

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

한국해양공학회지

제31권 제4호 (통권 제137호)

2017년 8월

Journal of Ocean Engineering
and Technology



Vol. 31, No. 4 (Serial Number 137)
August 2017

사단법인 한국해양공학회
The Korean Society of Ocean Engineers

<http://www.joet.org>

한국해양공학회지 Journal of Ocean Engineering and Technology

편집위원회

위원장

김윤해 한국해양대학교

편집이사

정준모 인하대학교

허동수 경상대학교

편집위원

김국현 동명대학교

김영훈 경남대학교

김진환 카이스트

나원배 부경대학교

문경만 한국해양대학교

박종천 부산대학교

송창용 목포대학교

신성원 한양대학교

안석환 중원대학교

엄원석 연세대학교

윤현규 창원대학교

이종현 제주대학교

이탁기 경상대학교

정동호 한국해양과학기술원

최형식 한국해양대학교

하태민 강원대학교

국제자문 편집위원

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University

Atila Incecik, University of Strathclyde

Moo Hyun Kim, Texas A&M University

Sime Malenica, Bureau Veritas

연구윤리위원회

위원장

서성부 동의대학교

운영분과 및 심의 교육·분과 위원

윤현규 창원대학교

조일형 제주대학교

학회 임원

학회장

조효제 한국해양대학교

부회장

하문근 삼성중공업

김용수 대우조선해양

김선진 부경대학교

윤종성 인제대학교

정대연 대영엔지니어링

김병권 스틸플라워

Editorial Boards

Editor-in-Chief

Yun Hae Kim, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Manuscript Editors

Joonmo Choung, Inha University, Korea

Dong-Soo Hur, Gyeongsang National University, Korea

Editorial Board Members

Kookhyun Kim, Tongmyong University, Korea

Younghun Kim, Kyungnam University, Korea

Jinwhan Kim, KAIST, Korea

Won Bae Na, Pukyong National University, Korea

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

Jong Chun Park, Pusan National University, Korea

Chang Yong Song, Mokpo National University, Korea

Sungwon Shin, Hanyang University, Korea

Seokhwan Ahn, Jungwon University, Korea

Won Suk Ohm, Yonsei University, Korea

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

Chong Hyun Lee, Jeju National University, Korea

Tak Kee Lee, Gyeongsang National University, Korea

Dongho Jung, KRISO, Korea

Hyeungsik Choi, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Taemin Ha, Kangwon National University, Korea

International Advisory Editorial Board Members

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University, Turkey

Atila Incecik, University of Strathclyde, UK

Moo Hyun Kim, Texas A&M University, USA

Sime Malenica, Bureau Veritas, France

Research and Ethics Boards

Chief

Sung-Bu Suh, Dongeui University, Korea

Management and Deliberative and Education Department

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

Il-Hyoung Cho, Jeju National University, Korea

Officers of The Korean Society of Ocean Engineers

President

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

Vice President

Mun-Keun Ha, Samsung Heavy Industries, Korea

Yong-Soo Kim, DSME, Korea

Seon-Jin Kim, Pukyong National University, Korea

Jong-Sung Yoon, Inje University, Korea

Dae-Yeon Chung, DY Engineering, Korea

Byeongkwon Kim, Steel Flower, Korea

About Journal of Ocean Engineering and Technology

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

AIMS and SCOPE

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

GENERAL INFORMATION

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

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

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

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

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

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

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

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

Printed on August 31, 2017 by Hanrimwon Co., Ltd., Seoul, Korea.

한국해양공학회지
Journal of Ocean Engineering and Technology

목 차

제31권 제4호 (통권 제137호)

2017년 8월

<학술논문>

모형수조에서 정적 상사성을 지닌 절단계류선 모델링에 관한 연구 김윤호 · 김병완 · 조석규	257
병렬 배치된 FLBT 및 LNG-BS에 작용하는 풍하중 및 조류하중에 대한 풍동 시험 및 경험식 비교 연구 박병원 · 정재환 · 황성철 · 조석규 · 정동호 · 성홍근	266
OpenFOAM을 이용한 catenary 계류시스템의 준정적 해석 프로그램 개발 최준혁 · 이승재	274
파라미터 변화에 따른 석션버킷기초에 발생하는 세굴현상에 대한 수치해석 연구 박선호 · 송성진 · 왕해청 · 정태환 · 신윤섭	281
선형 및 비선형 손상 발전 모델을 이용한 고장력강(EH36)의 연성 파단 예측 박성주 · 박병재 · 정준모	288
OPB/IPB를 고려한 계류체인의 비선형 수치해석 김민석 · 김유일	299
60m급 파력발전 실해역 시험장 선정을 위한 제주도 차귀도 해역의 해저 지층 탐사 김한수 · 김정록 · 조일형 · 팽동국 · 최중수	308
USBL, DVL과 선수각 측정신호를 융합한 심해 무인잠수정의 항법시스템 이판목 · 심형원 · 백혁 · 김방현 · 박진영 · 전봉환 · 유승열	315

한국해양공학회지
Journal of Ocean Engineering and Technology

CONTENTS

Volume 31, Number 4

August, 2017

<Original Research Articles>

- Study on Design of Truncated Mooring Line with Static Similarity in Model Test Basins
Yun-Ho Kim, Byoung-Wan Kim and Seok-Kyu Cho 257
- Wind Tunnel Test of Wind Loads and Current Loads Acting on FLBT and LNG Bunkering Shuttles in
Side-by-side Configuration and Comparison with Empirical Formula
Byeongwon Park, Jae-Hwan Jung, Sung-Chul Hwang, Seok-Kyu Cho, Dongho Jung and Hong Gun Sung .. 266
- Development of Quasi-static Analysis Program for Catenary Mooring System using OpenFOAM
Jun Hyeok Choi and Seung Jae Lee 274
- Parametric Study on Scouring around Suction Bucket Foundation
Sunho Park, Seongjin Song, Haiqing Wang, Taehwan Joung and Yunsup Shin 281
- Ductile Fracture Predictions of High Strength Steel (EH36) using Linear and Non-Linear Damage
Evolution Models
Sung-Ju Park, Byoungjae Park and Joonmo Choung 288
- Nonlinear Finite Element Analysis for Mooring Chain Considering OPB/IPB
Min-suk Kim and Yooil Kim 299
- Survey of Seafloor at Chagwi-do of Jeju Island to Select 60-m-class Sea Test Bed of
Wave Energy Converter
Hansoo Kim, Jeongrok Kim, Il-Hyoung Cho, Dong-Guk Paeng and Jong-Su Choi 308
- Navigation System for a Deep-sea ROV Fusing USBL, DVL, and Heading Measurements
Pan-Mook Lee, Hyungwon Shim, Hyuk Baek, Banghyun Kim, Jin-Yeong Park, Bong-Huan Jun
and Seong-Yeol Yoo 315

Study on Design of Truncated Mooring Line with Static Similarity in Model Test Basins

Yun-Ho Kim*, Byoung-Wan Kim* and Seok-Kyu Cho*

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

모형수조에서 정적 상사성을 지닌 절단계류선 모델링에 관한 연구

김윤호* · 김병완* · 조석규*

*한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소 해양플랜트연구부

KEY WORDS: Truncated mooring line for model test 모형시험용 절단계류선, Deepwater cean engineering basin 심해공학수조, Finite element method 유한요소법, Static offset test 정적 변위 테스트, Static similarity 정적 상사성

ABSTRACT: In this study, a series of numerical simulations was conducted in order to design a truncated mooring line with a static similarity to the prototype. A finite element method based on minimizing the potential energy was utilized to describe the dynamics of mooring lines. The prototype mooring lines considered were installed at a water depth of 1,000 m, whereas the KRISO ocean engineering basin (OEB) in Daejeon has a water depth of 3.2 m, which represents 192 m using a scaling of 1:60. First, an investigation for the design of the truncated mooring line was carried out to match the static characteristics of the KRISO Daejeon OEB environment. Then, the same procedure was performed with the KRISO new deepwater ocean engineering basin (DOEB) that is under construction in Busan. This new facility has a water depth of 15 m, which reflects a real scale depth of 900 m considering the 1:60 scaling factor. A finite element method was used to model the mooring line dynamics. It was found that the targeted truncated mooring line could not be designed under the circumstances of the KRISO OEB with any material properties, whereas several mooring lines were easily matched to the prototype under the circumstances of the KRISO DOEB.

1. 서 론

지속적인 에너지 수요 증가와 육상 및 연안에서의 에너지 개발이 포화상태에 이룸에 따라 해저 석유 개발 수심은 점점 더 깊어지는 상황이다. 그러나 실험수조의 경우 깊이, 폭의 물리적 제약으로 인해 실제 계류선과 기하학적 및 동역학적 상사성을 지닌 모형 계류선 투입이 상당히 어렵다. 현재 한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소(Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering, KRISO)에서 운용 중인 해양공학수조(Ocean Engineering Basin, OEB)는 수심이 최대 3.5m이며, 예로써 1:60 축적비 모형시험을 수행한다면 210m 해역까지 모사할 수 있다. 현재 동 기관에서는 심해공학을 보다 체계적이고 엄밀하게 연구할 수 있는 심해공학수조(Deepwater Ocean Engineering Basin, DOEB)를 건설 중이다. 본 시설은 수조 수심을 최대 15m까지 조절 가능하며, 수조 가운데에는 50m 원통형 피트가 자리 잡고 있어 심해에 설치되는 해양구조물의 계류선 및 라이저 연구에 큰 역할을

수행할 것으로 기대된다. 그럼에도 불구하고 극 심해에 설치되는 계류시스템을 완전히 상사시키기에는 한계가 있다. 이를 극복하고자 심해에서 운용되는 계류시스템의 안정성 평가를 위한 선행 연구는 다음과 같다.

Bernitsas et al.(1999)은 심해 계류선 모사를 위한 세 가지 방안으로써 실 해역에서의 실험(Natural model basin), 아주 작은 축적 비를 지닌 모형 시험(Ultra small scale model test)과 수동적 및 능동적 하이브리드 시험(Passive/Active hybrid system)을 제안했다. 이 중 세 번째 방안이 실제 기하학적 상사는 맞추기 어렵지만, 원형시스템과 정적, 동적 상사를 지닌 절단계류선을 설계하여 이를 수조 시험에 활용하는 방안이다. ITTC(International Towing Tank Conference)는 이 주제에 대한 지침서를 2002년부터 3년 간격으로 출판하였다(ITTC, 2002, 2005). 특히 2002년 지침서에는 노르웨이 MARINTEK(Norwegian Marine Technology Research Institute)에서 수심 1,500~3,000m에 투입되는 계류선에 대한 체계적 정리가 포함되었다(Stansberg et al., 2002). 현수식(Catenary) 계류선을 지닌

Received 8 May 2017, revised 11 May 2017, accepted 17 July 2017

Corresponding author Yun-Ho Kim: +82-42-866-3959, yunhokim@kriso.re.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

FPSO(Floating Production Storage and Offloading)와 반 인장식(Semi-Taut) 계류선을 지닌 반잠수식 구조물에 대한 절단계류선 설계도 수행되었으며(Waals and van Dijk, 2004), 계류선 길이 인자 비율을 시작으로 특성 수치들의 비율로써 절단계류선 설계에 대한 최적화가 이루어졌다. 또한 절단계류수심이 원형시스템에 비해 1/4, 1/8, 1/12인 경우 정적 및 동적 상사를 지닌 모형시험용 절단계류선 설계에 대한 연구가 수행되었으며(Baarholm et al., 2007), 여기서 수심 비율 1:8 이하에서는 절단계류선 설계가 용이하지 않다고 정리되었다. 이 외에도 해양공학수조를 운용하는 모든 기관이 심해에 투입되는 계류선에 대한 고찰과 대안 방안이 연구되었으나, 현재까지 지배적인 방법론은 도출되지 않은 상황이다.

본 논문에서는 수심 1,000m에 설치되는 현수식 계류선에 대하여 정적 상사성을 만족하는 절단계류선을 KRISO 해양공학수조 및 심해공학수조 조건에서 설계하였다. 수조시험의 용이성을 위해서 단일 제원으로 절단계류선 모사가 가능한지를 검토하였다. 구조물의 Fairlead위치를 중 방향으로 이동시키며 부유체에 작용하는 전체 계류력 및 각 계류선에 걸리는 장력을 계산하였다. 계류반경은 각 수조별 최대한으로 설정한 다음, 계류선 길이, 물 속 중량, 축 강성을 변화시키며 발생하는 복원력과 계류선 장력이 원형시스템의 결과와 일치하는지를 검토하였다.

2. 유한요소법을 이용한 계류선 정식화

중량과 축 강성을 고려하여 계류선에 대한 최소에너지 원리를 이용한 유한요소법 정식화는 이전 연구에서 수행되었다(Kim et al., 2010). 이 중에서 핵심적인 부분만 발췌하면 다음과 같다. Fig. 1에서 T 는 물체고정좌표계에서 축 방향 장력을 의미한다. 국부좌표계(x, y, z)는 단위 요소의 길이 방향을 양의 x 축으로 하는 카르테시안 좌표계(Cartesian coordinates)가 정의되며, 이는 변환 행렬을 통해 전체좌표계(x_g, y_g, z_g)로 변환되어 전체 복원력 합력을 구하게 된다. l 은 요소별 상대적 크기를 정의하기 위해 사용자가 지정해주는 기준선 길이이다. ds 는 단위요소의 미소 길이, \vec{r} 은 국부좌표계에서 위치 벡터를 의미한다. w 는 단위 요소의 길이 당 수중중량, (f_{x1}, f_{y1}, f_{z1}) 은 1번 절점에 걸리는 단면력, (f_{x2}, f_{y2}, f_{z2}) 은 2번 절점에 걸리는 단면력이다. 단위 요소의 각 방향에 대한 변위는 u_x, u_y, u_z 이다. 위치 벡터와 자코비안(Jacobian)은 각각 식 (1), (2)와 같다.

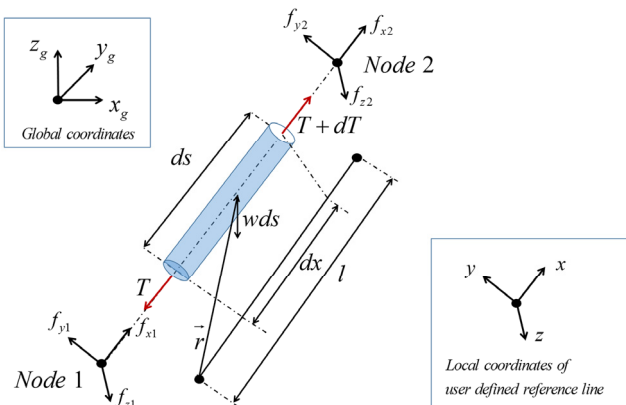


Fig. 1 Coordinates and definitions of a free element T

$$\vec{r} = (x + u_x, u_y, u_z) \quad (1)$$

$$J = \frac{ds}{dx} = \frac{|\vec{dr}|}{dx} = \sqrt{\left(1 + \frac{\partial u_x}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial u_y}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial u_z}{\partial x}\right)^2} \quad (2)$$

위의 정의를 기반으로 포텐셜 에너지와 변형 에너지, 운동 에너지와 외력을 고려한 최소 에너지 원리를 적용한다. 또한 요소 길이에 대한 적합 조건을 추가하여 지배방정식은 식 (3)으로 도출된다. $\{u_e\}$ 는 단위 요소에 대한 12자유도 변위 벡터이며 식 (4)와 같다. u_B, u_B 는 각각 Fairlead에서의 6자유도 속도 및 변위로써 계류선 모델링 시 구속조건으로 작용된다. $[M_e], [K_e]$ 는 단위 요소에 대한 관성, 복원력 행렬로써, Kim et al.(2010, 2013)에 자세히 기술되어 있다. 라그랑지 승수인 λ 에 곱해지는 벡터 $\{B\}$ 는 식 (5)와 같으며, $[R]$ 은 좌표계 변환 행렬로써, 식 (6)을 만족해야 한다. $\{f_e\}$ 는 두 절점에 작용하는 단면력 벡터로써 식 (7)과 같이 표현되며, $\{f_{wge}\}$ 는 중량에 의한 힘으로써 식 (8)과 같다. 마지막으로 요소 길이에 대한 적합조건 방정식은 식 (9)로 구성되며, 식 (3)과 식 (9)가 연립되어 계류선 동역학을 계산하게 된다.

$$[M_e]\{\ddot{u}_e\} + [K_e]\{u_e\} + \{B\}\lambda = [R]\{f_{wge}\} + \{f_e(u_B, u_B)\} \quad (3)$$

$$\{u_e\} = [u_{x1} \ u_{y1} \ u_{z1} \ \theta_{x1} \ \theta_{y1} \ \theta_{z1} \ u_{x2} \ u_{y2} \ u_{z2} \ \theta_{x2} \ \theta_{y2} \ \theta_{z2}]^T \quad (4)$$

$$\{B\} = \frac{2}{J+1} [-1 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0]^T + \frac{1}{(J+1)l}$$

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & & & 1 & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & & & & 0 & 0 & 0 \\ & & & & & & & & & & 0 & 0 \\ & & & & & & & & & & & 0 \end{bmatrix} \{u_e\} \quad (5)$$

$$[R]^T [R] = [I] \quad (6)$$

$$\{f_e\} = [f_{x1} \ f_{y1} \ f_{z1} \ M_{x1} \ M_{y1} \ M_{z1} \ f_{x2} \ f_{y2} \ f_{z2} \ M_{x2} \ M_{y2} \ M_{z2}]^T \quad (7)$$

$$\{f_{wge}\} = \frac{-Jwl}{2} [0 \ 0 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0]^T \quad (8)$$

$$\int_s (ds - dx) = s_0 \left(1 + \frac{T}{EA}\right) - l \quad (9)$$

정립된 상미분방정식을 계산하기 위해 Newmark- β 방법을 사용하였다. 미소해의 수렴성에 대한 조건은 전 단계와 계산된 단계에서의 변위와 속도의 상대오차로써 0.01%이내로 설정하였다.

정립된 해석기법을 기반으로 계류선 길이, 중량, 축강성을 변화시키며 반복 계산이 수행될 수 있도록 기법을 개선하였다. 원형시스템을 모사하기 위한 한계조건으로 구조물이 20, 40m 선미방향으로 밀려났을 때 복원력 곡선에서 $\pm 5\%$, 장력은 초기장력과 20, 40m 선미방향 변위 상태에서 $\pm 10\%$ 로 설정되었다. 복

원력 곡선의 경우 부유체 운동응답에 크게 영향을 미치지 않는 영역으로 ITTC(2002)에서 정립한 오차 범위이다. 계류선에 걸리는 장력의 경우 명확한 기준이 존재하지 않기에 설계에 적용되는 안전계수의 범주 내에서 결정하였다.

3. 수치해석 모델 및 벤치마크 테스트

계류계 원형시스템의 개념도는 Fig. 2와 같다. 이는 흘수 20m의 부유 구조물에 설치된 내부 터렛에 연결되어 있으며, 해저

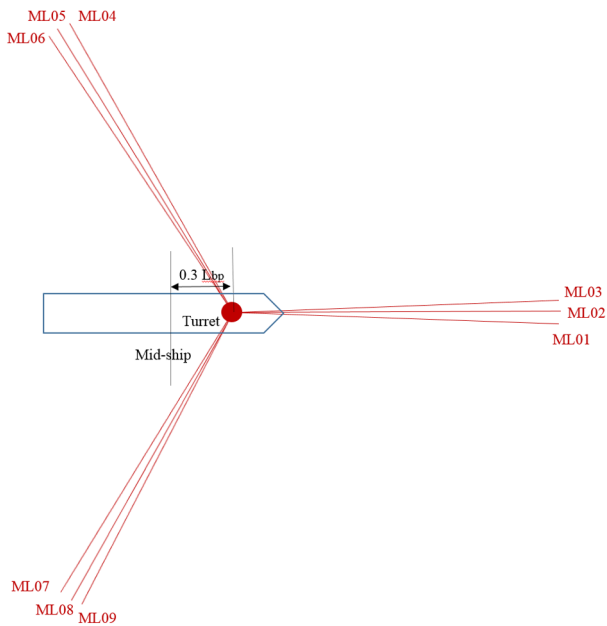
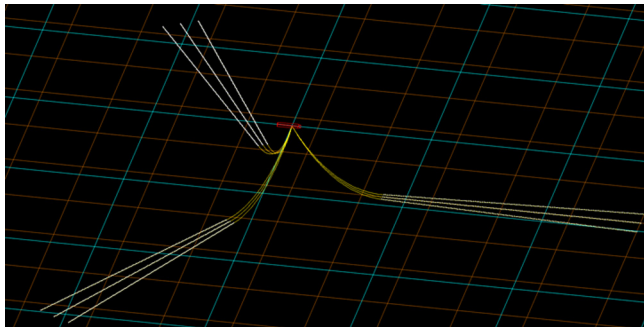


Fig. 2 Configuration of the prototype mooring lines

Table 1 Properties & characteristics of the prototype mooring lines

Water depth [m]	1,000
Mooring radius [m]	5,000
Mooring line length [m]	5,400
Weight in the water [kg/m]	230.15
EA [kN]	1.229e06
Pre-tension [kN]	4,300

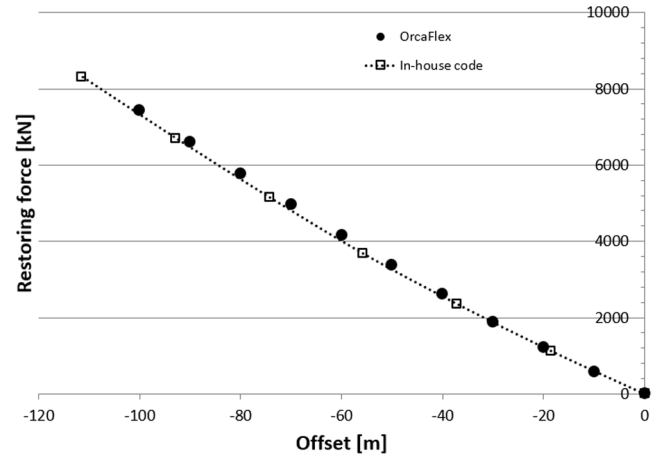


Fig. 3 Restoring curve resulted from OrcaFlex and In-house code

수심의 깊이는 1,000m이다. 총 9개의 현수식 계류선이며, 3x3배치를 지녔다. 각 클러스터 당 3개의 계류선이 배치되어 있으며 클러스터 내부 계류선들의 사이 각은 3°, 클러스터 중심 간 사이 각은 120°이다. 단일 제원으로 구성되어 있으며, 계류선의 주요 제원 정보는 Table 1과 같다.

본 해석기법에 대한 유효성 검증은 선행연구에서도 수행되었으나(Kim et al., 2010), 본 문제에서도 유효한지를 상용프로그램 해석결과와 내부기법 해석결과를 비교함으로써 확인하였다. 상용 프로그램은 OrcaFlex를 활용하였으며 두 기법으로 구조물의 종 방향 정적 변위 테스트(Static offset test in x-direction)를 실시하였다. Fig. 3에는 계류선에 걸리는 복원력이, Fig. 4에는 2, 5번 계류선에 걸리는 장력이 도식화되어 있다.

Fig. 3에 보인 바와 같이 계산된 두 계류선 복원력 곡선은 상당히 잘 일치하며, 정량적으로 구조물의 변위 100m일 때 OrcaFlex으로는 7501.5kN, 본 연구에서 개발한 해석기법으로는 7428.5kN

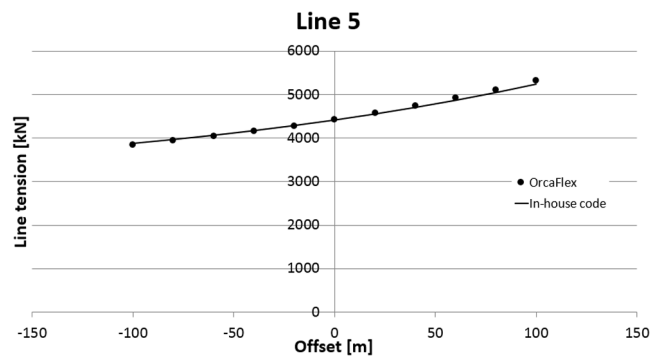
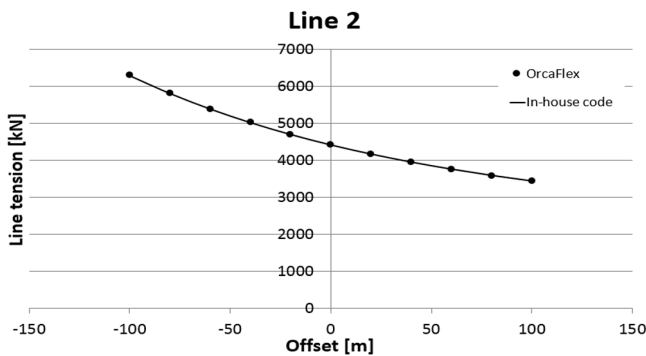


Fig. 4 Tensions of Line #2 and #5 resulted from OrcaFlex and In-house code

로써 약 1.05%정도의 약간의 차이만 보이고 있다. 계류선에 걸리는 장력 또한 두 해석결과가 상당히 잘 일치함에 따라 본 해석기법의 유효성을 확인한 이후 본 계산을 수행하였다.

4. 수치해석 결과

4.1 KRISO 해양공학수조에서의 절단계류선 모델링

첫 번째로 KRISO 해양공학수조 조건에서 원형시스템과 정적 특성이 유사한 절단계류선의 설계가 가능한지 여부를 파악하였다. KRISO OEB는 길이 50.0m, 폭 40.0m를 지니고 있으며, 수심은 3.2m 조건에서 수행되었다. 모형 축척비를 1:60으로 정할 시 본 수조에서는 수심 192m의 해역을 모사하게 된다. 이에 따라 절단계류 시 깊이 방향으로의 길이 비율은 수선면에서부터 해저까지 ‘절단계류수심: 원형계류수심’은 약 1: 5.21(192m : 1000m)이며, 폭 방향으로는 터렛 계류 중심으로부터 앵커지점까지 ‘절단계류반경: 원형계류반경’은 약 1:4.17(1,200m: 5,000m)이다. Fig. 5는 원형 계류선과 KRISO 해양공학수조에서 최대 계류반경을 반영한 절단계류선을 동시에 표현하였다. 수조 길이와 폭의 제한으로 인해 KRISO OEB에서는 수심 1,000m에 투입되는 계류시스템이 기하학적으로 상당히 다르다.

단일 제원의 계류선으로써 원형 계류선과 정적 특성이 일치하는 절단계류선을 설계하기 위해 변화할 수 있는 인자는 계류선의 길이, 물 속 중량, 축강성(EA)으로 축약하였다. 횡과 비틀

림에 의한 영향은 미미하다고 가정하였다. 먼저 한 계류선에 대해 길이와 지점에 대한 정의는 Fig. 6과 같다. 길이의 경우 $1.2L_{shortest} \sim 0.8L_{longest}$ 범위 내에서 등 간격으로 총 30개의 절단계류선 길이를 구성하였으며, 물 속 중량과 축강성은 원형 계류선의 130% ~ 700%사이를 30%간격으로 총 20개로 나누었다. 물 속 중량과 축 강성에 대한 모형시험을 위한 현실 적용성 여부도 고려되어야 하지만, 정보가 없는 상황에서 초기 절단계류선 설계가 본 연구의 목적이므로써, 이에 대한 범위는 가정 하에 시작되었다.

이 세 인자를 달리하면서 총 12,000 조합에 대해 절단계류선에 대한 정적 변위 테스트를 수행한 후, 원형계류선을 모사할 수 있는 계류선이 존재하는지를 확인하였다. Table 2에는 해양공학수조 조건에서 고려된 절단계류선들의 L0, L1, L2 길이를 정리하였고, Fairlead로부터 Touchdown까지의 길이는 원형 계류선과의 비율로써 정리하였다.

Table 2 Characteristic lengths of truncated mooring lines in KRISO OEB

	L0 [m]	L1 [m]	L2 [m]	L1 / L1,prototype [%]
Prototype	5400.0	1674.0	3726.0	100.0
TRUNC01	1441.5	187.4	1254.1	11.19
TRUNC02	1430.8	186.0	1244.8	11.11
TRUNC03	1420.1	184.6	1235.5	11.03
TRUNC04	1409.3	183.2	1226.1	10.94
TRUNC05	1398.6	181.1	1216.8	10.86
TRUNC06	1387.9	180.4	1207.5	10.78
TRUNC07	1377.2	179.0	1198.2	10.70
TRUNC08	1366.4	177.6	1188.8	10.61
TRUNC09	1355.7	176.2	1179.5	10.53
TRUNC10	1345.0	174.9	1170.2	10.45
TRUNC11	1334.3	173.5	1160.8	10.36
TRUNC12	1323.5	185.3	1138.2	11.07
TRUNC13	1312.8	196.9	1115.9	11.76
TRUNC14	1302.1	208.3	1093.8	12.45
TRUNC15	1291.3	219.5	1071.8	13.11
TRUNC16	1280.6	243.3	1037.3	14.53
TRUNC17	1269.9	266.7	1003.2	15.93
TRUNC18	1259.2	302.2	957.0	18.05
TRUNC19	1248.4	349.6	898.8	20.88
TRUNC20	1237.7	433.2	804.5	25.88
TRUNC21	1227.0	564.4	662.6	33.72
TRUNC22	1216.3	802.8	413.5	47.95
TRUNC23	1205.5	1205.5	0.0	72.01
TRUNC24	1194.8	1194.8	0.0	71.37
TRUNC25	1184.1	1184.1	0.0	70.73
TRUNC26	1173.3	1173.3	0.0	70.09
TRUNC27	1162.6	1162.6	0.0	69.45
TRUNC28	1151.9	1151.9	0.0	68.81
TRUNC29	1141.2	1141.2	0.0	68.17
TRUNC30	1130.4	1130.4	0.0	67.53

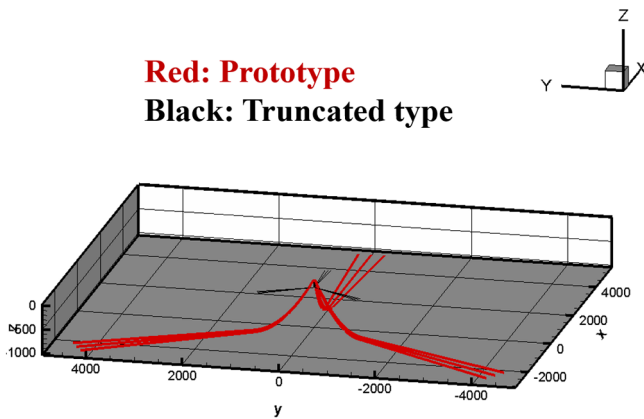


Fig. 5 Configurations of prototype mooring lines and truncated mooring lines in KRISO OEB

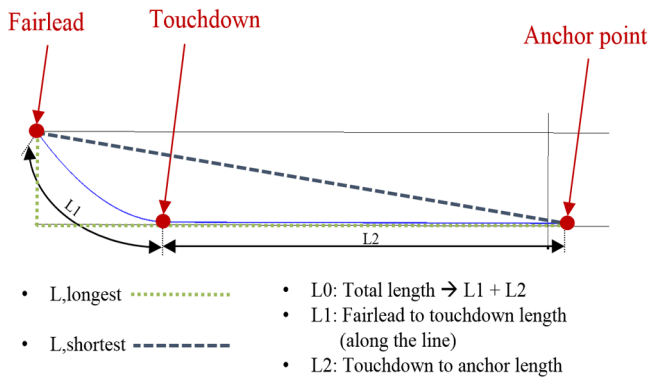


Fig. 6 Length and point definitions in a mooring line configuration

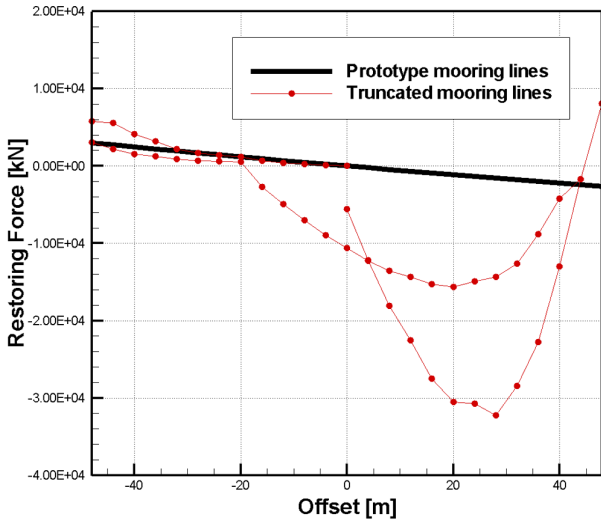


Fig. 7 Restoring force of one matched case with longest mooring lines in KRISO OEB circumstance

해석 수행 시 원형시스템과 목표 지점인 -20.0m, -40.0m 중 한 지점에서 같은 복원력을 지닌 계류선이 몇 경우 존재하지만, 전체 복원력은 원형시스템과 상당한 차이를 보이고 있었다. 이를 보다 면밀히 살펴보기 위해 특정 지점에서 복원력이 일치하는 경우, 전체 복원력 곡선을 Fig. 7에 나타내었다. 여기서 절단계류선은 TRUNC01에 물 속 중량은 원형계류선에 비해 2.2배, 축강성은 1.9배 증가시킨 경우의 결과이다. 해석 시 0m → -48m → 0m → 48m → 0m 방향으로 계류선 Fairlead 부분을 이동시켰으며, 간격은 4m이다. 따라서 한 변위에 해당하는 복원력은 두 개가 나오게 된다.

절단계류선에 의한 복원력은 선미방향으로 20.0m 밀려난 지점에는 오차 범위 내의 값을 지니고 있지만, 그 외 변위 구간에서 상당히 다른 경향을 보이고 있다. 또한 동일한 변위에서의 결과 값이 다르게 나타나며, 특히 선수 방향으로의 변위에서는 원형시스템에 비해 상당히 큰 값으로 선미를 향해 복원력을 전달해준다. 이보다 길이가 짧은 계류선에 대한 해석 시(TRUNC02 ~ TRUNC30) -48.0m 최대 변위에 도달하기 전에 계산이 이루어지지 않고 수치해석이 발산했다. 이는 길이 방향으로 상당히 짧아짐에 따라 Fairlead에서의 상대적인 과도한 변위에 따라 압축력이

지 모사하지 못한 현 해석기법에서는 해석해가 발산하는 원인이 되는 것으로 판단되었다.

길이 방향으로만 절단계류선의 적용가능성을 검토할 시 1:8까지의 길이 비율까지는 선행연구에서 절단계류선을 확보할 수 있었으나(Baarholm et al., 2007), 수조 폭을 고려한다면 그 보다 더 좁은 범위여야만 절단계류선 모사가 가능함을 확인하였다. 따라서 단일 제원의 절단계류선으로는 심해 계류선 모사가 상당히 어렵기에 현재 대전 해양공학수조에서 심해 계류시스템 평가 시험 시 Anchor point에 스프링을 설치하거나 Actuator를 설치하여 차이를 줄여나가는 노력이 이루어지는 이유이다.

4.2 KRISO 심해공학수조에서의 절단계류선 모델링

다음으로 KRISO 심해공학수조 조건에서 동일한 계산이 수행되었다. KRISO DOEB는 길이 100.0m, 폭 50.0m를 지니고 있으며, 수심은 15.0m 조건에서 수행되었다. 동일한 모형 축척비 1:60을 적용하였으며, 절단 계류 시 길이 방향으로서는 수선면에서부터 해저까지 ‘절단계류수심: 원형계류수심’은 1:1.11(900m: 1000m), 폭 방향으로서는 터렛 계류 중심으로부터 앵커 지점까지 ‘절단계류반경: 원형계류반경’은 1:3.33(1,500m: 5,000m)의 길이 비를 가지고 있다. Fig. 8에는 KRISO DOEB 조건에서 고려한 모든 절단계류선을 원형시스템과 동시에 표시하였다. 또한 Table 3에는 Table 2와 마찬가지로 심해공학수조 조건에서 고려된 절단계류선들의 길이 정보를 나타내었다.

총 20개의 계류선 길이를 고려하였으며, $1.1L_{shortest} \sim 0.75L_{longest}$ 사이를 균등하게 나누어서 계류선 길이를 결정하였다. 물 속 중량의 경우 TRUNC01 ~ TRUNC10까지 총 10개의 절단계류선은 원형시스템에 비해 130~700%사이를 30%간격으로, TRUNC11 ~ TRUNC20까지 나머지 10개의 절단계류선은 원형시스템에 비해 110~300%사이를 10%간격으로 나누었다. 축 강성은 20개 절단계류선 모두 원형시스템에 비해 130~700%사이를 30%간격으로 모든 경우를 균등하게 나누었다. 이로써 총 8,000개의 인자 조합에 대한 해석이 수행되었다.

가장 긴 절단계류선 길이를 지닌 TRUNC01 해석 시 물 속 중량과 축강성을 변화시키며 계산된 복원력의 원형계류선에 의한 복원력과의 비율은 Fig. 9과 같다. 여기서 Ratio는 원형 계류선에 의한 복원력 대비 절단 계류선에 의한 복원력으로써, 100%는 두 물리량이 같음을 의미한다. 이 계류선은 가장 긴 계류선

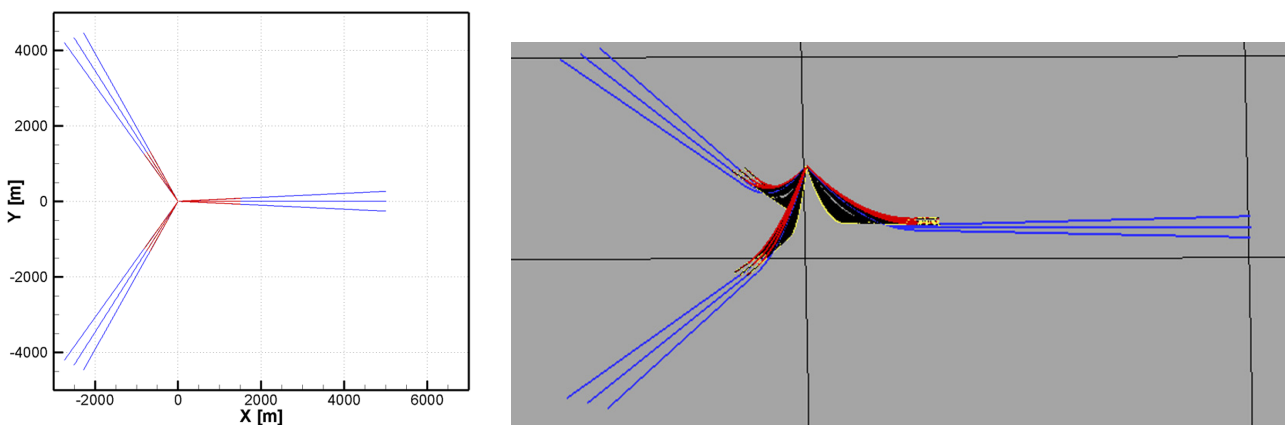


Fig. 8 Truncated mooring line configurations in KRISO DOEB

Table 3 Characteristic lengths of truncated mooring lines in KRISO DOEB

	L0 [m]	L1 [m]	L2 [m]	L1 / L1,prototype [%]
Prototype	5400.0	1674.0	3726.0	100.0
TRUNC01	2088.0	1002.2	1085.8	59.87
TRUNC02	2073.1	1036.6	1036.6	61.92
TRUNC03	2058.2	1049.7	1008.5	62.71
TRUNC04	2043.3	1062.5	980.8	63.47
TRUNC05	2028.4	1075.1	953.3	64.22
TRUNC06	2013.6	1107.5	906.1	66.16
TRUNC07	1998.7	1139.3	859.4	68.06
TRUNC08	1983.8	1150.6	833.2	68.73
TRUNC09	1968.9	1181.3	787.6	70.57
TRUNC10	1954.0	1211.5	742.5	72.37
TRUNC11	1918.0	1285.1	632.9	76.77
TRUNC12	1908.4	1316.8	591.6	78.66
TRUNC13	1898.8	1348.1	550.7	80.53
TRUNC14	1889.1	1379.0	510.1	82.38
TRUNC15	1879.5	1390.8	488.7	83.08
TRUNC16	1869.9	1439.8	430.1	86.01
TRUNC17	1860.2	1469.6	390.6	87.79
TRUNC18	1850.6	1499.0	351.6	89.55
TRUNC19	1841.0	1528.0	313.0	91.28
TRUNC20	1831.4	1575.0	256.4	94.09

이면서 축 강성에 의한 변화는 상대적으로 미미한 가운데 물 속 중량에 의한 복원력의 변화가 지배적으로 나타났다. 이는 현 수식 계류선에서 두드러진 특성으로 원형 시스템과 유사한 특성을 만족함을 확인하였다. 또한 절단계류선에 의한 복원력이 원형 시스템의 그것과 95~105%범위 내로 계산되는 물 속 중량 및 축강성 조합도 400개의 계산 중 37개가 도출되었다. 이 중 물 속 중량이 3.7배 일 때 17개, 4.0배일 때 20개가 오차 범위 내로 계산되었다. 복원력이 원형시스템과 유사한 절단계류선들의 복원력 곡선 중 두 경우를 Fig. 10에 나타내었다. 검은색 실

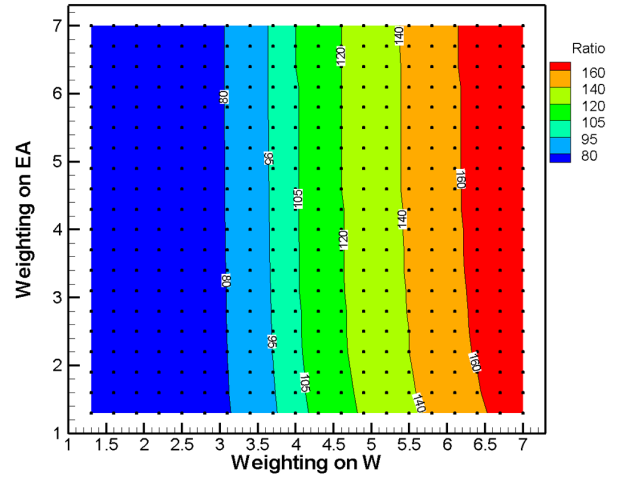


Fig. 9 Restoring forces ratio with respect to weight and EA: TRUNC01 simulation

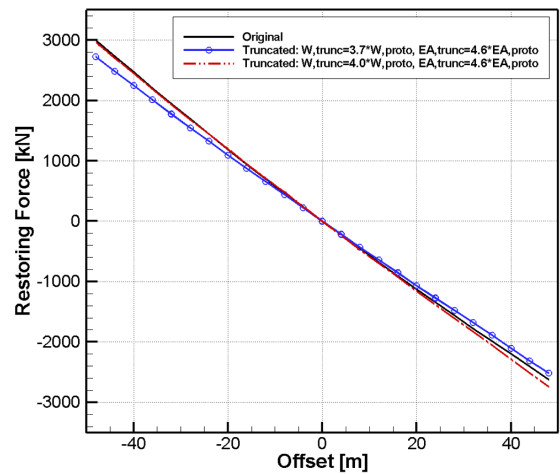


Fig. 10 Restoring force of matched truncated mooring line cases: TRUNC01 simulation

선이 원형시스템의 복원력이고 파란색 실선과 원형 마크가 원형시스템에 비해 물 속 중량은 3.7배, 축 강성은 4.6배한 절단계류선의 해석결과이고 붉은색 드문 점선이 가 있는 실선이 원형

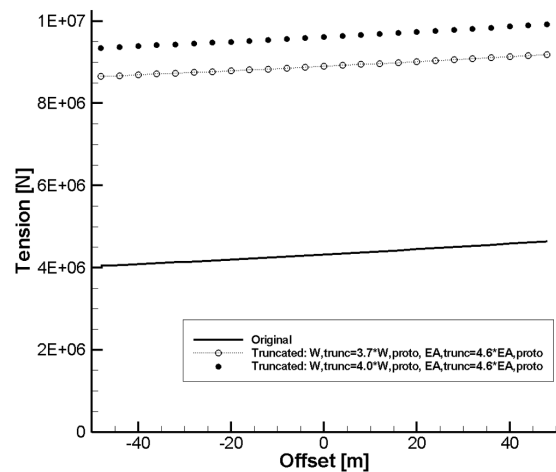
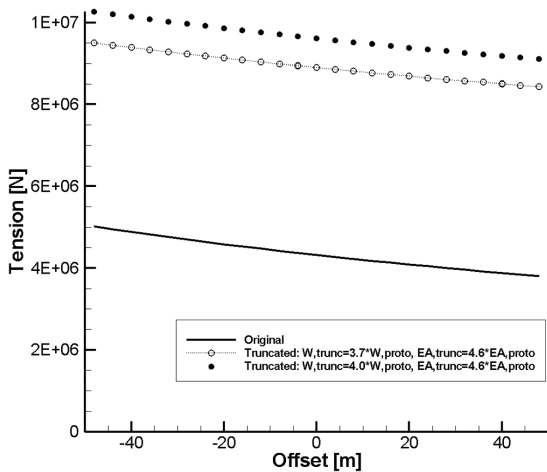


Fig. 11 Line tensions of #2 (left) and #5 (right) of matched truncated mooring line cases: TRUNC01 simulation

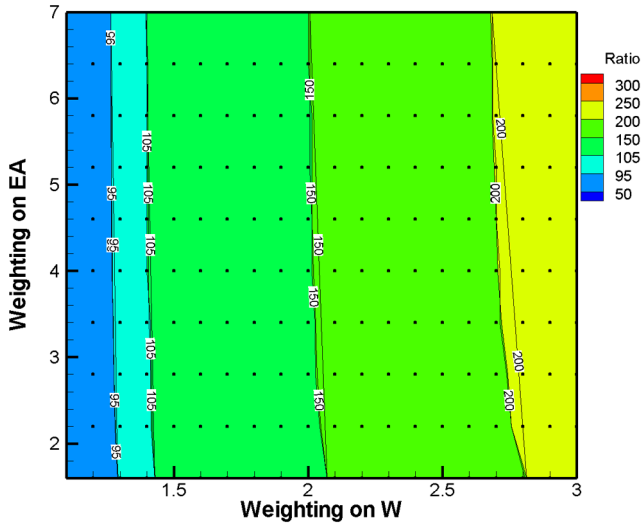


Fig. 12 Restoring forces ratio with respect to weight and EA: TRUNC11 simulation

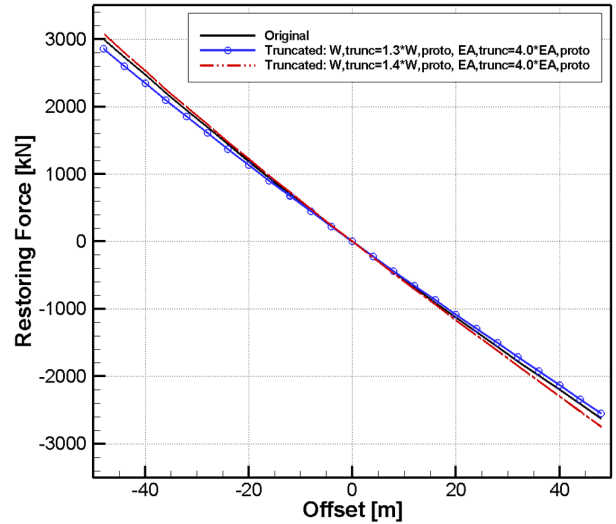


Fig. 13 Restoring force of matched truncated mooring line cases: TRUNC11 simulation

시스템에 비해 물 속 중량은 4.0배, 축 강성은 4.6배한 절단계류선의 해석결과이다. 대체적으로 선형적인 경향을 보이고 있으며, 물 속 중량이 다름에 따라 약간의 기울기 차이가 존재한다.

복원력 곡선이 오차 범위 내에서 일치하는 두 절단계류선에 걸치는 장력 또한 Fig. 11에 도식화 하였다. 물 속 중량이 370%일 때보다 400%일 때 전체적으로 증가하는 경향을 보이며, 전자는 원형 시스템에 비해 약 2.07배, 후자는 2.24배 큰 값이 계산된다. KRISO DOEB 조건에서 고려한 절단계류선 중 가장 긴 후보군의 경우 전체 복원력을 맞추는 것은 용이하나 이 경우 계류선에 걸리는 장력은 상당한 차이가 남을 확인하였다.

Fig. 12에는 TRUNC11 절단계류선에 대한 원형계류선에 의한 복원력 대비 절단계류선에 의한 복원력을 도식화하였다. TRUNC11의 경우 물 속 중량이 원형시스템 대비 130%, 140%일 시 계산된 복원력이 원형 시스템의 그것과 잘 일치함을 확인하였으며, 오차 범위 내로 들어온 절단계류선의 복원력 곡선 중 대표적인 두 곡선은 원형시스템의 그것과 함께 Fig. 13에 나타내었다. Fig. 10과 유

사하게 중량의 차이에 따른 기울기 차이가 존재하며, 보다 더 원형시스템과 유사한 결과는 물 속 중량이 140%일 때였다.

반면 이 경우들에서의 계류선에 걸리는 장력의 변화는 Fig. 14에 나타내었다. 계류선에 걸리는 장력의 경우 물 속 중량이 130%일 때는 약 0.99배, 물 속 중량이 140%일 때는 약 1.07배로 나타나서 계류선에 걸리는 장력의 상사를 맞추기 위해서는 130% 물 속 중량이 더 적합하다는 결론이 나왔다. 따라서 물 속 중량을 130 ~ 140%사이에서 부유체에 걸리는 복원력과 계류선에 걸리는 장력 둘 다 일정 오차 내에 만족하는 절단계류선 설계가 가능한 것으로 사료된다.

마지막으로 KRISO 심해공학수조 조건에서 수심 1,000m에 투입되는 원형시스템과 정적 유사성을 지닌 절단계류선의 결과는 Table 4에 정리되었다. 계산시간은 최소 4790.64초에서부터 최대 6321.93초 사이였으며, 각 경우마다 400개의 물 속 중량, 축 강성 인자가 조합되었다.

유한요소법에 기반한 해석기법에서 완화 인자(Relaxation factor),

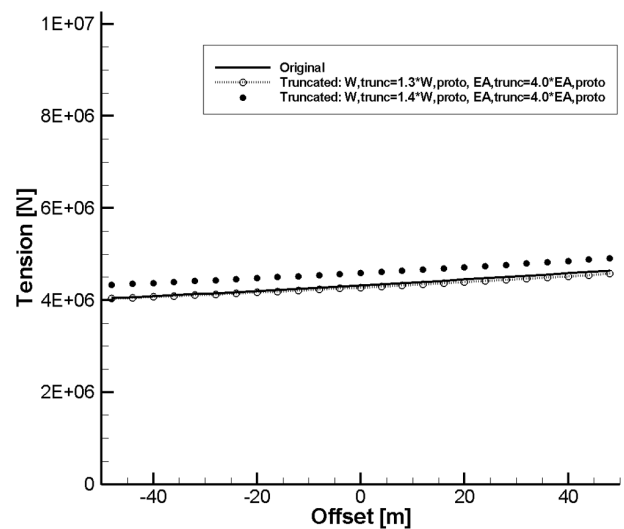
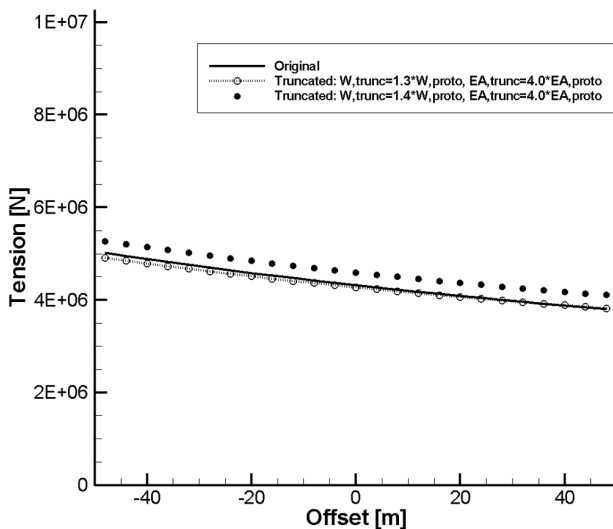


Fig. 14 Line tensions of #2 (left) and #5 (right) of matched truncated mooring line cases: TRUNC11 simulation

Table 4 Overview of truncated mooring line matching simulations in KRISO DOEB circumstance

	Calculation time [sec]	Number of diverged cases	Number of restoring curve matched cases	Number of pretension matching cases	Number of tension curve matching cases
TRUNC01	6321.93	2	37	0	0
TRUNC02	5787.22	2	33	0	0
TRUNC03	5303.47	0	28	0	0
TRUNC04	5758.61	0	20	0	0
TRUNC05	5475.34	1	20	0	0
TRUNC06	5480.80	0	19	0	0
TRUNC07	5517.12	3	19	0	0
TRUNC08	5627.92	0	4	0	0
TRUNC09	4945.62	1	20	0	0
TRUNC10	4790.64	0	0	0	0
TRUNC11	6200.36	2	36	34	32
TRUNC12	6107.48	1	38	37	37
TRUNC13	5956.44	0	20	18	17
TRUNC14	5884.04	1	20	20	17
TRUNC15	5736.00	0	0	0	0
TRUNC16	5376.88	0	0	0	0
TRUNC17	5131.32	0	0	0	0
TRUNC18	5169.82	0	0	0	0
TRUNC19	5154.28	0	0	0	0
TRUNC20	5065.44	0	0	0	0

허용오차(Tolerance) 등 문제마다 약간씩 변화시켜야 할 인자들을 하나로만 수행함에 따라 경우에 따라서 해가 발산하는 경우도 있으나 전체 해석 중 차지하는 비중이 미미했다. TRUNC14 이전까지는 복원력을 상사시킨 경우도 다수 존재하나, TRUNC11(L0: 1918.0m) ~ TRUNC14(L0: 1889.1m) 경우에서만 계류선에 걸리는 장력까지 상사시킨 경우가 도출되었다. 이 때 Fairlead부터 Touchdown까지의 거리는 원형 계류선 대비 76.77~82.38%에 해당하며, 물 속 중량은 110~140%범위 내에서 상사된 계류선이 나타났다. 또한 TRUNC15 이후부터는 해당 계산에서 고려한 물 속 중량 110~300% 내에서는 복원력이 오차 범위 내에 계산되는 해석조건이 존재하지 않은 것을 확인했다. 이는 전체 길이(L2)가 너무 짧아질 시 현수식 계류선에서 인장식 계류선으로 특성이 변하게 되며, 이 특성 변화로 인해 복원력 상사가 불가능해지는 것으로 사료된다.

