

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

# 한국해양공학회지

제30권 제4호 (통권 제131호)

2016년 8월

Journal of Ocean Engineering  
and Technology



Vol. 30, No. 4 (Serial Number 131)  
August 2016

사단법인 한국해양공학회

The Korean Society of Ocean Engineers

<http://www.joet.org>

# 한국해양공학회 Journal of Ocean Engineering and Technology

## 편집위원회

### 위원장

김윤해 한국해양대학교

### 편집이사

정준모 인하대학교

최윤락 울산대학교

허동수 경상대학교

### 편집위원

김국현 동명대학교

김영훈 경남대학교

김진환 카이스트

나원배 부경대학교

문경만 한국해양대학교

박종천 부산대학교

송창용 목포대학교

신성원 강원대학교

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

## 연구윤리위원회

### 위원장

서성부 동의대학교

### 운영분과 및 심의 교육·분과 위원

윤현규 창원대학교

조일형 제주대학교

## 학회 임원

### 학회장

조효제 한국해양대학교

### 부회장

하문근 삼성중공업

김용수 대우조선해양

김선진 부경대학교

윤종성 인제대학교

정대연 대영엔지니어링

김병권 스틸플라워

## Editorial Boards

### Editor-in-Chief

Yun Hae Kim, Korea Maritime and Ocean University, Korea

### Manuscript Editors

Joonmo Choung, Inha University, Korea

Yoon Rak Choi, University of Ulsan, Korea

Dong-Soo Hur, Gyeongsang National University, Korea

### Editorial Board Members

Kookhyun Kim, Tongmyong University, Korea

Younghun Kim, Kyungnam University, Korea

Jinwhan Kim, KAIST, Korea

Won Bae Na, Pukyong National University, Korea

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

Jong Chun Park, Pusan National University, Korea

Chang Yong Song, Mokpo National University, Korea

Sungwon Shin, Kangwon 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

## Research and Ethics Boards

### Chief

Sung-Bu Suh, Dongeui University, Korea

### Management and Deliberative and Education Department

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

Il-Hyoung Cho, Jeju National University, Korea

## Officers of The Korean Society of Ocean Engineers

### President

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

### Vice President

Mun-Keun Ha, Samsung Heavy Industries, Korea

Yong-Soo Kim, DSME, Korea

Seon-Jin Kim, Pukyong National University, Korea

Jong-Sung Yoon, Inje University, Korea

Dae-Yeon Chung, DY Engineering, Korea

Byeongkwon Kim, Steel Flower, Korea

## About Journal of Ocean Engineering and Technology

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

### AIMS and SCOPE

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

### GENERAL INFORMATION

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

Manuscript should be submitted via the online manuscript website <http://www.joet.org> Other correspondences can be sent via an email to the Editor in Chief, Prof. Yun-Hae Kim, Division of Marine Equipment Engineering, Korea Maritime and Ocean University, 1 Dongsam-dong, Youngdo-ku, Busan 49112, Korea (Tel: +82 51 410 4355, Fax: +82 51 410 4350, e-mail: [yunheak@kmou.ac.kr](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 (48821), 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.

© 2016 by The Korean Society of Ocean Engineers (KSOE) / ISSN(print) 1225-0767 / ISSN(online) 2287-6715

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

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

Printed on August 31, 2016 by Hanrimwon Co., Ltd., Seoul, Korea.



# 한국해양공학회지

## Journal of Ocean Engineering and Technology

### 목 차

제30권 제4호 (통권 제131호)

2016년 8월

**<학술논문>**

VOB를 이용한 선형 설계 실용화에 대한 연구 김현철 .....	235
별도의 고정타를 갖는 수중운동체 승강타의 제어력에 미치는 받음각의 영향에 대한 실험적 연구 박정훈 · 신명섭 · 최재엽 · 황중현 · 신영훈 · 김연규 .....	243
다점계류식 FPSO의 해양환경별 계류선 각도와 최대 장력에 대한 연구 박성부 · 이승재 · 정윤석 · 이민경 · 정광호 .....	253
응력한계상태를 이용한 해상풍력발전기 재킷구조물의 지진신뢰성해석 이기남 · 김동현 .....	260
쇄빙선 강재의 내충격 특성에 관한 실험적 연구: 제1부 강재 특성 노명현 · 이재익 · 박성주 · 정준모 .....	268
쇄빙선의 내충격 특성에 관한 실험적 연구: 제2부 선체 구조의 충격 굽힘 특성 노명현 · 이재익 · 한동화 · 정준모 .....	277
유사도 기반 해양 자켓 구조물 손상추정 민천홍 · 김형우 · 박상현 · 오재원 · 남보우 .....	287
양축 면내 압축하중 하의 이중관보강 선박관부재의 설계시스템 구축 함주혁 .....	294
빙 해역 운항선박의 빙 유기 피로문제에 대한 기초연구 황미란 · 권용현 · 이탁기 .....	303
해저지반에 설치된 스포일러 부착형 파이프라인의 자가매설 기능분석 이우동 · 허동수 · 김한솔 · 조효제 .....	310
해빈류 벡터 장미도를 통한 해운대 해수욕장의 이안류 민감도 분석 김동희 · 이사홍 · 이정렬 .....	320
모르타르(W/C:0.6)의 철근의 부식전위와 양극분극 및 임피던스 특성에 미치는 재령 년수 정재현 · 문경만 · 이성열 · 이명훈 · 백태실 .....	327
피스톤 크라운용 단강에 인코넬 718 용접재료로 용접된 용접부의 특성 평가 이성열 · 문경만 · 정재현 · 이명훈 · 백태실 .....	334

# 한국해양공학회지

Journal of Ocean Engineering and Technology

## CONTENTS

Volume 30, Number 4

August, 2016

---

### <Original Research Articles>

- Practical Hull Form Design using VOB  
Hyun-Cheol Kim ..... 235
- An Experimental Study on Effect of Angle of Attack on Elevator Control Force for Underwater Vehicle with Separate Fixed Fins  
CJeong-Hoon Park, Myung-Sub Shin, Jae-Yeop Choi, Jong-Hyun Hwang,  
Young-Hun Shin and Yeon-Gyu Kim ..... 243
- Mooring Layout Angle and Maximum Tension for Spread Moored FPSOs in Various Metocean Conditions  
Sung-Boo Park, Seung-Jae Lee, Yun-Suk Chung, Min-Kyeong Lee and Kwang-Hyo Jung ..... 253
- Seismic Reliability Analysis of Offshore Wind Turbine Jacket Structure Using Stress Limit State  
Gee-Nam Lee and Dong-Hyawn Kim ..... 260
- Study on Crashworthiness of Icebreaker Steel: Part I Steel Properties  
Myung-Hyun Noh, Jae-Yik Lee, Sung-Ju Park and Joonmo Choung ..... 268
- Study on Crashworthiness of Icebreaker Steel: Part II Ship Side Structural Behavior Due to Impact Bending  
Myung-Hyun Noh, Jae-Yik Lee, Donghwa Han and Joonmo Choung ..... 277
- Similarity-based Damage Detection in Offshore Jacket Structures  
Cheon-Hong Min, Hyung-Woo Kim, Sanghyun Park, Jae-Won Oh and Bo-Woo Nam ..... 287
- Development of Ship Plate Member Design System Reinforced by Doubler Plate Subjected to Biaxial In-plane Compressive Load  
Juh-Hyeok Ham ..... 294
- A Preliminary Study on the Ice-induced Fatigue in Ice-going Ships  
Mi-Ran Hwang, Yong-Hyun Kwon and Tak-Kee Lee ..... 303
- Self-Burial Structure of the Pipeline with a Spoiler on Seabed  
Woo-Dong Lee, Dong-Soo Hur, Han-Sol Kim and Hyo-Jae Jo ..... 310
- Rip Current Sensitive Analysis Using Rose Diagram for Wave-Induced Current Vectors at Haeundae Beach, Korea  
Dong Hee Kim, Sahong Lee and Jung Lyul Lee ..... 320
- Effect of Period of Immersion on Corrosion Potential, Anodic Polarization, and Impedance Characteristics of Reinforced Steel in Mortar (W/C: 0.6)  
Jae-Hyun Jeong, Kyung-Man Moon, Sung-Yul Lee, Myeong-Hoon Lee and Tae-Sil Baek ..... 327
- Evaluation of Characteristics of Welding Zones Welded with Inconel 718 Filler Metal to Piston Crown Forged Material  
Sung-Yul Lee, Kyung-Man Moon, Jae-Hyun Jeong, Myeong-Hoon Lee and Tae-Sil Baek ..... 334

# Practical Hull Form Design using VOB

Hyun-Cheol Kim\*

\*Faculty of Mechanical Engineering, Ulsan College, Ulsan, Korea

## VOB를 이용한 선형 설계 실용화에 대한 연구

김현철\*

\*울산과학대학교 기계공학부

**KEY WORDS:** Sectional area curve 횡단면적 곡선, Volumetric balanced variation(VOB) 체적 균형 변환, Hull form design 선형 설계, Parametric design 파라메트릭 설계, Geometric wave profile(GWP) 기하학적 파형

**ABSTRACT:** : In general, ship hull form design is carried out in two stages. In the first stage, the longitudinal variation of the sectional area curves is adapted from a similar mother ship to determine the volume distribution in ships. At this design stage, the initial design conditions of displacement, longitudinal center of buoyancy, etc. are satisfied and the global hydrodynamic properties of the structure are optimized. The second stage includes the local designing of the sectional forms. Sectional forms are related to the local pressure resistance in the fore- and aft-body shapes, cargo boundaries, interaction between the hull and propeller, etc. These relationships indicate that the hull sections need to be optimized in order to minimize the local resistance. The volumetric balanced (VOB) variation of ship hull forms has been suggested by Kim (2013) as a generalized, systematic variation method for determining the sectional area curves in hull form design. This method is characterized by form parameters and is based on an optimization technique. This paper emphasizes on an extensional function of the VOB considering a geometrical wave profile. We select a container ship and an LNG carrier to demonstrate the applicability of the proposed technique. Through analysis, we confirm that the VOB method, considering the geometrical wave profile, can be used as an efficient tool in the hull form design for ships.

### 1. 서 론

1990년대 후반 이후에는 전산유체역학(Computational fluid dynamics, CFD) 유동 해석의 정확도(Accuracy)가 높아짐에 따라 모형시험 이전에 선박의 성능을 CFD로 추정하여 선형설계에 반영하는 방법에 대한 연구들이 활발히 이루어져 왔다 (Harries, 1998; Markov and Suzuki, 2001; Peri et al., 2001; Kim et al., 2007; Lee and Choi, 2009). 이러한 연구들의 주요 목적은 다음과 같다.

(1) **설계 기준의 수치화** : 선체에 작용하는 저항을 CFD를 이용하여 정량화하고 선형 설계 기준으로 활용함으로써 기존의 경험적/주관적 판단에서 수치적/객관적 판단으로의 전환을 가능하게 한다. 또한, CFD는 선형의 국부적인 변형에 대해서도 유동해석이 가능하므로 선형과 성능과의 상관 관계를 규명하는데 보다 효율적인 도구로써 활용할 수 있다.

(2) **최적 설계의 자동화** : 수치화된 설계 기준과 파라메트릭 설계 방법은 최적화 기법으로 결합될 수 있으므로 설계자의 개

입없이 자동으로 주어진 설계 기준에 적합한 최적 선형을 도출할 수 있으며, 이로 인해 많은 설계 시간을 줄일 수 있다.

(3) **설계안의 다각화** : 조파 저항, 압력 저항 혹은 반류 등의 수치화된 설계기준 설정에 따라 단일 혹은 다목적 설계가 가능하다.

(4) **적용 분야의 확장성** : 설계 기준이 저항 성능 뿐 만 아니라, 조종 및 운동 성능 분야로 확장 적용하여 최적 선형설계가 가능하다.

속도성능을 고려한 선형 설계는 일반적으로 다음의 두가지 단계로 수행될 수 있다. 첫 번째 단계는 조파저항을 고려한 중방향 체적 분포 즉 횡단면적 곡선 설계(Sectional areal curve design)이다. 이것은 전역적(Global) 선형 설계 단계이며, 설계 조건들로 주어지는 유체정역학적 특성들 즉, 배수량(Displacement), 부심위치(Longitudinal center of buoyancy, LCB) 등을 만족하면서 선수 조파저항 혹은 선수 파형이 최소가 되도록 기준선의 횡단면적 곡선 변환을 수행한다. 이때 횡단면적 곡선을 구성하는 각 횡단면 형상은 변화하지 않고 중방향으로의 위치 이동을 통해 횡단

Received 10 March 2016, revised 17 June 2016, accepted 18 August 2016

Corresponding author Hyun-Cheol Kim: +82-052-279-3103, hckim@uc.ac.kr

© 2016, The Korean Society of Ocean Engineers

면적 곡선의 유체정역학적 특성을 만족하도록 설계한다. 특히, 중·고속선에 대해서는 횡단면적 곡선으로 표현되는 종방향 체적 분포는 선수 조파 저항 혹은 선수 파형의 전역적 특성에 중요한 영향을 주므로 최소의 조파저항 혹은 완만한 파형이 발생할 수 있도록 설계되어야 한다. 여기서 유체정역학적 특성은 횡단면적 곡선을 구성하는 형상 파라미터들로 표현될 수 있다. 이들 형상 파라미터들을 조정하여 체계적으로 선형을 변환하는 방법이 파라메트릭 선형 설계(Parametric hull form design)이며, Lackenby(1950) 이후 많은 체계적인 파라메트릭 선형 변환 연구들이 수행되었다(Creutz, 1977; Harries, 1998; Kim, 2004; Kim and Hwangbo, 2008; Son and Kim, 2008; Kim, 2013).

두 번째 단계는 국부적(Local) 선형 특성을 고려한 횡단면 곡선 설계(Section design)이다. 횡단면 곡선은 프로펠러 간극(Tip Clearance), 선미 변동압, 선저 압력 저하 등을 고려하여 국부적으로 변환될 수 있는데, 주로 형상 저항과 자항 성능(Propulsion performance) 관점에서 설계를 수행한다. 횡단면 곡선 설계 업무를 효율적·체계적으로 수행하기 위해 파라메트릭 설계 연구(Kim, 2004)들이 시도되어 왔지만, 실제 현장의 다양한 요구를 만족하는 파라메트릭 설계 모델 방법은 아직 제시되지 못하고 있는 실정이다.

한편, 상술한 선형 설계 단계 중 첫 번째 단계인 횡단면적 곡선 설계는 “CFD를 이용한 선형 설계” 이전에 기준선의 선형 변환(Lackenby, 1950; Kim, 2013)을 통해 수행된다. 이때 방형계수(Block coefficient,  $C_b$ )와 LCB와 같은 유체정역학적 특성들을 만족하기 위해서 종방향(선박의 길이방향)으로 횡단면들을 이동함으로써 횡단면적 곡선을 조정하게 된다. 그 결과 이들 횡단면들은 주변 경계 곡선들과 부합하지 않기 때문에 선형 변환 결과를 직접 CFD에 적용할 수가 없다. 따라서 변환된 횡단면들을 반영한 추가 선형 설계 작업이 수반되어야 하며, 경험이 많은 선형 설계자라 하더라도 여기에 다소 작업 시간이 소요된다. 여기서 만일 횡단면적 곡선 설계 시 저항의 특성을 동시에 고려할 수 있다면 선형 설계 작업의 효율성은 더욱 증가할 것이다. 이러한 취지로 본 논문은 기하학적 파형(Geometric wave profile, GWP)과 체적 균형 선형 변환 방법(Volumetric balanced variation of ship hull forms, VOB)(Kim, 2004; Kim, 2013)을 횡단면적 곡선 설계에 적용함으로써 유체정역학적 특성과 조파 저항의 전역적 특성을 동시에 고려할 수 있는 실용적 선형 설계 방법을 소개하였다. 그리고 기하학적 파형이 횡단면적 곡선의 정보만을 이용하기 때문에 선형 정보를 모두 이용하는 CFD보다는 상대적으로 정확도가 떨어지지만, 조파 저항의 전역적 특성이 유사하여 실용적으로 적용 가능함을 검토하였다.

## 2. 체적 균형 선형 변환 방법

파라메트릭 선형 설계 방법은 선형을 형상 파라미터들만으로 정의하므로 기준선이 있을 경우 뿐 만 아니라, 기준선이 없는 경우에도 파라미터값들을 수정하여 쉽게 선형생성 및 변환을 수행할 수 있으므로 설계 자유도(Design freedom)가 높으며

(Lackenby, 1950; Creutz, 1977), 평활화 기준(Fairness criteria)을 적용할 경우에는 선형의 퇴화가 자유로운 선형 변환이 가능하다(Harries, 1998; Kim, 2004; Kim, 2013). 초기 선형 생성 시 형상 파라미터들의 조합이 어려운 단점이 있지만, 최근에는 이러한 단점을 보완하기 위해 다양한 시도가 이루어져 왔다. 선종별 표준선에 대한 형상 파라미터 조합을 미리 설정해 이용하는 방법이 그 중의 하나이다(Kim and Hwangbo, 2008; Son and Kim, 2008). 체적 균형 선형 변환 방법은 Kim(2004)에 의해 소개된 파라메트릭 선형 변환 방법으로, B-spline 변환 곡선과 SQP 최적화 기법(Sequential quadratic programming, SQP)을 이용하여 곡선 퇴화가 발생하지 않는 범위 내에서 형상 파라미터들을 만족하도록 횡단면적 곡선(Sectional area curve, SAC)을 수정하는 파라메트릭 선형 변환 방법이다. VOB은 평활화 기준(Fairness criteria)을 최적화의 목적함수로 활용함으로써 형상 파라미터들의 불합리한 조합에 의한 곡선퇴화를 방지하면서 최적 횡단면적 곡선의 형상 파라미터 조합 정보를 설계자에게 제공할 수 있다는 장점을 가진다. 수학적 표현은 다음과 같이 설계변수  $\vec{V} = \{v_1, v_2, \dots, v_n\}$ 를 찾는 최적화 문제로 정식화될 수 있다(Kim, 2004; Kim, 2013).

목적함수 : 평활화 기준

$$f = J^2(\vec{C}) = \int_a^b \vec{C}'' dt \quad (1)$$

부등호 경계조건 : 형상 파라미터

$$g_i(\vec{V}) \leq \epsilon, i = 1, \dots, m \quad (2)$$

설계변수 경계조건 : B-spline 변환 곡선으로 정의되는 조정점(Control points)(Rogers and Adams, 1990)

$$v_{ilow} \leq v_i \leq v_{ihigh}, i = 1, \dots, n \quad (3)$$

여기서  $\epsilon$ 는 허용오차,  $ilow$ 는 하한값의 색인,  $ihigh$ 는 상한값의 색인을 나타낸다. 식 (1)~(3)을 이용하여 B-spline 곡선으로 정의되는 변환함수에 의해 조정된다. Table 1은 횡단면적 곡선 설계에 사용되는 형상 파라미터들과 그 특성을 나타내고, Fig. 1은 B-spline 변환 곡선을 이용한 횡단면적 곡선 설계의 개념도를 보여준다. 일반적으로 횡단면적 곡선은 무차원화되면 주형계수 곡선(Prismatic coefficient curve,  $C_p$ -곡선)과 동일하며  $C_p = \text{Total volume}(\nabla) / (\text{Length between perpendiculars}(Lbp) \times \text{Midship section area}(A_m))$ 로 정의된다.

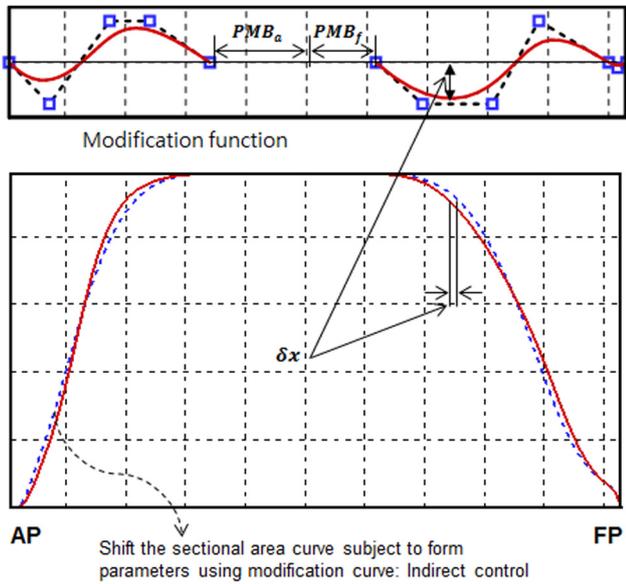
VOB는 다음과 같은 특성들을 가진다.

- 횡단면적 곡선을 형상 파라미터들만으로 정의하고 조정함으로써 설계자가 간편하고 체계적으로 횡단면적 곡선 설계가 가능하다.

- 형상 파라미터들은 독립적으로 혹은 상호 연동하여 곡선을 변화시킬 수 있으며, 설계 조건들에 따라 설계자의 의도대로 조정이 가능하다. 기존의 방법들은 형상 파라미터들이 항상 상호 연동되어 변화되므로 선형 변환을 체계적으로 수행하는데 한계

**Table 1** Form parameters for the parametric SAC design

$PMB_a, PMB_f$	Parallel middle body (PMB) length in aft and fore part
$\bar{x}$	Distance from midship to the SAC's centroid = Longitudinal center of buoyancy(LCB) / $Lbp$
$\bar{z}$	Vertical distance of the SAC's centroid = Vertical center of SAC(VCB)/Maximal area amidships ( $A_{max}$ )
$C_b$	Block coefficient
$C_p$	Prismatic coefficient
$x_a, z_a$	Fixed position of SAC in the afterbody
$x_f, z_f$	Fixed position of SAC in forebody
$x_b, z_b$	Position at AP(After perpendicular)
$x_e, z_e$	Position at FP(Fore perpendicular)
$\alpha_b, \alpha_e$	Slope at AP and FP
$\alpha_{tb}, \alpha_{te}$	Slope at the parallel middle of the after- and forebody
$\delta-$	Required change value



**Fig. 1** Concept of parametric SAC design using B-spline modification curves

를 가진다.

- 형상 파라미터들의 변화량을 주어진 오차 범위 내에서 정확하게 변화시킬 수 있다.
- 평활화 기준을 적용함으로써 형상 파라미터들의 조합으로 발생 가능한 곡선평화를 방지하고 유용한 범위 내에서 횡단면적 곡선 변화가 가능하다.
- 횡단면적 곡선이 형상 파라미터들만으로 정의되어 상대적으로 조정할 설계 변수의 개수가 작으므로 CFD 해석과 결합된 최적화 기법의 확장 적용이 용이하다.
- 곡선 퇴화가 되지 않는 범위 내에서 유용한 형상 파라미터 변화량을 설계자에게 제공함으로써 가장 효율적이며 일반적인 선형 변환 수행이 가능하다.

### 3. 기하학적 파형

#### 3.1 기하학적 파형의 수학적 정의

횡축은 선박의 길이를, 종축은 수선면 아래 횡단면적 값을 무차원화하여 나타낸 곡선을 주형계수 곡선(Prismatic coefficient curve,  $C_p$ -곡선)이라 하며, 포테셜 이론으로부터 유도되는  $C_p$ -곡선의 2차 도함수값을 나타내는 곡선은 선측 파형(Wave profile)에 대응되는 것으로 알려져 있다(Mori, 1997). 앞서 설명한 바와 같이 선형 설계는 일반적으로 파형에 유리한 길이 방향 횡단면적 분포를 먼저 결정한다 다음 횡단면(혹은 늑골선) 형상을 설계하는 순서를 따른다. 이때 길이 방향 횡단면적 분포는  $C_p$ -곡선 분석을 통해 결정되며 이 곡선 분석에 2차 도함수가 사용될 수 있다. 기존의 2차 도함수 분석은 모든 점들을 스플라인(Spline)으로 보간한 후 필터링(Filtering)하는 기법으로 만들어 졌다. 이러한 방법은 동일한  $C_p$ -곡선일지라도 곡선을 구성하는 점의 개수, 곡선의 순정도 등에 따라 2차도 함수의 모습이 달라진다. 본 연구에서 소개하는  $C_p$ -곡선 분석 방법은 급수(Series) 전개를 이용하여 적절한 차수(Order)의 삼각급수로 근사시킨 다음 이를 미분하는 방법으로, 필터링 또는 곡선의 평활화(Smoothing) 과정이 불필요하다.

급수 전개를 이용한  $C_p$ -곡선 분석 과정은 다음과 같다.

- (1) 주어진 선형의 설계 홀수에서 길이 방향의 횡단면적 값을 구한다. 이와 같은 횡단면적 값을 최대 면적을 사용하여 무차원화하고 최대 횡단면 지점에서 선수부(Entrance)와 선미부(Run)를 분리하여 각각에 대해 분석한다. 단, 중앙 평행부(Parallel middle body)는 배제한다.
- (2) 선미부와 선수부의 길이( $x$  좌표)를 선폭(Breadth)으로 무차원화한다. 선수부는 유체가 흘러가는 방향으로 좌표를 잡는 반면 선미는 이와 반대 방향으로 잡는다. 각부에 대해 대칭이 되는 곡선을 추가하여 한 주기의 곡선을 만든다.
- (3) 푸리에 급수(Fourier series) 전개를 수행하여 적절한 차수에 해당하는 계수 값을 구한다. 여기서 적절한 차수(Degree)는

선형의 종류에 경험적으로 결정하였으며, 컨테이너선과 LNG 운반선은 6차, 저속 비대선은 12차로 근사시킨다. 이외의 선종에 대해서는  $C_p$ -곡선 형상을 고려하여 사용자 경험에 따라 그 값을 정의할 수도 있다.  $N$ 차 푸리에 급수 전개를 이용한  $C_p$ -곡선 표현식은 아래와 같다.

$$\eta(\xi) = f(t) = a_0 + \sum_{n=1}^N \{a_n \cos(nt) + b_n \sin(nt)\} \quad (4)$$

$$a_0 = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} f(t) dt$$

$$a_n = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} f(t) \cos(nt) dt$$

$$b_n = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} f(t) \sin(nt) dt$$

$$t = \frac{2\pi}{\xi_{ed} - \xi_{st}} (\xi - \xi_{st})$$

$$\xi = x/B$$

$x$  : 선박의 길이 방향의 좌표

$B$  : 선박의 폭

$\xi_{st}$  : Entrance부 또는 Run부의 시작점

$\xi_{ed}$  : Entrance부 또는 Run부의 끝점

(4) 푸리에 변환하여 근사식을 구하면 이를 미분하여 1차 및 2차 도함수 곡선을 쉽게 구할 수 있다. 여기서 삼각 급수는 여러 번 미분을 수행해도 평활한 곡선을 얻을 수 있으므로 파형의 형상으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{d\eta}{d\xi} = \frac{2\pi}{\xi_{ed} - \xi_{st}} \frac{df}{dt} \quad (5)$$

$$\frac{df}{dt} = - \sum_{n=1}^N \{na_n \sin(nt) - nb_n \cos(nt)\}$$

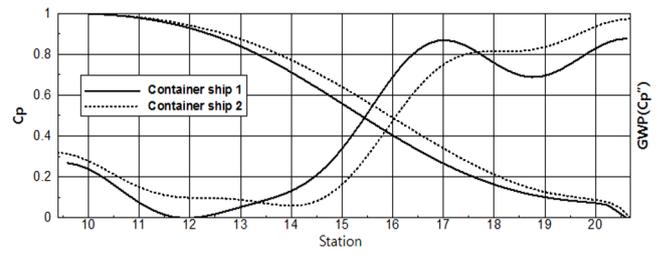
$$\frac{d^2\eta}{d\xi^2} = \left( \frac{2\pi}{\xi_{ed} - \xi_{st}} \right)^2 \frac{d^2f}{dt^2}$$

$$\frac{d^2f}{dt^2} = - \sum_{n=1}^N \{n^2 a_n \cos(nt) + n^2 b_n \sin(nt)\}$$

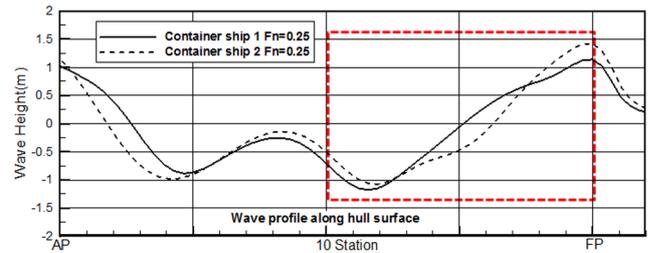
식 (5)의 2차 도함수의 값들을 길이 방향의 곡선으로 나타내면 선측 파형의 형상과 유사한 특성을 나타내며, 이를 본 연구에서는 기하학적 파형(Geometric wave profile)으로 정의하였다.

### 3.2 기하학적 파형의 특성

본 연구에서는 컨테이너선과 LNG 운반선에 대해 식(5)의 기하학적 파형을 적용하여 그 특성을 살펴보았다. Fig. 2는 2척의 다른 컨테이너선에 대한  $C_p$ -곡선 분석 결과와 CFD 결과를 비교한 것이다. Fig. 2(a)에서 선수부에 대한 기하학적 파형을 살펴보면, 13 Station과 14 Station사이 그리고 17 Station과 18 Station사이 파형의 교차점 위치와 정성적인 특성이 Fig. 2(b)의 CFD 결과와 약간의 차이는 있지만, 일부 유사한 경향을 나타낸다. 이러한 기하학적 파형 정보는 초기 선형 설계에서 전역적인 조파 저항 영향의 실시간 반영을 가능하게 한다.

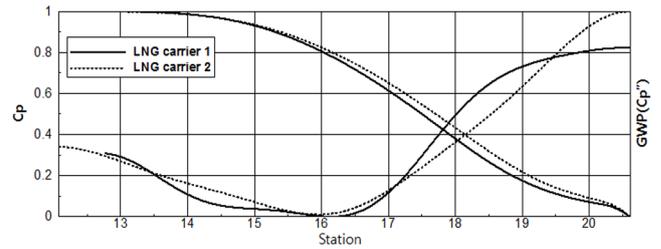


(a)  $C_p$ -curves and geometric wave profile

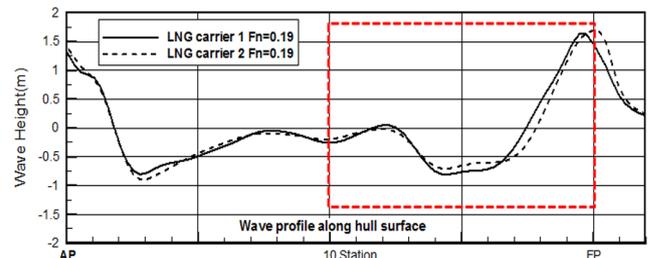


(b) Wave profiles by CFD

Fig. 2 Comparison of geometric and CFD wave profiles about container ships



(a)  $C_p$ -curves and geometric wave profile



(b) Wave profiles by CFD

Fig. 3 Comparison of geometric and CFD wave profiles about LNG carriers

Fig. 3은 2척의 LNG 운반선에 대한  $C_p$ -곡선 분석 결과들과 CFD 결과를 비교한 것이다. Fig. 3(a)의 선수부에 대한 기하학적 파형을 살펴보면, 13 Station에서 14 Station사이, 17 Station 부근, 19.5 Station부근에서 파형의 교차점 위치와 정성적 특성이 컨테이너선의 경우에서와 같이 Fig. 3(b)의 CFD 결과와 약간의 차이는 있지만, 일부 유사한 경향을 나타낸다. 그런데도 기하학적 파형 곡선식(5)에는 속도에 대해 고려되어 있지 않기 때문에 설계 속도 이외에는 적용하기 어려울 수가 있다. 그럼에도

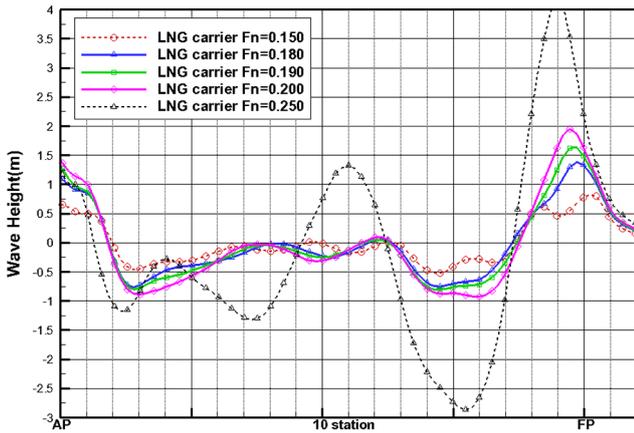


Fig. 4 Comparison of CFD wave profiles about LNG carrier 1

불구하고 본 논문에서 제안하는 기하학적 파형은 다음의 이유로 초기 설계에 효율적으로 적용 가능할 것으로 판단된다. 첫째, 선박의 종류에 따라 일정한  $C_b$ ,  $C_p$  값이 존재하듯이 설계 속도 주변의 파형 또한 유사한 특성을 가진다. 예를 들면, Fig. 4는 Fig. 3의 LNG 운반선 1의 다양한 속도에 대한 CFD 결과를 나타낸 것으로, 설계 속도( $Fn=0.19$ ) 주변의 CFD 결과(실선)는 유사한 파형의 경향을 나타내고 있음을 알 수 있다. 유조선과 컨테이너선의 기하학적 파형도 설계 속도 부근에서 유사한 특성을 가지며, 설계 속도 이외에는 차수의 조정이 필요하다.

둘째, 식(5)에는 차수를 조정하여 다른 속도영역에 대해 파형의 특성을 부분적으로 정의할 수 있다. 그러나 적절한 차수 선정은 CFD와 모형시험 결과를 참조하여 결정하여야 한다. 셋째, 초기 선형 설계에서 기준선을 변환하여 유체 정역학적 특성 (Hydrostatic property) 들을 결정하는데, 기존에는 파형의 특성을 전혀 고려하지 못했지만, 기하학적 파형은 조파저항의 전역적 특성을 고려한 유체정역학적 특성 파악을 가능하게 한다.

#### 4. VOB를 이용한 횡단면적 곡선 변환 예와 기하학적 파형 분석

##### 4.1 VOB과 기하학적 파형 분석을 이용한 선형 설계 과정

현재 선형 설계 과정은 설계 조건이 주어지면 기준선 선형을 변환하여 유체 정역학적 특성을 만족하도록 초기 선형 설계를 수행한다. 이때 기준선의 기본 성능에 바탕을 두고 기하학적 선형 설계만 수행되며, 저항 및 추진 성능은 고려되지 않는다. 일단 이러한 과정에서 초기 선형이 결정되면 데이터 변환과 모델링 과정을 거친 후 CFD 계산을 통한 성능 분석을 하여 선형 설계에 반영한다. 반면, VOB과 기하학적 파형 분석을 이용한 선형 설계 과정은 Fig. 4에서와 같이 초기 선형 설계부터 기하학적 파형이 별도의 데이터 변환이나 모델링 과정 없이 동시에 계산되므로 실시간으로 매번 선형 설계 단계에서 기본적인 전역적 유체역학적 특성이 고려될 수 있다. 이것은 CFD 계산 전에 설계선에 대한 기본적인 유체 동역학적 성능 수준을 만족한다는 관점에서 큰 장점이라고 할 수 있다.

##### 4.2 설계 적용 예

선수 형상은 주로 조파 저항의 영향을 많이 받으며, 선미 형상은 프로펠러와 연동되어 압력 저항과 추진 성능에 관계를 가진다. 특히, 초기 선형 설계에서는 주로 유체 정역학적 특성과 함께 조파 저항을 고려하여 전역적 설계가 수행되는데, 이는 선수에서 유발되는 조파 저항이 선미부의 압력 및 추진 성능에도 직·간접적으로 영향을 미치기 때문이다. 따라서 선형 단면의 국부 설계가 수행되기 전에 조파 저항에 기인하는 선수 형상 설계를 포함한 수면 하 배수량(혹은 부피) 분포의 최적화가 선행되어야 한다. 기하학적 파형 분석을 통한 VOB 선형 변환은 유체 정역학적 설계 조건과 조파 저항의 최적화를 초기 설계부터 고려하는 것을 가능하게 한다. 본 논문에서는 컨테이너선과 LNG 운반선에 대해 VOB 변환과 파형 분석을 적용하여 초기 선형 설계 실무에서의 적용성을 검토하였다. 여기서  $C_b$ 와  $LCB$ 와 같은 유체 정역학적 조건들을 만족하면서 선수 파형을 주로 분석하였다. 이는 선형 설계 실무에서 실제로 파형은 선수 형상과 유체 정역학적 조건을 만족하기 위해 초기 선형 설계에 반영되기 때문이다.

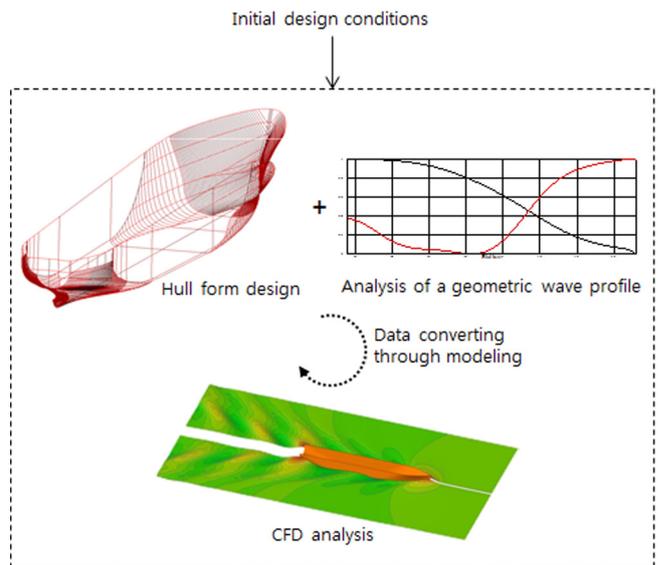


Fig. 5 Process of ship hull form design using VOB and geometric wave profile analysis

##### 컨테이너선 적용 예

중양 평행부를 포함하지 않는 대상 컨테이너선은  $0.57 < C_b < 0.64$ ,  $-2.3\% < LCB < -1.4\%$ 이며, 전역적 선형 설계 시나리오는 다음과 같다.

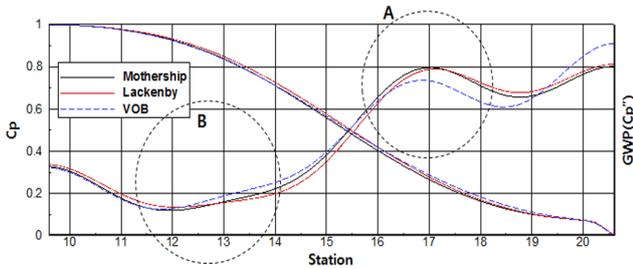
(a)  $C_b$ 는 고정,  $LCB$ 는 선수 방향 이동인 경우

Table 2는 배수량 변화가 없고 중방향 부심 위치만 선수 방향으로 변화시킬 경우의 SAC 변환 결과를 나타낸다. 일반적으로 가장 많이 사용되는 Lackenby 방법은 주어진 설계 조건에서 SAC의  $x$ 방향의 부심 위치( $LCB$ )만 변환시킬 수 있지만, VOB은  $y$ 방향의 부심위치( $VCB$ )를 변화시킴으로써 기하학적 파형의

최적화를 시도할 수 있다. Fig. 6은 SAC변환 결과와 기하학적 파형 결과를 나타낸다. Fig. 5에서 보는 바와 같이 LCB가 선수 방향으로 이동하게 되면 Lackenby방법은 A영역의 파정(Wave hump)과 B영역의 파골(Wave hallow) 사이의 경사가 기준선 대비 가파르게 나타난다. 그런데 VOB은 VCB를 조정하여 A영역의 파정과 B영역의 파골을 기준선 대비 작게 변환함으로써 상대적으로 경사가 완만한 파형을 보여준다. Lackenby방법은 VCB조정이 불가능하기 때문에 일반적으로 실무에서는 CFD계산을 수행한 뒤 국부적으로 선형 설계를 수행한다.

**Table 2** SAC variation results of a container ship in case of  $C_b = \text{constant}$ ,  $LCB = \text{shifting}$

Symbol	Unit	Given value	Lackenby	VOB
$\delta C_b$	-	0.0	0.0	0.0
$\delta LCB$	m	1.0	0.997	1.0
$\delta VCB$	m <sup>2</sup>	-1.0	-0.037	-0.996



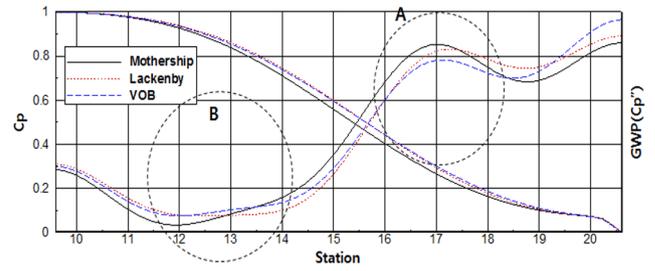
**Fig. 6** SAC variation results and geometric wave profiles of a container ship in case of  $C_b = \text{constant}$ ,  $LCB = \text{shifting}$

(b)  $C_b$ 는 증가, LCB는 선미 방향 이동인 경우

Table 3은 배수량이 증가되고 중방향의 부심 위치를 선미 방향으로 이동시킨 경우 SAC 변환 결과를 나타낸다. 여기서 LCB가 선미 방향으로 이동하지만,  $C_b$ 가 증가하므로 선수부의 SAC형상도 기준선 대비 증가하는 양상을 보인다. 이것은 선수 어깨부분(Shoulder part)가 완만하게 되어 B영역의 파골을 작게하는 효과를 주지만, 선수 비대도 증가로 인해 A영역의 파정과 A의 간격을 작게하여 경사도를 급하게 하기도 한다. 이러한 결과는 Lackenby방법에 의해 잘 나타나고 있다. 그러나 VOB에 의한 VCB를 조정함으로써 기준선과 동일한 파정과 파고간의 경사도를 유지하면서 완만한 선수 어깨부 설계가 가능함을 Fig. 7은 보여주고 있다.

**Table 3** SAC variation results of a container ship in case of  $C_b = \text{increasing}$ ,  $LCB = \text{shifting}$

Symbol	Unit	Given value	Lackenby	VOB
$\delta C_b$	-	0.02	0.019	0.020
$\delta LCB$	m	-0.10	-0.025	-0.100
$\delta VCB$	m <sup>2</sup>	1.90	2.725	1.904



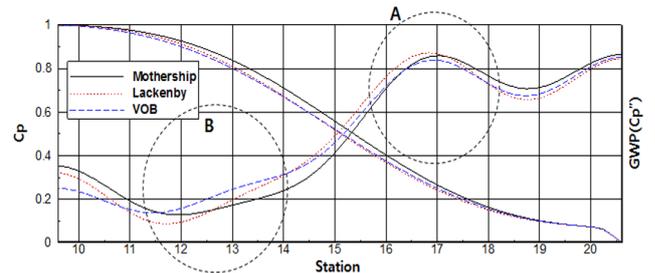
**Fig. 7** SAC variation results and geometric wave profiles of a container ship in case of  $C_b = \text{increasing}$ ,  $LCB = \text{shifting}$

(c)  $C_b$ 는 감소, LCB는 선수 방향 이동인 경우

Table 4는 배수량이 감소되고 중방향의 부심 위치를 선수 방향으로 이동시킨 경우 SAC 변환 결과를 나타낸다.  $C_b$ 가 감소함으로써 SAC 선수 어깨부의 경사가 급하게 되어 B영역의 파골이 기준선 대비 깊어지게 되지만, 선수 부분이 날씬하게 되어 파정과 파저간의 경사가 상대적으로 완만하게 된다. 여기서 Lackenby방법은  $C_b$  감소 효과로 인해 파정과 파저간의 경사가 기준선대비 완만하지만 파정, 파고 각각의 크기는 더 크게 나타난다. 그러나 Fig. 8에서 VOB에 의한 결과는 VCB 조정을 통해 기준선보다 좋은 파형의 특성을 보여주고 있다. 또한, Lackenby방법이 주어진 파라미터 변화량에 대해 LCB와 VCB는 다소 다른 값을 나타내는데 반해 VOB방법에 의한 결과는 주어진 변화량에 정확한 결과 값을 보여주고 있다.

**Table 4** SAC variation results of a container ship in case of  $C_b = \text{decreasing}$ ,  $LCB = \text{shifting}$

Symbol	Unit	Given value	Lackenby	VOB
$\delta C_b$	-	-0.02	-0.019	-0.020
$\delta LCB$	m	0.10	0.020	0.100
$\delta VCB$	m <sup>2</sup>	-4.00	-2.914	-3.996



**Fig. 8** SAC variation results and geometric wave profiles of a container ship in case of  $C_b = \text{decreasing}$ ,  $LCB = \text{shifting}$

**LNG 운반선 적용 예**

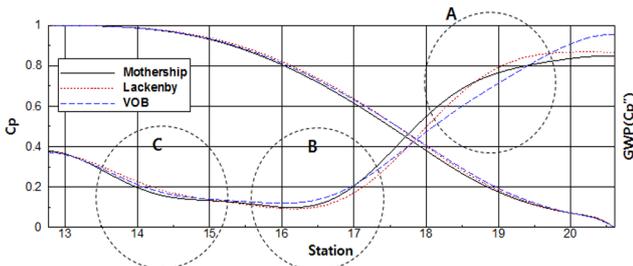
중양 평행부를 포함하는 대상 LNG 운반선은  $0.74 < C_b < 0.77$ ,  $-0.34\% < LCB < -0.08\%$ 이며, 전역적 선형 설계 시나리오는 다음과 같다.

(a)  $C_b$ 는 고정,  $LCB$ 는 선수 방향 이동인 경우

Table 5는 배수량 변화가 없고 중방향 부심 위치만 선수 방향으로 변화시킬 경우의 SAC 변환 결과를 나타낸다. 주어진 입력 값에 대해 Lackenby와 VOB 모두 정확하게 SAC를 변환하는 것을 알 수 있다. VCB 조정은 Lackenby방법에는 없기 때문에 VOB만이 정확하게 입력된 변화량을 만족하도록 수행되었다. LNG 운반선은 컨테이너선에 비해 상대적으로 비대한 선형이므로 Fig. 9에서 나타낸 바와 같이 파형은 A, B, C의 3가지 영역으로 나누어 분석할 수 있다.  $LCB$ 가 선수 방향으로 이동하였기 때문에 선수 부분의 비대도가 증가하여 A와 B부분의 파정, 파고의 경사도가 증가하게 되며, Lackenby방법에 의한 결과는 이러한 특성을 보여주고 있다. 그러나 VOB은 VCB조정을 통해 이러한 특성을 다소 완만하게 변화시킬 수 있음으로 보여준다.

**Table 5** SAC variation results of a LNG carrier in case of  $C_b$ =constant,  $LCB$ =shifting

Symbol	Unit	Given value	Lackenby	VOB
$\delta C_b$	-	0.00	0.000	0.000
$\delta LCB$	m	1.00	0.998	1.000
$\delta VCB$	m <sup>2</sup>	-0.10	0.041	-0.100



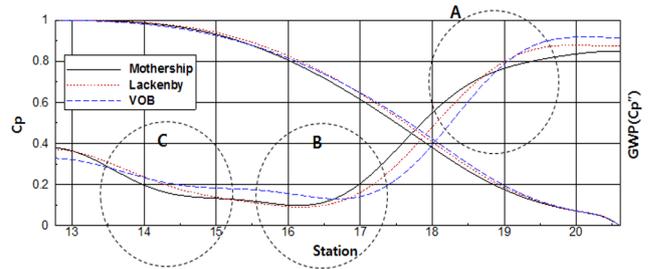
**Fig. 9** SAC variation results and geometric wave profiles of a LNG carrier in case of  $C_b$ =constant,  $LCB$ =shifting

(b)  $C_b$ 는 증가,  $LCB$ 는 고정인 경우

Table 6은 배수량이 증가되고 중방향 부심 위치 변화가 없는 경우의 SAC 변환 결과를 나타낸다. Fig. 10에서 배수량만 증가되므로 A와 B영역의 파정, 파고간의 경사도가 증가하게 된다. Lackenby 결과는 부심 위치 변화가 없어서 B와 C영역의 파저 부분의 깊이가 기준선과 유사하게 되었지만,  $C_b$ 증가로 인해 A 영역의 파정과 파고의 경사도가 크게 나타났다. VOB결과는 A영역의 파정의 크기는 기준선 대비 크게 나타났지만 VCB조정으로 B와 C영역의 파저의 크기를 상대적으로 작게 가져감으로써 파정과 파고간의 경사도의 손실을 최소화하였음을 보여준다.

**Table 6** SAC variation results of a LNG carrier in case of  $C_b$ =increasing,  $LCB$ =constant

Symbol	Unit	Given value	Lackenby	VOB
$\delta C_b$	-	0.01	0.010	0.010
$\delta LCB$	m	0.00	-0.004	0.000
$\delta VCB$	m <sup>2</sup>	0.50	0.867	0.498



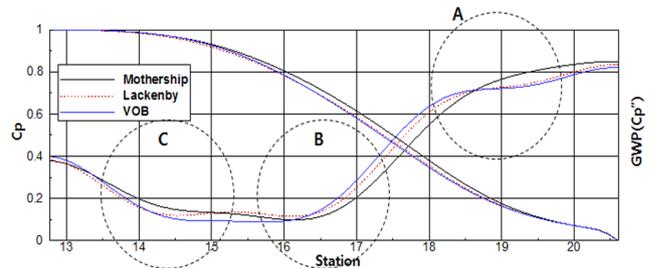
**Fig. 10** SAC variation results and geometric wave profiles of a LNG carrier in case of  $C_b$ =increasing,  $LCB$ =constant

(c)  $C_b$ 는 감소,  $LCB$ 는 고정인 경우

Table 7은 배수량이 감소되고 중방향 부심 위치 변화가 없는 경우의 SAC 변환 결과를 나타낸다. Fig. 11에서  $C_b$ 감소로 인해 A영역 파정의 높이가 기준선 대비 낮아진 것을 알 수 있다. 특히, VOB의 결과는 A, B, C영역의 파정의 연결이 가장 매끄럽게 나타나는 것을 보여준다.

