는 단계의 연구를 수행하였다.

Ferrario et al.(2014)은 Guam 해안에서 실측한 파랑분석 자료에 근거하여 수심이 얇아 저조시 수면위로 드러나는 거초면(Reef flat)에서의 파에너지는 산호초 서식지대 전면해상(Fore reef)에 비해 97% 저감되며, 대부분의 파에너지가 산호초 서식지대 상단부분에서 소산된다는 연구결과를 발표하였다. Park et al.(2017)은 인공산호초 구조물의 설치유무에 따른 파고감소효과와 양빈사의 포착률을 제시하였다.

해안침식 저감공법 개발과 관련된 상기 선행연구들은 공통적으로 공법 적용에 따른 파의 해석을 중요하게 다루고 있다. 국내 연안시설 설계에 있어 파랑은 조위, 조류, 표사, 해저지형변동 등과 함께 고려되는 주요 인자로서 평상파와 폭풍파 조건에 대한 검토가 이루어지고 있다(Ministry of Oceans and Fisheries, 2016). 또한 미국육군공병단(US Army Corp.)은 Shore protection manual의 발간을 통해 구조물 설계면에서 수심변동 및 해안구조물에 의한 파랑변형의 해석을 위한 평가인자로 파랑전달율(K_T) 개념을 제시하고 있다.

일반적으로 해안침식이 발생하는 근본원인은 내습파랑 및 해빈류에 의해 표사의 유실량이 공급량보다 과도해지는 표사수지불균형에 기인하는데 Kang et al.(2010)은 속초 영랑해안의 건설현장에서 발생한 국부적 침·퇴적 원인으로 해안구조물 시공에 따른 파동장 변화에 따른 표사수급의 불균형을 제시하고 있다. Shin and Hong(2004)은 연안역에서의 해빈변형 예측모델을 개발함에 있어 3차원 이동상 실험을 통해 구조물 배후에서 발생하는 표사이동현상을 규명하였으며, 이는 지형변동 예측에 있어 표사의 거동이 지배적인 사항임을 의미한다. 해안선의 변동을 다룬 최근 연구 사례로 Kim and Lee(2018)는 Robert(1991)의 평형해빈단면의 개념을 바탕으로 해빈사 입경, 사면경사 등의 조건에 따른 유입 파에너지와 수렴 해안선 위치 변화를 연계 해석하는 연구를 수행하였다.

상기 선행연구의 조사·분석을 통해 해안침식 공법을 평가하기 위해 침식과 관련된 주요 인자인 파의 해석이 필수적이며, 침식의 원인이 표사수급 불균형을 감안할 때 지형변동을 해

석하기 위해 해빈사의 침식정도를 분석할 필요가 있음을 확인하였다. 이에 본 연구에서는 해안침식 피해 완화를 목적으로 개발한 인공산호초 공법의 성능평가를 위해 2차원 수리실험을 실시하고자 하며, 파랑감쇠성능과 침식해빈사에 대한 재퇴적을 의미하는 포집율을 산정하여 공법의 현장적용 가능성을 분석하고자 하였다.

2. 연구방법

2.1 2차원 수리실험 Test-bed 제작

인공산호초 연성공법의 파고저감 및 침식해빈사에 대한 포집성능을 효과적으로 비교·분석하기 위해 어떠한 공법도 적용되지 않은 자연해빈, TTP(Tetrapod) 잠제공법, 그리고 인공산호초 공법의 총 3가지 경우에 대한 Test-bed를 구축하였다. 자연해빈을 포함한 모든 실험조건인 경우 지형변동 해석을 위한 이동상 실험재료로서 중앙입경(D_{50})이 0.4~0.5mm 범위의 주문진표준사를 1:10 경사면 상에 7cm 두께로 포설하여 해안지형을 모의하였다(Fig. 1(a), Fig. 1(d)). 이때 평상파 실험 조건을 기준으로 TTP 잠제공법 Test-bed의 경우 수직높이 7cm의 TTP 단위체를 사용하였으며, TTP 단위체를 난적거치하여 폭 1.1m, 최상단부의 천단수심이 7cm가 되도록 설치하였다(Fig. 1(b), Fig. 1(e)). 인공산호초 공법의 경우 파랑 저감기능을 가진 파고저감부(Wave trap)와 침식 해빈사의 퇴적기능을 가진 모래포집부(Sand trap)로 나누어진 인공산호초 단위체를 사용하여 TTP 잠제공법과 동일한 형상을 갖도록 폭 1.1m, 최상단부에서의 천단수심이 7cm가 되는 Test-bed를 제작하여 실험에 활용하였다(Fig. 1(c), Fig. 1(f)).

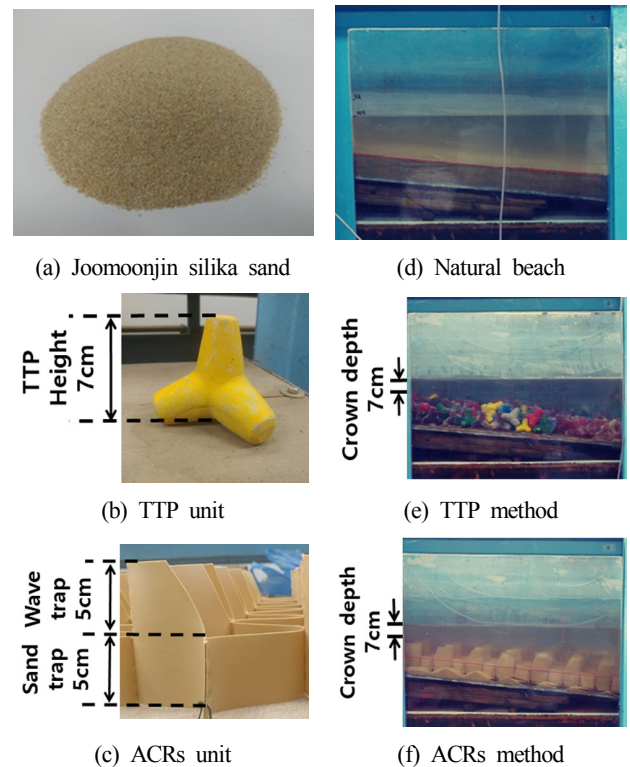


Fig. 1 Materials and structures for the experiment

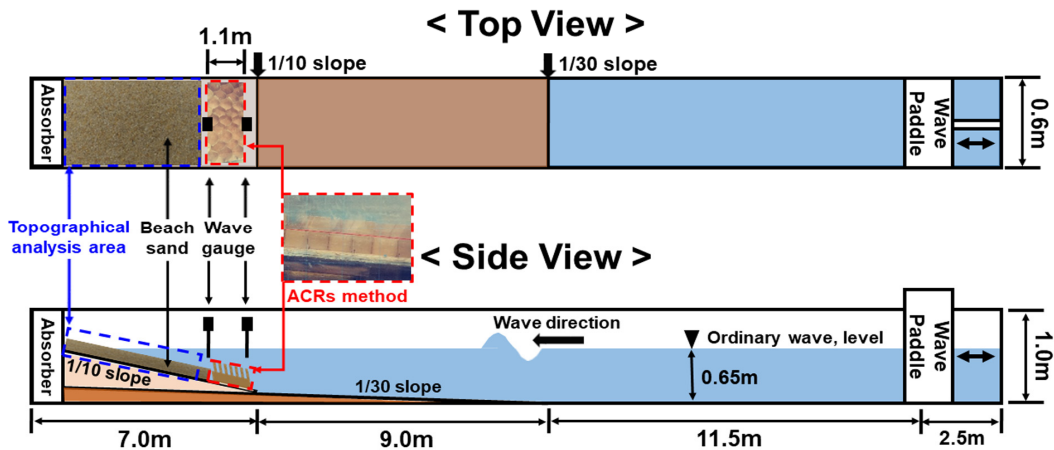


Fig. 2 Experimental setup for 2D experiment (Note that we rescaled the scheme for better understanding.)

2.2 수리실험 단면설계 및 실험과 조건

공법의 성능평가를 위한 수리실험 수행을 위해 길이 30m, 폭 0.6m, 깊이 1m의 조파수조 내부에 1/30 경사면을 설치하였고, 그 상단면에 1/10 경사면을 추가적으로 조성하여 외해에서 파랑이 내습하며 천수 및 쇄파가 발생하는 실제 해안을 모의하였다(Fig. 2). 또한 해양파가 다양한 파고와 주기를 갖는 파랑의 무수한 중첩에 의한 합성파임을 고려하여 0-4초 주기의 불규칙파를 발생시킬 수 있는 조파시스템을 활용하여 정상파와 폭풍파를 모의하였다. 이때 입사파를 기준으로 정상파는 65cm의 수위에서 유의파고가 8.0-9.0cm, 유의주기가 1.2-1.3초 이며, 폭풍파는 동일한 공법 적용 위치에서 72cm의 수위로 유의파고가 11.0-12.0cm이고 유의주기가 1.3-1.4초인 파를 실험파로 사용하여 파랑 내습조건에 따른 공법별 침식 방지성능을 검토하였다. 조파실험은 각 실험케이스별로 총 20시간의 실험을 수행하였으며, 4시간 단위의 조파관측에 따라 파랑관측 및 지형변동 경향을 분석하였다.

2.3 공법 조건별 파랑 감쇠성능 분석방법

인공산호초 공법의 파랑감쇠 성능을 분석하기 위해 Kenek사

의 제품 중 반응이 빠르고 관측오차가 적은 용량식 파고계(CH-608E 모델)와 파고계 센서(CHT6-30E 모델)를 사용하여 1초당 20회의 수위 Data를 취득하여 파랑분석에 활용하였다. 이때 파의 용이한 취급을 위해 실험파가 가지는 파고와 주기의 불규칙성을 하나의 값으로 대표할 수 있는 유의파(Significant wave)법을 적용하였다. 공법 적용지점 전·후면에서의 측정 및 분석된 파고와 주기를 바탕으로 식 (1)과 같이 전달파고(H_t)에 대한 유의파고(H_i)의 비율을 나타내는 파고전달율(K_T)을 사용하여 파랑감쇠성능을 제시하였다.

$$K_T = \frac{H_t}{H_i} \tag{1}$$

2.4 지형변동 경향분석 및 해빈사 포집율 산정

해저지형의 변동경향을 분석하고 인공산호초 공법에 의한 침식 해빈사 포집율을 정량적으로 산정하기 위해 조파에 따른 표사 거동을 분석하는 이동상 실험을 수행하였다. 효율적인 해빈사의 거동 관측을 위해 2차원 조파수조 전면의 강화유리에 투

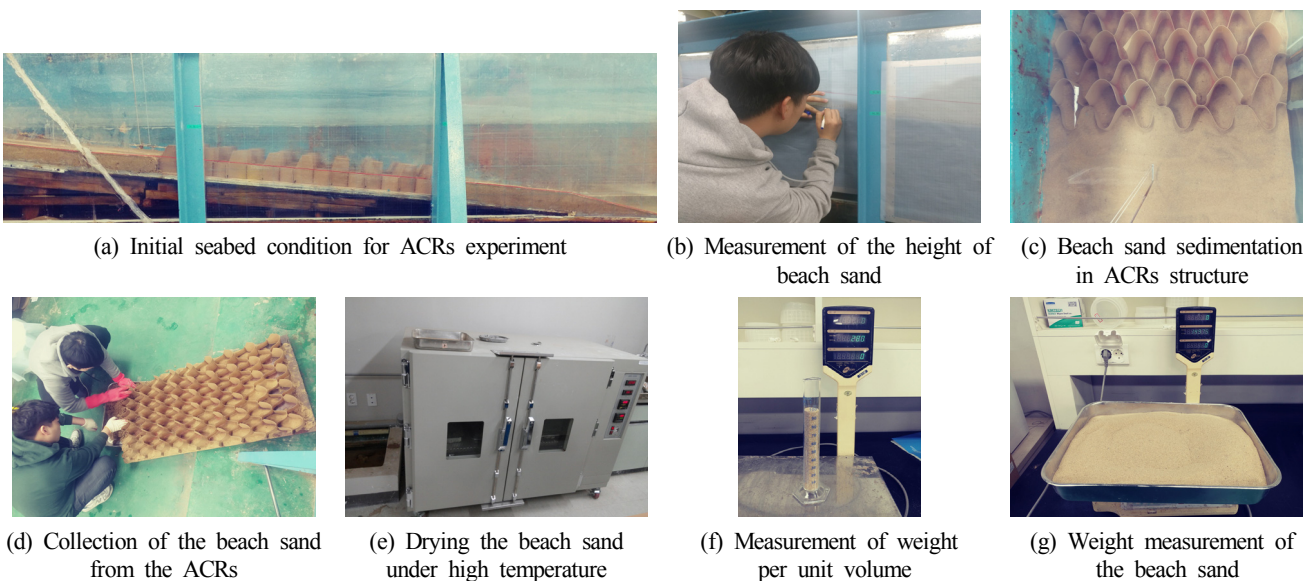


Fig. 3 Analyzing process of the topographical change and efficiency of beach sand capture

명 방안지를 부착하였고, 1:10 경사면 상에 설치된 초기해안선 (Fig. 3(a)) 중 표사이동이 발생할 것으로 예상된 4.5m 구간에 대해 모래높이를 1cm 단위로 측정(Fig. 3(b))하여 조파에 따른 해안선 변동경향을 해석하고, 초기해안선 대비 20시간 이후의 침식된 체적을 산정하였다.

인공산호초 공법 적용에 따른 해빈사 포집율을 산정하는 과정에서는 수조 전면의 투명 방안지를 활용할 수 없기 때문에 단위체적중량 개념을 도입하여 구조체 내부에 퇴적된 체적을 산정하였다. 이를 위해 조파실험 종료 후 구조체 내부에 퇴적된 해빈사(Fig. 3(c))가 유실되지 않도록 수거한 뒤(Fig. 3(d)) 퇴적 해빈사를 110℃ 조건에서 48시간 건조하였다(Fig. 3(e)). 이후 건조된 침식 해빈사를 우선적으로 100mL의 메스실린더를 이용해 해빈사의 단위체적중량(γ_s)을 산정하였으며(Fig. 3(f)), 건조된 해빈사의 총 중량(W_s)을 측정하고 이를 식 (2)와 같이 단위체적중량과 역산하여 인공산호초 구조체 내부에 퇴적된 해빈사 포집 체적(V_C)을 산정하였다.

$$V_C(\text{cm}^3) = \frac{W_s(\text{gf})}{\gamma_s(\text{gf}/\text{cm}^3)} \quad (2)$$

이후 최종적으로 전체 침식체적(ΔV)에 대한 해빈사 포집체적(V_C)의 비율을 의미하는 해빈사 포집율(E_C)을 식 (3)과 같이 산정하였다.

$$E_C(\%) = \frac{V_C(\text{cm}^3)}{\Delta V(\text{cm}^3)} \times 100 \quad (3)$$

3. 적용 공법별 파랑 감쇠성능 비교

Table 1은 공법 적용조건에 따른 입사파와 전달파의 파고 및 주기, 그리고 파랑전달율에 대한 분석결과를 나타내고 있다. 이때 각 공법이 적용된 경우의 입사파고 분석결과와 평상파의 평균값은 8.69cm(표준편차 0.30)이고, 폭풍파는 평균값은 11.29cm(표준편차 0.20)로 큰 편차 없이 일정한 값이 나타났으며, 이는 실험결과를 불규칙파로 사용하였음에도 안정적인 조파가 이루어진 것이 확인되었다. 평상파 조건에서 인공산호초 공법은 파고전달율이 0.74로 공법이 적용되지 않은 자연해빈과 TPP 공법에 비해 구조물 배후에서 파고 감쇠가 가장 크게 나타났다. 이러한 경향은 폭풍파 실험조건에서도 재현되었는데 인공산호초 공법이 적용된 경우는 파고전달율이 0.86으로 분석되어 상대적으로 공법 적용 대상지 배후에서의 파고저감 기능이 우수한 것으로 분석되었다. 이는 인공산호초 구조체 선단 상에서 천단수심의 감쇠에 따라 파랑이 강제 쇠퇴되는 효과에 기인한 것으로 판단된다.

평상파와 폭풍파 내습에 따른 파고전달율을 추가적으로 비교한 결과, 폭풍파 조건에서는 모든 공법 적용케이스에서 파랑전달효과가 감소하는 경향이 보이고 있는데 TPP 공법 적용 시 입사파 대비 전달파의 감쇠가 발생하지 않았으며, 특히 아무 공법도 적용되지 않은 자연해빈의 경우 전달파고가 입사파고에 비

Table 1 Results of the wave analysis

Wave condition	Value	Natural beach	TTP method	ACRs method
Ordinary wave condition	H_i [cm]	8.88	8.70	8.90
	H_t [cm]	7.76	7.83	6.59
	K_t [cm]	0.87	0.90	0.74
	T_i [s]	1.26	1.23	1.26
	T_t [s]	1.35	1.32	1.31
Storm wave condition	H_i [cm]	11.27	11.12	11.58
	H_t [cm]	12.05	11.03	9.94
	K_t [cm]	1.07	0.99	0.86
	T_i [s]	1.30	1.28	1.31
	T_t [s]	1.39	1.35	1.37

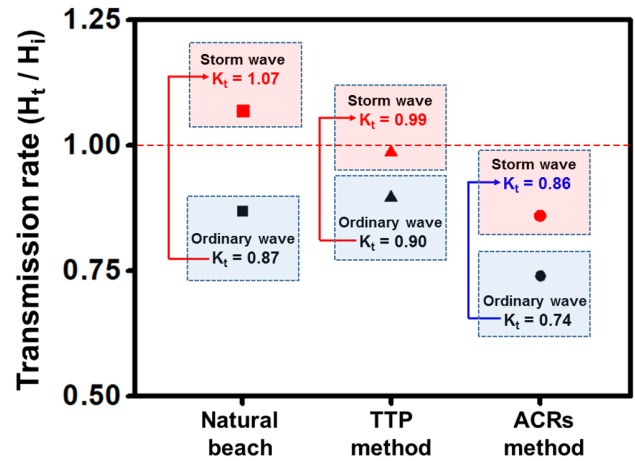


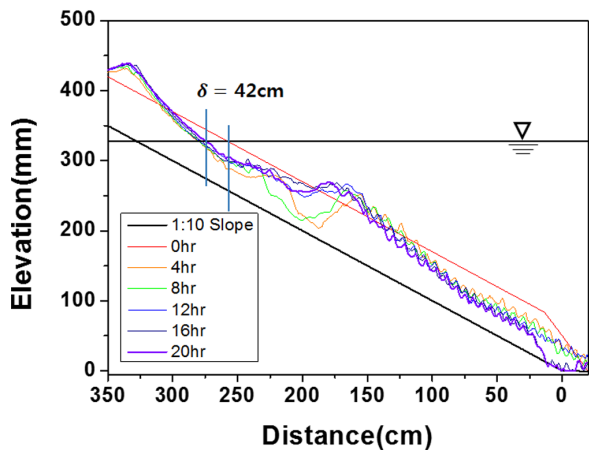
Fig. 4 Decline tendency of wave transmission effects under storm wave conditions

해 7% 증가하는 등 천수 발생에 따라 파랑감쇠효과가 약화되고 있다(Fig. 4). 해안침식 방지공법의 부재로 인해 해안선과 가까운 지점에서 권파형의 큰 쇄파가 발생할 경우 강한 쇄파에너지에 의해 상당한 해저토사가 유실되며 이는 해안침식 가능성을 내재하고 있는 만큼 침식피해 방지를 위한 적절한 공법의 적용이 필요할 것으로 판단된다.

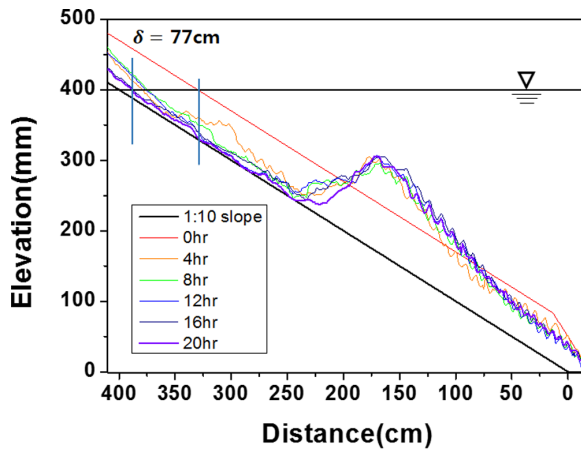
4. 적용 공법 별 지형변동 경향 및 인공산호초 공법의 해빈사 포집성능 분석

4.1 자연해빈(공법 미적용) 조건에서의 지형변동

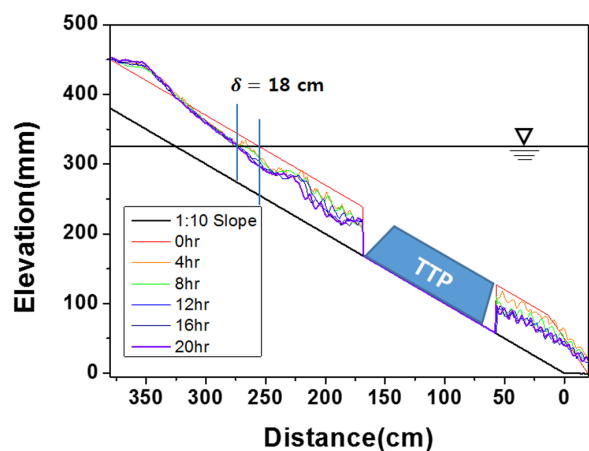
Fig. 5(a)와 Fig. 6(a)는 자연해빈(공법 미적용)상태에서 평상파, 폭풍파 조건에 대한 해빈변화를 나타낸 것으로 종축은 경사면으로부터의 모래 높이를, 그리고 횡축은 1:10 경사면과 1:30 경사면이 만나는 수평좌표 상의 기준점으로부터 수평방향의 거리를 의미한다. 각 실험은 1회당 4시간 간격으로 5회 실시하여 총 20시간 진행되었는데, 이때 Fig. 5와 Fig. 6에서 검은선은 1:10경사면, 빨간선은 조파 전 모래높이, 그리고 주황선, 초록선, 파란



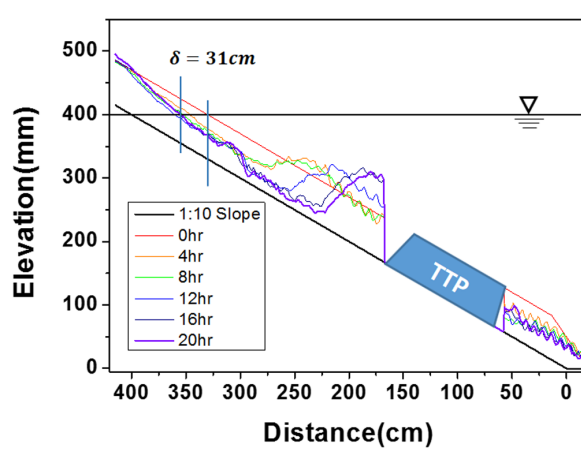
(a) Natural beach



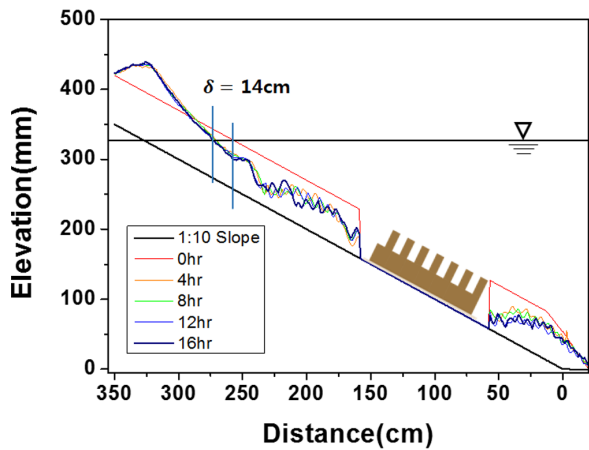
(a) Natural beach



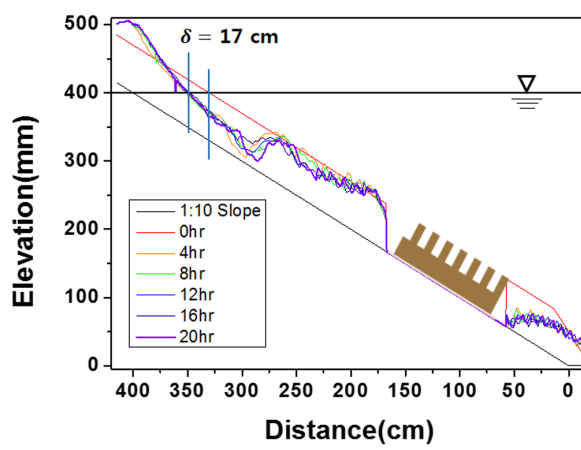
(b) TTP method



(b) TTP method



(c) ACRs method



(c) ACRs method

Fig 5. Topographical variation under ordinary wave

Fig 6. Topographical variation under storm wave

선, 남색선, 보라선은 각각 조파 4시간, 8시간, 12시간, 16시간, 20시간 이후 1:10 경사면을 기준으로 하는 모래 높이를 의미한다. Fig. 5(a)는 공법 미적용 구간의 평상과 조건 실험결과를 나타내는데 초기 해안선 지점에서 4.6cm 깊이의 침식이 발생하였고, 해안선이 42cm 후퇴($\delta=42\text{cm}$)하였다. 또한 177cm 지점에서 연안사주가 발생하였고, 최대높이는 2.1cm로 나타났다. 이는 해안선의 소류사는 육지 쪽으로 표사이동이 발생하여 퇴적형의

해빈단면이 형성되었고, 해안선의 부유표사는 이안방향의 표사이동이 발생하여 침식형의 해빈단면이 나타났다. Fig. 6(a)는 공법 미적용 구간의 폭풍파 조건 실험결과를 나타내는데 초기 해안선 지점에서 6.5cm 깊이의 침식이 발생함과 동시에 해안선이 77cm 후퇴하였으며, 연안사주는 평상과 실험결과와 유사하게 171cm 지점에서 발생하였는데 그 최대높이는 6.5cm로 나타났다. 폭풍파 조건에서는 해안선일대에서 대규모 침식이 발생하여 이

안방향에 연안사주를 생성시킨 것으로 판단된다.

4.2 TTP 잠제 공법 적용 시 지형변동

Fig. 5(b)와 Fig. 6(b)는 각각 TTP 공법이 적용되었을 때 평상파 및 폭풍파 조건에서의 지형변화를 나타낸다. 평상파조건의 경우 초기 해안선 지점에서 2.7cm 깊이의 침식이 발생하였고, 해안선의 위치는 18cm 후퇴하였다. 연안사주는 330cm 부근에서 발생하였으며 최대높이는 2.3cm로 나타났다. TTP 잠제 설치 시 자연해빈 상태보다 상대적으로 해안선 위치는 약 24cm 만큼 덜 침식되었고, 정선에서 수직방향의 침식 깊이가 3.1cm 감소하는 것으로 나타났다. 폭풍파 조건에서는 초기 해안선 지점에서 3.1cm 깊이의 침식이 발생하였고, 해안선은 31cm 후퇴하였다. 이때 TTP 잠제 설치지점 전면 180cm 부근에서 최대높이 6.5cm의 큰 연안사주가 생성되었다. 또한 자연해빈 상태에 비하여 해안선이 46cm 만큼 덜 침식되었고, 초기 해안선 지점에서 깊이가 약 3.7cm 감소하였다. 결과적으로 TTP 잠제 설치 시 자연해빈상태보다 해안선 위치는 전진하고, 해안선 주변의 침식은 감소하는 것으로 관측되었다. 이러한 현상은 잠제 설치에 따른 공법 적용 배후구간에서의 파랑저감 효과로 판단된다.

4.3 인공산호초 공법 적용 시 지형변동

Fig. 5(c)와 Fig. 6(c)는 각각 인공산호초 공법이 적용되었을 때 평상파 및 폭풍파 조건에서의 지형변화를 나타낸다. 평상파 조건의 경우 초기 해안선 지점에서 2.4cm 깊이의 침식이 발생하였고, 해안선은 14cm 후퇴하였다. 연안사주는 해안선 부근 326cm에서 발생하였으며 최대높이는 4.5cm로 나타났다. 폭풍파 조건에서는 초기 해안선 지점에서 3.2cm의 깊이의 침식이 발생하였고, 해안선은 17cm 후퇴하였다. 이는 인공산호초 공법이 적용된 경우의 해안선은 자연해빈 상태를 기준으로 할 때 평상파의 경우 28cm, 폭풍파의 경우 60cm 만큼의 해안선 후퇴를 방지한 것을 의미하며, 해안선 부근에서의 표사이동이 상당히 저감된 것으로 보인다. 또한 폭풍파와 같은 고파랑 내습 시 TTP 잠제보다 해안선이 14cm 덜 침식되는 효과를 나타내며, 더 큰 연안사주를 발생시키지 않았다. 이는 인공산호초 구조적 특성상 모래포집부에 표사가 침식되지 못하도록 포집하여 완만한 해빈경사가 유지된 것에 기인한 것으로 사료된다. 결과적으로 지형변동실험 결과에 대한 상호비교결과 인공산호초 공법 적용 시 가장 안정된 해빈 형상을 유지한 것으로 나타났다.

4.4 침식저감율 및 포집율 산정

평상파 및 폭풍파 조건에 따른 해빈사의 침식저감율과 포집율을 구하기 위해 조파 전과 후의 해빈사 체적을 측정하여 파랑 내습에 의해 유실된 해빈사 침식량을 산정하였다. 이후 코랄 셀 내부에 포집된 해빈사 포집량을 측정하였고, 식 (4)를 이용하여 침식저감율(E_{ER} , Efficiency of erosion reduction)을 계산하였다.

$$E_{ER} = \frac{V_N - \Delta V + V_C}{V_N} \times 100 \quad (4)$$

Table 2는 각각의 실험조건에 따른 총 해빈사 침식량(ΔV , cm^3), 해빈사 포집체적(V_C , cm^3), 침식저감율(%), 해빈사 포집율(E_C , %)을 나타낸다. 실험결과 자연해빈에서의 해빈사 침식량(V_N , cm^3)은 평상파 조건에서 32,902 cm^3 , 폭풍파 조건에서 63,846 cm^3 으로 폭풍파 조건에서 2배 이상의 침식이 발생하였다. 침식저감율은 평상파 조건에서 인공산호초(34.71%) > TTP(11.43%)로 나타났으며, 폭풍파 조건에서도 마찬가지로 인공산호초(71.00%) > TTP(54.24%)로 인공산호초공법 적용 시 가장 높은 침식저감율을 보이는 것으로 나타났다. 침식저감율은 평상파 조건에서 인공산호초(34.71%) > TTP(11.43%)로 나타났으며, 폭풍파 조건에서도 마찬가지로 인공산호초(71.00%) > TTP(54.24%)로 인공산호초 공법 적용 시 가장 높은 침식저감율을 보이는 것으로 나타났다. 해빈사 포집율의 경우 총 해빈사 침식량 대비 23.98%(평상파), 35.48%(폭풍파)의 포집성능을 나타냈다. 결과적으로 연성구조의 모래포집부를 가지는 공법의 특성 때문에 외해로 유실되는 해빈사를 포집하여 해빈침식을 저감시키고, 상대적으로 안정된 해빈형상을 유지한 것으로 판단된다.