5. 결 론

본 논문에서는 실제 모형시험을 통한 심해에 투입되는 계류선의 안정성 평가를 위한 절단계류선 설계가 수치적으로 연구되었다. 선박해양플랜트연구소 해양공학수조와 심해공학수조에서 수심 1,000m에 투입되는 현수식 계류선과 정적 특성이 맞는 계류선을 찾기 위해 계류선 길이, 물 속 중량, 축 강성 세 값을 조합하면서 넓은 범위에서의 절단계류선 모사 가능성을 확인하였다. 이를 통해 다음의 결론을 도출하였다.

(1) 해양공학수조 조건에서는 길이와 폭의 제약이 큼에 따라

절단계류선의 길이 자체가 상당히 짧아지게 된다. 이에 실제 해양구조물과 동일한 정적 변위 테스트 시 수치해석 값 자체가 상당히 불안정하며, 원형 계류선과 정적 특성이 유사한 모형시험용 계류선을 찾을 수 없다. 단일 제원을 이용한 절단계류선 설계는 한계가 있으며, 두 가지 이상의 제원을 활용한 방법(Kim et al., 2014)이나 끝단 스프링, 능동적 가진 장치 설치 등의 대안이 요구된다.

(2) 심해공학조건에서는 Fairlead부터 Touchdown 지점까지의 거리(L1)가 원형시스템에 일정 수준 이상 근접하면 구조물에 걸리는 복원력과 계류선에 걸리는 장력을 동시에 만족하는 절단계류선 모사가 가능하다. 단, 일정 수준 이상 길어지면 자연적으로 전체 계류선 길이가 짧아지면서 계류계 특성 자체가 현수식 계류선에서 인장 계류선으로 넘어가게 되고, 이런 특성 변화로 복원력 상사가 이뤄지지 않았다.

(3) 현재 해석기법을 기반으로 단일 제원을 이용한 초기 수조 시험용 절단계류선 설계가 가능하며, 향후에는 보다 다양한 인자들에 대한 고려, 유전알고리즘 적용을 통한 계산시간의 단축, 두 가지 제원 이상을 활용한 절단계류선 해석 기법 정립 등을 적용할 수 있으며 최종적으로는 동적 상사성을 만족하는 절단계류선 설계가 요구된다.

후 기

본 연구는 해양수산부 국가연구개발사업 ‘심해공학수조 운용

을 위한 연구인프라 구축 및 심해플랜트 Pre-FEED 원천핵심기술개발(PMS3740) 및 한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소 내부 주요사업 ‘심해공학수조 기초 운용기술 개발(PES9080)’에서 수행된 연구결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- Baarholm, R., Stansberg, C.T., Fylling, I., Lee, M.Y., Ma, W., 2007, A Robust Procedure for Ultra Deepwater Model Testing, Proc. of 17th International Offshore and Polar Engineering Conference, Lisbon Portugal, 2229-2238.
- Bernitsas, M.M., Choi, H.S., Crudu, L., Hirata, K., Incecik, A., Kinoshita, T., Moxnes, S., 1999, The Specialist Committee on Deep Water Mooring: Final Report and Recommendations to the 22nd ITTC. Proceedings of the 22nd International Towing Tank Conference, Shanghai, China, 1-24.
- International Towing Tank Conference (ITTC), 2002, ITTC Recommended Procedures and Guidelines: Procedure 7.5-02-07-03.4. Stationary Floating Systems Hybrid Mooring Simulation Model Test Experiments, Rev. 00.
- International Towing Tank Conference (ITTC), 2005, ITTC Recommended Procedures and Guidelines: Procedure 7.5-02-07-03.5. Truncation of Test Models and Integration with Numerical Simulations, Rev. 00.
- Kim, B.W., Sung, H.G., Hong, S.Y., Jung, H.J., 2010. Finite Element Nonlinear Analysis for Catenary Structure Considering Elastic Deformation. Computer Modeling in Engineering & Sciences, 63(1), 29-45.
- Kim, B.W., Sung, H.G., Kim, J.H., Hong, S.Y., 2013. Comparison of Linear Spring and Nonlinear FEM Methods in Dynamic Coupled Analysis of Floating Structure and Mooring System, Journal of Fluids and Structures, 42, 205-227.
- Kim, Y.H., Cho, S.K., Sung, H.G., Seo, J.H., Suh, Y.S., 2014, Numerical Study on Designing Truncated Mooring Lines for FPSO Stability Analysis. Journal of Ocean Engineering and Technology, 28(5), 387-395.
- Stansberg, C.T., Ormberg, H., Oritsland, O., 2002, Challenges in Deep Water Experiments: Hybrid Approach, Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, 124, 90-96.
- Waals, O.J., van Dijk, R.R., 2004, Truncation Methods for Deep Water Mooring Systems for a catenary moored FPSO and a Semi Taut Moored Semi Submergible. Deep Offshore Technology Conference, New Orleans USA, Paper No. 24-1.

Wind Tunnel Test of Wind Loads and Current Loads Acting on FLBT and LNG Bunkering Shuttles in Side-by-side Configuration and Comparison with Empirical Formula

Byeongwon Park*, Jae-Hwan Jung*, Sung-Chul Hwang*,
Seok-Kyu Cho*, Dongho Jung* and Hong Gun Sung*

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

병렬 배치된 FLBT 및 LNG-BS에 작용하는 풍하중 및 조류하중에 대한 풍동 시험 및 경험식 비교 연구

박병원* · 정재환* · 황성철* · 조석규* · 정동호* · 성홍근*

*한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소

KEY WORDS: Floating LNG bunkering terminal(FLBT) 해상부유식 LNG 병커링 터미널, LNG bunkering LNG 병커링, Wind tunnel test 풍동 시험, Shielding effect 차폐효과, Side-by-side mooring 병렬계류, Wnd load coefficient 풍하중 계수

ABSTRACT: In recent years, LNG bunkering terminals are needed to supply LNG as fuel to meet the emission requirements of the International Maritime Organization (IMO). A floating LNG bunkering terminal (FLBT) is one of the most cost-effective and environmentally friendly LNG bunkering systems for storing LNG and transferring it directly to an LNG fuel vessel. The FLBT maintains its position using mooring systems such as spread mooring and turret mooring. The loads on the vessel and mooring lines must be carefully determined to maintain their positions within the operable area. In this study, the wind loads acting in several side-by-side arrangements on the FLBT and LNG-BS were estimated using wind tunnel tests in the Force Technology, and the shielding effect due to the presence of ships upstream was evaluated. In addition, the empirical formulations proposed by Fujiwara et al. (2012) were used to estimate the wind force coefficients acting on the FLBT and those results were compared with experimental results.

1. 서 론

친환경 에너지에 대한 관심의 증가로 LNG(Liquefied natural gas)를 선박의 연료로 사용하는 방법에 대한 연구 개발이 활발하게 진행되고 있다. 이와 더불어 국제해사기구(International Maritime Organization, IMO)에서는 유해배출가스에 대한 규제 강화의 움직임을 보이고 있어 유해배출가스가 적은 친환경 에너지원에 대한 관심이 증가하고 있다.

연안에 설치된 FLBT(Floating LNG bunkering terminal)은 LNG를 저장하고 있다가 LNG를 연료로 사용하는 선박에 직접 공급하는 시스템으로 비 인가자의 접근 제한, 폭발 등에 의한 피해 범위 축소, 이 수송 경로의 단순화 등의 장점을 지니고 있다.

FLBT는 특정 위치에 설치되며 운영하므로 이를 일정한 위치

에 고정시킬 수 있는 설비를 필요로 한다. 본 연구에서 대상으로 하는 FLBT는 터렛 계류시스템으로 위치를 고정하고 있으며 환경 외력에 의한 영향이 최소화되는 방향으로 선수각을 조절하는 Weathervaning이 가능하다. FLBT에 작용하는 환경 외력으로는 크게 파도에 의한 힘, 바람에 의한 힘, 조류에 의한 힘으로 나눌 수 있으며 파도에 의한 힘은 포텐셜 이론을 기반으로 한 운동 해석 프로그램을 이용하여 추정할 수 있으며 이를 바탕으로 계류 시스템에 대한 설계가 이뤄졌다(Song et al., 2016).

병렬 계류 또는 텐덤 계류 형태로 구성되어 있는 부유체에 대한 풍하중 및 조류하중에 대한 실험 및 이론 연구가 진행되었다. Wnek et al.(2015)는 LNG shuttle tanker와 LNG platform barge가 병렬 계류되어 있는 상태에서의 풍하중에 대한 실험 연구를 수행하였다. LNG platform barge 대비 LNG shuttle tanker의 상대 거리

Received 7 June 2017, revised 7 July 2017, accepted 11 August 2017

Corresponding author Seok-Kyu Cho: +82-042-866-3933, skcho33@kriso.re.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

및 선수각 변화에 따른 풍하중 실험 결과를 검토하였고, LNG shuttle tanker에 의한 차폐효과로 인해 폭방향으로 바람이 작용할 때 LNG platform barge 에 작용하는 횡력(Lateral force)이 감소하는 것을 확인하였다. Fujiwara et al.(2012)는 다양한 실험 결과를 바탕으로 병렬 계류 되어 있는 LNGC(LNG carrier)에 작용하는 풍하중에 대한 경험식을 제시하였다. 다양한 형태의 병렬 계류 배치 조건의 풍동 시험 결과를 이용하여 구조물에 작용하는 풍하중의 성분을 분리하였고, 이를 바탕으로 길이방향, 폭방향, 수직 방향 등의 풍하중을 추정하였다. 또한 LNGC가 LNG Platform의 하류에 위치하는 경우 차폐영역(Shielding area)의 영향을 고려하여 LNGC에 작용하는 풍하중을 경험식을 통해 추정하였다.

본 연구에서는 FLBT에 작용하는 풍하중 및 조류하중을 추정하기 위해 풍동에서 모형선을 이용한 실험을 덴마크 코펜하겐 소재의 Force Technology에서 수행하였으며 계측 결과를 바탕으로 하중 계수를 추정하였다. 또한 FLBT와 LNG-BS(LNG bunkering shuttle)의 다양한 배치 경우를 통해 바람 또는 조류가 불어오는 방향에 선박이 위치할 때 발생하는 차폐효과(Shielding effect)를 검토하였으며 Fujiwara et al.(2012)가 제시한 경험식에 의한 풍하중 추정 결과와 풍동 시험 결과를 비교하였다.

2. 풍동 시험 평가조건

2.1 풍동 시험 대상 선박

본 연구에서 대상으로 하는 FLBT는 LNG-BS의 기본 배치는 Fig. 1과 같으며 각 제원을 Table 1에 정리하였다. 풍동 시험에서는 실제 선박을 특정 비율로 축소된 모형을 사용하며 본 연구에서는 1:250의 스케일을 적용하였다.

풍동 시험을 위해 제작된 모형선을 Fig. 2에 나타내었으며 4-body 병렬 배치 상태로 수행된 풍하중 계측 시험 장면을 Fig. 3에 표시하였다. 모형선의 재질은 고밀도 폴리우레탄 폼(High density polyurethane foam)으로 제작되었으며 대상 선박의 수선면을 기준으로 하부와 상부가 분리되도록 하였다. 또한 상부 구

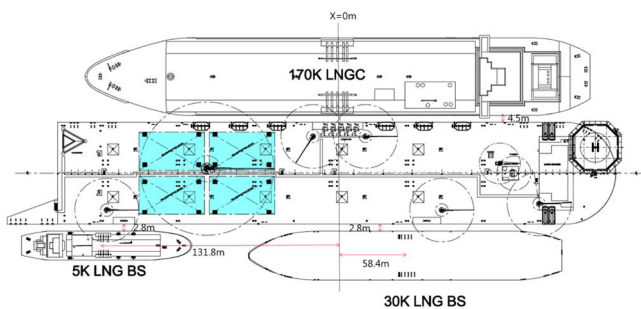


Fig. 1 Configuration of FLBT and LNG bunkering shuttles

Table 1 Main particulars of FLBT and LNG-BS

	FLBT	170k LNGC	30k Shuttle	5k shuttle
Loa [m]	355.0	294.0	172.0	99.0
Beam [m]	60.0	45.5	26.5	17.0
Draft [m]	13.5	11.95	5.08	4.3
L/C		Full	Ballast	Ballast



Fig. 2 Models for wind tunnel tests

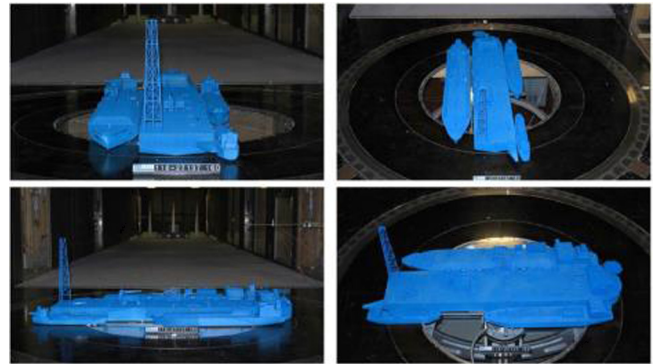


Fig. 3 Wind load test for 4-body side-by-side configuration

조물은 설계에 따라 스케일에 맞게 제작되었고, 일부 구조물은 통합된 형태로 간략화 하였다. 모형선의 표면은 충분한 거칠기를 가지고 표면 마찰에 의한 박리점 및 마찰 저항 등의 영향을 고려하였다.

2.2 조류 및 바람 속도 프로파일

풍동 시험에서는 실제 구조물이 경험하는 조건과 유사한 환경 하중을 구현하여 모형선에 걸리는 하중을 계측한다. 따라서 조류 및 바람 속도 분포를 실제와 유사하게 재현하는 것이 필요하다.

조류는 수선면 아래로 일정 속도를 가지도록 구현하는 것이 바람직하나 풍동 바닥의 마찰로 인해 속도 구배가 발생하였다. 바닥 마찰에 의한 속도 구배 발생을 최소화하는 기법이 Hwang et al.(2016)에 의해 검토되었으나 본 연구에서는 ESDU에서 제시한 보정법을 이용하여 보정하였다(ESDU 80003, 1986). ESDU 80003에서 제시한 속도 차이에 의한 하중 계수 보정법은 대상 구조물의 높이 방향으로의 속도 제곱에 비례하여 하중 계수가 영향을 받는 점을 이용한다. 조류하중의 경우에 대상 높이는 각 선박의 흘수에 해당한다. 종방향 힘(F_x), 횡방향 힘(F_y), 및 회두 모멘트(M_z) 성분은 식 (1), 횡경사 모멘트(M_x) 성분은 식 (2)를 통해 풍동 시험 시 계측된 속도 분포를 바탕으로 실제 선박의 조류 속도 조건에 해당하는 하중 계수로 보정한다. 본 실험에서 적용한 하중 계수 보정값은 Table 2에 정리하였다.

$$C_{corrected} = \frac{\int_0^T U_{target}^2(z) dz}{\int_0^T U_{actual}^2(z) dz} C_{measured} \quad (1)$$

$$C_{corrected} = \frac{\int_0^T U_{target}^2(Z) \times Z dz}{\int_0^T U_{actual}^2(Z) \times Z dz} C_{measured} \quad (2)$$

Table 2 Current profile correction factors for measured force and moment coefficients

Condition	Force Coefficients	Moment Coefficients
FLBT	1.075	1.025
170k LNGC	1.086	1.031
30k Shuttle	1.197	1.128
5k Shuttle	1.224	1.155

바람은 해상에서의 바람 속도 분포를 구현하였다. 일반적으로 해상에서의 바람 속도 분포는 다음 식을 통해 구할 수 있다.

$$U(H) = U(H_g) \times \left(\frac{H}{H_g}\right)^\alpha \quad (3)$$

H 는 수선면 상부로부터의 높이를 의미하며 $U(H)$ 는 높이 H 에서의 평균 속도이다. H_g 는 기준 높이이며 $U(H_g)$ 는 기준 높이에서의 평균 속도를 나타낸다. 바람 속도 구배는 α 값을 통해 정해지는데 일반적으로 1/7~1/10범위의 값을 사용한다. 해상에 설치되는 해양구조물에 작용하는 바람은 바람의 진행을 저해하는 요소가 적기 때문에 높이가 높아짐에 따라 속도 구배가 크게 발생한다. 본 연구에서는 α 값으로 1/7을 사용하였다.

Fig. 4와 Fig. 5는 풍동 시험에 사용된 조류 및 바람의 속도 구배이다.

풍동 시험 결과의 정확도는 풍동 시험 영역(Wind tunnel test section) 크기 및 모형 크기 등의 영향을 받으며 이를 폐색 효과(Blockage effect)라고 한다. 실제 환경에서는 작용하는 바람이 폭 방향으로 균일한 반면 풍동 시험에서는 풍동(Wind tunnel)의 벽면 등에 의해 바람장이 영향을 받는다. 일반적으로 모형의 단

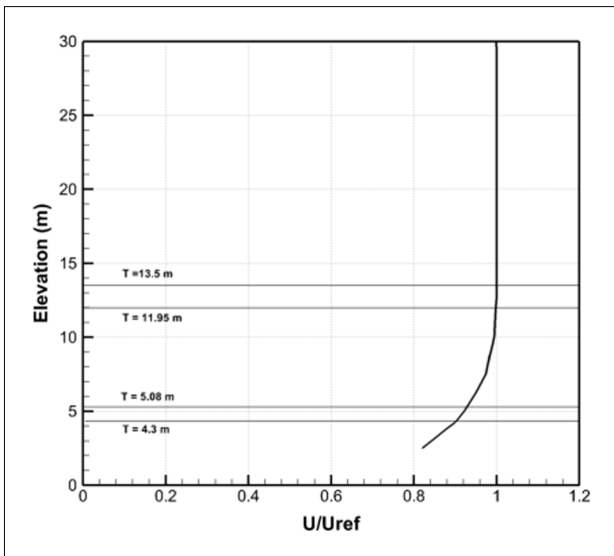


Fig. 4 Current velocity profile for wind tunnel test

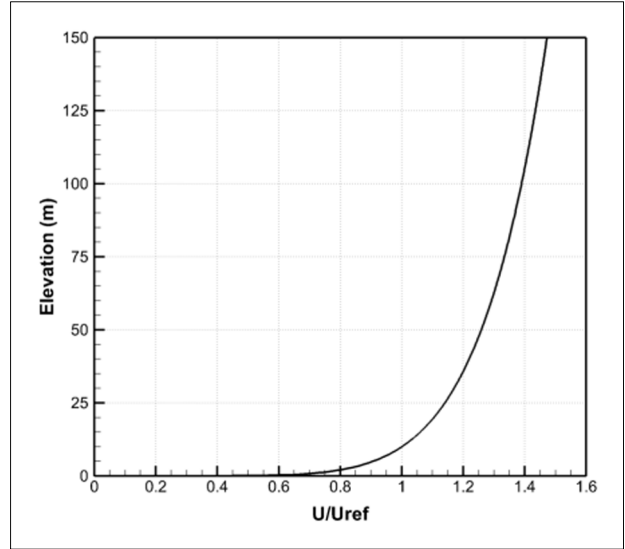


Fig. 5 Wind velocity profile for wind tunnel test

Table 3 Blockage correction factors for FLBT (head wind condition)

Condition	m	Correction factor $\left(1 - m \times \frac{S}{A}\right)$
FLBT Alone Wind	2.68	0.980
FLBT Alone Current	1.97	0.994
FLBT+170k Wind	2.71	0.968
FLBT+170k Current	1.96	0.991

면적이 풍동 시험 영역(Wind tunnel test section)의 면적대비 5% 이하로 유지하는 것이 바람직하며 풍동 시험 결과를 정리함에 있어 폐색 효과(Blockage effect)를 고려하여야 한다. ESDU 80024(1998)는 폐색 면적 비(Blockage area ratio)가 1보다 큰 실험의 경우, 아래와 같이 보정법을 제시하고 있다.

$$\frac{C_{F,C}}{C_{F,M}} = 1 - m \times \frac{S}{A} \quad (4)$$

S 는 모형의 투영단면적이며 A 는 풍동의 단면적(Cross section area)이다. m 은 반류 확장 계수(Wake expansion factor)로 박리된 기포의 최대 단면적 대비 물체의 기준 단면적 비율을 나타낸다.(ESDU 80024, 1998). 본 연구에서 사용된 일부 폐색 보정 계수(Blockage correction factor)를 Table 3에 정리하였다.

3. 풍동 시험 결과

3.1 무차원 계수 및 좌표계

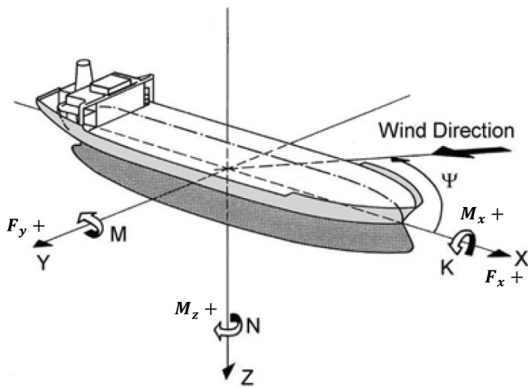
풍동 시험은 F_x, F_y 의 2축 힘과 M_x, M_z 의 2축 모멘트를 측정하였고 식 (5)-(8)의 무차원 식을 이용하여 하중 계수를 구하였다. 무차원 식에 사용된 각 선박별 길이 및 면적 정보는 Table 4와 Table 5에 정리하였다. AW 는 수선면 상부, UW 는 수선면 하부를 나타내며 A_f 는 전면 투영 면적(Frontal area), A_s 는 측면 투영 면적(Side area)을 의미한다. H_s 는 측면에서의 면적 중심을

Table 4 Normalizing factors of force and moment coefficients for FLBT and 170k LNGC

	FLBT		170k LNGC	
	AW	UW	AW	UW
L_{bp} [m]	326.0		282.2	
L_{oa} [m]	355.0		294.0	
B [m]	60.0		45.5	
T [m]	13.5		12.0	
A_f [m ²]	2146.0	825.0	1353.0	541.0
A_s [m ²]	10101.0	4307.0	6390.0	3309.0
H_s [m]	17.6	6.9	12.0	5.9

Table 5 Normalizing factors of force and moment coefficients for 30k shuttle and 5k shuttle

	30k Shuttle		5k Shuttle	
	AW	UW	AW	UW
L_{bp} [m]	162.0		91.2	
L_{oa} [m]	172.0		99.0	
B [m]	26.5		17.0	
T [m]	5.1		4.3	
A_f [m ²]	648.0	133.0	288.0	73.0
A_s [m ²]	2865.0	804.0	1093.0	388.0
H_s [m]	9.5	2.5	9.1	2.1


Fig. 6 Coordinate system

나타낸다. 풍동 시험 결과는 Fig. 6에 따라 정의된 좌표계를 이용하여 나타내었다.

$$C_x = \frac{X}{1/2\rho U^2 A_f} \quad (5)$$

$$C_y = \frac{Y}{1/2\rho U^2 A_s} \quad (6)$$

$$C_k = \frac{K}{1/2\rho U^2 A_s H_s} \quad (7)$$

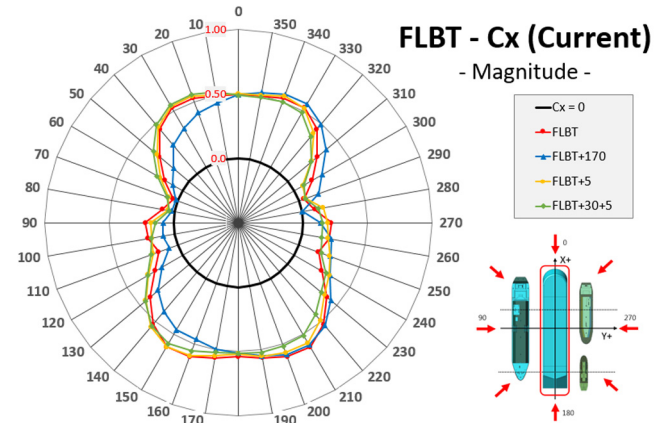
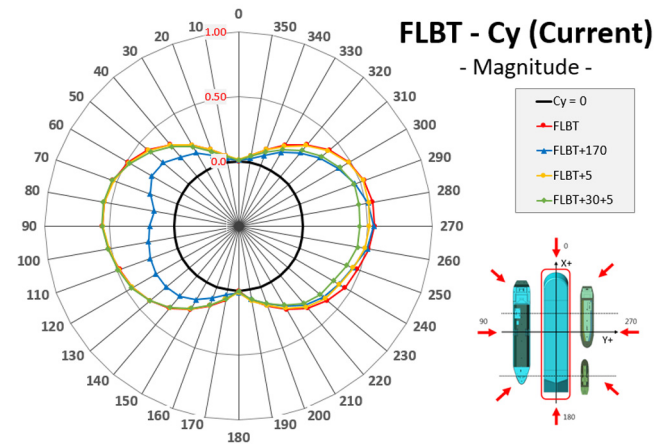
$$C_N = \frac{N}{1/2\rho U^2 A_s L_{oa}} \quad (8)$$

3.2 조류하중

운영 조건에 따라 LNG-BS가 FLBT 주위에 다양한 형태로 배치되는데, 본 연구에서는 FLBT 단독, FLBT+170k, FLBT+5k, FLBT+30k+5k의 경우에 대해 풍동 시험을 수행하였다. FLBT 단독 및 LNG-BS이 병렬 계류 형태로 배치되어 있을 때의 조류하중 계수 결과는 Fig. 7-10과 같다.

FLBT 및 LNG-BS의 배치는 Fig. 1에서 나타낸바와 같이 FLBT의 좌, 우현에 각각 위치하도록 설계되어 있다. 따라서 LNG-BS가 병렬로 배치되었을 경우, 조류 입사각에 따라 조류가 다가오는 방향에 LNG-BS가 놓이는 형태가 되며 FLBT에 작용하는 조류에 의한 하중이 영향을 받게 된다. 이러한 영향을 차폐효과(Shielding effect)라 부르며 일반적으로 상류에 놓은 구조물이 크면 그 영향도 크다.

조류하중 풍동 시험에서도 이러한 경향을 잘 나타나고 있음을 확인할 수 있다. 차폐효과의 영향은 종방향 힘보다 횡방향 힘에 크게 작용한다. 이는 FLBT 및 LNG-BS가 병렬 계류로 배치되어 있으며 일반적인 해양 구조물 및 선박이 길이가 긴 형태를 가지고 있기 때문이다. 특히, 0~180도 입사각도에서 상대


Fig. 7 Current load coefficient of FLBT - Cx

Fig. 8 Current load coefficient of FLBT - Cy

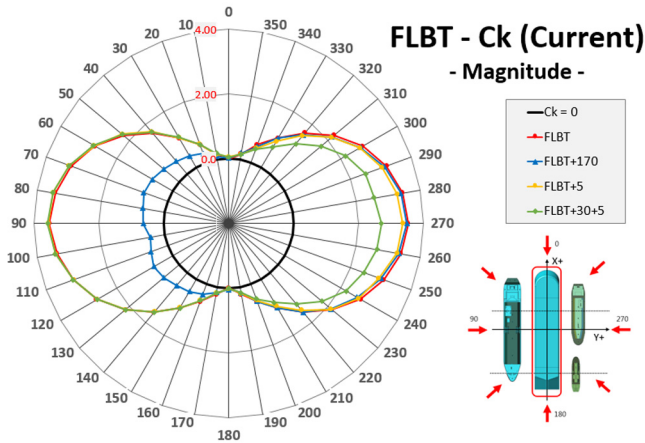


Fig. 9 Current load coefficient of FLBT - C_k

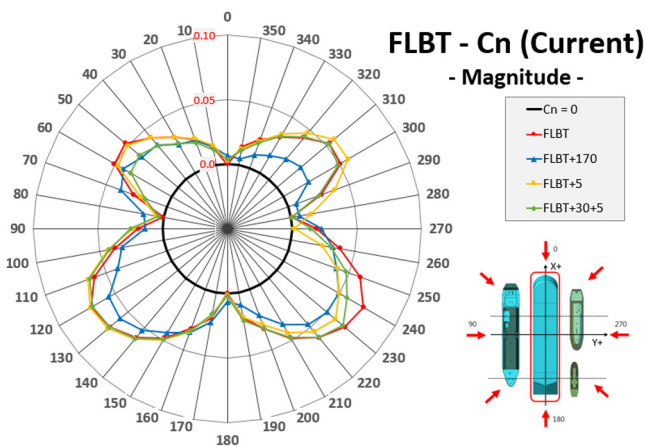


Fig. 10 Current load coefficient of FLBT - C_n

적으로 크기가 큰 170k LNGC의 의한 차폐효과가 두드러지게 나타나고 있다. 입사각 90도 기준으로 FLBT 단독 대비 횡방향 힘(C_y)은 약 66%, 횡경사 모멘트(C_k)는 약 82%의 감소를 나타낸다. 이에 반해 종방향 힘(C_x)과 회두모멘트(C_n)는 상대적으로 영향이 작게 나타나고 있다.

180~360도 입사각에 놓인 30k-BS와 5k-BS에 의한 힘과 모멘트의 감소폭은 170k LNGC에 의한 감소폭에 비해 상대적으로 작음을 확인할 수 있다. 하지만, 회두모멘트(M_z)의 경우에는 FLBT 단독에 비해 커지는 현상이 발생하였다.

3.3 풍하중

FLBT에 작용하는 바람에 의한 힘은 바람에 의해 수선면 상부에 작용하는 힘으로 풍하중 계수는 조류하중의 식 (4)에서 (7)까지의 무차원 계수 식과 동일하게 표현된다. 다만, 식에서 각 변수는 공기의 밀도, 바람 속도, 수선면 상부의 면적을 이용한다.

풍하중 시험은 FLBT 단독, FLBT+170k, FLBT+30k, FLBT+5k, FLBT+30k+5k, FLBT+170k+30k+5k의 경우에 대해 수행하였다. FLBT 단독 및 LNG-BS이 병렬 계류 형태로 배치되어 있을 때의 풍하중 계수 결과는 Fig. 11-14와 같다. 차폐효과(Shielding Effect)는 일반적으로 상류에 놓은 구조물이 크면 그 영향도 크다. 따라서 데크 위에 각종 장비 및 거주구(Accommodation) 등이

존재하는 수선면 상부의 풍하중 계측 시 이러한 차폐효과가 조류하중 대비 크게 나타날 가능성이 높다. 풍하중 풍동 시험에서도 이러한 영향이 잘 나타나고 있음을 확인할 수 있다. 조류하중 시험 결과에서 살펴본 바와 같이 차폐효과 영향은 종방향 힘 성분 보다 횡방향 힘 성분에 크게 작용한다. 0~180도 입사각도에서 상대적으로 크기가 큰 170k LNGC의 의한 차폐효과가 두드러지게 나타나고 있다. 이는 입사각 90도 기준으로 FLBT 단독 대비 횡방향 힘(C_y)은 약 72%, 횡경사 모멘트(C_k)는 약 53%의 감소를 나타내고 있다. 이에 반해 종방향 힘(C_x)과 회두모멘트(C_n)는 상대적으로 영향이 작기는 하나 상부구조가 복잡하기 때문에 조류하중에 비해서는 차폐효과가 큰 것을 확인할 수 있다.

180~360도 입사각에 놓은 30k-BS와 5k-BS에 의한 힘과 모멘트의 감소폭은 170k LNGC에 의한 감소폭에 비해 상대적으로 작음을 확인할 수 있다. 하지만 조류하중을 받는 수선면 하부 대비 풍하중을 받는 수선면 상부의 구조가 복잡하기 때문에 차폐효과가 크게 나타난다. 입사각 270도 기준으로 FLBT 단독 대비 횡방향 힘(C_y)은 약 40%, 횡경사 모멘트(C_x)는 약 22%의 감소를 나타내고 있다.

회두모멘트(C_n)의 경우에는 FLBT 단독에 비해 FLBT+30k, 입사각 250도 조건에서 약 57% 증가하여 과도하게 커지는 현상이

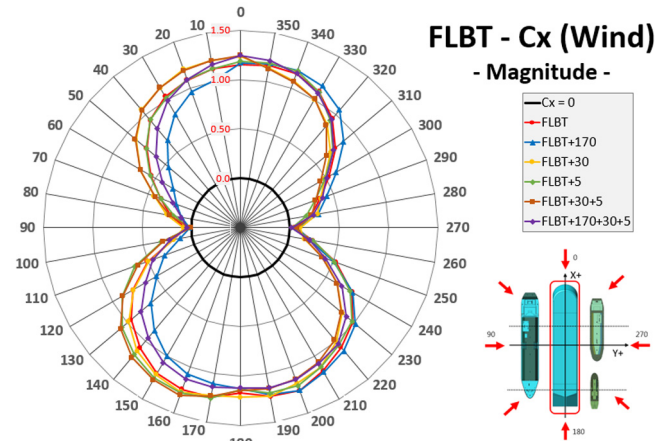


Fig. 11 Wind Load Coefficient of FLBT - C_x

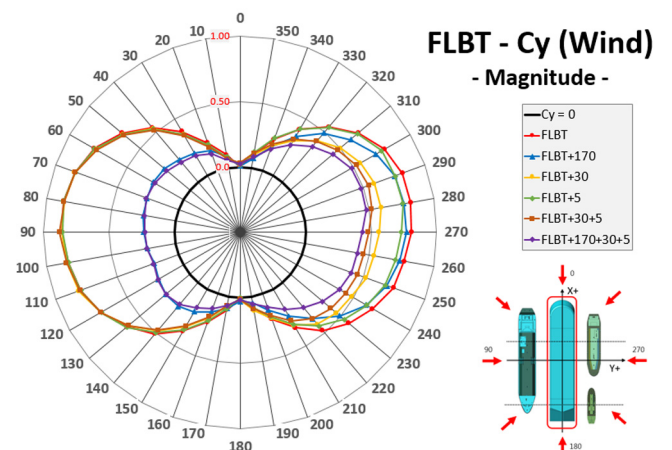


Fig. 12 Wind Load Coefficient of FLBT - C_y

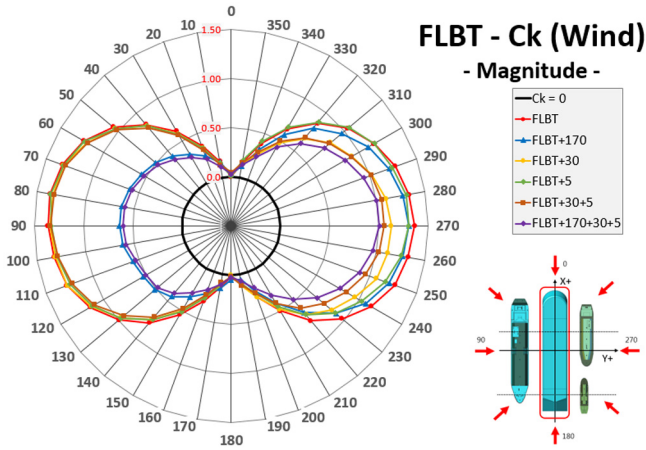


Fig. 13 Wind Load Coefficient of FLBT - C_k

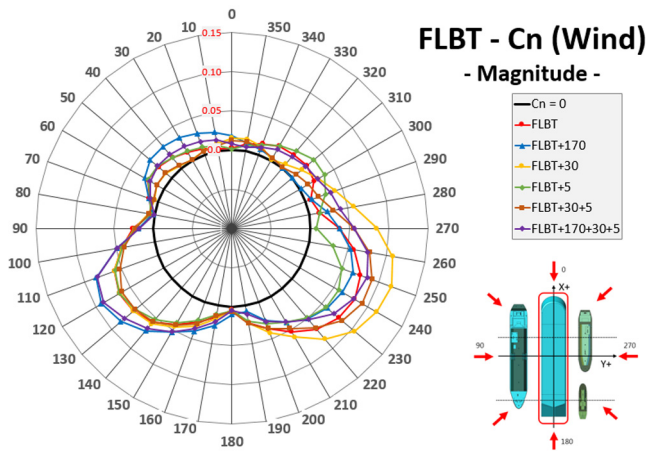


Fig. 14 Wind Load Coefficient of FLBT - C_n

발생하였다. 이는 FLBT 측면에 배치되는 선박의 크기와 상대적 위치에 의한 것으로 FLBT에 작용하는 하중이 FLBT 회전 중심 기준으로 차폐에 의해 불균형이 발생하기 때문이다. 따라서 FLBT와 상대적으로 크기가 작은 선박이 종방향으로 일정한 거리를 가지며 병렬 배치되는 경우에는 과도한 선수 동요에 의한 충돌에 주의할 필요가 있다.

4. 풍하중 계수 추정

4.1 차폐효과를 고려한 추정식

병렬 계류 상태에서 바람이 불어오는 상류에 위치한 부유체에 의해 바람이 교란되며 이로 인해 하류에 위치한 부유체는 단독 상태 대비 하중의 크기 및 영향이 달라질 수 있다. 이러한 영향은 풍동 시험 결과인 3.2절 및 3.3절에서 확인하였다.

Fujiwara et al.(2012)는 다양한 조건에서 병렬 계류 부유체에 작용하는 풍하중을 풍동 시험을 통해 계측하였고, 각 작용 방향 별로 힘 성분을 분리하여 풍하중 계수를 추정하는 경험식을 식 (9)부터 식 (12)의 형태로 제시하였다. Fig. 15는 병렬 계류 부유체의 좌표계를 나타낸 것으로 부유체 사이의 거리 L_{GA} 와 상류에 놓은 부유체로 인해 하류에 놓은 부유체에 작용하는 바람이 차폐되는 영역의 길이 L_{SA} 가 정의된다.

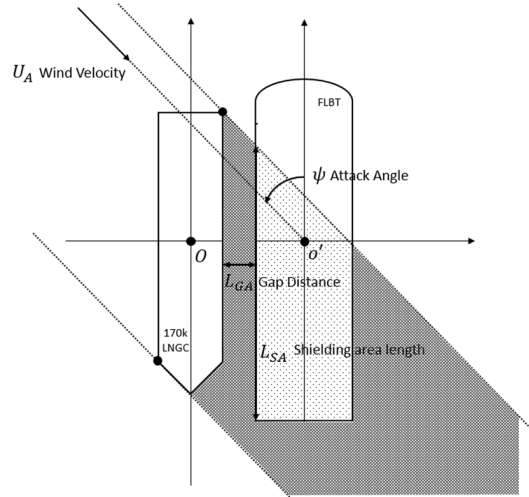


Fig. 15 Coordinate system of wind force coefficients and basic positioning relation between FLBT and 170k LNGC

$$C_x(\psi) = (1 - a_1 C_{S1} C_{S2})(F'_{LF} + F'_{XLI} + F'_{ALF}) \quad (9)$$

$$C_y(\psi) = (1 - C_{S3} C_{S4})(F'_{CR} + F'_{YLI}) \quad (10)$$

$$C_k(\psi) = C_y(\psi) \times L_k(\psi) \quad (11)$$

$$C_n(\psi) = C_y(\psi) \times L_n(\psi) \quad (12)$$

식 (9)에서 a_1 는 약 0.69의 값을 가지며 C_{S1} 과 C_{S2} 는 각각 부유체 사이의 거리 L_{GA} 및 차폐되는 영역의 길이 L_{SA} 에 의한 효과를 고려하는 계수이다. C_{S1} 과 C_{S2} 는 실험 결과를 바탕으로 추정된 값으로 C_{S1} 은 L_{GA}/L_{OA} 의 변화에 따른 풍하중 계수가 가우시안 분포 방정식 형태로 표현되며 C_{S2} 은 L_{SA}/L_{OA} 의 변화에 따른 풍하중 계수가 4차 방정식 형태로 표시된다고 가정하여 정한다. F'_{LF} 는 종방향 항력 성분(Longitudinal flow drag component), F'_{XLI} 는 종방향 양력 및 유기항력 성분(Longitudinal lift and induced drag component), F'_{ALF} 는 3차원 유동 흐름에 의한 추가 힘 성분을 나타낸다. 식 (10)의 C_{S3} 과 C_{S4} 은 각각 식 (9)의 C_{S1} 과 C_{S2} 과 동일한 형태로 표현되나 차폐 영향의 차이를 고려하여 식의 계수 값이 다르게 적용된다. F'_{CR} 는 교차항력 성분(Cross flow drag component), F'_{YLI} 는 횡방향 양력 및 유기항력 성분(Lateral lift and induced drag component) 성분을 나타낸다. 식 (11)과 식 (12)의 $L_k(\psi)$ 과 $L_n(\psi)$ 은 각각 차폐 효과를 고려한 모멘트 레버를 나타낸다. 대표적인 입사각에 따른 각 계수 및 힘 성분의 값을 정리하여 Table 6에 정리하였다.

FLBT 단독 조건에서 경험식을 통해 추정된 풍하중 계수와 풍동 시험의 결과를 Fig. 16-19에 비교하였으며 170k LNGC가 병렬로 계류된 상태에서 FLBT에 작용하는 풍하중 계수 결과를 Fig. 20-23에 나타내었다.

단독 모델과 170k LNGC에 의해 차폐되는 병렬 계류 모델 모두 경험식을 통한 풍하중 계수 추정 결과가 종방향의 풍하중 계수 C_x 를 제외하고 대체로 풍동 시험 결과와 잘 일치하는 것을 확인하였다.

병렬 계류된 상태에서 FLBT에 작용하는 풍하중은 풍동시험 및 경험식 결과 모두에서 바람이 불어오는 전단에 놓은 170k LNGC에 의해 상당부분 감소하는 것을 나타냈다. 특히, 바람의 입사각이 90도 부근에서 하중 감소가 크게 발생하였다. 경험 식을 통해 추정된 횡방향 힘 및 횡방향 모멘트는 90도 입사각 기

Table 6 Coefficients for shielding effects on wind forces and components of force in longitudinal, lateral, heel and yaw

		Attack angle(ψ) [deg]			
		0	30	60	90
Longitudi nal	a_1		0.690		
	C_{S1}		0.998		
	C_{S2}	0.000	0.639	0.658	0.467
	F'_{LF}	-0.684	-0.593	-0.342	0.000
	F'_{XLI}	0.000	0.091	0.221	0.000
	F'_{ALF}	0.000	-0.108	-0.036	0.000
Lateral	C_{S3}		1.000		
	C_{S4}	0.000	0.639	0.658	0.467
	F'_{CR}	0.000	0.204	0.612	0.816
	F'_{YLI}	0.000	0.297	0.209	0.000
Heel	L_k		0.816		
Yaw	L_n	0.110	0.197	0.198	0.000

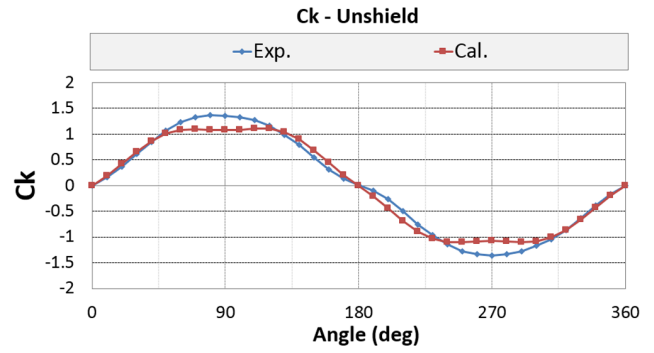


Fig. 18 Comparison of wind load coefficient between wind tunnel test and calculation for FLBT - C_k (unshield)

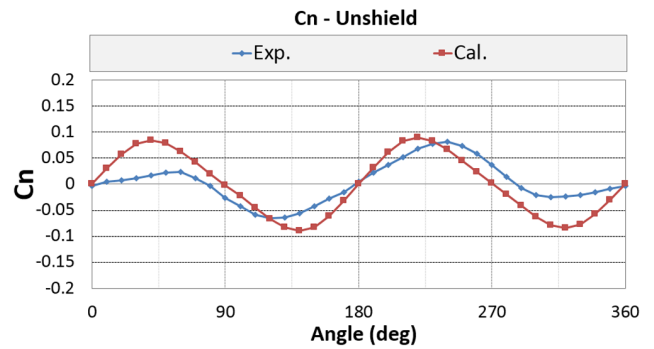


Fig. 19 Comparison of wind load coefficient between wind tunnel test and calculation for FLBT - C_n (unshield)

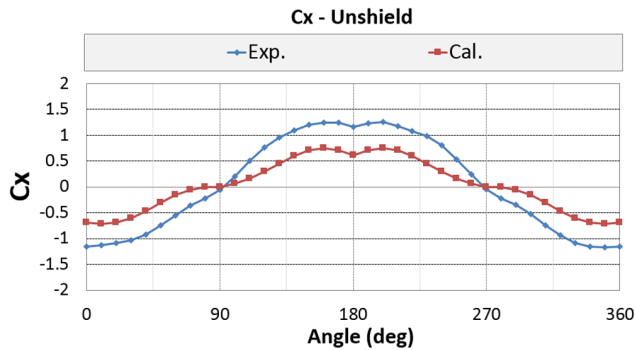


Fig. 16 Comparison of wind load coefficient between wind tunnel test and calculation for FLBT - C_x (unshield)

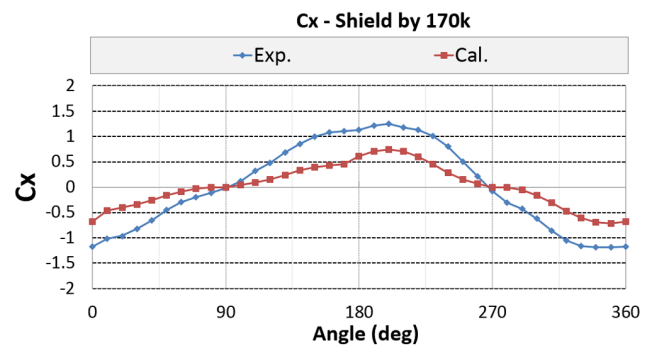


Fig. 20 Comparison of wind load coefficient between wind tunnel test and calculation for FLBT - C_x (shield by 170k)

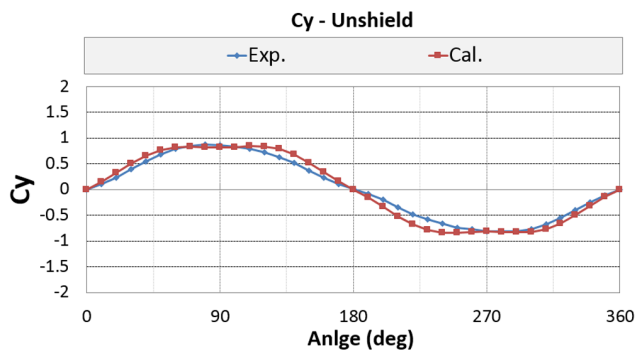


Fig. 17 Comparison of wind load coefficient between wind tunnel test and calculation for FLBT - C_y (unshield)

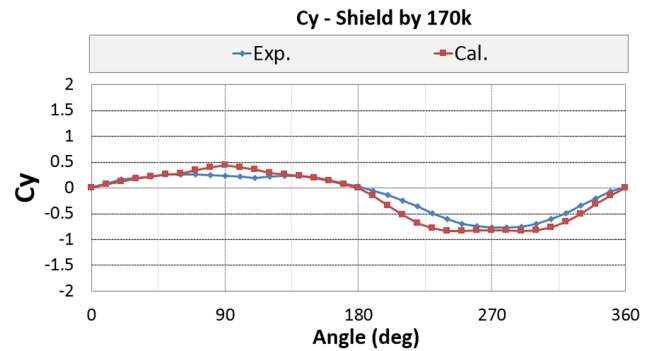


Fig. 21 Comparison of wind load coefficient between wind tunnel test and calculation for FLBT - C_y (shield by 170k)

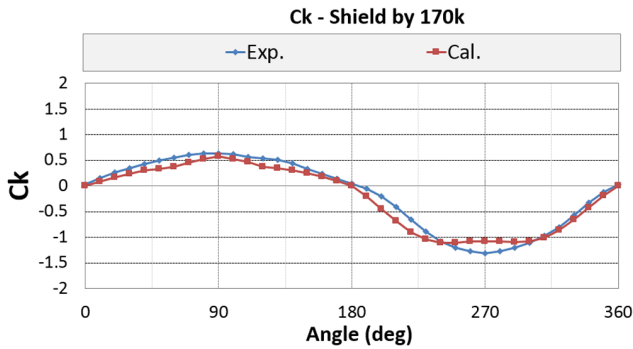


Fig. 22 Comparison of wind load coefficient between wind tunnel test and calculation for FLBT - C_k (shield by 170k)

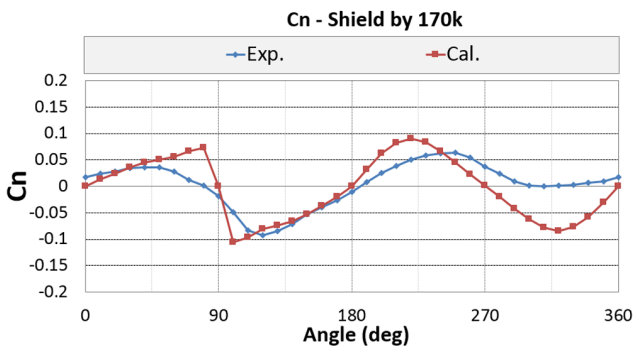


Fig. 23 Comparison of wind load coefficient between wind tunnel test and calculation for FLBT - C_n (shield by 170k)

준으로 단독 조건 대비 약 46% 감소하며 이 수치는 풍동 시험에 의한 감소값 72%보다 과소 예측하는 것으로 나타났다. 또한 풍동시험의 종방향 힘과 회두 모멘트는 풍동시험 결과와 다소 차이가 있으나 차폐에 의한 하중 감소 경향을 따라가는 결과를 보여주었다.

종방향으로의 풍하중 계수 차이는 경험식이 LNGC의 실험 결과를 바탕으로 유도되었기 때문에 발생한 것으로 추정된다. 본 연구에서 대상으로 하는 FLBT는 bunkering 등의 작업 등을 위한 공정 처리 설비(Topside process)가 데크 위에 설치되어 일반적인 LNGC와는 다른 형상을 가지고 있다. 특히, FLBT의 거주구(Accommodation)와 플레어 타워(Flare tower)가 선수 및 선미에 각각 위치하기 때문에 종방향으로의 풍하중이 높게 작용하는 것으로 판단된다.

5. 결 론

본 연구에서는 LNGC 및 LNG-BS와 병렬 계류된 FLBT에 작용하는 풍하중 및 조류하중을 추정하기 위해 풍동 시험에서 모형선을 이용한 실험을 수행하였으며 계측 결과를 바탕으로 하중 계수를 추정하였다.