**Table 7** SAC variation results of a LNG carrier in case of  $C_b$ =decreasing,  $LCB$ =constant

Symbol	Unit	Given value	Lackenby	VOB
$\delta C_b$	-	-0.01	-0.010	-0.010
$\delta LCB$	m	0.00	0.005	0.000
$\delta VCB$	m <sup>2</sup>	-0.40	-0.890	-0.400



**Fig. 11** SAC variation results and geometric wave profiles of a LNG carrier in case of  $C_b$ =decreasing,  $LCB$ =constant

(d)  $C_b$ 는 증가,  $LCB$ 는 고정,  $PMB_f$ 는 증가인 경우

Table 8은 배수량이 증가되고, 중방향 부심 위치 변화가 없고, 선수부 중앙평행부의 길이가 증가된 경우의 SAC 변환 결과를

**Table 8** SAC variation results of a LNG carrier in case of  $C_b$ =increasing,  $LCB$ =constant,  $PMB_f$ =increasing

Symbol	Unit	Given value	Lackenby	VOB
$\delta C_b$	-	0.01	0.010	-0.010
$\delta PMB_f$	m	2.00	2.000	2.000
$\delta LCB$	m	0.00	-0.026	0.000
$\delta VCB$	m <sup>2</sup>	0.50	1.004	0.500

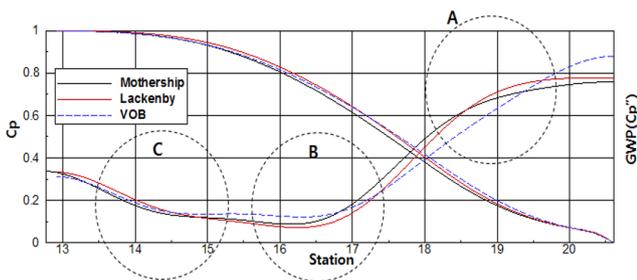


Fig. 12 SAC variation results and geometric wave profiles of a LNG carrier in case of  $C_b$ =increasing,  $LCB$ =constant,  $PMB_f$ =increasing

나타낸다. Fig. 12에서 Lackenby방법의 결과는 LCB값이 주어진 입력 값에 비해 다소 차이를 보이지만, VOB의 결과는 설계 조건을 만족하도록 변환되는 것을 알 수 있다. Fig. 9에서 VOB는 VCB조정을 통해 가장 매끄럽게 파형을 형성하도록 SAC를 설계할 수 있음을 보여준다.

### 5. 결 론

일반적으로 선형 설계는 초기 선형 설계 후 CFD나 모형시험을 통해 저항 혹은 자항 성능을 분석하여 이를 선형 설계에 반영하는 시행 착오(Trial and error) 단계로 수행된다. 그러나 본 논문에서 소개한 체계 균형 선형변환방법(VOB)과 기하학적 파형을 연동한 선형 설계 방법은 선형 설계와 성능 분석이 동시에 이루어지는 실시간 설계가 가능하고 실용적으로 적용할 수 있음을 보여 주고 있다.

그 특성을 요약하면 다음과 같다.

첫째, 설계 자유도가 높은 VOB를 이용하여 요구되는 설계 조건을 가능한 모두 반영하여 자유도가 높은 전역적 설계가 가능하다.

둘째, 선형 변환과 동시에 기하학적 파형 분석이 가능하므로 실시간으로 유체 정역학적 특성과 동시에 저항 성능의 정성적 특성을 파악할 수 있다. 초기 선형 설계 단계에서는 다양한 설계 조건들의 변경이 빈번히 발생하므로 이러한 저항 성능의 정성적 특성 분석은 설계자 판단에 중요하며 필요한 정보를 신속히 제공하게 된다.

셋째, CFD 평가가 모형 시험 이전에 수행되어 선형 설계에 반영됨으로써 설계 시간과 비용 절감에 많은 영향을 주었듯이, 기하학적 파형을 고려한 선형 설계는 CFD 이전에 수행됨으로써 보다 많은 설계 시수와 비용 절감을 가져올 것으로 판단된다. 더불어 더 효율적이고 신속한 설계 작업을 가능하게 할 것이다.

본 논문은 초기 설계 단계에서 성능의 정성적인 평가를 설계에 신속하게 반영함으로써 요구되는 다양한 설계 조건들에 보다 효율적으로 대응하는 것을 그 목적으로 하였다. 따라서 향후에는 정확한 성능 평가에 대한 연구와 함께 본 논문에서 소개한 방법처럼 정성적인 성능 평가를 통해 신속히 설계 결과를 제공할 수 있는 연구도 함께 후속으로 병행되어야 할 것으로 생각된다. 이것이 급변하는 선주 요구 조건과 짧은 설계 시간에

대응하는 강력한 경쟁력이 될 것으로 판단되기 때문이다.

### 후 기

본 연구는 2015년 울산과학기술대학교 교내학술연구비 지원에 의해 수행되었습니다.

### References

Creutz, G., 1977. Curve and Surface Design from Form Parameters by Means of B-Splines. (in German), Ph.D. Thesis, Technical University Berlin.

Harries, S., 1998. Parametric Design and Hydrodynamic Optimization of Ship Hull Forms. Ph.D. Thesis, Technical University Berlin.

Kim, H.C., 2004. Parametric Design of Ship Hull Forms with a Complex Multiple Domain Surface Topology. Ph.D. Thesis, Technical University Berlin.

Kim, H.C., 2013. On the Volumetric Balanced Variation of Ship Forms. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(2), 1-7.

Kim, H.C., Hwangbo, S.M., 2008. Surface Modeling of Forebody's Hull Form Using Form Parameters and Fair-Skinning, *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 45(6), 601-610.

Kim, H.J., Choi, H.J., Chun, H.H., 2007. A Practical Hull Form Optimization Method Using the Parametric Modification Function, *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 44(5), 542-550.

Lackenby, H., 1950. On the Systematic Geometrical Variation of Ship Forms. *RINA Transactions*, 92, 289-309.

Lee, Y.S., Choi, Y.B., 2009. Hull Form Optimization Based on Form Parameter Design. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 46(6), 562-568.

Markov, N.E., Suzuki, K., 2001. Hull Form Optimization by Shift and Deformation of Ship Sections, *Journal of Ship Research*, 45(3), 197-204.

Mori, M., 1997. Hull Form Design. (in Japan), Japan Ship Technology Research Association.

Peri, D., Rossetti, M., Compagna, E.F., 2001. Design Optimization of Ship Hulls via CFD Techniques. *Journal of Ship Research*, 45(2), 140-149.

Rogers, D.F., Adams, J.A., 1990. *Mathematical Elements for Computer Graphics*. 2<sup>nd</sup> Edition, McGraw-Hill Publishing Company.

Son, H.J., Kim, H.C., 2008. Remodeling of Hull Form and Calculation of Design Parameters using Cubic Composite Spline. *Transactions of the Society of CAD/CAM Engineers*, 13(6), 440-449.

# An Experimental Study on Effect of Angle of Attack on Elevator Control Force for Underwater Vehicle with Separate Fixed Fins

CJeong-Hoon Park\*, Myung-Sub Shin\*, Jae-Yeop Choi\*, Jong-Hyun Hwang\*,  
Young-Hun Shin\* and Yeon-Gyu Kim\*\*

\*R&D Center, LIG Nex1 Co. Ltd., Seongnam, Korea  
\*\*Advanced Ship Research Division, KRISO, Daejeon, Korea

## 별도의 고정타를 갖는 수중운동체 승강타의 제어력에 미치는 받음각의 영향에 대한 실험적 연구

박정훈\* · 신명섭\* · 최재엽\* · 황종현\* · 신영훈\* · 김연규\*\*

\*LIG넥스원(주) 연구본부  
\*\*선박해양플랜트연구소 미래선박연구부

**KEY WORDS:** Underwater vehicle 수중운동체, Elevator 승강타, Control force 제어력, Angle of attack 받음각, Fixed fin 고정타  
Control derivatives 제어력 미계수

**ABSTRACT:** Conventionally, the static angle of attack and static elevator tests are carried out separately to estimate hydrodynamic stability derivatives of underwater vehicles. However, it is difficult to verify the interaction between the angle of attack and elevator angle in such cases. In this study, we perform a static elevator with angle of attack test where both the angle of attack and elevator angle are varied simultaneously. The experimental results show that the angle of attack has an influence on the elevator control force and that this tendency is dependent on the sense in which the angle of attack and elevator angle are varied. We predict level flight performance using hydrodynamic derivatives estimated through this experiment. The predictions considering the effect of angle of attack show good agreement with trials conducted in the open sea.

### 1. 서 론

기존의 수중운동체는 잠수함, 어뢰 등의 군사용 시스템으로 대상이 국한되어 있었으나, 최근 들어 무인잠수정이나 글라이더와 같은 다양한 플랫폼에 대한 연구가 활발해지면서 그 범위가 날로 확장되고 있다. 따라서 수중운동체의 가장 기본적인 면서도 중요한 요소인 조종성능에 대한 관심이 높아지면서 관련 연구가 활발하게 진행되고 있는 추세이다. 조종성능을 확인할 수 있는 가장 정확한 방법은 실험실에서 조종시험을 수행하는 것이나, 시험 준비/수행/결과 분석에 많은 비용과 시간이 소요되므로, 설계 단계에서의 조종성능 예측은 매우 중요한 과정이라고 할 수 있다.

수중운동체의 조종성능 예측은 적절한 운동방정식을 수립하고, 전산유체역학(Computational fluid dynamics) 해석이나 수조모형시험을 통해 운동방정식을 구성하는 유체력 미계수를 도

출하는 것에서부터 출발한다. Gertler and Hagen(1967)은 잠수함의 일반적인 조종특성을 모사할 수 있는 운동방정식을 개발하였고, Feldman(1979)은 Gertler and Hagen(1967)의 모델을 기반으로 수정된 운동방정식을 제시하였다. Healey and Lienard (1993)는 저속조종하는 대형자율무인잠수정의 운동방정식을 제시하였고, 그 밖에 많은 연구자들이 무인잠수정을 비롯한 다양한 수중운동체의 운동방정식에 대하여 연구를 수행하였다(Bae et al., 2009; Park et al., 2015). Jang and Park(2006)은 유한차분법에 기반한 전산유체역학 해석에 의해 잠수함의 유체력 미계수를 계산하였고, Kim et al.(2012)은 대형 제어형 예인전차인 CPMC(Computerized planar motion carriage)를 활용한 수중운동체의 구속모형시험을 수행하여 유체력 미계수를 도출하였으며, Jung et al.(2014b)은 VPMM(Vertical planar motion mechanism) 시험을 실시하여 잠수함의 유체력 미계수를 추정하였다. 또한 Park et al.(2015)은 원추형시험(Coning motion test)을 수행하여

Received 24 May 2016, revised 21 June 2016, accepted 18 August 2016

Corresponding author Jeong-Hoon Park: +82-31-8026-4881, jeonghoon.park@lignex1.com

© 2016, The Korean Society of Ocean Engineers

수중운동체의 횡동요 운동과 관련된 유체력 미계수를 도출하였다. 이와 같은 선형연구 사례를 통하여, 수중운동체의 운동방식은 각자 가지고 있는 운용개념과 물리적 특성에 따라 다양하게 전개될 수 있으며, 유체력 계수를 구하기 위한 해석/시험 방법도 달라질 수 있음을 알 수 있다.

본 논문의 대상선형인 수중운동체는 직진조종 시 승강타에 의한 평형 받음각이 크며, 특히 운용개념 상 저속 및 대받음각 상태에서 승강타를 구동하여 자세 제어가 이루어져야 한다. 승강타는 수중운동체의 수직방향 자세 및 심도 제어를 담당하는 제어타로서 선체의 좌우측면에 위치하고 있기 때문에, 선체의 받음각이 증가할수록 승강타각과 승강타 유효타각 사이의 편차가 증가할 뿐만 아니라 선체의 받음각으로 인해 승강타에 도달하는 유동 특성이 받음각이 0도일 때와는 달라진다. 따라서 받음각이 증가할수록 승강타의 제어력은 정적승강타각시험 결과와 일치하지 않을 가능성이 높다고 추정할 수 있다.

본 연구에서는 실험적인 방법으로 별도의 고정타를 갖는 수중운동체의 받음각과 승강타 간의 상호작용이 제어력에 미치는 영향을 분석하였다. 수중운동체의 받음각과 승강타각에 대한 유체력 미계수를 획득할 수 있는 시험으로는 VPMM 시험, HPMM(Horizontal planar motion mechanism) 시험, 자유항주 시험(Free running test) 등이 있는데, 자유항주시험은 시험 준비 및 데이터 획득/처리 과정이 매우 복잡하고 HPMM 시험은 수중운동체 시험 시 스트럿에 과도한 힘이 작용할 우려가 있으므로, 본 연구의 목적에 가장 적합하다고 판단되는 VPMM 시험을 수행하였다. 일반적인 VPMM 시험에서는 받음각 특성을 확인하기 위한 정적영각시험(Static angle of attack test)과 승강타각 특성을 확인하기 위한 정적승강타각시험(Static elevator test)을 독립적으로 수행하는데, 본 연구에서는 받음각이 있는 상태에서 승강타각을 인가하는 정적영각-승강타각시험(Static elevator with angle of attack test)을 수행하여 받음각에 의한 승강타 유체력 미계수의 영향성을 확인하였다. 또한 받음각의 영향을 고려한 운동모델 및 고려하지 않은 운동모델에 의한 조종성능 예측 결과와 실제 해상시험에서 얻은 데이터를 비교하여 타당성을 검증해 보고자 하였다.

## 2. 정적영각-승강타각시험 방법

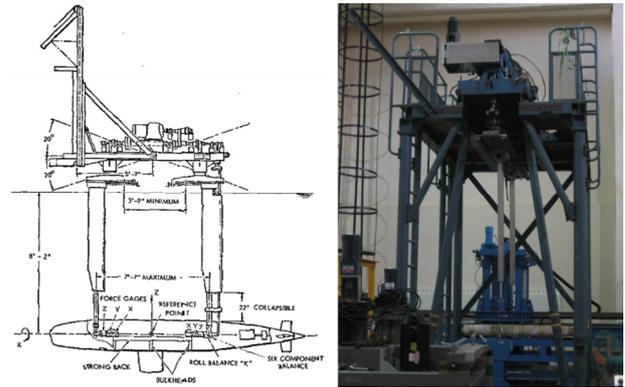
### 2.1 VPMM 장비 및 예인수조 개요

VPMM은 스트럿(Strut)이 모형을 수직으로 지지하면서 수조에서 전방으로 예인하는 장비이다. 수직방향의 받음각 및 상하동요(Heave motion), 종동요(Pitch motion), 횡동요(Roll motion)를 인가할 수 있어 다양한 수직면 유체력 미계수를 획득할 수 있으며 추진기 장착이 가능하고, 저항/자항시험의 동시 수행이 가능하다는 장점이 있다. 또한 모형을 90도 회전하여 설치할 경우 수평면에 대한 시험도 가능하다. 단, 받음각과 스트럿 운동범위의 제한으로 인해 비선형 운동에 대한 미계수 획득이 제한적이며, 수중운동체 시험 시에는 예측결과에 스트럿의 영향이 포함된다는 단점도 존재한다.

시험은 선박해양플랜트연구소(Korea Research Institute of

**Table 1** Characteristics of VPMM facility and towing tank

Categories	Capacity
Max. towing speed	6.0 m/s
Size of towing tank	200 (L) × 16 (W) × 7 (D) m
Number of struts	2 EA
Range of angle of attack	-19~19 deg
Distance between 2 struts	1.143~2.311 m
Range of strut motion	-25.4~25.4 mm
Depth	2.489 m



**Fig. 1** VPMM facility of KRISO



**Fig. 2** Towing tank of KRISO

Ships and Ocean Engineering, KRISO)의 예인수조에서 수행하였다. 2개의 스트럿이 모형을 지지하고 있는 구조로서, 1개의 스트럿만을 사용하는 장비에 비해 모형선의 흔들림이 작기 때문에 안정성이 높고, 각 스트럿의 개별 운동을 제어하여 종동요 운동을 만들어 낼 수 있다. VPMM 시험장비 및 예인수조의 사양은 Table 1에 정리되어 있으며, Fig. 1은 VPMM 시험장비, Fig. 2는 예인수조의 사진이다.

### 2.2 시험 방법 및 조건

VPMM 장비에서 수행이 가능한 조종성능 관련 시험은 정적

영각시험, 정적승강타각시험, 순수상하동요시험, 순수중동요시험, 순수횡동요시험이 있다. 이 중에서 받음각을 변화시키면서 힘과 모멘트를 측정하여 관련 유체력 미계수를 도출하는 것이 정적영각시험이며, 승강타각을 변화시키면서 시험하는 것이 정적승강타각시험이다. 정적영각시험 수행 시에는 승강타각이 항상 0도이며 정적승강타각시험 수행 시에는 받음각은 항상 0도이므로, 2개의 시험을 별도로 수행해서는 받음각과 승강타 제어력 간의 영향성에 대한 확인이 불가능하다. 따라서 받음각이 있는 상태에서 승강타각을 인가하는 정적영각-승강타각시험 수행이 필요하다. 정적영각-승강타각시험의 개념 및 좌표축 정의는 Fig. 3과 같다. 선수 방향을 X축의 (+), 아래쪽 방향을 Z축의 (+) 방향으로 정의하며, 받음각은 선수를 드는 방향을 (+), 승강타각은 끝부분이 아래쪽으로 회전하는 방향을 (+) 방향으로 정의한다.

Table 2는 정적영각-승강타각시험 조건을 나타낸 것이다. 시험 수행 시 받음각과 승강타각은 수중운동체의 실제 운동범위를 모두 반영할 수 있도록 설정하는 것이 바람직한데, 본 시험에서는 시험 안정성 및 계측센서 용량, 실제 조종시의 운용조건 등을 고려하여 받음각은 12도 이하, 승강타각은 -15~15도로 설정하였다. 좌우 2개의 승강타를 모두 구동하였는데, 이는 센서에 계측될 승강타 제어력의 크기를 증가시켜 시험 결과 분석을 용이하게 함과 동시에 Roll모멘트가 발생하는 것을 방지하여 모형선의 흔들림을 최소화하기 위한 것이다. 음의 받음각에 대해서는 -4도에서만 시험을 수행하였는데, 음의 받음각은 선미부가 위로 올라가는 방향이므로 받음각이 커질수록 스트럿의 후류가 제어판으로 유입되어 정확한 시험 결과를 얻기가 어렵다고 판단했기 때문이다. 예인속도는 수중운동체의 실제 주행속도와 가깝게 수행하는 것이 좋으나, 본 수중운동체의 저항시험 결과 예인속도가 2.5m/s 이상일 때는 스트럿에 의해 발생하는 수면파가 시험 결과에 영향을 주는 현상이 발견되었다. 따라서 예인속도는 2.5m/s를 넘지 않는 2.29m/s로 설정하였고 추진기 회전수는 2.29m/s에서의 모형선 자항점에 해당하는 값을 인가하였다. 주행속도와 예인속도의 차이에 의한 레이놀즈 수 상사 효과는 선수부에 난류발생 축진장치를 설치하여 최소화하였다. 모형선 중심의 물수 깊이는 자유표면 효과를 최소화할 수 있도록

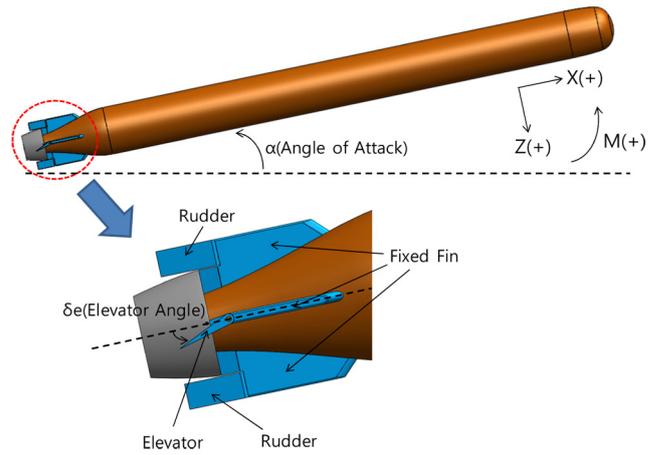


Fig. 3 Concept of static elevator with angle of attack test and configuration of underwater vehicle



Fig. 4 Photograph of static elevator with angle of attack test

모형선 지름(Table 3 Max. diameter참조) 대비 약 4.4배인 수면 기준 2.24m로 설정하였다(Seol et al., 2005; Jung et al., 2014a).

2.3 모형선 제원 및 형상

모형선 제원은 Table 3과 같고, 전체적인 형상은 Fig. 3 및 Fig.

Table 2 Test conditions

Categories	Specifications
Angle of attack	-4, 0, 4, 8, 12 deg
Elevator angle	0, ±2.5, ±5, ±7.5, ±10, ±12.5, ±15 deg
Number of moving elevators	2 EA(Right / Left elevator)
Towing speed	2.29 m/s
Propeller RPS	4.42
Submerged depth of model ship (from centerline)	2.24 m
Distance between 2 struts	2.01 m
Temperature of basin water	18 °C
Desnsity of basin water	998.9 kg/m <sup>3</sup>
Dynamic viscosity of basin water	0.001056 kg/m-s

**Table 3** Specifications of Model Ship

Categories	Specifications
Length	6.6 m
Max. diameter	0.5 m
Volume	1.3 m <sup>3</sup>
Center of motion(From nose)	3.1 m

5와 같다. 타는 선미부에 90도 간격으로 4개가 있으며, 가동타와 별도의 고정타를 갖는 구조로서 고정타가 가동타 바로 앞에 위치한다. 가동타는 좌우측면에 위치한 2개의 승강타와 상하부에 위치한 2개의 방향타로 구성되어 있으며 승강타는 수직방향의 자세 및 심도 제어, 방향타는 수평방향의 자세 제어 및 주행 경로 변경을 위해 사용된다.

**2.4 시험 계측**

모형선에 걸리는 힘과 모멘트를 측정하기 위해 총 6개의 분력계와 Roll 모멘트 게이지를 설치한다. 센서의 위치는 2개의 스트럿이 모형선과 연결되는 부분이며, 위치 ①과 ②에 각각 X(Surge)/Y(Sway)/Z(Heave) 방향의 분력계가 장착된다(Fig. 6). X/Y/Z 방향의 힘은 2개 분력계에 계측된 값을 더해서 구하고, Yaw/Pitch 모멘트는 각각의 분력계에서 계측된 값에 스트럿과 모형선 중심까지의 거리를 곱하여 계산할 수 있다.

**3. 정적영각-타각시험 결과 및 분석**

**3.1 수중운동체 연직면 운동방정식**

본 연구에서의 수중운동체에 대하여 부력중심을 기준으로

하는 몸체고정좌표계의 연직면 운동방정식은 다음과 같다 (Gertler and Hagen, 1967; Jung et al., 2014b).

$$m[\dot{w} + vp - uq + x_G(pr - \dot{q}) + y_G(qr + \dot{p}) - z_G(p^2 + q^2)] = \quad (1)$$

$$Z_w \dot{w} + Z_q \dot{q} + Z_w w + Z_{w|w}|w| + Z_q q + Z_{q|q}|q| + Z_{w|q}|w|q + Z(\delta_e, w) + (W - B) \cos \theta \cos \phi$$

$$I_{yy} \dot{q} + (I_{xx} - I_{zz})pr - I_{xy}(qr + \dot{p}) + I_{yz}(pq - \dot{r}) \quad (2)$$

$$+ I_{xz}(p^2 - r^2) - m[x_G(\dot{w} - up + vp) - z_G(\dot{u} - vr + wq) =$$

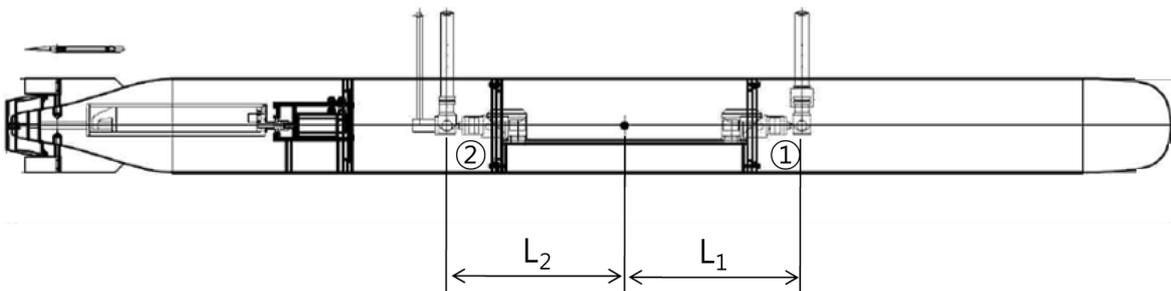
$$M_w \dot{w} + M_q \dot{q} + M_w w + M_{w|w}|w| + M_q q + M_{q|q}|q|$$

$$+ M_{w|q}|w|q + M(\delta_e, w) - z_y W \sin \theta - x_y W \cos \theta \cos \phi$$

식 (1), (2)에서  $m$ 은 수중운동체의 질량,  $u, v, w$ 는 몸체고정좌표계 X, Y, Z축 방향 속도,  $I_{xx}, I_{yy}, I_{zz}$ 는 X, Y, Z축 주위에 대한 관성모멘트,  $p, q, r$ 은 몸체고정좌표계 X, Y, Z축 주위에 대한 각속도,  $\phi, \theta$ 는 지구고정좌표계 기준 Roll 각 및 Pitch각,  $\delta_e$ 는 승강타각이며,  $W, B$ 는 수중운동체의 중력 및 부력,  $x_G, z_G$ 는 부력중심 대비 중량중심의 X, Z축 방향 위치이다. 여기서  $\delta_e$ 는 좌/우 2개 승강타각의 평균값이며, 본 수중운동체에서는 극심한 Roll 불균형이 발생하지 않는 한 좌/우 승강타각을 항상 동일하게 인가한다. 수중운동체의 제어력에 관련된 항은  $Z_{\delta_e} \delta_e, M_{\delta_e} \delta_e$ 와 같이 승강타각의 선형함수로 표현하는 것이 일반적이거나, 본 연구에서는 승강타각의 영향이 존재할 것으로 예상하고 있기 때문에 일단  $Z(\delta_e, w), M(\delta_e, w)$ 로 표기하였다. 지구고정좌표계와 몸체고정좌표에 대한 정의는 Fig. 7과 같다(Park et al., 2015).



**Fig. 5** Photograph of model ship of underwater vehicle



**Fig. 6** Sensor locations in model ship of underwater vehicle

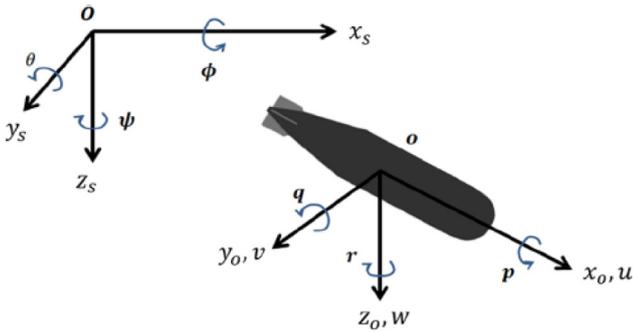


Fig. 7 Earth-fixed coordinate(left) and body-fixed coordinate (right)

3.2 결과 및 분석

식 (1), (2)의 운동방정식 우변 외력항 중에서 받음각과 승강타각에 관련된 동유체력항만 추려내면 다음과 같다.

$$Z = Z_w w + Z_{w|w}|w| + Z(\delta e, w) = Z(w) + Z(\delta e, w) \tag{3}$$

$$M = M_w w + M_{w|w}|w| + M(\delta e, w) = M(w) + M(\delta e, w) \tag{4}$$

$$w = U \sin \alpha \tag{5}$$

여기서  $\alpha$ 는 받음각(Angle of attack)을 의미한다. 식 (3), (4)에 기반하여 정적영각-승강타각시험을 통해 얻어진 결과를 분석하였다. 분석결과에 의해 측정된 힘과 모멘트를 예인수조 작동유체의 밀도( $\rho$ ), 예인속도( $U$ ), 모형선 길이( $L$ )로 무차원화하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

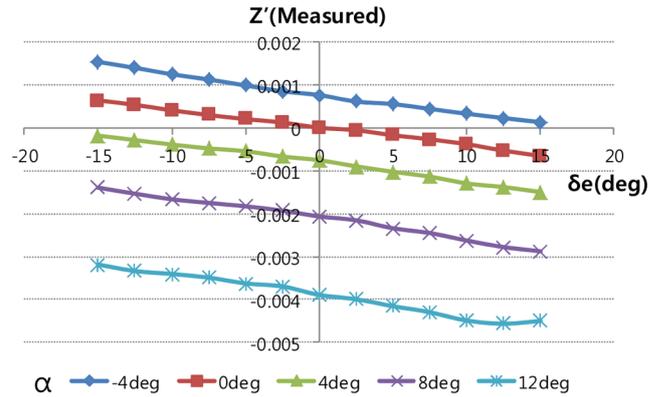
$$Z' = \frac{Z}{0.5\rho U^2 L^2}, M' = \frac{M}{0.5\rho U^2 L^3}, w' = \frac{w}{U} = \sin \alpha \tag{6}$$

$$Z'(\delta e, w') = Z'(Measured) - Z'(w') \tag{7}$$

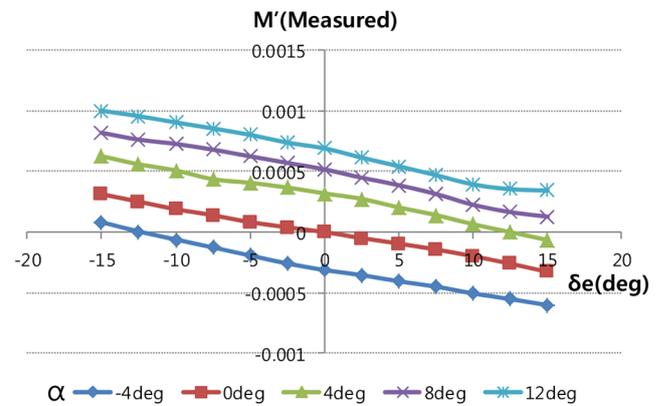
$$M'(\delta e, w') = M'(Measured) - M'(w') \tag{8}$$

$Z'(Measured), M'(Measured)$ 는 시험 결과 측정된 힘과 모멘트이며  $Z'(w'), M'(w')$ 는 받음각에 의한 유체력,  $Z'(\delta e, w'), M'(\delta e, w')$ 는 승강타의 제어력이다.  $Z'(\delta e, w'), M'(\delta e, w')$ 는 측정된 값에서 받음각에 의한 유체력을 빼면 구할 수 있는데, 본 시험에서  $Z'(w'), M'(w')$ 는 승강타각이 0도일 때의 측정값으로 계산할 수 있다. 만약 승강타의 제어력에 대해서 받음각의 영향이 없다면  $Z'(\delta e, w'), M'(\delta e, w')$ 는 받음각에 관계없이 거의 일정할 것으로 추론이 가능하다.

Fig. 8 (a)는 정적영각-승강타각시험에서 계측된 Z축 방향 힘 ( $Z'(Measured)$ ), (b)는 Y축 주위에 대한(Pitch 방향) 모멘트를 나타낸 것이다. Fig. 9는 정적영각-승강타각시험에 의해 계측된 유체력에서 받음각에 의한 유체력을 제외한 승강타각에 의한 유체력( $Z'(\delta e, w'), M'(\delta e, w')$ )을 나타낸 것으로, (a)와 (b)는 Z축 방향 힘( $Z'(\delta e, w')$ ), (c)와 (d)는 Y축 주위에 대한(Pitch 방향) 모



(a) Non-dimensionlized heave force



(b) Non-dimensionlized pitch moment

Fig. 8 Measured force and moment of static elevator with angle of attack test

멘트( $M'(\delta e, w')$ )이다. Fig. 9에서 나타난 것과 같이, 승강타각의 변화에 의해 힘과 모멘트가 변화하는 경향이 받음각에 따라 조금씩 편차가 있으며, Fig. 9의 (a)와 (b), (c)와 (d)의 비교를 통해 받음각과 승강타각의 방향이 같을 때와 반대일 때의 경향이 완전히 다를 수 확인 할 수 있다. 받음각( $\alpha$ ) 4도, 8도, 12도에서는 승강타각이 양수일 때 받음각 0도에 비해 제어력이 크게 증가하는데 반해, 승강타각이 음수일 때는 받음각 0도일 때와 비슷하거나 소폭 변화하였다. 받음각 -4도에서는 완전히 반대의 경향이 나타난다(Fig. 8). 즉, 받음각과 승강타각의 방향이 같을 때는 받음각에 의해 제어력이 증가하는 결과를 가져오고, 방향이 반대일 때는 제어력에 대한 받음각의 영향이 상대적으로 작다고 볼 수 있다.

이와 같은 현상은 본 연구에서의 수중운동체가 가지고 있는 타의 구조 때문으로 추정할 수 있다. Fig. 3, 10과 같이 제어타(승강타 및 방향타) 앞에 별도의 고정타가 위치하며, 조종 안정성 확보를 위해 고정타의 크기가 제어타보다 더 크게 설계되었다. 고정타는 선체에 고정되어 있으므로, 받음각 발생 시 선체를 통과하는 유동을 일부 차단하여 승강타 쪽으로 집중시키는 역할을 하게 되고, 받음각과 승강타각의 구동 방향이 같을 경우 제어력 증가 효과가 발생할 수 있을 것으로 예상된다. 물론, 정

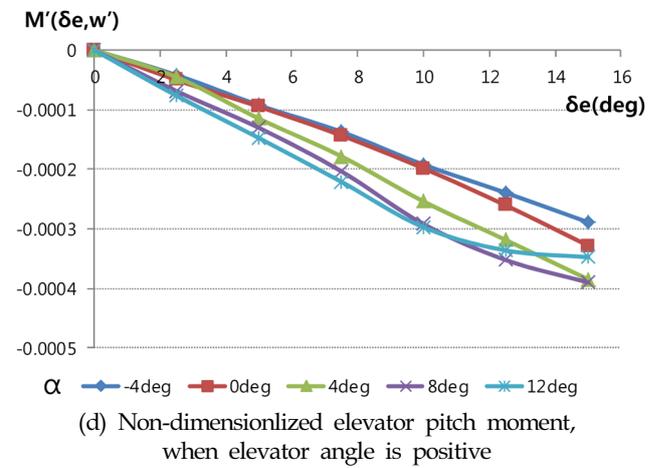
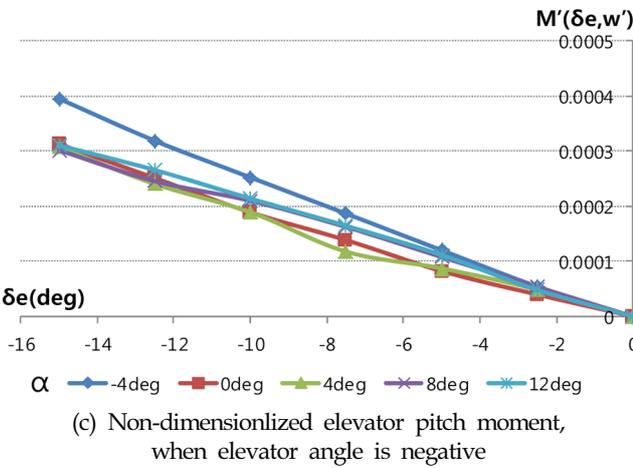
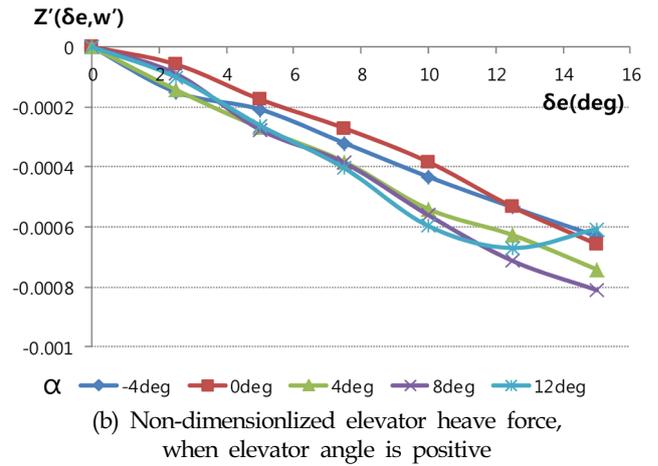
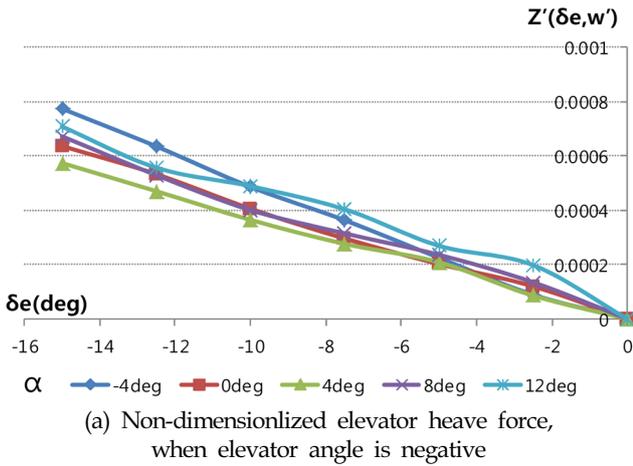


Fig. 9 Elevator force and moment of static elevator with angle of attack Test

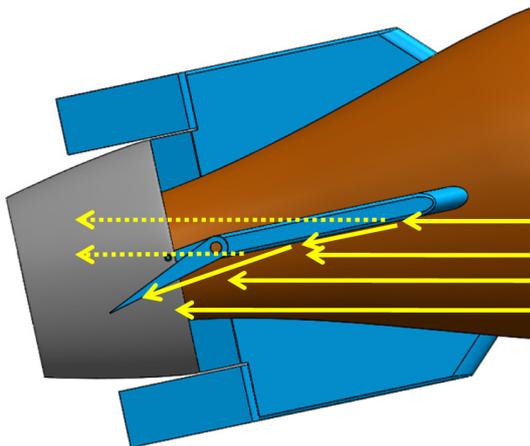


Fig. 10 Fluid flow prediction near fixed fin and elevator of underwater vehicle, when elevator angle direction is same to angle of attack

확한 현상 분석을 위해서는 유동 가시화 시험이나 전산유체역학 해석 등의 방법을 활용한 추가적인 연구가 수행되어야 할 것이다.

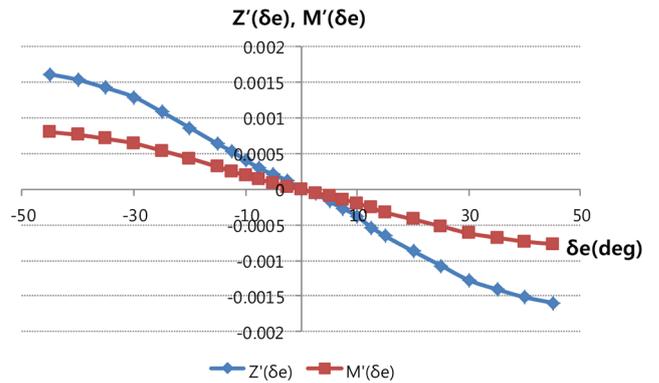


Fig. 11 Non-dimensionalized elevator force and moments of static elevator test, when angle of attack is zero

Fig. 9 (b)와 (d)의 받음각 12도에서는 승강타각의 증가에 따라 약간의 비선형성을 보여주는데, 승강타각 10도까지는 원활하게 증가하던 제어력이 12.5도에서는 증가세가 둔화되고 15도에서는 오히려 제어력이 감소한다. 받음각 8도 시험 결과에서도 승강타각 15도일 때는 제어력 증가폭이 감소하는 경향을 보인다. Fig. 11의 받음각 0도에서 수행한 정적승강타각시험 결과 30

도까지는 제어력이 거의 선형적으로 증가하며 그 이후에도 계속 증가하기 때문에, 승강타에 유입되는 유동의 실질 받음각(선체 받음각+승강타각)이 실속각(Stall angle)을 초과하여 발생하는 현상은 아닌 것으로 판단된다. 받음각에 의해 선체 및 고정타에서 발생한 후류와 승강타 간의 상호작용으로 제어력이 감소한 것으로 추정할 수 있으며, 향후 추가적인 시험 및 전산유체역학 해석 등을 통한 심층적인 연구를 수행할 예정이다.

### 3.3 유체력 미계수 도출

Fig. 9의 결과를 바탕으로 수중운동체의 받음각이 제어력에 미치는 영향을 유체력 미계수로 나타내기 위해, 제어력을 다음과 같이 승강타각과 받음각에 관한 식으로 표현하였다. 실험 결과의 경향을 정확하게 반영하기 위해 순수한 승강타각의 효과는 1차식으로, 받음각과 승강타각의 상호작용에 의한 효과는  $|w'|\delta e$ 의 3차식으로 나타내었다.

$$Z'(\delta e, w') = Z'_{\delta e} \delta e + Z'_{|w|\delta e} |w'|\delta e + Z'_{|w|^2 \delta e^2} |w'|^2 \delta e^2 + Z'_{|w|^3 \delta e^3} |w'|^3 \delta e^3 \quad (9)$$

$$M'(\delta e, w') = M'_{\delta e} \delta e + M'_{|w|\delta e} |w'|\delta e + M'_{|w|^2 \delta e^2} |w'|^2 \delta e^2 + M'_{|w|^3 \delta e^3} |w'|^3 \delta e^3 \quad (10)$$

식 (9), (10)의 미계수 중  $Z'_{\delta e}$ ,  $M'_{\delta e}$ 는 받음각 0도에서의 실험 결과를 선형 보간하여 계산할 수 있으며, 나머지 미계수들은 실험 데이터를 활용한 최소자승법 계산을 통해 도출할 수 있다(Kreyszig, 1999). 받음각과 승강타각의 방향에 따라 서로

**Table 4** Elevator control derivatives considering effect of angle of attack

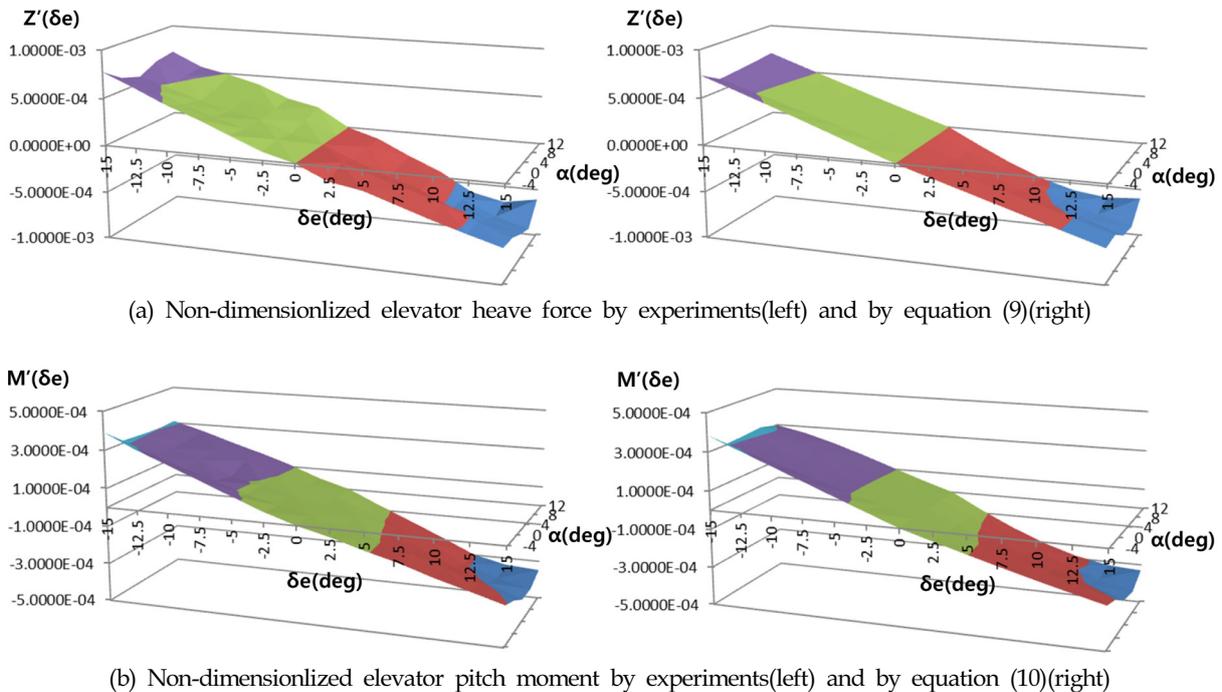
Control derivatives	$\alpha \cdot \delta e < 0$	$\alpha \cdot \delta e > 0$
$Z'_{\delta e}$		-2.3768E-3
$Z'_{ w \delta e}$	-7.1075E-4	-7.9682E-3
$Z'_{ w ^2 \delta e^2}$	1.1025E-2	-2.4476E-2
$Z'_{ w ^3 \delta e^3}$	3.6099E-2	3.2965
$M'_{\delta e}$		-1.1636E-3
$M'_{ w \delta e}$	2.8621E-4	-4.3166E-3
$M'_{ w ^2 \delta e^2}$	5.4925E-2	2.7229E-2
$M'_{ w ^3 \delta e^3}$	9.5474E-1	7.9933E-1

다른 경향을 보이기 때문에, 받음각/제어타각의 방향이 서로 같을 때와 다를 때의 미계수를 각각 계산하였다. Table 4는 이러한 방법으로 도출된 유체력 미계수를 나타낸 것이고, 이 때 승강타각( $\delta e$ )은 라디안(radian) 단위를 기준으로 한다. Fig. 12는 정적영각-승강타각 실험 결과와 Table 4의 유체력 미계수를 식 (9), (10)에 대입하여 계산한 결과를 3차원 그래프로 비교한 것이다.

## 4. 직진조종성능 예측 및 해상시험

### 4.1 직진조종성능 예측

정적영각-승강타각시험 결과를 바탕으로 모형선과 동일한 형상 및 제원의 수중운동체에 대하여 직진조종성능을 예측하였다. 직진조종 시에는 Z방향 가속도, Y축 주위에 대한(Pitch 방



**Fig. 12** Comparison of elevator force and moment between experiments and equation using hydrodynamic derivatives

향) 각속도 및 각가속도가 거의 0에 가까우므로 받음각과 타각에 의한 동유체력만 작용하게 된다. 따라서 다른 유체력 미계수의 영향을 배제하고 제어력에 미치는 받음각의 영향을 확인하기 가장 좋은 조건이다. 대부분의 수중운동체는 중량-부력의 불일치 및 중량중심-부력중심의 불일치로 인한 힘과 모멘트의 보상을 위해 직진조종 시에도 약간의 받음각과 승강타각을 인가한 채로 주행하는데(Level flight), 이를 평형 받음각 및 평형 타각이라고 한다. 평형 받음각/타각은 수중운동체 선형 및 일 반배치 설계 시 매우 중요한 요소이다. 평형 받음각이 클수록 저항이 증가하고 후류 불안정으로 인해 조종 안정성이 저하되며, 평형 타각이 클수록 저항이 증가할 뿐만 아니라 물론 실제 경로 변경을 위해 사용할 수 있는 유효 타각이 감소하게 되므로, 가능하면 평형 받음각/타각을 작게 하는 것이 설계의 목표가 된다.

평형 받음각/타각은 운동방정식과 유체력 미계수에 의해 수치적으로 계산할 수 있다. 직진조종 시 각속도( $q$ ), 가속도( $\dot{w}$ ) 및 각가속도( $\dot{q}$ )가 0이라고 가정하고, 식 (9), (10)을 식 (1), (2)에 대입하면 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$0 = Z_w w + Z_{w|w}|w| + Z_{\delta_e} \delta_e + Z_{|w|\delta_e}|w|\delta_e + Z_{|w|^2\delta_e^2}|w|^2\delta_e^2 + Z_{|w|^3\delta_e^3}|w|^3\delta_e^3 + (W-B)\cos\theta\cos\phi \quad (11)$$

$$0 = M_w w + M_{w|w}|w| + M_{\delta_e} \delta_e + M_{|w|\delta_e}|w|\delta_e + M_{|w|^2\delta_e^2}|w|^2\delta_e^2 + M_{|w|^3\delta_e^3}|w|^3\delta_e^3 - z_g W\sin\theta - x_g W\cos\theta\cos\phi \quad (12)$$

직진조종이므로  $\theta \approx \alpha$ ,  $w' = \frac{w}{U} = \sin\alpha$ , 받음각이 작을 경우  $\cos\alpha \approx 1$ ,  $\sin\alpha \approx \alpha$ , Roll 각은 0으로 가정하고( $\phi=0$ ), 무차원화된 유체력 미계수를 적용하면 식 (9), (10)은 다음과 같이 정리될 수 있다.

$$0 = Z'_w \alpha (0.5\rho U^2 L^2) + Z'_{w|w} \alpha |\alpha| (0.5\rho U^2 L^2) + Z'_{\delta_e} \delta_e (0.5\rho U^2 L^2) + Z'_{|w|\delta_e} |w|\delta_e (0.5\rho U L^2) + Z'_{|w|^2\delta_e^2} |w|^2\delta_e^2 (0.5\rho L^2) + Z'_{|w|^3\delta_e^3} |w|^3\delta_e^3 (0.5\rho L^2/U) + (W-B) \quad (13)$$

$$0 = M'_w \alpha (0.5\rho U^2 L^3) + M'_{w|w} \alpha |\alpha| (0.5\rho U^2 L^3) + M'_{\delta_e} \delta_e (0.5\rho U^2 L^3) + M'_{|w|\delta_e} |w|\delta_e (0.5\rho U L^3) + M'_{|w|^2\delta_e^2} |w|^2\delta_e^2 (0.5\rho L^3) + M'_{|w|^3\delta_e^3} |w|^3\delta_e^3 (0.5\rho L^3/U) - z_g W\alpha - x_g W \quad (14)$$

$$U = \sqrt{u^2 + v^2 + w^2} \quad (15)$$

식 (13), (14)는  $\alpha$ ,  $\delta_e$ 를 미지수로 하는 연립방정식으로서, 이 방정식을 풀면 평형 받음각( $\alpha$ ) 및 평형 타각( $\delta_e$ )을 예측할 수 있

**Table 5** Hydrodynamic derivatives of underwater vehicle about angle of attack

Categories	Values
$Z'_w$	-7.1036E-3
$Z'_{w w}$	-5.4447E-2
$M'_w$	4.8069E-3
$M'_{w w}$	-6.7712E-3

다. 유체력 미계수 중  $Z'_w$ ,  $Z'_{w|w}$ ,  $M'_w$ ,  $M'_{w|w}$ 는 본 연구에서 실시한 정적영각-승강타각 시험 외에 받음각을 몇 개 더 추가한 정적영각시험 결과를 활용하였고(Table 5), 제어력에 대한 미계수는 Table 4의 결과를 활용하였다. 받음각 효과를 반영하지 않는 경우에 대해서는 Table 4에서  $Z'_{\delta_e}$ ,  $M'_{\delta_e}$ 만 적용하였고, 받음각 효과를 반영하는 경우에 대해서는 Table 4의 미계수를 모두 적용하였다.  $W$ (중력),  $B$ (부력),  $x_g$ (부력중심 대비 중량중심 X방향 위치),  $z_g$ (부력중심 대비 중량중심 X방향 위치)는 해상시험을 수행한 수중운동체 실선과 동일한 값을 적용하여 계산을 수행하였다.