5. 결 론

본 논문에서는 연안침식 피해 대응을 위해 개발한 인공산호초 공법의 파랑 제어 및 침식해빈사 포집성능을 정량적으로 분석하기 위해 2차원 수리실험을 수행하였으며, 주요 연구결과는 다음과 같다.

(1) 평상파 조건에 대한 실험결과 파고전달율은 인공산호초 공법은 0.74로 공법이 적용되지 않은 자연해빈과 TTP공법 적용 사례에 비해 우수한 파랑 감쇠성능을 나타냈다. 폭풍파 조건에

Table 2 Results of the topographical analysis for each experimental cases

	Total beach sand erosion (ΔV , cm^3)	Efficiency of erosion reduction (E_{ER} , %)	Volume of captured beach sand (V_C , cm^3)	Efficiency of beach sand capture (E_C , %)
(a) T.T.P under ordinary wave	29,142	11.43	-	-
(b) T.T.P under storm wave	41,394	54.24	-	-
(c) ACRs under ordinary wave	28,260	34.71	6,776.7	23.98
(d) ACRs under storm wave	28,693	71.00	10,179.3	35.48

서 TTP 공법은 파랑전달율이 0.99로 감소효율이 거의 나타나지 않았으며, 특히 자연해빈에서는 배후에서의 파고가 7% 증가하였다. 이에 비해 인공산호초 공법이 적용된 경우의 파랑전달율은 0.86으로 나타나 자연해빈조건 및 TTP공법과 비교하여 구조물 배후에서 파고감소효과가 가장 큰 것으로 나타났다.

(2) 파랑조건 별 지형변동분석결과, 인공산호초공법 적용 시의 해안선은 자연해빈 조건에 비해 평상과 조건에선 28cm, 폭풍과 조건에선 60cm 만큼 침식을 완화하는 효과를 보였다. 또한 자연해빈조건에서는 침식된 표사에 의해 외해 측에서 연안사주가 만들어진 것에 비해, 인공산호초 공법 적용 시 해안선부근에 연안사주가 발생하는 등 해안선 후퇴를 완화하는 효과가 나타났다. 또한 인공산호초 공법 적용 시 폭풍과 조건에서 약 71.0%의 침식저감율과 35.5%의 해빈사포집율을 나타냈다.

본 연구에서는 2차원 수리실험을 통해 파고전달율과 해빈사 침식방지성능을 분석하였으며, 이를 통해 연안침식피해 대응을 위한 인공산호초공법의 현장 적용 잠재성을 확인할 수 있었다.

향후 연구에서는 3차원 평면 실험을 통해 인공산호초 구조체 제원, 개구부 간격 등의 실험조건에 대한 파랑 및 지형변동 영향 등을 추가적으로 검토하여 공법의 최적설계를 수행하고자 한다. 지속적인 연구개발을 통해 인공산호초 공법의 최적 설계 기준이 도출되고, 공법 개선을 통해 연안침식 방지성능이 향상된다면 침식피해를 겪는 현장에 적용되어 피해를 완화하는데 기여할 수 있을 것으로 판단된다.

후 기

이 논문은 2018년 해양수산부 재원으로 해양수산과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(연안침식 관리 및 대응기술 실용화)

References

- Ciavola, P., Vicinanza, D., Fontana, E., 2008. Beach Drainage as a Form of Shoreline Stabilization: Case Studies in Italy. Proceedings of the 31st International Conference on Coastal Engineering, Hamburg Germany, 2646-2658.
- Ferrario F., Beck, M.W., Storlazzi, C.D., Micheli, F., Shepard, C.C., Airolidi, L., 2014. The Effectiveness of Coral Reefs for Coastal Hazard Risk Reduction and Adaptation. Nature Communications, 5(3794), 1-9.
- Hur, D.S., Lee, W.D., Jeon, H.S., 2010. A Study on Beach Stabilization by Laying Drainage Layer. Journal of the Korean Society of Civil Engineers, 30(3), 325-335.
- Jeong, Y.M., Hur, D.S., 2016. Numerical Experiment of Wave Attenuation Considering Behavior of Vegetation Zone. Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers, 28(4), 232-239.
- Kang, Y.K., Park, H.B., Yoon, H.S., 2010. Shoreline Changes Caused by the Construction of Coastal Erosion Control Structure at the Youngrang Coast in Sockcho, East Korea. Journal of the Korean Society for Marine Environmental Engineering, 13(4), 296-304.
- Kang, Y.K., Hong, C.B., 2016. Development of New Coastal Erosion Management Method using Wave Direction Control System(1); New CeM: Tendency of Coastal Erosion and Measures, and Suggestion of New CeM. Journal of Coastal Disaster Prevention, 3(1), 14-35.
- Kim, B.M., Jeon, Y.H., Yoon, H.S., 2016. A Hydraulic Experiment Using Artificial Seaweed for Coastal Erosion Prevention. Journal of the Korean Society for Marine Environment and Energy, 19(4), 266-273.
- Kim, T.K., 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.
- Ministry of Oceans and Fisheries, 2014. The Second Coastal Maintenance Basic Plan Change Plan.
- Ministry of Oceans and Fisheries, 2016. Manual of design Standard and Explanation for Offshore Facilities.
- Park, S.K., Park, H.B., Kim, Y.H., 2017. Experimental Study on Effectiveness of Wave Reduction and Prevention Erosion of Nourishment Sand Using the Cell Group. Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers, 29(5), 269-277.
- Robert, G.D., 1991. Equilibrium Beach Profiles: Characteristics and Applications. Journal of Coastal Research, 7(1), 53-84.
- Shin, S.H., Hong, K., 2004. An Experimental Study of Sediment Transport Patterns behind Offshore Structure. Journal of the Korean Society for Marine Environmental Engineering, 7(4), 207-215.
- The Province of Gangwon, 2013. Final Report of the Coastal Erosion Monitoring 2012.

Variations in Tribology Factors of SM45C by UNSM Modification

Hyun-Bo Shim*, Chang-Min Suh^{ORCID}**,***, Min-Soo Suh****, Auezhan Amanov***** and Young-Sik Pyun*****

*School of Mechanical Engineering, Yeungnam University, Kyongsan, Korea

**School of Mechanical Engineering, Kyungpook Nat'l University, Daegu, Korea

***DMI Senior Fellow, Daegu, Korea

****Korea Institute of Energy Research, Daejeon, Korea

*****Department of Mechanical Engineering, Sun Moon University, Asan, Korea

SM45C재의 UNSM 처리에 의한 트라이볼러지 특성 변화

심현보* · 서창민^{ORCID}** · 서민수*** · 아마노브**** · 편영식*****

*영남대학교 기계공학부

**경북대학교 기계공학부

***대구기계부품연구원 자문위원

****한국에너지연구원

*****선문대학교 기계공학부

KEY WORDS: Tribology 트라이볼러지, Press die 프레스 금형, SM45C, Surface hardness 표면경도, Ultrasonic nanocrystal surface modification 초음파나노표면개질, Friction coefficient 마찰계수

ABSTRACT: The following results were obtained from a series of studies to accumulate data to reduce the coefficient of friction for press dies by performing tribological tests before and after the UNSM treatment of SM45C. The UNSM-treated material had a nano-size surface texture, high surface hardness, and large and deep compressive residual stress formation. Even when the load was doubled, the small amount of abrasion, small weight of the abrasion, and width and depth of the abrasion did not increase as much as those for untreated materials. When loads of 5 N, 7.5 N, and 10 N were applied to the untreated material of SM45C, the coefficient of friction was approximately 0.76-0.78. With the large specimen, a value of 0.72-0.78 was maintained at a load of 50 N despite the differences in the size of the wear specimen and working load. Tribological tests of large specimens of SM45C treated with UNSM under tribological conditions of 100 N and 50 N showed that the frictional coefficient and time constant stably converged between 0.7 and 0.8. The friction coefficients of the small specimens treated with UNSM showed values between 0.78 and 0.75 under 5 N, 7.5 N, and 10 N. The friction coefficients of the SM45C treated with UNSM were comparable to each other.

1. 서 론

액화 천연가스(Liquefied natural gas, LNG)의 화물창은 LNG의 운송을 위한 Loading과 Unloading의 반복으로 111K(-162°C)에서 반복하중을 받게 된다. 또한, LNG의 액압과 파도에 따른 움직임으로 Sloshing(요동)이라는 유체유동의 효과에 의한 동적압력 하중 하에서 운전된다. 요동현상과 고압의 복합작용에 의해 멤브레인(Membrane)의 파손을 방지하기 위해 멤브레인에 주름을 설치하는데 이 주름은 평판소재에 소성가공으로 성형된다(Chun et al., 2009; Kim et al., 2010; Kim et al., 2011).

LNG 선박용 내조 시스템에 사용되고 있는 멤브레인 재료는 성형성이 뛰어난 뿐 만 아니라 용접성, 내식성, 인장강도 및 피로강도, 그리고 극저온에서 인성이 좋아야 한다. 이의 대표적인 재료는 9% Ni강과 오스테나이트계 스테인레스강(STS 304L급) 등이 알려져 있다(Kim et al., 2011; Kim et al., 2013; Yu et al., 2013; Suh et al., 2016).

주로 금속판을 반복적으로 소성변형시켜 제품을 만드는 프레스금형은 제품 정밀도를 유지하기 위해 부품의 내구성이 중요하며, 이와 관련하여 내마모성과 마찰계수의 감소에 의한 소성 변형의 균일화가 확보되어야 한다(Amanov et al., 2012; Amanov

Received 7 August 2018, revised 28 October 2018, accepted 13 December 2018

Corresponding author Chang-Min Suh: cmsuh@knu.ac.kr ORCID: http://orcid.org/0000-0001-7034-8764

© 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.

et al., 2014; Gim and Jeong, 2007; Jeon et al., 2014; Lee et al., 2015; Pyun et al., 2012; Suh et al., 2016).

따라서 본 연구에서는 LNG 선박의 경량화와 안전성 확보를 위해서 이의 핵심요소인 멤브레인 소재인 STS 304L에 대한 주름성형에 의해 발생된 소성변형의 영향을 트라이볼러지(Tribology)적인 관점에서 평가하도록 한다. 즉 주름성형동안 발생하는 소성변형률과 두께감소의 정도는 공정조건, 즉 금형설계, 드로비드, 금형과 소재사이의 윤활, 금형의 표면처리 등에 크게 영향을 받게 된다.

본 연구에서는 주름성형용 금형의 표면처리와 윤활방법이 마찰력에 어떤 영향을 미치는지 조사하기 위해 트라이볼러지 시험을 실시하여 최적의 표면처리방법을 도출하기 위해 연구를 수행하였다. 즉 멤브레인 성형의 금형재질인 SM45C를 사용하여 트라이볼러지 인자의 변화를 고려하면서 초음파나노표면개질(UNSM, Ultrasonic nanocrystal surface modification) 표면처리 조건과 트라이볼러지 시험기의 하중조건에 따른 마찰계수의 특성변화를 시험평가 함으로써 멤브레인 두께감소와 면굴곡을 최소화할 수 있는 윤활방법과 표면처리방법을 선택할 수 있도록 자료를 축적하고자 한다(Amanov et al., 2012; Amanov et al., 2014; Gim and Jeong, 2007; Jeon et al., 2014; Lee et al., 2015; Pyun et al., 2012; Suh et al., 2016).

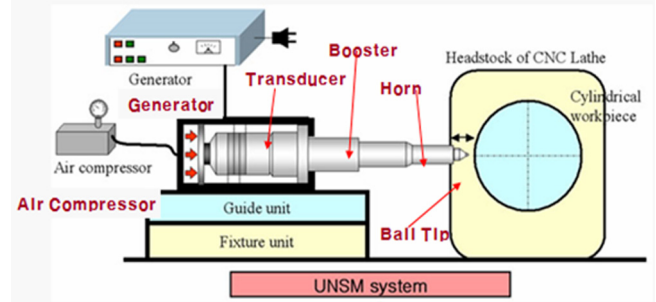
2. 시험방법과 실험장비

2.1 UNSM처리기술과 장비

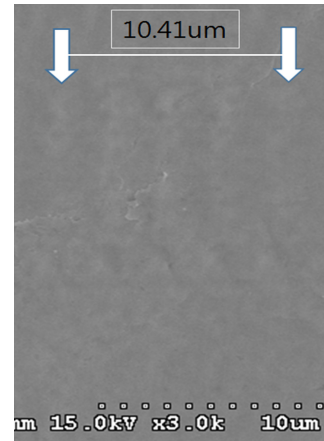
Fig. 1(a)는 본 연구에 사용된 UNSM 기술용 장비의 구성요소를 나타내었다. 즉 Fig. 1(a)와 같이 진동자(Tranducer, 20kHz), 부스터(Booster), 혼(Horn)으로 되어있고, 혼의 선단에는 볼(Ball)과 볼을 고정시켜 주는 볼팁(Tip)이 있다. 연마한 금속에 UNSM 처리를 하면 Fig. 2(a)와 같이 외관상 구분이 되며, 마이크로 딴플(Dimple)(Fig. 1(b), Fig. 1(c))이 생성되면서 딴플 패턴을 형성하므로 프리즘의 색상이 나타나게 되고, 이 표면은 연마한 표면보다 거칠기(Surface roughness)가 개선된다. 또한 금속표면에 1초당 20,000번 이상의 타격을 통해 금속조직이 나노 구조화(Nano structure)로 되고, 표면경도가 향상되며, 크고 깊은 압축잔류응력(Compressive residual stress)이 표면에 형성된다(Amanov et al., 2012; Amanov et al., 2014; Lee et al., 2015; Suh et al., 2007).

Table 1은 본 연구에 사용된 UNSM처리조건으로 기초자료에 의하여 SM45C에 가장 적합한 조건을 선택하였다. Fig. 1(b)는 UNSM 처리 후의 SM45C의 표면상태의 SEM(Scanning electron microscope)사진으로 규칙적인 가공 흔적을 확대사진에서 관찰할 수 있다. 가공간격은 약 2.6 μ m(2개의 화살표의 간격이 10.41 μ m이므로 4개로 나눈 값)이다. Fig. 1(c)는 3D로 관찰한 AFM(Atomic force microscope, SPA400, Japan) 사진으로 수평의 2축은 μ m단위이고, 높이 축은 nm로 관측된 사진이다. 여기서 규칙적인 UNSM의 가공흔적 및 Micro dimple의 특성을 높이 축에서 알 수 있다.

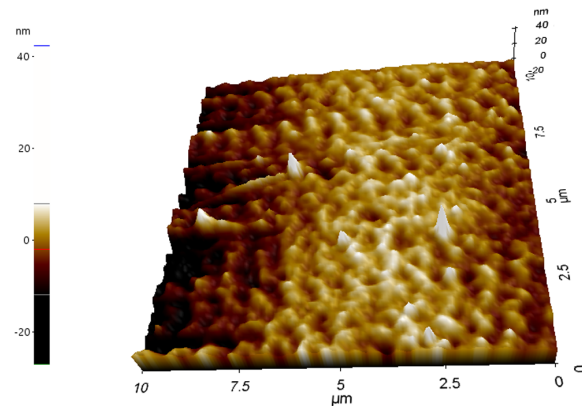
UNSM 처리조건은 Table 1과 같지만 작용하중을 30N, 40N, 50N으로 달리하면서 3가지 조건으로 UNSM처리하여 UNSM-30N, UNSM-40N, UNSM-50N으로 칭하였다.



(a) UNSM equipment

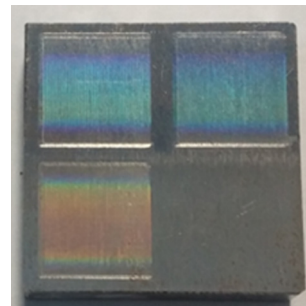


(b) SEM image (3000 \times)



(c) 3D of Atomic Force Microscope (AFM) after UNSM treatment

Fig. 1 UNSM equipment and micro forging traces



(a) For CSM tester



(b) For TE77 AUTO tester

Fig. 2 Configuration of the test specimens

Table 1 UNSM conditions of SM45C

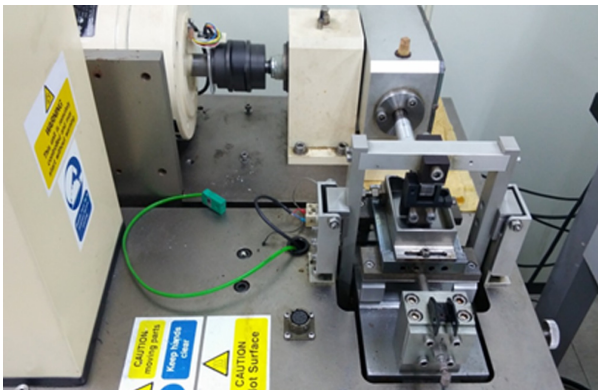
Fre- quency [kHz]	Ampli- tude [μ m]	Horn speed [mm/min]	Feed rate [mm/rev]	Speed [mm/min]	Load [N]	Ball Diameter [mm]
20	30	3,000	0.07	2,000	30, 40, 50	2.38

2.2 SM45C의 시험편과 트라이볼러지 시험방법

본 시험에서 사용한 마모시험편은 Fig. 2(a)와 같이 20×20×5mm 크기의 정사각형(Fig. 3(a)의 시험기용을 작은 시험편이라 칭한다.)와 Fig. 2(b)와 같이 38×58×4mm 크기의 직사각형(Fig. 3(b)용)인 SM45C계 시험편을 큰 시험편이라 칭하였고, 시험편의 화학성분과 물성치는 Table 2와 같다.



(a) CSM Instruments, Micro-tribo tester.



(b) TE77 AUTO, Plint & partners,

Fig. 3 Tribology experimental apparatus

Table 2 Mechanical properties and chemical composition of SM45C [wt %] ($UT = 625$ MPa, $YP = 530$ MPa, Vickers $Hv = 210$)

C	Mn	P	S	Fe
0.42 ~ 0.5	0.6 ~ 0.9	< 0.04	< 0.04	98.51 ~ 98.98

마찰·마모 시험의 조건은 Table 3과 같고, Fig. 3의 왕복식 트라이볼러지 시험기를 사용하였다. 시험편의 표면조도는 SM45C 기계가공 후 연마하여 사용하였다.

이와 같이 작은 시험편은 Fig. 2(a)와 같이 3가지 종류의

Table 3 Tribology test conditions of SM45C

Specimen type	Load [N]	Speed [Hz]	Stroke [mm]	Time [min]	Counter part (SAE2100)	Condition
Small	10, 7.5, 5	2.5	15	25	$d=5$ mm	Dry
Large	50, 100	2	15	30, 60	$d=10$ mm	Dry

UNSM처리를 한 경우이며, 시험편 1개에 여러 조건의 시험을 시행할 수 있고, 하중은 5N, 7.5N, 10N에서 실시하였다. Fig. 2(b)의 큰 시험편은 1조건 만의 실험이 가능하며, 목적에 따라 50N과 100N에서 1,800초(0.5h)과 1,200초(0.3h)에서 트라이볼러지 시험을 실시하였다.

2.3 시험장비

본 연구에 사용된 트라이볼러지 시험장비는 Fig. 3(a)과 같이 작은 시험편용(CSM Instruments, Micro-tribo tester, Swiss)과 Fig. 3(b)와 같이 큰 시험편용(TE77 AUTO, Plint & partners, England)을 사용하였다.

표면 거칠기를 측정하기 위해 거칠기 측정 장비(Mitutoyo SJ-210, Japan)을 사용하였으며, 경도를 측정하기 위한 비커스경도기(Mitutoyo MVK-E3, Japan)와 로크웰경도 측정 장비(Wolpert Testor 2000, Instron Corp. USA)를 사용하였다. Micro dimples를 확인하기 위해 AFM을 사용하였다. 그리고 SEM사진은 FE-SEM (S-4300, Hitachi, Japan)장비를 사용했으며, 마모면의 형상은 표면스캐러치와 형상 측정 장비(Surfcom 1500 sd3, Japan와 Form Talysurf PGI, Taylor Hobson, England)를 각각 사용하였다.

3. 시험 결과 및 고찰

3.1 SM45C재의 미처리재와 UNSM처리재의 트라이볼러지 특성

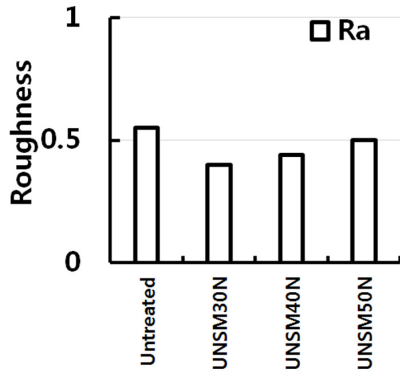
3.1.1 표면 거칠기 변화

Fig. 4는 작은 시험편으로 기계 가공한 상태인 미처리재와 UNSM처리재 3가지의 표면 거칠기를 비교하여 나타내었다. Fig. 4(a)는 평균 거칠기 Ra 이고, Fig. 4(b)는 거칠기 높이 Rz , Fig. 4(c)는 전체 Data를 모두 비교한 것으로 조도 Rz 의 값이 가장 큰 마이크로 냉간단조 형식인 UNSM처리에 의하여 생긴 현상이다. 이때, 미처리재의 조도가 가장 크며, UNSM 처리재 중에는 정하중을 크게 한 UNSM-50N의 조도가 UNSM-30N과 UNSM-40N에 비하여 크며, 정하중에 따라 Ra 가 거의 선형적으로 증가하는 경향은 나타내었다. 이 자료중에 Rz 의 거칠기 값이 최대값을 나타내므로, 최근 Ra 보다 신뢰성이 크다고 평가하는 경향이다.

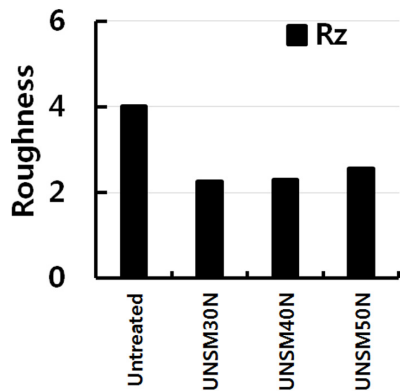
3.1.2 경도치의 변화

표면 경도는 Fig. 5와 같이 UNSM 처리전(Hv , 210)보다 UNSM-30N인 경우 225로 7.1% 상승하였고, UNSM-40N은 228로 8.6%, UNSM-50N은 224로 6.7% 상승되었다. 따라서 3가지를 평균하면 7.5%의 상승효과를 얻을 수 있었다.

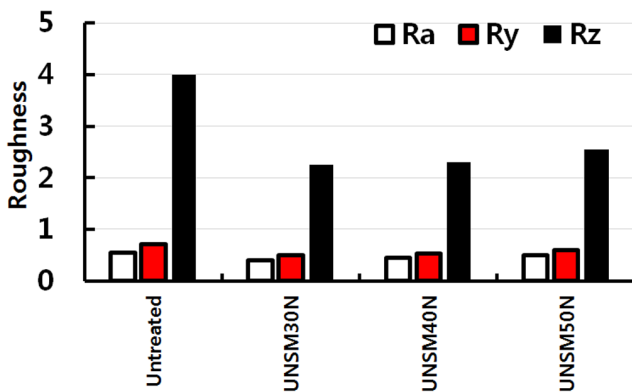
이러한 Fig. 5의 경도치의 변화곡선에서 UNSM처리하면 모두 표면경도가 증가하고 선형으로 증가되는 경우가 일반적이지만 경우에 따라 국부적으로 경화가 아니고, 연화현상이 생겨 표면



(a) Comparison of average surface roughness R_a before and after UNSM treatment [unit: μm]



(b) Comparison of average surface roughness R_z before and after UNSM treatment [unit: μm]

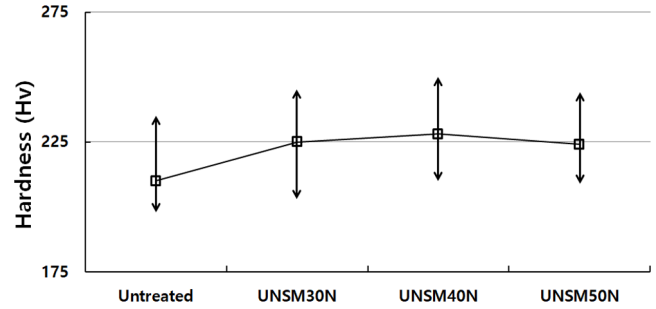


(c) Comparison of R_a , R_y , and R_z

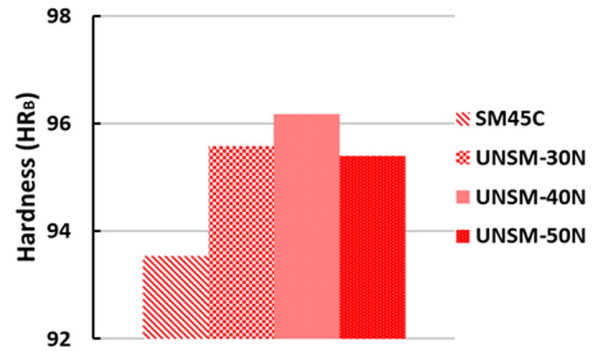
Fig. 4 Comparison of average surface roughness R_a , R_y , and R_z before and after UNSM treatment [unit: μm]

경도치가 떨어지는 경우가 생겼다. 이 결과를 재확인하기 위하여 2~3차 H_v 경도시험을 실시했지만 Fig. 5와 같은 경향을 얻었다. H_v 의 미소한 경도치의 변화는 측정위치에 따라 높게, 또는 낮게되는 현상이 생기거나, 일어나는 현상으로 HRB(Brinell hardness)시험에서는 이런 현상은 없었다.

Fig. 5(b)는 큰 시험편으로 가공한 SM45C 모재와 이 모재에 UNSM-30N, UNSM-40N, UNSM-50N의 3가지 조건으로 표면 처리된 마모시험편의 표면 경도 HR_b 를 측정하여 비교한 자료이다. 이 그림에서 모재보다 UNSM 처리 재는 약 2.4% 증가하는



(a) Variation of Hv hardness depend on UNSM load



(b) Comparison of HRb hardness for untreated and UNSM-treated specimens

Fig. 5 Variation of hardness depend on UNSM load

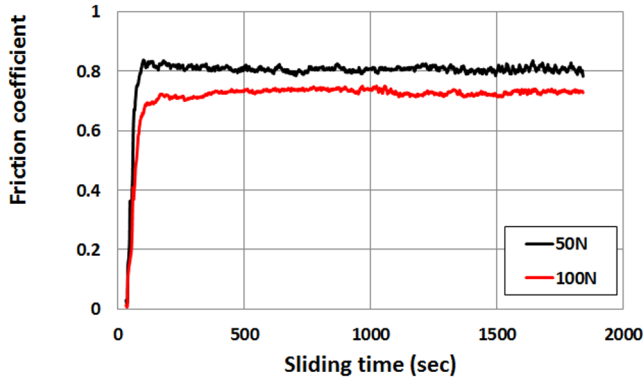
경향을 나타내었다. 또한 3가지 UNSM재의 정하중에 의한 차는 크지 않았다. 이러한 경도상승 현상은 조직의 나노화, 압축잔류 응력의 형성 등과 연관성이 크다고 보고되고 있다.

3.1.3 미처리재의 하중에 따른 마찰계수 변화

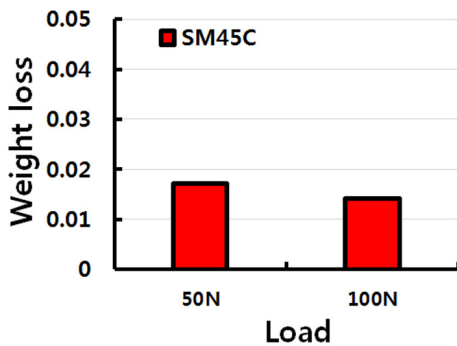
Fig. 6(a)는 Fig. 3(b)의 장비를 사용하여 SM45C 미처리재의 큰 시험편으로 트라이볼러지 시험한 결과를 시간에 따라 마찰계수가 변화하는 상태를 나타내었다. Dry 조건으로 1,800초까지 하중 50N로 실시했을 때 마찰계수의 변화폭이 생겼지만 0.783을 유지하였고, 100N에서는 0.72(± 0.04)값을 유지하였다. Fig. 6(a)의 자료는 하중 100N, 50N에 대한 마찰계수인데, UNSM처리된 플레이트에 대한 볼 타입 상대재의 왕복운동의 특성으로 판단된다(Amanov et al., 2012).

Fig. 6(b)는 Fig. 6(a)의 시험한 시험편을 천평으로 측정하여 무게 감소량을 하중별로 비교하면 하중 50N에 비하여 100N의 하중이 작용할 때의 무게 감소량이 약 17% 감소하였다. 이것은 SM45C재와 같은 연성이 있는 재질에서 하중 50N에 비하여 100N의 하중에 의하여 마모 시에 나타나는 부분적인 가공경화 현상으로 판단된다.

Fig. 7은 SM45C재의 미처리재의 작은 시험편과 큰 시험편의 마찰계수와 하중조건과의 관계를 막대그래프로 비교한 것이다. 즉 작은 시험편의 미처리재의 마찰계수는 하중이 5N, 7.5N, 10N의 결과에서는 약 0.76-0.78 정도로 거의 비슷하게 나타났고, 큰 시험편에서는 Fig. 6(a)와 같이 하중 50N에서는 0.783을 유지하였고, 100N에서는 0.72(± 0.04)값을 유지하여, 마모시험편과 작용하중의 크기의 차이에도 불구하고 0.72~0.78의 비슷한 마찰계수를 나타내었다.