단독 FLBT에 작용하는 조류하중 계수와 풍하중 계수를 실험 계측 결과를 바탕으로 추정하였으며 170k LNGC에 의한 차폐효과가 횡방향 힘을 크게 감소시키는 것을 확인할 수 있었다. 이러한 영향은 풍하중 결과에서 상대적으로 크게 나타났다. 회두 모멘트(C_n)의 경우에는 조류하중과 풍하중 시험에서 30k-BS와 5k-BS가 차폐하는 경우, FLBT 단독에 비해 커지는 현상이 발생하였다. 따라서, FLBT와 상대적으로 크기가 작은 선박이 길이 방향으로 거리를 가지며 병렬 배치되는 경우 조류 및 바람에 의해 선수 동요가 발생할 가능성이 크다.

풍하중 계수를 경험식을 통해 추정하였고 풍동 시험 결과와 비교하였다. 종방향으로 작용하는 풍하중을 제외하고 추정값과 풍동 시험 결과값이 대체로 일치하는 것을 확인하였다. 종방향으로의 풍하중 차이는 경험식 유도에 사용된 모형의 형상과 FLBT의 형상이 다른 것으로부터 기인한다고 판단되며 정확한 추정을 위해서는 형상 특성을 반영하여 추정식 계수를 적용하는 것이 필요하다.

후 기

본 연구는 해양수산부의 국가연구개발사업인 ‘해상부유식 LNG 병커링 시스템 기술개발(PMS3730)’의 지원으로 수행된 연구결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

ESDU 80003., 1986. Mean Fluid Forces and Moments on Rectangular Prisms: Surface-mounted Structures in Turbulent Shear Flow. Engineering Sciences Data Unit, London.

ESDU 80024., 1998. Blockage Corrections for Bluff Bodies in Confined Flows. London

Fujiwara, T., Yukawa, K., Sato, H., Otsubo, K., Taniguchi, T., 2012. Wind Effect Estimation in side by side offloading operation for FLNG and LNG carrier ship. OMAE012-83139, Rio de Janeiro, Brazil

Hwang, S.C., Cho, S.K., Jung, H.W., Kim, Y.H., Sung, H.G., Alberto Omar Vazquez-Hernandez, A.O., 2016. An Experimental study of environmental loads acting on a semi-submersible offshore structure, Proceeding of KSOE 2016 Fall in Busan.

Song, C.W., Kim, J., Yoon, S.J., Hong, J.P., Sung, H.G., 2016. Turret Mooring System Design for a Floating Offshore LNG Bunkering Terminal, Proceeding of KSOE 2016 Fall in Busan.

Wnek, A.D., Paco, A., Zhou, X.-Q., Sutulo, S., Guedes Saeres, C., 2015. Experimental Study of Aerodynamic Loads on an LNG Carrier and Floating Platform. Applied Ocean Research, 51, 309-319.

Development of Quasi-static Analysis Program for Catenary Mooring System using OpenFOAM

Jun Hyeok Choi* and Seung Jae Lee*

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

OpenFOAM을 이용한 catenary 계류시스템의 준정적 해석 프로그램 개발

최준혁* · 이승재*

*한국해양대학교 조선해양시스템공학부

KEY WORDS: Hydrodynamics 유체동역학, Mooring system 계류 시스템, Catenary equation 현수선 방정식, Quasi-static 준정적해석, Computational fluid dynamics 전산유체역학, OpenFOAM 오픈폼

ABSTRACT: Generally, global performance analysis in offshore platforms is performed using potential-based numerical tools, which neglect hydrodynamic viscous effects. In comparison with the potential theory, computational fluid dynamics (CFD) methods can take into account the viscous effects by solving the Navier-Stokes equation using the finite-volume method. The open-source field operation and manipulation (OpenFOAM) C++ libraries are employed for a finite volume method (FVM) numerical analysis. In this study, in order to apply CFD to the global performance analysis of a hull-mooring coupled system, we developed a numerical wave basin to analyze the global performance problem of a floating body with a catenary mooring system under regular wave conditions. The mooring system was modeled using a catenary equation and solved in a quasi-static condition, which excluded the dynamics of the mooring lines such as the inertia and drag effects. To demonstrate the capability of the numerical basin, the global performance of a barge with four mooring lines was simulated under regular wave conditions. The simulation results were compared to the analysis results from a commercial mooring analysis program, Orcaflex. The comparison included the motion of the barge, catenary shape, and tension in the mooring lines. The study found good agreement between the results from the developed CFD-based numerical calculation and commercial software.

1. 서 론

특정 해역에 머무르며 오랜 기간 작업을 수행하는 부유식 해양구조물의 특성상 정확한 운동응답특성 및 위치유지성능이 요구된다. 특히 위치 유지 성능은 구조물의 가동률이나 작업능률에 크게 영향을 미치기 때문에 매우 중요한 요소이다. 본 논문에서는 파랑 중 해양구조물의 위치를 유지하기 위해 계류 시스템을 사용하였으며, 그 중에서 현수선 계류(catenary mooring)를 사용하였다.

부유식 해상구조물 및 계류 시스템의 설계 및 성능 검증을 위해서는 일반적으로 모형실험 및 포텐셜(potential)기반의 수치 기법을 이용한 연구가 보편적이다. Hong et al.(1988)은 계류된 반잠수식 시추선의 규칙파 중 운동특성과 현수선 계류선의 인장

력을 실험을 통해 계산하고 이를 3차원 포텐셜 이론의 수치해석을 통해 비교하였다. Simivas et al.(2016)은 부유체와 계류 시스템의 연성운동에 대해 포텐셜 기반인 프로그램을 개발하고 이를 상용프로그램과 실험을 통해 비교 및 검증하였다.

최근 전산유체역학의 발달로 인해 유체동역학(Hydrodynamic) 분야에서 모형실험의 한계를 보완하고 포텐셜 기반의 수치해석과 비교하여 보다 정도 높은 해석을 위한 접근이 가능해졌다. Ok et al.(2017)은 오픈소스 CFD 프로그램을 사용하여 파랑 중 단일선체 및 병렬 배치된 두 부유체의 운동에 관해 수치해석을 수행하였다. Wu et al.(2016)은 자체 계류 시스템 모듈을 개발하고 이를 상용 CFD 프로그램인 STAR CCM+과 연성을 통한 부유체와 계류 시스템의 운동특성을 파악하였다.

본 연구에서는 현수선 계류 시스템의 준정적 해석 라이브러리

Received 29 June 2017, revised 4 July 2017, accepted 23 August 2017

Corresponding author Seung Jae Lee : +82-051-410-4309, slee@kmou.ac.kr

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2017 in Busan.

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

를 개발하고 이를 오픈소스 CFD 프로그램인 Open-source Field Operation And Manipulation(OpenFOAM)과의 연성을 통해 부유체와 계류 시스템 간의 양방향 연성 모형을 개발하였다. 여기서 계류선의 관성과 양력 효과는 고려되지 않았다. 개발된 모듈에 대한 비교 및 검증을 위해 부유체 운동 계산을 위한 상용프로그램인 AQWA와 계류선의 장력 계산을 위한 상용프로그램인 Orcaflex를 이용하여 수치해석을 수행하였다. 두 프로그램을 선택한 이유는 AQWA는 포텐셜 기반의 경계요소법을 이용한 파랑 중 부유체의 운동계산 프로그램으로서 유사한 기능을 가진 다른 프로그램에 비해 범용성이 가장 높기 때문이고, Orcaflex는 계류선의 동적 거동을 계산하는 프로그램 중에 비선형 요소들을 추가할 수 있는 확장성이 가장 높기 때문에 추후 본 연구의 확장에 대응하기 위함이다.

2. 준정적 해석프로그램의 개발

2.1 지배방정식

본 유동장의 유체는 비압축성 점성유체이며 유동장내의 유동에 대한 속도와 압력을 계산하기 위해 연속방정식과 Navier-Stokes 방정식을 사용하였다. 각각의 방정식은 식 (1), (2)와 같다.

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m u_m) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \rho_m u}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_m u_m u_m) - \mu_m \nabla^2 u_m = -\nabla p + \rho g \quad (2)$$

여기서 u 는 유동장의 유체속도, ρ 는 밀도, t 는 시간, p 는 압력, μ 는 점성계수, g 는 중력가속도, 아래 첨자 m 은 물과 공기로 혼합된 유체의 물성치를 나타낸다. 유체 간의 구분은 격자 내에 차지하는 체적비율인 α 를 통해 자유수면을 수치적으로 표현하는 VOF(Volume of fluid) 기법을 사용하였다. 격자가 물로 완전히 채워진 경우 $\alpha = 1$, 공기로 완전히 채워진 경우 $\alpha = 0$, 자유수면의 체적비율은 $0 \leq \alpha \leq 1$ 로 나타낸다. 두 유체의 밀도와 점성은 식 (3), (4)와 같다.

$$\rho(\alpha) = \rho_w \alpha + \rho_a (1 - \alpha) \quad (3)$$

$$\mu(\alpha) = \mu_w \alpha + \mu_a (1 - \alpha) \quad (4)$$

여기서 아래 첨자 a 는 공기 w 는 물을 각각 의미하며 유동장내에서 유동에 흐름에 따른 자유수면을 계산하기 위한 변수 α 의 변화는 이송방정식인 식 (5)와 같이 정의된다.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha \rho_m) + \nabla \cdot (\alpha \rho_m u_m) = 0 \quad (5)$$

2.2 6자유도 운동

강체로 가정한 부유체의 6자유도 운동은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$(F_{CG})_i = m \frac{d^2 (x_{CG})_i}{dt^2} = m \ddot{x}_{CG} \quad (6)$$

$$(M_{CG})_i = \frac{d}{dt} (I_{ij} \frac{d(\theta_{CG})_j}{dt}) = I_{ij} \ddot{\theta}_{CG} \quad (7)$$

식 (6)은 x, y, z 방향의 병진 운동 방정식이고, 식 (7)은 x, y, z 축에 대한 회전 운동 방정식이다. m 과 I_{ij} 는 각각 부유체의 질량과 관성모멘트이고 \ddot{x} 와 $\ddot{\theta}$ 는 부유체의 병진, 회전 방향의 가속도 성분 변화량을 나타낸다. x_{CG}, θ_{CG} 는 각각 부유체의 병진 운동과 회전운동 변위를 나타내며 F_{CG} 와 M_{CG} 는 각각 부유체의 무게 중심에 작용하는 병진 운동과 회전운동의 힘과 모멘트를 나타낸다. 여기서 F_{CG} 와 M_{CG} 는 식 (8), (9)와 같이 세 개의 성분으로 나눌 수 있다.

$$F = F_S + F_D + F_M \quad (8)$$

$$M = M_S + M_D + M_M \quad (9)$$

병진운동을 기준으로 F_S 는 정적 유체 하중(Hydrostatic force), F_D 는 동적 유체 하중(Hydrodynamic force), F_M 는 계류선에 의한 장력(Mooring line force)을 의미한다. F_M 은 현수선 계류를 적용하였으며 계류선에 작용하는 관성력과 항력에 의한 효과는 고려하지 않았다.

2.3 부유체와 계류 시스템의 연성알고리즘

Fig. 1에서는 입사파, 부유체, 계류 시스템 간의 상관관계에 따른 모식도를 나타낸다. 입사파는 선형규칙파이고, 파랑으로 야기된 부유체의 표류운동으로부터 위치제어를 위해 현수선 형태의 계류 시스템을 적용하였다. 즉, 시간 영역에서 파랑 중 부유체의 거동에 대하여 페어리드(Fairlead) 좌표가 현수선 계류 시스템 라이브러리(Library)의 입력값이 되고 부유체의 표류운동 제어를 위한 계류선의 장력이 현수선 계류 시스템 라이브러리의 출력값이 되는 알고리즘이다.

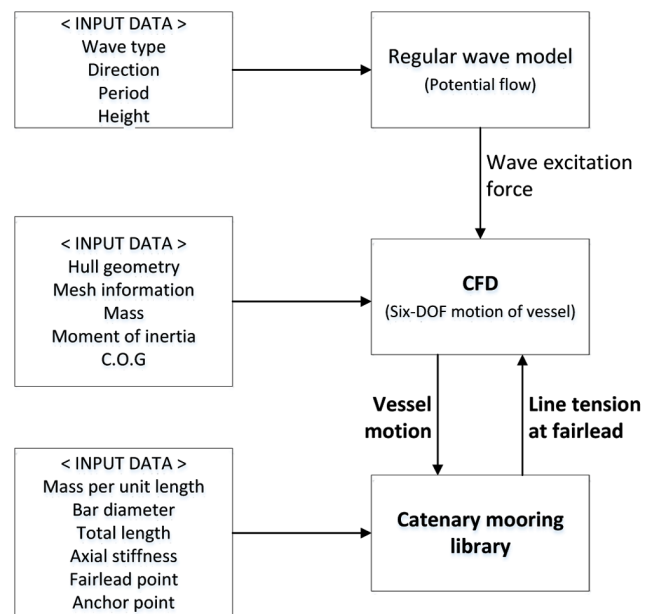


Fig. 1 Coupled analysis diagram

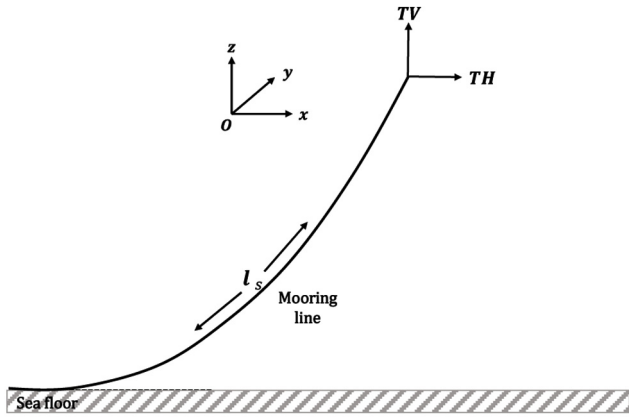


Fig. 2 Catenary shape

Fig. 2는 적용된 현수선 방정식의 형상을 나타내며, 식(10), (11)과 같이 정의된다.

$$x(l_s) = \frac{TH}{w} \left[\sinh^{-1} \left(\frac{TV + w \cdot l_s}{TH} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{TV}{TH} \right) \right] + \frac{TH \cdot l_s}{K} \quad (10)$$

$$z(l_s) = \frac{TH}{w} \left\{ \sqrt{1 + \left(\frac{TV + w \cdot l_s}{TH} \right)^2} - \sqrt{1 + \left(\frac{TV}{TH} \right)^2} \right\} + \frac{TV \cdot l_s}{K} + \frac{w \cdot l_s^2}{2K} \quad (11)$$

여기서 l_s 는 Suspend length, $x(l_s)$, $z(l_s)$ 는 해저면까지의 계류선 길이(Suspend length)에 해당하는 노드(Node)의 x 방향과 z 방향의 변위, TH 와 TV 는 수평, 수직 방향의 장력, w 는 계류선의 단위 길이 당 무게, K 는 계류선의 축방향 강성을 의미한다. 매 시간 간격마다 계류선의 해저면 접촉지점(Touchdown point)과 Suspend length를 계산하고, 이로부터 현수선 방정식을 이용하여 정적 평형상태의 형상과 페어리드에 작용하는 장력을 계산한다. 여기서, x , z 방향의 정적 평형상태의 형상 및 장력을 나타내는 식 (10), (11)을 만족시키기 위해 비선형 수치해석 방법인 Newton-raphson & Jacobian 방법을 이용하였다. 수치해석을 위한 과정은 다음과 같이 3가지 단계를 따른다.

Step. 1

식 (10), (11)을 각각 $f_{x,z}(\alpha_n)$ 의 함수로 재배열한다. x' 은 계류선의 로컬 평면에서의 수평 방향의 좌표를 의미하며, z 는 수심 방향의 좌표를 의미한다.

$$f_x(\alpha_n) = \frac{TH}{w} \left[\sinh^{-1} \left(\frac{TV + w \cdot l_s}{TH} \right) - \sinh^{-1} \left(\frac{TV}{TH} \right) \right] + \frac{TH \cdot l_s}{K} - x(l_s) \quad (12)$$

$$f_z(\alpha_n) = \frac{TH}{w} \left\{ \sqrt{1 + \left(\frac{TV + w \cdot l_s}{TH} \right)^2} - \sqrt{1 + \left(\frac{TV}{TH} \right)^2} \right\} + \frac{TV \cdot l_s}{K} + \frac{w \cdot l_s^2}{2K} - z(l_s) \quad (13)$$

Step. 2

Newton raphson & Jacobian 방법을 이용하여 매 시간 간격마다 변화하는 페어리드 좌표로부터 계류선의 장력을 계산하기 위한 수치해석을 수행한다.

$$\begin{bmatrix} TH_{n+1} \\ TV_{n+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} TH_n \\ TV_n \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial (TH)} & \frac{\partial f_1}{\partial (TV)} \\ \frac{\partial f_2}{\partial (TH)} & \frac{\partial f_2}{\partial (TV)} \end{bmatrix}^{-1} \cdot f \left(\begin{bmatrix} \delta_{TH_n} \\ \delta_{TV_n} \end{bmatrix} \right) \quad (14)$$

단, 매 타임스텝마다 장력계산을 위한 반복계산의 범위는

$$f_{x,z}(\alpha_n) = \begin{bmatrix} \delta_{TH_n} \\ \delta_{TV_n} \end{bmatrix} \leq 10e^{-7} \text{이다.}$$

Step. 3

좌표변환 단계이다. 앞서 계산된 TH , TV 는 페어리드와 앵커링 지점이 이루는 로컬좌표계에서의 수평, 수직 방향의 장력을 의미한다. Fig. 3은 z 방향을 수심 방향 기준으로 계류선의 x - y 평

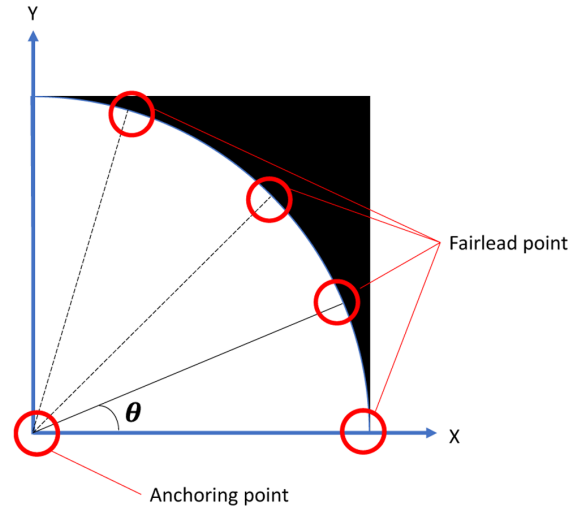


Fig. 3 Fairlead & Anchoring point in local plane

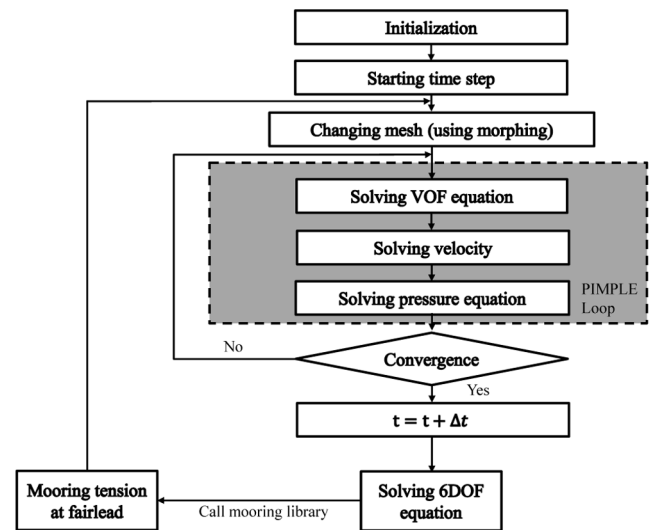


Fig. 4 Flowchart of solving algorithm

면을 나타내는데, 앵커링 지점이 고정된 환경에서 일직선상 거리가 동일한 원주에서의 페어리드 장력은 같다는 원리를 통해 전역좌표계로 좌표변환을 수행하였다.

2.4 해석알고리즘

유체의 VOF 이송 방정식과 지배방정식은 유한 체적법(Finite Volume Method)에 의하여 이산화 된다. 지배방정식 중 시간 항은 1차 정확도의 Euler scheme, 공간 항은 2차 정확도의 Linear upwind scheme을 사용하였다. 속도와 압력의 연성을 위해서 SIMPLE 알고리즘과 PISO 알고리즘을 결합한 PIMPLE 알고리즘을 사용하였다. 수치해석 과정은 Fig. 4와 같다.

2.5 파랑조건의 정의

해석 도메인은 $25m(L) \times 1m(B) \times 1m(D)$ 로 모델링 하였다. 파랑의 수치 오차를 고려하여 대상 부유체는 조파가 시작되는 경계면으로부터 한 파장 떨어진 곳에 위치하며 유동장의 앞, 뒤, 양옆의 경계면에 파의 감쇠 영역을 설정하여 벽면효과를 최소화하도록 설정하였다. 입사파 조건은 개발된 프로그램의 비교 및 검증을 위해 비선형성을 최소화하고자 하였으며, 이에 따라 입사파의 파경사각을 3°미만으로 선정하였다. 입사파는 진폭, 방향, 주기는 Table 1과 같다. 파고는 2cm, 파방향은 선수와 방향이고, 주기는 1.0초부터 2.0초까지 0.2초 간격으로 총 6가지 조건으로 수치해석을 수행하였다.

Table 1. Regular wave condition

Wave amplitude [cm]	Direction [deg]	Wave period [s]
1.0	0.0	1.0, 1.2, 1.4, 1.6, 1.8, 2.0

2.6 격자민감도 해석

파랑에 의한 부유체 운동응답의 해석에 앞서 규칙파에 대한 격자 민감도 테스트를 수행하였다. Fig. 5는 주기가 1.0s인 파에 대해 자유수면을 기준으로 입사 파고의 2배 영역 내에서 z 방향 격자 개수에 따른 파 진폭의 크기 비교를 나타내고 있다. 격자 개수에 따른 파 진폭의 수치오차 비교를 위해 Transient 구간을

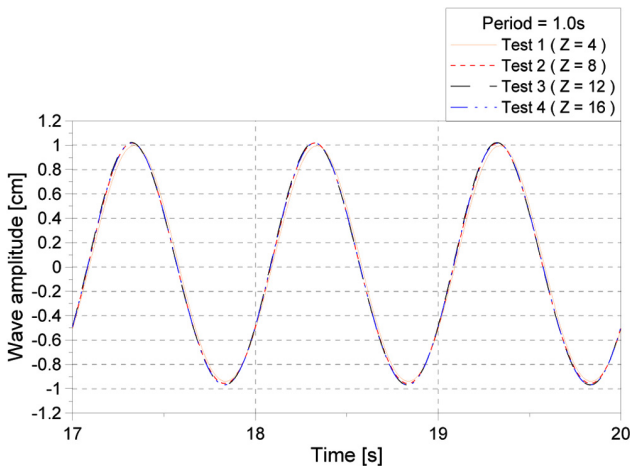


Fig. 5 Comparison of wave amplitude

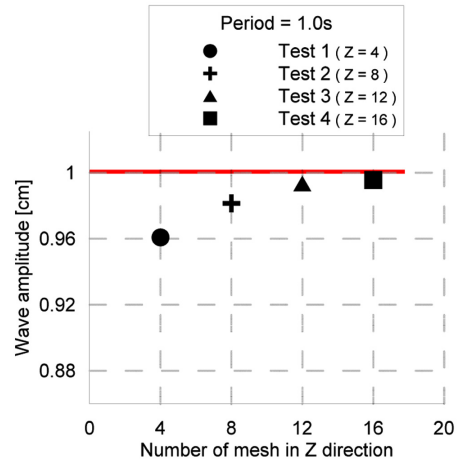


Fig. 6 Mesh sensitivity test

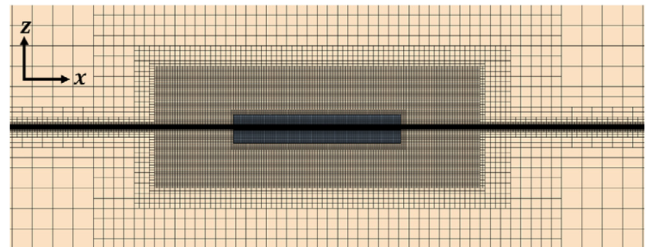


Fig. 7 Grid system

배제하고 Steady 구간에서 3주기의 파 진폭의 평균값을 Fig. 6에 나타내었다. Fig. 6의 x축은 파 진폭 방향으로의 격자 개수를 의미하고, y축은 계측된 파 진폭을 의미한다.

Fig. 6으로부터 입력한 파 진폭과 계산된 파 진폭을 비교한 결과, 격자 크기가 가장 큰 Test1에서는 약 4%의 오차가 발생하였고, 격자 크기가 가장 작은 Test4에서는 약 0.5%오차가 발생하였다. 계산 정도와 계산시간의 합리적인 절충안으로써 약 0.7%의 오차를 보이는 Test3 격자 크기를 선정하여 수치해석을 수행하였다. Fig. 7은 유동장의 격자분포를 나타낸다. 자유수면의 정도 높은 계산을 위해 파가 지나가는 영역에 가장 조밀한 격자를 생성하였으며 앞서 수행한 격자 수렴도 테스트를 바탕으로 한 파장을 기준으로 x방향 약 130개, z방향 12개의 격자를 적용하였다. 또한, 부유체의 운동 응답의 정도를 높이기 위해 부유체 주위에 격자 조밀도를 증가시켰다. 시간영역 계산을 위한 시간간격은 T(주기)/200s이고, 총 사용된 격자의 수는 1,300,000개이다.

3. 포텐셜 기반의 연성해석

3.1 부유체 운동

부유체의 운동은 경계요소법(Boundary Element Method, BEM)을 이용하는 ANSYS AQWA를 사용하여 계산하였다. 이상유체를 가정한 선형 포텐셜 이론을 기반으로 단위진폭을 가지는 선형파에 대한 부유체의 운동 응답 및 파랑 하중을 계산 하였다. 주파수 영역에서 부가질량계수(Added mass coefficient), 방사감쇠계수(Radiation damping coefficient), 파진기력(Wave exciting force) 등을 산출하고 이를 통해 입사파의 주파수에 대한 운동의

크기를 나타내는 진폭 응답 함수(Motion RAO)를 계산하였다.

3.2 부유체와 계류시스템간의 연성해석

유한요소법(Finite Element Method, FEM)을 이용하는 상용프로그램인 Orcaflex를 통하여 부유체와 계류 시스템 간의 시간영역 연성해석을 수행하였다. Orcaflex를 통한 수치해석은 전체 계류선의 세그먼트에 따라 노드점과 스프링의 개수가 정해지고, 이를 통해, 각 노드점에 질량을 부과하는 집중질량법(Lumped mass)을 기반으로 한다. Fig. 8과 같이 총 4개의 계류선이 선수 선미로부터 좌현, 우현으로 향하도록 계류선을 배치하였고 페어리드와 앵커링 지점의 수평 방향 거리와 수심의 비를 의미하는 계류선반경(Foot print radius)은 2배로 설계하였다.

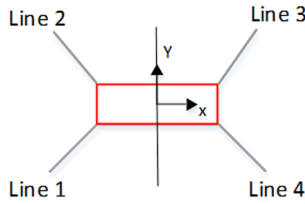


Fig. 8 Layout of mooring lines

또한, 계류선의 양력 및 항력계수는 각각 2.4, 1.5로 계산하였다. 이는 DNVGL-OS-E301(2015)에서 제공하는 값을 기준으로 산정하였다.

4. 결과 비교

4.1 정적평형과 초기장력

파랑 하중을 적용하기에 앞서 정적 평형상태(Static equilibrium state)에서 계류선의 형상 및 페어리드에 작용하는 장력을 비교하였다. Fig. 9는 페어리드에서 앵커링 지점까지 총 50개의 세그먼트로 나눈 계류선의 형상을 나타내고 있다. 개발된 OpenFOAM과 상용프로그램인 Orcaflex 간의 전체적인 형상이 잘 일치함을 확인할 수 있다.

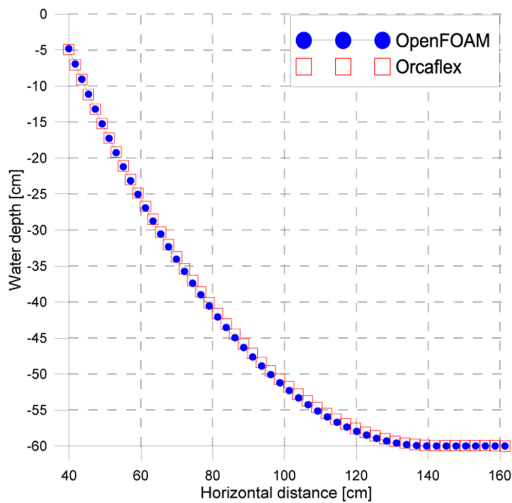


Fig. 9 Equilibrium profile

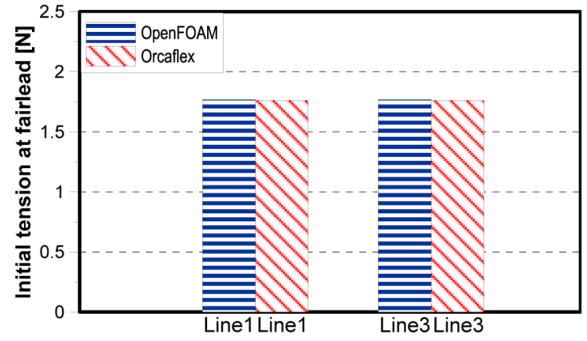


Fig. 10 Initial tension at fairlead

Fig. 10은 페어리드에 작용하는 계류선의 초기장력을 비교한 그림이다. Line1, Line3은 선수, 선미의 대각선 방향에 위치한 계류선을 나타낸다. 현수선 방정식으로부터 계산된 OpenFOAM 계류 시스템의 초기장력은 Orcaflex의 결과와 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다.

4.2 부유체의 거동과 계류장력

입사파의 각도가 0°(선수파)인 조건에서 입사파 주기에 따른 부유체 운동 응답 특성 및 계류선의 장력변화에 대한 비교를 수행하였다(Davidson and Ringwood, 2017).

Fig. 11은 주기가 1.6s인 조건에서 OpenFOAM, Orcaflex로부터

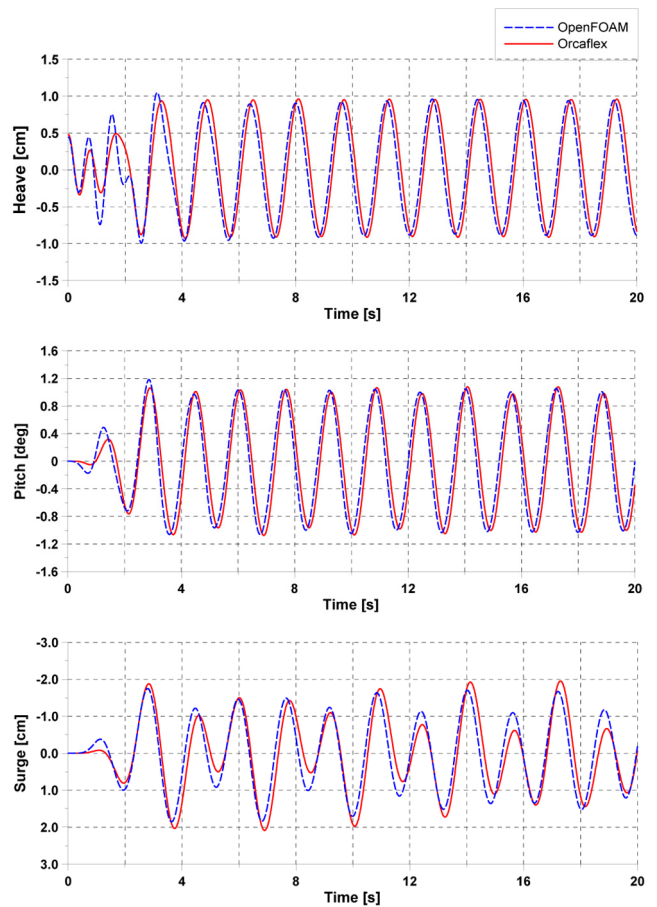


Fig. 11 Time history of motion response (period = 1.6s)

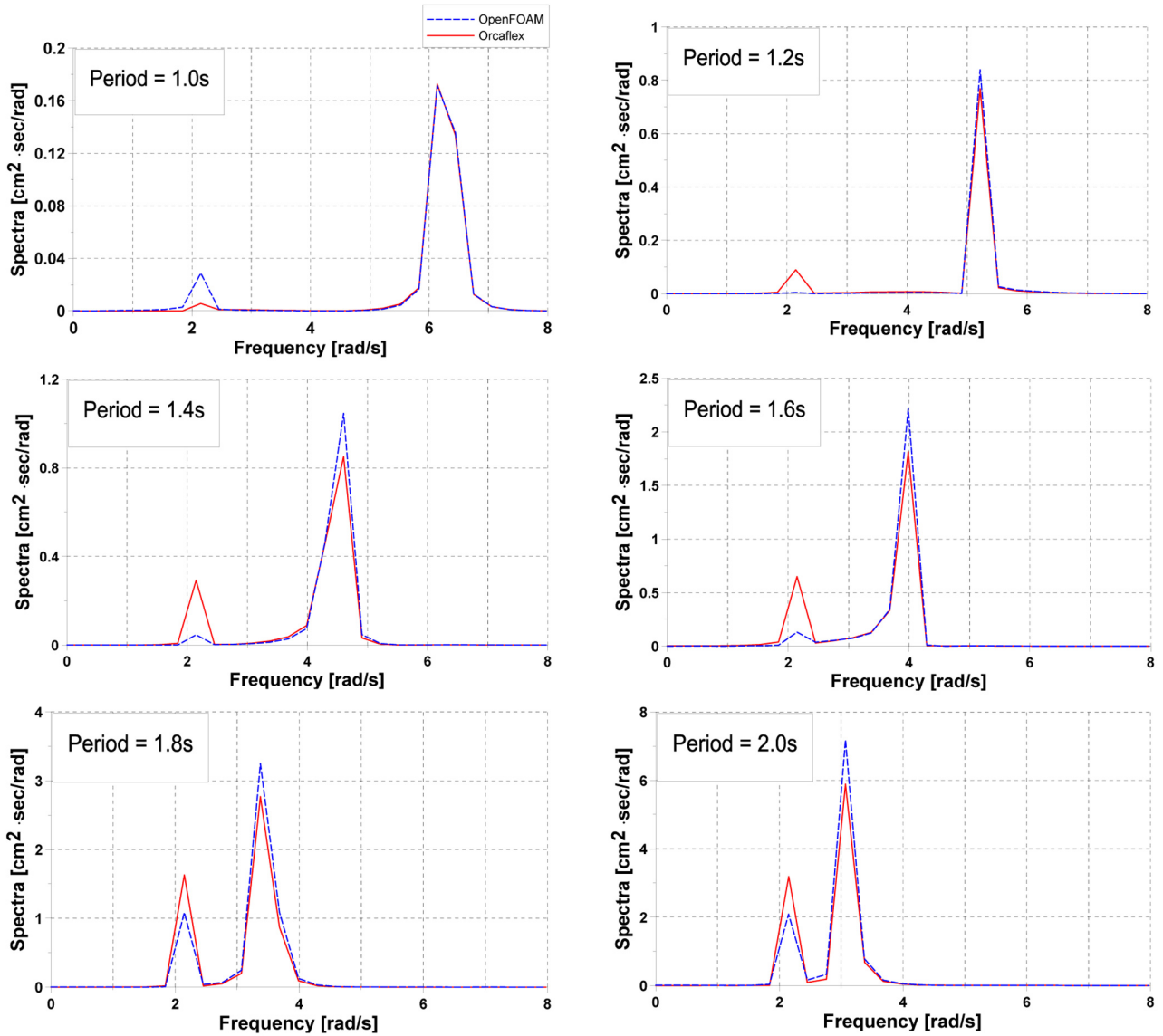


Fig. 12 Surge response spectrum

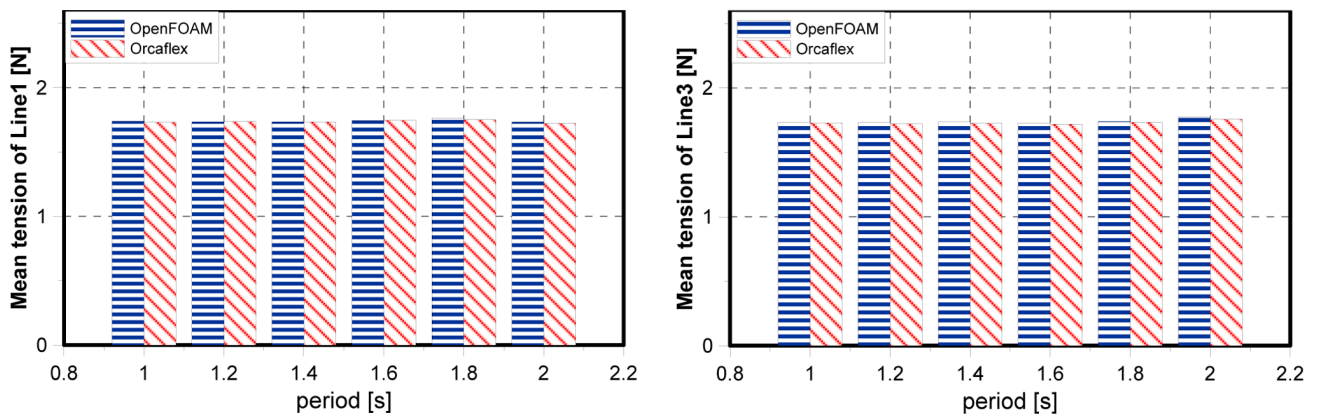


Fig. 13 Mean tension at fairlead

계산된 부유체의 운동 응답에 대한 시계열을 나타낸다. 정량적 비교를 위해 두 수치해석 간의 위상(Phase)을 맞추어 비교하였다. Heave와 Pitch의 경우 두 개의 시그널이 정량적으로 잘 일치

하는 것을 확인할 수 있다. Surge 응답에서는 정량적으로 일부 상이한 결과가 나타나지만, 개발된 계류모델 코드는 Orcaflex의 결과와 정량적으로 유사한 결과를 보여주는 것을 확인하였다.

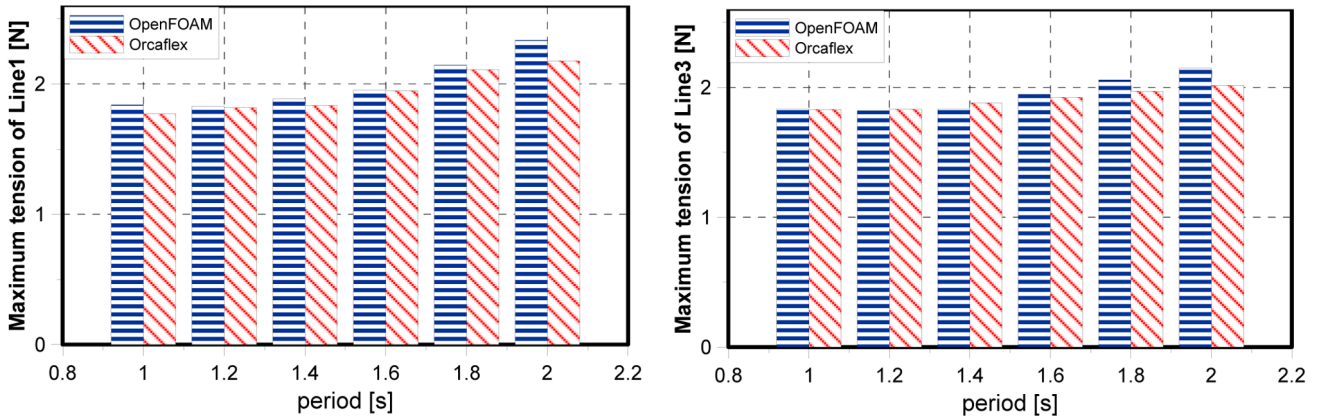


Fig. 14 Maximum tension at fairlead

또한, Surge 응답에서 부유체와 계류시스템 간의 연성 운동으로부터 기인하는 하모닉(Harmonic) 현상이 관측되고 있는데, 이를 해석하고자 각각의 시간이력을 파워스펙트럼으로 Fig. 12에 나타내었다.

Fig. 12는 입사파의 주기에 따른 Surge 운동의 파워스펙트럼을 나타낸다. 스펙트럼마다 2개의 피크가 확연히 구분되어 관찰되는데 상대적으로 고주파수에 위치한 피크는 입사파의 주파수를 의미하고 저주파수에 위치한 피크는 계류시스템의 고유진동수와 일치하는 응답을 의미한다. OpenFOAM과 Orcaflex의 결과들 간에 진폭의 차이는 존재하지만 각각의 파주파수와 계류시스템의 고유진동수에 의한 피크위치는 정확히 예상하는 결과와 일치하는 것을 확인 할 수 있다.

Fig. 13, 14는 계류선의 장력에 대해 평균값과 최대값을 나타내었다. 장력의 평균값은 두 방법 간에 큰 차이를 보이지 않았으나 장력의 최대값은 특정 파주기에서 약간의 차이를 보이고 있는데, 이는 개발된 계류시스템용 모듈이 현수선방정식을 사용함으로써 평면내의 운동만 표현이 가능하고, 동역학적인 계류선의 거동을 표현하는데 한계가 있어서 생기는 것으로 판단된다. 이는 추후 모형실험을 통해 추가적인 비교를 수행하거나, 연성모듈의 현수선방정식을 집중질량법으로 개량하는 방법을 통해 검증이 이루어질 예정이다.

5. 결 론

본 연구에서는 오픈소스 CFD 프로그램인 OpenFOAM를 이용하여 부유체와 계류 시스템간의 양방향 연성 모듈을 개발하고 이를 상용프로그램의 수치해석결과와 비교하여 검증하였다. 정적평형 상태에서 계류선의 형상 및 초기장력을 비교했으며, 선수와 조건의 규칙과 조건에서 부유체의 거동 및 페어리드 지점의 장력을 주파수 영역에서의 스펙트럼 및 시간영역에서의 최대값과 평균값을 통해 정량적으로 평가하였다. 본 연구로부터 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

- (1) 개발된 OpenFOAM 코드의 Heave, Pitch 운동은 상용프로그램인 Orcaflex간에 정량적으로 잘 일치하는 것을 확인하였다.
- (2) 개발된 OpenFOAM 코드의 Surge 운동 및 계류선의 장력은 상용프로그램인 Orcaflex와 정량적으로 허용 범위 내의 차이

를 보이며 같은 경향을 보임을 확인하였다.

- (3) 본 논문에서는 점성효과를 고려하는 CFD를 이용하여 부유체와 계류 시스템간의 연성 운동을 구현하였다. 추후 모형 실험 또는 연성모듈의 개선을 통해 추가적인 비교 및 검증이 필요하며, 더 나아가 이를 바탕으로 극한 환경 조건과 계류선의 동적 효과를 고려한 연구가 요구된다.

후 기

본 연구는 산업통산자원부 산업기술혁신사업 (과제번호: 10063405) “위치유지와 계류 시스템을 적용하여 ARC7 조건에서 연중운용이 가능한 북극해 기반 부유식 해양구조물 형상 개발”과제의 지원으로 수행되었음을 밝힙니다.

References

Davidson, J., Ringwood, J. V., 2017. Mathematical Modelling of Mooring Systems for Wave Energy Converters-A Review. *Energies*, 10(5), 666.

DNVGL, 2015. Position Mooring. DNVGL-OS-E301, DNV GL AS.

Hong, S.Y., Lee, P.M., Kim, Y.C., Hong, D.C., 1988. An Experimental Analysis on the Motion Response of a Moored Semi-Submersible Platform in Regular Waves, *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 2(1), 59-70.

Ok, H. T., Lee, S. J., Choi, J. H., 2017. Numerical simulation of motion of single and side-by-side vessels in regular waves using OpenFOAM. *Ships and Offshore Structures*, 12(6), 793-803.

Simivas, S., Yu, Y. H., Hall, M., Bosma, B., 2016. Coupled mooring analyses for the wec-sim wave energy converter design tool. In *ASME 2016 35th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering* (pp. V006T09A023-V006T09A023). American Society of Mechanical Engineers.

Wu, G., Kim, J. W., Jang, H., Baquet, A., 2016. CFD-Based Numerical Wave Basin for Global Performance Analysis. *OMAE2016*.

Parametric Study on Scouring around Suction Bucket Foundation

Sunho Park*, Seongjin Song*, Haiqing Wang*, Taehwan Joung** and Yunsup Shin***

*Department of Ocean Engineering, Busan, Korea

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

***Norwegian Geotechnical Institute, NGI, Oslo, Norway

파라미터 변화에 따른 석션버킷기초에 발생하는 세굴현상에 대한 수치해석 연구

박선호* · 송성진* · 왕해청* · 정태환** · 신운섭***

*한국해양대학교 해양공학과

**한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소(KRISO)

***노르웨이 지반연구소(NGI)

KEY WORDS: Computational fluid dynamics(CFD) 전산유체역학, Scour 세굴, OpenFOAM 오픈폼, Stick-up 석션버킷 돌출 높이, Suction bucket 석션버킷, Monopile 모노파일

ABSTRACT: In the case of fixed offshore wind turbines, scouring phenomena have been reported around sub-structures as a result of currents, which seriously damage the structural stability. A parametric study of the various sub-structures of a fixed offshore wind turbine was performed to investigate their effects on the scouring phenomena. For a suction bucket foundation and monopile, the effects of the stick-up heights and water depth were studied, respectively. The open source libraries, called OpenFOAM, were used to simulate a violent flow around a foundation. The numerical methods were selected based on a two-dimensional analysis of a suction bucket. Based on the results for various stick-up heights, a larger scouring region was observed with an increase in the stick-up height because of the down-wash flow around a foundation. Based on the results for various monopile water depths, the water depth had an insignificant effect on the scouring.

1. 서 론

해상풍력시장의 대부분을 차지하고 있는 유럽과 더불어 국내에서 고려하고 있는 해상풍력발전단지는 비교적 낮은 수심인 수심 60m 이하에 조성되었기 때문에 대부분이 고정식 구조물의 형태를 가지고 있다. 이러한 고정식 해상풍력발전기에서는 터빈의 크기가 커짐에 따라 그에 따른 하중이 증가하게 되고, 해상의 열악한 환경에서 발전기를 안정적으로 지지할 수 있는 해상기초구조물의 설치가 중요하게 작용한다.

고정식 해상풍력발전기와 같이 기초가 해저 면에 고정되어 있는 구조물에서 발생하는 문제점 중의 하나는 Fig. 1과 같은 세굴(Scour)에 의한 침식현상이다. 즉, 해류 및 파랑에 노출된 기초에서 발생하는 세굴은 유체 흐름과 구조물 사이의 상호작용으로 인해 해저 입자가 유실되는 현상으로 정의할 수 있으며, 설계 시 고려하는 하나의 인자이다. 이러한 세굴 현상은 터빈에

작용하는 큰 전복 모멘트를 견뎌야 하는 구조물의 안정성을 저하시키는 요인이며 이에 대한 대응 연구는 매우 중요하다. 또한, 이러한 현상을 물리적인 방법으로 보호하는 방법은 해저지반의 다짐, 기초 부근의 해저지반을 돌로 덮는 방법, 모니터링과 때로는 수리가 필요하다. 하지만, 이는 발전기가 대형화될수록 설치 및 유지보수 비용 증가의 요인이 된다.

해상풍력발전기의 경우 교량교각의 경우처럼 세굴 현상에 대한 연구가 광범위하게 진행되지는 않았지만, 고정식 해상풍력발전기의 운용 기간이 점차 증가함에 따라 관련 세굴 문제에 대한 연구가 지속적으로 진행되고 있다(Whitehouse, 1998; Sumer and Fredsoe, 2002). 고정식 해상구조물의 형태는 크게 모노파일(Monopile), 중력식 기초(Gravity-based foundation), 자켓(Jacket), 트라이포드(Tripod), 트리파일(Tri-pile)로 나눌 수 있다. 특히, 가장 단순한 형태인 모노파일은 유럽에서 가장 많이 설치된 구조물이며, 모노파일 주위에서 발생하는 세굴현상에 대한 실험 및 수치적

Received 4 July 2017, revised 4 July 2017, accepted 25 August 2017

Corresponding author Taehwan Joung: +82-(0)42-866-3964, thjoung@kriso.re.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

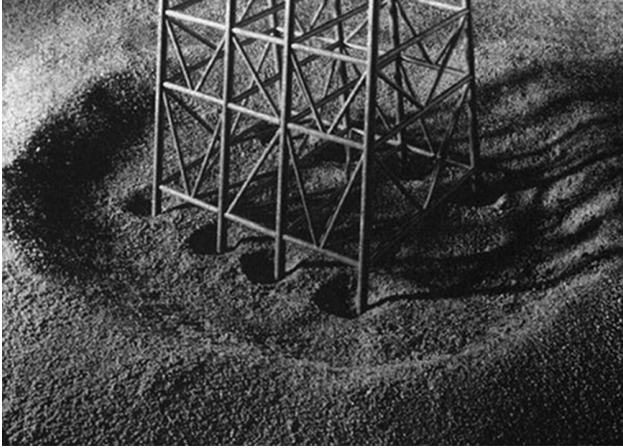
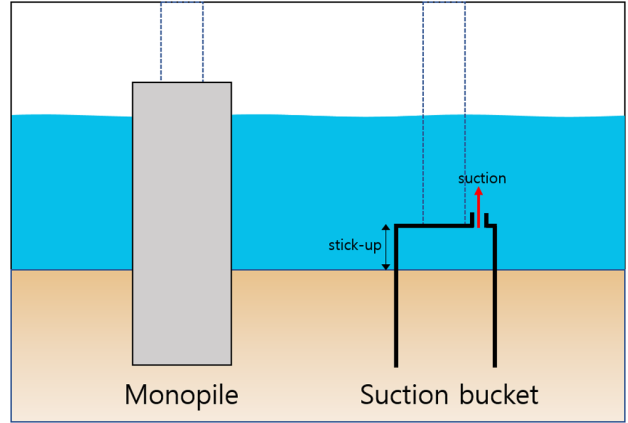


Fig. 1 Scour around a jacket structure (Whitehouse, 1998)

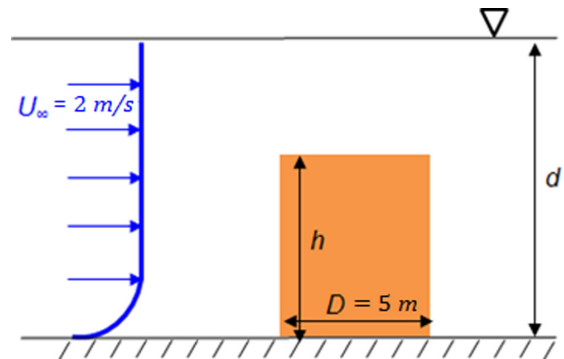
연구가 주로 수행되어져 왔다(Dargahi, 1989; Pang et al., 2016). 본 연구에서는 석션버켓기초(Suction bucket foundation)의 돌출된 높이와 모노파일의 잠긴 깊이에 따른 세굴현상의 특징을 파악하였다. 수치해석을 위해서는 소스코드가 공개되어 있는 라이브러리인 OpneFOAM을 사용하였다. 자유수면은 고려하지 않았으며 속도와 압력의 연성에 Pressure Implicit with Splitting of Operators-SemiImplicit Method for Pressure Linked Equations (PIMPLE) 알고리즘을 사용하는 해석자(Solver)인 “PimpleFOAM”을 사용하였다. 속도의 구배를 모사하기 위해 “Swak4Foam”라이브리리를 추가하여 입구 경계조건을 고려하였다.