원래는 X방향의 운동방정식도 포함하여 계산을 수행하여야 하나, 본 연구에서는 승강타각 유체력 계수에 의한 평형 받음각/타각을 확인하는 것이 주목적이므로, 다른 요소들의 영향을 최소화하기 위하여 X방향 운동방정식은 포함시키지 않았다. 유차원/무차원화 변환 시의 주행속도는 해상시험 결과와 동일하게 적용하였다.

#### 4.2 해상시험

정적영각-승강타각시험 모형선과 동일한 형상 및 제원의 수중운동체에 대하여 실험역 해상시험을 수행하였다. 직진조종 및 심도변경, 선회조종을 비롯한 여러 운용모드에 대하여 성능을 확인하였으며, 시험 결과는 운동모델 및 유도제어/항법모델을 보완하는데 유용하게 활용되었다. 해상시험에 사용된 수중운동체의 부력 대비 중량 및 부력중심 대비 중량중심 위치는 Table 6과 같다.

**Table 6** Specifications of underwater vehicle for sea trial

Categories	Specifications
$W/B$	1.076
$x_g$	0.045 m
$z_g$	0.010 m

Fig. 13은 해상시험 시 수중운동체의 주행경로 및 시작점, 경로점(Way-point), 목표점의 좌표를 나타낸 것이다. 시작점을 출발하여 미리 입력해 놓은 다수의 경로점을 통과하고 최종 목표점까지 도달한 후 자동으로 주행종료 되도록 설정하였다. 해상시험 시 주행속도와 받음각은 수중운동체 내부에 위치한 관성항법장치, 승강타각은 구동장치에 의해서 각각 계산되어 기록장치에 저장되며, 주행종료 후 회수하여 기록장치의 데이터를

### 5. 결 론

본 연구에서는 별도의 고정타를 갖는 수중운동체에 대해서 VPMM 장비를 활용한 정적영각-승강타각시험을 실시하였고 직진조종성능에 대한 예측을 수행하여 실제 해상시험 결과와 비교하였다. 그 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 수중운동체의 받음각은 승강타의 제어력에 영향을 미치며, 그 경향은 받음각과 승강타각의 구동방향에 따라 다르게 나타났다. 받음각과 승강타각의 구동방향이 일치할 경우 받음각이 0도일 때에 비해 제어력이 크게 증가하였으나, 그러나 받음각과 승강타각의 구동방향이 반대일 경우에는 제어력 증가가 거의 없거나 매우 작은 수준이었다.

(2) 일반적으로 승강타의 제어력은 승강타각에 선형적으로 증가하나, 받음각 12도 시험에서 승강타각이 10도 이상일 때 제어력이 감소하는 현상이 발생하였다. 받음각이 증가하면서 선체와 고정타에서 발생한 후류와 승강타 간의 상호작용에 의한 것으로 추정되나, 정확한 원인 분석을 위해서는 좀 더 심층적인 연구를 수행할 필요가 있다.

(3) 정적영각-승강타각시험 결과를 바탕으로, 수중운동체의 받음각이 승강타 제어력에 미치는 영향을 모사하기 위한 유체력 미계수를 도출하였다.

(4) 직진조종성능 예측 시 승강타 제어력에 대한 받음각의 영향을 고려하였을 때가 실제 해상시험 결과에 더 근접한 것으로 나타났다.

본 연구에서는 시험장비 사양의 제약으로 인해 제한된 받음각과 승강타각 범위에서 시험을 수행하였다. 향후에는 본 연구의 한계를 극복하고 근본적인 물리현상을 파악하기 위한 시험장비/방법 검토 및 전산유체역학 기법 적용 등에 대해 다양한 노력이 기울여져야 할 것이며, 그 결과들은 직진조종 뿐만 아니라 수중운동체의 다양한 운용모드에 대한 조종성능 예측 시 유용하게 활용될 수 있을 것으로 기대된다.

### References

Bae, J.Y., Sohn, K.H., Kim, J., 2009. A Study on Manoeuvring Motion of Manta-type Unmanned Undersea Vehicle. Journal of the Society of Naval Architecture of Korea, 46(2), 114-126.

Feldman, J., 1979. DTNSRDC Revised Standard Submarine Equations of Motion. DTNSRDC SPD-0303-09.

Gertler, M., Hagen, G.R., 1967. Standard Equations of Motion for Submarine Simulation. NSRDC-Report SR 009 01 01, Task 0102.

Healey, A.J., Lienard, D., 1993. Multivariable Sliding-Mode Control for Autonomous Underwater Vehicles. IEEE Journal of Ocean Engineering, 18(3), 327-339.

Jang, J.H., Park, W.G., 2006. The Variation of Flow Field and Hydrodynamic Coefficients of Submarine by Changes of Angle of Attack and Yaw Angle. Journal of the Society

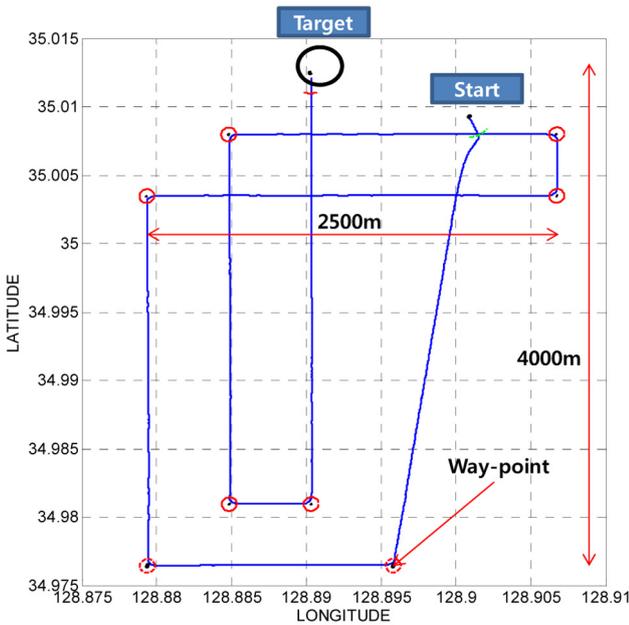


Fig. 12 Flight path of underwater vehicle in sea trial

확인함으로써 결과를 획득한다.

### 4.3 결과 및 분석

Table 7은 직진조종 시의 평형 받음각 및 타각에 대하여, 운동방정식에 의한 예측 결과와 해상시험 결과를 비교한 것이다. 해상시험 결과의 주행속도 및 평형 받음각/타각은 속도와 자세가 안정된 후에 동일한 추진기 회전수가 인가된 직진조종 구간 전체의 평균값을 취하여 도출함으로써, 조류 세기나 방향 등의 영향을 최소화할 수 있도록 하였다. 그 결과 받음각 효과를 반영한 모델에 의해 계산된 평형 타각이 실제 해상시험에서 도출된 값에 더 근접하였으며, 이는 정적영각-승강타각시험 결과와 같이 승강타각과 받음각의 방향이 동일할 때 제어력 증가 효과가 나타날 수 있음을 보여주는 것이다.

Table 7 Results of Prediction and Sea Trial of Underwater Vehicle

Categories	Values		
	Prediction(Excluding effects of angle of attack)	Prediction(Including effects of angle of attack)	Sea trial
Flight velocity [m/s]	4.9 (Same to Sea Trial)	4.9 (Same to Sea Trial)	4.9
Angle of attack for level flight [deg]	6.2	6.2	7.0
Elevator angle for level flight [deg]	12.2	9.5	9.8

- of Naval Architecture of Korea, 43(4), 460-466.
- Jung, J.W., Jeong, J.H., Kim, I.G., Lee, S.K., 2014a. Estimation of Hydrodynamic Derivatives of Submarine Model by Using VPMM Test. *Journal of Navigation and Port Research*, 39(3), 173-178.
- Jung, J.W., Jeong, J.H., Kim, I.G., Lee, S.K., 2014b. Experimental Study on Hydrodynamic Coefficients of Autonomous Underwater Glider Using Vertical Planar Motion Mechanism Test. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 28(2), 119-125.
- Kim, Y.G., Yun, G.H., Kim, S.Y., Kim, D.J., 2012. Captive Model Test of Submerged Body Using CPMC. *Journal of the Society of Naval Architecture of Korea*, 49(4), 296-303.
- Kreyszig, E., 1999. *Advanced Engineering Mathematics*. 8<sup>th</sup> Edition, John Wiley and Sons, Inc., Singapore.
- Park, J.Y., Kim, N.W., Rhee, K.P., Kim, C.K., Jung, C.M., Ahn, K.S., Lee, S.K., 2015. Study on Coning Motion Test for Submerged Body. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 29(6), 436-444.
- Seol, D.M., Rhee, K.P., Yeo, D.J., 2005. An Experimental Study of the Submerged Depth Effect on the Manoeuvrability in a Horizontal Plane of an Underwater Vehicle. *Journal of the Society of Naval Architecture of Korea*, 42(6), 551-558.

# Mooring Layout Angle and Maximum Tension for Spread Moored FPSOs in Various Metocean Conditions

Sung-Boo Park\*, Seung-Jae Lee\*\*, Yun-Suk Chung\*\*\*, Min-Kyeong Lee\*\*\*\* and Kwang-Hyo Jung\*\*\*\*

\*Sungdong Shipbuilding and Marine Engineerings, Tongyoung, Korea

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

\*\*\*Bureau Veritas Korea, Busan, Korea

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

## 다점계류식 FPSO의 해양환경별 계류선 각도와 최대 장력에 대한 연구

박성부\* · 이승재\*\* · 정윤석\*\*\* · 이민경\*\*\*\* · 정광효\*\*\*\*

\*성동조선해양

\*\*한국해양대학교 조선해양시스템공학부

\*\*\*프랑스선급

\*\*\*\*부산대학교 조선해양공학과

**KEY WORDS:** Floating production storage and offloading (FPSO) 부유식 원유 생산저장하역 설비, Spread mooring 다점 계류, Mooring layout angle 계류선 각도, Metocean condition 해양환경조건, Mooring tension 계류선 장력

**ABSTRACT:** This study demonstrates the result of mooring analysis for five spread-moored FPSOs having different length-to-breadth (L/B) ratios from 4.5-6.5. FPSOs are subjected to four metocean conditions, ones from the Gulf of Mexico (Hurricane/Loop current condition), West Africa, Nigeria, and Brazil Campos Basin, which are amongst the most typical offshore oil and gas fields. With change in design parameters of OBA (Outer bundle angle) and IBA (Inner bundle angle) combinations, a change in the line tension is demonstrated and the OBA-IBA combinations having the smallest line tension are presented for each L/B ratio and sea, respectively. This study is expected to influence the preliminary design layout of an FPSO spread-mooring system as a function of the L/B ratio and metocean conditions.

### 1. 서 론

석유·가스와 같은 해저 자원을 개발하는 영역이 천해에서 심해로 옮겨감에 따라 거친 해양 환경을 극복하고 자원을 시추·생산할 수 있는 부유식 해양구조물의 적용이 확대되고 있다. 부유식 해양구조물은 위치유지시스템(Station-keeping system)을 이용해 해상에서의 위치를 유지할 수 있어야 하고, 라이저나 계류선에 과도한 하중이 발생하지 않도록 파도, 바람, 조류와 같은 해양환경하중에 의한 6자유도 운동의 크기를 조절할 수 있어야 한다. 부유식 원유 생산·저장·하역 설비(FPSO, Floating production storage and offloading)는 비교적 투자 비용이 저렴하고 건조 기간이 짧아 경제적이면서도 수심에 대한 제약이 거의 없다는 장점을 가지고 있어 전 세계 해역에서 널리 적용되고 있다. 현재까지 다양한 해역의 해양환경조건 하에서

FPSO의 위치유지 성능에 관한 연구가 수행되어 왔으며, 대표적으로 Wichers and Devlin(2001)는 멕시코 만(Gulf of Mexico, GoM)에서 허리케인 조건(Hurricane condition)과 순환해류 조건(Loop-current condition)의 해양환경자료를 바탕으로 터렛 계류된 FPSO의 라이저와 계류선의 항력계수의 변화에 따른 장력 및 오프셋의 변화를 연구했다. Codiglia et al.(2002)는 서아프리카 나이지리아(West Africa Nigeria) 해역의 해양환경자료를 바탕으로 다점 계류된 FPSO와 셔틀탱커를 Tandem 방식으로 배치하고, 실험을 통해 계류선의 장력 및 오프셋의 변화를 연구했다. 2001년 이후 FPSO 설치가 허가된 멕시코 만을 포함해 브라질(Brazil), 서아프리카, 북해(North Sea), 남중국(South of China), 북서부 오스트레일리아(Northwest Australia) 등의 해역에 151척의 FPSO가 운영 중에 있다(Achmad, 2015). 그 중 약 140척의 주요 제원을 조사한 결과 길이는 약 250m~ 350m,

Received 23 May 2016, revised 11 August 2016, accepted 18 August 2016  
Corresponding author Kwang-Hyo Jung: +82-51-510-2343, kjung@pusan.ac.kr  
© 2016, The Korean Society of Ocean Engineers

폭은 약 40m~60m 사이에 분포하고 있고, 길이·폭 비율(L/B)은 대체로 4.5~6.5 사이에 분포하고 있다. 동일한 해양환경조건 하에서도 FPSO의 주요 제원에 따라 위치유지 성능에 차이가 있을 것으로 예상되므로 다양한 변수를 고려한 성능 평가가 요구된다.

일반적으로 FPSO는 위치를 유지하기 위해 일점 계류(Single point mooring), 다점 계류(Spread mooring), 터렛 계류(Turret mooring), 동적 위치제어 시스템(Dynamic positioning system) 등을 이용한다. 계류시스템의 설계 변수로는 부유식 해양구조물의 초기 위치, 계류선과 앵커의 종류 및 개수, 계류선 레이아웃, 페어리드와 앵커의 위치, 초기 인장력(Pretension) 등이 있으며, 다양한 설계 변수가 계류 성능에 미치는 영향을 파악하기 위한 다수의 연구들이 수행되어 왔다(Choung et al., 2013). 특히 Lim et al.(2009)는 다점 계류된 FPSO의 계류선 두께와 길이에 관한 최적화 설계를 수행한 바 있다. 하지만 계류시스템의 설계변수를 선정하는 과정은 대체로 경험에 의존하거나, 기존에 수행했던 프로젝트의 자료를 차용하고 있는 실정이다. 따라서 계류시스템 설계 변수와 해양 구조물의 제원, 해양환경조건 등의 영향을 규명하는 연구의 필요성이 높아지고 있다. 본 연구에서는 다점 계류시스템 설계 시의 주요 설계변수인 계류 레이아웃, 즉 계류선 각도를 적절하게 결정하기 위해 다양한 FPSO L/B와 해양환경에 대해 계류 해석을 수행하고, 계류선에 걸리는 장력의 크기의 변화를 검토했다.

## 2. 운동 해석

대상 FPSO의 운동 응답 및 하중을 도출하기 위해 BV(Bureau Veritas, 프랑스 선급)의 Seakeeping 해석 소프트웨어인 Hydrostar v7.22를 사용했다. Hydrostar는 3D 패널법을 기반으로 하여 주파수 영역에서 선형 및 2차 Radiation/diffraction 해석을 수행하며, 그 결과로 6 자유도 운동에 대한 RAO(Response amplitude operator), 유체 동역학적 계수(부가 질량 및 감쇠 계수), 1차 및

2차 파랑 하중 등을 계산한다.

### 2.1 운동 해석 조건

L/B의 변화에 따른 FPSO의 유체동역학적 특성과 계류 성능을 검토하기 위해 길이 285m, 폭 63m인 FPSO를 기준으로, 배수량은 가능한 일정하게 유지시키는 동시에 길이는 증가시키고 폭은 감소시키면서 L/B가 5.0, 5.5, 6.0, 6.5인 4척의 FPSO를 추가적으로 선정했다(Table 1). 추가적인 FPSO들의 x, y, z축에 대한 관성 반경(Radius of gyration)은 기준선과 같이 각각 0.31B, 0.275L<sub>pp</sub>, 0.25L<sub>pp</sub>를 적용했고, 길이 방향 무게중심(Longitudinal center of gravity) 위치는 기하학적 상사 법칙을 적용해 구할 수 있다. 평면 운동에 해당하는 전후동요(Surge motion), 좌우동요(Sway motion) 및 선수동요(Yaw motion)에서의 표류를 방지하기 위해 다른 운동에 영향을 미치지 않을 목적으로 저 주파수의 고유주기에 부합하는 외부강성을 부과했다. 또한 계산 시간과 정확도를 검토하기 위해 경계요소법의 계산을 위한 격자의 개수를 약 1,000개에서 4,000까지, 1,000개 단위로 변화시키면서 6 자유도 운동에 대한 부가 질량, 감쇠 계수, 운동 RAO의 수렴성을 확인했다. 이를 통해 본 연구에 사용된 격자의 개수는 약 4,000개이고, 이때 실선 배수량과 오차는 1% 미만이므로 해석에 적합한 격자계라고 판단했다. 해석에 사용된 파 주파수는 0.04rad./s부터 2.0rad./s까지 0.04rad./s 간격으로 총 50개이다.

### 2.2 운동 해석 결과

대상 FPSO의 운동 해석 결과는 선형연구의 모형실험 결과(Lee, 2008)와 비교하여 검증했다. 일반적으로 부유체의 운동을 해석할 경우 조파 감쇠력만을 고려해도 좋은 결과를 주지만, 횡동요 운동에는 조파 감쇠력보다 점성 감쇠력이 더 크게 작용하는 것으로 알려져 있다. 따라서 수치해석에서 점성 감쇠력을 감쇠계수의 형태로 고려함으로써 모형실험 결과와 일치시킨다. 속도의 제곱 또는 세제곱에 비례하는 비선형 감쇠계수를 고려

**Table 1** Main particulars of FPSOs

Description		Magnitude				
Length to breadth ratio	L/B	4.5	5	5.5	6	6.5
Length between perpendiculars	L <sub>pp</sub>	285 m	300 m	315 m	330 m	345 m
Breadth	B	63 m	60 m	57 m	55 m	53 m
Draft	D	13 m				
Mass	-	225,518 ton	224,536 ton	223,972 ton	226,412 ton	228,093 ton
Longitudinal center of gravity	LCG	142.26 m	149.75 m	157.23 m	164.72 m	172.21 m
Vertical center of gravity	VCG	16.71 m				
Longitudinal center of buoyancy	LCB	141.46 m	148.91 m	156.35 m	163.80 m	171.24 m
Mass radius of gyration in X axis	K <sub>xx</sub> = 0.31B	19.49 m	18.60 m	17.67 m	17.05 m	16.43 m
Mass radius of gyration in Y axis	K <sub>yy</sub> = 0.275L <sub>pp</sub>	78.42 m	82.50 m	86.63 m	90.75 m	94.88 m
Mass radius of gyration in Z axis	K <sub>zz</sub> = 0.25L <sub>pp</sub>	71.25 m	75.00 m	78.75 m	82.50 m	86.25 m

해주기 위해 Molin(2002)이 제안한 식 (1)을 이용해 2차 비선형 감쇠계수를 적용했다. 이때  $C_D$ 값은 0.2를 사용했고, 이 식은 바지선 또는 FPSO에 대해 적용할 수 있다.

$$B_Q = \frac{1}{2} C_D L B^4 \tag{1}$$

### 3. 계류 해석

BV의 계류해석 소프트웨어인 Ariane을 이용하여 선박·해양 구조물의 6 자유도 운동에 대한 RAO, 유체동역학적 계수, 파랑 하중 등을 바탕으로 계류시스템에 대한 준동적 해석(Quasi-dynamic analysis)을 수행했으며, 시간 영역 시뮬레이션 결과를 도출했다. 시뮬레이션은 총 3시간 동안 1초 간격으로 수행하며, 동일한 해석 조건에서 30개의 서로 다른 파 위상(Wave phase)에 대한 시뮬레이션을 수행하고, 통계적인 기법을 적용해 보다 신뢰성 높은 결과를 도출한다.

#### 3.1. 계류선 구성 및 배치

3개의 계류선으로 이루어진 계류선 다발이 총 4개이고, 이 계

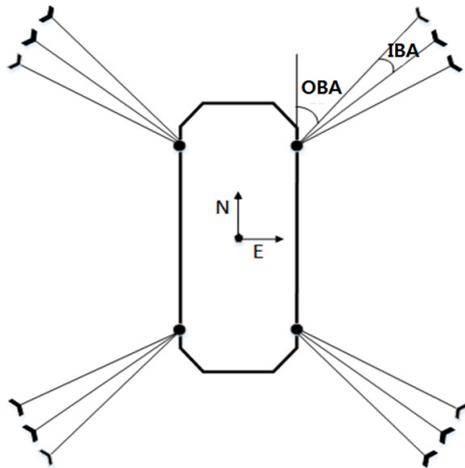


Fig. 1 Schematic drawing of mooring layout

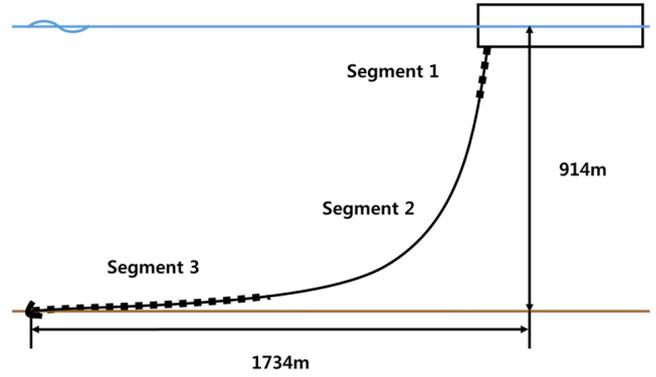


Fig. 2 Sketch of mooring line

Table 2 Mooring line properties

	Segment 1	Segment 2	Segment 3
Type	R4K4 studless chain	Spiral strand wire	R4K4 studless chain
Length	45.7 m	1,127.8 m	914.4 m
Diameter	88.9 mm		
Weight in air	159.6 kg/m	41.3 kg/m	159.6 kg/m
Weight in water	138.8 kg/m	33 kg/m	138.8 kg/m
Stiffness	643,605 kN	962,112 kN	643,605 kN
Minimum breaking load (MBL)	7,988 kN	7,080.5 kN	7,988 kN

류선 다발들이 선수와 선미, 좌현과 우현에 대해 대칭 방사형으로 배치된다(Fig. 1).

다점 계류시스템을 구성하는 계류선들의 상단부와 하단부는 각각 부유체의 페어리드(Fairlead)와 해저면의 앵커(Anchor)에 고정된 상태에서 체인의 중량 등에 의해 현수선(Catenary)형상을 이루게 된다. BV Ariane에서는 페어리드와 앵커 사이의 수평 및 수직 거리(수심)와 초기 장력에 대한 정보를 이용해 계류선의 전체 길이(Paid out length)를 계산한다. 각 페어리드에서 앵커까지의 수평거리는 1,734m이고 해저면은 평탄하며, 모든

Table 3 Metocean data for each field

Description	GoM Hurricane	GoM Loop current	West Africa Nigeria		Brazil Campos basin	
			Swell	Local sea		
Wave (JONSWAP Spectrum)						
Significant wave height	$H_s$	12.9 m	6.1 m	3.62 m	2.89 m	7.8 m
Wave peak period	$T_p$	14 s	11 s	15.9 s	6.8 s	15.4 s
Peak shape parameter	$\gamma$	2.5	2.0	15	3.3	1.7
Wave direction	-	270°	0°	180°	202.5°	202.5°
Wind (API Spectrum)						
1 hour mean win speed at 10 m	-	41.12 m/s	22.35 m/s	16.1 m/s		28.3 m/s
Wind direction	-	240°	0°	202.5°		22.5°
Current						
Current speed at surface	-	1.1 m/s	2.1 m/s	0.92 m/s		1.75 m/s
Current direction	-	300°	270°	157.5°		225°

해역에서 수심은 914m으로 동일하다고 가정했다. 계류선의 초기 인장력은 최소 파단 하중의 약 15%에 해당하는 1,201kN으로 설정했고, 이로부터 계산된 계류선 전체 길이는 2,088m이다 (Fig. 2). 계류선 구성은 Wichers and Devlin(2001)의 연구를 참고했으며, 계류선을 구성하고 있는 체인과 와이어의 제원은 Table 2와 같다.

3.2. 해석 조건

다점 계류시스템을 적용한 FPSO의 대다수가 분포하고 있는 멕시코 만, 서아프리카 나이지리아, 브라질 캄포스 해역의 해양 환경조건을 고려했다. 멕시코 만의 경우 허리케인 조건과 순환 해류 조건으로 특징지을 수 있는 두 가지 종류의 해양환경자료 (Wichers and Devlin, 2001)를 사용했고, 서아프리카는 상대적으로 유의 파고가 낮으면서도 저 주파수 너울(Swell)이 존재하는 것이 특징적이므로 너울에 대한 정보가 포함된 나이지리아 해역의 자료(Codiglia et al., 2002)를 사용했다. 브라질의 경우 캄포스 해역의 자료(Zhang et al., 2013)을 사용했다.

Table 3에서 파도, 바람, 조류의 방향은 북쪽을 기준으로 시계 방향으로 각도가 증가하는 것으로 정의한다. 선박형 또는 상자형 선체를 가지는 FPSO는 파의 방향에 매우 민감하므로 선체의 안정성을 확보하기 위해 초기의 선수 각(Heading angle)이 극한 해양환경에 대한 선수파(Head sea)조건이 되도록 설정해야 한다. 즉, 멕시코 만의 경우 허리케인 조건에서 선수파 조건으로 설정하면 순환해류 조건에서는 횡파(Beam sea)조건이 된다. 모든 해역에 대해 JONSWAP(Joint North Sea Wave Project) 스펙트럼과 API(American Petroleum Institute) 스펙트럼을 각각 파도와 바람 스펙트럼으로 사용했고, 풍력과 조류력 계수는 OCIMF(Oil Companies International Marine Forum, 2013) 자료를 이용했다.

다점 계류에서는 계류선의 각도에 따라 계류 성능이 달라질 수 있다. 따라서 선체와 계류선 다발이 이루는 각도인 OBA (Outer Bundle Angle)와 각 계류선이 이루는 각도인 IBA (Inner Bundle Angle)를 다양하게 변화시키면서 계류선에 걸리는 장력의 변화를 살펴보았다. 이때 L/B가 각각 4.5~6.5인 총 5척의 FPSO를 이용해 멕시코 만에서 허리케인 조건, 순환해류 조건, 서아프리카 나이지리아, 브라질 캄포스 해역 등 총 4개 해양환경조건에 대한 계류 해석을 수행했다.

계류선 장력은 BV 선급 규정(NR 493, 2012)에 의해, 식 (4)와 같이 각 시뮬레이션마다 얻은 최대값의 평균과 표준편차를

함께 고려한 값( $T_D$ )으로 검토할 수 있다.

$$T_m = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n T_k \tag{2}$$

$$T_s = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{k=1}^n (T_k - T_m)^2} \tag{3}$$

$$T_D = T_m + aT_s \tag{4}$$

여기서,  $T_k$ 는 각 시뮬레이션에서의 최대값이고,  $T_m$ 와  $T_s$ 은 모든 시뮬레이션에서의 최대값  $T_k$ 의 평균과 표준편차이다. 또한  $a$ 는 시뮬레이션 횟수에 따른 보정계수로서, 시뮬레이션 횟수가 30회 이상일 경우 0.4를 사용한다. 이때 동일한 해석 조건에서 여러 회 시뮬레이션을 수행하는 이유는 어떤 파 에너지 스펙트럼으로부터 불규칙파의 시간 이력을 얻어 시뮬레이션을 수행할 때, 각 시뮬레이션 마다 서로 다른 파 위상(Wave phase)을 가지도록 하여 결과의 신뢰성을 높이기 위해서이다.

3.3. 해석 결과

각 해역별로 FPSO의 L/B에 따른 최대 장력을 나타냈으며, 이때 OBA가 30°~ 75°이고 IBA가 2°~ 4°인 조합에 대한 결과를 도시했다. 단, Fig. 3의 범례를 Fig. 4~ 6에서도 참조한다. Fig. 3와 4로부터 멕시코 만에서는 다른 해역과 비교해 최소 3,000kN 이상의 비교적 큰 장력이 발생하는 것을 알 수 있는데, 이 결과는 허리케인 조건의 높은 유의 파고와 빠른 풍속, 순환해류 조건의 파향, 빠른 표층 해류 속도 및 해류 방향 등의 해양환경조건이 반영된 것임을 유추할 수 있다. 특히 Fig. 4에는 표현되지 않았지만, 멕시코 만 순환해류 조건의 OBA 30°-IBA 10°조합에서는 계류선의 최소 파단 하중(7,988kN)과 모든 계류선이 온전한 조건(Intact condition)에 대한 안전계수 1.75(NR 493, 2012)를 곱해 얻어진 계류선의 파단하중 13,979kN을 초과하는 최대 장력이 발생하기도 한다.

반면, 서아프리카 나이지리아(Fig. 5)와 브라질 캄포스 해역(Fig. 6)의 경우 멕시코 만과 비교해 상대적으로 작은 장력이 발생한다. 서아프리카 나이지리아는 다른 해역에 비해 낮은 파고와 풍속, 해류 속도를 가진 해양환경조건이다. 다른 해역에서는 OBA가 작을수록 최대 장력이 작은 경향을 보이는 것에 반해, 서아프리카 나이지리아에서는 OBA가 클수록 최대 장력이 작은 경향을 보인다. 이는 파고, 파주기, 파향이 서로 다른 Swell과 Local Sea가 동시에 FPSO의 운동에 영향을 주기 때문으로 생각된다. 브라질 캄포스 해역은 허리케인 조건을 제외하면 가장 높은 파고와 풍속을 가지는 조건이며, 파향과 풍향이 180도 차이는 특징이 있다. 브라질 캄포스 해역의 결과에 해당하는 Fig. 6에서는 L/B 변화에 따른 최대 장력의 변화를 살펴볼 수 있다. 대체로 L/B가 커질수록, 즉 선체의 폭에 비해 길이가 길어질수록 최대 장력이 커지므로, 브라질 캄포스 해역에서는 L/B가 작은 FPSO가 유리하다고 할 수 있다.

Table 4 Mooring analysis conditions(Total 560)

L/B	Region	OBA	IBA
			2°
4.5	Gulf of Mexico	30°	3°
5			4°
5.5	(Hurricane / Loop current)	45°	5°
6			6°
6	West Africa Nigeria	60°	6°
6.5	Brazil Campos Basin	75°	8°
			10°

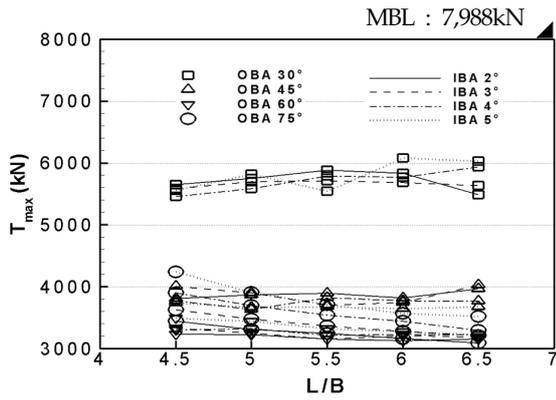


Fig. 3 Maximum tension at hurricane condition in GoM

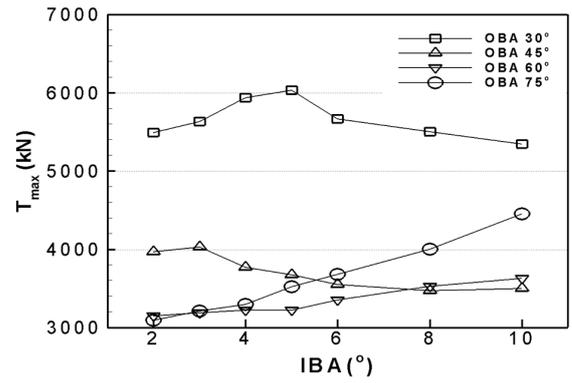


Fig. 7 Maximum tension at hurricane condition in GoM(L/B 6.5)

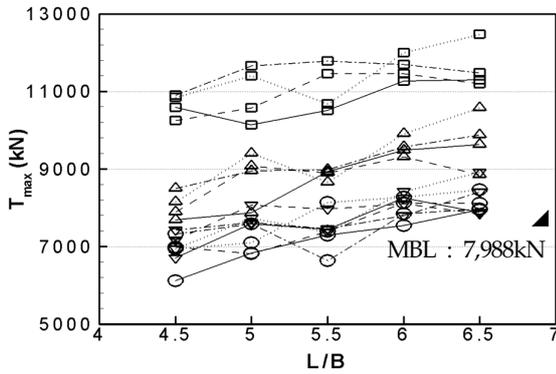


Fig. 4 Maximum tension at loop current condition in GoM

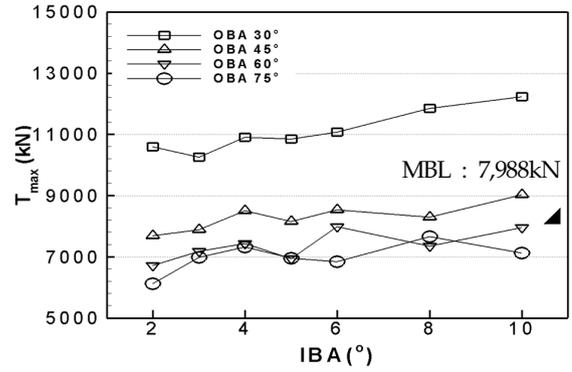


Fig. 8 Maximum tension at loop current condition in GoM(L/B 4.5)

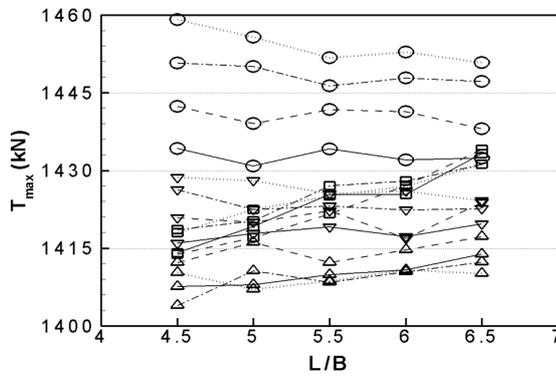


Fig. 5 Maximum tension in West Africa Nigeria

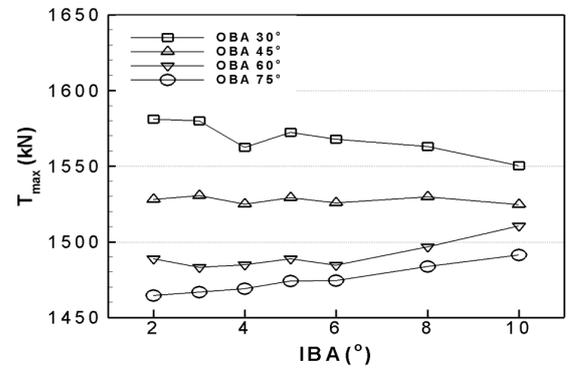


Fig. 9 Maximum tension in West Africa Nigeria(L/B 4.5)

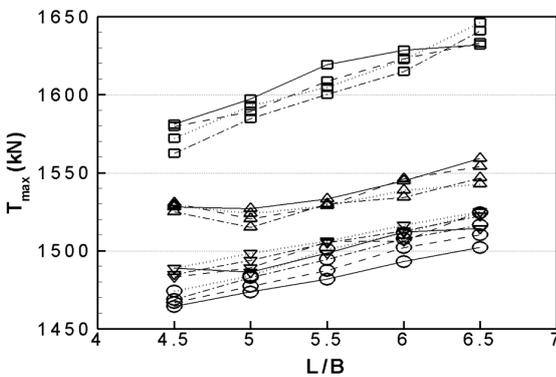


Fig. 6 Maximum tension in Brazil Campos Basin

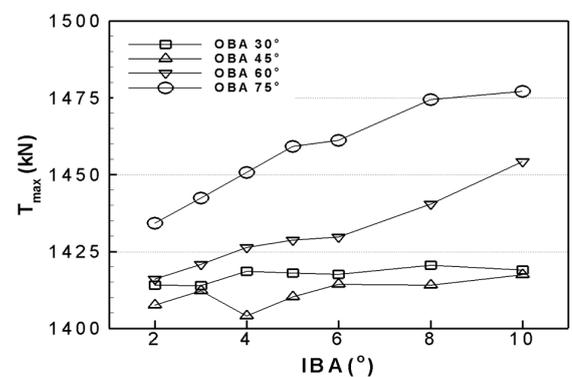


Fig. 10 Maximum tension in Brazil Campos Basin(L/B 4.5)

**Table 5** OBA-IBA for the smallest maximum tension

<i>L/B</i>	Bundle Angle	Gulf of Mexico		West Africa	Brazil
		Hurricane	Loop		
4.5	OBA	60°	<u>75°</u>	<u>45°</u>	<u>75°</u>
	IBA	2°	<u>2°</u>	<u>4°</u>	<u>2°</u>
5.0	OBA	60°	75°	45°	75°
	IBA	2°	3°	5°	2°
5.5	OBA	60°	75°	45°	75°
	IBA	2°	4°	4°	2°
6.0	OBA	60°	75°	45°	75°
	IBA	2°	2°	4°	2°
6.5	OBA	<u>75°</u>	60°	45°	75°
	IBA	<u>2°</u>	3°	5°	2°

위 결과로부터 해석에서 FPSO의 *L/B* 별로 가장 작은 장력이 발생하는 OBA-IBA 조합을 제시했고(Table 5), 이 표에서 굵게 표시한 부분은 각 해역에서 가장 작은 장력이 발생한 *L/B*를 나타낸 것이다. 멕시코 만 허리케인 조건에서는 *L/B*가 4.5~6.0인 FPSO에 대해 OBA 60°-IBA 2°조합을 우선적으로 고려할 수 있지만, *L/B*가 6.5일 때에는 OBA 75°-IBA 2°조합에서 가장 작은 장력이 발생함을 알 수 있다. 그러나 *L/B*가 6.5일 때 OBA-IBA 조합에 따른 장력의 변화를 나타낸 Fig. 7를 참고하면, OBA 60°-IBA 2°조합과 OBA 75°-IBA 2°조합에 대한 장력에 큰 차이가 없음을 알 수 있으므로 두 조합을 모두 고려해 설계를 검토해야 한다. 반면 순환해류 조건의 멕시코 만에서는 *L/B*가 6.5인 경우를 제외하고는 OBA 75°-IBA 2~4°조합을 우선적으로 고려할 수 있다. 따라서 멕시코 만의 경우, 대상 해역에서 어떤 해양환경조건의 영향이 더 지배적인지를 고려해 계류선 각도 조합을 결정해야 한다. 서아프리카 나이지리아 해역에서 가장 작은 장력이 발생하는 조합은 각각 OBA 45°-IBA 4~5°에 해당하며, 다른 해역에 비해 OBA는 상대적으로 작고 IBA는 상대적으로 클 때 더 작은 장력이 발생함을 것을 알 수 있다(Fig. 9). 브라질 캄포스 해역의 경우 모든 *L/B*에 대해 OBA 75°-IBA 2°조합을 우선적으로 고려할 수 있으며, 같은 IBA에 대해 OBA가 커질수록 더 작은 장력이 발생하는 경향을 보인다(Fig. 10).

#### 4. 결 론

본 연구에서는 다점 계류시스템 설계 시의 주요 설계변수인 계류 레이아웃, 즉 계류선 각도를 적절하게 결정하기 위해 3개 해역에 대한 4가지의 해양환경자료와 5가지의 FPSO의 *L/B*에 대한 계류 해석을 수행하고, 계류선에 걸리는 장력의 최대값을 검토했다(Fig. 3~6). 이 결과로부터 각 해역과 FPSO의 *L/B* 별로 가장 작은 장력이 발생하는 OBA-IBA 조합을 제시했으며(Table 5), 이와 함께 가장 작은 장력이 발생하는 *L/B*에 대해 OBA-IBA 조합에 따른 장력의 변화를 검토했다(Fig. 7~10).

본 연구 결과를 통해 FPSO 계류시스템의 초기 설계 시의 공

수를 줄일 수 있을 것으로 기대한다. 하지만 위치유지에 사용되는 계류선에 발생하는 장력뿐만 아니라, 자원의 생산에 사용되는 라이저에 발생하는 피로 하중 등을 고려하기 위해서는 다양한 설계 변수들이 계류된 부유체의 오프셋에 미치는 영향에 대한 연구가 필요하다.

또한, Ariane과 같은 준정적 해석 방법은 해류의 수직방향 유속 분포에 의해 라이저와 계류선에 작용하는 하중과 각각의 항력계수, 그에 따른 동적 거동과 부유체 운동과의 연성 등을 고려하지는 않지만, 단순화된 가정을 통해 해석 시간을 단축시킬 수 있으므로 다양한 설계 변수를 변화시키면서 그에 따른 결과를 예측하고 분석하기 적합하다는 장점을 가지고 있다. 따라서 준정적 해석을 통해 초기 설계 변수를 결정하고, 결정된 값에 대한 민감도(Sensitivity) 해석을 수행함으로써 초기 설계 변수에 대한 신뢰성을 확보할 수 있을 것이다. 라이저와 계류선의 동적 거동과 부유체 운동과의 연성을 고려해 계류선의 장력과 부유체의 오프셋을 함께 검토하는 연구는 향후 추가적으로 필요하다.

#### 후 기

이 논문은 부산대학교 기본연구지원사업(2년)에 의하여 연구되었음.

#### References

- Achmad, S.M., 2015. Offshore Structure-Mari Mengenal FPSO. [Online] (Updated December 2015) Available at : <<https://achmadsya.wordpress.com/tag/offshore-structure/>> [Accessed 23 May 2016]
- Codiglia, R., Contento, G., D'Este, F., 2002. Experimental Study on a Spread Catenary Mooring for FPSO, International Society of Offshore and Polar Engineering Conference
- Choung, J., Jeon, G.-Y., Kim, Y., 2013. Study on Effective Arrangement of Mooring Lines of Floating-Type Combined Renewable Energy Platform. Journal of Ocean Engineering and Technology, 27(4), 22-32.
- Lee, S.J., 2008. The Effect of LNG-Sloshing on the Global Responses of LNG-Carriers. Dissertation for Doctor of Philosophy, Texas A&M University.
- Lim, Y.C., Kim, K., Choung, J., Kim, J.W., Kim, J.T., Yeo, S., 2009. Study on Optimum Design of FPSO Spread Mooring System. Journal of Ocean Engineering and Technology, 23(6), 61-66.
- Molin, B., 2002. Hydrodynamique des Structures Offshore. NR 493 DT R02 E, 2012. Classification of Mooring System for Permanent Offshore Units. Bureau Veritas.
- OCIMF(Oil Companies International Marine Forum), 2013. Mooring Equipment Guidelines. 3rd Ed., "Wind and Current Drag Coefficients for VLCCs and Gas Carriers and

example Force Calculation”

- Wichers, J.E.W., Devlin, P.V., 2001. Effect of Coupling of Mooring Lines and Risers on the Design Values for a Turret Moored FPSO in Deep Water of the Gulf of Mexico. International Offshore and Polar Engineering Conference, 3, 17-22.
- Zhang, W., Jeong, C., Spreenken, A.v., 2013. Float-over Feasibility in Brazilian Sea Water. Offshore Technology Conference.

# Seismic Reliability Analysis of Offshore Wind Turbine Jacket Structure Using Stress Limit State

Gee-Nam Lee\* and Dong-Hyawn Kim\*\*

\*Ocean Science and Engineering, Kunsan National University, Kunsan, Jeonbuk, Korea

\*\*Ocean Science and Engineering, Kunsan National University, Kunsan, Jeonbuk, Korea

## 응력한계상태를 이용한 해상풍력발전기 재킷구조물의 지진신뢰성해석

이기남\* · 김동현\*\*

\*군산대학교 해양산업공학과

\*\*군산대학교 해양공학과

**KEY WORDS:** Support structure 지지구조물, Reliability analysis 신뢰성해석, Earthquake 지진, Peak response factor 피크응답계수, Stress concentration factor 응력집중계수, Response surface method 응답면기법

**ABSTRACT:** Considering the effect of dynamic response amplification, a reliability analysis of an offshore wind turbine support structure under an earthquake is presented. A reliability analysis based on the dynamic response requires a large amount of time when using not only a level 3 approach but also level 2 such as a first order reliability method (FORM). Moreover, if a limit state is defined by using the maximum stress at a structural joint where stress concentration occurs, a three-dimensional element should be used in the finite element analysis. This makes the computational load much heavier. To deal with this kind of problem, two techniques are suggested in this paper. One is the application of a quasi-static structural analysis that takes the dynamic amplification effect into account. The other is the use of a stress concentration factor to estimate the maximum local stress. The proposed reliability analysis is performed using a level 2 FORM and verified using a level 3 simulation approach.

### 1. 서 론

해상풍력발전기는 해상 환경에 노출되어 다양한 요인에 의해 손상 및 파괴가 발생할 수 있다. 그 중 상시 작용하는 바람 및 파랑하중과는 달리 지진하중은 단시간 내에 비교적 큰 손상을 발생시킬 수 있으며, 예기치 못한 큰 지진의 발생은 풍력단지의 기능 저하 또는 붕괴를 유발하여 많은 재산 피해를 초래한다. 이러한 이유로 해상풍력발전기의 내진성능에 대한 평가가 필요하다. 외력에 저항하는 지지구조물에 대한 안전성이 확보되어야 한다. 일반적으로 해상풍력발전기의 지지구조물은 자중에 의해 지지되는 중력식, 지반에 관입된 말뚝으로 지지되는 모노파일, 재킷, 트라이포드 형식이 주를 이룬다. 중력식 지지구조물의 경우 해저면의 마찰력과 구조물의 자중으로 외력에 저항하며, 관입 말뚝에 의해 지지되는 형식들은 불확실성이 매우 큰 지반물성이 구조물의 안정성에 높은 영향을 미친다. 해상에 작

용하고 있는 외력과 구조물 설치 지역의 지반조건 등 구조물의 응답에 영향을 줄 수 있는 다양한 요인들에는 모두 불확실성이 존재하며, 구조물의 안전성이 확보된 설계를 위해서는 불확실성을 고려한 신뢰성해석이 수행되어야 한다. 신뢰성해석을 적용한 선행 연구들에서는 한계상태함수를 정의할 때 정적응답을 이용하였다(Lee and Kim, 2011; Yoon et al., 2013; Yoon et al., 2014). 그러나 발전기에 작용하는 외력들은 시간에 따라 변화하는 동적하중으로써 정확한 신뢰성을 확보하기 위해서는 동적응답을 신뢰성해석에 사용해야 한다. 그러나 동적 구조해석은 정적 구조해석에 비해 많이 소요시간이 필요하고, 응답면의 추정과 신뢰성해석 시 반복된 구조해석이 요구되어 동적응답을 적용하기에는 시간적 어려움이 따른다.

본 연구에서는 동적응답을 직접적으로 신뢰성해석에 사용하지 않고, 동적 특성을 해석에 반영할 수 있는 방법을 제안하기 위해 피크응답계수(PRF, Peak response factor)라는 확률변수를

Received 2 February 2016, revised 10 June 2016, accepted 18 August 2016

Corresponding author Dong-Hyawn Kim: +82-63-469-1862, welcomed@naver.com

© 2016, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KSCE 2015 Convention in Kunsan.

도입하였다. 피크응답계수는 동일한 조건 하에 정/동적 구조해석을 수행하여 얻은 정적응답 및 동적 피크응답의 비로 정의된다(Lee and Kim, 2014). 이를 이용하면 기존 신뢰성해석 방법을 그대로 사용하면서도 해석시간 문제를 해결할 수 있고, 더불어 동적효과를 반영할 수 있다. Lee and Kim(2014)과 Lee and Kim(2015)의 연구에서는 지지구조물에 대하여 변위를 기반으로 신뢰성 해석을 수행하였으나 응력집중으로 인하여 용접부에서 발생한 응력이 부재의 허용 응력을 초과할 가능성이 있으므로 응력 기반 신뢰성 해석이 요구된다. 그러나 응력집중을 고려하기 위해서는 해석 시 상세모델이 요구되며, 이를 신뢰성 해석에 직접 적용할 경우 반복된 해석으로 인해 상당한 시간이 소요된다. 이에 본 연구에서는 응력집중계수(SCF, Stress concentration factor)를 이용하여 응력집중 현상을 고려하고, 소요되는 시간을 단축함으로써 해석의 효율성을 높였다. 수치 예제에는 5MW급 해상풍력발전기를 사용하였으며, 지지구조물은 재킷(Jacket) 형식을 적용하였다. 재킷 형식 지지구조물은 강관 말뚝이 지반에 관입되어 외력에 저항하므로 안전성에 주된 영향을 미치는 지반의 물성과 지진하중을 확률변수로 고려하였다. 사용된 신뢰성해석 방법은 Level II 방법에 해당하는 일계신뢰도법(FORM, First order reliability method)을 사용하였으며, Level III 방법에 해당하는 LHS(Latin hypercube sampling) 기반 MCS(Monte carlo simulation)을 수행하여 산정된 파괴확률을 참값으로 가정하여 피크응답계수가 사용된 신뢰성해석 방법을 검증하였다. 추가적으로 동적효과가 반영되지 않은 기존 정적응답 신뢰성해석 결과와 비교하여 피크응답계수의 영향을 확인하였다.

## 2. 이론적 배경

### 2.1 신뢰성해석

본 연구에서는 신뢰성해석에 Level II 방법과 Level III 방법을 사용하였다. Level II 방법은 정의된 한계상태함수를 이용하여 파괴점(또는 설계점) 부근에서 근사적으로 해를 찾는 방법이고, Level III 방법은 난수를 발생시켜 파괴가 일어나는 경우에 대한 확률을 직접적으로 구하는 방법으로써 추출법이라 불린다. 추출법은 다른 수준의 방법에 비해 가장 정확하며, Level II 방법의 결과 검증에 많이 사용된다.

Level II 방법에서 설계 파괴면을 Taylor 급수 전개를 통해 선형함수로 근사하여 신뢰도지수를 구하는 방법인 AFOSM(Advanced first order second moment)방법을 이용하였으며, 정의된 한계상태함수가 0이 되는 면을 설계 파괴면이라 한다.

비정규분포 확률변수를 적용하기 위해 Rackwitz-Fiessler 방법을 사용하였다(Hasofer and Lind, 1974; Rackwitz and Fiessler, 1978).

Level III 방법은 일반적으로 MCS가 사용된다. 그러나 MCS는 수많은 난수를 추출하여 사용하기 때문에 동적 해석을 적용할 경우 많은 시간이 소요되므로 적절치 못하다. 따라서 본 연구에서는 LHS 방법을 이용하여 Level III 신뢰성해석을 수행하였다. LHS방법은 확률변수의 분포 특성에 맞는 값을 추출할 때 균등한 확률을 갖도록 확률분포를  $n$ 개의 영역으로 나누어 각

구간에서 하나의 값을 중복되지 않도록 추출하는 방법이다. 또한 확률변수가 두 개 이상인 경우 분할된 구간에서 서로 겹치지 않도록 배열하여 값을 취한다(Andrzej and Kevin, 2000).