(a) Variation in friction coefficient of the untreated specimen as a function of reciprocating sliding time at a normal load of 50 N and 100 N under reciprocating dry sliding conditions



(b) Variation in weight loss of untreated specimen

Fig. 6 Variation in friction coefficient and weight loss

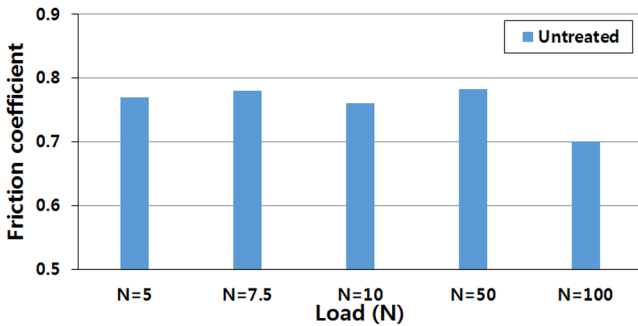
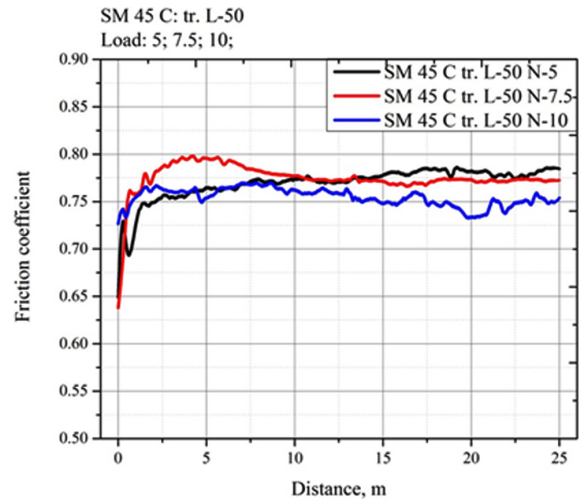


Fig. 7 Relationship between friction coefficient and normal loads

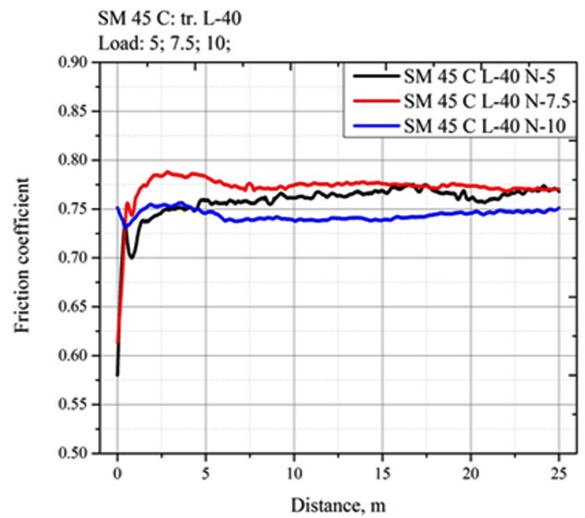
3.1.4 UNSM 처리 조건과 하중에 따른 작은 시편의 마찰계수의 특성 변화

Fig. 8(a)와 Fig. 8(b)는 작은 시편으로 트라이볼로지 시험한 시편의 결과를 마모된 거리로 마찰계수를 도기한 결과를 예시한 것이다. 이 두 그림은 UNSM-50N과 UNSM-40N 처리제의 결과로 하중에 따라 약간의 차이는 있어도 마찰계수는 0.75~0.8사이에 변동하면서 서로 비슷한 특성을 나타내었다.

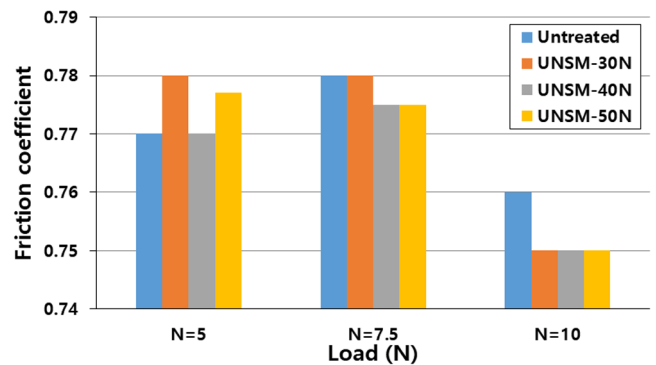
Fig. 8(c)는 Fig. 8(a)와 Fig. 8(b) 같은 자료를 사용하여 마찰계수의 변화를 막대그래프로 비교한 것이다. 이때 마찰계수가 수렴하면서 안정적인 값을 취할 때를 선택하였으며, 하중이 7.5N과 5N인 경우는 마찰계수가 0.77~0.78 사이의 값을 보였다. 여기서 미처리제에 비교하여 작은 마모시험편의 작용하중이 5N,



(a) UNSM treated specimen at 50 N



(b) UNSM treated specimen as 40 N



(c) At a normal load of 5 N, 7.5 N, and 10 N

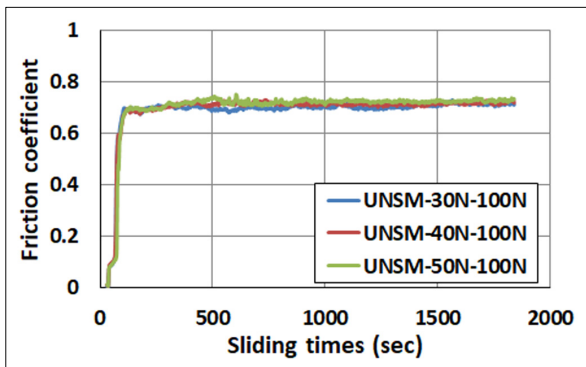
Fig. 8 Variation in friction coefficient of UNSM treated specimen as a function of static loads 50 N (a) and 40 N (b) at a normal load of 5 N, 7.5 N, and 10 N

7.5N인 경우는 10N보다 마찰계수가 증가하는 경향을 나타내었지만 10N에서는 마찰계수가 감소하는 경향이 나타내었다. 특히 10N의 경우는 7.5N 보다 3.2% 감소하는 경향을 나타내었다.

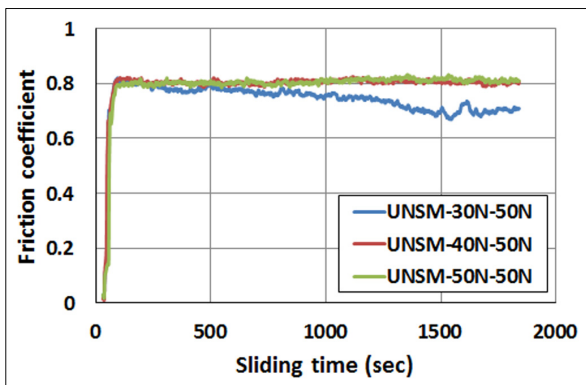
3.1.5 UNSM 처리 조건과 하중에 따른 큰 시험편의 마찰계수의 특성 변화

Fig. 9(a)와 Fig. 9(b)는 정하중을 30N, 40N, 50N의 3가지 조건으로 UNSM 처리된 UNSM-30N, UNSM-40N, UNSM-50N의 큰 시험편에 Fig. 3(b)의 시험 장치로 100N과 50N하에 트라이볼러지 시험하여 마찰계수와 시간과의 관계를 각각 나타내었다. 이 트라이볼러지 시험결과에서 3가지 UNSM 처리제는 하중이 큰 100N의 경우가 마찰계수가 0.7에 수렴하였고, 50N의 경우는 0.8에 수렴 후 UNSM-30N제는 마찰계수가 약간 감소하면서 안정된 경향을 나타내었다. 따라서 Fig. 8(c)의 작은 시험편의 마찰계수의 특성과 비교하면 큰 시험편은 0.7~0.8로 비슷한 경향을 나타낸 것이다. 이러한 마찰계수의 특성은 UNSM 처리에 따른 효과에 의한 것으로 재료특성과 마멸 폭과 깊이에도 연관성이 있을 것으로 예상된다.

SM45C제의 미처리재보다 UNSM 처리제의 마찰계수가 감소하는 경향이지만 Fig. 8(a)와 같이 마찰거리에 따라 그렇지 않은 경우도 공존하였다. 이것은 SM45C제가 다른 연구자들의 금형재료보다 연하고 변형이 잘 되는 재료의 특성에서 생기는 것으로 예상된다(Amanov et al., 2012; Amanov et al., 2014; Lee et al., 2015). 초경과 같이 경한 프레스금형에서는 UNSM 처리하여 트라이볼러지 시험하면 Fig. 10과 같이 마찰계수가 미처리재는 0.6~0.68, UNSM 처리제는 0.5 ~ 0.55로 되었다는 연구와 같이 경한 재료에는 UNSM 처리의 효과가 커지만 본 연구에 사용된 연한 재료인 SM45C제에는 그 효과가 커지 않았다(Gim and Jeong, 2007).



(a) At a normal load of 100 N



(b) At a normal load of 50 N

Fig. 9 Variation in friction coefficient of UNSM treated specimen as a function of static loads 30 N, 40 N and 50 N

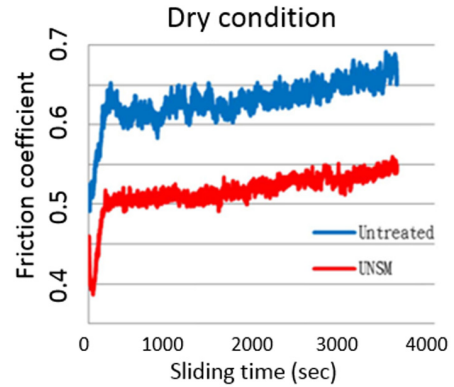


Fig. 10 Comparison of friction coefficient before and after UNSM treatment of carbide hardened materials

Fig. 11과 Table 4는 Fig. 9의 자료를 얻을 때, 즉 SM45C 모재에 UNSM 처리된 3가지 조건으로 처리된 큰 시험편의 트라이볼러지 시험에서 1,800초 후의 무게 감소량을 하중별로 정리한 자료이다. 이 자료에서 수직하중 50N의 조건보다 100N의 조건에서 마모량이 약간 감소하였으나, 마멸량의 차이는 적으며, Fig. 6(b)의 미처리재에서도 같은 현상이 생겼다. 이러한 중량 감소 현상에 따른 현상은 SM45C 모재의 특성과 마멸폭과 마멸깊이 변화와 연관성이 크므로 3.1.6에서 다시 검토한다.

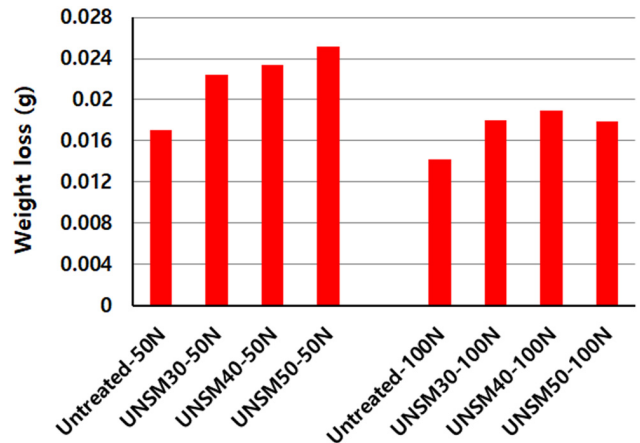


Fig. 11 Variation in weight loss of UNSM treated specimen

Table 4 Comparison of weight loss of the untreated specimen, and UNSM treated specimens

Specimen	Weight loss [g]	
	50 N	100 N
Untreated	0.0171	0.0142
UNSM-30	0.0224	0.0180
UNSM-40	0.0234	0.0189
UNSM-50	0.0252	0.0179

3.1.6 마모 궤적과 마모 깊이의 변화

Fig. 12는 작은 시험편으로 실시한 트라이볼러지시험의 결과를 마모 궤적(Wear track profile)으로 정리한 것이다. 미처리재와 UNSM 처리제 3가지를 동시에 나타내었고, 이 그림에서 마모궤

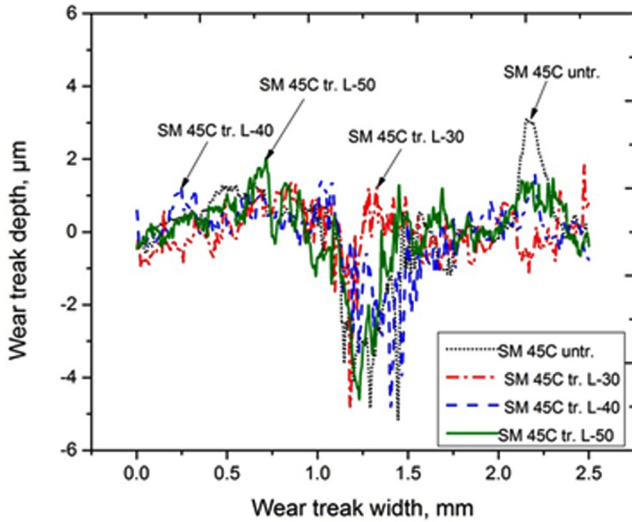


Fig. 12 Cross-sectional wear track profiles of the untreated and UNSM-treated specimens

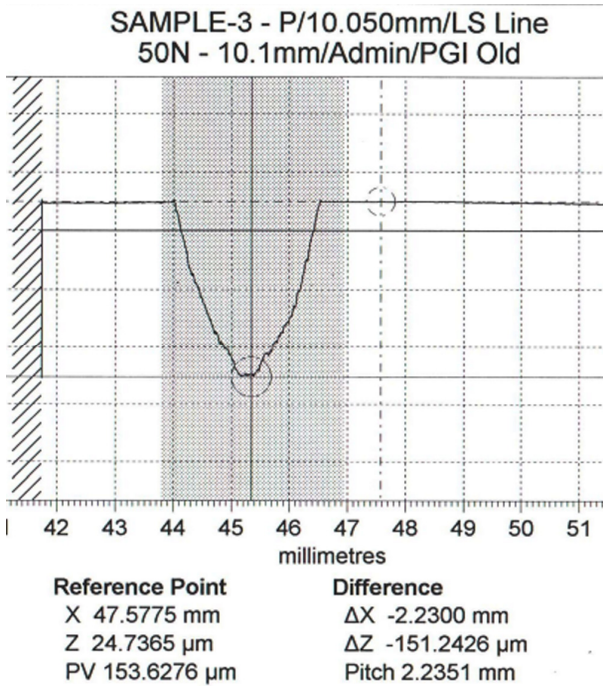


Fig. 13 Sample of wear depth by Taylor Hobson tester

적의 변화특성의 일관성을 나타내었다. 1.3mm에서 1.5mm 사이에 마모궤적의 깊이의 값이 감소하는 의미는 1차 마모궤적이므로 생긴 현상이다. 추가로 마모궤적을 추가하면 그 폭이 넓어지는 현상이 예상된다.

Fig. 13은 큰 트라이볼러지 시험편을 사용하여 Fig. 9와 Fig. 11의 자료를 얻을 때, 즉 50N과 100N하에서 실시된 시험결과를 거칠기 측정 장치(Taylor Hobson tester)를 사용하여 마모폭과 마모깊이를 측정한 예이다. 즉 Fig. 13과 같은 측정결과를 출력받아, 그 자료를 각각 스캔하여 정리하면서 마모의 최대 폭은 Fig. 14(a)에, 마모의 최대 깊이는 Fig. 14(b)로 나타내었고, 그 특성을 Table 5와 같이 정리하였다.

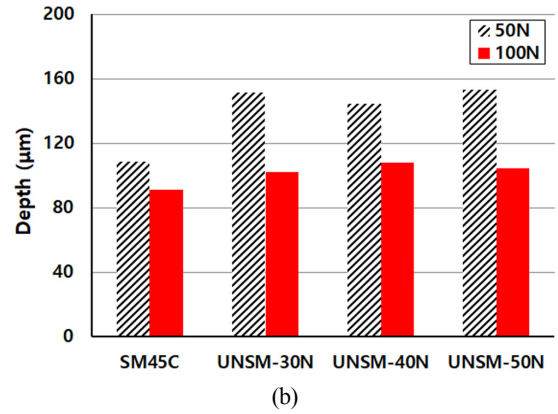
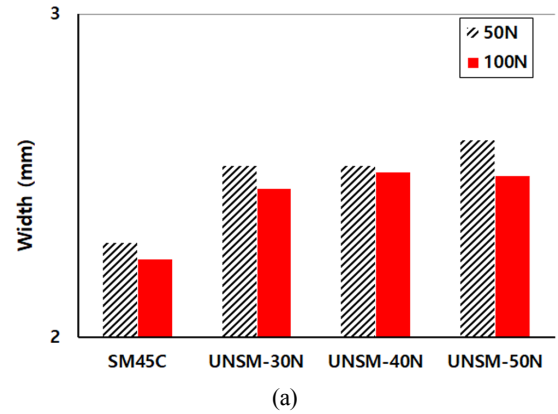


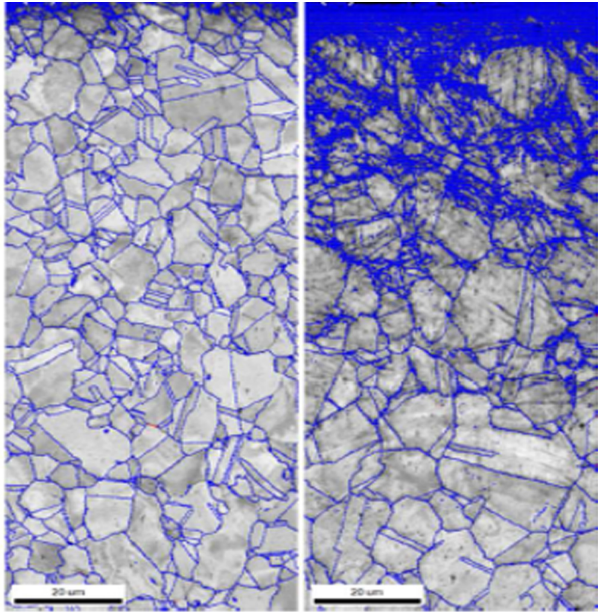
Fig. 14 Variation in wear width and depth to static load and specimen conditions at a normal load of 50 N, and 100 N

Table 5 Comparison of wear width and depth to static load and specimen conditions

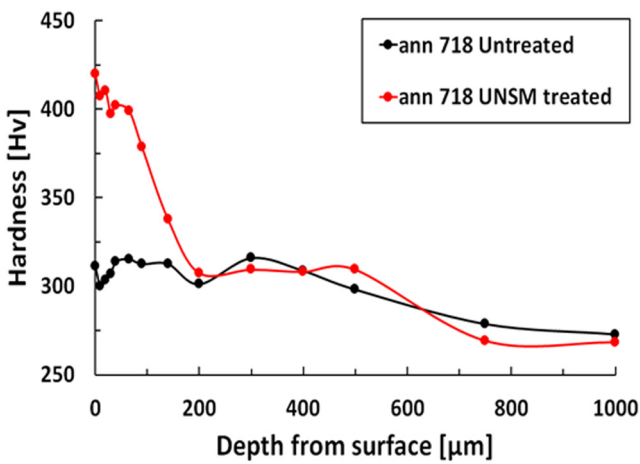
Specimen	50 N		100 N	
	Width [mm]	Depth [mm]	Width [mm]	Depth [mm]
SM45C	2.29	0.108	2.24	0.091
UNSM-30	2.53	0.145	2.46	0.108
UNSM-40	2.53	0.151	2.51	0.102
UNSM-50	2.61	0.153	2.50	0.105

Fig. 14와 Table 5의 자료에서 트라이볼러지 시험 후의 시험편 중앙부의 표면 거칠기의 최대폭과 최대 깊이는 미처리제인 SM45C와 같이 UNSM-30N, UNSM-40N, UNSM-50N으로 표면 처리된 3가지 시험편에는 트라이볼러지 시험시의 하중이 2배로 크지만 그 차이가 매우 적다. 특히 최대깊이에서는 하중이 100N인 경우가 50N보다 적어지는 경향은 연성재료의 마모에 의한 국부적인 가공경화현상으로 예상된다. 이 현상은 SEM 관찰에서 다시 분석하기로 한다.

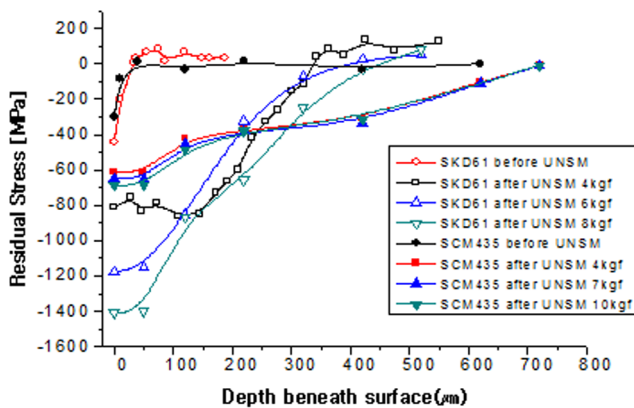
또 UNSM 처리효과가 트라이볼러지 현상에 생기는 것은 Fig. 15와 같이 다른 연구에서 얻은 자료이지만, UNSM 처리제는 표면조직의 나노화가 약 120 μm까지 형성되었고, 표면경도의 상승과 깊고 큰 압축잔류응력의 형성에 원인이 있는 것 같다(Pyun et al., 2012; Suh et al., 2007).



(a)



(b)



(c)

Fig. 15 The UNSM treated material seems to be caused by nanoization of surface texture (a), surface hardness increase (b) and formation of deep and large compressive residual stress (c) (Pyun et al., 2012; Suh et al., 2007)

3.2 트라이블러지 시험후의 SEM관찰 결과

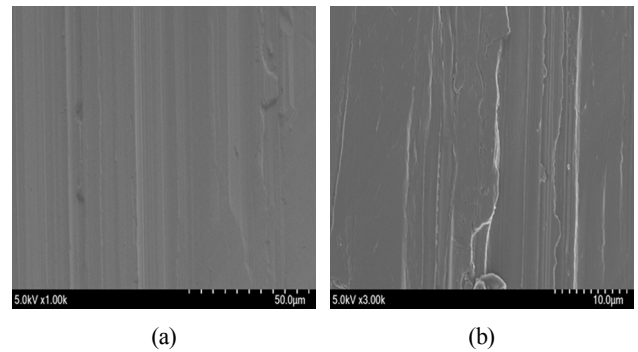
3.2.1 SM45C재의 미처리재의 SEM관찰 결과

Fig. 16은 큰 시편의 중앙부를 SEM 관찰 한 것으로, 트라이블러지 시험 약 20초 후의 미처리 소재의 표면을 예시한 것이다. Fig. 16(a)는 1000×, Fig. 16(b)는 3000×로 각각 확대한 것이지만, 특별한 마멸흔적(Wear trace)은 찾을 수가 없다. 마찰과 마모가 시작되는 초기조건으로 표면돌기(Asperity)들에 의한 마멸로 마이크로 그루브가 형성되는 것을 볼 수 있다.

Fig. 17(a)는 미처리재에 작용하중 50N에서 1,800초(0.5 시간) 후의 마모상태이다. Fig. 17(b)는 Fig. 17(a)의 마모된 중앙부를 30× 배율로 SEM관찰한 결과이고, Fig. 17(b)에는 마모흔적을 2개의 화살표로 나타내었다. 이 폭은 SEM 관찰과 거칠기 시험기에서는 1.89mm로 측정되었고, 마멸트랙의 좌우는 기계가공으로 인한 방향성이 보인다.

Fig. 17(b)에는 용착 미끄럼(Adhesive sliding, Ad-S) 영역이 마멸흔적 내에 진한 색으로 잘 나타내었다. 또 Fig. 17(b)의 사각형으로 표시한 부분을 100× 확대하면 용착 미끄럼이 관찰되었고 용착마멸(Adhesive wear, Ad-W) 또한 관찰되었다. 용착 미끄럼은 연성재료에서 주로 나타나며 볼-플레이트 미끄럼 접촉 시에 플레이트를 붙이 누르며 지나가면서 발생하는 주요한 현상으로 미끄럼과 열에 의한 소재의 소성변형에 기인한 것이다. 미끄럼운동 시에는 특성이 방향성을 가지고 일관되게 나타나지만, 본 실험은 왕복운동이므로 상대적으로 확인되지 않았다.

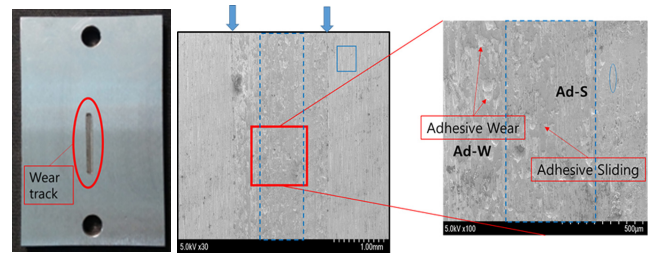
Fig. 18은 Fig. 17(c)부분을 다시 확대한 SEM 사진으로 500배와 1,000배로 각각 확대하였고, Ball-on plate 왕복운동이라 방향



(a)

(b)

Fig. 16 SEM images of micro wear grooves for the untreated SM45C specimen after 20 sec. of the tribology test



(a)

(b)

(c)

Fig. 17 Specimen and SEM images(30×, 100×) at the center of wear track of untreated specimen. (a) specimen surface, (b) mag. of 30×, and (c) mag. of 100×

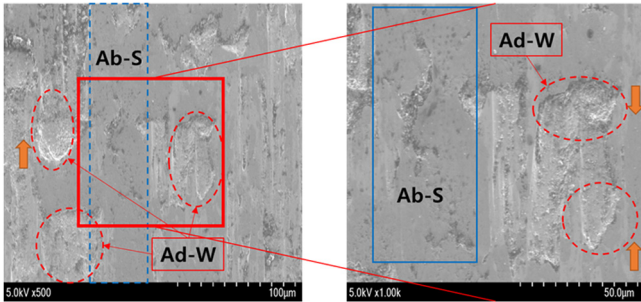


Fig. 18 SEM images (500×, 1000×) at the center of wear track of untreated specimen.

성은 없지만, 융착 미끄럼 영역과 융착 마멸 부분이 눈에 띄게 관찰되며 입자들에 의한 연삭미끄럼(Abrasive sliding, Ab-S) 영역은 상부 볼의 미끄럼접촉 운동에 의해 소재가 소성변형을 하며 지나간 자국이다.

Fig. 18에서는 Ab-W가 생성된 방향이 관찰되는 데 왕복운동 중에 생성된 Ab-S영역에서 소성변형아래 방향으로 내려오면서 또는 위 방향으로 이동하면서 발생한 Ab-W의 방향성을 화살표로 각각 표기하였다. 소성변형이 된 영역이 떨어져 나가는 것이 트라이볼러지 거동의 순서가 되므로, 마멸 면은 언제 어느 방향으로 마멸이 발생하였는지 예측할 수 있는 정보를 담고 있다.

일반적으로 소재의 마멸량은 소재의 경도, 적용하중과 미끄럼 거리에 의해서 결정되는데, 소재의 마멸량은 부품의 수명에서 시스템의 내구성까지 크고 작은 영향을 미친다. Ab-S와 같은 소성변형이 발생될지, Ab-W와 같은 융착마멸이 발생되는지는 소재의 경도, 접촉의 종류, 미끄럼 속도, 소재의 접착에 대한 표면 에너지(Surface energy of adhesion)와 마찰계수의 영향을 받다고 판단된다.

3.2.2 UNSM재의 SEM관찰 결과

Fig. 19와 Fig. 20은 SM45C재에 UNSM-30N과 UNSM-50N로 표면처리 된 시험편의 트라이볼러지 파면 중앙부의 SEM사진을 예시한 것이다. 이 두 그림에서 Fig. 18과 같이 관찰된 Ball-On

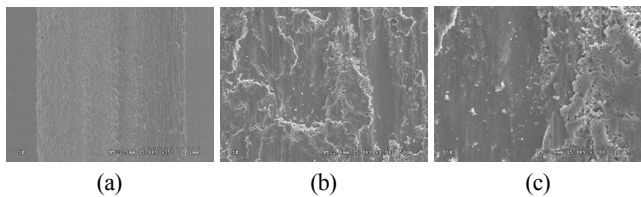


Fig. 19 SEM images(30× (a), 1000× (b), 3000× (c)) at the center of wear track of UNSM-30 N under the normal load 50 N

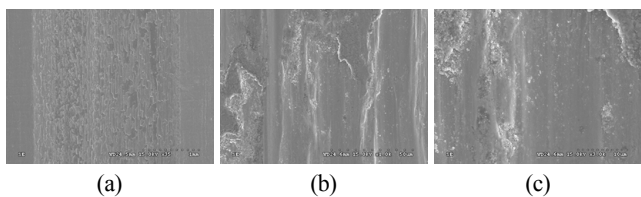


Fig. 20 SEM images(30× (a), 1000× (b), 3000× (c)) at the center of wear track of UNSM-50 N, and load 50 N

Plate 왕복운동이라 방향성은 없지만, 연삭마모로 떨어져나가는 부분과 융착마모와 연삭마모로 인한 변형이 관찰되며, 3000×에서는 그러한 Debris가 확대 관찰되었다.

4. 결 론

SM45C재의 미처리재와 UNSM 처리 전, 후에 트라이볼러지 시험을 실시하여 프레스 금형용 마찰계수를 낮추는 자료를 축적하기 위한 일련의 연구에서 다음과 같은 결과를 얻었다.

SM45C재의 미처리재에 5N, 7.5N, 10N의 하중이 작용할 때, 마찰계수가 약 0.76~0.78정도로 거의 비슷하게 나타났고, 큰 시험편에서는 하중 50N에서는 0.783을 유지하였고, 100N에서는 0.72 값을 유지하여, 마모시편과 작용하중의 크기의 차이에도 불구하고 0.72~0.78의 비슷한 마찰계수를 나타내었다.

UNSM처리된 SM45C재의 큰 시험편을 100N과 50N하에 트라이볼러지 시험하여 마찰계수와 시간과의 관계를 나타낸 마찰계수는 0.7~0.8 사이에 안정적으로 수렴하였다. UNSM처리된 작은 시험편의 마찰계수는 5N, 7.5N와 10N하에서 0.78~0.75 사이의 값을 나타내어 서로 비슷한 경향을 나타내었고, SM45C재의 UNSM처리에 따른 마찰계수는 서로 비슷하였다.

SM45C재의 UNSM처리재는 표면조직의 나노화, 높은 표면경도와 깊은 큰 압축잔류응력 형성 등으로 작용하중이 2배로 증가해도 마모, 마멸에 의한 중량감소량, 마멸폭과 깊이가 미처리 재처럼 크게 증가하지 않은 경향을 나타내었다.

후 기

본 연구는 KEIT의 조선해양산업핵심기술개발사업(과제번호 : 10077592)과 산업통산자원부의 산업기술혁신개발사업(10067485)의 지원으로 수행되었습니다.

