

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

# 한국해양공학회지

제29권 제3호 (통권 제124호)

2015년 6월

Journal of Ocean Engineering  
and Technology



Vol. 29, No. 3 (Serial Number 124)  
June 2015

사단법인 한국해양공학회

The Korean Society of Ocean Engineers

<http://www.joet.org>

# 한국해양공학회 Journal of Ocean Engineering and Technology

## 편집위원회

### 위원장

김윤해 한국해양대학교

### 편집이사

정준모 인하대학교

최윤락 울산대학교

허동수 경상대학교

### 편집위원

김국현 동명대학교

김영훈 경남대학교

김진환 카이스트

나원배 부경대학교

문경만 한국해양대학교

박종천 부산대학교

송창용 목포대학교

엄원석 연세대학교

윤현규 창원대학교

이기영 해군사관학교

이종현 제주대학교

이탁기 경상대학교

정동호 한국해양과학기술원

최형식 한국해양대학교

### 국제자문 편집위원

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University

Atila Incecik, University of Strathclyde

Moo Hyun Kim, Texas A&M University

Sime Malenica, Bureau Veritas

T. Hanabusa, The University of Tokushima

### Editor-in-Chief

Yun Hae Kim, Korea Maritime and Ocean University, Korea

### Manuscript Editors

Joonmo Choung, Inha University, Korea

Yoon Rak Choi, University of Ulsan, Korea

Dong-Soo Hur, Gyeongsang National University, Korea

### Editorial Board Members

Kookhyun Kim, Tongmyong University, Korea

Younghun Kim, Kyungnam University, Korea

Jinwhan Kim, KAIST, Korea

Won Bae Na, Pukyong National University, Korea

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

Jong Chun Park, Pusan National University, Korea

Chang Yong Song, Mokpo National University, Korea

Won Suk Ohm, Yonsei University, Korea

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

Kiyoung Lee, Korea Naval Academy, 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

### 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

T. Hanabusa, The University of Tokushima, Japan

## 연구윤리위원회

### 위원장

구자삼 부경대학교

### 운영분과 및 심의 교육·분과 위원

서성부 동의대학교

조일형 제주대학교

## Research and Ethics Boards

### Chief

Ja-Sam Goo, Pukyong National University, Korea

### Management and Deliberative and Education Department

Sung-Bu Suh, Dongeui University, Korea

Il-Hyoung Cho, Jeju National University, Korea

## 학회 임원

### 학회장

홍사영 한국해양과학기술원

### 부회장

김병권 스틸플라워

김선진 부경대학교

김용수 DSME

윤병구 부산컨테이너터미널

조철희 인하대학교

하문근 삼성중공업

## Officers of The Korean Society of Ocean Engineers

### President

Sa-Young Hong, KRISO, Korea

### Vice President

Byeongkwon Kim, Steel Flower, Korea

Seon-Jin Kim, Pukyong National University, Korea

Yong-Soo Kim, DSME, Korea

Byeong Goo Yoon, Pusan Container Terminal, Korea

Chul Hee Jo, Inha University, Korea

Mun-Keun Ha, Samsung Heavy Industries, 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 606-791, Korea (Tel: +82 51 410 4355, Fax: +82 51 410 4350, e-mail: [yunheak@kmou.ac.kr](mailto: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 (601-729), Busan, Korea (Tel: +82 51 759 0656, Fax: +82 51 759 0657, e-mail: [ksoehj@ksoe.or.kr](mailto: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.

© 2015 by The Korean Society of Ocean Engineers (KSOE) / ISSN(print) 1225-0767 / ISSN(online) 2287-6715

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

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

Printed on June 30, 2015 by Hanrimwon Co., Ltd., Seoul, Korea.



# 한국해양공학회지

## Journal of Ocean Engineering and Technology

### 목 차

제29권 제3호 (통권 제124호)

2015년 6월

#### <학술논문>

- 심해저 원유 생산용 매니폴드 프레임 구조 기본 설계  
박세용 · 정준모 ..... 207
- 선수 규칙과 중 단동 활주선의 연직면 거동 추정 - Zarnick 비선형 스트립 방법의 개선  
장양 · 엄덕준 · 김동진 ..... 217
- CFD를 이용한 컨테이너 선형의 트림별 저항성능 해석  
서대원 · 박현석 · 한기민 ..... 224
- 터렛 계류된 FPSO의 운동응답 및 계류선 손상 시 거동 특성에 대한 실험적 연구  
홍장표 · 조석규 · 서장훈 · 성홍근 · 이동엽 · 박인보 · 원영욱 · 최성권 · 김대웅 ..... 231
- 심해저용 전기 저항 용접 소구경 송유관 소재의 온도 및 변형률 속도 에 따른 유동 응력 특성  
김영훈 · 박성주 · 윤성원 · 정준모 ..... 241
- 부이 기반 자율형 수상로봇기 개발  
김현식 ..... 249
- 부유식 다수 풍력 발전기에 작용하는 비대칭 공력 하중의 영향  
배운혁 · Moo-Hyun Kim ..... 255
- 실시간 적응 A\* 알고리즘과 기하학 프로그래밍을 이용한 선박 최적항로의 2단계 생성기법 연구  
박진모 · 김낙완 ..... 263
- 적용제어기법을 이용한 수면근처에서 운항하는 물수체의 심도제어기 설계  
박종용 · 김낙완 · 윤현규 · 김수용 · 조현진 ..... 270

**한국해양공학회지**  
**Journal of Ocean Engineering and Technology**

**CONTENTS**

**Volume 29, Number 3**

**June, 2015**

---

**<Original Research Articles>**

- Basic Design of Deep Subsea Manifold Frame Structure for Oil Production  
Se-Yung Park and Joonmo Choung ..... 207
- Theoretical Prediction of Vertical Motion of Planing Monohull in Regular Head Waves  
– Improvement of Zarnick’s Nonlinear Strip Method  
Yang Zhang, Deuk-Joon Yum and Dong-Jin Kim ..... 217
- Analysis of Resistance Performance for Various Trim Conditions on Container ship Using CFD  
Dae-Won Seo, Hyun-Suk Park and Ki-Min Han ..... 224
- Experimental Study of Effect of Mooring Line Failure on Behavior of Turret-moored FPSO Ship  
Jang-Pyo Hong, Seok-Kyu Cho, Jang-Hoon Seo, Hong-Gun Sung, Dong Yeop Lee, In Bo Park,  
Young Uk Won, Sung Kwon Choi and Dae-woong Kim ..... 231
- Flow Stress Properties of Electric Resistance Welded Small-Sized Subsea Pipeline Subjected to Temperature  
and Strain Rate Variations  
Younghun Kim, Sung-Ju Park, Sung-Won Yoon, and Joonmo Choung ..... 241
- Development of Buoy-based Autonomous Surface Robot-kit  
Hyun-Sik Kim ..... 249
- Influence of Asymmetric Aerodynamic Loading on Multiple Unit Floating Offshore Wind Turbine  
Yoon Hyeok Bae and Moo-Hyun Kim ..... 255
- Two-Phase Approach to Optimal Weather Routing Using Real-Time Adaptive A\* Algorithm and Geometric  
Programming  
Jinmo Park and Nakwan Kim ..... 263
- Depth Controller Design for Submerged Body Moving near Free Surface Based on Adaptive Control  
Jong-Yong Park, Nakwan Kim, Hyeon Kyu Yoon, Su Yong Kim and Hyeonjin Cho ..... 270

# 심해저 원유 생산용 매니폴드 프레임 구조 기본 설계

박세용\* · 정준모\*

\*인하대학교 조선해양공학과

## Basic Design of Deep Subsea Manifold Frame Structure for Oil Production

Se-Yung Park\* and Joonmo Choung\*

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

**KEY WORDS:** Subsea manifold 심해저 매니폴드, Manifold frame 매니폴드 프레임, Basic design 기본 설계, Eurocode 3 유로코드 3, Unity check 유니티 검토

**ABSTRACT:** A manifold is one of the essential subsea oil and gas production components to simplify the subsea production layout. It collects the production fluid from a couple of wellheads, transfers it to onshore or offshore storage platforms, and even accommodates water and gas injection flowlines. This paper presents the basic design procedure for a manifold frame structure with novel structural verification using in-house unity check codes. Loads and load cases for the design of an SIL 3 class-manifold are established from a survey of relevant industrial codes. The basic design of the manifold frame is developed based on simple load considerations such as the self weights of the manifold frame and pipeline system. In-house software with Eurocode 3 embedded, called INHA-SOLVER, makes it possible to carry out code checks on the yield and buckling unities. This paper finally proves that the new design of the manifold frame structure is effective to resist a permanent and environment load, and the in-house code is also adaptively combined with the commercial finite element code Nastran.

### 1. 서 론

세계 인구의 지속적인 증가와 개발도상국과 같은 저개발 국가에서의 에너지 수요가 지속적으로 증가함에 따라 원유 및 가스에 대한 공급의 증가가 예상된다(BDI, 2014). 최근 셰일 가스(Shale gas)로 인하여 국제 원유 가격의 변동성이 높아졌다 하더라도 중장기적 관점에서 원유 및 가스의 공급이 수요에 비하여 부족하여 원유 가격의 상승이 예측된다. 해양에 매장된 석유 자원은 탐사되지 못한 부분을 포함하여 전세계 매장량의 약 73%를 차지하는 것으로 보고되고 있다. 중장기적인 관점에서 심해 해양 유전의 개발이 활성화 될 것으로 예측된다.

탐사가 종료된 심해저 유전 개발을 위해서는 소위 SURF(subsea umbilical riser and flowline)라고 불리는 시스템뿐만 아니라 정두(Wellhead), 매니폴드(Manifold) 등과 같은 핵심 기자의 신뢰성 높은 생산, 설치, 운영 기술이 동시에 요구된다. 본 논문은 이 중에서 심해용 매니폴드의 프레임 구조(Frame

structure)에 대한 기본 설계를 수행하는 과정을 설명하는 것을 목적으로 한다. 매니폴드는 해저에 산재한 다수의 정두로부터 생산된 유체를 수집하는 배관 시스템(Pipe system)이다. 매니폴드에 집하된 생산 유체(Produced fluid)는 배관선(Pipeline)을 통하여 육지로 이송되거나, 라이저(Riser)를 통하여 해상에 부유하는 저장 플랫폼에 이송된다. 매니폴드는 생산 유체의 집하 역할 뿐만 아니라 주입 유체(Injection fluid)의 분기점(Branch point) 역할을 수행한다. 즉 매니폴드는 해저 생산 시스템을 간소화하기 위한 핵심 장비이다.

매니폴드에 관한 국내 연구 논문은 거의 수행된 바 없으며, 해외 연구 동향을 살펴보면, Wang et al.(2012)와 Wang et al.(2014)는 설치비 절감 측면에서 해저 정두 및 클러스터 매니폴드(Cluster manifold)의 배치를 최적화하는 연구를 수행한 바 있지만, 매니폴드 자체의 배관 배치 최적화나 매니폴드 프레임 구조 설계 등에 대한 연구가 포함되지는 않았다. Lee et al.(2014)은 매니폴드 배관 시스템의 성형 각도에 따른 압력 강

Received 17 March 2015, revised 7 May 2015, accepted 22 June 2015

Corresponding author Joonmo Choung; +82-32-860-7346, jmchoung@inha.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2014 in Busan Korea.

하, 침식률(Erosion rate) 등을 수치적으로 제시하기도 하였다.

영국 JP Kenny사의 Kirkbride et al.(1994)은 8개의 생산 정두 및 3개의 주입 정두로 구성된 Nelson 유전(Nelson fields)에 설치하기 위한 해저 매니폴드의 배관 최적화 및 프레임 구조 설계 과정을 제시하였다. 총 중량은 147톤으로서 당시로서는 상당히 무거운 매니폴드였다. 통상 두 개 이상의 유전 또는 플랫폼으로부터 생산된 유체를 하나로 묶는 것을 통상 tie-in이라 한다. Robinson(2003)은 3기의 고정식 플랫폼을 tie-in하여 수집된 생산 유체를 육상으로 이송하기 위한 48인치 초대형 구경의 배관 라인을 위한 매니폴드를 개발한 사례를 제시하기도 하였다. Ribeiro(2006)은 최대 수심 1900m에 설치될 매니폴드의 구조 설계 과정을 설명하였다. 매니폴드 프레임 구조는 통상 H형 또는 튜브형 보를 이용하여 제작되기 때문에 SACS (Bentley, 2014)와 같은 보 해석 전용 프로그램을 이용하는데 반하여 이들은 범용 유한 요소 프로그램인 Ansys (Ansys, 2010)를 이용하여 보 해석 및 상세 구조 해석을 수행하였다.

본 논문은 수심 3,000m의 심해에서 하루 200,000 배럴의 원유를 생산하고 SIL 3 (safety integrity level 3)의 안전 신뢰도를 가지는 매니폴드 프레임 구조 설계를 목표로 한다. 매니폴드를 비롯한 대부분의 심해저 장비는 국내에서 설계, 생산, 설치 경험이 많지 않기 때문에 본 논문에서는 매니폴드의 특성에 대하여 설명할 것이다. 주어진 배관 시스템을 대상으로 3차원 구조 설계 및 구조 해석을 위한 3차원 유한 요소 모델을 생성할 것이다. 설치가 예상되는 해역에서 발생할 수 있는 다양한 하중을 조합하여 하중 조건을 생성하고, 이를 유한 요소 모델에 적용할 것이다. 통상 상용 유한 요소 해석 프로그램을 이용할 경우 ULS (ultimate limit state)에 대한 부재 안전도 검토(Unity check)가 현실적으로 불가능한 것으로 알려져 있다. 그러나 본 논문에서는 국내외 조선소에서 가장 널리 사용되고 있는 Nastran을 이용하여 매니폴드 프레임 부재에 작용하는 내력을 산정하고 자체 개발한 부재 안전도 검토 코드인 INHA-SOLVER를 이용하여 부재 안전도 검토를 수행할 것이다.

## 2. 매니폴드의 특징

### 2.1 매니폴드의 종류

매니폴드는 클러스터형(Cluster type)과 템플릿형(Template type)으로 분류된다. 클러스터형 매니폴드는 소위 트리(Tree) 또는 크리스마스 트리(Christmas tree)라고 불리는 정두 밸브 세트와 매니폴드 배관이 서로 독립적이다. 즉 점퍼(Jumper)를 이용하여 트리와 클러스터 매니폴드가 연결된다. 클러스터 매니폴드는 다수의 정두를 동반할 수 있는 장점이 있지만, 배관 및 밸브 시스템이 복잡하여 유지보수성에 단점이 있다(Fig. 1-(a) 참조). 템플릿 매니폴드는 몇 개의 트리가 매니폴드와 일체로 설치된다. 크기가 크고 무겁지만 유지 및 보수가 편리한 장점을 가지고 있다. 또한 템플릿형 매니폴드는 정두위에 설치되어 수 개 이상의 정두를 동반하기 어려운 대신 매니폴드에 트리 구조를 포함할 수 있어서 구조적으로 간단하고 유지보수성이 용이하다. 본 논문에서는 협동 연구를 진행 중인 기관으로부터 제공 받은 배관선 배치 정보와 정두 현황을 고려하여 클러스터형 매니폴드를 대상으로 결정하였다.

### 2.2 매니폴드의 구성

매니폴드는 생산 유체 또는 주입 유체를 이송/제어하는 배관선, 밸브, 제어기 등으로 구성되며, 이를 지지하는 프레임 구조는 방호 구조(Protective structure)와 하부 구조(Bottom structure) 또는 인터페이스 구조(Interface structure)로 구성된다. 또한 하부 구조를 해저면에 고정할 수 있는 파일(Pile)과 같은 기초 구조(Foundation structure)도 매니폴드의 주요 구성품이다. 또한 방호 구조는 어망에 의한 하중(Snag load), 낙하체 충격 하중(Dropped object impact load) 등과 같이 예기치 않은 하중에 견디도록 설계되어야 한다. 본 논문에서는 매니폴드의 프레임 구조 설계를 목표로 하고 있으며, 기초 구조에 대한 연구는 향후 주제로 진행될 것이다.



(a) Cluster manifold



(b) Template manifold

Fig. 1 Types of subsea manifolds

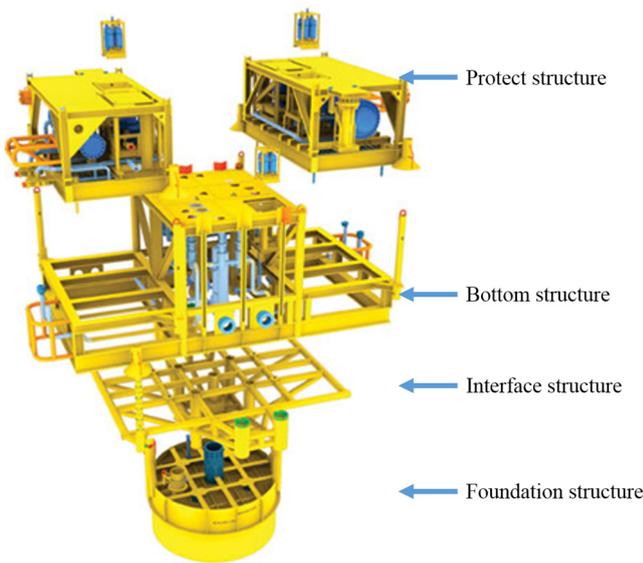


Fig. 2 Components of subsea manifolds

2.3 매니폴드 설계를 위한 문헌

Bai and Bai(2010)은 심해저 개발 및 생산을 위하여 사용되는 각종 장비의 구성품, 소재, 설계 방법론 등을 포괄적으로 제시하였다. 매니폴드 프레임의 설계를 위해서 API RP 2A-WSD 권장 규격(API, 2000)을 이용하고 있다. API RP 2A-WSD 권장 규격(API, 2000)은 고정식 자켓 플랫폼 또는 부유식 플랫폼 모듈 구조에 적용되는 튜브 부재(Tubular member)의 구조 설계를 위한 지침서이다. 반면 매니폴드의 제작을 위해서는 AWS D1.1 (AWS, 2000)를 준용한다.

API RP 17P (API, 2013)에서는 매니폴드에 대한 기능적인 고려 사항과 설계적 측면의 고려 사항, 재료의 선택과 해저 설치 방법 등을 포괄적으로 다룬다. 설계 하중들은 매니폴드의 제작, 운송, 설치, 운용 등 모든 과정에 대해서 매니폴드에 영향을 미칠 수 있는 모든 하중들을 고려해야 한다. 매니폴드가 가지고 있는 정하중과 설치되는 해역에서 측정된 자료를 바탕으로 작성된 환경하중, 매니폴드의 운용 중에서 발생할 수 있는 운용하중과 사고 발생 시 내부의 시스템을 안전하게 보호할 수 있는 사고하중에 관한 고려가 수행되어야 한다. 특히 사고하중에는 어망에 의한 충격, 낙하물에 의한 충격, 그리고 해저 지진 등이 있다. API RP 17D (API, 2011) 에 의거한 설치 과정에서 인양을 위한 패드 아이(Padeye)형 인양 러그(Lifting lug) 및 이에 대한 상세 구조 설계 등도 본 향후 주제로 논의될 것이다. 또한 매니폴드 프레임을 해수 부식으로부터 보호하기 위하여 희생 양극 (Sacrifice anode)을 제공해야 하는데, 희생 양극이 구조 강도에 미치는 영향이 적을 것으로 예측하여 이에 대한 고려는 수행하지 않았다.

3. 매니폴드 프레임 구조 기본 설계

3.1 구조 설계 일반

매니폴드 프레임 설계 시 정두로부터 배관을 통하여 전달되

는 축하중(열팽창 포함), 해류 등으로 인한 수직 비틀림 하중과 와류 유기 진동, 사고 하중, 지반으로부터의 지진 하중 등이 종합적으로 고려되어야 한다. 즉 매니폴드 프레임에 작용하는 각종 하중을 기초 구조를 통하여 지반으로 전달할 수 있도록 설계되어야 한다.

매니폴드 프레임은 내부 배관 시스템을 보호할 수 있도록 방호 능력을 갖추어야 한다. 조류 또는 해류로 인한 하중, 어망 하중을 최소화하기 위해서는 프레임 지붕의 높이를 최대한 낮게 설계해야 하지만, 외부 충격으로 인하여 내부 생산 시스템의 운영에 지장을 주지 않도록 높이를 결정해야 한다. 그리고 유지 보수를 위하여 무인 원격 잠수정(ROV, remote operation vehicle)의 접근성 및 작업성이 용이 확보하도록 설계되어야 한다. 매니폴드를 제작하는 과정에서 프레임의 배치로 인하여 배관 및 제어 시스템의 설치나 운영을 방해하지 않도록 설계해야 한다. 그리고 하부 구조 또는 인터페이스 구조는 지상에 안착하더라도 매니폴드 자중을 감당할 수 있는 강도를 지녀야 한다.

3.2 배관선 검토

매니폴드의 프레임은 내부 배관을 보호하고 지지하는 역할을 수행한다. 배관선의 배치나 규격이 변동하면 매니폴드 프레임의 구조에 대한 설계 변경이 필요하다. Fig. 3은 본 매니폴드 협동연구를 수행하는 기관으로부터 제공받은 밸브 및 배관선의 배치를 보여준다. 배관선은 한 개의 주 배관과 3개의 분기 배관으로 이루어져있다. 주 배관에는 10인치 규격의 볼 밸브(Ball valve) 3개가 설치되어있고, 분기 배관에는 6인치 규격의 볼 밸브(Ball valve) 한 개의 배관 마다 2개씩 총 6개가 설치되어 있다. 그리고 각 밸브의 상부에는 밸브를 구동시키기 위한 유압기(Hydraulic actuator)가 각각 설치되어 있다. 분기 배관은 주배관을 기준으로 좌측에 2개 그리고 우측에 1개로 나뉘어져 있는데 주로 사용하는 분기 배관은 좌우측 한 쌍의 배관이다. 좌측의 여분의 분기 배관은 매니폴드 작동 중에 문제가 발생하였을 때 사용하기 위한 배관으로 일반 작동 상황에선 운용하지 않는다.

3.3 구조 기본 설계

배관 시스템의 대부분은 하부 구조(인터페이스 구조)에 의하여 지지되고 밸브와 유압기는 중량이 크기 때문에 이를 충분히 지지할 수 있도록 하부 구조를 우선적으로 설계할 필요가 있다. 이를 위하여 본 논문에서는 배관 시스템에서 많은 중량을 차지

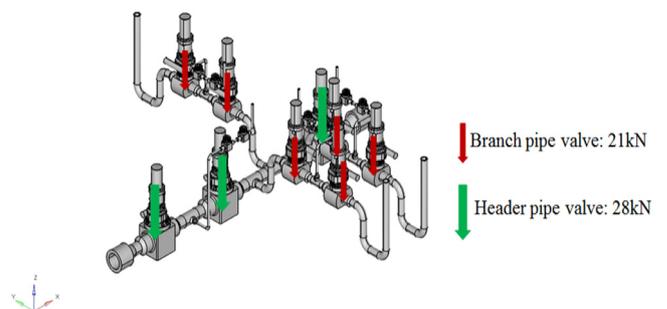


Fig. 3 Pipeline layout and support loads

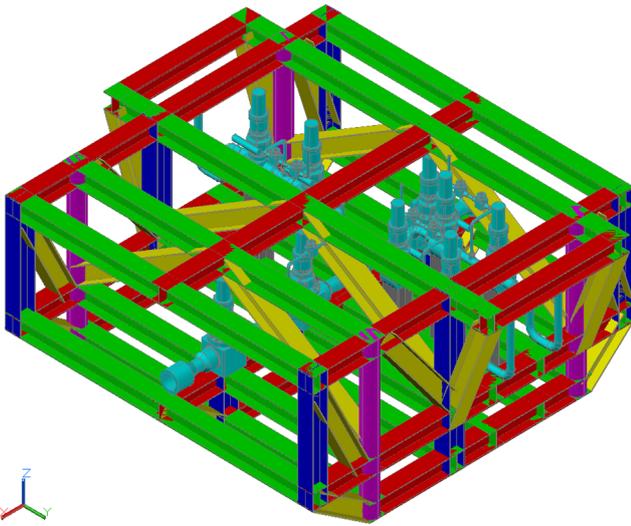


Fig. 4 Basic structure design of manifold frame structure

하는 밸브를 지지점으로 결정하고, Fig. 3에 나타난 바와 같이 배관 시스템의 자중이 하부 구조에 전달된다고 가정하였다. 여기서 배관 시스템의 총 무게는 210kN이었다.

이 하중과 배관 시스템 정보를 바탕으로 수계산을 통하여 하부 구조의 주요 부재 치수를 결정하였고, 웹 검색과 인터넷 자료를 조사하여 방호 구조의 형상을 결정하였다. 방호 구조의

주요 부재 치수는 하부 구조 주요 부재 치수와 동일하다고 가정하였다. 결과, 매니폴드 프레임은 길이 8.5m, 폭 8.2m, 높이 4.0m로 설계되었고, 이는 약 58ton의 무게에 상응한다(Fig. 4 참조).

프레임 구조 주요 부재의 재질은 조선해양 분야에서 널리 사용되는 연강인 ASTM A131 Grade A (MatWeb, 2013)를 선택하였다. 주요 부재 형상은 외국 선진사 적용 사례를 조사하여 H-형강(H-profile)으로 결정하였다. 반면 인양력이 작용하는 수직 기둥 부재에는 튜브-형강(Tubular profile)을 적용하였다. 사용한 부재의 치수는 지지점으로 선택한 밸브의 바닥 면적을 고려하여 국내에서 생산이 가능한 산업표준규격의 공칭 치수 400×400 H-형강을 사용하였으며, 튜브 형강(Tubular profile)은 H-형강의 크기를 고려하여 430mm×15mm(외경×두께)를 사용하였다.

#### 4. 구조 설계 검증

##### 4.1 하중 조건

###### 4.1.1 하중 조건 요약

심해용 매니폴드는 제작, 운송, 설치, 운전의 단계에 따라 다양한 하중과 하중의 조합을 고려해야 한다. DNV RP H103 (DNV, 2011)은 매니폴드를 비롯한 각종 심해저 장비의 각 단계 별 고려 사항들에 대하여 상세히 기술한다. 본 과정에서는 이를

Table 1 Load cases by installation and operation steps

Step	Load case	Load component	Load value	Remark
1. Lifting in air	Permanent case	Frame weight	57.75 ton	Design weight of manifold frame in air
		Pipe system weight	210 kN	Design weight of pipe system in air
	Environmental case	Wind force	0.04 N/mm	Line load based 10m/s of wind speed
2. Lifting in half submersion	Permanent case	Frame weight	53.02 ton	Design weight of manifold frame in half submersion
		Added mass	8199 kg/m <sup>3</sup>	Formulas in DNV RP C205
		Pipe system weight	198 ton	Design weight of pipe system in half submersion
	Environmental case	Wind force	0.04 N/mm	Line load based 10m/s of wind speed
		Wave force	366 N/mm	Line load based on deep water Airy wave theory
Current force	1312 N/mm	Line load based on assumed current speed of 2m/s		
3. Lifting in full submersion	Permanent case	Frame weight	50.21 ton	Design weight of manifold frame in full submersion
		Added mass	8199 kg/m <sup>3</sup>	Formulas in DNV RP C205
		Pipe system weight	180 kN	Design weight of pipe system in full submersion
	Environmental case	Wave force	366 N/mm	Line load based on deep water Airy wave theory
		Current force	1312 N/mm	Line load based on assumed current speed of 2m/s
4. Deep water lowering	Permanent case	Frame weight	50.21 ton	Design weight of manifold frame in full submersion
		Added mass	8199 kg/m <sup>3</sup>	Formulas in DNV RP C205
		Pipe system weight	180 kN	Design weight of pipe system in full submersion
	Environmental case	Current force	1312 N/mm	Line load based on assumed current speed of 2m/s
5. Normal operation	Permanent case	Frame weight	50.21 ton	Design weight of manifold frame in full submersion
		Pipe system weight	180 kN	Design weight of pipe system in full submersion
	Environmental case	Current force	1312 N/mm	Line load based on assumed current speed of 2m/s

참조하여 매니폴드를 인양에서부터 운전에 이르기까지의 설치 단계를 총 5단계로 분류하여 각 단계 별 하중과 하중 조건을 분석하였다. 각 단계별 하중 조건과 이에 요구되는 하중 성분을 Table 1에 나타내었다.

4.1.2 자중 성분

전술한 바와 같이 자중은 공기 중(In air), 반잠수(In half submersion), 완전 잠수(In full submersion)과 같은 상황에 따라 다르게 산정된다. 매니폴드를 설치하는 과정 중 매니폴드의 수중 하강시 또는 상승시 해수의 점성에 의한 부가수 질량(Added mass)를 고려해야 한다. 부가수 질량은 매니폴드의 총 무게를 증가시키며, 설치 단계에서 패드 아이 및 그 주변 구조에 많은 영향을 미치게 된다. 부가수 질량은 유체와 접촉되는 물체의 형상과 크기에 따라 변동적이며, 본 논문에서는 DNV RP C205 (DNV, 2010)를 이용하여 부가수 질량을 산정하였다. 여기서 부가수 질량을 계산하기 위한 단면의 형상은 H보임을 감안하여 장폭비(Asspect ratio)가 무한히 길어서 형상 계수가 가장 큰 1.0을 가정하였다. 매니폴드 프레임의 강제 밀도를 증가 시킴으로써 산정된 부가수 질량 효과를 고려할 수 있었다.

4.1.3 풍하중 성분

DNV RP C205 (DNV, 2010)에 의하면 설치 해역에서의 1년 이상 측정된 풍속 및 풍향 데이터를 이용하여 풍하중을 산정할 것을 권장한다. 이에 따르면 풍하중( $F_{wd}$ )은 구조물의 형상 및 표면 조도에 따른 항력 계수(Drag coefficient)  $C_d$ 와 바람의 압력  $q_{wd}$ , 직교 투영 면적  $S$ , 그리고 입사각  $\alpha$ 에 의하여 결정된다 (식 (1) 참조). 여기서 바람의 압력은 공기의 밀도  $\rho_a$ 와 풍속  $u_{wd}$  으로부터 결정된다(식 (2) 참조). 본 논문에서 개발하고자 하는 매니폴드의 설치 해역은 아직 미정인 관계로  $u_{wd}=10\text{m/s}$ 의 10분 평균 풍속을 가정하였다. 매니폴드의 높이에 비하여 수직 방향 풍속 프로파일의 변동성이 적으며, 따라서 상하 방향 풍속은 일정하다고 가정하였다. 풍향은 매니폴드의 수직 투영 면적이 넓은 면에 직교하는 풍향( $\alpha=90^\circ$ )으로 가정하였다. 직교 투영 면적은 전체 투영 면적이 아닌 실제 부재의 투영 면적을 사용하였다.  $C_d$ 는 부재 형상에 따른 형상계수로서 DNV RP C205 (DNV, 2010)를 참고하여 결정된다. 본 논문에서는 H-형강에 수직 입사일 경우에 상응하는  $C_d=1.6$ 을 사용하였다. 또한 튜브 형강에도 동일한  $C_d$ 를 적용하였다. 이때의 일반적인 대기압 상태에서의 공기의 밀도( $\rho_a=1.2 \text{ kg/m}^3$ )를 적용하였다.

$$F_{wd} = C_d q_{wd} S \sin \alpha \tag{1}$$

$$q_{wd} = \frac{1}{2} \rho_a u_{wd}^2 \tag{2}$$

4.1.4 파랑 하중 성분

파랑 하중( $F_{wv}$ )은 식 (3)과 같이 항력(Drag force)으로 표현된다(DNV RP C205 (DNV, 2010)에 따르면 관성력 항을 무시).  $\rho_w, C_d, u_{wv}, \theta$ 는 각각 해수의 밀도, 구조물의 항력 계수, 파도 입자(Water particle)의 수평 방향 속도(Horizontal velocity), 파

의 위상각(Phase angle)을 의미한다.  $\rho_w=1.025 \text{ ton/m}^3$ 를 적용하였으며, DNV RP C205 (DNV, 2010)을 참고하여 비원형 단면에 적용하는  $C_d=1.9$ 를 H-형강 및 튜브-형강에 공히 적용하였다.  $S$ 는 풍하중의 산정과 동일한 값을 사용하였다. 파도의 방향은 풍향과 같다고 가정하였다.

$$F_{wv} = \frac{1}{2} \rho_w C_d S u_{wv}^2 \tag{3}$$

$$u_{wv} = \frac{\pi H_s}{T_z} \exp\left[\frac{2\pi z}{L}\right] \cos \theta \tag{4}$$

심해에서 적용되는 선형파 이론(Linear wave theory)을 이용하여 파 입자의 수평 방향 속도를 식 (4)와 같이 산정하였다. 여기서  $H_s, T_z, z, L$ 은 각각 유의 파고(Significant wave height), 파의 평균 영점 교차 주기(Average zero crossing period), 관심 물체의 수심, 파장(Wave length)를 의미한다. 본 논문에서는 DNV RP C205 (DNV, 2010)에서 제공하는 전세계(Worldwide) 기준 파빈도 분포표(Wave scatter diagram)의 최빈(Mode) 단기 해상 상태(Short term sea state)를 이용하기로 결정하였다. 이때 유의 파고 및 평균 영점 교차 주기는 각각 2.0m 및 7.5s이다.

4.1.5 조류 하중 성분

DNV RP C205 (DNV, 2010)에 의하면 조류 하중( $F_{cr}$ )은 파랑 하중과 유사하게 항력으로 표현이 가능하다(식 (5) 참조). 여기서  $u_{cr}$ 는 조류의 속도를 의미한다. 자유 수면( $z=0$ )에서의 조류의 속도를 이용하여 조류의 수직 방향 속도 분포를 식 (6)을 이용하여 추정 가능하다. 여기서  $d$ 는 수심을 의미하며 본 연구에서는 3000m 수심을 적용하였다. 조류의 유속은 통상 파도의 수평 방향 속도에 비하여 현저히 크기 때문에 조류의 속도를 적절히 결정하는 것이 매우 중요하다. 본 논문에서는 서아프리카 등지의 유전 개발을 위한 해양플랜트 설계 시 주로 사용하는 유속인 2m/s를 적용하였다. 그러나 정상 운전(Normal operation)의 경우 식 (6)에 의하여 해저면에서 유속은 거의 무시할 만한 수준이지만, 설계의 보수성을 위하여 식 (6)을 적용하지 않았다. 조류의 방향은 풍하중 및 파랑 하중과 같다고 가정하였다.

$$F_{cr} = \frac{1}{2} \rho_w C_d S u_{cr}^2 \tag{5}$$

$$u_{cr}(z) = u_{cr}(z=0) \left(\frac{d+z}{d}\right)^{1/7} \tag{6}$$

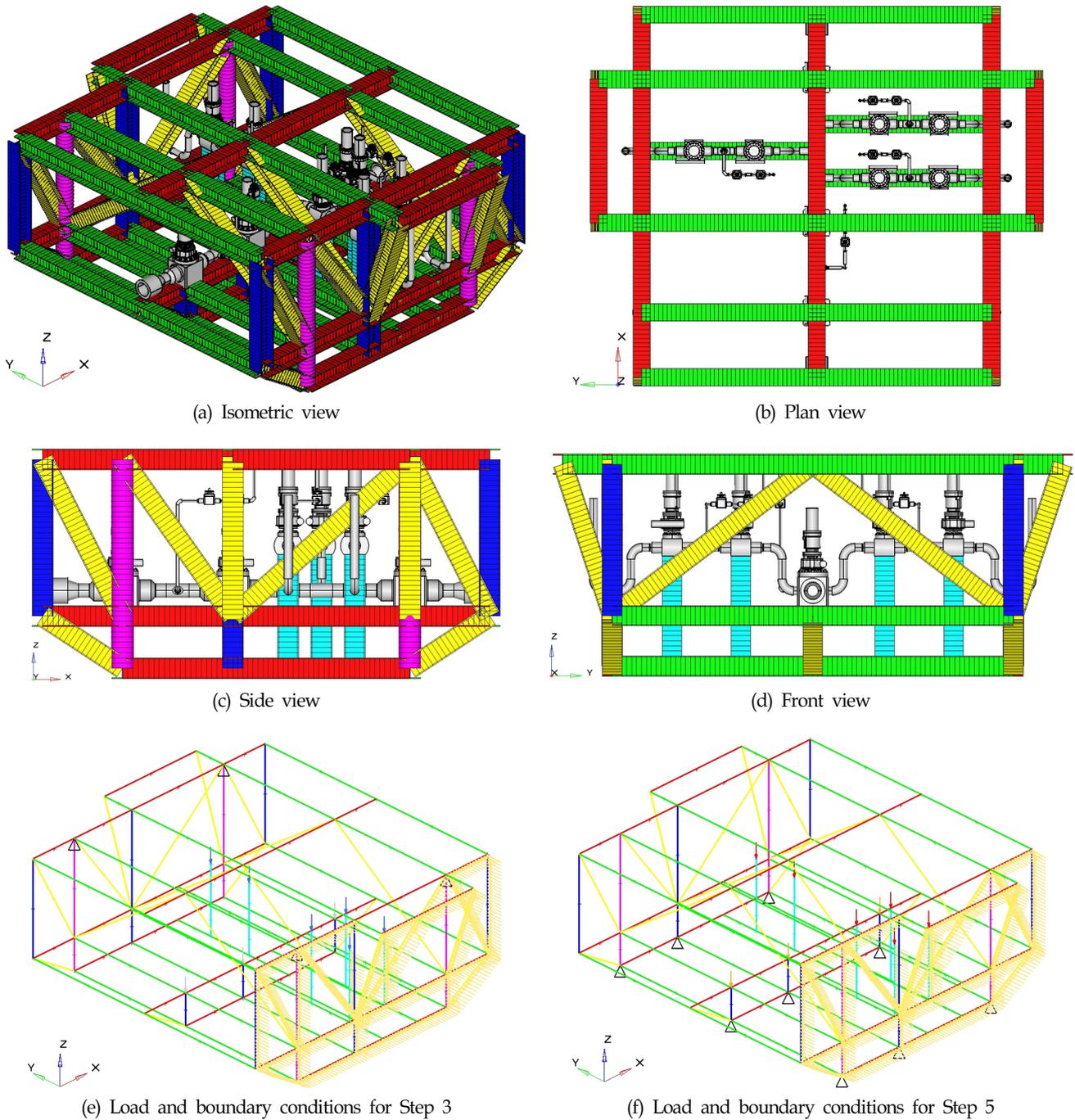
4.2 구조 해석 모델

구조 해석 모델은 HypwerWorks (Altair, 2013)을 이용하여 작성되었으며, Fig. 5 (a)-(d)에 나타내었다. 총 요소의 개수는 3461개였다. 본 연구에서는 비선형 구조 해석이 요구되지 않으므로, 국내외 조선소에서 널리 사용되는 Nastran (MSC, 2008)을 이용하여 유한 요소 구조 해석이 수행되었다. 여기서 축 강성, 면내의 굽힘 강성, 전단 강성을 모두 가지는 보요소들을 사용하였다.

Table 2는 본 논문에서 부여한 하중 스텝별 경계 조건을 보여

**Table 2** Boundary condition for each load step

Step	Boundary condition
1. Lifting in air	$T_z = 0$ at four lifting points
2. Lifting in half submersion	$T_z = 0$ at four lifting points
3. Lifting in full submersion	$T_z = 0$ at four lifting points
4. Deep water lowering	$T_z = 0$ at four lifting points
5. Normal operation	$T_x = T_y = T_z = R_x = R_y = R_z = 0$ at foundation points



**Fig. 5** Finite element model of manifold frame structure

준다. 하중 스텝 1에서 4까지는 인양을 표현하기 위하여 4개의 절점에 대하여 상방의 자유도를 구속( $T_z=0$ )하고, 인양 절점에 미소 강성을 가지는 스프링을  $x$  및  $y$  방향으로 배치하여 강제 운동으로 해석의 불안정성을 해소하였다(Fig. 5 (e) 참조). 반면, 하중 스텝 5의 경우 하부 구조를 기초 구조가 충분히 지지한다고 가정하여 하부 구조의 9개 절점을 6자유도 구속하였다(Fig. 5 (f) 참조). 3.1절에서 논의된 하중을 Fig. 5 (e)와 (f)와 같이 부여하였다.

4.3 부재 건전성 검토

4.3.1 유니티 검토 방법

유니티(Unity)는 부재에 발생한 응력을 허용 응력(Allowable stress)으로 나눈 값인데, 통상 고정식 해양 플랫폼 또는 FPSO 상부 구조와 같이 주요 부재가 보로 구성된 경우 유니티 검토를 통하여 부재의 건전성을 평가한다. 유니티는 통상 항복 및 좌굴에 대한 검토가 모두 필요하다. 그러나 Nastran과 같은 상용 유한 요소 해석 프로그램을 이용할 경우, 부재의 응력 성분을 도출하기 어렵기 때문에 SACS (Bentley, 2014)와 같이 보요소의 유니티 검토에 특화된 소프트웨어를 사용한다. SACS는 전 세계 산업 규격의 상당 부분을 프로그래밍하여 내장하고 있으며, 세장체에 작용하는 각종 환경 하중을 생성할 수 있는 해양 플랫폼에 특화된 제품이다.

그러나 대부분의 해양 플랫폼은의 설계를 위하여 미국강구조학회(AISC, Americal Institute of steel construction)의 규격(이하 AISC로 지칭)을 사용하거나, 유럽 표준화 위원회(CEN, 2001)의 유럽 통일 규격(EN, Euro Norm)인 유로코드 3 (Eurocode 3, 이하 EC3로 지칭)를 준용한다. 여기서 CEN은 European Committee for Standardization(프랑스어로 Comité Européen de Normalisation)의 약어이다.

본 논문에서는 EC3에 기반한 강구조의 유니티 검토를 위하여 인하우스(In-house) 소프트웨어(이하 INHA-SOLVER로 지칭)를 개발하였다. Nastran에서 제공하는 보요소의 라이브러리 범위

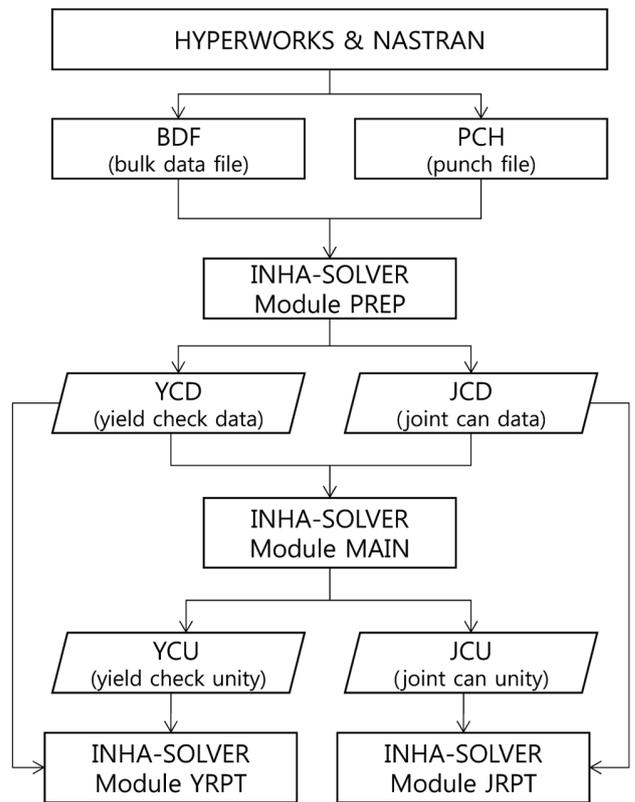
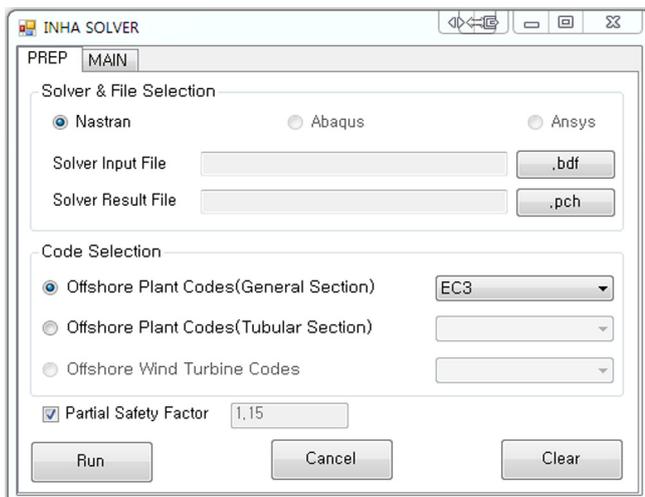
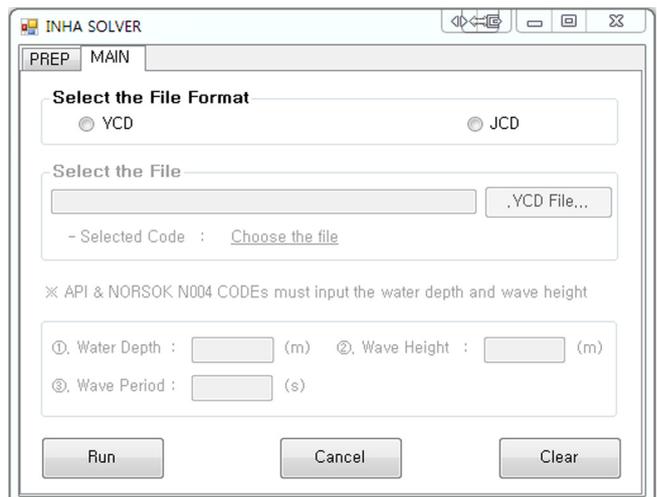


Fig. 6 Flow chart for INHA-SOLVER

내에서 대부분 단면의 보요소에 대한 유니티 검토가 가능하도록 개발되었다. INHA-SOLVER는 Nastran으로부터 얻은 구조 해석 결과 파일인 PCH (punch file)부터 각 요소의 요소력을 부재력으로 산정하고 Nastran 입력 파일인 BDF (bulk data file)로부터 한 개의 부재를 이루고 있는 다수의 요소를 부재로 인식하는 전처리 모듈(Module PREP)을 갖추고 있다. PREP를 이용하여 항복 및 좌굴 검토를 위한 입력 파일인 YCD (yield



(a) Module PREP



(b) Module MAIN

Fig. 7 INHA-SOLVER modules

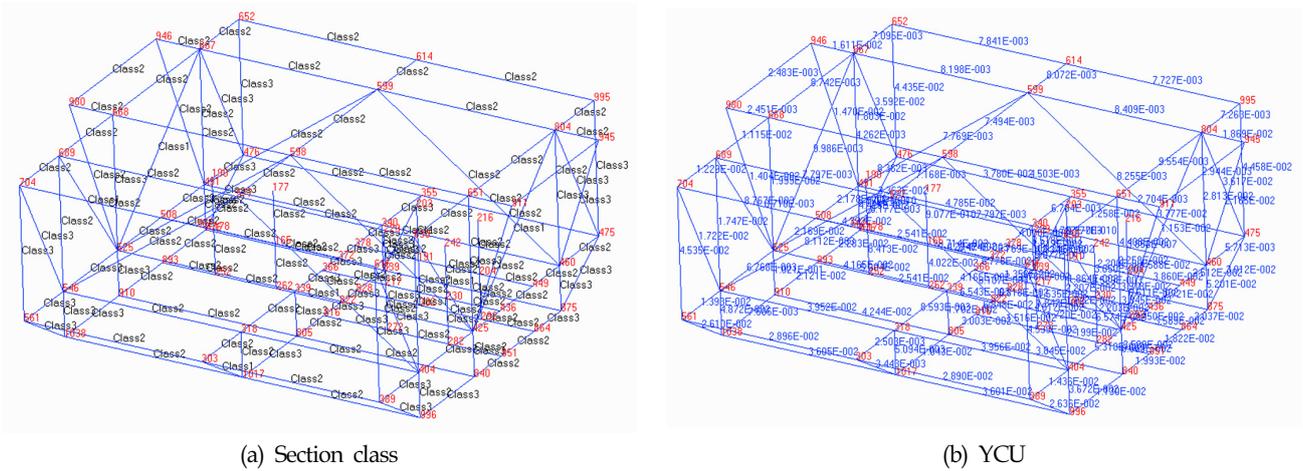


Fig. 8 Result visualization using INHA-SOLVER

Table 3 Summary of unity checks

Step	Max. unity	Max. unity component	Location
1. Lifting in air	0.12	Combined yielding due to tension and bending	Member ID 70
2. Lifting in half submersion	0.14	Combined yielding due to compression and bending	Member ID 50
3. Lifting in full submersion	0.14	Combined yielding due to compression and bending	Member ID 50
4. Deep water lowering	0.11	Combined yielding due to compression and bending	Member ID 70
5. Normal operation	0.13	Combined yielding due to compression and bending	Member ID 55

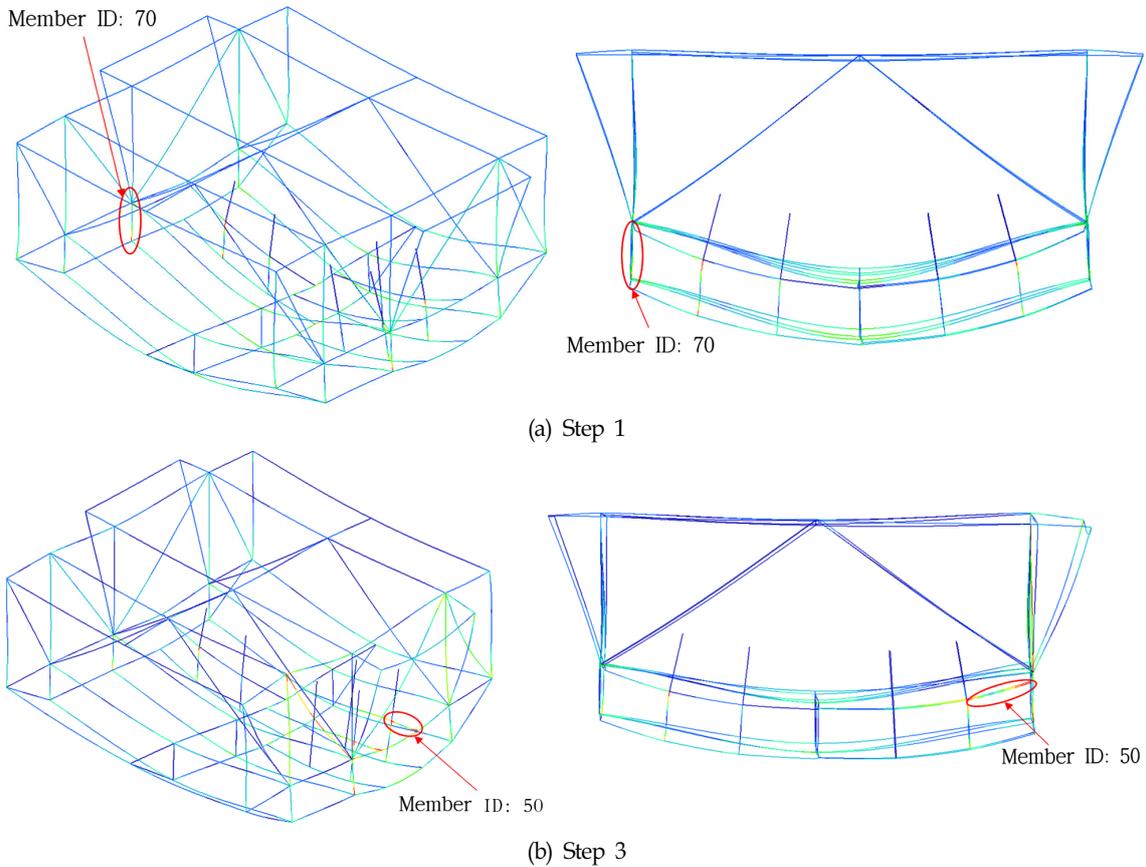


Fig. 9 Result of deformations with maximum unity locations

check data)를 생성하거나, 튜브 부재의 연결부 전단 파손(Joint can shear failure) 검토를 위한 입력 파일인 JCD (joint can data)의 생성이 가능하다. YCD 또는 JCD의 생성 후에 EC3 기반 유니티 검토 엔진을 탑재한 후처리 모듈(Module MAIN)을 이용하여 항복 및 좌굴에 관한 유니티 검토 결과 파일인 YCU (yield unity check)과 튜브 부재의 연결부 전단 파손에 관한 유니티 검토 결과 파일인 JCU (joint unity check)의 생성이 가능하다. Fig. 6은 INHA-SOLVER의 데이터 처리를 위한 순서도이며, Fig. 7은 INHA-SOLVER 그래픽 사용자 인터페이스(GUI, graphic user interface)를 나타낸다.

4.3.2 유니티 검토 결과

Fig. 8과 같이 유니티를 비롯한 모든 결과물(예를 들어 단면 클래스 등)을 가시화하여 검토할 수 있으며, 부재에 유니티 정보를 동시에 가시화하는 것이 가능하다. 항복/좌굴에 대한 보고서 작성을 위한 YRPT (yield report), 전단에 대한 보고서 작성을 위한 JRPT (joint report)를 이용하여 유니티 결과의 문서 생성이 가능하다. Fig. 8 (a)와 (b)는 각각 가시화된 단면 클래스와 최대 유니티를 나타낸다.

Table 3은 각 스텝별 최대 유니티, 최대 유니티 성분, 최대 유니티 발생 위치를 나타낸다. 첫 번째 스텝은 매니폴드를 설치를 위한 공중 인양이므로, 매니폴드 프레임은 자중과 내부에 배관으로 인하여 하부 구조 Fig. 9 (a)와 같이 하방 처짐이 발생한다. 70번 부재는 이로 인하여 큰 인장력과 굽힘 모멘트를 동시에 경험하여 받아서 가장 큰 유니티가 발생하였다. 따라서 인장과 굽힘 조합 항복 유니티가 큰 것으로 나타났다. 두 번째 스텝부터 네 번째 스텝까지는 자중과 환경 하중이 동시에 작용하고, 환경 하중에 노출된 부재는 압축력과 굽힘 모멘트를 동시에 받는다. 따라서 압축과 굽힘 조합 항복 유니티가 가장 큰 것으로 관찰되었다(Fig. 9 (b) 참조). 마지막 스텝은 매니폴드가 기초 구조에 설치되어 정상적으로 운용되는 상태이며, 자중으로 인하여 압축과 굽힘 조합 항복 유니티가 크게 발생하였다.

2m/s의 조류 하중을 가정하였다. 심해 선형과 이론을 적용하여 파랑 하중을 산정하였다.

매니폴드 프레임 구조를 보요소로 모델링하였으며, 상용 유한요소 해석 프로그램인 Nastran을 이용하여 5단계의 하중 조건에 대한 구조 해석 결과를 도출하였다. 여기서 구조 해석 결과는 보요소의 요소력을 의미하여, 자체적으로 개발한 INHA-SOLVER 모듈 PREP를 이용하여 요소를 부재로 변환하고, 요소력을 부재력으로 변환하는 과정을 거쳤다. 또한 각 부재에 6자유도 성분의 부재력이 작용할 때 모듈 MAIN을 이용하여 모든 부재의 항복 및 좌굴에 대한 유니티 검토를 수행하였다. 그 결과 최대 유니티는 1.0을 초과하지 않았으며, 본 논문에서 수행한 기본 구조 설계 과정의 타당성을 입증할 수 있었다.