### 2.2 응답면 기법

Level II 방법을 이용할 경우 확률변수에 의해 정의된 한계상태함수가 명시적인 양함수로 표현이 가능해야 한다. 그러나 구조물의 변위나 응력 등 구조물의 응답에 의해 한계상태함수가 정의된 경우 확률변수들에 의해 중속되는 암시적인 음함수 형태로 표현되므로 기존 신뢰성 해석의 적용에 어려움이 따른다. 이러한 경우 응답면 기법을 이용하여 해결할 수 있다. 이 방법은 음함수 형태의 한계상태함수를 원하는 구조응답을 이용하여 양함수의 형태로 근사화 함으로써 가능한 모든 구조해석과 파괴양식을 고려할 수 있는 장점이 있다(Scheuller et al., 1987).

응답면 기법은 근사의 정도, 근사를 위해 필요한 구조해석의 횟수, 구조해석을 수행할 표본점의 선정 등이 중요하다. 표본점 선정은 중심점을 정하여 그 주변으로 일정 거리만큼 떨어진 점을 취하는 방법이 일반적으로 사용되며, 해당 표본점에서 구조해석을 수행하여 응답면을 구할 수 있다(Khuri and Cornell, 1987).

표본점 선정방법으로는 BBD(Bucher-Bourgund design), CCD(Central composite design), 그리고 SD(Saturated design) 방법이 사용되고 있다. BBD는 근사된 한계상태식이 갖는 통계적 성질을 포기하는 대신 표본점의 수를 줄여 근사에 필요한 구조해석의 횟수를 줄이는 방법으로 연성향이 없는 이차 다항식이다(Bucher and Bourgund, 1987). CCD는 일정한 통계적 특성을 보장하는 응답면 근사식을 얻기 위한 표본점 선정방법으로 연성향을 포함하는 이차 다항식이다(Box and Wilson, 1951). SD는 통계적 성질을 반영하고 CCD에 비해 구조해석의 횟수를 줄이는 방법으로 연성향을 부분적으로 고려한다(Haldar and Mahadevan, 2000). 본 연구에서는 설계변수의 중심점으로부터  $+h_i\sigma_{X_i}$  방향의 연성향을 고려한 SD 방법을 이용하여 응답면을 추정하였다.

### 2.3 피크응답계수

정확한 구조응답을 얻기 위해서는 동적 구조해석이 수행되어야 하지만 이는 정적 구조해석에 비해 소요 시간이 많을 뿐만 아니라 신뢰성해석에서는 반복된 구조해석이 요구되므로 매회 동적 피크응답을 구하기에는 어려움이 따른다. 때문에 기존의 신뢰성해석에서는 정적 구조해석을 통해 얻은 응답이 사용되어 왔다. 본 연구에서는 기존의 신뢰성해석 방법을 적용하되 동적 효과를 고려하기 위해 다음과 같이 새로운 확률변수인 피크응답계수를 사용하였다(Lee and Kim, 2014).

$$R_n = R_{peak}/R_{static} \quad (1)$$

위와 같이 피크응답계수는 동적 피크응답( $R_{peak}$ )과 정적응답( $R_{static}$ )의 비로 정의되며, 이를 이용하여 한계상태함수를 정의하면 식 (2)와 같다.

$$g(X) = R_{allowable} - R_n R_{static} \quad (2)$$

피크응답계수와 확률변수의 결합 확률밀도함수, 그리고 한계 상태함수를 표준정규분포 공간에 표현하면 FORM을 통해 원점과 파괴면의 최단거리인 신뢰도지수( $\beta$ )를 구할 수 있다.

피크응답계수는 구조물 및 하중의 동적 특성에 의해 결정되며, 구조물 설계의 변경에 따라 주파수 및 하중으로 인한 응답 특성이 변화할 수 있다. 따라서 설계가 변경되는 경우 피크응답계수는 재산정해야만 한다. 또한 구조물의 고유진동수와 하중의 가진진동수의 비인 진동수비가 1.0에 근접할 경우 하중이 작용함에 따라 전체 시스템의 주파수 특성이 변하게 되면서 동적 증폭 효과도 급격히 변할 수 있다. 이 경우 산정된 피크응답계수의 사용이 타당하지 않을 수 있으므로 반드시 주파수 변화에 따른 증폭 효과의 변화를 확인하여 사용해야 할 것이다.

2.4. 응력집중계수

재킷 형식의 지지구조물과 같이 부재의 연결이 용접으로 이루어진 경우 응력집중에 취약한 구조이다. 이러한 구조의 경우 상세 모델링을 통해 합리적인 응력을 산정해야 한다. 그러나 많은 소요시간이 요구되는 동적 구조해석과 반복된 구조해석이 필요한 신뢰성해석 등으로 인해 상세 모델링을 해석에 직접적으로 적용하기에는 어려움이 따른다. 일반적으로 실제 발생하는 국부 응력과 공칭응력의 비로 계산되는 응력집중계수를 이용하여 이음부의 응력을 산정하여 사용한다. 본 연구에서는 취약부위에 대해 보(Beam)요소와 판(Shell) 요소를 이용하여 각각 구조해석을 수행하고, 식 (3)을 이용하여 응력집중계수를 산정하였다.

$$SCF = \sigma_{hotspot} / \sigma_{nominal} \quad (3)$$

3. 수치해석

3.1 구조물 및 환경조건

구조해석에 사용된 상부구조물과 지지구조물은 다음 그림과 같이 5MW급 해상풍력발전기(Jonkman et al., 2009)와 서남해안의 환경조건에 부합하도록 설계된 재킷 구조의 지지구조물을 사용하였다. 재킷 형식의 지지구조물은 타 형식에 대비하여 깊은 수심과 대형 풍력발전기에 적합하며, Oil & Gas 해상 플랜트 분야에서 많이 사용되고 있어 경험적 지식이 풍부하다는 장점이 있다(Lee and Im, 2011). RNA(Rotor and nacelle assembly)는 Rotor가 110ton, Nacelle은 240ton으로 모델링 시 집중질량으로 고려하였다. 모델링 및 구조해석에는 범용 유한요소해석 프로그램인 ANSYS ver. 12.0 (Ansys Inc, 2009)을 사용하였다.

지반은 Fig. 1(a)와 같이 점성토층과 사질토층으로 각각 15.5m, 18.5m의 심도를 갖도록 가정하였다. 말뚝변위-지반반력의 함수관계를 p-y 곡선이라 표현하고, API RP 2A(American Petroleum Institute, 2007)에는 각 지층에 따라 다른 p-y 곡선 산정식이 제시되어 있다.

점성토 지반은 식 (4)로부터 계산된 극한 지지력( $p_u$ )과 Table 1의 하중-변위 관계를 이용하여 p-y 곡선을 계산한다. 여기서,  $X, c, D, \gamma, J, X_R, y_c, \epsilon_c$ 는 각각 지표면에서의 깊이, 비배수전단강도, 말뚝의 직경, 유효 비중량, 경험상수, 식 (5)로 계산되는 임계 깊이, 임계 변위에 대한 매개변수( $y_c = 2.5\epsilon_c D$ ), 비배수 압축시험에서 구한 최대 응력의 절반에 해당하는 변형률을 의미한다.

$$p_u = \begin{cases} 3c + \gamma X + J \left( \frac{cX}{D} \right) \\ 9c \end{cases} \quad \text{for } X \geq X_R \quad (4)$$

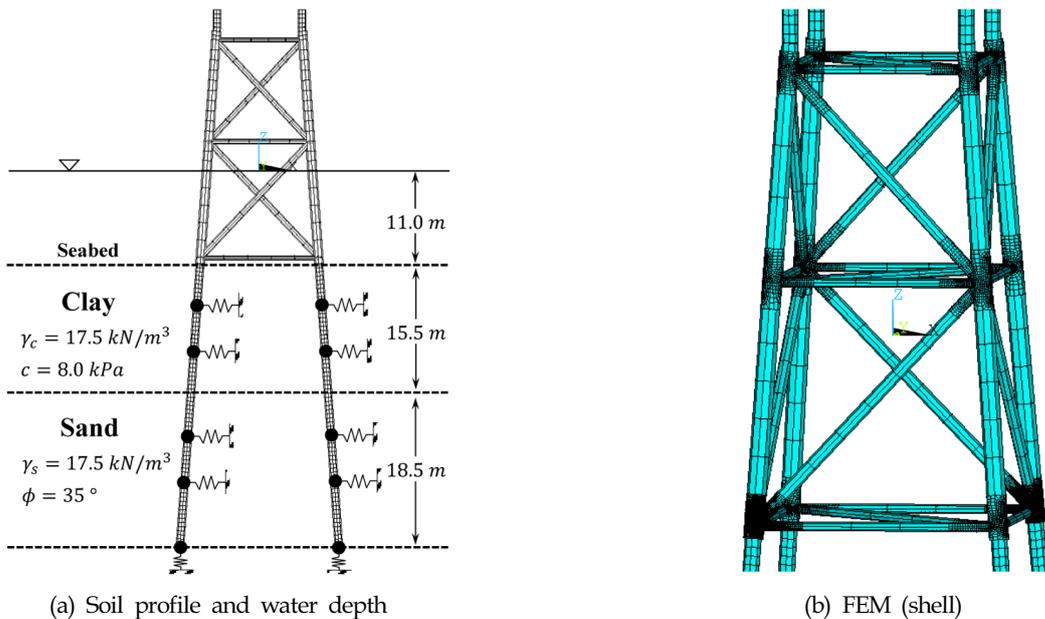


Fig. 1 Offshore wind turbine

**Table 1** p-y curves under cyclic loading (clay)

$X > X_R$		$X < X_R$	
$p/p_u$	$y/y_c$	$p/p_u$	$y/y_c$
0.00	0.0	0.00	0.0
0.23	0.1	0.23	0.1
0.33	0.3	0.33	0.3
0.50	1.0	0.50	1.0
0.72	3.0	0.72	3.0
0.72	$\infty$	0.72 $X/X_R$	15.0
-	-	0.72 $X/X_R$	$\infty$

$$X_R = \frac{6D}{\frac{\gamma D}{c} + J} \quad (5)$$

사질토층의 p-y 곡선은 식 (6)을 이용하여 계산할 수 있다. 식에서 사용되는  $k_\phi$ ,  $X$ ,  $A$ 는 각각 초기지반반력계수, 지표면에서의 깊이, 반복하중과 정적하중을 결정하는 계수를 의미하며,  $A$ 는 식 (7)을 통해 산정할 수 있다. 여기서 초기지반반력계수는 내부마찰각과의 관계(참고문헌의 102쪽, Fig 3.31 참고)를 이용하여 정의할 수 있다(Reese and Van Impe, 2007). 극한 지지력은 식 (8)과 같이  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$ 를 이용하여 산정하고, 각 계수들은 내부마찰각과의 관계(참고문헌의 70쪽, Fig. 6.8.6-1 참고)를 통해 정의된다(API, 2007).

$$p = A p_u \tanh \left[ \frac{k_\phi X y}{A p_u} \right] \quad (6)$$

$$A = \begin{cases} 0.9 & \text{for cyclic loading} \\ \left( 3 - 0.8 \frac{X}{D} \right) \geq 0.9 & \text{for static loading} \end{cases} \quad (7)$$

$$p_u = \begin{cases} p_{us} = (C_1 X + C_2 D) \gamma X \\ p_{ud} = C_3 D \gamma X \end{cases} \quad (8)$$

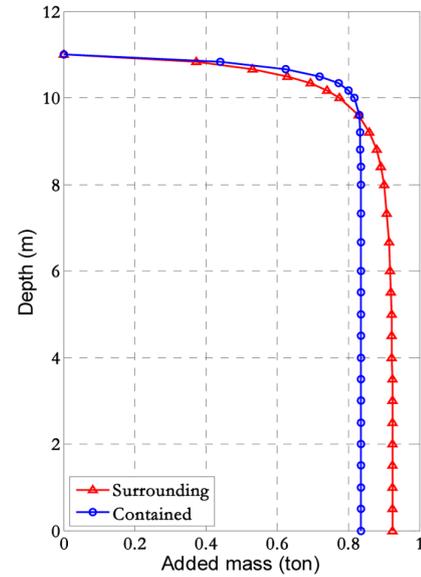
유체의 영향을 고려하기 위해 Goyal and Chopra(1989)가 제안한 부가질량법을 적용하였다. 이는 해수가 비압축성 유체라는 가정을 기초로 원통형 실린더 형식의 지지구조물에 작용하는 해수면 아래의 수압을 등가의 부가질량으로 고려하는 방법이다. 다음 식은 말뚝의 내/외부에 작용하는 부가질량( $m_a^o$ ,  $m_a^i$ ) 산정식으로  $z$ ,  $\rho_w$ ,  $r_o$ ,  $r_i$ ,  $H_o$ ,  $H_i$ 는 각각 구조물이 해수에 잠겨 있는 총 깊이, 해수의 밀도, 지지구조물의 내/외부 반경, 내/외부 높이를 의미한다. Fig. 2에는 수심에 따라 외부와 내부에 작용하는 압력을 통해 계산된 부가질량을 나타내었다.

$$m_a^o = (\rho_w \pi r_o^2) \left\{ \frac{16}{\pi^2} \frac{H_o}{r_o} \sum_{m=1}^{\infty} \left[ \frac{(-1)^{m-1}}{(2m-1)^2} E_m \left( \alpha_m \frac{r_o}{H_o} \right) \cos \left( \alpha_m \frac{z}{H_o} \right) \right] \right\} \quad (9)$$

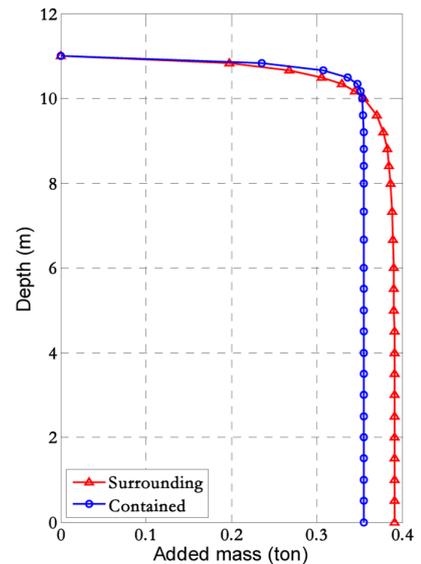
$$m_a^i = (\rho_w \pi r_i^2) \left\{ \frac{16}{\pi^2} \frac{H_i}{r_i} \sum_{m=1}^{\infty} \left[ \frac{(-1)^{m-1}}{(2m-1)^2} D_m \left( \alpha_m \frac{r_i}{H_i} \right) \cos \left( \alpha_m \frac{z}{H_i} \right) \right] \right\} \quad (10)$$

$$E_m \left( \alpha_m \frac{r_o}{H_o} \right) = \frac{K_1 \left( \alpha_m \frac{r_o}{H_o} \right)}{K_0 \left( \alpha_m \frac{r_o}{H_o} \right) + K_2 \left( \alpha_m \frac{r_o}{H_o} \right)} \quad (11)$$

$$D_m \left( \alpha_m \frac{r_i}{H_i} \right) = \frac{I_1 \left( \alpha_m \frac{r_i}{H_i} \right)}{I_0 \left( \alpha_m \frac{r_i}{H_i} \right) + I_2 \left( \alpha_m \frac{r_i}{H_i} \right)} \quad (12)$$



(a) Pile



(b) Bracing

**Fig. 2** Hydrodynamic added mass on jacket type substructure

**Table 2** Peak ground accelerations at site

Average return period [year]	Excess probability / period [year]	Peak ground acceleration [g]
50	10 % / 5	0.010
100	10 % / 10	0.030
200	10 % / 20	0.045
500	10 % / 50	0.060
1000	10 % / 100	0.080
2400	10 % / 250	0.110
4800	10 % / 500	0.145

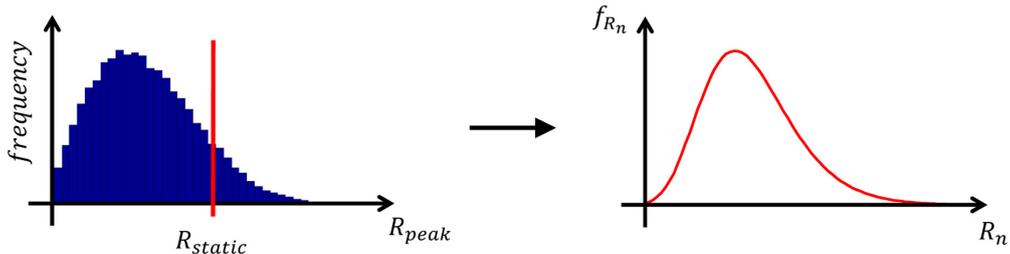
지진하중에 대해 항만 및 어항 설계기준(MOF, 2005)에는 각 재현주기 별 지진재해도가 제시되어 있으며, 구조물 설치 예상 지역에 대한 재현주기 별 지진가속도를 Table 2에 정리하였다. 설치 예상 지역은 한국전력공사에서 설치한 관측타워(HeMOSU-1)의 설치지점으로 가정하였다. 해당 지점에 대한 위도 및 경도는 각각  $126^{\circ} 07' 45.30''$ ,  $35^{\circ} 27' 55.17''$ 이다. 지진가속도의 확률분포는 와이불(Weibull) 분포를 따르며, 확률분포의 모수를 식 (14)의 재현주기( $T$ )와 지진가속도( $K_h^T$ )의 관계로부터 구할 수 있다. Table 2의 자료와 식 (15)를 통해 회귀분석을 수행하여  $b = 4.001 \times 10^{-4}$ ,  $k = 0.3636$ 의 모수를 산정하였다. 지진가속도에 따른 초과확률과 위의 모수를 이용하여 구한 초과확률을 Fig. 3에 도시하였다.

$$F_x(x) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{x-c}{b}\right)^k\right] \quad (13)$$

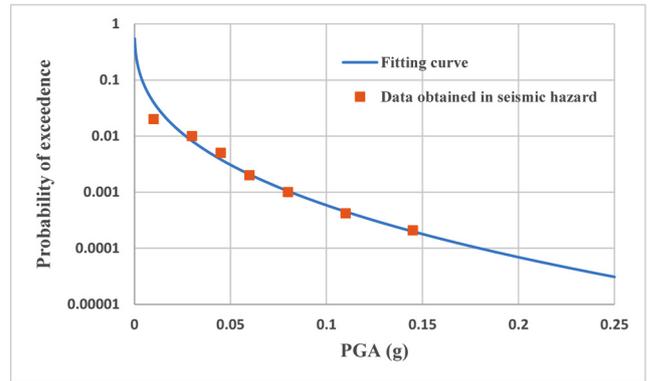
$$K_h^T = F_{K_h}^{-1}(1-1/T) \quad (14)$$

$$K_h^T = b(\ln(T))^{1/k} \quad (15)$$

피크응답계수의 산정에는 정/동적 구조해석이 수행되며, 동적 구조해석 시 설치 예상 지역의 지진가속도 시간이력 정보가 필요하다. 그러나 해당 지역의 계측 자료가 존재하지 않으므로 장주기 특성 지진인 Hachinohe 지진과 단주기 특성 지진인 Ofunato 지진, 그리고 가정된 설치 예상 지역의 지반조건에 부합도록 생성된 인공지진을 이용하여 동적 구조해석에 사용하였다. 피크응답계수의 확률분포에 대해 정확한 추정을 위해서는 충분한 양의 피크응답계수가 요구되므로 인공지진 생성 시 하나의 최대지반가속도에 대해 8개의 Seed를 주어 생성하였다.



**Fig. 4** Peak response factor



**Fig. 3** Estimated probability of exceedence for PGA

구조해석에 사용된 최대지반가속도는  $0.025g$ 부터  $1.000g$ 까지  $0.025g$ 간격으로 총 40개를 적용하였으며, 인공지진의 경우 Seed의 적용으로 320회, Hachinohe 지진과 Ofunato 지진은 각각 40회의 구조해석이 수행되어 총 400회의 구조해석을 수행하였다. 해석을 통해 얻은 동적 피크응답의 정규화를 위해 40개의 최대지반가속도(PGA, Peak ground acceleration)에 대한 정적 구조해석을 수행하였으며, 같은 크기의 PGA를 적용하여 얻은 동적 피크응답을 정적 응답으로 나누어 피크응답계수를 산정하였다. PGA 하나의 값에 해당하는 동적 피크응답은 10개, 정적 응답은 1개로 이를 통해 10개의 피크응답계수를 구할 수 있다. 결국 모든 PGA에 대해 구조해석을 수행하면 총 400개의 피크응답계수를 구할 수 있고, Fig. 4와 같이 피크응답계수의 확률분포를 추정할 수 있다.

**3.2 신뢰성해석**

신뢰성해석에는 Level II (FORM) 방법과 Level III (LHS) 방법을 사용하였으며, 앞서 언급한 응력집중계수는 상세모델링을 통해 2.5로 산정되었다. 피크응답계수를 포함한 확률변수들, 그리고 응답면 기법을 이용하여 FORM에 사용되는 한계상태함수를 정의하면 식 (16)과 같고, LHS에 사용되는 한계상태함수는 식 (17)과 같다. 인장 허용응력이 항복응력의 60%를 초과하지 않도록 American Institute of Steel Construction(AISC)에서는 규정하고 있으므로 산정된 213MPa을 취약부위의 허용응력으로 정의하여 해석을 진행하였다(AISC, 1989).

$$g(X) = R_{allowable} - R_n R_{static} (K_h, \gamma_{clay}, \gamma_{sand}, \phi', c_u) SCF \quad (16)$$

$$g(X) = R_{allowable} - R_{peak}(K_n, \gamma_{clay}, \gamma_{sand}, \phi', c_u)SCF \quad (17)$$

**3.2.1 확률변수 및 확률분포**

앞서 수행된 정/동적 구조해석 결과를 통해 피크응답계수를 산정하였다. 응답에는 응력 결과를 사용하였으며, 확률분포를 추정할 결과 3-모수 와이블(3-Parameter Weibull) 분포에 가장 적합하였다. 해당 확률분포의 모수는 형상모수가 0.2572, 척도모수는 0.0962, 위치모수는 0.3005로 계산되었다. 지반물성의 분포에 대해 선행 연구들에서는 정규분포를 사용해왔다(Yoon et al., 2013; Yoon et al., 2014). 그러나 신뢰성 해석 시 지반물성의 민감도가 매우 높을 경우 정규분포를 사용하게 되면 0 또는 음수가 나올 가능성이 있으므로 본 연구에서는 대수정규분포를 사용하였다. 사질토층의 p-y 곡선 산정에 사용되는 초기지반반력계수는 곡선적합(Curve fitting)을 수행하고, 이를 통해 내부마찰각과 초기지반반력계수의 함수 관계를 정의함으로써 계산된다. 만약 신뢰성해석 시 내부마찰각이 큰 변동성을 보인다면, 내부마찰각 범위는 약 29°부터 40°까지 표현되어 있으므로 해당

범위를 벗어날 경우 타당하지 않은 초기지반반력계수가 산정될 수 있다. 따라서 내부마찰각의 확률분포는 상한과 하한을 지정할 수 있는 Beta 분포를 사용하였으며, 하한은 30°, 상한은 40°로 지정하였다.

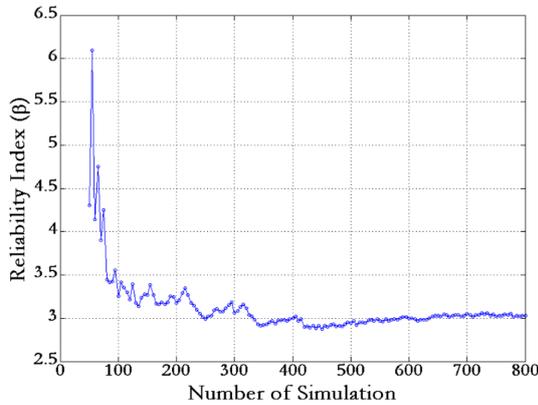
Level II 신뢰성해석에 사용된 각 확률변수들의 분포와 모수를 Table 3에 나타내었다. 본 연구에서 제안한 방법의 검증을 위해 약 3.0의 적절한 신뢰도지수에 부합되도록 지진계수의 평균값을 약 4배 정도 높여 모수를 조정하였다. 검증을 위한 Level III 방법(LHS)에는 동적 구조해석이 직접적으로 사용되기 때문에 피크응답계수는 확률변수로 취급하지 않았고, 800회의 샘플에 대한 동적응답의 확률분포를 추정하여 응답의 허용 값을 초과하는 파괴확률을 산정하였다.

**3.2.2 신뢰성해석 결과**

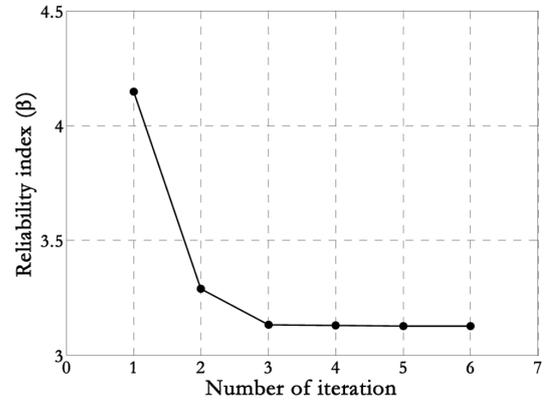
Level III 신뢰성해석(LHS)을 수행한 결과 신뢰도지수는 3.0327로 수렴되었으며, 수렴과정을 Fig. 5에 도시하였다. 피크응답계수를 확률변수로 취급하여 수행한 Level II 신뢰성해석(FORM)의

**Table 3** Characteristics of random variables

Random variables	Probability distribution	Characteristic value
Coefficient of earthquake ( $K_n$ )	weibull	$k=0.3636, b=1.6004 \times 10^{-3}$
Peak response factor ( $R_n$ )	3-parameters weibull	$k=0.2572, \sigma=0.0962, \mu=0.3005$
Specific weight of clay ( $\gamma_{clay}$ )	Log-normal	$\lambda=2.8511, \zeta=0.1492$
Specific weight of sand ( $\gamma_{sand}$ )	Log-normal	$\lambda=2.8792, \zeta=0.1492$
Internal friction angle ( $\phi$ )	beta	$q=r=1.5825$
Undrained shear strength ( $c_u$ )	Log-normal	$\lambda=2.0467, \zeta=0.2558$



**Fig. 5** Reliability index (LHS)



**Fig. 6** Reliability index (FORM)

**Table 4** MPFPs and sensitivity factors

Random variables	PRF as variable	
	MPFPs	Sensitivity factors
Coefficient of earthquake ( $K_n$ )	0.1521 g	- 0.8171
Peak response factor ( $R_n$ )	0.8032	- 0.5763
Specific weight of clay ( $\gamma_c$ )	17.4406 kN/m <sup>3</sup>	$-6.5781 \times 10^{-3}$
Specific weight of sand ( $\gamma_s$ )	17.9126 kN/m <sup>3</sup>	$-4.3604 \times 10^{-6}$
Internal friction angle ( $\phi$ )	34.9999°	$4.3718 \times 10^{-6}$
Undrained shear strength ( $c$ )	7.6609 kPa	$1.3257 \times 10^{-2}$

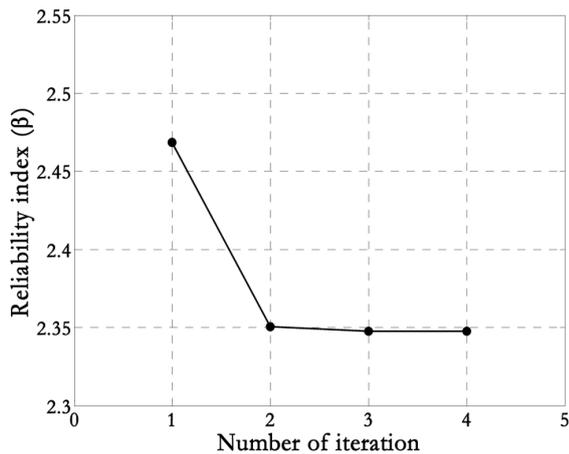
**Table 5** Reliability index & Computational time

	LHS-based MCS	FORM (PRF as variable)
Reliability index	3.0327	3.1269
Computational time	5 d 16 h 59 m 5 s	3 d 3 h 57 m 14 s (4 m 18 s for FORM + 3 d 3 h 52 m 56 s for PRF)

신뢰도지수는 3.1269로 나타났고, 수렴과정을 Fig. 6에 도시하였다. Table 4에는 각 확률변수들의 최확과피점(MPFP, Most probable failure point)과 민감도 계수(Sensitivity factors)를 나타내었으며, 해석에 사용된 PC의 정보는 OS Windows 7 64bit, CPU quad core(3.4GHz)이다. Table 5에는 Level II와 Level III 신뢰성해석 결과 및 각 해석에 소요된 시간을 나타내었다.

**3.2.3 신뢰성해석 시 피크응답계수의 영향**

본 연구에서 제안한 방법(Case 1)과 정적응답만을 사용하는 기존의 신뢰성해석 방법(Case 2)의 결과를 비교하기 위해 정적응답 기반 신뢰성해석을 수행하였다. 피크응답계수를 제외한 다른 확률변수들은 Table 3과 같은 값을 사용하였고, 수렴된 신뢰도지수를 Fig. 7에 도시하였다. Table 6에는 Case 2의 최확과



**Fig. 7** Reliability index (FORM, PRF as constant)

**Table 6** MPFPs and sensitivity factors (Case 2)

Random variables	PRF as variable	
	MPFPs	Sensitivity factors
Coefficient of earthquake ( $K_h$ )	0.1174 g	- 0.9997
Specific weight of clay ( $\gamma_c$ )	17.4465 kN/m <sup>3</sup>	-1.1030 × 10 <sup>-2</sup>
Specific weight of sand ( $\gamma_s$ )	17.9126 kN/m <sup>3</sup>	-6.9613 × 10 <sup>-6</sup>
Internal friction angle ( $\phi$ )	34.9999°	7.4976 × 10 <sup>-6</sup>
Undrained shear strength ( $c$ )	7.6416 kPa	2.1874 × 10 <sup>-2</sup>

**Table 7** Reliability index

	Case 1 (PRF as variable)	Case 2 (PRF as constant)
Reliability index	3.1269	2.3474

피점과 민감도 지수, Table 7에는 Case 1과 Case 2의 신뢰도지수를 나타내었다.

**4. 결 론**

본 연구에서는 동적 피크응답과 정적응답의 비로 정의되는 피크응답계수를 확률변수로 취급함으로써 동적 구조해석의 단점인 소요시간 문제를 해결함과 동시에 동적 효과는 고려하는 방법을 제안하였다. 수치 예제로 재킷 형식 지지구조물에 제안된 방법을 적용하고 그 결과를 분석하였다.

Level II 신뢰성해석(FORM) 수행 결과 신뢰도지수는 약 3.1269로 수렴되어 파괴확률은  $8.8330 \times 10^{-2}$  %로 산정되었으며, Table 4와 같이 지진계수와 피크응답계수가 다른 확률변수들에 비해 매우 높은 민감도를 갖는 것으로 확인되었다. 지반물성은 지지구조물의 형식에 따라 민감도에 차이를 보일 수 있으며(Yi et al., 2015), 지반물성들 중 비배수전단강도가 결과에 미치는 영향이 비교적 큰 것을 알 수 있었다.

검증을 위해 800회의 샘플에 대해 수행된 Level III 신뢰성해석(LHS)의 결과는 3.0327로 수렴되었으며, 파괴확률은  $1.2119 \times 10^{-1}$  %로 나타났다. FORM 결과와의 상대오차는 약 3.11 %로 산정되었고, 허용할 수 있는 오차에 대한 기준은 모호하나 신뢰성해석의 검증과 관련된 기존 연구를 통해 허용 오차에 대해 판단하였다. Kim and Yoon(2009)은 케이슨식 안벽에 대해 신뢰성해석을 수행하여 Crude MCS를 기준으로 중요도추출법(IS, Importance sampling)을 비교 분석하였다. 기존 연구에서 기준과의 상대오차는 약 9.5 %로 본 연구에서 발생한 상대오차 3.11%보다 높으며, 상대적으로 적은 오차를 갖는 제안 방법이 적용 가능함을 판단하였다.

제안된 방법의 소요시간이 추출법에 비해 2일 13시간 단축되었음을 확인할 수 있었으며, 해석시간 및 상대오차로부터 본 연구에서 제안한 방법이 매우 효율적임을 알 수 있다. 그러나 제안된 방법을 적용한 수치예제는 동특성의 변화에 따른 동적 증폭효과가 민감하지 않은 경우로써 그 반대의 경우에 대해서는 충분한 검토 후에 사용되어야 할 것이다.

기존의 신뢰성해석 방법과 본 연구에서 제안된 방법을 비교함으로써 피크응답계수의 영향을 확인하였다. Table 7로부터 알 수 있듯이 신뢰도지수의 차이는 약 0.7795로써 24.9288%의 상대오차를 보였다. 또한 추출법과 비교했을 때 동적 효과를 고려한 Case 1과 Case 2는 상대오차는 각각 3.1061%와 22.597%로 기존 방법보다 제안된 방법이 비교적 정확함을 알 수 있었다.

본 연구에서는 동특성에 따라서 응답의 축소 또는 증폭 현상이 발생하므로 이는 동적 효과를 고려해야만 하며, 앞서 언급한 기존의 정적응답 기반 해석 방법이 적합하지 않으므로 제안된 방법을 사용함으로써 합리적인 결과를 얻을 수 있음을 보여주었다.

## 후 기

본 연구는 2014년도 산업통상자원부의 재원으로 한국에너지기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다. (No. 20143010024330, 실규모 해상풍력 터빈을 탑재한 석션버켓 지지구조 실증연구)

## References

- American Petroleum Institute (API), 2007. Recommended Practice for Planning, Design and Constructing Fixed Offshore Platform Working Stress Design. Washington D.C., USA.
- American Institute of Steel Construction (AISC), 1989. Specification for Structural Steel Buildings, Allowable Stress Design and Plastic Design. Chicago, USA.
- Andrzej, S.N., Kevin, R.C., 2000. Reliability of Structures. 2<sup>nd</sup> Edition, Boca raton, Florida, USA.
- ANSYS Inc, 2009. ANSYS 12.0 User's Guide. Canonsburg, PA, USA.
- Box, G.E., Wilson, K.B., 1951. On the Experimental Attainment of Optimum Conditions. Journal of the Royal Statistical Society, Series B(Methodological), 13(1), 1-38.
- Bucher, C.G., Bourgund, U., 1987. Efficient Use of Response Surface Methods. Universität Innsbruck, Institut für Mechanik.
- Ministry of Oceans and Fisheries (MOF), 2005. Engineering Standards Commentaries Port and Harbor Facilities. Korea.
- Goyal, A., Chopra, A.K., 1989. Simplified Evaluation of Added Hydrodynamic Mass for Intake Towers. Journal of Engineering Mechanics, 115(7), 1393-1412.
- Haldar, A., Mahadevan, S., 2000. Reliability Assessment using Stochastic Finite Element. John Wiley, New York.
- Hasofer, A.M., Lind, N.C., 1974. Exact and Invariant Second-moment Code Format. Journal of the Engineering Mechanics division, 100(1), 111-121.
- Jonkman, J., Butterfield, S., Musial, W., Scott, G., 2009. Definition of a 5-MW Reference Wind Turbine for Offshore System Development NREL/TP-500-38060.
- Khuri, A.I., Cronell, J.A., 1987. Response Surfaces: Design and Analysis. Dekker, New York, NY, USA.
- Kim, D.H., Yoon, G.L., 2009. Application of Importance Sampling to Reliability Analysis of Caisson Quay Wall. Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers, 21(5), 405-409.
- Lee, D.Y., Im, S.W., 2011. Technical Aspects for Development of Offshore Wind Power Substructure. Journal of Korean Society of Steel Construction, Special Issues (October).
- Lee, S.G., Kim, D.H., 2011. Reliability Analysis of Pile Type Quaywall using Response Surface Method. Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers, 23(6), 407-413.
- Lee, S.G., Kim, D.H., 2014. Reliability Analysis Offshore Wind Turbine Support Structure Under Extreme Ocean Environmental Loads. Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers, 26(1), 33-40.
- Lee, G.N., Kim, D.H., 2015. Seismic Reliability Analysis of Offshore Wind Turbine Support Structure. Journal of Ocean Engineering and Technology, 29(5), 342-350.
- Rackwitz, R., Fiessler, B., 1978. Structural Reliability under Combined Random Load Sequences. Computers and Structures, 9(5), 489-494.
- Reese, L.C., Van Impe, W.F., 2007. Single Piles and Pile Groups Under Lateral Loading. Taylor&Francis, Boca Raton.
- Schuëller, G.I., Bucher, C.G., Bourgund, U., Ouypornprasert, W., 1987. On Efficient Computational Schemes to Calculate Structural Failure Probabilities. Stochastic Structural Mechanics, Springer Berlin Heidelberg. 388-410.
- Yi, J.H., Kim, S.B., Yoon, G.L., Andersen, L, V., 2015. Influence of Pile-Soil Interaction on the Dynamic Properties of Offshore Wind Turbines Supported by Jacket Foundations. Proceedings of the 2015 International Ocean and Polar Engineering Conference, 285-288.
- Yoon, G.L., Kim, K.J., Kim, H.Y., 2013. Reliability Analysis of Monopile for a Offshore Wind Turbine using Response Surface Method. Journal of the Korean Society of Civil Engineers, 33(6), 2401-2409.
- Yoon, G.L., Kim, S.B., Kwon, O.S., Yoo, M.S., 2014. Partial Safety Factor of Offshore Wind Turbine Pile Foundation in West-South Mainland Sea. Journal of the Korean Society of Civil Engineers, 34(5), 1489-1504.

# Study on Crashworthiness of Icebreaker Steel: Part I Steel Properties

Myung-Hyun Noh\*, Jae-Yik Lee\*, Sung-Ju Park\*\* and Joonmo Choung\*\*

\*Steel Solution Marketing Department, POSCO, Incheon, Korea

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

## 쇄빙선 강재의 내충격 특성에 관한 실험적 연구: 제1부 강재 특성

노명현\* · 이재익\* · 박성주\*\* · 정준모\*\*

\*포스코 철강솔루션센터

\*\*인하대학교 조선해양공학과

**KEY WORDS:** CVN test 샤르피 충격 실험, Quasi static tensile test 준정적 인장 실험, High speed tensile test 고속 인장 실험, Flow stress 유동응력, Plastic strain 소성 변형률, Plastic strain rate 소성 변형률 속도

**ABSTRACT:** This paper presents a study on the crashworthiness of the scaled-down stiffened panels used on a Korean icebreaker. In order to validate the crashworthiness of the panels, this paper provides various mechanical properties such as the results of a CVN test, quasi-static tensile test, and high-speed tensile test at arctic temperatures. Two types of steels (EH32 and FH32) were chosen for the material tests. CVN tests revealed that the two steels were equivalent up to  $-60^{\circ}\text{C}$  in terms of their impact energy absorption capacity. However, the toughness of FH32 was significantly superior to that of EH32. EH32 showed slightly higher flow stresses at all temperature levels compared to FH32. The improvement ratios of the yield strengths, tensile strengths, plastic hardening exponents, etc. for FH32, which were obtained from quasi-static tensile tests, showed an apparent ascending tendency with a decrease in temperature. Dynamic tensile test results were obtained for the two temperatures levels of  $20^{\circ}\text{C}$  and  $-60^{\circ}\text{C}$  with two plastic strain rate levels of  $1\text{ s}^{-1}$  and  $100\text{ s}^{-1}$ . A closed form empirical formula proposed by Choung et al. (2011; 2013) was shown to be effective at predicting the flow stress increase due to a strain rate increase.

### 1. 서 론

개발되지 않은 전 세계 원유 및 가스의 13%와 30% 정도가 북극에 매장되어 있는 것으로 보고되고 있다(Oxford Institutes for Energy Studies, 2014; Wilson Center, 2015). 지구 온난화는 북극의 해빙을 가속화 시키고, 따라서 북극 자원 탐사/개발 및 북극 항로 이용이 향후 가속화 될 것으로 예측된다. 급격한 북극 해빙은 특히 세계 에너지 산업의 변화도 동반할 것으로 예측된다. 석유 자원 탐사, 개발, 생산에 관련한 상류 섹터(Upstream sector)의 많은 석유 관련 다국적 기업(Global oil company)과 국영 기업(National oil company)들은 이미 이러한 기후 변화에 따른 북극 자원의 선점을 준비하고 있다.

반면 해상 운송 섹터(Marine transportation sector)에서도 북극 항로 즉 북극해 항로(NSR, Northern Sea Route)과 북서 항

로(Northwest Passage)를 통한 수송 원가 절감 및 연중 교역 기간 증가를 기대하고 있다.

사실 북극 항로를 이용하는 것은 교토 의정서(Kyoto protocol)의 온실 가스 감축(Greenhouse gas reduction)을 위한 매우 확실한 방법으로 간주되기도 한다. 특히 공동 이행 제도(Joint implementation, JI)나 배출권 거래 제도(Emission trading, ET)와 같은 교토 의정서의 다양한 이행 체계(Kyoto mechanism)는 선진국이 북극해 해로에 관심을 가지는 동기가 되어왔다.

따라서 조선소는 향후 북극 항로를 연중 운항할 수 있는 쇄빙 가능 선박의 발주가 활성화될 것으로 예측하고 있다. NSR은 운항 거리를 35-60%정도 단축할 수 있는 것으로 알려져 있기 때문에, 조선소는 특히 쇄빙 상선(Icebreaking commercial vessel)의 수요가 증가할 것으로 예측하고 있다.

이러한 항로를 운항하는 선박은 필연적으로 소규모 유빙

Received 22 March 2016, revised 13 June 2016, accepted 18 August 2016

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

© 2016, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this is an improved edition of the paper published in Proceedings of the Twenty-fourth International Ocean and Polar Engineering Conference(ISOPE 2014).

(Growler)나 중규모 유빙(Bergy-bit) 등과의 잦은 충돌이 발생할 것이다. 선박과 유빙의 충돌(Ship-to-ice collision)은 선박의 흡수선 부근 선수부에서 발생하지만, 선측부의 충돌도 자주 발생하는 것으로 알려져 있다(Min, 2011). 북극 항로 중의 대기 온도를 감안한다면, 흡수선 이상에서 외기에 노출된 선측 외판에도 얼음과의 충돌로 인한 충격력이 가해지는 상황을 예측할 수 있다. 따라서 쇄빙선과 같은 극한지 선박에 사용되는 강재는 고강도이어야 하고, 저온 내충격성(Crashworthiness)이 높아야 하고, 인성(Toughness)도 상온 대비 변동성이 적어야 한다.

일본의 한 철강 회사는 항복 강도(Yield strength) 500MPa급 극지용 고장력강의 개발 사례를 발표한바 있다(Terada et al., 2003; Nagai et al., 2004). 그들은 극지용 고장력강을 개발하면서, 균열 선단 개위 변위(CTOD, Crack tip opening displacement)를 향상시키는데 주력하였다.

인성은 CVN(Charpy V-notch) 실험과 CTOD 실험을 통하여 평가된다. 통상 CVN 실험을 통하여 얻어지는 인성은 동하중에 대한 인성으로서 충격 인성(Impact toughness)으로 불리며, 저온 강재의 저온 충격 인성은 산업 규격이 요구하는 요구 충격 인성에 비하여 큰 여유를 가진다. CVN 충격 인성 기준으로 분류한 E 등급 및 F 등급 강재는 대표적인 극한지용 강재이며 저온에서 높은 충격 인성을 가진다(DNV, 2009). 반면 CTOD 실험을 통하여 얻어지는 인성은 동하중에 대한 인성으로서 파괴 인성(Fracture toughness)으로 불리며, CTOD 값은 균열 진전 평가를 위한 피로 물성치로 사용되기도 한다.

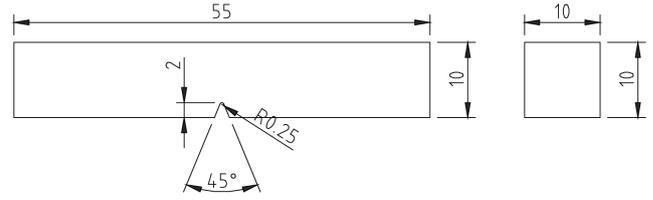
충격 인성과 파괴 인성과 더불어 저온에서 유동 응력 곡선(Flow stress curve)도 소재 차원에서 내충격 능력을 결정하는 소재 물성치 중의 하나이다. 여기서 유동 응력 곡선이라 함은 진 항복 강도, 진 인장 강도(True tensile strength), 소성 변형률 경화 지수(Plastic strain hardening exponent), 강도 계수(Strength coefficient) 등을 종합적으로 지칭한다. 또한 유동 응력 곡선은 준정적(Quasi static) 뿐만 아니라 빠른 인장 속도에서의 변형률 속도 효과(Strain rate effect)를 포함한 항복 응력 곡선을 의미한다.

최근 국내의 한 철강 회사는 항복 강도 기준 315MPa 및 CVN 인성 기준 F 등급의 극지용 고장력강을 개발한 바 있다. 본 논문에서는 이 강재를 대상으로 수행된 소재 차원의 연구(파괴 인성 및 유동 응력 특성)와 구조 차원의 연구(낙하 충격 실험)에 대한 실험적 연구를 소개하고자 한다. 실험 내용의 방대함으로 인하여 제1부에서는 소재 차원의 실험 연구를 주로 소개하며, 2부에서는 구조 차원의 실험 및 수치 해석적 연구가 설명될 것이다.

## 2. 강재 물성치 도출

### 2.1 CVN 실험 및 결과

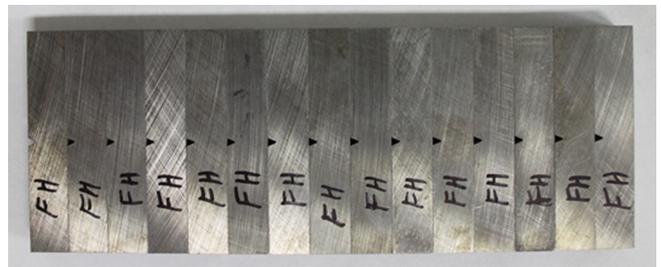
항복 강도 기준 315MPa 및 충격 인성 기준 E 등급 강재(이하 EH32로 통칭)와 항복 강도 기준 315MPa 및 충격 인성 기준 F 등급 강재(이하 FH32로 통칭)의 두가지가 CVN 실험을 위하여 사용되었다. 원판의 두께는 모두 12mm였으며, 시편의 길이 방



(a) Design of CVN specimen



(b) Photo of CVN specimens of EH32



(c) Photo of CVN specimens of FH32

Fig. 1 CVN test specimens

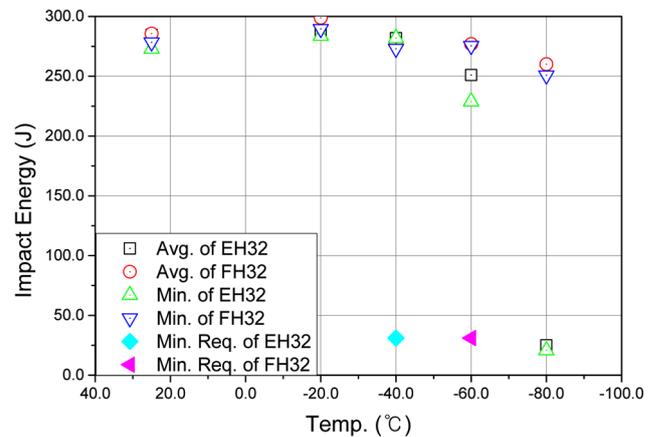


Fig. 2 CVN test results

향이 원판의 가공 방향으로 배치되었다(파괴 방향은 원판 가공 직교 방향). Fig. 1에 보인 바와 같이 산업 규격(ASTM, 2012)에 의거하여 CVN 시편을 설계 및 제작하였다. 강재별로 제작 시편의 개수는 15개였다.

CVN 시편을 냉장고에 보관 후 진자형 CVN 실험기에 장착하고 충격을 가함으로서 CVN 실험이 이루어 졌다. 상온(약 25°C), -20°C, -40°C, -60°C, -80°C의 5개 실험 온도 수준에서 실험이 수행되었다. 25°C, -20°C, -40°C의 경우 2개의 성공적인 반복

실험이 수행되었다. -60°C, -80°C의 경우 4개의 성공적인 반복 실험을 목표로 하였으나, EH32의 -60°C 실험의 경우 시편 부족으로 3개의 성공적인 반복 실험이 실시되었다.

실험 결과를 Fig. 2에 요약하여 나타내었다. FH32의 경우 모든 온도 수준에서 평균치와 최소치가 산업 규격(DNV-OS-B101) (DNV, 2009)의 -60°C 최소 요구값인 31J(ASTM, 2014)의 경우 최소 요구값은 34J)을 훨씬 상회하는 결과를 얻을 수 있었다. EH32의 경우에도 -60°C까지는 충격 에너지가 급격하게 저하하는 현상을 관찰할 수 없었다. 그러나 -80°C에서는 충격 에너지의 평균이 25J로서 EH32의 경우 -60 ~ -80°C 사이에서 급격하게 취성 재료로 전이하였다는 증거이다. 따라서 EH32의 경우 -60°C를 초과하는 온도에서 운용될 수 없다.

2.2 준정적 인장 실험 및 결과

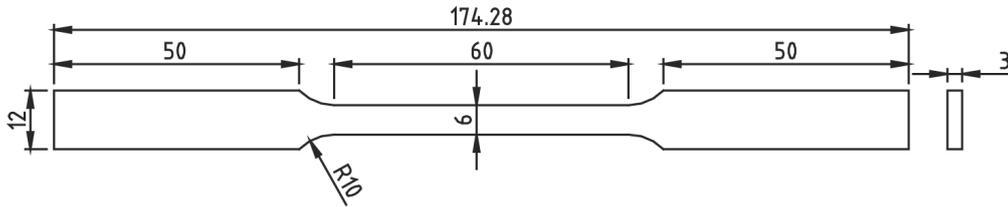
준정적 인장실험을 실시하기 위하여 ASTM(2015)에 근거하여, Figure 3 (a)와 같은 형상의 시편을 설계하였다. 설계된 시편을 가공하기 위하여 CVN 시편을 제작한 두께 12mm 원판에서 가공 직교 방향으로 두께 3mm 시편을 절단 가공하였다. 가공으로 인한 발열과 박판의 열변형을 방지하기 위하여 수냉식 와이어 커팅(Wire cutting)을 실시하였다. Fig. 3 (b) 및 (c)에 EH32 및 FH32 시편의 사진을 나타내었다. 각 시편별 목표 두께는 모두 3.0mm였으며, 실측된 시편의 두께도 3.0mm를 거의

벗어나지 않았다.