References

Amanov, A., Cho, I.S., Pyoun, Y.S., Lee, C.S., Park, I.G., 2012. Micro-dimpled Surface by Ultrasonic Nanocrystal Surface Modification and its Tribological Effects. *Wear*, 286-287.

Amanov, A., Cho, I.S., Sasaki, S., 2014. The Influence of DLC Coating on the Mechanical and Frictional Properties of Unpeened and Peened Cu-based Bimetal under Dry Sliding Conditions. *Materials Chemistry and Physics*, 143, 814-824.

Chun, M.S., Kim, M.H., Kim, W.S., Kim, S.H., Lee, J.M., 2009. Experimental Investigation on the Impact Behavior of Membrane Type LNG Carrier Insulation System. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 22(6), 901-907.

Gim, J.S., Jeong, Y.T., 2007. Introduction to PVD/PACVD Coating. *Journal of the Korean Society for Precision Engineering*, 24(5), 7-13.

Jeon, Y.J., Kim, S.H., Yoon, K.T., Heo, Y.M., Lee, T.G., 2014. Indirect Prediction of Surface Damage for a Press Die with Wear Characteristics and Finite Element Stamping Analysis.

- Transactions of Materials Processing, 23(1), 29-34.
- Kim, B.C., Yoon, S.H., Lee, D.G., 2011. Pressure Resistance of the Corrugated Stainless Steel Membranes of LNG Carriers. Ocean Engineering, 38, 592-608.
- Kim, H.S., Chun, M.S., Lee, J.M., Kim, M.H., 2013. A Comparative Evaluation of Fatigue and Fracture Characteristics of Structural Components of Liquefied Natural Gas Carrier Insulation System. Journal of Pressure Vessel Technology, 135(2), 021405.
- Kim, M.H., Lee, S.M., Lee, J.M., Noh, B.J., Kim, W.S., 2010. Fatigue Strength Assessment of MARK-III Type LNG Cargo Containment System. Ocean Engineering, 37, 1243-1252.
- Lee, S.C., Kim, J.H., Kim, H.D., Choi, G.S., Amanov, A., Pyun, Y.S., 2015. Changes in Mechanical Properties of WC-Co by Ultrasonic Nanocrystal Surface Modification Technique. Journal of The Korean Society of Tribologists and Lubrication Engineers, 31(4), 157-162.
- Pyun, Y.S., Suh, C.M., Yamaguchi, T., Im, J.S., Kim, J.H., Amanov, A., Park, J.H., 2012. Fatigue Characteristics of SAE52100 Steel via Ultrasonic Nanocrystal Surface Modification Technology. Journal of Nanoscience and Nanotechnology, 12, 6089-6095.
- Suh, C.M., Nahm, S.H., Kim, J.H., Pyun, Y.S., 2016. A Study on the VHCF Fatigue Behaviors of Hydrogen Attacked Inconel 718 Alloy. Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A, 40(7), 637-646.
- Suh, C.M., Song, G.H., Suh, M.S., Pyoun, Y.S., 2007. Fatigue and Mechanical Characteristics of Nanostructured Tool Steel by Ultrasonic Cold Forging Technology. Materials Science and Engineering: A, 443(1-2), 101-106.
- Yu, Y.H., Kim, B.G., Lee, D.G., 2013. Cryogenic Reliability of the Sandwich Insulation Board for LNG Ship. Composite Structures, 95, 547-556.

Variations in Tribological Characteristics of SM45C by PVD Coating and Thin Films

Hyun-Bo Shim*, Chang-Min Suh^{id}**,***, Jong-Hyoung Kim**** and Min-Sooh Suh*****

*School of Mechanical Engineering, Yeungnam University, Kyongsan, Korea
**School of Mechanical Engineering, Kyungpook Nat'l University, Daegu, Korea
***DMI Senior Fellow, Daegu, Korea
****Korea Institute of Industrial Technology, Daegu, Korea
*****Korea Institute of Energy Research, Daejeon, Korea

SM45C재의 PVD코팅과 필름에 의한 트라이볼러지 특성

심현보* · 서창민^{id}** ,*** · 김종형**** · 서민수*****

*영남대학교 기계공학부
**경북대학교 기계공학부
***대구기계부품연구원 자문위원
****한국생산기술연구원
*****한국에너지연구원

KEY WORDS: Tribology 트라이볼러지, Press die 프레스 금형, SM45C, Surface hardness 표면경도, CrN 크롬질화코팅, Concept multi-coating 개념 다층코팅, Physical vapor deposition PVD 물리증착, Thin film 얇은 필름

ABSTRACT: In order to accumulate data to lower the friction coefficient of a press mold, tribological tests were performed before and after coating SM45C with a PVC/PO film and plasma coating (CrN, concept). The ultrasonic nanocrystal surface modification (UNSM)-treated material had a nano-size surface texture, high surface hardness, and large and deep compressive residual stress formation. Even when the load was doubled, the small amount of abrasion, small weight of the abrasion, and width and depth of the abrasion did not increase as much as those of untreated materials. A comparison of the weight change before and after the tribological test with the CrN and the concept coating material and that of the untreated material showed that the wear loss of the concept coating material and P-UNSM treated material (that is, the UNSM treated material treated with the concept coating) showed a tendency to decrease by approximately 55-75%. Concept 100N had a lower friction coefficient of about 0.6, and P-UNSM-30-100N showed almost the same curve as concept 100N and had a low coefficient of friction of about 0.6. The concept multilayer coating had a thickness of 5.32 μ m. In the beginning, the coefficient of friction decreased because of the plasma coating, but it started to increase from about 250-300 s. After about 350 s, the coefficient of friction tended to approach the friction coefficient of the SM45C base metal. The SGV-280F film-attached test specimen was slightly pushed back and forth, but the SM45C base material was not exposed due to abrasion. The friction coefficient was 0.22, which was the lowest, and the tribological property was the best in this study.

1. 서 론

본 연구는 앞선 연구인 “SM45C재의 UNSM 처리에 의한 트라이볼러지 특성 변화”의 연속 연구이며, 본 연구의 배경은 다음과 같다. 즉 액화된 천연가스를 수송하는 화물선은 가스의 운송에 액압과 파도에 따른 요동과 부하변동에 따라 -162°C 하에서 동적변동 하중 하에서 운전된다. 따라서 이런 변동하중과 요

동현상의 복합작용에 의한 운송용기의 파손을 방지하고, 용기의 경량화와 극저온하의 내구성을 얻기 위해서 소재에 대한 마찰, 마모현상을 최소화 할 수 있는 현장용의 정량적인 자료의 축적이 요구되고 있다.

여기에는 이러한 LNG 선박용 운송용기에 사용되고 있는 소재는 극저온 하에서 기계적인 성질, 피로강도, 용접성, 내식성 등이 사용 용도에도 만족되어야만 사용가능하다. 이 LNG 선박용 운송용기의

Received 29 August 2018, revised 20 November 2018, accepted 13 December 2018

Corresponding author Chang-Min Suh: cmsuh@knu.ac.kr ORCID: http://orcid.org/0000-0001-7034-8764

© 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.

소재는 현재 STS 304L(오스테나이트계 스테인레스강) 등이 널리 사용되고 있다(Chun et al., 2009; Kim et al., 2010; Kim et al., 2011, Kim et al., 2013; Yu et al., 2013; Suh et al., 2016).

따라서 본 과제에는 금형재질인 SM45C를 사용하여 표면증착 방식으로 플라즈마 코팅(Plasma coating)인 PVD(Physical vapor deposition) 방식 중에 포밍 금형에 적합한 Concept 다층 코팅(CrWN / TiCN / TiCN₂)과 CrN코팅 및 PVC(Polyvinyl chloride) / PO(Polyolefin)필름에 따른 마찰계수의 특성변화를 시험 평가한다.

또한 새로운 표면처리기술로 마이크로 포징(Micro forging)기술인 초음파나노표면개질(UNSM, Ultrasonic nanocrystal surface modification) 기술을 PVD기술과 연관시켜 멤브레인 두께감소와 면굴곡을 최소화할 수 있는 윤활방법, 즉 표면처리방법과 필름 재료를 선택할 수 있도록 자료를 축적하고자 한다(Amanov et al., 2012; Amanov et al., 2014; Gim and Jeong, 2007; Jeon et al., 2014; Lee et al., 2015; Pyun et al., 2012; Suh et al., 2016).

2. 시험방법과 실험장비

2.1 초음파 나노표면 처리법에 따른 시험편의 분류

Fig. 1(a)는 UNSM(Ultrasonic nanocrystal surface modification) 조건을 30N, 40N, 50N의 3가지 조건으로 처리하여 UNSM-30N,

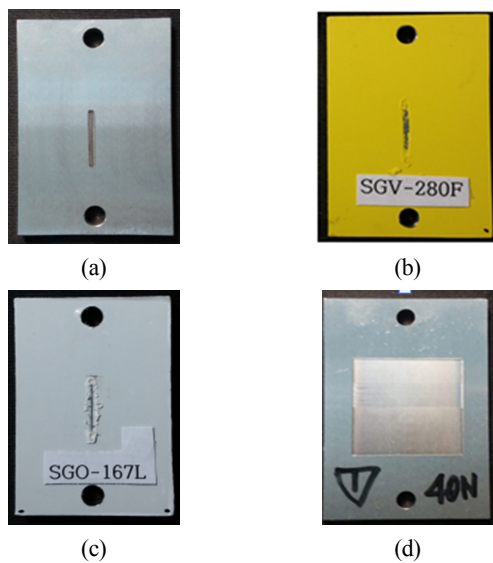


Fig. 1 Appearance of the test specimens: untreated specimen (a), thin film coated SGV-280F (b) and SGV-167L (c), concept coated specimens after UNSM-40N treated (d)

Table 1 Chemical composition of SM45C [wt %]

C	Mn	P	S	Fe
0.42 ~ 0.5	0.6 ~ 0.9	< 0.04	< 0.04	98.51 ~ 98.98

Table 2 Tribology test conditions of SM45C

Load [N]	Speed [Hz]	Stroke [mm]	Time [min]	Counter part (SAE2100, SM45C)	Condition
50, 100	2	15	30	d=10 mm	Dry

UNSM-40N, UNSM-50N으로 칭하였다. 또 이 처리재에 Concept 다층 코팅을 실시하여 마찰계수의 특성변화를 시험평가하면서 P-UNSM와 같이 표기하였다(Amanov et al., 2012; Amanov et al., 2014; Lee et al., 2015; Suh et al., 2007).

2.2 SM45C의 시험편과 트라이볼러지 시험 방법

본 시험에서 사용한 마모시험편은 Fig. 1(a)와 같이 38×58×4 (mm) 크기의 직사각형인 SM45C재 시험편을 사용하였고, 시험편의 화학적 성분은 Table 1과 같다. 또 동재료의 인장강도는 625 MPa, 항복강도 530 MPa, 비커스 경도 210이다.

트라이볼러지 시험의 조건은 Table 2와 같다. 시험편의 표면은 SM45C재를 기계가공 후 연마하여 사용하였다. Fig. 1(b)와 Fig. 1(c)는 PVC/PO필름을 부착한 시험편이며, Fig. 1(d)는 UNSM처리 후 Concept 다층코팅된 것을 예시한 것이다. Fig. 1의 트라이볼러지 시험편은 50N과 100N의 부하하중에서 1,800초간 시험을 실시하였다.

2.3 시험장비

본 연구에 사용된 트라이볼러지 시험장비는 Fig. 2와 같이 왕복식 시험기인 TE77 AUTO(Plint & partners, England)를 사용하였다. 표면 거칠기를 측정하기 위해 거칠기 측정기(Form Talysurf PGI, Taylor Hobson, England)를 사용하였으며, 형상을 측정하기 위해 형상측정기(XC10, Mahr, Germany)를 사용하였다. 또 경도 측정용으로 비커스경도기(Mitutoyo MVK-E3, Japan)와 로크웰경도 측정장비(Wolpert tester 2000, Instron Corp. USA)를 사용하였다. Micro dimples를 확인하기 위해 AFM(Atomic force microscope, SPA400, Japan)을 사용하였다. 그리고 SEM(Scanning electron microscope)사진은 FE-SEM(S-4300, Hitachi, Japan)장비를 사용했으며, 표면스캐러치 장비는 Accretech(Surfcom 1500 sd3, Japan)를 사용하였다.

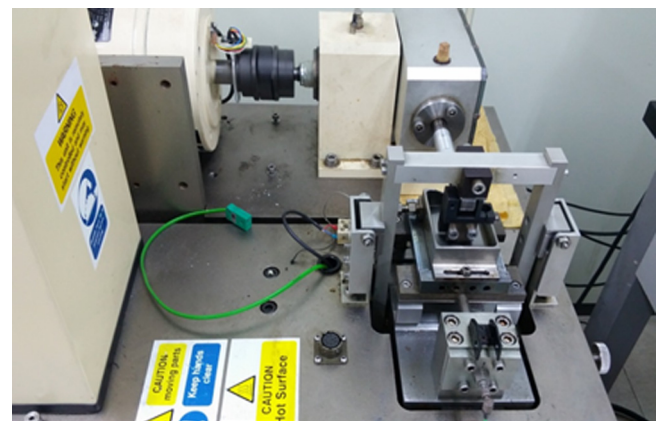


Fig. 2 Tribology experimental apparatus

2.4 코팅층의 밀착상태 평가 및 두께측정 방법

Table 3에는 본 연구에 채택된 플라즈마 코팅의 종류와 특성을 정리하였다. 이러한 세라믹 코팅은 Fig. 3의 Mercedes adhesion test를 통하여 코팅된 박막의 표면 밀착상태를 확인, 평가하는 시험법을 사용하였다. 이 시험법은 경도측정기를 사용하여 Fig. 3(a)와 같은 원리로 500N과 1,000N 하에서 실시하여 코팅층의 밀착상태를 확인한다. 이 때 코팅층은 Fig. 3(b)와같이 HF1(완전 밀

Table 3 Conditions of plasma coating

Coating	CrN	Concept
Type	Arc ion plating	
Hardness	$Hv_{0.05}$ 2,200	$Hv_{0.05}$ 3,000
Layer	Mono	Multi
Temperature	420 ~ 480 °C	
Voltage	-40 V	-100 V

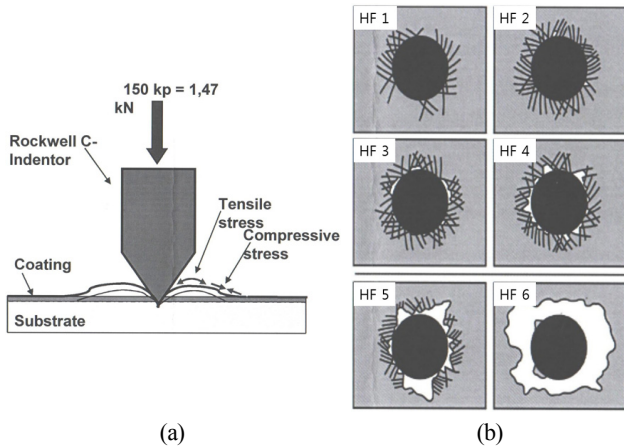


Fig. 3 Mercedes adhesion test

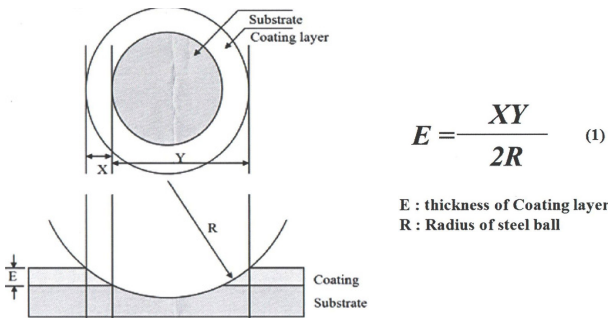


Fig. 4 Method of thickness measurement

Table 4 The thickness and the degree of adhesion of the coating layer

Coating	Adhesion state	Thickness [μm]
Concept	HF1~2	5.32
CrN	HF1~2	3.41

착) ~ HF6(완전 박리)까지 분류된다. 본 연구에 사용된 마모시험편의 코팅층은 Table 4와 Fig. 5와 같이 HF1 ~ HF2으로 코팅층이 박리(Delamination)현상이 없는 양호한 밀착상태로 코팅되었음을 확인하였다.

또 코팅층의 두께는 Fig. 4와 같이 베어링 볼의 마모에 의하여 측정된 결과 Table 4와 같이 Concept 다층코팅은 5.32 μm, CrN는 3.41 μm 로 각각 측정되었다. Fig. 5는 본 연구에 사용된 코팅층의 밀착상태의 등급판정과 코팅층의 두께를 측정된 결과를 예로서 나타내었다.

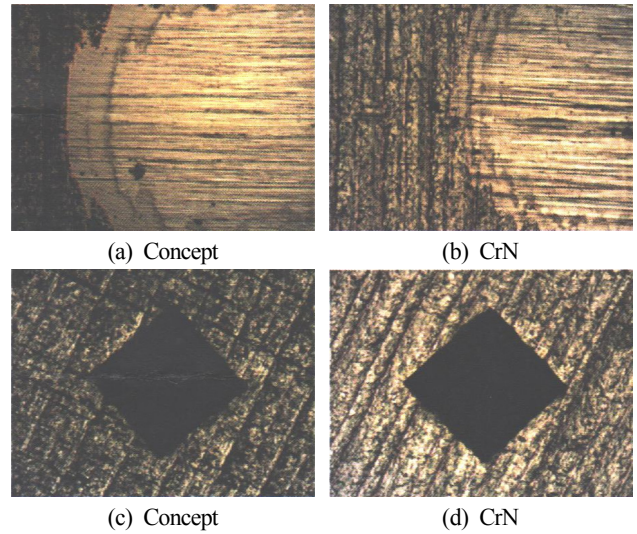


Fig. 5 The thickness and the degree of adhesion of the coating layer

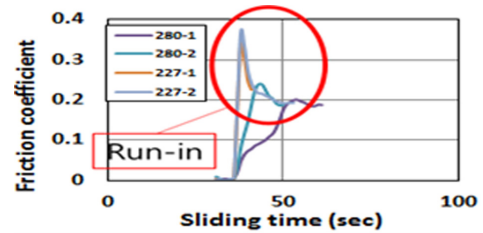
3. 시험 결과 및 고찰

3.1 PO/PVC계 필름의 트라이볼러지 시험

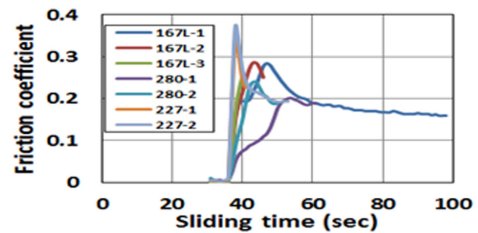
Fig. 6과 Table 5는 3가지 필름을 SM45C 시험편에 부착하여 Dry 조건으로 50N 하에서 트라이볼러지 시험한 결과를 정리한 것이다.



(a) PO film-50N



(b) PVC film-50N



(c) PO / PVC films-50N

Fig. 6 Comparison of friction coefficient as a function at a normal load of 50 N on the PO / PVC films

Table 5 Comparison of friction coefficient of the PO/PVC film conditions.

Film	Actual test time [sec]	Friction coefficient	Color	Film thickness [mm]
SGO-167L (PO)	16	0.284	White	0.1
	13	0.285		
	09	0.252		
SGV-280F (PVC)	23	0.201	Yellow	0.11
	12	0.239		
SGV-227 (PVC)	07	0.342	White	0.1
	07	0.371		

Fig. 6(a)는 백색 PO 필름인 SGO-167L 재의 결과로 실험시간인 횡축을 확대하여 정리하였고, SM45C에 시험한 경우와 같이 31초 후에 작동되어 기록이 시작되었다. 그 후 1번 시험은 47초에 마찰계수 0.284로 되었고, 98초 후에 0.159로 감소하였다. 2번 시험은 44초에 마찰계수 0.285로 되었고, 46초 후에 실험을 중단하였으며, 3번 시험은 40초에 마찰계수 0.252로 되었다.

Fig. 6(b)는 노란색 PVC 필름인 SGV-280F과 백색 PVC 필름인 SGV-227으로 트라이볼러지 시험한 결과이며, Fig. 6(a)와 같이 31초 후에 작동되어 기록이 시작되었다. 그 후 SGV-280F재의 1번 시험은 54초에 마찰계수 0.201로 되었고, 2번 시험은 43초 후에 0.239로 감소하였다. SGV-227재의 1번 시험은 38초에 마찰계수 0.342로 되었고, 2번 시험은 38초 후에 0.371로 감소하였다.

Fig. 6(c)는 Fig. 6(a)와 Fig. 6(b)의 자료를 동시에 비교하여 나타낸 것이다. Table 5는 Fig. 6의 트라이볼러지 시험 결과와 자료를 종합한 것으로 마찰계수가 실제작동 시간의 약 20초 이내에 초기진입모드를 형성하였다. 여기서 Run-in은 상대재와 모재인 SM45C 위의 필름의 마찰과 연계되며, 필름 재료의 티어링과도 연계되는 최고값이 계속되었다.

Table 5에는 필름이 모재 표면을 보호하며 찢어지기 전까지의 마찰계수와 마찰 시험시간을 분석하였다. 이러한 7가지 필름 부착시험의 트라이볼러지 시험결과 노란색 PVC 필름이 3가지 필름 중에 가장 트라이볼러지 시험시간이 길고, 마찰계수가 평균 0.22로 가장 낮았다. 그 원인은 다른 필름과 달리 쉽게 티어링되지 않고 표면에 밀착되면서(Fig. 14 참조) 지속시간이 길게 유지하기 때문이다. 그 다음은 PO계 SGO-167L이 좋은 조건으로 분석되었다. 그러나 이 필름은 티어링이 초기에 생기고 밀려서 지속시간이 짧은 경향이 SEM관찰에서 확인되었다(Fig. 13 참조).

3.2 플라즈마 코팅재의 트라이볼러지 시험

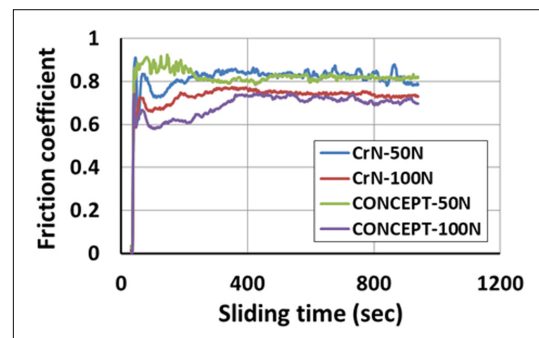
Fig. 7(a)는 포밍규형에 매우 유효할 것으로 예상되는 Concept 코팅(CrWN / TiCN / TiCN₂ 다층 코팅)과 CrN의 플라즈마 코팅을 미처리재에 처리한 것의 마찰계수의 변화를 50N과 100N에 따라 시간으로 정리한 것이다.

또 Fig. 7(b)와 Fig. 7(c)는 UNSM 처리재에 Concept 코팅을 처리한 시험편의 50N과 100N에 따라 시험한 결과를 각각 정리하였다. 이때 구분하기 위하여 UNSM 처리재에 플라즈마 코팅을

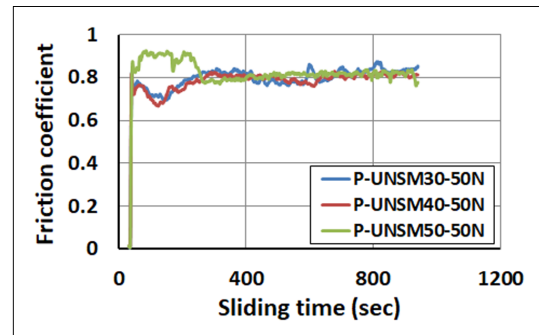
실시한 것은 P-UNSM로 표시하였다.

이 Fig. 7(a)에서 concept 100N의 경우가 마찰계수가 제일 낮았고, concept 50N은 높다가 0.83에 근접하였다. 그리고 Fig. 7(c)에서 P-UNSM30-100N의 경우가 Concept 100N과 거의 같은 곡선을 나타내면서 마찰계수가 약 0.6으로 제일 낮았다. Concept 코팅재는 5.32 μm, CrN 코팅재는 3.41 μm 정도의 두께이므로 초기에는 플라즈마 코팅의 영향으로 마찰계수가 낮아졌다가 약 250 ~ 300초부터 증가하기 시작하여 약 350초 이후에는 SM45C 모재의 마찰계수에 접근하려는 경향을 나타내었다.

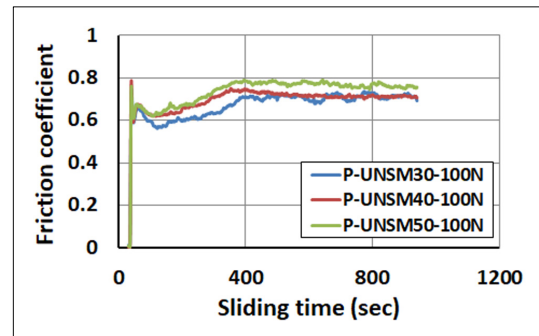
Fig. 8은 Fig. 7의 트라이볼러지 시험중에 형성된 마모흔적의 폭과 깊이를 표면거칠기와 형상 측정기를 각각 이용하여 시험편의 마모흔적의 중심부(Stroke 7.5 mm인 곳)를 종류별로 측정하여 정리한 것이다. 또 마모흔적의 폭과 깊이를 각각 Fig. 8(a)와 Fig. 8(b)에 막대그림표로 비교하여 나타내었다.



(a)



(b)



(c)

Fig. 7 Variation in friction coefficient of UNSM treated and plasma coated specimen at a normal load of 50 N and 100 N

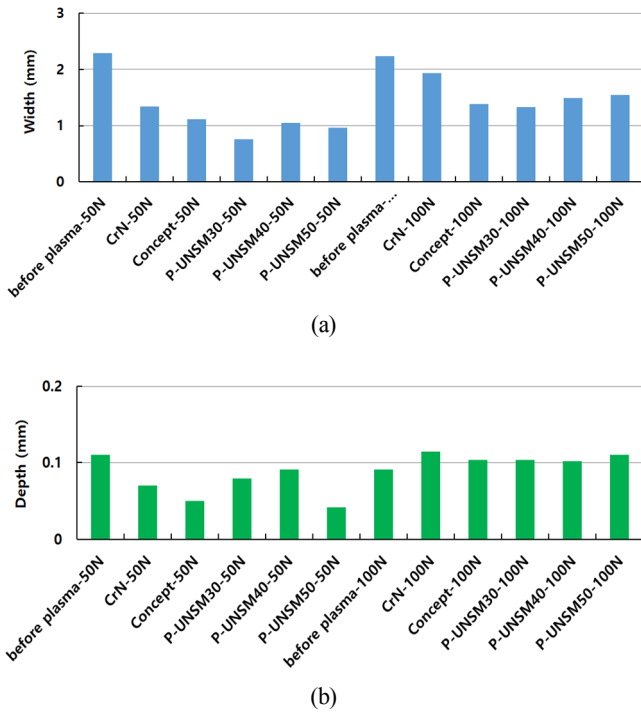


Fig. 8 Comparison of wear width (a) and depth (b) of the CrN, concept coated specimens, and UNSM treated specimens

Table 6 Comparison of weight loss of the CrN, concept coated specimens, and UNSM treated specimens

Specimen	Weight loss [g]			
	50 N		100 N	
Before plasma	0.0171	Base	0.0142	Base
CrN	0.0162	-5.3 %	0.0151	+ 6.3 %
Concept	0.0048	-71.9 %	0.0106	- 25.4 %
P-UNSM30	0.0056	-67.3 %	0.0107	- 24.6 %
P-UNSM40	0.0076	-55.6 %	0.0112	- 21.1 %
P-UNSM50	0.0042	-75.4 %	0.0117	- 17.6 %

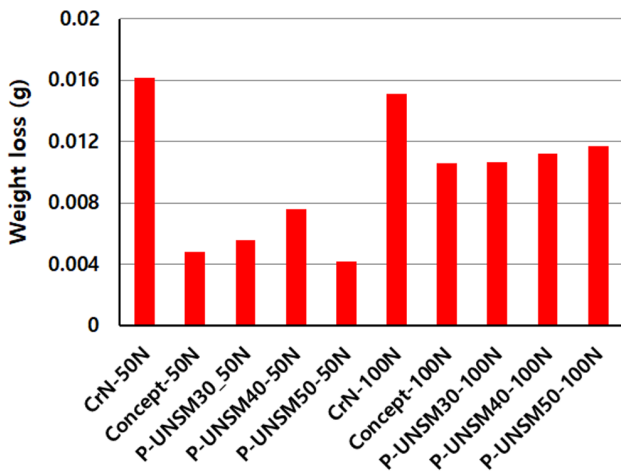


Fig. 9 Variation in weight loss of the CrN, concept coated specimens, and UNSM treated specimens

여기서 미처리재에 비교하여 Concept 50N은 약 53%, CrN 50N은 약 35% 정도 폭과 깊이의 감소량이 적었다.

또 P-UNSM재는 미처리재에 비교하여 폭이 약 60% 정도 적게 감소하였다. 이렇게 P-UNSM재가 Concept재와 CrN재 보다 마모흔적의 폭이 적은 것은 UNSM 처리에 의한 표면경도 상승, 조직의 나노화와 압축잔류응력의 형성에 세라믹 플라즈마 코팅의 영향이 첨가됨으로 생긴 것으로 평가된다(Amanov et al., 2014; Amanov et al., 2012; Suh et al., 2007).

Table 6과 Fig. 9은 하중 50N과 100N에서 시험편 종류별로 트라이볼러지 시험 전 후의 무게감소량을 비교한 것이다. 이 자료에서 플라즈마 코팅재는 미처리재에 비교하여 무게 감소량이 매우 적음을 알 수 있다. 특히 50N인 경우, Concept 코팅재와 P-UNSM 처리재는 마모량이 약 55~75% 감소하는 경향을 나타내었다.

또 Concept 코팅재가 CrN-50N쪽과 CrN-100N쪽 보다 마모량이 66.6%와 31.7% 감소하는 경향을 나타내었는데, 이것은 concept 코팅은 CrWN / TiCN / TiCN₂의 다층코팅으로 Ti와 W의 화합물이 강하게 형성되며, 코팅층의 두께가 CrN쪽 보다 두껍기 때문에 마멸이 적게 생기는 것 같다. 이러한 현상은 Concept 코팅이 CrN 보다 마모 폭과 깊이가 적게 감소한 Fig. 8의 결과와도 잘 일치하는 경향이다. 또한 CrN은 Concept 코팅보다 마멸현상이 약간 크므로 모재의 마모량이 증가되는 것도 예상된다.