상용 유한요소 프로그램을 가지고 보부재의 구조 건전성 검토(유니티 검토)는 거의 불가능한 영역을 간주되어 왔다. 보 단면의 특성에 따른 전단 응력을 결정(엄밀하게 전단류의 결정)하는 것이 기술적으로 매우 어렵기 때문이다. 따라서 SACS와 같은 보부재 특화 프로그램은 독자적인 구조 해석 엔진을 가지고 유니티를 검토한다. 그러나 본 논문에서는 자체적으로 개발된 인하우스 프로그램을 이용하여 상용 유한요소 코드인 Nastran과의 결합을 시도하였으며, 심해저 매니폴드 프레임 구조에 이를 적용하여 그 유효성을 입증할 수 있었다.

그럼에도 불구하고 본 논문은 많은 향후 보완 연구가 필요하다. 예를 들어 반잠수 조건에서 파도의 슬래밍 효과 (Splash effect) 등에 대한 고려가 향후 필요하다. 프레임 구조의 상세 구조 해석도 수행되지 않았으며, 특히 패드 아이가 부착되는 부분에서의 상세 구조 해석을 통한 구조 건전성 확보가 필요하다. 점퍼 또는 플로우라인의 열팽창으로 인한 구조 강도 또는 피로 강도에 대한 검토는 반드시 필요하다. 어망 하중 및 낙하체 충격 하중과 같은 사고 하중 조건에 대한 고려도 향후 필요하다. 진공 파일(Suction bucket)과 같은 기초 구조에 대한 연구가 필요하며, 지반 공학적인 측면에서의 상세 연구가 요구된다. 향후 와류 유기 진동의 필요성에 대한 연구도 병행되어야 할 것이다.

5. 결 론

본 논문은 3000m 심해저에 설치 가능한 SIL3급 클러스터형 매니폴드의 프레임 구조 설계에 관한 내용을 담고 있다. 심해저 매니폴드는 국내에서 설계, 제작, 설치 사례가 거의 전무한 심해저 원유/가스 생산 설비여서 기존 논문의 수집/ 검토, 웹검색을 통한 자료 수집 등을 통하여 기능적인 형상에 대한 파악을 수행하였다. 심해저 매니폴드의 공동 연구 기관으로부터 제공받은 파이프 시스템을 검토하여 기능적 크기를 결정하였으며, 파이프 시스템의 자중을 고려한 수계산을 통하여 초기 기본 설계를 수행할 수 있었다.

매니폴드의 설치 및 운전을 고려하여 5단계로 하중 조건을 나누었으며, API, DNV 등에서 제공하는 산업 표준의 검토를 통하여 하중 조건 별 필요 하중 성분을 결정하였다. 설치 단계 별 자중을 고려하였으며, 부가수 질량의 효과도 고려하였다. 10m/s의 10분 평균 풍속을 가정하여 풍하중을 산정하였으며,

후 기

본 논문은 산업통상자원부 미래산업선도사업, 해양플랜트특성 화대학사사업의 지원을 받아 수행되었습니다. 또한 2015년 해양수산부 해양에너지융복합인력양성사업의 지원에 감사드립니다.

References

Altair, 2013. HyperMesh User Manual. Altair, USA.  
 Ansys, 2010. Ansys User Manual. Ansys, USA.  
 American Petroleum Institute (API), 2000. Recommend Practice 2A-WSD (API RP 2A-WSD). API, USA.  
 American Petroleum Institute (API), 2011. ANSI/API Specification 17D. API, USA.  
 American Petroleum Institute (API), 2013. ANSI/API Recommend Practice (API RP 17P). API, USA.

- American Welding Society (AWS), 2000. Structural Welding Code-Steel (AWS D1.1). AWS, USA.
- Bai, Y., Bai, Q., 2010. Subsea Structural Engineering Hand Book. Elsevier.
- Busan Development Institute (BDI), 2014. A Suggestion To Strengthen The Offshore Industry On Busan City. [Online] Available at <<https://www.bdi.re.kr/>> [Accessed March 2015].
- Bentley, 2014. SACS User Manual. Bentley, USA.
- Det Norske Veritas (DNV), 2010. Recommend Practice DNV-RP-C205. DNV, Norway.
- Det Norske Veritas (DNV), 2011. Recommend Practice DNV-RP-H103. DNV, Norway.
- European Committee for Standardization (CEN), 2001. Eurocode 3 Part 1.1-1.5. CEN, Europe.
- Kirkbride, P., Brown, P.G., Bloomer, R.A., 1994. Lightweight Subsea Manifold Design. Proceedings of 26th Offshore Technology Conference, Houston USA, 177-186.
- Lee, S.E., Paik, J.K., Ha, Y.C., Kim, B.J., Seo, J.K., 2014. An Efficient Design Methodology for Subsea Manifold Piping Systems Based on Parametric Studies. Ocean Engineering, 84, 273-282.
- MatWeb, 2013. [Online] Available at: <<http://www.matweb.com/search/datasheettext.aspx?matid13911>> [Accessed 9 Nov. 2013].
- MSC, 2008. MD Nastran R3 Users Manual. MSC, Ribeiro M., 2006. Subsea Hardware Development for Pendulous Installation in Ultra Deep Water in Workshop on the Pendulous Installation Method (PIM) for Deployment of Heavy Subsea Hardware in Ultra Deepwater. [Online] (Updated June 2006) Available at <<http://www.oma2006.sea2ice.com/whatsnew.html>> (Website for 25th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering) [Accessed June 2013].
- Robinson, R., 2003. Design Challenges of a 48-inch Pipeline Subsea Manifold. Proceedings of 35<sup>th</sup> Offshore Technology Conference, Houston USA, OTC 15275.
- Wang, Y., Duan, M., Feng, J., Mao, D., Xu, M., Estefen, S.F., 2014. Modeling for the Optimization of Layout Scenarios of Cluster Manifolds with Pipeline End Manifolds. Applied Ocean Research, 46, 94-103.
- Wang, Y., Duan, M., Xu, M., Wang, D., Feng, W., 2012. A Mathematical Model for Subsea Wells Partition in the Layout of Cluster Manifolds. Applied Ocean Research, 36, 26-35.

## 선수 규칙과 중 단동 활주선의 연직면 거동 추정 - Zarnick 비선형 스트립 방법의 개선

장양\*<sup>\*\*\*\*</sup> · 엄덕준\*\* · 김동진\*\*\*

\*서울대학교 조선해양공학과

\*\*군산대학교 조선공학과

\*\*\*한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소

\*\*\*\*로동대학교 조선해양공학과

## Theoretical Prediction of Vertical Motion of Planing Monohull in Regular Head Waves - Improvement of Zarnick's Nonlinear Strip Method

Yang Zhang\*<sup>\*\*\*\*</sup>, Deuk-Joon Yum\*\* and Dong-Jin Kim\*\*\*

<sup>\*</sup>Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Seoul National University, Seoul, Korea

<sup>\*\*</sup>Department of Naval Architecture, Kunsan National University, Kunsan, Korea

<sup>\*\*\*</sup>Korea Research Institute of Ships & Ocean Engineering, Daejeon, Korea

<sup>\*\*\*\*</sup>Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Ludong University, Yantai, China

**KEY WORDS:** Planing monohull 단동 활주선, Vertical motion response 연직면 운동응답, Non-linear strip method 비선형 스트립 방법, Warped hull form 비주상체 선형

**ABSTRACT:** In order to predict the motions of a planing hull in waves, it is necessary to accurately estimate the force components acting on the hull such as the hydrodynamic force, buoyancy, and friction, as well as the wave exciting force. In particular, based on strip theory, hydrodynamic forces can be estimated by the summation of the forces acting on each cross-section of the hull. A non-linear strip method for planing hulls was mathematically developed by Zarnick, and his formula has been used to predict the vertical motions of prismatic planing hulls in regular waves. In this study, several improvements were added to Zarnick's formula to predict the vertical motions of warped planing hulls. Based on calm water model test results, the buoyancy force and moment correction coefficients were modified. Further improvements were made in the pile-up correction. Pile-up correction factors were changed according to variations of the deadrise angles using the results found in previous research. Using the same hull form, captive model tests were carried out in other recent research, and the results were compared with the present calculation results. The comparison showed reasonably good agreements between the model tests and present calculations.

### 1. 서 론

고속선은 고속 영역에서의 침수 표면적을 줄이고 저항을 감소시키기 위해 선체 중량의 상당 부분을 동유체력이나 공기압 등으로 부상시켜 지지한다. 대표적인 고속선형으로 하드차인(Hard chine) 활주선이 있으며 선저면에서 생성되는 양력으로 중량의 대부분을 지지하는 방식이다.

활주선 주위의 유동을 더 구체적으로 보면 고속 영역에서 수면과 선수부의 교차선 부근에 스프레이(Spray)가 발생하며 스프레이 발생 부분을 따라 정체점(Stagnation point)이 분포하여

높은 압력을 받는다.

선체 표면을 따라 흐르는 유동은 차인(Chine)과 트랜섬(Transom) 선저 라인에서 대부분 박리되며 각 차인과 트랜섬 부근의 압력은 대기압 정도로 감소한다. 이와 같이 복잡한 유동 현상이 발생하므로 활주선은 선형에 따라 유체성능이 특히 민감하게 변화한다. 한편 파랑 중에서 고속 운항할 경우 파랑 하중에 의해 운동 진폭이 커지기 쉽다. 따라서 활주선 설계 시 대상선의 유체성능을 설계 과정에 잘 반영하여 목표 사양에 부합하는 선형을 개발하여야 한다.

본 연구에서 대상으로 하는 크루즈 레저보트는 하드차인 활

Received 10 April 2015, revised 29 May 2015, accepted 22 June 2015

Corresponding author Dong-Jin Kim: +82-42-866-3652, djkim@kriso.re.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

주선형이나, 레저용 선박이기 때문에 승선 시 안락함이 요구된다. 이를 만족하기 위해 특히 파랑 중 우수한 운동성능 확보가 필요하다. 설계 과정에서 대상선의 운동성능 예측을 위하여 모형시험이나 이론계산 등의 기법을 활용할 수 있다. 본 연구에서는 두 방법을 모두 활용하여 설계 선형의 운동성능을 검토하고, 특히 이론계산법의 검증 및 일부 개선을 시도하였다.

활주선이 받는 힘 성분은 동유체력, 부력, 마찰력 등으로 분류할 수 있으며, 이 중에서 특히 고속 활주 시에는 동유체력의 비중이 크고 이에 대한 정도 높은 추정이 필요하다. Wagner(1931) 등을 시작으로 활주선을 작은 종횡비(Asspect ratio)의 세장체로 가정하여 여러 2차원 횡단면으로 나눈 후, 운동량이론에 근거하여 각 단면 동유체력을 추정하는 연구가 지속되어 왔다. 선체를 여러 횡단면들로 분할하여 계산하는 이른바 스트립 방법(Strip method)은 저속 배수량형선에는 과거부터 널리 적용되었으며, 배수량형선은 자세 변화가 크지 않으므로 선형 스트립 방법도 적절하다. Martin(1976)은 선형 스트립 방법을 주형 활주선에 적용하여 주과수영역 운동 분석을 시도한 바 있다. 하지만 활주선은 속도 별 자세 변화가 크기 때문에 스트립 방법 역시 비선형으로 확장할 필요가 있으며, Zarnick(1978)은 비선형 스트립 방법으로 시간 영역에서 활주선 운동을 계산하였다. 즉, 매 순간마다 각 횡단면의 실제 침수면적을 고려하여 각 힘 성분들을 계산하고 운동을 추정하였다. Zarnick이 제안한 계산법은 Keuning(1994), Akers(1999), Van Deyzen(2008) 등에 의해 최근 까지 주형 활주선에 응용된 바 있다.

본 연구에서는 Zarnick의 비선형 스트립 방법을 기반으로 규칙파 중 활주선 연직면 운동 추정 프로그램을 작성하였다. 그리고 대상 활주선의 운동을 계산하였으며, 병행하여 수행한 모형시험 결과와 비교하였다. 우선 Zarnick의 계산 방법은 선저경사각이 모든 단면에서 일정한 주형 활주선을 대상으로 하므로, 일반적인 비주상형 활주선에 적용할 수 있도록 계산을 개선하였다. 그리고 정수 중 속도별 항주자세 시험 결과를 바탕으로 부력 및 부력모멘트암 보정계수를 본 대상선에 맞도록 적절히 수정하였다. 마지막으로 각 횡단면의 실제 침수 깊이를 정확하게 반영하기 위하여 최근 타 연구 결과를 바탕으로 'Pile-up' 보정계수를 정도 높게 수정하였다. 계산 결과는 모형시험과 비교하여 검증하였고, 시험 결과를 잘 추정할 수 있음을 보였다.

## 2. 활주선 연직면 운동 추정법

### 2.1 좌표계와 운동방정식

본 장에서는 Zarnick(1978)에 의해 제안된 규칙파 중 주상체 활주선 연직면 운동의 이론적 계산 방법을 요약하였다. 우선 Zarnick(1978)이 활주선의 연직면 운동을 표현하기 위해 사용한 좌표계는 Fig. 1과 같다. 자유표면과 평행한 선체 전진방향이  $x$  축, 연직하방이  $y$  축이고 공간상에 고정된 한 점을 원점  $O$ 로 하는 공간고정좌표계  $O-xz$ 와, 선수방향이  $\xi$  축, 선저방향이  $\zeta$  축이고 원점  $O$ 가 무게중심에 위치한 선체고정좌표계  $O-\xi\zeta$ 로 구성된다.

Fig. 1에서 보는 바와 같이 활주선이 항주할 때 연직 하방으로 중량  $W$ , 선저면에 법선방향 유체력  $N$ , 선저면의 접선 방향

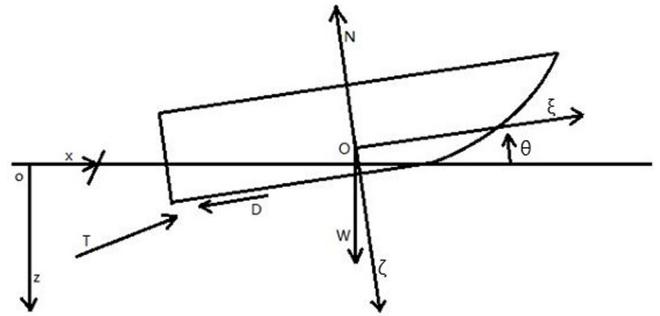


Fig. 1 Coordinate system

으로 마찰력  $D$ , 그리고 선미부에 추력  $T$ 가 작용한다. 참고로  $N$ 는 법선방향 유체압력에 의한 동유체력과 부력 성분을 모두 포함한다.

활주선의 전후동요, 상하동요, 종동요 변위를 각각  $x_{CG}$ ,  $z_{CG}$ ,  $\theta$ 라고 할 때 운동방정식을 구성하면 식 (1)과 같다.

$$\begin{aligned} M\ddot{x}_{CG} &= T_x - N\sin\theta - D\cos\theta \\ M\ddot{z}_{CG} &= T_z - N\cos\theta + D\sin\theta + W \\ I\ddot{\theta} &= Nx_c - Dx_d + Tx_p \end{aligned} \quad (1)$$

여기서  $M$ 과  $I$ 는 각각 활주선의 질량과 종동요 관성모멘트이며,  $T_x$ ,  $T_z$ 는 추력의  $x$ ,  $z$ 방향 벡터성분이다. 그리고  $x_c$ ,  $x_d$ ,  $x_p$ 는 각각 무게중심부터  $N$ ,  $D$ ,  $T$  벡터까지의 거리를 의미한다.

선체고정좌표계에서의 임의의 점  $P(\xi, \zeta)$  좌표를 활주선 무게중심 변위  $(x_{CG}, z_{CG})$ 를 이용하여 공간고정좌표계에서의 좌표  $P(x, z)$ 로 변환하면 식 (2)와 같다.

$$\begin{aligned} x &= x_{CG} + \xi\cos\theta + \zeta\sin\theta \\ z &= z_{CG} - \xi\sin\theta + \zeta\cos\theta \end{aligned} \quad (2)$$

한편, 장과정 선수규칙파 파면변위  $r$ 은 위치  $x$ 와 시간  $t$ 의 함수로서 식 (3)과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} r &= A\cos(kx + \omega t) \\ &= A\cos[k(x_{CG} + \xi\cos\theta + \zeta\sin\theta) + \omega t] \end{aligned} \quad (3)$$

식 (3)에서  $\omega$ 는 파의 원주파수,  $A$ 는 파진폭이며,  $k$ 는 파수이다. 항주하는 활주선이 규칙파를 조우할 때 파랑에 의한 유속 중 수평방향 성분은 활주선 전진속도에 비해 무시할만큼 작다고 가정하고, 파랑에 의한 유속 중 수직방향 성분인  $w_z$ 만 고려하여 활주선 기준선에 대한 접선 및 법선방향 유체상대속도  $U$ ,  $V$ 를 수식화하면 식 (4)와 같다.

$$\begin{aligned} U &= \dot{x}_{CG}\cos\theta - (z_{CG} - w_z)\sin\theta \\ V &= \dot{x}_{CG}\sin\theta + (z_{CG} - w_z)\cos\theta - \dot{\theta}\xi \end{aligned} \quad (4)$$

### 2.2 동유체력 추정법

활주선의 각 2차원 횡단면이 받는 동유체력은 운동량의 시간 변화율과 횡류저항(Cross flow drag)의 합으로 표현할 수 있으며, 한 횡단면의 동유체력  $f$ 를 수식화하면 식 (5)와 같다.

$$f = - \left[ \frac{D}{Dt} (m_a V) + C_{D,c} \rho b V^2 \right] \quad (5)$$

여기서  $m_a$ 는 각 횡단면의 부가질량,  $C_{D,c}$ 는 횡류저항계수,  $\rho$ 는 유체의 밀도이다. 그리고  $b$ 는 해당 횡단면의 침수 반폭이다.

식 (5)에서 운동량의 시간변화율인 첫 번째 항에서 부가질량  $m_a$ 는 동일 시간이라도 각 횡단면에 따라 다를 수 있다. 즉, 시간  $t$ 의 함수일 뿐만 아니라 전후방향 좌표  $\xi$ 의 함수이므로 전개하면 식 (6)과 같다.

$$\frac{D}{Dt} (m_a V) = m_a \frac{dV}{dt} + V \frac{dm_a}{dt} - \frac{\partial(m_a V)}{\partial \xi} \frac{d\xi}{dt} \quad (6)$$

선저경사각이 일정한 활주선의 모든 횡단면은 썸기형상이며 그 부가질량은 식 (7)과 같다.

$$m_a = k_a (\pi/2) \rho b^2 \quad (7)$$

식 (7)에서  $k_a$ 는 부가질량계수이며 Zarnick은 1.0을 사용하였다. 그리고 부가질량의 시간변화율은 식 (8)과 같이 전개된다.

$$\begin{aligned} \dot{m}_a &= k_a \pi \rho b \dot{b} \\ &= k_a \pi \rho b (d \cot \beta) \\ &= k_a \pi \rho b (C_{pu} \dot{\cot \beta}) \\ &= k_a \pi \rho b C_{pu} \cot \beta [(z - \dot{r}) / (\cos \theta - \nu \sin \theta)] \end{aligned} \quad (8)$$

식 (8)의 2행은 침수 반폭  $b$ 를 기준선 법선방향 침수 깊이  $d$ 와 기하학적 관계를 이용하여 전개한 것이다. 3행은 썸기형상이 수직 입수할 때 초기 정수면 기준으로 썸기 표면을 따라 자유수면이 더 높게 솟아오르는 'Pile-up' 현상을 고려하기 위해 보정계수  $C_{pu}$ 를 곱한 것이다. Wagner(1931)에 의하면  $C_{pu}$ 는  $\pi/2$ 이다. 4행은 파장이 활주선 홀수에 비해 매우 크고 파 기울기가 작다는 가정 하에 침수 깊이  $d$ 를 공간좌표상의 상하 변위  $z$ 와 파면변위  $r$ 의 높이 차로 변환한 것이다.  $\nu$ 는 파 기울기이다.

차인이 침수되는 경우에는 식 (7), (8)에서 침수 반폭  $b$ 가 차인 반폭  $b_c$ 으로 일정하다. 따라서 이 경우 부가질량과 부가질량 시간변화율은 식 (9)와 같다.

$$\begin{aligned} m_a &= k_a (\pi/2) \rho b_c^2 \\ \dot{m}_a &= 0 \end{aligned} \quad (9)$$

식 (5)에서 두 번째 항은 속도의 제곱에 비례하는 횡류저항 성분이다. 횡류저항계수  $C_{D,c}$ 는 평판일 경우 1.0을, 선저경사각  $\beta$ 를 갖는 V형 선저의 경우  $1.0 \cos \beta$ 를 사용한다.

### 2.3 부력 추정법

활주선에는 침수 부피에 상응하는 유체의 중량이 연직상방으로 가해지며 이 힘이 부력이다. 활주선의 한 횡단면의 침수단면적이  $A_s$ 일 때 그 횡단면이 받는 부력  $f_B$ 는 식 (10)과 같다.  $g$ 는 중력가속도이다.

$$f_B = -b_f \rho g A_s \quad (10)$$

단, 활주선이 고속 항주할 경우 트랜십과 차인 근처에서 유동 박리가 발생하고, 이 부근의 압력이 대기압 혹은 그 이하가 되면서 전체 부력도 일부 감소한다는 Shuford(1957) 등의 연구가 있다. Zarnick도 이를 인용하여 식 (10)에서 부력보정계수  $b_f$ 를 0.5로 대입하였다. 또한 부력에 의한 중동요 모멘트를 계산할 때 무게중심부터 각 횡단면까지의 부력모멘트암에 보정계수  $b_m$ 를 추가로 곱하였고, 그 값은 0.5이다.

### 2.4 수식 단순화 및 전개

활주선이 등속 항주 시 전후방향 속도  $x_{CG}$ 가 일정하고, 추력과 마찰력이 근사적으로 무게중심에 가해지며 두 힘이 항상 평형을 이룬다고 하여 소거하면 식 (1)은 식 (11)처럼 단순화된다. 이는 예인수조에서 상하동요, 중동요를 제외한 운동을 구속하고 활주선 모형의 무게중심 위치를 등속 예인하는 경우와 같다.

$$\begin{aligned} M z_{CG} &= -N \cos \theta + W \\ I \ddot{\theta} &= N x_c \end{aligned} \quad (11)$$

식 (11)의 우변에서 상하동요 방향 유체력과 중동요 방향 유체력모멘트 항의 구체적인 전개 과정은 부록에 요약하였다.

## 3. 대상 활주선

본 논문에서 계산을 수행한 대상 활주선은 크루즈 레저보트이며 Kim et al.(2013)의 연구에 활용된 대상선과 동일한 선형이다. 설계 실선의 정면선도와 측면선도는 각각 Fig. 2, Fig. 3과 같다.

수조시험을 위해 제작한 1/6 축소 모형이 제작되었고, 그 주요 제원은 Table 1에 정리하였다.

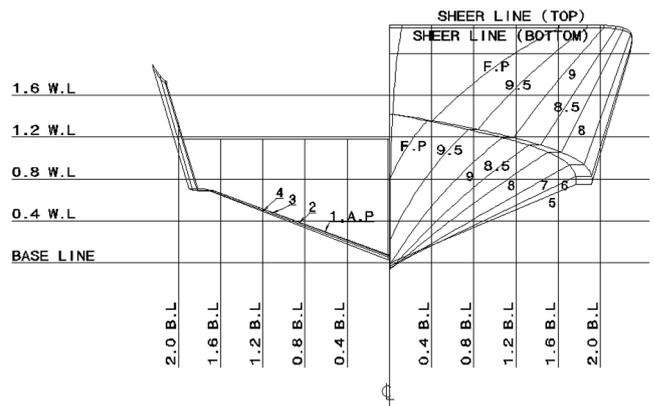


Fig. 2 Body plan of a leisure boat

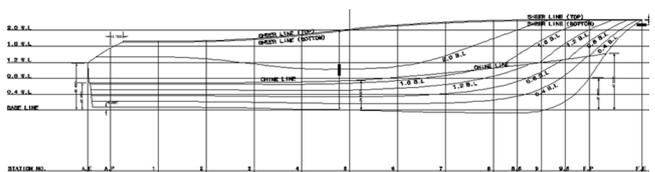


Fig. 3 Shear plan of a leisure boat

**Table 1** Main particulars of model ship

Particular	Value
Displacement	73.350 kgf
Length overall, LOA	2.467 m
Length between perpendiculars, LBP	2.000 m
Breadth ( $B$ )	0.761 m
Depth ( $D$ )	0.333 m
Draft ( $d$ )	0.135 m
Longitudinal center of gravity, LCG (from midship)	- 0.195 m
Vertical center of gravity, KG (from baseline)	0.204 m
Pitch radius of gyration	25 % of LOA
Deadrise angle	20° at A.P.
	23° at midship

Kim et al.(2013)에서 본 모형선의 정수 및 선수 규칙과 중 수 조 모형 시험이 수행된 바 있다. 본 연구에서 수행된 계산의 정확도를 파악하기 위하여 Kim et al.(2013)에서 인용된 모형시험 결과를 4장에서 계산 결과와 비교하여 도시하였다.

**4. 대상 활주선 성능 추정 및 계산방법 개선**

**4.1 계산 과정의 개요**

2장의 이론 계산법에 근거하여 규칙과 중 활주선 연직면 운동 계산 프로그램을 작성하였다. 완성된 프로그램으로 Zarnick(1978)의 연구에서와 동일한 주형 활주선의 운동을 계산하였고, 그 결과가 Fridsma(1969)에 의하여 선행된 모형시험 결과와 잘 일치하며 오류가 없음을 확인하였다.

Zarnick(1978)의 계산법은 주형 활주선에만 국한된다. 부력 및 부력모멘트암 보정계수도 계산 검증에 사용된 세 가지 주형 활주선의 정수 중 특정 속도 영역 시험 자료만을 근거로 결정하였다. 그리고 Pile-up 보정계수를 Wagner(1931)의 이론 계산을 참고하여 상수로 대입하였으나 그 이후의 연구들에서는 입수하는 썰기형상 단면의 선저경사각에 따라 Pile-up 되는 정도가 달라짐이 밝혀졌으므로 Wagner(1931)의 결과는 실제 현상과 다소 차이가 있다. 본 연구에서는 이와 같은 세 가지의 한계점을 파악하고, 개선을 위하여 Zarnick(1978) 계산 방법을 포함한 총 4단계의 계산을 수행하였다. 각 단계의 계산 조건을 표로 정리하면 Table 2와 같다.

**Table 2** Condition of variables in present calculations

No.	Deadrise angle	Buoyancy correction		Pile-up correction ( $C_{pu}$ )
		$b_f$	$b_m$	
Cal.0	Constant	0.5	0.5	$\pi/2$
Cal.1	Varied*	0.5	0.5	$\pi/2$
Cal.2	Varied*	Modified**	Modified**	$\pi/2$
Cal.3	Varied*	Modified**	Modified**	Modified***

\* varied according to the hull forms  
 \*\* modified by using the test results in Kim et al.(2013)  
 \*\*\* modified by using the results in Zhao and Faltinsen(1993)

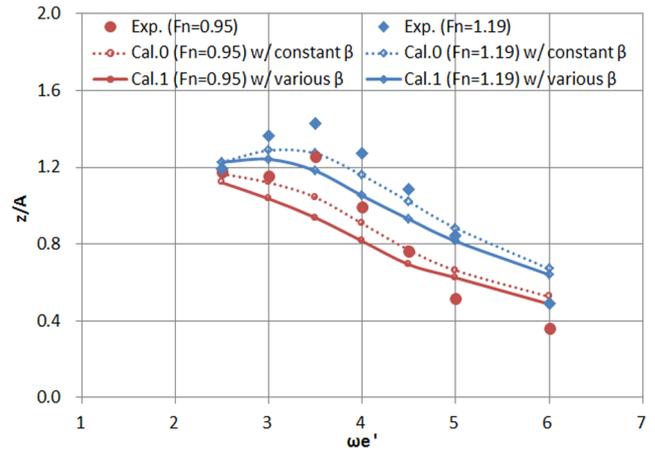
**4.2 각 횡단면별 선저경사각 변화 고려**

2장에 요약한 Zarnick의 계산법은 주형 활주선을 대상으로 하며, 특히 식 (8) 등에서 선저경사각  $\beta$ 를 모든 횡단면에서 일정하다고 간주한다. 하지만 대상선을 비롯하여 대부분의 활주선은 선수부 입수 충격을 줄이기 위해 선수부로 갈수록 선저경사각이 커지는 비주상체 형상을 갖는다. 동유체력을 정도 높게 추정하려면 각 횡단면 별 선저경사각 변화를 고려하여야 한다.

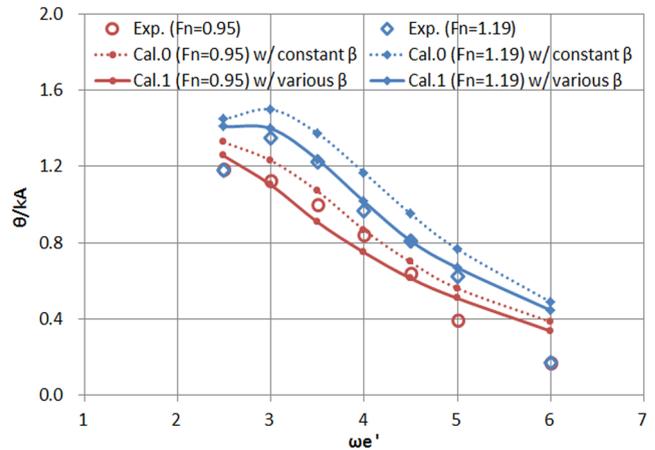
식 (7), (8)에서 횡단면의 부가질량과 부가질량 시간변화율은 매 순간 침수 반폭으로 결정된다. 각 단면 침수 깊이( $d$ )에서 기하학적 관계로 침수 반폭( $b$ )을 도출하는 과정에서 각 횡단면 별 선저경사각( $\beta_i$ ) 변화를 고려하였다. 주요 내용을 수식화하면 식 (12)와 같고, 아래 첨자  $i$ 는 해당 횡단면 번호이다.

$$b = C_{pu} d \cot \beta_i \tag{12}$$

대상 활주선의 선저경사각 변화를 고려하여 운동 계산한 결과(Cal.1)는 Figs. 4-5의 실선과 같다. 모든 횡단면 선저경사각을 20도로 일정하게 대입한 계산 결과(Cal.0)도 점선으로 함께 도시하였다. 선저경사각 변화를 반영할 경우 선수부가 입수할 때 받는 외력이 작아지면서 운동 진폭이 감소한다.



**Fig. 4** Heave response with and without deadrise angle variation



**Fig. 5** Pitch response with and without deadrise angle variation

4.3 부력 및 부력모멘트암 보정계수 수정

Zarnick(1978)은 계산 검증에 사용한 주형 활주선의 평균 항주자세를 적절하게 맞추기 위하여 부력 보정계수  $b_f$ 와 부력모멘트암 보정계수  $b_m$ 을 각각 0.5로 제안하였다. 하지만 이는 Zarnick의 검증용 주형 활주선형의 특정 속도 영역에서만 적합한 값이다. 선형이나 속도에 따라 유동 분포가 바뀌면 달라질 가능성이 있다고 판단하여, 본 연구의 대상선에 적합한 보정계수를 다시 탐색하기로 하였다.

$b_f, b_m$ 을 각각 0.3~0.7 내에서 바뀌가면서 대상선의 정수 중 속도별 부상량과 트림각을 계산하였다. 계산 결과를 정수 중 모형시험 결과와 함께 그래프로 나타내면 Figs. 6-7과 같다.

각 속도 영역 별로 정수 중 시험 결과를 근사하게 추정할 수 있는  $b_f, b_m$ 을 추출하여 Table 3에 정리하였다. 부력보정계수  $b_f$ 는 Froude 수 1.19 이하에서는 0.7을, 이를 초과하는 속도에서는 0.5를 사용하는 것이 바람직하다. Froude 수 1.19를 초과하는

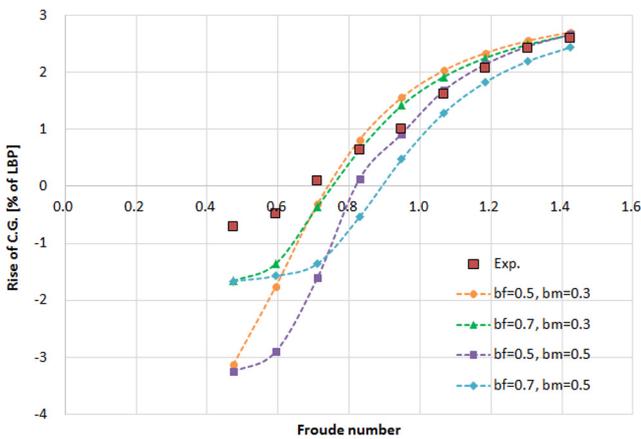


Fig. 6 Rises of C.G. with variations of  $b_f, b_m$

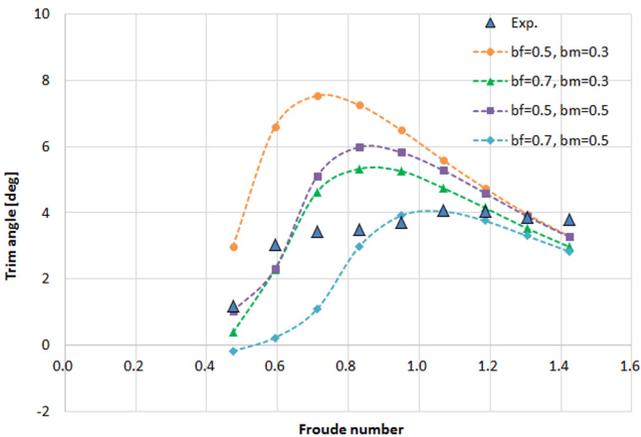


Fig. 7 Trim angles with variations of  $b_f, b_m$

Table 3 Selected  $b_f, b_m$  according to Froude number

	$b_f$	$b_m$
$0.47 \leq Fn \leq 1.19$	0.7	0.3
$1.19 < Fn \leq 1.42$	0.5	0.5

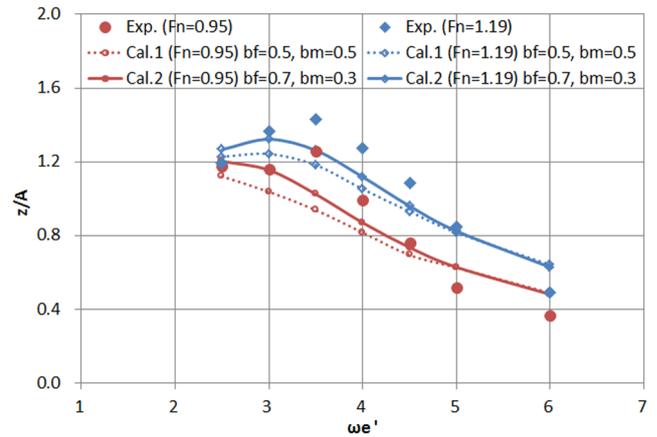


Fig. 8 Heave response with  $b_f = 0.7, b_m = 0.3$

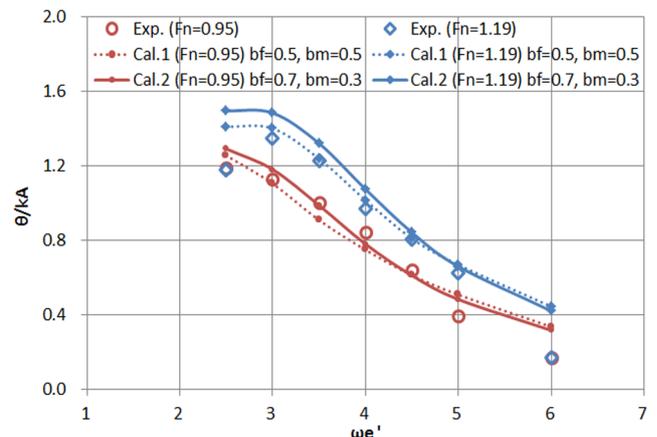


Fig. 9 Pitch response with  $b_f = 0.7, b_m = 0.3$

고속에서 차인과 트랜섬 등에서 박리 현상이 현저하게 발생하고 이로 인한 압력 강하로 저속일 때보다 부력 감소 비율이 더 큰 것으로 추정된다. 한편 부력모멘트암 보정계수  $b_m$ 는 Froude 수 1.19 미만에서는 0.3, 그 이상에서는 0.5를 사용하는 것이 적절하다. Froude 수 1.19 이상의 높은 속도에서는 스프레이에 의해 선수부에 압력이 집중되어 압력 중심이 보다 선수쪽으로 이동하며, 부력모멘트암도 그 영향을 받아 더 증가할 것으로 추정된다.

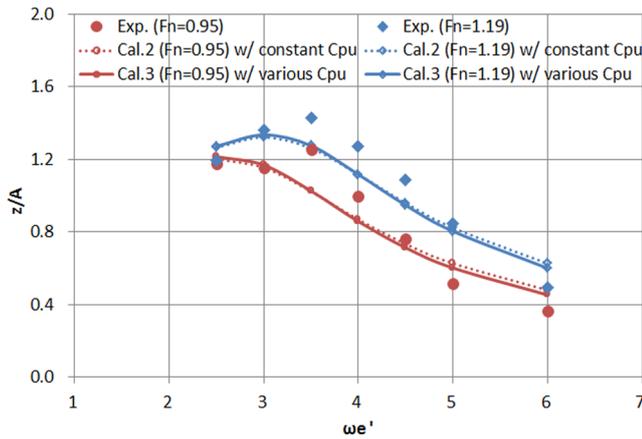
Table 3을 참고하여 보정계수  $b_f$ 를 0.7,  $b_m$ 을 0.3으로 수정한 후 Froude 수 0.95, 1.19에서 대상 활주선의 주파수별 운동을 각각 계산한 결과(Cal.2)는 Figs. 8-9의 실선과 같다.  $b_f, b_m$ 을 각각 0.5로 대입한 계산 결과(Cal.1)도 점선으로 함께 표기하였다. 두 계산은 선저경사각의 변화를 반영한 것이다. 정수 중 모형시험에 근거하여 보정계수  $b_f, b_m$ 을 수정하였을 때 전체적으로 파중 모형시험 결과를 더 잘 추정함을 확인하였다.

4.4 'Pile-up' 보정계수 수정

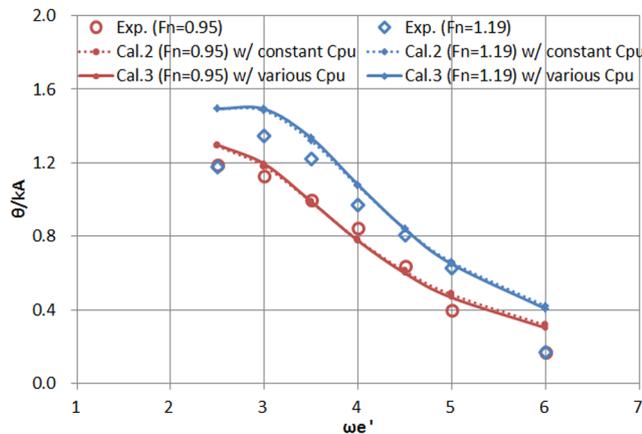
2.2절에서 요약한 바와 같이 췌기형상 단면의 수직 입수 시 정수수면을 기준으로 자유수면이 물체 표면을 따라 더 상승하여 실제 침수깊이가 증가하는 'Pile-up' 현상이 발생한다.

**Table 4** Pile-up correction coefficient,  $C_{pu}$

Deadrise angle [°]	Wagner (1931)	Zhao and Faltinsen (1993)
20	1.5708	1.5087
25	1.5708	1.4709
30	1.5708	1.4243
40	1.5708	1.2866



**Fig. 10** Heave response with modification of 'pile-up' correction coefficient



**Fig. 11** Pitch response with modification of 'pile-up' correction coefficient

Zarnick은 Wagner(1931)의 연구를 참고하여 pile-up 보정계수  $C_{pu}$ 를  $\pi/2(=1.5708)$ , 즉 일정한 상수로 대입하였다. 하지만 이후 Zhao and Faltinsen(1993) 등은 선저경사각이 커질수록  $C_{pu}$ 가 감소하는 경향을 보인 바 있다. Zhao and Faltinsen(1993)을 인용하여 선저경사각 20~40도에서의  $C_{pu}$ 를 표로 정리하면 Table 4와 같다.

선저경사각 별 pile-up 보정계수  $C_{pu}$ 의 변화를 고려하여 대상 활주선의 운동을 계산(Cal.3)하면 Figs. 10-11의 실선과 같다.  $C_{pu}$ 를  $\pi/2$ 로 일정하게 대입한 계산 결과(Cal.2)도 비교를 위해 함께 점선으로 표기하였다. 두 계산은 선저경사각의 변화를 받

영하고, 부력 및 부력모멘트암 보정 계수를 각각 0.7, 0.3으로 대입한 것이다.  $C_{pu}$ 의 변화를 고려할 경우 파 중 운동 진폭이 공진주파수 근처에서는 약간 증가하고, 고주파수 영역에서는 약간 감소하여 모형시험 결과에 더 근접하나, 그 영향은 작다고 판단된다.

### 5. 결 론

본 연구에서는 Zarnick(1978)의 비선형 스트립 방법을 도입하여 대상선의 선수 규칙과 중 운동을 추정하였다. 계산 결과를 모형시험 결과와 비교하여 검증하고, 계산 방법을 일부 개선하였다. 주요 결과를 정리하면 다음과 같다.

- (1) 주형 활주선만을 대상으로 한 본래의 계산법을 비주상형 활주선으로 확장하였다. 선수부로 갈수록 증가하는 선저경사각을 고려하여 계산할 경우 파 중 연직면 운동 진폭이 감소함을 확인하였다.
- (2) 정수 중 시험 결과를 바탕으로 대상 활주선의 속도 영역 별 부력 및 부력모멘트암 보정계수를 수정하였다. 선저경사각의 변화를 고려하고 수정된 부력 및 부력모멘트암 보정계수를 사용할 경우 파 중 연직면 운동 진폭을 더 정도 높게 추정하였다.
- (3) 선저경사각에 따른 pile-up 보정계수 변화를 계산에 반영하였고, 운동진폭이 공진 주파수 근처에서는 약간 증가, 고주파수에서는 약간 감소하나 그 영향은 작다.

추후에 더 많은 선형으로 계산식에 대한 검증과 보완이 이루어져야 할 것이다. 계산 신뢰도를 높인 후, 활주선 운동의 자유도 등을 더 확장할 필요가 있다.

### 후 기

본 연구는 2013년도 군산대학교 교수장기국외연수경비, 국토교통부 건설교통기술지역특성화사업 연구개발사업(10 RTIP B01), 해양수산부 연구장비 및 인프라구축사업으로 선박해양플랜트연구소에서 주관하는 '다목적 지능형 무인선 국산화 개발 (4) (PMS2950)' 과제의 지원으로 수행되었습니다.

### References

Akers, R.H., 1999. Dynamic Analysis of Planing Hulls in Vertical Plane. Proceedings of the meeting of the New England Section of the Society of Naval Architects and Marine Engineers.

Fridsma, G., 1969. A Systematic Study of the Rough-Water Performance of Planing Crafts. Davidson Laboratory Report 1275, Stevens Institute of Technology.

Keuning, J.A., 1994. The Nonlinear Behaviour of Fast Monohulls in Head Waves. Ph.D. Thesis, Delft University of Technology.

Kim, D.J., Rhee, K.P., Yum, D.J., Zhang, Y., 2013. Comparative Study on the Motion Responses for a 40ft Class Cruise

Leisure Boat. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 50(4), 240-247.

Martin, M., 1976. Theoretical Prediction of Motions of High-Speed Planing Boats in Waves. DTNSRDC Report 76-0069.

Shuford, S.L.Jr., 1957. A Theoretical and Experimental Study of Planing Surfaces Including Effects of Cross Section and Plan Form. National Advisory Committee for Aeronautics Report 1355.

Van Deyzen, A., 2008. A Nonlinear Mathematical Model of Motions of a Planing Monohull in Head Seas. Proceedings of the 6th International Conference on High Performance Marine Vehicles, 187-199.

Wagner, H., 1931. Landing of Seaplanes, National Advisory Committee for Aeronautics TN 672.

Zarnick, E., 1978. A Nonlinear Mathematical Model of Motions of a Planing Boat in Regular Waves. DTNSRDC Report 78-032.

Zhao, R, Faltinsen, O.M., 1993. Water Entry of Two-dimensional Bodies. Journal of Fluid Mechanics, 246, 593-612.

부 록

본문 2.4절 식 (11)의 우변에 있는 상하동요 유체력  $-N\cos\theta$ 와 중동요 유체력모멘트  $Nx_c$ 는 각각 식 (A.1)과 (A.2)와 같이 표현된다.

$$\begin{aligned}
 -N\cos\theta &= \int_l f \cos\theta d\xi + \int_l f_B d\xi \\
 &= - \int_l [m_a \dot{V} + \dot{m}_a V - U \frac{\partial(m_a V)}{\partial \xi} + C_{D,c} \rho b V^2] \cos\theta d\xi \\
 &\quad - \int_l b_f \rho g A_s d\xi
 \end{aligned} \tag{A.1}$$

$$\begin{aligned}
 &= -M_a \cos^2\theta \cdot \ddot{z}_{CG} + Q_a \cos\theta \cdot \ddot{\theta} \\
 &\quad + M_a \dot{\theta} (z_{CG} \sin\theta \cos\theta - x_{CG} \cos^2\theta) \\
 &\quad + \int_l m_a \frac{dw_z}{dt} \cos^2\theta d\xi - \int_l m_a w_z \dot{\theta} \sin\theta \cos\theta d\xi \\
 &\quad - \int_l m_a V \frac{\partial w_z}{\partial \xi} \sin\theta \cos\theta d\xi + \int_l m_a U \frac{\partial w_z}{\partial \xi} \cos^2\theta d\xi \\
 &\quad - UV \dot{m}_a |_{stern} \cos\theta - \int_l V \dot{m}_a \cos\theta d\xi \\
 &\quad - \int_l \rho C_{D,c} b V^2 \cos\theta d\xi - \int_l b_f \rho g A_s d\xi
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 Nx_c &= - \int_l f \cdot \xi d\xi - \int_l f_B \cos\theta \cdot \xi d\xi \\
 &= \int_l [m_a \dot{V} + \dot{m}_a V - U \frac{\partial(m_a V)}{\partial \xi} + C_{D,c} \rho b V^2] \cdot \xi d\xi \\
 &\quad + \int_l b_f \rho g A_s \cos\theta \cdot (b_m \xi) d\xi \\
 &= -I_a \ddot{\theta} + Q_a \cos\theta \ddot{z}_{CG} - Q_a \dot{\theta} (z_{CG} \sin\theta - x_{CG} \cos\theta) \\
 &\quad - \int_l m_a \cos\theta \frac{dw_z}{dt} \cdot \xi d\xi + \int_l m_a \dot{\theta} \sin\theta w_z \cdot \xi d\xi \\
 &\quad + \int_l V \dot{m}_a \xi d\xi + \int_l \rho C_{D,c} b V^2 \xi d\xi + m_a UV \xi |_{stern} \\
 &\quad + \int_l m_a V U d\xi + \int_l m_a V \frac{\partial w_z}{\partial \xi} \sin\theta \xi d\xi \\
 &\quad - \int_l m_a U \frac{\partial w_z}{\partial \xi} \cos\theta \xi d\xi + \int_l b_f \rho g A_s \cos\theta (b_m \cdot \xi) d\xi
 \end{aligned} \tag{A.2}$$

상기 식 (A.1)과 (A.2)에서  $M_a$ ,  $Q_a$ ,  $I_a$ 는 식 (A.3)와 같다.

$$\begin{aligned}
 M_a &= \int_l m_a d\xi \\
 Q_a &= \int_l m_a \xi d\xi \\
 I_a &= \int_l m_a \xi^2 d\xi
 \end{aligned} \tag{A.3}$$

# CFD를 이용한 컨테이너 선형의 트림별 저항성능 해석

서대원 · 박현석 · 한기민  
(사)한국선급

## Analysis of Resistance Performance for Various Trim Conditions on Container ship Using CFD

Dae-Won Seo, Hyun-Suk Park and Ki-Min Han  
Korean Resister, Busan, Korea

**KEY WORDS:** Trim optimization 트림최적화, Container ship 컨테이너선, CFD 전산유체역학, Resistance performance 저항성능, Slow steaming 저속운항

**ABSTRACT:** Vessels are traditionally optimized for a single condition, normally the contract speed at the design draft. The actual operating conditions quite often differ significantly. At other speed and draft combinations, adjusting the trim can often be used to reduce the hull resistance. Changing the trim is easily done by shifting ballast water. There are several ways to assess the effect of the trim on the hull resistance and fuel consumption, including in-service measurements, model tests, and CFD. In this paper, CFD is employed for the assessment of the resistance performance according to the trim conditions. The commercial CFD code of the STAR-CCM+ is utilized to evaluate the ship's resistance performance on a 6,800 TEU container ship. To validate of the effectiveness of STAR-CCM+, the experimental result of the KCS hull form is compared with the result from STAR-CCM+. It is found that the total resistance of the 6,8000 TEU container ship was reduced by 2.6% in the case of a 1-m trim by head at 18knots.

### 1. 서 론

최근 지속적인 국제유가의 상승으로 선박의 급격한 운행비 증가로 에너지 절감에 관한 연구개발이 활발히 진행되어 오고 있다. 국제해사기구(IMO, International Maritime Organization)는 선박의 CO<sub>2</sub> 배출량을 규제하고, 고효율 선박 건조와 효율적 운항을 위한 지침서 적용을 강조하는 등 환경 규제를 강화하고 있어, 조선산업 및 해운산업에 친환경선박이 중요한 이슈로 부상되고 있다.

이의 일환으로 국제해사기구에서는 선박의 에너지 효율지수(EEDI, Energy efficiency design index)와 운항시에 운항선박에 적용되는 에너지효율지표(EEOI, Energy efficiency operation indicator)를 제정하여 CO<sub>2</sub> 배출량을 규제하고 있다. 이에 따라 해운회사 및 선사는 CO<sub>2</sub> 배출량을 감소시키기 위해 다양한 기술을 적용시키기 위해 노력하고 있으며, 기술의 적용에 따른 CO<sub>2</sub> 저감 잠재량은 Table 1과 같이 현 수준 대비 약 25~75%에 이르는 것으로 평가되고 있다(Buhaug et al., 2009).

선박기술 측면에서 CO<sub>2</sub> 발생을 감소시키기 위해서는 친환경

선형, 고효율 추진장치, 에너지 회수 장치 개발을 통해 선박의 저항추진성능 향상시키는 방법이 있으며, 또한 폐열회수 장치를 통해 배출가스를 감소시키는 방법 등이 있다. 추진에 필요한 에너지를 절감시키기 위해서는 조파저항, 점성저항이 최소화되도록 선수 및 선미 형상을 최적화하고, 고효율 추진장치를 통해 추진성능을 향상시켜 CO<sub>2</sub> 배출을 약 5~15%의 절감 할 수 있다고 보고되고 있다(Sherbaz and Duan, 2012).

선박운항 측면에서 CO<sub>2</sub> 배출량을 감소시키는 방법은 저속운항이다. 저속운항은 CO<sub>2</sub> 배출을 감소시킬 뿐만 아니라 유류비도 크게 감소시킬 수 있는 가장 효과적인 방법으로 알려져 있다(Cariou, 2011; Corbtee et al., 2009). 저속운항이란 의도적인 감속운항을 의미하며, 선박 개조 등이 필요하지 않은 장점을 가진다. 따라서 CO<sub>2</sub> 배출 저감을 위해 최근 대부분의 선박운항에서 사용되고 있으며, 특히 컨테이너 선박에 주로 적용하고 있다. 그러나 저속운항은 항구 사이의 운항시간을 증가시키므로 다양한 변수를 분석하여 적용하여야 한다.

또한 도착지 항구에 제 시간(Just in time)에 도착함으로써,

Received 16 March 2015, revised 2 June 2015, accepted 22 June 2015

Corresponding author Hyun-Suk Park: +82-70-8799-8280, phs1218@krs.co.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KSOE 2014 in Jeju.

**Table 1** Assessment of potential reduction of CO<sub>2</sub> emissions from shipping by using known technology and practices(Buhaug et al., 2009)

	Saving of CO <sub>2</sub> /ton-mile	Combined	Combined
Design (New Ships)			
Concept, speed, capability	2% to 50%*		
Hull, superstructure	2% to 20%		
Power, propulsion systems	5% to 15%	10% to 50%*	
Low-carbon fuels	5% to 15%**		
Renewable energy	1%~10%		25% to 75%
Exhaust gas CO <sub>2</sub> reduction	0%		
Operation (All ships)			
Fleet management, logistics, incentives	5% to 50%		
Voyage optimization	1% to 10%	10% to 50%*	
Energy management	1% to 10%		

\* Reduction at this level would require reductions of operational speed.

\*\* CO<sub>2</sub> equivalent, based on the use of LNG.

선박의 공회전을 줄여 CO<sub>2</sub> 배출량을 줄이는 방법, 원활한 의사소통으로 항구 내에서의 시간을 최소화하여 다음 항구로 가는 시간동안 설계 선속을 최대한 유지하는 방법 등이 있다. 이러한 운항측면에서의 다양한 방법을 통해 CO<sub>2</sub> 배출을 약 1~5% 감소시킬 수 있다고 보고되고 있다(Buhaug et al., 2009). 더불어, 해상의 날씨 정보등을 고려한 최적항로법은 선박 개조 등이 필요치 않은 장점을 바탕으로 다양한 연구가 진행되어왔으며, 해상상태를 고려한 최적항로법을 통해 CO<sub>2</sub> 배출을 최대 4%까지 저감한 연구사례도 있다(Hearn and Wright, 1999; Park and Kim, 2014).

마지막으로 운항측면에서 트림최적화 방법이 있다. 트림최적화 방법이란 선속 및 Loading 조건을 고려하여 선박에 일정한 트림을 주어 운항시 저항을 최소화시켜 운항하는 방법이다. 과거 선박의 운항자세와 저항성분 관계에 관한 기초적 연구(Hong, 1971; Van and Kim, 1987)가 수행된바 있으며, 최근 선사들은 선박 운항비 절감 측면에서의 최적 트림조건을 찾는 노력이 활발히 진행 중에 있다(Yang et al., 2006; Lee, 2012; Park et al., 2014; Kim, 2014). 그러나 대부분의 연구는 아직까지 모형축척에 대한 결과로 향후 실선축척의 대한 수치계산 기법 등의 연구가 필요하며, 실선 운항에서는 운항데이터 계측을 통해 실질적인 운항비 절감에 대한 분석이 필요할 것으로 보인다.

본 연구에서는 선사에서 최근 많은 관심을 가지고 있는 트림최적화 방법에 대해서 CFD(Computational fluid dynamics)를 이용하여, 대상선박의 트림 최적화 적용 가능성에 대해 검토하였다. 본 연구에 앞서, 신뢰할 만한 실험값이 있는 KCS(Kriso container ship) 선박에 대해 수치계산결과를 실험결과를 비교·검토하였다. 또한 기존연구의 경우 대부분 고속영역에서 수행된 연구와는 달리 본 연구에서는 저속운항을 고려한 속도영역에서 선박의 트림에 따른 저항성능 변화를 중점적으로 분석하여 저항성능을 평가하였다.

## 2. 수치계산

### 2.1 대상선형 및 계산 조건

본격적인 수치계산에 앞서, 격자 및 선정된 난류모형의 적

정성을 판단하기 위해 신뢰할만한 실험결과가 있는 KCS 선형에 대해 수치계산 결과 값을 비교·검토하였다. KCS선형의 주요제원은 Table 2와 같이 길이는 230m, 폭은 19m, 흘수는 10.8m이다. 모형시험은 선박해양플랜트연구소에서 수행되었으며, 모형선의 길이는 약 7.278m, 폭은 1.061m, 흘수는 0.342m이다.