2. 문제 정의

고정식 해상풍력발전기 하부구조의 가장 일반적인 형태인 모노파일과 석션버켓의 매입 높이(Stick-up height)에 따른 세굴현상을 검토하였다. Fig. 2(a)는 모노파일과 석션버켓기초의 형상을 나타내고, Fig. 2(b)는 해석에 사용되는 문제를 보여주고 있다. 모노파일은 현재 가장 많이 쓰이고 있는 해상풍력발전단지 기초 방식이며 주로 수심 25~30m에 기초부와 하부구조가 일체로 형성된 단일 파일을 지반에 향타(Pile driving) 또는 드릴링하여 설치하는 강제 구조물이다. 반면에, 석션버켓기초는 파일 기초의 대안으로 버켓 내부에 고립된 해수를 펌프를 통해 밖으로 배출하고, 이때 발생하는 내·외부 압력 차에 의한 흡입 압력을 이용하여 시공되는 기초를 말한다. 모노파일과 석션버켓의 구조상 차이는 모노파일은 큰 원통의 실린더가 수심 밖까지 연결되고 그 위에 지지대가 연결되는 구조에 반해 석션버켓은 큰 원통의 실린더가 대부분 해저지반에 관입되고 그 위에 지지대가 위치하는 구조이다. Table 1은 구체적인 해석 조건을 나타낸다. 석션버켓이 관입되는 정도에 따라 해저 면 위로 돌출된 높이 (Stick-up, h)와 수심(d)에 따른 3차원 원형 구조물이 사용되었다. 구조물의 직경(D)은 5m로 설정하였다. 석션버켓 돌출 높이(h)에 따른 영향 해석은 수심을 10m(=2D)로 고정하고 Stick-up 높이를 0.2, 0.5, 1, 5, 9, 10m로 변경하면서 해석을 진행하였다. 모노파일에 대한 해석은 수심 5m(=1D)와 20m(=4D)에 대해 해석을 진행하였다. 또한, 해저 면 위의 유동 평균속도(U_∞)는 2m/s로 설정하였다. 이 속도는 구조물의 직경을 기준으로 레이



(a) monopile & suction bucket



(b) problem description

Fig. 2 Problem description

Table 1 Test cases

Test case	h [m]	d [m]	
Suction bucket	Case 1	0.2 (0.04D)	10 (2D)
	Case 2	0.5 (0.1D)	10 (2D)
	Case 3	1 (0.2D)	10 (2D)
	Case 4	5 (1D)	10 (2D)
	Case 5	9 (1.8D)	10 (2D)
	Case 6	10 (2D)	10 (2D)
Monopile	Case 7	5 (1D)	5 (1D)
	Case 8	20 (4D)	20 (2D)

놀즈수 $Re = 1 \times 10^7$ 에 해당한다. 해양파에 의한 영향은 고려하지 않았다. 본 논문에서 사용된 모노파일 직경, 유동 평균속도, 석션버켓의 직경은 우리나라 서해안에 개발 중인 해상풍력 단지의 정보이다(Seong and Oh, 2014).

3. 계산 방법

3.1 계산영역의 크기, 경계조건 및 격자

Fig. 3은 계산영역의 크기 및 격자를 보여준다. 전체 계산영역은 직사각형 형태로 구성하였고 구조물 직경을 D로 표현하였을 때, 계산영역 전체 길이는 20D이며, 구조물 중심에서 입구 경계면까지 10D, 출구경계면까지 10D의 크기로 구성하였다. 폭은 20D, 수심은 2D이다. 모노파일에 대한 계산에서는 수심의 높이만 변경하였다.

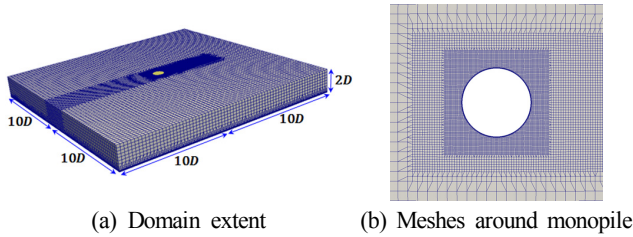


Fig. 3 Domain extent and meshes

입구경계면에서는 속도와 난류값을 Dirichlet조건으로 설정하였고, 압력은 Neumann조건으로 설정하였다. 이와 반대로, 출구경계면에서는 속도와 난류값을 Neumann조건으로 설정하였고, 압력은 Dirichlet조건으로 설정하였다. 바닥 면과 구조물 표면은 No-slip 조건으로 설정하였다. 자유수면은 해양파에 의한 세굴의 영향을 적다고 가정하여 해양파를 고려하지 않고 Slip조건으로 설정하였다.

격자를 생성하기 위해 OpenFOAM이 제공하는 자동 격자 생성 유틸리티인 “BlockMesh”, “SnappyHexMesh”를 이용하였다. Fig. 3은 생성된 비정렬 격자를 나타낸다. 세굴에 직접적으로 기인하는 말굽 와류(Horseshoe vortex)의 영향을 정확히 고려하기 위해 바닥 면과 구조물 근처에 격자를 밀집시켰으며, 출구경계면으로 이동할수록 격자의 밀집도를 감소시켰다. 수심 2D인 모노파일을 기준으로 약 300만 개의 격자를 사용하였다.

3.2 수치 방법

질량보존 방정식, 운동량 보존 방정식, 난류 모델 방정식을 비압축성 기반 비정상 상태에서 계산하였다. 셀 중심 차분법을 사용하였으며, 속도와 압력의 연성은 SSemi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations (SIMPLE) 알고리즘과 Pressure Implicit with Splitting of Operator(PISO)알고리즘을 혼합한 PIMPLE알고리즘을 적용하였다. SIMPLE알고리즘의 향상된 수렴성으로 계산 비용 감소의 장점과, PISO알고리즘의 비정상 상태에서 비교적 큰 시간 간격에 대해 안정성을 보여주는 장점을 결합하여 해의 수렴성과 안정성을 높이기 위해 PIMPLE 알고리즘을 사용하였다. 난류모델은 Spalart-Allmaras Delayed Detached Eddy Simulation (SADDES)모델(Spalart et al., 2006)을 사용하였다. 여기서, Spalart-Allmaras난류모델은 벽면 근처에서는 Reynolds-Averaged Navier-Stokes (RANS)모델로 계산되며, 벽면에서 떨어진 영역에서는 Large Eddy Simulation(LES)모델로 계산된다. 또한, DDES모델은 Spalart et al.(2006)가 제안한 DES모델의 개선된 버전이며, 원형 실린더와 단일 에어포일에 대한 표면마찰계수(skin friction coefficient)를 실험값과 비교하여 DDES모델이 DES모델보다 더 좋은 계산 결과를 나타내는 것을 보여준 바가 있다(Spalart et al., 2006). 대류항은 Linear와 LinearUpwind scheme을 혼합한 LUST로 차분을 적용하였고, 확산항은 LimitedLinear차분을 적용하여 계산하였다.

4. 계산 결과 및 고찰

4.1 2차원 모노파일 단면 해석

해상풍력발전기가 설치된 해역은 보통 높은 레이놀즈 수 유동으로 난류 영역에 포함된다. 따라서 적절한 난류 모델을 선정

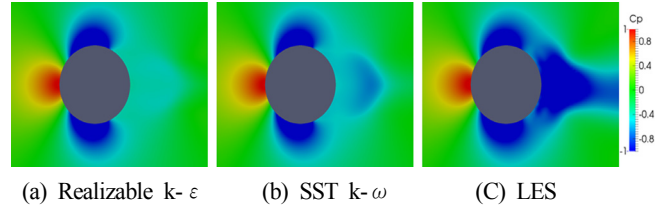


Fig. 4 Averaged-pressure coefficient distribution around 2-D monopile with three turbulence models

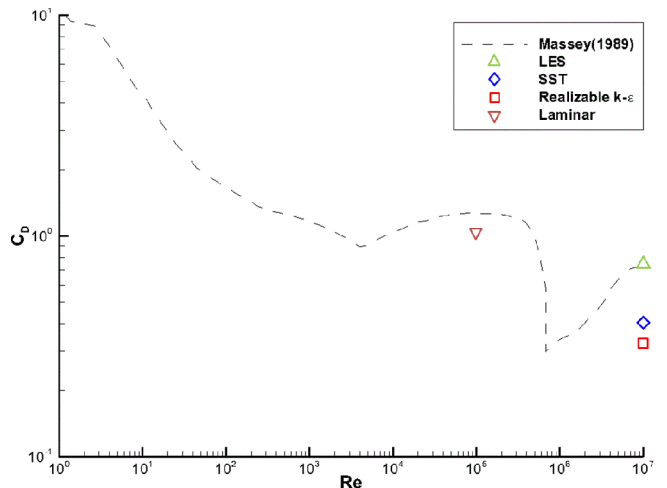


Fig. 5 Drag coefficients of monopile

하기 위해 2차원 모노파일 단면에 대해 RANS모델과 LES모델을 사용하여 계산을 수행하였다. RANS모델은 Realizable k-ε model(Shih et al., 1995)과 SST k-ω model(Menter, 1993)을, LES 모델은 SpalartAllmarasDDES model(Spalart et al., 2006)을 고려하였다. Fig. 4는 3가지 난류모델에 대한 시간에 따라 평균화된 압력계수분포를 나타낸다. 실린더 후류에서 RANS 모델과 LES모델의 압력분포가 확연히 차이가 나는 것을 확인할 수 있다. 2차원 해석을 통해 얻은 실린더의 항력 계수를 실험결과(Massey, 1989)와 비교하여 Fig. 5에 나타내었다. 높은 레이놀즈수에서 LES모델의 항력 계수가 RANS모델보다 실험 결과와 유사한 것을 알 수 있다. 이를 바탕으로 3차원 하부 구조물 해석에는 LES 모델을 사용하였다.

4.2 모노파일 검증 계산

수심이 2D인 case 6을 기준형상으로 설정하여 해석을 진행하였다. 해석 결과는 실험결과(Roulund et al., 2005)와 비교하였다. Fig. 6은 원형 파일 주위에서 발생하는 말굽와류(Horseshoe vortex)를 도식화한 그림이다. 원형 파일 전방에서는 구조물로 인해 하부로 내려오는 하강유동(Down-wash flow)가 발생하고 역류(Back flow) 하면서 말굽 와류가 발생하게 된다. 말굽 와류로 인해 전단력이 음의 값을 가지게 되고 이러한 음의 값이 커진 영역에서 세굴이 발생된다. 결국 말굽와류의 크기는 z/D=0에서의 바닥 전단응력(Bed shear stress)을 시간 평균하여 추정 할 수 있다. Fig. 7은 해저면(y/D=0, x/D <-0.5)에서의 시간 평균 바닥 전단응력 계수(Bed shear stress coefficient τ/τ_{∞})를 실험값과 비교하여 나타내었다. 여기서, τ 는 중앙선에서의 바닥 전단응력을 나

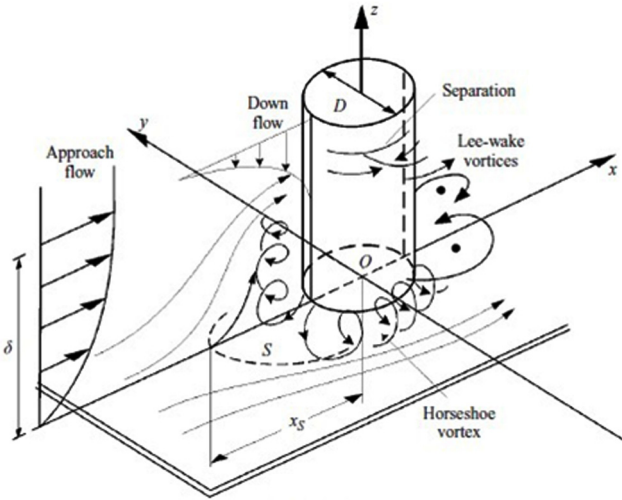


Fig. 6 Horseshoe vortex system around vertical circular pile (Roulund et al., 2005)

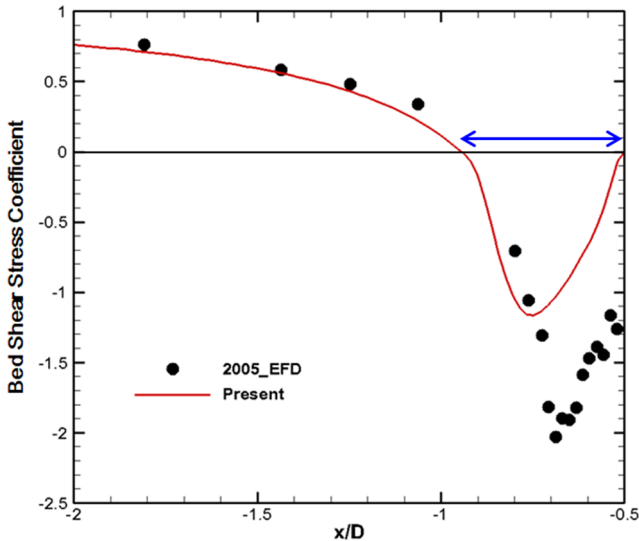


Fig. 7 Bed shear stress coefficient at $y/D=0$ and $z/D=0$.

타내고, τ_{∞} 는 모노파일에 의해 교란되지 않은 곳에서의 바닥 전단응력을 나타낸다(Trygslund, 2015). 실험값과 비교해 전단력의 절대값은 다소 차이를 보인다. 이는 본 논문의 계산결과만으로 세굴의 강도를 예측하는 것은 어렵다는 것을 의미한다. 다만 세굴현상과 직접적인 관련이 있는 말굽와류가 시작되는 전단력이 0보다 작은 영역은 유사한 것을 알 수 있다. 이는 비록 세굴의 강도는 예측이 어렵지만 세굴이 발생하는 영역에 대해서는 예측할 수 있다는 것을 의미한다.

4.3 석션버킷의 매입 높이 영향

트라이포드(Tripod)나 모노포드(Monopod)와 같은 석션버킷의 설치에 있어서 가장 중요한 것은 전복모멘트를 견디기 위한 수평 제어이다. 이를 위해 보통 석션버킷은 해저 면에 완전히 삽입되어야 하지만, 해저 면의 경사 또는 기술적인 문제에 의해 완전히 삽입되지 않는 경우가 있다. 이와 같이 완전히 삽입되지 않아 해저 면 위에 돌출된 석션버킷 돌출 높이(Stick-up)가 하나

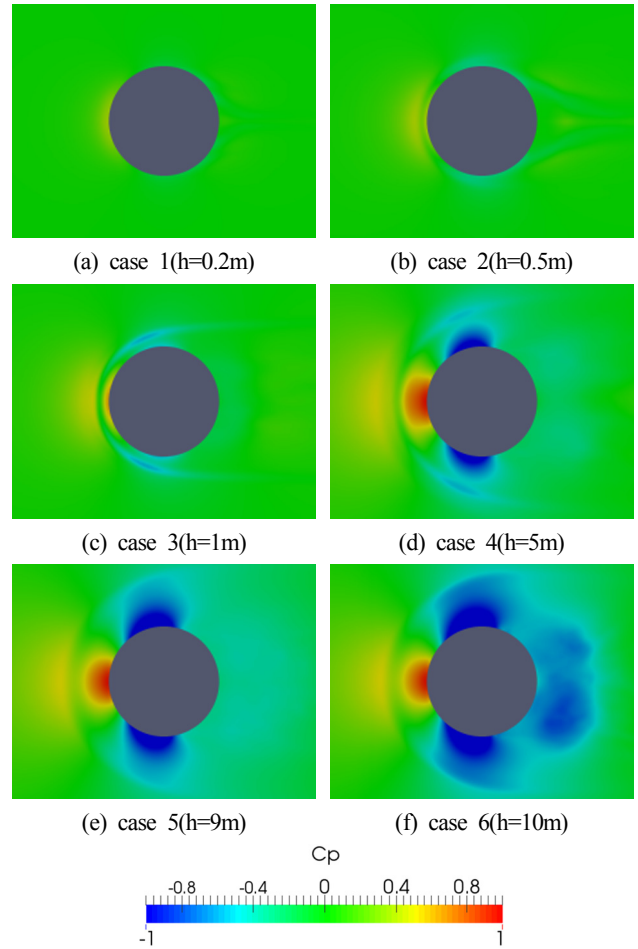


Fig. 8 Averaged pressure coefficient contours for cases 1 to 6 at $z/D=0.2$

의 설계인자로 작용한다. 본 연구에서는 실제 해역에서 석션버킷 돌출 높이가 세굴 현상에 미치는 영향을 살펴보았다.

Fig. 8은 석션버킷 주위 $z=0.02D$ 위치에서의 시간 평균화된 압력분포를 보여주고 있다. 석션버킷 돌출 높이가 1m(Case 3)까지는 유동이 석션버킷 위로 지나가기 때문에 압력변화가 크지 않은 것을 알 수 있다. 5m(case 4) 이상에서는 속도가 가속되는 측면의 압력이 낮아지고 10m에서는 와동 방출로 인해 후류의 압력이 낮게 분포하는 것을 알 수 있다. 일반 실린더 주위 유동과 비교해 주목할 만한 부분은 석션버킷 주위의 압력분포가 링벨트(Ring belt) 모양으로 불연속한 것이다. 이와 같은 불연속은 석션버킷 앞쪽부터 발달하는 말굽와류로 인해 나타난다. Fig. 9는 수직방향 속도분포와 유선을 나타낸다. Case 1, 2에서는 유동이 위로 지나가기 때문에 하강유동이 뚜렷이 보이지 않는다. 이에 반해 Case 3부터는 석션버킷 돌출 높이로 인해 전면부에서 상승과 하강기류가 보이고 바닥에서는 강한 하강기류 발달한 것을 알 수 있다. 이와 같은 하강기류는 석션버킷 앞쪽에서 발달하면서 유입유와 만나 말굽유동을 유발한다. Fig. 10는 석션버킷 주위의 유선을 보여주고 있다. 석션버킷 돌출 높이가 1m보다 높은 Case 3부터는 말굽와류가 관찰되는 것을 알 수 있다. 또한, 석션버킷 돌출 높이 9m이상에서는 석션버킷 뒤쪽의 바리가 뚜렷하게 관찰되는 것을 알 수 있다.

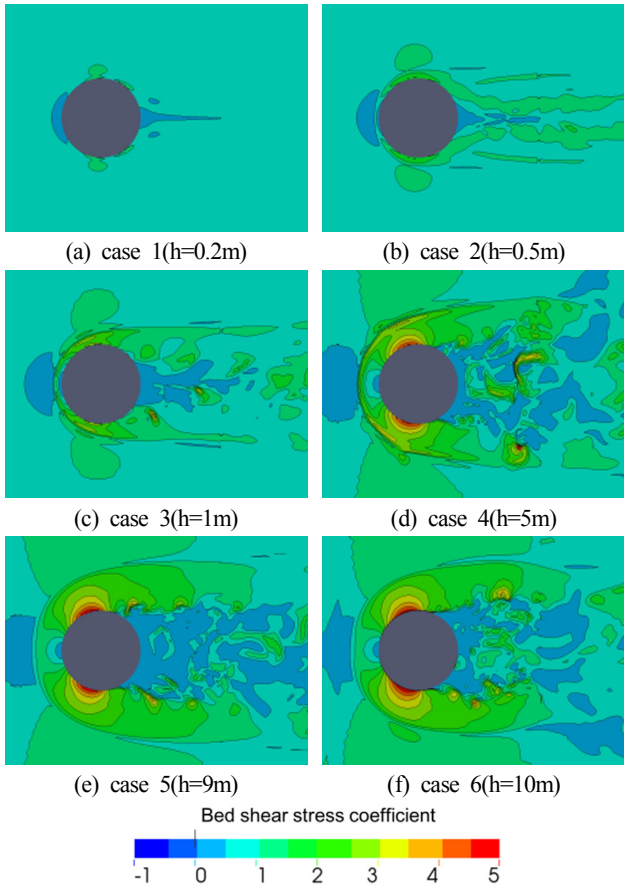


Fig. 12 Bed shear stress coefficient contours for cases 1 to 6 at $z/D=0$

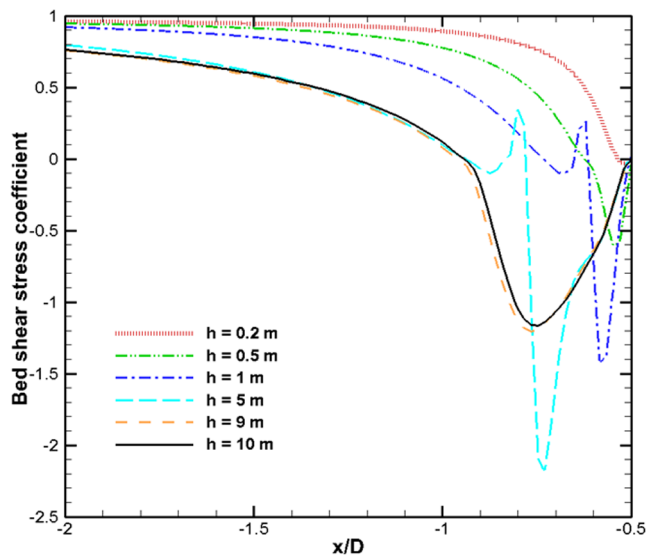


Fig. 13 Bed shear stress coefficient distribution for cases 1 to 6 at $y/D=0$

4.4 모노파일의 수심 영향

모노파일의 수심에 대한 영향을 조사하기 위해 3가지 수심 (case 6, 7, 8)에 대한 세굴 현상을 해석하였다. 자유수면에서의 해양파는 고려하지 않았으며, 높이 방향 도메인의 높이를 수심

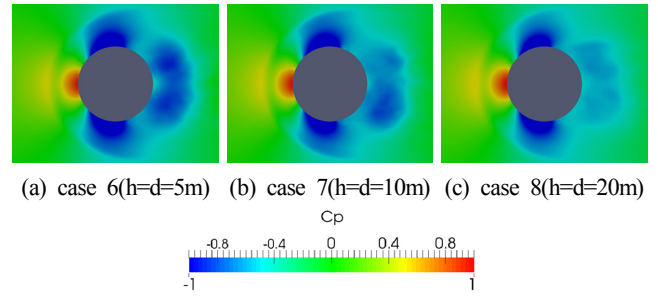


Fig. 14 Averaged pressure coefficient contours for cases 6 to 8 at $z/D=0.2$

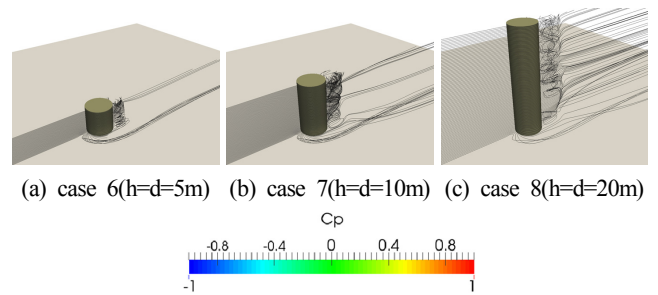


Fig. 15 Streamlines around suction bucket foundation for cases 6 to 8

과 동일하게 설정하였다. 격자크기는 3가지 수심 모두 동일하게 설정하였다. Fig. 14는 $z/D=0.2$ 위치에서의 평균화된 압력분포를 보여주고 있다. 후류에서 발생하는 와류의 세기는 다르지만 전체적인 형상은 매우 유사한 것을 알 수 있다. Fig. 15는 석션버킷 주위의 유선분포를 보여주고 있다. 석션버킷 전면부에서부터 링벨트 모양으로 위치한 말굽유동이 관찰된다. 석션버킷 후류에서의 박리도 유사하게 관찰되는 것을 알 수 있다.

Fig. 16는 석션버킷 주위의 와류를 나타낸다. 와류는 Q criteria 가 1의 값을 가지는 iso-surface로 표시하였다. 수심이 변화되어도 말굽와류의 위치 및 크기가 거의 유사하게 형성되는 것을 볼 수 있다. Fig. 17은 석션버킷 주위 해저 면에서의 무차원화된 전단력 분포를 나타낸다. 석션버킷의 후류를 제외하고는 수심변화에도 분포가 거의 유사한 것을 알 수 있다. 특히, 세굴심도와 연관

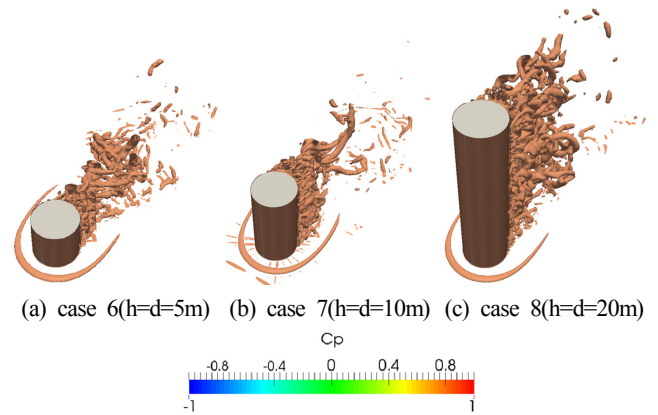


Fig. 16 Vortices structure around suction bucket foundation for cases 6 to 8

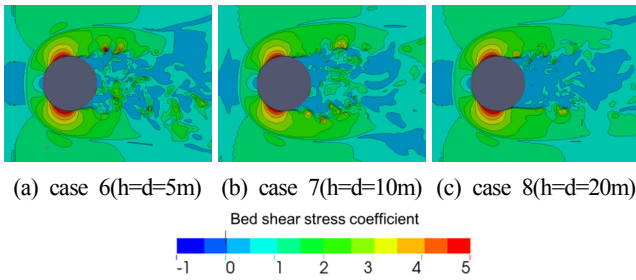


Fig. 17 Bed shear stress coefficient contours for cases 6 to 8 at $z/D=0$

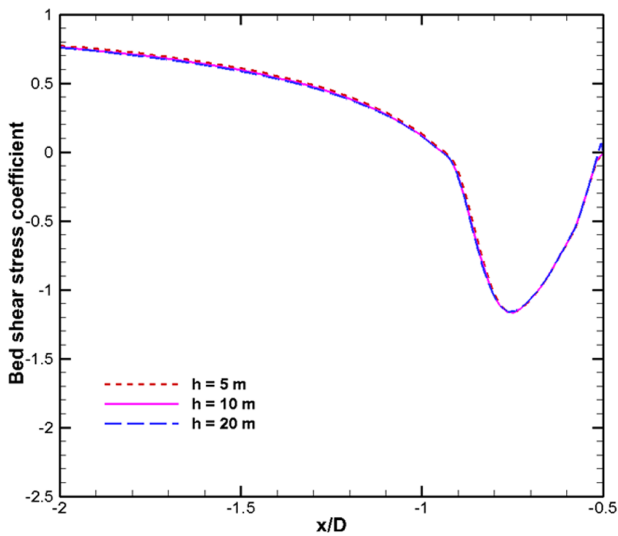


Fig. 18 Bed shear stress coefficient distribution for cases 6 to 8 at $y/D=0$

있는 전단력의 절대값이 큰 위치와 크기가 거의 동일한 것을 알 수 있다. Fig. 18은 $y/D=0$ 에서의 전단력 분포를 나타낸다. 전단력 분포가 동일한 것을 알 수 있다. 이로부터, 모노파일 주위에서 발생하는 세굴은 수심의 영향을 받지 않는 것을 알 수 있다.

5. 결 론

고정된 해상풍력발전장치의 하부구조물 주위에서 발생하는 세굴현상에 대해 설계 변수를 변경하면서 해석하였다. 전산유체역학해석에는 소스코드가 공개된 오픈폼(OpenFOAM)을 사용하였고, 오픈폼 해석은 압력과 속도를 PIMPLE알고리즘으로 연성하는 “pimpleFOAM”해석자를 사용하였고, 입구경계면에서의 속도분포를 구현하기 위해 “swak4Foam”라이브러리를 해석자와 함께 사용하였다.

석션버킷 돌출 높이를 변경하면서 세굴현상에 대한 해석을 진행하였다. 석션버킷 돌출 높이가 커질수록 석션버킷 전면부에서 하강하는 유동이 발생하고 하강하는 유동이 역류하면서 유입유와 만나 말굽와류로 발달하였다. 말굽와류로 인해 해저면의 전단력이 증가하고 이로부터 세굴이 발생하는 영역을 예측할 수 있었다. 이러한 결과는 석션버킷 기초의 상부에 트라이포드와 같은 복잡한 형식의 하부구조물을 고려한 경우의 기초

자료로 활용 될 수 있다.

모노파일에 대해서는 수심을 변경하면서 해석을 진행하였다. 수심의 변경에도 불구하고 모노파일 주위의 유동 및 전단력 분포는 거의 동일하게 계산되었다. 이를 통해 모노파일 주위에서 발생하는 세굴에 있어서 수심은 주된 설계인자가 아닌 것을 확인하였다.

본 연구에서는 실제 해역에서 발생하는 세굴에 영향을 미칠 수 있는 요인을 해석해보았다. 이는 해상풍력발전기 지지구조물의 설계단계에서 고려될 수 있다. 향후에는 다양한 환경조건을 고려한 세굴현상 및 세굴심도에 대한 연구가 진행될 것이다.

후 기

이 논문은 미래창조과학부 “신진연구지원사업(2015037577)”의 지원으로 수행되었으며, 선박해양플랜트연구소에서 주요사업으로 수행중인 “해양플랜트 구조안전성평가 체계구축을 위한 구조설계엔지니어링 기반기술 연구(1/3)[PES9050]”의 중 일부임을 밝히며, 이에 감사드립니다.

References

Dargahi, B., 1989. The turbulent flow field around a circular cylinder. *Experiments in Fluids*, 8(1), 1-12.

Massey, B.S., 1989. *Mechanics of Fluids*. Van Nostrand Reinhold.

Menter, F.R., 1993. “Zonal Two Equation k-w Turbulence Models for Aerodynamic Flows. Proceedings of the 24th Fluid Dynamics Conference, Orlando, Florida.

Pang, A.L.J., Skote, M., Lim, S.Y., Gullman-Strand, J., Morgan, N., 2016. A numerical approach for determining equilibrium scour depth around a mono-pile due to steady currents. *Applied Ocean Research*, 57, 114-124.

Roulund, A., Sumer, B.M., Fredse, J., Michelsen, J., 2005. Numerical and experimental investigation of flow and scour around a circular pile. *Journal of Fluid Mechanics*, 534, 351-401.

Seong, C.K., Oh, J.H., 2014. Current issue and state of south-west 2.5GW offshore plant farm project. *The Society of Naval Architects of Korea*, 51(1), 23-26.

Shih, T. H., Liou, W.W., Shabbir, A., Yang, Z., Zhu, J., 1995. A new k-ε eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows. *Computers & Fluids*, 24(3), 227-238.

Spalart, P.R., Deck, S., Shur, M.L., Squires, K.D., Strelets, M.K., Travin, A., 2006. A new version of detached-eddy simulation, resistant to ambiguous grid densities. *Theoretical and computational fluid dynamics*, 20(3), 181-195.

Sumer, B.M., Fredsoe, J., 2002. *The Mechanics of Scour in the Marine Environment*, World Scientific, Singapore.

Trygslund, E., 2015. *Numerical Study of Seabed Boundary Layer Flow around Monopile and Gravity-based Wind Turbine Foundations*. Master's thesis, NTNU.

Whitehouse, R., 1998. *Scour at Marine Structures: A Manual for Practical Applications*, Thomas Telford, London, UK.

Ductile Fracture Predictions of High Strength Steel (EH36) using Linear and Non-Linear Damage Evolution Models

Sung-Ju Park*, Byoungjae Park** and Joonmo Choung*

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

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

선형 및 비선형 손상 발전 모델을 이용한 고장력강(EH36)의 연성 파단 예측

박성주* · 박병재** · 정준모*

*인하대학교 조선해양공학과

**한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소

KEY WORDS: Average stress triaxiality 평균 응력 삼축비, Average normalized lode angle 평균 정규 로드각; Non-proportional stress 비비례 응력, Damage evolution 손상 발전, Ductile fracture 연성 파단; Loading path 하중 경로

ABSTRACT: A study of the damage evolution laws for ductile materials was carried out to predict the ductile fracture behavior of a marine structural steel (EH36). We conducted proportional and non-proportional stress tests in the experiments. The existing 3-D fracture strain surface was newly calibrated using two fracture parameters: the average stress triaxiality and average normalized load angle taken from the proportional tests. Linear and non-linear damage evolution models were taken into account in this study. A damage exponent of 3.0 for the non-linear damage model was determined based on a simple optimization technique, for which proportional and non-proportional stress tests were simultaneously used. We verified the validity of the three fracture models: the newly calibrated fracture strain model, linear damage evolution model, and non-linear damage evolution model for the tensile tests of the asymmetric notch specimens. Because the stress evolution pattern for the verification tests remained at mode I in terms of the linear elastic fracture mechanics, the three models did not show significant differences in their fracture initiation predictions.

1. 서 론

선박 및 해양 구조물의 충돌, 좌초, 폭발과 같은 사고 하중과 쇄빙선에 지속적으로 작용하는 빙충격 문제는 구조물의 파단을 유발할 수 있다. 이러한 재료 및 구조물의 파단 예측은 경제적, 환경적 측면에서 매우 중요하다. 해양 구조물에 사용되는 대부분의 연강(Mild steel)과 고장력강(High tensile steel)은 모두 연성 재료(Ductile material)의 범주에 포함된다. 연성 재료 및 구조물의 파단은 손상의 누적(Accumulation of damage)에 의해 발생하며, 미시적 관점에서 손상이 누적은 기공(Void)의 생성(Nucleation), 성장(Growth), 병합(Coalescence), 미세 균열의 진전(Propagation of micro-cracks)의 과정으로 간주된다(Lemaitre, 1985).

연성 재료의 파단 거동은 응력 삼축비(Stress triaxiality)와 로드각(Lode angle)의 영향을 받는 것으로 알려져 있다. 응력 삼축비가 파단 변형률에 미치는 영향은 많은 연구자들에 의해 증명되었

다(Bridgman, 1952; Rice and Tracey, 1969). Bao and Wierzbicki (2004)는 다양한 형상의 알루미늄 시편에 대한 실험과 수치해석을 통해 파단 시점에서 응력 상태를 도출하고, 파단 변형률을 응력 삼축비의 함수로 표현하였다. Lode(1926)는 동일한 응력 삼축비를 가지는 응력 상태를 구분해주기 위한 3차 편차 응력 불변량(Third deviatoric stress invariant)을 이용하여 로드각을 제시했다. 응력 삼축비와 함께 로드각은 파단 파라미터(Fracture parameter)로서 많은 연구자들에 의해 증명되었다. 이후 응력 삼축비와 로드각을 함수로 하는 파단 변형률 모델(Fracture strain model)의 유용성은 많은 연구자들에 의해 검증 되었다(Bai and Wierzbicki, 2008; Choung et al., 2012; Choung and Nam, 2013; Choung et al., 2014a; Choung et al., 2014b; Choung et al., 2015a; Choung et al., 2015b; Park et al., 2016).

등가 소성 변형률에 의존적인 파단 변형률 모델은 하중 경로>Loading path) 또는 응력 경로(Stress path)의 영향을 받는 것으로

Received 24 June 2017, revised 27 June 2017, accepted 18 August 2017

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

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

알려져 있다. Benzerga et al.(2012)와 Yu et al.(2016)은 하중 경로 효과가 파단 변형률에 미치는 영향을 단일 기공 모델에 대한 수치해석을 통하여 증명한 바 있으며, Basu and Benzerga(2015)는 이를 실험적 연구를 통해 증명한 바 있다. 파단 변형률 모델에서 하중 경로 효과는 손상 발전(Damage evolution)과 하중 순서 효과(Load sequence effect)로 나타내진다. Papisidero et al.(2015)는 중공관(Hollow cylinder) 형상의 시편에 인장, 압축, 비틀림 하중을 단계별로 순차적으로 부여하여 다양한 하중 조합 부하 순서 조건에서 하중 순서 효과에 대한 연구를 수행한 바 있다. 이후 많은 연구자들은 다양한 하중 순서 실험과 손상 누적 함수를 이용해 연성 재료의 파단에 하중 경로가 미치는 영향에 대한 연구를 수행하여오고 있다(Bai, 2008; Mohr and Marcadet, 2015).

본 논문의 저자에 의해 수행되었던 선행 연구(Choung et al., 2011; 2012; 2014a; 2014b; 2015a; 2015b; Choung and Nam, 2013)에서는 극한지 선박용 고장력강(EH36)으로 제작된 다양한 형상의 시편(환봉형, 판상형, 순수 전단, 전단-인장 및 압축 시편)에 대한 실험과 수치 해석을 수행하고 평균 응력 삼축비(Average stress triaxiality)와 평균 정규 로드각(Average normalized lode angle)의 함수인 파단 변형률 평면을 제시한 바 있다. 또한 비대칭 노치재에 대한 파단 실험과 상용 유한 요소 프로그램 Abaqus/Explicit(Simulia, 2008)의 사용자 서브루틴(User subroutine) 시뮬레이션을 통하여 파단 변형률 평면의 정량성을 검증하였다. 그러나 이들이 개발하고 사용했던 모델은 하중 경로 효과를 전혀 고려하지 못하였다.

이러한 문제점을 보완하고자 본 논문에서는 선행 연구에서 수행된 실험을 응력의 비비례(Stress non-proportionality) 관점에서 재분류하고, 응력의 비비례성을 고려할 수 있는 두가지 손상 모델에 적용하고자 한다. 즉 선형 손상 발전 모델과 비선형 손상 발전 모델의 재료 상수를 각각 비례 응력 실험 및 비비례 응력 실험과의 적합을 통하여 결정하였다. 제시된 손상 모델의 유효성을 검증하기 위하여 비대칭 노치 시편의 인장 실험 결과와 비교를 실시하였다.

2. 이론적 배경 및 연구 배경

2.1 파단 변형률 모델

재료를 등방성으로 가정할 때 Von Mises 항복 함수는 Fig. 1에 보인 바와 같이 주응력 성분($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$)으로 이루어진 3차원 직교 좌표계에 실린더 형상으로 나타난다. 주응력 좌표계 위의 임의의 응력 P 는 응력 삼축비 η 와 로드각 θ 로 나타낼 수 있다. 점 P 를 공간상에서 표현하기 위해서는 좌표 원점 O 로부터 Z 축상의 편차 응력 평면(Deviatoric stress plane)의 높이와 편차 응력 평면의 원점 O' 으로부터 P 점까지의 거리가 요구된다. 이 물리량은 정수압 응력(Hydrostatic stress) p 와 Von Mises 등가 응력(Von Mises equivalent stress) q 로 표현된다(식 (1)-(2) 참조). 식 (3)과 같이 응력 삼축비는 p 와 q 의 비를 의미한다.

Von Mises 항복 조건에서 편차 응력 평면 상의 P 점의 반경은 항복 조건으로 사용되지만 P 점의 방위각 θ 는 항복 조건으로 사용되지 않는다. 이 방위각을 로드각이라고 하며, 로드각은 A 와 P 같이 동일한 편차응력면의 응력 삼축비가 같은 응력 상태를 구분지어 준다. 로드각은 파단을 결정하는 주요 인자로 알려져 있다. 로드각은 사용의 편리성을 위해 식 (4)를 이용하여 식 (5)와

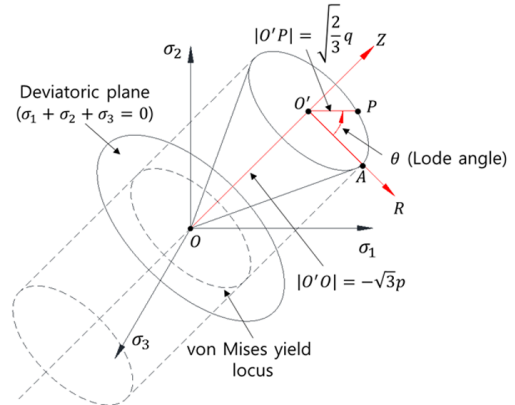


Fig. 1 Geometric representation of yield criteria in the principal stress space.

같이 편차 응력의 3차 불변량(Third invariant of deviatoric stress)으로 표현되는 정규 로드각(Normalized Lode angle) $\bar{\theta}$ 으로 변환된다(Bai and Wierzbicki, 2008). 로드각(또는 정규 로드각)은 순수 인장, 순수 전단, 순수 압축일 때 각각 $\theta = \pi/6$ (또는 $\bar{\theta} = 1.0$), $\theta = 0$ (또는 $\bar{\theta} = 0.0$), $\theta = -\pi/6$ (또는 $\bar{\theta} = -1.0$)의 값을 가진다.

$$p = -\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) = -\frac{1}{\sqrt{3}}|OO'| \quad (1)$$

$$q = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} = \sqrt{\frac{2}{3}}|OP| \quad (2)$$

$$\eta = \frac{-p}{q} \quad (3)$$

$$r = \left[\frac{27}{2} \det(s) \right]^{1/3} = \left[\frac{27}{2} (\sigma_1 - \sigma_m)(\sigma_2 - \sigma_m)(\sigma_3 - \sigma_m) \right]^{1/3} \quad (4)$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1} \left(\frac{r}{q^3} \right) \quad (5)$$

Bai and Wierzbicki(2008)는 하중 경로의 영향에 덜 민감해지기 위해서 두 개 파단 파라미터의 누적 평균 응력 삼축비 및 평균 정규 로드각을 사용하였다(식 (6) 및 (7) 참조).

$$\eta_{av} = \frac{1}{\varepsilon_{p,f}} \int_0^{\varepsilon_{p,f}} \eta d\varepsilon_{p,e,q} \quad (6)$$

$$\bar{\theta}_{av} = \frac{1}{\varepsilon_{p,f}} \int_0^{\varepsilon_{p,f}} \bar{\theta} d\varepsilon_{p,e,q} \quad (7)$$

Bai and Wierzbicki(2008)은 평균 응력 삼축비와 평균 로드각을 변수로 표현되는 연성 재료의 파단 모델을 식 (8)과 같이 제시하였다. 여기서 $\bar{\varepsilon}_{p,f}^{(T)}$, $\bar{\varepsilon}_{p,f}^{(S)}$, $\bar{\varepsilon}_{p,f}^{(C)}$ 는 각각 인장, 전단, 압축으로 인한 파단 변형률 단위 항이다. 각 성분은 평균 응력 삼축비의 함수로 표현되며, 6개 재료상수($D_1, D_2, D_3, D_4, D_5, D_6$)는 실험 결과와의 선형 회귀 분석을 통하여 얻을 수 있다. 식 (8)은 하중 경로의 효과를 포함하고 있지 않으며, 따라서 손상 모델을 이용한 하중 경로의 효과의 고려가 요구된다.

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta_{av}, \bar{\theta}_{av}) &= \left[\frac{1}{2}(\bar{\varepsilon}_{p,f}^{(T)} + \bar{\varepsilon}_{p,f}^{(C)}) - \bar{\varepsilon}_{p,f}^{(S)} \right] \bar{\theta}_{av}^2 & (8) \\ &+ \frac{1}{2}(\bar{\varepsilon}_{p,f}^{(T)} - \bar{\varepsilon}_{p,f}^{(C)}) \bar{\theta}_{av} + \bar{\varepsilon}_{p,f}^{(S)} \\ &= \left[\frac{1}{2}(D_1 e^{-D_2 \theta_{av}} + D_3 e^{-D_4 \theta_{av}}) - D_3 e^{-D_4 \theta_{av}} \right] \bar{\theta}_{av}^2 \\ &+ \frac{1}{2}(D_1 e^{-D_2 \theta_{av}} - D_3 e^{-D_4 \theta_{av}}) \bar{\theta}_{av} + D_3 e^{-D_4 \theta_{av}} \end{aligned}$$

2.2 손상 발전 모델

앞서 언급한 바와 같이 파단 변형률은 하중 경로 또는 응력 경로의 영향을 받는 것으로 알려져 있다. Fischer et al.(1995)는 하중 경로를 고려해 주기 위해서 손상 누적 모델(Damage accumulation model)을 제시한 바 있다. 이후 여러 연구자들은 파단 인자의 변동성에 의존적인 연성 손상 모델을 제시하였다(Xue, 2007; Bai and Wierzbicki, 2010, Cortese et al., 2014; Mohr and Marcadet, 2015). 본 연구에서 사용된 손상 발전 모델은 식 (9)와 같다. 여기서 손상은 소성 변형률의 누적으로 표현되며, 이를 가중시키는 방법에 따라 선형 또는 비선형으로 나뉘어진다. 식 (9)에서 손상 발전 지수(Damage evolution exponent) m 이 1일 경우 손상은 등가 소성 변형률의 적분으로만 결정되며 손상은 등가 소성 변형률에 선형적인 관계를 가진다. 반면 손상 발전 지수가 1이상일 경우 Fig. 2에 나타낸 바와 같이 소성 변형률의 증가에 따라 지수 함수 형태로 증가하게 된다. 일반적으로 금속 재료의 손상 발전 지수는 1.3에서 3.0 사이의 값을 가지는 것으로 알려져 있다(Coffin and Tavernelli, 1959; Osgood, 1982). 최종적으로 손상이 1에 도달

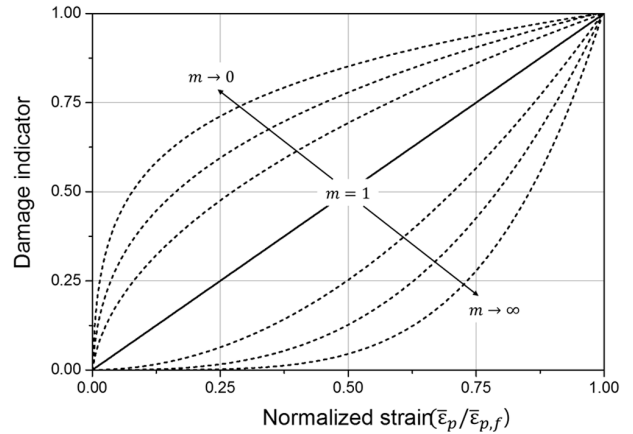


Fig. 2 Damage evolution according to material constant m

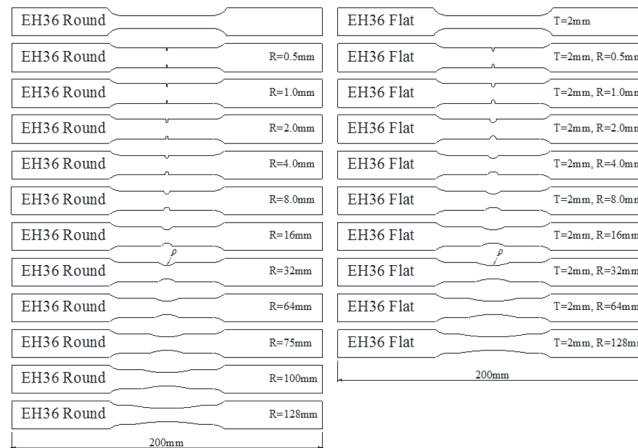
($D=1$)하면 파단한 것으로 간주된다(Xue, 2007; Bai, 2008).

$$D(\bar{\varepsilon}_{p,f}) = \int_0^{\bar{\varepsilon}_{p,f}} m \left(\frac{\bar{\varepsilon}_{p,f}}{\varepsilon_{p,f}(\eta, \theta)} \right)^{m-1} \frac{d\bar{\varepsilon}_{p,f}}{\varepsilon_{p,f}(\eta, \theta)}, \quad m > 0 \quad (9)$$

3. 선행 연구 검토

3.1 선행 실험 연구

선행연구(Choung et al., 2011; 2012; 2014a; 2014b; 2015a; 2015b; Choung and Nam, 2013)에서 수행된 극한지용 고장력강(EH36)



(a) Design of specimens



(b) Photos of round bar specimens(Choung et al., 2011)



(c) Photos of flat bar specimens(Choung and Nam 2013)

Fig. 3 Round and flat bar specimens

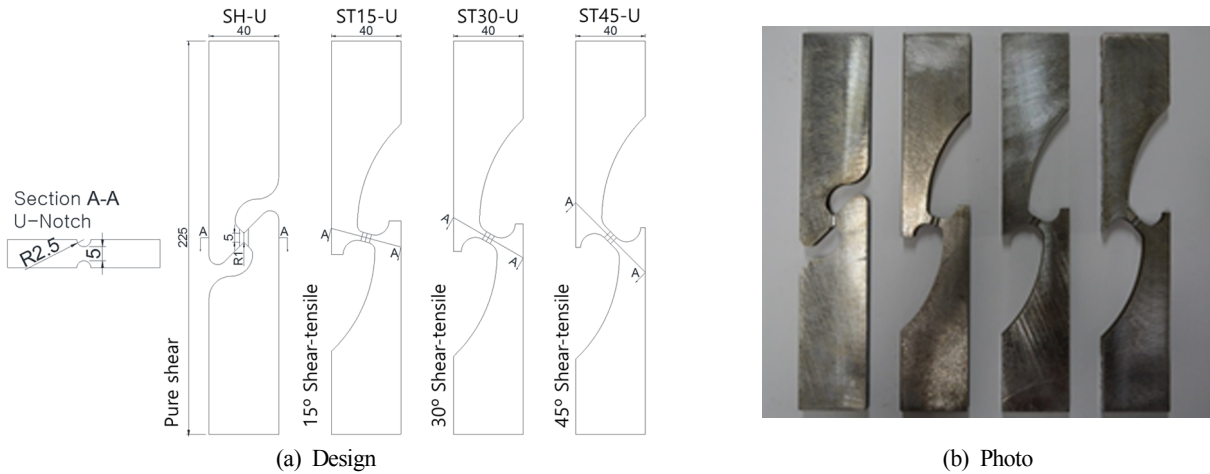


Fig. 4 Pure shear and shear-tension specimens(Choung et al., 2015a).



Fig. 5 Compression specimens (Choung et al., 2015a)

의 다양한 시편을 Fig. 3-5에 나타내었다. 실험에 사용된 소재는 국내 철강사에서 제조한 극한지 선박용 고장력강(EH36)이며, 원판(Base plate)의 두께, 폭, 길이는 각각 25mm×2880mm×7000mm이다.

환봉형 시편(Round bar specimen) 및 판상형 시편(Flat bar specimen)은 ASTM(2004)에 제시된 시편의 기본 형상을 기준으로 강재의 가공 방향(Rolling direction)과 가공 직교 방향(Transverse direction)으로 시편을 가공하였다. 판상형 시편은 모재의 두께 25mm를 고려하여 상층(Top layer)과 중층(Middle layer)에서 두께 2mm로 제작되었고, 환봉형 시편은 모재의 중층에서 가공되었다(Fig. 3 참조). 전단-인장 시편(Shear-tension specimen)은 순수 전단 시편(Pure shear specimen)의 대칭면을 회전시킨 시편을 의미한다(Fig. 4 참조). 압축 시편은 높이와 지름의 비에 따라 총 5개 가공

되었다(Fig. 5 참조).

선행 연구에서는 각 시편의 파단 시작에 상응 하는 연신 또는 압축을 파단 개시점(Fracture initiation point)으로 인지하고, 이 실험에 대한 수치 해석을 통하여 파단 개시점에서의 두 개 파단 파라미터를 추출한바 있다. 시편의 형상 및 수치해석 방법은 선행 연구에 자세히 기술 되어있다(Choung et al., 2015a; Choung et al., 2015b). Fig. 3에 보인 환봉형 시편의 인장, 순수 인장 시편의 전단, 압축 시편의 압축시 파단 개시점에 상응하는 정규 로드각 $\bar{\theta}$ 이 각각 1.0, 0.0, -1.0을 유지하는 것을 확인하였다. 판상형 인장 시편의 인장은 평면 응력 조건을 비교적 만족하는 것을 확인하였다. 순수 전단, 전단-인장, 압축 시편의 명칭은 각 시편의 도면에 표기 되어 있으며, 환봉형, 판상형, 비대칭 판상형 인장 시편의 명칭을 Table 1에 표기하였다.