실험을 실시하기 위한 온도는 CVN 실험과 동일한 상온(약 20°C), -20°C, -40°C, -60°C, -80°C였다. 단 준정적 인장 실험 시기가 CVN 실험 시기와 달라서 준정적 인장 실험 당시 상온은 약 20°C정도였다. 각 온도 수준 별로 2개씩의 시편이 가공되었고, 실험의 오류나 실패를 감안하여 5개의 시편을 추가 가공하였다 (강재당 15개 가공).

MTS사의 25톤 만능 인장 실험기(Universal tensile test machine)의 유압식 지그(Jig)에 시편을 장착하고 시편과 지그를 감싸는 환경 챔버를 설치하였다. 액화 질소를 이용하여 환경 챔버 내부 온도를 강하시킨 후 준정적 저온 인장 실험을 실시하였다. FH32 강재를 대상으로 상온 및 저온(-80°C) 실험을 실시하는 사진을 예시적으로 Fig. 4 (a) 및 (b)에 각각 나타내었다.

유압식 지그에 의하여 고정된 시편의 표면에 50mm 신률계를 장착하여 시편 평행부 변위를 측정하였다. 대부분의 실험은 2회의 성공적인 데이터를 얻을 때까지 반복 수행이 되었으나 FH32 강재에 대한 -60°C 실험의 경우 과단까지 실험이 진행되지 못하고 인장 강도에 상응하는 변형률을 초과한 후 신률계의 미끌림이 발생하였다. 이후 시편 부족으로 더 이상의 반복 실험이 진행되지 못하였다. 그러나 네킹 이후 미끌림이 발생하였기 때문에 식 (3)에 나타낸  $n$ (소성 변형률 경화 지수, Plastic hardening strain exponent) 및  $K$ (강도 계수, Strength coefficient)를 이용하여 네



(a) Design of static tensile test specimen



(b) Photo of static tensile test specimen of EH32



(c) Photo of static tensile test specimen of FH32

Fig. 3 Static tensile test specimens



Fig. 4 Photos of static tensile test of FH32

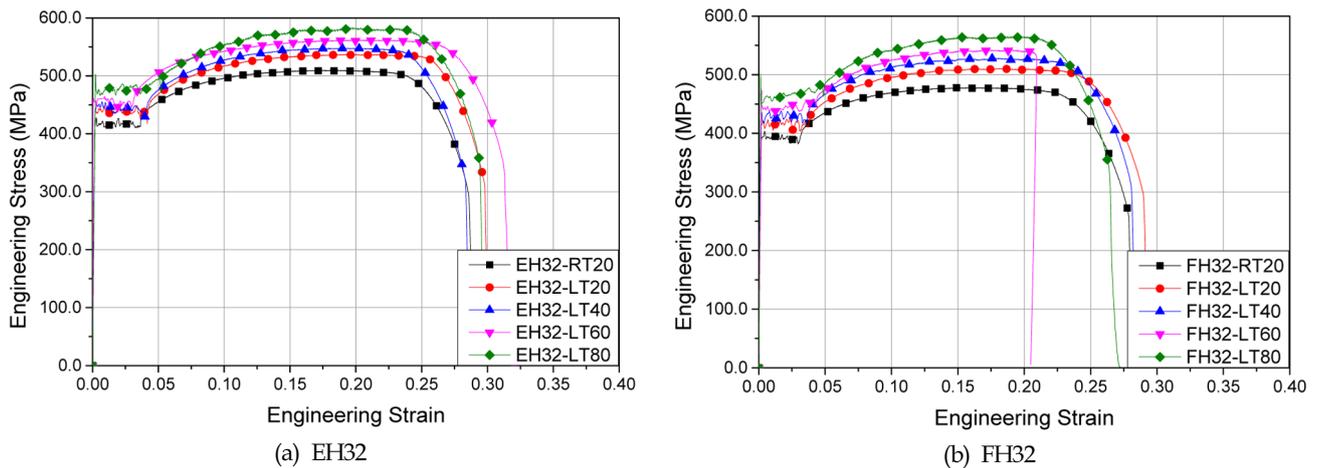


Fig. 5 Engineering stress versus engineering total strain from quasi static tensile test

킹 이후의 준정적 유동 응력도 정상적으로 확보할 수 있었다.

$$\sigma = K\epsilon_p^n \tag{1}$$

Fig. 5 (a)와 (b)에 두 강재에 대한  $s-\epsilon_t$  선도(공칭 응력, Engineering stress - 공칭 전 변형률, Engineering total strain 선도를 비교하여 나타내었다. 2회의 반복 실험 결과를 가지고 있었지만, 두 실험의 재현성이 우수하여 반복 실험의 평균치를 산정하지 않고 첫 번째 시편의 공칭 응력 선도만을 나타내었다. Fig. 5 레전드(Legend)에서 “EH32” 등은 강재 종류(EH32 강재)를, “LT20” 등은 실험 온도(-20°C)를 의미한다. 네킹 발생 이전까지 유효한 균일 진 응력(Uniform true stress)과 균일 진 전 변형률(Uniform true total strain)은 각각 식 (2) 및 식 (3)을 이

용하여 계산되었다.

ASTM(2007)에 의거하여  $\sigma_{uni}-\epsilon_{t,uni}$  선도를 식 (1)을 이용하여 선형 회귀 분석(linear regression analysis)하여  $n$ 과  $K$ 를 얻을 수 있었다. 강재의 탄성 계수(Elastic modulus)를 206GPa로 가정하고, 이 기울기를 가지는 직선을 공칭 전 변형률 축상에서 0.2% 이동(오프셋)한 후 직선과 공칭 응력과의 교점을  $s_0$ (공칭 항복 강도, Engineering yield strength)로 결정하였다. 이  $s_0$ 를 식 (2)에 대입하여  $\sigma_0$ (진 항복 응력, true yield strength)를 얻을 수 있었다. 이에 상응하는  $\epsilon_{t,uni}$ 를 소성 변형률(Plastic strain,  $\epsilon_{p,uni}$ )의 시작점으로 네킹 이전까지  $\sigma_{uni}-\epsilon_{t,uni}$  선도를 작성한 후 네킹 이후에는 식 (1)을 이용하여  $\sigma-\epsilon_p$  선도를 작성하여 연결하면 Fig. 6과 같은 진 응력-진 소성 변형률 선도를 얻을 수 있다. 이 선도가 내충격 해석에 사용할 구조물용 강재의 준정적 유동 응력이다.

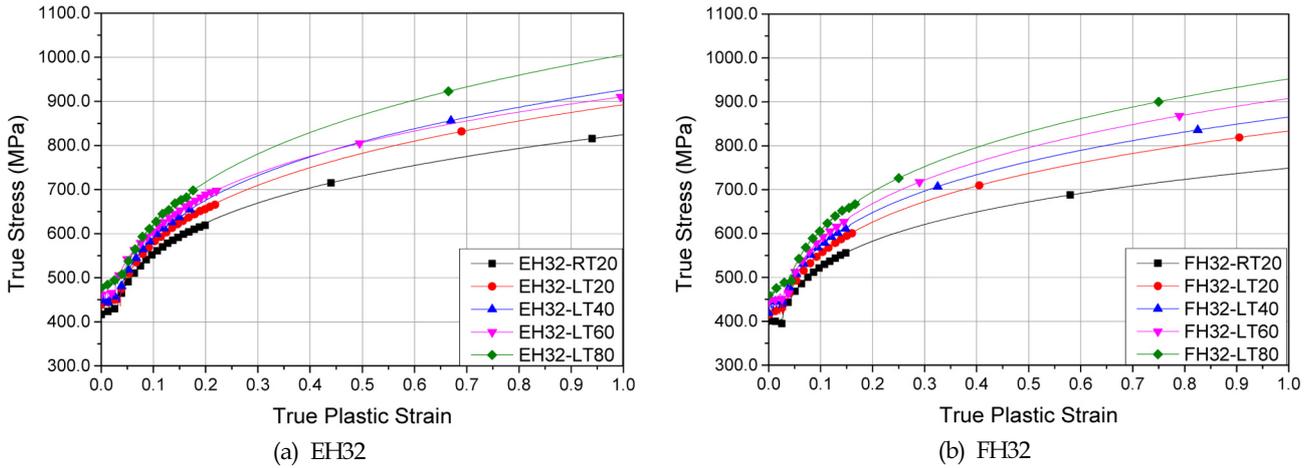


Fig. 6 True stress versus true plastic strain from quasi static tensile test

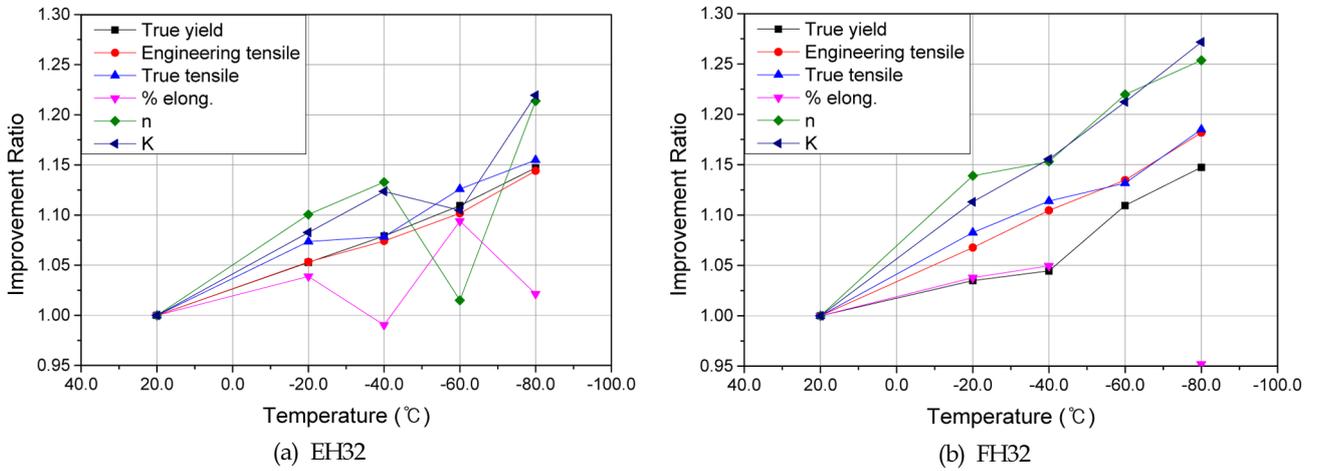


Fig. 7 Improvement ratio versus temperature reduction

$$\sigma_{uni} = s(1+1) \tag{2}$$

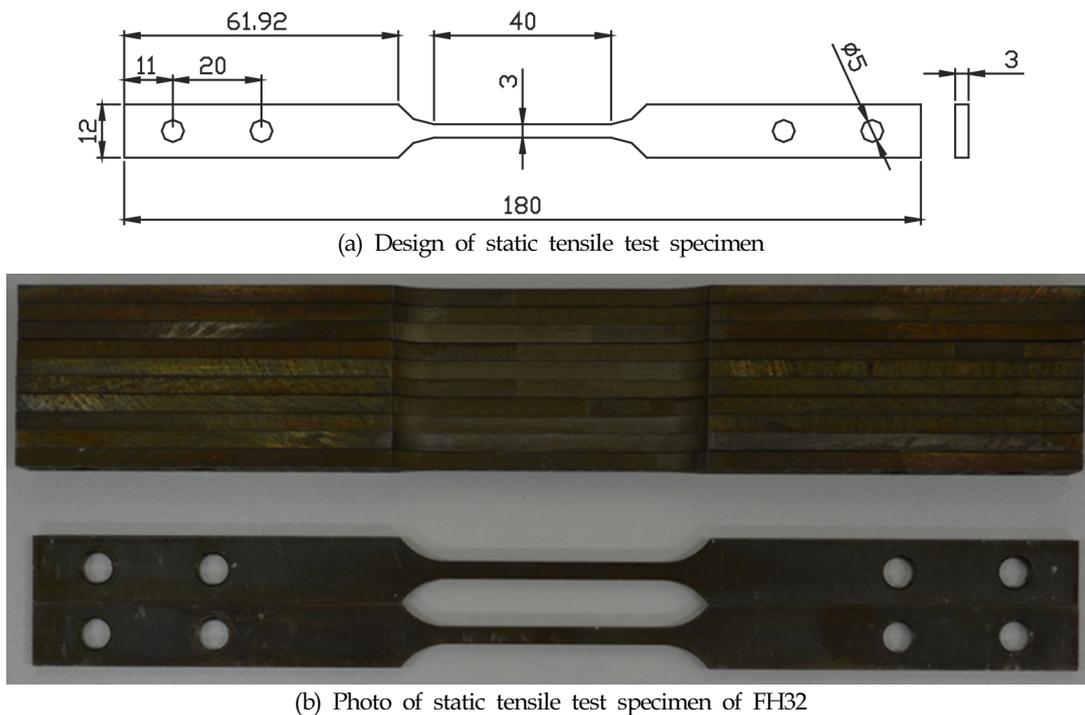
$$\epsilon_{t,uni} = \ln(1+e_t) \tag{3}$$

Fig. 5 또는 Fig. 6으로부터 EH32의 강도가 FH32에 약간 높은 것으로 보이지만, EH32가 FH32보다 우수한 강재라고 말할 수는 없다. 왜냐하면, 예를 들어 AH36의 실제 항복 강도를 측정해보면 EH36에 비하여 높은 경우도 많이 있지만, AH36이 EH36보다 우수한 강재라고 말할 수 없는 것과 같은 논리이기 때문이다.

Fig. 7은 온도 강하에 따른 기계적 물성치 변화를 상온의 물성치로 무차원화하여 나타낸 도표이다. EH32의 경우 항복 강도와 인장 강도는 온도의 감소에 따라 선형적으로 증가하지만,  $e_f$  (파단 연신률, Percentage elongation),  $n$ , 그리고  $K$ 의 경우 온도의 감소에 따른 기계적 물성치의 경향성이 잘 나타나지 않았다. 반면 FH32의 경우  $e_f$ 를 제외한 나머지 모든 물성치에서 선형적 증가세를 볼 수 있었다.

내충격과 같이 비선형적인 구조 거동에 관한 문제에서는 비선형 유한 요소 해석에 의존하는 경우가 대부분인데, 비선형 유한 요소 해석은 설계의 검증 또는 설계의 피드백 차원에서 실시되기 때문에 결과의 정량성이 매우 중요하다. 결과의 정량성을 담보하기 위해서는 온도에 따른 소재의 기계적 물성치의 변화를 비선형 유한 요소 해석의 입력 데이터로 정의해야 하지만, 통계적으로 유의미한 충분한 실험이 동반되어야 할 것이다. 또한 대부분의 선급 규칙(Rules of classification societies)이나 유관 산업 규격은 아직도 저온 물성치의 변화에 대한 확실한 근거를 제시하지 못한다.

예를 들어 DNV-OS-B101(DNV, 2009)에는 FH강재의 최소 요구치를 정의하고 있지만, 실제 운용 온도(-60°C 이하)에서 소재 변화를 기술하지 않고 있다. 이는 상온 물성치를 저온에서 그대로 적용 한다는 의미이다. 극지용 해양 구조물에 관한 내용을 다루고 있는 ISO 19906(ISO, 2010)은 소재 선택에 관한한 ISO 19902(ISO, 2007)을 준용할 것을 명시하고 있으며, ISO 19902(ISO, 2007)도 구조물의 실제 운용 온도에 따른 소재 물성치 향



(b) Photo of static tensile test specimen of FH32

Fig. 8 High speed tensile test specimens

상도를 기술하지 못하고 있다.

### 2.3 고속 인장 실험 및 결과

고속 인장 실험을 실시하기 위해서는 시편의 규격을 결정해야 하는데, 이에 대한 산업 규격은 별도로 존재하지 않는다. ASM Handbook(ASM, 2000)이 가장 상세하게 고속 인장 실험에 대한 정보를 제공하고 있지만, 여기서도 시편의 규격에 대한 정의는 찾을 수 없다. 고속 인장 실험에서는 시편 평행부에 동일한 인장 속도(등속도)가 유지되어야 하며, 따라서 지그가 등속도에 도달하전까지 시편에 인장력이 전달되어서는 안된다. 이는 시편에 인장력이 전달되는 순간 상당한 충격력이 시편에 가해진다는 것을 의미한다. 이를 관성력 효과라고 하는데, 하중변위 데이터에 관성력 효과가 가급적 적게 포함된 실험이 양질의 실험으로 간주된다. 또한 충격력은 관성력 뿐만 아니라 응력파를 유발하는데, 생성된 응력파의 대부분은 충격이 시작된 지그의 반대편으로 방향으로 시편을 통하여 반대편 지그로 전파되어 간다. 이는 응력파의 영향이 로드셀에도 미친다는 것을 의미하므로 응력파 영향이 최소화 되도록 설계하는 것이 중요하다. 이러한 이유로 고속 인장 실험을 위한 지그의 설계나 시편의 설계는 연구자마다 다르게 수행되어오고 있다(Zhu et al., 2010; Zhu et al., 2011; Schobig et al., 2008; Silva et al., 2010; Fitoussi et al., 2005; Othman et al., 2009; Zrida et al., 2010).

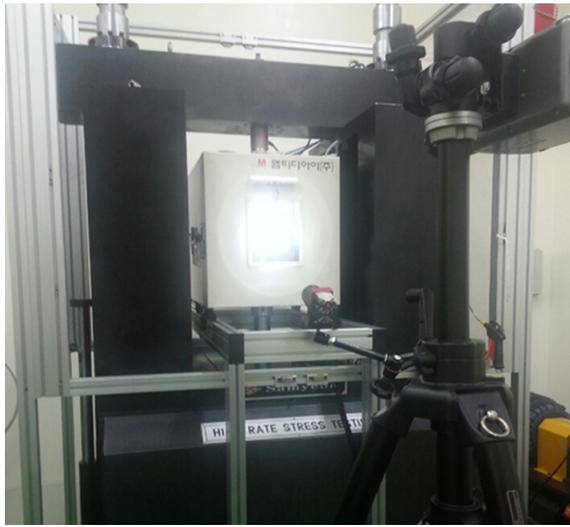
본 연구에서는 Choung et al.(2015)에서 사용한 장비를 이용하여 고속 인장 실험을 실시하였다. Fig. 8 (a)와 같은 형상의 시편을 설계하였다. 고속 인장 실험은 FH32 강재에 한하여 실시되었다. CVN 실험 시편 및 준정적 인장 실험 시편의 제작에 사용된 FH32 강재 원판으로부터 두께 3mm 시편을 절단 가공하

였다. 준정적 인장 실험과 마찬가지로 가공 열변형을 최소화하기 위하여 수냉식 와이어 커팅을 실시하였다. Fig. 8 (b)에 FH32 시편의 사진을 나타내었다. 각 온도와 변형률 속도 수준 별로 2개씩의 시편이 가공되었고, 실험의 오류나 실패를 감안하여 20여 개의 시편을 추가 가공하였다.

준정적 인장 실험과 달리 고속 인장 실험은 실험 수율이 매우 낮은 편이다. 전술한 바와 같이 충격력으로 인하여 하중이나 변위의 계측에 대한 변동성이 높기 때문이다. 또한 시편 변위의 계측을 위하여 고속 촬영 카메라를 사용하는데, 챔버 내부에 액화 질소 투입시 다량의 수증기가 생성되어 양질의 촬영에 장애 요인으로 작용하는 것도 낮은 수율의 원인이다.

본 연구에서는 FH32 강재의 최소 요구 온도가  $-60^{\circ}\text{C}$ 라는 점을 감안하여 상온( $20^{\circ}\text{C}$ )과 저온( $-60^{\circ}\text{C}$ )에 대하여 실험을 실시하였다. 소성 변형률 속도의 수준을  $1\text{s}^{-1}$  및  $100\text{s}^{-1}$ 으로 결정하였는데,  $100\text{s}^{-1}$ 은 쇠팅선이 얼음과의 충격에서 발생할 수 있는 최대 수준에 상응한다고 판단하였다. 제2부에서 논의될 낙하 충격 굽힘 실험의 시뮬레이션으로부터 소성 변형률의 최대값이 결정되었지만, 상세한 내용에 대하여 제2부를 참고한다.

S사의 10톤 고속 인장 실험기(High speed tensile test machine)의 기계식 지그에 시편을 볼트 너트로 고정하고, 시편과 지그를 감싸는 환경 챔버를 설치하였다. 액화 질소를 이용하여 환경 챔버 내부 온도를 강하시킨 후 고속 인장 실험을 실시하였다. FH32 강재를 대상으로 저온( $-60^{\circ}\text{C}$ ) 실험을 실시하는 사진을 Fig. 9 (a)에 나타내었다. 고속 인장 실험은 준정적 실험과 달리 고속 카메라의 시편 촬영과 촬영 영상의 이미지 분석을 통한 변위 계측이 필요하다. Fig. 9 (b)는 고속 카메라 촬영 영상의 표점 거리의 변위를 계측하는 사진을 나타낸다.

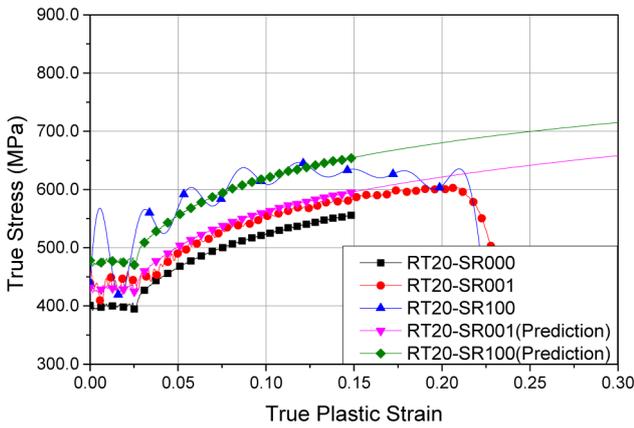


(a) High speed load frame with

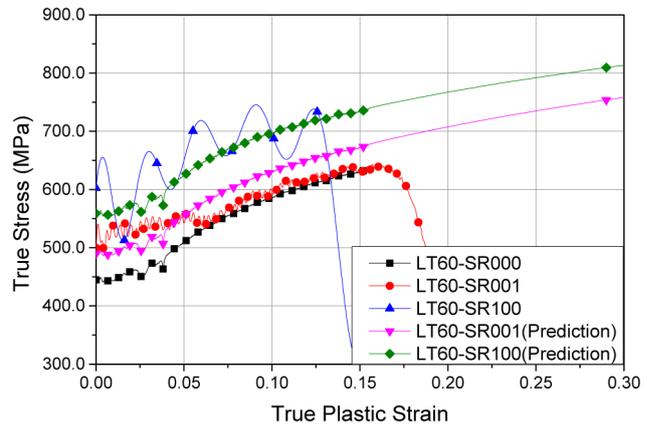


(b) -80°C

Fig. 9 Photos of static tensile test of FH32



(a) RT20



(b) LT60

Fig. 10 True stress versus true plastic strain from high speed tensile tests

Fig. 10 (a)와 (b)는 각각 상온(20°C)과 저온(-60°C)에서 실시된 고속 인장 실험 결과(진 응력 - 진 소성 변형률 선도)를 나타낸다. Fig. 10 범례(Legend)의 “SR000”, “SR001”, “SR100”은 각각 준정적,  $1s^{-1}$ ,  $100s^{-1}$ 의 변형률 속도를 나타낸다. Fig. 10은 균일 진 응력을 의미하므로 최대값(인장 강도)까지 나타내는 것이 타당하나 변형률 속도의 증가에 따라 진동 신호가 포함되어 최대값을 결정하는 것이 어려우며 따라서 고속 인장 실험(SR001 및 SR100)의 경우 네킹 이후의 신호를 모두 표시하였다. 변형률 속도가 증가할수록 유동 응력이 증가하는 것을 Fig. 10으로부터 관찰할 수 있으며,  $1s^{-1}$ 의 변형률 속도에도 상당한 유동 응력 증가가 관찰되었다. 저온  $1s^{-1}$  실험(LT60-SR001)의 경우 낮은 변형률 속도에서 높은 유동 응력의 증가가 관찰되는데, 이는 정상적인 신호라기 보다는 실험 자체에 기인한 공진이나 잡음성 진동에 기인한 것으로 사료된다. 좀더 정확한 신호를 얻기 위하여 반복 실험이 수행되었지만, 양질의 실험 데이터를 얻을 수

없었다.

전술한 바와 같이 고속 인장 실험의 경우 많은 불확실성이 존재하여, 실험으로부터 완벽한 고속 인장 실험 데이터를 얻어내는 것이 매우 어려운 실정이다. 이러한 이유로 Cowper-Symonds(1957) 구성 방정식과 Choung et al.(2011)와 Choung et al.(2013)에 의하여 제안된 실험식을 이용하여 유동 응력의 증가를 관찰하여 보았다. 준정적 유동 응력은 변형률 속도 효과로 인하여  $DHF$  (Dynamic hardening factor)배 만큼 유동 응력이 증가하는 것으로 알려져 있다. Cowper-Symonds(1957)는  $DHF$ 를 식 (4)와 같이 제안하였다. 식 (4)는 소성 변형률 속도 ( $\dot{\epsilon}_p$ )의 함수이며, 재료 상수  $D$ 와  $p$ 를 실험적으로 구할 경우 유동 응력의 증가를 알 수 있다. Choung et al.(2011)와 Choung et al.(2013)은 고속 인장 상태에서 유동 응력의 증가는 소성 변형률 속도의 함수일뿐만 아니라 소성 변형률의 함수라는 점을 실험적으로 발견하였고, 선형 회귀 분석을 통하여  $D$ 를 결정하기 위한 식 (5)를 제안하였다. 이때 재료 상수

$p$ 는 5.0으로 가정한다. 식 (5)의 재료 상수  $\alpha$ 와  $\beta$ 는 강재와 온도에 따라서 결정된다. Choung et al.(2011)와 Choung et al.(2013)은 상온과 저온(-40℃)에서 EH36 강재의  $\alpha$ 와  $\beta$ 를 각각  $\alpha=372264.70 s^{-1}$ 과  $\beta=9397325.23 s^{-1}$  그리고  $\alpha=89453.56 s^{-1}$  및  $\beta=32937522.26 s^{-1}$ 으로 제시하였다. 저온의 경우 -60℃에서의 상수가 제시되지 않았기 때문에 -40℃에 상응하는 상수를 그대로 적용하였다.

$$DHF = 1 + (\dot{\epsilon}_p/D)^{1/p} \quad (4)$$

$$D = \alpha + \beta \dot{\epsilon}_p^2 \quad (5)$$

Fig. 10에서 예측치(Prediction)는 식 (4)와 (5)를 이용하여 각각  $1s^{-1}$ 과  $100s^{-1}$ 에 대하여 추정된 유동 응력이다. 상온(RT20)의 경우 실험 결과와 상당히 일치하는 결과를 얻을 수 있었으며, 저온(LT60)의 경우에도 SR001의 데이터 신뢰성이 낮음을 감안하며 비교적 실험 결과와 일치한다고 보여진다.

### 3. 결 론

본 연구는 쇄빙선과 같은 극한지 선박에 사용되는 강재의 내충격 특성을 소재 및 구조 차원에서 종합적인 검증을 수행하기 위하여 실시되었다. 본 연구의 1부에서는 소재 차원의 연구를 다루고, 2부에서는 구조 차원의 연구 내용이 소개된다.

국내 철강사에서 제조한 EH32 및 FH32의 두가지 쇄빙선용 고장력강을 대상으로 5가지 온도 수준(20℃, -20℃, -40℃, -60℃, -80℃)에 따른 충격에너지 흡수 능력의 변화를 관찰하기 위하여 샤르피 충격 실험이 실시되었다. CVN 실험 결과 EH32 강재는 -60℃미만의 온도에서 취성화되는 것으로 판명되었으나, FH32 강재는 -80℃까지 충격 흡수에너지의 차이가 크지 않을 것으로 나타났다.

동일한 두가지 강재에 대하여 준정적 인장 실험이 5가지 온도 수준에 대하여 실시되었으며, 온도의 강하에 따라 소재의 유동 응력이 증가하는 것을 관찰할 수 있었다. 또한 온도의 강하에 따른 기계적 물성치의 변화를 관찰한 결과, FH32의 경우 온도의 강하에 따라 항복 강도, 인장강도, 소성 변형률 경화 지수, 강도 계수 등의 기계적 물성치가 선형적으로 향상됨을 확인하였다.

고속 인장 실험은 실험의 불확실성에 높아진 관계로 FH32 강재에 대하여 2가지 온도 수준(20℃, -60℃)에 대하여 2가지 변형률 속도( $1s^{-1}$ ,  $100s^{-1}$ )의 변형 속도로 실험이 수행되었다. 소성 변형률 속도의 증가에 따른 유동 응력의 증가세가 뚜렷하게 나타났다. Choung et al.(2011)와 Choung et al.(2013)에 의하여 제시된 실험식을 Cowper-Symonds 구성 방정식에 적용하여 변형률 속도에 따른 유동 응력의 증가를 관찰한 결과 실험 결과에 상당히 일치하는 결과를 얻을 수 있었다.

향후 연구로서 강재의 내충격 물성치 확보를 위해서 좀 더 다양한 고속 인장 실험이 실시되어야 할 것이다. 다양한 변형률 속도 수준과 다양한 온도 수준에 대한 실험적 검증이 요구된다.

극한지용 선박에 사용되는 소재는 내충격 물성치 뿐만 아니라 균열 진전(Crack propagation)에 관한 재료 물성치도 매우 중요한 의미를 가진다. 특히 컨테이너선의 쇄빙 능력 확보를 위해서는 극후판의 CTOD(Crack tip opening displacement)와 균일 전파(Crack growth rate)와 같은 소재 물성치의 확보에 대한 연구가 필수적이다.

### 후 기

본 논문은 포스코(주)의 연구비 지원으로 수행되었음을 알립니다. 또한 산업통상자원부 해양플랜트특성화대학사업과 해양수산부 해양에너지융복합인력양성사업의 지원에 감사드립니다.

### References

- American Society of Materials International (ASM), 2000. ASM Handbook Volume 8 Mechanical Testing and Evaluation. ASM.
- American Society for Testing and Materials (ASTM), 2007. E646-07e1 Standard Test Method for Tensile Strain-Hardening Exponents (n-Values) of Metallic Sheet Materials. American Society for Testing and Materials (ASTM), 2012. E23-12c Standard Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials.
- American Society for Testing and Materials (ASTM), 2014. A131M-14 Standard Specification for Structural Steel for Ships.
- American Society for Testing and Materials (ASTM), 2015. E8M-15a Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials.
- Min, D.K., 2011. On the Plastic and Fracture Damage of Ice Class Vessel Structures Subjected to Impact Loadings. University of Ulsan, Ph.D. Thesis.
- Nagai, Y., Fukami, H., Inoue, H., Date, A., Nakashima, T., Kojima, A., Adachi, T., 2004. YS 500N/mm<sup>2</sup> High Strength Steel for Offshore Structures with Good CTOD Properties at Welded Joints. Nippon Steel Technical Report no. 90, 14-19. [Online] Available at <<http://www.nssmc.com/en/tech/report/nsc/pdf/n9005.pdf>> [Accessed September 2015].
- Terada, Y., Kojima, A., Kiyose, A., Sawai, T., Uemori, R., 2003. High Strength UOE Pipe With Excellent CTOD Properties And Deformability. Proceedings of 22nd International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering 2013 (OMAE 2013), Cancun, Mexico.
- Det Norske Veritas (DNV), 2009. Offshore Standard DNV-OS-B101 Metallic Materials.
- Choung, J., Nam, W., Lee, J.Y., 2013. Dynamic Hardening Behaviors of Various Marine Structural Steels Considering

- Dependencies on Strain Rate and Temperature. *Marine Structures*, 32, 49-67
- Choung, J., Shim, C.S., Kim, K.S., 2011. Plasticity and Fracture Behaviors of a Marine Structural Steel Part V: Effects of Strain Rate and Temperature. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(3), 74-85.
- 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), 34-44.
- Cowper, G., Symonds, P., 1957. Strain Hardening and Strain Rate Effects in the Loading of Cantilever Beams. Brown Univ. Applied Mathematics Report, Report No. 28.
- Fitoussi, J., Meraghni, F., Jendli, Z., Hug, G., Baptiste, D., 2005. Experimental Methodology for High Strain-rates Tensile Behavior Analysis of Polymer Matrix Composites. *Composites Science and Technology*, 65, 2174-2188.
- International Organization for Standardization(ISO), 2010. ISO 19906:2010 Petroleum and Natural Gas Industries -- Arctic Offshore Structures.
- International Organization for Standardization(ISO), 2007. ISO 19902:2007 Petroleum and Natural Gas Industries -- Fixed Steel Offshore Structures.
- Othman, R., Guegan, P., Challota, 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.
- Oxford Institutes for Energy Studies, 2014. The Prospects and Challenges for Arctic Oil Development. [Online] Available at <<http://www.oxfordenergy.org/wpcms/wp-content/uploads/2014/11/WPM-56.pdf>> [Accessed September 2015].
- Schobig, M., Bierogel, C., Grellmann, W., Mecklenburg, T., 2008. Mechanical Behavior of Glass-fiber Reinforced Thermoplastic Materials under High Strain Rates. *Polymer Testing*, 27, 893-900.
- Silva, F., Zhu, D., Mobasher, B., Soranakom, C., Filho, R.D.T., 2010. High Speed Tensile Behavior of Sisal Fiber Cement Composites. *Materials Science and Engineering A*, 527, 544-552.
- Wilson Center, 2015. Opportunities and Challenges for Arctic Oil and Gas Development. [Online] Available at <[https://www.wilsoncenter.org/sites/default/files/Artic%20Report\\_F2.pdf](https://www.wilsoncenter.org/sites/default/files/Artic%20Report_F2.pdf)> [Accessed September 2015].
- Zhu, D., Rajan, S.D., Mobasher, B., Peled, A., 2010. Modal Analysis of a Servo-Hydraulic High Speed Machine and Its Application to Dynamic Tensile Testing at an Intermediate Strain Rate. *Experimental Mechanics*, 51(8), 1347-1363.
- Zhu, D., Mobasher, B., Rajan, S.D., Peraita, P., 2011. Characterization of Dynamic Tensile Testing Using Aluminum Alloy 6061-T6 at Intermediate Strain Rates. *Journal of Engineering Mechanics*, 137, 669-679.
- Zrida, M., Laurent, H., Grolleau, V., Rio, G., Khlif, M., Guines, D., Masmoudi, N., Bradai, C., 2010. High-speed Tensile Tests on a Polypropylene Material. *Polymer Testing*, 29, 685-692.

# Study on Crashworthiness of Icebreaker Steel: Part II Ship Side Structural Behavior Due to Impact Bending

Myung-Hyun Noh\*, Jae-Yik Lee\*, Donghwa Han\*\* and Joonmo Choung\*\*

\*Steel Solution Marketing Department, POSCO, Incheon, Korea

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

## 쇄빙선의 내충격 특성에 관한 실험적 연구: 제2부 선체 구조의 충격 굽힘 특성

노명현\* · 이재익\* · 한동화\*\* · 정준모\*\*

\*포스코 철강솔루션센터

\*\*인하대학교 조선해양공학과

**KEY WORDS:** Stiffened panel 보강판, Drop striker 낙하 충돌체, High speed camera 고속 카메라, Low temperature chamber 저온 챔버, Residual deflection 잔류 변형

**ABSTRACT:** The first part of this study found the tendencies of the mechanical properties of two arctic structural steels (EH32 and FH32). In the second part, the crashworthiness of stiffened panels scaled down from the side frame structure of a Korean research icebreaker was determined. A procedure for designing the shapes and sizes of the stiffened panels, mass and shape of a drop striker, and a large temperature chamber, and then manufacturing these, is introduced in detail. From impact bending tests for the stiffened panels, the residual permanent deformations and deformation histories over time were captured using manual measurement and video image analyses. Numerical simulations of the impact bending tests were carried out for three different finite element models, which were mainly composed of shell elements, solid elements, and solid elements, with welding beads. It was proven from a comparison of the test results and numerical simulation results that the solid element model with the welding bead consideration approached the test results in terms of the residual deformations as long as the strain rate effect was taken into account.

### 1. 서 론

본 연구의 제1편에서는 쇄빙선 선측 구조의 내충격 특성에 관한 실험적 연구를 수행하기 위한 선행 연구로서 극지용 강재 물성치를 실험적으로 도출하는 내용을 다루었다. 국내 철강사에서 개발된 극한지 선박용 고장력강인 EH32 및 FH32 강재를 대상으로 Charpy V-notch (CVN) 실험과 준정적 인장 실험을 5개 온도 수준에 대하여 실시하였다. FH32 강재를 대상으로 고속 인장 실험을 두가지 온도 수준과 두가지 변형률 속도 수준에 대하여 실시하였다. 이렇게 도출된 소재의 물성치는 본 연구의 제2편에서 수행하고자 하는 쇄빙선 선측 구조의 충격 굽힘

실험 시뮬레이션의 입력 데이터로 사용될 것이다.

유빙(Growler 또는 Bergy-bit) 또는 평탄빙(Level ice)와의 충돌로 인한 빙해 선박의 손상은 선수보다는 선측에서 많이 발생하는 것으로 보고되었다(Min, 2011). 따라서 본 논문에서는 현재 운항중인 쇄빙선 선측 횡 늑골 구조(Transverse frame structure)의 내충격 특성을 관찰하기 위하여 충격 굽힘 실험이 실시되었다. 국내 유일의 연구 쇄빙선인 아라온호를 대상 선박으로 결정하였으며, 이 선박의 선측 횡 늑골 구조의 축소 모형을 설계 및 제작하였다. 이 축소 모형에 대한 충격 굽힘 실험의 전반적인 과정과 결과에 대하여 본 논문에서 소개하고자 한다. 또한 충격 굽힘 실험을 수치 해석적으로 재현하기 위하여 다양

Received 23 March 2016, revised 13 June 2016, accepted 18 August 2016

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

© 2016, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this is an improved edition of the paper published in Proceedings of the Twenty-fourth International Ocean and Polar Engineering Conference(ISOPE 2014).

한 요소와 용접 각장의 효과에 대하여 논의하고자 한다. 마지막으로 변형률 속도가 내충격 특성을 향상 시키는 효과를 실험적 및 수치적 비교를 통하여 제시하고자 한다.

## 2. 충격 굽힘 실험(Impact bending test)

### 2.1 시편 설계 및 제작

FMA(2005)는 핀란드-스웨덴 빙 등급 규정(Finnish-swedish ice class rule, FWICR)을 의미한다. FWICR은 선체 길이 방향으로 선미부, 중앙부, 선수부로, 선체 높이 방향으로 하부 빙 흡수선(LIWL, lower ice water line)과 상부 빙 흡수선(UIWL, upper ice water line)로 구분한다. 각각 구획된 영역을 빙대역(Ice belt)라 하며, 대략 6개의 빙대역이 형성된다. 반면 국제 선급 협회(ICS, 2011)의 빙 등급 규정(PCR, Polar class rules)에 따르면, 선체 길이 방향으로 선수(B, bow), 선수 중앙(BI, Bow intermediate), 중앙(M, Midship), 선미(S, Stern)으로 구분하고, B를 제외한 BI, M, S에 대하여 선체의 높이 방향으로 LIWL과 UIWL로 구획한다. LIWL과 UIWL 사이 지역을 중앙(i, Intermediate), LIWL 하부 지역을 하부(l, low), 그리고 선저부를 선저(b, Bottom)으로 구분한다. 즉 선수(B), 선수 중앙(Bib, BI, Bli), 중앙(Mb, MI, Mi), 선미(Sb, SI, Si)의 빙대역을 가진다.

빙해 선박 관련한 선급 규칙이나 코드가 상세하게 빙대역을 분할하려는 이유는 각각의 빙대역이 경험하는 빙하중 또는 빙충격의 크기와 빈도가 다르기 때문이다. 선체 중앙부의 경우 선수나 선수 중앙에 비하여 빙충격의 크기나 빈도가 작을 것으로 예측되어 상대적으로 적은 구조적 보강이 이루어진다. 따라서 빙해 선박의 손상이 선체 중앙부에 발생하는 것으로 보고된다

(Min, 2011; Kujala, 1991).

위와 같은 근거로 본 연구에서는 국내 유일의 쇠빙선인 아라온호 중앙부 선측 외판을 대상으로 축소 모형을 제작하기로 하였다. Fig. 1은 아라온호 선체 중앙부 단면도를 나타낸다. 외기에 노출된 부분은 EH36 강재로, 내부 보강재는 DH36 강재로 구성되어 있다. 구조 홀수(Scantling draft) 부근에서의 횡 늑골 길이는 대략 1,700-2,000mm 수준이다. 이 부분에서 횡 늑골은 350×15+150×22 mm의 조립 t-보강재(Built-up t-bar)이다. 이 부분의 횡 늑골 간격은 400mm이다.

실제 구조의 대략 1/3 축적을 가지는 횡 늑골 보강판 시편을 Fig. 2와 같이 설계하였다. 좌우 보강판 고정 지그를 제외한 총 길이는 928mm였지만, 좌우 브라켓(Bracket)을 제외한 보강판 시편의 유효 길이는 728mm이다. 여기서 D100과 D040은 각각 보강재 웨브의 최소 높이가 100mm와 40mm인 경우를 의미한다. 또한 NU는 U형 노치를, NV는 V형 노치를 가지는 보강판 시편을 각각 의미한다. 낙하 충격으로부터 보강판 시편을 고정시키기 위하여 시편의 좌우에 지그를 시편에 용접하여 지그를 볼트 고정하도록 하였다. 실제 구조물에서 횡 늑골은 스트링거(Stringer)나 갑판(Deck plating)에 의하여 고정 지지되는 것으로 간주될 수 있으므로 고정 지지는 타당한 가정으로 사료된다.

보강판 시편을 고정하기 위한 지그의 판 두께는 25mm였으며, 소재는 EH36 강재였다. 시편 고정 지그는 시편을 고정할 수 있도록 수직판(jig plate)에 16개의 호칭경 M12 볼트 체결 구멍이 가공되어 있으며, 수평판(jig bottom plate)에는 12개의 동일한 크기의 체결 구멍이 가공되어 있다. 수직판과 수평판을 연결하기 위해서 한 개의 브라켓(jig bracket)이 용접되는 구조를 가진다(Fig. 2 (d) 참조).

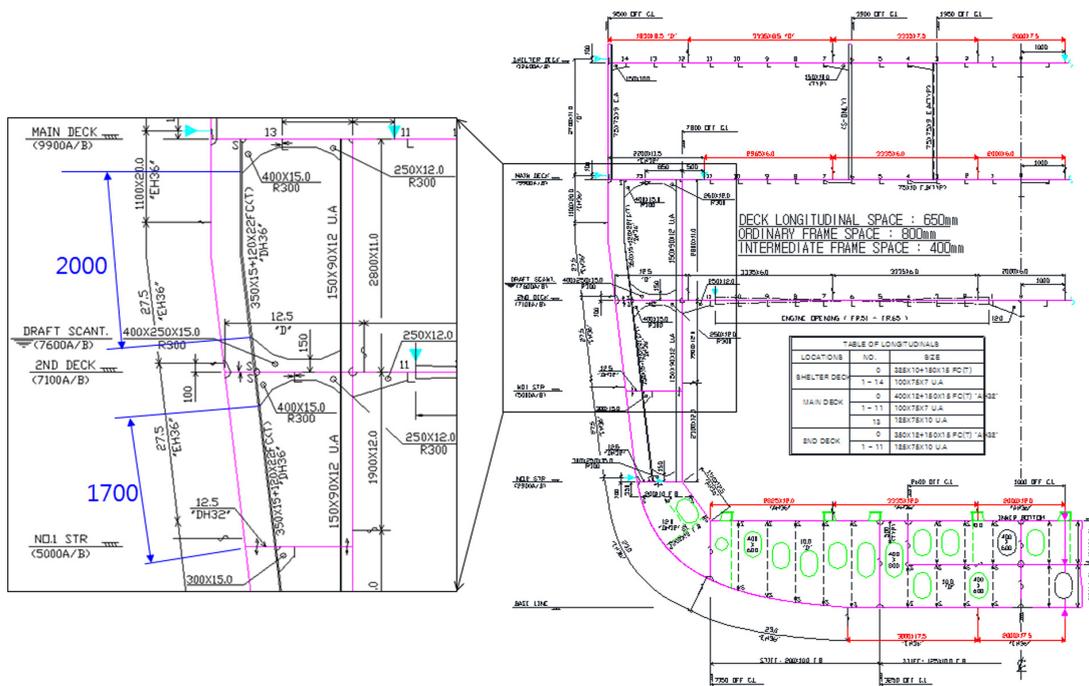


Fig. 1 Midship area of ARAON

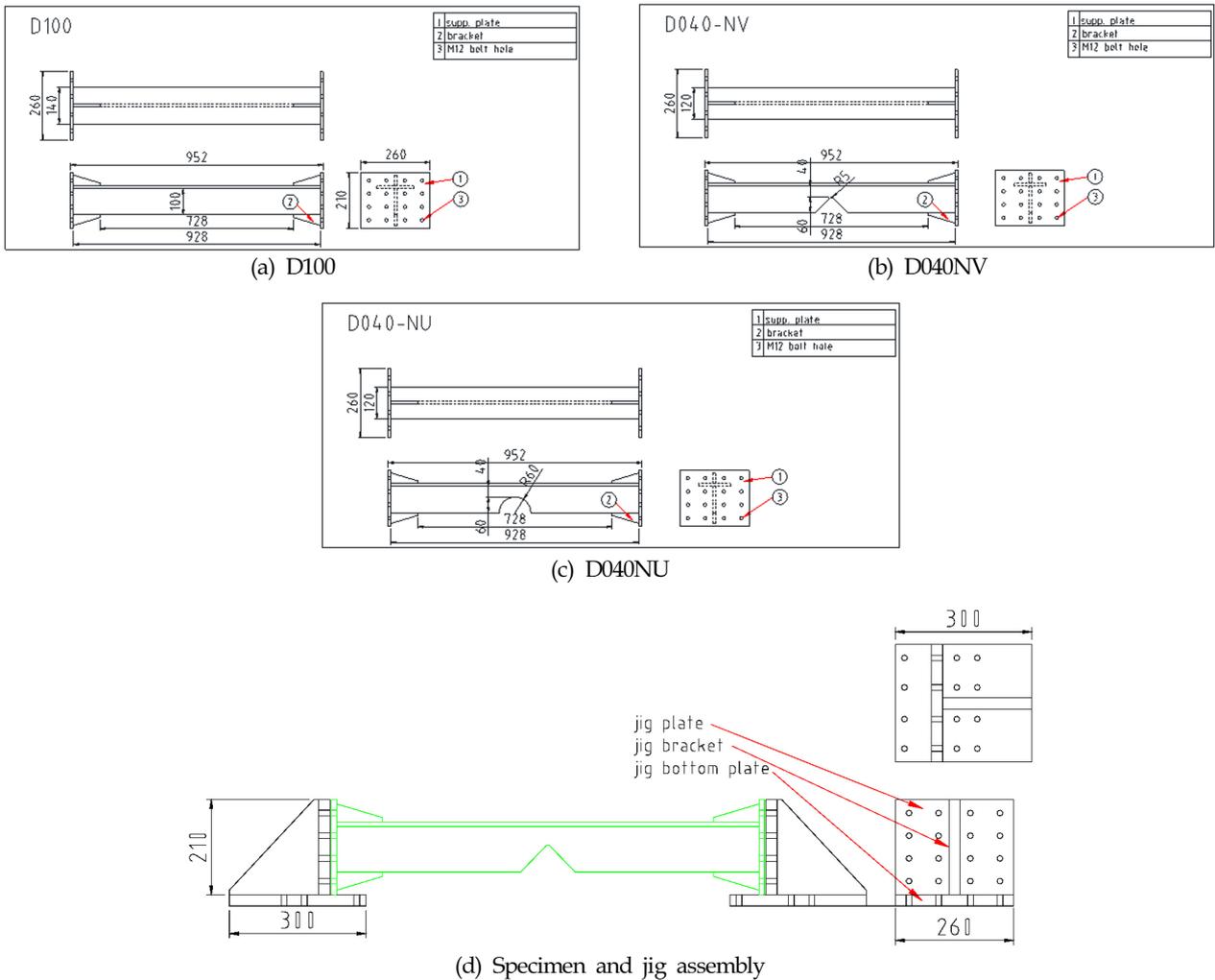


Fig. 2 Design of stiffened panels for impact bending test

보강판 시편은 본 연구의 제1편에서 언급한 두께 12mm FH32 원판을 이용하여 제작되었다. 시편의 제작을 위하여 시중에서 일반적으로 적용하는 이산화탄소 아크 용접법을 적용하였다. 용접성 향상을 위한 개선은 없이, 일반적인 필렛 용접(Fillet weld)을 실시하였다.

### 2.2 낙하 장치 설계 및 제작

얼음 대신 구조 실험용 낙하체를 사용해야 했으므로, 얼음의 치수를 고려하여 낙하체의 크기를 결정할 필요가 있다. 아라운의 쇄빙 능력은 최대 1m 두께의 평탄빙이므로, 시편의 대략적인 축적(1/3)에 의하여 낙하체의 폭을 0.3m로 결정하고, 낙하체의 길이와 높이를 각각 0.4m로 가정하면, 강제로 만들어진 낙하체의 질량은 대략 380kg으로 추정된다. 아라운호의 설계 속도가 12knots 임을 감안하면, 낙하체가 실제 빙충돌시 경험하는 충격 속도( $V_{ram}$ )의 최대값은 7m/s(11.7knots) 이내일 것이고, 이를 만족하기 위한 낙하체의 낙하 높이는 2.5m로 결정된다.