수치계산은 모형시험과 동일한 조건에서 수행하여 비교·검토하였다. 모형시험 조건은 Table 3과 같이 다양한 선속을 고려하였으며, 트림과 침하가 가능한 Free조건에서 수치계산을 수행하였다. 트림과 침하를 고려하기 위하여 모형선의 무게는 823kg, 무게 중심위치는 3.5315m, 0.0, 0.23m, 2차 관성모멘트인  $I_{xx}, I_{yy}, I_{zz}$ 는 각각 130, 2725, 2725 kg·m<sup>3</sup>으로 모형시험과 동일하게 하였다.

본 연구의 대상 선박인 6,800TEU 컨테이너선의 선형은 Fig. 1과 같이 선수에 별브를 갖는 형상을 가지며, 주요제원은 Table 4와 같이 수선간장이( $L_{pp}$ ) 292m, 폭( $B$ ) 40m, 흘수( $T$ )는 12m이다. 본 대상선박은 2006년에 인도되어 현재 운항하는 현존선이며, 설계속도는 26.5knots(13.6m/s)이다. 그러나 2008년 전세계 경기불황 확산으로, 연료비 절감을 위하여 DMCR(Derated maximum continuous rating)의 40%정도의 엔진 출력을 사용하여 현재까지 의도적 저속운항(Slow steaming) 상태를 유지해 오고 있다.

**Table 2** Principal parameters for the KCS

	Ship	Model
Scale ratio	1/31.599	
$L_{pp}$ [m]	230	7.2786
$B$ [m]	19	1.0613
$T$ [m]	10.8	0.3418
WSA	9423	9.4379
$\nabla$ [m <sup>3</sup> ]	52030	1.6490
LCB(%), fwd+	-1.480	



Fig. 1 Geometry on the 6,800 TEU container ship

Table 3 The test conditions for the KCS

List	Test conditions
Pitch, Trim	Free
Rudder	with
$Fn$	0.108, 0.151, 0.195, 0.228, 0.26, 0.282
Mass [kg]	823
Center of mass [m]	3.5315, 0.0, 0.23
Moment of inertia [ $\text{kg}\cdot\text{m}^2$ ]	130, 2725, 2725

Table 4 Principal parameters for the 6,800 TEU Container ship

	Ship	Model
Scale ratio	1/40.214	
$L_{pp}$ [m]	292	7.261
$B$ [m]	40	0.9947
$T$ [m]	12	0.2984
$WSA$ [ $\text{m}^2$ ]	13673	83.4549
$\Delta$ [ $\text{m}^3$ ]	85435	1.3137
LCB(%), Aft-	-1.82	

Table 5 The test conditions for the 6,800TEU Container ship

List	Test conditions
Pitch, Trim	Free
Trim condition [m]	+2, +1, 0, -1, -2
Rudder	w/o
$V_s$ [m/s]	8.75, 9.26, 9.77, 13.63
Mass [kg]	656.077
Center of mass [m]	3.498, 0.0, 0.1648
Moment of inertia [ $\text{kg}\cdot\text{m}^2$ ]	58.42, 3113.2, 3113.2

수치계산은 Table 5와 같이 선속과 트림조건을 달리하여 총 15가지의 수치계산을 수행하였다. 선속의 경우 설계속도인 26.5knots(13.63m/s)에서 계산을 수행하였으며, 모형시험 결과와 비교하였다. 또한 저속운항조건인 17knots(8.75m/s), 18knots(9.26m/s), 19knots(9.77m/s)의 세가지 속도조건, 5가지의 트림 조건(+2, +1, 0, -1, -2m)에서 수치계산을 수행하였다. 여기서, - 부호는 선수 트림이고, + 부호는 선미트림을 의미한다. 이를 통해 동일한 배수량에서 트림에 따른 저항성능 변화를 분석하였다.

2.2 지배방정식 및 격자시스템

본 계산을 위하여 적용된 좌표계는 유동방향이 양의 X축이고 선박의 우현이 양의 Y축이며 중력의 반대방향이 양의 Z축으로 하는 직교 좌표계를 사용하였다. 비압축성 난류유동의 지배방정식은 연속방정식과 Reynolds averaged Navier-Stokes식이며, 식 (1), (2)로 표현된다.

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

$$\rho \frac{\partial U_i}{\partial t} + \rho U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \mu \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \overline{\rho u_i' u_j'} \right) + f_{bi} \tag{2}$$

여기서,  $\mu$ 는 유체의 점성 계수,  $p$ 는 정압,  $-\overline{\rho u_i' u_j'}$ 는 Reynolds stress,  $f_{bi}$ 는 단위체적당 물체력을 나타낸다.

좌표계의 원점은 선미의 타두재와 기선면(Base line)이 만나는 점에 위치한다. 계산 영역은 원점에서 선수부 방향으로 1.0LPP, 선미부 방향으로 2.0LPP이며, 폭 방향으로 1.5LPP이다. 선체에서 발생한 자유 수면이 계산 영역의 입구, 출구 및 대칭 경계 조건에 의해 왜곡되지 않도록 계산 영역을 설정하였다. 또한 천수 효과(Shallow water effect)가 발생하지 않도록 깊이 방향으로는 자유 수면으로부터 2.0LPP이며, 공기에 해당하는 영역의 높이는 1.0LPP이다. 본 연구에 사용된 모든 물리량은 배 길이(LPP), 선속( $V_s$ ) 그리고 밀도( $\rho$ )로 무차원 하였다.

격자생성 및 수치계산은 상용프로그램인 STAR-CCM+ Ver 6을 사용하였다. 본 코드의 트리머 격자(Trimmed mesh)기법은 유동 특성에 따라 격자의 구성 조밀도를 달리하여, 복잡한 유동 영역에 대해서는 격자를 비교적 작게 설정하고, 단순한 유동 영역에서는 격자의 크기를 크게 설정하여 전체 격자수를 감소시킬 수 있는 장점을 가지고 있다. 트리머 격자에 따라 만들어진 다면체 격자에서는 물리량의 공간 구배(Spatial gradient)를 계산함에 있어 2차 정확도를 위해 최소 자승법(Least square method)을 사용한다. 또한 추가적으로 선체표면의 경계층 유동을 비교적 정확하게 모사하기 위해 경계층 격자(Prism layer)기법을 사용하여 선체 표면으로부터 6개의 격자 층을 생성시켜  $y^+$ 가 1이하가 되도록 하였으며, 경계층 유동에 벽함수를 사용하는 난류모형대신 고차의 난류모형인 Reynolds stress turbulent model을 사용하여 해의 정확성을 높이고자 하였다(Choi and Kim, 2010). 격자구성은 Fig. 2와 같이 총 130만개의 격자를 사용하여 구성하였으며, 유입면에서의 경계조건은 균일류

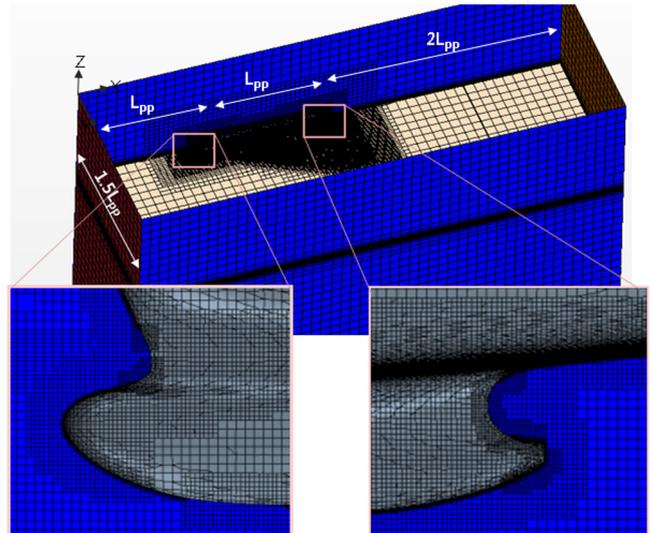


Fig. 2 Grid systems of 6,800 TEU container ship

속도 조건( $u=1, v=0, w=0$ )과 자유수면 위치  $z=0$ 이며, 계산 영역의 측면은 대칭조건, 선체표면에서는 벽조건을 주었으며, 자유수면을 고려하기 위해서 VOF(Volume of fluid)방법이 사용하였다.

### 3. 수치계산 결과

#### 3.1 수치계산의 유효성 검토

Fig. 3~5는 KCS선형의 속도에 따른 전저항, 트림, 침하량에 대해 모형시험과 수치계산 결과를 보여주고 있다. 먼저 전저항은 Sherbaz and Duan(2014)의 Shipflow 코드를 사용하여 계산한 결과보다 실험값에 비해 모든 속도영역에서 잘 일치하며,  $Fn=0.25$ 에서만 최대 2.5% 차이를 보이는 것으로 나타났다.

또한 Fig. 4, 5와 같이 트림과 침하의 결과도 Sherbaz and Duan(2014)에 비해 실험값과 상당히 잘 일치하는 것으로 나타났다. 침하의 경우 실험값과 비교할 때 일정한 양 만큼 이동된 결과를 보여주며, 트림 역시 고속에서는 실험값에 비해 약 8.8%의 차이를 보이는 것으로 나타났다. CFD를 통해 트림과 침하 등의 운동성능을 5% 이내로 추정하는 것은 초기 운동구속조건 등의 차이로 인해 현재까지는 정확도가 낮은 것으로 판단

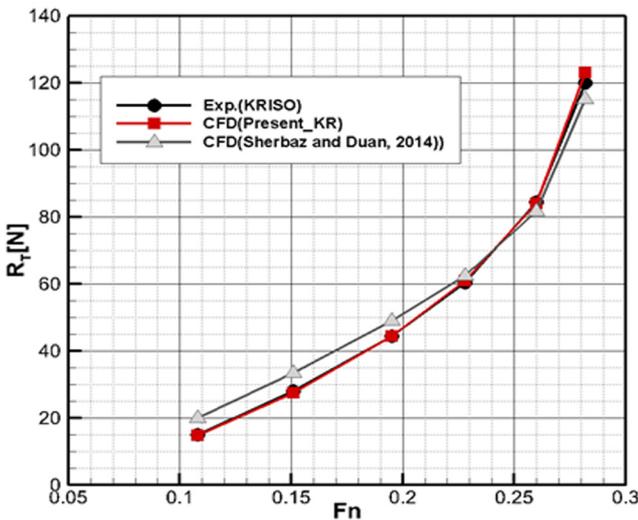


Fig. 3 Comparison of total resistance at various Fn (KCS)

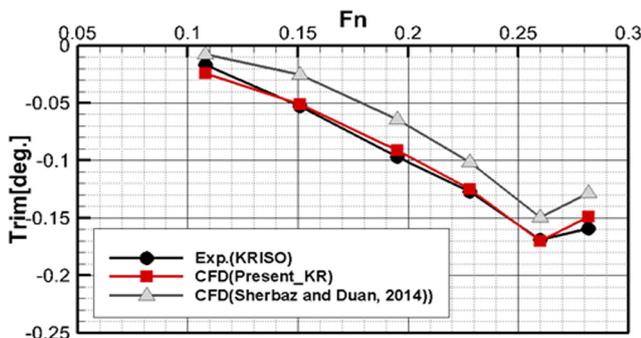


Fig. 4 Comparison of trim angle at various Fn (KCS)

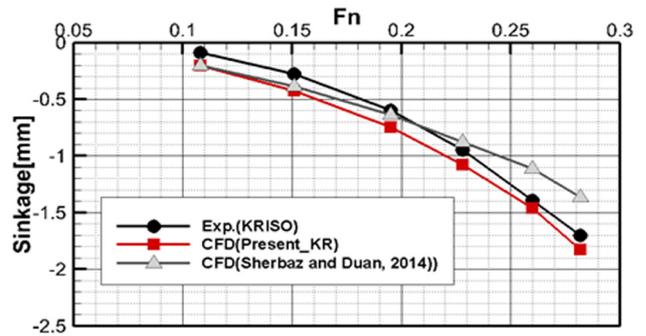


Fig. 5 Comparison of sinkage at various Fn (KCS)

하였다. 그러나 저항성능 추정 측면에서 보자면, 표면에서의 경계층 격자 및 RST (Reynolds stress turbulent) 난류모형의 사용이 Sherbaz and Duan(2014)의 결과와 마찬가지로 실험결과에 잘 일치하였다.

#### 3.2 트림별 저항성능 결과

앞서 언급한 바와 같이 트림과 침하를 고려한 Free 조건의 수치계산결과는 KCS선형의 경우 저항이 약 2.5% 이내로 잘 일치하는 것을 확인하였다. Table 6은 본 연구의 대상선박인 6,800TEU 컨테이너선의 설계속도인 26.5knots( $Fn=0.255$ )에서 Free조건의 모형시험결과와 Free 및 Fixed 조건의 수치계산 결과를 비교하고 있다. KCS선박에 비해 Free조건의 수치계산 결과 값이 실험값과 약 1%의 차이로 잘 일치하는 것으로 나타났다. 그러나 트림과 침하를 무시한 Even keel의 Fixed조건에서 추정된 수치계산 결과는 실험값과 3%이상의 차이를 보여주고 있다. 이는  $Fn$ 가 0.255인 고속영역에서 선박의 트림과 침하의 동적운동특성이 크게 나타남에 따라 그 영향이 저항차이로 나타난 것으로 보인다.

추가적으로 고속영역이 아닌 저속운항 속도영역에서 Free 조건과 Fixed 조건에서 수치계산을 수행하였으며, 그 결과를 Table 7에 보인다. 수치계산 결과 고속영역과는 다르게, 전저항값이 Free나 Fixed조건의 계산결과가 0.35%이하로 비슷한 것으로 나타났다. 이는 고속영역에서의 결과와는 달리 저속영역에서 Even keel상태를 기준으로 트림과 침하가 상당히 작아 저항에 큰 변화가 없는 것으로 판단되었다. 이를 바탕으로 본 연구의 초점인 저속에서의 트림최적화를 위한 수치계산은 Fixed 조건으로 계산을 수행하였다.

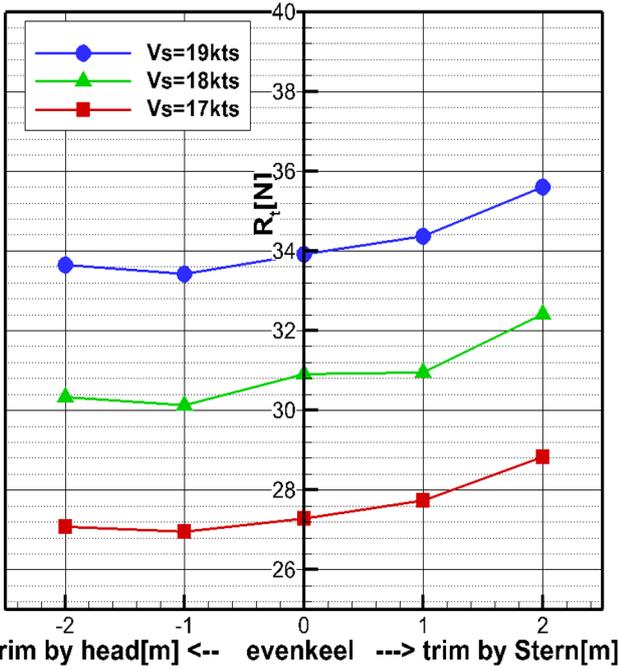
트림별 저항해석의 수치계산조건은 Table 5와 같다. 총 세 가지 선속, 동일한 배수량조건에서 트림조건을 5가지로 변화시켜, 총 15가지 경우에 대해 수치계산을 수행하였다. 수치계산 결과 Fig. 6과 같이 선속 트림조건들에서 전저항이 감소되는 것을 알

Table 6 Comparison of the  $C_{TM}$  between Exp and CFD at  $V_s = 26.5$  knots ( $Fn = 0.255$ )

Item	Exp (2005)	CFD	
		Free	Fixed
$C_{TM} \times 10^{-3}$	3.5856	3.5475	3.4683
Difference(%) based on Exp		-1.06	-3.27

**Table 7** Comparison of the  $C_{TM}$  between Free and Fixed condition at various  $F_n$

Fn	$C_{TM} \times 10^{-3}$ (CFD)		
	Free	Fixed	Difference [%]
0.16	3.415	3.405	0.293
0.17	3.466	3.454	0.346
0.18	3.393	3.383	0.295



**Fig. 6** Comparison of curves of  $R_{TM}$  for various trim conditions and  $V_s$

수 있다. 일반적으로 조파저항 성분이 전저항 성분에서 지배적인 고속영역에서, 이러한 변화는 더욱 뚜렷하게 나타나며, 선수 트림조건에서, 선수근처에서 만들어진 파도의 중첩효과에 의해 저항이 다소 감소되는 것으로 알려져 있다(Park et al., 2013). 본 수치계산 결과, 저속임에도 불구하고, 선수 트림조건에서 저항이 감소하였으며, Table 8과 같이 18knots(9.26m/s)의 -1m 조건에서 약 2.6%감소하는 것으로 나타났다. Even keel에서의 상대적인 증감 비율을 비교해 보면, 18knots의 -1m 트림조건에서 조파저항이 9.3%, 점성저항이 0.9%로 감소하여, 전체적으로 전저항 값이 2.6% 감소하는 것으로 나타났다. 즉 18knots의 -1m 트림조건의 전저항 감소는 조파저항과 점성저항 양쪽 다 감소한 것이 주요인으로 파악된다. 선미트림 조건인 +2m에 전저항이 4.7% 증가한 원인은 조파저항이 약 45% 증가한 것이 주요인으로 파악된다. 즉 선미 트림조건에서 전저항이 크게 증가한 결과는 선수부와 트랜섬 후방의 파고가 증가 것이 원인으로 보인다.

Fig. 7, 8은 저속운항 상태인 18knots로 운항할 경우, 트림변화에 따른 선체 측면의 파고변화와 파형을 보여주고 있다. 선수 트림 조건인 -1m, -2m에서는 선수부의 파고가 낮아지는 경향이 나타났으며, 특히 Fig. 7, 8의 B부근인 두 번째 파고인 어깨 파에서 뚜렷이 낮아지는 경향이 보였다. Fig. 8의 C부근에서도 선수트림 조건일수록 발산파의 파고가 낮아지는 것으로 보아, 선수트림일수록 선수부 파의 중첩으로 인해 조파저항이 감소되는 요인으로 판단하였다. 또한 Fig. 7의 D에서 선수트림 시 선미파의 일부가 증가한 것처럼 보이나, Fig. 8의 D부근의 파형을 보면 전체적으로 파고가 증가되는 붉은색 영역은 크게 감소된 것을 확인 할 수 있다. 이에 반해 선미트림 조건인 +1m, +2m에서는 선수부근의 파가 선수트림조건 보다 상대적으로 높고, Fig. 8의 A, D부근에서와 같이 파고가 높아지는 영역(붉은색)이 크게 증가한 것으로 보아 정성적으로 조파저항이 증가하는 것을 확인 할 수 있다.

**Table 8** Comparison of resistance reduction for various trim conditions and  $V_s$

$V_s$	Ini.trim	$R_T$ [%]	$R_p$ [%]	$R_v$ [%]	$R_T$ [N]	$R_p$ [N]	$R_v$ [N]
17 knots (8.7 m/s)	-2 m	99.2	87.8	100.5	13.535	1.196	12.339
	-1 m	98.8	92.6	99.5	13.478	1.262	12.216
	0 m	100.0	100.0	100.0	13.639	1.363	12.276
	+1 m	101.7	152.3	99.7	13.909	1.638	12.271
	+2 m	105.7	152.2	100.5	14.415	2.074	12.341
18 knots (9.3 m/s)	-2 m	98.1	88.8	99.1	15.163	1.405	13.758
	-1 m	97.4	90.7	98.2	15.062	1.436	13.626
	0 m	100.0	100.0	100.0	15.459	1.5825	13.876
	+1 m	100.1	116.5	98.2	15.561	1.878	13.683
	+2 m	104.8	145.6	100.1	16.201	2.304	13.897
19 knots (9.8 m/s)	-2 m	99.2	94.6	100.9	16.825	1.585	15.240
	-1 m	98.5	96.2	99.8	16.711	1.615	15.096
	0 m	100	100.0	100.0	16.959	1.806	15.153
	+1 m	101.3	105.1	99.8	17.243	2.098	15.145
	+2 m	105.0	117.5	101.3	17.801	2.617	15.184

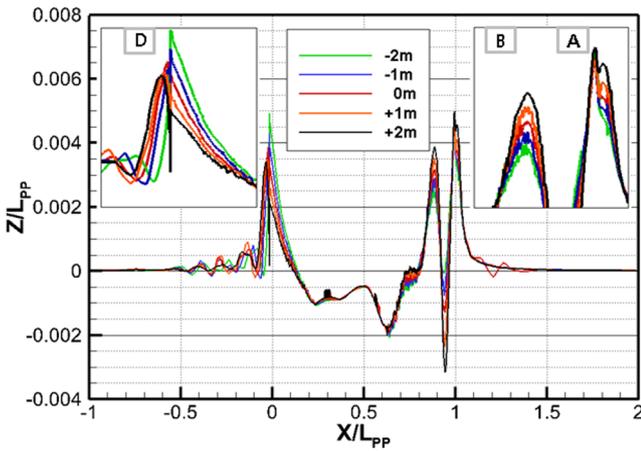


Fig. 7 Comparison of the wave profile for various trim conditions ( $V_s = 18$  knots)

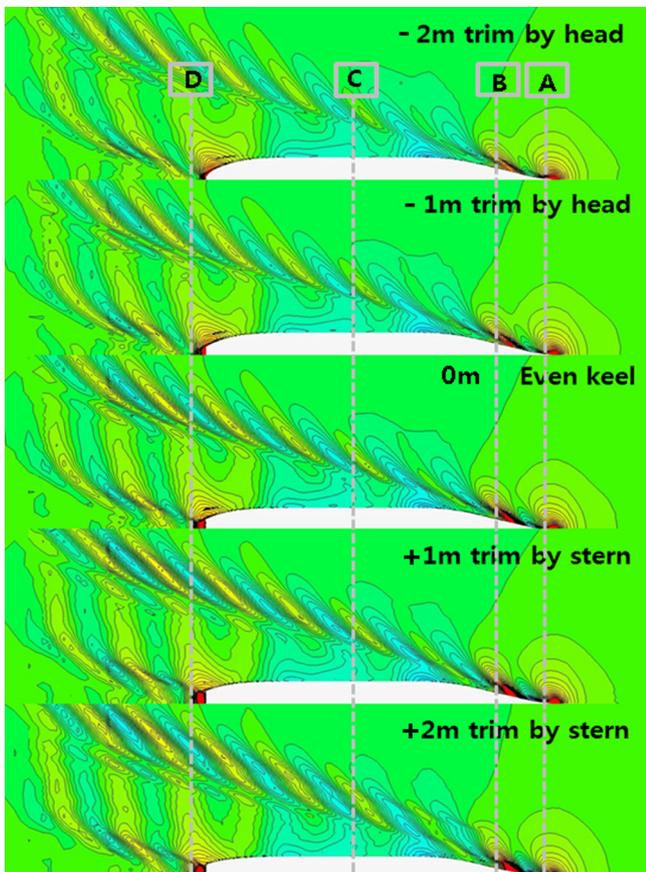


Fig. 8 Comparison of wave patterns for various trim conditions ( $V_s = 18$  knots)

### 5. 결 론

본 논문에서는 CFD를 이용하여, 6,800TEU 컨테이너 선형에 대해 트림에 따른 저항성능의 특성변화를 분석하였다. 분석 결과에 대한 유효성 검토를 위해 신뢰할 만한 모형시험 자료가 있는 KCS선형에 대해서 사전 수치계산을 수행하였다. 선수미

트림변화에 따른 저항성능 변화는 다양한 선속, 트림조건 등을 고려하여 총 15가지 경우로 선정하여 수행하였고 그 결과는 다음과 같다.

(1) KCS 수치계산 코드 유효성 검토 결과 추정된 전저항 값을 모형시험결과와 비교했을 때 그 오차는 약 2.5% 이내로써 상당히 잘 일치하는 것으로 나타났다. 그러나 트림과 침하량은 오차가 10%이상 차이를 보이는 것으로 나타났다. 이는 수치계산에서 안정적인 수렴성을 확보하기 위해 선박의 초기운동 자세(Pitch, Heave)를 일부 구속한 것이 주요인 보인다.

(2) 선박의 운동 구속조건에 따른 전저항 변화, 트림과 침하량변화 특성을 분석하기 위해 대상선박인 6,800TEU 컨테이너 선형의 운동 구속조건을 Pitch와 Heave를 구속한 경우와 그렇지 않은 두가지 경우에 대해 수치계산을 수행하고 결과를 비교하였다. 고속영역인 26.5knots에서 선박의 운동구속조건에 따라 전저항은 약 2%정도의 차이를 보였지만, 저속영역인 18knots(9.26m/s)에서는 0.3% 이내로 크지 않은 것을 확인하였다. 이는 저속영역에서 선박의 운동이 고속영역에 비해 크지 않은 것이 원인으로 파악된다. 따라서, 안정적인 계산 수렴성 확보 및 시간효율성 측면을 고려했을 때 저속영역에서는 선박의 운동을 구속하여 수치계산을 수행하더라도 결과는 크게 차이가 나지 않는 것으로 판단된다.

(3) 6,800TEU 컨테이너 선형에서, 트림에 따른 저항감소는 18knots(9.26m/s), -1m트림 조건에서 최대 2.6% 감소한 것으로 나타났으며, 감소 요인으로는 조파저항과 점성저항이 각각 9.3%, 0.9%로 감소하였기 때문인 것으로 보인다. 18knots, +2m 트림 조건에서는 오히려 조파저항증가로 인해 전저항이 4.8% 크게 증가하였다.

(4) 트림변화에 따라 점성저항의 증감을 자체는 작지만 저속 영역에서는 전저항의 약 90%를 차지하기 때문에, 향후 트림 변화가 점성저항 또는 점성저항에 포함되어 있는 형상저항에 미치는 영향에 대한 연구가 추가로 필요할 것으로 보인다.

### 후 기

본 연구는 (사)한국선급과 산업통상자원부의 산업핵심기술개발사업(No. 10040030)의 지원으로 수행된 연구결과 중 일부분을 밝힙니다.

### References

Buhaug, O., Corberdt, J.J., Endresen, O., Eyring, V., Faber, J., Hanayama, S., Lee, D.S., Lee, D., Lindstad, H., Mjelde, A, Palsson, C., Wanquing, W., Winebrake, J.J., Yoshida, K, 2009. Second IMO GHG study. 1-40.

Cariou, P., 2011. Is Slow Steaming a Sustainable Means of Reducing CO<sub>2</sub> Emissions from Container Shipping. Transportation Research Part D: Transport and Environment, 16, 260-264.

Choi, J.-K., Kim, H.-T., 2010. A Study of using Wall Function

- for Numerical Analysis of High Reynolds Number Turbulent Flow. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 47(5), 347-655.
- Corbett, J.J., Wangb, H., Winerbrake, J.J., 2009. The Effectiveness and Costs of Speed Reductions on Emissions from International Shipping. *Transportation Research Part D: Transport and Environment*, 14(6), 593-598.
- Hearn, G.E., Wright, P.N.H., 1999. Design for Optimal Hydrodynamic Operation of Large Container Ships. *RINA International Conference on Design and Operation of Container Ships*, 5-13.
- Hong, S.-W., 1971. An Experimental Study on Mean Sinkage and Trim Change in Run and Form Factor of Full Hull Form. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 8(1), 29-40.
- Yang, J., Lee, S.-H., Kim, H., 2006. A Study on the Effect fo the Heeled and Trimmed Conditions on Propulsive Performance of VLCC. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 43(3), 275-285.
- Kim, W.-Y., 2014. CFD Analysis on Estimation of Required Power According to Ship's Optimum Trim. Master's Thesis, Pusan University, Korea.
- Lee, J.-K., 2012. Study on the Resistance Performance of Ships with Initial Trim. Master's Thesis, Korea Maritime University, Korea.
- Park, D.-W., Lee, S.-B., Chung, S.-S., Seo, H.-W., Kwon, J.-W., 2013. Effect of Trim on Resistance Performance of a Ship. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 50(2), 88-94.
- Park, J., Kim, N., 2014. A Comparison and Analysis of Ship Optimal Routing Scenarios considering Ocean Environment. *Journal of the Society of Naval Architectures of Korea*, 50(2), 99-106.
- Park, S.H., Lee, S.-B., Lee, Y.-M., 2014. Study on the Estimation of the Optimum Trims in Container Carriers by using CFD Analysis of Ship Resistance. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 51(5), 429-434.
- Sherbaz, S., Duan, W., 2012. Operational Options for Green Ships. *Journal of Marine Science and Application*, 11(3), 335-340.
- Sherbaz, S., Duan, W., 2014. Ship Trim Optimization : Assessment of Influence of Trim on Resistance of MOERI Container Ship. *The Scientific World Journal*, 2014, 1-6.
- Van, S., Kim, H., 1987. An Experimental Study on Hull Attitude and Resistance Components of a Ship. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 24(2), 11-19.

# 터렛 계류된 FPSO의 운동응답 및 계류선 손상 시 거동 특성에 대한 실험적 연구

홍장표\* · 조석규\* · 서장훈\*\* · 성홍근\* · 이동엽\* · 박인보\* · 원영욱\* · 최성권\* · 김대웅\*\*

\*선박해양플랜트연구소

\*\*삼성중공업(주)

## Experimental Study of Effect of Mooring Line Failure on Behavior of Turret-moored FPSO Ship

Jang-Pyo Hong\*, Seok-Kyu Cho\*, Jang-Hoon Seo\*\*, Hong-Gun Sung\*, Dong Yeop Lee\*, In Bo Park\*,  
Young Uk Won\*, Sung Kwon Choi\* and Dae-woong Kim\*\*

\*Korea Research Institute of Ships & Ocean Engineering, Daejeon, Korea

\*\*Samsung Heavy Industry Co. Ltd., Geojedo, Korea

**KEY WORDS:** Turret 터렛, Truncation method 절단계류기법, Broken mooring line 손상 계류선, FPSO

**ABSTRACT:** FPSO model tests of mooring line failure were carried out in the ocean basin at KRISO. The characteristics of the motions and mooring lines were investigated. The FPSO ship was moored using an internal turret and catenary mooring. The test model was 1/60 scale. The mooring lines were designed to satisfy the characteristics of the original mooring lines using the truncation method. The experiments were conducted under various environments: a safe wave, current and wind condition; single broken mooring line condition; and transient mode condition. The moment of the break was determined based on experimental test results. The results showed that the FPSO behavior and mooring line tensions were acceptable under the failure condition.

### 1. 서 론

FPSO(Floating production storage and off-loading)를 설계하기 위해서는 FPSO의 운동과 계류시스템 성능 해석이 필수적이다. 북해에 투입되는 FPSO의 경우, 북해의 환경 특성에 의해 주로 터렛 계류시스템이 사용된다. 터렛시스템은 터렛을 중심으로 FPSO의 회전을 허용하여 해상 환경의 방향이 바뀌어도 FPSO의 작업성과 안정성을 높여준다(Cho et al., 2013). 터렛에는 다수의 계류선이 연결되어있는데, FPSO의 과도한 운동과 반복적인 하중에 의해 계류선의 손상이 발생할 수 있다. 최근 산업계에 따르면 최근 14년 동안 43건 이상의 계류선 손상이 발생되었고, 해양구조물 중 FPSO에서 가장 많은 계류선 손상이 나타난 것을 확인할 수 있다(Majhi and Granherne, 2013). 계류선이 손상되면 과도적인 운동이 발생하고(Han et al., 2011), 수평면 운동에 큰 영향을 미치며 다른 운동에는 상대적으로 작은 영향을 미친다(Kim et al., 2014).

계류선이 손상된 후 부유체는 새로운 평형점을 찾아간다(Kurian et al., 2012). 본 논문에서는 계류선 손상 모형실험을 수행하여 계류선 손상시 FPSO의 운동성능과 계류 특성을 실험적으로 평가하였다.

### 2. 모형실험

#### 2.1 FPSO & Mooring Line Configuration

모형실험은 KRISO 해양공학수조에서 수행되었다. 모형의 축척비는 1/60으로 해양공학 수조의 파랑생성범위와 수조의 크기를 고려하여 결정하였다. 모형실험에 사용한 구조물은 수심 400m에 설치되는 100만 배럴급 FPSO이다. FPSO 모형에는 부가물로 빌지킬이 있다. 터렛은 A.P로부터 선수방향으로 200.6m(L<sub>PP</sub>기준 75%되는 지점)에 위치한다. Fig. 1과 Table 1에 제작된 FPSO 모형과 주요제원에 대하여 나타내었다. FPSO의 계류시스템은 내부 터렛과 현수선으로 구성되었다. 본 모형실험

Received 10 January 2015, revised 27 April 2015, accepted 22 June 2015

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

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2014 in Jeju.

**Table 1** Main particulars of FPSO

Item	Proto	Model
Length [m]	270.0	4.500
Breadth [m]	50.0	0.833
Draft [m]	12.63	0.210
Displacement [ton]	132,447	0.613
GM [m]	4.901	0.082
Turret diameter [m]	14.600	0.243
X coordinate of turret position from A.P [m]	200.600	3.343
Y coordinate of turret position from C.L [m]	0.000	0.000
Z coordinate of turret position from B.L [m]	0.000	0.000



**Fig. 1** Photo of FPSO model

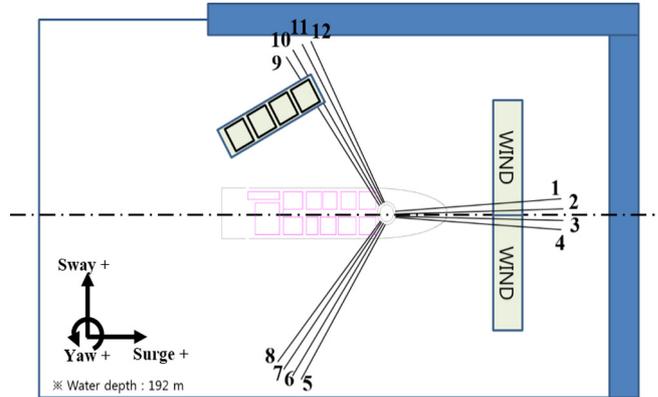


**Fig. 2** Photo of turret model

에서는 터렛은 Weathervane 특성만을 고려하여 회전하는 터렛 실린더와 케이스만을 제작하였다. 제작된 터렛 모형을 Fig. 2에 나타내었다.

**Table 2** Properties of mooring line

	Type	Length [m]	MBL [kN]
Top chain	R4s Studless	50.00	12,496.80
Wire	Spiral strand wire ropes	300.00	N/A
Bottom chain	R4K4 Studless	2,050.00	11,856.40



**Fig. 3** Figure of test setup

현수선 계류시스템은 체인-와이어-체인 형태의 복합 계류선으로 구성되어있으며 계류선의 제원을 Table 2에 나타내었다. 계류선은 12개의 계류선이 선수, 선미 좌현, 선미 우현으로 향하는 3개의 그룹, 각각의 그룹이 120deg 간격으로 배치되었으며 한 그룹은 4개의 계류선으로 이루어져있다. 해양공학수조의 조파기, 바람발생장치 등을 고려한 모형실험 배치를 Fig. 3에 나타내었다.

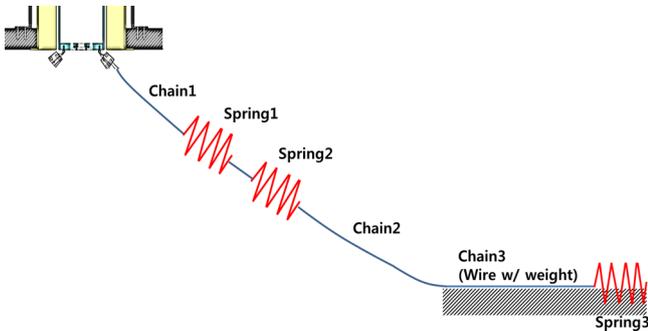
**2.2 절단계류기법**

FPSO가 설치될 해역의 수심은 400m이다. 해양공학수조의 수심은 3.2m로 모형축척비 60인 경우 해양공학수조의 수심은 192m가 되어 원 수심과 약 2배 정도 차이가 난다. 모형실험은 상사법칙에 준하여 실시되는데 이러한 경우 수심에 대한 상사를 만족시킬 수 없어 원래의 계류시스템을 사용할 수 없으므로, 원 수심에서의 운동과 수심의 차이가 나는 공학수조에서 FPSO가 동일한 운동을 하도록 하는 절단계류시스템을 사용해야한다. FPSO의 운동을 동일하게 하기위해서는 절단계류시스템이 원 계류시스템의 정적 그리고 동적 특성을 그대로 유지해야한다. 절단계류시스템은 기본적으로 다음의 조건을 고려하여 만들 수 있다.

- Compatibility for Static Load
  - Restoring Characteristics
  - Submerged Weight of Mooring Line
  - Axial Stiffness of Mooring Line
- Compatibility for Dynamics Load
  - Mass and Diameter of Mooring Line

**Table 3** Properties of truncated mooring line

	Chain1	Spring1	Spring2	Chain2	Chain3	Spring3	Total
Length [m]	1.55	1.5	0.2	3.2	10.42	1	17.87
Weight [N]	2.26	1.86	0.98	4.41	2.35	1.96	13.83
K [N/m]	6406.68	19.61	98.07	6406.68	7528.57	31.58	

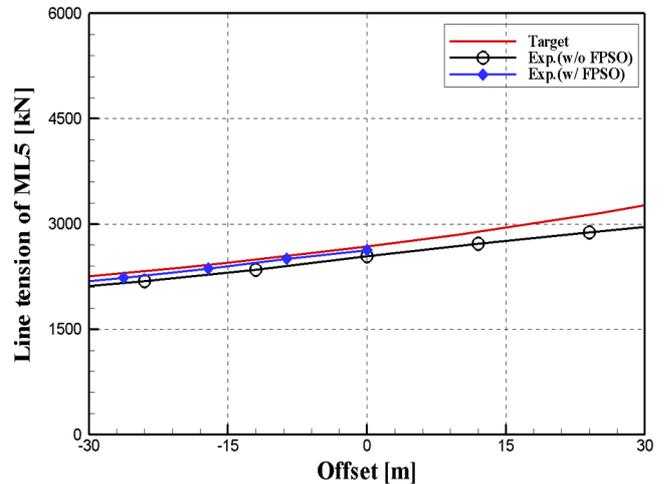


**Fig. 4** Configuration of truncated mooring line

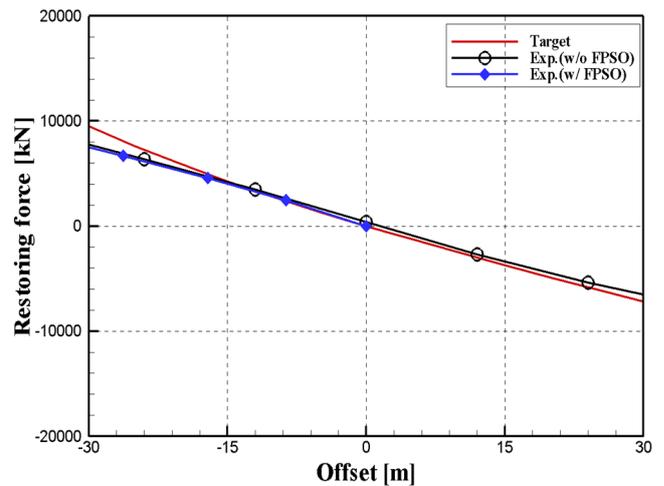
절단과정의 첫 단계는 절단계수( $\gamma$ )를 찾는 것이다. 절단계수는 원수심과 절단된 수심의 비이다(Cho et al.,2014). 절단계수를 계류선의 길이, 무게, 축강성에 적용하여 절단 계류선의 물성치와 재원을 구한다. 최종적으로 찾은 계류선 모형은 Fig. 4와 같이 체인-스프링-체인-스프링 조합이다. 체인과 스프링의 길이, 무게, 강성은 Table 3과 같다.

$$\gamma = \frac{Water\ Depth_{Trunc\ Fairlead}}{Water\ Depth_{Proto\ Fairlead}} = \frac{192}{400} = 0.48$$

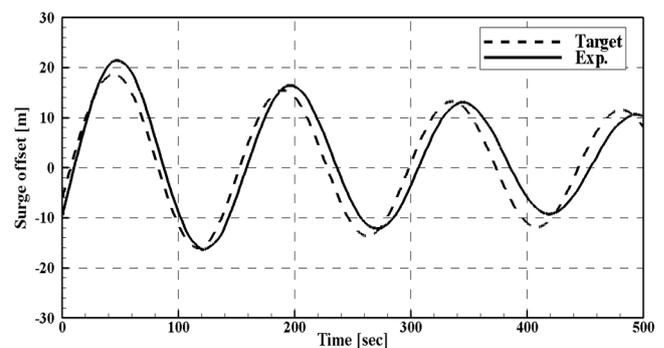
설계된 절단계류시스템의 특성을 파악하기 위하여 1 Line static test를 수행하고 해양공학수조에서 전체 절단계류시스템의 Static pull-out test를 수행하였다. 원수심 상태에서 수치해석 결과의 Offset의 변화가 30m정도인 것을 감안하여 복원력 곡선 특성을 맞추었다. 주어진 Offset에 따라 Fairlead point에서의 장력변화를 표기한 1 Line static test의 결과를 Fig. 5에 나타내었으며, 전체 계류시스템의 복원력 곡선(Restoring force curve)을 Fig. 6에 나타내었다. 계류선의 Fairlead point 부분에 작용하는 Pre-tension은 약 2,400kN이다. 각각의 계류선의 장력 변화는 정성적, 정량적으로 잘 일치하는 것을 확인 할 수 있다. 하지만 복원력 곡선의 경우 절단계수( $\gamma$ )가 작으면 기하학적 상사에 의해 만족해지는 Offset 변화에 따른 Fairlead의 상대각도가 실제와 다른 상황이 발생한다. 이러한 영향으로 장력 곡선에 비해 복원력 곡선이 Offset의 크기가 커질수록 원 수심의 복원력 차이가 발생하는 것을 확인할 수 있다. 계류시스템의 정적인 상사를 조정 한 후 자유감쇠 실험을 수행하였다. 전후동요 방향의 자유감쇠 실험 시계열 데이터를 Fig. 7에 나타내었다. 설계사에서 제공한 원 수심의 전후동요 고유주기는 145.33sec이며, 절단계류시스템을 적용하여 얻은 고유주기는 148.72sec로 약 2%에 오차를 가진다. 자유감쇠실험의 결과로 동적인 상사 역시 정성적으로 잘 일치함을 확인할 수 있다.



**Fig. 5** 1 Line tension curve



**Fig. 6** Restoring force curve



**Fig. 7** Free decay of surge

2.3 손상계류시스템

일반적인 계류선 손상은 부유체의 운동이 과도할 때 발생할 가능성이 높다. 계류선 손상 모형실험에서 정확한 운동특성과 계류선 성능을 평가하기 위해서는 계류선이 손상되는 시점에서 환경하중을 제외한 외력이 없는 상태에서 모형실험이 수행되어야 한다. 본 모형실험에서는 이러한 점을 고려하여 공기압 트리거(Trigger)를 이용한 장치를 고안하여 모형실험을 수행하였다. Fig. 8에는 공기압 트리거 장치의 계략도를, Fig. 9에는 공기압 트리거 장치의 실제 설치 모습을 나타내었다. 트리거 장치의 중량은 공기 중 23g으로, 수중에서 절단계류시스템의 계류선과 동일한 중량을 가질 수 있도록 15g의 중성부력을 적용하였다. 손상계류 장치 설치 후 Static pull out 실험을 수행하여 복원력 곡선에 변화가 없음을 확인하였다.

손상계류장치는 환경외력에 대한 응답이 가장 큰 1번 계류선에 설치하였다. 또한 계류선이 손상되지 않았을 경우 불규칙파 및 복합환경 조건 실험을 통하여, 전후동요와 계류선의 장력이 최대가 되는 지점을 계측하여 계류선 손상 시점을 정하였다. 계류선의 손상은 대부분 Fairlead 위치 및 커넥터(Connector)에서

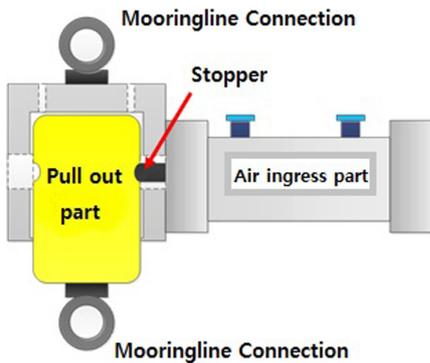


Fig. 8 Configuration of trigger for breaking mooring line

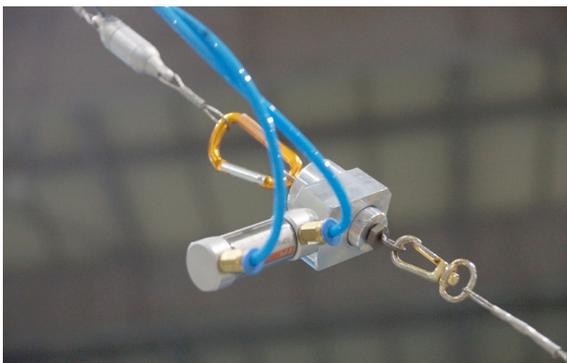


Fig. 9 Photo of trigger for breaking mooring line

Table 4 Environmental condition

Remark	Wave(JONSWAP, $\gamma = 3.3$ )			Wind		Current	
	Hs [m]	Tp [s]	Dir [deg]	V [m/s]	dir [deg]	V [m/s]	dir [deg]
Collinear	15.2	17.2	180	44.39	180	1	180
Non-Col	15.2	17.2	210	44.39	300	1	180

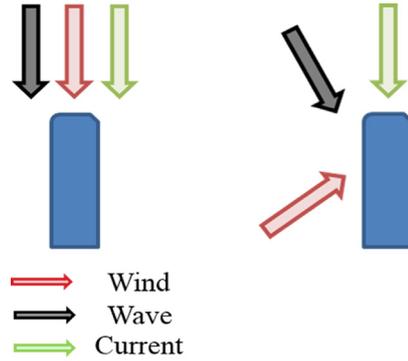


Fig. 10 Direction of wave, wind and current

발생한다(Morandini and Legerstee, 2009). 모형실험에서 계류선 손상위치는 Fairlead 위치에서 9m 떨어진 지점으로 Fairlead에 최대한 근접한 위치에 손상계류 장치를 설치하였다.

2.4 환경조건

모형시험에 사용된 환경 조건은 불규칙파 조건과 파도, 바람, 조류가 함께 있는 복합환경 조건으로 구성하였다. 복합환경은 환경외력의 방향이 각기 다른 방향(파도 : 210deg, 바람 : 300deg, 조류 : 180deg)에서 입사되는 Non-collinear 조건과 환경외력의 방향이 180deg로 동일한 Collinear 조건으로 구성하였다. 환경외력의 입사방향을 Fig. 10, 환경조건을 Table 4에 나타내었다.

불규칙파는 JONSWAP 스펙트럼( $\gamma=3.3$ )을 사용하였다. 불규칙파는 실선 기준 3시간 10분으로 생성하였으며 파도의 발달을 고려하여 파도 생성 후 실선 기준 10분 후 데이터 계측을 수행하였다. 모형시험은 모든 계류선이 온전한 Intact조건, 하나의 계류선을 손상시킨 상태의 1 Line broken 조건 그리고 최대 밀림 발생지점에서 계류선을 손상시킨 Transient 조건으로 구성하였다.

3. 모형실험 결과

3.1 Results of intact test

FPSO의 거동 및 계류선 장력 변화를 평가하기 위해 복합환경 실험을 수행하였다. 선수동요에 대한 통계해석 결과와 각각의 계류선 장력의 평균 값을 Collinear 조건과 Non-collinear 조건으로 비교하여 Fig. 11, 12에 나타내었다. 터렛의 특징 중 하나는 주된 환경외력 방향으로 선수각이 회전(Weathervane)하는 것이다.

Weathervane 특성을 파악하기 위한 실험적, 수치적 연구가 이루어지고 있다. 장주기 표류력과 조류(Current)에서 발생할

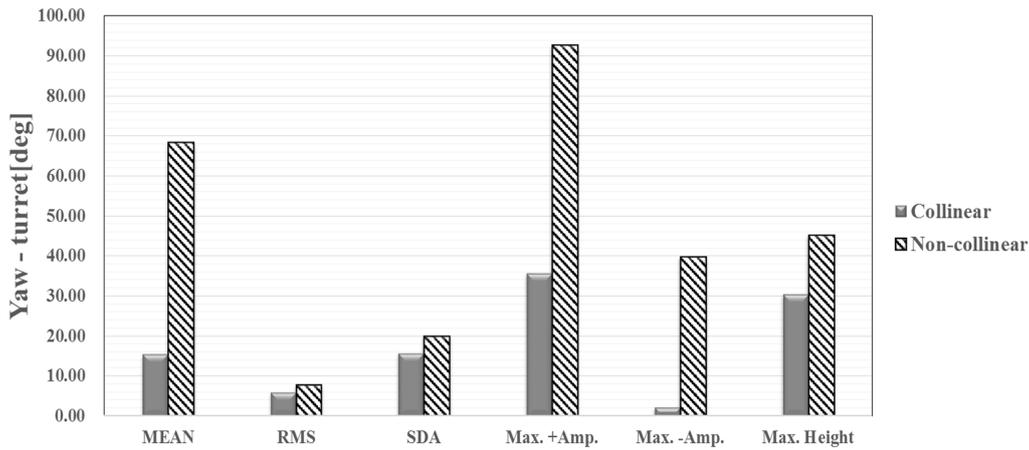


Fig. 11 Comparison of yaw motion at environmental condition

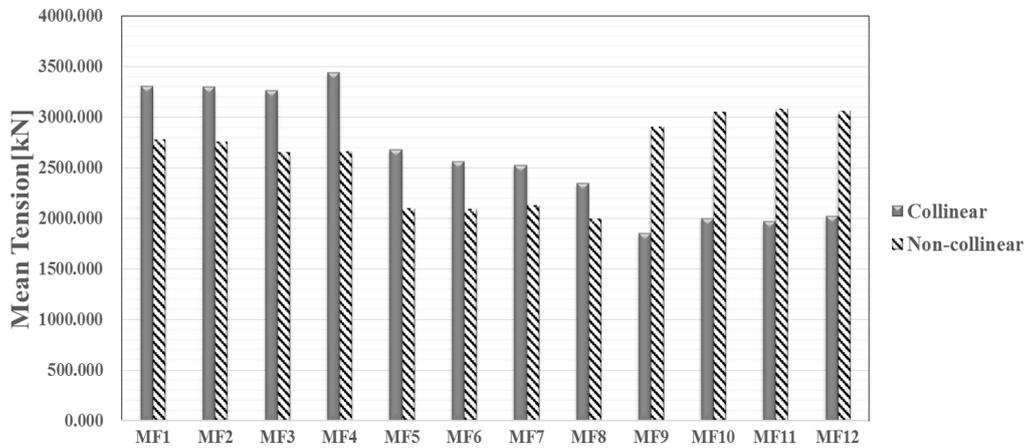


Fig. 12 Comparison of mean tension at environmental condition

수 있는 Weathervane 안정성에 대한 연구가 수행되었으며 (Bernitsas and Papoulias, 1986) 파주기에 따라 발생하는 과대 선수동요를 부유체에 작용하는 표류력과 모멘트의 평형으로 설명하였다(Liu et al., 1999). 터렛의 위치 변화에 따른 규칙파에서 FPSO 거동 특성을 실험을 통해 고찰하였으며(Kannah and Natarajan, 2006), 터렛 위치와 파도 주기에 따른 과대 선수동요에 대한 수치해석을 수행하여 과대 선수동요 발생 주기를 확인하였다(Yadav et al., 2007).

Collinear 조건 실험 결과 평균 선수동요 값은 15.45deg이며 평균 전후동요(Surge) 값은 -17.12m이다. 환경외력의 방향이 선수방향으로 동일하기 때문에 선수그룹인 계류선 1~4번의 평균 장력이 다른 선미 좌, 우 그룹의 평균 값보다 큰 것을 확인할 수 있다. Non-collinear 조건 실험 결과 환경외력이 각기 다른 방향에서 입사되기 때문에 평균 선수동요 값이 68.37deg로 증가하는 것을 확인할 수 있다. 평균장력의 경우 조류와 바람의 입사각에 의한 영향으로 Collinear 조건과는 다르게 9~12번 계류선의 평균 장력이 선수그룹에 위치한 1~4번 계류선의 평균 장력 값보다 증가했음을 확인할 수 있다. Non-collinear 조건에서 평균 선수동요 값이 68.37deg로 나타난 것은 바람(입사각 300deg, 풍속 44.39m/s)의 일정한 하중의 영향이 큰

것으로 판단된다. Collinear 조건에서 계류선에 작용하는 최대 장력은 5,198kN이며 Non-collinear 조건에서의 최대장력은 4,868kN으로 안전율(Safety factor, Intact=1.67)을 고려할 시 8,680kN으로 최대 항복응력인 12,496kN 보다 작은 것을 확인할 수 있다.

모형시험 결과를 살펴보면 Collinear 조건에서 선수동요가 zero mean을 가지지 않는 것을 확인할 수 있다. 이는 Wind의 Projection area의 좌우 대칭이 성립하지 않는 구조에 의한 영향과 상대적으로 짧은 터렛 위치로 인한 모멘트 팔의 길이의 감소로 기인한 선수동요 안정성의 감소로 나타나는 현상을 나타낸다.