3.3. 트라이볼러지 시험후의 SEM 관찰

3.3.1. Concept 코팅재의 SEM관찰

Fig. 10은 트라이볼러지 시험한 시험편의 SEM 관찰 결과를 예시한 것이다. Fig. 10(a)는 Concept 코팅재에 하중 50N에서 1,800 초 후의 마모상태로 마멸트랙을 2개의 화살표로 나타내었다. 마멸트랙 내에는 마멸흔적이 보이며 주로 용착 미끄럼(Adhesive

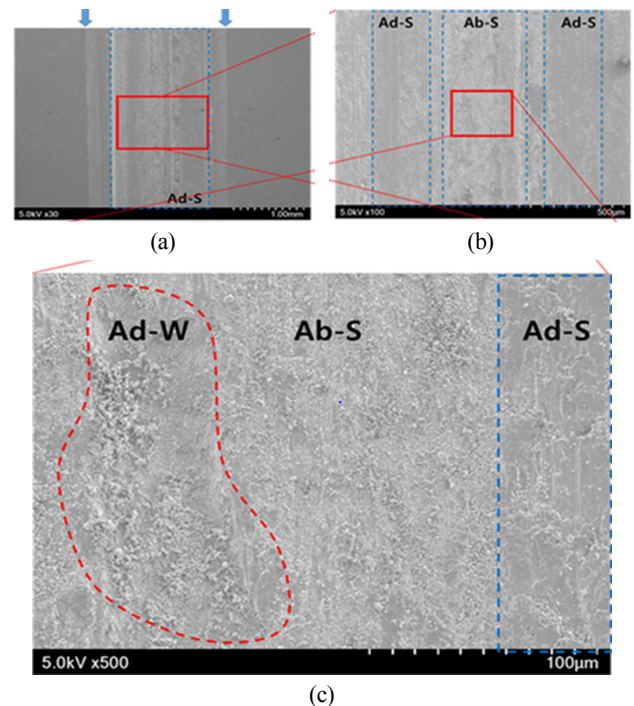


Fig. 10 SEM images ((a) 30×, (b) 100× and (c) 500×) at the center of concept coated specimen at load 50N and after 1800 sec.

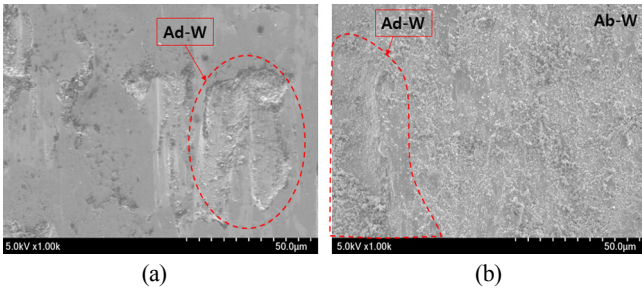


Fig. 11 Comparison of SEM images 1000× at the center of uncoated SM45C specimen (a), concept coated SM45C specimen (b)

sliding, Ad-S)으로 보여 진다. 마모된 중앙부를 Fig. 10(b)와 같이 100배로 확대하면 Ad-S이 좌우에 잘 나타나며 마멸이 가장 심한 중앙은 코팅층이 입자형태로 잔존하였고 용착에 의한 마멸(Adhesive wear, Ad-W)도 관찰되었다.

Fig. 10(c)는 Fig. 10(b)의 사각형 부분을 500배로 확대한 것이며, 용착에 의한 큰 마멸부가 좌측에 Ad-W로 관찰되고 우측은 Ad-S이 관찰되었으며, 전체 면에는 입자들에 의한 연삭미끄럼(Abrasive sliding, Ab-S)이 주로 관찰되었다.

Fig. 11(a)는 코팅을 하지 않은 SM45C 모재의 마멸의 특징을 나타낸 것으로 표면과 크게 구분이 되는 점이 관찰되었다. 전체적인 표면은 연삭마멸(Abrasive wear, Ab-W)이 크게 작용하고 있고, 용착에 의해 큰 탈락이 발생한 Ad-W의 경계면은 코팅을 하지 않았을 때는 명확하게 나타났으나 코팅한 시험편 쪽인 Fig. 11(b)에는 미약하다.

그 원인은 코팅층 Debris의 영향으로 연삭을 일으키며 이러한 입자들은 미끄럼 운동 중에 Three-body abrasion을 일으키기 때문이다. 이 마멸은 모재보다 경도가 높은 물질이 존재 할 때 잘 나타나는 현상으로, 본 연구에서는 Ti를 포함하는 코팅층이 입자들로 잔존하면서 모재와 상대재 사이에서 연삭마멸을 일으키는 것을 의미한다.

즉, Concept와 같은 PVD 코팅을 한 경우 코팅입자들의 영향으로 국부적으로 Ad-S와 Ab-S이 복합적으로 발생하게 되며 마멸 또한, Ad-W와 Ab-W가 복합적으로 발생하였다.

3.3.2. PO/PVC계 필름재의 표면관찰

Fig. 12(a)는 PO계 필름인 SGO-167L를 부착하여 트라이볼러지 시험된 상태를 예시하였고, 이 자료에서 필름이 티어링 된 것을 육안으로 관찰 가능하다. Fig. 12(b)는 PVC계 필름인 SGV-227의 트라이볼러지 시험된 상태를 나타내었고, 이 필름은 티어링 되면서 표면 이탈하는 현상을 육안으로 관찰 가능하다. Fig. 12(c)는 PVC계 필름인 SGV-280F의 트라이볼러지 시험된 상태를 나타내었다. 그러나 SGV-280F 시험편은 티어링이 잘 생기지 않고 밀착된 특징을 나타내었고, 이러한 미세적인 표면 관찰은 Fig. 14의 7장의 연결 SEM관찰에서 확인할 수 있다. Fig. 12(d)는 Fig. 12(c)의 시험편에 SEM 촬영 전 필름에 백금코팅을 실시한 경우를 예시하고 있다.

Fig. 13은 Fig. 12(a)의 필름이 마멸된 SGO-167L시험편의 7장의 연결 SEM사진이고, 중앙부의 타원으로 표시한 부분이 마모에 의한 모재가 노출되었다. Fig. 14는 SGV-280F의 연결 SEM사

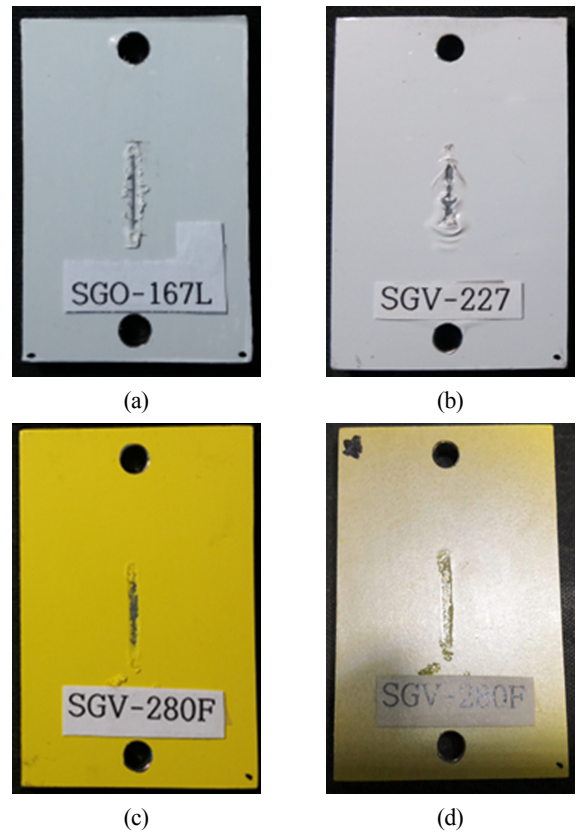


Fig. 12 Appearance of test specimen with films: (a) SGO-167L, (b) SGV-227, (c) SGV-280F, (d) Platinum coating on film before SEM shooting

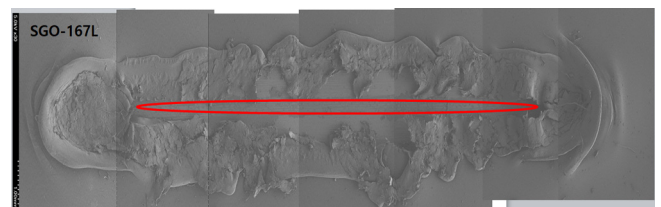


Fig. 13 7 connection SEM photographs of SGO-167L specimen with the film tearing

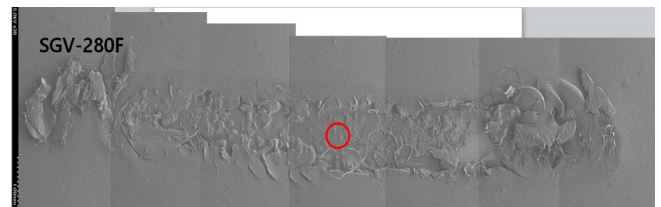


Fig. 14 7 connection SEM photographs of SGV-280F specimen with keeping in close contact and maintaining longer time

진이며, 일부의 필름이 떨어져서 전후로 약간 밀렸지만, 30배의 저배율에서 마모에 의한 모재가 노출되지 않았다. 따라서 3가지 필름중에 SGV-280F의 마멸특성이 가장 우수하였고, 또한 마찰 계수가 본 연구에서 가장 낮았다.

Fig. 15는 Fig. 13의 SGO-167L 중앙부의 500배와 3000배의 확

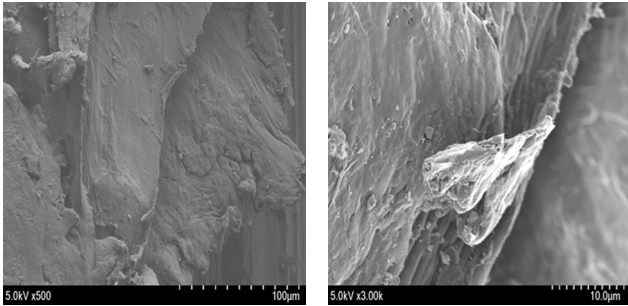


Fig. 15 Magnified SEM images of the central part of Fig. 13, showing the film was torn and pushed, and the base material was exposed

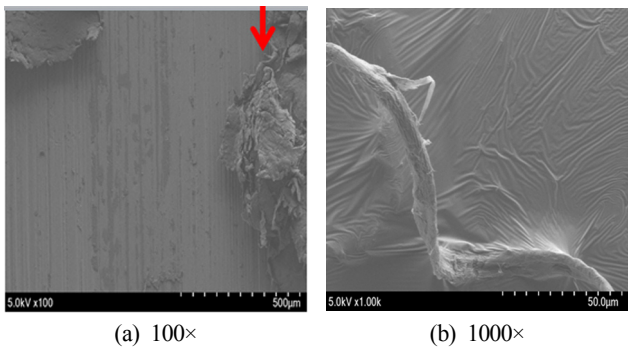


Fig. 16 SEM photographs enlarged the state of film adhesion of SGV-280F to 100x and 1000x

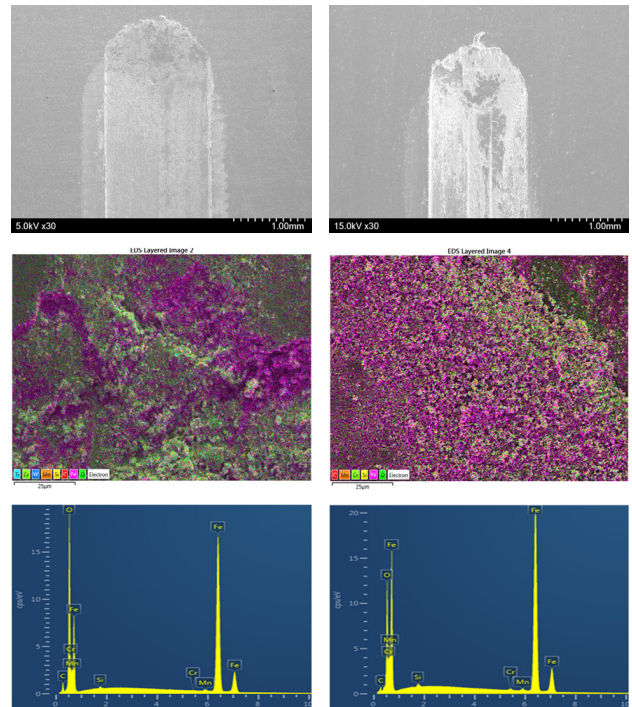
대 SEM사진이며, 이 사진에서 필름이 떨어져서 밀렸고, 모재가 노출됨을 관찰할 수 있다.

Fig. 16은 Fig. 14의 중앙부에 원으로 표시된 부분의 확대 사진으로 Fig. 16(a)에서 화살표로 표시한 곳이 불과 필름과의 경계부에서 필름이 밀린 상태를 100배로 확대하였고, Fig. 16(b)는 1,000배로 필름이 밀린 상태를 확대하였다. 이와 같이 SGV-280F 시험편은 SGO-167L과 SGV-227 시험편 보다 필름이 쉽게 터어링되지 않고 표면에 밀착되면서 지속시간이 길게 유지하기 때문에 마찰계수가 가장 적었으며, 트라이볼리지 특성이 좋아 짐을 나타내었다.

3.3.3. 플라즈마 코팅재의 SEM 관찰과 EDS 분석

Fig. 17는 SM45C재에 Concept 코팅(a) 된 것과 CrN 코팅(b) 된 것의 마모흔적의 끝부분(tip)을 50배와 1,000배로 확대한 사진을 나타내었고, 이 1,000배로 확대한 끝부분과 중앙부의 SEM 영상에서 EDS(Energy dispersive spectroscopy) 분석법으로 주요 성분을 분석한 결과를 표로 정리하였다. 여기에서 마모흔적의 Tip인 양끝부분에서는 다량으로 Concept 코팅 성분과 CrN이 마모되어 축적 될 것으로 예상했지만, 마모흔적의 끝부분과 중앙부의 성분은 매우 유사하였다.

즉 플라즈마 코팅은 밀착성이 높아서 어떤 성분이 밀려서 축적되지 않음을 알 수 있었다. 그리고 EDS 분석에서 W, Cr, Si는 미량이고 다른 계열의 성분과 Overlap현상이 생기므로 검출이 어려웠다. 따라서 Fig. 17와 표에는 W량은 검출되지 않았고, Concept 코팅재 중앙부분에서 Ti가 0.71% 검출되었다.



	Tip Wt %	Center Wt %		Tip Wt %	Center Wt %
C	2.31	1.94	C	0.72	1.05
O	13.93	14.41	O	7.59	4.88
Si	0.11	0.17	Si	0.16	0.18
Cr	0.08	-	Cr	0.37	0.35
Ti	-	0.71	Mn	0.69	0.71
Mn	0.60	0.59	Fe	90.46	92.84
Fe	82.96	82.18			

(a) The tip of concept-100 N specimen (b) The tip of CrN-100 N specimen

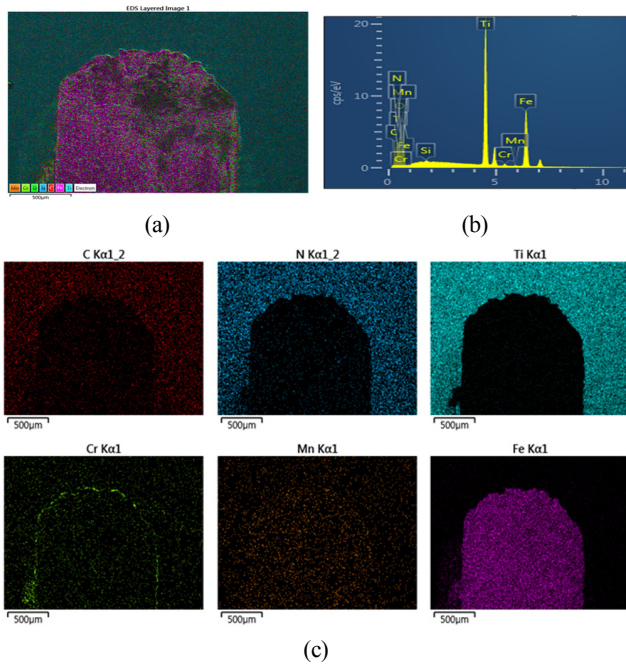
Fig. 17 SEM and EDS analysis of SM45C material expanded on concept coating-100 N (a), CrN coating-100 N (b)

Fig. 18은 트라이볼리지 시험한 P-UNSM-40N-100N재의 마멸 끝부분을 50배(Fig. 18(a))로 확대하면서 EDS 분석법으로 영상 전체의 성분을 분석한 예를 나타내었다.

또 이러한 EDS 성분의 무게비율(%)의 분석결과를 Fig. 18(b)와 (d)에 나타내었고, Fig. 18(c)는 C, N, Ti, Cr, Mn과 Fe의 각 성분원소의 분포상태를 도시하였다.

이 EDS 분석에서 Ti가 관찰된 표면전체에서 제일 높게 39.59% 검출되었고, W를 위시한 일부성분은 미량이고 다른 계열의 성분과 Overlap 현상에 생기므로 검출이 어려웠다.

Fig. 19는 트라이볼리지 시험한 CrN-100N 시험편의 마멸 끝부분을 저배율인 50배(Fig. 19(a))로 확대하면서 EDS 분석으로 관찰영역의 성분을 분석한 예이다. 각 성분원소의 EDS 성분의 영역을 나타내었고, 무게비율(%) 분석결과로 정리한 것이 Fig. 19(b)-(d)이다. Fig. 19(c)에서 시험편의 주성분인 C, N, Cr, Mn, Fe와 W의 분포상태를 나타내었고, 이 경우에는 Cr가 가장 높게 26.21% 검출되었다.



	Wt %
C	6.11
N	4.21
O	11.25
Si	0.10
Ti	39.59
Cr	0.83
Mn	0.28
Fe	37.64

(d)

Fig. 18 EDS analysis on the tip of concept coated P-UNSM40N-100N specimen.

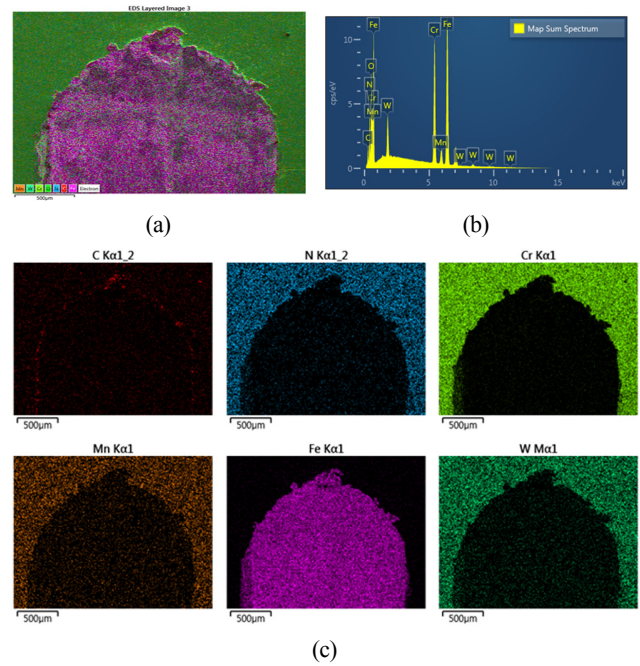
4. 결 론

SM45C재에 표면처리기술로 마이크로 포징(Micro forging)기술인 초음파나노표면개질(UNSM) 기술을 표면증착방식으로 플라즈마 코팅인 Concept 다층코팅과 CrN코팅과 융합 적용하면서 트라이볼러지 시험을 실시하여 프레스 금형용 마찰특성의 자료를 축적하기 위한 일련의 연구에서 다음과 같은 결과를 얻었다.

Concept 코팅 100N의 마찰계수가 약 0.6으로 낮았고, P-UNSM-30-100N의 경우가 Concept 100N과 거의 같은 곡선을 나타내면서 마찰계수가 약 0.6으로 낮았다. Concept 코팅은 5.32µm의 두께로 초기에는 플라즈마 코팅의 영향으로 마찰계수가 낮아졌다가 약 250~300초부터 증가하기 시작하여 약 350초 이후에는 SM45C 소재의 마찰계수에 접근하려는 경향을 나타내었다.

CrN과 Concept 코팅재의 시험편에 트라이볼러지 시험 전과 후의 무게 변화량을 미처리재에 대하여 비교하면, 50N인 경우, Concept 코팅재와 UNSM 처리재에 Concept 코팅을 처리한 P-UNSM 처리재는 마모량이 약 55~75% 감소하는 경향을 나타내었다.

또 Concept 코팅재가 CrN-50N쪽과 CrN-100N쪽 보다 마모량이 66.6%와 31.7% 감소하는 경향을 나타내었는데, 이것은 Concept



	Wt %
C	2.99
N	6.31
O	4.42
W	5.29
Cr	26.21
Mn	0.35
Fe	54.43

(d)

Fig. 19 EDS analysis on the tip of CrN coating-100N specimen.

코팅은 CrWN / TiCN / TiCN₂의 다층코팅으로 Ti와 W의 화합물이 강하게 형성되었으며, 코팅층의 두께가 CrN쪽 보다 두껍기 때문에 마멸이 늦게 생기는 것 같다.

SGV-280F 필름 부착시험편은 일부의 필름이 밀렸지만, 마모에 의한 모재인 SM45C가 노출되지 않았다. 또 이 필름은 SGO-167L과 SGV-227 시험편 보다 티어링 되지 않고 표면에 밀착되면서 지속시간이 길게 유지되었기에 마찰계수가 평균 0.22로 본 연구에서 가장 적었다.

후 기

본 연구는 KEIT(Korea Evaluation Institute of Industrial Technology)의 조선해양산업핵심기술개발사업(과제번호 : 10077592)의 지원으로 수행되었습니다.

References

Amanov, A., Cho, I.S., Pyoun, Y.S., Lee, C.S., Park, I.G., 2012. Micro-dimpled Surface by Ultrasonic Nanocrystal Surface

- Modification and Its Tribological Effects. *Wear*, 286, 136-144.
- Amanov, A., Cho, I.S., Sasaki, S., 2014. The Influence of DLC Coating on the Mechanical and Frictional Properties of Unpeened and Peened Cu-based Bimetal under Dry Sliding Conditions. *Materials Chemistry and Physics*, 143, 814-824.
- Chun, M.S., Kim, M.H., Kim, W.S., Kim, S.H., Lee, J.M., 2009. Experimental Investigation on the Impact Behavior of Membrane Type LNG Carrier Insulation System. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 22(6), 901-907.
- Gim, J.S., Jeong, Y.T., 2007. Introduction to PVD/PACVD Coating. *Journal of the Korean Society for Precision Engineering*, 24(5), 7-13.
- Jeon, Y.J., Kim, S.H., Yoon, K.T., Heo, Y.M., Lee, T.G., 2014. Indirect Prediction of Surface Damage for a Press Die with Wear Characteristics and Finite Element Stamping Analysis. *Transactions of Materials Processing*, 23(1), 29-34.
- Kim, B.C., Yoon, S.H., Lee, D.G., 2011. Pressure Resistance of the Corrugated Stainless Steel Membranes of LNG Carriers. *Ocean Engineering*, 38, 592-608.
- Kim, H.S., Chun, M.S., Lee, J.M., Kim, M.H., 2013. A Comparative Evaluation of Fatigue and Fracture Characteristics of Structural Components of Liquefied Natural Gas Carrier Insulation System. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 135(2), 021405.
- Kim, M.H., Lee, S.M., Lee, J.M., Noh, B.J., Kim, W.S., 2010. Fatigue Strength Assessment of MARK-III Type LNG Cargo Containment System. *Ocean Engineering*, 37, 1243-1252.
- Lee, S.C., Kim, J.H., Kim, H.D., Choi, G.S., Amanov, A., and Pyun, Y.S., 2015. Changes in Mechanical Properties of WC-Co by Ultrasonic Nanocrystal Surface Modification Technique. *Journal of The Korean Society of Tribologists and Lubrication Engineers*, 31(4), 157-162.
- Pyun, Y.S., Suh, C.M., Yamaguchi, T., Im, J.S., Kim, J.H., Amanov, A., Park, J.H., 2012. Fatigue Characteristics of SAE52100 Steel via Ultrasonic Nanocrystal Surface Modification Technology. *Journal of Nanoscience and Nanotechnology*, 12, 6089-6095.
- Suh, C.M., Nahm, S.H., Kim, J.H., Pyun, Y.S., 2016. A Study on the VHCF Fatigue Behaviors of Hydrogen Attacked Inconel 718 Alloy. *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A*, 40(7), 637-646.
- Suh, C.M., Song, G.H., Suh, M.S., Pyoun, Y.S., 2007. Fatigue and Mechanical Characteristics of Nanostructured Tool Steel by Ultrasonic Cold Forging Technology. *Materials Science and Engineering: A*, 443(1-2), 101-106.
- Yu, Y.H., Kim, B.G., Lee, D.G., 2013. Cryogenic Reliability of the Sandwich Insulation Board for LNG Ship. *Composite Structures*, 95, 547-556.

Development of Underwater Laser Scanner with Efficient and Flexible Installation for Unmanned Underwater Vehicle

Yeongjun Lee*, Yoongeon Lee*, Junbo Chae*, Hyun-Taek Choi* and Tae-Kyeong Yeu[✉]*

*Marine ICT Research Division, KIRISO, Daejeon, Korea

무인잠수정을 위한 효과적이고 유연한 설치 성능을 지닌 수중 레이저스캐너 개발

이영준* · 이윤건* · 채준보* · 최현택* · 여태경[✉]*

*선박해양플랜트연구소 해양ICT연구본부

KEY WORDS: Underwater sensor 수중 센서, Laser scanner 레이저 스캐너, Vision-based 영상기반, UUV 무인잠수정, Underwater 수중

ABSTRACT: This paper proposes a vision-based underwater laser scanner with separate structures for an underwater camera and a line laser projector. Because the two devices can be adaptively placed regardless of the features of the unmanned underwater vehicle (UUV), the scanner has significant advantages in relation to its availability and flexibility. Position calibration between the underwater camera and laser projector guarantees a 3D measuring performance with high accuracy. To verify the proposed underwater laser scanner, a test-bed system was manufactured, which consisted of the laser projector, camera, Pan&Tilt, and Attitude and Heading Reference System (AHRS). A camera-laser calibration test and simple 3D reconstruction test were performed in a water tank and the experimental results are reported.

1. 서 론

오늘날 지상 환경에서 운용되는 장비, 계측기 그리고 로봇공학 분야에서 언급되는 모바일 로봇 등은 많은 연구와 발전을 거듭하였고 스스로 운행이 가능한 자율 자동차의 상용화까지 바라보게 되었다. 이와 유사하게 수중 환경에서는 무인잠수정(Unmanned underwater vehicle, UUV)이 인간의 역할을 대신하여 조사, 관측, 연구 등 다양한 목적으로 활용되고 있다. 하지만 현실적으로 무인잠수정이 사용자에게 만족할만한 성능과 정보를 제공하고 있다고 말하기는 어렵다. 이러한 차이는 주변 환경을 인지하는 지상 센서와 수중 센서의 차이에 있다고 볼 수 있다. 예를 들어, 키넥트(Kinect, Microsoft)와 같은 3차원 계측 센서는 가격이 매우 저렴한 반면 고품질 3차원 정보를 획득할 수 있으며, 3차원 라이더(Lidar)의 경우 높은 정확도를 갖는 정보의 빠른 업데이트가 가능함에 따라 자율 자동차의 혁신적인 발전을 이끌기도 하였다. 이와 반대로, 수중 센서인 다중 음향측심기(Multi-beam echo sounder, MBES)의 경우 센서 정보의 업데이트 속도는 초당 수회 이하로 매우 느리며 잡음이 높아 정보의 품

질이 좋지 않다. 그리고 지상에서의 엔코더(Encoder)와 같이 수중에서 자기 속도를 알려주는 도플러 속도계(Doppler velocity log, DVL)의 경우 해저면의 상태에 따라 정보 검출이 불량하여 계측 정보의 안정적인 제공이 쉽지 않다. 이러한 수중 센서의 현실적 한계로 인해 무인잠수정의 활용성은 한계에 다다르고 있고 해양 기술의 발전은 느리게 진행되고 있다.

수중 센서의 부정확한 한계를 극복하고자 수중 광학 영상을 이용한 접근이 연구되고 있다. 앞서 언급된 DVL과 같은 항법 센서에 의한 수중 위치 정확도를 높이기 위해 광학 영상이 활용되고 있다. 선박 하부를 유영하는 수중 로봇의 위치 보정을 위해 선박 하부 광학 영상의 특징을 등록하거나(Kim and Eustice, 2013), 수중 영상에서 강인하게 나타나는 인공 표식물(Kim et al., 2014) 또는 수중 재킷 구조의 구조적인 정보를 바탕으로 수중 영상과 비교하여(Jung et al., 2016) 항법 성능을 높이고자 하는 연구가 진행되고 있다. 수중에서 정밀 계측이 요구되는 경우에 수중 광학 영상과 함께 레이저를 이용한 수중 레이저 스캐너가 사용된다(Josep, 2004; Shukai et al., 2016). 레이저를 점, 선, 격자 모양으로 피사체에 투영하고 영상 처리를 통해

Received 29 August 2018, revised 31 October 2018, accepted 13 December 2018

Corresponding author Tae-Kyeong Yeu: +82-42-866-3872, yeutk@kriso.re.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-2742-3284>

© 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.

레이저를 검출하여 물체의 정확한 외형을 계측한다. 이것은 레이저를 사용한 능동형 시스템이기 때문에 단일 수중 카메라만을 사용했을 때와 비교하여 탁도 및 주변 빛에 의한 간섭이 상대적으로 적다. 이러한 원리를 이용하여 상용화된 수중 레이저 스캐너로는 ULS100/200(2G Robotics, 2016), M1500/3200(Newton labs, 2015), Subsea LiDAR(3D at Depth, 2015)가 있다. 그러나 상용화된 장비가 존재함에도 불구하고 이를 무인잠수정에 탑재하여 사용하기란 쉽지 않다. 레이저 스캐너는 계측 범위에 따라 카메라와 레이저 방사기 사이에 베이스라인(Baseline)이 다르다. 예를 들면, 2G Robotics 제품의 경우 최대 1.0m까지 계측 가능한 레이저 스캐너의 베이스라인은 0.1m, 최대 2.5m는 0.3m, 15m는 1.2m로 늘어난다. 무인 잠수정의 경우, 레이저 스캐너가 로봇 팔 작업과 같이 로봇의 전방 1m 내 작업 영역만을 계측하는데 활용될 수 있는가 하면 넓은 영역에 대한 자세한 스캐닝을 필요로 할 때 활용될 수 있다. 하지만 사용 범위에 커짐에 따라 레이저 스캐너의 베이스라인이 늘어나게 되고 이는 장비의 크기 증가로 이어진다. 결과적으로 탑재 중량 및 크기, 설치 등의 한계를 갖는 무인 잠수정에 장착하기 쉽지 않을 뿐 아니라 어뢰형 또는 소형 무인 잠수정에는 더욱 장착이 어렵다.