따라서 본 연구에서는 낙하체의 순수 질량(낙하체 가이드를 제외한 질량)이 400kg이 되도록 폭, 높이, 길이를 Fig. 3과 같이

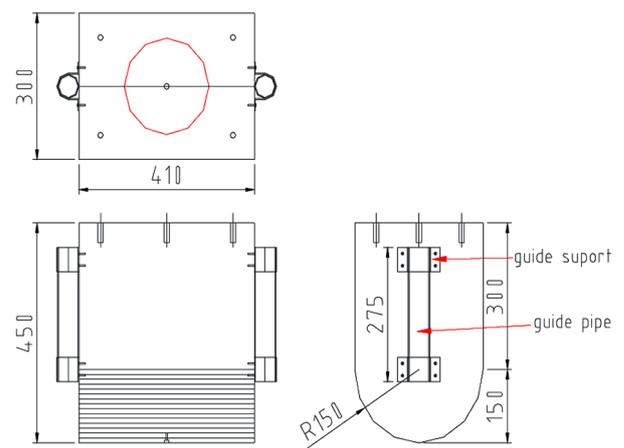


Fig. 3 Design of drop striker

결정하였다. 또한 편심 낙하로 인한 보강판 시편의 국부 손상을 방지하기 위하여 충격부를 반원으로 설계하였다. 낙하체의 높이는 450mm이며 반원 하부로부터 질량 중심은 대략 247mm

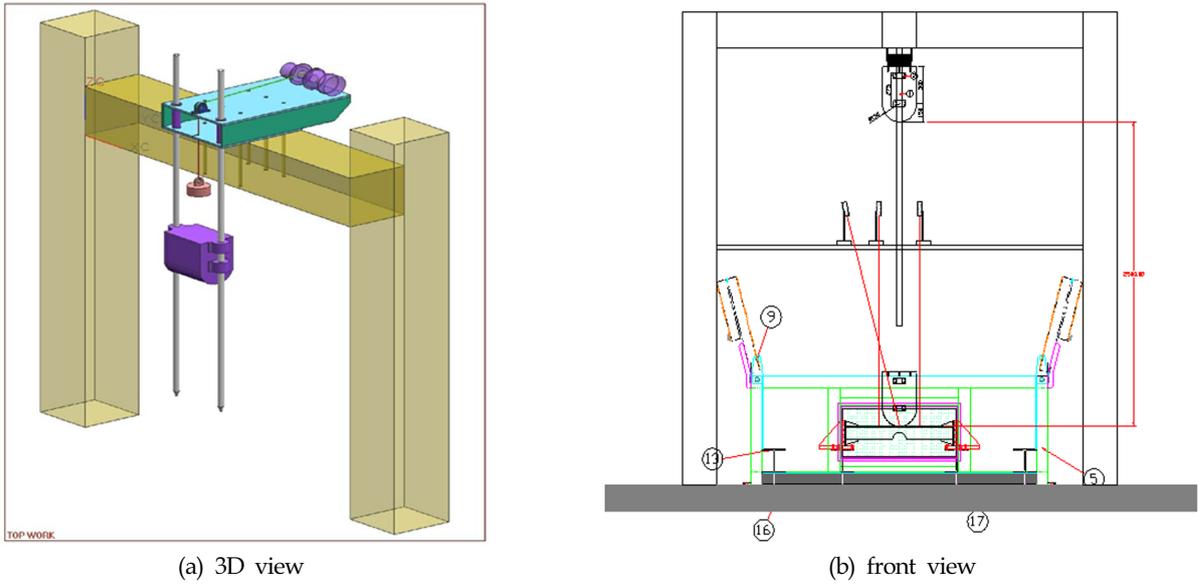


Fig. 4 Assembly of drop impact test facility

정도 상부에 위치한다. 낙하체의 낙하 높이를 2.5m로 결정하면, 9,900J 정도의 위치 에너지를 가지며, 낙하 충격시 속도는 대략 7m/s 내외일 것으로 추정된다. 실제 낙하체의 질량은 수직 낙하를 유도하기 위한 가이드의 부착으로 인하여 425kg였다.

낙하체 자체의 낙하 중 횡 방향 미소한 이동과 회전도 편심 충돌의 원인이 된다. 편심을 최소화하기 위하여 낙하체의 트리거(Trigger)로서 전자석이 사용되었다(Fig. 4 참조). 전자석은 Fig. 3 낙하체의 상부 적색원에 부착된 후 자력을 상실시키므로 낙하체의 자유 낙하가 가능해진다. 또한 자유 낙하 도중에 있을 수 있는 낙하체의 편심을 억제하기 위하여 수직 봉이 낙하체 가이드 역할을 수행한다.

2.3 대형 저온 챔버 설계 및 제작

Fig. 2와 같은 대형 보강판 시편을 냉각하기 위해서는 대형 챔버의 설계 및 제작이 요구되었다. 시편을 지지하는 정반

(Supporting structure)을 챔버와 분리시킨다면 냉각 효율이 좋지 못하여 원하는 수준의 온도로 강하기 어렵다. 따라서 챔버와 정반을 일체화시키는 설계가 요구되었다. 일체화된 챔버라 할지라도 정반 하부가 지면과 접촉하여 많은 열손실을 유발할 수 있으므로, 이에 대비한 설계가 요구되었다. 정반의 설계 단계는 (1) 수계산 등을 통하여 적절한 크기의 H-형강(H-profile)을 선정하고, (2) 챔버와 조립될 수 있는 정반을 설계한 후 (3) 425kg의 낙하체가 2.5m 높이에서 시편에 낙하 충돌할 때 정반이 흡수하는 소성 변형률 에너지를 검토하는 것이다.

정반의 소성 변형률 에너지가 무시할 만한 H-형강의 공칭 치수는 200×200였으며, 격판(Diaphragm)으로 시편 지지부 웨브와 플랜지를 부분적으로 용접 보강할 경우 정반이 탄성 한계를 벗어나지 않았다.

Fig. 5 (a)와 (b)는 각각 챔버 정면도와 정반의 등각도(Isometric view)를 나타낸다. 챔버 내부 열손실을 최소화하기 위하여 정반

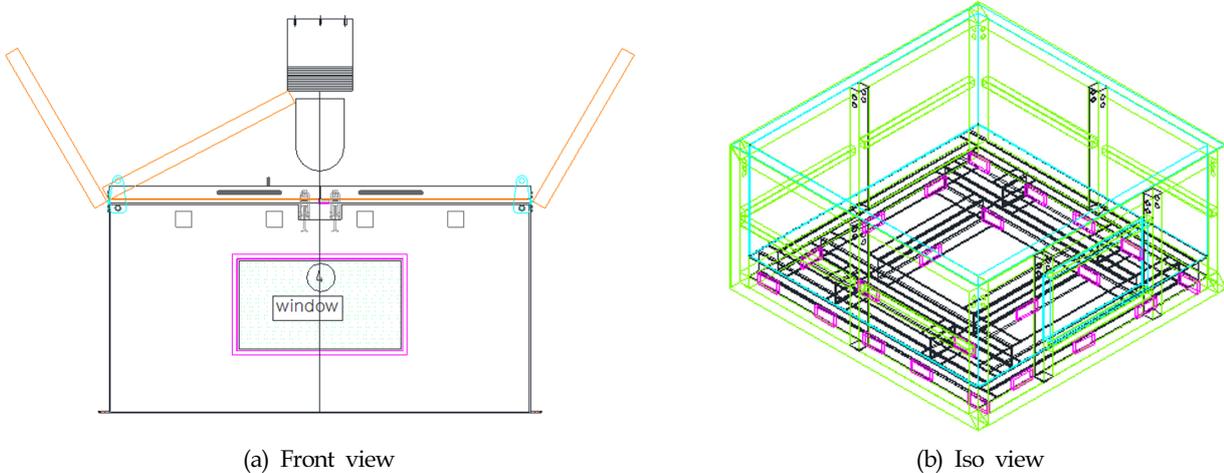


Fig. 5 Design of large chamber with support structure

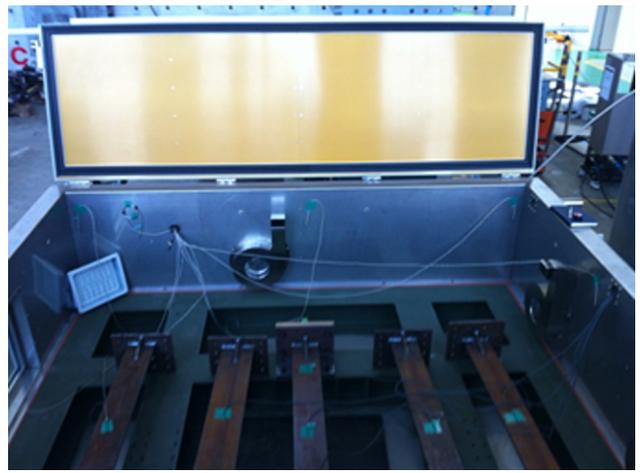
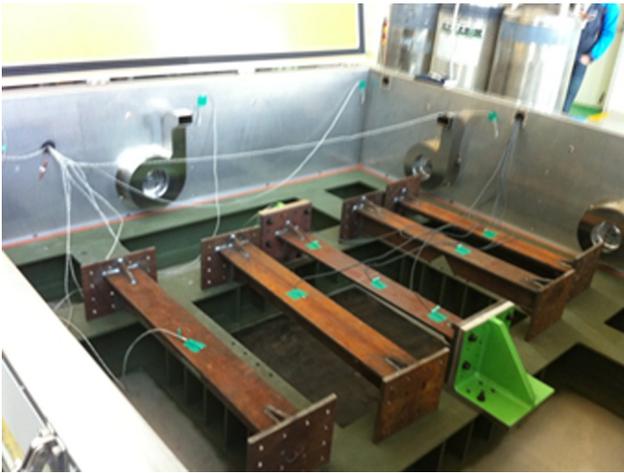
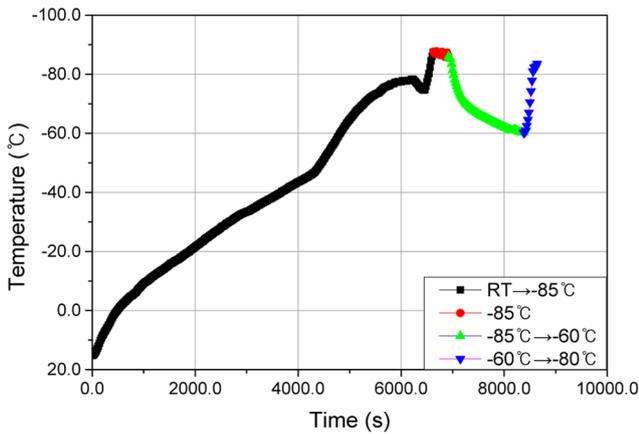
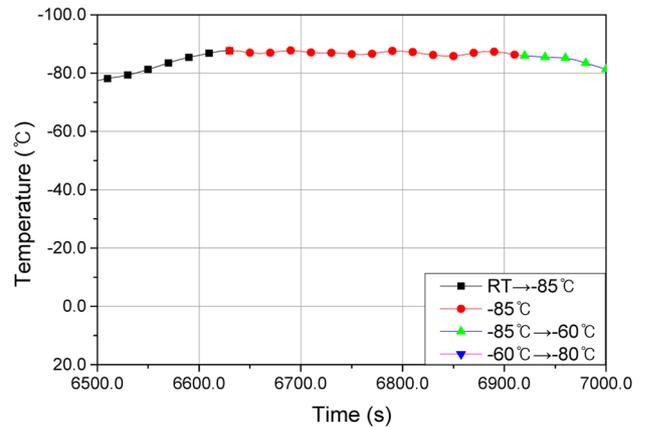


Fig. 6 Photos for performance of temperature control of large cold chamber



(a) full history



(b) zoomed history for 6,500sec to 7,000sec

Fig. 7 Performance of temperature control of large cold chamber

의 주요 구조 부재인 H-형강이 지면과 접촉하는 면적을 최소화하는 것이 필요하였다. 이를 위하여 Fig. 5 (b)와 같이 정반 하부에 일정 간격의 판재만 지면에 접촉하도록 설계하였다.

Fig. 5 (a)에 보는바와 같이 대형 챔버의 문은 냉각 중에 닫혀 있고 낙하 바로 직전에 문을 열어 낙하체의 챔버 내 진입을 허용한다. 챔버의 외부 규격은 2.6m×2.6m×1.4m이며, 내부 규격은 0.4m×2.4m×1.0m이다.

챔버의 저온 유지 성능을 관찰하기 위하여 Fig. 6과 같이 챔버 내부의 시편에 온도계(Thermocouple)을 설치하여 온도 강하 성능 및 온도 유지 성능을 측정된 결과 Fig. 7과 같은 온도 성능 곡선을 얻을 수 있었다. Fig. 7 (a)에 보인바와 같이 상온(15°C 내외)에서 -85°C에 도달하는데 6,600s(110분)이 소요되었으며, Fig. 7 (b)에 보인바와 같이 대략 5분여 동안 목표 온도(-85°C) 이하를 정상적으로 유지하는 것을 확인하였다.

2.4 충격 굽힘 실험 과정

Fig. 8 (a)에서와 같이 대형 저온 챔버는 정면에 창문이 있어

서, 내부 보강판 시편의 변형 관찰이 가능하다. 통상 고속 카메라(High speed camera)와 레이저 변위계(Laser displacement transducer)를 이용하여 빠른 속도로 움직이는 물체의 측정이 가능하다. 그러나 챔버 내부에 분사된 액화 질소가 생성한 수증기 때문에 레이저의 산란이 발생할 가능성이 크다. 물론 챔버 내부의 수증기는 고속 카메라의 영상 분석을 방해하는 요인이 되기는 하지만, 변위의 측정에는 큰 지장을 초래하지 않는 것으로 판단하여, 고속 카메라를 이용하여 시편의 변위를 계측하였다. Fig. 8 (b)와 (c)는 각각 상온과 저온에서 실시된 영상으로부터 추출한 이미지 사진을 나타낸다.

저온 실험의 경우 다음의 실험 순서를 따라 진행되었다.

- 액화 질소를 분사하여 시편을 -70°C or -80°C로 냉각하고 액화 질소 분사 중지
- 시편의 온도가 -60°C에 이를 때 까지 온도 강하
- 챔버 힌지문의 개방
- 전자석의 자력을 상실시켜 2.5m 높이의 낙하체 낙하

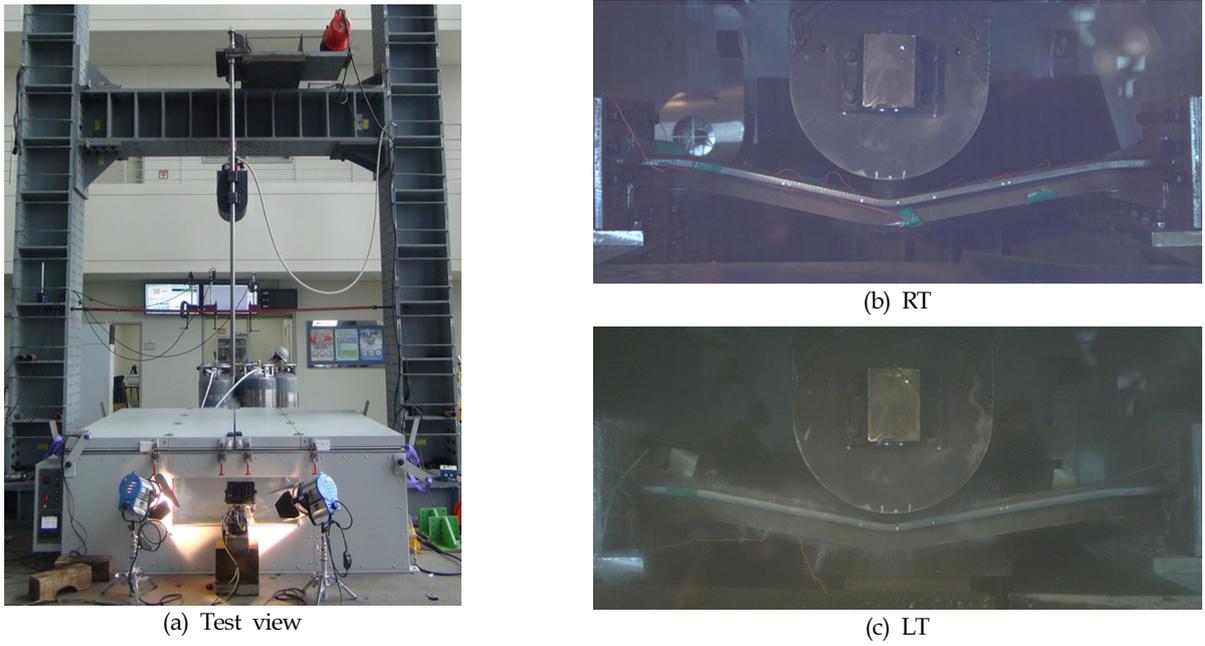


Fig. 8 Test setup and snapshots from high speed camera video

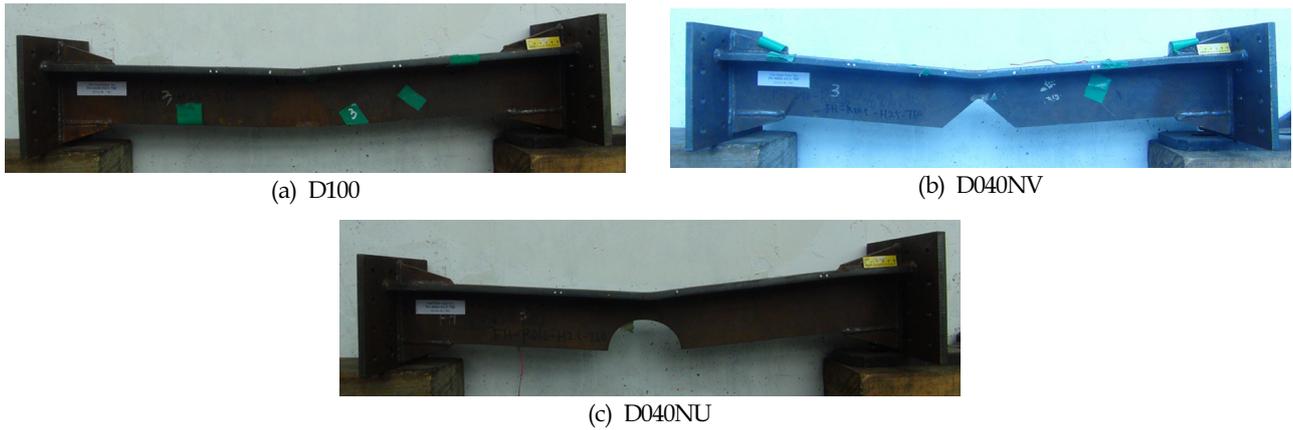


Fig. 9 Deformed shapes after drop impact tests in low temperature

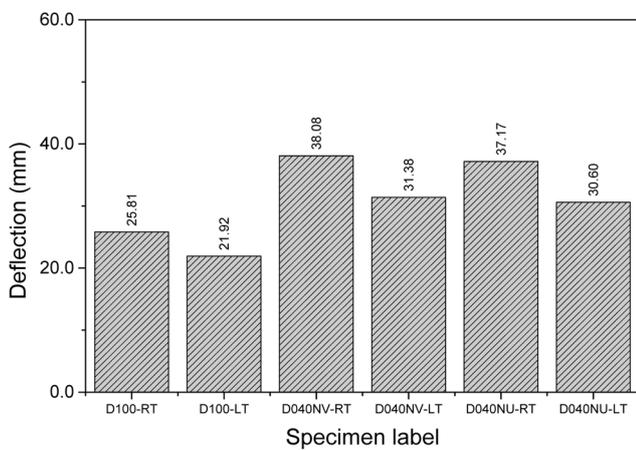


Fig. 10 Manually measured residual deflections

Fig. 9는 저온 충격 굽힘 실험 후 변형된 시편의 형상을 나타낸다. 이 변형 보강판 시편을 대상으로 잔류 변형을 실측하여 Fig. 10에 나타내었다. 예상한 바와 같이 D100시편의 잔류 변형이 가장 작았으며, D040NV와 D040NU의 잔류 변형 수준은 상당히 유사하게 나타났다. 온도가 낮아질수록 잔류 변형의 크기도 작아지는 것을 확인할 수 있었다(Fig. 10 참조).

### 3. 충격 굽힘 시뮬레이션

#### 3.1 수치 해석 모델

본 연구에서는 Abaqus/Explicit(Simulia, 2008)를 이용하여 충격 굽힘 시뮬레이션을 실시하였다. 이를 위하여 Fig. 11 (a) 및 (b)에 보는 바와 같이 보강판 시편, 지그, 충돌체를 모델링하였다. 충돌체는 표면에 열처리를 통하여 높은 경도를 유지하였기

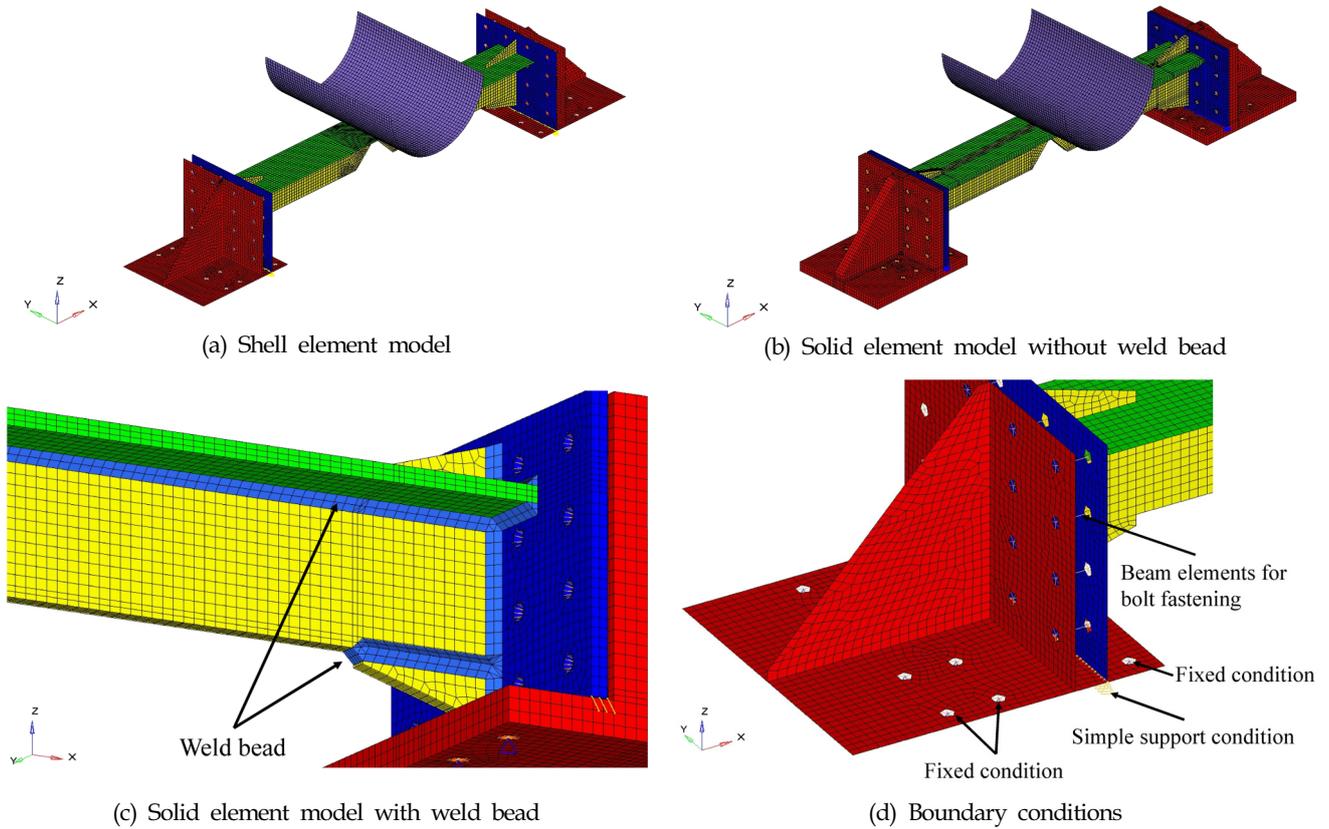


Fig. 11 Finite element models for impact bending simulations

때문에 사각형 강체 요소(R3D4)로 모델링되었다. 충돌체의 표면이 거의 진원을 유지하도록 원주 방향으로 많은 요소를 배치하였다. 충돌체의 질량 특성을 표현하기 위하여 질량 중심에 질량 요소(MASS) 및 질량 이차 모멘트 요소(ROTARY)를 배치하였다. 충돌체를 고체 요소로 별도 모델링하여 충돌체의 정확한 질량 중심 및 질량 이차 모멘트를 도출하였다.

시편의 형상을 표현하기 위하여 세가지 방법을 사용하였다. 첫 번째 삼각형 또는 사각형 감차 적분 셀 요소(S3R 또는 S4R)를 사용한 경우(Fig. 11 (a) 참조), 두 번째 육면체 감차 적분 고체 요소(C3D8R)을 이용한 경우(Fig. 11 (b) 참조), 세 번째 C3D8R요소를 이용하여 시편을 모델링하고 용접 각장을 주로 피라미드 고체 요소(C3D6)로 표현한 경우(Fig. 11 (c) 참조)이다. Fig. 11에 보인바와 같이 시편의 대변형을 표현하기에 충분히 작게 요소의 크기가 결정되었기 때문에 별도의 수렴성 테스트를 수행하지는 않았다. 또한 용접 각장을 모델링한 경우에도 용접 잔류 응력 등을 고려하지 않았다.

낙하체의 충돌시 지그의 탄성 변형이 시편의 탄소성 변형 거동에 영향을 미칠 것으로 예상하여 보강판 시편을 고정하기 위한 지그를 모델에 포함하였다. 지그에 사용된 요소는 시편에 적용된 요소와 동일하였다. 지그와 시편을 연결하기 위한 볼트(규격 M12)를 보요소(B31)로 모델링하고, M12와 동일한 보요소의 단면 속성을 부여하였다(Fig. 11 (d) 참조). 지그-볼트 연결부 및 시편-볼트 연결부의 응력 집중과 과대 변형을 방지하기 위하여

볼트 구멍 중심에 참조 절점을 생성하고, 구멍을 구성하는 종속 절점(원주에 위치한 절점)과 참조 절점을 강체 요소(Coupling)로 연결하였다. 여기서 종속 절점은 6자유도 변위가 모두 참조 절점에 종속된다고 가정하였다. 지그 수평판의 볼트 구멍도 수직판과 마찬가지로 강체 요소를 이용하여 구멍 중심의 참조 절점과 원주 절점을 연결하고 6자유도 변위를 종속하였다. 사용된 요소의 개수는 모델별로 상이하지만 용접 각장을 포함한 모델의 경우 7만개 수준이었다.

지그 수평판은 볼트를 이용하여 챔버 내부 정반 H-형강과 고정된다. 본 논문에서는 정반은 완전 강체라고 가정하여 수평판의 참조 절점에 완전 고정 경계 조건을 부여하였다(Fig. 11 (d) 참조). 반면 시편과 용접된 수직판의 하부는 지그 수평판과 접촉하기 때문에 단순지지 조건을 부여하였다(Fig. 11 (d) 참조). 윤회되지 않은 충돌체와 시편 사이의 정 마찰 계수를 0.74로 간주하였고, 동 마찰 계수를 0.57로 간주하였다(Serway and Jewett, 2010). 충돌체-시편 및 수직판-시편에 접촉 조건을 부여하였지만, 볼트의 강성이 충분하여 수직판-시편에 접촉이 발생하지는 않았다.

본 논문의 제1편에서 실험을 통하여 얻은 준정적 항복 응력 곡선을 보강판 시편의 유동 응력으로 적용하였으며, 또한 고속 인장 실험을 통하여 얻은 유동 응력의 추정치를 수치 해석 모델에 적용하므로서 변형률 속도 효과를 고려할 수 있었다. 탄성 계수와 프라운호프를 공칭값 206GPa 및 0.3으로 정의하였다. 수

**Table 1** Analysis cases

Analysis case	Specimen type	Temperature	Element type	Strain rate
D100-RT-SHL-SRN	D100	Room temperature	Shell	No
D100-RT-SHL-SRY	D100	Room temperature	Shell	Yes
D100-RT-SLD-SRN	D100	Room temperature	Solid w/o weld bead	No
D100-RT-SLD-SRY	D100	Room temperature	Solid w/o weld bead	Yes
D100-RT-SLW-SRN	D100	Room temperature	Solid wth weld bead	No
D100-RT-SLW-SRY	D100	Room temperature	Solid wth weld bead	Yes
D100-LT-SHL-SRN	D100	-60°C	Shell	No
D100-LT-SHL-SRY	D100	-60°C	Shell	Yes
D100-LT-SLD-SRN	D100	-60°C	Solid w/o weld bead	No
D100-LT-SLD-SRY	D100	-60°C	Solid w/o weld bead	Yes
D100-LT-SLW-SRN	D100	-60°C	Solid wth weld bead	No
D100-LT-SLW-SRY	D100	-60°C	Solid wth weld bead	Yes
D040NV-RT-SHL-SRN	D040NV	Room temperature	Shell	No
D040NV-RT-SHL-SRY	D040NV	Room temperature	Shell	Yes
D040NV-RT-SLD-SRN	D040NV	Room temperature	Solid w/o weld bead	No
D040NV-RT-SLD-SRY	D040NV	Room temperature	Solid w/o weld bead	Yes
D040NV-RT-SLW-SRN	D040NV	Room temperature	Solid wth weld bead	No
D040NV-RT-SLW-SRY	D040NV	Room temperature	Solid wth weld bead	Yes
D040NV-LT-SHL-SRN	D040NV	-60°C	Shell	No
D040NV-LT-SHL-SRY	D040NV	-60°C	Shell	Yes
D040NV-LT-SLD-SRN	D040NV	-60°C	Solid w/o weld bead	No
D040NV-LT-SLD-SRY	D040NV	-60°C	Solid w/o weld bead	Yes
D040NV-LT-SLW-SRN	D040NV	-60°C	Solid wth weld bead	No
D040NV-LT-SLW-SRY	D040NV	-60°C	Solid wth weld bead	Yes
D040NU-RT-SHL-SRN	D040NU	Room temperature	Shell	No
D040NU-RT-SHL-SRY	D040NU	Room temperature	Shell	Yes
D040NU-RT-SLD-SRN	D040NU	Room temperature	Solid w/o weld bead	No
D040NU-RT-SLD-SRY	D040NU	Room temperature	Solid w/o weld bead	Yes
D040NU-RT-SLW-SRN	D040NU	Room temperature	Solid wth weld bead	No
D040NU-RT-SLW-SRY	D040NU	Room temperature	Solid wth weld bead	Yes
D040NU-LT-SHL-SRN	D040NU	-60°C	Shell	No
D040NU-LT-SHL-SRY	D040NU	-60°C	Shell	Yes
D040NU-LT-SLD-SRN	D040NU	-60°C	Solid w/o weld bead	No
D040NU-LT-SLD-SRY	D040NU	-60°C	Solid w/o weld bead	Yes
D040NU-LT-SLW-SRN	D040NU	-60°C	Solid wth weld bead	No
D040NU-LT-SLW-SRY	D040NU	-60°C	Solid wth weld bead	Yes

치 해석은 Table 1과 같이 진행되었다. 시편의 종류, 환경 온도, 요소의 종류, 변형률 속도의 유무에 따라 총 36개의 해석이 수행되었다.

### 3.1 수치 해석 결과

Fig. 12는 낙하체의 충격에 의한 변형 이력을 나타낸다. 전술한바와 같이 고속 카메라를 이용하여 시편의 변형을 녹화한 후

영상 분석 소프트웨어를 이용하여 변형 이력을 추출할 수 있었다. 이를 Fig. 12에 “Video measurement”라 정의하였다. 또한 수작업을 통하여 실측한 잔류 변형을 Fig. 12에 “Residual measurement”라 정의하였다. 시편 보강재 하부의 길이 방향 중심에서 최대 변형이 발생하였기 때문에 수치 해석에서는 변형 이력을 시편 하부 중심에서 추출하였다. 본 논문에서는 정반을 해석 모델에 포함하지 않았기 때문에 정반의 탄성 변형이 포함

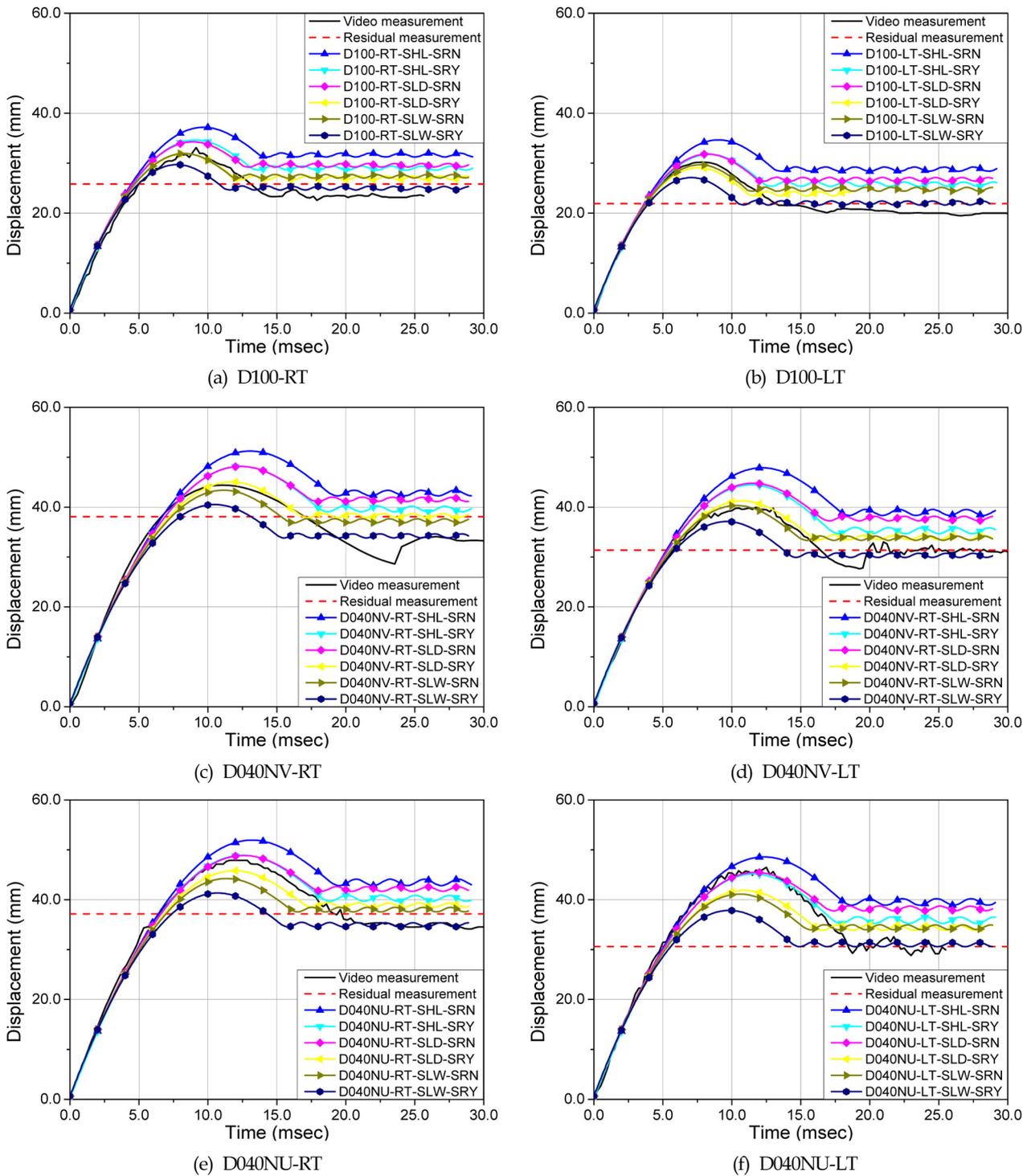


Fig. 12 Deflection history for each analysis case

될 수 있는 최대 처짐보다는 잔류 변위 관점에서 해석과 실험 결과를 비교하는 것이 타당하다고 판단하였다.

Fig. 12 (a)는 상온에서 실시된 D100 보강관 시편의 변형 이력 비교이다. 영상 분석에 의한 잔류 변형이 수작업 실측에 비하여 약간 작게 나타났다. 수치 해석 결과를 살펴보면 변형률 속도를 고려하지 않은 셸 요소 모델(D100-RT-SHL-SRN)이 실험값에 비

하여 현저히 크게 발생하였으며, 변형률 속도를 고려한 셸 요소 모델(D100-RT-SHL-SRY)의 경우 실험값에 접근하는 것을 확인할 수 있다. 반면 변형률 속도를 고려하지 않은 고체 요소 모델(D100-RT-SLD-SRN)이 변형률 속도를 고려한 셸 요소 모델(D100-RT-SHL-SRY)에 비하여 실험값에 미소하게 가까운 결과를 보여준다. 여기에 변형률 속도 효과를 포함(D100-RT-SLD-SRY)

한다면, 실험값에 확실하게 근접한 잔류 변형을 확인할 수 있다. 용접 각장의 효과를 고려(D100-RT-SLW-SRN)한다면 실험값에 좀더 접근하고, 여기에 변형률 속도의 효과를 고려(D100-RT-SLW-SRY)한다면 수치 해석에 의한 잔류 변형이 실측 잔류 변형과 영상 분석 잔류 변형 사이 구간에 존재함을 확인할 수 있다. 이러한 현상은  $-60^{\circ}\text{C}$  실험 및 해석(Fig. 12 (b))에서도 거의 동일하게 나타남을 확인할 수 있다. Fig. 12 (a)와 (b)를 비교해보면 상온에 비하여 저온에서의 변형의 크기가 확연하게 감소하였음을 확인할 수 있었다.

D040NV-RT(Fig. 12 (c) 참조)를 제외한 모든 실험에서 변형률 속도를 고려할 경우 실험과 일치하는 경향을 관찰할 수 있었다. D040NV-RT의 경우 영상 분석과 실측을 통한 잔류 변형의 크기에 비교적 큰 차이가 있어서 수치 해석 결과와의 상관관계에 대하여 명확한 결론을 도출하긴 어렵지만, 영상 분석 결과가 정확하다면 동일한 경향성을 나타내는 것으로 결론지을 수 있다.

### 3. 결 론

쇄빙선과 같은 극한지 선박은 지속적인 쇄빙 충격력에 노출될 수밖에 없으므로, 소재 및 구조 차원의 내충격 특성을 검증할 수행하기 위하여 본 연구의 1부에서는 소재 특성을 규명하기 위한 실험적 연구를 소개하였으며, 2부에서는 구조의 내충격 거동에 대한 실험과 수치 해석에 대한 내용이 소개되었다.

국내 유일의 쇄빙선인 아라온호의 선측 빙대역 구조를 1/3 수준으로 축적하여 3 종류의 보강판 시편을 설계 제작하였다. 또한 아라온호의 설계 속도를 감안하여 낙하체를 설계 제작하였고 낙하 높이를 결정하였다. 전자석 형식의 낙하 장치를 설계 제작하여 낙하체를 낙하시킬 수 있었다. 또한 대형 챔버를 설계 제작하여 액화 질소를 이용한 냉각 능력을 테스트한 결과 온도 강하 및 보지 능력을 확인하였다.

실제 충격 굽힘 실험에서 고속 카메라를 이용하여 변위 이력을 측정할 수 있었다. 또한 시편의 잔류 변위를 수동으로 측정 한 결과 세가지 보강판 시편에서의 잔류 변형은 상온보다 저온에서 현저히 감소하는 것을 확인할 수 있었다.

충격 굽힘 실험의 시뮬레이션을 위하여 셸 요소 모델, 용접 각장 없는 고체 요소 모델, 용접 각장 있는 고체 요소 모델을

생성하였다. 또한 변형률 속도의 영향을 관찰하기 위하여 변형률 속도 효과에 의한 유동 응력의 증가를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우로 분류하여 해석을 진행하였다. 용접 각장을 포함한 고체 요소 모델이 실험과 가장 일치하는 것으로 확인되었지만, 이 경우에도 변형률 속도를 고려해야만 실험 결과와 유사한 변위 이력을 나타냄을 확인하였다. 결론적으로 보강판의 내충격 해석을 위한 수치적 기법을 제시하였으며, 빙해 강재의 내충격 특성을 정밀하게 추정하기 위해서는 변형률 속도의 영향을 정확하게 고려할 필요가 있음을 제시하였다.

향후 파단을 동반하는 실험을 통하여 내충격으로 인한 파단의 영향을 검토할 예정이며, 변형률 속도 효과에 대하여 좀더 안정적인 데이터를 확보하여 이를 바탕으로 변형률 속도의 영향에 대한 구조물의 거동 특성에 대한 분석이 요구된다.

### 후 기

본 논문은 포스코(주)의 연구비 지원으로 수행되었음을 알립니다. 또한 산업통상자원부 해양플랜트특성화대학사업과 해양수산부 해양에너지융복합인력양성사업의 지원에 감사드립니다.

### References

- Min, D.K., 2011. On the Plastic and Fracture Damage of Ice Class Vessel Structures Subjected to Impact Loadings. University of Ulsan, Ph.D. Thesis.
- Finnish Maritime Administration (FMA), 2005. Finnish-Swedish Ice Class Rules The Structural Design and Engine Output Required of Ships for Navigation in Ice. FMA.
- International Association of Classification Societies (IACS), 2011. Requirements Concerning Polar Class. IACS.
- Kujala, P., 1991. Damage Statistics of Ice-strengthened Ships in the Baltic Sea Research report 50, Finnish Board of Navigation.
- Simulia, 2008. Abaqus User Manual.
- Serway, R.A., Jewett, J.W., 2010. Physics for Scientists and Engineers 8<sup>th</sup> edition. Cengage Learning

# Similarity-based Damage Detection in Offshore Jacket Structures

Cheon-Hong Min\*, Hyung-Woo Kim\*, Sanghyun Park\*, Jae-Won Oh\* and Bo-Woo Nam\*

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

## 유사도 기반 해양 자켓 구조물 손상추정

민천홍\* · 김형우\* · 박상현\* · 오재원\* · 남보우\*

\*선박해양플랜트연구소

**KEY WORDS:** Damage detection 손상추정, Cosine similarity 코사인 유사도, Structural health monitoring 구조건전성 모니터링, Offshore structure 해양구조물, Damage index 손상지수

**ABSTRACT:** This paper presents an effective damage detection method for offshore jackets using natural frequency change ratios. Two parameters, cosine similarity and magnitude index, are considered to estimate the location and severity of the damage in the structure. A numerical jacket structure model is considered to verify the performance of the proposed method. As observed through analysis, the damages in the structure are detected accurately.

### 1. 서 론

해양 자켓 구조물은 해양 석유 개발, 해양 온도차 발전, 해양 풍력발전 등 해양산업에서 다양하게 적용되고 있다. 이러한 해양 자켓 구조물은 극한 해양환경(파도, 조류, 해풍, 수압, 와류진동, 염분 등)에 장기간 노출된 상태로 운용되기 때문에 구조가 손상될 가능성이 높다. 더욱이 해양에 위치한 특성상 손상이 발생할 경우 인명피해, 환경피해, 경제피해 등이 매우 크게 발생할 수 있다. 특히 2010년 4월 멕시코만에서 발생한 Macondo 사고 이후 해양 구조물의 구조적 안전성에 대한 관심이 크게 고조되고 있으며, 구조물 건전성 감시를 위한 연구의 필요성이 대두되고 있다.

또한, 해양 구조물이 해체되거나 수명연장을 위한 유지/보수 작업이 필요한데, 초기 설계수명 이상으로 사용하기 위해서는 운용 중에 발생한 크고 작은 손상을 판별하고 제때에 수리작업을 수행하여야 한다. 그리고 안전한 해체작업을 위해서는 운용 중에 발생한 손상 정보 및 수리이력에 관한 정보 제공이 필요하다. 이러한 정보 제공을 위해서는 구조물에 발생한 손상을 추정하는 시스템의 적용이 요구된다.

현재까지 다양한 손상추정 기법들을 활용한 해양 자켓 구조물 손상탐지 연구가 활발히 진행되고 있다. Kim and Stubbs

(1994)는 자켓 구조물의 손상추정을 위해 소수의 모드형상을 이용하였으며, Kim et al.(2000)은 소수의 진동모드 특성치와 패턴 인식 알고리즘을 이용한 손상추정 기법을 제시하였다. Park et al.(2011)은 고유진동수와 모드형상을 이용해 자켓 구조물의 손상을 추정하였다. Li et al.(2008), Mojtahedi et al.(2011), Malekzhehtab and Golafshani(2013), Shen et al.(2015)들은 모델 개선(Model updating) 기법을 이용하여 해양 자켓 구조물의 구조손상을 추정하는 연구를 수행하였다. Min et al.(2011)은 조류발전 구조물의 장기 건전성 모니터링을 위하여 전기-역학적 임피던스 기반 모니터링 기법을 연구하였으며, Kim et al.(2012)은 해상풍력발전기 지지구조물 손상추정을 위하여 신경망기법을 이용하는 연구를 수행하였다. Liu et al.(2014)는 해양 자켓 구조물의 손상추정을 위해 변형에너지를 이용하는 연구를 수행하였다. Min et al.(2015) 메타모델링 기반 손상추정 기법 연구를 수행하였으며, 최근 Kim et al.(2016)은 구조물 건전성 평가에 관한 국내 연구를 정리하였다.

그러나 아직까지 해결되지 못한 문제들이 있다. 우선, 모델 개선기법과 같은 연구들은 유한요소 모델의 개선을 통해 손상을 추정하기 때문에 많은 계산량이 요구되는 단점이 있으며, 손상 전 모델과 손상 후 모델의 고유진동수, 모드형상 등과 같은 진동특성 비교를 통해 손상 크기와 손상 위치를 추정하는 연구

Received 31 May 2016, revised 27 July 2016, accepted 18 August 2016

Corresponding author Cheon-Hong Min: +82-42-866-3886, chmin@kriso.re.kr

© 2016, The Korean Society of Ocean Engineers

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

들은 초기 구조물의 진동특성이 계측된 경우에만 손상추정이 가능한 단점이 있다. 또한, 현장 시설 운용자들이 적용하기에는 매우 복잡한 해석절차를 가지는 경우가 많았다.

본 연구에서는 이러한 단점(모델 개선을 위한 반복 계산, 복잡한 손상추정 절차, 손상 전 정보 필요 등)을 개선하고자 고유진동수 변형량의 유사도를 이용한 손상추정 기법을 제안한다. 이 기법은 각 요소의 손상 정도에 따른 고유진동수 변화량을 추출하여 고유진동수 변형량 행렬을 구성하고, 실제 응답 데이터로부터 고유진동수 변형량이 계측되었을 때, 변형량의 유사도를 계산하여 손상 부재 및 손상도를 추정하는 방법이다. 이러한 손상추정 기법의 초기 연구로써 3차원 자켓 구조물을 대상으로 손상 시나리오를 작성하여 제시된 기법의 효용성을 검증하였다.

## 2. 유사도 기반 손상추정

본 연구에서는 코사인 유사도(Cosine similarity)와 크기지수(Magnitude index)를 사용하여 구조물에 발생한 손상의 크기 및 위치를 추정하였으며, 손상추정 흐름은 다음과 같다.

Step 1. 대상 구조물의 요소별 강성변화에 따른 고유진동수 변화율을 계산한다. 고유진동수 변화율은 아래와 같다.

$$z_{i,j} = \frac{f_{i,j}^* - f_j}{f_j} \tag{1}$$

여기서,  $f_{i,j}^*$ 은  $i$ 번째 요소의 강성이 변경되었을 때 계산되는  $j$ 차 모드 고유진동수를 의미하며,  $f_j$ 은 강성이 변경되기전(손상이 없는 상태) 계산된  $j$ 차 모드 고유진동수를 나타낸다. 요소강성 변형에 따른 고유진동수 변형을 행렬은 아래와 같다.

$$[S] = \begin{bmatrix} \vec{s}_1 \\ \vec{s}_2 \\ \vdots \\ \vec{s}_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial z_{1,1}}{\partial k_1} & \frac{\partial z_{1,2}}{\partial k_1} & \dots & \frac{\partial z_{1,n}}{\partial k_1} \\ \frac{\partial z_{2,1}}{\partial k_2} & \frac{\partial z_{2,2}}{\partial k_2} & \dots & \frac{\partial z_{2,n}}{\partial k_2} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial z_{m,1}}{\partial k_m} & \frac{\partial z_{m,2}}{\partial k_m} & \dots & \frac{\partial z_{m,n}}{\partial k_m} \end{bmatrix} \tag{2}$$

여기서,  $[S]$ 의 각 행벡터는 요소별 강성변화에 따른 고유진동수 변화율을 나타내며,  $i$ 번째 요소 변화에 따른 변화율 벡터를  $s_i$ 로 나타낸다.

Step 2. 점검 주기별 획득된 고유주기의 변화량을 분석하여 손상 여부를 판단(위험신호 판별)한다.

실제의 경우 손상추정에 사용될 고유진동수는 센서기반의 신호분석을 통해 획득된다. 최근 규모가 큰 구조물(교량, 고층빌딩 등)의 고유진동수 분석을 위한 다양한 신호분석기법들이 연구되고 있다. 규모가 큰 구조물의 경우 가진력의 크기와 위치를 파악하기 어렵기 때문에 기존에 많이 적용되던 전달함수기반 분석기법의 적용이 어렵다. 이러한 단점을 극복하기 위해 응답

데이터만을 이용한 분석기법이 개발되어 많은 연구에 적용되고 있다(Brincker et al., 2001). 이러한 해석기법을 활용하여 해양구조물과 해양라이저의 고유진동수를 분석하려는 몇몇 연구가 진행되었다(Yang et al., 2006; Li et al., 2012; Rivero-Angeles et al., 2014). 구조물에 부착된 센서를 통해 점검 주기별 획득된 고유진동수들을 정리하면 다음과 같다.

$$[D] = \begin{bmatrix} \vec{D}^1 \\ \vec{D}^2 \\ \vdots \\ \vec{D}^p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_1^1 & f_2^1 & \dots & f_n^1 \\ f_1^2 & f_2^2 & \dots & f_n^2 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ f_1^p & f_2^p & \dots & f_n^p \end{bmatrix} \tag{3}$$

여기서,  $\vec{D}^p$ 는  $p$ 번째 주기에서 측정된 고유진동수들의 벡터를 의미하며,  $f_i^p$ 는  $p$ 번째 주기에서 획득된  $i$ 차 고유진동수를 나타낸다.

손상여부를 판단하기 위한 경고지수(Warning index)는 아래와 같다.

$$WI_i^p = \frac{f_i^p - f_i^{p-1}}{f_i^{p-1}} \tag{4}$$

분포도를 고려하여 경고지수를 정규화 하면,

$$NWI_i^p = \frac{WI_i^p - \mu_i}{\sigma_i} \tag{5}$$

여기서,  $\mu_i$ 과  $\sigma_i$ 은 각각  $p$ 번째 주기까지 측정된  $i$ 차 모드 경고지수의 평균과 표준편차를 의미한다.  $p$ 번째 주기에서 손상의 발생 여부를 판단하기 위해서는 다음과 같이 기준값(Threshold value)과의 비교가 필요하다. 표준정규분포표를 참고하면 기준값이 3일 경우 손상이 발생된 가능성이 99.87%이며, 2와 1일 경우 각각 97.7%와 84%이다. 만약  $d$ 번째 측정에서 계산된 정규화된 경고지수가 기준값 이상일 경우 손상이 발생된 것으로 판단할 수 있으며, 이때 계측된 고유진동수의 변형량을 계산하면 다음과 같으며  $\vec{h}$ 로 표현한다.

$$\vec{h} = \left( \frac{f_1^d - f_1^{d-1}}{f_1^{d-1}}, \frac{f_2^d - f_2^{d-1}}{f_2^{d-1}}, \dots, \frac{f_n^d - f_n^{d-1}}{f_n^{d-1}} \right) \tag{6}$$

Step 3. 코사인 유사도와 크기 지수를 이용하여 손상 위치 및 손상 크기를 추정한다.