### 3.2 Results of 1 line broken test

계류선 손상 후 계류시스템의 거동특성을 정량적으로 분석하기 위하여 Intact 조건과 1 Line broken 조건에서 복합환경 모형실험을 수행하였다. 손상계류선은 수치해석 및 Intact 조건의 모형실험 결과에서 가장 큰 장력변화를 보인 1번 계류선으로 정하였다. 정량적인 분석을 위하여 Fig. 13~14에 전후동요와 좌우동요의 응답을 이용하여 터렛의 이동거리를 계산하여 비교하였다. 계류선이 손상되었을 때 Collinear조건의 경우 평균 밀립

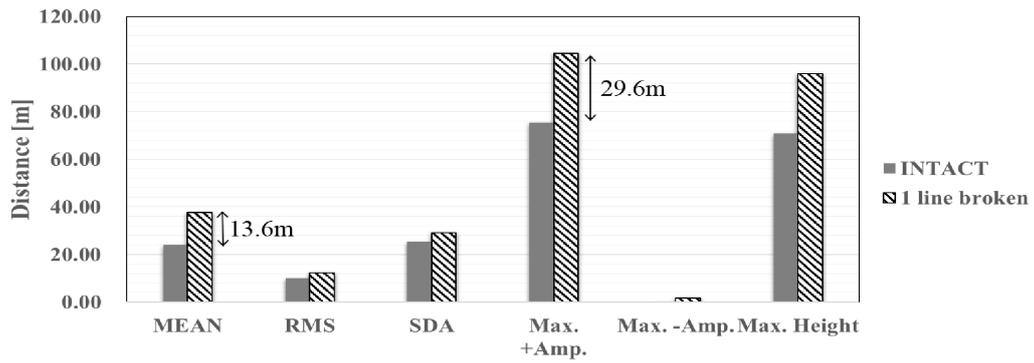


Fig. 13 Comparison of distance in collinear condition

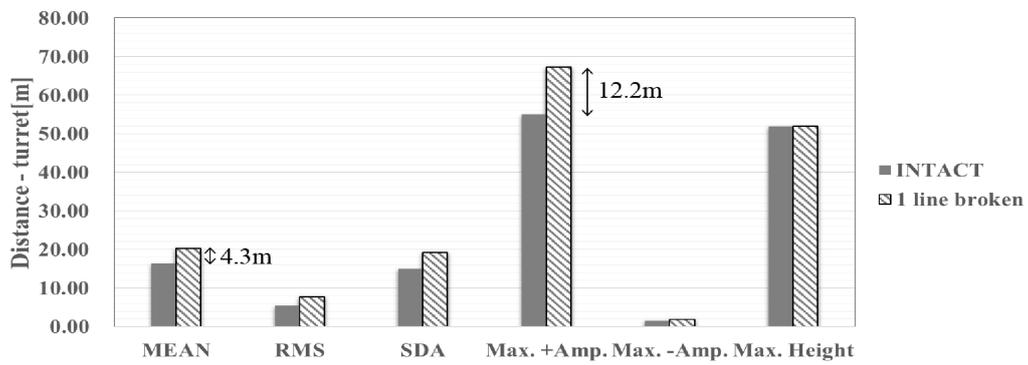


Fig. 14 Comparison of distance in non-collinear condition

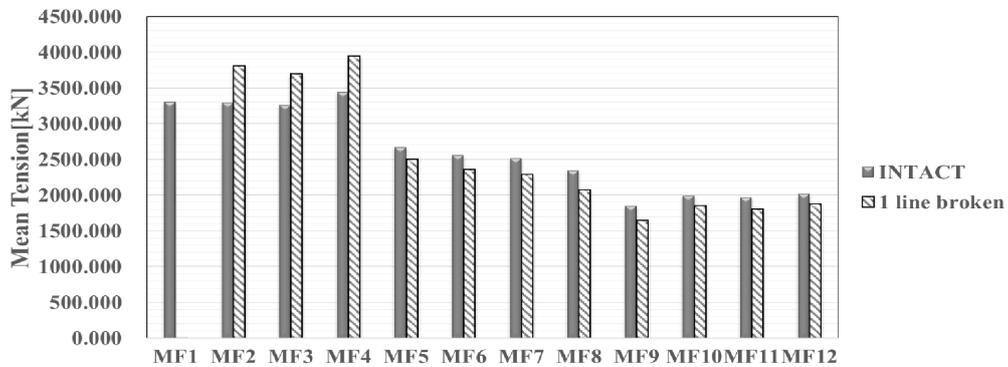


Fig. 15 Comparison of mean tension in collinear condition

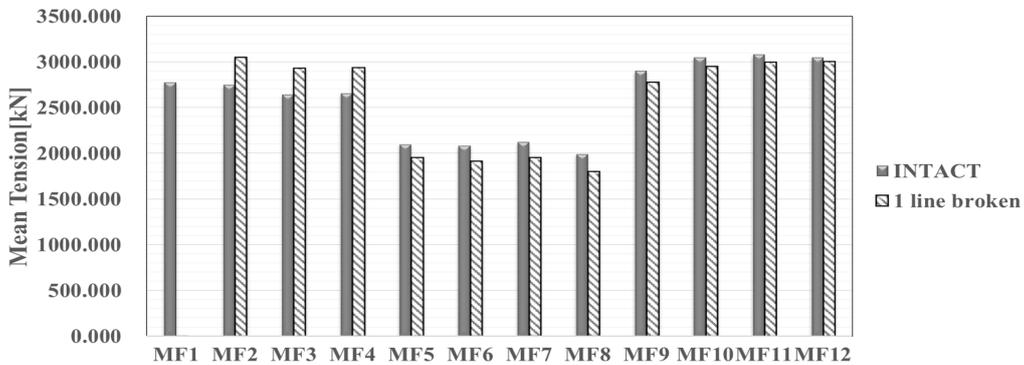


Fig. 16 Comparison of mean tension in non-collinear condition

**Table 5** Comparison of statistical analysis between intact and 1 line broken case(wave frequency component)

Surge [m]		Mean Value	Ratio of change [%]	Aver. Height	Ratio of change [%]	Sig. Height	Ratio of change [%]	Max. Height	Ratio of change [%]
Collinear	INTACT	0.003	0.00	8.488	-2.51	13.351	-2.83	30.884	0.82
	1 Line broken	0.003		8.280		12.983		31.140	
Non-collinear	INTACT	-0.002	33.33	8.508	0.63	13.746	1.35	27.124	-6.71
	1 Line broken	-0.003		8.562		13.934		25.418	

**Table 6** Comparison of statistical analysis between intact and 1 line broken case(wave drift component)

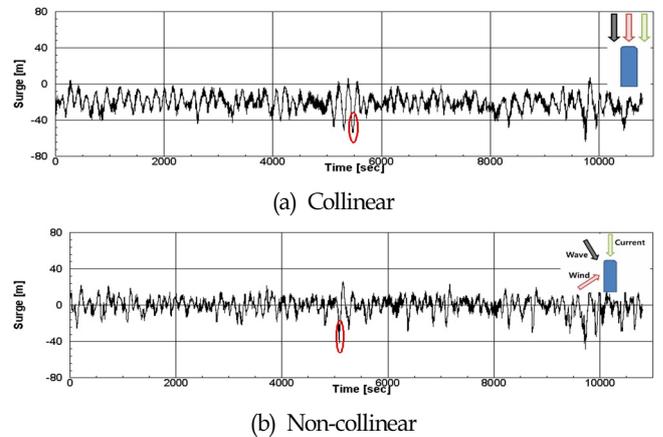
Surge [m]		Mean Value	Ratio of change [%]	Aver. Height	Ratio of change [%]	Sig. Height	Ratio of change [%]	Max. Height	Ratio of change [%]
Collinear	INTACT	-21.550	44.70	19.295	8.70	30.256	18.44	46.372	28.10
	1 Line broken	-38.966		21.134		37.098		64.499	
Non-collinear	INTACT	-0.969	91.66	20.778	11.35	35.179	13.29	49.601	9.50
	1 Line broken	-11.625		23.437		40.569		54.807	

이 13.6m, 최대 밀림이 29.6m 증가하는 것을 확인할 수 있다. Non-collinear 조건의 경우에는 평균 밀림이 4.3m, 최대 밀림이 12.2m로 collinear 조건보다 작은 변화를 가져오는 것을 확인할 수 있다. 이는 환경외력이 Non-collinear 조건에서는 분산되어 입사되는 영향으로 보인다.

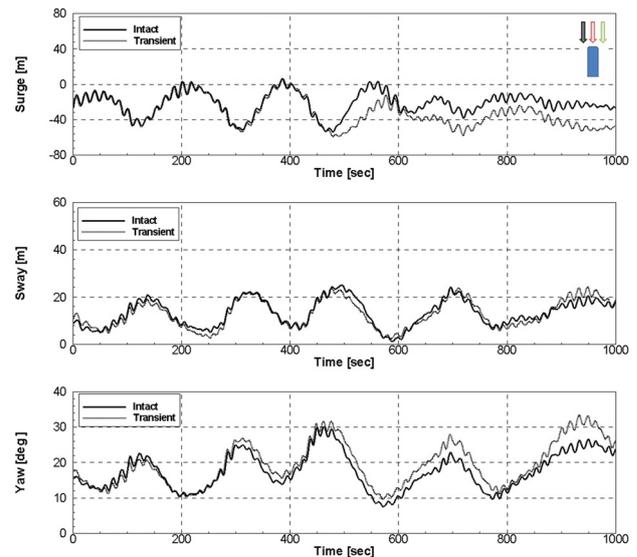
Intact 조건과 1 Line broken 조건에서 평균 장력을 Fig. 15~16에 나타내었다. 앞선 밀림의 결과와 마찬가지로 Collinear 조건의 변화가 Non-collinear 조건의 변화보다 큰 것을 확인할 수 있다. Collinear의 경우 선수방향 계류선 평균 장력이 500kN 정도 증가함을 확인할 수 있으며 Non-collinear 조건의 경우 300kN 정도의 증가함을 확인할 수 있다. 1 Line broken 조건에서 계류선에 작용하는 최대장력은 6,667kN(Collinear), 5,205kN(Non-collinear)로 Collinear 조건의 경우 약 1500kN, Non-collinear 조건의 경우 약 300kN의 증가를 보인다. 계류선이 손상된 상태에서 파주파수 성분에 의한 FPSO의 거동과 저주파수 운동의 변화를 비교해보기 위하여 모형실험의 시계열을 FFT분석하였다. Bandpass filter를 사용하여 파주파수 성분(0.03~2Hz)만을 비교하여 Table 5에 나타내었고, 저주파수 영역(0~0.03Hz)만을 비교하여 Table 6에 나타내었다. 파주파수 성분만을 고려한 해석 결과 Collinear 조건에서는 Intact과, 1 Line broken의 평균 전후동요 밀림은 약 7% 정도의 차이를 보이며, 저주파수 성분만을 고려하였을 때는 약 44%의 차이를 보인다. 이는 계류선의 손상이 저주파수 운동에 영향을 주는 것으로 판단된다.

**3.3 Transient test result**

환경응답 중 계류선 손상 시 운동응답 및 거동 특성을 살펴 보기 위해 Transient 조건의 모형실험을 수행하였다. 비 손상 계류된 FPSO의 모형실험(Intact)을 통하여 FPSO의 전후동요가 가장 큰 시점을 측정하고, 손상계류장치를 사용하여 동일한 시점에서 계류선을 절단하였다. 계류선 손상 시점을 Fig. 17에 나타내었다. 일반적으로 불규칙파는 실선 기준 3시간을 생성하여 모형실험을 수행한다. 하지만 계류선이 손상되는 시점과 과도한 운동응답이 나타나는 시점은 순간적이므로 전체 시계열을 나타내지 않고 계류선



**Fig. 17** Time series of surge in Intact case



**Fig. 18** Transient test of broken mooring line(motion, collinear)

이 손상되는 시점을 확대하여 표시하였다(Fig. 18~21). Fig. 18과 19에 Collinear 조건에서 Transient 조건과 Intact 조건의 시계열

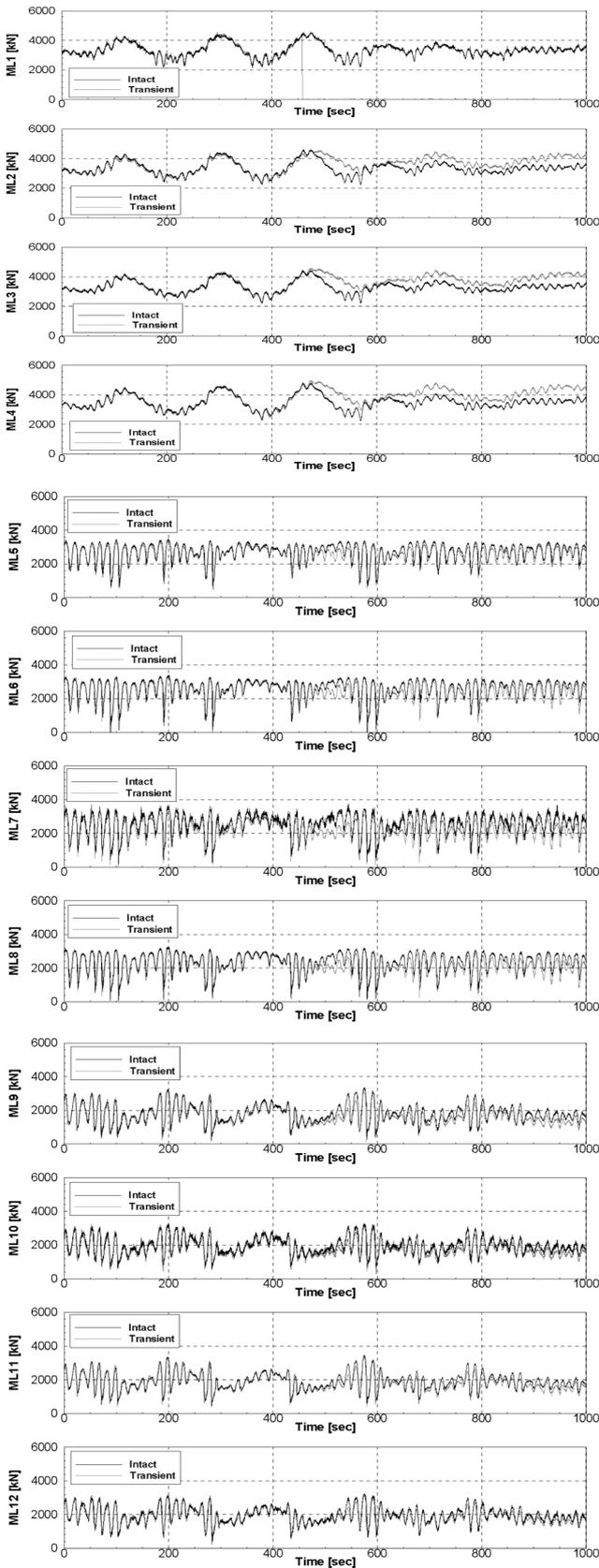


Fig. 19 Transient test of broken mooring line(mooring line tension, collinear)

비교 그래프를 나타내었다. Collinear 조건에서 Transient 실험 결과 계류선 손상 후 선미 쪽으로의 밀림과 선수 쪽 계류선의 장력 증가를 관찰할 수 있다. 하지만 다른 두 그룹의 계류선 장력 변화는 적은 것으로 보인다. Fig. 20와 21에 Non-collinear 조건에서 Transient 조건과 Intact 조건의 시계열 비교 그래프를 나타내었다. Non-collinear 조건에서 Transient 실험 결과 Collinear 조건 보다 작은 밀림과 장력 변화를 관찰할 수 있다. 이는 앞서 말한 이유와 같이 환경외력의 입사각이 서로 다르기 때문으로 볼 수 있다.

Table 7 Mean tension of mooring line(collinear)

	Intact	1 Line broken	Transient	% <sup>1</sup>	% <sup>2</sup>
MF1 [kN]	3269.240				
MF2 [kN]	3262.040	3763.390	3733.850	15	14
MF3 [kN]	3222.100	3656.390	3727.870	13	15
MF4 [kN]	3396.730	3897.780	3960.920	14	16

\*%<sup>1</sup> is percent about comparison between intact and 1 line broken.  
 \*%<sup>2</sup> is percent about comparison between intact and transient.

Table 8 Mean tension of mooring line(non-col)

	Intact	1 Line broken	Transient	% <sup>1</sup>	% <sup>2</sup>
MF1 [kN]	2737.070				
MF2 [kN]	2714.040	2989.080	2992.880	10	10
MF3 [kN]	2608.090	2878.950	2911.610	10	11
MF4 [kN]	2612.810	2881.910	2909.870	10	11

\*%<sup>1</sup> is percent about comparison between origin and 1 line broken.  
 \*%<sup>2</sup> is percent about comparison between origin and transient.

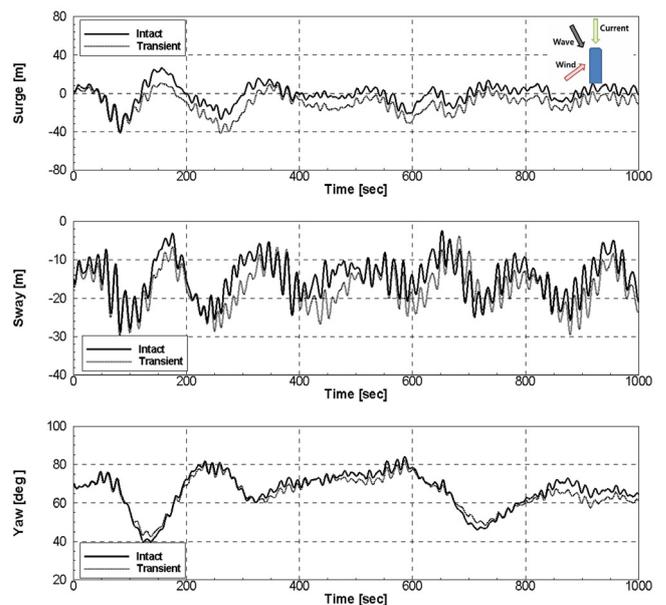


Fig. 20 Transient test of broken mooring line(motion, non-collinear)

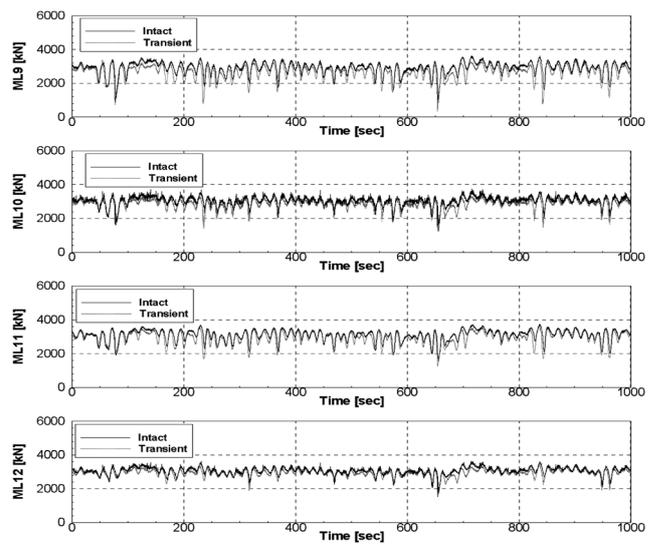
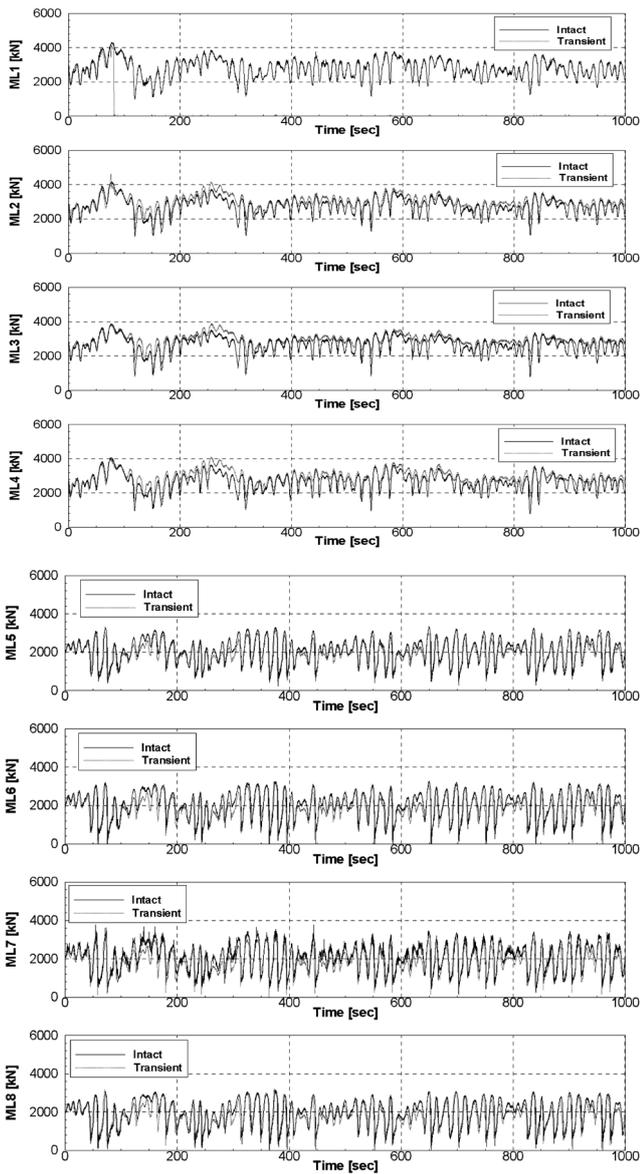


Fig. 21 Transient test of broken mooring line(mooring line tension, non-collinear)

Intact, 1 Line broken, Transient 조건에서 평균장력의 변화를 Table 7과 8에 나타내었다. Collinear 조건의 경우 3가지 조건의 것을 확인할 수 있다. 이는 환경외력의 입사각들이 같은 경우 장력변화는 15% 정도, Non-collinear 조건의 경우 10% 정도인 계류선 손상 시 큰 계류선장력 변화를 야기할 수 있다. 계류선 손상 시 장력 변화가 큰 Collinear 조건에서 Intact, 1 Line broken 그리고 Transient 상태에 계류선에 작용하는 최대장력을 Fig. 22에 나타내었다. 계류선에 작용하는 최대 장력은 6,870kN으로 손상상태의 안전율(Safety factor, damaged=1.25)을 고려할 때 작용하는 장력은 8,587kN으로 계류선의 MBL인 12,496kN 이하로 안전함을 알 수 있다.

#### 4. 결 론

본 논문에서는 터렛 계류된 100만 배럴급 FPSO의 운동 및 계

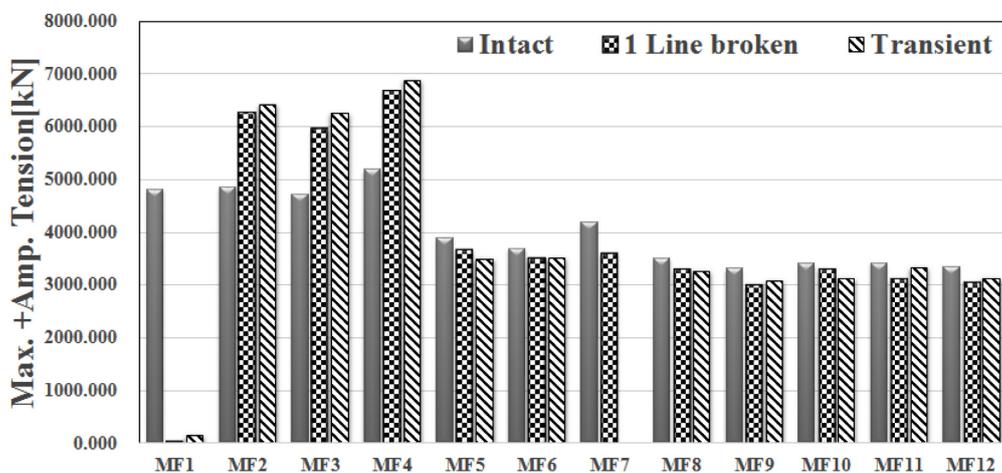


Fig. 22 Comparison of maximum plus amplitude tension in each case

류선 손상 모형실험을 수행하였다.

(1) 절단계류기법을 사용하여 등가의 계류시스템을 설계하고, 트리거 장치를 사용한 계류선 손상을 모형실험적인 방법으로 접근하였다.

(2) 복합환경에서 모형실험을 수행하여 FPSO의 운동 및 계류 시스템 특성과 손상 계류시 거동 및 계류시스템의 특성을 계측하였다.

(3) 계류선 손상 시 수평면 운동의 변화와 선수방향 계류선의 장력변화를 확인하였다.

(4) 환경외력에 의한 FPSO의 동적 거동 중 계류선을 손상 실험을 수행하여 순간적으로 과도한 운동응답이 발생하는 것을 확인할 수 있었다.

추가적인 연구로 거동 중인 FPSO의 계류선 손상 시점을 달리하여 거동특성을 파악하고 수치해석과의 검증과정이 필요하며 피로해석을 통한 계류수명 평가역시 수행되어야 할 것으로 판단된다.

## 후 기

본 연구는 산업통상자원부의 산업융합원천기술개발사업 “설계 유의과고 15m 해역의 Oil & Gas 생산을 위한 100만 배럴급 FPSO용 Turret system 설계 기술 개발(3차년도)”과 해양수산부의 해양장비개발 및 인프라구축사업 “심해공학수조 운용을 위한 연구인프라 구축 및 심해플랜트 Pre-FEED 원천핵심기술개발”의 결과 중 일부를 밝힌다.

## References

- Bernitsas, M.M., Papoulias, F.A., 1986. Stability of Single Point Mooring Systems. *Applied Ocean Research*, 8(1), 49-58.
- Cho, S.K., Sung, H.G., Hong S.Y., Kim Y.H., Choi, H.S., 2013. Study of the Stability of Turret moored Floating Body. *Proceedings of International Ship Stability Workshop, Brest, ISSW*, 892-898.
- Cho, S.K., Hong, J.P., Sung, H.G., Kim, Y.H., Kim, B.W., Kim, D.W., Seo, J.H., 2014. Model Test of Turret Moored FPSO: Truncation of Mooring. *Proceeding of KAOSTS, Busan KOREA*, 1978-1981.
- Han, J.S., Son, Y.J., Rho, J.B., Choi, H.S., 2011. The Transient Behavior of Mooring Systems in Line-Broken Condition. *Proceedings of International Offshore and Polar Engineering Conference*.
- annah, T.R., Natarajan, R., 2006. Effect of Turret Location on the Dynamic Behaviour of an Internal Turret Moored FPSO System. *Journal of Naval Architecture and Marine Engineering*, 3, 23-37.
- Kim, B.W., Sung, H.G., Hong, S.A., Hong, S.W., 2014. Dynamic Coupled Analysis of FSRU with Broken Mooring Line. *Proceedings of International Offshore and Polar Engineering Conference*.
- Kurian, V.J., Yassir, M.A., Harahap, I.S.H., 2012. Dynamic Response of Semisubmersibles with Damaged Mooring Lines. *Proceedings of International Offshore and Polar Engineering Conference*.
- Liu, F., Brown, D.T., Fang, J., 1999. Yawing of Turret-Moored Monohull Vessels in Response to Regular Waves. *Journal of Ship Research*, 43(3), 135-142.
- Majhi, S., Granherne, R.D., 2013. Application of Lessons Learned From Field Experience to Design, Installation and Maintenance of FPS Moorings - *Proceeding of Offshore Technology Conference, Texas, USA, OTC 24181*
- Morandini, C., Legerstee, F., 2009. Consistent Integrity of Mooring System, *Proceedings of International Offshore and Polar Engineering Conference*.
- Yadav, A., Varghese, S., Thiagarajan, K.P., 2007. Parametric study of yaw instability of a weathervaning platform. *16th Australasian Fluid Mechanics Conference, 2007*, 1012-1015.

# 심해저용 전기 저항 용접 소구경 송유관 소재의 온도 및 변형률 속도에 따른 유동 응력 특성

김영훈\* · 박성주\*\* · 윤성원\*\* · 정준모\*\*

\*경남대학교 조선해양IT공학과

\*\*인하대학교 조선해양공학과

## Flow Stress Properties of Electric Resistance Welded Small-Sized Subsea Pipeline Subjected to Temperature and Strain Rate Variations

Younghun Kim\*, Sung-Ju Park\*\*, Sung-Won Yoon\*\*, and Joonmo Choung\*\*

\*Department of Naval Architecture, Ocean & IT Engineering, Kyungnam University, Changwon, Korea

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

**KEY WORDS:** Flow stress 유동 응력, High speed tensile test 고속 인장 실험, Base material 모재, Weld material 용접재, Strain rate 변형률 속도

**ABSTRACT:** A subsea pipeline for oil/gas transportation or gas injection is subjected to extreme variations in internal pressure and temperature, which can involve a strain rate effect on the pipeline material. This paper describes the flow stress characteristics of a pipeline material called API 5L X52N PSL2, using an experimental approach. High-speed tensile tests were carried out for two metal samples taken from the base and weld parts. The target temperature was 100°C, but two other temperature levels of -20°C and 0°C were taken into account. Three strain rates were also considered for each temperature level: quasi static, 1/s, and 10/s. Flow stress data were proposed for each temperature level according to these strain rates. The dynamic hardening behaviors of the base and weld metals appeared to be nonlinear on the log-scale strain rate axis. A very high material constant value was required for the Cowper-Symonds constitutive equation to support the experimental results.

### 1. 서 론

최근 셰일 가스의 대량 생산으로 인하여 저유가 시대를 맞이 하긴 했지만, 인도, 아프리카 등의 국가 인구는 지속적으로 증가하고 있으며, 이러한 저유가 사태는 단기 또는 중기적인 관점에서 종료되리라 예측된다. 특히 중국, 인도 등과 같은 신흥 개발 도상국의 에너지 수요는 꾸준히 증가할 것으로 예측된다. 육전(Onshore reservoir)에 매장된 석유/가스 자원은 향후 수십 년 내에 고갈되고, 유가의 상승에 따라 해양(특히 심해저)에 매장된 석유/가스 자원의 개발이 본격화 될 전망이다.

해저 송유관(Pipeline)은 대표적인 바다(Offshore)에서 생산된 석유/가스를 이송하는 장비로서, 다양한 해저 환경 하중 하에서 사용 가능한 송유관의 구조적 안전성은 경제적, 환경적으로 매우 중요하다. 또한 송유관 내부의 생산 유체 이송 중에 발생

가능한 압력 구배 및 온도 구배로 인하여 파손이 발생할 수 있으며, 어망 하중(Snag load), 낙하체 충돌(Dropped object)과 같은 사고 하중에 노출될 수 있다. 이러한 송유관 안전 사고를 최소화 하기 위해서는 송유관 소재의 기계적 특성을 정확하게 파악하는 것이 매우 중요하다. 송유관에 가해지는 대부분의 압력의 변동성을 비롯하여 어망 하중, 낙하체 충격 하중과 같은 고속 변형 상황에서 소재의 고속 인장 물성치를 확보해야 한다. 즉, 신뢰성 높은 송유관 설계를 위하여 다양한 변형률 속도에 대한 고려가 필요하다.

Choi and Do(2006)는 수계산과 유한 요소 해석을 통하여 PIP(pipe-in-pipe)의 열팽창 해석을 수행한바 있다. 또한 Choi et al.(2008)은 해저 송유관의 열팽창 거동에 대한 기존 연구 또는 현장 적용 사례를 소개하였다. Yang et al.(2010)은 심해저 송유관의 해저면 마찰 등을 종합적으로 고려하여 열팽창으로

Received 23 March 2015, revised 28 May 2015, accepted 22 June 2015

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

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2014 in Busan.

인한 좌굴에 대한 연구를 수행하였다. Park and Yoon(2013)은 다양한 루프(Loop)를 가지는 송유관의 구조 해석을 통하여 열 변형 흡수에 가장 적합한 루프를 제시하기도 하였다. 그러나 대부분의 국내 연구는 송유관의 열변형 해석 또는 이로 인한 좌굴 강도 등에 초점을 맞추어 왔다.

HSE(2001)는 BS[영국 산업 표준(British Standard), 1990] 강재를 대상으로 10/s 이내의 변형률 속도에 대해 온도 및 변형률 속도 의존성 실험을 수행한 바 있다. Watanabe and Ishikawa(2009)는 알루미늄 합금 소재에 대한 고온 실험으로부터 변형률 속도의 증가보다는 온도 변화가 유동 응력에 미치는 영향이 크다고 제시하였다. Ahmad et al.(2014)은 알루미늄 합금에 대하여 -30℃부터 250℃ 사이 온도에서 인장 실험을 수행하였으며, 온도 변화에 따른 항복 응력의 변화를 제시하였다. Fazzini and Otegui(2007)는 API 5L X46 파이프의 모재부와 전기 저항 용접 용접(ERW, electric resistance welding)부에 대하여 균열 성장률(Crack growth rate)를 제시하였다. Choung et al.(2011)과 Choung et al.(2013)는 다양한 강재를 대상으로 저온, 상온, 고온에서 다양한 변형률 속도에 대한 동적 인장 실험을 수행하여 강재의 동적 경화 특성을 제시하였다.

본 연구에서는 심해에서 사용될 용접 소구경 송유관 소재에 대한 실험적인 연구를 소개한다. 소구경 송유관 소재는 ERW로 제작되었으며, 따라서 모재부와 용접부에 대한 유동 응력 특성이 주요 연구 결과물이다. 실험 온도는 3단계로 나뉘어 졌으며, 각각 저온(-20℃), 상온(0℃), 고온(100℃)였다. 또한 각 온도에서 3가지 변형률 속도(준정적, 1/s, 10/s)별로 실험이 진행되었다. 실험 결과로서 두가지 변수(온도 및 변형률 속도)에 따른 항복 강도 및 인장 강도의 변동성이 제시될 것이다.

## 2. 고속 인장 실험

### 2.1 시편 설계 및 가공

시편 제작에 사용된 소구경 송유관 강종은 ERW로 제작된 API 5L X52N PSL2이다. 본 강재는 공칭 항복 강도 522 ksi (360MPa) 이상, 인장 강도 460MPa 이상을 가진다. 또한 파괴 인성을 보장하기 위하여 PSL2(product specification level 2)의 화학 조성을 가진다(Table 1 참조).

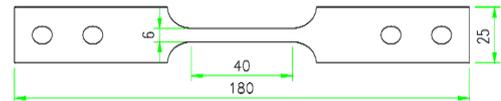
Fig. 1에 나타낸 바와 같이 본 논문에 사용된 송유관 치수는 각각 두께 8.2mm, 외경 219.1mm이다. 송유관으로부터 고속 인장 시편을 제작하기 위해서, Choung et al.(2015)이 제시한 판상형 시편 치수를 적용하였다(Fig. 2 (a) 참조). 실험에 사용된 시편의 두께는 모두 3mm였다(Fig. 2 (a) 참조). Fig. 2 (b)에서 보는바와 같이, 시편은 송유관의 길이 방향으로 가공되었으며, 송유관의 두께 중심에서 1개의 시편이 가공되었다. 따라서 한 개의 송유관으로부터 원주 방향으로 다수의 시편을 제작되었다.

**Table 1** Chemical composition of APL 5L X52N PSL2 (unit: %)

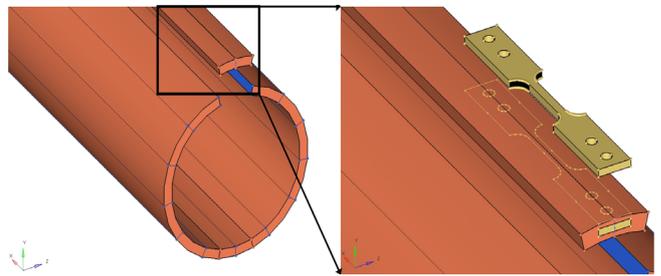
C	Cu	Si	Mn	P	S	V	Nb	Ti
0.055	0.03	0.19	0.975	0.011	0.004	0.003	0.018	0.003



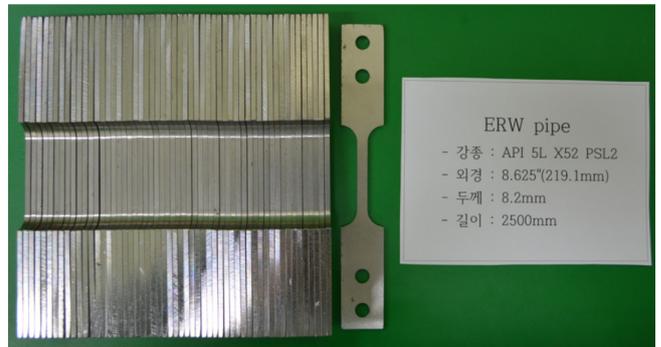
**Fig. 1** Photo of pipeline pieces



(a) Design of flat specimen



(b) Machining process of a flat specimen



(c) Photo of flat specimens

**Fig. 2** Specimen design, machining, and photo

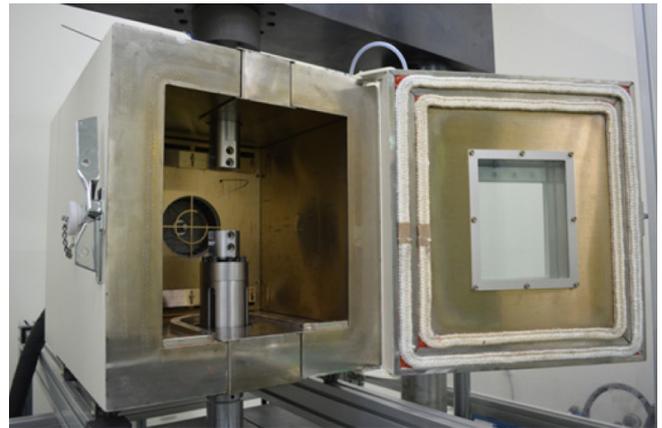
원주 방향으로서는 얻어진 시편의 대부분은 모재부이며, 원주 방향으로 단 1개의 시편 만이 용접부였다. Fig. 2 (c)는 가공 후 시편의 형상을 나타낸다.

### 2.2 실험 장비

고속 인장(압축) 실험을 위해서는 중량물 낙하 충격 실험기,

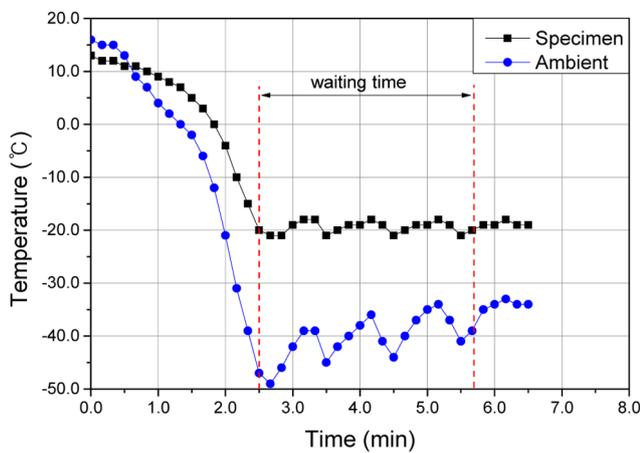


(a) Photo of HSTM

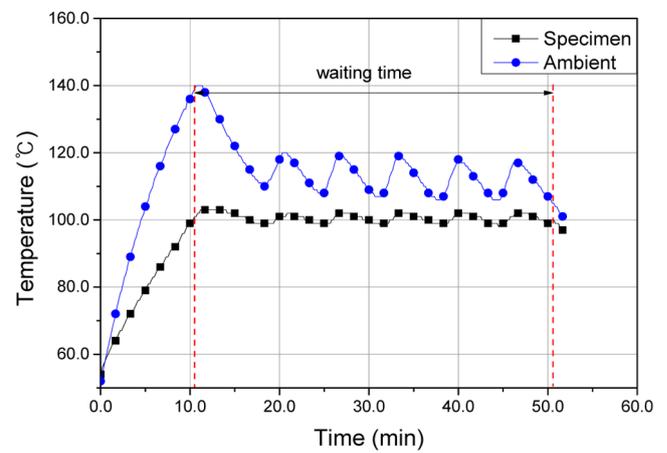


(b) Chamber for temperature elevation (or reduction)

Fig. 3 HSTM with chamber



(a) Low temperature test



(b) High temperature test

Fig. 4 Chamber performance tests

진자 충격 실험기(Cam plastometer) 등과 같은 기계식 실험기가 사용될 수 있으며, UTM과 같이 유압(또는 공압)을 이용하는 유압식이 있을 수 있다. 고속 인장 실험 방법에 대한 규격이 아직 확립되지는 않았지만, 최근 Lim et al.(2004), Othman et al.(2009), Shim and Mohr(2009), Wu et al.(2012)과 같은 연구자들은 중변형률 속도 실험을 위하여 유압식 고속 인장 실험기를 사용하는 추세이다. 또한 ASM(2000)에 의하면, 100/s 이하의 중변형률 속도에서는 유압식 고속 인장 실험기가 사용될 수 있는 것으로 알려져 있다. 본 논문에서는 다양한 변형률 속도에 따른 유동 응력을 얻기 위하여 인하대학교가 보유하고 있는 유압식 고속 인장 실험기(HSTM, high speed tensile test machine)가 사용되었다(Fig. 3 (a) 참조). HSTM의 최대 스트로크 속도는 10m/s, 최대 기록 속도는 600,000Hz이다. HSTM의 용량은 10톤이지만, 고속 인장 중에 10cm이상 등속도를 유지할 수 있는 하중은 대략 2-3톤 내외로 추정된다.

Fig. 3 (b)는 HSTM에 장착 가능한 챔버 사진을 나타낸다. 챔버 내부 온도(Ambient temperature) 및 시편 온도(Specimen temperature)를 측정할 수 있는 온도 센서(Thermo couple)가

두 개 장착되어 있다. Fig. 4 (a)와 (b)는 각각 저온(-20°C)과 고온(100°C)에서 측정된 챔버 내부 온도와 시편 온도를 나타낸다. 챔버 내부 온도가 시편 온도보다 큰 변동폭을 보이고 있으며, 목표 온도보다 더 낮거나 높은 온도가 요구됨을 확인할 수 있다. 시편 온도가 -20°C와 100°C에 도달하는데 각각 대략 3분 및 10여분의 온도 하강 또는 상승 시간이 필요하며, 이후 온도는 제어기에 의하여 냉각-중지 또는 가열-중지를 반복하면서 목표 온도를 유지하는 것을 볼 수 있다. 온도 제어기는 ±2°C의 편차를 가지고 온도를 제어할 수 있다. 저온의 경우 액화 질소의 분사량에 따라 냉각 속도가 변동적이며, 챔버 내부의 시편의 인장을 영상 촬영하기 위한 시인성 확보가 가능한 수준에서 액화 질소 밸브 개폐도를 조절한다. 고온은 챔버 내부에 전기로를 이용하여 온도를 상승시킨다.

고속 인장 실험에서는 신률계(Extensometer)의 사용이 현실적으로 불가능하기 때문에, 고속 인장을 촬영하고 이를 분석할 수 있는 장비가 필요하다. 본 논문에서는 초당 10만장 이상의 촬영이 가능한 고속 카메라 시스템 및 영상을 분석하여 신률을 측정할 수 있는 영상 분석 시스템을 이용하였다.

2.3 실험 조건

유전으로부터 생산된 유체는 고온이며, 송유관은 고온 유체를 이송하는 역할을 수행한다. 따라서 이러한 실제 조건을 반영하여 실험 조건을 설정할 필요가 있다. Yang et al.(2010)은 가스 주입 배관(Gas injection pipeline)의 운용 온도를 90℃로 가정한다. 또한 Chrsiansen(2011)은 13인치 송유관 내부 유체의 온도를 70℃로 가정하여 송유관 열전도 해석을 수행한다. 생산 유체의 온도는 해석에 따라 상이하긴 하지만, 최대 100℃ 수준을 가정하는 것이 타당하다고 본 논문에서는 결정하였다. 즉 최대 실험 온도를 100℃로 결정하였다.

또한 상온과 저온에서의 유동 응력 특성의 변화를 관찰하고자, 본 논문에서는 상온을 0℃로 가정하고, 저온을 -20℃로 가정하였다. 심해저의 경우 대략 4℃의 수온을 유지하는 것으로 알려져 있으므로 0℃의 가정은 비교적 타당한 가정이다. 또한 대형 송유관의 경우 설치선의 외기 온도를 0℃로 가정했다고 간주할 수도 있다. Table 2는 모재와 용접재에 대한 실험 조건을 나타낸다.

송유관 내부 유동으로 인하여 발생할 수 있는 최대 변형률 속도를 추정하기 위해서는 실측이나(다상) 유동 해석을 포함하는 유체-구조 연성(Fluid-structure interface) 해석 기법 등이 요구되기 때문에 본 연구에서는 최대 10/s으로 가정하였다. 준정적 인장 조건에 대한 실험은 기본적으로 수행되었으며, 낮은 변형률 속도에서 거동을 관찰하기 위하여 1/s에 대한 실험 조건이 추가되었다.

시편의 목표 온도 도달을 위한 대기 시간을 결정하기 위하여 ASTM(2004)의 준정적 인장 실험에 대한 규정을 참고 하였다. 즉 ASTM(2004)는 고온 실험에 있어서 시편이 목표 온도에도 도달한 뒤에 최소 20분 이상, 저온 실험에 있어서 시편 두께당 30초 이상 대기할 것을 권장하고 있다. 따라서 본 논문에서 가공

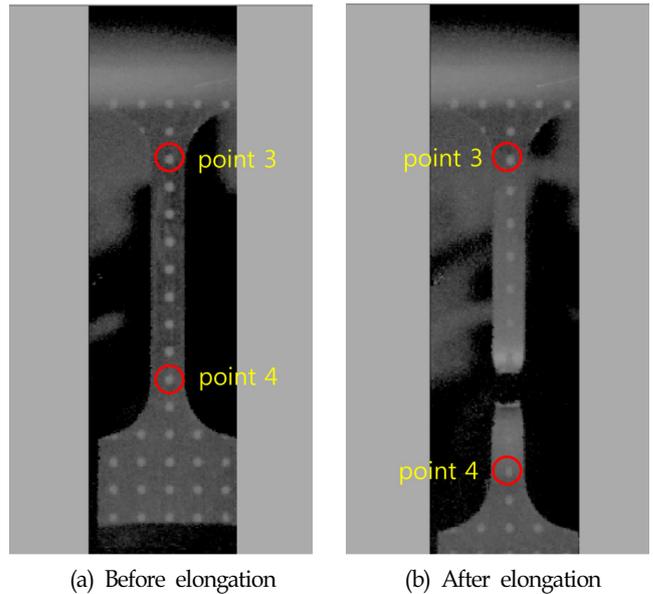


Fig. 5 Motion tracking of elongation using two moving points

한 시편의 두께가 3mm이므로 저온 실험의 경우 3분의 대기 시간(최소 요구 대기 시간은 1분 30초), 고온 실험의 경우 40분의 대기 시간을 적용하였다.

본 논문에서는 고속 카메라 촬영 영상의 분석 정밀도 향상을 위하여 시편 표면에 지름 1mm 흰색 그리드를 특수 도료를 이용하여 도색하였다. 그리드는 좌우 5mm 간격으로 도색되었다. 영상의 분석은 두 그리드(Fig. 5의 Point 3 및 Point 4)의 상대 변위를 추정하므로써 가능하다. 본 논문에서 적용한 표점 거리는 40mm였다.

Table 2 Test conditions

Material	Temperature [°C]	Strain rate [ $s^{-1}$ ]	Specimen label
Base metal	-20.0	quasi static	PSL2-T020-R00
		1.0	PSL2-T020-R01
		10.0	PSL2-T020-R10
	0.0	quasi static	PSL2-T000-R00
		1.0	PSL2-T000-R01
		10.0	PSL2-T000-R10
	100.0	quasi static	PSL2-T100-R00
		1.0	PSL2-T100-R01
		10.0	PSL2-T100-R10
Weld metal	-20.0	quasi static	ERW-T020-R00
		1.0	ERW-T020-R01
		10.0	ERW-T020-R10
	0.0	quasi static	ERW-T000-R00
		1.0	ERW-T000-R01
		10.0	ERW-T000-R10
	100.0	quasi static	ERW-T100-R00
		1.0	ERW-T100-R01
		10.0	ERW-T100-R10

### 3. 실험 결과 분석

#### 3.1 등속도 분석

고속 인장 실험에 있어서 가장 중요한 점은 연신의 시작부터 종료(파단)까지 같은 속도가 유지되어야 한다는 점이다. 즉 등속도의 연신이 이루어져야 한다. 이를 위하여 HSTM은 가속 구간에 하중을 전달하지 않는 특수 지그를 사용한다. 실험에서 얻은 표점 거리 동영상을 분석하여 나타낸 시간에 따른 연신을 Fig. 6에 나타내었다. 거의 전 연신 구간에 걸쳐 등속성이 잘 유지되었음을 확인할 수 있다.

#### 3.2 결과 분석

HSTM으로부터 얻은 인장력( $P$ )을 공칭 응력( $s$ )으로, 연신( $\delta$ )

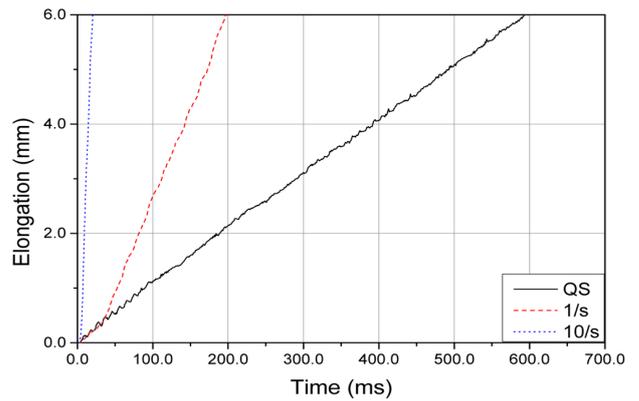


Fig. 6 Motion tracking to obtain elongation history using two moving points

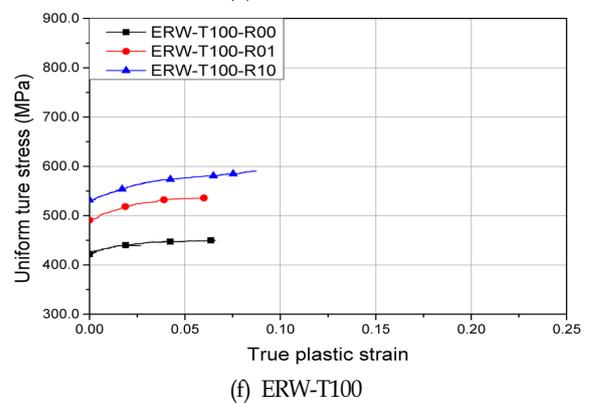
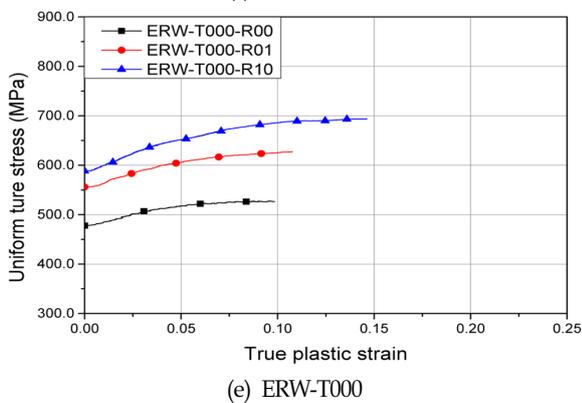
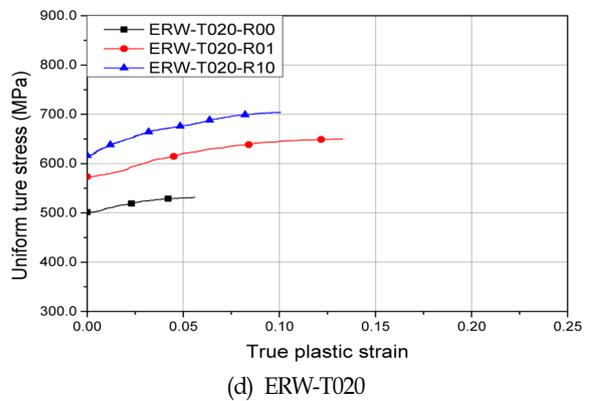
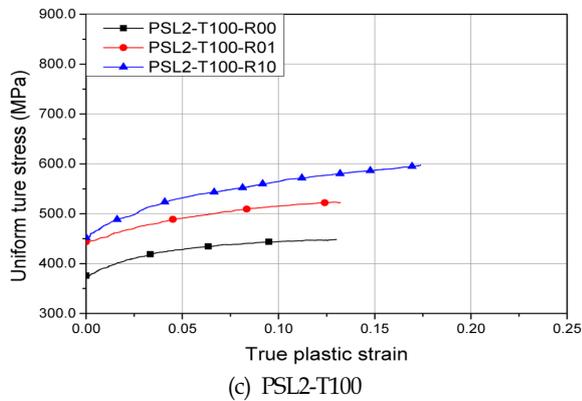
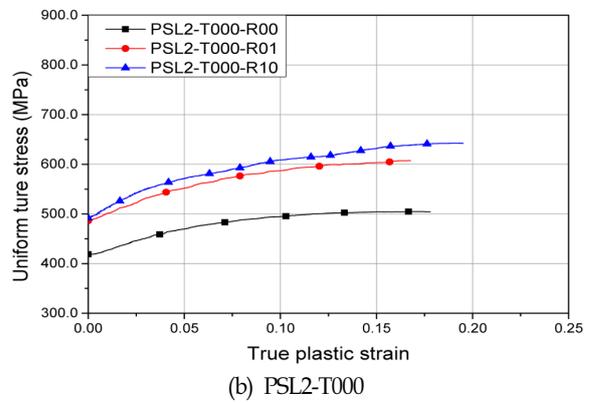
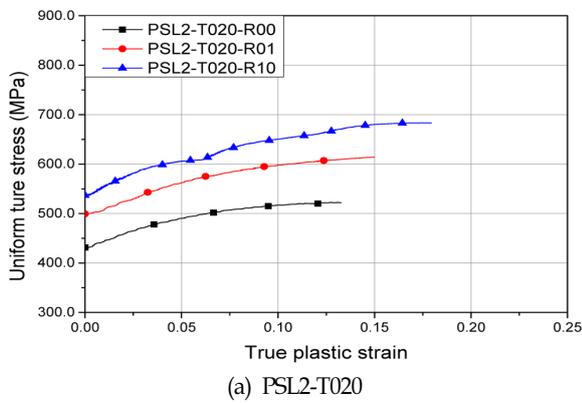


Fig. 7 Uniform true stress curves

을 공칭 변형률( $\epsilon$ )로 변환한 후 식 (1) 및 (2)를 이용하여 균일 진응력(Uniform true stress)  $\sigma$ 와 균일 진변형률(Uniform true strain)  $\epsilon$ 을 얻을 수 있다. 이를 모두 Fig. 6에 나타내었다.

$$\sigma = S(1+\epsilon) \quad (1)$$

$$\epsilon = \ln(1+\epsilon) \quad (2)$$

Fig. 7에 보인 것과 같이 소재의 노출 온도가 같다면 변형률 속도가 증가함에 따라 유동 응력이 증가하는 현상이 나타났다. 또한 용접재는 모재에 비하여 항복 강도 및 인장 강도가 증가하는 경향을 보였다. 같은 변형률 속도라면 온도가 증가할수록 유동 응력이 감소하는 경향을 보임을 확인할 수 있다.

이를 더욱 정량적으로 표현하기 위하여 Table 3에 진항복 강도  $\sigma_0$ , 진인장 강도  $\sigma_u$ , 진인장 소성 변형률  $\epsilon_u$ (진인장 강도에 상응하는 소성 변형률)을 도시하여 나타내었다. 온도에 관계없이 변형률 속도가 증가하면 항복 강도 및 인장 강도가 모두 증가하였다. 또한 온도가 증가하면 항복 강도 및 인장 강도가 감소가 현저하였다. 송유관의 경우 항복 강도 또는 인장 강도가 상온 기준이 아닌 고온 운용 온도에서 제시되어야 함을 의미한다. 인장 소성 변형률의 경우 변형률 속도의 증가 또는 온도의 증가에 따라 특별한 경향을 찾을 수 없었다. 모재에 비하여 용접재의 진인장 소성 변형률이 상당히 작아지는 것은 명백하다.

Fig. 8은 각 소재별 변형률 속도의 증가에 따른 유동 응력(항복 강도 및 인장 강도)의 증가 비율을 나타낸다. 이를 통상 DHF(dynamic hardening factor)라고 정의하는데, 준정적 유동 응력에 비하여 동적 유동 응력의 증가율을 나타낸다. 많은 강재

는 로그 변형률 속도의 증가에 따라 선형적으로 DHF가 증가하는 양상을 보여주는데 반하여 본 강재는 비선형성이 상당히 강하게 나타남을 확인할 수 있다.

본 논문의 주요 목표 온도는 고온(100°C)이므로, 이 온도에서 소재의 변형률 속도 증가에 따른 특성을 고찰하여 보았다. Fig. 9는 고온에서 변형률 속도의 증가에 따른 모재 및 용접재의 DHF를 나타낸다. 항복 강도와 인장 강도를 이용하여 DHF를 산정하였을 때 DHF의 변화가 서로 다르게 나타남을 확인할 수 있다. DHF는 변형률 속도의 함수일뿐만 아니라 소성 변형률의 함수이기 때문이다(Choung et al., 2011; Choung et al., 2013). 본 논문에서 제시한 실험 결과와 기존의 Cowper-Symonds 구성 방정식(식 (3) 참조)과의 관련성을 고찰하기 위하여 Fig. 8에 Cowper-Symonds 구성 방정식을 동시에 도시하였다. 이때 사용한 Cowper-Symonds 재료 상수는  $D=5000.0/s$ ,  $p=5.0$ 이었다. 이 재료 상수를 적용하는 경우 본 논문에서 제시한 실험 데이터와 비교적 근사하는 것으로 보인다. 이는 본 논문에서 다른 소재의 근사적인 Cowper-Symonds 구성 방정식 재료 상수를 결정하는 단서를 제공한다.