이에 본 논문은 무인잠수정에 장착이 용이하고 수중 정밀 계측이 가능한 영상 기반 수중 레이저 스캐너를 제안한다. 제안하는 수중 레이저 스캐너는 무인잠수정에 각각 장착되는 수중 카메라와 수중 라인 레이저를 활용하여 간단하게 시스템이 구현되며, 카메라와 라인 레이저 사이의 보정(Calibration) 과정이 수행된다. 이는 무인잠수정의 형태에 맞게 카메라와 라인 레이저의 위치를 선택, 조정할 수 있어 편리하고 효과적인 장착이 가능하게 하며, 높은 정확도와 정밀도를 갖는 3차원 정보 획득을 보장할 수 있다. 본 논문의 2절에서는 무인잠수정에 장착이 용이한 영상 기반 레이저 스캐너의 개념에 대해 설명하고, 3절에서는 카메라와 라인 레이저 사이의 보정 방법에 대해 설명한다. 4절 실험에서는 영상 기반 수중 레이저 스캐너 시험 장비(Test-bed)를 구성하여 카메라-레이저 보정 및 성능을 검증하여 보고, 시험 장비를 통해 획득된 수중 3차원 정보를 이용하여 3차원

복원을 수행한 결과를 소개한다.

2. 영상 기반 수중 레이저 스캐너 및 무인잠수정 활용 개념

영상 기반 레이저 스캐너는 카메라와 라인 레이저 방사기(Line laser projector)로 구성된다. Fig. 1(a)는 이러한 시스템의 좌표계 및 거리 검출 개념을 보여준다. 레이저 방사기로부터 출력된 녹색 라인 레이저는 전역 좌표계(World coordinate, $\{W\}$) 상 임의의 물체 표면에 멩히게 되고 이를 카메라를 통해 획득하여 영상 좌표계(Image coordinate, $\{I\}$) 또는 영상 평면 상에 녹색선으로 표현된다. 영상 처리를 통해 녹색선을 검출하면 카메라와 라인 레이저와 위치 관계를 통해 카메라 좌표계(Camera coordinate, $\{C\}$)상 녹색선의 3차원 위치를 검출하게 된다. 여기서, 영상 좌표계에 멩힌 녹색선을 카메라 좌표계 상의 3차원 위치로 계산 할 수 있는 투영변환행렬(${}^C T_I$)이 필요하다. 이를 얻기 위해 카메라와 라인 레이저 방사기 사이의 보정 과정이 필요하며, 이러한 내용은 3절에서 설명한다.

수중 레이저 스캐너에 사용되는 카메라와 라인 레이저 방사기는 크기가 소형이고 설치 위치의 큰 제약이 없기 때문에 대형 무인잠수정뿐만 아니라 소형 무인잠수정에도 쉽게 설치 및 운영이 가능한 장점이 있다. 또한, 대부분의 무인잠수정이 전방 또는 하방 카메라를 기본적으로 장착하고 있는 것을 고려할 때 라인 레이저 방사기를 추가 설치하고, 기존 장착된 카메라와 라인 레이저를 보정하여 운용한다면 공간 및 하중의 제약이 많은 소형 무인잠수정에는 매우 효과적인 방법이 될 수 있다. Fig. 2는 무인잠수정의 대표적인 형태인 호버링(Hovering)형 동체와 어뢰형(Torpedo) 동체에 제안된 수중 레이저 스캐너를 장착한 예시를 보여주고 있다. 무인잠수정의 작업 영역 또는 해저면 등의 3차원 정보를 획득하고자 할 때 관측 영역에 맞추어 카메라와 라인레이저 방사기를 설치하고 해당 위치에서 보정을 수행하면 정밀한 3차원 위치 정보를 검출할 수 있다.

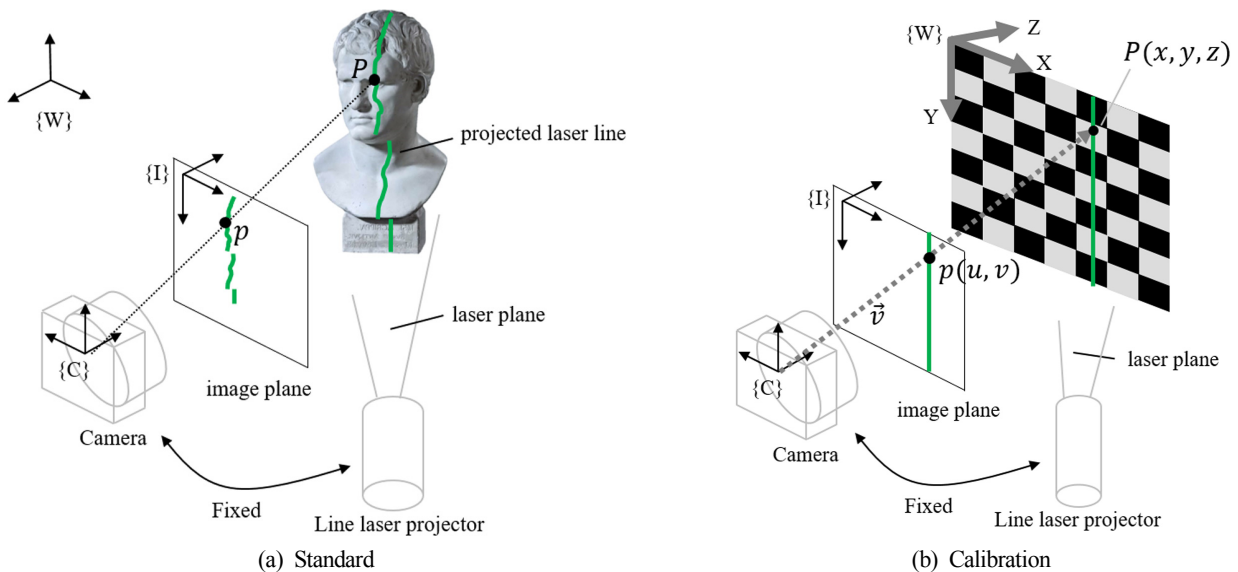


Fig. 1 Coordinate system of vision based underwater laser scanner

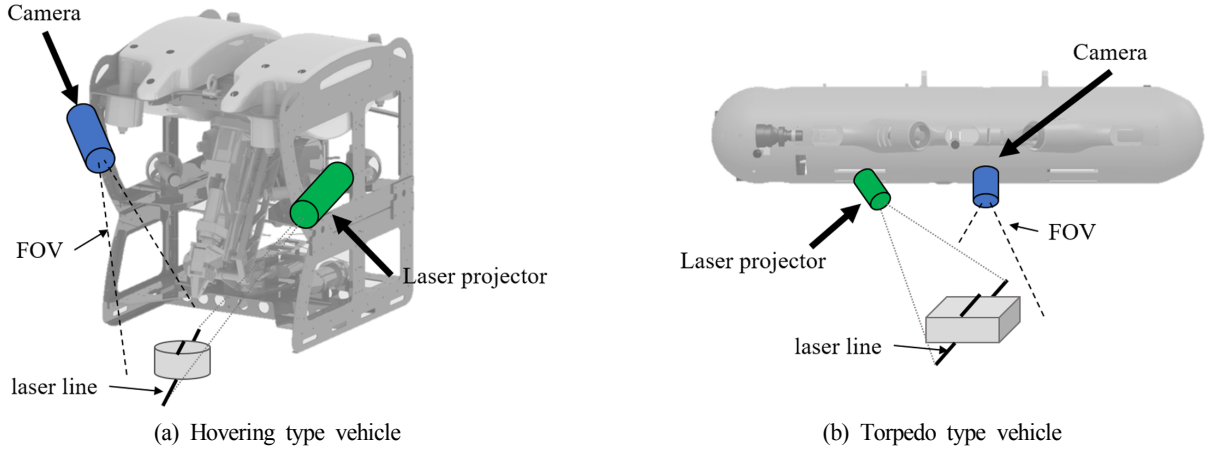


Fig. 2 Examples of laser scanner installation on UUV

3. 카메라와 라인레이저 보정(Calibration)

카메라와 라인 레이저 방사기의 보정 과정은 카메라 및 레이저 방사기의 무인잠수정 장착의 용이성 및 레이저 스캐너의 계측 정확도를 높이는 데 있어 매우 중요한 과정이다. 앞서 언급하였듯이 보정 과정을 통해 영상 좌표계 또는 영상 평면에 맺힌 녹색 라인의 픽셀 위치 $(u, v)^T$ 를 카메라 좌표계 상의 3차원 위치 $(x, y, z)^T$ 로 계산할 수 있는 변환행렬(${}^C T_I$)을 얻고자 한다. 이를 위해 Fig. 1(b)와 같이 체스보드를 이용하고자 한다.

보정은 체스보드 평면과 레이저 직선(Laser ray, \vec{v})을 활용하여 평면과 직선이 교차하는 3차원 점 $P(x, y, z)$ 의 위치를 유도하는 방법으로 수행된다. 이를 위해 첫 번째, 카메라 좌표계 상에 정의된 체스보드 평면을 구하기 위해 전역 좌표계와 카메라 좌표계 사이의 회전 변환행렬(M)을 구한다. 두 번째, 회전 변환행렬(있는가하면)을 통해 체스보드 평면의 방정식을 유도한다. 세 번째, 영상 평면에 나타난 녹색선 위의 점 $p(u, v)$ 를 이용하여 \vec{v} 를 유도하고 체스보드 평면과 벡터 \vec{v} 의 교차점 $P(x, y, z)$ 를 구한다. 이때 녹색선 위의 점 $p(u, v)$ 는 녹색선의 세로축 방향 길이에 따라 다수가 될 수 있다. 마지막으로 영상 위의 점 $p_i(u, v)$ [$i=1, 2, \dots, n$]과 이에 대응하는 3차원 상의 점 $P_i(x, y, z)$ [$i=1, 2, \dots, n$]을 바탕으로 영상 좌표계에서 3차원 좌표계로 투영되는 변환행렬(${}^C T_I$)을 계산한다.

3.1 전역 좌표계와 카메라 좌표계 사이의 변환행렬 M

카메라를 기준으로 상대적인 거리를 검출하기 때문에 최종적으로 얻고자 하는 3차원 상의 위치는 카메라 좌표계에서 표현된다. 카메라 좌표계 상에서의 체스보드 평면의 방정식을 구하기 위해 투영 변환을 이용한다. Fig. 1(b)와 같이 전역 좌표계($\{W\}$)가 체스보드 평면에 존재할 때 체스보드의 정사각형 패턴의 크기를 이미 알고 있으므로 $z_w = 0$ 으로 하는 패턴 교차점의 3차원 위치를 정의할 수 있다. 또한, 체스보드 패턴 교차점의 영상 내 위치 $p(u, v)$ 는 영상 처리를 통해 얻을 수 있다. 이러한 두 정보를 이용하여 식 (1)의 투영행렬(K)을 정의할 수 있고 식 (2)와 같이 선형 방정식 형태로 변환하여 다수의 대응점에 만족하는 투영행렬을 얻을 수 있다. 사전에 핀홀 카메라 보정을 통해 카메라 내부 파라미터(A)를 알고 있다고 가정하면 전역

좌표계와 카메라 좌표계 사이의 변환행렬(M)을 얻을 수 있다.

$$\begin{bmatrix} u \\ v \\ 1 \end{bmatrix}_I = K \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix}_W = \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} & k_{13} & k_{14} \\ k_{21} & k_{22} & k_{23} & k_{24} \\ k_{31} & k_{32} & k_{33} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix}_W = sAM \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix}_W \quad (1)$$

$$\begin{bmatrix} \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ X_i & Y_i & Z_i & 1 & 0 & 0 & 0 & -u_i X_i - u_i Y_i - u_i Z_i \\ 0 & 0 & 0 & 0 & X_i & Y_i & Z_i & 1 - v_i X_i - v_i Y_i - v_i Z_i \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$[k_{11} \ k_{12} \ k_{13} \ k_{14} \ k_{21} \ k_{22} \ k_{23} \ k_{24} \ k_{31} \ k_{32} \ k_{33}]^T = \begin{bmatrix} u_i \\ v_i \\ \vdots \end{bmatrix}$$

3.2 체스보드 평면 방정식

카메라 좌표계를 기준으로 체스보드 평면 방정식을 유도한다. 평면 방정식은 원점을 지나는 법선벡터와 평면 사이의 교차점으로 표현된다. 카메라 좌표계 상의 체스보드 평면의 법선벡터와 교차점은 전역 좌표계 상의 체스보드 법선벡터와 교차점을 변환행렬(M)에 의해 식 (3)과 식 (4)와 같이 계산된다. 전역 좌표계 상의 원점을 지나는 법선벡터는 $n_w = [0, 0, 1]^T$ 이고, 교차점은 $p_w = [0, 0, 0]^T$ 이다. 그리고 평면 방정식에 의해 $d_c = n_c^T \cdot p_c$ 를 얻을 수 있다.

$$n_c = M[n_1 \ n_2 \ n_3 \ 0]^T_w = M[0 \ 0 \ 1 \ 0]^T_w \quad (3)$$

$$p_c = M[p_1 \ p_2 \ p_3 \ 0]^T_w = M[0 \ 0 \ 0 \ 1]^T_w \quad (4)$$

이를 통해 카메라 좌표계에서 본 체스보드 평면의 방정식은 식 (5)와 같다.

$$n_w^T \cdot P = d_c \quad (5)$$

3.3 체스보드 평면과 \vec{v} 의 교차점 $P(x, y, z)$

Fig. 1(b)에서 \vec{v} 는 카메라의 원점, 영상 평면에 나타난 녹색선

에 해당하는 픽셀 $p(u,v)$, 그리고 교차점 $P(x,y,z)$ 를 지난다. 식 (6)은 이러한 \vec{v} 를 이용하여 점 $P(x,y,z)$ 의 위치를 보여준다. 여기서 O_C 는 카메라 좌표계의 원점을 나타내며, 직선의 방향을 나타내는 \vec{v} 는 카메라 원점과 $p(u,v)$ 값을 이용하여 얻을 수 있다.

$$P = \lambda \vec{v} + O_C \quad (6)$$

그리고 체스보드 평면 방정식인 식 (5)를 이용하여 식 (7)과 같이 λ 를 계산하여 최종적으로 점 $P(x,y,z)$ 의 위치를 얻을 수 있다.

$$\begin{cases} n_C^T \cdot P = d_C \\ P = \lambda \vec{v} + O_C \end{cases} \Rightarrow \lambda = \frac{d_C - n_C^T \cdot O_C}{n_C^T \cdot \vec{v}} \quad (7)$$

3.4 투영 변환 행렬 ${}^C T_I$

우리가 최종적으로 얻고자 하는 것은 영상 평면에 나타난 녹색 라인 레이저의 픽셀 위치를 3차원 카메라 좌표계로 변환하는 행렬을 얻는 것이다. 앞서 과정을 통해 영상 평면의 위의 점 $p(u,v)$ 를 카메라 좌표계 상의 3차원 점 $P(x,y,z)$ 으로 변환하는 과정을 유도하였다. 이를 이용하여 Fig. 1(b)에 영상 평면 위의 모든 녹색 점에 대응하는 카메라 좌표계 상의 점을 계산하여 식 (8)과 같은 관계식을 이용하여 투영 변환 행렬(${}^C T_I$)을 얻을 수 있다.

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix}_C = {}^C T_I \begin{bmatrix} u \\ v \\ 1 \end{bmatrix}_I = \begin{bmatrix} t_{11} & t_{12} & t_{13} \\ t_{21} & t_{22} & t_{23} \\ t_{31} & t_{32} & t_{33} \\ t_{41} & t_{42} & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u \\ v \\ 1 \end{bmatrix}_I \quad (8)$$

4. 성능 실험 및 결과 분석

제안된 무인잠수정에 장착이 용이한 영상 기반 레이저 스캐너의 성능 검증을 위해 실험을 수행한다. 2절에서 언급하였듯이 카메라와 라인 레이저 방사기는 무인잠수정의 형태 및 편의에 따라 임의의 위치에 설치하여도 된다. 본 실험에서는 제안된 방법의 성능 검증을 위해 Fig. 3(a)에서 보는 것과 같이 금속 프로파일 위에 카메라와 레이저 방사기를 단단히 고정하여 카메라-레이저 보정을 수행하고 성능을 검증한다. 그리고 좌우 스캐닝을 위한 자세 제어 구동기(Pose actuator)와 자세 센서(Pose sensor)를 추가 장착하여 Fig. 3(b)에서의 시험수조에서 Fig. 3(c)와 같이 물체와 레이저 스캐너를 수중에 설치 후 수중 물체에 대한 3차원 복원을 수행하여 본다. 해당 시험 장비의 전체 사양은 Table 1과 같다.

4.1. 카메라와 라인레이저 보정 및 성능 분석

카메라와 라인레이저의 보정을 위해 Fig. 4와 같이 두 장의 체스보드 영상을 획득하였다. 체스보드는 가로 8개, 세로 8개의 교차점을 가지며 정사각형의 크기는 40mm이다. 카메라로부터 거리는 약 0.6m(Near)와 약 1.4m(Far)이다. Fig. 4(a)는 OpenCV 함수를 활용하여 체스보드 교차점을 검출한 결과이다(OpenCV, 2018). 이를 통해 얻어진 체스보드의 3차원 위치는 Fig. 5(a)와 같으며, Fig. 5(b)는 얻어진 체스보드의 3차원 위치를 영상 평면으로 재투영(Reprojection)하여 오차를 확인한 결과이다. 식 (9)는 얻어진 체스보드 평면 방정식이다.

$$\begin{cases} \text{Near} : 0.0220375x - 0.013276y + 0.999669z = 641.048 \\ \text{Far} : -0.00310779x - 85.0732y + 0.999933z = 1364.26 \end{cases} \quad (9)$$

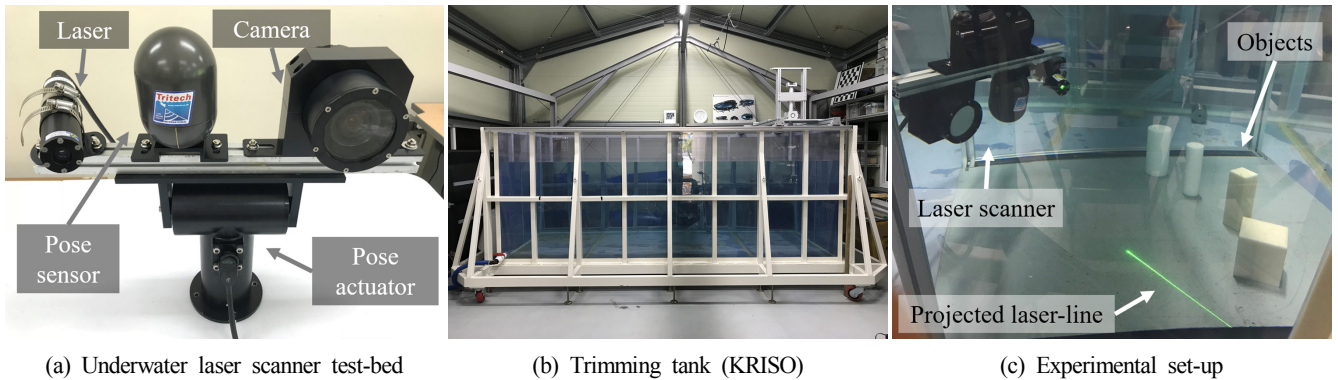


Fig. 3 Vision based underwater laser scanner system

Table 1 Specification of vision based laser scanner test-bed

Device	Name	Model	Specification	Purpose
Camera	FLIR blackfly	BFLY-PGE-23S6C-C	41 FPS at 1920×1080	Image acquisition
Line laser	Global laser	GreenLyte-MV-EXCEL	532 nm, 75°	Laser projector
Sensor	Tritech	Intelligent gyro compass	res. < 0.1% acc. < 1°	Pose sensor
Actuator	SIDUS pan / tilt	SS109	Torque. 13.6 Nm	Actuator

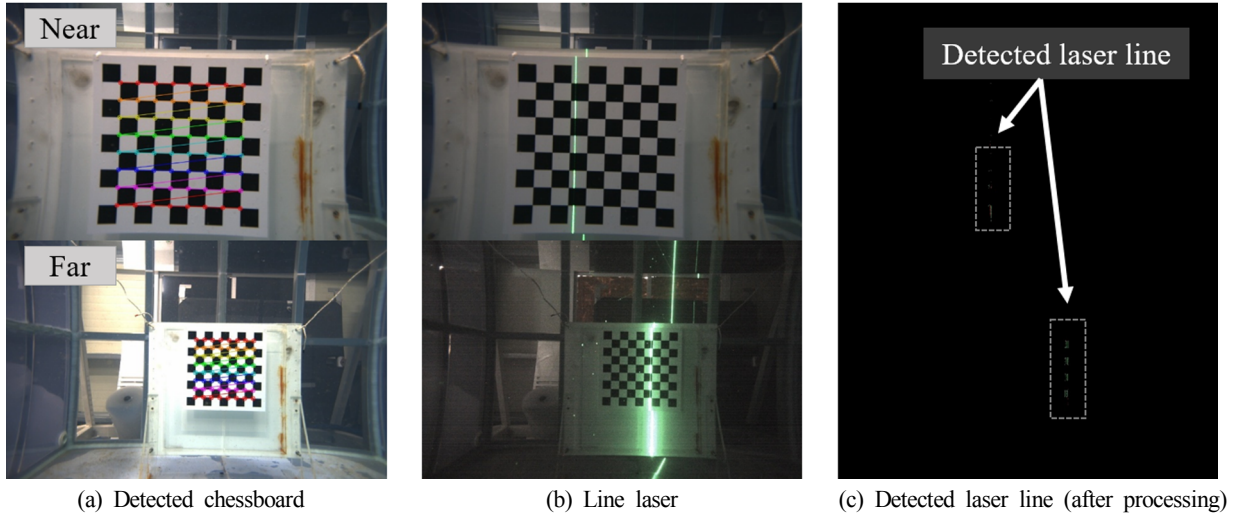


Fig. 4 Experiment of camera-laser calibration in water-tank

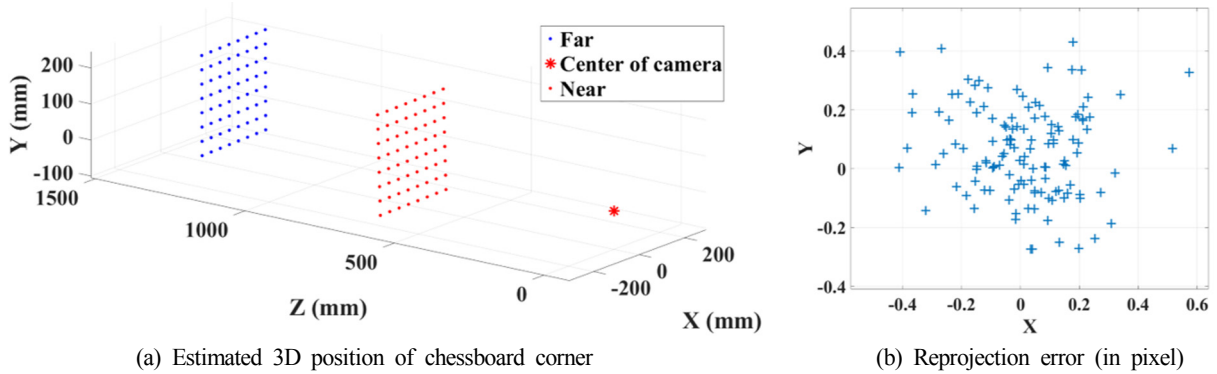


Fig. 5 Analysis of projection matrix K and M

Fig. 4(b)와 같이 체스보드 평면에 투영된 녹색 라인 레이저를 검출한 결과는 Fig. 4(c)와 같다. 검출된 점의 개수는 총 34개이며, 식 (6)과 식 (7)을 이용하여 각 점에 대응하는 카메라 좌표계 상의 3차원 위치를 추정하였다. 그리고 영상 평면 위의 점과 추정된 카메라 좌표계 위의 3차원 점 사이의 투영 변환 행렬 cT_l 는 식 (10)과 같다.

$${}^cT_l = \begin{bmatrix} 0.462771 & -0.001867 & -224.44278 \\ 0.0024317 & 0.469019 & -138.8021 \\ 0.0195404 & 0.045971 & 301.25772 \\ -0.001350 & 0.0000680 & 1 \end{bmatrix} \quad (10)$$

얻어진 투영 변환 행렬을 검증하기 위해 두 가지 방법의 재투영 오차를 분석하였다. 첫 번째 방법은 레이저 평면에 재투영하는 방법이다. 얻어진 3차원 위치 점을 이용하여 레이저 평면을 검출한 후 3.3절에서 언급하였던 것과 같이 레이저 직선 \vec{v} 와 레이저 평면의 교차점을 계산하여 3차원 위치를 계산하여 오차를 비교한다. 두 번째 방법은 일반적인 재투영 방법과 같이 cT_l 를 이용하여 3차원 위치를 계산한다. Fig. 6은 이러한 방법을 이용한 재투영 오차 결과이다. 전체적인 오차 범위는 X축 $< \pm 4\text{mm}$, Y축 $< \pm 2\text{mm}$, Z축 $< \pm 20\text{mm}$ 이내에 존재한다. X축과 Y축은 매우 작은 오차를 갖으나 Z축은 총 추정된 위치 중 약 20%이하에

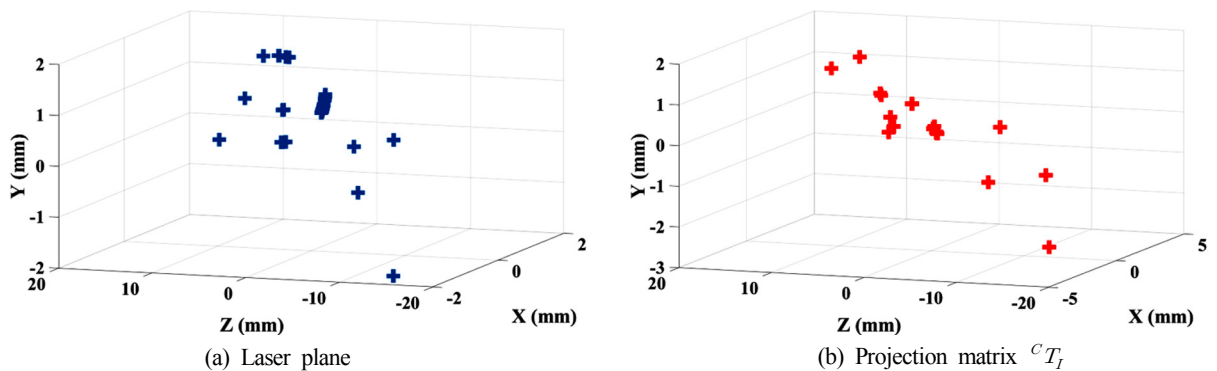


Fig. 6 3D reprojected error of laser scanner test-bed

서 상대적으로 큰 오차를 갖는다. 이러한 이유는 Z축 방향에 대한 보정을 위해 다양한 정보가 주어지지 않았기 때문이다. 이에 다양한 거리의 체스보드 영상을 획득할 필요가 있다. 레이저 평면 재투영 오차의 평균오차는 5.08mm($\sigma^2=3.78\text{mm}$)이고, 투영 변환 행렬(C_T)에 의한 재투영 오차의 평균오차는 2.87mm($\sigma^2=4.35\text{mm}$)을 나타냈다.

4.2. 수중 3차원 복원

보정이 완료된 레이저 스캐너를 이용하여 Fig.3-(b)와 같은 수중 환경에 대한 복원을 수행하였다. 복원 실험은 영상 기반 수중 레이저스캐너가 실제 복원을 위해 적합한가에 대한 검증을 위해 수행되었다. 자세 구동기를 이용하여 스캐닝을 하고 자세 센서를 통해 자세 정보를 얻는다.

Fig. 7은 3차원 복원된 결과를 보여준다. 총 4개의 물체가 놓여있고, 왼쪽부터 원형기둥 1, 원형기둥 2, 사각기둥, 정육면체이다. Table 2는 개별 물체의 실제 크기와 레이저 스캐너에 의해 측정된 크기를 보여준다. 실제 크기와 측정된 크기의 오차를 보면 전체 물체에서 수 밀리미터 오차를 갖는다. 제안된 방법의 레이저 스캐너의 적용 분야에 따라 요구되는 측정 성능이 다를 수 있으나 3차원 물체에 대한 인식을 고려하였을 때 상기 오차는 물체 인식에 큰 영향을 주지 않는다. 전체적인 물체의 외형을 보면 실제 물체와 근접하게 복원된 것을 볼 수 있다. 또한, 원형기둥의 원모양과 사각기둥의 전방 좌/우면이 실제 물체와 매우 근접하다. 복원된 바닥면 및 물체 상단의 평탄도가 매우 균일하게 복원되었음을 확인할 수 있다. 이는 공간 분할 시 평면 검출 또는 평면 제거에 매우 유리한 결과를 얻을 수 있다.

5. 결 론

본 연구는 수중 정밀 계측이 가능하고 다양한 무인잠수정의 용도 및 형태에 맞게 조정 및 운용이 가능한 영상 기반 수중 레이저 스캐너를 제안함으로써 고품질 수중 3차원 정보 획득 및 무인잠수정의 현실적인 활용도를 높이고자 함을 그 목표로 한다. 이에 본 논문은 별도로 구성된 수중 카메라와 수중 라인 레이저 방사기를 무인잠수정의 용도 및 형태에 맞게 설치하여도 카메라-레이저 보정을 통해 정확한 3차원 정보를 획득할 수 있음을 검증 실험을 통해 분석하였다. 그리고 수중 레이저 스캐너의 적용 분야인 3차원 복원을 수행해 봄으로서 그 효용성을 확인하였다.

능동형 시스템인 수중 레이저는 수중 음향에 편중된 수중 센서의 한계를 극복하고 빛, 탁도에 의해 영향을 많이 받는 수중 광학 영상의 문제점을 극복할 수 있는 대안이 될 수 있다. 다만, 실질적인 해양 환경에서 강인한 계측 성능을 확보할 수 있는지에 대한 성능 검증을 계속해서 연구 개발 되어야 한다. 수중 레이저를 이용하여 안정적이고 정확한 정보 획득 및 소형화가 가능하여 무인잠수정 설치가 용이하며 이는 수중 활용에 매우 효과적인 장점을 갖는다. 이에 본 연구에서 개발된 수중 레이저 스캐너는 보유하고 있는 소형 무인잠수정에 탑재하여 수중 물체 복원 및 인식 등의 다양한 연구 분야에 적용할 계획이다.