Table 1 Labels of round and flat bar specimens

[mm]	round bar		flat bar			
	long.	trans.	long.		trans.	
			top	mid.	top	mid.
4	RL-R0040	RT-R0040	FLT-R0040	FLM-R0040	FTT-R0040	FTM-R0040
8	RL-R0080	RT-R0080	FLT-R0080	FLM-R0080	FTT-R0080	FTM-R0080
16	RL-R0160	RT-R0160	FLT-R0160	FLM-R0160	FTT-R0160	FTM-R0160
32	RL-R0320	RT-R0320	FLT-R0320	FLM-R0320	FTT-R0320	FTM-R0320
64	RL-R0640	RT-R0640	FLT-R0640	FLM-R0640	FTT-R0640	FTM-R0640
75	RL-R0750	RT-R0750	n/a	n/a	n/a	n/a
100	RL-R1000	RT-R1000	n/a	n/a	n/a	n/a
128	RL-R1280	RTR1280	FLT-R1280	FLM-R1280	FTT-R1280	FTM-R1280

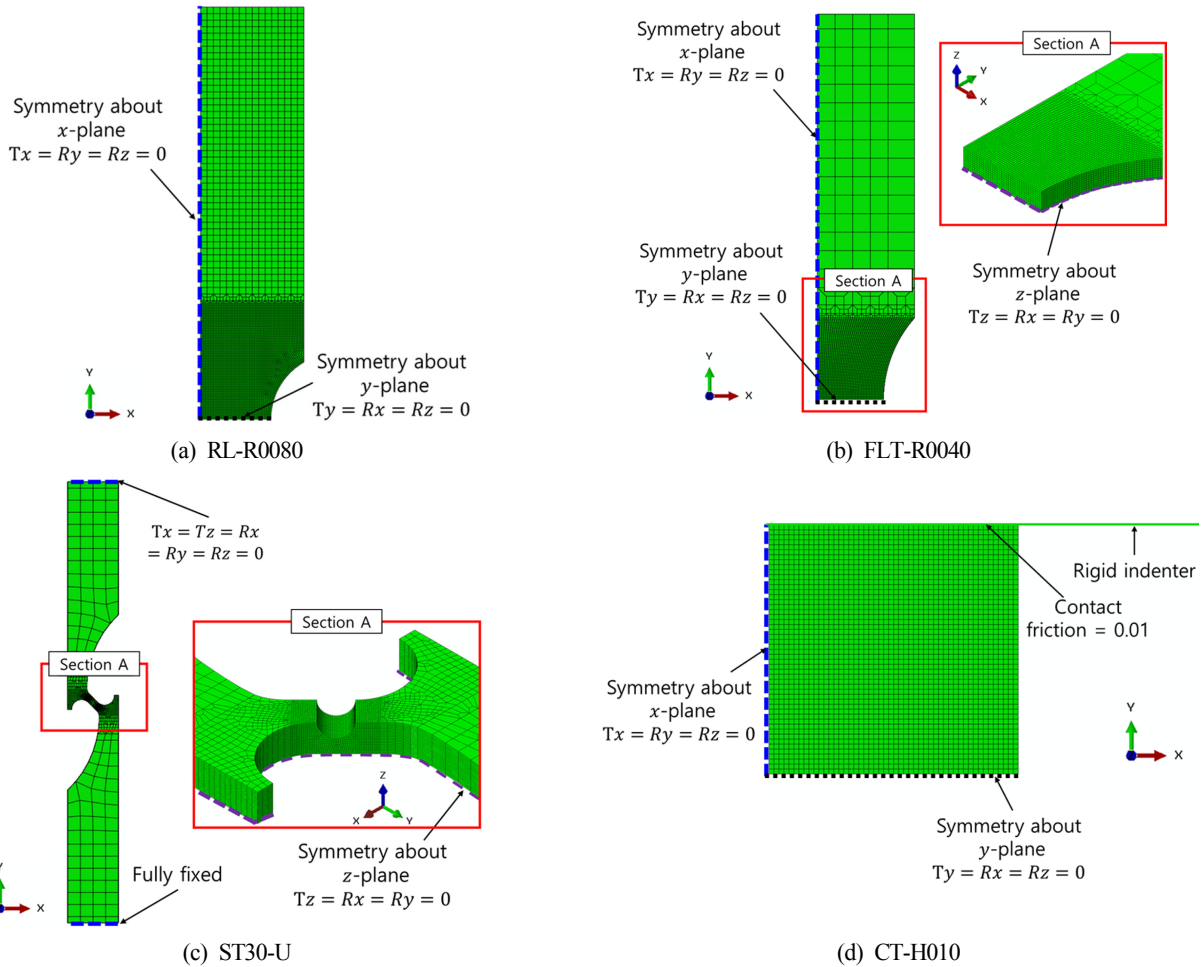


Fig. 6 Finite element model

3.2 사전 수치 해석

Fig. 6에는 시편의 종류별 유한 요소 모델과 경계 조건이 나타나 있다. 환봉형 시편(RL-R0080)은 원주 방향으로 축대칭이므로 Fig. 6(a)에 나타난 것과 같이 감차 적분 4절점 축대칭 요소(CAX4R)를 이용해 모델링 하였다. 시편 하단 대칭면에 y 축 대칭 조건, 시편 길이방향을 따라 x 축 대칭 조건을 부여하였다. 판상형 시편(FLT-R0040)은 x, y, z 축 대칭이며, 감차 적분 8절점 요소(C3D8R)를 이용하여 Fig. 6(b)에 나타난 것과 같이 시편의 1/8 모델링을 하였다. 환봉형 및 판상형 시편의 인장력은 모델 상단의 절점에 강제 변위를 부여함으로써 구현하였다. Fig. 6(c)에는 전단-인장 시편(ST45-U)의 모델링이 나타나 있다. 순수 전단 및 전단-인장 시편의 모델링은 감차 적분 20절점 요소(C3D20R)로 수행되었다. 시편의 두께방향(z 방향) 대칭 모델이며, 시편의 상·하단 절점의 6자유도를 구속하되, 상단 절점은 길이 방향(y 방향) 강제 변위를 부여하여 인장력을 구현하였다. 압축 시편(CT-H010) 모델은 Fig. 6(d)에 나타나 있다. 압축 시편은 감차 적분 4절점 축대칭 요소(CAX4R)를, 압축력을 전달하기 위한 압축 블록은 강제 축대칭 요소(RAX2)를 이용해 모델링 되었다. 시편의 길이방향(y 방향)과 하단 대칭면에는 각각 x 축, y 축 대칭 조건을 부여하였다. 압축 시편과 강제 사이에 윤활유를 사용하였기 때문에 매우 작은 정 마찰 계수(Static friction coefficient) 0.01을 적용하였다.

3.3 선행 연구 결과 검토

Choung et al. (2015b)은 다양한 형상의 시편에 대한 실험 및 수치 해석을 통해 Bai and Wierbicki (2008)가 제시한 파단 변형률 모델(식 (8) 참조)의 재료 상수를 제시한 바 있다(Fig. 7 참고). 제시된 파단 변형률 모델의 재료 상수는 각각 $D_1=3.320, D_2=1.232, D_3=1.472, D_4=0.067, D_5=0.0702, D_6=1.086$ 이다. 앞서 언급한 바와 같이 파단 변형률 모델에서는 하중 경로 효과를 고려할 수 없다. 본 연구에서는 하중 경로의 변동성이 없는 비례 응력 실험과의 교정을 통해 파단 변형률 모델의 재료상수를 결정하고자 한다.

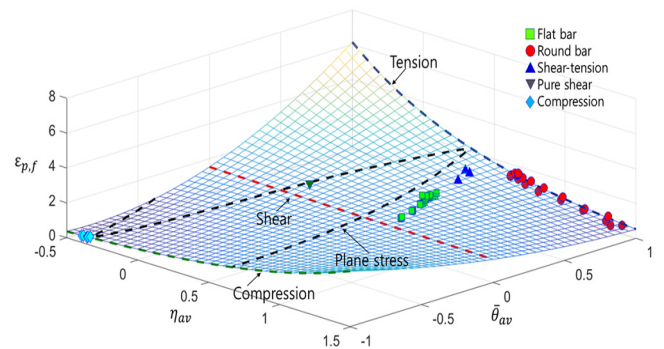


Fig. 7 3-D fracture strain surface of EH36 (Choung et al., 2016b)

4. 손상 누적 파단 모델

4.1 선행 실험 응력 경로 분석

본 연구에서는 선행 실험의 응력 경로를 검토하였으며, 이를 위하여 파단 개시가 예측되는 지점(절점)에서 응력을 복원하여 다양한 물리량을 계산하였다. 이를 통하여 비례 응력과 비비례 응력 실험으로 분류하는 작업을 수행하였다. 비례 응력을 나타내는 경우 파단은 응력 경로에 무관하고 오로지 파단 파라미터의 함수로서 파단을 표현이 가능하다. 따라서 비례 응력 실험을 파단 변형을 평면의 재료 상수 교정에 사용하였다. 반면 비비례 응력을 나타내는 경우 파단은 응력 경로에 영향을 받기 때문에 비비례 응력 실험과 비례 응력 실험 결과를 모두 손상 누적 모델의 손상 지수를 결정하는 데 사용하였다.

환봉형 노치재(RL-R0750)에 대한 수치 해석을 통해 얻어진 등가 소성 변형률의 발달에 따른 파단 파라미터를 Fig. 8에 나타내었다. 평균 정규 로드각은 순수 인장 상태($\bar{\theta}_{av}=1.0$)를 유지하는 반면 평균 응력 삼축비는 선형적으로 증가하는 것을 확인할 수 있다. 다른 크기 환봉형 노치재도 유사한 현상을 보여서 대표적으로 RL-R0750에 대한 결과를 나타내었다. 따라서 환봉형 노치재는 비비례 응력 실험으로 분류되어야 하지만, 비례 응력 실험의 개수가 너무 감소하는 문제점과 평균 응력 삼축비의 변화가 비교적 작다는 점을 고려하여 환봉형 노치재 인장 실험을 비례 응력 실험으로 분류하였다.

판상형 노치재(FLM-R0640)에 대한 수치 해석을 통해 얻어진 등가 소성 변형률의 발달에 따른 파단 파라미터를 Fig. 9에 나타내었다. 판상형 노치재 인장 실험의 경우 인장 하중이 증가함에 따라 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각이 급격하게 변화하는 것을 확인할 수 있다. 따라서 판상형 노치재 인장 실험은 비비례 응력 실험으로 분류될 수 있다.

압축 실험(CT-H200)에서 평균 응력 삼축비와 평균 로드각은 매우 일정한 상태를 유지하는 것을 Fig. 10로부터 확인이 가능하다. 예상한대로 순수 압축 상태($\eta_{av}=-0.33, \bar{\theta}_{av}=-1.0$)의 파단 파라미터를 유지하는 것을 확인 가능하다. 따라서 압축 실험을 매우 이상적인 비례 응력 실험으로 분류할 수 있었다.

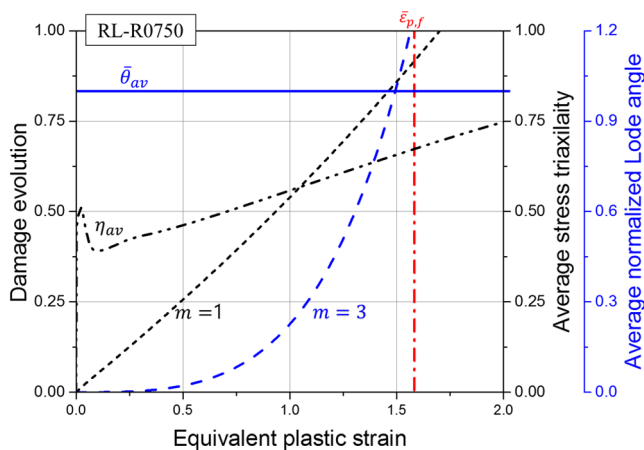


Fig. 8 Loading history of round bar specimens

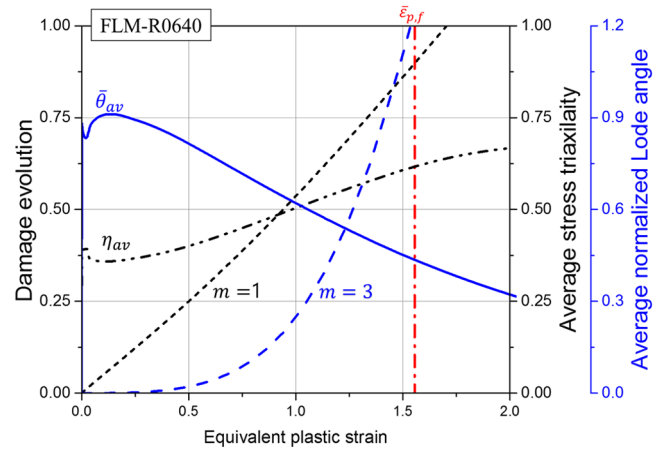


Fig. 9 Loading history of flat notch specimen

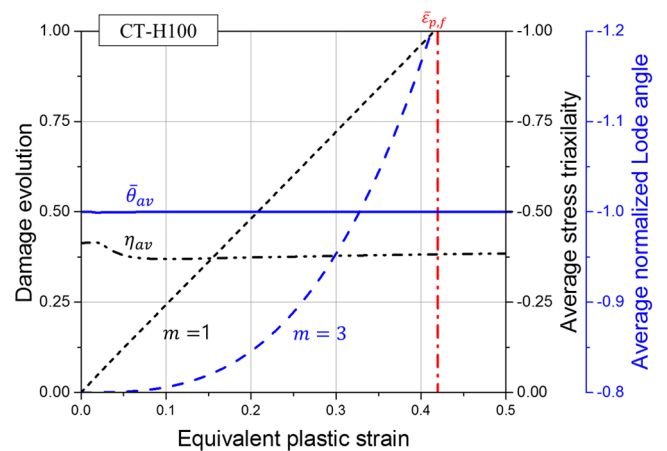


Fig. 10 Loading history of compression specimen

Fig. 11(a)에 나타난 순수 전단 시편(SH-U) 시뮬레이션에서 파단 파라미터는 순수 전단 응력 상태($\eta_{av}=\bar{\theta}_{av}=0.0$)를 비교적 유지하는 것을 확인할 수 있다. 따라서 순수 전단 실험의 경우 비례 응력 실험으로 분류할 수 있다. 반면, 전단-인장 시편(ST15-U, ST30-U, ST45-U)의 경우 소성 변형률의 증가에 따라 파단 파라미터가 상당히 비선형적으로 변동하는 것을 확인할 수 있다(Fig. 11(b)-(d) 참조). 따라서 전단-인장 실험은 비비례성이 매우 강한 실험임을 확인할 수 있었다.

Fig. 12에는 실험 종류별(시편 이름별) 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각의 관계가 나타나 있다. 이상적인 비례 응력 실험은 파단 파라미터의 경로는 점에 가깝게 표현된다. 압축 실험(CT-H200)의 경우 거의 점으로 표현되는 것을 확인할 수 있다. 순수 전단 실험(SH-U)의 경우도 비교적 파단 파라미터의 변동성이 작은 것으로 보여진다. 환봉형 노치재(RL-R0750)는 평균 응력 삼축비만 직선으로 변동하는 것을 확인할 수 있다. 판상형 노치재(FLM-R0640)의 파단 파라미터는 직선으로 변화하는 것을 확인할 수 있다. 전단-인장 시편(ST45-U)의 파단 파라미터의 비선형성이 가장 심한 것으로 확인된다. 정리하자면, 환봉형 노치재 인장, 순수 압축, 순수 전단 실험을 비례 응력 실험으로 정의하였으며, 나머지 실험을 비비례 응력 실험으로 분류하였다.

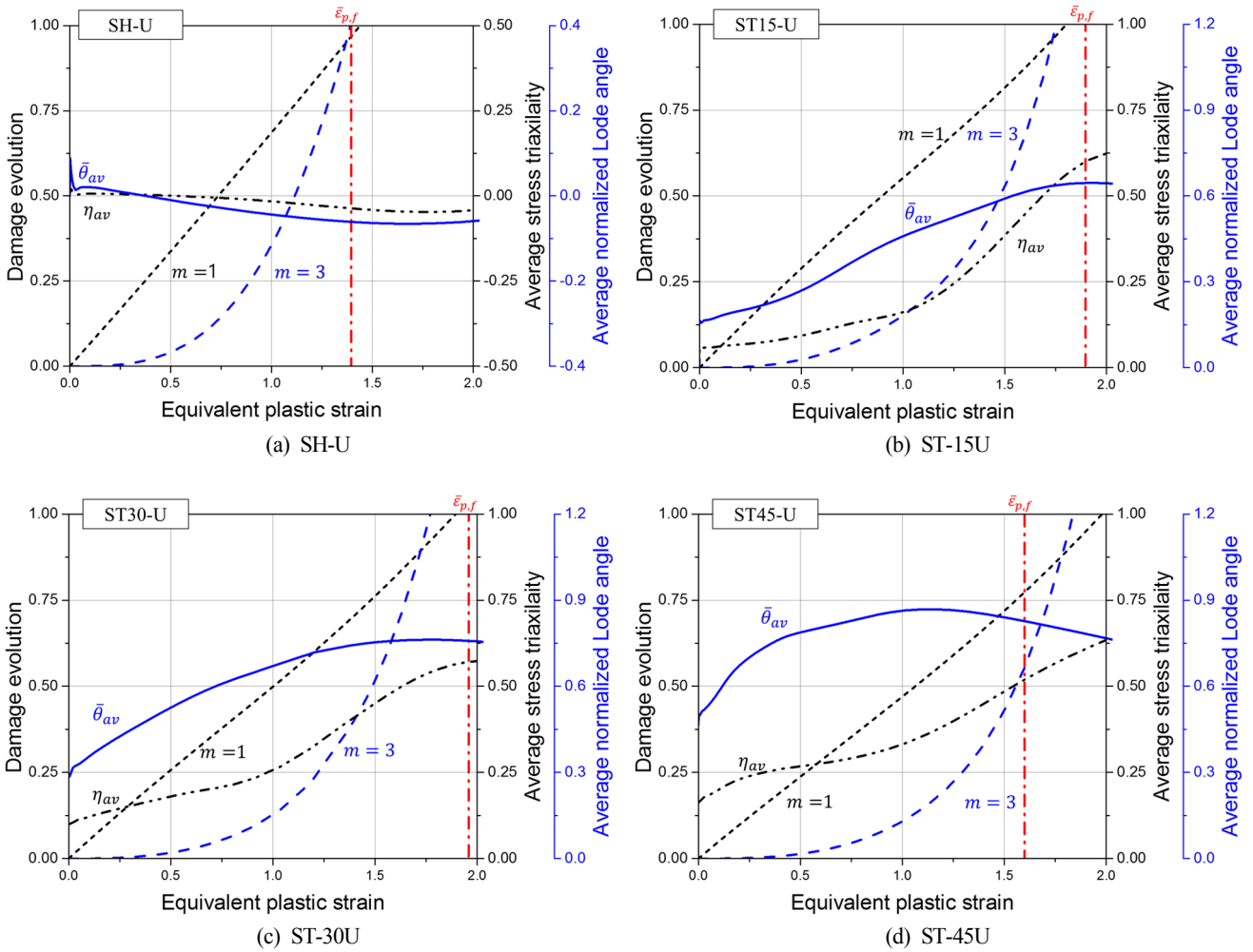


Fig. 11 Loading history of pure-shear and shear-tensile specimens

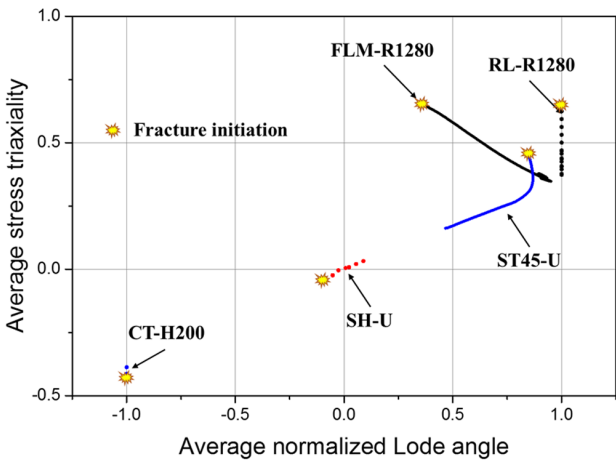


Fig. 12 Comparison of fracture parameter history

4.2 재료 상수 교정

환봉형 노치재 인장 실험, 순수 전단 실험, 압축 실험의 시뮬레이션을 실시하고 파단 예측 위치에서 응력 이력을 추출하여 파단 개시점에 상응하는 응력으로부터 파단 파라미터를 도출하였다. 이 파라미터를 식 (8)에 대입하여 3차원 파단 변형률 평면의 인장(D_1, D_2), 전단(D_3, D_4), 압축(D_5, D_6)에 상응하는 재료 상

수를 선형 회귀 분석을 통해 결정하였다. 결정된 파단 평면 재료 상수는 $D_1=3.320, D_2=1.232, D_3=1.472, D_4=0.067, D_5=0.6272, D_6=1.086$ 이다.

다음 단계는 손상 지수를 결정하는 과정이다. 비례 응력 실험 및 비비례 응력 실험에 대한 수치 해석을 실시하여 파단 예측 위치에서 응력 이력을 추출하고 파단 개시점에 상응하는 파단 변형률과 비선형 손상 누적 모델이 예측하는 파단 변형률을 비교하여 손상 지수를 결정하였다. 이때 손상 지수는 손상 지수를 1.0부터 5.0까지 0.1 간격으로 증가시키면서 가장 오차율이 작은 손상 지수를 탐색 하였다. 즉 설계 변수는 손상 지수, 목적 함수는 실험에서 얻은 파단 변형률과 비선형 손상 누적 모델이 예측한 파단 변형률의 오차율의 최소화이다. Fig. 13(a)와 (b)는 각각 손상지수 m 에 따른 실험과 손상 누적 모델에서 얻어진 파단 변형률의 누적 평균 오차율과 누적 오차율을 나타낸다. 대략 $m=2.6$ 에서 오차율이 최소였지만, $m=3.0$ 일 경우와 거의 큰 차이를 나타내지 않았으므로, 본 연구에서는 최종적으로 손상 지수 $m=3.0$ 을 사용하였다. Fig. 10 및 Fig. 11에 나타낸 바와 같이 개별적인 실험에 대하여 선형 손상 누적 모델 ($m=1.0$)이 좀더 정확한 예측을 하는 경우도 있지만, 전체적인 정확도에서 $m=2.6-3.0$ 인 비선형 손상 누적 모델이 가장 정확한 예측을 할 것으로 예측된다.

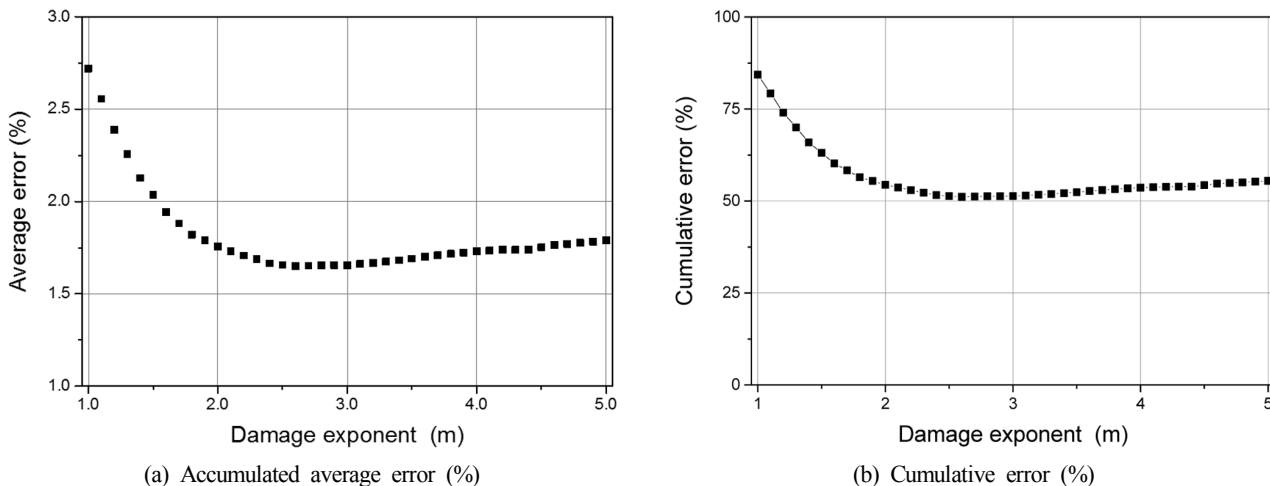


Fig. 13 Average and cumulative errors according to damage exponents

5. 손상 누적 모델 검증

5.1 비대칭 노치재 시편 실험

본 연구에서 제시한 파단 기준은 응력 경로 효과에 독립적인 파단 변형을 평면과 응력 경로 효과를 고려할 수 있는 손상 발전 모델이다. 이를 정량적으로 검증하기 위해서는 다양한 응력 성분이 발전하는 실 구조물 실험을 시뮬레이션 하는 것이다. 이러한 실 구조물 실험을 실시하는 것은 많은 자원을 요구할 뿐만 아니라, 본 연구에서 제시한 새로운 파단 모델은 하중 순서 효과를 포함하지 않기 때문에, 본 연구에서는 간단한 파단 실험에 대한 검증을 실시하였다.

Table 2 Labels of asymmetric notch specimens.

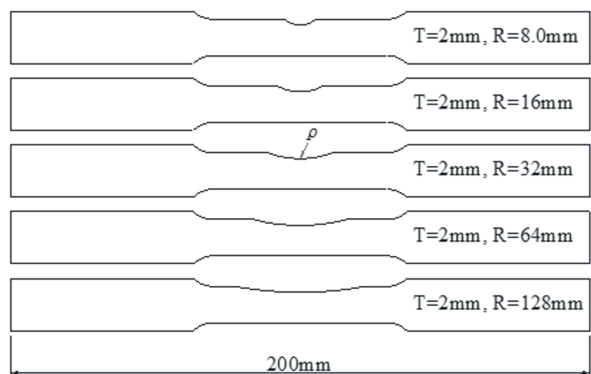
ρ [mm]	Top layer	Middle layer
8.0	ALT-R0080	ALM-R0080
16.0	ALT-R0160	ALM-R0160
32.0	ALT-R0320	ALM-R0320
64.0	ALT-R0640	ALM-R0640
128.0	ALT-R1280	ALM-R1280

본 연구에서는 Choung et al. (2015b)이 수행한 비대칭 노치재의 인장 실험을 손상 누적 모델의 검증 자료로 사용하였다. EH36강으로 제작된 비대칭 노치 시편의 기본 형상은 판상형 노치 시편과 동일하나, 노치가 시편의 비대칭 가공 되었다(Fig. 14 참조). 시편은 모재 두께방향의 상층과 중층에서 강제 가공 방향으로 가공 되었다. 노치 크기(ρ)에 따른 시편명은 Table 2에 나타나 있다.

5.2 수치 해석 결과 비교

Fig. 15에 비대칭 노치 실험에 대한 결과가 나타나 있다. 비대칭 노치재 실험에서 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각은 노치 크기에 따라 차이를 보인다. 반면 두가지 비대칭 노치재는 파단에 근접하여 평균 정규 로드각이 양수이고 평균 응력 삼축비가 0.5부근이므로 거의 평면 응력 상태에서 파단이 발생하였을 것으로 보여진다.

누적 손상이 1일 때의 소성 변형률이 파단 변형률에 근접할 수록 우수한 파단 기준으로 간주된다. 이러한 관점에서 선형 손상 발전 모델($m=1$)보다 비선형 손상 발전 모델($m=3$)이 좀 더 정확한 파단을 예측하는 것으로 보여진다. 특히 ALM-R0640의 경우 거의 정확한 파단 변형률을 예측하고 있음을 Fig. 15(b)에서 확인할 수 있다.



(a) Design



(b) Photo

Fig. 14 Asymmetric notch bar specimens. (Choung et al., 2015b)

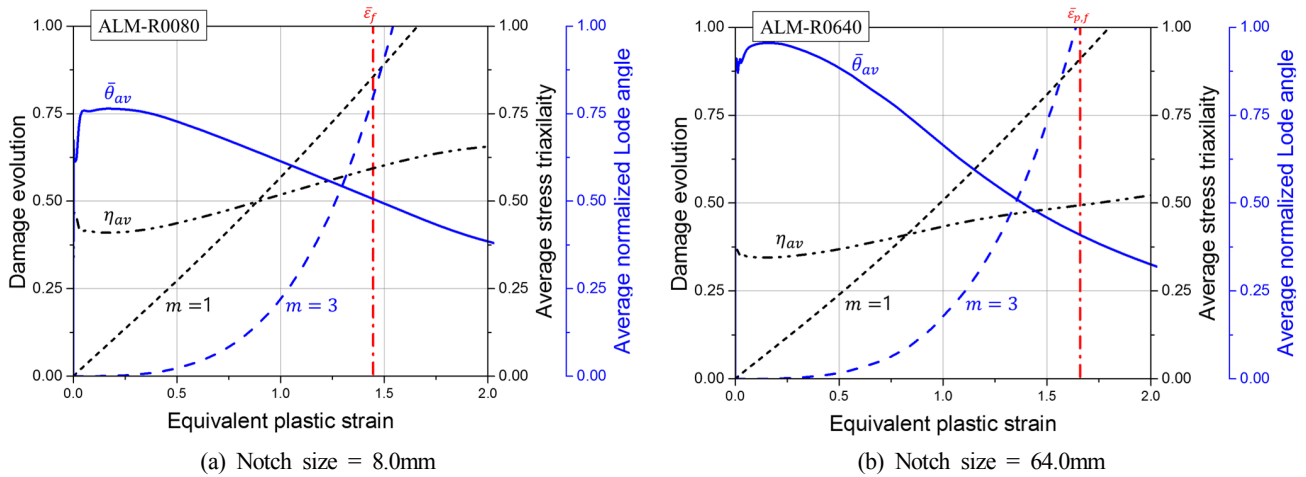


Fig. 15 History of fracture parameters for asymmetrically notched specimens

Table 3 Comparison of engineering fracture strains for asymmetric notch specimens

Labels	Test	Fracture strain surface model		Linear damage evolution model ($m=1$)		Non-Linear damage evolution model ($m=3$)	
	$\bar{\epsilon}_{p,f}$	$\bar{\epsilon}_{p,f}$	error[%]	$\bar{\epsilon}_{p,f}$	error[%]	$\bar{\epsilon}_{p,f}$	error[%]
ALT-R1280	0.1487	0.1470	1.1166	0.1490	0.2020	0.1465	1.4793
ALT-R0640	0.1357	0.1260	7.1550	0.1285	5.3056	0.1265	6.7797
ALT-R0320	0.1194	0.1075	9.9665	0.1085	9.1290	0.1075	9.9665
ALT-R0160	0.1018	0.0935	8.1803	0.0940	7.6621	0.0920	9.6267
ALT-R0080	0.0854	0.0787	7.8844	0.0787	7.8845	0.0777	9.0554
ALM-R1280	0.1493	0.1500	0.4621	0.1520	1.8084	0.1480	0.8707
ALM-R0640	0.131	0.1325	1.1296	0.1350	3.0534	0.1315	0.3817
ALM-R0320	0.1189	0.1185	0.3697	0.1215	2.1870	0.1180	0.7569
ALM-R0160	0.0971	0.1050	8.1694	0.1080	11.2259	0.1045	7.6210
ALM-R0080	0.0882	0.0900	2.0408	0.0930	5.4422	0.0915	3.7415

과단 변형률 평면만을 이용하여 예측한 과단 변형률과 비선형 손상 누적 모델을 이용하여 예측한 과단 변형률을 정리하여 Table 3에 제시하였다. 또한 실험에서 얻은 과단 변형률을 동시에 제시하였다. 과단 변형률 평면, 선형 손상 누적 모델, 비선형 손상 누적 모델의 평균 오차율은 각각 4.64%, 5.39%, 5.03%로서 큰 차이를 보이지 않았다. 즉 세 과단 모델 모두 과단 예측에 비교적 높은 정확도를 보이고 있음을 확인할 수 있었다. 하중 경로 독립적인 과단 변형률 평면 모델을 적용하여도 비교적 높은 정도의 과단 변형률을 예측할 수 있는 이유는 과단 위치에서 응력의 비비례성이 존재하더라도 소위 파괴 역학 관점에서 1차 하중 모드(mode I)를 유지하였기 때문으로 사료된다. 좀 더 복잡한 응력 경로를 가지는 실험에 대한 검증이 요구된다고 볼 수 있다.

5. 결 론

선형연구(Choung et al., 2011; 2012; 2014b; 2015a; 2015b; Choung and Nam, 2013)에서는 다양한 실험과 수치 해석을 통해 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각을 함수로 하는 EH36강의 과단 변형률 평면을 제시한바 있다. 또한 비대칭 노치재에 대한

실험과 수치 해석을 통하여 과단 변형률 평면의 유효성을 검증한 바 있다. 최근 Park et al.(2016)는 펀치 시편에 대한 실험 결과를 수치 해석 결과와 비교하여 유효성을 한 번 더 검증한바 있다.

본 연구에서는 하중 경로 또는 응력 경로 효과가 재료의 과단에 미치는 영향을 분석하기 위하여 손상을 과단 지표로 사용하였다. 손상 과단 모델에 사용되는 재료 상수를 도출하기 위하여 선형 연구(Choung et al., 2011; 2012; 2014b; 2015a; 2015b; Choung and Nam, 2013)에서 수행된 다양한 종류의 실험과 시뮬레이션으로부터 비례 응력 실험 및 비비례 응력 실험을 분류하는 작업을 수행하였다. 비례 응력으로 분류된 실험 결과로부터 과단 변형률 평면의 재료 상수를 교정하기 위하여 선형 회귀 분석을 적용하였으며, 과단 변형률 평면의 교정된 재료 상수를 제시하였다. 또한 비례 응력 실험 및 비비례 응력 실험 결과로부터 손상 발전 모델의 손상 지수를 결정하기 위하여 최적화 기법을 도입하였으며, 3.0의 손상 지수를 제시하였다.

본 연구에서 제시한 선형 및 비선형 손상 누적 모델을 검증하기 위하여 선형 연구에서 실시된 비대칭 노치재 실험을 사용하였다. 비대칭 노치재의 인장 실험은 비교적 유효한 응력 경로의 비선형성이 존재하였지만, 선형 및 비선형 손상 누적 모델이 유효

한 결과의 차이를 보여주지 못하였다. 오히려 파단 변형률 평면만을 적용한 파단 예측의 평균 오차율이 가장 적었다. 이에 대한 원인을 규명하기 위해서는 조합 하중 실험이나 하중 순서 효과 등에 대한 검증이 요구된다. 이에 관한 자료는 서론에서 제기한 바와 같이 Benzerga et al.(2015), Yu et al.(2016), Basu and Benzerga (2015), Papisidero et al.(2015) 등이 수행한 다양한 하중 조합 실험이 추가적으로 요구된다. 즉 향후 본 연구에서 제시한 응력의 비비례성을 고려한 선형 및 비선형 손상 누적 모델의 유효성 검증을 위하여 인장, 압축, 전단이 동시에 변동하면서 발전하는 실험에 대한 검증이 요구된다.

실제 해양 구조물은 매우 복잡한 형상을 가진다. 이러한 형상의 구조물이 사고 하중 등이 과대 하중을 경험할 때 재료 내부의 응력은 매우 복잡하게 변동할 것이다. 응력의 비비례성과 함께 하중 순서 효과를 동시에 고려하기 위해서는 이에 상응하는 파단 기준의 정립과 실험을 통한 재료 상수 교정이 요구된다.

후 기

본 연구는 선박해양플랜트연구소의 주요사업인 “해양플랜트의 사고한계상태기반 구조손상도평가 핵심기술 개발”의 지원(PES9110)과 해양수산부 재원 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(해양에너지 융복합 인력양성).

References

- ASTM E8, 2004. Standard Test Methods of Tension Testing of Metallic Materials. American Society for Testing and Materials.
- Bao, Y., Wierzbicki, T., 2004. On Fracture Locus in the Equivalent Strain and Stress Triaxiality Space. *International Journal of Mechanical Sciences*, 46(1), 81-98.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2008. A New Model of Metal Plasticity and Fracture with Pressure and Lode Dependence. *International Journal of Plasticity*, 24(6), 1071-1096.
- Bai, Y., 2008. Effect of loading history on necking and fracture., PhD dissertation, Massachusetts Institute of Technology.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2010. Application of extended mohrcoulomb criterion to ductile fracture. *International Journal of Fracture*. 161, 1-20.
- Basu, S., Benzerga, A.A., 2015. On the path-dependence of the fracture locus in ductile materials: Experiments. *International Journal of Solids and Structures*, 71, 79-90.
- Benzerga, A.A., Surovik, D., Keralavarma, S.M., 2012. On the Path-dependence of the Fracture Locus in Ductile Materials-analysis. *International Journal of Plasticity*, 37, 157-170.
- Bridgman, P. W. 1952, *Studies in Large Plastic Flow and Fracture*, McGraw-Hill, New York.
- Choung, J., Shim, C.S., Kim, K.S., 2011. Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel, part III: Experimental Study on Failure Strain. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(3), 53-66.
- Choung, J., Shim C.S., Song H.C., 2012. Estimation of Failure Strain of EH36 High Strength Marine Structural Steel using Average Stress Triaxiality. *Marine Structures*, 29(1), 1-21.
- Choung, J., Nam, W., 2013. Formulation of Failure Strain According to Average Stress Triaxiality of Low Temperature High Strength Steel (EH36). *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(2), 19-26.
- Choung, J., Nam, W., Kim, Y., 2014a. Fracture Simulation of Low-temperature High-strength Steel (EH36) using User-subroutine of Commercial Finite Element Code. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 28(1), 34-46.
- Choung, J., Nam, W., Lee, D., Song, S.Y., 2014b. Failure Strain Formulation Via Average Stress Triaxiality of an High Strength Steel for Arctic Structures. *Ocean Engineering*, 91, 218-226.
- Choung, J., Park, S.J., Kim, Y., 2015a. Development of Three Dimensional Fracture Strain Surface in Average Stress Triaxiality and Average Normalized Lode Parameter Domain for Arctic High Tensile Steel: Part I Theoretical Background and Experimental Studies. *Journal of Ocean Engineering and Technology*. 29(6), 445-453
- Choung, J., Park, S.J., Kim, Y., 2015b. Development of Three-Dimensional Fracture Strain Surface in Average Stress Triaxiality and Average Normalized Lode Parameter Domain for Arctic High Tensile Steel: Part II Formulation of Fracture Strain Surface. *Journal of Ocean Engineering and Technology*. 29(6), 454-462.
- Coffin Jr., L.F., Tavernelli, J.F., 1959. The cyclic straining and fatigue of metals. *Transactions of the Metallurgical Society of AIME*, 215, 794-807.
- Cortese, L., Coppola, T., Campanelli, F., Campana, F., Sasso, M., 2014. Prediction of ductile failure in materials for onshore and offshore pipeline applications. *International Journal of Damage Mechanics*. 23(1), 104-123
- Fischer, F.D., Kolednik, O., Shan, G.X., Rammerstorfer, F.G., 1995. A Note On Calibration Of Ductile Failure Damage Indicators. *International Journal of Fracture*. 73(4), 345-357.
- Lemaitre, J. 1985. A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology*. 107, 83-89.
- Lode, W., 1926. Versuche über den Einfluss der mittleren Hauptspannung auf das Fließen der Metalle, Eisen, Kupfer und Nickel, *Z. Phys.*, 36, 913-939.
- Mohr, D., Marcadet, S., 2015. Micromechanically-motivated Phenomenological Hosford-Coulomb Model For Predicting Ductile Fracture Initiation At Low Stress Triaxialities. *International Journal of Solids and Structures*. 67-68, 40-55.
- Osgood, C.C., 1982. *Fatigue Design*, 2nd ed. Pergamon Press, New York.
- Park, S.J., Lee, K., Choung, J., 2016. Punching Fracture Simulations of Circular Unstiffened Steel Plates using Three-dimensional

- Fracture Surface. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 30(6), 474-483.
- Papasidero, J., Doquet, V., Mohr, D., 2015. Ductile fracture of aluminum 2024-T351 under proportional and non-proportional multi-axial loading: Bao-Wierzbicki results revisited. *International Journal of Solids and Structures*. 69-70, 459-474.
- Rice J.R., Tracey, D.M., 1969. On the Ductile Enlargement of Voids in Triaxial Stress Fields. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 17, 201-217.
- Simulia, 2008. *Abaqus User Manual*. Simulia.
- Yu, H., Olsen, J.S., He, J., Zhang, Z., 2016. Effects of loading path on the fracture loci in a 3D space. *Engineering Fracture Mechanics*, 151, 22-36.
- Xue, L., 2007. Damage accumulation and fracture initiation in uncracked ductile solids subject to triaxial loading. *International Journal of Solids and Structures*. 44, 5163-5181.

Nonlinear Finite Element Analysis for Mooring Chain Considering OPB/IPB

Min-suk Kim* and Yooil Kim*

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

OPB/IPB를 고려한 계류체인의 비선형 수치해석

김민석* · 김유일*

*인하대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Out-of-plane bending 면외굽힘, In-plane bending 면내굽힘, Interlink stiffness 링크간 강성, Stress concentration factor 응력집중계수, Critical elastic slip 임계탄성미끄러짐

ABSTRACT: The design of the mooring line to maintain the position of an offshore structure in rough marine environments is recognized as a very important consideration. Conventional fatigue evaluation of a mooring line was performed by considering the tensile force acting on the mooring line, but the mooring line broke after 238 days in the girassol area even though the expected fatigue life was expected to be longer. The causes of this event are known to be due to OPB/IPB (out-of-plane bending/in-plane bending) caused by chain link friction due to the excessive tensile strength of the mooring line. In this study, three models with different boundary conditions were proposed for fatigue analysis of a mooring line considering OPB/IPB. Interlink stiffness was calculated by nonlinear structure analysis and a stress concentration factor was derived. In addition, the sensitivity of interlink stiffness according to the magnitude of tensile force, large deformation effect, and coefficient of friction was analyzed, and the effect of critical elastic slip and bending moment calculation position on interlink stiffness was confirmed.

1. 서 론

해양구조물이 특정 위치에 설치되면 약 20년의 운용기간동안 해당 위치에서 자리를 유지할 필요가 있으며 이에 따라 거친 환경 하중 하에서 위치를 유지하기 위한 계류라인의 설계는 매우 중요한 요소 중 하나이다. 부유식 해양구조물의 계류 방법은 현수선 방식(Catenary type)과 인장각식(Taut type)으로 분류할 수 있고 일반적으로 계류라인을 구성하는 체인링크의 피로평가는 체인링크에 작용하는 인장력의 변화를 통해 수행되어 왔다. 그러나 서아프리카의 Girassol 지역에 설치된 원유하역 부유 구조물(Offloading buoy)이 운용 235일 만에 파손되는 사건이 발생하였으며, 이에 대한 많은 분석이 진행된 결과 계류라인의 과도한 인장력의 증가로 인한 체인링크 간 마찰에 의해 유발되는 면 내외 굽힘(OPB/IPB, Out-of-plane/In-plane bending)이 그 주요 원인으로 지목되었다. 이후 계류라인의 피로 강도 평가 시 면 내외 굽힘의 효과를 고려하기 위한 많은 노력들이 이어져왔다 (Rampi et al., 2016a; Rampi et al., 2016b; Hwang, 2012; Bureau Veritas, 2014; Choung and Han, 2016). Melis et al.(2005)은 면외

굽힘 거동의 역학적 특성을 설명하고 통해 다양한 체인지름과 체인등급의 면외굽힘 응력을 측정하였으며, 면외굽힘 응력과 선인장력(Pretension) 및 링크 간 각도(Interlink angle)의 관계를 밝히고 있다. Vargas and Jean(2005)은 면외 응력과 링크 간 각도를 구하기 위한 수치해석방법을 제시하고 있으며 Melis et al. (2005)의 실험결과와 비교검증을 수행하였다. Lim et al.(2010)은 수치해석 모델을 통해 마찰계수, 검사하중, 공칭 인장력, 체인지름의 면외 굽힘 모멘트의 영향을 주는 인자를 확인하였다. Rampi et al.(2016a)와, Rampi et al.(2016b)은 실스케일의 체인 모델에 대한 다축피로실험을 수행하여 면 내외 굽힘 변형에 의한 체인의 피로강도를 평가하였으며, 실험 모델에 대한 상세한 유한요소해석을 수행하였다.

본 연구에서는 경계조건이 서로 다른 3가지 모델을 제시하고 비선형 구조해석을 통해 링크 간 강성(Interlink stiffness) 및 응력집중계수(Stress concentration factor)를 계산하였다. 또한 대변형 효과유무, 인장력, 마찰계수의 크기에 따른 링크 간 강성의 민감도를 분석하고 마찰모델과 굽힘모멘트 계산위치에 따른 링크 간 강성의 영향을 확인하였다.

Received 16 January 2017, revised 23 January 2017, accepted 22 June 2017

Corresponding author Yooil Kim: +82-32-860-7347, yooilkim@inha.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

2. 이론적 배경

2.1 링크 간 거동

인접한 링크 간의 거동은 그 특성에 따라 락킹, 롤링 및 슬라이딩 모드로 구분되며 각각의 링크 간 거동의 특성은 다음과 같다.

(1) 락킹 모드(Locking mode)

제조단계에서 발생하는 체인표면의 변형과 계류라인의 인장력의 증가로 인해 체인링크 접촉면에서 마찰력이 증가하는 현상이 발생한다. 이러한 이유로 체인링크가 자유롭게 회전하거나 미끄러지지 않고 상호 고정되어 있는 상태가 발생하게 되는데 이를 락킹 모드라고 일컫는다. 락킹 모드는 체인링크 접촉면에서의 마찰력이 최대정지 마찰력을 초과하기 전까지 발생되면 내외 굽힘응력의 주요 원인이 된다.

(2) 롤링 모드(Rolling mode)

롤링 모드는 낮은 인장력에서 체인링크가 자유롭게 회전 가능한 상태를 의미한다. 롤링 모드에서의 체인 간 상대거동은 하나의 체인이 다른 체인의 표면 따라 구름으로 발생하는 것으로 접촉면 혹은 선의 지속적인 이동을 동반한다. 롤링모드에서도 면 내외 굽힘응력이 발생되나 락킹 모드에서 유발되는 응력에 비해서 무시할 수 있을 만큼 작은 값을 가지는 것으로 알려져 있다.

(3) 슬라이딩 모드(Sliding mode)

슬라이딩 모드는 체인링크가 다른 체인링크의 표면을 따라 미끄러지는 상태를 의미한다. 주로 체인 간 마찰력이 최대 정지 마찰력을 넘은 상태에서 발생되며 슬라이딩 모드에서 유발되는 응력은 운동마찰력에 의해 유발되는 값으로 미끄러짐이 발생하는 동안 일정한 값을 가진다.

2.2 면 내외 굽힘모멘트 계산

인접한 체인링크의 중립축 사이의 각도를 링크간 각도로 정의하고 있으며, 링크 간 강성은 링크 간 각도에 따른 인접한 체인링크의 접촉면에 발생하는 면 내외 굽힘모멘트의 변화량으로 정의된다. 링크 간 강성을 구하기 위해서는 면 내외 굽힘모멘트의 계산이 선행되어야 하며 이를 위해 다음과 같은 방법으로 계산을 수행한다.

면 내외 굽힘모멘트는 체인링크 간 접촉면에서 계산이 수행되며 면외 및 면내 굽힘 모델에 따라 이를 도시화 하면 아래의 Figs. 1-2와 같이 나타낼 수 있다. 면내 및 면외 굽힘 모델은 첫 번째 및 두 번째 체인이 접촉하는 위치에서 발생하는 내력으로써 면 내외 굽힘 모델에 대한 모멘트 평형을 고려하여 식 (1) 및 (2)와 같이 구할 수 있다(Hwang, 2012).

$$M_{OPB} = M_{Rotation} + NT(D_x \sin\theta - D_y \cos\theta) \quad (1)$$

$$M_{IPB} = M_{Rotation} + NT(D_x \sin\theta - D_z \cos\theta) \quad (2)$$

식 (1) 및 (2)에서 M_{OPB} , M_{IPB} 는 접촉면에서 발생하는 면 내외 굽힘 모멘트를 나타내며 $M_{Rotation}$ 는 하중점에서 부가된 모멘트를 표현한다. NT 는 공칭인장력을 의미하며 D_x , D_y 는 접촉면과 하중점까지의 거리를, θ 는 링크회전각도(Prescribed angle)을 나타낸다.

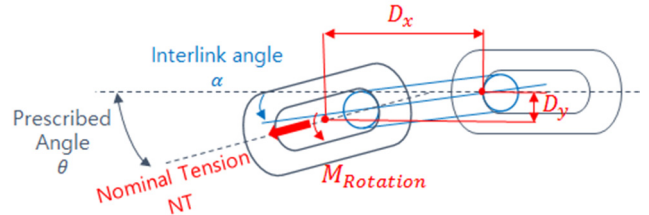


Fig. 1 Illustration of OPB mode

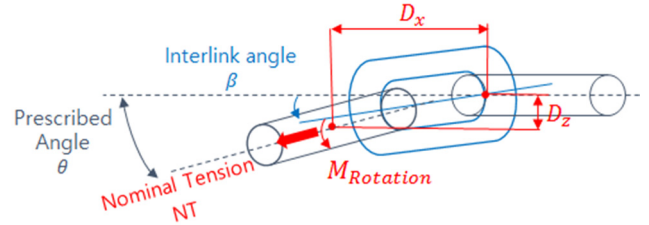


Fig. 2 Illustration of IPB mode

2.3 쿨롱 마찰모델(Coulomb friction model)

비선형 유한요소해석을 통해 링크 간 강성 및 체인표면의 응력집중계수 등을 산출하기 위해서는 체인 간 마찰현상을 정확하게 모사할 필요가 있다. 본 해석에서는 쿨롱 마찰모델을 적용하여 링크간 마찰 거동을 모사하였다. 쿨롱 마찰모델은 크게 건 모델(Dry model), 점성 모델(Viscous model), 탄성 모델(Elastic model)로 구분이 가능하다. Fig. 3은 건 모델과 탄성모델에 있어 마찰력과 접촉면의 상대속도 혹은 상대변위의 관계를 도시한 그림이다. 건 모델의 경우 상대속도(혹은 변위)가 0인 경우 접촉하는 물체에 작용하는 외력의 크기에 해당되는 마찰력이, 상대속도(혹은 변위)가 발생하는 경우 마찰계수와 법선력의 곱에 해당되는 마찰력이 발생하게 된다. 건 모델은 마찰력의 불연속적인 변화로 인해 수치적 불안정성을 내포하고 있는데 이러한 문제를 해결하기 위해 탄성모델이 도입되었다. 탄성 모델의 경우 접촉하는 물체가 접촉상태에 있더라도 미소한 양의 상대변위가 발생하는 것으로 간주하고 미끄러짐 량에 비례하는 마찰력의 발생을 가정한다. 이때 두 면간에 발생하는 미끄러짐에 대한 강성은 마찰력이 임계값에 도달하는 순간의 탄성 미끄러짐 량인 임계 탄성미끄러짐량(l_0)과 밀접한 관련을 가지게 된다.

본 해석에서는 건모델이 가지는 수치적 불안정성을 피하기 위해 탄성 쿨롱모델을 적용하여 해석을 수행하였으며, 접촉하는 두 물체의 표면에 작용하는 마찰력은 식 (3)과 같이 정의하였다.

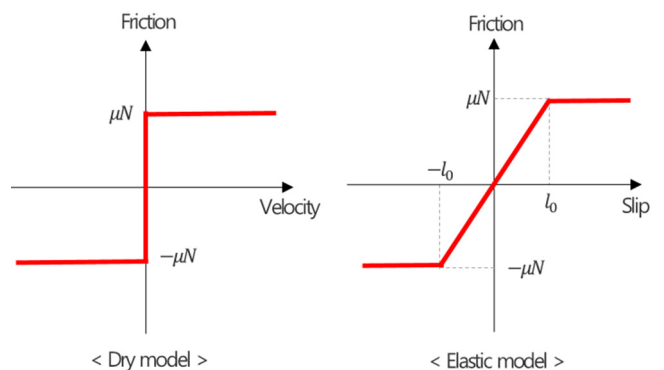


Fig. 3 Dry, elastic Coulomb model

$$F_i = \frac{\mu N}{l_0} s \quad (3)$$

여기서 μ 는 마찰계수, N 은 법선력, s 는 미끄러짐량을 나타낸다.

2.4 응력집중계수

체인 표면 임의의 위치에서 응력집중계수(SCF, Stress concentration factor)를 구하기 위해 링크의 기하학적 형상 의해 야기된 국부 응력을 비선형 구조해석을 통해 도출했다. 또한 국부응력은 응력을 유발하는 성분에 따라 인장력에 기인한 인장응력(Tension stress, σ_{tt}), 면외 굽힘모멘트에 기인한 면외 굽힘응력(OPB stress, σ_{OPB}) 그리고 면내 굽힘모멘트에 기인한 면내 굽힘응력(IPB stress, σ_{IPB})으로 구분하였다.

응력집중계수는 체인링크간의 접촉부를 제외한 체인 응력 집중부의 최대 주응력(Max principal stress)과 체인 중앙에서 공칭 단면에 대한 공칭 인장응력의 비로써 도출하였다. Fig. 4와 같이 체인링크 표면에서 특정 절점에서의 응력집중계수는 식 (4), (5), (6)과 같이 표현된다(Hwang, 2012).

$$SCF_{TTi} = \frac{\sigma_{tti}}{\sigma_n} \quad (4)$$

$$SCF_{OPBi} = \frac{\sigma_{OPBi}}{\sigma_n} \quad (5)$$

$$SCF_{IPBi} = \frac{\sigma_{IPBi}}{\sigma_n} \quad (6)$$

여기서 SCF_{TTi} 는 절점 i 에서의 인장 응력집중계수를, SCF_{OPBi} 및 SCF_{IPBi} 는 각각 절점 i 에서의 면외 및 면내 굽힘 응력집중계수를 나타낸다. σ_n 은 체인 중앙 단면에서의 공칭응력을 의미한다.