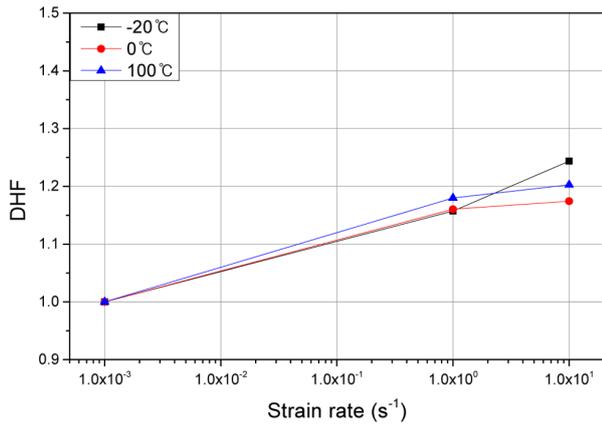
$$DHF = 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^{1/p} \quad (3)$$

## 5. 결 론

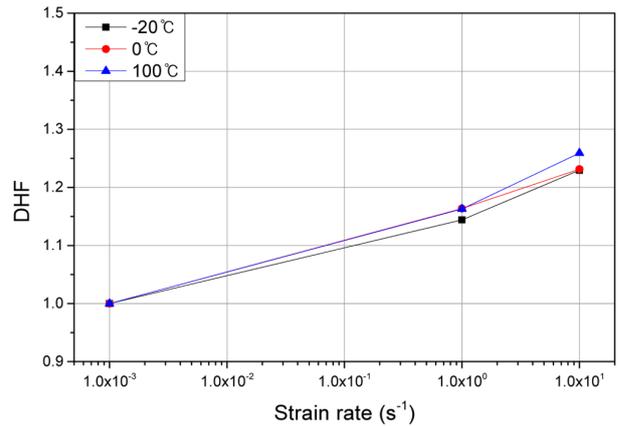
본 논문에서는 심해저에 사용하기 위하여 API 5L X52N PSL2 소재를 전기 저항 용접으로 제작한 송유관의 설계를 지원

Table 3 Summary of mechanical properties

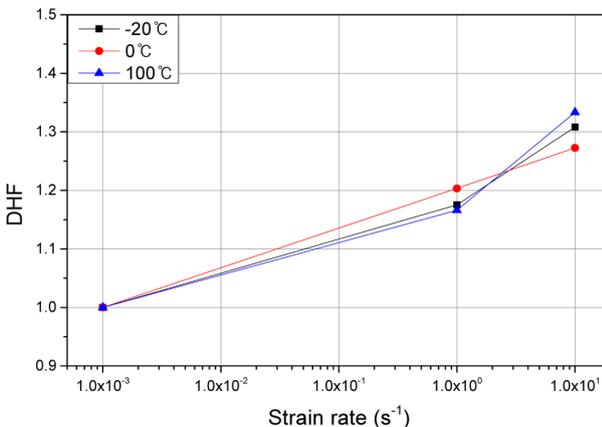
Specimen label	Temperature [°C]	Strain rate [ $s^{-1}$ ]	$\sigma_0$	$\sigma_u$	$\epsilon_u$
PSL2-T020-R00	-20.0	quasi static	431.3	522.5	0.131
PSL2-T020-R01	-20.0	1.0	499.1	614.1	0.149
PSL2-T020-R10	-20.0	10.0	536.4	683.5	0.174
PSL2-T000-R00	0.0	quasi static	418.8	504.9	0.171
PSL2-T000-R01	0.0	1.0	486.0	607.6	0.167
PSL2-T000-R10	0.0	10.0	491.8	642.6	0.192
PSL2-T100-R00	100.0	quasi static	376.0	448.5	0.130
PSL2-T100-R01	100.0	1.0	443.6	523.0	0.128
PSL2-T100-R10	100.0	10.0	452.2	598.0	0.174
ERW-T020-R00	-20.0	quasi static	501.4	531.4	0.056
ERW-T020-R01	-20.0	1.0	573.6	649.6	0.133
ERW-T020-R10	-20.0	10.0	616.5	704.1	0.101
ERW-T000-R00	0.0	quasi static	477.9	527.6	0.096
ERW-T000-R01	0.0	1.0	556.1	627.2	0.108
ERW-T000-R10	0.0	10.0	588.5	693.6	0.145
ERW-T100-R00	100.0	quasi static	422.3	449.9	0.064
ERW-T100-R01	100.0	1.0	491.0	535.6	0.060
ERW-T100-R10	100.0	10.0	531.7	590.6	0.086



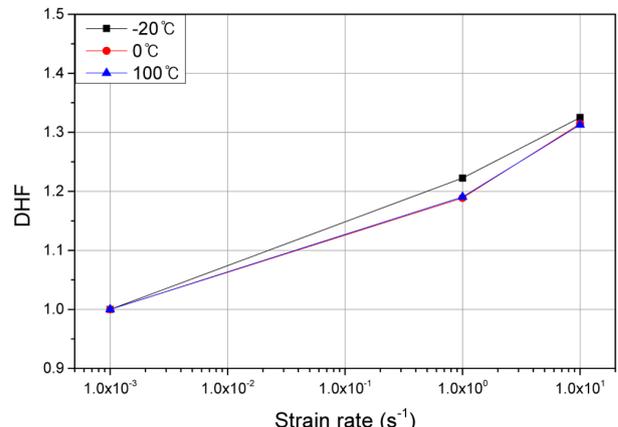
(a) Yield strength of base metal



(b) Yield strength of weld metal



(c) Tensile strength of base metal



(d) Tensile strength of weld metal

Fig. 8 Improvement ratios

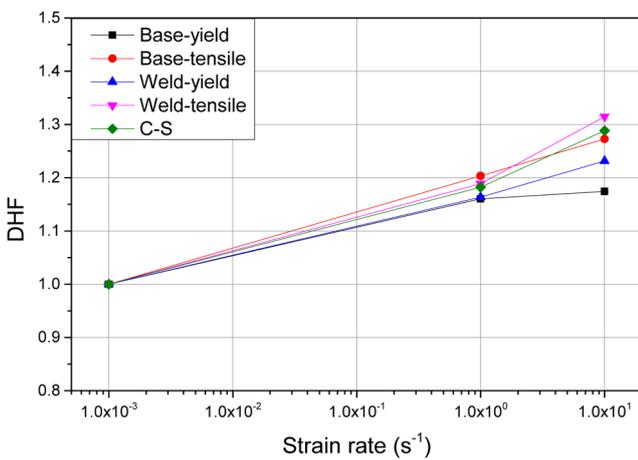


Fig. 9 Comparison of DHFs from experiments with Cowper-Symonds curve with assumed material constants

하기 위하여, 여러 온도 및 여러 변형률 속도에 대한 실험적인 연구를 수행하였다.

참고 문헌의 고찰로부터 송유관의 최대 온도를 100°C로 결정하였으며, 낮은 온도에서의 특성을 동시에 파악하기 위하여 상

온(0°C) 및 고온(100°C)에서의 실험 조건이 설정되었다. 변형률 속도의 범위는 송유관이 경험하게 될 어망 하중, 이나 낙하체 충격 하중, 또는 내부 유체의 급격한 압력 변화를 감안하여 10/s을 최대 변형률 속도로 설정하였다. 이외에도 준정적 및 1/s에 대한 실험 조건이 추가되었다.

시편을 송유관으로부터 제작해야 했으므로, 원주 방향이 판상형 시편의 폭 방향이 되도록 시편을 가공, 제작하였다. 따라서 시편은 용접재 및 모재에 대하여 별도로 제작될 수 있었다. 고속 인장 실험을 수행하기 위하여 유압식 고속 인장 실험기가 이용되었으며, 표점 거리의 연신을 실시간으로 계측하기 위하여 고속 카메라 및 동영상 분석 시스템이 사용되었다. 목표 온도를 시편이 유지할 수 있도록 특수 제작된 저온/고온 겸용 챔버가 사용되었다. 이 챔버의 실험 대기 시간을 도식적으로 제시 하므로써 온도에 관한 실험의 신뢰성을 보장하였다.

변형률 속도의 증가는 항복 강도 및 인장 강도를 증가시키는 것으로 확인되었으며, 온도의 증가는 항복 강도 및 인장 강도를 현저히 감소시키는 것이 확인되었다. 실험의 특성상 연신을 대신에 인장 강도에 상응하는 소성 변형률을 비교한 결과, 온도나 변형률 속도에 따른 경향성을 찾기는 어려웠다. 그러나 용접재의 인장 소성 변형률은 모재보다 확실하게 감소하는 것을 확인

하였다.

본 논문에서 사용한 소재는 항복 강도 또는 인장 강도의 향상률(DHF)이 로그 스케일로 표현한 변형률 속도에 약간의 비선형성 또는 거의 선형성으로 나타났다. 또한 Cowper-Symonds 소성 경화 구성 방정식에 비교한 결과 재료 상수는  $D=5000.0/s$ ,  $p=5.0$ 을 적용할 경우 본 논문에서 수행한 실험 결과와 잘 근사하는 것을 확인할 수 있었다.

본 논문에서 제시한 데이터의 정량성 확보를 위해서는 좀더 다양한 온도 및 변형률 속도에 대한 추가 연구가 필요하다. 또한 반복 실험을 통하여 제시한 결과의 통계적 신뢰성을 확보하는 것이 중요하다. 송유관 소재는 API 5L X52N PSL1 등과 같이 다양한 소재가 있을 수 있으므로 이에 대한 추가 연구가 필요하다. 본 논문의 주요 결과에서 언급한 바와 같이 모재보다는 용접재가 취성 측면에서 심각한 문제를 발생할 것이므로, 심리스 송유관(Seamless pipe) 또는 용접 방법 또는 접합 방법에 따른 실험 연구가 향후 필요로 된다.

## 후 기

본 논문은 산업통상자원부 산업기술혁신사업(WC300)과 해양플랜트특성화대학사업과의 연구비 지원을 받아 수행되었습니다. 또한 본 연구는 해양수산부 해양장비개발 및 인프라구축사업 “해상부유식 LNG병커링 시스템 기술개발” 연구비 지원이 포함되었음을 밝힙니다.

## References

- Ahmad, I.R., Jing, Xiao., SHU, D.W., 2014. Effect Temperature on the Mechanical Behaviour of Magnesium Alloy AZ91D in the Range between  $-30^{\circ}\text{C}$  and  $250^{\circ}\text{C}$ . *International Journal of Mechanical Sciences*, 86, 34-45.
- American Society for Testing and Materials (ASTM), 2004. E21-03 Standard Test Methods for Elevated Temperature Tension Tests of Metallic Materials. ASTM International, America.
- American Society of Materials International (ASM), 2000. ASM Handbook Volume 8 Mechanical Testing and Evaluation. ASM.
- Choi, H.S., Do, C.H., 2006. Integrated Expansion Analysis of Pipe-In-Pipe Systems. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 20(5), 9-14.
- Choi, H.S., Lee, S.K., Chun, E.J., 2008. A Review of the Expansion Behavior of Marine Pipelines. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 22(2), 13-19.
- Choung, J., Shim, C.S., Kim, K.S., 2011. Plasticity and Fracture Behaviours of Marine Structural Steel, Part V: Effects of Strain Rate and Temperature. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(2), 134-144.
- Choung, J., Nam, W., Lee, J.Y., 2013. Dynamic Hardening Behaviours of Various Marine Structural Steels Considering Dependencies on Strain Rate and Temperature. *Marine Structures*, 32, 49-67.
- Choung, J., Yoon, S.W., Park, S.J., Kim, Y., 2015. Design of High Speed Tensile Test Machine for Flow Stress under Intermediate Strain Rate Condition. *Journal of Ocean Engineering and Technology* 29(1), 41-51.
- Christiansen, H.E., 2011. Temperature Profile in Subsea Pipelines-Effect of Paraffin Wax Deposition on the Overall Heat Transfer Coefficient. [Online] Available at <<http://www.ipt.ntnu.no/~jsg/student/prosjekt/2011ChristiansenProsjekt.pdf>> [Accessed April 2015].
- Fazzini, P.G., Otegui, J.L., 2007. Experimental Determination of Stress Corrosion Crack Rates and Service Lives in a Buried ERW Pipeline. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 84, 739-748.
- Health and Safety Executive (HSE), 2001. Elevated Temperature and High Strain Rate Properties of Offshore Steels. *Offshore Technology Report OTO 2001/020*.
- Lim, J., Kim, S., Kim, J., Huh, H., Kwon, S., Yoon, C., Park, S., 2004. Study on the Fracture Elongation of the Steel at the Intermediate Strain Rate. *Proceedings of the 19th The Korean Society of Automotive Engineers, Korea*, 1669-1674.
- Othman, R., Guégan, P., Challita, G., Pasco, F., LeBreton, D., 2009. A Modified Servo-hydraulic Machine for Testing at Intermediate Strain Rates. *International Journal of Impact Engineering*, 36, 460-467.
- Park, C.M., Yoon, S.R., 2013. Study on Structural Behavior of Pipe Loops Using CAESAR-II. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(2), 13-18.
- Shim, J., Mohr, D., 2009. Using Split Hopkinson Pressure Bars to Perform Large Strain Compression Tests on Polyurea at Low, Intermediate and High Strain Rates. *International Journal of Impact Engineering*. 36, 1116-1127.
- Waranabe, H., Ishikawa, K., 2009. Effect of Texture on High Temperature Deformation Behavior at High Strain Rates in a Mg-3Al-1Zn alloy. *Materials Science and Engineering A*, 523, 304-311.
- Wu, S., Chen, X., Zhou, J., 2012. Tensile Strength of Concrete under Static and Intermediate Strain Rates: Correlated Results from Different Testing Methods. *Nuclear Engineering and Design*, 250, 173-183.
- Yang, S.H., Jung, J.J., Lee, W.S., Do, C.H., 2010. Research on the Analysis Method of Thermal Buckling of Subsea Pipeline Structures. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 47, 225-232.

## 부이기반 자율형 수상로봇키트 개발

김현식\*

\*동명대학교 로봇시스템공학과

### Development of Buoy-based Autonomous Surface Robot-kit

Hyun-Sik Kim\*

\*Dept. of Robot System Eng., Tongmyong University, Busan, Korea

**KEY WORDS:** Surface robot 수상 로봇, Buoy robot-kit 부이 로봇키트, Sonar-based avoidance 소나기반 회피, Dynamic position control 동적 위치제어, Static attitude control 정적 자세제어

**ABSTRACT:** Buoys are widely used in marine areas because they can mark positions and simultaneously acquire and exchange underwater, surface, and airborne information. Recently, the need for controlling and optimizing a buoy's position and attitude has been raised to achieve successful communication in a heterogeneous collaborative network composed of an underwater robot, a surface robot, and an airborne robot. A buoy in the form of a marine robot would be ideal to address this issue, as it can serve as a moving node of the communication network. Therefore, a buoy-based autonomous surface robot-kit with the abilities of sonar-based avoidance, dynamic position control, and static attitude control was developed and is discussed in this paper. The test and evaluation results of this kit show the possibility of real-world applications and the need for additional studies.

#### 1. 서 론

부이(Buoy)는 위치 표시 뿐만 아니라 수중, 수상 및 공중 정보의 동시 획득 또는 상호 교환이 가능한 장점을 갖는 도구로서 해양 분야에서 광범위하게 적용되고 있다. 특히 최근에는 수중로봇(Underwater robot), 수상로봇(Surface robot), 공중로봇(Airborne robot) 등을 포함하는 이종형 협력네트워크(Heterogeneous collaborative network) 구성에 필수적인 요소로서의 연구개발에 대한 요구가 발생하고 있는데, 무빙 노드(Moving node)로서 부이의 정보 획득 및 위치/자세 최적화 연구가 핵심이다. 이를 위해서는 기존의 부이에 이동성을 추가하여 해양로봇 형태로 개발하는 것이 바람직하다.

해양로봇의 연구개발과 관련한 국내 기반은 매우 부족하지만, 최근에는 로봇교육에 대한 수요가 증가하고 있으므로 비용 및 구현성의 관점에서 장점을 갖는 해양로봇키트의 개발 및 적용을 통해서 해양로봇의 연구개발 기반을 정립하는 것은 매우 현실적인 방안일 것이다.

해양로봇키트의 개발 및 적용 사례로서, 자율형 수상로봇키트(Autonomous surface robot-kit)(Kim and Kim, 2011)는 서지(Surge), 요(Yaw)의 2자유도(DOF, Degree of freedom) 운동에

기반한 수상 이동 능력을 보유하고 있고, 전방, 우측, 좌측의 3채널(Channel) 장애물회피소나(OAS, Obstacle avoidance sonar) 탐지에 기반한 장애물 회피(Kim and Jin, 2009; Kim et al., 2011; Kim, 2012) 능력을 보유하고 있다. 또한, 자율형 수중로봇키트(Underwater robot-kit)(Kim et al., 2012)는 서지, 요, 피치(Pitch)의 3DOF 운동에 기반한 수중 이동 능력을 보유하고 있고, 전방, 우측, 좌측, 하향의 4채널 OAS 탐지에 기반한 장애물 회피 능력을 보유하고 있다. 자율형 공중로봇키트(Airborne robot-kit)(Kim, 2013)는 서지, 요의 2DOF 운동에 기반한 공중 이동 능력을 보유하고 있고, 전방의 1채널 적외선(IR, Infrared) 센서 탐지에 기반한 장애물 회피 능력을 보유하고 있다. 하지만, 기존의 경우에는 소나기반 회피, 동적 위치제어, 정적 자세제어 능력을 보유한 부이로봇키트는 없다.

따라서, 본 논문에서는 소나기반 회피, 동적 위치제어, 정적 자세제어 능력을 보유한 부이기반 자율형 수상로봇키트(Kim, 2014)의 개발에 대해서 자세히 논의되었다.

#### 2. 키트 모델링 및 문제해결

일반적으로 3차원 공간에서 움직이는 강체(Rigid body)의 위치

Received 26 March 2015, revised 6 May 2015, accepted 22 June 2015

Corresponding author Hyun-Sik Kim: +82-51-620-1545, hyunskim@tu.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

및 방위를 정의하기 위해서는 6개의 독립좌표(Kim and Shin, 2007)가 필요한데, 이에 해당하는 부이로봇키트의 운동은 서지, 스웨이(Sway), 히브(Heave), 롤(Roll), 피치, 요 등의 성분으로 표현되는 다음의 6DOF 운동으로 표현된다(Antonelli, 2006).

$$M\dot{x} + Cx + D_{RB}x + g_{RB} = \tau \tag{1}$$

여기서,  $x = [u \ v \ w \ p \ q \ r]^T$ 는 속도 벡터(Velocity vector)이다.  $M = M_{RB} + M_A$ 이고,  $C = C_{RB} + C_A$ 인데,  $M_{RB}$ 는 강체 관성 행렬(Inertia matrix),  $M_A$ 는 부가(Added) 관성 행렬이며,  $C_{RB}$ 는 강체 코리올리(Coriolis) 및 구심(Centripetal) 행렬,  $C_A$ 는 유체역학(Hydrodynamic) 코리올리 및 구심 행렬이다.  $D_{RB}$ 는 감쇠(Damping) 행렬이고,  $g_{RB}$ 는 중력(Gravity) 및 부력(Buoyancy) 벡터이다. 마지막으로,  $\tau = [X \ Y \ Z \ K \ M \ N]^T$ 는 힘(Force) 및 모멘트(Moment) 벡터이다. 식 (1)의 모델링 이해를 통해서, 개발하고자 하는 부이로봇키트의 구동 또는 추진 메커니즘이 힘 및 모멘트 벡터의 발생과 직접적으로 연결되어 부이로봇키트의 운동 특성을 결정함을 알 수 있었다.

앞서 언급한 부이로봇키트의 운동 모델링에 대한 이해를 바탕으로, 소나기반 회피, 동적 위치제어, 정적 자세제어 능력을 보유한 부이로봇키트 개발을 구체화하기 위해서 다음과 같이 문제를 정의하였다.

문제를 정의하기 위해서 우선적으로 사례 분석을 수행하였는데, 미국의 해군대학원(NPS, Naval postgraduate school)은 수중, 수상 및 공중 시스템을 통신망으로 연계하여 그 효과를 극대화하는 이종형 협력네트워크와 관련하여 상용화 수준의 기술을 보유하고 있음을 알 수 있었다. 이와 관련된 이종형 협력네트워크 구성은 Fig. 1에 보여 진다(Healey et al., 2005).

그림을 자세히 살펴보면, 협력네트워크에서 관문(Gateway)의 역할을 하고 있는 부이가 조류, 파도 등이 존재하는 실제 해양 환경에서 수중, 수상 및 공중 시스템과의 성공적인 통신을 위해서는 자신의 위치 및 자세를 최적화할 수 있어야 한다. 또한, 필요시에 정보를 획득할 수 있어야 한다.

그리고, 로봇교육에 사용되는 일반적인 키트는 그 적용의 편의성 및 비용절감 측면에서 초소형의 형태를 보유하고 있는데, 그로 인하여 부품 및 전원 탑재를 위한 공간이 협소하므로 최소한의 부품을 사용하여야 하며, 에너지의 소모도 줄여야 한다.

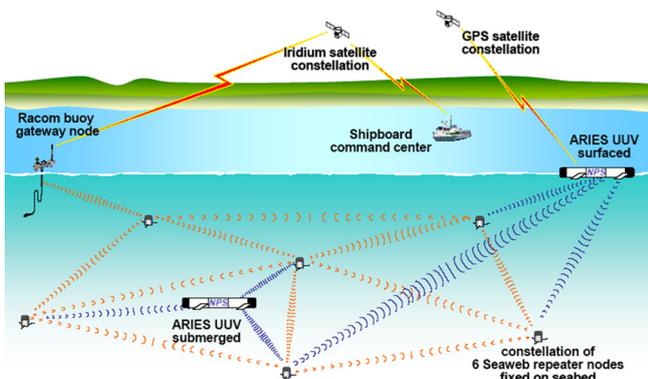


Fig. 1 Heterogeneous collaborative network

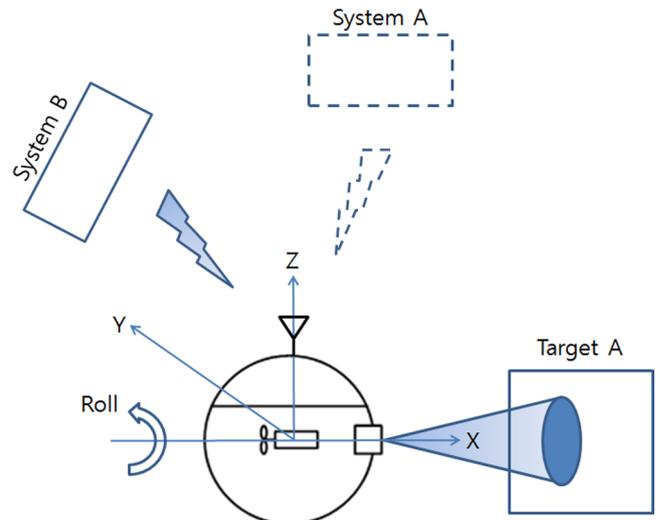


Fig. 2 Necessity of developed buoy robot-kit

요약하면, 부이로봇키트는 정보 획득 및 위치/자세 최적화 문제가 존재할 뿐만 아니라, 비용/에너지 최소화 문제가 존재함을 알 수 있다.

개발된 부이로봇키트는 이러한 문제들을 동시에 해결하기 위해 1개의 OAS, 2개의 수평 추진기(Thruster), 1쌍의 회전랙크(Rotary rack) 및 피니언(Pinion)을 갖는 메커니즘을 제안하는 것을 목표로 한다. 즉, 정보 획득 문제의 측면에서는 1개의 OAS를 활용하여 전방, 우측, 좌측, 하향의 4채널 OAS 탐지가 가능하도록 하였고, 나머지 문제의 측면에서는 2개의 수평 추진기, 1쌍의 회전랙크 및 피니언을 활용하여 서지, 요, 롤, 피치의 4DOF 운동이 가능하도록 하였다. 제안된 메커니즘의 장점은 Fig. 2를 통해 설명이 가능하다.

앞의 그림은 어느 시점에서 부이로봇키트가 X축 방향에 존재하는 수중 Target A의 정보를 획득하여 Z축 방향에 존재하는 공중 System A에 정보를 실시간으로 전달하는 모습을 보여 주며, 필요에 의해 부이로봇키트가 X축 방향에 존재하는 수중 Target A의 정보를 Y축 방향에 존재하는 수상 System B에 정보를 실시간으로 전달하기 위해서는 내부의 회전랙크를 Y축을 바라보도록 한 후 피니언을 이동시켜 롤 운동을 발생시키는 모습을 보여 준다. 이와 관련된 부이로봇키트의 내부 메커니즘은 Fig. 3과 같은데, 이는 개발된 부이로봇키트가 임의의 방향으로 매우 효과적으로 자세를 제어할 수 있는 차별성을 가짐을 보여 준다.

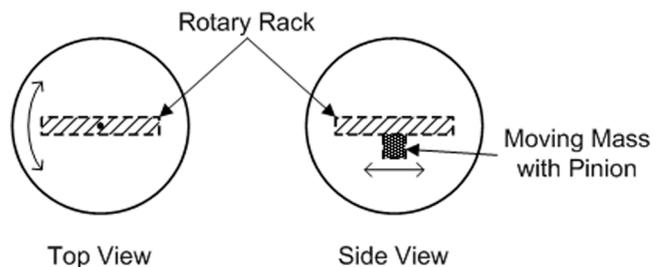


Fig. 3 Internal mechanism of developed buoy robot-kit

**Table 1.** Comparison of actuation and propulsion mechanisms

Time [sec]	Communication Success Rate	Control Complexity	Cost/Energy
Thrusters Only	Middle	High	High
Thrusters with Fixed Rack & Pinion	Low	Low	Low
Thrusters with Rotary Rack & Pinion	High	Middle	Middle

만약에, 고정랙(Fixed rack) 및 피니언을 사용하는 경우에는 자세 제어를 위해서는 일반적으로 수평 추진기를 구동하여 부이로봇기트가 Y축을 바라보도록 요 운동을 발생시킨 후 피니언을 이동시켜 피치 운동을 발생시켜야 하는데, 이때는 수중 Target A의 정보를 놓치게 된다.

그리고, 랙 및 피니언을 사용하지 않는 경우에는 자세 제어를 위해서는 일반적으로 4개 이상의 수직 추진기를 사용하는데 (Chol et al., 1995), 이때는 자세 유지를 위해 에너지의 지속적인 소모가 필요하다.

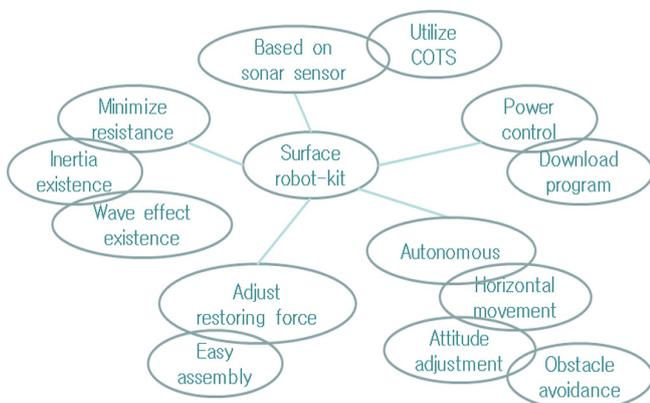
앞서 언급한 구동 및 추진 메커니즘 유형에 대해서 통신 성공률(Success rate), 제어 복잡성(Complexity), 비용/에너지 측면에서 비교 및 요약한 내용은 Table 1에 보여 지는데, 제안된 메커니즘은 위치/자세 최적화 문제 및 비용/에너지 최소화 문제의 해결에 매우 적합함을 알 수 있다.

### 3. 키트 시제작

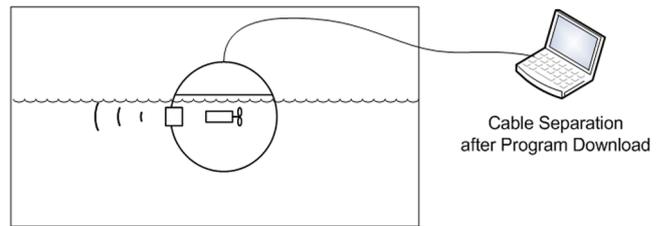
앞서 언급한 메커니즘을 구현하는 것을 목표로 하는 부이로봇기트의 개발과 관련하여, 우선적으로 브레인스토밍(brainstorming)이 수행되었다. 그 결과는 Fig. 4에 보여 진다.

브레인스토밍 결과를 살펴보면 부이로봇기트와 관련된 운용, 성능, 기능, 부품, 시험평가, 유지보수 등의 전반에 대한 아이디어 도출이 이루어졌음을 알 수 있다.

브레인스토밍을 기반으로, 운용개념(Operating concept)이 정립되었다. 그 결과는 Fig. 5에 보여 진다.



**Fig. 4** Brainstorming

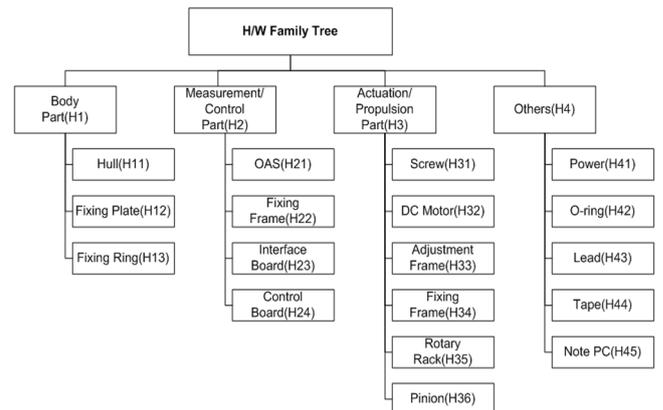


**Fig. 5** Diagram of operating concept

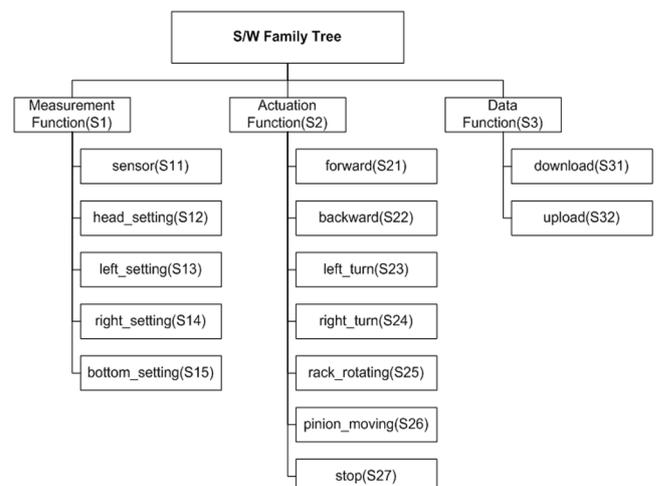
운용개념 정립을 기반으로, 요구사항 분석(Requirement analysis)이 수행되었으며, 그 결과로서 이동성(Mobility)(R1), 안정성(Stability)(R2), 유지보수성(Maintainability)(R3)의 요구사항들이 도출되었다.

요구사항 분석을 기반으로, 기능 분석(Functional analysis)이 수행되었으며, 그 결과로서, 저항최소화 기능(F1), 무게/부력 조절 기능(F2), 위치제어 기능(F3), 자세제어 기능(F4), 장애물회피 기능(F5), 분해/조립 기능(F6), 전원 ON/OFF 기능(F7), 프로그램 다운로드 기능(F8)의 기능들이 도출되었다.

기능 분석을 기반으로, 설계(Design)가 수행되었으며, 그 결과의 하나로서, 하드웨어/소프트웨어 가계도를 도출하였다.



**Fig. 6** Hardware family tree



**Fig. 7** Software family tree

하드웨어 가계도 기반의 설계 결과로서, 3D 모델링 도구인 카티아(CATIA, Computer aided three dimensional interactive application)를 이용한 설계도를 도출하였다. 대표적인 설계도는 Fig. 8 및 Fig. 9에 보여 진다.

특히, Fig. 9의 사각형 표시부는 제안된 메커니즘의 핵심인 회전랙크 및 피니언의 연관부를 나타내고, Fig. 10은 그 조립 모습을 나타낸다. 상부의 모터가 회전하면 래크가 회전하게 되고, 하부의 모터가 회전하면 피니언이 이동하여 무게중심이 변화하게 되어 자세의 변화가 일어난다.

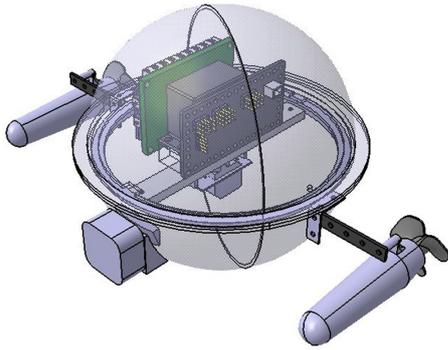


Fig. 8 Designed buoy robot-kit (assembled)



Fig. 9 Designed buoy robot-kit (disassembled)

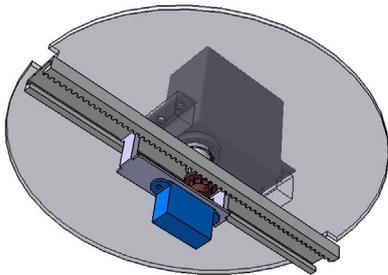


Fig. 10 Assembled rotary rack and pinion

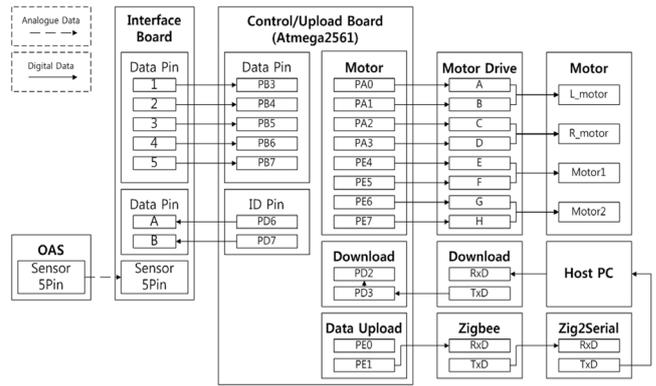


Fig. 11 Interface diagram

또 다른 설계 결과로서, 전체적인 데이터의 연동도를 도출하였다. 연동도는 Fig. 11에 보여 진다.

설계를 기반으로, 제작(Manufacturing)이 수행되었으며, 그 결과로서 하드웨어/소프트웨어 구성품이 시제작 또는 구입되었다. 하드웨어 시제작과 관련하여, 3D 프린팅 도구인 쾌속조형기 (RP, Rapid prototyping)를 이용하였는데, 3D 모델링 및 프린팅 도구들을 사용함으로써 시간 및 구현성의 관점에서 부이로봇키트 하드웨어 시제품의 효율적인 확보가 가능하였다. Fig. 12는 좌측 상단부터 시제작방향을 프린터, 용해기, 프린팅 소프트웨어를 나타낸다.

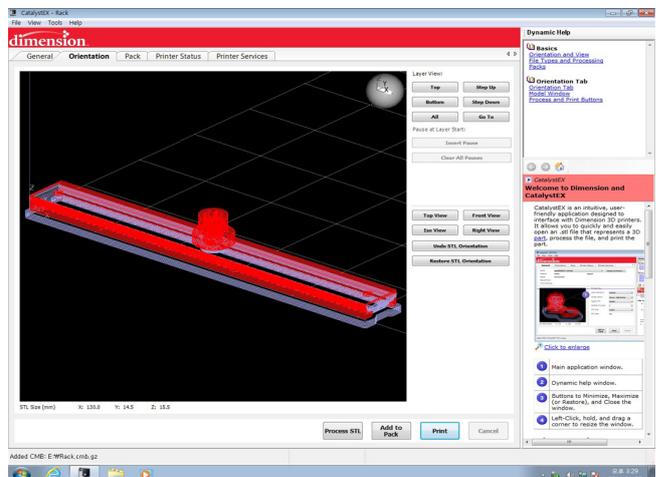


Fig. 12 Manufacturing equipment

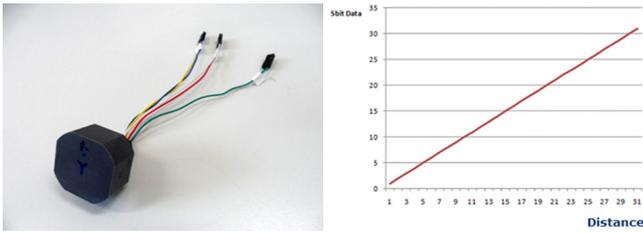


Fig. 13 Obstacle avoidance sonar and characteristic curve

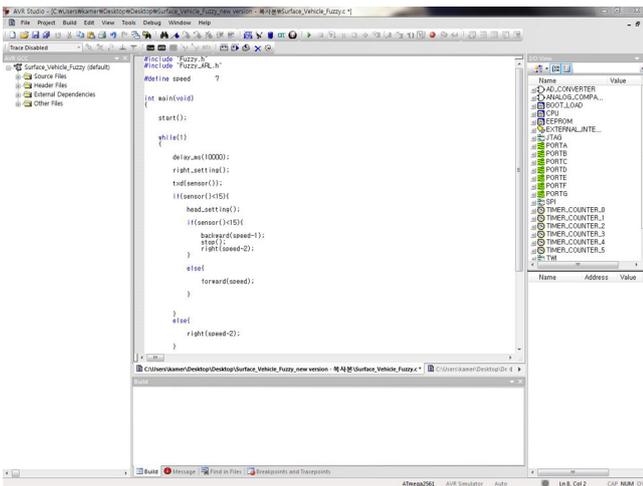


Fig. 14 Programming tool

하드웨어 구성품 구입과 관련하여, 4채널 OAS를 구입하였는데, 이는  $\pm 15\text{deg}$ 의 빔폭(Beam width)을 갖고, 0~31cm에 존재하는 물체의 전방, 우측, 좌측, 하향의 4채널 OAS 탐지가 가능하다. 그 특성곡선을 살펴 보면 직선성이 매우 우수함을 알 수 있다. Fig. 13은 OAS 및 특성곡선을 나타낸다.

소프트웨어 시제작과 관련하여, C언어 프로그래밍 도구인 AVR studio 프로그램을 이용하였는데, 라이브러리 함수 개념을 도입함으로써 재활용성을 높였다. Fig. 14는 프로그래밍툴의 화면을 나타낸다.

#### 4. 키트 시험평가

개발된 부이로봇키트의 성능 검증을 위해서, 앞서 언급한 분석, 설계 및 제작 내용을 고려하여 분해조립 시험(T1), 서지 시험(T2), 요 시험(T3), 피치 시험(T4) 및 회피 시험(T5) 등이 수행되었다. T2, T3, T4의 통합시험인 T5는 Fig. 15와 같이 수직 경사를 갖는 평면 장애물의 탐지 및 회피를 고려하였다.

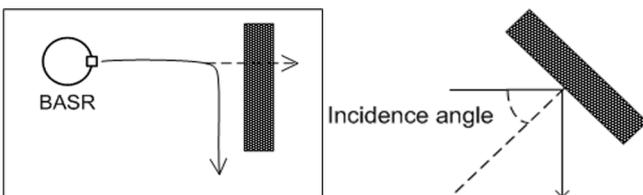


Fig. 15 Top and side views of avoidance test

T5를 위한 시험평가 시나리오 구성은 Table 2와 같은데, 부이로봇키트는 일정시간 동안 OAS의 좌측 정보를 이용하여 비례(Proportional) 제어 기반 벽면 추적(Wall tracking)을 수행한 후에, OAS의 전방 정보를 이용하여 장애물의 탐지를 위해 피드포워드(Feedforward) 제어 기반 자세 제어를 수행하고, 이후에 장애물 회피를 위해 우회전을 수행한다.

수직 경사를 갖는 평면 장애물의 탐지 및 회피 모습 및 결과들은 Fig. 16 및 Fig. 17에 보여지는데, 그 결과들은 탐지 및 회피가 15-17초 구간의 불안정성에도 불구하고 전체 시험 구간에

Table 2. Scenario for test and evaluation

Time [sec]	Used Sensor	Executed Mission
1-15	Left	Wall tracking
15-16	Front	Attitude control for Detection
16-17	Front	Turning



Fig. 16 Execution of test and evaluation

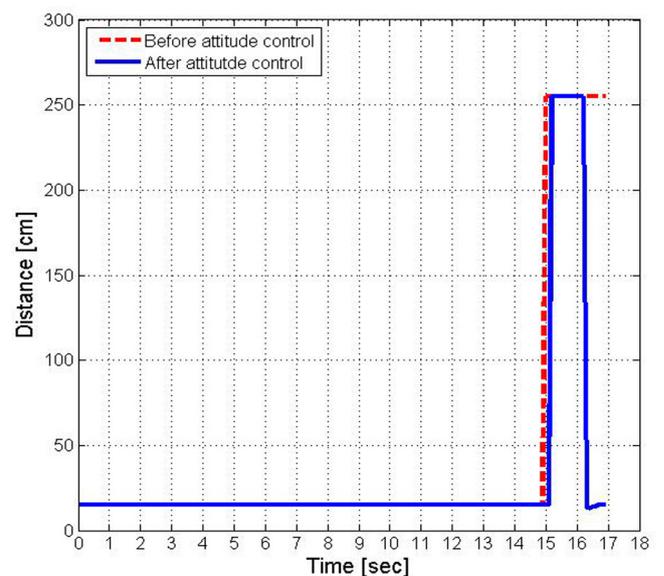


Fig. 17 Results of test and evaluation

**Table 3.** Traceability of development processes

Requirement	Function	Test Item
R1	F1	T2, T3, T4
	F2	T1, T2, T3, T4, T5
	F3	T2, T3
R2	F4	T4
	F5	T5
R3	F6	T1
	F7	T2, T3, T4, T5
	F8	T2, T3, T4, T5

**Table 4.** Specifications of developed buoy robot-kit

Item	Value
Size	28 × 18 × 16 [cm]
Weight (on air)	573 [g]
Maximum Speed	6.0 [cm/s]
Turning Diameter	0 [cm]
Detection Distance	30 [cm]

서 성공적임을 보여 준다. 본 논문에서는 부이로봇키트의 메커니즘을 구현하는 것을 목표로 하므로 T5에서는 Fig. 2의 통신 문제를 다루지는 않았지만, T5의 결과들을 통하여 개발된 부이로봇키트가 정보 획득 및 위치/자세 최적화 문제 및 비용/에너지 최소화 문제를 동시에 해결할 수 있음을 확인하였다. 추후 알고리즘의 개선, 유사환경에서의 실험/검증 등이 요구된다. 이러한 결과들로부터, 부이 로봇키트는 OAS, 수평추진기, 회전랙 및 피니언 등의 효과적인 구성요소를 보유하고 있음이 증명되었다.

시험평가를 통해, 관련된 요구사항 및 기능들이 충족함을 확인하였다. Table 3은 개발 프로세스 결과물들의 추적성(Traceability)을 보여 주고, Table 4는 개발된 부이로봇키트의 사양을 보여 준다.

## 5. 결 론

본 논문에서는 소나기반 회피, 동적 위치제어 및 정적 자세제어 능력을 보유한 부이 기반 자율형 수상로봇키트가 개발되었고 자세히 논의되었다.

개발된 부이로봇키트의 주요 특성은 다음과 같이 요약된다. 즉, 개발된 부이로봇키트는 소나기반 회피 문제를 해결하기 위해 1개의 OAS를 사용하며, 동적 위치제어 문제를 해결하기 위해 2개의 수평추진기를 사용하며, 정적 자세제어 문제를 해결하기 위해 1쌍의 회전랙 및 피니언을 사용한다.

개발된 부이로봇키트의 성능을 통합적으로 검증하기 위해서, 수직 경사를 갖는 평면 장애물의 탐지와 회피가 수행되었다. 시험평가 결과는 소나기반 수상장애물회피 등과 같은 로봇교육

분야를 포함하는 실제 환경에서의 적용 가능성과 통신 및 센서의 추가 탑재 등을 통한 추가적인 연구의 필요성을 보여준다.

## 후 기

이 논문은 2013학년도 동명대학교 교내학술연구비 지원에 의하여 연구되었음 (2013A008)

## References

- Antonelli, G., 2006. Underwater Robots, Springer.
- Choi, S.K., Yuh, J., Takashige, G.Y., 1995. Design of an Omnidirectional Intelligent Navigator. Underwater Robotic Vehicles: Design and Control, Albuquerque, NM, TSI Press, 277-297.
- Healey, A.J., Horner, D.P., Kragelund, S.P., 2005. Collaborative Unmanned Vehicles for Maritime Domain Awareness. Proceedings of the 2005 International Workshop on Underwater Robotics, Genoa, Italy.
- Kim, H.-S., 2012. Study on Local Path Control Method based on Beam Modeling of Obstacle Avoidance Sonar. Journal of Korean Institute of Intelligent Systems 22(2), 218-224.
- Kim, H.-S., 2013. Development of Balloon-based Autonomous Airborne Robot-kit. The Journal of The Korea Institute of Electronic Communication Sciences 8(8), 1213-1218.
- Kim, H.-S., 2014. Development of Buoy-based Autonomous Surface Robot-kit. 7th International Conference on Advanced Materials Development & Performance, Korea Maritime and Ocean University, Korea.
- Kim, H.-S., Jin, T., 2009. Intelligent Obstacle Avoidance Algorithm for Autonomous Control of Underwater Flight Vehicle. Journal of Korean Institute of Intelligent Systems 19(5), 635-640.
- Kim, H.-S., Jin, T., Sur, J., 2011. Intelligent 3-D Obstacle Avoidance Algorithm for Autonomous Control of Underwater Flight Vehicle. Journal of Korean Institute of Intelligent Systems 21(3), 323-328.
- Kim, H.-S., Kang, H.-J., Ham, Y.-J., Park, S.S., 2012. Development of Underwater-type Autonomous Marine Robot-kit. Journal of Korean Institute of Intelligent Systems 22(3), 312-318.
- Kim, H.-S., Kim, I.-H., 2011. Surface-type Autonomous Robot-kit. Korean Patent Application 10-2011-0107945.
- Kim, H.S., Shin, Y.K., 2007. Expanded Adaptive Fuzzy Sliding Mode Controller using Expert Knowledge and Fuzzy Basis Function Expansion for UFV Depth Control. Ocean Engineering 34, 1080-1088.

# 부유식 다수 풍력 발전기에 작용하는 비대칭 공력 하중의 영향

배운혁\* · Moo-Hyun Kim\*\*

\*제주대학교 해양시스템공학과

\*\*Department of Civil Engineering, Texas A&M University, USA

## Influence of Asymmetric Aerodynamic Loading on Multiple Unit Floating Offshore Wind Turbine

Yoon Hyeok Bae\* and Moo-Hyun Kim\*\*

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

\*\*Department of Civil Engineering, Texas A&M University, USA

**KEY WORDS:** Wind energy 풍력 에너지, MUFOWT (Multiple unit floating offshore wind turbine) 부유식 다수 풍력 발전기, Mooring tension 계류선 장력, Aerodynamic loading 공력 하중, Coupled dynamic analysis 연성 해석

**ABSTRACT:** The present study developed a numerical simulation tool for the coupled dynamic analysis of multiple turbines on a single floater (or Multiple Unit Floating Offshore Wind Turbine (MUFOWT)) in the time domain, considering the multiple-turbine aero-blade-tower dynamics and control, mooring dynamics, and platform motions. The numerical tool developed in this study was designed based on and extended from the single-turbine analysis tool FAST to make it suitable for multiple turbines. For the hydrodynamic loadings of floating platform and mooring-line dynamics, the CHARM3D program developed by the authors was incorporated. Thus, the coupled dynamic behavior of a floating base with multiple turbines and mooring lines can be simulated in the time domain. To investigate the effect of asymmetric aerodynamic loading on the global performance and mooring line tensions of the MUFOWT, one turbine failure case with a fully feathered blade pitch angle was simulated and checked. The aerodynamic interference between adjacent turbines, including the wake effect, was not considered in this study to more clearly demonstrate the influence of the asymmetric aerodynamic loading on the MUFOWT. The analysis shows that the unbalanced aerodynamic loading from one turbine in MUFOWT may induce appreciable changes in the performance of the floating platform and mooring system.

### 1. 서 론

최근 전 세계적으로 에너지 수요가 급증함에 따라 전통적인 화석연료에 비해 환경오염을 거의 유발하지 않으며 지속적으로 이용 가능한 신재생 에너지에 대한 관심이 높아지고 있다. 특히 다양한 신재생에너지원 가운데 가장 경제성이 있고 발전단가가 낮은 풍력에너지에 대한 연구 개발이 활발히 진행 중이다 (Henderson et al., 2002; Henderson et al., 2004; Musial et al., 2004; Tong, 1998; Wayman et al., 2006). 풍력발전은 시스템의 설치 장소에 따라 크게 육상풍력발전과 해상풍력발전으로 나누어지며 해상풍력발전은 다시 고정식 및 부유식으로 나눌 수 있다. 일반적으로 수심 60m 이상의 해역에서는 고정식 보다 부유식 풍력발전이 더욱 경제적이 알려져 있다.

부유식 풍력발전기는 상부 풍력발전기를 지지하는 하부 플랫폼(Platform)의 종류에 따라 TLP (Tension-leg platform)형, 스파(Spar)형, 반잠수식(Semi-submersible)형 등의 구조가 제안되었으며 각각의 플랫폼은 운동성능의 뚜렷한 차이가 있으므로, 설치되는 해역의 환경조건에 맞는 적절한 플랫폼의 선정 및 설계가 중요하다. 최근에는 발전단가를 줄이기 위하여 풍력발전기의 크기와 용량이 점차 대형화 되는 추세에 있으며, 이러한 개별 발전기의 대형화와 더불어 단일 플랫폼 상부에 다수의 풍력발전기가 설치되는 부유식 다수 풍력발전기(Multiple unit floating offshore wind turbine, MUFOWT) 모델이 제시되기도 하였다(Bartrop, 1993). MUFOWT는 하나의 플랫폼에 다수의 풍력발전기가 설치되므로 부유식 단일 풍력발전기에 비하여 플랫폼 및 계류선(Mooring line)의 제작 및 설치에 투입되는 비용

Received 2 March 2015, revised 9 June 2015, accepted 22 June 2015

Corresponding author Yoon Hyeok Bae: +82-64-754-3485, yh.bae@jejunu.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of Annual Autumn Conference of KSOE 2014 in Jeju.

을 상당히 절감할 수 있는 장점이 있다. 하지만 인접한 풍력발전기와와의 간섭효과에 의한 발전 효율의 저하, 거대 플랫폼 제작의 어려움, 다수 풍력발전기를 효율적으로 제어하기 위한 복잡한 제어기 설계 등과 같이 해결해야할 문제가 여전히 존재한다. 노르웨이의 윈드시(WindSea)에서 제시한 부유식 다수 풍력발전기는 반잠수식 형상의 플랫폼에 3개의 풍력발전기가 설치되어 있으며, 후방에 위치한 풍력발전기의 경우 후류의 영향으로 인하여 전방 발전기의 약 75% 수준의 발전량을 보임을 해석적 방법과 실험을 통하여 확인하였다(Lefranc and Torud, 2011). 이와 같은 부유식 다수 풍력발전기의 운동 해석에 관한 시간영역 수치 해석 프로그램이 최근 개발이 되었고(Bae and Kim, 2014), 부분적으로 손상된 날개에 의해 발생하는 부유식 다수 풍력발전기의 과도 응답 및 이에 따른 플랫폼의 영향이 조사되었다(Bae et al., 2014). 다만, 풍력발전기의 후류에 의한 영향은 이 수치 해석 프로그램에 고려되지 않았다. 이 논문에서는 MUFOWT의 유체력-공력-탄성력-제어-플랫폼-계류선이 모두 고려된 시간영역에서의 해석 프로그램을 이용하여 특정 풍력발전기의 공력하중에 변화가 발생하였을 때 플랫폼의 운동 및 계류선의 장력 응답에 어떠한 영향이 있는지 살펴보았다. 이러한 운동응답해석을 통해 얻어진 결과는 추후 다양한 MUFOWT의 제어기 설계에 필요한 필수적인 자료로 활용할 수 있을 것이다.

## 2. 부유식 다수 풍력발전기의 운동 해석

### 2.1 다수 풍력발전기의 해석

본 연구에서 적용된 MUFOWT의 시간영역 운동 해석은 풍력발전기 해석 프로그램인 FAST (Fatigue, Aerodynamics, Structures and turbulence)를 확장 개발하여 수행되었다. FAST는 미국 신재생 에너지 연구소에서 개발하여 배포하는 풍력발전기 해석용 수치 해석 프로그램으로 고정식 또는 부유식 단일 풍력발전기 해석에 주로 사용되어 왔다(Jonkman, 2003; Jonkman, 2007; Jonkman and Buhl Jr, 2004). FAST는 수평축 풍력발전기의 공력-구조해석을 수행하는 다물체 동역학 해석 프로그램으로, 바람 데이터를 이용하여 날개요소에 작용하는 공력하중을 계산하는 AeroDyn 프로그램 모듈을 포함하고 있다. 회전하는 날개요소에 작용하는 공력과 날개 피치 및 발전기 토크 제어, 로터 회전에 의한 관성력 등이 모두 고려된 풍력발전기의 운동 응답 해석을 수행하며, 사용자의 입력 조건에 따라 타워 하부에 6자유도 운동을 하는 부유식 플랫폼을 연결할 수 있다. 따라서 부유식 풍력발전기의 경우 FAST를 이용하면 상부 풍력발전기가 하부 플랫폼 운동에 미치는 관성력의 효과, 그리고 플랫폼의 6자유도 운동이 상부 풍력발전기의 거동에 미치는 영향이 모두 고려된 해석이 가능하다.