코사인 유사도를 이용하여  $\vec{s}_i$ 와  $\vec{h}$ 의 유사도를 검색한다. 코사인 유사도는 두 벡터간의 내적 값으로 교각을 구하고, 교각의 코사인 값을 이용하여 두 벡터의 유사도를 계산하는 방법으로 최근 데이터 마이닝 분야에 많이 활용되고 있다. Fig. 1(a)는 두 벡터의 방향이 완전히 일치하는 경우로 유사도 값은 1이며, Fig. 1(b)와 같이 두 벡터가 직교하는 경우 코사인 유사도는 0이며,

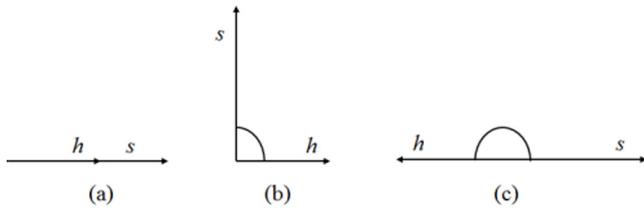


Fig. 1 Cosine similarity illustrated

Fig. 1(c)와 같이 180°인 경우 코사인 유사도는 -1를 갖는다 (Dong et al., 2006). 코사인 유사도는 Fig. 1(a)에서 보여지듯이 두 벡터 방향의 유사성을 판단하는 것으로 벡터 크기의 유사도는 평가하지 못한다.

$$CS_i = \frac{\vec{s}_i \cdot \vec{h}}{\|\vec{s}_i\| \|\vec{h}\|} = \frac{\sum_{j=1}^n s_{i,j} h_j}{\sqrt{\sum_{j=1}^n s_{i,j}^2} \sqrt{\sum_{j=1}^n h_j^2}} \quad (7)$$

손상 위치를 추정하기 위해  $\vec{s}_i$ 를  $\vec{h}$ 로 나누면 다음과 같다. 만약  $\vec{s}_i$ 가  $\vec{h}$ 와 크기는 다르지만 방향성이 일치하는 벡터라면  $\vec{q}_i$ 의 각 성분은 모두 같은 값을 가질 것이다.

$$\vec{q}_i = \frac{\vec{s}_i}{\vec{h}} = (q_{i,1}, q_{i,2}, \dots, q_{i,n}) \quad (8)$$

크기지수는 다음과 같이 계산된다.

$$MI = \frac{1}{\sigma_{q,i}} \quad (9)$$

여기서,  $\sigma_{q,i}$ 는  $\vec{q}_i$ 의 성분의 표준편차를 나타내며 모든 성분이 완전히 같을수록 표준편차는 0에 가깝게 된다.  $\sigma_{q,i}$ 가 작을수록 크기 지수는 커지며, 크기 지수가 클수록 해당 요소에 손상이 발생된 가능성이 큰 것으로 판단할 수 있다.

본 연구에서는 최종적인 손상지수(Damage index)를 코사인 유사도와 크기 지수의 곱으로 정의하였으며, 크기가 클수록 손상 가능성이 큰 것으로 고려하였다.

$$DI_i = CS_i \times MI_i \quad (10)$$

손상지수를 통해 손상점을 추정하고, 손상점에 해당하는  $\vec{q}_i$ 의 평균을 손상의 크기로 고려한다.

### 3. 수치검증

제안된 손상추정 기법을 검증하기 위하여 3차원 자켓 구조물 수치모델을 이용하고자 한다. 검증에 사용된 3차원 자켓 구조물

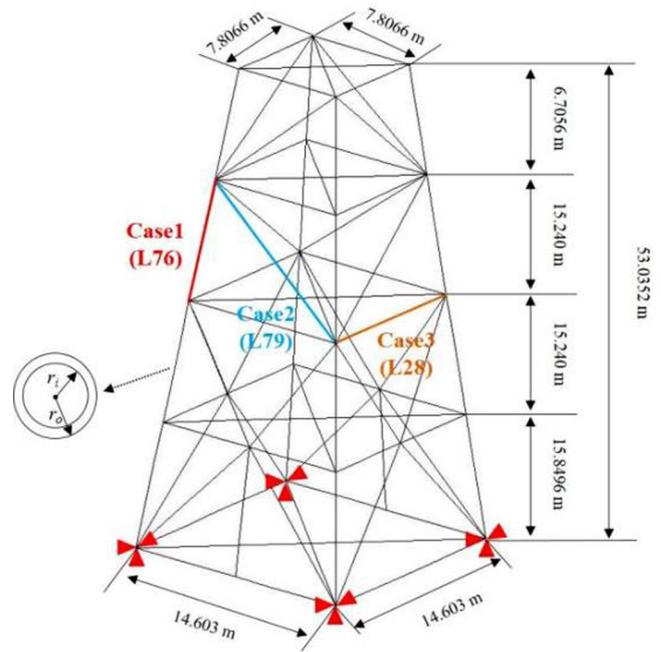


Fig. 2 FE model of a jacket structure

Table 1 Properties of the FE model

Properties	Value	Dimension
Modulus of elasticity, $E$	$2 \times 10^{11}$	N/m <sup>2</sup>
Mass density, $\rho$	7800	kg/m <sup>3</sup>
Outer radius, $r_o$	0.3048	m
Inner radius, $r_i$	0.2921	m

Table 2 Damage scenarios of the FE model

Damage scenario	Damage location	Damage severity [%]
Case 1	L 76	23
Case 2	L 79	10
Case 3	L 28	19

은 상용 유한요소해석 소프트웨어인 ABAQUS를 이용하여 Fig. 2와 같이 모델링 하였다. 자켓 구조물은 빔 요소인 B32를 사용하여 90개의 라인으로 모델링 하였고 각 라인에 균등히 3등분 하여 총 270개의 요소로 구성하였다. 각 부재는 내측 반지름 0.2921m, 외측 반지름 0.3048m인 강봉으로 이루어졌다. 모델링에 사용된 재료의 물성치와 수치는 Table 1과 같다. 경계조건으로 Fig. 2와 같이 하부 네 개의 지지점을 고정하였다. 자켓 구조물의 결합형태로 부식에 따른 단면 감소, 반복 하중에 의한 피로손상, 용접부 균열 및 볼트 풀림에 의한 손상을 들 수 있다. 많은 연구에서 이러한 손상을 강성의 저하로 표현하였다(Kim and Stubbs, 1994; Li et al., 2008; Mojtahedi et al., 2011; Malekzhehtab and Golafshani, 2013). 따라서 본 논문에서도 수치모델의 손상을 요소강성의 감소비로 정의하였으며, Table 2와 같이 3가지 경우의 손상시나리오를 만들어서 검증에 적용하였

**Table 3** Natural frequencies of initial model and damaged models

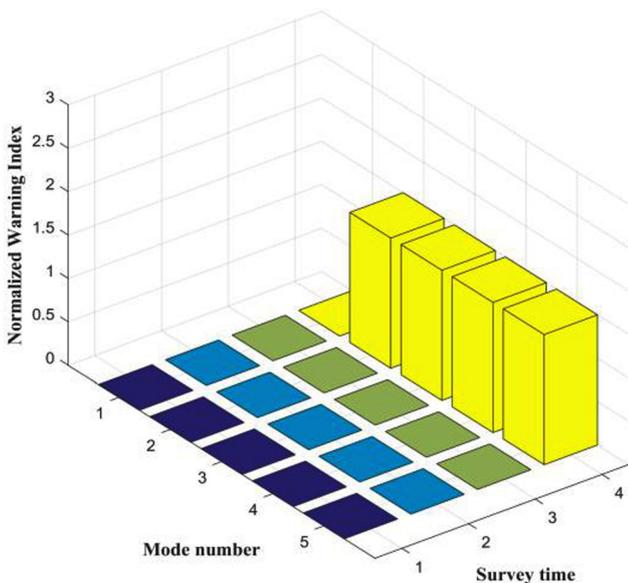
	Initial	Case 1	Case 2	Case 3
1st NF	2.36083	2.36083	2.36083	2.36083
2nd NF	2.69677	2.69559	2.69648	2.69499
3rd NF	2.79452	2.79426	2.79446	2.79446
4th NF	2.98468	2.98406	2.98459	2.98265
5th NF	3.16423	3.16328	3.16385	3.16350

NF : Natural frequency

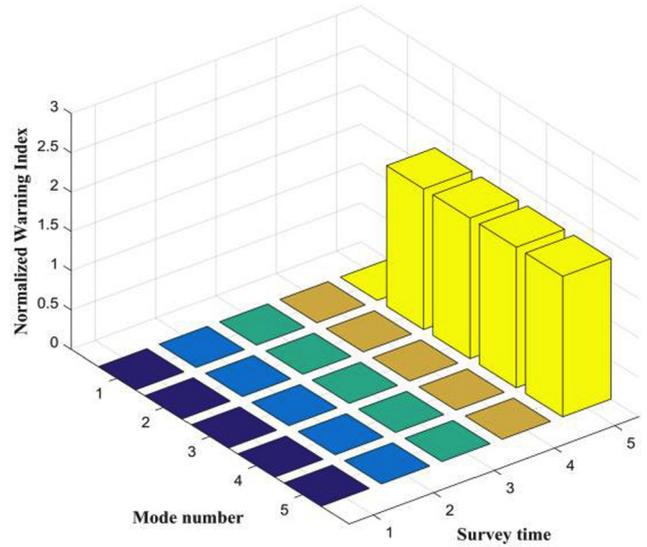
다. Case 1은 수직 부재, Case 2는 대각선 부재, Case 3은 수평 부재에 손상이 발생된 경우이면 각각의 경우 손상정도는 23%, 10%, 19%이다.

손상시나리오별 계산되는 고유진동수와 손상 전 계산되는 고유진동수를 고유치해석을 통해 계산하였으며 Table 3에 정리하였다. 3가지 경우 모두에서 1차 고유진동수 변화가 미비했기 때문에 2차 ~ 5차 고유진동수를 손상추정에 적용하였다.

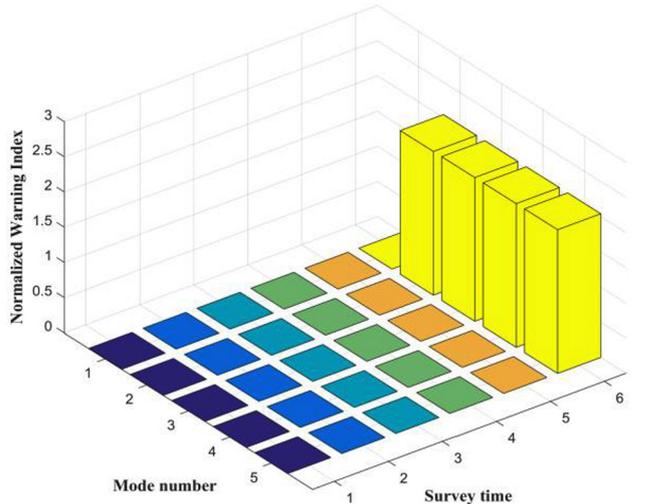
우선 모델에 기반 하여 [5]를 구성하였다. 다음으로 손상이 발생된 시점을 Case 1의 경우 4번째 측정 시점으로 가정하여 [D]를 작성하였다. 다시 설명하면,  $\vec{D}^1$ 부터  $\vec{D}^3$ 까지는 손상이 없는 상태에서 측정된 고유진동수로 구성되며,  $\vec{D}^4$ 는 구조물에 Case 1의 손상이 발생된 경우 계산된 고유진동수가 적용되었다. Case 2와 Case 3의 경우 각각 5번째 측정 시점과 6번째 측정 시점으로 각각의 손상시나리오에서 모두 다른 시점에서 손상이 발생된 것으로 가정하였다. Fig. 3에서 Fig. 5는 Case 1 ~ Case 3의 경우에 계측된 정규화된 손상지수이다. 각 경우 모두에서  $x$ 축은 측정시점,  $y$ 축은 고유진동수 차수,  $z$ 축은 정규화된 손상지수를 나타낸다. 손상판단 기준값을 1(84% 신뢰도)로 정할 경우 Case 1은 4번째, Case 2와 Case 3은 5번째와 6번째 측정시점에



**Fig. 3** Normalized warning index at Case 1



**Fig. 4** Normalized warning index at Case 2



**Fig. 5** Normalized warning index at Case 3

구조 어딘가에 손상이 발생했다는 것을 감지할 수 있었으며, 이 결과는 손상시나리오를 정확히 판단한 것이다.

손상신호가 발생된 시점에 계측된 고유진동수와 그전 측정시점에 계측된 고유진동수의 변화율을 계산하여  $\vec{h}$ 를 획득하였다. 식 (8) ~ (10)을 통해 계산된 코사인 유사도, 크기지수, 손상지수를 Case 1의 경우 Fig. 6 ~ 8에, Case 2의 경우 Fig. 9 ~ 11에, Case 3의 경우 Fig. 12 ~ 14에 각각 나타내었다. 손상추정 결과 Case 1은 76 혹은 78번 라인에서 23.55%의 손상이 발생된 것으로 예측되었으며, Case 2에서는 79번 혹은 82번에서 9.77%의 손상이 Case 3에서는 26번 혹은 28번 라인에서 19.12%의 손상이 발생된 것으로 추정되었다. 3가지 경우 모두에서 2개의 요소에서 손상 가능성과 정도가 동일하게 예측되었는데 이러한 원인은 모델의 대칭성에 의한 것으로 판단된다. 이상의 추정 결과를 Fig. 15와 Table 4에 정리하였다.

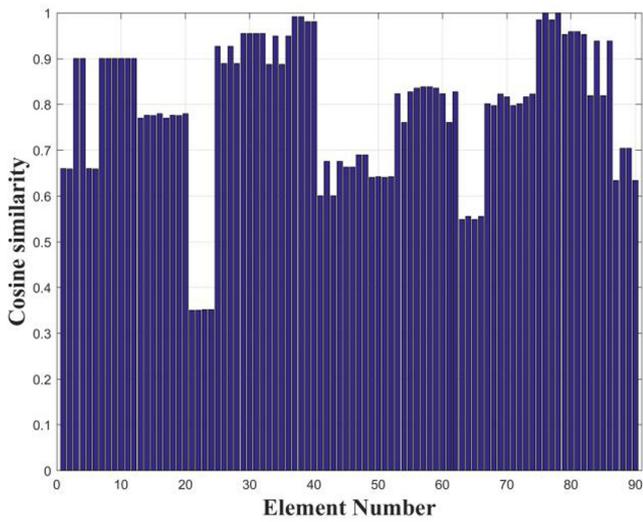


Fig. 6 Cosine similarity at Case 1

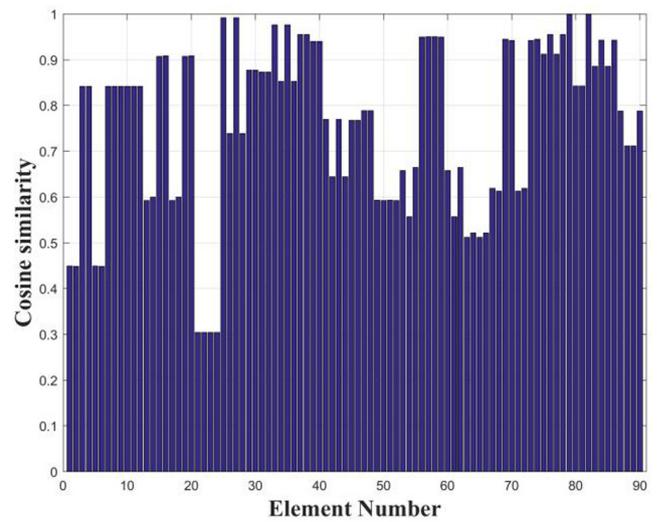


Fig. 9 Cosine similarity at Case 2

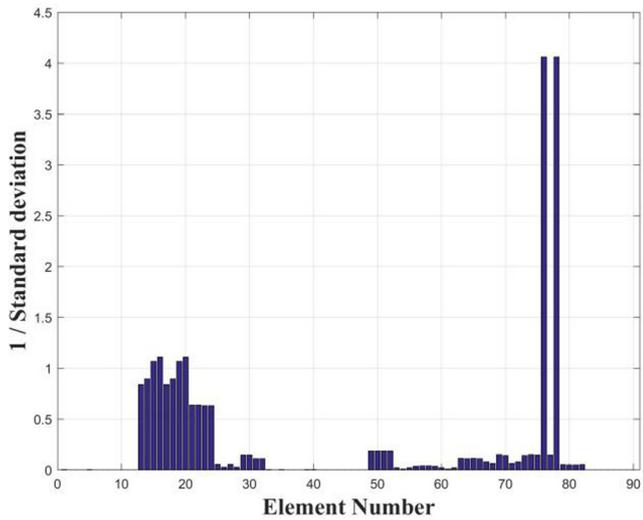


Fig. 7 Magnitude index at Case 1

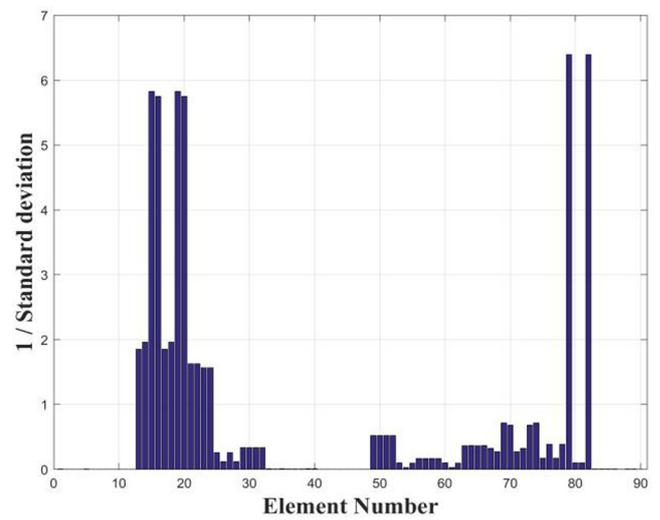


Fig. 10 Magnitude index at Case 2

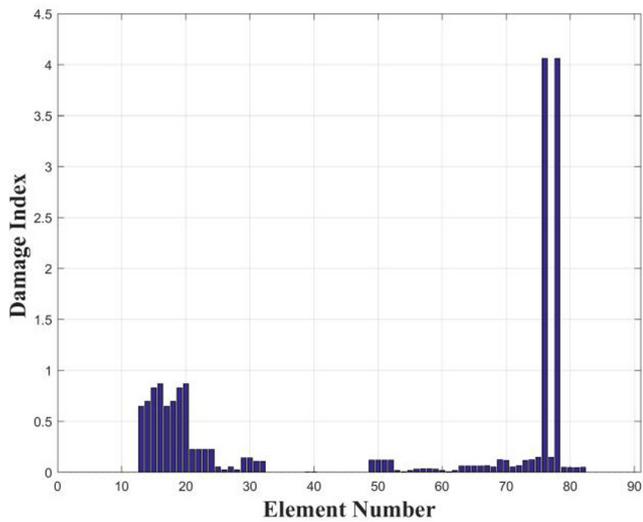


Fig. 8 Damage index at Case 1

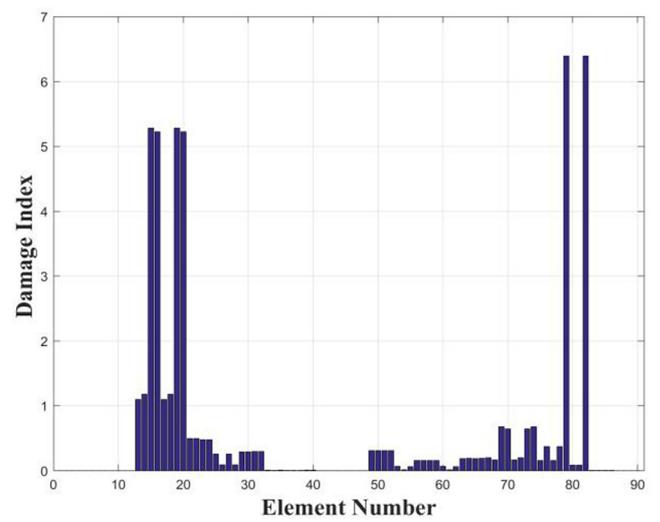


Fig. 11 Damage index at Case 2

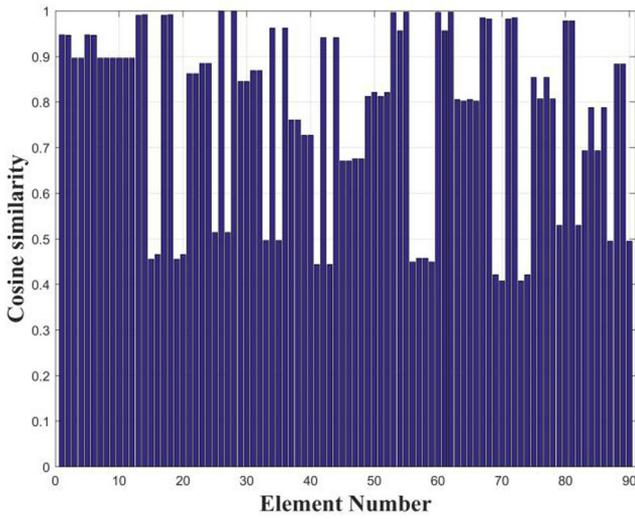


Fig. 12 Cosine similarity at Case 3

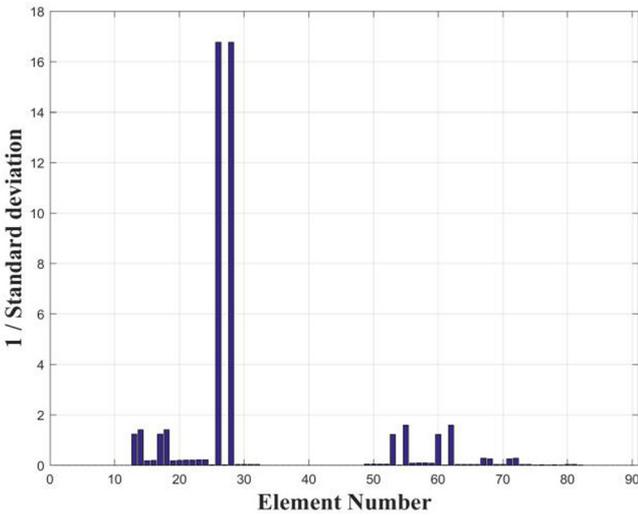


Fig. 13 Magnitude index at Case 3

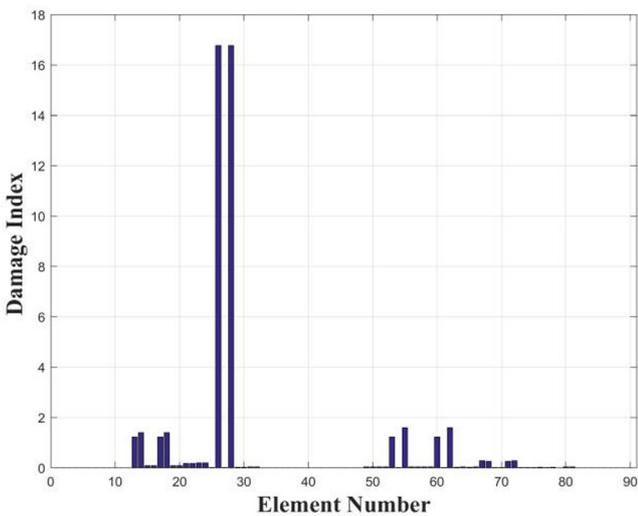


Fig. 14 Damage index at Case 3

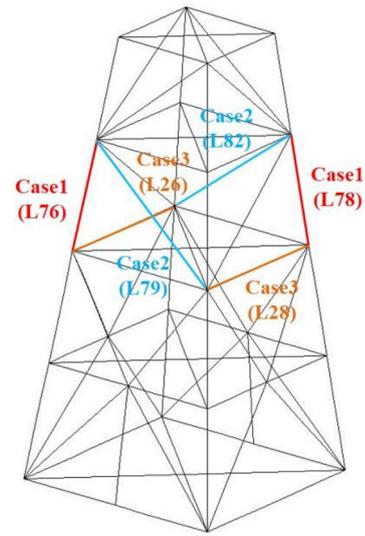


Fig. 15 Results of damage detection

Table 4 Predicted damage locations and severities

Damage scenario	Damage location predicted	Damage severity predicted [%]
Case 1	L 76 or L 78	23.55
Case 2	L 79 or L 82	9.77
Case 3	L 26 or L 28	19.12

#### 4. 결 론

본 연구에서는 해양 자켓 구조물의 손상추정을 위해 고유진동수 변형을 벡터의 유사도를 이용하는 기법을 제안하였으며, 제안된 기법을 3차원 자켓 구조물 수치 손상 모델을 통해 검증하였다. 그 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 해양 자켓 구조물의 고유진동수를 지속적으로 모니터링할 수 있다면, 고유진동수 변형량을 이용한 경고지수 분석을 통해 구조물에 손상이 발생하는 시점을 정확히 예측할 수 있을 것으로 판단된다.

(2) 구조물에 발생된 손상의 위치와 손상 크기를 판별하기 위해서 구조물의 고유진동수 변화량만이 요구되기 때문에 추가적인 해석이나 모델 개선과 같은 작업이 필요하지 않았다. 이러한 장점은 실제 구조물 모니터링 시스템 구성에 큰 장점으로 작용할 것으로 생각된다.

(3) 대상 구조물의 모델링 정보만 있다면 [5]를 구성할 수 있기 때문에 모니터링 시스템 없이 운용되어오던 해양 자켓 구조물의 손상추정에도 적용 가능할 것으로 보인다. 다만 구조물이 장시간 운용되면서 발생된 미소 변형들을 수치모델에 투영하기 위한 모델 개선 작업이 필요할 것이다.

본 논문에서 제시한 구조물 손상추정 기법을 실제 구조물에 적용하기 위해서는 아직 많은 연구가 필요하다. 우선 해양에 설치된 대형 구조물의 고유진동수를 정확히 추정할 수 있어야 한다. 고유진동수를 정확히 추정하기 위해서는 해양에서 사용자

능한 센서와 케이블이 필요하며 신호 증폭 및 노이즈 제거를 위한 필터 등의 시스템이 필요하다. 또한 계측된 센서 신호를 분석하여 고유진동수를 추정할 수 있는 추정 기법도 필요하다. 또한 손상이 다점에서 발생된 경우에도 손상을 추정할 수 있는 추가적인 연구가 필요할 것으로 생각된다.

## 후 기

본 연구는 해양수산부 지원으로 수행되고 있는 “해양플랜트 산업지원센터 구축 및 운영”과제와 선박해양플랜트연구소 주요 사업으로 수행되고 있는 “해양플랜트구조물 해체 프로세스 기반 기술 개발”과제의 연구결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

## References

- Brincker, R., Zhang, L., Andersen, P., 2001. Modal Identification of Output-only Systems using Frequency Domain Decomposition. *Smart Materials and Structures*, 10, 441-445.
- Dong, Y., Sun, Z., Jia, H., 2006. A Cosine Similarity-based Negative Selection Algorithm for Time Series Novelty Detection. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 20, 1461-1472.
- Kim, J.T., Ryu, Y.S., Jung, S.O., Choo, S.H., 2000. Pattern Recognition of Modal Sensitivity for Structural Damage Identification of Truss Structure. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 14(1), 80-87.
- Kim, J.T., Sim, S.H., Cho, S., Yun, C.B., Min, J., 2016. Recent R&D Activities on Structural Health Monitoring in Korea. *Structural Monitoring and Maintenance*, 3(1), 91-114.
- Kim, J.T., Stubbs, N., 1994. Damage Detection in Jacket-type Offshore Structures from Few Mode Shapes. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 8(1), 144-153.
- Kim, S.R., Lee, J.W., Kim, B.K., Lee, J.S., 2012. Damage Estimation Method for Monopile Support Structure of Offshore Wind Turbin. *Transactions of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering*, 22(7), 667-675.
- Li, H., Li, P., Hu, S.L.J., 2012. Modal Parameter Estimation for Jacket-type Platforms using Noisy Free-vibration Data: Sea Test Study. *Applied Ocean Research*, 37, 45-53.
- Li, H., Wang, J., Hu, S.L.J., 2008. Using Incomplete Modal Data for Damage Detection in Offshore Jacket Structures. *Ocean Engineering*, 35, 1793-1799.
- Liu, F., Li, H., Li, W., Wang, B., 2014. Experimental Study of Improved Modal Strain Energy Method for Damage Localisation in Jacket-type Offshore Wind Turbines. *Renewable Energy*, 72, 174-181.
- Malekzehtab, H., Golafshani, A.A., 2013. Damage Detection in an Offshore Jacket Platform using Genetic Algorithm based Finite Element Model Updating with Noisy Modal Data. *Procedia Engineering*, 54, 480-490.
- Min, C.H., Cho, S.G., Oh, J.W., Kim, H.W., Hong, S., Nam, B.W., 2015. Study on Damage Detection Method using Meta Model. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 29(5), 351-358.
- Min, J., Shim, H., Yun, C.B., Yi, J.H., 2011. Impedance-based Long-term Structural Health Monitoring for Tidal Current Power Plant Structure in Noisy Environments. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(4), 59-65.
- Mojtahedi, A., Lotfollahi Yaghin, M.A., Hassanzadeh, Y., Etefagh, M.M., Aminfar, M.H., Aghdam, A.B., 2011. Developing a Robust SHM Method for Offshore Jacket Platform using Modal Updating and Fuzzy Logic System. *Applied Ocean Research*, 33, 398-411.
- Park, S.Y., Park, D.C., Kim, E.H., Kim, H.S., 2011. Damage Evaluation on a Jacket Platform Structure Using Modal Properties. *Proceeding of the Twenty-first International Offshore and Polar Engineering Conference*, Maui, Hawaii, USA, 1, 245-250.
- Rivero-Angeles, F.J., Vazquez-Hernandez, A.O., Martinez, U., 2014. Vibration Analysis for the Determination of Modal Parameters of Steel Catenary Risers Based on Response-only Data. *Engineering Structures*, 59, 68-79.
- Shen, J., Liu, F., Li, H., Xu, L., Liang, B., 2015. Assessment of the Damages Occurring Between Two Adjacent Measurements for an Aging Offshore Platform. *Ocean Engineering*, 109, 372-380.
- Yang, H.Z., Park, H.L., Choi, K.S., Li, H.J., 2006. Comparison Between Field Test and Numerical Analysis for a Jacket Platform in Bohai Bay, China. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 20(2), 1-7.

# Development of Ship Plate Member Design System Reinforced by Doubler Plate Subjected to Biaxial In-plane Compressive Load

Juh-Hyeok Ham\*

\*Department of Mechatronics Engineering, Halla University, Wonju, Korea

## 양축 면내 압축하중 하의 이중판보강 선박판부재의 설계시스템 구축

함주혁\*

\*한라대학교 메카트로닉스공학과

**KEY WORDS:** Doubler plate design 이중판 설계, Nonlinear structural analysis 비선형 구조해석, Optimum structural design 최적 구조 설계, Hybrid structural design system 하이브리드 구조설계시스템, Biaxial in-plane compressive load 양축 면내 압축하중, Equivalent plate thickness 등가 판두께

**ABSTRACT:** Because of the importance of steel material saving and rational ship structural design due to the rapid increase in steel prices, a ship structural design system was developed for plate members reinforced by doubler plates subjected to biaxial in-plane compressive loads. This paper mainly emphasizes the design system improvement and upgrade according to the change in the in-plane loading condition of the doubler plate from the single load discussed in a previous paper to the biaxial in-plane compressive load discussed in this paper. A direct design process by a structural designer was added to this developed optimized system to increase the design efficiency and provide a way of directly inserting a designer's decisions into the design system process. As the second stage of preliminary steps of doubler design system development, design formulas subjected to these biaxial loads used in the doubler plate design system were suggested. Based on the introduction of influence coefficients  $K_{t_c}$ ,  $K_{t_d}$ ,  $K_{b_c}$  and  $K_{b_d}$  based on the variations in the doubler length, breadth, doubler thickness, and average corrosion thickness of the main plate reinforced by the doubler plate, respectively, the design formulas for the equivalent plate thickness of the main plate reinforced by the doubler plate were also developed, and a hybrid design system using these formulas was suggested for the doubler plate of a ship structure subjected to a biaxial in-plane compressive load. Using this developed design system for a main plate reinforced by a doubler plate was expected to result in a more rational reinforced doubler plate design considering the efficient reinforcement of ship plate members subjected to these biaxial loads. Additionally, a more detail structural analysis through local strength evaluations will be performed to verify the efficiency of the optimum structural design for a plate member reinforced by a doubler plate.

### 1. 서 론

선박 판부재의 보강을 위해 판부재 내부에 국부적으로 다른 판을 겹쳐서 붙이는 이중판 보강법은 여러 가지 강도상의 문제와 규정상의 제약 때문에 간편하고 손쉬운 방법임에도 불구하고 소외되고 있는 실정으로(KR, 1999) 새 보강판 부재로 대체 혹은 수리하기 위해 주기관인 엔진을 들어내는 등 고비용이 발생된다.

본 연구에서는 이들 문제점을 보완하는 차원에서 상대적으로 설계자의 입장에서 이중판 보강법이 가능할 경우 보다 효율적으로 사용될 수 있는 설계시스템 즉, 구조 최적화의 단점을 극복하면서

설계자의 강도검토가 설계와 더불어 본 시스템에서 동시에 이루어질 수 있는 구조설계 시스템인 하이브리드 설계시스템의 틀을 구축하여 보다 복잡한 하중에 대해서도 초기설계 구축 데이터로 사용될 수 있는 바람직한 이중판보강 선박판부재의 초기설계시스템을 단계별 업그레이드를 통해 완성하고자 한다.

일반적인 구조합리성 연구자료(Ham, 1997; Ham and Kim, 1998)에서는 구조 설계자들이 최적설계 이론적 접근에 대한 어려움과 실무적 적용경험의 부족으로 설계시스템을 이용한 바람직한 개선된 구조결과를 제시하기 힘들고 최적화의 기법상의 이해와 경험부족에 따른 실무 적용성의 한계 등 다양한 최적화

Received 1 February 2016, revised 22 August 2016, accepted 22 August 2016

Corresponding author Juh-Hyeok Ham: +82-33-760-1236, jhham@halla.ac.kr

© 2016, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KSOE 2015 in Daejeon.

법을 이용한 실용적 문제점들이 존재하고 있다. 이에 따라 본 논문에서는 우선 크게 복잡하지 않고 많이 사용되고 있으며 구조설계 변경으로 개선의 여지가 충분하다고 사료되는 일축방향 면내압축하중 연구(Ham, 2014)에 이어 본 연구에서는 양축방향 면내 압축의 복합하중이 주 하중인 이중판 보강 선박판부재를 대상으로 합리적인 최적화된 형상을 제시하고 강도 및 설계변화와 그 적합성을 한 설계시스템에서 평가하고 검토할 수 있는 하이브리드 구조설계 시스템의 프로토타입 형태를 개선코자하였다.

## 2. 이중판 보강을 위한 선박 판부재의 선정

여기서의 선박 판부재의 선정은 판부재 내부에 보강용 이중판이 내부에 존재하는 제한적인 이중판 보강구조에 대해, 그리고 이중판으로 보강되는 판부재의 가로세로비와 이중판 적용에 대한 대상범위를 설명한다.

### 2.1 이중판 보강용 판부재의 가로세로비 및 세장비

선박 판부재의 선정을 위한 다양한 유형의 선박 판부재 관련 자료가 필요하므로 매우 다양한 관련한 자료의 수집, 분류 그리고 정리를 필요로 한다. 따라서 대상의 단순화를 위해 본 논문에서 보강판이 부착될 판부재 구조의 모델로 실적선의 데이터가 상대적으로 축적된 양이 많이 있고 취득이 비교적 간편한 국내 대형 선박건조 실적이 많은 조선소의 산적화물선의 늑판과 중보강재의 간격을 대표적 판부재의 가로세로비를 정하는데 활용하였다. 이 자료수집의 한 정리 예(Ham, 1999)를 Table 1에 제시하였고 이를 활용하였다.

본 연구는 각종 중보강재 및 횡능골로 둘러싸인 판부재의 내부에 보강용 이중판이 부착된 이중판보강 판부재에 국한한다. 한 판부재의 주변은 중보강재와 횡능골로 판에 수직방향으로 강하게 지지된 보강구조이나 해석의 단순화와 안전성 측면에서 판부재의 주변은 단순지지로 가정하고 기 개발된 좌굴평가식과 연계하여 양축 면내 압축하중을 받는 이중판으로 보강된 단일 판부재의 설계시스템을 구축한다. 이로부터 단일 판부재는 길이방향이 횡능골간격(Floor space) 그리고 판의 폭은 이중저 중보강재 간격(Bottom longitudinal space)이며 특히 기관실 등 선수미도 중앙부 배치에 큰 영향을 받으므로 이를 상선의 대표적 가로세로비라고 가정하여 가로세로비가 3인 단일 판부재 모델로 잡고 세장비는 일반적으로 대형선 구조의 경우에서 화물하중 혹은 해수압 등의 큰 판부재에 수직한 횡방향 하중을 받게 되는 경우가 많아서 판부재 두께는 세장하지 못한 경우가 있으나 본 논문에서는 비교적 대형 선박의 가로세로비를 이루면서

판두께 관점에서는 상대적으로 세장한 판부재에 국한한(세장비가 약 2.7) 기준모델을 선정하였으며 향후 두꺼운 판에 대한 검토를 추가적으로 수행할 계획이다.

### 2.2 판부재와 이에 부착되는 이중판 보강 개요

단일 판부재의 정중앙부에 이중판이 보강되지 않은 판부재의 주판(Main plate) 바로 위에 같은 두께의 보강판으로 주판 면적의 1/4에 상당하는 이중판이 부착되는 형태를 이중판 보강의 기준 모델로 하여 이중판의 길이, 폭, 두께 그리고 주판의 평균부식두께의 4가지 변화요소를 다양하게 변화화하면서 이중판 보강의 효과를 파악하기 위한 그 개요를 Fig. 1에 나타내었다. 직사각형 주판(Main plate)의 길이(a)는 각각 횡능골의 간격(Floor space)과 같고 폭(b)은 선박 길이방향의 중보강재의 간격(Longi. space)과 같다. 주판에 판의 보강을 위해 주판 위에 부분적으로 덧붙는 직사각 이중판의 폭( $b_d$ )과 길이( $a_d$ )는 각각 주판의 폭과 길이방향의 직사각 형태로 보강되는 이중판의 치수이다. Fig. 1에서는 설명의 단순화를 위해 각 4가지 변화요소의 단계별 최대와 최소의 변화량을 보이는 이중판으로 보강된 단일 판부재를 보여주고 있으나 실은 주판길이에 대한 보강용 이중판의 길이비( $a_d/a$ )와 주판 폭에 대한 보강용 이중판 폭의 비( $b_d/b$ )를 12.5% ~ 87.5% 범위와 12.5% 간격으로 7단계 변화시켰고, 주판두께에 대한 이중판 두께비( $t_d/t$ )를 25% ~ 175% 범위와 25% 간격으로 7단계, 그리고 주판두께에 대한 보강용 이중판의 부식두께비( $t_c/t$ )를 0% ~ 87.5% 범위와 12.5% 간격으로 8 단계로 변화시키면서 이중판보강에 의한 4가지 각 변수들의 변화 영향을 고려하면서 비선형 이중판 판부재의 구조해석 결과(Ham, 1999; Ham, 2001a)를 다음 3장에서 정식화를 위한 일부 자료로 사용하였다.

Table 1 Longitudinal stiffener & solid floor spaces [unit: mm]

Ship DWT	25K	37K	47K	60K	70K	138K
B. longi. space	785	800	800	910	765	900
Solid floor space	2400	2280	2400	2400	2520	2400

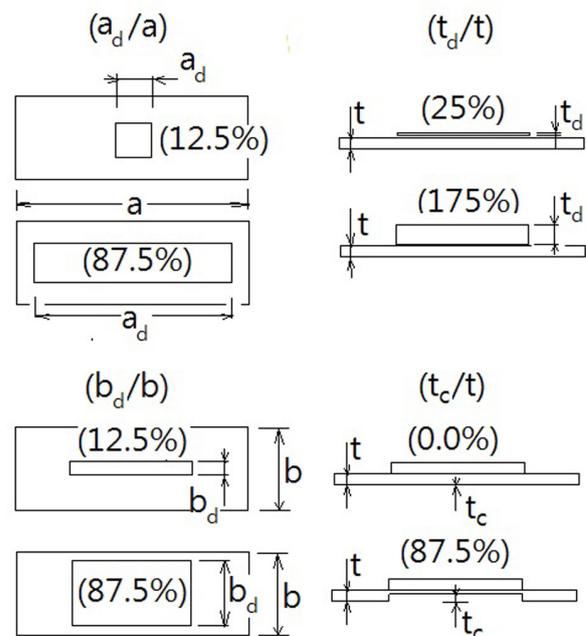


Fig. 1 Parametric variation of doubler plate structure

### 3. 이중판보강 선박판부재의 설계 정식화

본 연구에서는 이중판을 국부적으로 보강한 단일 선박판부재의 좌굴강도설계를 위해 개발하는 설계시스템에 사용된 각종 설계이론을 소개한다.

#### 3.1 면내 양축압축을 받는 단일 판부재의 강도 설계식

먼저 선박구조의 가장 중요한 요소이며 중 및 횡보강재로 지지되는 단일 판부재는 복잡하고 다양한 면내 및 면외의 하중을 받을 수 있으나 이중판 부착 단일판 부재의 설계시스템의 프로토 형태를 구축하는 차원에서 양축방향 면내 압축하중을 받는 경우로 국한하여 단일 판부재의 좌굴평가식인 식 (1)을 소개하며 그 활용법은 3.2절에 설명한다.(Paik et al., 1992a; Ham and Kim, 1998).

$$\Gamma_B = \left\{ \frac{\sigma_x + \sigma_{rex}}{\sigma_{xcr}} \right\}^{\alpha_1} + \left\{ \frac{\sigma_y + \sigma_{rey}}{\sigma_{ycr}} \right\}^{\alpha_2} - \eta_a \leq 0 \quad (1)$$

여기서,

- $\eta_a$  : 좌굴안전계수
- $\sigma_x, \sigma_y$  : 단일판의 면내 길이방향과 폭방향으로 가해지는 압축 응력(면내 인장응력의 경우는 그 크기를 무시함)
- $\sigma_{xcr}, \sigma_{ycr}$  : 단일판부재의 면내길이방향과 폭방향 압축력에 대한 임계좌굴응력임
- $\sigma_{rex}, \sigma_{rey}$  : 단일판의 면내길이방향 및 폭방향의 잔류응력
- $\alpha_1 - \alpha_4$  : 단일판의 가로세로비(= a/b)와 폭두께비(= b/t  $\sqrt{\sigma_0/E}$ )로 결정되는 상수

본 단일판의 강도평가식인 식 (1)은 다양한 면내하중과 수압 등의 횡방향 압력이 가해지는 경우에 대해 단일판부재의 하중-처짐곡선의 형태를 분석하여 탄성좌굴강도식(Paik et al., 1992a)으로 유도되었다.

$$\sigma_{xcr}^* = R_{qx} \cdot \sigma_{xcr} \quad (2)$$

여기서,

- $\sigma_{xcr}^*$  : 판부재에 수직인 횡압과 판의 면내 판길이방향으로 압축력이 같이 작용할 경우의 좌굴응력
- $\sigma_{xcr}$  : 판부재에 수직인 횡압이 없을 때 면내 판길이방향으로의 임계압축좌굴응력
- $R_{qx}$  : 판부재에 수직인 횡압의 영향에 대한 파라메타  
 $= (1 + \alpha Q)^{1/2}$  (3)  
 $\alpha = 0.025(a/b)^2 - 0.155(a/b) + 0.360$  for  $\sqrt{2} \leq a/b \leq 4$   
 $= 0.14$  for  $4 \leq a/b$   
 $Q = \frac{qb^4}{Et^4}$   
 $q$  : 판부재에 수직인 횡압  
 $E$  : 종탄성계수  
 $t$  : 주판 두께

또한 상기의 평가는 탄성대변형거동에 근거하므로 탄소성거동의 효과를 고려키 위해 개발된 소성 수정식(Paik et al., 1992b)을 이용하였고 간단히 소개하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \sigma_{cr} &= \sigma_E && \text{for } 0.5 > \sigma_E/\sigma_0 \\ &= \sigma_0 \{ -0.0874(\sigma_E/\sigma_0)^4 + 0.5857(\sigma_E/\sigma_0)^3 \\ &\quad - 1.5631(\sigma_E/\sigma_0)^2 + 2.0784(\sigma_E/\sigma_0) - 0.2165 \} \\ & && \text{for } 0.5 \leq \sigma_E/\sigma_0 \leq 1.9 \\ &= \sigma_0 && \text{for } 1.9 \leq \sigma_E/\sigma_0 \end{aligned} \quad (4)$$

여기서,

- $\sigma_{cr}$  : 단일 판부재의 면내일축압축하중에 대한 임계좌굴응력이며 면내길이방향하중의 경우는  $\sigma_{xcr}$ 로 나타내며 면내폭방향의 경우는  $\sigma_{ycr}$ 로 표시될 수 있음
- $\sigma_E$  : 단일 판부재의 면내일축압축력에 대한 오일러 탄성좌굴 응력이며 면내길이방향하중의 경우는  $\sigma_{xE}$ 로 나타내며 면내폭방향의 경우는  $\sigma_{yE}$ 로 표시될 수 있음
- $\sigma_0$  : 항복응력

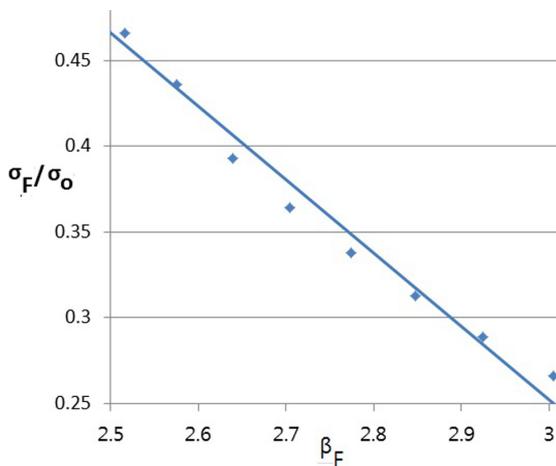
이상과 같은 단일판부재에 면내 양축방향 압축하중을 받는 좌굴강도식을 판부재 강도평가에 근거하여 판부재에 보강될 이중판의 평가에 다음절에서 적용과 활용을 보충 설명한다.

#### 3.2 이중판으로 보강된 판부재에 대한 등가평판두께 개념

우선, 보강재로 둘러싼 단일판부재 강도 평가를 위해 도입된 등가평판두께 개념을 소개한다. 단일판부재 내부에 직사각형의 이중판으로 보강된 보강판부재의 강도가 이중판이 없는 일반 판부재의 좌굴강도와 같으면 그 때의 이중판 보강 판부재의 등가평판두께로 간주하였다. 이 때 이중판이 부착된 판부재의 면내 양축방향하중은 판부재의 면내 길이 및 폭방향을 각각의 임계 좌굴하중비로 서서히 증가시키면서 이중판으로 보강된 판부재의 하중-처짐 거동을 검토하였다. 그리고 이중판보강 단일판부재의 등가두께의 산출에는 앞서 소개한 식 (1)을 활용하여 이중판을 부착한 단일 판부재의 강도와 등가한 두께를 도출한다. 본 연구에서 앞서 기술한 이중판으로 보강된 보강판부재의 주판(Main plate)의 부식부에 부착되는 보강용 이중판의 길이, 폭, 두께 그리고 주판에 보강용 이중판의 부착부에서 부식되어 두께가 줄어든 주판의 평균두께 등, 각 4 변수의 다양한 차이에 따른 이중판으로 보강된 보강판부재의 등가평판두께의 강도관련 변화의 정도를 파악하기 위해 각 평판 판부재의 두께변화에 따른 평판강도 그리고 이중판과 주판의 비선형적 접촉 효과를 고려하면서 면내양축방향 압축력을 받는 이중판으로 보강된 단일판부재의 탄소성 비선형 수치해석을 수행하였다(HAM, 1999). 본 수치해석의 시리즈해석을 통한 두께별 평판두께의 강도치를 정리 분석하여 Table 2와 같이 얻을 수 있었다. 여기서 활용된 세장비 범위는 보강용 이중판 자체의 두께 등 다양한 변수들의 변화에 따른 등가이중판부재의 세장비의 변화영역으로 활용하였으며 이중판으로 보강되지 않은 평판 판부재의 초

**Table 2** Buckling strength of equivalent flat plate member

Slenderness ratio, $\beta_F$	$\delta_0/t$	$\sigma_F/\sigma_0$
2.459	0.479	0.498
2.516	0.495	0.466
2.576	0.511	0.436
2.639	0.529	0.393
2.704	0.555	0.364
2.774	0.566	0.338
2.847	0.587	0.313
2.924	0.608	0.289
3.005	0.631	0.266



**Fig. 2** Correlation between normalized stress,  $\sigma_F/\sigma_0$  and slenderness ratio,  $\beta_F$  of flat plate member

기처짐에 대한 정보는 선박의 실측치(Jastrzebski and Kimiecik, 1986)를 이용하였다.

$$\frac{\delta_0}{t} = 0.0094(b/t) - 0.205 \tag{5}$$

여기서,  $\delta_0$  : 단일 판부재의 수직방향 초기처짐  
 $b$  : 판부재 폭  
 $t$  : 판부재 두께

Table 2를 통하여 세장비( $\beta_F$ )-응력( $\sigma_F/\sigma_0$ )선도를 간단히 1차식(표준편차( $\sigma$ ) 0.0039)으로 표현 할 수 있으며 그 예를 Fig. 2에 표시하였다. 또한 보다 정도 높은 2차식의 표현이 필요할 경우는 세장비( $\beta_F$ ), 응력( $\sigma_F/\sigma_0$ )과 관련하여 아래 식 (6)과 식 (7)으로 나타내었다.

$$\frac{\sigma_F}{\sigma_0} = 4.395 - 2.533\beta_F + 0.386\beta_F^2 \tag{6}$$

$$\beta_F = 4.268 - 6.086\frac{\sigma_F}{\sigma_0} + 4.967\left(\frac{\sigma_F}{\sigma_0}\right)^2 \tag{7}$$

여기서,  $\sigma_F$  : 단일 평판부재의 좌굴강도  
 $\beta_F$  : 평판부재의 세장비  
 $\sigma_0$  : 항복응력

이로부터 평판부재가 면내 양축방향의 복합하중 작용시의 좌굴강도로부터 식 (7)의  $\sigma_F$ 에 대입하면 얻어진 평판의 세장비( $\beta_F$ )로 단일 평판부재의 두께가 산출된다. 이에따라 단일 평판부재와 등가의 좌굴강도에 등가하는 평판부재의 두께를 도출할 수 있다.