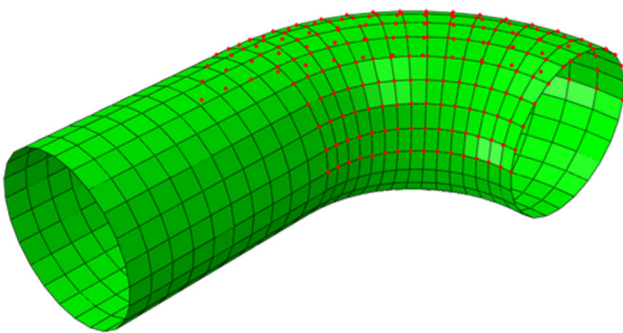


Fig. 4 Nodes on the chain surface

3. 비선형 구조해석

3.1 해석모델 및 하중단계

본 연구에서는 체인의 인장력에 의해 유발되는 인접 체인간의 링크 간 강성 및 면 내외 굽힘에 의한 응력집중계수를 비선형 유한요소해석을 통해 얻고자 하였다. 유한요소해석은 상용 해석 프로그램인 ABAQUS Ver.6.14를 이용하였다. 본 연구에서

고려된 체인은 R3 등급의 지름 147mm 체인링크로 Fig. 5와 같은 형상과 치수를 가진다.

유한요소모델에서는 굽힘에 의한 체적구속(Volume locking)을 방지하기 위해 8절점 비적합요소(C3D8I)를 사용하였고 체인링크 표면에서의 응력을 구하기 위해 강성이 없는 4절점 막요소(M3D4)를 사용하였다. 요소의 크기는 약 10mm로 결정하였으며 이는 체인의 곡률에 따른 형상을 정확하게 묘사함과 동시에 해석의 결과를 통해 얻어진 응력의 수렴성을 보증하는 값이다(Rampi, 2016a; Rampi, 2016b).

체인링크의 제조 단계에서 검사하중(Proof loading)으로 인한 소성변형을 구현하기 위해 Ramberg and Osgood(1943)가 제시한 응력-변형률 관계식 (7)을 적용하였다.

$$\epsilon_n = \frac{\sigma_n}{E} + \alpha \frac{\sigma_y}{E} \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_y} \right)^n \quad (7)$$

여기서, σ_n , ϵ_n , σ_y 는 각각 공칭응력, 공칭변형률 및 항복응력을 나타내며, α , E , n 는 각각 오프셋, 탄성계수 및 경화지수를 나타낸다. Table 1은 해석에 적용된 재료 상수를 요약한 것이다(Hwang, 2012).

Fig. 6은 유한요소 모델에서 적용한 하중의 단계를 표현한 그림이다. 파란색으로 표시한 것은 체인링크에 작용하는 축 방향 인장력의 크기를 나타내며, 빨간색으로 표시한 것은 OPB/IPB를 유발시키기 위한 링크회전각도를 의미한다. 계류라인을 구성하는 체인링크는 제작단계에서 여러 가지 검사를 수행한다. 이중 검사하중 시험(Proof loading test)단계는 최소파단하중(MBL, Minimum breaking load)의 통상 70%에 해당하는 인장력을 가하고 제거하는 시험이다. 높은 검사하중으로 인하여 체인링크의 접촉면에 소성변형이 발생하여 기하학적 형상의 변화가 야기되며 이를 해석에 반영하기 위해 최소파단하중의 70%인 10875kN을 가하고 다시 이를 제거하는 단계를 도입하였다. 운용단계에서 작용하는 인장력을 구현하기 위한 인장단계와 링크 간 각도를 유발시키기 위한 면 내외 회전단계를 고려하였다.

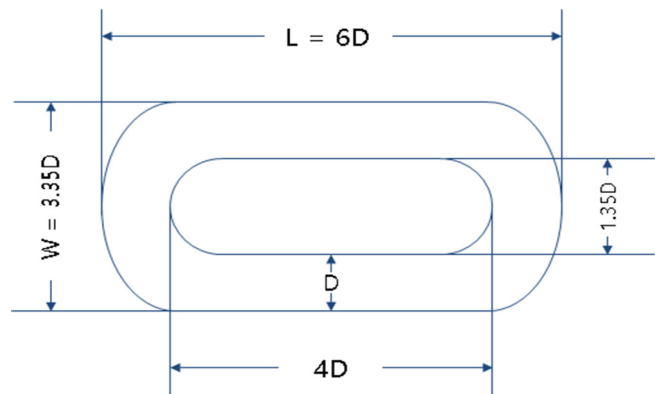


Fig. 5 Geometry of R3 studless chain

Table 1 Material properties

Parameters	Yield stress [MPa]	Offset	Young's modulus [MPa]	Hardening exponent
Value	520	0.804	20900	15.84

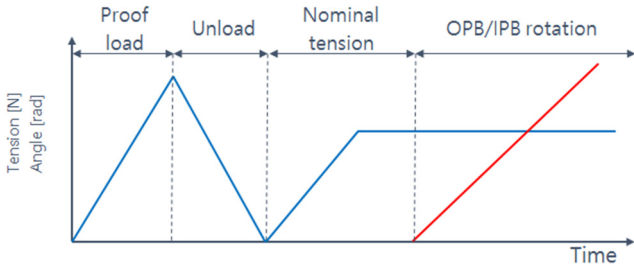


Fig. 6 Time steps of loading

3.2 모델링과 경계조건

(1) 1 링크 모델

체인링크에 작용하는 면 내의 굽힘모멘트를 구현하기 위해 아래의 Fig. 7 및 Fig. 8과 같이 면외 및 면내 굽힘모델에 대한 형상을 모델링 하였다. 모든 체인에 대칭조건을 부여하여 완전한 체인링크의 형상을 이상화 하였으며 오른쪽 체인의 절단면에 고정조건을 부여하여 수직방향 변위를 제어하였다. 왼쪽체인 절단면 상에 위치하는 절점을 붉은점으로 표시된 하중점에 기구학적 연성(Kinematic coupling)조건으로 구속하여 인장력과 링크 회전각도를 고려하여 중간체인의 면 내의 굽힘모멘트를 유발시켰다. 기구학적 연성은 기준점의 y 및 z 방향의 병진 변위와 x 방향의 회전 변위가 종속 절점과 연성되도록 하였다.

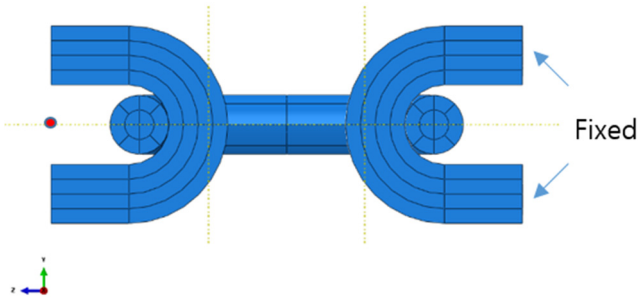


Fig. 7 1 link OPB model

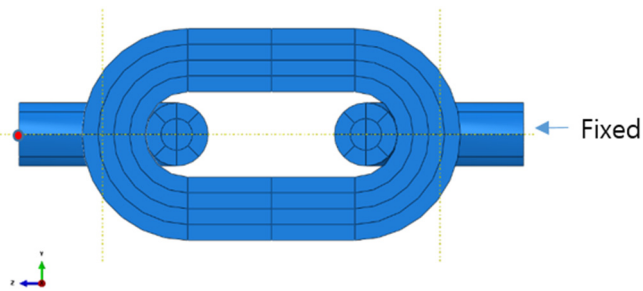


Fig. 8 1 link IPB model

(2) 수정된 1 링크 모델

Fig. 9와 10은 수정된 1 링크 모델로써 1 링크 모델과 기구학적 형상은 동일하지만 오른쪽 체인의 상하부에 각각 강제면을 두어 체인의 수직방향 변위를 제어한 점에서 차이를 가진다. 이는 실제 해양구조물에 계류라인 상부에 존재하는 stopper의 형상을 모사하여 실제상황을 더 이상화하려 노력했다. 오른쪽 링크의 절단면에는 대칭 경계조건을 부여하여 변위를 제어하였다.

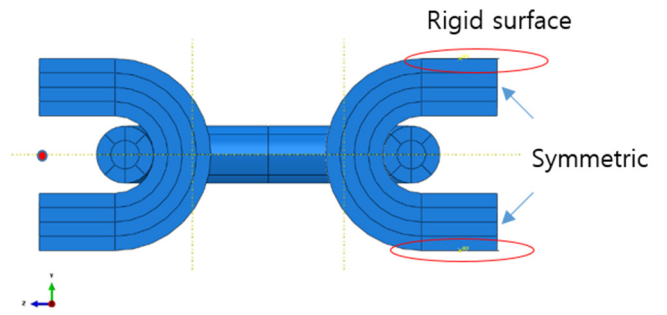


Fig. 9 Modified 1 link OPB model

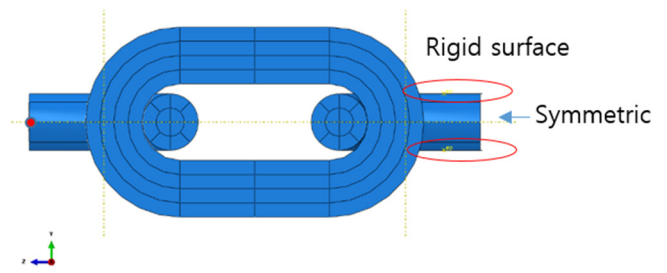


Fig. 10 Modified 1 link IPB model

(3) 2 링크 모델

2 링크 모델은 모델 양단에 추가되는 경계조건으로 인한 효과를 최소화하기 위한 모델로써 Fig. 11과 12에 보인 바와 같은 형상을 가진다. 가장 오른쪽 체인의 절단면을 완전 구속하여 수직방향 변위를 제어하였으며 가장 왼쪽체인의 면을 하중점에 연성시켜 구속한 후 하중을 추가하였다. 링크 간 강성을 위한 면 내의 굽힘모멘트 및 링크 간 각도는 경계조건을 부가한 양 끝단으로부터 가장 멀리 위치한 가운데 체인에서 계산하여 경계조건으로 인한 영향을 최소화하고자 하였다.

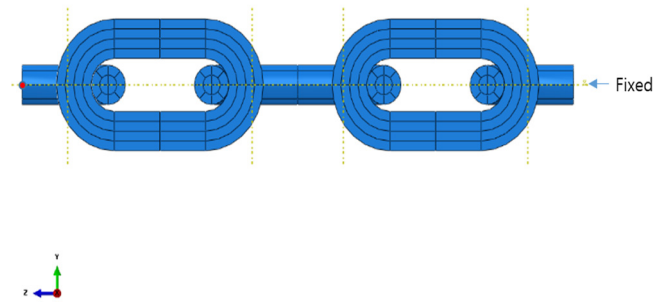


Fig. 11 2 link OPB model

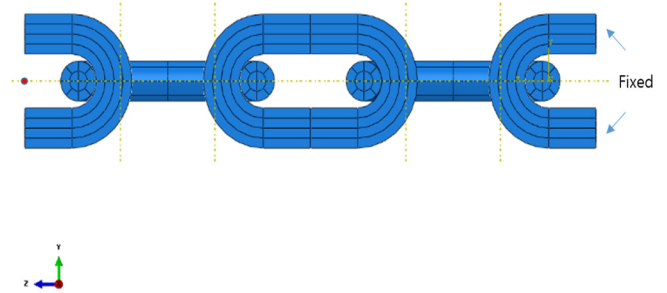


Fig. 12 2 link IPB model

4. 해석 결과

링크간 강성은 구조해석을 통해 얻어진 면 내외 굽힘모멘트와 링크 간 각도의 관계를 도시함으로써 얻을 수 있다. 링크 간 강성은 비선형 구조해석의 정도와 밀접한 관련을 가지는데 본 연구에서는 대변형 효과, 인장력 효과, 마찰모델 효과, 강성계산 위치에 따른 링크 간 강성의 민감도를 분석하였다. 또한, 링크 간 강성을 위해 수행된 해석 결과로부터 도출된 체인 표면에서의 응력집중계수를 계산하였다.

4.1 대변형 효과

링크 간 강성에 미치는 대변형의 영향을 확인하기 위해 3.2절에서 제시한 3가지 면외 굽힘 모델을 이용하여 대변형 효과의 유무에 따른 링크 간 강성의 민감도를 분석하였다. 모든 모델에 대해 0.7의 마찰계수를, 1850kN의 인장력을 부가하여 해석을 수행하였다. Fig. 13은 각 모델 별 대변형 효과의 적용 여부에 따라 링크 간 각도에 따른 OPB모멘트를 표현한 그래프이다. Table 2는 모델에 따른 링크 간 강성을 수치적으로 보여주고 있으며 대변형을 고려한 경우 “Large”로 대변형을 고려하지 않은 경우에는 “Small”로 표시하였다. 2 링크 대변형 모델과 수정된 1 링크 대변형 모델이 비교적 비슷한 링크 간 강성을 보여주고

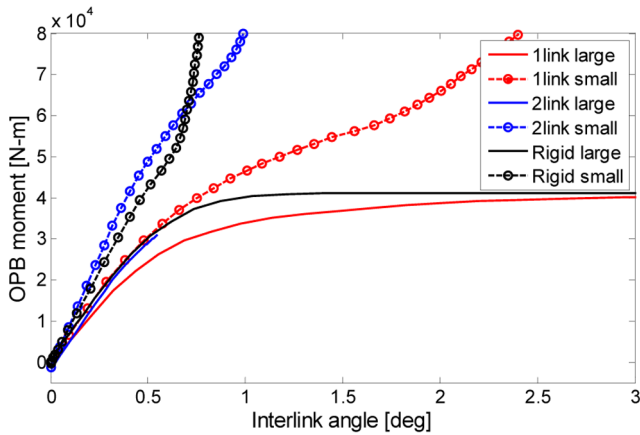


Fig. 13 Interlink angle VS OPB moment

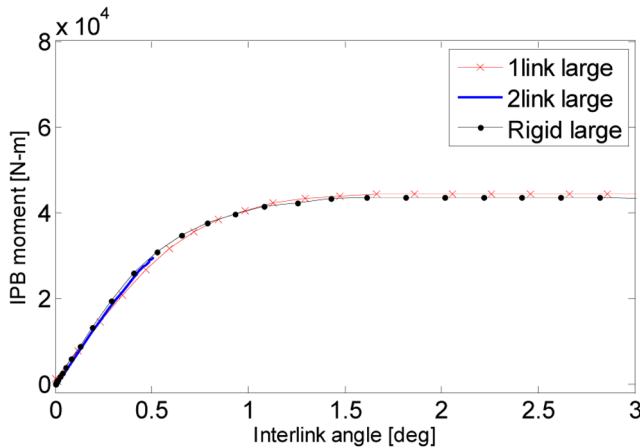


Fig. 14 Interlink angle VS IPB moment

Table 2 Interlink stiffness for different OPB models

Models	1link large	1link small	2link large	2link small	Modified large	Modified small
Stiffness [kN-m/deg]	49.29	67.31	68.68	107.4	66.5	89.34

Table 3 Interlink stiffness for different IPB models

Models	1 link large	2 link large	Modified large
Stiffness [kN-m/deg]	56.04	64.18	67.34

있음을 확인할 수 있으며 모든 모델에 있어 미소변형을 적용한 경우 슬라이딩모드 구간에서 비정상적인 거동을 보임을 확인할 수 있었다.

Fig. 14 및 Table 3은 면내굽힘 모델에 대하여 대변형을 적용하였을 때의 링크 간 각도에 따른 IPB모멘트를 보여주고 있다. 면내 굽힘의 경우 면외 굽힘 모델과 달리 모델 간의 해석 결과 차이가 크게 나타나지 않는 경향을 보이는데 이는 면내 굽힘 모델에 있어 체인이 가지는 높은 굽힘 강성의 효과인 것으로 판단된다.

4.2 인장력의 크기에 따른 영향

인장력의 크기에 따른 링크 간 강성의 영향을 분석하기 위해 인장력을 변화시켜가며 해석을 수행하였다. 3.2절에서 제시한 1 링크 모델을 대상으로 마찰계수 0.7을 적용하고 인장력을 최소 파단하중(MBL, Minimum breaking loading)의 11.90%, 12.55%, 13.19%, 13.88%, 14.48%에 해당하는 인장력을 부가한 후 해석을 수행하였다. 각각의 경우 적용된 인장력은 1850kN, 1950kN, 2050kN, 2150kN, 2250kN이며 Fig. 15에 보인 바와 같이 인장력의 크기가 커질수록 링크 간 강성이 커지는 경향이 나타남을 확인하였다. Table 4는 인장력에 따른 링크 간 강성을 수치적으로 정리한 것으로 인장력의 크기에 따른 링크 간 강성의 변화는 상대적으로 작은 범위에서 변화함을 확인할 수 있다.

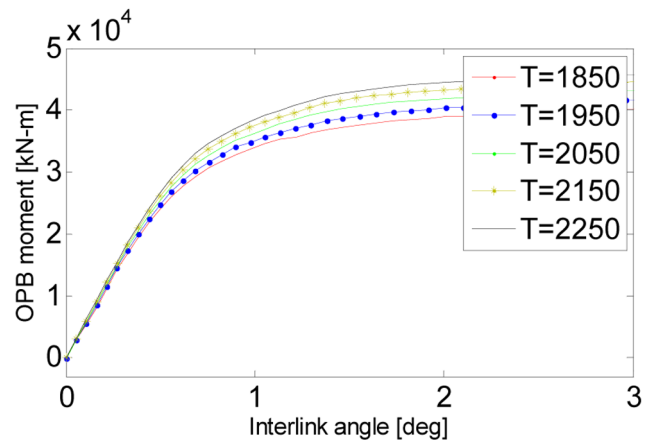


Fig. 15 Effect of tension on interlink stiffness

Table 4 Influence of tension on interlink stiffness

Tension [kN]	1850	1950	2050	2150	2250
Stiffness [kN-m/deg]	49.29	50.58	51.93	53.12	54.28

4.3 마찰계수에 따른 영향

마찰계수의 변화에 따른 링크 간 강성의 영향을 분석하기 위해 마찰계수 값을 변화시켜 가며 해석을 수행하였다. 3.2절에서 제시한 1 링크면 외 굽힘모델을 모델로 선정하였으며, 주어진 인장력(1850kN) 하에서 마찰계수를 0.3, 0.5, 0.7로 차례로 변화시켜가며 링크 간 강성의 변화를 체크하였다. 마찰계수의 영향만을 확인하기 위해 해석 모델은 1 링크면 외 굽힘모델에 대해서만 수행하였다. Fig. 16에 보인 바와 같이 마찰계수가 커질수록 링크 간 강성 또한 증가하는 경향을 보여주었다. Table 5에 보인 바와 같이 강성 변화의 절대적인 양은 크게 나타나지 않음을 확인할 수 있고, 다만 마찰계수의 크기에 따라 슬라이딩 모드가 발생하는 시점과 슬라이딩 모드 시의 면외 굽힘모멘트에 있어 큰 차이를 보임을 확인할 수 있다.

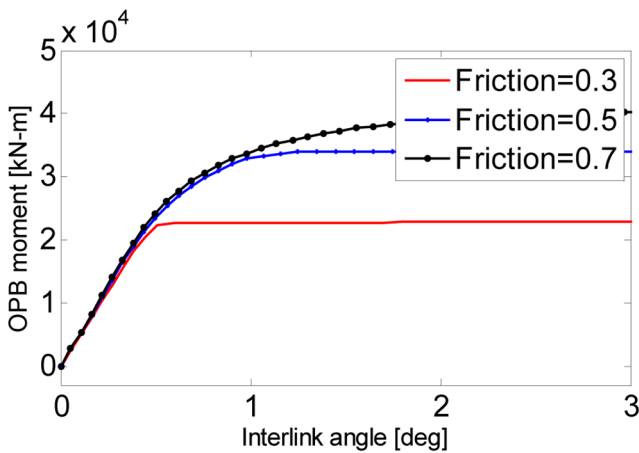


Fig. 16 Effect of friction coefficient on interlink stiffness

Table 5 Influence of friction coefficient on interlink stiffness

Friction coefficient	0.3	0.5	0.7
Stiffness [kN-m/deg]	44.91	47.89	49.29

4.4 임계 탄성미끄럼(Critical elastic slip)에 따른 영향

임계 탄성미끄럼량이 링크 간 강성에 미치는 영향을 분석하기 위해 임계 탄성미끄럼량을 변화시켜가며 해석을 수행하였다. 3.2절에서 제시한 2 링크 면외 굽힘모델을 모델로 선정하였으며, 0.7의 마찰계수와(Hwang, 2012) 1850kN의 인장력을 부가하고 임계 탄성미끄럼량의 크기를 0.00005m, 0.0001m, 0.0002m, 0.0004m로 변화시켜가며 해석을 수행하였다. Fig. 17과 Table 6에 보인 바와 같이 임계 탄성미끄럼량이 작아질수록 링크 간 강성이 증가하는 경향을 확인할 수 있는데, 이는 주어진 마찰계수 하에서 임계 탄성 미끄럼량이 작을수록 마찰력·미끄럼량의 기울기가 증가하기 때문이다. 임계 탄성미끄럼량에 따른 링크 간 강성의 변화는 비교적 크게 나타났으며 이는 링크 간 강성 계산 시에 마찰 모델의 적용 및 임계 탄성미끄럼량의 결정에 주의를 요할 필요가 있음을 의미한다. 임계 탄성미끄럼량은 접촉하는 체인의 표면 상태와 밀접하게 연관된 물리량으로 실험적으로 결정되어야 할 값이다.

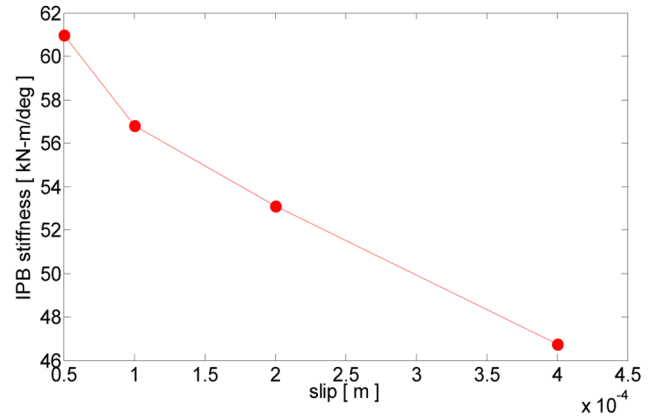


Fig. 17 Effect of elastic slip on interlink stiffness

Table 6 Influence of elastic slip on interlink stiffness

Elastic slip [m]	0.00005	0.0001	0.0002	0.0004
Stiffness [kN-m/deg]	60.98	56.80	53.12	46.74

4.5 모멘트 계산 위치에 따른 영향

Fig. 18은 2 링크면 외 굽힘모델을 강제 보와 탄성 회전 스프링으로 이상화한 모델을 나타낸다. 2 링크면 외 굽힘모델은 탄성 회전 스프링으로 연결된 강제 보에 축방향 인장력과 강제 회전변위를 부가한 단순 모델로 치환이 가능하다. 탄성 회전 스프링에 대한 가정은 링크 간 강성이 락킹 모드 시에 발생하는 링크 간 상대회전량에 따라 결정되기 때문이다.

2 링크면 외 굽힘모델에 포함된 4개의 링크 연결부는 동일한 링크 간 강성을 가질 것이므로 이에 따라 각각의 위치에서의 굽힘 모멘트와 링크 간 각도를 계산하고 링크 간 강성을 계산하여 그 결과를 비교하였다. 해석에 적용된 인장력은 1850kN이며 마찰계수는 0.7로 가정하였다.

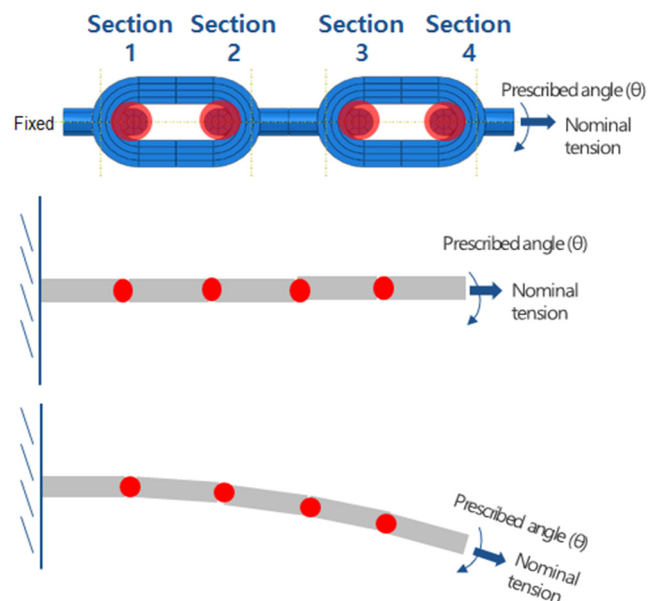


Fig. 18 Idealization of 2 link OPB model

Fig. 19는 링크회전각이 1.8°일때의 면외 굽힘모멘트와 링크 간 각도를 계산 위치별로 나타낸 그래프이다. 2 링크면 외 굽힘 모델이 끝단에 집중하중이 작용하는 외팔보로 근사되는 상황을 고려하면 지지점에서 멀어질수록 굽힘 모멘트 및 링크 간 각도가 감소함을 기대할 수 있다. 이상적인 경우 굽힘 모멘트와 링크

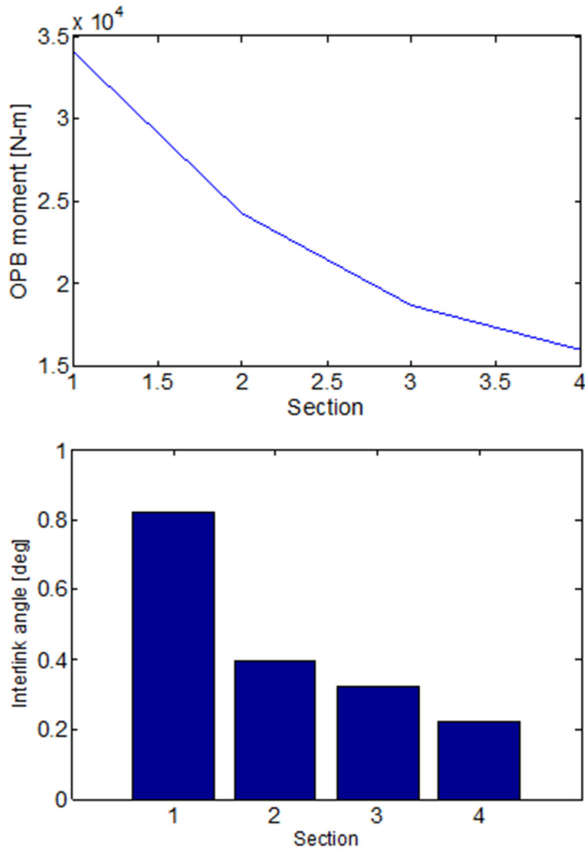


Fig. 19 OPB moment, interlink angle per section

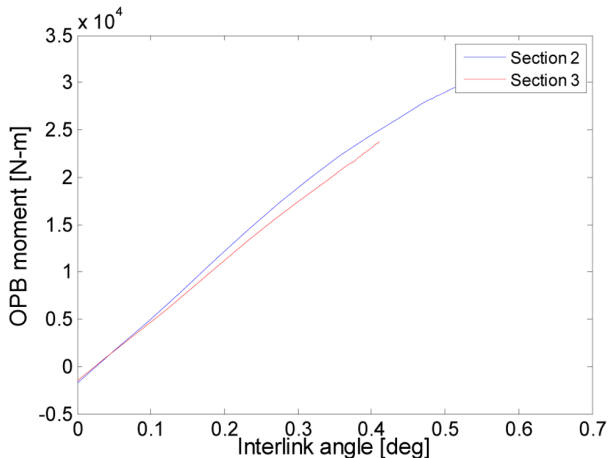


Fig. 20 Interlink angle VS OPB moment per section

Table 7 Interlink stiffness per sections

Models	Section 2	Section 3
Stiffness [kN-m/deg]	68.68	62.54

간 각도는 선형적으로 감소하여야 하며 그 비율은 일정한 값을 가지는 것이 타당하나 경계조건의 효과, 모멘트 계산식의 오차 등으로 인해 기대와 다른 결과를 얻게 되었다.

Fig. 20은 2, 3번 연결부에서의 링크 간 각도와 면외 굽힘모멘트 관계를 나타내는 것으로 1, 4번 연결부와 달리 비교적 유사한 거동을 보임을 확인할 수 있다. Table 7에 정리된 바와 같이 링크 간 강성의 값도 큰 차이를 보이지 않음을 확인할 수 있었다. 2 링크 이상의 다링크 모델을 적용하여 해석하는 경우 모델의 중앙부에 근접한 링크 연결부를 선택하고 해당 링크 연결부에 대한 굽힘 모멘트를 이용하여 링크 간 강성을 계산하는 것이 바람직한 것으로 판단된다.

4.6 응력집중계수

본 연구에서는 체인 링크간의 접촉부를 제외한 체인 응력 집중부의 최대 주응력(Max principal stress)과 체인 중앙부 공칭 단면에 대한 공칭 인장응력의 비로써 정의되는 응력집중계수를 도출하였다. Fig. 21은 1850kN의 인장력 하에서 인장력에 의한 응력집중계수 및 면 내외 굽힘에 의한 응력집중계수를 굽힘모드에 따라 보여주고 있다. 면 내외 굽힘이 발생하는 경우 링크 간 각도가 증가함에 따라 최대응력이 발생하는 위치가 조금씩 이동해 나감을 확인할 수 있다.

Table 8과 9는 면외 및 면내 굽힘 모델의 특정 절점에 대한 응력집중계수의 변화를 링크 간 각도에 따라 요약한 것이다. 해당 절점은 Fig. 22에 보인 바와 같이 면외 및 면내 모델에 대해 각각 A, B 및 A', B'의 위치로써, A 및 A'은 인장력만 작용한 경우 최대응력이 발생하는 위치이며 B 및 B'은 면외 및 면내 굽힘이 발생하는 경우 최대응력이 발생하는 위치이다. Table에 보인 바와 같이 링크 간 각도가 증가하는 경우 B 및 B'의 위치에서의 응력집중계수가 증가하는 것을 확인할 수 있는데 이는 굽힘에 의해 최대응력의 발생지점이 지속적으로 이동하고 있음을 의미하는 결과이다.

Table 8 OPB model SCF

Interlink angle [deg]	A	B
Tension SCF	3.9819	1.8582
0.1401	0.0820	0.6013
0.2302	0.1472	1.0131
0.3180	0.1993	1.3793
0.4278	0.2509	1.7612
0.5016	0.2931	1.9696

Table 9 IPB model SCF

Interlink angle [deg]	A'	B'
Tension SCF	4.0336	2.3231
0.1396	0.0345	0.2538
0.2314	0.0810	0.4135
0.3146	0.1219	0.5459
0.4118	0.1832	0.6865
0.5016	0.1881	0.8037

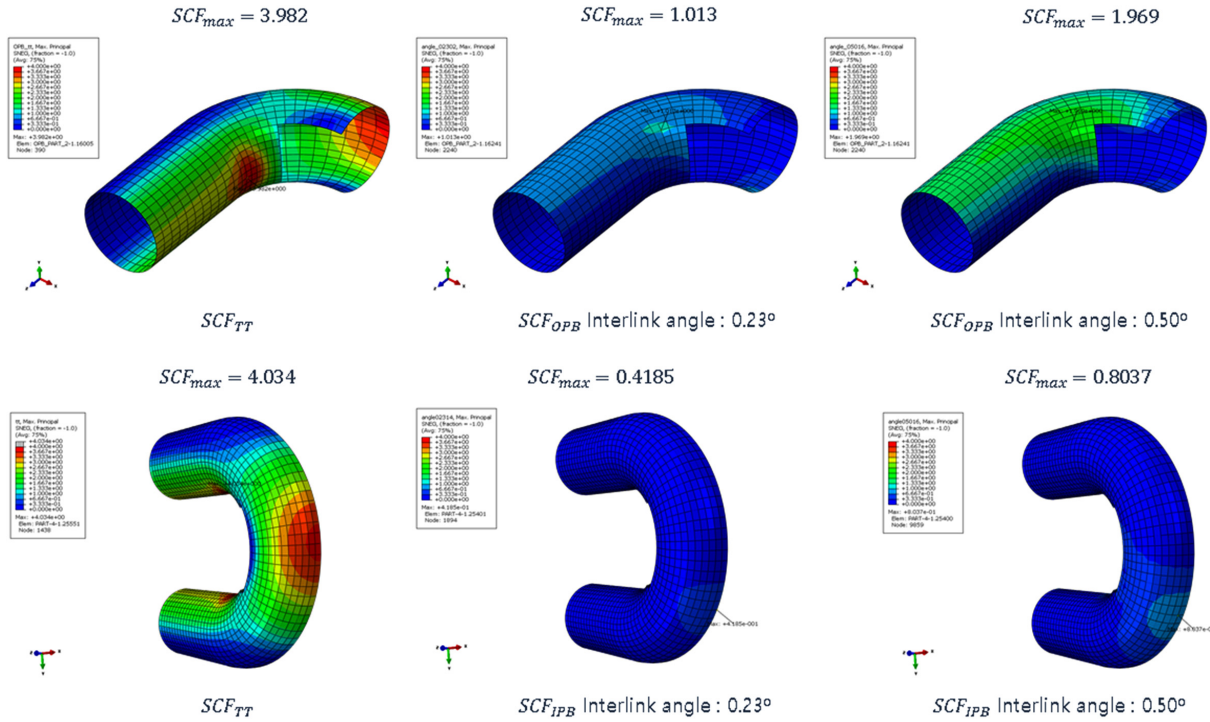


Fig. 21 Example of SCF under tension 1850 kN

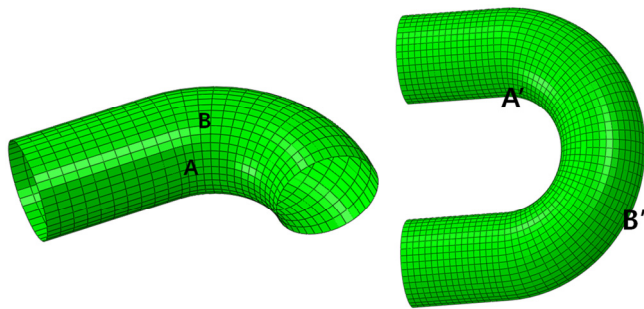


Fig. 22 Nodes on OPB/IPB chain model surface

링크 간 각도가 유사한 경우에 있어 면의 굽힘모드의 경우가 면내 굽힘모드에 비해 큰 응력집중계수 값을 보여줌을 확인할 수 있으며, 이는 계류라인의 피로설계에 있어 면의 굽힘모드가 면내 굽힘모드에 비해 더 지배적인 현상임을 나타내는 결과이다.

5. 결 론

본 연구에서는 면 내외 굽힘을 고려한 계류라인 상부 체인의 피로해석을 위해 경계조건이 서로 다른 3가지 모델의 비선형 수치해석을 통해 링크 간 강성에 영향을 주는 해석 인자들을 영향을 확인하고 응력집중계수를 도출 하였다. 상기의 연구를 토대로 다음과 같은 결론을 도출하였다.

(1) 유한요소해석을 통해 면 내외 굽힘모멘트 계산을 검증한 결과 해석 모델의 형상에 따라 결과 값의 차이가 남을 확인하였다. 해석 결과의 차이는 다양한 인자로 유발되었을 것이나 경계조건의 영향, 굽힘 모멘트의 산정식 및 체인링크의 탄성변형

등이 주요 원인이 되었을 것으로 판단된다.

(2) 대변형의 효과, 인장력의 크기, 마찰계수 및 굽힘 모멘트 계산 위치에 따른 링크 간 강성의 변화양상을 검토 하였으며, 상기 기술된 인자에 따른 링크 간 강성의 변화는 있었으나 그 효과는 그다지 크게 나타나지 않음을 확인하였다.

(3) 탄성 쿨롱마찰모델에 적용된 임계탄성 미끌림량이 링크 간 강성에 주는 영향은 상대적으로 크게 나타남을 확인하였다. 보다 정확한 해석을 위해서는 임계 탄성미끌림량의 크기에 대한 결정이 중요한 인자이며, 이는 미끌림이 발생하는 체인의 표면에 크게 영향을 받는 것으로 체계적인 실험을 통해 그 값을 결정하는 것이 타당한 것으로 판단된다.

(4) 유한요소해석을 통해 체인링크 간 접촉부를 제외한 체인 응력 집중부의 최대 주응력과 체인 중앙부 공칭 단면에 대한 공칭 인장응력의 비로써 정의되는 응력집중계수를 도출한 결과 체인의 굽힘에 의해 최대응력의 발생지점이 이동하는 것을 확인할 수 있었다. 또한 응력집중계수 값에 있어 면외 굽힘모드의 경우 면내 굽힘모드에 비해 비교적 큰 값을 가짐을 확인하였고 이는 계류라인 피로설계에 있어 면외 굽힘모드가 더 지배적인 영향을 줄 것이라 판단된다.

References

Bureau Veritas, 2014. Fatigue of Top Chain of Mooring Lines Due to In-plane and Out-of-plane Bendings. Guidance Note NI 604 DT R00 E.

Choung, J., Han, S., 2016. A Novel Procedure for Mooring Chain Fatigue Prediction Based on Maximum Principal Stress Considering Out-of-plane and In-plane Bending Effect.

- Journal of the Society of Naval Architecture of Korea, 53(3), 237-248.
- Hwang, O.J., 2012. Fatigue Assessment of Mooring Chain Link of Spread-moored FPSO in Deepwater Considering Bending Phenomenon. Ph.D., Dissertation, Korea Maritime and Ocean University.
- Lim, Y., Kim, K., Choung, J., Kang, C., 2010. A Study on Out-of-Plane Bending Mechanism of Mooring Chains for Floating Offshore Plants. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 47(4), 580-588.
- Melis, C., Jean, P., Vargas, P.M., 2005. Out-of-Plane Bending Testing of Chain Links. Proceedings of 24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Halkidiki, Greece.
- Ramberg, W., Osgood, W., 1943. Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters. National Advisory Committee for Aeronautics, Technical Note No. 902.
- Rampi, L., Bignonnet, A., Le Cunff, C., Bourgin, F., Vargas, P., 2016a. Chain Out of Plane Bending(OPB) Fatigue Joint Industry Project(JIP) FEA Results and Multi-axiality Study Results. Proceedings of 35th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Busan, Korea.
- Rampi, L., Gerthoffert, A., Francois, M., Bignonnet, A., Vargas, P., 2016b. Chain Out of Plane Bending(OPB) Fatigue Joint Industry Project(JIP) Fatigue Test Program Results and Methodology. Proceedings of 35th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Busan, Korea.
- Vargas, P.M., Jean, P., 2005. FEA of Out-of-Plane Fatigue Mechanism of Chain Links. Proceedings of 24th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Halkidiki, Greece.

Survey of Seafloor at Chagwi-do of Jeju Island to Select 60-m-class Sea Test Bed of Wave Energy Converter

Hansoo Kim^{**}, Jeongrok Kim^{*}, Il-Hyoung Cho^{*}, Dong-Guk Paeng^{*} and Jong-Su Choi^{***}

^{*}Department of Ocean System Engineering, Jeju National University, Jeju, Korea

^{**}Maritime security research center, Korea Institute of Ocean Science & Technology, Ansan, Korea

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

60m급 파력발전 실효역 시험장 선정을 위한 제주도 차귀도 해역의 해저 지층 탐사

김한수^{**} · 김정록^{*} · 조일형^{*} · 팽동국^{*} · 최중수^{***}

^{*}제주대학교 해양시스템공학과

^{**}한국해양과학기술원 해양방위연구센터

^{***}한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소, 해양플랜트연구부

KEY WORDS: Sea test-bed 실효역 시험장, Suction anchor 석션 앵커, Sediment 퇴적물, Sub-bottom profiler 천부지층탐사기, Survey of sea floor 해저 지층 탐사

ABSTRACT: The purpose of this study was to investigate the sea floor using a seismic profiler in the northern part of Chagwi-do of Jeju Island in order to select the optimal location for the 60-m-class berth of a sea test bed for wave energy converters and provide basic environmental data for designing a suction anchor. The echo types of the seismic profiles were classified based on the study of Kim et al. (2016a), and the location for installing the suction anchor was selected based on a sediment thickness of more than 10 m. The physical properties of the surface sediments were determined by analyzing the sediment samples obtained from 16 grab sample points. Based on the investigation and analysis, we proposed a survey area in the North-Eastern sea as an optimum location for the 60-m-class berth where the suction anchor could be installed.

1. 서 론

최근에 해양 신재생에너지 보급 확대 및 국내 관련 산업 육성을 위한 방안으로 파력발전 실효역 시험장 구축을 추진하고 있다(Kim et al., 2016b). 파력발전 실효역 시험장은 수십 별로 다수의 정박지(Berth)를 갖추고 있으며, 고객이 주문대로 설계 제작된 파력발전 장치를 시험장에 설치, 유지/보수, 성능 평가, 철거까지 실증 실험에 필요한 모든 것을 제공해 준다. 바다를 이용함에 있어 필요한 정책적, 제도적 문제가 발생하지 않기 때문에 고객의 입장에서는 이에 관련된 번거로움을 피할 수 있어 실증 실험에 필요한 기간을 크게 단축시킬 수 있다. 국가적 차원에서 파력발전 장치 개발을 유도할 수 있으며, 한 곳에서 실증 실험을 수행하기 때문에 중복 투자를 크게 줄일 수 있는 효과가 있다. 제주도 차귀도 주변 해역은 파랑에너지 밀도가 높고, 해상

교통량이 적으며, 인근에 한림항과 애월항과 같은 중형 항구를 갖추고 있다. 또한 신재생 에너지로 도내 전력의 100%를 충당하기를 원하는 제주도의 에너지 정책을 고려해 볼 때 차귀도 해역은 파력발전 실효역 시험장의 최적지로 여겨진다.

부유식 파력발전 장치는 환경 외력 하에서 설치 위치를 유지하기 위하여 앵커 또는 계류 시스템이 필요하며, 수심, 해저 지형, 해저 지층 등이 앵커 시스템 설계에 반영된다. 현재 고려중인 수심 15m, 40m, 60m 정박지 중에서 수심 60m급 정박지는 외해로 나가야 하므로 해저 케이블 설치비용이 절감될 수 있도록 가능한 한 해상 변전 시설과 가깝게 위치해야 한다. 60m급 정박지에 사용될 앵커 유형은 상대적으로 설치비용이 저렴하고 안정성이 높은 석션 앵커(Suction anchor)를 고려하고 있다. 석션 앵커는 내·외부의 압력차를 이용하여 앵커를 해저로 관입하는 장치로 해상에서의 설치가 용이하고, 크기 및 설치 수심에 크게 제약을 받지

Received 13 March 2017, revised 14 March 2017, accepted 4 August 2017

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

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

않기 때문에 심해의 석유시추선과 같은 해양 부유구조물의 앵커 시스템에 널리 활용되고 있다(Kim et al., 2005a, Kim et al., 2005b). 그러나 해저면 관입이 불가능한 암반지대인 경우 석션 앵커를 사용할 수 없다. 따라서 수심 60m급 정박지를 선정하기 위해서 다음과 같은 조건을 만족하도록 하였다. ① 수심 50~70m 이내에 위치하여야 하며, ② 해저 케이블 설치비용 절감을 위하여 해상변전시설과 가까운 거리에 위치하여야 하며, ③ 해저 지층이 석션 앵커의 관입이 가능한 퇴적층(사질 또는 니질)으로 이루어져있고, 깊이는 최소 10m 이상을 확보해야하며, ④ 해저 지형은 평탄하면서 동시에 다점 현수선(Catenary) 계류 설치를 위해 비교적 넓은 지역(반경 500m 이상)을 확보해야 한다. 이상의 4가지 조건을 만족하는 수심 60m급 정박지 해역을 찾기 위하여 해저 지층 탐사를 실시하였다. 이와 같이 수심 60m급 정박지는 해저 탐사를 통해 석션앵커의 설치·시공 측면에서 유리한 최적 위치를 선정하고자 한다.

현재까지 해저 지층의 구조를 탐사하기 위한 방법으로 주로 탄성과 탐사를 이용해 왔다(Kearey and Brooks., 1991). 탄성과 탐사 기법은 탐사할 지층의 깊이에 따라 주파수 대역을 구분하여 각기 다른 장비를 이용한다. 물속에서 압축공기를 터트리는 에어건(Air gun)이나 중천부지층탐사기(Sparker)는 비교적 깊은 지층 탐사에 사용되는 장비이며, 압전식 변환기(Piezoelectric transducer)를 진원으로 하여 음파를 발생시키는 천부지층탐사기(Sub-bottom profiler, SBP)는 얇은 지층 탐사에 주로 사용된다. Lee et al.(2009)은 서해 경기만의 해저지층 구조와 퇴적 환경을 규명하고자 천부지층탐사기와 중천부지층탐사기를 이용한 탄성과 탐사를 수행하여 음향상 분류를 통한 퇴적 환경 연구를 수행한 바 있다. Yu(2010)은 제주도 남부 해역에서 천부지층탐사기와 중천부지층탐사기를 이용하여 획득한 음향자료로부터 음향상 분류 및 퇴적 환경 분석을 수행하였다. Kim et al.(2016a)은 제주도 차귀도 서북쪽 외해역에서 천부지층탐사기를 이용하여 탄성과 탐사를 실시하였고, 퇴적물에 대한 성분 분석을 수행하였다.

지금까지 국내에서 이루어진 해저 지층 조사 연구에서는 단순히 음향상 분류 또는 퇴적물 분석연구가 대부분이며, 파력발전 실험역 시험장 선정과 같이 특별한 목적을 가지고 실시된 적은 없었다. 본 연구에서는 제주도 차귀도 북부 해역에 위치할 파력발전 실험역 시험장의 수심 60m급 정박지로 적합한 최적의 위치를 찾기 위한 목적으로 탄성과 탐사를 통한 해저 지층 특성 파악, 퇴적층의 깊이 분석을 수행하였다. 이를 위하여 천부지층탐사기를 이용한 고주파 탄성과 탐사를 실시하여 퇴적층의 두께 분포를 파악하였다. 취득한 음향자료를 가지고 음향상 분류 방법에 따라 해저 지층 형태의 특성을 파악하였고, 측면주사 음향측심기를 이용하여 해저면의 영상을 통해 해저 지형을 조

사하였다. 마지막으로 조사 해역 내의 여러 정점에서 시료 채취기를 통해 얻은 퇴적물 시료에 대한 성분 분석을 통하여 표층 퇴적물의 물리적 특성을 파악하였다. 탐사 결과를 토대로 수심 60m급 파력발전 실험역 시험장 정박지로서 조건에 부합하는 해역을 최적 위치로 제안하였다.

2. 재료 및 방법

2.1 탐사 해역 및 방법

제주도 서부 및 차귀도 북부 해역을 포함하는 본 조사 해역의 수심은 약 30~80m로, 제주도에서 멀어질수록 수심이 깊어지는 형태를 지니고 있다. 파력발전 실험역 시험장 수심 60m급 정박지를 선정하기 위하여 총 3차례 탐사를 실시하였다. Fig. 1은 각 탐사 영역과 탄성과 탐사 경로, 시료 채취 정점을 보여주고 있다. 탐사는 제주대학교 해양조사선 제라호를 이용하여 2016년 5월 31일(1차 탐사), 6월 1일(2차 탐사), 9월 22~23일(3차 탐사) 탐사를 수행하였다. 해당 지역은 위도 33°20.0000'N ~ 33°22.0000'N, 경도 126°07.0000'E ~ 126°09.3000'E 에 위치한다. 1차 탐사는 상대적으로 넓은 지역으로 위도와 경도 방향으로 3.0km×3.5km 범위 내에서 탐사를 수행하였고(Fig. 1a), 1차 탐사의 결과를 토대로 조사범위를 좁혀 2차 탐사(1.75km×2.0km)을 실시하였다(Fig. 1b). 마지막 3차 탐사(1.5km×2.0km)는 2차 탐사와 조사지역은 같지만 사선 방향으로 이동하면서 보다 세밀하게 조사하였다(Fig. 1b). 탄성과 탐사결과로부터 파악한 퇴적층 10m 이상인 해역에 속한 16개 정점에서 시료 채취기를 이용하여 표층 퇴적물을 취득하였다. 탐사 경로 상에 위치한 각 탐사별 실험 환경, 날짜, 사용 장비, 범위 그리고 각 차수별 탐사 경로와 경로별 거리는 Table 1에 정리하였다.

2.2 탐사 장비

해저 지층 탐사는 Fig. 1에 나타난 탐사 경로를 따라 이동하면서 데이터를 취득하였다. 1~3차 탐사 모두 천부지층탐사기를 사용하였고, 3차 탐사에서만 추가적으로 시료 채취기와 측면주사음향측심기를 사용하였다.

본 조사에서 사용된 탄성과 탐사 장비는 고주파 탐사 장비 중 하나인 천부지층탐사기(Teledyne Odom Hydrographic, Baton Rouge, Louisiana, USA)이다. 천부지층탐사기의 음원 신호는 2~7kHz의 주파수 대역을 가진 주파수 변조(Frequency modulation, FM)를 통해 얻은 스위프 신호(Sweep signal)를 가진다. 중천부지층탐사기와 달리 높은 주파수 대역을 사용하기 때문에 해저 지층 내부로 깊은 곳까지는 투과할 수 없지만, 분해능이 높아 정밀한 지층 조사가 가능하다(Lee et al., 2009). 반사 신호에 정합 필터 기법을 사용하여 신호

Table 1 Specification of each survey regions and experimental equipments using the sub-bottom profiler (SBP), side scan sonar (SSS) and grab

Survey	Date	Equipments	Range [km]	Survey lines			
				Latitude	Distance [km]	Longitude	Distance [km]
1 st	2016. 05. 31	SBP	3.0 × 3.5	Z1 ~ Z8	0.5	Y1 ~ Y5	0.5 ~ 1.0
2 nd	2016. 06. 01	SBP	1.75 × 2.0	X1 ~ X9	0.25	V1 ~ V4	0.25 ~ 1.0
3 rd	2016. 09. 22 ~ 23	SBP, SSS, Grab	1.5 × 2.0			01 ~ 13 (Diagonal line)	

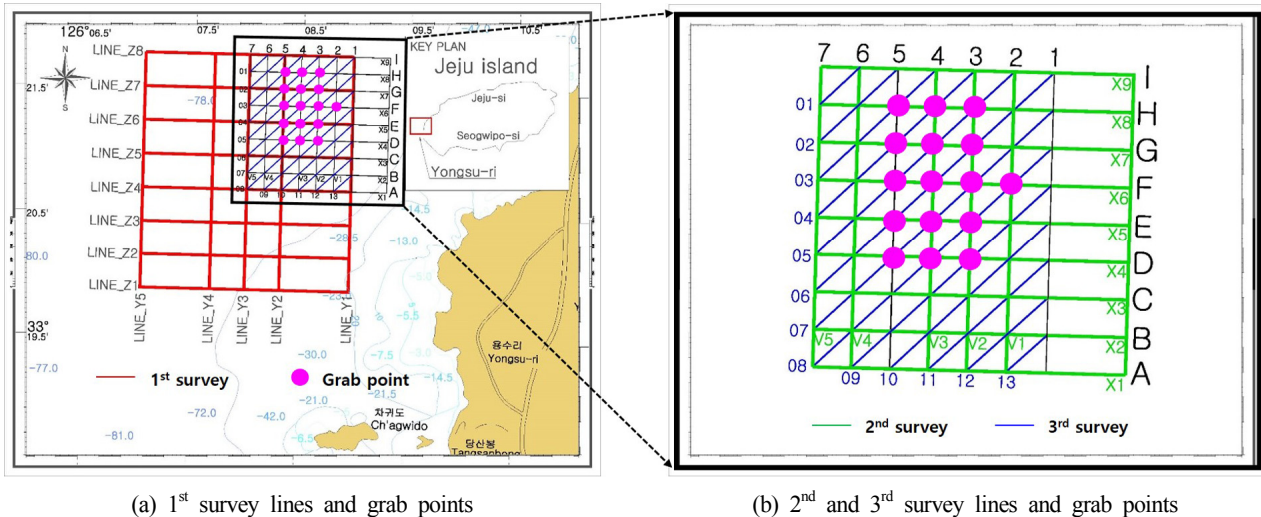


Fig. 1 Location of the 1st ~ 3rd survey areas. Track lines(a, b) for seismic survey using a sub-bottom profiler (SBP) and 16 grab sampling points in the survey area

대 잡음비(Signal to noise ratio, SNR)를 향상시켜 고해상도 이미지를 통해 퇴적층의 정밀한 구분이 가능하다(LeBlanc et al., 1992). 최대 출력력을 사용하였으며 반복률(Rep. rate)은 500ms로 설정하였다. 수심에 따라서 펄스 길이(Pulse length)는 30-60ms로, 수신 이득(Gain)은 6-30dB로 변경하면서 측정하였다. 또한 3차 탐사에서 사용한 탐사 장비는 측면주사음향측심기로, 음파가 해저 바닥에서 반사되어 오는 모양을 통해 해저면을 영상화 하는 장비로 측면주사음향측심기이다. 이 장비는 해저 지형 분석 조사를 위해 주로 사용되며, 영상은 퇴적물의 평균 크기와 거칠기에 따라 변하는 음향강도에 비례하여 다르게 나타난다(Kim et al., 2002; Lee et al., 2013). 사용 주파수는 400kHz 고주파 대역으로, 촬영폭(Swath)은 300m로 제한하여 천부지층탐사기와 동시에 조사선으로 예인하며 측정하였다. 마지막으로 해저면 퇴적물 시료는 탄성과 탐사를 통해 획득한 음향상 분석을 수행한 후, 퇴적층이 10m 이상으로 나타나는 해역을 대상으로 정점을 선정하고 시료 채취기(Grab)를 이용하여 획득하였다. 탐사 위치는 조사선에 설치되어 있는 DGPS(Differential global positioning system)을 이용하였으며, 항해 시 운항 속도는 4~5knot(7.4~9.3km/h) 이내로 유지하였다.