본 연구에서 확장 개발된 Multi-turbine FAST는 부유식 단일 풍력발전기의 지배방정식에 사용된 24개의 자유도 변수 중, 플랫폼의 6자유도를 제외한 18개의 자유도를 탑재된 풍력발전기의 개수만큼 곱하여 이론적으로  $N$  개의 풍력발전기가 탑재된 MUFOWT의 경우  $6+N \times 18$  의 자유도를 가지는 지배방정식을 수립하고, 수치적인 방법으로 매 시간 단계에서 각 변수의 해를

구하게 된다.

$$\begin{aligned}
 F_r &= F_r^{Total\ Turbine} + F_r^{Platform} \\
 &= F_r^{Turbine\#1} + \dots + F_r^{Turbine\#N} + F_r^{Platform} \\
 &= F_r \Big|_{Aero}^{Turbine\#1} + F_r \Big|_{Elastic}^{Turbine\#1} + F_r \Big|_{Gravity}^{Turbine\#1} \\
 &\quad + F_r \Big|_{Generator}^{Turbine\#1} + F_r \Big|_{Damping}^{Turbine\#1} + \dots + F_r \Big|_{Aero}^{Turbine\#N} \\
 &\quad + F_r \Big|_{Elastic}^{Turbine\#N} + F_r \Big|_{Gravity}^{Turbine\#N} + F_r \Big|_{Generator}^{Turbine\#N} \\
 &\quad + F_r \Big|_{Damping}^{Turbine\#N} + F_r \Big|_{Hydro} + F_r \Big|_{Mooring}
 \end{aligned} \tag{1}$$

$$\begin{aligned}
 F_r^* &= F_r^{*Total\ Turbine} + F_r^* \Big|_{Platform} \\
 &= F_r^{*Turbine\#1} + \dots + F_r^{*Turbine\#N} + F_r^* \Big|_{Platform} \\
 &= F_r^* \Big|_{Tower}^{Turbine\#1} + F_r^* \Big|_{Nacelle}^{Turbine\#1} + F_r^* \Big|_{Hub}^{Turbine\#1} \\
 &\quad + F_r^* \Big|_{Blades}^{Turbine\#1} + \dots + F_r^* \Big|_{Tower}^{Turbine\#N} + F_r^* \Big|_{Nacelle}^{Turbine\#N} \\
 &\quad + F_r^* \Big|_{Hub}^{Turbine\#N} + F_r^* \Big|_{Blades}^{Turbine\#N} + F_r^* \Big|_{Platform}
 \end{aligned} \tag{2}$$

MUFOWT의 지배 방정식은 다물체 동역학 해석에 유리한 Kane의 방정식을 활용하여 생성하였으며(Kane, 1961), 이 관계식에 사용된 일반화된 능동형 힘(Generalized active forces)과 일반화된 관성력(Generalized inertia forces)은 하나의 플랫폼 및 다수의 풍력발전기 각각에 대해 개별적으로 얻은 후 모두 더하여 지배 방정식을 구성하게 된다. 식 (1)에 다수 풍력발전기에 작용하는 공력, 탄성력, 중력, 발전기 가진력, 댐핑(Damping)에 의한 외력과 플랫폼에 작용하는 유체력, 계류 복원력을 나타내었고, 식 (2)에 다수 풍력발전기와 플랫폼의 질량 성분으로 인하여 야기되는 일반화된 관성력 성분을 나타내었다.

$$F_r + F_r^* = 0 \quad (r=1,2,\dots,6+N \times 18) \tag{3}$$

$$\sum_{s=1}^n C_{rs} \ddot{q}_s + f_r(\dot{q}_r, q_r) = 0 \quad (r=1,2,\dots,6+N \times 18) \tag{4}$$

식 (1)과 (2)를 Kane의 방정식 식 (3)에 적용하면 식 (4)와 같이 표현되는 6자유도의 플랫폼 운동과  $N \times 18$  자유도의 다수 풍력발전기 거동이 모두 연성된 형태의 계수 행렬  $C_{rs}$ 를 형성하게 되고 가우스 소거법으로 이 행렬을 풀면 플랫폼과 다수 풍력발전기의 연성, 다수 풍력발전기 상호간의 동적 연성이 모두 고려된 전체 시스템의 운동 응답을 얻을 수 있다. Multi-turbine FAST가 풍력발전기의 공력 하중, 타워와 날개의 탄성력, 발전기 토크 제어 및 날개 피치각 제어, 개별 타워 하부의 하중 계산을 담당하게 되고, 이와 함께 플랫폼의 유체 동역학적 하중 및 계류선의 동적 거동 해석은 CHARM3D(Coupled hull and riser, mooring program in 3D)가 담당하게 된다(Bae and Kim,

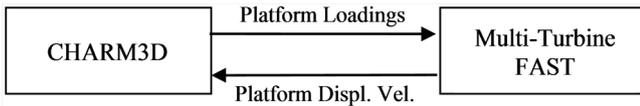


Fig. 1 Basic concept of FAST-CHARM3D coupling

2011; Bae and Kim, 2013a; Bae and Kim, 2013b). CHARM3D는 플랫폼과 계류선의 동적 연성 해석을 위해 개발된 상용 프로그램으로 WAMIT(Wave analysis at MIT)을 통해 얻어진 주파수 영역 데이터를 바탕으로 플랫폼과 계류선의 동적 거동을 시간영역에서 풀어낸다(Kim et al., 1999; Kim et al., 2001; Tahar and Kim, 2003). 이와 같이 Multi-turbine FAST와 CHARM3D 두 개의 독립적인 프로그램 모듈이 매 시간 단계별로 정보 교환을 통해 유체력-공력-탄성력-제어-플랫폼-계류선 거동이 모두 포함된 MUFOWT의 운동 응답을 시간영역에서 얻을 수 있게 된다.

Fig. 1에서와 같이 매 시간 단계별로 CHARM3D는 플랫폼에 작용하는 부가질량력, 방사감쇠력, 선형 또는 비선형 파랑 강제력, 비선형 점성 항력, 계류선에 의한 복원력을 계산하여 Multi-turbine FAST에 전달하고, Multi-turbine FAST는 이 데이터를 바탕으로 플랫폼 및 다수 풍력발전기 전체의 거동을 계산한 후 이를 통해 얻어진 플랫폼의 6자유도 변위 및 속도 정보를 다시 CHARM3D로 넘겨주어 다음 시간 단계의 계산에 이용하게 한다. CHARM3D로 전달된 플랫폼의 6자유도 변위는 다음 시간 단계에서의 계류선 복원력을 계산하는데 이용되며, 플랫폼의 속도 정보는 방사감쇠력 계산을 위한 컨볼루션 적분(Convolution integral)에 사용된다.

2.2 10MW급 부유식 파력-해상풍력 복합발전 구조물의 운동 해석

MUFOWT의 동적 거동 해석을 위하여 Fig. 2와 같이 4개의 풍력발전기가 설치된 반잠수식 형태의 발전장치가 실험 모델로 선정되었다. 이 풍력 발전 시스템은 선박해양플랜트연구소(KRISO)에서 개발 중인 10MW급 부유식 파력-해상풍력 복합발전 구조물로 사각 형상의 반잠수식 플랫폼의 네 기둥에는 4기의 2MW의 풍력발전기가 설치되었다. 설치 수심은 80m로 가정하였고, Fig. 3과 같이 8개의 계류선이 플랫폼의 위치 이동을 제한하고 있다. 각각의 계류선에는 플랫폼의 위치 복원성을 향상시키기



Fig. 2 Platform geometry

위하여 6,000kg의 클럼프(Clump)를 일정한 간격으로 10개씩 부착하였고, 동적 거동을 하는 계류선에 작용하는 유체력은 모리슨 방정식(Morison equation)을 이용하여 수치적으로 계산하였다(Morison et al., 1950). 플랫폼 및 계류선의 제원은 Table 1과 2에 각각 나타내었다. 본 모델은 수치적 검증을 위해 제시된 모델로서 풍력발전기 상호간의 간섭효과나 후류의 영향 등은 고려하지 않았다.

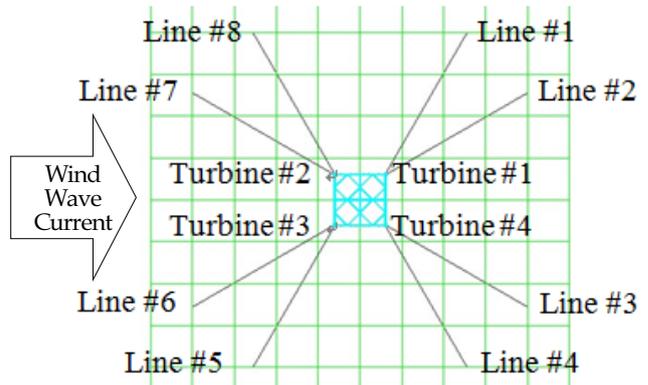


Fig. 3 Turbine location and mooring line arrangement

Table 1 Specifications of semi-submersible platform

Item	Unit	Value
Draft	[m]	15
Platform mass	[MT]	2373.6
Roll radius of gyration	[m]	58.99
Pitch radius of gyration	[m]	58.95
Yaw radius of gyration	[m]	79.38
CG above keel	[m]	13.42

Table 2 Specifications of mooring system

Item	Unit	Value
Number of mooring lines	[ea]	8
Depth to anchors below SWL	[m]	80
Depth to fairleads below SWL	[m]	13
Mooring line outer diameter	[mm]	127
Mooring line wet mass density	[kg/m]	281
Mooring line dry mass density	[kg/m]	322.9
Mooring line extensional stiffness	[kN]	1,377,000
Chain Mooring drag coefficient	-	2.4
Unstretched mooring line length	[m]	500
Arc length to touch down	[m]	130
Clump mass density	[kg]	6,000
Clump starting point from fairlead	[m]	130
Number of clump per line	[ea]	10

**Table 3** Environmental Conditions

Item	Unit	Value
Water depth	[m]	80
Significant wave height	[m]	5.93
Peak wave period	[sec]	10.81
Peak parameter	-	2.2
Current at sea surface	[m/s]	1.75
Wind velocity at hub height (67.5m)	[m/s]	13
Turbulence model	-	Kaimal
Turbulence type	-	NTM

시간영역 해석을 위한 환경 하중 조건으로 바람은 공간상에  $x, y, z$  방향의 속도 성분을 가지는 모든 풍황장(Full field) 데이터틀 IEC 스펙트럼에 맞추어 생성하여 적용하였고, 허브 높이(Hub height)에서의 평균 풍속은 13m/s를 이용하였다. 파랑 조건으로 유의파고(Hs) 5.93m, 최대 주기(Tp) 10.81초, 첨두신장인자(Peak-enhancement factor) 2.2를 적용한 JONSWAP (Joint north sea wave project) 스펙트럼을 이용하여 불규칙 입사파를 생성하였다. 평균 해수면에서 조류(Current)의 속도는 1.75m/s이고, 수심에 따라 1/7 멱법칙(1/7th Power law)을 이용하여 수면 하부의 조류 속도를 적용하였다. 환경 하중의 방향은 Fig. 3의 좌측에서 우측방향으로 작용하는 것으로 해석하였다. 해석에 적용된 환경 하중의 조건은 Table 3에 나타내었다.

초기 과도 응답을 감소시키기 위하여 400초까지는 점진적으로 외력을 증가시켰으며, 이후 3,600초(1시간)동안 주어진 환경 조건에서 해석을 수행하여 전체 시뮬레이션 시간은 4,000초가 되도록 하였다. 일반적인 해양구조물 운동 해석의 경우, 3시간(10,800초) 해석이 요구되나 부유식 해상 풍력발전기 해석의 경우 정상작동 상태(Power production condition)에서는 1시간 해석도 가능성이 알려져 있다(ABS, 2014; Haid et al., 2013).

플랫폼에 작용하는 파랑 강제력은 선형 포텐셜 이론이 적용된 WAMIT을 이용하여 주파수 영역에서 산출 한 후 이를 시간영역으로 변환하여 적용하였다. 이번 연구에서는 1차의 선형 파랑 강제력만을 고려하였으며, 플랫폼의 수면 하부 구조물에 작용하는 비선형 점성 항력은 모리슨 방정식을 적용하여 시간영역의 응답 계산에 포함시켰다. 이때 비선형 점성 항력 계산에 포함된 구조물은 풍력발전기 하부의 주 기둥(Column), 폰툰(Pontoon), 수평 및 수직 방향의 브레이스(Brace), 파력 발전기(WEC, Wave energy converter), 파력 발전기 지지 구조물(WEC guide frame) 등이며, 평균 해수면 상부의 구조물에 작용하는 파에 대해서는 균등 외삽법(Uniform extrapolation)을 이용하여 점성 항력을 계산하였다.

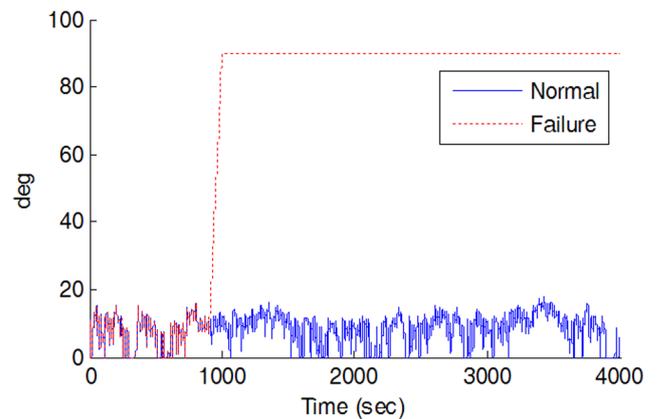
**2.3 비대칭 공력 하중의 영향 평가**

주어진 환경 조건에서 4개의 풍력발전기가 정상 작동 상태에 있으면 각각의 풍력발전기에 가해지는 추력이 평형상태를 이루게 되어 플랫폼의 과도한 선수동요(Yaw)는 발생하지 않게 되고

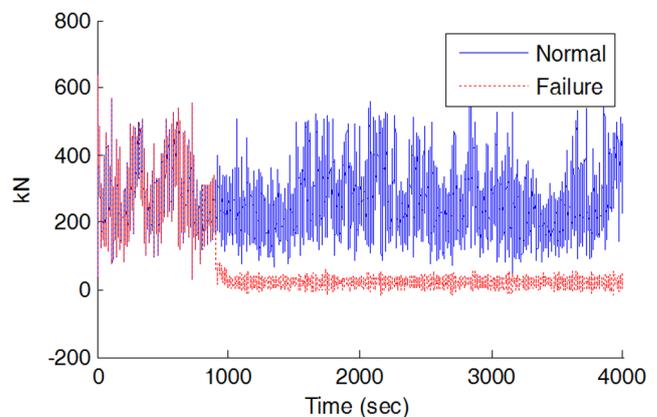
계류선의 장력도 정상상태(Steady-state)의 값에서 큰 변동은 없다고 할 수 있다. 하지만 4개의 풍력발전기 중 하나의 발전기에 공력의 변화가 발생하였을 때 플랫폼의 거동 및 계류선의 장력 응답은 2.1장에서 설명한 시간영역 해석을 통해 확인해 볼 수 있다. 본 연구에서는 Fig.3 에 나타난 2번 풍력발전기의 날개 피치각을 임의로 크게 조정하여 나셀(Nacelle)에 작용하는 추력을 떨어뜨려 인위적인 비대칭 공력 하중을 발생시켰고, 이에 따른 플랫폼의 거동 변화 및 계류선의 장력 변화를 시뮬레이션 하였다.

Fig. 4에서 보이는 바와 같이 2번 풍력발전기의 날개 피치각도를 900 ~ 1,000초 동안 90도로 변화시켜 날개가 받게 되는 항력을 인위적으로 감소시켰다. 실선은 날개의 피치각이 정상상태로 작동될 때를 나타내며, 점선의 경우 피치각 제어가 비정상적인 상태로 플랫폼에 비대칭 공력 하중이 작용하는 경우를 나타낸다. 이러한 변화로 인하여 2번 풍력발전기의 나셀에 작용하는 추력은 Fig. 5와 같이 급격하게 감소하게 된다. 1,000초 이후 평균 추력은 22.53kN으로 정상상태의 평균 추력인 258.56kN 과 비교하여 8.71% 수준으로 감소하였음을 확인할 수 있다.

감소된 추력의 영향으로 플랫폼의 거동에 변화가 생기며, 6자유도 운동에 대한 시간영역의 통계 해석 결과가 Table 4에 정리되어 있다. 통계 수치는 비대칭 공력하중이 작용한 이후의 경향을



**Fig. 4** Blade pitch angle of turbine #2



**Fig. 5** Rotor thrust force of turbine #2

비교하기 위하여 1,000초부터 4,000초까지의 결과를 이용하였다. 사각형 형태의 플랫폼에서 한쪽 모서리에 위치한 풍력발전기에 작용하는 추력이 감소되면서 플랫폼에 선수동요 모멘트를 발생 시키게 되고, 이에 따라 Fig. 6와 같이 플랫폼의 선수동요 운동이 모든 발전기가 정상적으로 작동되는 경우와 비교하여 뚜렷하게 차이가 나게 됨을 확인 할 수 있다. 정상 상태에서의 플랫폼의 최대 선수동요 각도는 약 0.66도이나 비대칭 공력 하중의 영향으로 선수동요의 최대값이 약 1.30도로 변화하게 되어 96.94% 증가한 결과를 보였다. 비교를 위하여 정상상태 대비 비대칭 상태의 평균 운동 응답을 오차율(Error)로 Table 4에 나타내었다.

플랫폼 6자유도 운동의 변화는 상부의 풍력발전기 출력에도 영향을 미치게 되며 비대칭 공력하중 작용 전, 후의 발전기 출력 변화와 정상상태 대비 비대칭 상태의 평균 출력에 대한 오차율을 통계 해석 하여 Table 5에 나타내었다. 문제가 발생한 2번 풍력발전기의 경우 출력이 음(-)의 값을 가지게 되는 경우도

발생하는데, 이는 임의로 변화시킨 날개 피치각 90도가 과도하여 음의 양력이 발생하였고, 이로 인하여 로터의 회전방향이 반대로 되는 경우가 발생하였기 때문이다. 2번 풍력발전기를 제외한 나머지 풍력발전기 출력 평균값의 변화는 약 0.04% 이내로 미미한 수준이다.

또한 계류선 최 상부의 장력도 플랫폼 운동 변화의 영향으로 증가 또는 감소하게 된다. 계류선 #2, #4, #6, #8의 경우 비대칭 공력 하중의 영향으로 인하여 최대 및 평균 장력 모두 증가하였으며, 최대 장력의 증가율은 0.91 ~ 2.92%이다. 반면 계류선 #1, #3, #5, #7의 경우 최대 및 평균 장력이 모두 감소하였으며 최대 장력의 감소율은 0.06 ~ 6.10%로 확인되었다. 이와 같이 계류선의 위치에 따라 장력의 증감이 다른 것은 좌측 방향에서 우측방향으로 (양의 방향) 가해지는 환경하중으로 인해 결정되는 정상상태에서의 대칭적인 장력 추세와 플랫폼의 선수동요 발생으로 인하여 변동되는 비대칭적인 장력의 추세, 그리고 2번 풍력발전기의 추력이 감소하게 되면서 변화하는 플랫폼 전후동요 (Surge) 변위의 감소 효과 등이 한꺼번에 중첩되어 나타나기 때문이라고 볼 수 있다. 특히 계류선 #1과 #4, 또는 #5와 #8과 같이 서로 대칭 위치에 있는 계류선을 비교하면 그 위치의 대칭성으로 인하여 정상상태에서 장력 변화의 추세는 같은 경향을 보이고 있으나 비대칭 공력 하중 상태에서는 서로 상반되는 장력의 증감 경향을 나타내고 있다. 이러한 차이는 플랫폼의 선수동요로 인하여 발생한다고 볼 수 있다. 8개의 계류선 중 대표적인 위치에 있는 4개 계류선 장력 변화를 Figs. 7 ~ 10에 나타내었고 시간영역의 통계 해석 결과를 Table 6에 정리하였다. Figs 7 ~ 10에 나타난 스펙트럼은 1,000초 ~ 4,000초 구간의 장력 응답 해석 결과를 평균값을 0으로 정규화 하여 나타내었고, 장력 응답의 동적인 효과를 확인하는데 이용하였다.

계류선 #6과 #7의 경우 풍상측(Weather side)에 위치하여

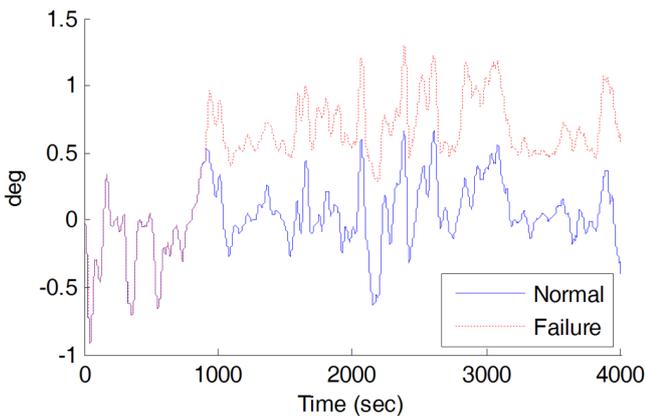


Fig. 6 Platform yaw motion

Table 4 Platform motion statistics

Mode	Normal				Failure				Error [%]
	Maximum	Minimum	Mean	STD	Maximum	Minimum	Mean	STD	
Surge [m]	20.68	16.13	17.59	0.68	20.47	15.90	17.33	0.68	-1.46
Sway [m]	0.04	-0.08	-0.02	0.02	0.03	-0.10	-0.04	0.02	95.22
Heave [m]	0.35	-1.18	-0.41	0.26	0.36	-1.16	-0.40	0.26	-3.08
Roll [deg]	0.03	0.00	0.01	0.00	0.03	0.00	0.01	0.00	35.45
Pitch [deg]	0.73	-1.62	-0.41	0.35	0.70	-1.66	-0.43	0.35	6.10
Yaw [deg]	0.66	-0.64	0.06	0.22	1.30	0.29	0.70	0.21	1021.34

Table 5 Power output statistics

Turbine	Normal				Failure				Error [%]
	Maximum	Minimum	Mean	STD	Maximum	Minimum	Mean	STD	
#1 [kW]	2156.00	1077.00	1988.76	129.17	2154.00	1076.00	1988.53	129.40	-0.01
#2 [kW]	2166.00	1081.00	1987.59	130.65	-95.95	-382.40	-258.74	56.97	-113.02
#3 [kW]	2198.00	1012.00	1958.80	174.12	2196.00	1008.00	1958.05	175.26	-0.04
#4 [kW]	2185.00	1038.00	1961.69	168.79	2184.00	1045.00	1962.09	167.65	0.02

가장 큰 장력이 작용하게 되며, 플랫폼의 전후동요, 상하동요, 종동요에 따라 장력 응답이 결정된다. Figs. 9 ~ 10의 장력 응답 스펙트럼 해석결과에 따르면, 0.2rad/s 이하의 저주파 성분이 지배적임을 알 수 있으며, 이는 플랫폼의 장주기 전후동요에 의해 발생하는 계류선 최 상부 장력의 변동에 의한 것

임을 알 수 있다. 반면 계류선 #1과 #4 같은 풍하측(Lee side) 계류선의 경우 전후동요에 의한 저주파 응답과 함께 과랑 스펙트럼의 최대 주기인 0.58rad/s 근방의 응답 성분과 종동요 고유주기인 0.42rad/s의 성분도 뚜렷이 나타남을 확인할 수 있다.

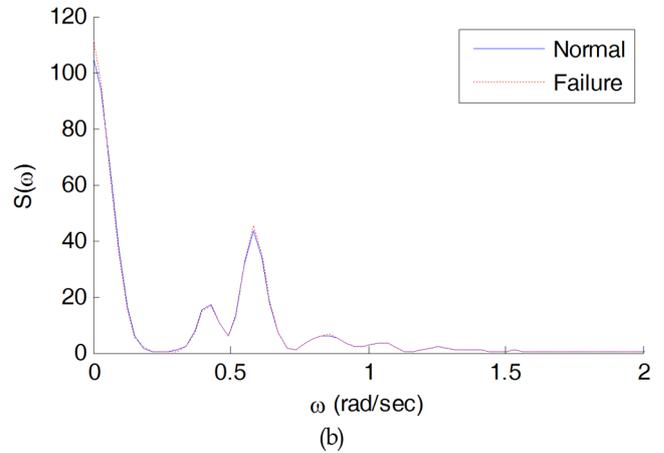
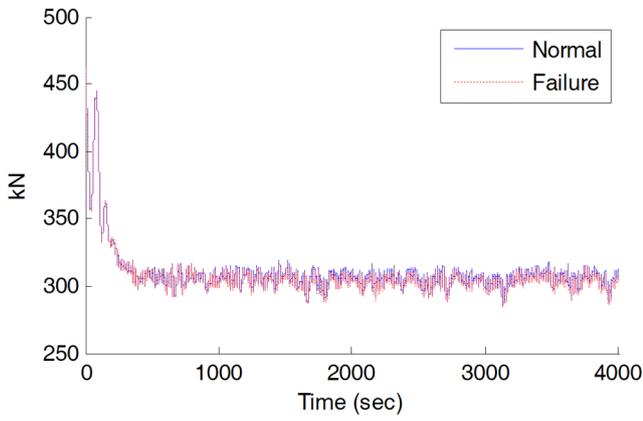


Fig. 7 Line #1 top tension (a) and spectra (b)

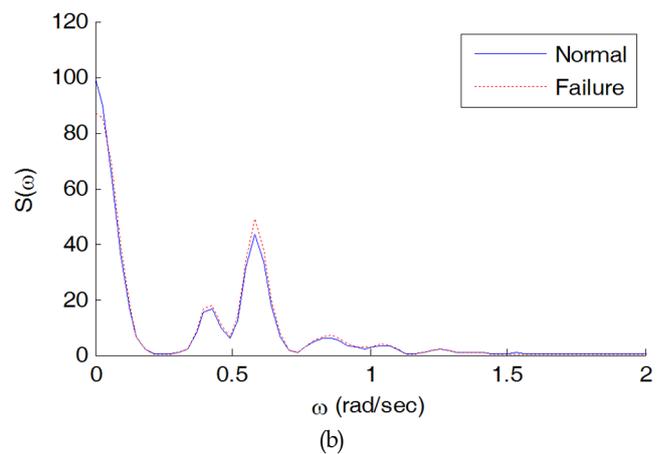
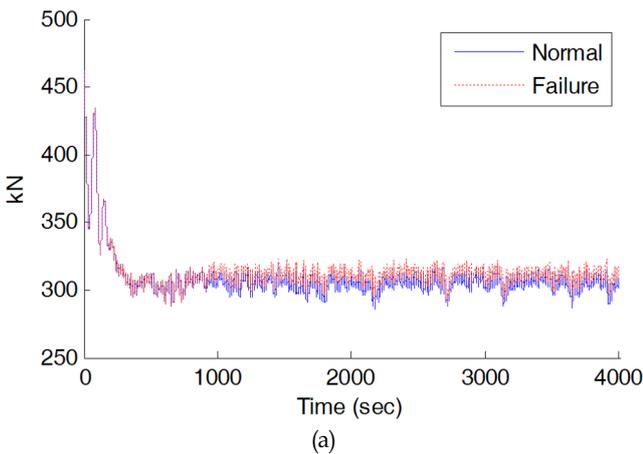


Fig. 8 Line #4 top tension (a) and spectra (b)

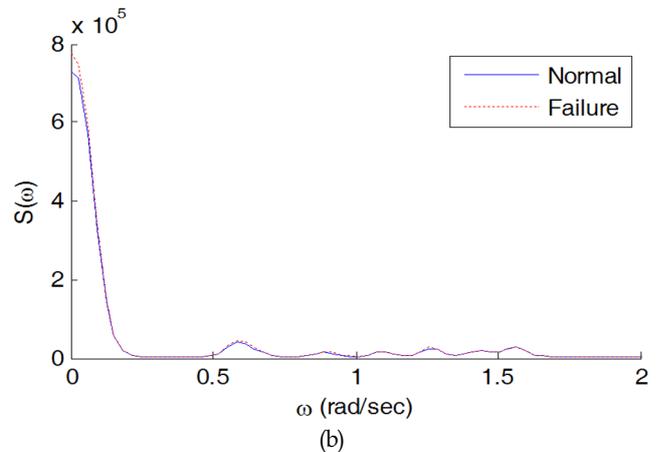
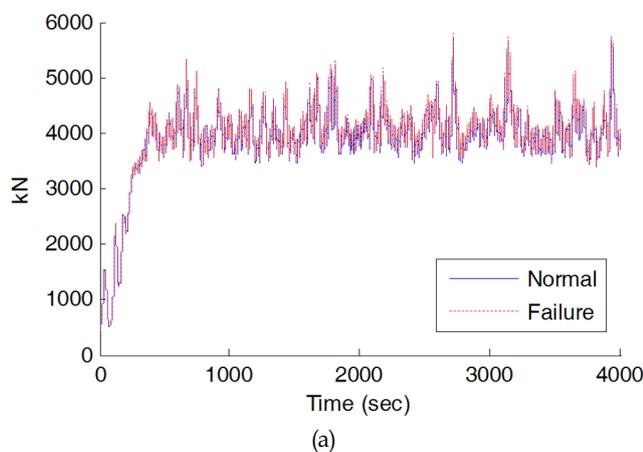


Fig. 9 Line #6 top tension (a) and spectra (b)

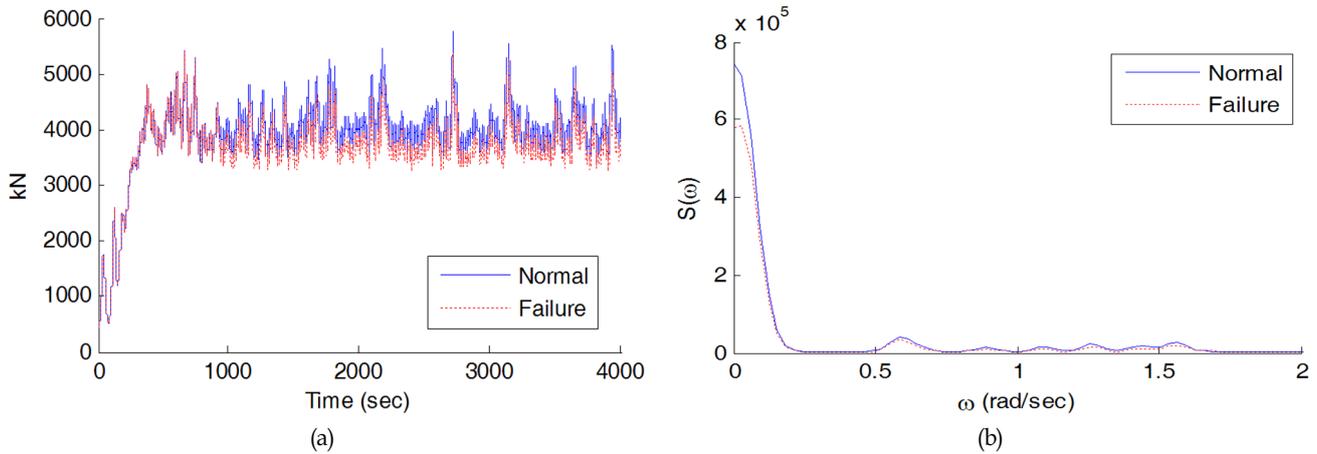


Fig. 10 Line #7 top tension (a) and spectra (b)

Table 6 Mooring line top tension statistics

Line	Normal				Failure				Error [%]
	Maximum	Minimum	Mean	STD	Maximum	Minimum	Mean	STD	
#1 [kN]	319.62	286.18	305.31	4.72	317.96	284.53	303.66	4.73	-0.54
#2 [kN]	259.74	229.30	247.21	4.32	262.76	231.92	250.60	4.48	1.37
#3 [kN]	259.69	230.01	246.59	4.29	259.53	229.59	246.51	4.32	-0.03
#4 [kN]	318.67	285.13	305.40	4.67	323.40	291.41	310.61	4.79	1.70
#5 [kN]	1902.22	1200.91	1448.99	104.46	1786.49	1129.74	1349.81	93.72	-6.85
#6 [kN]	5733.32	3394.53	4089.29	335.45	5785.73	3422.93	4134.30	342.83	1.10
#7 [kN]	5758.61	3429.57	4068.48	334.32	5407.07	3244.84	3797.94	303.85	-6.65
#8 [kN]	1978.79	1230.33	1471.78	104.03	2036.58	1256.87	1506.96	108.59	2.39

### 3. 결 론

본 논문에서는 MUFOWT의 비대칭 공력 하중의 영향에 대하여 조사하였으며, 공력-유체력-탄성력-제어-플랫폼-계류선의 복합적인 요소를 고려한 시간영역 운동응답을 구하기 위하여 FAST를 확장하여 다수의 풍력발전기가 동시 계산 되도록 하였고, 플랫폼 및 계류선 거동 계산을 위하여 CHARM3D를 결합한 복합 프로그램을 개발하여 활용하였다. MUFOWT의 경우 단일 플랫폼 상부 서로 다른 위치에 각각의 풍력발전기가 위치하게 되므로, 하나의 풍력발전기에 문제가 발생하여 추력의 변동이 있으면, 플랫폼의 선수동요 모멘트를 발생시켜 전체적인 플랫폼의 운동 응답과 계류선의 장력 응답이 달라진다. 이러한 결과는 4개의 풍력발전기가 탑재된 반잠수식 플랫폼 모델을 이용하여 시뮬레이션 하였고, 비대칭 공력하중을 적용 하였을 때 플랫폼의 선수동요 변화 및 계류선의 장력 증감을 확인하였다. 특히 계류선의 장력 변화는 플랫폼에 작용하는 환경 하중, 비대칭 공력 하중으로 야기된 플랫폼의 선수동요, 그리고 감소된 추력으로 인하여 변하는 전후동요 변위 등 복합적인 요소로 결정되므로, 본 연구에서 활용한 시간영역 해석이 필수적이라 할 수 있다. 본 연구에서는 다수의 풍력발전기 상호간의 공기역학적 간섭이나 후류의 영향은 고려하지 않았으나, 후류에 의해 감소

되는 풍속과 증가되는 난류강도 등에 대한 실험적인 데이터를 활용하여 후방의 풍력발전기에 전방과는 다른 특성의 바람 데이터를 입력한다면 부분적으로 후류의 영향을 고려한 해석을 수행할 수 있을 것이다. 본 연구결과는 향후 개발이 예상되는 다양한 형태의 MUFOWT의 운동 응답 및 장력 응답 해석에 유용한 자료로 활용될 수 있을 것이다.

### 후 기

본 연구는 해양수산부의 해양청정에너지개발사업 "10MW급 부유식 파력-해상풍력 연계형 발전시스템 설계기술 개발"과제의 지원으로 수행되었으며, 연구비 지원에 감사드립니다.

### References

ABS, 2014. Guidance Notes on Global Performance Analysis for Floating Offshore Wind Turbine Installation. American Bureau of Shipping, 45-47.  
 Bae, Y.H., Kim, M.H., 2011. Rotor-floater-mooring Coupled Dynamic Analysis of Mono-column-TLP-type FOWT (Floating Offshore Wind Turbine). Journal of Ocean

- Systems Engineering, 1(1), 95-111.
- Bae, Y.H., Kim, M.H., 2013a. Coupled Dynamic Analysis of FOWT (Floating Offshore Wind Turbine) with Partially Broken Blade. Proceedings of the 23rd International Offshore and Polar Engineering Conference, Anchorage, AK.
- Bae, Y.H., Kim, M.H., 2013b. Rotor-floater-tether Coupled Dynamics Including Second-order Sum-frequency Wave Loads for a Mono-column-TLP-type FOWT (Floating Offshore Wind Turbine). Journal of Ocean Engineering, 61, 109-122.
- Bae, Y.H., Kim, M.H., 2014. Coupled Dynamic Analysis of Multiple Wind Turbines on a Large Single Floater. Journal of Ocean Engineering, 92, 175-187.
- Bae, Y.H., Kim, M.H., Q, Yu., 2014. The Dynamic Coupling Effects of a MUFOWT (Multiple Unit Floating Offshore Wind Turbine) with Partially Broken Blade. Proceedings of the 24th International Offshore and Polar Engineering Conference, Busan, Korea.
- Barltrop, N., 1993. Multiple Unit Floating Offshore Wind Farm. Journal of Wind Engineering, 17(4), 183-188.
- Haid, L., Stewart, G., Jonkman, J., Robertson, A., Lackner, M., Matha, D., 2013. Simulation-Length Requirements in the Loads Analysis of Offshore Floating Wind Turbines. Proceedings of the 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Nantes, France.
- Henderson, A.R., Leutz, R., Fujii, T., 2002. Potential for Floating Offshore Wind Energy in Japanese Waters. Proceedings of the 12th International Offshore and Polar Engineering Conference, Kitakyushu, Japan.
- Henderson, A.R., Zaaijer, M., Bulder, B., Pierik, J., Huijsmans, R., van Hees, M., Snijders, E., Wijnants, G.H., Wolf, M.J., 2004. Floating Windfarms for Shallow Offshore Sites. Proceedings of the 14th International Offshore and Polar Engineering Conference, Toulon, France.
- Jonkman, J.M., 2003. Modeling of the UAE Wind Turbine for Refinement of FAST\_AD. National Renewable Energy Laboratory, Golden, CO.
- Jonkman, J.M., Buhl Jr, M.L., 2004. FAST User's Guide. National Renewable Energy Laboratory, Golden, CO.
- Jonkman, J.M., 2007. Dynamics Modeling and Loads Analysis of an Offshore Floating Wind Turbine. National Renewable Energy Laboratory, Golden, CO.
- Kane, T.R., 1961. Dynamics of Nonholonomic Systems. Journal of Applied Mechanics 28, 574-578.
- Kim, M.H., Ran, Z., Zheng, W., Bhat, S., Beynet, P., 1999. Hull/mooring Coupled Dynamic Analysis of a Truss Spar in Time Domain. Proceedings of the 9th International Offshore and Polar Engineering Conference, Brest, France.
- Kim, M.H., Tahar, A., Kim, Y.B., 2001. Variability of TLP Motion Analysis Against Various Design Methodologies/Parameters. Proceedings of the 11th International Offshore and Polar Engineering Conference, Stavanger, Norway.
- Lefranc, M., Torud, A., 2011. Three Wind Turbines On One Floating Unit Feasibility Design And Cost. Proceedings of the Offshore Technology Conference, Houston, TX.
- Morison, J.R., Johnson, J.W., Schaaf, S.A., 1950. The Force Exerted by Surface Waves on Piles. Journal of Petroleum Technology, 2(05), 149-154.
- Musial, W.D., Butterfield, S., Boone, A., 2004. Feasibility of Floating Platform Systems for Wind Turbines. Proceedings of the 42nd AIAA Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, Reno, NV.
- Tahar, A., Kim, M.H., 2003. Hull/Mooring/Riser Coupled Dynamic Analysis and Sensitivity Study of a Tanker-based FPSO. Journal of Applied Ocean Research, 25(6), 367-382.
- Tong, K.C., 1998. Technical and Economic Aspects of a Floating Offshore Wind Farm. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 74(6), 399-410.
- Wayman, E., Scavounos, P., Butterfield, S., Jonkman, J., Musial, W., 2006. Coupled Dynamic Modeling of Floating Wind Turbine Systems. Proceedings of the Offshore Technology Conference, Houston, TX.

# 실시간 적응 A\* 알고리즘과 기하학 프로그래밍을 이용한 선박 최적항로의 2단계 생성기법 연구

박진도\* · 김낙완\*

\*서울대학교 조선해양공학과, 해양시스템공학연구소

## Two-Phase Approach to Optimal Weather Routing Using Real-Time Adaptive A\* Algorithm and Geometric Programming

Jinmo Park\* and Nakwan Kim\*

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

**KEY WORDS:** A\* algorithm A\* 알고리즘, Fuel saving 연료절감, Geometric programming 기하학 프로그래밍, Real-time Adaptive A\* algorithm 실시간 A\* 알고리즘, Speed scheduling 속도계획, Weather routing 최적항로

**ABSTRACT:** This paper proposes a new approach for solving the weather routing problem by dividing it into two phases with the goal of fuel saving. The problem is to decide two optimal variables: the heading angle and speed of the ship under several constraints. In the first phase, the optimal route is obtained using the Real-Time Adaptive A\* algorithm with a fixed ship speed. In other words, only the heading angle is decided. The second phase is the speed scheduling phase. In this phase, the original problem, which is a nonlinear optimization problem, is converted into a geometric programming problem. By solving this geometric programming problem, which is a convex optimization problem, we can obtain an optimal speed scheduling solution very efficiently. A simple case of numerical simulation is conducted in order to validate the proposed method, and the results show that the proposed method can save fuel compared to a constant engine output voyage and constant speed voyage.

### 1. 서 론

최근 환경에 대한 문제와 선박의 연료비 문제로 선박의 온실가스 배출 및 연료비 절감을 위한 연구가 활발히 이루어지고 있다. 이를 위하여 선박의 정해진 설계 속도의 60% 정도의 속도로 저속운항을 하거나 선체에 부가물을 붙여 저항을 감소시키는 등의 노력들이 이루어지고 있다(He-ping, 2007). 최적항로 계획은 이러한 연료 소비량 감소 및 온실가스 배출 감소를 위한 노력의 하나로 주어진 해상환경에서 최소의 연료로 목적지까지 도달하기 위한 경로 생성에 관한 연구이다. 이와 관련하여 알고리즘 방법론에 관한 연구로는 3차원 동적 프로그래밍을 이용하여 선박의 속도와 경로를 변경 시켜가며 경로를 도출한 연구와(Shao et al., 2012), 수정된 등시선법을 이용하여 기존의 그리드 기반의 경로 탐색에서 벗어난 방법(Rho, 2013) 등이 있다. 하지만 주어진 환경에서 전역 최적화의 보장이 없으며, 등시선법을 통한 알고리즘에 의한 완전성이 보장되지 않았으므로

생성된 결과에서 최적화의 정도가 낮을 수 있다는 단점이 있다. 최적항로 도출 문제의 특징으로 언급 되는 해상 환경 변화의 문제를 해결하기 위하여 Hinnehal and Clauss (2010)은 앙상블 일기 예보를 도입하여 환경 변화에 강건한 최적항로를 도출하였다. 하지만 이 앙상블 일기예보는 상당히 비싼 정보이며, 방대한 데이터베이스를 바탕으로 한 계산이 이루어져야 하므로 항로 도출에 계산 시간이 많이 걸린다는 단점이 있다. 그러므로 환경 변화를 반영하는 동시에 연료 소모량 측면에서 최적화된 항로를 도출하기 위해서는 해상 환경 예보가 바뀌는 시간 단위에 따라 적절한 시간 내에 계산이 가능한 방법이 필요하다. 본 논문에서는 효율적인 계산 시간과 높은 정도의 경로 최적화를 위하여 항로 도출에 실시간 적응 A\* 알고리즘과 기하학적 프로그래밍을 바탕으로 최적항로 도출 방안을 제시하고자 한다. 선박의 경우 연산시간의 여유가 큰 편이나, 수백 척의 선박을 운영하는 대형 해운사의 경우 각각의 선박이 기상상태를 전송 받고 최적경로를 생성하는 것 보다는 중앙관제센터에서 업데이트

Received 4 November 2014, revised 3 June 2015, accepted 22 June 2015

Corresponding author Nakwan Kim: +82-2-880-7293, nwkim@snu.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

된 기상상태를 바탕으로 수십척 이상의 운항중인 선박의 최적 경로를 생성하고 각 선박에게 전송하는 통합 운영방식이 최적 경로 시스템 및 기상상태 서비스의 개수를 최소화시킬수 있다는 점에서 경제적인데, 이런 경우 계산시간의 중요성이 증가하고 본 논문에서 제시한 기법으로 최적경로 생성에 소요되는 계산시간을 감소시킬 수 있다.

본 논문은 다음의 순서로 구성되어 있다. 우선 최적항로의 문제의 특성을 이야기 하고 다음 장에서는 해상 환경에 의한 선박 속도 저하를 고려하기 위한 계산 방법과 항해에서 반드시 고려되어야 하는 안전성의 반영 방안을 제시한다. 네 번째 장에서는 항로 도출을 위해 적용된 실시간 적응 A\* 알고리즘에 대한 간단한 설명과 기본적인 이해를 위해 A\* 알고리즘에 대한 설명을 덧붙인다. 그리고 제 5장에서 이렇게 도출된 항로에서 최적의 선박 운항 전략을 제시하기 위한 방법인 기하학적 프로그래밍에 대한 설명과 이를 어떻게 최적항로 문제에 적용시킬 것인가에 대한 논의를 한다. 다음 장에서는 간단한 수치 시뮬레이션을 통한 이 방법의 효용성을 검증하고 마지막 장에서는 본 논문의 결론과 요약을 제시하고자 한다.

## 2. 문제의 정의

최적항로 문제에서는 해상환경이 시시각각 다양하게 변화하며 기상 정보를 제공하는 기관에서 주어지는 정보가 한정적이기 때문에 완벽한 최적화를 이룰 수 있는 항로를 도출 하는 것이 어렵다. 그러므로 해상 환경이 업데이트 되는 각 시간 간격마다 새롭게 최적항로를 도출하는 것이 요구된다. 또한 각 시간 간격마다 최적항로를 만들어내야 하기 때문에 이를 위한 적절한 알고리즘의 적용이 요구된다. 이 때 주어지는 최적화 문제는 각 시간 간격 별 선박의 방향각과 속도 두 변수를 결정하는 것이고, 문제의 식은 다음과 같이 정의 될 수 있다.

$$\begin{aligned} \min f(V, \beta) &= \sum_{i=1}^n \{g(V_{i-1,i}) + g_{ad}(V_{i-1,i}, \beta_{i-1,i})\}d_{i-1,i} \\ \text{subject to} \\ \sum_{i=1}^n \frac{d_{i-1,i}}{V_{i-1,i}} &\leq T \\ V_{\min} \leq V_{i-1,i} &\leq V_{\max} \\ \beta_{\min} \leq \beta_{i-1,i} &\leq \beta_{\max} \end{aligned} \quad (1)$$

여기서  $V_{i-1,i}$  값은  $i-1$ 번째 스텝의 위치에서  $i$ 번째 스텝까지의 속도,  $g(V_{i-1,i})$ 는 단위 거리당 연료 소모 값을 뜻하며 선박의 시운전 데이터를 통해 얻을 수 있다. 일반적으로 이 값은 속력에 대한 이차함수 형태로 표현이 가능하다.  $g_{ad}(V_{i-1,i}, \beta_{i-1,i})$  값은 속도  $V_{i-1,i}$ 를 유지하기 위한 해상환경에서의 연료 보상 량을 뜻한다. 첫 번째 제약 조건은 총 항해 시간이 정해진 시간  $T$ 내에 항구에 도착해야 함을 의미하며, 두 번째 제약 조건은 선박의 운항 속도 영역과 세 번째 조건은 선박의 방향각의 제약 조건을 나타낸다. 이 문제를 해결하기 위한 기본적인 아이디어는 다음 Fig. 1로 설명할 수 있다. 매 여섯 시간마다 업데이트 되는

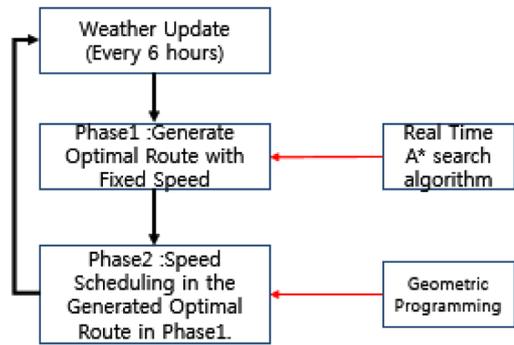


Fig. 1 Flow Chart of Proposed Idea

일기 예보를 바탕으로 Phase 1에서 선박 속도를 고정하고 Real Time A\* 알고리즘을 이용하여 최적항로를 생성하고 Phase 2에서는 Phase 1을 통해 생성된 최적항로에서 기하학 프로그래밍을 이용하여 최적 운항 속도를 계획한다.

## 3. 최적 항로 생성을 위한 고려 사항

본 논문에서는 최적 항로 생성을 위한 고려 사항으로 해상환경에 의한 선속의 변화량과 선박의 항해중 안전성을 고려하였다. 이들 두 요소는 최적항로 생성을 위한 가장 중요한 요소로써 선속의 변화는 Phase 1과 2에서 안전성은 Phase 2에서 반영된다.

### 3.1 해상 환경에 의한 선속의 변화

선박이 실제 운항에서 파와 바람을 만나게 되면 선박 속력의 변화가 일어난다. 이 선박의 속도 저하를 정확히 계산하기 위해서는 선박의 부가저항을 계산하여 반영하여야 하지만 이는 푸는 과정에서 시간이 오래 걸리며 방법이 지나치게 복잡하므로 선박의 최적 항로 생성 도출에 과도한 시간이 소요될 수 있다. 그러므로 본 논문에서는 Beaufort number (BN)을 기반으로 한 선속저하식을 이용하도록 한다.(Townsin and Kwon, 1993)이 약산식은 다음과 같이 주어진다.

$$\frac{\Delta V}{V} (100\%) = \alpha \mu \left( \frac{0.7BN + BN^{6.5}}{2.7V^{2/3}} \right) \quad (2)$$

여기서, BN은 Beaufort number,  $\nabla$ 은 선박의 배수량,  $\alpha$ 는 선속과 선박의 방형계수에 따른 수정 계수,  $\mu$ 는 파와 바람이 들어

Table 1  $\alpha$  Value

$\alpha$	$F_n$	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30
0.60(Normal)	-	-	1.54	1.26	1	0.56
0.65(Normal)	-	-	1.81	1.36	1	0.42
0.70(Normal)	-	-	2.08	1.52	1	0.38
0.75(Normal)	1.42	1	0.69	0.37	-	-
0.80(Normal)	1.48	1	0.57	0.25	-	-

Table 2  $\mu$  Value

Angle	$\mu$ value
30~60(deg)	$2\mu = 1.7 - 0.03(BN - 4)^2$
60~150(deg)	$2\mu = 0.9 - 0.06(BN - 6)^2$
150~180(deg)	$2\mu = 0.4 - 0.03(BN - 8)^2$
0~30(deg)	$2\mu = 0.4 - 0.03(BN - 8)^2$

오는 방향에 따라 달라지게 되는 상수를 뜻한다.  $\Delta V$ 와  $V$ 는 선박의 속력 손실량과 선박의 정수중의 속력을 각각 뜻한다. 위의 식에서 나오는 상수  $\alpha$ 와  $\mu$ 는 다음 표 1과 2와 같다.

### 3.2 선박의 항해 중 안전성의 반영

본 논문에서 선박의 항해 중 안전성의 반영은 IMO (International Maritime Organization)에서 제시된 항해 안전성에 대한 가이드라인(IMO, 2007)에 따르도록 한다. 여기서 정의되는 각도  $\beta$ 는 선박과 파가 만나게 되는 상대적인 각도로 0도 일 때를 Head sea 그리고 180도 일 때를 Following sea로 정의한다.

IMO 가이드라인에서 피해야 하는 상황은 크게 Surf-riding and broaching-to와 과도 횡동요(Parametric-rolling)으로 나눌 수 있다. 우선 Surf-riding and broaching-to는 파가 뒤에서 오게 될 때 선박의 후미부를 쳐 순간적으로 조종성을 잃게 되어 과도한 Yawing 현상이 발생되고 이때 측면에서 치는 파에 의해 선박의 횡동요가 크게 야기될 수 있는 현상을 말한다. 이 현상은 일반적으로 다음 두 조건이 만족할 때 일어나게 된다.

$$135^\circ < \beta < 225^\circ$$

$$V_{ship} > \frac{1.8\sqrt{L_{ship}}}{\cos(180^\circ - \beta)} \quad (3)$$

또 하나의 피해야 하는 현상은 과도횡동요이다. 이는 선박의 고유 주기와 파와 선박의 조우주기가 비슷하게 되어 선박의 과도한 횡동요를 발생시켜 선박의 전복을 야기할 수 있는 현상이다. IMO 가이드라인에 따르면 이 현상은 다음 둘 중의 하나를 만족하게 될 때 일어날 수 있다.

$$|T_R - T_E| \leq \varepsilon T_R$$

$$|T_R - 2T_E| \leq \varepsilon T_R \quad (4)$$

여기서  $T_R$ 는 선박의 고유 주기이며  $T_E$ 값은 파와 선박의 조우 주기로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$T_E = \frac{3T_w^2}{3T_w + V \cos \beta} \quad (5)$$

여기서  $T_w$ 는 파의 주기이며  $V$ 선박의 속력으로 노트단위이다. 이 두 가지의 현상 중 하나라도 일어날 가능성이 있으면 Phase 1 에서 그 노드에 값을 무한대로 부여하여 위험가능성이 있는 지역을 피해갈 수 있게 하였다.

## 4. Phase 1 : 최적 항로 생성

첫 번째 단계에서는 연료 소모량을 기준으로 한 선박의 최적 항로가 주어진다. 이 단계에서는 선박의 속력을 고정시킨 후 선박의 각 구간별 방향각을 결정하게 된다. 해상환경이 일반적으로 그리드 셀의 형태로 주어지게 되므로, 그리드 셀 기반의 길 찾기 방법을 사용하는 것이 타당할 수 있다고 할 수 있다. 본 논문에서 사용한 길찾기 알고리즘은 기존의 A\* 알고리즘을 변형하여 계산속도에서 향상을 가져올 수 있는 Real-Time Adaptive A\* (RTAA\*) 알고리즘을 사용하였다. 이 알고리즘의 기본적인 형태는 A\* 알고리즘과 같지만, 휴리스틱 값을 업데이트 하는 부분에서 다르다고 할 수 있다. A\* 알고리즘과 RTAA\* 알고리즘의 기본적인 구조는 다음과 같다.

### 4.1 A\* 알고리즘

A\* 알고리즘(Russell et al., 1995)은 전역 최적화 그리드 셀구조의 맵에 전역 최적화 알고리즘인 다익스트라 알고리즘에 휴리스틱 값을 더하여 속도를 높인 알고리즘으로 이 휴리스틱 값이 Admissible하면 길 찾기의 결과는 다익스트라 알고리즘을 통해 구해진 경로와 같다. 여기서 Admissible하다는 것은 휴리스틱 값이 실제 소요될 값 보다 크게 추정되지 않은 것을 뜻한다. A\* 알고리즘의 구조는 두 개의 구조로 이루어져 있다. 앞으로 탐색되어야 할 노드들중 우선순위 노드들이 저장되는 Open Set 그리고 이미 탐색된 노드들로 구성되어 있는 Closed Set로 구성되어 있다. 이때 탐색되어야 할 노드들의 우선순위는 평가 함수(Evaluation function)계산을 통해 그 값이 작은 노드들부터 이루어진다. 이 평가 함수는 휴리스틱 값과 코스트 값의 합으로 이루어진다. 코스트 값은 현재 위치에서 다음 위치까지 갈때의 정확한 소요 값을 뜻하며, 휴리스틱 값은 다음 노드에서 최종 목적지 까지 갈 때의 추정되는 소요 값을 나타낸다. 다음은 A\* 알고리즘을 통해 경로를 생성할 때의 과정을 나타낸다.

- Step1. 주어진 그리드 셀 시스템에서 시작점과 도착점을 설정
- Step2. Closed set을 공집합으로 설정, Open set에 시작점을 삽입하고 노드에 할당된 값을 0으로 설정, 시작점을 제외한 모든 노드에 대한 값을 무한대로 설정
- Step3. Open set에서 가장 작은 값을 가지는 노드에서 노드 연결 관계를 이용하여 평가 함수를 계산
- Step4. Step3에서 사용된 노드를 Closed set에 삽입, 새롭게 계산된 노드를 Open set에 삽입
- Step5. if) Open set에 삽입된 노드가 최종 목적지면 알고리즘을 종료, otherwise) Step3와 Step4를 반복
- Step6. 최종목적지부터 Backstepping하여 최적의 경로 생성

### 4.2 Real-Time Adaptive A\* 알고리즘

Real-Time Adaptive A\*(RTAA\*) (Koenig and Likhachev, 2006) 알고리즘은 기본적으로 A\* 알고리즘의 구조와 같으나 환경이 바뀌었을 경우 휴리스틱 값의 업데이트 과정에서 좀 더 양질의 휴리스틱 값을 제공하여 검색 속도를 높일 수 있다는

장점이 있다. RTAA\*에서 휴리스틱 값을 주는 방법의 아이디어는 최초에 경로 탐색을 할 때 나오게 되는 경로 값을 다음 경로 찾기를 할 때 사용한다는 것이다. 이 때 사용되는 휴리스틱 값이 Admissible하다는 것을 다음 식으로 보일 수 있다.

$$\begin{aligned} g(s) + gd(s) &\geq gd(s_{curr}) \\ gd(s) &\geq gd(s_{curr}) - g(s) \\ gd(s) &\geq f(\bar{s}) - g(s) \end{aligned} \tag{6}$$

여기서  $s$ 는 최초 길찾기를 할 때 탐색이 되었던 노드를 의미하며,  $g(s)$ 는 현재 위치한 노드  $s_{curr}$ 에서 노드  $s$ 까지 갈 때의 소모 값, 그리고  $gd(s)$ 는 노드  $s$ 에서 최종 목적지 까지 갈 때의 소모 값을 뜻하며,  $gd(s_{curr})$ 은 현재 위치한 노드에서 최종 목적지 까지 갈 때의 소모값을 뜻한다. 이 값들은 처음 길 찾기를 할 때 이미 계산된 값이므로 A\* 알고리즘의 Closed set에 저장되어 쉽게 계산이 가능하다. 최초 길 찾기가 끝난 상태일 때, 현재 위치에서 최종 목적지 까지 가는 거리는 자연스럽게 탐색된 노드  $s$ 를 거쳐 도착하는 거리의 값보다 작거나 같게 된다. 이는, 다음 탐색될 노드  $s$ 에서 좀 더 정확한 정보의 휴리스틱 값을 주는 것과 같고, 실제 소요값보다 적게 되어 Admissible하다는 것을 뜻한다. 즉, RTAA\*에서는 이 휴리스틱 값을 앞선 단계에서 계산된 값을 이용하여, 휴리스틱 값을  $f(\bar{s}) - g(s)$ 으로 하여 노드 탐색의 속도를 높여줄 수 있다. RTAA\*를 이용하여 최적 경로 생성 과정은 다음과 같다.