후 기

본 연구는 선박해양플랜트연구소의 주요사업인 ‘수중 자율작업을 위한 3차원 물체인식 및 로봇-로봇 팔 운동보상제어 기반 기술 개발’에 의해 수행 되었습니다(PES9400).

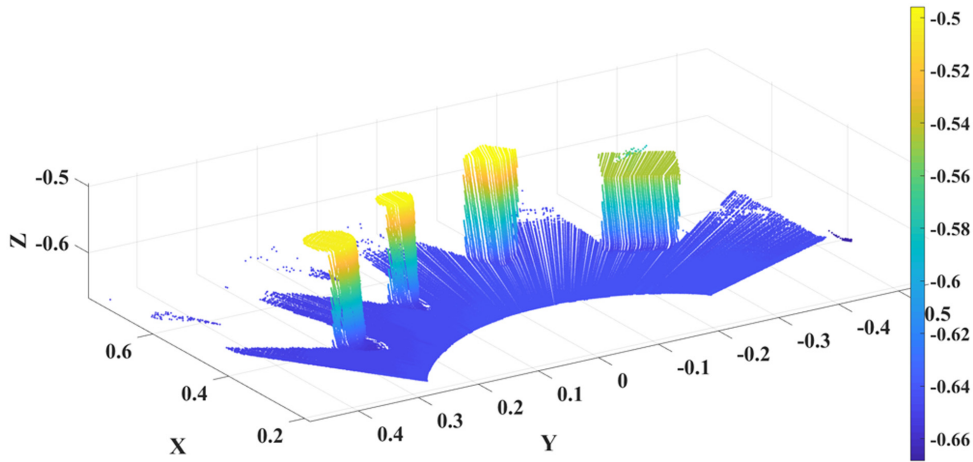


Fig. 7 Reconstruction result by laser scanning experiment (in meter)

Table 2 Real and measured dimensions of 4 objects

Object	Real dimensions	Measured dimensions
Cylinder 1	ϕ 75 mm, 150 mm (H)	ϕ 72.5 mm, 145 mm (H)
Cylinder 2	ϕ 50 mm, 150 mm (H)	ϕ 49.6 mm, 149 mm (H)
Square pillar	50 mm (W, D), 150 mm (H)	51.1 mm (W) 49.1 mm (D) 150 mm (H)
Cube	100 mm (W,D,H)	96.9 mm (W) 101.2 mm (D) 96 mm (H)

* H: height, D: depth, W: width

References

- 2G Robotics, 2016. ULS-100 Manual. [Online] Available at : <http://www.2grobotics.com/products/underwater-laser-scanner-uls-100/> [Accessed 26 August 2018].
- 3D at Depth, 2015. SL1/SL2/SL3 Product Sheet. [Online] Available at : <https://www.3datdepth.com/> [Accessed 26 August 2018].
- Josep, F.C., 2004. New Methods for Triangulation-based Shape Acquisition using Laser Scanners. Ph.D. Thesis, Univesity of Girona, 150.
- Jung, J., Li, J.H., Choi, H.T., Myung, H., 2016. Localization of AUVs Using Visual Information of Underwater Structures and Artificial Landmarks. *Journal of Intelligent Service Robotics*, 10(1), 67-76.
- Kim, A., Eustice, R.M., 2013. Real-time Visual SLAM for Autonomous Underwater Hull Inspection Using Visual Saliency. *IEEE Transactions on Robotics*, 29(3), 719-733.
- Kim, D., Lee, D., Myung, H., Choi, H.T., 2014. Artificial Landmark-based Underwater Localization for AUVs Using Weighted Template Matching. *Journal of Intelligent Service Robotics*, 7(3), 175-184.
- Newton Labs, 2015. Underwater Laser Scanners Manual. [Online] Available at : http://www.newtonlabs.com/subsea_scanners-1.htm [Accessed 26 August 2018].
- OpenCV, 2018. The OpenCV Library. [Online] Available at : <https://opencv.org/> [Accessed 26 August 2018].
- Shukai, C., Zexiao, X., Wenzhu, C., 2016. A Laser Line Auto-Scanning System for Underwater 3D Reconstruction. *Journal of Sensors (MDPI)*, 16(9), 1534.

Performance Evaluation of 20 HP Outboard Motor in Consideration of Driving System Applied to Electric-Propulsion Boat

Byung Young Moon*, Kuk Hwan Shin** and Ki Yeol Lee^{ID}***

*Department of Naval Architecture, Kunsan National University, South Korea

**R&D Team, Hae Do Marine, South Korea

***Shipbuilding & Ocean Technical Manpower Agency, Kunsan National University, South Korea

전기추진 선박에 적용되는 20HP급 전기추진 선외기 구동시스템의 성능평가에 대한 고찰

문병영* · 신국환** · 이기열^{ID}***

*군산대학교 조선공학과

**해도마린 기술연구소

***군산대학교 조선해양기자재역량강화센터

KEY WORDS: Performance evaluation 성능시험, Outboard motor 선외기, Driving system 구동시스템, Drive shaft 구동축, Propeller shaft 프로펠러축

ABSTRACT: As a new technical approach, this paper introduces a method for improving an electrically propelled outboard motor in consideration of the driving system applied to an electric-propulsion boat with solar cell energy. The most efficient model for a drive shaft, propeller shaft, and bevel gear was suggested and examined with respect to the results of test operation in prototype mode. Furthermore, this research included a performance evaluation of the manufactured prototype to acquire the purposed quantity value and the development items. After manufacturing the desired prototype of an electrically propelled outboard motor, the maximum sail time, thrust force, noise, and weight were evaluated in a performance test. An additional test in relation to the maximum sail speed (knots) of the completed prototype was conducted using a sea trial evaluation to acquire the optimum quantity.

1. 서 론

최근 신재생 에너지와 관련된 세계적인 동향을 검토해 보면, 선박 건조 및 운영 측면에서 고유가로 인한 선박의 경제적 부담을 대폭 저감하면서 WTO(World Trade Organization)에서의 면세유 중단 요구에 능동적으로 대처할 수 있는 방안을 모색 중이다. 특히 선박 운행 시 소비되는 유류 등의 환경오염 물질 배출을 근본적으로 해결하는데 있어서 서구 선진국을 위시로 각국에서 범국가적으로 친환경 재생에너지 분야에 관심을 쏟고 있는 추세에 있다. 그리고 2006년 6월에 개정 시행되고 있는 해양 오염방지법에서는 선박에서 배출되고 있는 환경오염의 심각성을 인식하여 선박에서 배출되는 대기오염물질도 육상의 교통수단과 마찬가지로 규제를 하고 있다. 이러한 측면에서, 항구에

서 주류를 이루고 있는 소형선박들이 엔진선외기 대신에 전기선외기를 이용할 경우 엔진 배기가스에 의한 매연 및 이산화탄소(CO₂) 배출량이 현격히 줄어들어 대기오염 방지에 큰 효과가 있을 것으로 기대된다. 국내의 선외기 보급률은 소형선박의 90%이상을 차지할 만큼 수요기반이 높지만 Fig. 1과 같이 대부분 수입에 의존하고 있으며, 사용기간이 대부분 10~20년 이상으로 노후화되어 오염물질 배출이 많고 연료효율이 낮아 교체 수요가 증가하고 있다. 이러한 노후 엔진의 문제점을 개선하기 위해서는 대기 오염물질의 발생을 줄이고, 수요증가에 대한 수입품을 대체하기 위한 연료효율이 높은 친환경 전기선외기의 국산화 개발이 필요하다(Hwang et al., 2013).

선외기란 주로 소형 선박 등의 추진장치 등에 사용되며 선체 외부의 선미에 독립적으로 장착되는 구동기관을 의미하며, 크게

Received 8 August 2018, revised 26 November 2018, accepted 13 December 2018

Corresponding author Ki Yeol Lee: +82-63-469-1858, kimhynhe1@naver.com ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6824-9409>

© 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.

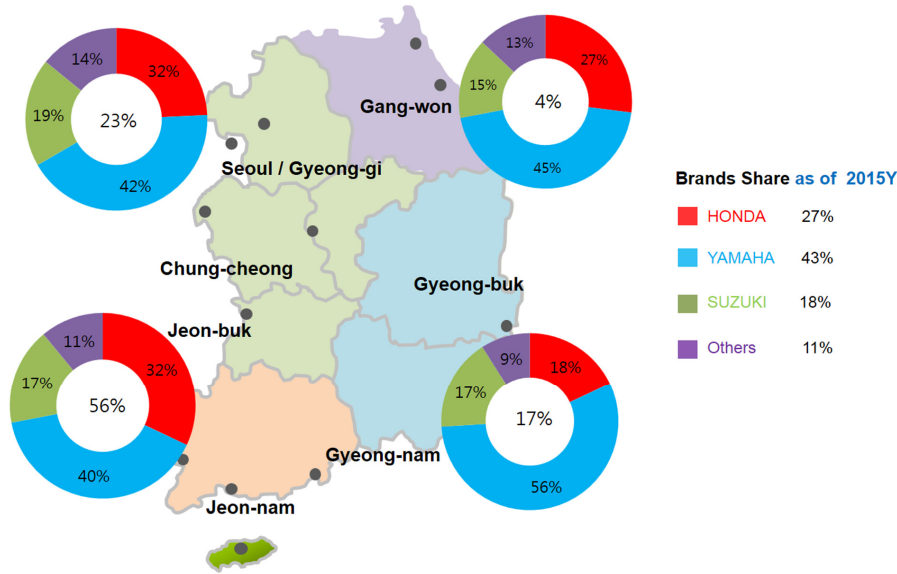


Fig. 1 Major dealer shop of outboard kits

엔진구동 선외기(Outboard engine)와 전기추진 선외기(Outboard motor)로 분류된다. 본 개발에서는 가솔린 혹은 디젤 등을 이용하는 기존 엔진선외기는 친환경 대상이 아니라는 관점에서 검토 대상에서 제외하였다. 반면, 가격이 경제적이면서, 가격 대비 적절한 성능 및 사양을 보여주는 중국산 폴든 모터사 제품인 전기 선외기(전기에너지 이용)를 기자재 국산화라는 측면에서 경쟁 모델로 선정하였다.

Fig. 2는 전기선외기의 전체적인 외형을 나타낸 개요도이며, 크게 파워헤드(상부), 미드섹션(중앙부) 및 로우유닛부(하부)로 분류된다. 상부에는 BLDC(Brushless direct current) 모터와 컨트롤러가 탑재되어 있다. 중앙부는 BLDC 모터에서 나오는 동력을 전달해주는 구동축이 설치되어 있으며 선박에 장착할 수 있도록 거치대가 후면부에 설치되어 있다. 중앙부의 하우징은 상부 하우징과 다르게 해수면의 접촉에 의한 부식이 일어나기 때문에 경량금속이면서 내식성을 가지는 알루미늄 합금으로 대부분 만들어진다. 하부는 모터에서 발생하는 회전력을 추진력으로 바꾸는 추진장치를 포함하고 있다. 전기선외기의 경우 특히 하부 유닛에 전진과 후진을 조정하기 위한 장치에 해당하는 정밀 기어 장치(베벨감속기어 장치)와 프로펠러축이 함께 설치되어 있다.

본 개발의 목적은 현재 전량 해외수입에 의존하고 있는 전기 선외기와 관련하여, 친환경 전기에너지를 주된 동력원으로 이용하는 전기선외기 시제품을 기자재 국산화 측면에서 개발 및 제작하는데 그 목표가 있다. 이 과정에서 중국산 전기선외기 제품에 대하여 성능과 문제점을 분석하여, 개발하고자 하는 전기 선외기 시제품의 부품 설계 및 기술개발에 적용하고자 하였다.

특히, 구동시스템의 효율성 확보라는 측면에서 전기선외기에 적합한 구동시스템을 구축하고, 관련 시제품을 선박에 장착하여 시운전함으로써 안전성 및 효율성을 검토하고자 하였다(Lee et al., 2012). 아울러 제작된 전기선외기 성과물에 대한 성능평가를 외부 공인인증기관(예, 한국선박안전기술공단 등) 입회하여 수행함으로써 본 개발에서 제시하는 정량적 수치 및 목표치를 확보하고자 하였다(Ham, 2012).

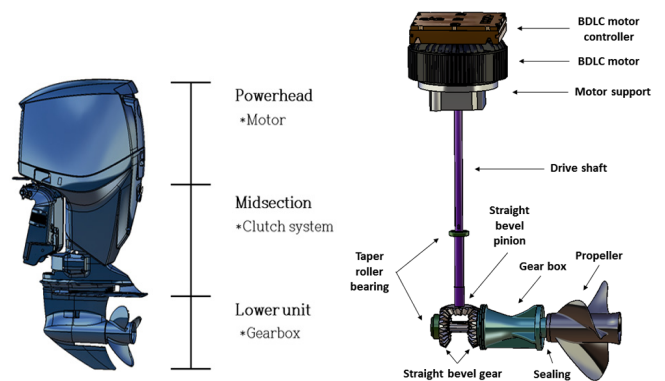


Fig. 2 Outboard motor discussed in this study

정량적인 평가항목 중 전기선외기 시제품에 대한 추력(t), 주행시간(h), 중량(w) 및 소음(n) 등과 관련하여 수조설비를 이용하여 육상시험을 수행하였으며, 시험 결과를 바탕으로 기술적인 접근을 통한 분석을 수행하였다. 기타 평가항목 중 주요 항목에 해당하는 전기선외기의 중량(w)에 대해서도 목표로 하는 정량적 수치를 획득하는데 중요성을 두었다.

2. 시험절차 및 방법

2.1 전기추진 선박의 기본

본 전기추진 선박은 기존에 추진시스템으로 사용되고 있는 엔진구동 시스템을 대신하여 솔라셀 및 에너지 저장장치(건전지)를 설치하였으며, 태양광으로부터 건전지에 충전된 전기에너지를 이용하여 모터를 구동시키고 구동된 모터의 동력은 구동축과 베벨기어 등 동력전달장치를 통해 프로펠러를 회전시킴으로써 추진력을 얻게 된다. 반면, 태양광 발전효율이 10~15% 정도로 다소 저조하며, 태양광 패널의 효율감소가 빠르다는 점을 감안하여 시운전 시 청명한 날씨나 최적의 일조량을 확보하고자 하였다. 특히 열악한 해양환경 직면 시 태양광 패널의 효율 감소 속도를 고려하여 태양광에 전적으로 의존하기보다는 에너

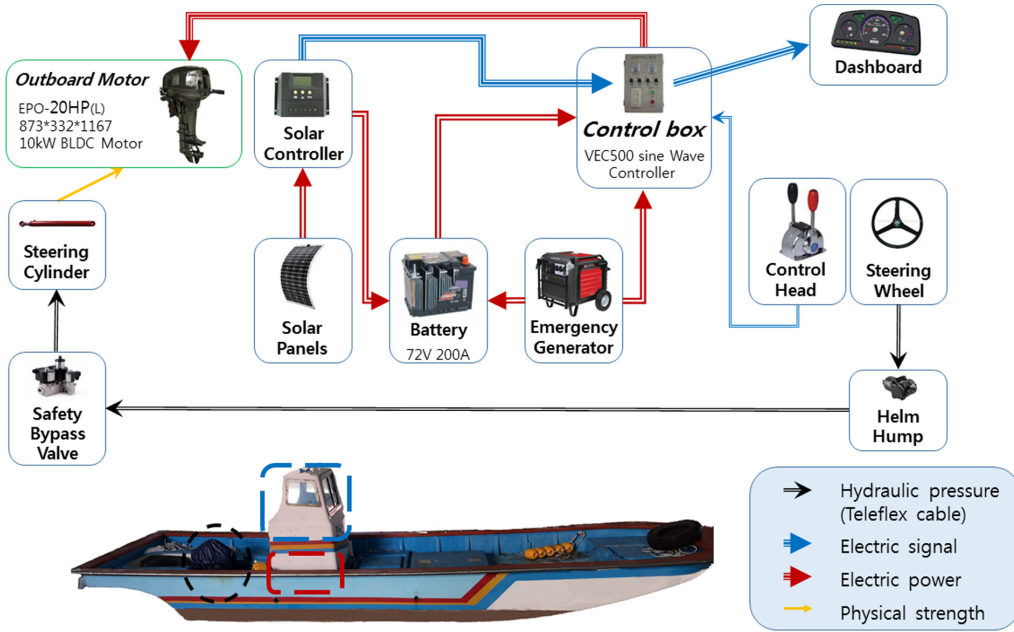


Fig. 3 Overall concept of electric ship

지 저장장치(건전지) 및 비상발전기(BMC, Battery monitoring controller) 등을 적용하는 전기추진 시스템을 구상하여 경제적인 투자관점에서 설치를 고려하고자 하였다. 전기추진 선박의 전체적인 개념도는 Fig. 3과 같다(Green, 1982; Lee et al., 2005).

2.2 에너지 저장장치(건전지)

본 전기추진 선박은 Fig. 4에서 보는 바와 같이 에너지 저장 장치에 해당하는 고효율 리튬-이온 건전지(용량: 200A × 72V)를 이용하였으며, 상기 에너지 저장장치에 해당되는 건전지에 충전된 전기에너지를 이용하여 BLDC 모터는 구동되어지며, 구동된 모터의 동력은 동력전달 시스템을 통해 프로펠러에 전달되어진다(Hong et al., 2011).



Fig. 4 View of energy-conservation unit (battery) set up in electric ship

2.3 BLDC(Brushless direct current) 모터 및 모터제어기

Fig. 5와 Table 1과 같이 전기추진 시스템 구동용 모터는 20HP급(15kW) BLDC 모터로 구성하였다. BLDC 모터는 에너지 저장장치(건전지)를 에너지원으로 사용되는 구동체에 사용되며,

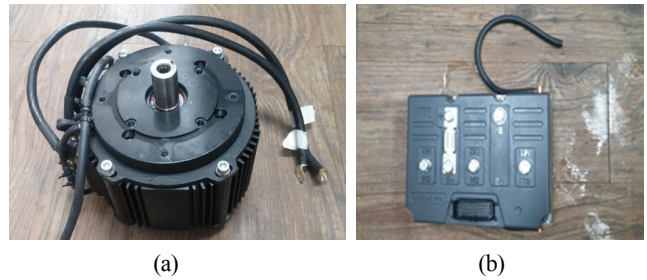


Fig. 5 (a) View of BLDC motor (b) View of relevant motor controller

Table 1 Specification of BLDC motor

Item	Value
Voltage	72 V
Efficiency	91 %
Phase resistance	6.0 / 72 V
Phase induction	77 uH / 72 V
Weight	17 kg
Casing	Aluminium
Length	Diameter : 206 mm

구조상 브러쉬가 없어 일반적으로 Rotor의 내부에 Magnet를 가지고 있고 Stator가 회전하는 자계를 발생하고, 이 결과로 Rotor가 회전한다. BLDC 모터의 경우 정회전 및 역회전이 가능하므로 주행시 전진, 후진이 용이하여 운영의 관점에서 협수로 운항이 가능하다는 장점이 있다.

2.4 구동축

BLDC 모터에서 나오는 동력을 전달해주는 역할을 하는 구동축은 미드섹션부에 설치되어 있다. 운항 시 공동현상방지판이 선박의 선저보다 1~25mm 밑에 위치할 때 최대의 효율을 낼 수



Fig. 6 View of drive shaft in mid section part

있다는 점을 감안하여, 중국 골든모터사(680mm) 대비 구동 효율성을 향상시키기 위해 구동축의 최적 길이를 720mm로 제작하였다(Fig. 6).

2.5 베벨감속기어 및 프로펠러축

로워유닛부는 BLDC 모터에서 발생하는 회전력을 추진력으로 바꾸는 추진장치를 포함하고 있다. 특히 하부 로워유닛부에는 전진과 후진을 조정하기 위한 장치에 해당하는 정밀 기어 장치(베벨감속 기어장치)와 프로펠러축이 함께 설치되어 있다. 베



Fig. 7 View of bevel reduction gear & propeller shaft in lower unit

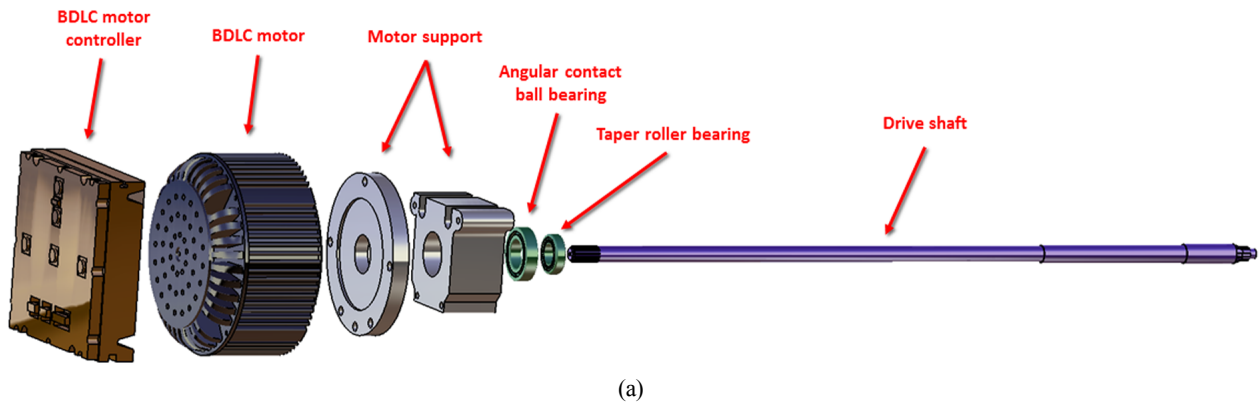
벨감속기어의 역할에 기인하여 전진, 중립 및 후진 등의 기어변속이 이루어지게 되며, BLDC 모터의 고속회전을 프로펠러에 효율적으로 전달하고자 피니언 기어와 베벨감속기어 간에 감속기어비는 대략 2:1 (27:13)로 설정한다(Fig. 7).

2.6 전기선외기의 동력전달 시스템 전체 구성도

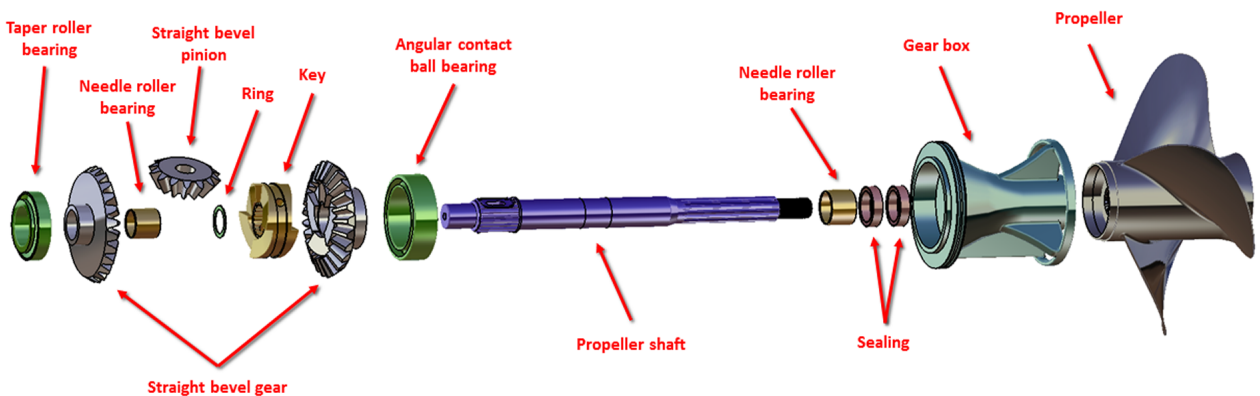
Fig. 8(a)와 Fig. 8(b)는 전기추진용 선외기의 동력전달 축계시스템 구성부품의 개요도를 나타낸다. 미드섹션부의 핵심 구성품인 구동축의 길이는 720mm, 직경은 최대 20mm이며 축 지지용 베어링 2개와 Drive shaft pinion이 연결되어 있다. Drive shaft pinion에 연결되어 있는 Bevel gear는 1개의 Key에 물려 프로펠러축에 동력을 전달해주며 프로펠러축의 길이는 270mm, 직경은 Max. 22mm이며 3개의 베어링에 지지된다. 그 외에 Sealing 2개와 Ring 2개 등이 있다.

2.7 전기추진 선외기 설계 및 도면(2D/3D) 제작

Fig. 9(a)에 본 개발에서 목표로 하고 있는 전기추진 선외기 도면으로 상부에는 BLDC 모터와 컨트롤러가 탑재되어 있다. 중앙부는 BLDC 모터에서 나오는 동력을 전달해주는 구동축(Fig 9(b))이 설치되어 있으며, 하부는 모터에서 발생하는 회전력을 추진력으로 바꾸는 베벨감속 기어장치와 프로펠러축이 함께 설치되어 있다. 특히 구동축 끝단부 피니언 기어와 베벨감속기어가 체결되는 과정을 거쳐 감속이 이루어진다(Fig. 9(c)).



(a)



(b)

Fig. 8 (a) Component units of midsection, (b) component units of lower unit in outboard motor

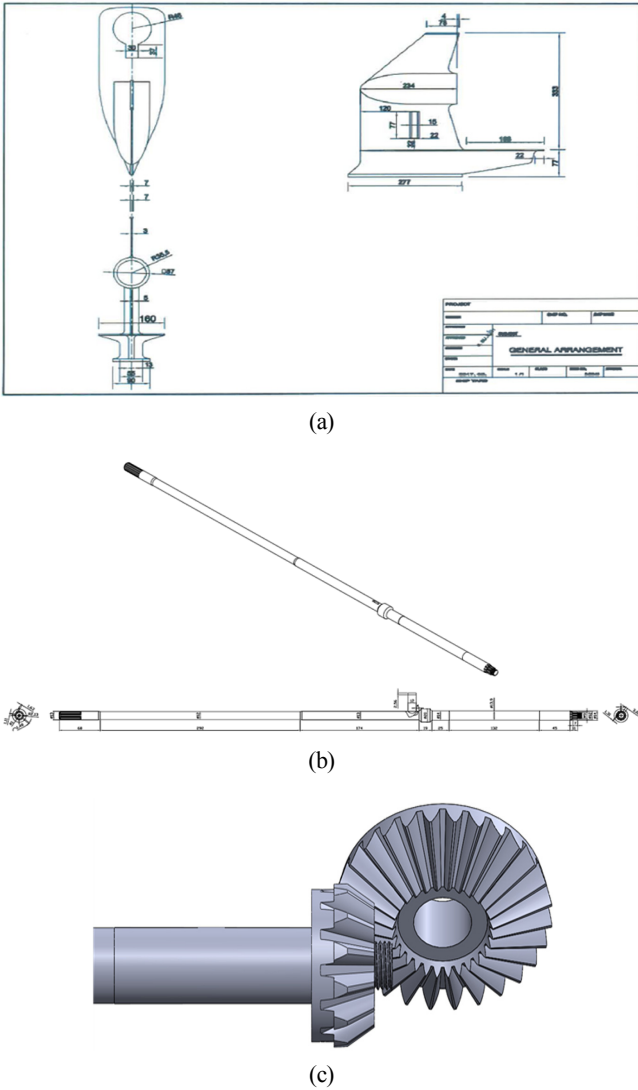


Fig. 9 (a) entire drawing for the outboard motor, (b) drawing for drive shaft, (c) schematic diagram between drive pinion and bevel reduction gear

2.8 전기추진 선외기 분해 및 조립

파워헤드(상부), 미드섹션(중양부) 및 로워유닛부(하부)로 크



Fig. 10 View of assembling and disassembling individual parts in outboard motor

게 분류되는 전기추진 선외기의 개별 구성품들을 제작한 후에 전기선외기 도면과의 일치 여부를 확인하기 위해 개별 구성품들에 대한 분해 및 조립작업을 수행하였다. 이 과정에서 제작된 전기선외기 시제품의 개별 구성부의 작동 메카니즘을 검토하고자 하였으며 Fig. 10에 분해 및 조립 전경이 보여진다.

3. 시험 분석 및 고찰

3.1 전기추진 선외기 시제품 제작 및 사전 시운전

상기 파워헤드, 미드섹션 및 로워유닛부에 대한 분해 및 조립 과정을 통해 본 개발에서 목표로 하는 전기선외기 시제품을 제작하였으며, Fig. 11과 같이 성능시험을 수행하기에 앞서 전기선외기 시제품을 전기추진 선박에 장착하여 자체적으로 수조설비에서 시운전을 수행하였다. 하는 전경이 Fig. 11에 보여진다. 전기선외기가 장착되는 전기추진 선박의 제원은 전장 5.70m, 전

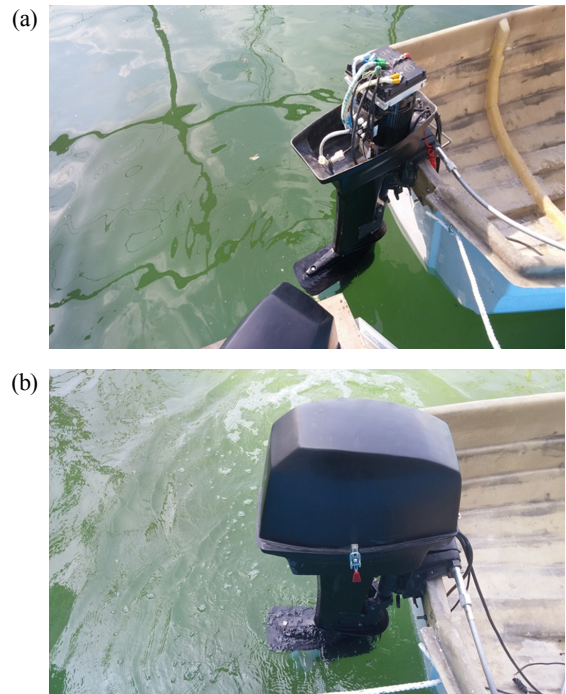


Fig. 11 View to perform the test operation for the outboard motor discussed in this study

- (a) Test for BLDC motor used as main part
- (b) Test for entire outboard motor body

Table 2 Principal particulars of outboard motor

Prototype	Outboard motor
Battery power	200 A × 48 V
Driving horce power	20 HP
Driving device	BLDC motor
Main fuel	Electric
Electric boat weight	0.5 ton
Electric boat material	FRP
Maximum passengers	3

폭 1.55m, 깊이 0.65m 그리고 총톤수(Gross tonnage, G/T)는 0.5ton이다(Park, 2011). 본 개발에서 목표로 하고 있는 전기선외기의 전반적인 사양은 Table 2와 같다.