3. 분석 결과

3.1 음향상 분석 및 퇴적층 깊이 분석

천부지층탐사기를 통해 획득한 탄성과 단면도의 정확한 분류를 위해서 음향상 분류를 수행하였다. Chough et al.(2002)가 제안한 분류 방법을 일부분 수정하여 제시한 Kim et al.(2016a)의 분류 방법에 따라 음향상을 세분화 하였다. Table 2는 8개의 음향상 각각의 특징과 단면도를 보여주고 있다. 먼저 해저면의 모양에 따라 각각 Type I(편평한 모양), Type II(둔덕 모양) 그리고 Type III(불규칙한 모양)으로 크게 3종류로 구분하였으며, 이를 다시 세분화하여 8개의 음향상으로 분류하였다. 수심 60m급 정박지 조건에 부합되는 위치를 쉽게 찾기 위하여 암반 지역(빨강), 10m 이내의 퇴적층(초록), 10m 이상의 퇴적층(파랑)으로 3가지 색을 달리하여 Fig. 2의 탄성과 단면도에 나타냈다.

Fig. 2에는 각각의 탐사 경로 중 대표적인 탄성과 단면도를 나타내었다. 각 그림 상단에는 음향상 분류를 통해 분류된 음향상을 표기하였다. 탄성과 단면도에서 볼 수 있는 해저 돌출 지

Table 2 Classification from each echo types of seismic images (Kim et al. 2016a)

Class	Type	Line drawing	Description
I	I-1		Relatively flat seafloor with either no little sub-bottom reflectors
	I-2		Flat seafloor with moderately to well developed sub-bottom reflectors
	I-3a		Laterally extensive acoustically transparent unit of sheet clearly(I-3a) and more clearly(I-3b)
	I-3b		
II	II-1		Mounds with no bed forms, either absent or well developed internal reflectors
	II-2		Mounds accompanying acoustically transparent wedges on the flank and smaller bed forms on the crest
III	III-1		Regionally flat seafloor incised by shallow troughs
	III-2		Sea floors of great topographic relief and deeply incised valleys

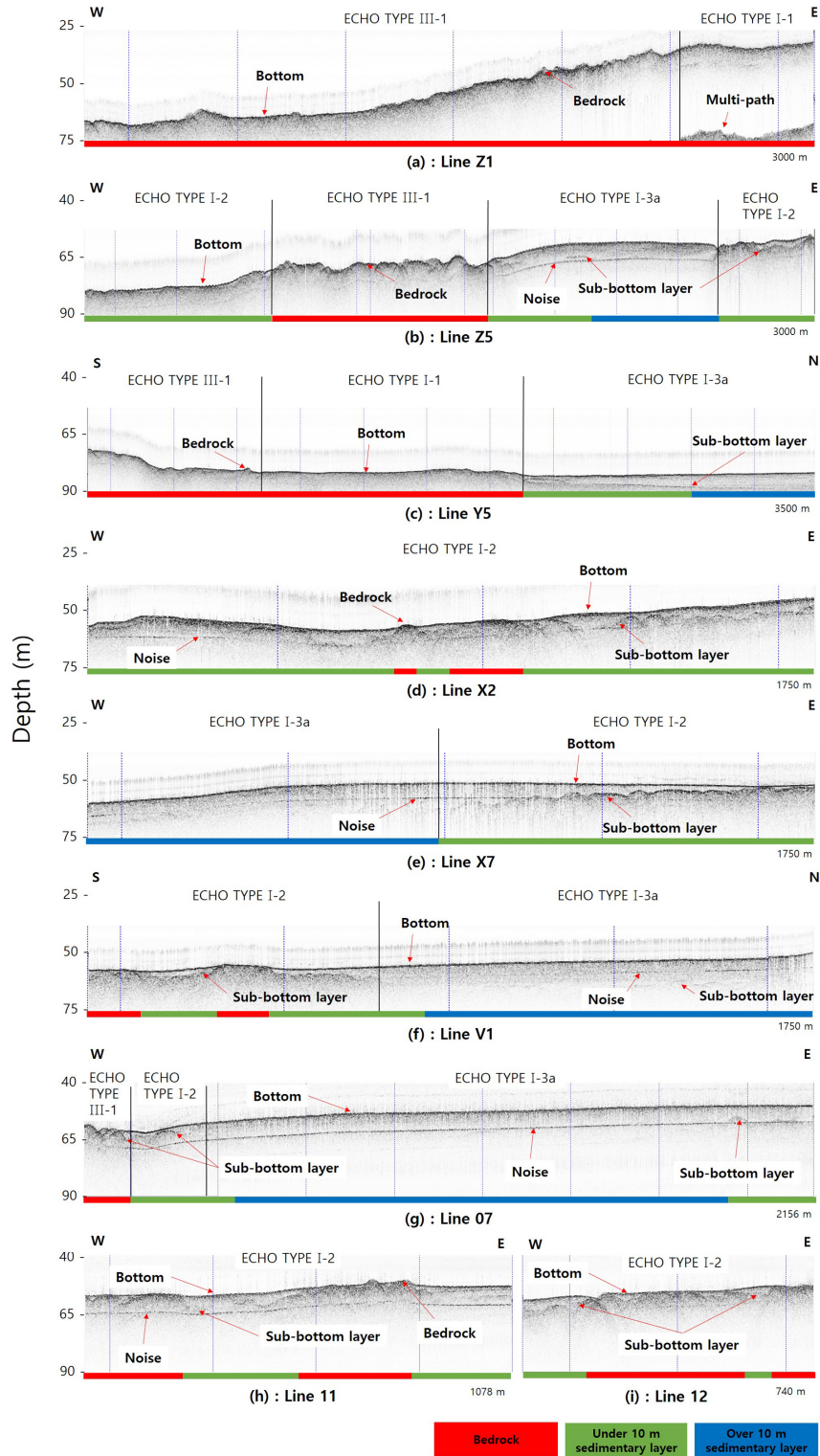
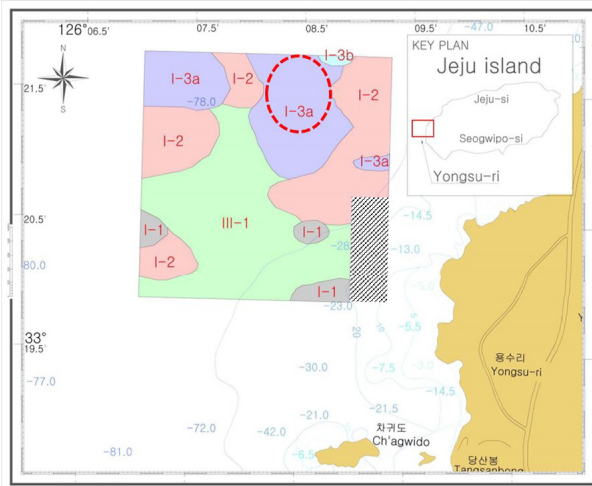


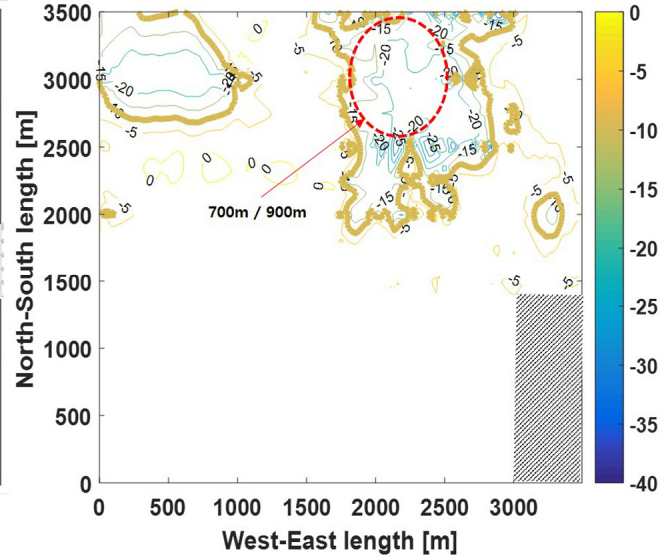
Fig. 2 Representative seismic images classified by echo type and sediment thickness

형은 기존 연구(Kim et al. 2016a)를 통해 암반(Bedrock)으로 판단하였고, 모든 음향상에서 잡음(Noise) 라인이 나타남을 확인하였다. Fig. 2a 오른쪽, Fig. 2c의 중앙 음향상에서 나타난 탄성과 단면도는 해저면이 평탄하고 표면 반사가 뚜렷하여 내부 반사층이 나타나지 않는 Type I-1 형태로 구분된다. Type I-1에 속한 해저면은 주로 암반 지역이거나 조립질의 퇴적물이 표층에

두껍게 쌓여 있어 음파를 투과시키지 못한다(Damuth, 1980). Type I-2 형태는 내부 반사층이 나타나지 않는 Type I-1 형태와 다르게 불규칙적으로 보이거나 부분적으로 끊겨서 나타난다. 부분적으로 10m 이내의 퇴적층이 나타나며 일부 지역에서는 퇴적층이 나타나지 않았다(Fig. 2b, 2d, 2e, 2f, 2g, 2h, 2i). Type I-2에 속한 퇴적물은 Type I-1보다 비교적 크기가 작은 퇴적물이 분포



(a) Classified echo type



(b) Classified depth from sub-bottom layers

Fig. 3 (a) Classification of echo types in the survey area, and (b) contour of sediment thickness. The red dotted circles indicate the optimum location of the 60m-class sea test-bed

할 때 나타난다(Damuth, 1980). Type I-3은 해저면 표층이 주로 사질로 구성되어 있어 해저면의 첫 번째 층에서 상대적으로 큰 반사 신호가 나타나는 Type I-3a와 해저면 표층이 실트(Silt)와 점토(Clay) 비율이 높은 니사질 혹은 니질로 구성되어 있어 더 투명한 층으로 나타나는 Type I-3b로 구분할 수 있다. 본 조사 해역 내에서는 주로 북동부와 서북부 일부지역에서 Type I-3a가 나타남을 확인하였다(Fig. 2b, 2c, 2e, 2f, 2g). Fig. 2b, 2c의 오른쪽 일부분과, Fig. 2e의 왼쪽, Fig. 2f의 오른쪽 그리고 Fig. 2g의 중간 부분에서 10m 이상의 퇴적층이 나타남을 확인할 수 있다. 10m 이상의 퇴적층을 확보한 해역에서는 주로 표층이 사질 혹은 니사질의 세립토로 구성되어 있어 음파가 상대적으로 깊게 들어갈 수 있는 형태를 보인다(Kim et al., 2016a). 반면 Fig. 2a, 2b, 2c에서 부분적으로 보이는 해저면이 불규칙하고, 골 모양의 해저 지형을 가지며, 내부 반사층이 나타나지 않는 Type III-1에서는 퇴적층이 없는 것으로 확인되었다. 이러한 지형은 조차가 큰 해역에 위치하여 수면 변동과 강 한 조류에 의한 비교적 소규모 침식의 결과로 나타난다고 알려져 있다(Lee et al., 2009). 이 밖에도 둔덕 모양의 해저면 형태를 갖으며 내부 반사층이 나타나지 않는 Type II-1, 표층이 불규칙한 형태를 갖으며 주변 부에도 불규칙한 퇴적층이 나타나 변형된 둔덕 형태를 보이는 Type II-2, 해저면이 대규모 침식에 의하여 해저 지형의 변화가 매우 심한 형태를 보이는 Type III-2가 있다. 그러나 본 조사해역 내에서 Type II-1, II-2, III-2의 음향상들은 나타나지 않았다.

1~3차 탄성과 탐사를 통하여 탐사 해역 내의 해저 지형 및 퇴적층을 각각 음향상과 퇴적층 깊이별로 분류하였고, 그 결과를 종합하여 Fig. 3에 나타냈다. Fig. 3a에는 탐사 해역의 동남부, 서남부 등 일부지역에서는 Type I-1, 서부 및 동부 지역에서는 주로 Type I-2, 서북부, 북동부 지역에서는 Type I-3a, 북동부 일부 지역에서는 Type I-3b 그리고 중앙 및 남부지역은 Type III-1 이 나타남을 확인하였다. Fig. 3b는 퇴적층 10m 영역을 찾아 위하여 등고선 형태로 해저면 아래 퇴적층의 깊이를 나타내었다.

서북부와 북동부 지역에서 10m 이상의 퇴적층이 존재함을 확인 하였으나, 북동부 지역이 육지에서 가까우며 수심이 50~70m 이 내로 나타남을 확인하였다. 해당 해역은 석선 앵커 설치 조건에 맞는 수심 60m급 정박지가 가능한 위치로 판단된다. 퇴적층 깊이가 10m 이상으로 나타난 지역은 음향상 분류로 구분하였을 때 Type I-3a에 속한다.

동시에 3차 탐사에서 운용한 측면주사음향측심기에서 각 탐사 라인별 얻은 영상을 O et al.(2015)가 분석한 방법을 이용하였다. 저장한 자료부터 KML(Keyhole markup language)파일을 생성하여 모자이크 처리를 한 후, 하나의 이미지로 나타내었다 (Fig. 4) 취득한 영상을 분석 결과 전반적으로 3차 탐사 영역내의 서남쪽 또는 동남쪽 일부 지역에서 암반이 노출된 것을 제외하곤 퇴적층이 고르게 분포하고 있음을 확인하였다.

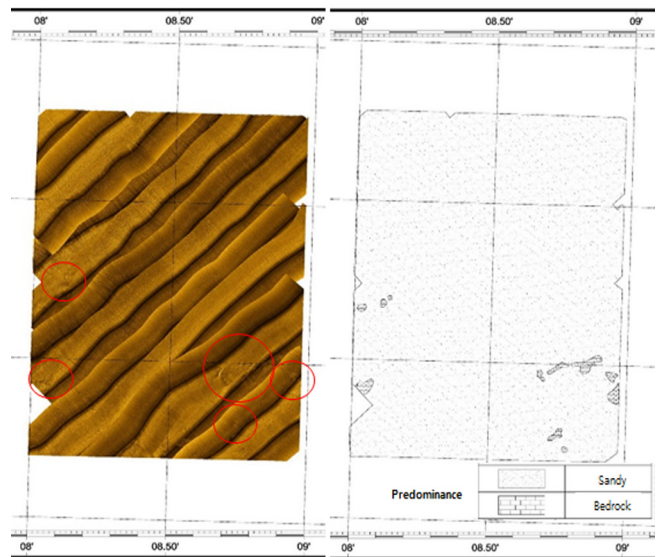


Fig. 4 Sonograph obtained from a side scan sonar (SSS)

Table 3 Physical characteristics of sedimental samples at 16 locations

Point	Specific weight [g/cm ³]	Moisture content [%]	Specific gravity	Composition [%]			Composition of only soil particle [%]		Unified soil classification
				Sand	Silt	Organic	Sand	Silt	
D3	1.69	29.34	2.720	78.4	12.0	9.6	86.7	13.3	SP-SM
D4	1.49	29.54	2.603	69.7	12.5	17.8	84.8	15.2	SM
D5	1.68	34.17	2.581	32.9	9.4	57.7	77.7	22.3	SP-SM
E3	1.70	31.54	2.632	73.0	12.2	14.8	85.2	14.8	SM
E4	1.71	27.22	2.653	64.6	13.1	22.2	83.1	16.9	SM
E5	1.66	35.55	2.647	46.6	16.8	36.5	73.5	26.5	SM
F2	1.66	30.49	2.576	70.9	14.6	14.5	82.9	17.1	SM
F3	1.76	29.75	2.646	65.6	16.3	18.0	80.1	19.9	SM
F4	1.70	38.84	2.603	59.1	15.9	25.0	78.8	21.2	SM
F5	1.75	30.62	2.609	62.0	11.9	26.1	83.9	16.1	SP-SM
G3	1.67	32.79	2.636	64.0	19.1	16.9	77.0	23.0	SM
G4	1.65	33.86	2.563	56.9	18.4	24.7	75.6	24.4	SM
G5	1.74	29.65	2.604	58.2	11.8	29.9	83.1	16.9	SP-SM
H3	1.71	32.70	2.715	61.7	12.9	25.4	82.8	17.2	SM
H4	1.71	30.76	2.615	58.0	19.0	23.0	75.3	24.7	SM
H5	1.63	38.71	2.699	37.5	11.6	50.9	76.4	23.6	SP-SM

3.2 퇴적물 시료 분석

퇴적물 시료 분석은 주로 시료의 물리적, 역학적 특성을 파악하여 시료의 상태나 기본적인 성질 파악, 기본 물성치 간의 상관성 분석에 있어서 중요한 자료로 활용된다(Das, 1990). 탄성과 단면도의 분석 자료를 통하여 수심 60m급 정박지로서 적절하다고 판단되는 퇴적층 10m 이상인 해역 내 16개 대표 정점에서 해저면 표층 시료를 채취하여 시료 분석 시험을 실시하였다(Fig. 1b 참조). 본 연구에서는 각 정점별 퇴적물 시료의 구성 비율, 비중량, 함수율, 비중 시험, 통일 분류법을 이용한 분류를 실시하였고, 시료 분석 시험을 통하여 얻은 결과는 Table 3에 정리하였다. 먼저 비중량(Specific weight)은 시료가 습윤 상태로 있을 때 단위 부피당 중량을 측정하는 방법이고, 함수비(Moisture content)는 시료에 포함되어 있는 물의 양을 나타내는 척도이며, 비중(Specific gravity)은 시료의 공기 중 무게와 부력의 비로 각 정점별로 3번의 실험을 실시하여 그 평균값을 나타내었다. 정점에 따라 약간씩 다르지만 습윤 단위 중량은 1.49~1.76g/cm³ 이내로 나타났으며, 함수비는 F4, H5 정점에서만 가장 높은 38%로 측정되었고 나머지 정점에서는 29~35% 정도로 나타났다. 비중은 유기물을 제거한 시료에 대해서 측정한 결과, 정점별로 큰 차이가 없는 약 2.56~2.72 이내의 값으로 나타났다.

입도 분석 실험 결과, 시료 전체에서 모래 입자가 차지하는 비율은 유기물을 포함하면 38~78%, 유기물을 제외하면 75~86%로 나타났으며, 유기물의 함유 비율은 D5와 H5 시료에서 50% 이상 포함된 것을 확인할 수 있었다. 반면 유기물을 제거한 순수한 퇴적물 시료의 입자만으로 분석한 결과, 모든 정점에서 실트의 비율이 13~26% 이내로 나타남을 확인하였다. 마지막으로 통일 분류법(Unified soil classification system, USCS)에 따라 시료를 분류하였다(Robert, 1980). 분류 방법은 No. 4체(4.75mm)와

No. 200체(75 μ m)를 통과하는 비율을 가지고 50% 미만이면 조립토, 이상이면 세립토로 구분한다. 입도 분포가 불량한 모래(Sand poorly-graded, SP), 입도 분포가 양호하고 실트가 섞인 모래(Sandy silt SM) 그리고 두 개가 혼합되어 나타나는 입도가 나쁜 실트질 모래(SP-SM)로 구분할 수 있다. SP는 세립토의 함량이 5% 미만이고, SP-SM은 5~12% 그리고 SM은 12% 이상이다. 본 탐사 해역에서 채취한 시료를 돌로 나눠 반은 물로 세척하여 유기물을 제거한 상태로 분석하였고, 나머지는 반은 유기물을 포함한 상태로 분석하였다. 그 결과, 본 해역에서 나타난 성분은 주로 모래 성분으로 구성 되어 있음을 확인하였다. 유기물을 제거한 시료에 대하여 모든 정점에서 SM으로 분류되었고, 유기물을 포함하면 SP-SM이 D3, D5, F5, G5, H5 정점에서 나타남을 확인하였다.

4. 결 론

본 연구에서는 제주도 차귀도 파력발전 실험역 시험장의 수심 60m급 정박지로서 제시된 네 가지 조건을 만족하는 적절한 해역을 제안하는데 목적이 있다. 해저 지층 탐사를 위해 천부지층탐사기를 이용하여 조사 해역 내에서 3차례 탐사를 수행하였고, 일부 탐사에서는 측면주사음향측심기를 이용하여 해저면 영상을 통해 해저 지형을 분석하였다. 천부지층탐사기를 통해 획득한 자료는 Kim et al.(2016a)가 제안한 음향상 분류 방법에 따라 분류하였다. 음향상 분류 결과 조사 해역 내의 동남쪽과 서남쪽의 일부지역에서는 편평한 모양(Type I-1)이, 서쪽 및 동쪽에서는 둔덕 모양(Type I-2)이, 서북쪽과 북동쪽에서는 편평한 모양 중 주로 사질로 구성되어 있는(Type I-3a)이 중앙부에서는 주로 불규칙한 모양(Type III-1)으로 확인하였다. 측면주사음향

측심기를 통해 해저면 영상 분석 결과 서남쪽과 동남쪽 일부에서 노출된 암반이 나타남을 확인하였다. 퇴적층 깊이 분석 결과를 통해 서북쪽과 북동쪽 일부 지역에서 10m 이상의 퇴적층이 비교적 넓게 분포함을 확인하였다. 조사 해역 내에서 해상 변전 시설과의 근접한 위치를 고려하면, 북동쪽 해역이 수심 60m급 정박지 조건에 가장 적합할 것으로 판단된다.

천부지층탐사기를 운용할 때 고정된 수층 음속 값 (1500m/s)를 사용하였으며, 하부 지층의 음속은 고려하지 않았기 때문에 실제로는 퇴적층의 두께가 다를 것으로 예측된다. 비교적 평탄하고 넓은 지역을 선정조건으로 두어 수심 변화 및 해저 지형물로 인한 파랑의 굴절 및 회절과 같은 파랑 변형이 적게 발생할 것이며, 정확한 파력발전장치 성능평가에 이점으로 작용할 것으로 사료된다. 이와 같이 석션 앵커의 설치 및 시공에 유용한 조건을 기준으로 조사 해역 내 최적 위치를 수심 60m급 정박지로 제안하였다. 마지막으로 퇴적층 10m 이상의 해역 내 임의의 16개의 정점에 대하여 퇴적물 시료를 분석한 결과, 주로 세립토의 모래 혹은 실트가 섞인 모래가 존재함을 확인하였다. 본 시료 특성 값들은 퇴적물의 역학적 성질을 알 수 있는 중요한 자료로 추후 석션 앵커를 설계할 때 활용될 것이다.

후 기

본 연구는 해양수산부의 해양청정에너지기술개발사업 “파력발전 실험역 시험장 구축”과제의 지원으로 수행되었으며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- Chough, S.K., Kim, J.W., Lee, S.H., Shinn, Y.J., Jin, J.H., Suh, M.C., Lee, J.S., 2002. High-resolution Acoustic Characteristics of Epocontinental Sea Deposits, Central-eastern Yellow Sea. *Marine Geology*, 188, 317-331.
- Damuth J.E., 1980. Use of High-frequency (3.5~12 kHz) Echograms in the Study of Near-bottom Sedimentation Processes in the Deepsea: a Review. *Marine Geology*, 24, 73-95.
- Das, B.M., 1990. *Principles of Geotechnical Engineering*. 2nd Edition, PWS-KENT Publishing Company, Boston. USA
- Kearey, P., Brooks, M., 1991. *An Introduction to Geophysical Exploration*. Second Edition. Blackwell Scientific Publications, USA, 254.
- Kim, H.S., Hyeon, J.W., Jin, C.J., Kim, J.R., Cho, I.H., 2016a. Survey of Sedimentary Environment and Sediment at the West-Northern Site of Chagwi-do nearby Jeju Island. *Journal of Korean Society Marine Environment and Energy*, 19(2), 137-143.
- Kim, K.O., Kim, Y.S., Kim, T.H., Ko, B.H., 2005a. Centrifuge Model Test on the Pullout Capacity of Embedded Suction Anchor with Flanges in Sand Layer. *Proceedings of Korean Society of Civil Engineers Conference*, Korean Society of Civil Engineers, 3427-3430.
- Kim, K.O., Kim, Y.S., Ko, B.H. 2005b. Centrifuge Model Tests on the Pullout Capacity of Embedded Suction Anchor without Flanges in Sand Layer. *2005 Joint Conference of Geotechnical Engineering*, Korean Society of Civil Engineers, 517-520.
- Kim, S.R., Woo, H.J., Lee, Y.K., Jeong, K.S., Je, J.G., Park, G.T., Jung, B.H., Cho, J.H., 2002. Sea-bottom Sediments and Seafloor Acoustic Image by Side Scan Sonar on Sindu-ri Offshore. *Journal of the Korean Earth Science Society*, 23, 707-721.
- Kim, Y.D., Hong K., Shin S.H., Kim K., Lim C.H., Ko T.K., Lee K., Park J.Y., Kim J.S., Choen H.J., Cho I.H., Bae Y.H., Choi J.S., 2016b. Establishment Plan of Open Sea Test Bed for Wave Energy Converters. *Proceeding of The Korean Society For New And Renewable Energy*, 144.
- LeBlanc, L.R., Mayer, L., Rufino, M., Schock, S.G., King, J., 1992. Marine Sediment Classification using the Chirp Sonar. *Journal of the Acoustic Society of America* 91, 107-115.
- Lee, C.K., Jung, S.K., Kim, S.R., 2013. Distribution of Flood Sediment Deposits using the Seafloor Image by Side Scan Sonar near the Northern Coast of Gungchon-ri, East Sea. *Journal of Korean Earth Science Society*, 34(1), 41-50.
- Lee, G.S., Kim, D.C., Seo, Y.K., Yi, H.I., Yoo, S., 2009. Sedimentary Environment and Sequence Study Using High Resolution Seismic Survey in Gyunggi Bay, the Yellow Sea. *Korean Journal of Fisheries and Aquatic Sciences*, 42(6), 683-694.
- O, H.S., Kim, T.H., Kwon, S.D., Kim, S.R., Shin, S.I., Kim, S.J., Kim, S.Y., Woo, J.S., 2015. Applications of Side Scan Sonar for Shipbuilding and Offshore Project. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 29(5), 373-379.
- Robert, L.F., 1980. *Petrology of Sedimentary Rocks*. 2nd Edition, Hemphill Publishing Company, CA, USA.
- Yu, S., 2010. High Resolution Seismic Study on Sedimentary Structure in the Southern Shelf of Jeju Island. Thesis of the Graduate School of Pukyung University, 1-11.

Navigation System for a Deep-sea ROV Fusing USBL, DVL, and Heading Measurements

Pan-Mook Lee*, Hyungwon Shim*, Hyuk Baek*, Banghyun Kim*,
Jin-Yeong Park*, Bong-Huan Jun* and Seong-Yeol Yoo*

*Korea Research Institute of Ships & Ocean Engineering, Marine Robotics Laboratory, Daejeon, Korea

USBL, DVL과 선수각 측정신호를 융합한 심해 무인잠수정의 항법시스템

이판목* · 심형원* · 백혁* · 김방현* · 박진영* · 전봉환* · 유승열*

*선박해양플랜트연구소 수중로봇연구실

KEY WORDS: Underwater navigation 수중항법, Ultra-short baseline (USBL) 초단기선 초음파 위치추적시스템, Doppler velocity log (DVL) 도플러 속도계, Fusion 신호융합, Kalman filter 칼만필터

ABSTRACT: This paper presents an integrated navigation system that combines ultra-short baseline (USBL), Doppler velocity log (DVL), and heading measurements for a deep-sea remotely operated vehicle, Hemire. A navigation model is introduced based on the kinematic relation of the position and velocity. The system states are predicted using the navigation model and corrected with the USBL, DVL, and heading measurements using the Kalman filter. The performance of the navigation system was confirmed through re-navigation simulations with the measured data at the Southern Mariana Arc submarine volcanoes. Based on the characteristics of the measurements, the design process for the parameters of the system modeling error covariance, measurement error covariance, and initial error covariance are presented. This paper reviews the influence of the outliers and blackout of the USBL and DVL measurements, and proposes an outlier rejection algorithm that is robust to USBL blackout. The effectiveness of the method is demonstrated with re-navigation for the data that includes USBL blackouts.

1. 서 론

심해 무인잠수정(ROV, Remotely operated vehicle) 해미래는 2016년 3월 마리아나 해저화산 탐사에 투입됐다(Lee et al., 2016). 이 탐사에서 해미래의 위치는 선상에 설치된 USBL(Ultra short baseline)을 이용하여 일정간격으로 모니터링 되었고, DVL(Doppler velocity log)과 AHRS(Attitude heading reference system)를 기반으로 하는 추측항법(DR, Dead-reckoning)을 이용하여 짧은 시간동안 위치를 추적했다. 항법오차가 누적되어 USBL과 10m 이상 차이가 커질 때 USBL 신호로 추측항법 상태변수를 리셋 하는 방식으로 운용되었다. 이 방식은 항법오차가 단속적으로 증가하여 정밀하게 경로를 추적하기 어려우므로, USBL과 DVL 신호를 융합하는 안정한 항법시스템 개발이 요구되었다.

무인잠수정의 수중항법을 위한 USBL과 DVL 신호를 융합하는 방법은 다양하게 연구되고 있다. Rigby et al.(2006)는 비정규 분포의 USBL 신호를 갖는 AUV(Autonomous underwater vehicle)

에 대하여 파티클 필터를 이용해서 DVL 기반의 추측항법과 USBL을 융합하는 위치추정법을 연구했다. Ridao et al.(2011) 및 Ribas et al.(2012)은 USBL 측정신호의 시간지연을 고려한 DVL 융합을 연구하여 AUV의 수중항법에 적용했다. Vasilijevic et al. (2012)는 천해역에서의 USBL과 DVL 신호융합을 연구했고 아웃라이어 식별 및 제거법에 대하여 논의했다. Lee et al.(2007)는 관성항법알고리즘에 거리정보를 융합한 복합항법 알고리즘을 제안했고, 2015년에는 USBL, DVL 및 IMU(Inertial measurement unit) 신호를 융합하는 연구를 수행했다(Lee et al., 2015). 이 연구에서 IMU 신호를 이용하는 무인잠수정은 속도변화가 크지 않으므로 관성센서를 이용한 수중항법이 DVL을 ‘이용하는 추측항법과 비교해 거의 유사했다. 또한 Sane-Muntadas et al. (2015)은 USBL을 이용하는 도킹용 AUV에 대하여 선수각-방위 각과 위치 각각에 대하여 칼만필터를 직렬로 설계하고 공분산에서 얻어지는 정보를 이용하여 도킹 확률을 평가하는 방법을 제안했다.

Received 3 May 2017, revised 16 May 2017, accepted 28 July 2017

Corresponding author Pan-Mook Lee: +82-42-866-3810, pmlee@kriso.re.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

한편 LBL(Long baseline)과 DVL 신호를 융합하는 연구도 진행되었다. Kinsey and Whitcomb(2004)은 LBL과 DVL을 융합하여 정밀항법과 제어가 가능한 DVLNAV를 개발했다. Miller et al.(2010)은 확장 칼만필터를 적용하여 관성항법시스템과 LBL 및 DVL 신호를 융합했으며, AUV의 이동에 무관하게 위치를 추정하는 기법을 제안했다. Kang et al.(2017)은 무인잠수정의 수평면 운동에 관한 기구학적 관계식을 이용하고 GPS 신호를 AUV의 추측항법의 보조신호로 이용하는 방법을 연구했다.

본 논문은 고가의 관성센서 사용을 배제하고 USBL과 DVL 및 선수각 신호를 융합하는 통합항법시스템에 관한 연구로서, Lee et al.(2017)가 발표한 논문 내용을 보충하고 확장한 것이다. 항법 모델은 동력학 관계식을 기반으로 하며, 칼만필터를 이용해 신호주기가 상이한 비동기 다중 센서를 이용해 파라미터를 업데이트하는 항법시스템을 제안한다. 제안한 항법시스템은 마리아나 해저화산 탐사에서 해미래를 활용해 얻은 데이터를 이용하여 유효성을 검증했다. 본 논문은 해미래에 탑재된 센서의 특성과 실험역 측정데이터의 특성을 반영하여 항법시스템의 파라미터를 선정하는 과정을 상세했고, USBL과 DVL 측정신호의 블랙아웃 특성을 고려하여 아웃라이어를 판정하는 방법을 제안했다. 블랙아웃이 존재하는 알기안 블랙스모커 탐사(Lee et al., 2016) 데이터에 적용한 시물레이션(Re-navigation)을 통해 통합항법시스템의 유효성을 검토했다.

2. USBL-DVL-선수각 통합 항법시스템

2.1 항법시스템 모델링

무인잠수정은 횡동요와 종동요가 크지 않다면 커플링 효과가 작아 6자유도 운동을 수평면과 수직면 3자유도 운동으로 나누어 해석될 수 있다. 잠수정에 장착된 DVL 측정 속도는 선체고정좌표계 기준이며, 수상 선박에서 USBL을 이용해 얻는 잠수정 측정 위치는 지구고정좌표계 기준이다. Fig. 1은 해저면에서 운항하는 무인잠수정에 고정된 선체고정좌표계와 지구좌표계를 나타낸다.

잠수정의 횡동요와 종동요가 작다면, 시간 $k+1$ 의 잠수정 위치와 속도는 시간 k 에서 잠수정의 수평면 속도와 가속도를 이용하여 다음으로 표현할 수 있다.

$$\mathbf{x}_{k+1} = f(\mathbf{x}_k, \mathbf{a}_k) \quad (1)$$

$$\begin{Bmatrix} X \\ Y \\ Z \\ \psi \\ u \\ v \\ w \\ r \end{Bmatrix}_{k+1} = \begin{Bmatrix} X + (u\Delta t + a_x \Delta t^2/2) \sin \psi + (v\Delta t + a_y \Delta t^2/2) \cos \psi \\ Y + (u\Delta t + a_x \Delta t^2/2) \cos \psi - (v\Delta t + a_y \Delta t^2/2) \sin \psi \\ Z + w\Delta t + a_z \Delta t^2/2 \\ \psi + r\Delta t + a_r \Delta t^2/2 \\ u + a_x \Delta t \\ v + a_y \Delta t \\ w + a_z \Delta t \\ r + a_r \Delta t \end{Bmatrix}_k \quad (2)$$

X, Y, Z, ψ 는 지구고정좌표계, u, v, w, r 은 선체고정좌표계 기준이고, a 는 가속도 성분을 나타낸다. 시간중분 사이에 가속도 변화와 선수각 변화가 작다면 운동방정식 (2)의 변수를 분리하여 식 (1)을 다음의 행렬식으로 근사시킬 수 있다.

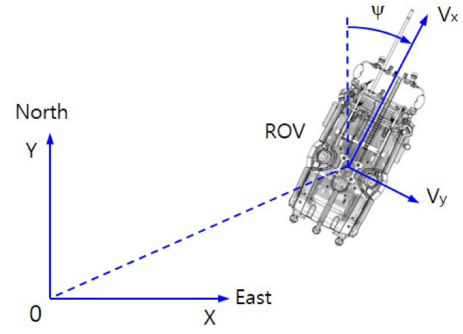


Fig. 1 Relation of vehicle coordinate and global coordinate

$$\mathbf{x}_{k+1} = \mathbf{F}_k \mathbf{x}_k + \mathbf{G}_k \mathbf{a}_k \quad (3)$$

여기서, $\mathbf{x}_k = \{X_k, Y_k, Z_k, \psi_k, u_k, v_k, w_k, r_k\}^T$,

$$\mathbf{a}_k = \{a_{x_k}, a_{y_k}, a_{z_k}, a_{r_k}\}^T,$$

$$\mathbf{F}_k = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & \Delta t \sin \psi_k & \Delta t \cos \psi_k & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & \Delta t \cos \psi_k & -\Delta t \sin \psi_k & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & \Delta t \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{G}_k = \begin{bmatrix} \Delta t^2/2 \sin \psi_k & \Delta t^2/2 \cos \psi_k & 0 & 0 \\ \Delta t^2/2 \cos \psi_k & -\Delta t^2/2 \sin \psi_k & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \Delta t^2/2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \Delta t^2/2 \\ \Delta t & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \Delta t & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \Delta t & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \Delta t \end{bmatrix} \text{이다.}$$

ROV가 변속 또는 방향 전환할 경우에 가속도와 각속도가 발생한다. 해미래와 같이 대형 ROV는 속도 변화가 작으므로 가속도 오차가 시스템 모델링 오차 범위 내에 있다고 가정하여, 연성향을 포함한 오차로 모델링할 수 있다. 따라서 본 논문에서는 가속도를 비연성 정규잡음이라 가정하여 식 (3)을 다음으로 나타내었다.

$$\mathbf{x}_{k+1} = \mathbf{F}_k \mathbf{x}_k + \mathbf{w}_k \quad (4)$$

$$\mathbf{w}_k \sim N(0, \mathbf{Q}_k)$$

\mathbf{w}_k 는 평균이 영이고 공분산행렬이 \mathbf{Q}_k 이다. 위치, 자세, 속도가 가관측 하다면, 측정오차를 포함하여 다음 식으로 나타낼 수 있으며

$$\begin{Bmatrix} X \\ Y \\ Z \\ \psi \\ u \\ v \\ w \end{Bmatrix}_{measure} = \begin{Bmatrix} X + \Delta X \\ Y + \Delta Y \\ Z + \Delta Z \\ \psi + \Delta \psi \\ u + \Delta u \\ v + \Delta v \\ w + \Delta w \end{Bmatrix}, \quad (5)$$

행렬식으로 나타내면 다음과 같다.

$$\mathbf{y}_k = \mathbf{H}_k \mathbf{x}_k + \mathbf{v}_k \quad (6)$$

여기서, \mathbf{y}_k 는 측정값 벡터, $\mathbf{H}_k = [I_{7 \times 7} \ 0_{7 \times 1}]$,

$$\mathbf{v}_k = \{\Delta X_k, \Delta Y_k, \Delta Z_k, \Delta \psi_k, \Delta u_k, \Delta v_k, \Delta w_k\}^T, \mathbf{v}_k \sim N(0, \mathbf{R}_k).$$

\mathbf{v}_k 는 평균이 영, 공분산행렬이 \mathbf{R}_k 인 측정 정규잡음이라고 가정한다.

본 논문은 운동모델 식 (4)과 관측모델 식 (6)으로 구성된 항법 방정식에 대하여 칼만필터(Gelb, 1974)를 적용하여 USBL-DVL-선수각 통합 항법시스템을 구현했다.

2.2 센서의 신호특성 및 모델링 오차

USBL-DVL 통합항법 알고리즘은 10Hz 주기로 상태변수를 추정하고, 새로 얻어진 측정신호가 버퍼에 입력되면 이들을 이용하여 항법시스템의 상태변수와 오차공분산을 업데이트한다. 해미래 항법시스템의 측정에 사용되는 센서는 Table 1과 같다.

통합항법시스템의 측정신호 공분산은 탑재된 센서 특성을 반영하여 다음과 같이 정의했다.

$$\mathbf{R} = \text{diag}\{(.003d)^2 \ (.003d)^2 \ 1^2 \ .1^{\circ 2} \ .025^2 \ .025^2 \ .025^2\}$$

여기서 d 는 ROV 탐사지점의 수심이다. Fig. 2는 수심변화에 따른 USBL의 위치측정오차를 표준편차로 나타낸 그림이다. 3,000m 이하에서 얻어진 데이터는 평균적으로 제조사가 제시한 사양과 유사한 값의 표준편차가 얻어졌다. 3,000m 이상의 범위는 데이터가 많지 않아 특정하기 어려우나 제조사 사양보다 좋은 특성을 보였다. 따라서 본 논문은 X , Y 위치측정의 표준편차를 제조사 사양으로 제시된 rms 오차값으로 정의했다.

방위각 센서는 정렬오차에 따른 횡·종동요 커플링 효과를 고려하여 표준편차를 0.1도로 정의했고, 심도센서는 수평면 오프셋 위치에 의한 레버암 효과를 고려하여 표준편차를 1m로 정했다. 속도성분은 설치오차 및 횡·종동요에 의한 커플링 영향을 고려하여 표준편차를 2.5cm/s로 정했다. 이산시스템에서 측정오차공분산은 항법시스템의 샘플링 간격($\Delta t = 0.1s$)을 고려하여 \mathbf{R}_k 은 $\mathbf{R}/\Delta t$ 로 변환된다.

Table 1 Specifications of the sensors for the navigation system

Sensor	Measurement	Update rate	Precision	Range
Depth (SBE 49)	Z-depth	10Hz (~16Hz)	0.1% (acc.) (resol 0.002%)	7,000m
AHRS (Octans)	Heading, roll, pitch	10Hz (~100Hz)	0.01°	500°/s
DVL (RDI HN300)	u,v,w-velocity Altitude	< 7Hz	±0.4%±2mm/s	0~10m/s 1~200m
USBL (Posidonia)	XYZ-position	8.33s @1,450 ~3,100m	0.3% rms of slant range	6,000m

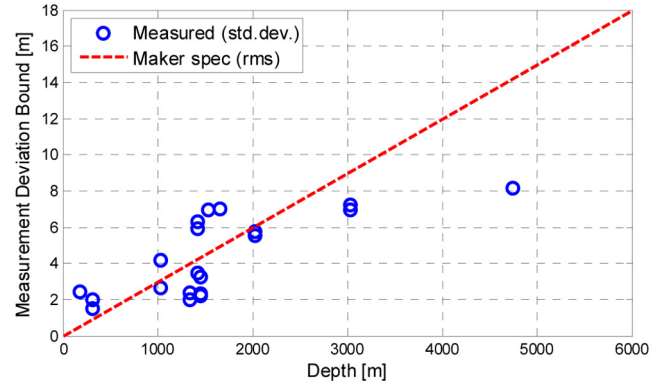


Fig. 2 Characteristics of measurement errors of the USBL Posidonia acoustic position system

USBL은 트랜스폰더 모드 및 리스폰더 모드 선택, 탐사수심, 추적 물체의 개수에 따라 샘플링 주기를 다르게 세팅해야 한다. 해미래 시스템은 중계기 해누비 위치를 함께 추적해야 하고 마리아나 해저화산 탐사(수심 1,450m, 3,050m)에서는 트랜스폰더 모드를 이용했으므로 샘플링 간격을 8.33초로 고정했다. DVL은 샘플링 주파수가 최대 7Hz이며, 측정 거리에 따라 신호취득 주기가 변경되므로 본 논문에서는 측정고도를 100m 이내로 제한했다. 수심은 16Hz로 얻어지는 CTD(Conductivity temperature depth) 센서(SBE 49)의 심도값을 이용했으며, 방위각 정보는 AHRS를 이용하여 최대 100Hz로 얻어진다.

해미래의 제어주기는 10Hz이고 위치측정, 속도측정, 수심 및 방위각 신호는 취득주기가 각각 8.33초, 0.1 또는 0.2초, 0.1초, 0.1초로 다르다. 한편 DVL은 신호가 불량하거나 측정범위를 넘어 신호취득이 불가능한 경우가 있으므로, 본 논문에서는 임의 시간에 측정신호가 업데이트되는 경우의 수를 다음 네 가지로 분류했다.

- 위치, 심도, 방위각, 속도 등 모든 신호 업데이트
- 위치, 심도, 방위각 업데이트
- 심도, 방위각, 속도 업데이트
- 심도와 방위각 신호만 업데이트

본 논문은 측정신호가 업데이트되는 조건에 대응하는 관측행렬을 다음 식으로 각각 정의하고

$$\mathbf{H}_k = [I_{7 \times 7} \ 0_{7 \times 1}] \quad (7a)$$

$$\mathbf{H}_k = [I_{4 \times 4} \ 0_{4 \times 4}] \quad (7b)$$

$$\mathbf{H}_k = [0_{5 \times 2} \ I_{5 \times 5} \ 0_{5 \times 1}] \quad (7c)$$

$$\mathbf{H}_k = [0_{2 \times 2} \ I_{2 \times 2} \ 0_{2 \times 4}], \quad (7d)$$

이를 칼만필터의 업데이트 프로세스(Gelb, 1974)에 적용하여 상태변수 추정값과 오차공분산을 업데이트했다. 관측행렬은 측정값이 갱신되는 조건에 따라 식 (7a)~(7d)가 선택적으로 스위칭되며, 칼만 이득이 계산되고 오차공분산이 업데이트된다.

운동방정식 (4)는 수직면운동과 수평면 운동이 독립적이라는 가정 하에 수평면 상에서 운동 모델로 비선형 운동방정식을 선형

화했고, 추력, 조류력 또는 케이블 외란 등에 의한 가속도가 고려되지 않았으므로 모델링 오차가 존재한다. 심해에서 운용하는 ROV는 운동속도가 1노트 이내에서 추진기를 조정하며, 조류는 통상 0.5노트 이하 유속의 외란을 받는다. 따라서 가속도 모델링 오차에 의해 잡수정이 가질 수 있는 불확실 운동량을 추정하고, 이에 따라 항법시스템의 변수가 변화할 수 있는 범위를 모델링 오차 공분산으로 정의하여 다음과 같이 선정했다.

$$Q = \text{diag} 1^2 \ 1^2 \ 1^2 \ 1^{\circ 2} \ 0.1^2 \ 0.1^2 \ 0.1^2 \ (1^\circ/\text{s})^2$$

항법시스템의 샘플링 간격을 고려하여 이산시스템의 모델링 오차 공분산 Q_k 은 $Q \Delta t$ 로 변환된다.

3. 통합항법시스템의 실해역 데이터 적용

3.1 USBL-DVL-선수각 통합항법시스템의 파라미터 튜닝

USBL-DVL-선수각 통합항법시스템의 성능은 기존에 수행되었던 심해탐사 데이터에 적용한 시물레이션(Re-navigation)을 통하여 검증했다. 마리아나 해저화산 포케스트와 알키안 탐사에서 수행된 Dive #01~#09 전체 데이터(Lee et al., 2016)에 대해 통합항법시스템을 적용했다. 통합항법시스템은 항법 알고리즘을 시작하는 순간의 3차원 위치, 속도, 자세 측정값을 상태변수의 초기값으로 치환했다.

상태변수의 초기값 오차가 항법시스템에 미치는 영향을 파악하기 위해 초기 오차공분산 선정에 따른 오차수렴 특성을 검토했다. 시물레이션은 포케스트 Dive #01에 대해 항법시스템의 초기 X위치가 아웃라이어 신호로 세팅되었을 경우를 고려했다. Fig. 3은, USBL의 X방향 측정에 $\Delta X_0 = -50m$ 크기의 아웃라이어가 부가되었을 때, $P_0(1,1)$ 과 $P_0(2,2)$ 공분산의 표준편차가 1, 5, 10, 20, 30, 50인 경우에 대하여 항법 시물레이션에 의한 X방향 궤적을 나타낸다. 오차공분산이 초기 오차보다 크거나 같으면 USBL 위치가 업데이트 되는 순간 초기오차가 급속히 감소하나, 오차공분산이 이보다 작으면 작을수록 오차보정에 시간이 소요된다. 본 논문에서는 1,500m 수심에서 측정된 USBL 신호가 정상이며 오차가 발생할 수 있는 최대범위로 선택하여 초기 위치오차공분산을 $5\sigma(22.5m @1,500m)$ 로 정했다.

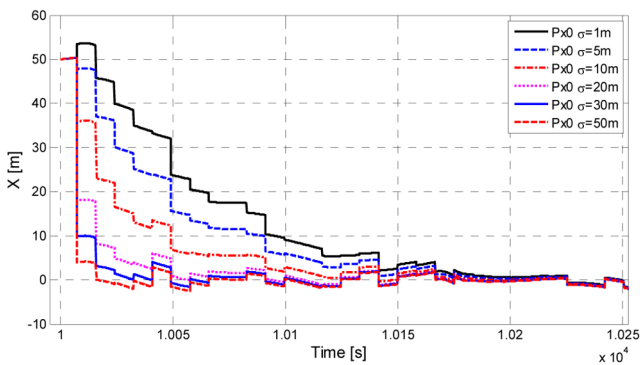
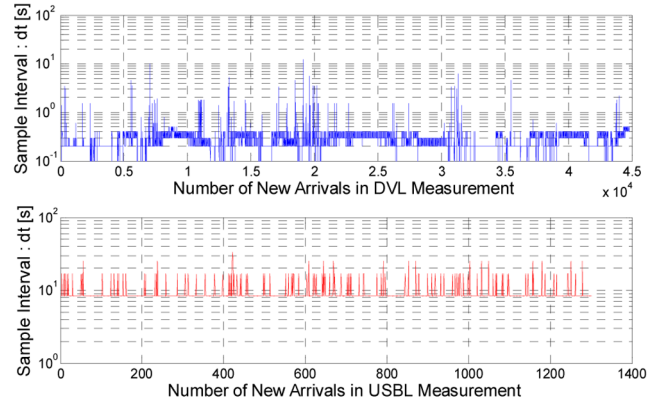


Fig. 3 Effect of the error covariance matrix on the estimated position of USBL-DVL navigation with initial position error ($\Delta X = -50m$)

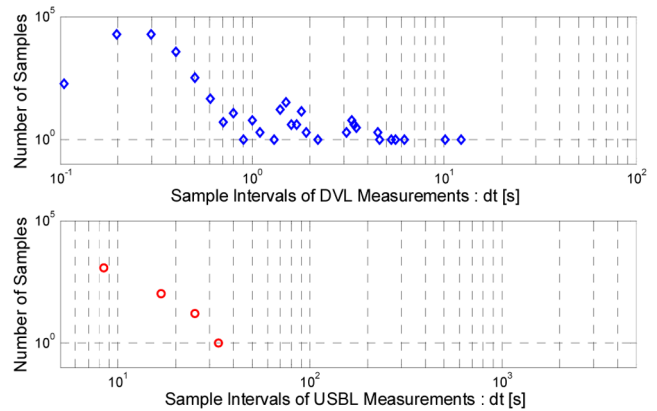
칼만필터 적용에 필요한 오차공분산 초기값은 다음과 같이 선정됐다.

$$P_0 = \text{diag} 22^2 \ 22^2 \ 1^2 \ 1^{\circ 2} \ 0.05^2 \ 0.05^2 \ 0.05^2$$

탐사에서 얻어진 DVL 속도 및 USBL 위치 데이터는 정상상태에서 각각 0.1~0.2초 및 8.3초 간격으로 신호가 취득됐다. 위치 및 속도 측정에 아웃라이어가 발생하거나 이전 샘플시간에 취득된 신호와 동일한 신호가 얻어지는 경우에, 통합항법시스템은 측정신호가 새롭게 갱신되지 않을 것으로 판단하여 칼만필터의 업데이트 루틴을 수행하지 않고 상태변수를 추정한다. Fig. 4(a)는 Dive #1에 대한 DVL과 USBL의 신호가 갱신될 때마다의 시간간격을 로그 스케일로 나타낸 것으로, 횡축은 DVL과 USBL 각각의 취득신호 갱신 순번을, 종축은 취득신호의 시간간격을 나타낸다. Fig. 4(b)는 샘플시간간격의 빈도수를 로그-로그 스케일로 나타낸 히스토그램이다. USBL은 갱신 데이터 중에서 약 7.5%가 8.3초 주기보다 긴 시간간격을 갖는 데이터가 얻어졌다. USBL 갱신 데이터 시간간격은 2배수, 3배수, 4배수이며, 이 중에는 아웃라이어 발생으로 제거된 신호와 이전 위치와 동일한 위치 측정에 의해 신호갱신이 무시된 영향으로 판단된다. 반면에 DVL은 절반 이상의 데이터가 0.2초 주기보다 긴 신호갱신



(a) Sample intervals of DVL and USBL measurements



(b) Histogram of the sample intervals of DVL and USBL measurements

Fig. 4 Sample interval of DVL and USBL measurements of Dive #1 at Forecast subsea volcano.