- Step1. A\* 알고리즘의 Step1-4를 수행
- Step2. Closed set에 저장된 노드들을 대상으로 휴리스틱 값을  $h(s) = f(\bar{s}) - g(s)$ 로 업데이트
- Step3. Step2의 휴리스틱 값을 바탕으로 A\* 알고리즘을 수행
- Step4. Step2와 3을 반복, 현재 노드가 최종목적지이면 중단

### 4.3 최적항로 문제에 적용

최적항로 문제에 RTAA\* 알고리즘을 적용하기 위해서 본 논문에서는 선박의 속력을 고정시키고 방향각을 정하여 최적항로를 생성하였다. 이때 사용된 평가함수는 다음과 같이 쓰여질 수 있다.

$$f(\beta_{i-1,i}) = g(V)d_{i-1,i} + g_{ad}(V, \beta_{i-1,i})d_{i-1,i} + h \tag{7}$$

여기서  $g(V)$ 는 선박이 속도  $V$ 로 정수중에서 운항하게 될 경우 소요되는 단위거리당 연료 소모량을 뜻하며,  $d_{i-1,i}$ 는  $i-1$ 번째 스텝에서  $i$ 번째 스텝의 노드로 가게 될 때의 거리를 뜻한다. 정수 중 운항 중일 경우 이 함수는 선박의 방향각에 영향을 받지 않게 되고 오로지 선박의 속력의 이차함수 형태로 표현될 수 있다.  $g_{ad}(V, \beta_{i-1,i})$  값은 선박이 속도  $V$ 로 어떤 특정한 해상환경에서 운항하게 될 때 속도  $V$ 를 유지하기 위한 단위거리당 추가 연료 소모량을 뜻한다. 평가함수 식 우변의 첫 두항  $g(V)d_{i-1,i} + g_{ad}(V, \beta_{i-1,i})d_{i-1,i}$ 의 값은 현재 위치에서 다음 위치까지 갈 때의 정확한 연료 소모량을 뜻하므로, 코스트 값의 역할을 한다. 마지막 항인  $h$ 값은 휴리스틱 값으로, 최초 A\* 알고리즘을 통해 항

로를 생성할 때  $BN = 2$ 일 때의 값을 적용하여 다음 위치에서 최종 목적지까지의 연료 소모값을 추정하였다. 이 값은 시행착오에 의해 얻어진 값으로, 다익스트라 알고리즘과 비교하여 같은 경로가 나오게 될 때의 값을 이용한 것이다. 해상환경이 바뀌게 되고 선박의 위치가 업데이트 되면, 이 휴리스틱 값은 RTAA\*에서 기술되는 휴리스틱 값으로 업데이트가 된다. 이 값은 앞선 단계에서 A\* 알고리즘을 통해 계산되어 Closed set에 저장된 값을 이용하여,  $h = J_{i, final} - g(V)d_{i-1,i}$ 으로 업데이트 한다. 여기서  $J_{i, final}$  값은  $i$ 번째 스텝의 선박의 위치에서 최종 위치까지 이전 단계 A\* 알고리즘에서 계산된 총 연료값을 의미한다.

## 5. Phase 2 : 속도 계획 단계

속도 계획은 Phase 1에서 도출된 최적 경로를 바탕으로 이루어진다. 이 단계에서는 속도를 계획 하므로, 선박의 방향각이 아닌 선박의 속력이라는 변수를 결정하는 단계이다. 이때 주어지는 최적화 문제의 식은 다음과 같이 주어질 수 있다.

$$\begin{aligned} \min \sum_{i=1}^n g(V_{i-1,i})d_{i-1,i} \\ \text{subject to} \\ \sum_{i=1}^n \frac{d_{i-1,i}}{V_{i-1,i} - \Delta V_{i-1,i}} \leq T \\ V_{\min} \leq V_{i-1,i} \leq V_{\max}, \quad i = 1, 2, \dots, n \end{aligned} \tag{8}$$

여기서  $g(V_{i-1,i})$ 는 정수중에서 선박이 속력  $V_{i-1,i}$ 를 유지할 때 소요되는 단위 거리당 연료 소모량이며,  $\Delta V_{i-1,i}$ 는 해상 환경에 의해 줄어드는 선박의 속력 손실량을 뜻한다. 여기서 주어지는 연료 소모량 함수는 앞서 언급했듯이 일반적으로 속도에 대한 이차함수의 형태를 가지게 된다. 또한, 이 문제에서 첫 번째 제약 조건은 변수가 분모에 들어가 있는 형태이므로 이 최적화 문제는 비선형 최적화 문제의 형태를 가지고 있다. 이러한 문제를 직접적으로 접근 하는 것은 상당히 시간이 많이 소요될 수 있으며, 도출된 해가 지역 최적화에 빠질 염려가 있으므로 적절한 방법을 통한 문제의 해결이 요구된다. 본 논문에서는 기하학적 프로그래밍(Geometric programming)을 이용하여 이 속도 계획 문제를 해결하였다.

### 5.1 기하학적 프로그래밍(Geometric programming)

기하학적 프로그래밍은 비선형 문제들을 로그 변수로 치환시켜 로그 컨벡스(log-convex) 문제로 변환 시켜 푸는 방법이다. 이때, 나오는 로그 컨벡스 문제의 해는 전역 최적해를 보장할 수 있다.(Boyd et.al, 2007) 일반적으로 주어지게 되는 기하학적 프로그래밍의 문제 형태는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \min f_0(x) \\ \text{subject to} \\ f_i(x) \leq 1, \quad i = 1, \dots, m \\ h_i(x) = 1, \quad i = 1, \dots, p \end{aligned} \tag{9}$$

여기서, 목적함수의 형태는 Posynomial 그리고 부등호 제약 조건의 형태는 Posynomial 마지막으로 등호 제약조건의 형태는 Monomial의 형태를 가진다. Posynomial의 형태는  $\sum_{j=1}^n a_j x_1^{h_1} x_2^{h_2} \dots x_m^{h_m}$ 의 형태를 가지는 식으로 여기서 계수  $a_j$ 는 양수이며, 변수  $x_k$  또한 양수 그리고 지수항  $h_k$ 는 모든 실수가 가능하다. Monomial은 이 Posynomial에서 항이 하나일 때를 뜻한다. 이때 변수에 로그를 취하게 되면 이 최적화 문제는 로그 컨벡스의 형태가 되므로, 우리는 이 최적화 문제를 효율적으로 풀 수 있으며, 이 때 나오게 되는 해는 전역 최적화를 보장할 수 있다.

## 5.2 속도 계획에 적용

앞서 언급된 것처럼  $g(V_{i-1,i})$ 는 일반적으로 속력에 대한 이차함수로 표현이 가능하고, 선박의 운항 영역에서는 단순 증가 상태를 보인다. 또한, 해상환경에 의한 선속 저하량 약산식에 따르면, 선속 저하량은  $\Delta V = V\alpha\mu\{(0.7BN + BN^{6.5})/2.7\nabla^{2/3}\}/100$ 로 표현이 가능하고, 이미 결정된 항로 위에서 이 값은 선박의 속력에 대한 함수로 표현이 된다. 그러므로, 이 최적화 문제는 다음과 같이 쓰여질 수 있다.

$$\begin{aligned} \min f(V) &= \sum_{i=1}^n (C_1 V_{i-1,i}^2 + C_2 V_{i-1,i} + C_3) d_{i-1,i} \\ \text{subject to} \\ \sum_{i=1}^n \frac{d_{i-1,i}}{\lambda_i V_i} &= \sum_{i=1}^n \frac{1}{\lambda_i V_i} \leq T \\ V_{\min} \leq V_i &\leq V_{\max}, \quad i = 1, 2, \dots, n \end{aligned} \quad (10)$$

여기서  $\lambda_i$ 는  $1 + \alpha_i \mu_i \{(0.7BN_i + BN_i^{6.5})/2.7\nabla^{2/3}\}/100$ 이며,  $\lambda'_i$ 는  $\lambda_i$ 와  $1/d_{i-1,i}$ 의 곱이다. 하지만 위의 최적화 문제에서 바로 기하학적 프로그래밍의 적용은 불가능 하다. 왜냐하면 일반적으로 목적함수의 일차항  $C_2$ 의 값은 음수 값을 가지는데, 이는 기하학적 프로그래밍의 적용 조건인 목적함수의 형태 Posynomial이 아니기 때문이다. 그러므로 목적함수의 형태를 적절히 변경 시켜야 한다.

- 명제: 어떤 함수가 컨벡스 형태를 가지면, 그 함수는 Posynomial로 근사가 가능하다(Boyd et.al, 2007).

위의 명제에 따라 우리는 목적함수를 Posynomial 형태로 근사를 시켜 기하학적 프로그래밍에 적용이 가능하다.

$$f(V) \approx \hat{f}(V) = \sum_{i=1}^n \hat{g}(V_{i-1,i}) d_{i-1,i} = \sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^m a_k V_{i-1,i}^{b_k} d_{i-1,i} \quad (11)$$

그러므로 이제 변경된 최적화 문제의 형태는 다음과 같이 표현이 가능하다.

$$\begin{aligned} \min f(V) &\approx \hat{f}(V) = \sum_{i=1}^n \hat{g}(V_{i-1,i}) d_{i-1,i} = \sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^m a_k V_{i-1,i}^{b_k} d_{i-1,i} \\ \text{subject to} \\ \sum_{i=1}^n \frac{1}{T \lambda_i V_i} &\leq 1 \\ V_{\min} V_i^{-1} &\leq 1 \\ V_{\max}^{-1} V_i &\leq 1, \quad i = 1, \dots, n \end{aligned} \quad (12)$$

본 논문에서는 CVX TOOL을 이용하여 매트랩(MATLAB)에서 문제를 해결하였다.

## 6. 시뮬레이션 및 분석

제안된 최적항로 도출법의 실효성을 검증하기 위하여 간단한 시뮬레이션이 수행되었다. 본 논문에서 수행된 시뮬레이션은 동경에서 샌프란시스코까지 가는 8000TEU 급의 컨테이너선을 대상으로 수행 되었으며, 해상환경에 의한 선속의 저하, 그리고 선박의 항해중 안전성 반영을 위하여 ECMWF에서 제공되는 기상 정보 중 유의파고, 파 주기, 파향, 풍속을 획득하였으며, 시뮬레이션을 수행하는 대상 날짜는 2013년 12월 1일부터 8일까지의 총 8일간의 항해를 기준으로 하였다. 일기 정보의 해상도는 위도 경도를 기준으로 하여 1.5도의 그리드 셀을 기준으로 주어지며 정보는 여섯시간 간격으로 업데이트 된다. 대상 선박의 주요 치수를 선박의 길이를 기준으로 하여 무차원화한 값은 다음과 같다.

Table 3 Nondimensionalized Principal Dimension of Subject Ship

Item	Value
$B/L_{BP}$	0.1342
$D/L_{BP}$	0.0812
$T/L_{BP}$	0.0403
Block coefficient (at designed draught)	0.691
Block coefficient (at scantling draught)	0.721
Midship coefficient	0.972
$\nabla/L_{BP}^3$	0.0036

Phase 1에서 수행되는 최적 경로 생성을 위한 그리드는 경도 기준 1.5도, 위도기준 0.3도로 하여 선박의 방향각을 좀 더 다양하게 줄 수 있도록 하였다. 이때, 하나의 노드에서 뻗어 나갈 수 있는 노드 연결 가지 수는 아홉개로 설정 하였다. 또한 속도 계획의 유효성을 보기 위하여 엔진 출력을 고정한 항해 시나리오 그리고 선박의 속력을 고정한 시나리오와 연료 소모량 측면에서 비교를 수행하였다. 또한 본 논문에서 시뮬레이션을 위해 사용한 컴퓨터는 i7- 1.7GHz 쿼드 코어 컴퓨터 이며, Matlab을 이용하여 구현하였다. 이를 바탕으로 수행한 시뮬레이션 결과는 다음과 같다.

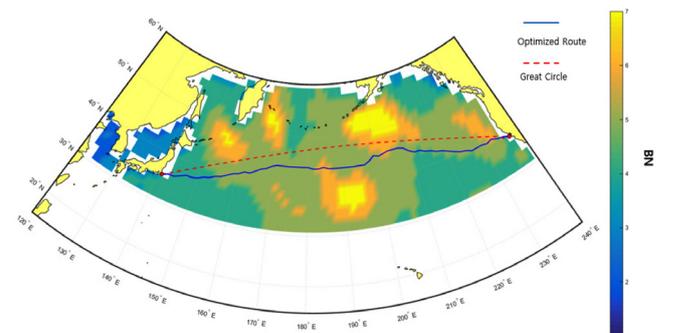


Fig. 2 Optimized Route Vs. Great Circle

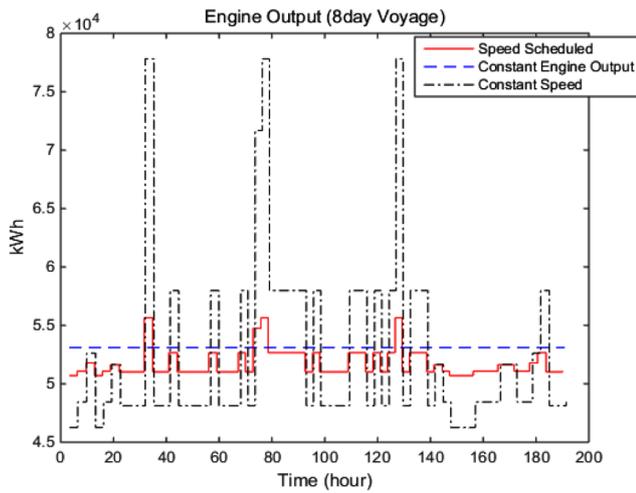


Fig. 3 Engine Output

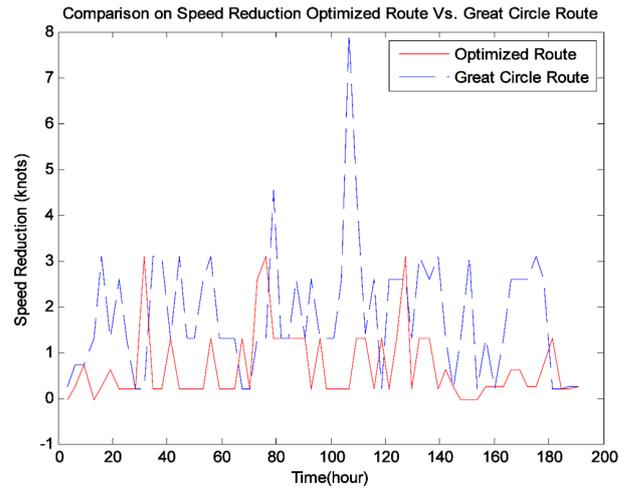


Fig. 5 Time History of Speed Reduction (reference speed : 24knots)

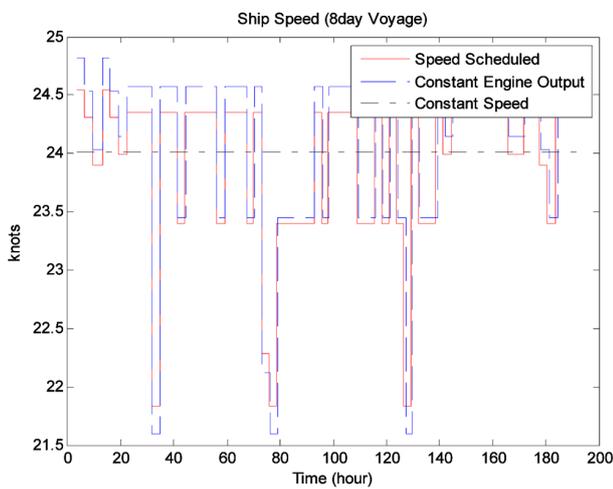


Fig. 4 Ship Speed during the Voyage

Fig. 2-5은 두 단계의 최적화를 통해 생성된 최적 항로와 이를 운항할 때 각 시간별 선박의 운항 속도 그리고 엔진 출력 또한 같은 시각 대권 항로에서의 속도 감소량을 비교한 것이다. 또한

Table 4는 RTAA\* 알고리즘을 통해 형성된 경로에 대한 노드 탐색 수와 기존의 A\* 알고리즘을 통한 경로생성에서 노드 탐색 수 그리고 다익스트라 알고리즘을 통할 때 노드 탐색 수를 최초 탐색과 출항 후 여섯시간 후를 비교한 것이다. Table 4에서 제시된 결과를 통해 RTAA\* 알고리즘을 통해 최초 경로 생성 이후 두 번째 경로 생성에서 노드 확장 수가 기존의 A\* 알고리즘에 비해 줄어들게 되므로 해상 환경이 바뀌었을 때 경로 재 생성에서 계산시간을 단축할 수 있음을 알 수 있다. Fig. 5에서 보여주고 있는 대권항로와 최적 항로에서의 해상환경에 의한 속력 감소를 비교하면, RTAA\* 알고리즘을 통해 형성된 최적 항로의 속력 감소는 전체적으로 대권항로에서의 속력 감소량 보다 작음을 알 수 있다. 이를 통해 RTAA\* 알고리즘이 최적 경로 생성에 적절한 알고리즘임을 알 수 있다. 또한, Phase 2 에서 속도 최적화를 수행할 때 최초 탐색된 경로에서 소요되는 계산 시간은 동일하게 24.09초였다. 이는 Phase 2에서 크게 차이가 나지 않는 계산 시간을 Phase1에서 사용되는 알고리즘 변경을 통해 계산시간의 효율성을 높일 수 있다는 것을 의미한다. Fig. 3-4에서 항해 후 약 30 시간이후와 80시간 이후에 선박의 속력 저하가 크게 일어남을 알 수 있다. 이것은 Fig. 5에 나오는

Table 4 Comparison on Number of Node Expansion & Searching Time

	Initial search	Searching time [sec]	Second search	Searching time [sec]
RTAA* algorithm	1389/3977	204.1	1017/3936	154.4
A* algorithm	1389/3977	204.1	1165/3936	182.3
Dijkstra algorithm	3475/3977	659.3	3263/3936	587.7

Table 5 Comparison on Fuel Consumption

	ETA [hour]	Distance traveled [km]	Fuel consumption [ton]	Ratio [%]
Speed scheduling	192.0	8510	859.6	91.6
Constant engine Output	191.4	8510	889.3	94.8
Constant speed	189.5	8510	895.4	95.4
Great circle with Constant speed	194.7	8223	938.5	100

속력 감소량과 비교해 보면 당시 해상 환경이 좋지 않았음을 알 수 있다. Fig. 5의 엔진 출력 결과를 보면, 속도 계획을 통해 도출된 엔진 출력은 속도를 고정한 항해 시나리오의 패턴과 유사함을 알 수 있다. 비슷하게 Fig. 4의 선박의 속도는 엔진 출력을 고정한 항해 시나리오의 패턴과 유사함을 알 수 있다. 이를 통해 선박의 속도 계획 최적화는 각 시각별 속도와 엔진 출력이라는 두 가지 변수에 대해 자유도를 가지게 되고 이에 대한 최적화를 이루어냈다고 판단할 수 있다.

Phase1에서 수행되는 계산 시간을 비교해 보면 기존 A\* 알고리즘에 비해 RTAA\* 알고리즘은 노드 확장 수가 두 번째 단계에서 12.7% 감소하는 것을 보이지만 실제 계산 시간은 15.3% 감소하는 것을 알 수 있다. 이는 길찾기 알고리즘의 특성상 데이터의 더미(Stack)가 쌓이게 되면서 일어나는 현상으로, 경로 점을 많이 설정하여 최적항로 생성을 할 경우 RTAA\* 알고리즘을 통해 계산시간에서 더 좋은 효율을 얻을 수 있을 것으로 기대된다. Table 5에서 알 수 있듯이 경로 최적화를 한 경우(Phase 1)와 대권항로에서 속도를 고정한 항해를 비교하면 항해 거리에서는 최적항로가 287km 더 길었지만 4.6%의 연료 소모 감소를 보였으며 총 운항시간에서도 5.2 시간의 단축을 보였고, 최적화 된 경로에서 속도 최적화를 한 항해의 경우(Phase 2) 대권항로에 비해 8.4%의 연료 소모감 감소를 보였다. 이를 통해 Phase 1에서의 경로 최적화가 적절히 이루어짐을 알 수 있으며 또한 Phase2를 통해 또 한번의 항해 전략의 최적화를 이루어냈다고 판단 할 수 있다.

## 7. 결 론

본 논문에서는 선박의 최적항로 문제를 두 단계로 나누어 해결하는 방법을 제시하였다. 첫번째 단계 Phase 1에서는 선박의 속도를 고정한 후 RTAA\* 알고리즘을 통해 경로를 최적화 하였다. RTAA\* 알고리즘에서 주어지는 좀 더 좋은 정보의 휴리스틱 값을 통해 길 찾기에서 노드 확장 횟수를 줄여 최적 항로 생성에서 계산 시간을 단축할수 있음을 보였다. Phase 2에서는 비선형 최적화 문제를 기하학적 프로그램으로 변환하여 구간별 속도를 최적화 하였다. 두 번째 단계에서 기하학적 프로그래밍으로 변환을 할 경우 이 최적화 문제는 컨벡스 형태를 지니게 되므로 문제를 효율적으로 해결할 수 있으며 이때 나오는 최적화 해는 전역 최적해를 보장할 수 있다는 장점이 있다. 마지막으로 연료 소모감에서 최적화 된 경로에서 속도 계획은 대권항로에서의 항해와 비교하여 8.4%의 연료 감소 효과를 보일 수

있었다. 본 논문에서 제시된 방법을 통해 최적항로 문제에서 도움을 줄 수 있는 길을 제시할 수 있을 것이다.

## 후 기

본 연구는 서울대학교 LRF에서 지원되는 연구비에 의하여 수행되었음.

## References

- Boyd, S., Kim, S.J., Vandenberghe, L., Hassibi, A., 2007. A tutorial on geometric programming. *Optimization Engineering*, 8(1):67-127.
- He-ping, H., 2007. The Development Trend of Green Ship Building Technology. *Guangdong Shipbuilding*, 3, 002.
- Hinnenthal, J., Clauss, G., 2010. Robust Pareto-optimum Routing of Ships utilising Deterministic and Ensemble Weather Forecasts. *Ships and Offshore Structure*, 5(2), 105-114.
- International Maritime Organization (IMO), 2007. Revised Guidance to the Master for Avoiding Dangerous Situations in Adverse Weather and Sea Conditions (MSC/Circ. 1228). International Maritime Organization, London.
- Koenig, S., Likhachev, M., 2006. Real-time Adaptive A\*. *Proceedings of the Fifth International Joint Conference on Autonomous Agents and Multiagent Systems*, New York USA, 281-288.
- Roh, M.I., 2013. Determination of an Economical Shipping Route Considering the Effects of Sea State for Lower Fuel Consumption. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 5(2), 246-262.
- Russell, S.J., Norvig, P., Canny, J.F., Malik, J.M., Edwards, D.D., 1995. *Artificial Intelligence: a Modern Approach* (Vol. 2). Prentice Hall, Englewood Cliffs.
- Shao, W., Zhou, P., Thong, S.K., 2012. Development of a Novel Forward Dynamic Programming Method for Weather Routing. *Journal of Marine Science and Technology*, 17(2), 239-251.
- Townsin, R.L., Kwon, Y.J., 1993. Estimating the Influence of Weather on Ship Performance. *Royal Institute of Naval Architecture Trans* 134(B), 191-210.

# 적응제어기법을 이용한 수면근처에서 운항하는 몰수체의 심도제어기 설계

박종용\* · 김낙완\* · 윤현규\*\* · 김수용\*\*\* · 조현진\*\*\*

\*서울대학교 조선해양공학과

\*\*창원대학교 조선해양공학과

\*\*\*국방과학연구소

## Depth Controller Design for Submerged Body Moving near Free Surface Based on Adaptive Control

Jong-Yong Park\*, Nakwan Kim\*, Hyeon Kyu Yoon\*\*, Su Yong Kim\*\*\* and Hyeonjin Cho\*\*\*

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

\*\*Department of Naval Architecture and Marine Engineering, Changwon National University, Changwon, Korea

\*\*\*Agency for Defense Development, Changwon, Korea

**KEY WORDS:** Submerged body 몰수체, Depth control 심도제어, Suction force 흡인력, Wave exciting force 파 강제력, Adaptive control 적응 제어, Artificial Neural Network 인공신경망

**ABSTRACT:** A submerged body moving near the free surface needs to maintain its attitude and position to accomplish missions. It is necessary to validate the performance of a designed controller before a sea trial. The hydrodynamic coefficients of maneuvering are generally obtained by experiments or computational fluid dynamics, but these coefficients have uncertainty. Environmental loads such as the wave exciting force and suction force act on the submerged body when it moves near the free surface. Thus, a controller for the submerged body should be robust to parameter uncertainty and environmental loads. In this paper, the six-degree-of-freedom equations of motions for the submerged body are constructed. The suction force is calculated using the double Rankine body method. An adaptive control method based on an artificial neural network and proportional-integral-derivative control are used for the depth controller. Simulations are performed under various depth and speed conditions, and the results show the effectiveness of the designed controller.

### 1. 서 론

몰수체는 주로 깊은 수중에서 운항하지만 임무에 따라 수면 근처에서 운항하는 경우가 있다. 잠수함의 경우 수상표적을 탐색하거나 잠망경 심도에서 운항을 하게 되며, 디젤 잠수함의 경우 축전지의 충전을 위해 주기적으로 스노클 항해를 한다. 무인잠수정은 Global positioning system (GPS) 신호를 수신하거나 외부와 통신을 할 필요가 있는 경우 수면 근처에서 운항을 한다. 수면근처에서 운항하는 경우 몰수체에 작용할 수 있는 환경하중으로는 파랑력, 수면과의 간섭효과로 인한 흡인력, 조류력이 있다. 이러한 환경하중하에서 몰수체가 심도를 유지하며 임무를 수행하기 위해서는 자세 및 심도 제어기 설계가 필요하고 설계된 제어기의 효과를 해상시험 전에 시뮬레이션을 통하여 검증해 보는 작업은 필수적이다.

시뮬레이션에 사용되는 동역학 모델링은 주로 모형시험이나

전산유체역학을 통하여 수행되는데 이러한 방식에는 모델링 오차를 수반하게 된다. 따라서 몰수체의 수면근처 심도제어를 위해 모델링의 오차 및 환경하중과 같은 외란에 강건한 제어기법을 통한 제어기 설계가 요구된다.

몰수체에 대한 운동방정식 구성과 유체력 미계수를 확보하기 위한 연구는 1960년대부터 활발히 연구되었다. Gertler and Hagen(1967)은 몰수체에 작용하는 유체동역학적 힘을 여러 개의 비선형계수들의 조합으로 분해하여 몰수체의 6자유도 운동방정식을 제안하였다. Feldman(1979)은 급격한 운동시에 몰수체 길이에 걸쳐 다르게 작용하는 비선형힘 및 연성힘을 선체길이에 따라 적분하여 구하는 방법을 통하여 급격한 운동 시 증가하는 비선형효과를 잘 반영할 수 있는 운동방정식을 구성하였다. Dumlu and Istefanopulos(1995)는 잠수함의 보조탱크를 고려한 운동방정식을 정립하였으며, 확률론적인 이론을 도입한 제어기를 설계하였다.

Received 9 January 2015, revised 4 June 2015, accepted 22 June 2015

Corresponding author Nakwan Kim: +82-2-880-7293, nwkim@snu.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2014 in Jeju.

Prestero(2001)는 REMUS AUV의 시뮬레이터를 개발하기 위하여 구속모형 실험 및 자유항주를 통한 유체력 미계수 확보하였고 이를 기반으로 제어기를 설계하였다. 수면근처에서 운항하는 물수체의 심도 제어에 관한 연구는 proportional-integral-derivative (PID), Linear quadratic regulator (LQR), Fuzzy 등을 이용한 제어기 설계가 주를 이루었다(Richards and Stoten, 1982; Hao et al., 2004; Choi et al., 2006; Choi et al., 2008; Kim et al., 2009; Shao et al., 2012). Hao et al.(2004)는 Fuzzy 이론을 이용하여 잠수함의 파 중 제어기를 설계하였다. Choi et al.(2006)과 Choi et al.(2008)는 3차원 패널 방법을 이용하여 불규칙 파 중에서의 파 강제력 수학 모형을 제안하고 PID 제어기법을 이용하여 잠수함의 심도 유지 시뮬레이션을 수행하였다. Kim et al.(2009)은 물수체의 심도 제어에 있어 PID 제어의 한계를 분석한 후 LQR 제어기법을 이용하여 연직면 운동 시스템의 제어를 수행하였다. Shao et al.(2012)는 Richards and Stoten(1982)의 운동방정식을 토대로 실린더 형상의 소형 물수체에 대한 심도제어기를 설계하였다. 위에서 언급한 수면근처에서 운항하는 물수체의 심도 제어에 관한 연구들의 한계는 다음과 같다. 첫째로 선행 연구들은 3자유도 연직 운동만을 고려하여 제어기를 설계하였기 때문에 6자유도 운동을 하는 실제 물수체의 운동에 적용하기 어려울 수 있다는 점이다. 특히 횡파로 인해 횡동요가 일어나는 경우 물체고정좌표계 기준 상하방향과 지구고정좌표계 기준 상하방향과 일치하지 않기 때문에 횡동요 제어를 하지 않으면 심도의 오차가 커질 수 있다. 두 번째로 수면 근처 운항에서 물수체에 작용할 수 있는 흡인력을 고려하여 제어기 설계를 한 연구가 없다는 점이다. 흡인력에 대한 모델링 연구는 수행된 바 있지만(Yoon and Trung, 2009) 이를 고려하여 물수체의 심도 제어기 설계를 수행한 연구는 문헌에 보고된 바 없다. 세 번째로 선행연구에서 사용한 제어기법이 모델링 불확실성에 강건하지 않은 점이다. 선행 연구에서 사용된 PID-LQR-fuzzy와 같은 제어기는 일정 운항조건에서는 효과적일 수 있으나 다양한 운용 조건에서도 좋은 성능을 발휘한다고 보장할 수 없다.

선행연구들의 단점을 보완하기 위하여 본 연구에서는 조류는 없다고 가정하고, 파랑력과 흡인력을 고려하여 수면근처에서 운항하는 물수체의 심도 제어기를 설계하였다. International towing tank conference (ITTC)에서 제시한 파랑 스펙트럼으로 규칙파의 파 진폭을 도출하고 선형 이론을 통하여 불규칙파를 구현하였고 계산된 파 강제력을 시뮬레이션에 적용하였다. 흡인력의 경우, Rankine 물체를 수면을 기준으로 상하에 위치시킨 후 아래 Rankine 물체에 작용하는 수직방향 압력을 적분하여 계산하였다. 이 결과를 여러 속도와 심도에 대해 미리 계산한 뒤 곡선 맞추하여 시뮬레이션의 흡인력으로 고려하였다. 조종운동을 모사하기 위하여 6자유도 운동방정식을 사용하였고 횡동요-종동요-선수동요 방향 제어기를 설계하였다. 제어기는 외부루프와 내부루프로 구성하였다. 외부루프 제어기는 위치를 피드백하여 물수체가 추종해야 할 자세를 출력해주고 내부루프에서는 외부루프에서 출력된 자세를 추종할 수 있도록 하였다. 외부루프는 PID 제어기법을 사용하였으며 물수체의 동역학과 관련된 내부루프는 불확실성에 강건하도록 인공신경망을 이용한 적용제어기법을 통하여 제어기를 설계하였다. 설계된 제어기의 성능을 검증하기 위하여 여러 가지

운항 속도와 심도에 대하여 제어 시뮬레이션을 수행하였다.

## 2. 운동방정식

### 2.1 좌표계

운동 방정식을 구성하기 위하여 지구고정좌표계와 물체고정좌표계를 설정하였다. 지구고정좌표계  $O-x_s, y_s, z_s$ 는 원점이 수면상의 임의의 고정된 점이고 연직 하방을 양의  $z_s$  축으로 한다. 지구고정좌표계의 설정을 통하여 물수체의 위치를 나타내는 선형변위, 자세각을 나타내는 각변위가 정의된다. 각변위는 오일러각으로 정의되며, 그 기호들은 횡동요(Roll), 종동요(Pitch), 선수동요(Yaw)에 대하여 각각  $\phi, \theta, \psi$ 로 정의된다. 물체고정좌표계  $o-x_o, y_o, z_o$ 는 원점이 물수체의 무게중심에 설정하였다. 물수체의 선미 부분에 타, 좌현쪽 승강타 및 우현쪽 승강타 제어각을 각각  $\delta_r, \delta_{cl}, \delta_{cr}$ 로 표기한다.

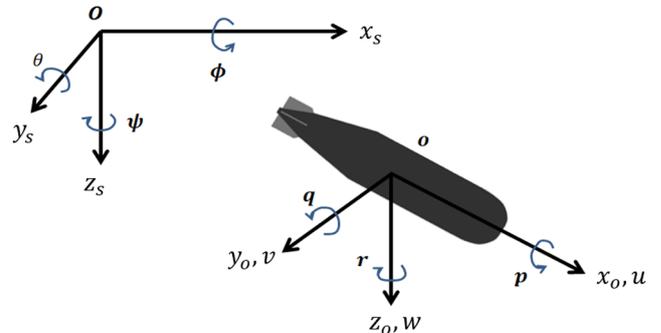


Fig. 1 Coordinate systems

### 2.2 운동방정식

본 연구의 대상은 길이 대 직경비가 12.17이고 상하 및 좌우 대칭형인 물수체이다. 선수 제어판은 없으며 선미에 십자형으로 된 제어판을 장착하고 있다. 대상 물수체의 경우 침로변경 시 편류각이 적고 직진성이 좋은 특성을 갖고 있기 때문에 선형 운동방정식으로 동적 특성을 표현할 수 있다. 대상 물수체의 6자유도 선형 운동방정식은 식 (1)과 같이 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 m\dot{u} &= X_u \dot{u} + X_u u + \{ \rho(n_p/60)^2 d_p^4 \} X_T(1-t) - (W-B)\sin\theta \\
 m(\dot{v} + ur) &= Y_v \dot{v} + Y_v p + Y_r \dot{r} + Y_v v + Y_p p + Y_r r \\
 &\quad + (W-B)\cos\theta\sin\phi + Y_{\delta_r} \delta_r \\
 m(\dot{w} - uq) &= Z_w \dot{w} + Z_q \dot{q} + Z_w w + Z_q q + (W-B)\cos\theta\cos\phi \\
 &\quad + Z_{\delta_{cl}} (\delta_{cl} + \delta_{cr}) \\
 I_{xx} \dot{p} &= K_v \dot{v} + K_p \dot{p} + K_r \dot{r} + K_v v + K_p p + K_r r \\
 &\quad + (z_b \sin\phi - y_b \cos\phi) B \cos\theta + \{ \rho(n_p/60)^2 d_p^5 \} K_0 \\
 &\quad + K_{\delta_r} \delta_r + K_{\delta_{cl}} (\delta_{cr} - \delta_{cl}) \\
 I_{yy} \dot{q} &= M_w \dot{w} + M_q \dot{q} + M_w w + M_q q + M_p p + M_r r \\
 &\quad + x_b B \cos\theta \cos\phi + z_b B \sin\theta + M_{\delta_{cl}} (\delta_{cr} + \delta_{cl}) \\
 I_{zz} \dot{r} &= N_v \dot{v} + N_p \dot{p} + N_r \dot{r} + N_v v + N_p p + N_r r \\
 &\quad - x_b B \cos\theta \sin\phi - y_b B \sin\theta + N_{\delta_r} \delta_r
 \end{aligned} \tag{1}$$

여기서  $W$ 는 자중 그리고  $B$ 는 부력을 의미한다.  $X_T$ 는 프로펠러의 추력,  $t$ 는 프로펠러 추력 감소계수,  $K_0$ 는 프로펠러의 회전으로 인한 불균형 모멘트를 의미한다.

### 2.3 파랑력

파랑력을 구하기 위하여 우선 불규칙파를 구현하였다. 불규칙파는 다음의 IITC에서 제시한 Bretschneider 형태의 스펙트럼으로 다음과 같이 표현한다.

$$S(\omega) = \frac{A}{\omega^5} \exp\left[-\frac{B}{\omega^4}\right] \quad (2)$$

파랑 스펙트럼이 주어지면 이것을 구분하여 선형 이론을 이용하여 규칙파의 합으로 불규칙파를 재현한다.

$$\eta(X, Y; t) = \sum_{i=1}^N \eta_i \cos[k_i(x_s \cos\psi_w + y_s \sin\psi_w) - \omega_i t + \delta_i] \quad (3)$$

$\delta_i$ 는 랜덤 위상성분으로 파성분이 처음에 한 점에서 모이는 것을 방지한다.  $N$ 은 불규칙파를 만들기 위하여 고려한 규칙파의 개수이다. 식 (3)에서의 파향  $\psi_w$  과 파위상값  $\delta_i$ 의 부호 정의는 Fig. 2와 같다.

파랑력의 경우 선형이론에 의하여 방사력, 산란파, Froude-Krylov힘의 중첩으로 표현할 수 있다. Sea state 4에서 모달 주기는 8.8초이고 분산관계식에 의하여 파장은 120.9m인데 대상 물수체의 길이는 파장에 비하여 매우 작아서 산란력 및 방사력은 무시 가능하다고 가정하였다. 이번 연구에서는 Froude-Krylov에 의한 파 강제력을 Newman(1977)을 참고하여 1차항만 고려하였고 유도된 식을 정리하면 식 (4)와 같다.

$$\begin{aligned} X_{ex}^n &= \rho \omega^2 \eta \nabla e^{-kz_B} \cos\mu \sin(kx_B \cos\mu + ky_B \sin\mu - \omega t) \\ Y_{ex}^n &= \rho \omega^2 \eta \nabla e^{-kz_B} \sin\mu \sin(kx_B \cos\mu + ky_B \sin\mu - \omega t) \\ Z_{ex}^n &= \rho \omega^2 \eta \nabla e^{-kz_B} \cos(kx_B \cos\mu + ky_B \sin\mu - \omega t) \end{aligned} \quad (4)$$

여기서  $\nabla$ 는 배수용적,  $\mu$ 는 조우각으로  $\psi_w - \psi$ 를 의미한다. 식 (4)에 기술된 파강제력은 지구고정좌표계에 대하여 기술된 Froude-Krylov힘과 모멘트 이므로 식 (5)과 같은 좌표변환 식을 이용하여 물체고정좌표계로 변환시켜 주어야 한다.

$$\mathbf{F}_{ex}^b = \mathbf{C}_n^b \mathbf{F}_{ex}^n \quad (5)$$

여기서,  $\mathbf{F}_{ex}^n$ 은  $[X_{ex}^n, Y_{ex}^n, Z_{ex}^n]^T$ 이고  $\mathbf{C}_n^b$ 는 지구고정좌표계에서

물체고정좌표계로의 오일러 좌표변환 행렬이다. Froude-Krylov힘에 의한 모멘트는 식 (6)과 같이 물체고정좌표계에 대하여 기술된 Froude-Krylov 힘 벡터에 의하여 나타낼 수 있다. 여기서,  $r_b$ 는 물체고정좌표계에 대하여 기술된 중심의 위치벡터이다.

$$\mathbf{M}_{ex}^b = \mathbf{r}_b \times \mathbf{F}_{ex}^b \quad (6)$$

계산된 파 강제력은 선형운동방정식 (1)의 우변에 더해져 시물레이션에 고려된다.

### 2.4 흡인력

물수체가 수면근처에서 항주하면 물수체를 중심으로 상하의 유동이 비대칭이 되어 수직방향으로 힘이 작용하는데 이를 흡인력으로 정의한다. 물수체에 작용하는 흡인력은 Rankine 물체를 수면을 기준으로 상하에 위치시킨 후, 아래 Rankine 물체에 작용하는 수직방향 압력을 적분하여 구하였다.

이중 Rankine 물체의 속도 포텐셜은 수면을 기준으로 상하부에 소스, 싱크(Streeter, 1948)를 배치하면 된다. 여기서, 하부 소스는  $out_1$ , 하부 싱크는  $in_1$ , 상부 소스는  $out_2$ , 상부 싱크는  $in_2$ 로 표기한다.

$$\begin{aligned} \phi &= -Ux + \phi_{out_1} + \phi_{in_1} + \phi_{out_2} + \phi_{in_2} \\ \phi_{out_1} &= \frac{m}{4\pi \sqrt{(x-a)^2 + y^2 + (z-h)^2}} \\ \phi_{in_1} &= -\frac{m}{4\pi \sqrt{(x+a)^2 + y^2 + (z-h)^2}} \\ \phi_{out_2} &= \frac{m}{4\pi \sqrt{(x-a)^2 + y^2 + (z+h)^2}} \\ \phi_{in_2} &= -\frac{m}{4\pi \sqrt{(x+a)^2 + y^2 + (z+h)^2}} \end{aligned} \quad (7)$$

여기서,  $a$ ,  $h$ 는 각각 소스의 위치, 물수체의 반경을 나타낸다. 물수체의 길이와 지름이 주어지면 Rankine 물체의 소스와 싱크의 위치가 결정된다. 물수체를 표현하는 아래의 Rankine 물체는 위의 소스, 싱크로부터 영향을 받아서 형상이 소스, 싱크가 1개씩 있는 경우와는 다르지만, 형상 변화가 작다고 가정하고, 한 개의 Rankine 물체 형상에 대한 소스, 싱크 위치를 구하는 식을 적용하였다(Streeter, 1948).

$$\left(\frac{L^2}{4} - a^2\right)^2 - \frac{LD^2}{8} \sqrt{\frac{D^2}{4} + a^2} = 0 \quad (8)$$

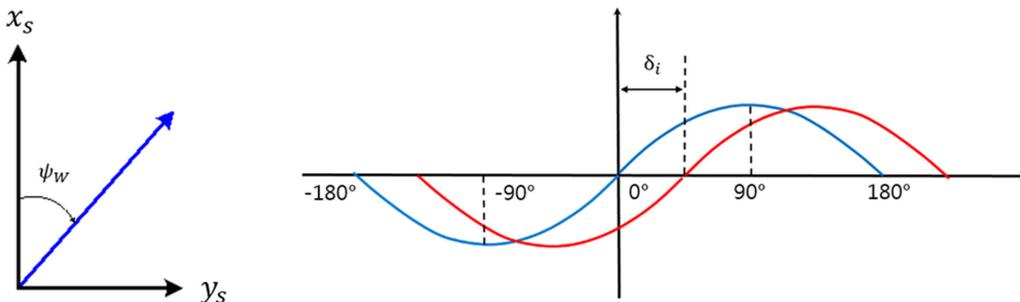


Fig. 2 Definition of wave direction and phase

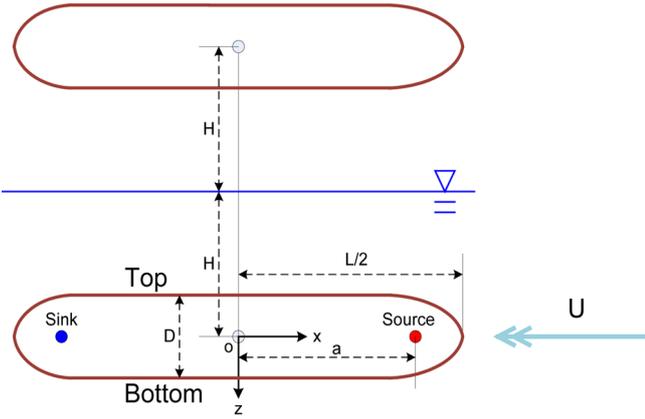


Fig. 3 Definitions of double Rankine body parameters

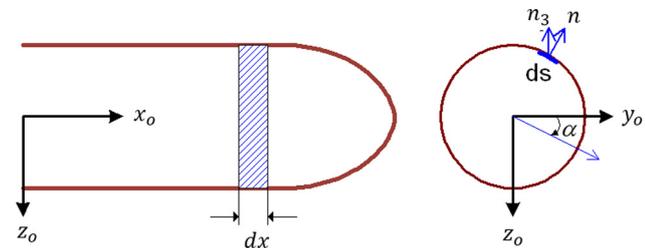


Fig. 4 Definitions of pressure surface parameters

물수체의 길이  $L$ 와 지름  $D$ 가 주어졌을 때, 위의 비선형 대수 방정식을 Newton 방법으로 풀면 소스의 위치  $a$ 를 알 수 있다. 소스, 싱크의 세기는 식 (9)와 같다.

$$m = U \frac{\pi D^2}{4} \sqrt{\frac{D^2}{4} + a^2} \quad (9)$$

Rankine 물체 표면에서의 압력은 Bernoulli 방정식에 의하여 다음과 같이 유동 속도를 이용하여 나타낼 수 있다.

$$p = \frac{\rho}{2} (U^2 - q^2) \quad (10)$$

여기서,  $q$ 는 Rankine 물체 표면에서의 유동 속도이다. 전후, 좌우 대칭이므로 압력 적분은 수직 방향 성분만 하면 되고, 적분 구간도  $x$ 축에 대해서는 중앙 원점에서 선수 방향( $0 \sim L/2$ ), 좌우 방향은 상부에서 우측하부( $-\pi/2 \sim \pi/2$ )만 한다.

$$Z_{suction} = \int_A p n_3 dA = 4 \int_0^{L/2} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} p n_3 \hat{\omega} dx \quad (11)$$

$n_3$ 는 미소면적의 법선벡터에  $z$ 방향 성분이고,  $\alpha$ 는 Fig. 4에 나타난 바와 같이 Rankine 물체 단면의  $y$ 축에서부터 측정한 각도이다.  $\hat{\omega}$ 는 특정  $x$ 점에서의 Rankine 물체의 높이이다.

$n_3$ 와  $\hat{\omega}$ 를 수식으로 표현하면 식 (12)와 같다.

$$n_3 = \sin \alpha, \quad \hat{\omega}^2 = \frac{m}{2\pi U} (\cos \theta_1 - \cos \theta_2) \quad (12)$$

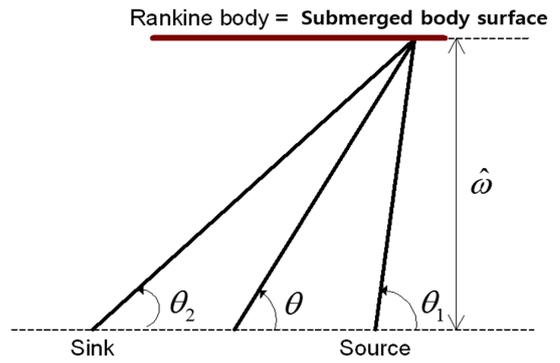


Fig. 5 Height-related parameter definition of Rankine body surface

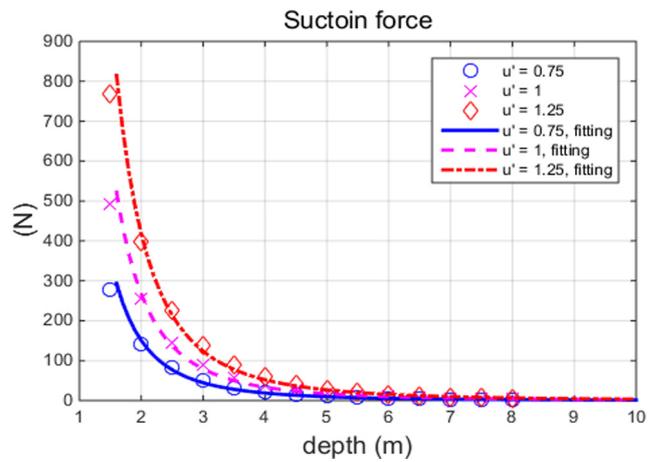


Fig. 6 Suction force calculation results vs curve fitting results

위식에서  $\hat{\omega}$ 을 알기 위해서는  $\theta_1, \theta_2$ 를 알아야 하는데 이는 모두  $x$ 의 함수이다.

$$\frac{\hat{\omega}}{x-a} = \tan \theta_1, \quad \frac{\hat{\omega}}{x+a} = \tan \theta_2 \quad \rightarrow$$

$$\theta_1 = \tan^{-1} \left( \frac{\hat{\omega}}{x-a} \right), \quad \theta_2 = \tan^{-1} \left( \frac{\hat{\omega}}{x+a} \right) \quad (13)$$

소스의 위치를 구할 때와 마찬가지로 Newton 방법으로  $\hat{\omega}$ 를 구하였다. 소스의 위치, Rankine 물체의 높이를 정하는데 시행착오법(Iteration)을 사용하므로 실제 시뮬레이션 프로그램에 위의 계산식을 그대로 적용하는 데는 문제가 있다. 따라서 속도 및 심도별로 사전에 계산을 해놓고 계산값을 곡선 맞춤하여 시뮬레이션에 적용하였다. 흡인력 계산은 수심범위 1.5~8.0m, 전진방향 속도를 기준속도로 무차원화 시킨  $u'$ 가 0.75, 1, 1.25인 경우에 대하여 수행되었다. 계산 결과 및 곡선 맞춤한 결과는 Fig. 6과 같다.

계산 결과 속도가 빠를수록 그리고 수면 근처에 있을수록 흡인력이 물수체에 크게 작용하는 것을 알 수 있다. 계산된 흡인력은 지구고정좌표계 기준이므로 물수체가 수면 근처를 항주하는 중에 횡동요가 발생한 경우에는 회전변환을 이용하여 흡인력을 물체고정좌표계로 변환시켜 준다.

### 3. 제어기 설계

대상 물수체의 경우 선수 제어판이 없고 선미 제어판만 있기 때문에 자세의 변화 없이 위치를 제어하는 것은 불가능 하다. 따라서 종동요 각과 선수동요 각의 변화를 통하여 심도 및 좌우방향 위치를 제어하는 것이 현실적이다. 본 연구에서는 제어 알고리즘을 이중루프로 구성하였다. 외부루프 제어기는 위치의 오차를 피드백하여 물수체가 추종해야 할 오일러 각을 출력해 준다. 내부루프 제어기는 외부루프 제어기의 출력된 오일러 각과 물수체가 추종하기 위한 제어력을 계산한다. 원하는 위치에 도달할 수 있도록 오일러 각을 출력해 주는 외부루프는 물수체의 동역학과 관련이 없기 때문에 제어이득 조정이 용이한 PID를 사용하였다. 내부루프는 물수체의 동역학과 관련이 있기 때문에 모델링 불확실성에 강건한 제어기법인 인공신경망을 사용하여 제어기를 설계하였다. 설계된 제어 알고리즘을 블록선도로 표현하면 Fig. 7과 같다.

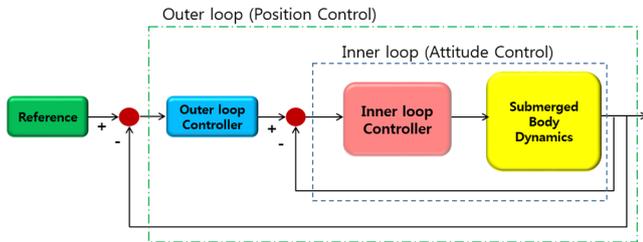


Fig. 7 Block diagram of double loop controller for submerged body

#### 3.1 외부루프 제어기

외부루프 제어기는 PID 제어기법을 이용하여 설계하였다. 심도는 종동요 각을 이용하여 제어하고 좌우방향 변위는 선수동요 각을 이용하여 제어한다. 외부루프에서 출력되는 명령 종동요 각 및 명령 선수동요 각을 수식으로 표현하면 식 (14)와 같다.

$$\begin{aligned}\theta_{dc} &= K_P \tilde{z} + K_I \int \tilde{z} dt + K_D \dot{\tilde{z}} \\ \psi_{dc} &= K_P \tilde{y} + K_I \int \tilde{y} dt + K_D \dot{\tilde{y}}\end{aligned}\quad (14)$$

여기서,  $\tilde{z}$ ,  $\tilde{y}$ 는 각각 심도 오차와 좌우변위 오차로서  $\tilde{z} = z_d - z$ ,  $\tilde{y} = y_d - y$ 와 같이 표현할 수 있다. 내부루프 제어기 설계부분에서 설명하겠지만, 내부루프 제어기 부분에서는 명령 종동요 각과 명령 선수동요 각 뿐만 아니라 명령 종동요 각속도와 각가속도 그리고 명령 선수동요 각속도와 각가속도가 필요하다. 각속도와 각가속도를 매 시간마다 출력되는 명령 각과 Time step을 가지고 미분하여 구하면 수중운동체에 장착된 센서 노이즈에 의해서 원치 않는 값이 출력 될 수도 있고 심지어 각속도와 각가속도의 부호가 바뀌는 상황이 발생할 수도 있다. 따라서 외부루프의 기준모델을 도입해서 내부루프의 입력값이 되는 기준각, 기준 각속도, 기준 각가속도를 출력하도록 하였다. 외부루프 기준모델을 식 (15)와 같이 2차 선형 시스템으로 설정하였다.

$$\begin{aligned}\ddot{\theta}_d + 2\zeta\omega_n\dot{\theta}_d + \omega_n^2\theta_d &= \theta_{dc} \\ \ddot{\psi}_d + 2\zeta\omega_n\dot{\psi}_d + \omega_n^2\psi_d &= \psi_{dc}\end{aligned}\quad (15)$$

식 (15)의 2차 선형 시스템의 해를 수치적으로 구하여 내부루프의 입력값인  $\theta_d, \dot{\theta}_d, \ddot{\theta}_d, \psi_d, \dot{\psi}_d, \ddot{\psi}_d$ 를 도출한다. 횡동요는 항상 0이 되어야 하므로  $\phi_d = \dot{\phi}_d = \ddot{\phi}_d = 0$ 으로 설정하였다.