3.2 성능시험 수행 및 평가시 정량적 수치 확보

완성된 전기선외기 시제품을 전기추진 선박에 장착한 후 외부 공인 기관 입회하에 목표로 하는 성능시험을 수행하였다. 성능시험은 육상 수조설비(길이: 20M)를 이용하여 평가를 수행하였다. 성능평가와 관련, 가장 중요한 평가항목으로 판단되는 추력(t)을 우선 산출하고자 하였다. 선박의 추력을 정확하게 측정할 수 있는 장비가 국내에 전무하기 때문에, 정량적 평가 시에는 용수절저울(196~980N에 해당)을 이용하여 전기추진 선박이 전진 시 순간적인 추력수치를 산출하였으며, 이를 정량적 항목의 수치로 산정하였다. 이 과정에서 프로펠러 추력 목표치(294N 이상) 대비, 약 16% 향상된 343N의 추력 결과치를 얻을 수 있었다(Fig. 12).

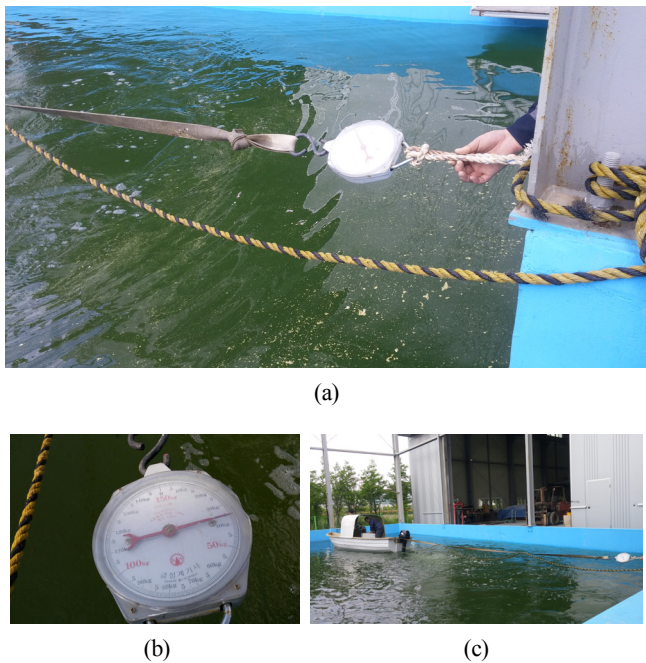


Fig. 12 View to test the thrust force : (a) & (c), view of the spring-attached thrust measurer : (b)

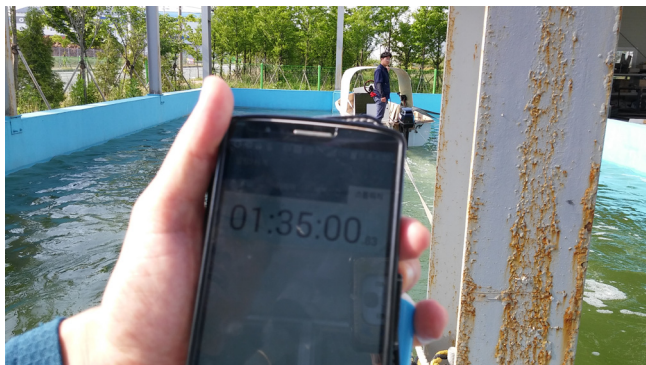


Fig. 13 view to test an item for running time of the outboard motor prototype discussed in this study

전기선외기의 운행시간(h)은, 전기선외기 시제품을 전기추진 선박에 장착한 상태에서 프로펠러가 회전하는 순간을 시점(Starting point)으로 하여 전기선외기 운행시간을 측정하였다. 이때 운행시간 측정은 스태프워치를 이용하였다. 이 경우, 수조설비(길이: 20m)라는 제한된 공간을 이용하기에 전기선외기가 장착된 전기추진 선박은 구동시스템을 작동 시 선체의 좌단부와 우단부를 고정설비를 이용하여 고정(고박)시킨 상태에서 성능평가를 하였다. 그 결과 전기추진 선박 운행시간 목표치(1시간 30분) 대비, 약 5% 향상된 1시간 35분의 운행시간 결과치를 얻을 수 있었다(Fig. 13).

전기선외기 중량(w)은 성능시험 이전에 중량측정기를 이용하여 정량화된 수치를 측정하였으며, 여기서 중량측정기는 검교정이 이루어진 계측장비를 이용하였다. 이 과정에서 전기선외기 중량 목표치(70kg 이하) 대비, 약 30% 경량화된 49kg의 중량 결과치를 얻었다. 이 때, 중량은 전선 및 케이블 중량이 포함되지 않은 순수 전기선외기 무게를 의미한다.

마지막으로, 전기선외기 소음(n)은, Fig. 14(b)와 같이 소음은 소음측정기를 이용하여 소음을 측정하였다. 이 때 전기선외기의 상부 파워헤드의 덮개(카울)가 부착된 상태에서 BLDC 모터의 소음을 측정하였으며, 선미에서 선수방향으로 1미터 간격으로 구간을 설정하여 구간별로 소음을 측정하였다. 그 결과 전기선외기 소음 목표치(85db 이하) 대비, 약 23% 감소된 66db의 소음 결과치를 얻을 수 있었다. Table 3에 본 성능시험을 통해 확보한 정량적인 결과치를 나타내었다.

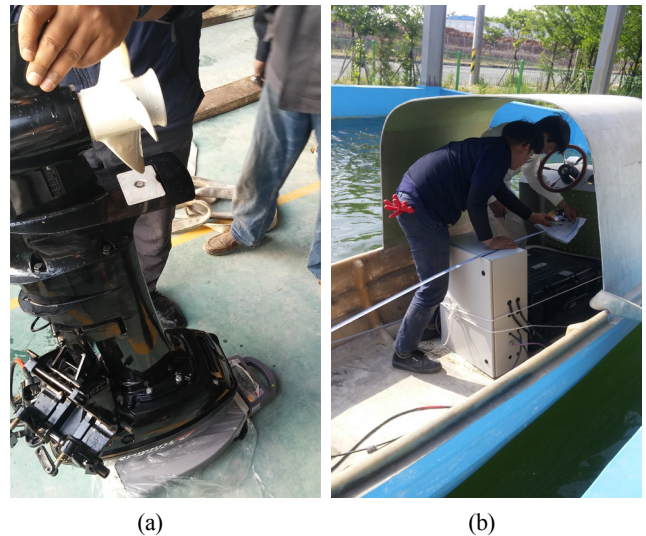


Fig. 14 view to test both weight and noise for the outboard motor : (a) weight, (b) noise

Table 3 Results as to performance evaluation items

Item	Unit	Perc. [%]	R&D purpose	Result
Thrust force	N	30	294	343
Max. sail time	H	30	1.50	1.51
Weight	Kg	20	70 less	49
Noise	db	20	85 less	66

3.3 전기추진 선외기 및 관련 특성에 대한 고찰

3.3.1 전기추진 선외기 구동축 소재 선정

본 개발에서는 기존의 구동축 및 프로펠러축에 사용된 재료 S45C와는 다르게 SCM440 소재를 사용하여 Shaft를 가공하였다. Fig. 15에서 보는 바와 같이, 길이가 동일한 Shaft의 경우 SCM440 소재를 사용하는 경우가 S45C 소재를 사용하는 것보다 상당 부분 더 구조적으로 안전하다고 판단되었다. 또한 Fig. 15에서 나타난 바와 같이 SCM440의 항복강도가 S45C보다 약 20%정도 높으며 인장강도의 경우는 약 15% 높은 것을 확인하였다. Fig. 15는 SCM440와 S45C 재료의 강도를 비교한 그래프이다(Smith, 1990).

아울러 본 개발에서 직경(Diameter) 20mm 및 길이(Length) 720mm의 사양을 가지는 구동축(Drive shaft)에 기존 소재보다 보다 우수한 강도 및 내마모성을 가지는 Cr-Mo강(SCM440) 소재를 적용할 경우 1,000-4,000RPM(Revolutions per minute)구간에서 BLDC 모터가 회전 시 강제가 가지는 강인성, 내열성, 내마모성에 기인하여 회전력을 보다 안전하고 효율적으로 프로펠러축에 전달해주는 것으로 평가되었다. 상기 Cr-Mo강의 경우 크롬(Cr)은 강재의 내식성을 향상시켜주고 몰리브덴(Mo)은 결정립을 보다 미세하게 해주는 역할을 하게 된다(Fig. 16).

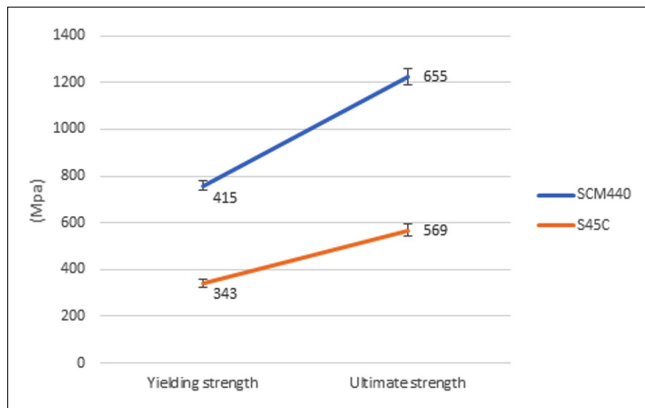


Fig. 15 Strength comparison of SCM440 and S45C



Fig. 16 designed drive shaft of outboard motor

3.3.2 전기추진 선외기 베벨감속기어 검토 및 고찰

엔진선외기의 경우 실린더의 폭발행정에서 생긴 힘으로 2행정 또는 4행정 사이클 기관의 크랭크축을 회전시킨다. Fig. 17과 같이 크랭크축에 연결된 구동축 하단의 피니언 기어는 크랭크축의 회전력을 기어 레버의 동작(전진, 중립, 후진)에 의해 클러치가 전진, 중립 및 후진 기어에 물렸을 때 프로펠러축에 전달시키게 된다. 이 과정에서 선외기의 정회전, 정지 또는 역회전을 함으로써 선박의 전진과 후진을 가능하게 한다(Ham, 2012).

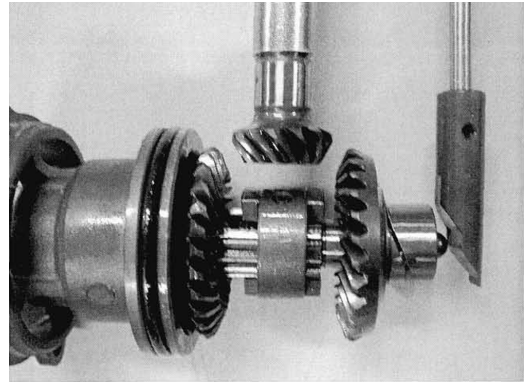


Fig. 17 Forward, backward gear & clutch system of outboard engine

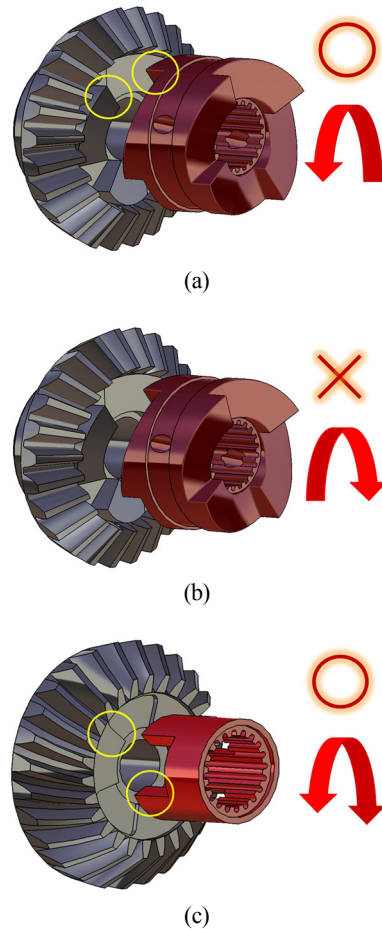


Fig. 18 (a) As anti-clockwise rotation on driving system, (b) as clockwise rotation on driving system of outboard motor, (c) designed bevel gear & key for outboard motor

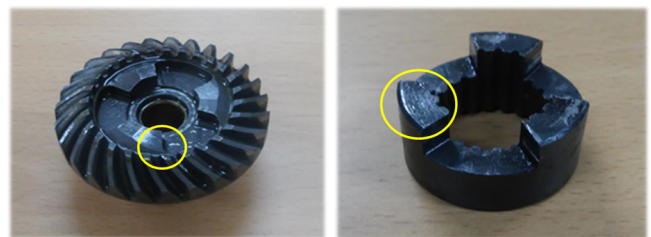


Fig. 19 Repaired bevel gear & key of outboard motor

엔진선외기의 경우 크랭크축으로부터 얻은 동력을 한쪽방향으로만 회전시키게 된다. 반면, 본 연구에서 진행하고 있는 전기선외기의 경우 사용하는 구동장치는 BLDC 모터로 전기구동 모터에 의해 정회전과 역회전이 가능하다.

따라서 엔진선외기와 같은 Clutch system 방식을 가지지 않고 좌측이나 우측에 물려있는 상태로 전진과 중립 및 후진이 가능하다(Ham, 2012; Jung, 2006).

본 개발에서 목표로 하고 있는 전기선외기의 경우 BLDC 모터를 탑재한 후 전진, 중립 및 후진의 성능을 확인하기 위한 테스트를 자체적으로 진행하였다. 테스트 결과, 전진과 중립의 경우 이상이 없으나 후진의 경우 기어 조작 시 피니언기어와 베벨기어의 엇물림이 발생하여 소음이 발생하는 것을 알 수 있었다.

문제점을 검토해본 결과 Fig. 18(a)와 같이 반시계방향(정회전)으로 회전할 경우 베벨기어의 키홈(Key way) 3개 부분과 키(Key)부분이 노란색으로 표시된 부분처럼 맞물려 정상적으로 회전하게 된다. 하지만 Fig. 18(b)와 같이 시계방향(역회전)으로 회전할 경우 베벨기어와 키가 맞물리지 않고 대각선으로 각이진 키홈을 따라 회전하여 엇물리게 된다. 그 결과, 반시계방향으로 회전할 경우 문제가 없지만 시계방향으로 회전할 경우 소음과 엇물림 현상이 발생한다.

시계방향으로 회전 시 엇물림 현상을 해결하기 위해서 Fig. 18(c)와 같이 베벨기어의 키홈 3개 부분을 대각선으로 각이진 현상이 아닌, 키와 맞물릴 수 있도록 평면으로 설계 하였다. 아울러 전기선외기 구동시스템의 경우 정회전과 역회전이 가능하여 키 부분을 한쪽에 맞물릴 수 있도록 설계 하였다(Jung, 2006). Fig. 19는 가공 후 사진이다.

3.3.4 선속 대 BLDC 모터 회전수 검토 및 고찰

본 개발에서는 전기선외기 시제품과 관련, 외부 공인기관 입회하여 수조설비를 이용하여 육상에서 성능시험을 수행하였으며, 목표로 하였던 정량적인 수치는 달성한 것으로 평가가 되었다. 반면, 육상시험에서 전기선외기의 평가항목 중 선속(s)은 제외하였던 바, 시험 영역을 확장하여 파도 및 조류가 존재하는 실제 해상시험을 통해 선속부분에 대한 전기선외기의 성능에 대해 추가적으로 분석 및 고찰을 하고자 하였다.

Fig. 20에 해상에서 추가적으로 자체 시운전을 하고 있는 전기추진 선박의 주행전경이 보여진다. 해상시험 시 검토 항목은 전기선외기 BLDC 모터의 회전수(RPM)에 일정한 변화를 줄 경



Fig. 20 View to perform the test operation for max. running speed on the sea

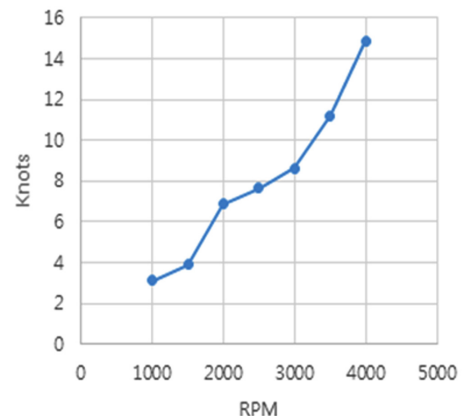
우 선속의 변화 거동을 실험적 데이터를 통해 분석하고자 함에 있었다.

선속(km/h, 1knot=1.852km/h)의 경우에는 기존의 속도계(수치 변화가 큼) 대신에 검교정된 GPS(Global positioning system) 장비를 참조하였다. 주행속도는 일정 구간(A-B 지점 거리는 100m)을 전기추진 선박이 주행시 소요되는 시간을 얻은 결과치에 해당되었다. 여기서 A 및 B 지점에는 적색 깃발을 설치하여 전기추진 선박 주행시 육안으로 식별이 가능하도록 하였다. 특히, 선속 측정시 측정 전 일정거리 접근이 된 상태에서 주행시 소요시간을 측정하여 속도(주행 거리 / 주행 시간)를 구하는 아나로그 방식을 도입하였다. 선속 측정 시 BLDC 모터 회전수가 일정하게 주어질 때 동일한 구간을 전기선박이 5회 왕복 운행하여 평균 수치를 구하였다.

Fig. 21은 BLDC 모터 회전수를 1,000~4,000RPM 범위에서 500RPM의 간격으로 일정하게 증가시켰을 경우 선속의 변화 거동을 보여주는 테이블 및 도표이다. 주된 사항은 BLDC 모터의 회전수를 일정 간격으로 증가시키면 선속도 상대적으로 증가하는 경향을 보여주었다는 점이다. 즉, BLDC 모터의 회전수가 1,000~3,000RPM 사이에서 일정하게 증가할 때 선속은 완전한 선형은 아니지만 점진적으로 증가하는 거동을 보여주었으며, 3,000이상의 RPM에서는 상당히 가파른 증가경향을 보여주었다. 주행 시 2,000RPM 부근에서 선속이 급격히 증가한 배경에는 주행 중 주변 환경(풍속, 작동 급조작성, 숙련도 등) 여건에 우선 기인하면서 BLDC 모터의 회전력을 프로펠러축에 전달하는 기계적 고효율성에 근거한다고 사료되었다.

RPM	km/H(knots)
1000	5.74(3.1)
1500	7.22(3.9)
2000	12.77(6.9)
2500	14.07(7.6)
3000	15.93(8.6)
3500	20.74(11.2)
4000	27.59(14.9)

(a)



(b)

Fig. 21 (a) Table & (b) diagram to show a relation between hull speed vs. BLDC motor rotation

4. 결 론

본 개발에서는 현재 전량 해외수입에 의존하고 있는 전기추진 선외기와 관련하여, 친환경 전기에너지를 주된 동력원으로 이용하는 전기추진 선외기 시제품을 기자재 국산화 측면에서 개발 및 제작하였다.

(1) 본 개발에서는 완성된 전기추진 선외기 시제품을 전기선박에 장착한 후 외부 공인 기관 입회하에 목표로 하는 성능시험을 수행하였는 바, 이 과정에서 프로펠러 추력 목표치(294N 이상) 대비, 343N에 해당하는 프로펠러 추력(t) 결과치를 얻었다.

(2) 주요 검토 대상인 전기추진 선외기의 운행시간(h)과 관련, 프로펠러가 회전하는 순간을 시점(Starting point)으로 하여 운행시간에 대한 평가를 측정된 결과, 전기선박 운행 시간 목표치를 상회하는 1시간 35분의 운행시간 결과를 기록했다.

(3) 성능평가 항목에 해당하는 전기선외기 중량(w)과 관련, 전기선외기 중량 목표치(70kg 이하) 대비 49kg의 중량 결과치를 얻었으며, 전기선외기 소음(n)의 경우에도 목표치(85db 이하) 대비, 목표치를 충족하는 66db의 소음 결과치를 얻게 되었다.

(4) 선외기의 구동축과 프로펠러축에 사용되는 소재를 SCM440으로 변경할 경우 항복강도가 약 20%정도 높았으며 인장강도의 경우 약 15% 정도 높은 것을 확인하였고, 전기선외기 후진 구동시 발생이 가능한 엇물림 현상 및 소음을 방지하기 위해 베벨감속 기어부위에 대해 정밀 기계가공을 시행하였다.

(5) 완성된 전기선외기의 선속(s)을 자체적으로 평가하기 위해 해상시험을 하였으며 BLDC 모터의 회전수에 일정한 변화를 줄 경우 선속의 변화 거동을 실험적 데이터를 통해 분석하였는 바, 모터의 회전수를 일정 간격으로 증가시키면 선속(s)도 상대적으로 증가하는 경향을 보여주었다.

후 기

본 연구는 한국연구재단의 LINC 사업(2018 산학공동기술개발 과제) 및 중소기업청의 산학협력력 기술개발사업(첫걸음 과제)에 대한 연구 사업비 지원으로 수행된 연구결과이다.

References

- Green, M.A., 1982. Solar Cells. Prentice Hall Inco., New Jersey, USA.
- Ham, B.S., 2012. A Study on the Structural Design of Outboard Motor Well in Polyethylene Boat. Master's thesis, Kangwon University.
- Hong, S.C, Jeon, H.J., Yoon, Y.S., 2011. Power Electronics. McGraw-Hill Korea, Korea.
- Hwang, A.R., Joo, Y.S., Yoo, H.S., 2013. Principles of Offshore Plant and Equipment. GS Intervision, Korea.
- Jung, G.D., 2006. A Study on the Remote Control System for Outboard Engine. Master's thesis, Mokpo Natioal Maritime University.
- Lee, J.H., Lim, D.G., Lee, J.S., 2005. Principles of Solar Cell. Hong Reung Science Publish, Korea.
- Lee, S.H., Jo, W.Y., Kim, B.K., Kim, H.W., Kang, M.S., 2012. A Study on the Method for Efficiency Improvement of 5HP Electric Thrusing System for Outboard Motor. Journal of the Korea Society of Marine Engineering, 36(4), 476-483.
- Park, C.K., 2011. A Study on Structural Design and Manufacturing of Polyethylene Boat. Master's thesis, Kangwon University.
- Smith, W.F., 1990. Principles of Materials Science and Engineering. McGraw-Hill.

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

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

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

극한 환경하의 부표 운동성능 모형시험기법 개발 ← (한글제목)

홍길동* · 김길동** · 이길동** ← (한글이름)

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

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

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

(본문은 1단 또는 2단으로 작성, 심사완료 후 2단으로 편집됨.)

1. 서론

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

2. 극한조건의 상사

2.1 파랑조건의 상사

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

Received 00 March 2012, revised 00 April 2012, accepted 00 April 2012

Corresponding author Gil-Dong Hong: +82-111-222-3333, gdhong@kriso.re.kr

© 2013, The Korean Society of Ocean Engineers

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

2.2 바람조건외의 상사

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

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

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

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

3. 표준형 등부표 모형시험

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

Table 1 Computed wind and current forces on buoy models

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

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

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

4. 모형시험 결과 및 해석

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

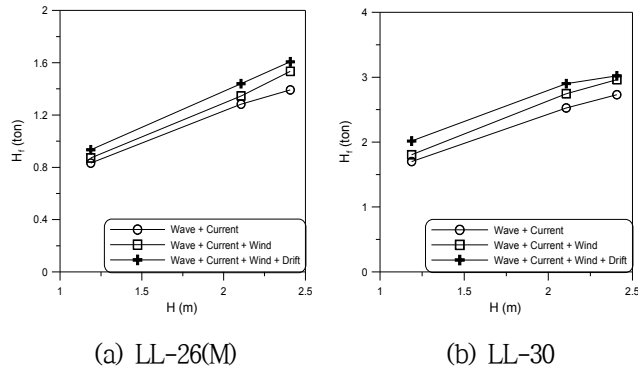


Fig. 1 Maximum height of tension forces acting on the mooring line at buoy

≡ (그림은 영문으로 작성)

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

5. 결 론

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

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

후 기

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

참 고 문 헌

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

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

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

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

(example for proceedings) ⇒

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

(example for journals) ⇒

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

(example for books) ⇒

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

(example for websites) ⇒

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

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

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

<주>

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

General Information for Authors

Requirement for Membership

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

Publication type

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

Manuscript submission

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

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

Submission checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

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

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

Hazards and human or animal subjects

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

Fundamental errors in published works

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

Article structure

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

Abstract

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

Keywords

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

Unit

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

Equations

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

Tables

Tables should be numbered consecutively with Arabic numerals. Each

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

Figures

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

Reference

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

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

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

Examples:

Reference to a journal publication:

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

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

Reference to a book:

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

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

Reference to a proceeding:

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

Reference to a website:

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

Journal abbreviations

Journal names should not be abbreviated.

Revised manuscripts

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

Proofs and reprints

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

Peer review

Every manuscript received is circulated to three peer reviewers. The author's name and affiliation is 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.

2018년도 한 해 동안 한국해양공학회지에 투고된 원고를 심사하신 분들입니다.
심사위원 여러분께 감사드립니다.

고낙용	조선대학교	박선호	한국해양대학교	이승재	한국해양대학교
고대은	동의대학교	박성제	한국기계연구원	이우동	경상대학교
고재용	목포해양대학교	박성중	삼성중공업	이 응	한국과학기술원
구본국	창원대학교	박용현	KIOST	이정훈	경상대학교
구원철	인하대학교	박일룡	한국해양대학교	이제명	부산대학교
권순철	부산대학교	박종영	부경대학교	이종현	제주대학교
권창섭	삼성중공업	박종천	부산대학교	이주용	성균관대학교
김경성	동명대학교	박준범	한국해양대학교	이창준	부경대학교
김경환	KRISO	박창규	군산대학교	이철진	중앙대학교
김국현	동명대학교	배윤혁	제주대학교	이치승	부산대학교
김동진	KRISO	배진호	제주대학교	이탁기	경상대학교
김동희	한국해양대학교	백광준	인하대학교	장대준	KAIST
김병완	KRISO	백부근	KRISO	장범선	서울대학교
김상엽	한국선급	변승우	한화탈레스	정광효	부산대학교
김성용	DNV GL	부승환	원광대학교	정동호	KRISO
김성재	인하대학교	서대원	한국선급	정성엽	KRISO
김영식	KRISO	서민국	KRISO	정세민	조선대학교
김영훈	경남대학교	서유태	서울대학교	정영석	부경대학교
김용재	강원대학교	서정관	부산대학교	정준모	인하대학교
김용직	동화뉴텍	석 준	중소조선연구원	정태화	한밭대학교
김용직	부경대학교	송창용	목포대학교	정태환	KRISO
김유일	인하대학교	신성원	한양대학교	정한구	군산대학교
김준영	한국해양대학교	안석환	중원대학교	조경훈	KIST
김진환	KAIST	양영준	동명대학교	조수길	KRISO
김현수	부경대학교	엄원석	연세대학교	조용진	동의대학교
김현식	동명대학교	오승훈	KRISO	조일형	제주대학교
김현조	삼성중공업	오정근	군산대학교	주문갑	부경대학교
김현철	울산과학대학교	오정석	동의대학교	차주환	목포대학교
나원배	부경대학교	유현수	창원대학교	최윤탁	울산대학교
남기우	부경대학교	윤현규	창원대학교	최형식	한국해양대학교
남보우	KRISO	이강수	KRISO	하대민	강원대학교
노인식	충남대학교	이병혁	현대중공업	허동수	경상대학교
도기덕	한국해양대학교	이상무	동양대학교	황성철	KRISO
류용욱	부경대학교	이성욱	한국해양대학교	황승현	KRISO
박동우	동명대학교	이순섭	경상대학교	황아름	거제대학교

(사)한국해양공학회 특별회원

한국해양공학회의 특별회원은 다음과 같으며, 귀사의 찬조에 진심으로 감사드립니다(순서: 입회순).

한국선급 / 현대중공업(주) / 대우조선해양(주) /
한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소 / 삼성중공업(주) /
(주)케이티서브마린 / 대양전기공업(주) / (주)대영엔지니어링 /
한국조선해양기자재연구원 / (주)동화뉴텍 / 미래인더스트리(주) /
한국조선해양플랜트협회 / (주)파나시아 / 한국가스공사 / 선보공업(주) /
(주)멀티스하이드로 / SK건설(주)



한국해양공학회의 특별회원 가입방법은 학회 홈페이지(www.ksoe.or.kr)의
입회안내를 참고하시고, 기타사항은 학회 사무국으로 연락주시기 바랍니다.

한국해양공학회지(JOET) 논문투고규정 (2016. 10. 20 개정)

1. 본 학회지에 투고하고자 하는 사람은 한국해양공학회 회원임을 원칙으로 하며 공저인 경우에는 적어도 1인 이상이 회원이어야 한다. 단, 본 학회의 편집위원회가 특별히 인정한 사람은 예외로 한다.
2. 원고는 학술논문, 기술보고 및 자료를 포함하고, 학술논문의 경우 다른 학술지에 게재되지 않은 것이라야 한다. 학술지라 함은 투고 논문에 대한 적절한 심사체계와 주기적 발간이 이루어지는 저널(Journal) 등을 의미한다. 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구 보고서, 학위논문, 학술기사 등 모든 원고는 투고가 가능하다. 또한 본 학회지에 게재되면 본 학회 편집위원회의 서면승인 없이 타학술지에 전부 또는 일부가 동일형식으로 발표되어서는 안되며, 저작권은 학회에 귀속된다.
3. 투고논문 중 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구보고서, 학위논문, 학술기사 등의 경우는 각주를 통해서 아래 예와 같이 원고 전체 혹은 부분이 출판되었음을 명시하여야 한다.
예) 본 논문은 2008년 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 제6호(통권 제145호)

인쇄: 2018년 12월 26일

발행: 2018년 12월 31일

발행인: 윤종성

편집인: 김윤해

발행소: 사단법인 한국해양공학회

부산광역시 동구 중앙대로 180번길 13, 1302호 (초량동 프레지던트오피스텔)

전화: (051)759-0656 FAX: (051)759-0657

담당: 사무국장 이희진

E-mail: ksoehj@ksoe.or.kr

Homepage: www.ksoe.or.kr

인쇄소: 한림원(주)

서울특별시 중구 퇴계로51길 20 1303(오장동, 넥서스타워)

전화: (02)2273-4201 FAX: (02)2179-9083

E-mail: hanrim@hanrimwon.co.kr



사단법인 **한국해양공학회**
The Korean Society of Ocean Engineers