주기를 갖는 속도 데이터가 얻어졌고, 1~5초, 길게는 10초 이상 유효한 속도신호가 측정되지 않는 경우도 있었다. DVL은 해저면 반사신호를 이용해 속도를 계측하는데, 해저화산 지역은 지형이 불규칙하고 경사가 심해 해저면 반사신호의 수신 불량이나 자주 발생한 것으로 판단된다.

속도센서로 사용된 RDI WHN300은 고도 1m부터 200m까지 측정이 가능하다. 해미레가 해저면에 착지했을 경우는 고도가 1m 이내이므로 속도계측이 불가능했다. 해저화산의 급경사 지역에서는 잠수정이 해저면으로부터 1.5~2m 고도를 유지하며 운항하거나 경사면에 기대어 작업할 경우에도 속도신호 불량이 빈번하게 발생했다. 경사지역에서는 DVL의 네 개 음향빔 중에서 2개 이상의 빔은 근접거리에서 반사신호를 수신하고, 나머지 2개 음향빔은 원거리 신호를 수신하게 되므로 나타나는 현상으로 추정되며, 특히 잠수정의 종·횡동요 및 방향각 변화에 민감하게 영향을 받아 발생하는 현상으로 사료된다. 또한 해미레 ROV가 정지해 있거나 등속으로 이동하여 속도변화가 거의 없는 경우는 이전과 동일한 속도신호가 얻어질 수 있으므로 신규 신호경신이 없는 현상을 포함한다.

항법시스템 운용 중에 USBL 신호에 아웃라이어를 포함하는 경우에 이 신호가 항법시스템에 미치는 영향을 검토했다. Fig. 5는 Dive #01 탐사 중 10,000초에 위치오차 $\Delta X = -40m$ 를 포함하는 아웃라이어가 발생한 상황을 가정하여 시뮬레이션된 통합항법시스템의 X-Y 추정변수 궤적을 나타낸다. 위치 모델링오차공분산 Q 의 영향을 파악하기 위하여 위치모델링 오차의 표준편차를 0.1~5.0 사이에서 단계적으로 증가하며 시뮬레이션을 수행했다.

모델링 오차공분산이 작으면 아웃라이어 영향을 작게 받으나, 다른 정상적인 측정값이 항법시스템의 상태변수 및 오차공분산 업데이트에 미치는 영향이 작아진다. 이 경우에는 정상적인 USBL 측정에 의한 위치보정이 미미하게 되고, 따라서 위치추정에 시간지연이 발생하게 되어 왜곡된 경로를 추정하게 된다. 한편 모델링 오차 공분산이 크면 아웃라이어 영향을 크게 받을 뿐만 아니라 노이즈가 있는 USBL 신호를 그대로 추종하는 경향이 커진다. 접프가 있는 USBL 신호추종을 최소화하며 아웃라이어 영향을 적게 받는 σ 값으로 0.5~1.0m가 적절했다. 속도신호가 정

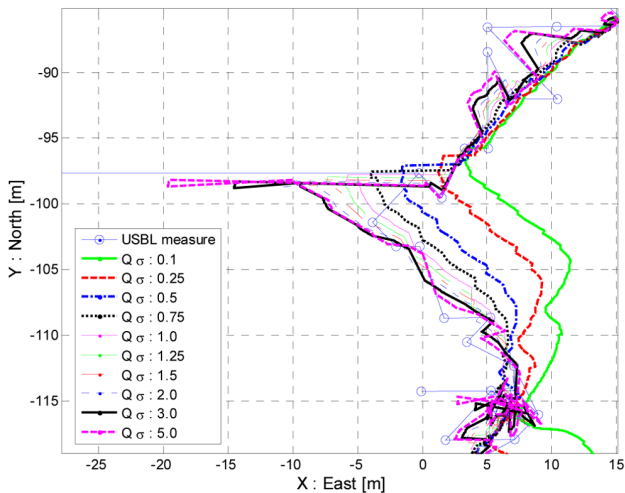
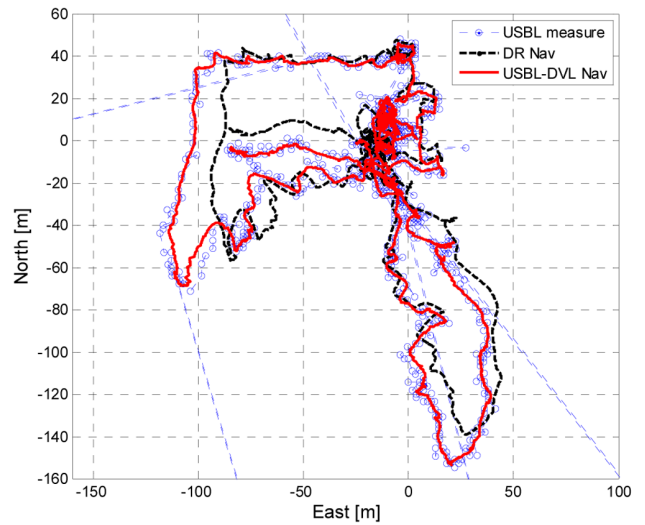


Fig. 5 Effect of outlier ($\Delta X = -40m$) on the navigation according to the variation of the system error covariance

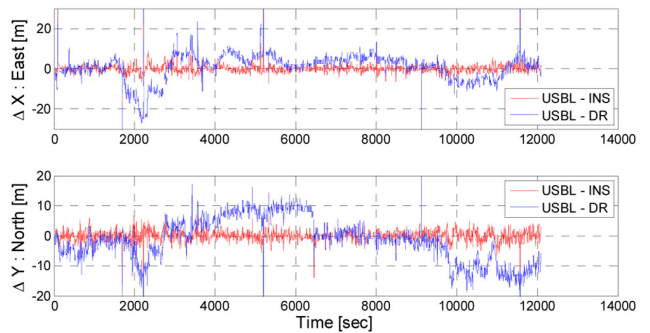
상인 경우는 작은 값이 유리하고, 비정상인 경우는 큰 값이 유리했다. 본 논문은 위치 모델링오차 표준편차 σ 를 1m로 정했다.

3.2 해저화산 탐사 데이터에 통합항법시스템 적용

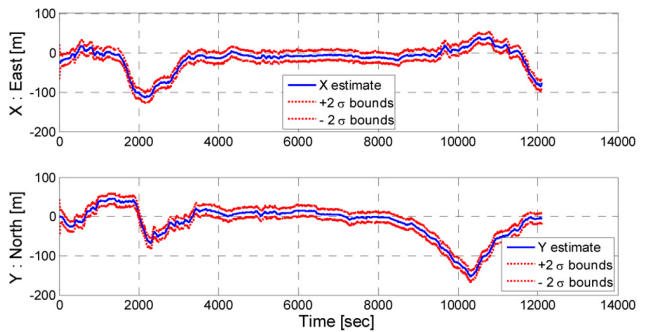
앞 절에서 설계된 USBL-DVL-선수각 통합항법시스템을 이용하여 마리아나 포케스트 해저화산 탐사 데이터에 적용했다. Fig. 6은 Dive #01 데이터를 이용하여 USBL-DVL 통합항법을 실시한 결과를 나타낸다. 항법시스템은 잠수정이 해저탐사를 수행한 [10 12,000]초 전체 시간 구간에 대해 적용됐다. Dive #01은 해저화산 정상부근의 3개 열수공을 조사하고 주변을 이동하며 해저환경을 관측했다. 통



(a) X-Y plane trajectories



(b) Difference between USBL and INS/DR position estimates



(c) Error bound of the estimated position (2σ)

Fig. 6 Re-navigation with USBL-DVL navigation system for Dive #01 conducted at Forecast subsea volcano

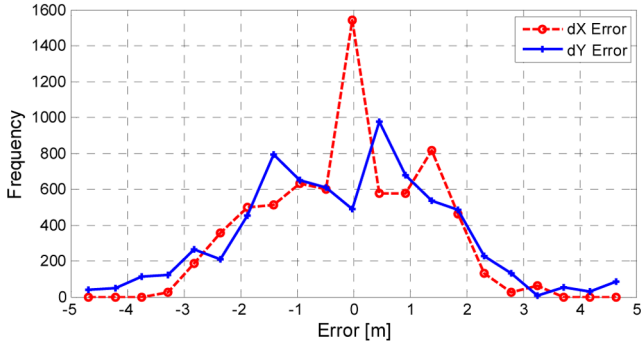
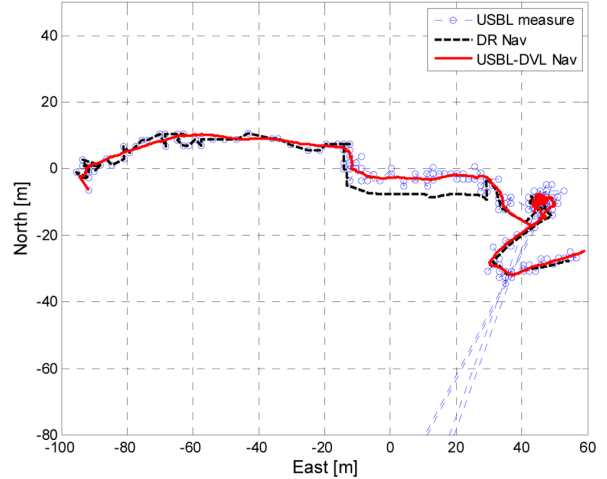


Fig. 7 Histogram of the error of USBL measurement and USBL-DVL navigation for Dive #01 survey

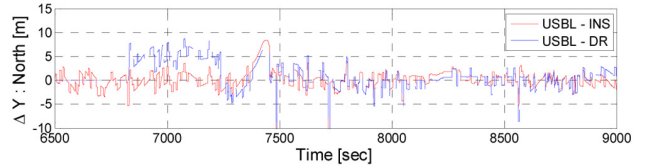
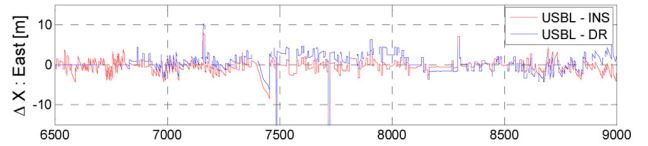
합항법시스템은 아웃라이어를 포함한 USBL 측정신호 원본 데이터를 이용했으며, USBL 아웃라이어(발생 시간 : 92, 1,694, 2,222, 5,210, 9,126, 11,584초) 신호는 필터링을 통해 제거하여 신호 업데이트에 사용하지 않았다. 아웃라이어 판정 기준은 다음 절에서 상세히 논의했다. 속도신호는 고도신호가 영으로 관측되는 순간의 속도를 불량신호로 판정하여 신호갱신에 이용하지 않았다.

Fig. 6(a)는 해미레가 이동한 수평면 궤적을 나타내며, USBL 측정위치(점선 원형 마크), 통합항법 추정위치(실선), DR 항법 추정위치(파선)를 동시에 표시되었다. Fig. 6(b)는 USBL 측정위치에 대한 통합항법과 DR 항법의 위치추정 차이를 나타낸다. Fig. 6(c)는 통합항법시스템의 위치추정 상태변수의 시계열 데이터와 함께 위치추정 오차 범위($\pm 2\sigma$)를 나타내며, 전 구간에 걸쳐 약 20m 반경을 균일하게 유지했다. 항법성능 비교를 위하여 탐사현장에서 사용했던 DR항법에 의한 위치추정 궤적(검은 실선)을 함께 나타냈다. DR 항법 궤적은 USBL 측정과 10m 이상 오차가 발생하면, 파일럿의 판단 하에, DR 항법 추정위치를 USBL위치로 리셋하여 탐사가 수행되었다. Dive #01에서는 DR항법과 USBL 측정사이의 위치오차가 2,200초 근처에서 최대 30m 오차가 발생했으며, 6,450초에 DR항법의 위치를 USBL로 한 차례 리셋했다. 이후에도 DR 항법의 위치오차는 최대 17m 범위에서 변동했다. 반면에 통합항법은 USBL과의 위치오차가, 2,340초 근방에서 8m 발생한 것을 제외하면, 해저탐사 전 구간에서 약 2m 표준편차를 가지며 안정적으로 위치를 추정했다. Fig. 7은 USBL과 통합항법 추정위치의 오차(두 신호의 차이) 히스토그램을 나타낸다. 오차의 크기는 정규분포로 근사시킬 수 있는 분포를 가졌으며, 평균 0.173m, 표준편차 2.17m로 통합항법시스템이 안정하게 작동한 결과를 보였다.

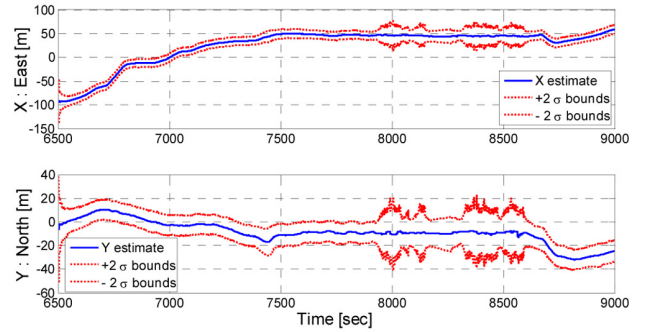
Fig. 8은 잠수정이 해저면에 착지해 해저퇴적물포집장치 회수 작업을 수행한 Dive #07에 대한 항법시스템 적용 결과를 나타낸 결과로서 그림 세부항목은 Fig. 6과 동일하다. 우측 신호밀집지역이 잠수정의 포집장치 회수작업 위치를 나타낸다. USBL 아웃라이어가 2회 발생(발생시간: 7,489초, 7,725초)했고, 7,375~7,455초 사이에 USBL 블랙아웃이 발생했다. DR항법은 6830.6초에 시작되었으며, 노이즈가 섞인 USBL 위치가 초기값으로 지정되어 오프셋을 가진 궤적을 보였으며, 7,238초에 위치를 리셋하여 오프셋이 제거된 상태를 볼 수 있다. USBL-DVL 통합항법은 전 구간 안정적으로 위치를 추정했으며, 해저 착지 시 유효 DVL 신호가 없는 구간(7,900~8,650초)에서도 USBL 신호를 이용하여 주기적으로 위치를 보정함으로써 안정적인 항법을 구현함을 알 수 있



(a) X-Y plane trajectories



(b) Difference between USBL and INS/DR position estimates



(c) Error bound of the estimated position (2σ)

Fig. 8 Re-navigation with USBL-DVL navigation system for Dive #07 conducted at Forecast subsea volcano

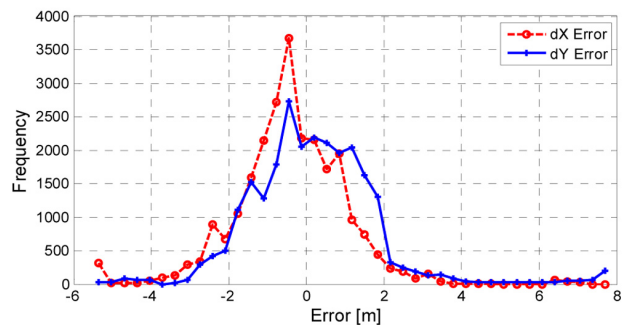


Fig. 9 Histogram of the error of USBL measurement and USBL-DVL navigation for Dive #07 survey

다. Fig. 8(c)는 추정위치와 오차공분산의 2σ 경계를 도식한 그림이며, 속도신호 입력이 없는 구간에서 오차공분산이 USBL 보정이 이루어지면서 증감하며 변동하는 결과를 보였다. Fig. 9는 USBL과 통합항법 위치 추정의 오차 히스토그램을 나타내며, 오차는 유사 정규분포를 보이며, 평균 0.453m, 표준편차 2.27m로 Dive #01과 유사한 결과를 보였다.

3.3 블랙아웃을 고려한 아웃라이어 제거법

2016년 4월 2일 수행된 해미래의 알기안 후연열수분출공 탐사Dive #9에서 잠수정이 해저에서 탐사를 시작한 직후부터 USBL 위치추정이 장시간 얻어지지 않는 블랙아웃 현상이 발생했다. 이 해역의 수심은 3,000~3,100m이며, USBL의 샘플 취득 간격은 수심이 1,450m 포케스트 탐사와 동일하게 8.33초로 정했다. 트랜스폰더 모드로 운용되는 USBL의 샘플링 간격을 길게 조정하고 커넥션을 바꿔보는 등 여러 가지 조치를 취했으나, USBL 측위불량 원인은 정확히 파악되지 않았다. Fig. 10에서 파란 점선으로 표시된 것이 USBL 측정위치를 나타낸다. 블랙아웃이 발생한 시간 구간을 편의상 ① [15,100 15,960]초, ② [15,960 16,832]초, ③ [16,832 18,908]초 세 구간으로 구분했다. 블랙아웃 구간 ①과 구간 ②는 간헐적인 유효 신호와 1회 또는 7회의 아웃라이어가 각각 포함되었다. 블랙아웃 구간 ③은 2,076초 동안 아무런 신호가 수신되지 않았다. 다행스럽게도 18,908초 이후에는 USBL 신호가 다시 안정적으로 얻어졌다.

한편, Dive #9에서 얻어진 DVL 속도 신호는 지형변화가 심한 지역적 특성으로 인하여 계속상태가 양호하지 않았다. Fig. 11은 측정된 속도 성분 V_x , V_y , V_z 를 나타낸다. 그림에서 DVL로 계속된 고도가 영(Zero)으로 얻어지는 경우에는 속도신호가 붉은 점으로 표시되었다. DVL 신호불량은 블랙모커를 수색하며 이동 중인 17,000초부터 간헐적으로 발생했으며, 블랙모커 근처에 다다른 시간 19,035초 이후에 집중적으로 발생했다. 붉은 점으로 표시된 시점의 속도는 신뢰할 수 없으므로, USBL-DVL 통합항법 시스템은 고도신호가 영인 상태에서는 계속된 속도를 신뢰하지 않고 DVL 센서의 데이터 버퍼에 저장된 이전 속도값을 유지하는 방법을 적용했다.

Fig. 12는 Fig. 4와 동일한 방법으로 Dive #9에 대해 DVL과 USBL의 신호갱신 주기를 나타낸 그림이다. 앞서 언급한 것과 같이, DVL 속도 및 USBL 위치 데이터는 정상상태에서 각각 0.1~

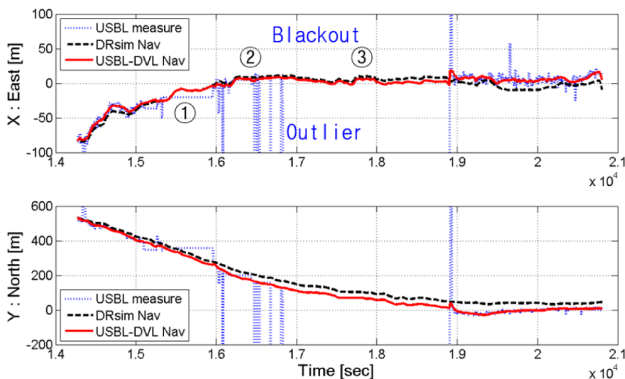


Fig. 10 USBL outliers and blackouts of Dive #09 at the Archaean subsea volcano.

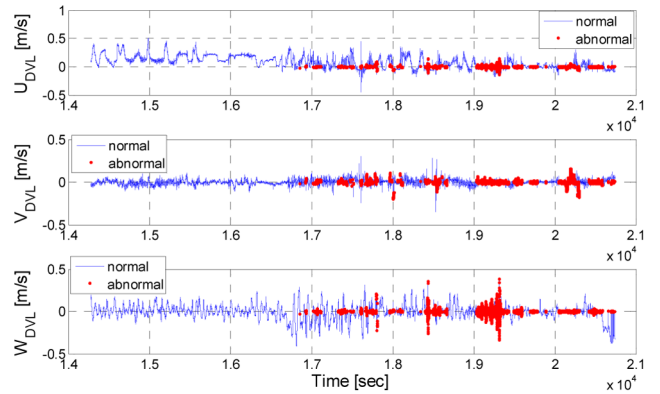
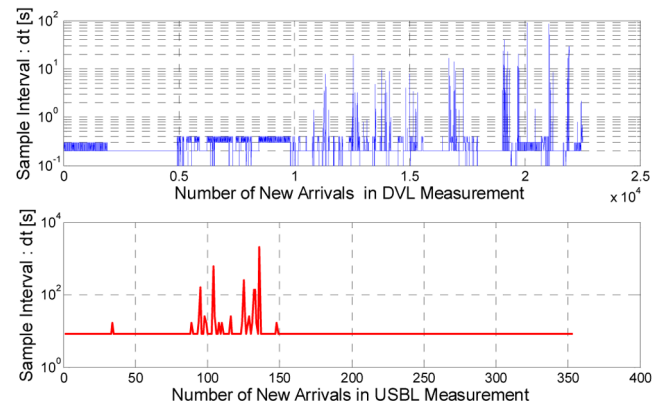
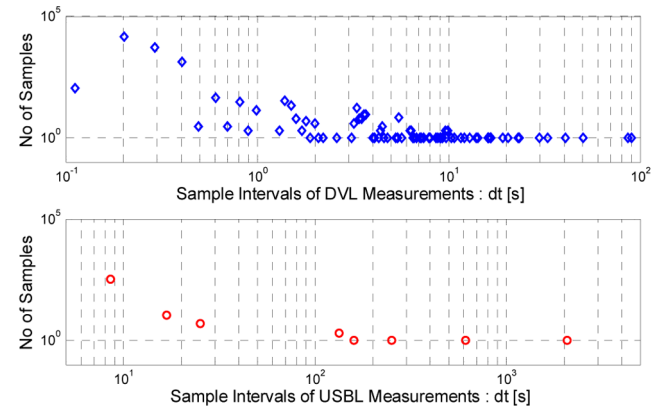


Fig. 11 Velocities acquired with DVL including abnormal measurements of which altitude is zero in Dive #09 at Archaean subsea volcano.



(a) Sample intervals of DVL and USBL measurements



(b) Histogram of the sample intervals of DVL and USBL measurements

Fig. 12 Sample interval of DVL and USBL measurements of Dive #9 at Archaean subsea volcano.

0.2초 및 8.33초 간격으로 신호가 취득되어야 한다. Fig. 12를 Fig. 4와 비교하면, Dive #1과 달리 Dive #9는 DVL 신호에 다양한 크기의 블랙아웃(최대 90초)이 빈번히 발생했음을 알 수 있다. 한편, USBL은 항해 중간에 100초 이상 신호가 수신되지 않은 블랙아웃이 6회 발생했고, 길게는 600초, 최장 2076초 동안 블랙아웃 상태가 지속되었다. 블랙아웃이 발생한 시간 동안에 잠수정은 이동하

고 있으므로, USBL 위치측정에 블랙아웃이 발생한 후 다시 신호를 수신하는 경우에는 잠수정의 위치 이동을 고려하여 수신된 USBL 측정이 유효한 신호인지 아닌지를 판단해야 한다. 본 논문은, 운항중인 잠수정의 위치측정에 블랙아웃이 발생할 경우, 블랙아웃 시간에 대응하는 가변 아웃라이어 판단 제거법을 제안했다.

본 논문은 다음 두 조건을 충족하면 USBL 위치측정이 아웃라이어인 것으로 판단했다. (1) k 시간 스텝에서 측정한 USBL의 X, Y 위치(X_{kUSBL}, Y_{kUSBL})와 아웃라이어가 발생하지 않았던 이전 시간스텝에서 측정한 USBL의 X, Y 위치(X_{pUSBL}, Y_{pUSBL}) 차이가 5σ 이상이고, (2) USBL 위치측정 신호가 얻어진 순간에 항법시스템에서 얻어지는 추정위치(\hat{X}_k, \hat{Y}_k)와 USBL 측정위치의 오차반경이 아웃라이어 임계값(TOD, Threshold of Outlier Decision)을 초과하는 경우에 아웃라이어가 발생한 것으로 판정했다.

$$|\Delta X| > K_1, |\Delta Y| > K_1 \quad (8)$$

$$\Delta R_{estimate} > TOD \quad (9)$$

여기서 $\Delta X = X_{kUSBL} - X_{pUSBL}$, $\Delta Y = Y_{kUSBL} - Y_{pUSBL}$,

$K_1 =$ 상수,

$$\Delta R_{estimate} = \sqrt{(\hat{X}_k - X_{kUSBL})^2 + (\hat{Y}_k - Y_{kUSBL})^2} \text{ 이다.}$$

TOD는 k 시간스텝에서 X - Y 평면 오차공분산행렬 표준편차의 α 배수 값과 K_2 중에서 큰 값을 취하며

$$TOD = \max(K_2, \alpha \sqrt{P_k(1,1) + P_k(2,2)}), \quad (10)$$

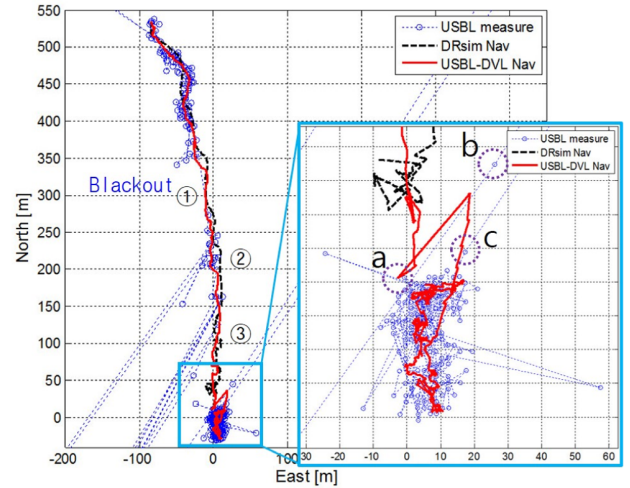
K_2 는 상수, $P_k(1,1)$ 과 $P_k(2,2)$ 는 k 시간 스텝에서의 X, Y 위치 오차공분산이고, α 는 가중치이다.

Fig. 2에서 수심 1,450m의 USBL 측정오차와 알키안 3,042m 수심의 USBL 측정오차가 유사한 값을 보이므로, 본 논문에서 K_1 과 K_2 는 마리아나 열수탐사 Dive #1 ~ #9 데이터에 동일한 값을 적용했다. 본 논문에서 K_1 은 22.5m(5σ @1,500m) K_2 는 18m(4σ @1,500m), α 는 1.0이다. 이 방법은 블랙아웃이 발생하지 않은 경우에는 아웃라이어 판정 임계값이 작은 값을 갖고, 블랙아웃이 발생하면 블랙아웃 지속시간에 따라 위치오차공분산이 증가하면서 아웃라이어 판정 임계값이 증가한다.

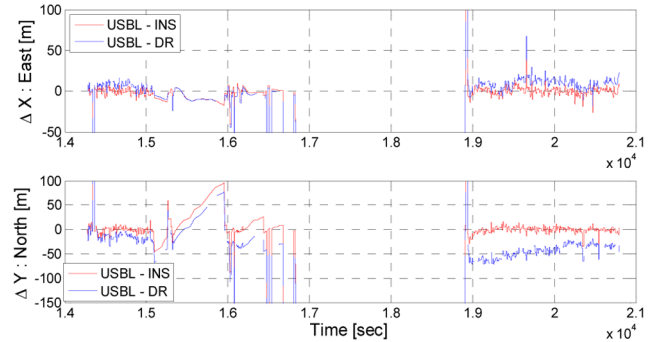
3.4 블랙아웃이 존재하는 데이터에 통합항법시스템 적용

USBL 신호의 블랙아웃이 존재하는 알키안 열수분출공 탐사 Dive #9에 대하여 통합항법시스템을 적용했다. Fig. 13(a)는 통합항법에 의한 위치추정 결과를 나타낸다. 항법파라미터는 Dive #1과 #7에 적용한 값과 동일하게 취했으며, 가변 아웃라이어 제거법 식 (8), (9), (10)을 이용해서 아웃라이어를 제거했다.

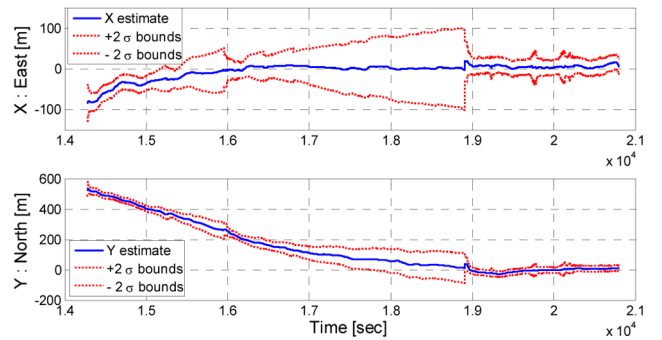
통합항법시스템은 블랙아웃 구간 ①과 ②에서 간헐적으로 유효한 USBL 위치측정을 이용하여 아웃라이어를 제거하며 6m 오차범위 내에서 위치를 추정했다. 통합항법시스템은 블랙아웃 구간 ③이 끝나고 USBL 신호가 다시 수신되는 순간에 정상신호로 판정된 USBL 측정값을 이용하여 추정위치가 보정되었다. 통합



(a) X-Y plane trajectories



(b) Difference between USBL and INS/DR position estimates



(c) Error bound of the estimated position (2σ)

Fig. 13 Re-navigation with USBL-DVL navigation system for Dive #09 conducted at Archaean subsea volcano.

항법 추정위치가 a인 시각에서, USBL 신호 b가 수신되었을 때, 추정위치 a의 $(\hat{X}_k, \hat{Y}_k) = (-2.75, 11.22)$,

측정위치 b의 $(X_{kUSBL}, Y_{kUSBL}) = (26.06, 44.81)$,

$P_k(1,1) = P_k(2,2) = 49.12^2$ 이므로,

$\Delta R_{estimate} = 44.25$, $TOD = 69.46$ 이다.

따라서 USBL 측정신호 b는 정상신호로 판정되고 통합항법시스템은 이 신호를 이용해 상태변수 추정과 오차공분산을 업데이트한다. 만약 α 가 0.5로 선정된다면, TOD는 34.73이 되어 측

정위치 b 는 아웃라이어로 취급되며, 항법시스템은 다음 시각에 얻어지는 USBL의 유효 측정위치 c 에 의해 추정위치와 오차공분산의 업데이트가 이루어지게 된다. 오랜 시간 블랙아웃 이후에는 아웃라이어 범위를 크게 정하는 것이 안전할 것임으로, 본 논문은 α 를 1.0으로 선택했다.

Fig. 13(b)는 USBL 측정값과 통합항법 추정위치의 차이 및 DVL 항법 추정위치 차이를 나타낸 그림이다. Fig. 13(c)는 위치 추정변수와 오차범위(2σ)를 나타내는 그림으로서, USBL 블랙아웃 발생 시 오차범위가 증가한다. 블랙아웃 구간③에서 오차범위는 약 100m까지 증가했다. 18,908초 이후, 정상상태의 USBL 신호가 수신되면서, 추정위치는 USBL 신호가 수신될 때마다 업데이트되어 USBL의 평균위치로 수렴하는 것을 알 수 있다.

따라서 위치추정 오차공분산을 이용한 아웃라이어 필터링 기법을 이용함으로써, 통합항법시스템은 장시간 USBL 신호가 블랙아웃인 상황에서 DVL과 선수각 정보를 이용하여 위치를 추정할 수 있다. USBL 신호가 정상으로 복귀되면 이를 이용하여 추정위치를 안정적으로 업데이트하며 추정오차가 수렴함을 시뮬레이션을 통해 확인했다.

4. 결 론

본 논문은 USBL과 DVL 신호 및 선수각 정보를 융합한 통합항법시스템을 제안했으며, 심해탐사 데이터를 이용하여 항법시스템의 유효성을 검증했다. 통합항법시스템은 칼만필터를 기반으로 항법 알고리즘을 구성했고, 상이한 신호주기를 갖는 항법 센서들의 비동기 측정신호를 이용하여 상태변수 및 오차공분산을 보정했다. USBL과 DVL 신호특성을 고려하여 항법시스템의 초기오차공분산, 모델링 오차공분산 및 관측오차공분산을 선정했다. 실제 탐사데이터를 이용하여 초기오차, 아웃라이어에 대한 민감도를 분석했다. USBL 신호의 블랙아웃 상황에 대처할 수 있는 아웃라이어 제거법을 개발했으며, 장시간 블랙아웃이 존재하는 알키안 탐사 데이터에 적용하여 안정적으로 작동함을 확인했다. 개발된 통합항법시스템을 이용함으로써 향후에는 보다 안정적인 심해탐사가 구현될 것으로 기대된다.

후 기

본 논문은 해양수산부의 국가연구개발사업인 “심해 유무인 잠수정 기술개발 및 운용인프라 구축 - 기술개발” 및 선박해양플랜트연구소의 주요사업인 “극지 환경을 고려한 수중음향기반 위치 추정 및 해상 항법 기초 기술 연구”에 의해 수행되었습니다 (PMS3470, PES9230).

References

- Gelb, A., 1974. Applied Optimal Estimation. MIT Press, Cambridge.
- Kang, H., Hong, S., Sur, J., Kim, J., 2017. Design of GPS-aided Dead Reckoning Algorithm of AUV using Extended Kalman Filter. Journal of Korean Society of Ocean Engineers, 31(1), 28-35.
- Kinsey, J.C. and Whitcomb, J.J., 2004. Preliminary Field Experience with DVLNAV Integrated Navigation System for Oceanographic Submersibles. Control Engineering Practice, 12, 1541-1549.
- Lee, P., Jun, B., Baek, H., Kim, B., Shim, H., Park, J., Yoo, S., Jeong, W., Baek, S. and Kim, W., 2016. Explorations of Hydrothermal Vents in the Southern Mariana Arc Submarine Volcanoes using the ROV Hemire. Journal of Korean Society of Ocean Engineers, 30(5), 389-399.
- Lee, P., Jun, B., Kim, K., Lee, J., Aoki, T. and Hyakudome, T., 2007. Simulation of an Inertial Acoustic Navigation System with Range Aiding for an Autonomous Underwater Vehicle. Journal of Oceanic Engineering, 32(2), 392-345.
- Lee, P., Kim, B., Shim, H., Baek, H., Baek, S., Park, J. and Jun B., 2015. An Underwater Navigation System for an ROV Integrated with Inertial Sensors and USBL Position Measurements. Proc. of the KSOE 2015 Autumn Conf., Daejeon, 450-453.
- Lee, P., Shim, H., Baek, H., Kim, B., Park, J., Jun, B. and Yoo, S., 2017. A Navigation System of a Deep-sea ROV Fusing USBL and DVL Measurements. Proc. of the KSOE Session of the KAOSTS Conf., April 19-20, Bexco.
- Miller, P.A., Farrel, J.A., Zhao, Y. and Djapic, V., 2010. Autonomous Underwater Vehicle Navigation. Journal of Oceanic Engineering, 35(3), 663-678.
- Ribas, D., Ridaio, P., Mallios, A. and Palomeras, N., 2012. Delayed State Information Filter for USBL-Aided AUV Navigation. Int. Conf. on Robotics & Automation, 4898-4903, May 14-18, Saint Paul.
- Ridaio, P., Ribas, D., Hernández, E. and Rusu, A., 2011. USBL/DVL Navigation Through Delayed Position Fixes. Int. Conf. on Robotics & Automation, May 9-13, Shanghai.
- Rigby, P., Pizarro, O. and Williams, S.B., 2006. Towards Georeferenced AUV Navigation Through Fusion of USBL and DVL Measurements. Oceans Conference, Boston.
- Sane-Muntadas, A., Brekke, E.F., Hegrenæs, Ø. and Pettersen, K.Y., 2015. Navigation and Probability for Successful AUV Docking Using USBL. IFAC-PapersOnLine 48-16, 204-209.
- Vasilijevic, A., Borovic, B. and Vukic, Z., 2012. Underwater Vehicle Localization with Complementary filter: Performance Analysis in the Shallow Water Environment. Journal of Intelligent Robotic Systems, 68, 373-386.

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

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

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

극한 환경하의 부표 운동성능 모형시험기법 개발 ← (한글제목)

홍길동* · 김길동** · 이길동** ← (한글이름)

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

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

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

(본문은 1단 또는 2단으로 작성, 심사완료 후 2단으로 편집됨.)

1. 서론

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

2. 극한조건의 상사

2.1 파랑조건의 상사

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

Received 00 March 2012, revised 00 April 2012, accepted 00 April 2012

Corresponding author Gil-Dong Hong: +82-111-222-3333, gdhong@kriso.re.kr

© 2013, The Korean Society of Ocean Engineers

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

2.2 바람조건외의 상사

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

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

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

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

3. 표준형 등부표 모형시험

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

Table 1 Computed wind and current forces on buoy models

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

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

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

4. 모형시험 결과 및 해석

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

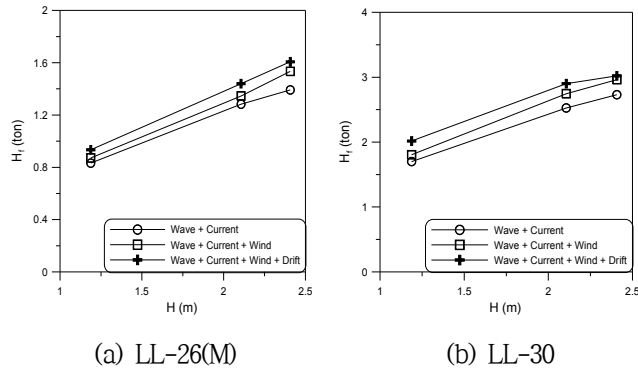


Fig. 1 Maximum height of tension forces acting on the mooring line at buoy

≡ (그림은 영문으로 작성)

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

5. 결 론

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

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

후 기

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

참 고 문 헌

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

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

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

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

(example for proceedings) ⇒

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

(example for journals) ⇒

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

(example for books) ⇒

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

(example for websites) ⇒

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

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

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

<주>

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

General Information for Authors

Requirement for Membership

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

Publication type

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

Manuscript submission

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

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

Submission checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

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

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

Hazards and human or animal subjects

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

Fundamental errors in published works

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

Article structure

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

Abstract

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

Keywords

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

Unit

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

Equations

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

Tables

Tables should be numbered consecutively with Arabic numerals. Each

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

Figures

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

Reference

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

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

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

Examples:

Reference to a journal publication:

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

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

Reference to a book:

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

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

Reference to a proceeding:

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

Reference to a website:

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

Journal abbreviations

Journal names should not be abbreviated.

Revised manuscripts

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

Proofs and reprints

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

Peer review

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

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

Page charge

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

Editing checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Transfer of copyright

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

Authors' Checklist

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

< Editing checklist >

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

< **Submission checklist** >

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Title of article :

Date of submission : DD/MM/YYYY

Corresponding author : signature

Email address :

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

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

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

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

Hazards and human or animal subjects

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

Fundamental errors in published works

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

Ethical Codes of Research

for The Korean Society of Ocean Engineers [1, Nov. 2008 amended]

All members of The Korean Society of Ocean Engineers, by observing the following codes of conduct and regulations regarding research in the field, will contribute to the development of ocean engineering and the security and prosperity of the society and the nation, thus holding our honesty, reputation and authority in the highest standards.

A. Foundational Spirit

1. We make a contribution to mutual prosperity of mankind through ocean development, using the knowledge and technique in the field of ocean engineering.
2. We contribute to fostering the good spirit of citizenship by conducting responsible research.
3. We make efforts to enhance our authority and competitiveness as experts in ocean engineering.

B. Fundamental Canons

1. We consider the public security and welfare as a top priority and conform to the principle of sustainable use of ocean in conducting our research.
2. We promote professional development through performing proper research and provide young researchers with the opportunities to develop professionally.

3. We respect the public values such as honesty, accuracy, efficiency and objectivity in offering services such as providing expertise or disclosing research results.
4. We do not have unfair competitions with others and solve problems with objective information and processes when there is a clash of interests.
5. We raise common issues only through objective and fair methods.

C. Practical Platforms

1. We consider the public security and welfare as a top priority and conform to the principle of sustainable use of ocean in conducting our research.
 - (a) We must acknowledge the fact that the life, security, health and welfare of the public have an absolute reliance over our products such as structures, equipments and machines that are given thought to and made into decision by engineers.
 - (b) We must not propose or approve research plans which cause harm to the public health and welfare.
 - (c) We must conform to the principle of sustainable use of ocean to enhance the quality of the public life and endeavor to improve the ocean environment.
2. We promote professional development through performing proper research and provide young researchers with the opportunities to develop professionally.
 - (a) As we build our career, we must continue to acquire new knowledge and promote intellectual development by keeping track of research results, organizing research methods and raising necessary issues voluntarily.
 - (b) We must be thoroughly honest to the contributions from cooperators, competitors and predecessors and utilize them for our professional development.
 - (c) We, as administrators, must supervise young researchers in a fair manner and, as their advisors, must assist them sincerely to grow into socially recognized members.
3. We respect the public values such as honesty, accuracy, efficiency and objectivity in offering services such as providing expertise or disclosing research results.
 - (a) When we offer service under our responsibility that involves providing professional knowledge, we must act according to professionalism as a commissioner, trying to prevent waste of resources and reporting objective facts, trustworthy data and accurate research results.
 - (b) We prohibit any fraudulent acts in conducting research such as fabrications, forgeries and plagiarism.
 - (c) We must admit our mistakes or errors when they are verified and must not try to justify them by distorting facts or data.
4. We do not have unfair competitions with others and solve problems with objective information and processes when there is a clash of interests.
 - (a) We must not distort the professional, academical qualifications of ourselves and coworkers. We must not fabricate or exaggerate our positions or authorities of the past achievements.
 - (b) Our papers must contain facts and no exaggeration that are contributed to media sources. When publishing a paper or a report which involves multiple researchers, we must allocate authors based on their levels of contributions and mention every person and institution that is concerned and provided assistance.
 - (c) We must not criticise others' achievements in an irresponsible manner by intentionally distorting their professional reputation, prospects and character in both direct and indirect ways.
 - (d) When a clash of interests occur, we must organize a committee composed of authoritative experts in the field and fairly solve the problem based on objective facts and data.
5. We raise common issues only through objective and fair methods.
 - (a) We must be thoroughly objective and honest when submitting expert reports or policy proposals and include relevant, sufficient and appropriate information.

- (b) When addressing public issues through open debates or forums, we must provide opinions based on objective facts and data and must not cause harm to the public interest by making groundless argument or being involved in private interests with others.
 - (c) We must be honest when explaining our business and its advantages, and must not try to meet our interests by damaging professional honor and coordination with coworkers.
6. All members of The Korean Society of Ocean Engineers must abide by the ethical codes of research stated above.

D. The Scope of Manuscript

1. Manuscripts include papers, technical reports and commentaries, and papers must be the ones that are not released in other journals.
2. "Journals" are the ones that have an appropriate screening of submitted theses and that are published on a regular basis.
3. All manuscripts other than the ones stated in the previous clause can be submitted such as conference papers, research reports, diploma papers and academic articles, provided that their sources are stated according to the 3rd clause of The Regulations on Paper Submission in The Journal of the Korean Society of Ocean Engineers.

E. The Definitions and Types of Fraudulent Acts in Research

1. "Fraudulent acts in research" include all affairs that violates ethical codes of research: fabrications, forgeries, plagiarism, overlapping publications and unfair marking of writers which may occur in every phase of research process, such as in a proposal, conducting, a report or presentation of research results.
2. "Fabrication and forgeries" refers to an act of distorting the content or outcome of research by making up false data or results.
3. "Plagiarism" refers to an act of unfairly employing all research results, such as others' publications, research proposals, ideas, hypotheses and theories, without a fair approval or quotation.
4. "Overlapping publications" refers to two writings published in different media sources that are totally identical in their contents or share the major contents. It is also the case of overlapping publication where the paper published later contains a slightly different viewpoint, yet contains the same or slightly different analysis on the same data from the previous paper.
5. "Unfair marking of writers" refers to an act of unfairly gaining reputation by pretending to be a real author of a paper without any participation in research.
6. Fraudulent acts also include a behavior of intentionally disturbing investigations regarding assumed misconducts in research or inflicting an injury on an informant.
7. "Other fraudulent acts in research" refers to all affairs that are generally accepted as the violations to ethical codes of research in the academia.

F. Screening System, Processing Criteria and Procedure

1. Screening System
 - (a) Authors must submit a "consent form of delegation of copyright" which necessitates an author's confirmation on any violations to ethical codes of research.
 - (b) When inspectors raise question on any violations to ethical codes of research, The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after examining all materials concerned and giving the contributor a chance to defend him/herself.
 - (c) When any violations to ethical codes of research are found while screening or editing (after the insertion of a paper in an academic magazine), The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after giving the contributor a chance to defend him/herself.
 - (d) When any violations to ethical codes of research are called into question after a paper is published, The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after giving the

contributor a chance to defend him/herself.

2. Processing Criteria

- (a) All processing criteria regarding fraudulent acts in research follow the regulations and detailed rules for operation of The Committee of Ethical Codes of Research of this society.

3. Processing Procedure

- (a) When any affair is determined as a violation to the ethical codes of research in the phase of submission or screening, The Editing Commission should report it to The Committee of Ethical Codes of Research.
- (b) When any affair is determined as a violation to the ethical codes of research after the insertions of a paper in an academic magazine, The Committee of Ethical Codes of Research should immediately cancel its publication and notify the cancellation to the author/s

G. Ethical codes of Editing

1. The editor must a strong sense of ethics regarding the codes of conduct in research and in publication. Also, he/she must not have any personal interests with others in the process of edition.
2. The editor must thoroughly keep security in all matters related to the contribution of manuscripts, screening and publication.
3. The editor must be well-informed about the violations to ethical codes of research and make a neutral and impersonal judgement when he/she found any violations.

Supplementary Provisions

1. Regulations stated above are enacted after 1 Nov. 2008. For the manuscripts contributed in academic magazines before 1, Nov. 2008, the 3rd clause in “D” is not applied. Also, they are not interpreted as violations to the ethical codes of research even if they did not stated their source in the journal of this society.
2. Also, for the papers applicable to the clause “D” or “E”, the writer/s can take measures such as “cancellation of a paper” based on their judgement, or “rejection of screening” if the paper is under screening.

1, Nov. 2008

The Korean Society of Ocean Engineers

[31, May 2007 enacted]

[1, Nov. 2008 amended]

Publishing Agreement

Article details

Article :
Corresponding author :
E-mail address :
DOI :

YOUR STATUS

I am one author signing on behalf of all co-authors of the manuscript.

ASSIGNMENT OF COPYRIGHT

I hereby assign to Korean Society of Ocean Engineers, the copyright in the manuscript identified above and any tables, illustrations or other material submitted for publication as part of the manuscript (the "Article"). This assignment of rights means that I have granted to Korean Society of Ocean Engineers the exclusive right to publish and reproduce the Article, or any part of the Article, in print, electronic and all other media (whether now known or later developed), in any form, in all languages, throughout the world, for the full term of copyright, and the right to license others to do the same, effective when the Article is accepted for publication. This includes the right to enforce the rights granted hereunder against third parties.

SCHOLARLY COMMUNICATION RIGHTS

I understand that no rights in patents, trademarks or other intellectual property rights are transferred to the Journal owner. As the author of the Article, I understand that I shall have: (i) the same rights to reuse the Article as those allowed to third party users of the Article under the CC-BY-NC License, as well as (ii) the right to use the Article in a subsequent compilation of my works or to extend the Article to book length form, to include

I have read and agree to the terms of the Journal Publishing Agreement.

Corresponding author :

name

signature

Print and sign completed form. Fax(+82 51 759 0657) or E-mail scanned file to : ksoehj@ksoe.or.kr
(Papers will not be published unless this form is signed and returned)

the Article in a thesis or dissertation, or otherwise to use or re-use portions or excerpts in other works, for both commercial and non-commercial purposes. Except for such uses, I understand that the assignment of copyright to the Journal owner gives the Journal owner the exclusive right to make or sub-license commercial use.

USER RIGHTS

The publisher will apply the Creative Commons Attribution-Noncommercial Works 4.0 International License (CC-BY-NC) to the Article where it publishes the Article in the journal on its online platforms on an Open Access basis.

The CC-BY-NC license allows users to copy and distribute the Article, provided this is not done for commercial purposes and further does not permit distribution of the Article if it is changed or edited in any way, and provided the user gives appropriate credit (with a link to the formal publication through the relevant DOI), provides a link to the license, and that the licensor is not represented as endorsing the use made of the work. The full details of the license are available at <http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode>.

REVERSION OF RIGHTS

Articles may sometimes be accepted for publication but later rejected in the publication process, even in some cases after public posting in "Articles in Press" form, in which case all rights will revert to the author.

한국해양공학회지(JOET) 논문투고규정 (2016. 10. 20 개정)

1. 본 학회지에 투고하고자 하는 사람은 한국해양공학회 회원임을 원칙으로 하며 공저인 경우에는 적어도 1인 이상이 회원이어야 한다. 단, 본 학회의 편집위원회가 특별히 인정한 사람은 예외로 한다.
2. 원고는 학술논문, 기술보고 및 자료를 포함하고, 학술논문의 경우 다른 학술지에 게재되지 않은 것이라야 한다. 학술지라 함은 투고 논문에 대한 적절한 심사체계와 주기적 발간이 이루어지는 저널(Journal) 등을 의미한다. 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구 보고서, 학위논문, 학술기사 등 모든 원고는 투고가 가능하다. 또한 본 학회지에 게재되면 본 학회 편집위원회의 서면승인 없이 타학술지에 전부 또는 일부가 동일형식으로 발표되어서는 안되며, 저작권은 학회에 귀속된다.
3. 투고논문 중 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구보고서, 학위논문, 학술기사 등의 경우는 각주를 통해서 아래 예와 같이 원고 전체 혹은 부분이 출판되었음을 명시하여야 한다.
예) 본 논문은 2008년 제주도에서 개최된 한국해양과학기술협의회 공동학술대회에서 발표된 논문을 근간으로 하고 있음을 밝힙니다.
4. 원고는 인터넷 상에서 WebReview 시스템을 이용하여 제출하여야 하며 이때 본 학회의 논문투고양식(template)에 맞도록 한글(Hangul) 또는 MS 워드(MS Word) 파일을 첨부로 제출하여야 한다. 원고접수 시 소정의 심사료를 납부하여야 한다. 또한 저작권 위임동의서를 학회 사무국으로 제출하여야 한다.
5. 원고가 인터넷 상에서 접수된 날을 접수일자로 한다.
6. 원고의 채택여부는 논문심사규정에 따라 정한다.
7. 학회지에 게재될 원고의 규정면수는 6면 이내이고, 규정면수를 초과할 때 저자는 소정의 게재료 이외에 초과분에 대한 게재료를 납부하여야 한다.
8. 논문원고의 체제는 다음을 원칙으로 한다. (1)제목, (2)저자명, (3)주요기술용어(Key Words), (4)영문초록, (5)기호설명, (6)서론, (7)본론(이론해석, 실험방법, 결과, 결과의 해석, 고찰), (8)결론, (9)후기, (10)참고문헌, (11)부록, 기타
9. 상세한 편집 방법은 한국해양공학회지(JOET) 템플릿을 따른다.
10. 원고에 포함될 도표 및 사진은 한글 또는 MS워드에서 처리가 가능하여야 하며 그 선명도에 대한 책임은 저자가 진다.
11. 원고 내용 및 탈오자의 책임은 저자가 진다.
12. 편집위원회는 본 학회의 논문투고규정을 따르지 않는 원고에 대하여 심사 및 게재를 거부할 수 있다.
13. 기타 본 규정에 명시되지 않은 사항(투고분야 포함)은 본 학회 편집위원회의 결정에 따른다.
14. 학회는 저자에게 별쇄본을 제공하지 않는 것을 원칙으로 하나, 필요한 경우는 저자가 실비를 부담하여야 한다.

한국해양공학회지

제31권 제4호(통권 제137호)

인 쇄 : 2017년 8월 26일

발 행 : 2017년 8월 31일

발행인 : 조효제

편집인 : 김윤해

발 행 소 : 사단법인 한국해양공학회

부산광역시 동구 중앙대로 180번길 13, 1302호 (초량동 프레지던트오피스텔)

전 화 : (051)759-0656 FAX : (051)759-0657

담 당 : 사무국장 이희진

E - mail : ksoehj@ksoe.or.kr

Homepage : www.ksoe.or.kr

인 쇄 소 : 한림원(주)

서울특별시 중구 퇴계로51길 20 1303(오장동, 넥서스타워)

전 화 : (02)2273-4201 FAX : (02)2179-9083

E - mail : hanrim@hanrimwon.co.kr



사단법인 **한국해양공학회**
The Korean Society of Ocean Engineers