#### 3.2 내부루프 제어기

내부루프 제어기의 경우 물수체의 자세를 제어한다. 시뮬레이션에 사용되는 물수체의 동역학은 모델링 오차를 포함한다. 오차를 포함하는 모델링을 바탕으로 제어기를 설계하면 실제 물수체의 운용에서는 불안정한 운동이 야기될 수 있기 때문에 모델링 오차에 강건한 적응제어기법을 이용하여 내부루프 제어기를 설계하였다. 인공신경망을 이용한 적응제어 기법은 물수체 동역학을 모델링 된 항과 모델링 되지 않은 항으로 분리하고 모델링 된 항을 역변환을 통하여 피드백 선형화 한다. 적응제어 기법을 통해 모델링 되지 않은 항을 추정하여 보상하고 남은 항을 PD제어기법을 통하여 제어한다. 종동요-횡동요-선수동요 각 모두 인공신경망을 통하여 제어기를 설계하였다. 인공신경망 적응제어기 설계과정의 예로 종동요 각 제어기 설계 방법을 기술하였다. 종동요 운동방정식은 다음과 같이 일반적인 비선형 함수로 표현할 수 있다.

$$\ddot{\theta} = f(\mathbf{x}, u)\quad (16)$$

여기서,  $\mathbf{x}$ 는 종동요 운동에 영향을 미치는 상태벡터를,  $u$ 는 제어입력을 의미한다. 종동요 운동을 다음과 같은 간단한 2차 비선형 시스템으로 표현한다.

$$\begin{aligned}\dot{\theta} &= q \\ \dot{q} &= f(\mathbf{x}, u)\end{aligned}\quad (17)$$

비선형 시스템에서 모델링이 되지 못한 부분을 모델링의 불확실성으로 간주할 수 있으며, 이 부분 역시 상태와 제어입력의 함수이다. 식 (17)에서 비선형함수  $f(\mathbf{x}, u)$ 를 모델링이 된 부분  $\hat{f}(\mathbf{x}, u)$ 과 모델링이 되지 않았거나 모델링 불확실성  $\Delta(\mathbf{x}, u)$ 의 합으로 정의하면 식 (17)은 식 (18)과 같이 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned}\dot{\theta} &= q \\ \dot{q} &= \hat{f}(\mathbf{x}, u) + \Delta(\mathbf{x}, u)\end{aligned}\quad (18)$$

식 (18)에서 모델링이 된 부분  $\hat{f}(\mathbf{x}, u)$ 을 의사제어  $v$ 로 치환한다.

$$\begin{aligned}\dot{\theta} &= q \\ \dot{q} &= v + \Delta(\mathbf{x}, u), \quad v = \hat{f}(\mathbf{x}, u)\end{aligned}\quad (19)$$

만약 정확한 모델링이 가능하다면 시스템이 선형화되므로, 일반적인 선형제어기법을 적용할 수 있다. 의사제어  $v$ 를 오차방정식 구성을 위한 가속도항  $\dot{q}_d$ 와 선형제어기에 해당하는 항  $v_c$ 의 합에 모델링 불확실성을 보상하기 위한 인공신경망 적응제어신호  $v_{ad}$ 를 빼서 구할 수 있다.

$$v = \dot{q}_d + v_c - v_{ad} \quad (20)$$

식 (21)과 같이 추종오차를 정의하고, 선형제어기로서 PD제어기를 선택하여 추종오차 방정식을 구성하면 식 (22)와 같다.

$$\begin{aligned} e_1 &= \theta_d - \theta \\ e_2 &= \dot{q}_d - \dot{q} \end{aligned} \quad (21)$$

$$\begin{aligned} \dot{e}_1 &= e_2 \\ \dot{e}_2 &= -K_D e_2 - K_P e_1 + v_{ad} - \Delta(\mathbf{x}, u) \end{aligned} \quad (22)$$

위의 식 (22)에서 오차들을 하나의 상태벡터로 두고 전체 식을 행렬형태로 표현하면 다음과 같다.

$$\dot{\mathbf{e}} = \mathbf{A}\mathbf{e} + \mathbf{B}(v_{ad} - \Delta) \quad (23)$$

여기서,  $\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -K_D & -K_P \end{bmatrix}$ ,  $\mathbf{B} = \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix}$ ,  $\mathbf{e} = \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \end{bmatrix}$

식 (23)에서 제어게인  $K_P, K_D$ 를 적절히 선택하여 시스템행렬  $\mathbf{A}$ 를 Hurwitz로 만들어주고, 인공신경망 적용제어신호  $v_{ad}$ 가 모델링 불확실성  $\Delta$ 을 완벽하게 보상한다면, 이 시스템은 안정하게 된다. 시스템의 실제 제어입력은 식 (24)의 의사제어를 역변환시킴으로서 구할 수 있다.

$$u = \hat{f}^{-1}(\mathbf{x}, v) \quad (24)$$

중동요 운동방정식에서 어느 부분까지를 모델링할 것인지는 설계자의 선택이며, 정확하지 않은 모델링은 제어 성능에 악영향을 미칠 수 있다. 간단한 설계를 위해 식 (25)와 같이 승강타에 관련된 항만을 모델링된 부분으로 설정하였다.

$$\ddot{\theta} = \hat{f}_\theta(\mathbf{x}, u) + \Delta_\theta = M_{\delta_c}(\delta_{cl} + \delta_{cr}) + \Delta_\theta \quad (25)$$

모델링 불확실성을 보상할 수 있는 인공신경망 적용제어기의 구조 및 설계과정에 대해 기술한다. 인공신경망은 구조를 전혀 알 수 없는 함수를 주어진 입력변수들을 이용하여 근사하는 역할을 한다. 본 논문에서는 Single hidden layer를 사용하였다. 구조를 알 수 없는 모델링 불확실성이 어떤 변수들의 함수가 될지를 고려하여 적절한 상태변수들을 입력변수로 결정하여야 한다. 결정된 상태변수들에 입력 Bias항  $b_v$ 가 포함되어 최종 입력변수가 된다. 입력변수들은 입력가중변수  $V$ 에 의해 가중되어 Hidden layer로 들어간다. Hidden layer는 여러 개의 인공신경망 뉴런들로 구성되며, 그 개수에 의해 인공신경망의 근사화정도가 결정된다. 각 뉴런에서 활성화정도에 사용되는 변수  $a$ 를 Activation potential이라 하고, 다음과 같은 시그모이드 함수를 이용한다.

$$\sigma(\mathbf{z}) = \frac{1}{1 + e^{-a\mathbf{z}}}, \quad \mathbf{z} = V^T \bar{\mathbf{x}} \quad (26)$$

인공신경망 뉴런의 개수와 각 뉴런에 대응되는 Activation potential의 값은 설계자에 의해 결정된다. 인공신경망 뉴런의

개수가 많아질수록 더 정확한 근사화가 이루어지지만, 계산시간이 증가하므로 적절한 개수의 선택이 중요하다. 본 논문에서는 시뮬레이션 결과를 이용하여 뉴런의 개수를 6개로 구성하였고 Activation potential 값들을 결정하여 주었다. 마지막으로 Hidden layer를 거친 변수들이 출력가중변수  $W$ 에 의해 가중되어 다음과 같이 최종 인공신경망 적용제어신호가 된다.

$$v_{ad} = W^T \sigma(\mathbf{z}) \quad (27)$$

입력가중변수  $V$ 와 출력가중변수  $W$ 는 리아프노프 안정성 정리에 의해 증명된 적응 법칙에 따라 다음과 같이 실시간으로 갱신된다.

$$\begin{aligned} \dot{V} &= -\Gamma_V [x \zeta W^T \sigma_z + \lambda V] \\ \dot{W} &= -\Gamma_W [(\sigma - \sigma_z V^T \bar{x}) \zeta + \lambda W] \end{aligned} \quad (28)$$

여기서,  $\zeta = \mathbf{e}^T \mathbf{P} \mathbf{B}$

위의 업데이트 식은  $\sigma$ -modification 방식으로, 적응신호의 발산을 막는 항이 추가되어 있다. 위의 식 (28)에서 오른쪽 항 괄호 안의  $\lambda V$ 와  $\lambda W$ 가 바로 그 역할을 하며,  $\lambda$ 는 계수이다.  $\Gamma_V$ 와  $\Gamma_W$ 는 적응제어신호의 이득이며,  $\mathbf{e}$ 는 식 (23)의 오차벡터이다.  $\sigma_z$ 는  $\sigma$ 를  $z$ 로 편미분한 값이다.  $P$ 는 식 (17)을 안정하게 하도록 결정된 시스템행렬  $A$ 를 이용하여 다음의 리아프노프 방정식을 통해 얻은 해이다.

$$A^T P + PA + Q = 0 \quad (29)$$

정리하자면 인공신경망에서의 출력값은 적응제어신호  $v_{ad}$ 이고, 이를 식 (20)과 같이 가속도항  $\dot{q}_d$ 와 선형제어기에 해당하는 항  $v_c$ 의 합에서 빼주어 더해져 내부루프 제어기의 출력값인 의사제어  $v$ 가 계산된다. 계산된 의사제어는 제어력 할당을 통하여 승강타와 타의 각을 결정하는 데 이용된다.

### 3.3 제어력 할당

내부루프에서 계산된 의사제어를 승강타와 타에 할당시켜 줘야 한다. 이는 수식 (24)에 표현되어 있는 의사제어의 역변환에 해당한다. 승강타와 타에 의한 모멘트와 제어력 간의 관계식을 통하여 제어판 각을 결정한다. 의사제어와 제어판 각의 관계식은 식 (30)과 같이 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned} K_{\delta_c} \delta_{cr} - K_{\delta_c} \delta_{cl} + K_{\delta_r} \delta_r &= I_{xx} v_{roll} \\ M_{\delta_c} \delta_{cr} + M_{\delta_c} \delta_{cl} &= I_{yy} v_{pitch} \\ N_{\delta_r} \delta_r &= I_{zz} v_{yaw} \end{aligned} \quad (30)$$

여기서  $v_{roll}$ ,  $v_{pitch}$ ,  $v_{yaw}$ 는 각각 횡동요-종동요-선수동요 방향 의사제어를 의미한다. 식 (30)을 행렬식으로 표현하고 좌변의 정방행렬을 역행렬 하여 식 (31)과 같이 제어판 각들을 결정할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} \frac{K_{\delta_e}}{I_{xx}} & -\frac{K_{\delta_e}}{I_{xx}} & \frac{K_{\delta_r}}{I_{xx}} \\ \frac{M_{\delta_e}}{I_{yy}} & \frac{M_{\delta_e}}{I_{yy}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{N_{\delta_r}}{I_{zz}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta_{er} \\ \delta_{el} \\ \delta_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{roll} \\ v_{pitch} \\ v_{yaw} \end{bmatrix} \rightarrow \begin{bmatrix} \delta_{er} \\ \delta_{el} \\ \delta_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{K_{\delta_e}}{I_{xx}} & -\frac{K_{\delta_e}}{I_{xx}} & \frac{K_{\delta_r}}{I_{xx}} \\ \frac{M_{\delta_e}}{I_{yy}} & \frac{M_{\delta_e}}{I_{yy}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{N_{\delta_r}}{I_{zz}} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} v_{roll} \\ v_{pitch} \\ v_{yaw} \end{bmatrix} \quad (31)$$

대상 물수체의 제어관 각의 한계는 20deg로 설정하였고 제어관 회전 각속도의 한계는 100deg/s로 설정하였다.

### 3.4 제어이득

제어이득을 결정하기 위하여 우선 내부루프의 제어기의 이득을 결정한다. 내부루프의 PD제어이득인  $K_P$ 와  $K_D$ 를 각각  $\omega_n^2$ 과  $2\zeta\omega_n$ 이라 하고 적응제어신호가 모델링 불확실성을 잘 추종한다고 가정하면 식 (22)의 오차운동방정식은 식 (23)과 같은 단순 2차 시스템으로 표현할 수 있다.

$$\ddot{e}_1 + 2\zeta\omega_n \dot{e}_1 + \omega_n^2 e = 0$$

감쇠비  $\zeta$ 는 횡동요-종동요-선수동요 방향 모두 0.707을 사용하였다. 오차의 수렴속도를 결정하는 고유주파수  $\omega_n$ 은 환경 하중이 없는 상태에서 고정된 임의의 명령 횡동요-종동요-선수동요 각을 주었을 때 이를 추종할 수 있도록 횡동요 방향은 10, 종동요 및 선수동요 방향은 3으로 결정하였다. 적응제어법칙의 제어이득인  $\lambda, \Gamma_V, \Gamma_W$ 는 적응제어신호와 모델링 불확실성을 비교해 가며 조정하였다. 적응제어신호가 모델링 불확실성에 비해 작으면 적응신호의 갱신속도를 결정하는  $\Gamma_V, \Gamma_W$ 를 키우고 적응제어신호가 모델링 불확실성에 비해 크거나 발산하게 되면  $\Gamma_V, \Gamma_W$ 를 줄이고 적응신호의 발산을 막기 위한 계수인  $\lambda$ 를 키우는 방식으로 값을 조정하였다. 위와 같은 방식으로 적응제어법칙의 제어이득  $\lambda, \Gamma_V, \Gamma_W$ 은 횡동요-종동요-선수동요 방향 모두 0.7로 결정되었다. 내부루프 제어이득을 정리하면 Table 1과 같다.

내부루프에서 결정된 제어이득으로 명령각을 잘 추종하고 적응제어신호가 모델링 불확실성을 잘 보상하는 결과를 얻은 후 외부루프의 제어이득을 결정한다. 환경 하중이 없는 상태에서 임의의 심도와 좌우방향 변위의 명령을 입력할 때 만족할 만한 성능을 얻을 때 까지 시행착오법을 통하여 외부루프의 제어이득을 조정한다. 구해진 외부루프의 제어이득은 Table 2에 수록하였다.

적응제어법칙을 통하여 갱신되는 입력가중변수  $V$ 와 출력가중변수  $W$ 의 초기값은 0을 사용하였다.

Table 1 Control gains of inner-loop

Inner-loop	Roll	$K_P$	$1.0 \times 10^2$	
		$K_D$	$1.414 \times 10^1$	
		$\bar{x}$	$[1 \ U \ v \ p \ q \ r \ \phi \ \theta \ \psi \ \delta_{es} \ \delta_{ep}]$	
		$\lambda$	$7.0 \times 10^{-1}$	
		$Q$	$\begin{bmatrix} K_D K_P^2 & 0 \\ 0 & K_D K_P \end{bmatrix} / (1.25)$	
	$\Gamma_V$	$7.0 \times 10^{-1}$		
	$\Gamma_W$	$7.0 \times 10^{-1}$		
	$a$	$[1 \ 2 \ 4 \ 8 \ 16 \ 32]$		
	Inner-loop	Pitch	$K_P$	$9.0 \times 10^0$
			$K_D$	$4.242 \times 10^0$
$\bar{x}$			$[1 \ U \ w \ p \ q \ r \ \phi \ \theta \ \psi \ \delta_{es} \ \delta_{ep}]$	
$\lambda$			$7.0 \times 10^{-1}$	
$Q$			$\begin{bmatrix} K_D K_P^2 & 0 \\ 0 & K_D K_P \end{bmatrix} / (1.25)$	
$\Gamma_V$		$7.0 \times 10^{-1}$		
$\Gamma_W$		$7.0 \times 10^{-1}$		
$a$		$[1 \ 2 \ 4 \ 8 \ 16 \ 32]$		
Inner-loop		Yaw	$K_P$	$9.0 \times 10^0$
			$K_D$	$4.242 \times 10^0$
	$\bar{x}$		$[1 \ U \ v \ p \ q \ r \ \phi \ \theta \ \psi \ \delta_r]$	
	$\lambda$		$7.0 \times 10^{-1}$	
	$Q$		$\begin{bmatrix} K_D K_P^2 & 0 \\ 0 & K_D K_P \end{bmatrix} / (1.25)$	
	$\Gamma_V$	$7.0 \times 10^{-1}$		
	$\Gamma_W$	$7.0 \times 10^{-1}$		
	$a$	$[1 \ 2 \ 4 \ 8 \ 16 \ 32]$		

Table 2 Control gains of outer-loop

Outer-loop	Pitch	$K_P$	$2.0 \times 10^{-2}$
		$K_D$	$1.0 \times 10^{-3}$
		$K_I$	$2.0 \times 10^{-5}$
	Yaw	$K_P$	$2.0 \times 10^{-2}$
		$K_D$	$1.0 \times 10^{-3}$
		$K_I$	$2.0 \times 10^{-5}$
Outer-loop reference model	Pitch	$\zeta$	$7.0 \times 10^{-1}$
		$\omega_n$	$1.0 \times 10^0$
	Yaw	$\zeta$	$7.0 \times 10^{-1}$
		$\omega_n$	$1.0 \times 10^0$

### 4. 시뮬레이션

설계된 제어기의 성능을 검증하기 위하여 시뮬레이션을 수행하였다. 시뮬레이션은 30m의 초기심도에서 시작하여 초기심도를 유지하도록 제어하다가 40초 후에 명령심도를 변화시킨다. 해상상태는 Sea state 4이고 파 향은 횡파로 설정하였다. 변화시키는 명령심도는 3m, 5m, 10m 3가지로 설정하였고 운항속도는 3가지 무차원화된 속도조건  $u' = 0.75, 1, 1.25$ 에 대하여 제어가능성을 확인해 보았다. 시뮬레이션 조건을 그림으로 표현하면 Fig. 8과 같다.

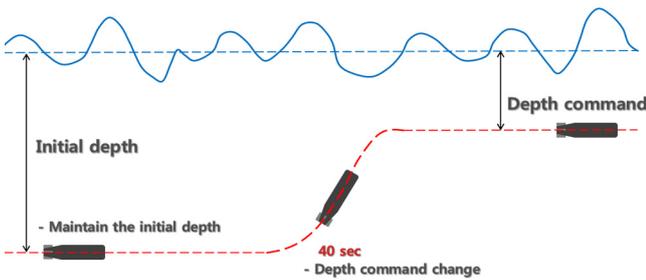


Fig. 8 Simulation condition

속도 별, 명령심도 별 제어 성능을 비교하기 위한 시뮬레이션 결과를 Fig. 9 ~ Fig 14에 수록하였다. Fig. 9 ~ Fig. 11에는 고정된 속도조건에서 서로 다른 명령 심도를 주었을 때의 제어

시뮬레이션 결과를 한 그래프에 수록하였다. Fig. 12 ~ Fig. 14에는 고정된 명령심도 조건에서 다른 속도로 운항 할 때의 제어 시뮬레이션 결과를 수록하였다. 심도 근처에서의 제어결과 비교가 용이하도록 그림을 30초 이후부터 도시하였다.

시뮬레이션 결과를 검토해 보면 40초 이후 수면 근처로 이동하면서 증가하는 외란으로 인해 자세를 제어하기 위한 제어판의 조작이 초기심도를 제어할 때 보다 상대적으로 크게 작용하는 것을 알 수 있다. Fig. 9 ~ Fig. 11을 검토해 보면 명령심도가 수면 근처일수록 외란이 커지기 때문에 좌우방향 운동과 횡동요 운동이 증가하는 것을 알 수 있다. 명령심도가 수면 근처일수록 증가하는 운동을 제어하기 위하여 제어판의 조작 또한 증가하는 것을 확인하였다. Fig. 12 ~ Fig. 14를 검토해 보면 물수체의 운항 속도가 빠를수록 목표 심도에 도달하는 시간이 더 빠른 것을 확인할 수 있다. 속도가 빠를수록 제어판에 걸리는 양력이 증가하기 때문에 속도가 느릴 때 보다 상대적으로 제어판을 덜 조작하며 효율적으로 심도를 제어하는 것을 알 수 있다. 서로 다른 속도조건에서의 중동요 각과 제어판 각의 초기조건이 다른 것처럼 보이는 이유는 각 속도별 트림이 다르기 때문이다. 시뮬레이션 결과를 종합해 보았을 때 제어기가 속도와 명령심도 조건에 무관하게 좋은 제어성능을 보인다. 수면에 가까울수록 환경하중이 증가하므로 모델링의 불확실성이 가장 큰 조건인 심도 3m일 때 3가지 속도 조건에 대하여 적용제어신호와 모델링 불확실성을 비교하여, 설계된 제어기의 적용제어신호가 모델링의 불확실성을 잘 추정하는지 확인하였다.

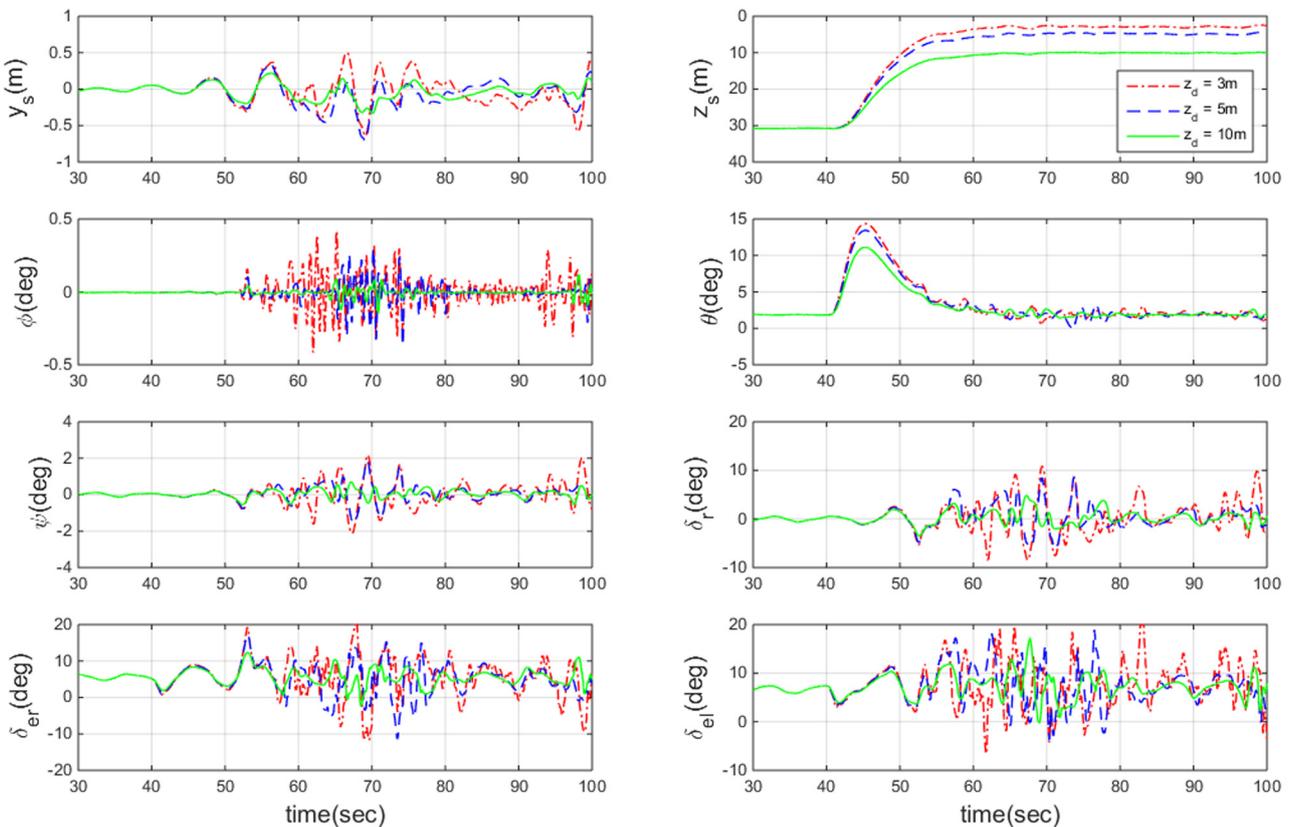


Fig. 9 Simulation results comparison of different depth command condition ( $u' = 0.75$ )

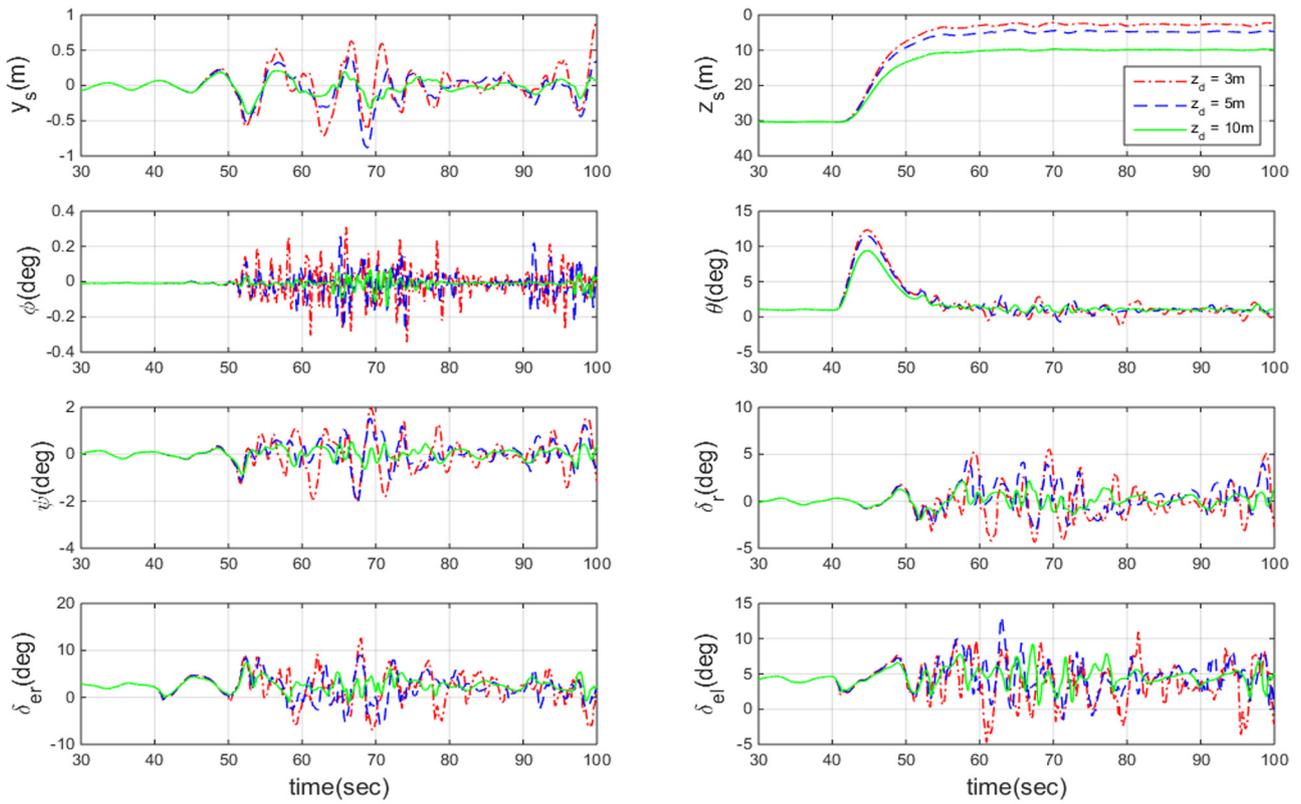


Fig. 10 Simulation results comparison of different depth command condition ( $u' = 1.00$ )

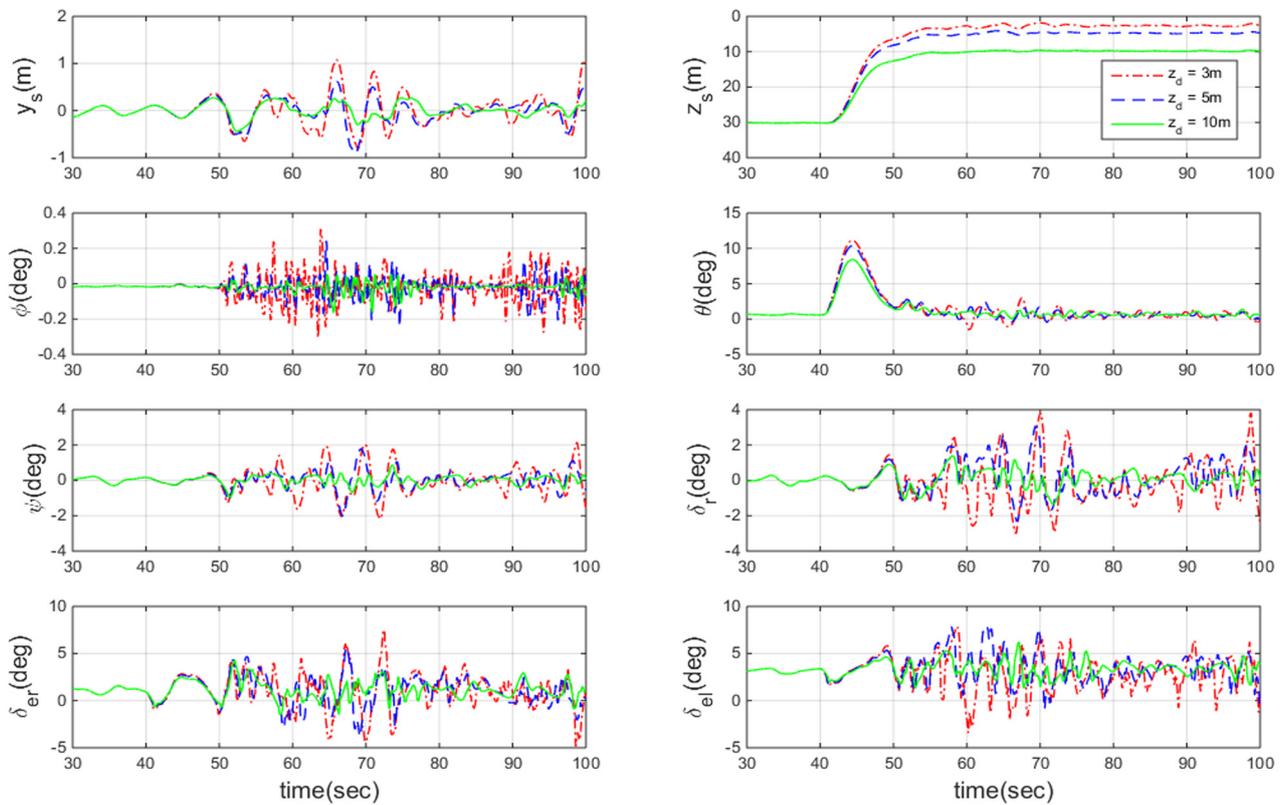


Fig. 11 Simulation results comparison of different depth command condition ( $u' = 1.25$ )

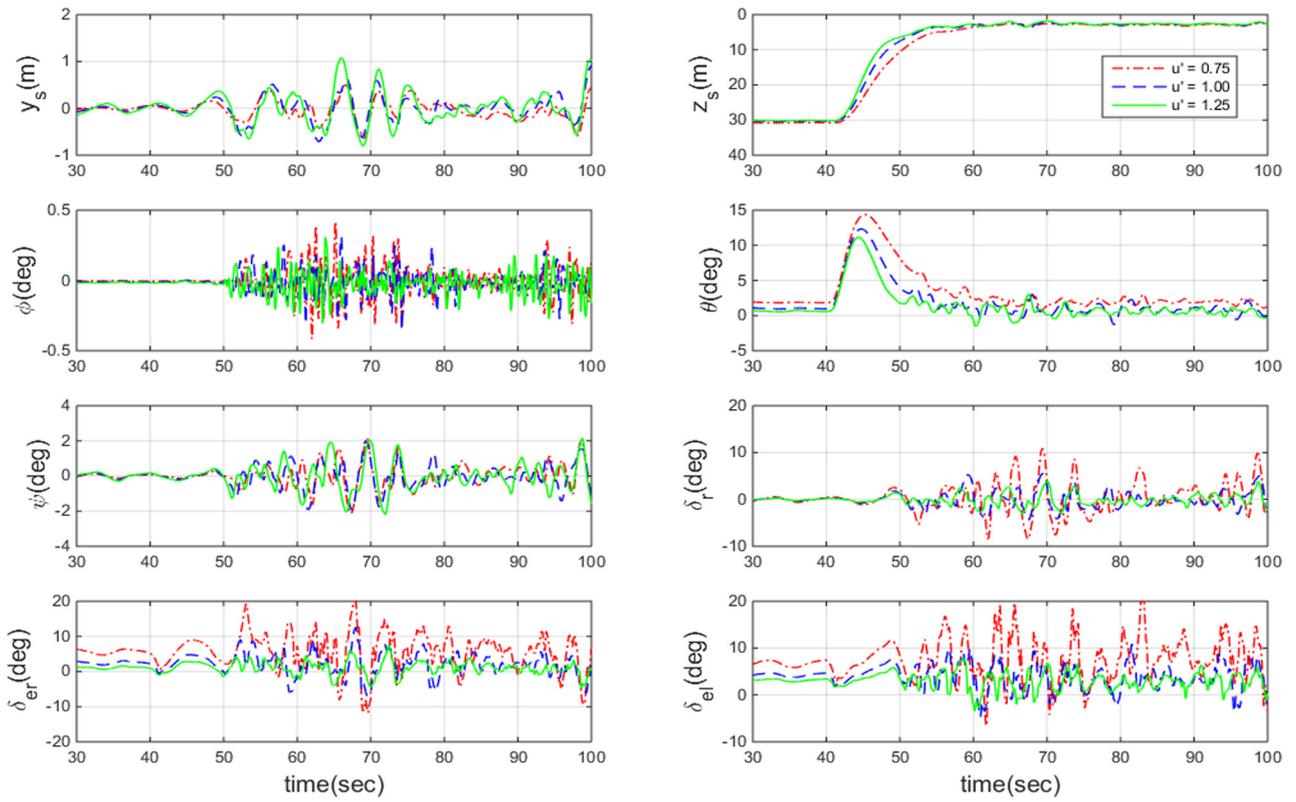


Fig. 12 Simulation results comparison of different speed condition (depth command = 3m)

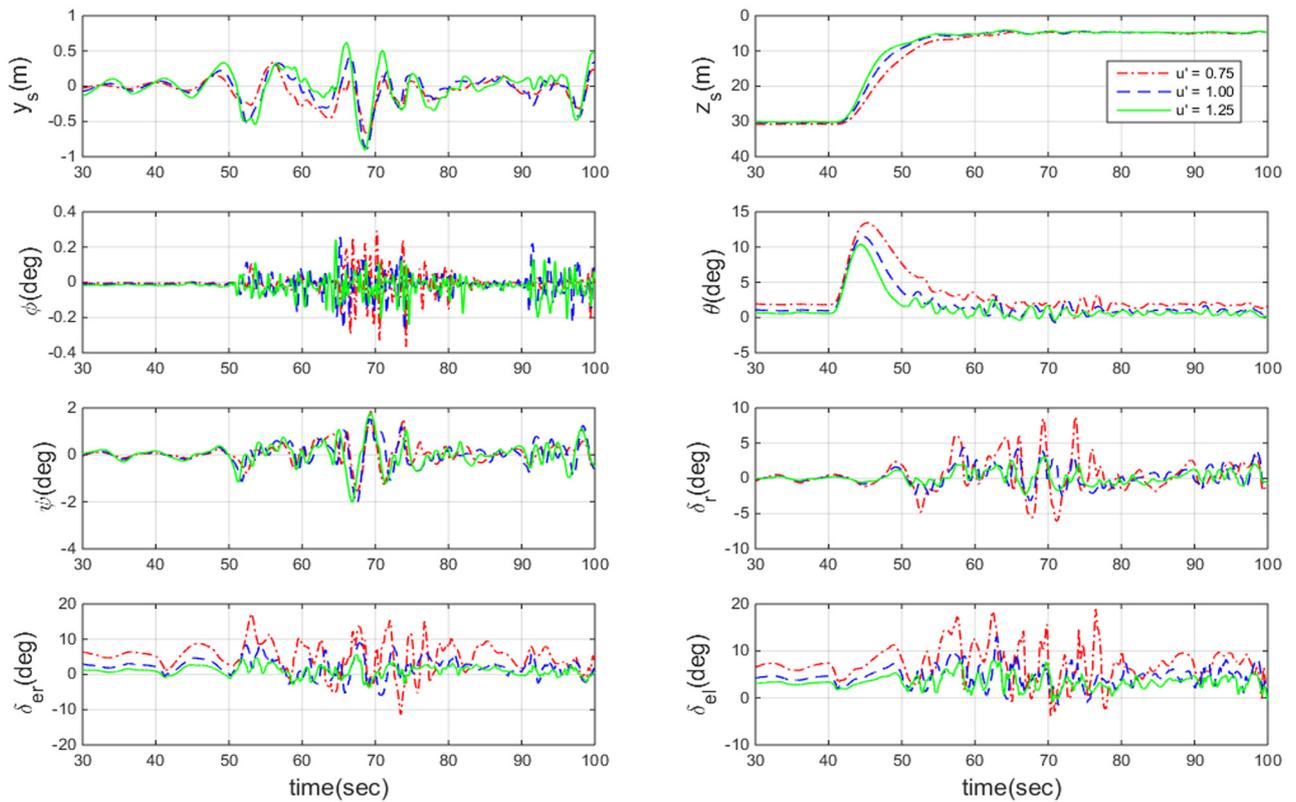


Fig. 13 Simulation results comparison of different speed condition (depth command = 5m)

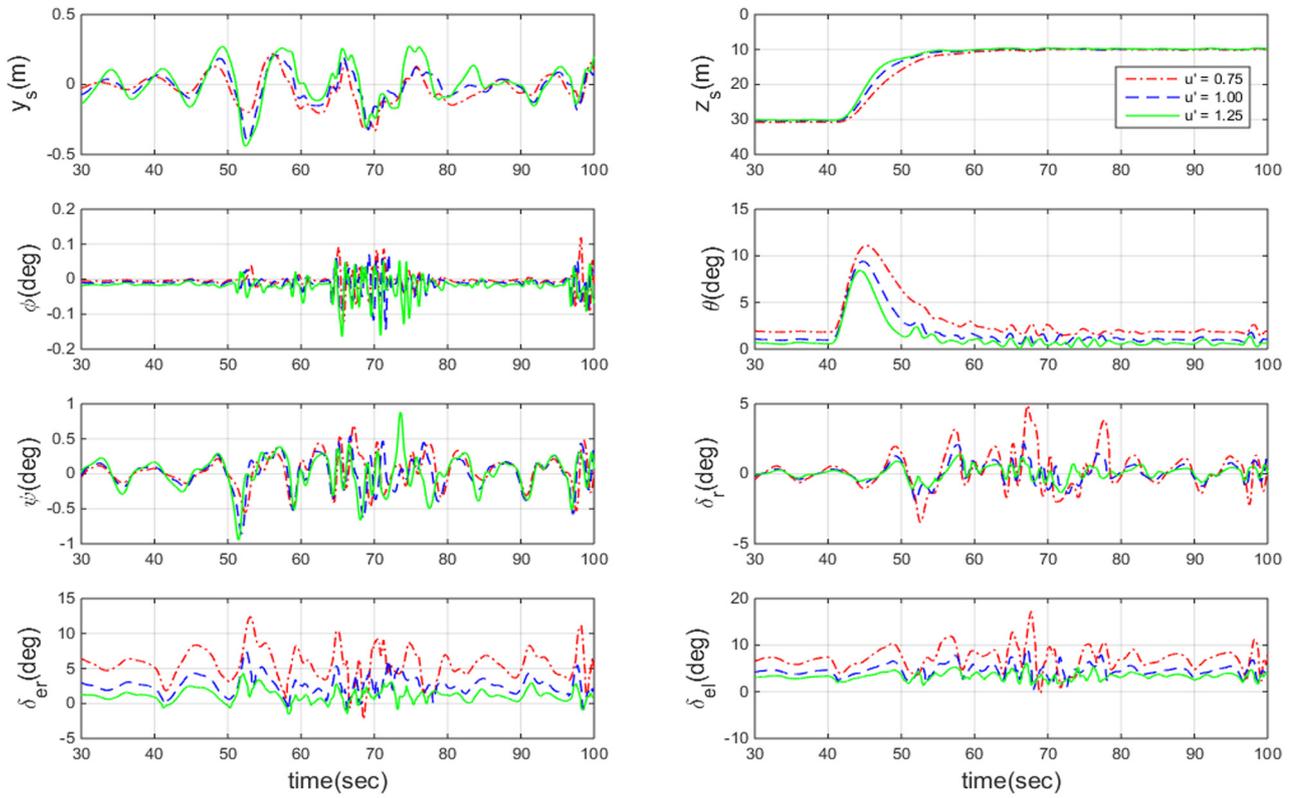


Fig. 14 Simulation results comparison of different speed condition (depth command = 10m)

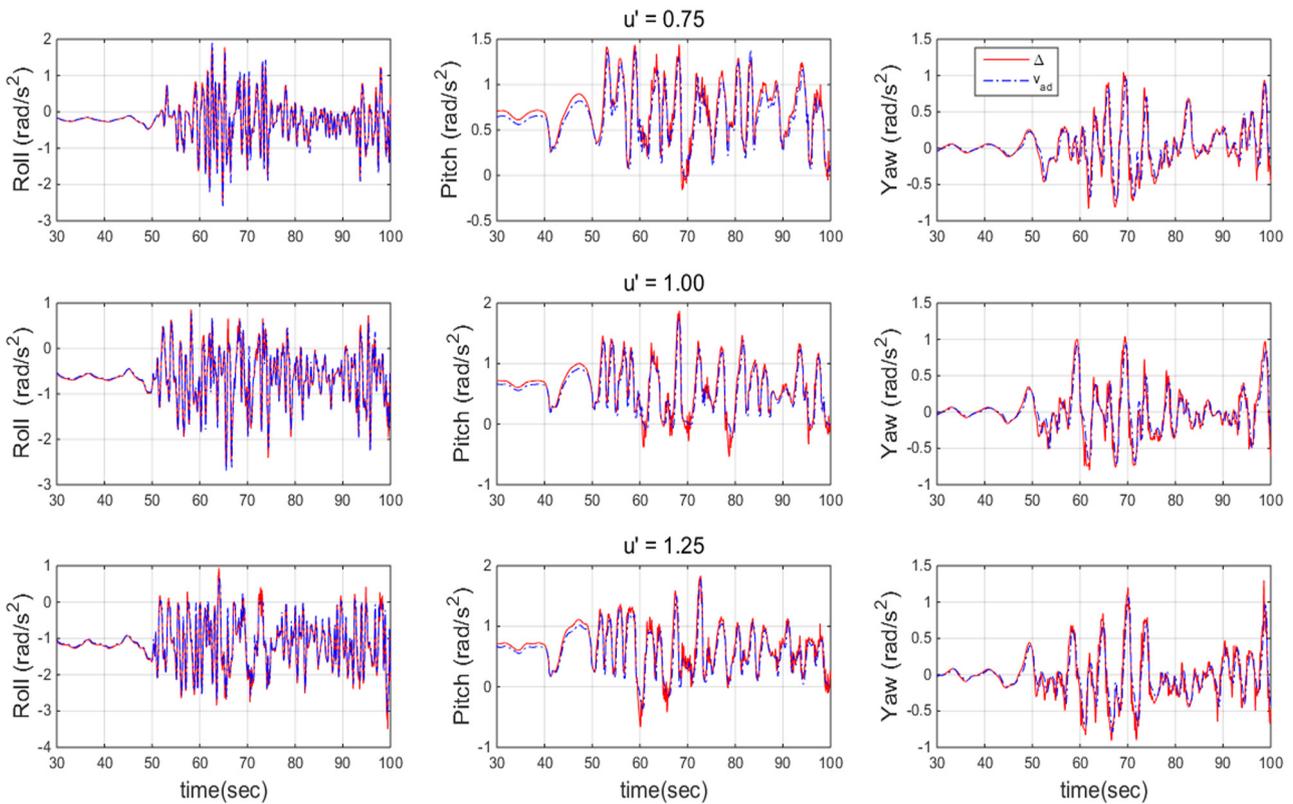


Fig. 15 Comparison of adaptive signal and modeling uncertainty (depth command = 3m)

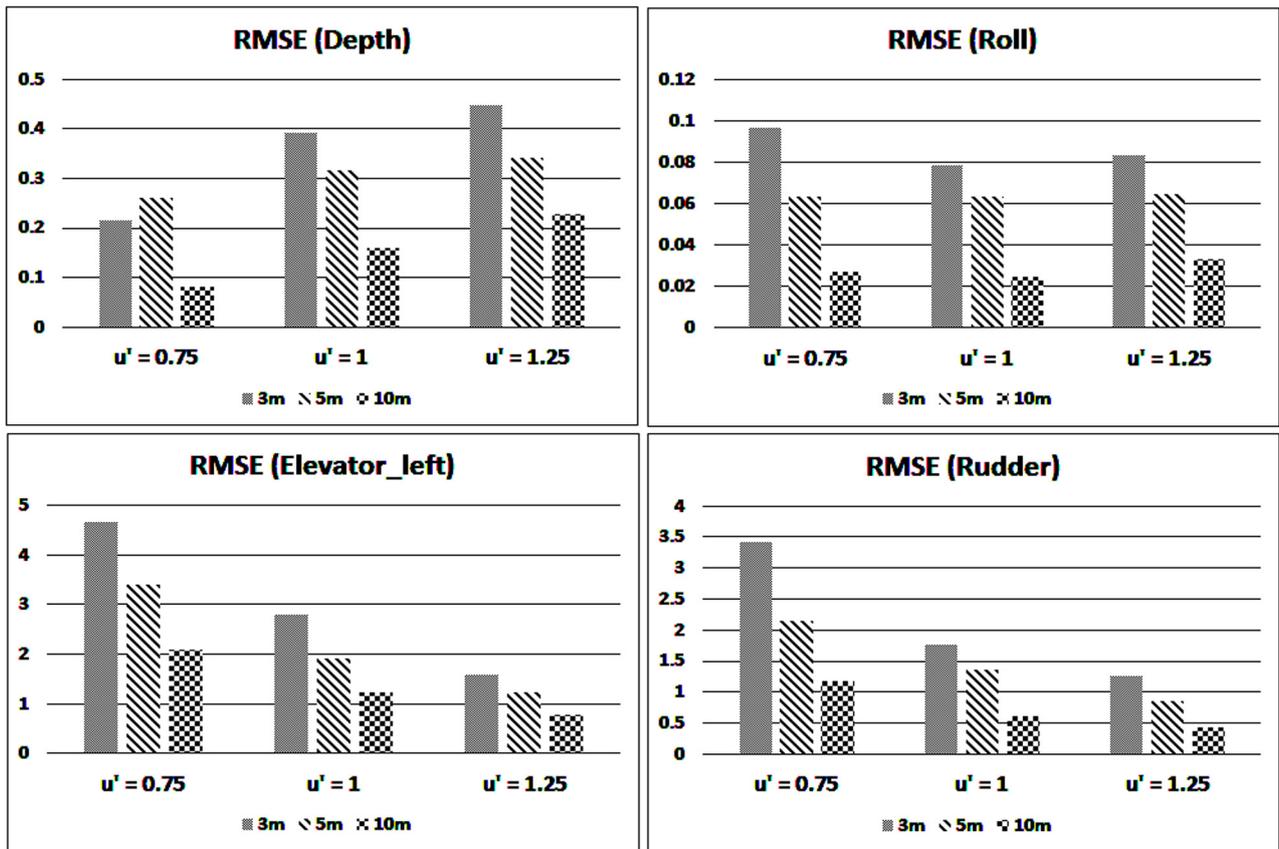


Fig. 16 Comparison of simulation results with variation of speed and depth

Fig. 15는 명령심도가 3m일 때 속도 별 횡동요-종동요-선수동요 방향 적응제어신호와 모델링 불확실성을 의미한다. 결과에서 알 수 있듯 3가지 속도 조건에서 적응제어신호  $v_{ad}$ 가 모델링 불확실성  $\Delta(x,u)$ 을 잘 보상하는 것을 알 수 있다. 명령 심도별, 운항 속도별 제어성능을 정량적으로 판단하기 위하여 심도, 횡동요, 승강타, 타각의 Root mean square error(RMSE), 즉 명령값의 오차를 시간평균으로 판단하였다. 승강타의 오차는 승강타의 조작과 정해진 속도에서의 승강타 트림값의 차이로 정의된다. 불규칙한 환경 하중 중 제어성능을 판별하고 자 하기 때문에 시뮬레이션 종료 전 30초 동안의 RMSE를 계산하였다. 계산된 RMSE결과는 Fig. 16에 막대그래프로 표시하였다.

심도가 깊을수록 파 강제력과 흡입력이 작아지기 때문에 심도오차와 횡동요 오차가 대체적으로 줄어드는 것을 확인할 수 있고 제어판도 적게 작동하는 것을 확인할 수 있다. 운항속도가 클수록 제어력이 커지므로 제어판의 조작이 상대적으로 줄어드는 것을 알 수 있다.

## 5. 결 론

본 논문에서는 수면근처에서 운항하는 물수체의 심도 제어기 설계를 위하여 파 강제력과 흡입력을 모델링 하였다. 규칙파로 인해 물수체에 작용하는 파 강제력을 유도하고 선형 이론을 통하여 불규칙파에 의한 힘을 시뮬레이션에 적용하였다. 흡입력

을 이중 Rankine 물체를 이용하여 3가지 속도와 다양한 심도에 대하여 계산하였다. 계산 결과 속도가 클수록, 심도가 수면 근처일수록 흡입력이 크게 작용하는 것을 확인하였다. 제어판을 이용하여 위치를 직접적으로 제어할 수 없는 대상 물수체의 특성을 고려하여 이중루프로 제어기를 구성하였다. 외부루프는 PID제어기법을 이용하였고 물수체의 동역학과 관련된 내부루프의 경우는 인공신경망을 이용한 적응제어기법을 사용하여 불확실성과 외란에 강건하도록 설계하였다. Sea state 4의 횡파가 작용할 때 3개의 속도와 3개의 명령심도에서 제어 시뮬레이션을 수행하였다. 시뮬레이션 수행 결과 명령 심도가 깊을수록 심도와 횡 방향 오차가 대체적으로 줄어드는 것을 확인하였다. 운항속도가 클수록 제어판에 작용하는 양력이 커지므로 제어판을 적게 조작하며 효율적으로 제어를 하는 것을 확인할 수 있었다.

## 후 기

본 연구는 국방과학연구소의 지원으로 수행된 연구결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다(UD130002DD).

## References

Choi, J.H., Yeo, D.J., Rhee, K.P., Park, J.Y., 2006. On the Vertical Plane Dynamics Modeling and Depth Control of

- a Submerged Body Moving Beneath Free Surface. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 43(6), 647-655.
- Choi, J.W., Rhee, K.P., Ann, S.P., Lee, S.K., 2008. Mathematical Model of Wave Forces and Moments for the Depth Control of a Submerged Body. *Proceedings of the Annual Spring Meeting of the Society of Naval Architects of Korea*, 1228-1235.
- Dumlu, D., Istefanopulos, Y., 1995. Design of an Adaptive Controller for Submersibles Via Multimodel Gain Scheduling. *Ocean Engineering*, 22(6), 592-614.
- Feldman, J., 1979. DTNSRDC Revised Standard Submarine Equation of Motion. DTNSRDC SPD-0393-09.
- Gertler, M., Hagen, G.R., 1967. Standard Equation of Motion for Submarine Simulation. NSRDC-Report SR 009 01 01, Task 0102.
- Hao, Y., Donghui, S., Zhilan, X., 2004. Design of Submarine Near-surface Depth Controller. *Proceedings of the 5th World Congress on Intelligent Control and Automation*, 4530-4533.
- Kim, D.J., Rhee, K.P., Choi, J.Y., Lee, S.K., 2009. Depth Control of a Submerged Body Near the Free Surface by LQR Control Method. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 46(4), 382-290.
- Newman, J.N., 1977. *Marine Hydrodynamics*. The MIT Press, Cambridge, Massachusetts.
- Prestero, T., 2001. Verification of a Six-Degree of Freedom Simulation Model for the REMUS Autonomous Underwater Vehicle. MIT, Master's Thesis.
- Richards, R.J., Stoten, D.P., 1982. Depth Control of a Submersible Vehicle. *International Shipbuilding Progress*, 28(318), 30-39.
- Shao Z., Chen Y., Fang D., Feng S., 2012. Fuzzy Depth Control of Small Cylindrical Object Navigating Near Free-surface. *Applied Mechanics and Materials*, 128(129), 886-889.
- Streeter, V.L., 1948. *Fluid Dynamics*. McGraw-Hill, 57-60.
- Yoon, B.S., Trung, V.D., 2008. Prediction of Free Surface Suction Force Acting on a Submerged Body. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 46(6), 688-698.

## 극한 환경하의 부표 운동성능 모형시험기법 개발 ← (한글제목)

홍길동\* · 김길동\*\* · 이길동\*\* ← (한글이름)  
\*한국해양연구원 해양개발시스템연구본부 ← (한글소속)  
\*\*현대중공업(주) 구조설계부

## 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

**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  $\lambda$  ← (수식편집기사용) 라고 할 때, 파고의 축척비는  $\lambda$ , 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) .....

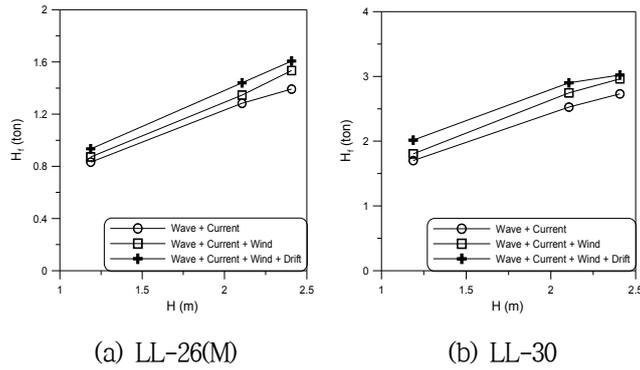


Fig. 1 Maximum height of tension forces acting on the mooring line at buoy

≡ (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) LNBV-100을 제외하고는 설계와 시험 파랑조건이 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. 6<sup>th</sup> 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 606-791, Korea (Tel: +82 51 410 4355, Fax: +82 51 410 4350, e-mail: [yunheak@kmou.ac.kr](mailto: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 Communcation*. 163, 51-59.

#### **Reference to a book:**

Strunk, W. and White, E.B., 2000. *The Elements of Style*, 4<sup>th</sup> 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 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]

# Transfer of copyright

## Article details

Article :  
Corresponding author :  
E-mail address :  
DOI : <http://dx.doi.org/10.5574/KSOE.0000.00.000>

## Assignment of publishing right

- I am one author signing on behalf of all co-authors of the manuscript.
- KSOE hereby agrees to follow Creative Commons License.
- I have read and agree to the terms of the journal(Journal of Ocean Engineering and Technology) copyright policy.

Corresponding author :

name

signature

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

# (사)한국해양공학회 특별회원

한국해양공학회의 특별회원은 다음과 같으며, 귀사의 찬조에 진심으로 감사드립니다(순서: 입회순).

한국선급 / 현대중공업(주) / 대우조선해양(주) /  
한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소 / 삼성물산(주) 건설부문 /  
(주)건일엔지니어링 / 삼성중공업(주) / (주)케이티서브마린 / 대양전기공업(주) /  
(주)대영엔지니어링 / 한국조선해양기자재연구원 / (주)동화뉴텍 / (주)스틸플라워 /  
디엠씨(주) / 미래인더스트리(주) / 한국조선해양플랜트협회 / (주)파나시아 /  
한국가스공사 / 선보공업(주) / (주)멀티스하이드로 / (주)유아이티



한국해양공학회의 특별회원 가입방법은 학회 홈페이지(www.ksoe.or.kr)의  
입회안내를 참고하시고, 기타사항은 학회 사무국으로 연락주시기 바랍니다.

# 한국해양공학회지(JOET) 논문투고규정 (2015. 1. 7 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 사항은 본 학회 편집위원회의 결정에 따른다.
14. 학회는 저자에게 별쇄본을 제공하지 않는 것을 원칙으로 하나, 필요한 경우는 저자가 실비를 부담하여야 한다.

## 한국해양공학회지

제29권 제3호(통권 제124호)

인쇄: 2015년 6월 24일

발행: 2015년 6월 30일

발행인: 홍사영

편집인: 김윤해

발행소: 사단법인 한국해양공학회

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

전화: (051)759-0656 FAX: (051)759-0657

담당: 사무국장 이희진

E-mail: ksoehj@ksoe.or.kr

Homepage: www.ksoe.or.kr

인쇄소: 한림원(주)

서울특별시 중구 퇴계로51길 20 1303(오장동,백서스타워)

전화: (02)2273-4201 FAX: (02)2179-9083

E-mail: hanrim@hanrimwon.co.kr



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