**3.3 좌굴강도식과 수치해석간의 등가평판의 상관관계 검토**

앞서 소개한 좌굴식과 수치해석으로부터 등가평판의 강도의 상관관계를 얻기 위해 수치해석으로부터 도출된 등가평판강도에 상응하는 임계하중에 달하는 세장비를 만족하는 판부재치수를 식 (1)의 좌굴강도식을 이용하여 도출하였다. 각 이중판 부착 평판부재의 좌굴등가응력,  $\sigma_B$ 의 경우는 항복응력으로 무차원화시킨,  $\sigma_B/\sigma_0$ 과 그리고 이중판 부착 평판부재의 등가주판 세장비  $\beta_B$ 와의 상관관계로 Table 3에 나타내었다.

**Table 3** Correlation data between slenderness ratio and normalized buckling stress

Slenderness ratio, $\beta_B$	$\delta_0/t$	$\sigma_B/\sigma_0$
1.905	0.325	0.498
1.946	0.340	0.466
2.003	0.356	0.436
2.080	0.378	0.393
2.146	0.392	0.364
2.181	0.411	0.338
2.254	0.422	0.313
2.312	0.438	0.289
2.352	0.455	0.266

그리고 이를 Fig. 2와 같이 그래프로 표현하면 세장비( $\beta_F$  or  $\beta_B$ ) - 응력( $\sigma_F/\sigma_0$  or  $\sigma_B/\sigma_0$ ) 선도는 Fig. 3과 같다. 이로부터 두 곡선들 간에는 비교적 일정 간격의 평행관계를 근사적으로 유지하고 있음을 알 수 있었고 선형식 (8)(표준편차( $\sigma$ ) 0.0216)로 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\beta_B = \beta_F - 0.704 + 0.320\frac{\sigma_B}{\sigma_0} \tag{8}$$

여기서,  $\sigma_F$  : 단일 평판부재의 좌굴강도  
 $\beta_F$  : 단일 평판부재의 세장비  
 $\beta_B$  : 등가평판의 세장비  
 $\sigma_0$  : 항복응력

상기 식으로부터 수치해석에 의한 식 (7)과 같이 평판부재의

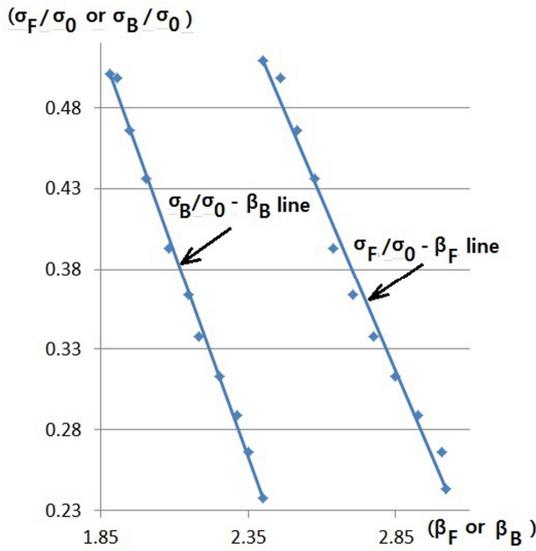


Fig. 3 Strength correlation curve between doubler plate and flat plate

좌굴평가식과의 상관관계로부터 얻은 식 (8)로 부터 고려대상의 이중판보강 판부재에 상당하는 등가평판부재의 두께 도출이 가능하다.

3.4 설계 변수들을 고려한 판부재 등가설계식의 개발

앞 절에서 소개한 판부재의 등가두께 도출식으로부터 각 이중판 보강 판부재의 이중판의 가로세로치수, 두께 및 판부재 부식부의 평균두께 등의 파라메타 변화에 따라 변화하는 좌굴강도의 변화는, 앞서 개발한 등가두께로 표시할 수 있으므로 이를 근거로 이중판 보강 단일평판부재의 등가 판두께를 얻을 수 있다. 이와 더불어 이중판 보강을 위한 각종 파라메타 영향을 고려하기 위해 이중판의 등가판두께 산정을 위한 파라메트릭 연구결과(Ham, 1999; Ham, 2001a)에서 제시 가능성을 언급한 바 있으며 이를 근거로 본 연구에서는 이중판 구조를 등가평판두께 형태로 나타내기 위해 각 설계변수별로 근사 선형화한 영향계수 형태로 계수  $K_{t_c}$ ,  $K_{t_d}$ ,  $K_{b_d}$  그리고  $K_{a_d}$ 를 나타내고 식 (9)와 같은 이중판보강 판부재의 등가판두께 도출식을 다음과 같이 제시하였다.

$$t_{eq} = K_{t_c} K_{t_d} K_{b_d} K_{a_d} t_F \tag{9}$$

- 여기서,  $K_{t_c} = -0.068t_c/t + 1.11$  for  $0 \leq t_c/t \leq 0.875$
- $K_{t_d} = 0.0317t_d/t + 1.085$  for  $0.25 \leq t_d/t \leq 1.75$
- $K_{b_d} = 0.039b_d/b + 1.084$  for  $0.125 \leq b_d/b \leq 0.875$
- $K_{a_d} = 0.054a_d/a + 1.075$  for  $0.125 \leq a_d/a \leq 0.75$
- $= 1.096a_d/a + 0.296$  for  $0.75 \leq a_d/a \leq 0.875$

$K_{t_c}$ ,  $K_{t_d}$ ,  $K_{b_d}$  그리고  $K_{a_d}$ 은 각각 보강 이중판 하부 주판의 부식된 평균두께, 이중판 두께와 폭 그리고 이중판 길이의 변화에

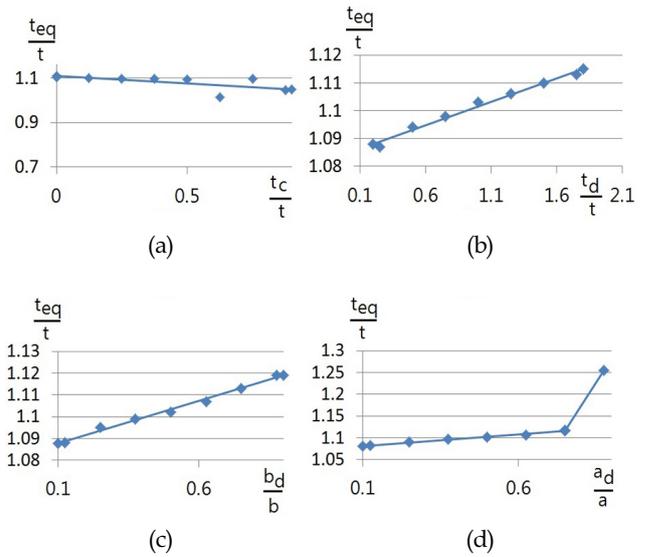


Fig. 4 Normalized equivalent flat plate thickness according to the variation of each design parameter of doubler plate

따른 영향을 설정하기 위해 등가평판부재의 판두께에 곱해지는 무차원 수정계수는, 각각의 설계변수들의 다양한 수치해석을 통해 얻은 결과에 따라 근사화시킨 영향계수이다. 그리고 제시한 식들의 합리성을 위해 수치해석의 결과와 근사식과의 상관관계는 Fig. 4와 같다. 여기서, 그림 내의 (a)부터 (d)까지의 수식의 표준편차(σ)는 각각 0.0007, 0.0012, 0.0011과 0.0014이며 이를 통해, 엄밀한 구조해석용 초기구조설계치수로 활용하기 위한 이중판보강 등가평판 두께를 제시함에 바람직할 것으로 보아 본 설계시스템이 이중판보강 판부재의 초기설계용으로 적합하다고 사료된다.

4. 선박의 이중판 보강 판부재의 구조설계시스템

앞 절에서 언급된 선박 판부재 보강용 이중판 구조설계 연구를 위하여 사용한 구조설계 시스템은 기존의 최적설계단계 (Ham, 1997; Ham, 2001b)와는 다르게 최적과 과정과 더불어 강도검토단계가 자동으로 제시되어 이중판 구조를 설계자 입장에서 바로 구조설계 최적화뿐 아니라 이중판보강 판부재의 구조설계 변경을 최적화 단계의 전과 후의 순서에 구애받지 않고 복잡적, 독립적 혹은 상호 보완적으로 처리되는 설계최적화 모듈과 이중판보강 판부재 강도 및 설계검토 모듈이 연계되어 운영되는 복합적 하이브리드 시스템이다. 이 하이브리드 시스템의 구축에 대한 개요를 본 절에서 간략히 언급한다.

4.1 이중판 보강 판부재의 최적화 설계 모듈

본 논문에서 사용된 최적화기법은 GRG(Generalized reduced gradient) 알고리즘(Lasdon and Waren, 1978)에 근거하며 최적화를 위한 정식화의 기본 내용은 다음과 같다.

$$Min. f_p(X) \tag{10}$$

$$s.t. f_i(X) \geq f_{lb_i} \text{ (or } f_i(X) \leq f_{ub_i})$$

$$x_j \leq x_{ub_j} \text{ (or } x_j \geq x_{lb_j})$$

여기서,

$$i : 1, \dots, m, \quad i \neq p$$

$$j : 1, \dots, n$$

$X$  : 정식화 함수에 대한 설계변수 벡터

$f_{lb}$  : 함수의 하한값

$f_{ub}$  : 함수의 상한값

#### 4.2 이중판보강 판부재의 구조최적화를 위한 정식화

이중판보강 판부재의 구조최적화를 위한 정식화는 우선 목적 함수로서의  $f_p(X)$ 는 재료절감을 위해 이중판보강 판부재의 주 판부재의 체적으로 설정하며 이 경우 비교적 간단한 1차수식으로 식 (11)의 세 변수  $X_1, X_2$  그리고  $X_3$ 는 각각 판부재 자체의 주판의 길이, 폭 및 두께로 세변수의 단순 곱의 형태이나 제약 조건의 경우는 좌굴설계식 형태의 식 (12)으로 매우 복잡하긴 하나 유일한 것으로 이 조건을 만족하는 최적 이중판구조 치수를 도출해 줄 수 있다.

$$g_p(X) = X_1 \cdot X_2 \cdot X_3 \tag{11}$$

$$g_1(X) = \left\{ \frac{\sigma_x + \sigma_{rex}}{\sigma_{xcr}} \right\}^{\alpha_1} + \left\{ \frac{\sigma_y + \sigma_{rey}}{\sigma_{ycr}} \right\}^{\alpha_2} - \eta_a \leq 0 \tag{12}$$

여기서 함수내의 기호의 설명은 3장의 식 (1)을 참조 바란다.

#### 4.3 판부재의 강도 및 최적설계 모듈

앞서 소개한 설명을 기초로 선박 단일판부재의 강도평가 및 최적설계를 계산하고 그 결과를 도출할 수 있는 시스템을 개인용 컴퓨터의 기본윈도우 환경 하에서 비주얼 프로그래밍을 통하여 단순한 몇가지 입력자료로 판부재의 설계 결과 제시, 강도 검토 및 판부재의 개선 치수를 용이하게 획득할 수 있는 강도

및 적정설계를 위한 평가 시스템을 구축(Ham, 2001b; Ham, 2008)했던 경험을 살려 개발된 하이브리드 이중판보강 선박판부재의 설계시스템의 한 예를 Fig. 5에 나타내었다.

이 선박판부재 설계시스템의 상부는 15개의 단순한 입력데이터가 있고 좌측은 8개의 치수데이터와 하중관련 데이터 입력항들로 이루어졌으며 그 오른쪽은 같은 재료의 경우 그 값이 변화되지 않는 재료특성 관련 입력데이터이다. 본 설계시스템의 하부에는 최적화 과정에 기본적인 3가지 구성요소인 목적함수, 설계변수 및 제약조건의 항목들이 열거되어 있다. 여기서 목적함수는 이중판보강 판부재 중 주판부재의 체적율, 설계변수로는 판의 가로와 세로는 실적선의 자료로부터 가져오거나 원하는 수치를 입력시킬 수 있으므로 통상적으로는 판두께로 잡는다. 제약조건은 식 (12)로 부터 0이하일 경우 좌굴강도설계를 충족하게 하였다. 이 설계 혹은 최적화 시스템을 이용하여 기본적으로 초기 제시되어진 입력자료에 대한 설계적합성의 여부나 초기설계 차원에서 취할 수 있는 최소치수의 판두께를 부여하여 보다 경쟁적 이중판 보강 판부재의 주판관련 선박판부재 설계나 설계민감도 등의 연구에 바람직한 설계가이드로 제공될 수 있으며 그 구체적 결과의 예시는 여기서 아직 다루지 않은 면내인장 및 면내전단하중 그리고 횡하중 등의 영향을 비롯한 다른 추가적 고려를 통해 시스템을 완벽히 한 후 추가연구 결과로 발표할 예정이다. 그러나, 상기의 앞서 언급한 기본적인 최적구조설계시스템으로 구축된 목적함수, 설계변수 및 제약조건의 변화 패턴과 설계변수들의 상관관계들을 설계자관장에서 블랙박스로 볼 수 있어 구조설계의 올바른 설계판단과 직접 연관되기 어려운 면도 있을 것으로 사료된다.

이에 따라, Fig. 6의 선박판부재의 설계 및 강도 검토를 위한 설계 판단 및 검토 화면을 최적화 시스템 하부에 추가로 준비하여 최적화 과정상의 각 검토 항목별 구조설계치 그리고 안전계수 등을 설계과정 중에 바로 제시해주어 설계자가 원하는 설계방향으로 설계치수 결정을 지원하고 구조설계자가 설계적 감각을 유지하면서 바람직한 단계별 구조최적설계를 행할 수 있는 하이브리드 설계시스템을 준비하였다. 본 연구에서 이용된 설계 및 강도점검을 파악하는 설계판단화면은 3 단계로 구성되어진다. 첫 단계는 화면상의 상부그룹이며 이중판구조의 주판부재의 안전성 평가단계로서 제약조건인 판부재 좌굴검토를 통해 강도상의 적정성 자료를 제공하며 면내 양축방향하중에 따른 전체 하중과 그에 대한 안전계수를 출력해준다. 두번째 단계는 화면상의 중앙부에 위치하며 첫 설계화면에서 복잡한 좌굴설계식에 대한 많은 설계 파라메타들을 항목별 상세히 정리하여 현 설계상태를 기준으로 다양한 설계파라메타의 계산치를 수치로 제공해준다. 마지막 단계는 설계된 선박주판부재의 일부 부식영역이 발생한 경우 그 부식부에 일반적으로 주판과 같은 두께의 이중판 보강을 하게 되는데 본 시스템에서 기존 선박판부재에 대한 등가두께를 제공해주어 이중판보강의 선박판부재에 대한 강도 점검을 수행한다. 주판에 보강되는 이중판 자체의 보강 치수는, 독립된 마지막 단계의 점검이나 차후 최적화 변수로 업그레이드시켜 각 변수들의 설계영향 검토도 차후 추가 연구할 계획이다.

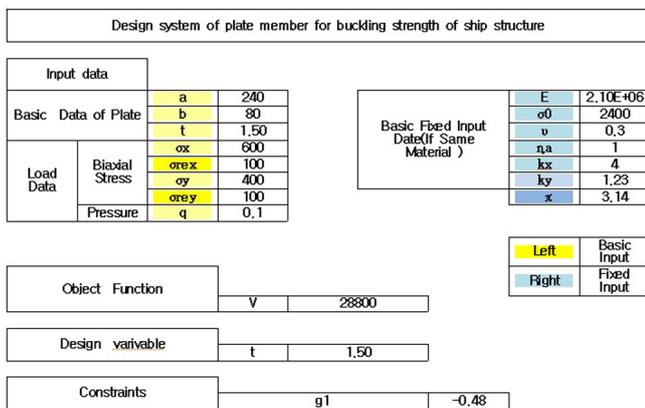


Fig. 5 Plate member optimal design system for buckling strength of ship structure

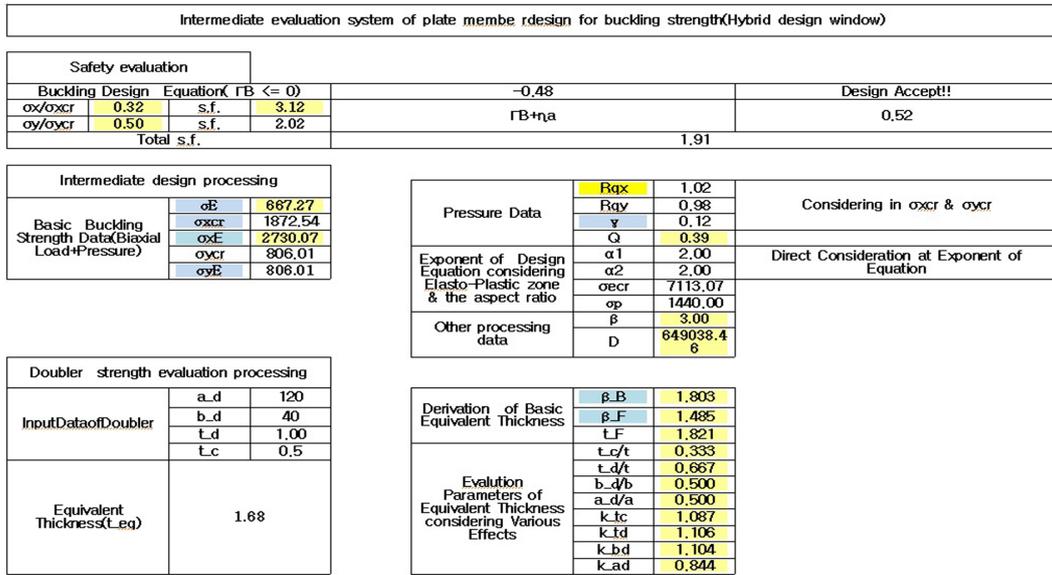


Fig. 6 Intermediate hybrid evaluation system window of plate member design for ship structural buckling strength

5. 이중판보강 선박판부재의 실제 설계 예

앞서 간략히 언급한 이중판보강을 위한 선박판부재 설계시스템을 도구로 합리적인 이중판보강 선박판부재의 설계와 주판부재의 국부적 부식에 따른 강도 보존을 위한 이중판보강의 설계 예를 제시하였고 단계별 흐름을 서술하였다.

5.1 이중판보강 판부재의 좌굴강도의 평가

편이 상 이중판보강용 판부재에 대한 설계시스템에 Fig. 5와 같은 설정 치수를 사용한다. 이 입력자료에 대한 강도의 적합성 여부를 화면의 맨 아래에 Constraints 라고 표시된 제약조건식의 설계식 값이 0이하일 경우 안전설계를 의미하므로 그 한 예로 Fig. 7에 같은 치수인 판 길이 240cm, 판 폭 80cm 판부재 두께 1cm로 주변의 네변이 지지된 강철 판부재를 대상으로 판부재 내부의 평균잔류응력과 더불어 판부재 길이방향과 폭방향 압축응력이 각각 500 kgf/cm<sup>2</sup>과 150 kgf/cm<sup>2</sup>의 면내하중이 주

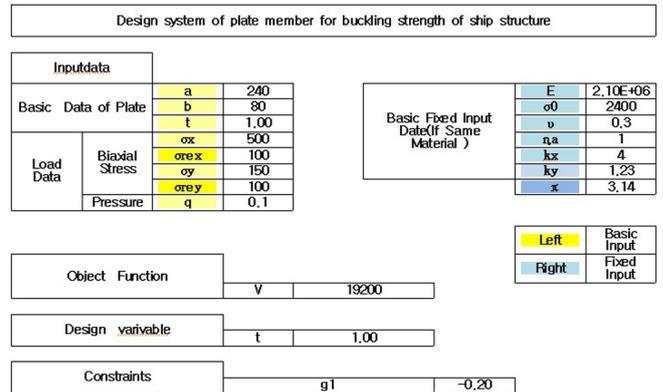


Fig. 7 Main design window of ship plate member for buckling strength

어지는 경우로 좌굴강도를 나타내는 제약조건의 값이 -0.2로 계산되어 좌굴강도에 안전한 판부재구조임을 보여주고 있다.

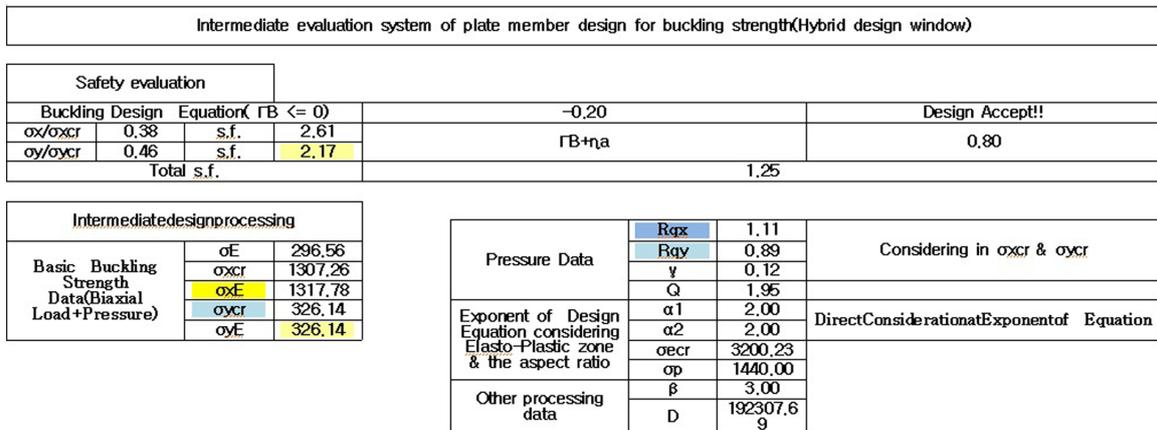


Fig. 8 Design window of upper part of hybrid design window

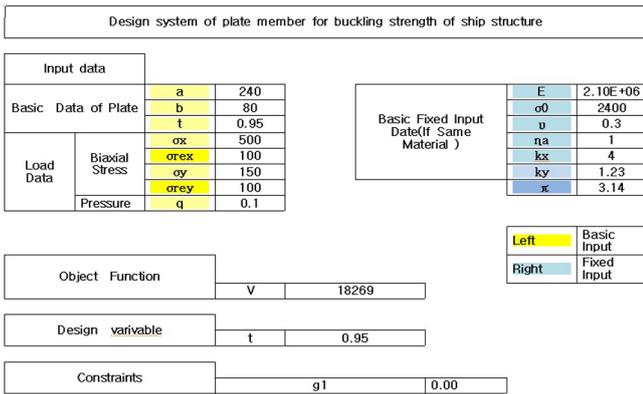


Fig. 9 Optimal design window of plate member for ship structural buckling strength

또한 하이브리드 설계 및 평가화면인 Fig. 8의 상부 영역으로부터 판부재의 면내길이방향과 폭방향 하중에 대한 각각의 안전계수는 2.61과 2.17을 제시하고 전체 안전계수는 1.25로 계산되어 전반적으로 강도에 문제가 없는 설계의 적합성을 보이며 화면의 하부 영역에서는 좌굴강도평가에 활용되는 다양한 설계 파라메타의 계산결과들이 제시되어 설계자들의 검토 및 참고용 자료로 활용될 수 있다.

5.2 이중판보강 판부재의 최적설계

앞 절의 초기 설계에 따른 기본입력만에 의한 좌굴강도 검토로 문제가 없으면 그 치수대로 최종 설계반영이 가능하나 판부재 두께나 체적 등 재료절감 차원으로 최적설계가 필요할 경우에 대한 최적설계단계이다. 따라서 복잡하지만 한가지의 좌굴강도식으로 구성된 제약조건범위 이내에서 판부재의 두께를 가

능한 최소화하는 최적설계를 수행한 결과를 Fig. 9에 예시하였다. 그 결과를 살펴보면 초기입력두께 1.0은 최적두께계산 결과 0.95로 두께 감소가 되었으며 이는 좌굴강도설계식 즉 제약조건을 0에 최적화를 통해 찾아간 결과이다. 그리고 하이브리드 평가화면인 Fig. 10의 상부영역에서 판부재의 면내길이 및 폭방향 강도는 각각 안전계수가 2.43과 1.92를 제시하며 전체 안전계수는 1.00를 출력하면서 좌굴강도설계에 적정함을 안내해준다. 하부 영역에서는 앞서 3장에서 언급한 바 있는 좌굴강도평가에 활용되는 각종 설계변수의 다양한 항목들을 판부재 구조설계자들의 설계 계산과정의 참조와 설계 감각 향상에 도움이 되도록 자세히 제공해주고 있다.

5.3 이중판보강 판부재의 강도 검토

앞절의 판부재 최적설계치수를 사용한 경우를 가정하고 장기간 주판부재의 사용 탓으로 주판부재의 정중양부를 중심으로한 120cm × 40cm 직사각형 영역에 주판부재의 평균두께 0.5cm만큼의 부식으로 이중판이 주판위에 겹쳐서 보강될 경우의 예이다. 이러한 간편한 이중판 보강법의 경우 평균 0.5cm의 주판부식영역에 두께 1cm의 이중판을 부착한 보강판 설계에 대한 강도를 검토해본다. 이 때 이중판의 길이 120cm, 폭 80cm, 이중판 두께 1cm 및 주판부재의 부식평균두께 0.5cm만의 데이터를 입력하여 이중판보강 판부재의 등가두께는 1.06cm이 됨을 Fig. 10 좌측 하부영역에 나타내었고 3장에서 언급한 바 있는 이중판 보강 관련한 많은 설계 변수 및 파라메타의 데이터들을 구조강도 적합성의 근거 데이터로 우측하부에 나타내었다. Fig. 10의 강도검토 단계에서 최소두께 0.95cm 이상으로 안전성이 어느 정도 확보됨을 간편하게 계산할 수 있어 선박판부재의 부식이나 이중판 두께, 폭 및 길이의 적당한 크기의 변화에 따른

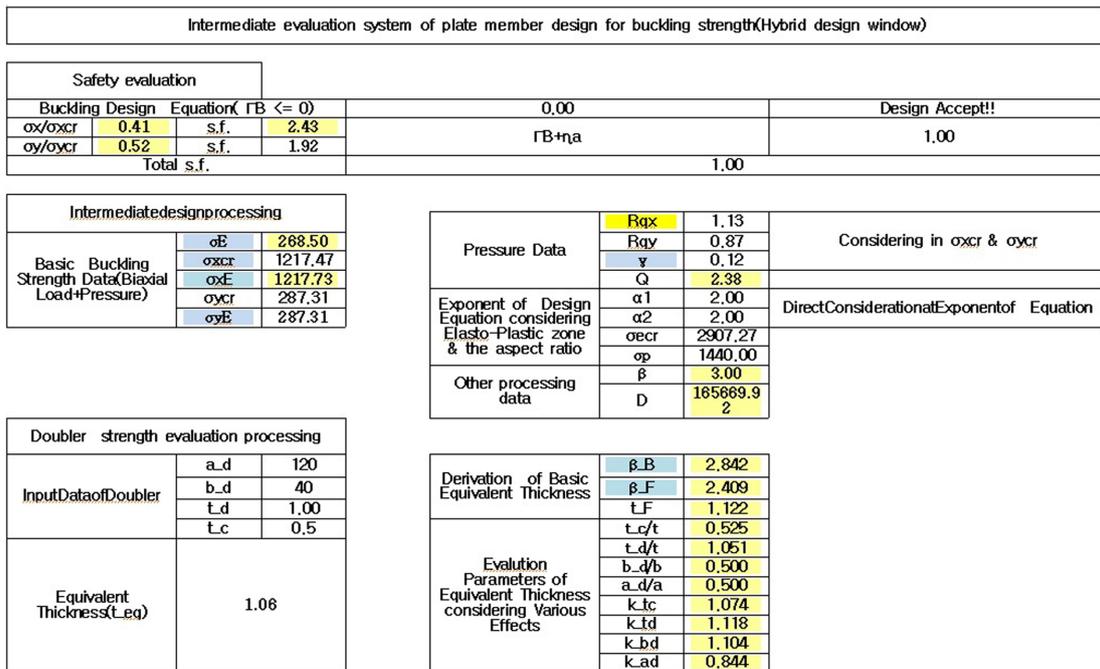


Fig. 10 Doubler plate member design of upper part of hybrid design window

이중판보강의 강도검토에 적합한 초기설계지침으로 활용될 수 있다고 생각된다.

## 6. 결 론

이중판보강 판부재는 본 연구에서는 하이브리드 설계시스템의 프로토타입 형태를 구축하는 차원에서 일축압축하중에 이어 두 번째 단계로 가장 일반적인 면내 양축방향 복합압축하중을 받는 경우에 대한 선박 이중판보강 판부재 설계시스템을 구축하였다.

(1) 이중판보강 판부재는 앞선 일축하중의 경우와 같이 가로 세로비가 3이고 세장비가 약 2.7로 잡고 이중판보강 판부재 중앙부에 부식된 주판(Main plate)과 같은 두께의 판으로 판면적의 1/4인 이중판이 보강되는 보강 형식을 기준으로 하여 면내 양축방향 복합압축하중이 주요 하중인 경우로 설계시스템을 확장하였다.

(2) 이중판 보강 선박판부재의 설계시스템 구축에서 저자가 개발한 양축방향 면내압축하중 외에 횡압등을 동시에 고려할 수 있고 소성수정이 가미된 판부재 좌굴설계식을 최적설계의 제약조건으로 이용하였고 이중판보강 선박판부재의 강도 평가 시 이중판보강 판부재의 강도에 증가하는 증가평균두께를 도입하여 세장비와 판부재강도간의 상관관계를 파악하고 면내양축 복합하중을 받는 하중에 대한 이중판보강 판부재구조와 증가의 강도를 주는 이중판보강 판부재의 증가두께 도출식을 제시하였으며 면내양축 복합하중을 받는 하중에 대한 이중판보강 판부재의 하이브리드 설계시스템구축에 활용하였다.

(3) 또한 하이브리드 설계시스템구축에 면내양축 복합하중을 받는 하중에 대한 이중판보강 판부재 구조설계 최적화단계를 구축하였고 설계자의 설계적합성 판단을 보다 합리적으로 하기 위해 최적화 과정에 추가하여 각 검토 강도별 구조 설계치와 최소 설계치 그리고 안전계수 등을 설계과정에서 제시해 주어 면내양축 복합하중을 받는 하중에 대한 바람직한 설계 방향으로의 최적화 수행을 돕고 구조설계자가 구조설계 감각을 가지고 다양한 단계별 최적구조설계를 단계별로 수행할 수 있게 설계 지원 시스템 원도를 추가시킨 하이브리드 개념의 구조설계 시스템 프로토타입 형태를 구축하는데 의의가 있다고 사료된다.

(4) 본 구축 시스템을 통해 면내양축 복합하중을 받는 하중에 대한 대표적인 선박 이중판보강 판부재설계 예를 들어 그 활용성을 최적화 설계단계와 연계성을 보이고 있어 이중판보강 판부재설계의 초기설계 지침에 좋은 도구가 될 것으로 생각된다..

(5) 또한, 면내양축 복합압축을 받는 하중에 대한 이중판보강 판부재의 설계시스템의 보완을 위해 아직 언급하지 않은 면내 인장하중을 포함한 면내전단하중과 횡하중 등 각종 다양한 하중 뿐만이 아니라 이중판 자체의 설계변수들의 증가 및 영향검토 등의 추가연구를 통한 활용성 향상 후 다양한 이중판 설계의 합리적 지침도 제시할 계획이다.

## 후 기

이 연구는 2015년도 한라대학교 교내연구비 지원에 의하여

연구되었기에 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

## References

- Ham, J.H., Kim, U.N., 1998. The Development of Advanced Buckling Strength Estimation System. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 34(3), 53-60.
- Ham, J.H., 1997. A Study for Rationalization of Lifting Lug Design of Ship Block. Journal of Ocean Engineering and Technology, 11(4), 249-262.
- Ham, J.H., 1999. Strength Evaluation of Doubler Plate of Ship Structure subjected to the Longitudinal In-plane Compression. Proceedings of the Annual Autumn Meeting, the Society of Naval Architects of Korea, 471-474.
- Ham, J.H., 2001a. Strength Evaluation of Doubler Plate of Ship Structure subjected to Biaxial In-plane Compression and Shear Load. Journal of Ocean Engineering and Kim, O.H., Kim, J.J., 1998. Reliability Assessment of Ship Longitudinal Strength for the Rational Ship Structural Design. Journal of Ocean Engineering and Technology, 12(4), 8-15.
- Ham, J.H., 2001b. Development of the Design System for the Lifting Lug Structure. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 38(1), 86-98.
- Ham, J.H., 2008. Consideration of the Structural Strength of High Speed Aluminum Planning Boat Plate Member. Journal of Ocean Engineering and Technology, 22(2), 91-98.
- Ham, J.H., 2014. Development of Slender Doubler Plate Hybrid Design System for Ship Structure Subjected to Longitudinal In-plane Compression. Journal of Ocean Engineering and Technology, 28(1), 20-27.
- Jastrzebski, T., Kimiecik, M., 1986. Statistical Investigations of the Deformations of Ship Plates (in France). Bulletin de l'Association Technique Maritime et Aeronautique, 86, 235-345.
- Korea Register of Shipping (KR), 1999. Internal Regulation of KR Inspection, Regulation of Inspection 30211. 3-2-12(Rev. 32. 37)-3-2-19.
- Lasdon, L.S., Waren, A.D., 1978. Generalized Reduced Gradient Software for Linearly and Nonlinearly Constrained Problems. Design and Implementation of Optimization Software, Edited by Greengerg, H.J., Sijthoff and Noordhoff, Holland, 335-362.
- Paik, J.K., Ham, J.H., Kim, U.N., 1992a. A New Plate Buckling Design Formula. Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 171, 559-566.
- Paik, J.K., Ham, J.H., Ko, J.Y., 1992b. A New Plate Buckling Design Formula (2nd Report) - On the Plasticity Correction. Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 172, 417-425.

# A Preliminary Study on the Ice-induced Fatigue in Ice-going Ships

Mi-Ran Hwang, Yong-Hyun Kwon\* and Tak-Kee Lee\*\*

\*Dept. of Ocean System Engineering, Graduate School, Gyeongsang National University, Tongyeong, Korea

\*\*Dept. of Naval Architecture and Ocean Engineering, Gyeongsang National University, Institute of Marine Industry, Tongyeong, Korea

## 빙 해역 운항선박의 빙 유기 피로문제에 대한 기초연구

황미란\* · 권용현\* · 이탁기\*\*

\*국립 경상대학교 대학원, 해양시스템공학과

\*\*국립 경상대학교 조선해양공학과, 해양산업연구소

**KEY WORDS:** Ice-induced fatigue 빙 유기 피로, Ice loads 빙 하중, Fatigue damage 피로손상, Ice-going ships 빙 해역 운항선박, Ice-covered waters 빙 해역

**ABSTRACT:** As commercialization of the Arctic sea route and resource developments are regularized, demands for ice-breaking tankers, LNG carriers, and offshore plants are expected to increase. In addition, the existing ice-breaking cargo ships navigating in the ice-covered waters are worn out. Hence, the construction of new ships is likely to be undertaken for both current and long-term applications. The design of ships navigating in ice-covered waters demands conservative methods and strict development standards owing to the extreme cold and collision tendencies with ice floes and/or icebergs. ISO 19906 recently stated that a fatigue limit should be defined when designing Arctic offshore structures such that the ice-induced fatigue becomes one of the important design drivers. Thus, establishing systematic measures to mitigate ice-induced fatigue problems in ice-breaking ships are important from the viewpoint of having a competitive advantage. In this paper, the issues relating to ice-induced fatigue problems, based on data and published literature, are examined to describe the criticality of ice-induced fatigue. Potential fatigue damage possibilities are investigated using data measured in the Arctic Ocean (2013) and using the Korean icebreaker, ARAON.

### 1. 서 론

지구온난화로 북극지역 자원개발 및 수송 여건이 크게 개선되었다. 이에 따라 러시아, 노르웨이, 덴마크, 미국, 캐나다 등의 북극해 연안 국가들은 국가적인 차원에서 관련 인프라 건설과 북극지역 자원개발 사업을 활발히 계획하거나 추진하고 있다. 또한 북극해 항해 가능 일수가 길어짐에 따라 새로운 수송로가 개척되면서 북극항로를 통한 석유·가스 수송 가능성도 크게 높아지게 되었다.

향후 북극지역의 상업적 이용은 북극해 항해에 적합한 선박 건조 및 운항을 활성화할 전망이다(Lee, 2010). 무엇보다도 북극해를 통해 물자를 수송하려면 쇠빙기능이 있는 선박이 필요한데 현재 빙 해역에서 충돌 및 좌초에 의한 해상오염을 방지하기 위해 쇠빙선의 설계와 운항조건을 국제적으로 규정하고 있다. 이러한 빙 해역 규정(Ice class rule)을 만족시키지 못하는

선박은 빙 해역을 운항할 수 없게 되어있다.

그리고 ISO19906은 극지 해양구조물 설계 시 피로 한계 상태를 고려해야 한다고 명시하였고, LR(Lloyd's Register)는 최근 빙 해역을 항해하며 빙 하중을 받는 선체 구조의 피로손상을 평가하는 ShipRight FDA ICE를 개발하며 빙 해역을 항해하는 선박의 선체 구조에 대한 피로성능의 중요성을 강조했다(Lloyd's Register Group Limited, 2014). 이는 쇠빙선이나 내빙선이 유빙이나 빙산 등이 출몰하는 결빙해역에서 반복적으로 선체에 작용되는 빙 하중으로 인한 피로로 선체가 손상을 입을 수 있음을 의미한다.

결빙해역을 항해하는 선박은 빙 해역의 얼음을 부수어 작은 조각으로 깨거나 유빙을 밀어내는 과정에서 크고 작은 빙 하중을 반복적으로 받는데, 이러한 반복하중으로 인해 미세한 균열이 누적되다 파괴로 이어지는 것을 빙 유기 피로라 할 수 있다. 본 논문에서는 빙 유기 피로문제에 대한 문헌조사를 통해 빙

Received 23 July 2015, revised 11 August 2016, accepted 18 August 2016

Corresponding author Tak-Kee Lee +82-55-772-9193 tklee@gnu.ac.kr

© 2016, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2015 in Jeju.

해역 운항 선박의 피로 문제에 대해 조사하였으며, 이를 우리나라의 쇠퇴 연구선인 아라온호에도 적용하여 피로손상 가능성을 검토하였다.

## 2. 빙 유기 피로 설계 평가 절차

### 2.1 빙 해역 운항 선박에 대한 피로문제의 중요성

LR는 최근 빙 해역 항해 시 빙 하중을 받는 선체구조의 피로손상을 평가하기 위해 피로 설계 평가 절차 ShipRight FDA ICE를 개발했다. LR는 전문적인 경험적 지식과 실선 실험(Full scale field test)을 바탕으로 8가지 Notation(SDA, Structural design assessment; FDA, Fatigue design assessment; CM, Construction monitoring; HCM, Hull condition monitoring; SEA, Ship event analysis; ES, Enhanced scantlings; SERS, Ship emergency response service; PCWBT, Protective coatings in water ballast tanks)을 제시하며 FDA를 현 산업에서 가장 중요하게 지켜봐야 할 관심사 중 하나라고 설명했다(Zhang et al., 2011).

ShipRight FDA ICE에서는 혹독한 기후와 두꺼운 얼음이 지배하는 환경에서 선박의 피로손상 위험을 감소시키고 저온에서 운항하는 선박의 안전을 확보하는 것을 목표로 선박의 기능과 구조 건전성(Structural integrity)을 집중 검사하고 평가하는 일이 필요하다고 강조했다.

1980년대 해양파에 의한 파랑하중으로 유조선 및 벌크선에 피로 균열과 파괴가 발생하는 사고가 다수 있었다. 그 후 LR은 1994년 상선 구조의 피로 성능을 결정하는 평가법을 제공하기 위해 ShipRight FDA 절차를 소개하였고, 평가법의 일부를 설계 시 도입하면서 선체 구조의 피로 파괴사고를 감소시키는데 기여하고 있다. 빙 하중으로 인한 피로손상은 상대적으로 적은 관심을 받고 있지만, 빙 해역 운항선박(Ice classed ships)의 피로로 인해 발생하는 선체 구조의 균열과 파괴는 적어도 일반해역 운항선박(Non ice classed ships)의 파랑하중에 의한 피로손상만큼 중요하다고 할 수 있다.

1970년 1월에서 2009년 12월까지 40년 동안의 LR 선대 데이터베이스를 활용하여 빙 해역 운항선박의 피로 손상 내역을 파악할 목적으로 손상 및 결함의 모든 유형을 조사하였다. 조사결

과, 총 690대의 빙 해역 운항선박에서 57%, 5,474대의 일반해역 운항선박 중 52%에서 균열이나 파괴가 발생되었다(Fig. 1 참조). 이는 서로 비슷한 정도의 균열과 파괴가 발생한다는 것을 보여주는 것으로, 빙 해역 운항선박에서의 피로평가가 일반해역 운항선박의 피로문제만큼 중요하다는 것을 의미하는 것이다(Lloyd's Register Group Limited., 2014).

### 2.2 피로 허용 기준

빙 해역 운항선박이 빙 해역과 공해상의 파랑환경에서 운항한다고 가정하면 총 피로 손상지수는 다음 기준을 만족해야한다.

$$\Omega = (\Omega_{ice} + \Omega_{wave}) \leq 1.0 \tag{1}$$

$\Omega_{ice}$  = fatigue damage index induced by ice load

$\Omega_{wave}$  = fatigue damage index induced by wave loads

ShipRight FDA ICE에서는 일반적으로 아래와 같이 단순화된 허용 기준을 적용하였는데 빙 하중에 의한 피로손상지수( $\Omega_{ice}$ )와 파랑하중에 의한 피로손상지수 ( $\Omega_{wave}$ )를 각각 0.5로 가정하여 이 둘의 합이 1.0을 넘지 말아야 한다고 하였다(Zhang et al., 2011).

$\Omega_{ice} \leq 1/2$  : 빙 하중에 의한 피로 손상지수, 빙 해역에서의 설계 수명 50%를 가정

$\Omega_{wave} \leq 1/2$  : 파랑하중에 의한 피로 손상지수, 파랑환경에서의 설계 수명 50%를 가정

### 2.3 사례 연구

ShipRight FDA ICE 절차를 이용하여 기존의 LNG선박과 유조선의 피로성능을 조사하였다. 발트해의 Kemi, Kokkola와 Primorsk 무역경로가 채택되었고, Load Waterline(LWL) 하에 있는 중 보강재의 피로성능을 검토하였다. 선수부의 6곳, 선체 중앙부와 선미부의 각 1곳에서 평가를 수행했다. Fig. 2는 평가장소를 나타낸 그림이다.

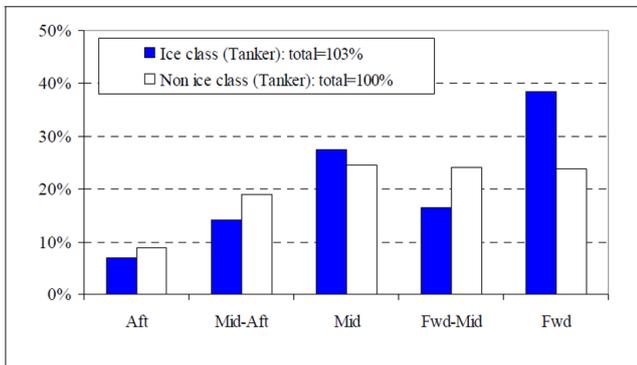


Fig. 1 Damage distribution at side shell structures of ice class oil tankers and non ice classed oil tankers (service history data)

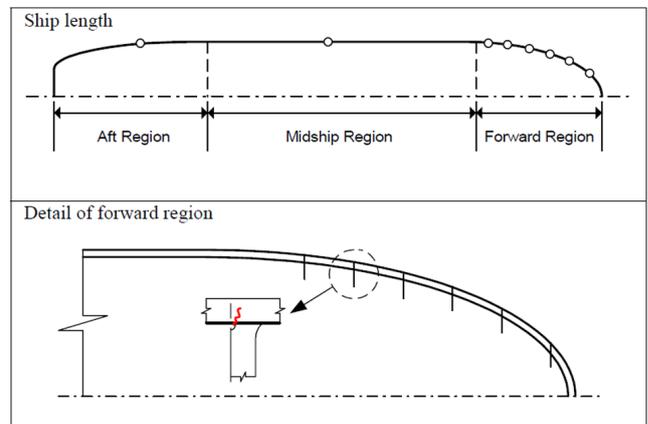


Fig. 2 Illustration of the assessed locations

**사례연구 1: LNG 선**

피로설계 수명이 20년인 150,000m<sup>3</sup>급의 LNG선을 대상으로 하였다. Table 1은 사례연구의 결과로써 대상 프레임의 위치에 따라 빙 하중에 의한 피로손상을 수치로 정리한 것이다. Primorsk 경로에 대한 모든 손상 지수는 1/2보다 작은 결과를 내지만, Kemi와 Kokkola 경로에 대한 일부 프레임의 손상지수는 1/2보다 크다.

**Table 1** Fatigue damage index for LNGC (Zhang et al., 2011)

Location	Fatigue Damage (F2 curve, 20 year design life)				
	Fr#	X/Lpp	Kemi	Kokkola	Primorsk
Aft	45	0.10	0.18	0.04	0.04
	85	0.50	0.26	0.07	0.06
	102	0.81	0.18	0.04	0.04
Midship	104	0.85	0.47	0.12	0.10
	106	0.88	1.85	0.51	0.43
	108	0.91	0.91	0.24	0.21
Forward region	110	0.93	1.57	0.43	0.36
	112	0.95	1.46	0.40	0.34

**사례연구 2: 유조선**

조사된 37,000톤급 유조선의 중 보강재 피로손상의 지수 값이 Table 2에 나타나 있다. 이 값 또한 Table1과 같이 빙 하중에 의한 피로손상을 수치로써 발트해에 위치한 세 경로에서 다수 프레임의 손상지수가 0.5보다 큰 것을 확인할 수 있다.

이를 통해 빙 해역을 항해하는 선박들의 피로 성능을 향상시키기 위해서는 일부 프레임 구조의 개선이 필요하다는 것을 알 수 있다.

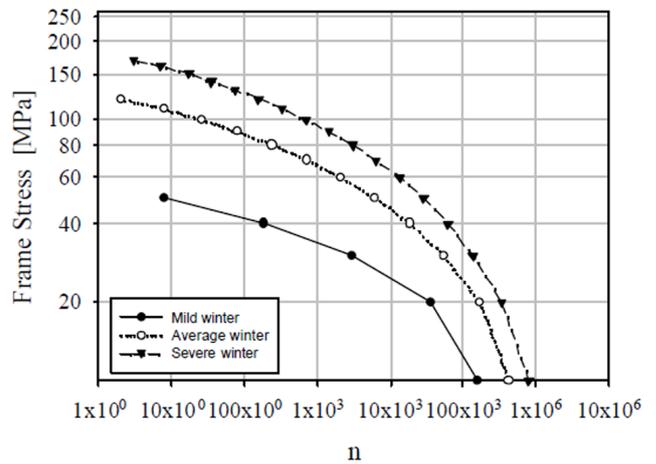
**Table 2** Fatigue damage index for the oil tanker (Zhang et al., 2011)

Location	Fatigue Damage (F2 curve, 20 year design life)				
	Fr#	X/Lpp	Kemi	Kokkola	Primorsk
Midship	100	0.49	5.03	1.45	1.22
	160	0.81	0.70	0.18	0.16
	166	0.84	0.70	0.18	0.16
Forward region	172	0.87	0.70	0.18	0.15
	178	0.90	2.78	0.78	0.66
	184	0.93	6.27	1.80	1.51
	187	0.95	4.22	1.22	1.03

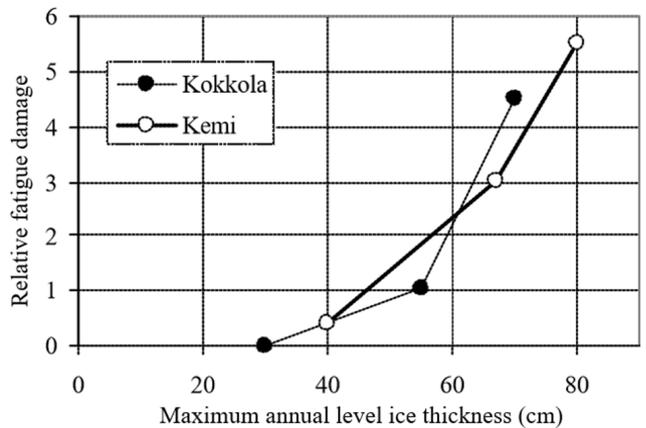
**3. 이전 실선 계측 자료에 대한 분석 예**

Bridges et al.(2006)은 빙 해역 운항 시 각기 다른 겨울환경 조건(Mild, Average, Severe winter)을 고려하여 빙 하중 및 피

로 손상을 계측한 자료를 분석했다. 먼저 화학운반선을 이용해 Kokkola와 중앙 유럽을 항해하며 계측한 연간하중 및 응력진폭 히스토그램을 통해 프레임의 응력 진폭을 설정하였다. 그리고 Mild, Average, Severe winter로 나누어 하중 반복 횟수에 대한 프레임 응력을 나타내었다(Fig. 3). 이에 따르면 다양한 응력범위에서 프레임에 응력이 작용하는 것을 확인할 수 있다. 또한 작은 값의 응력들이 수차례 프레임에 작용하는 것을 볼 수 있는데 이처럼 반복적으로 빙 하중이 작용한다면 잠재적인 피로 손상이 일으킬 수 있다. 또한 얼음의 두께가 증가할수록 선체에 큰 응력을 유발하며 피로를 발생시키는 것을 확인할 수 있는데 발트해의 Kokkola와 Kemi를 항해하며 피로손상을 계측한 그래프가 Fig. 4에 나타나 있다. Fig. 4에 따르면 얼음의 두께가 두꺼워질수록 피로손상이 커짐을 알 수 있는데 이는 손상 및 파괴 문제로 이어질 수 있기 때문에 얼음의 두께가 가장 두꺼워지는 Severe winter에 큰 문제가 될 수 있다는 결론을 내릴 수 있다.



**Fig. 3** The annual frame stress amplitude histograms in mild, average, severe winters for the ship route Kokkola to Central Europe (Bridges., 2006)



**Fig. 4** The lifetime fatigue damage caused by ice loads The structural member considered is a transverse frame (Bridges., 2006)

4. 2013년 아라온호 계측결과를 이용한 예제 계산

4.1 쇄빙 연구선 아라온호의 누적피로손상 계산 절차

남극과 북극의 빙 해역을 항해하는 아라온호에 빙 유기 피로 문제를 적용시키기 위해 예제 계산을 수행하였다. Table 3은 연도별 아라온호의 운항일수로 본 예제 계산에서는 2013년 빙 해역을 주로 항해하는 연구항해를 대상으로 항구에서 빙 해역까지 유빙이 없는 구간에서의 기간을 제외하여 계산하였다. 이 개략적인 계산에 의하면, 남극의 경우 74일의 연구항해 기간 중 약 40일, 북극은 25일 중 20일 정도가 빙 해역에서의 운항일수에 해당한다. 참고로 Table 3의 S는 남극(South pole)을 의미하고 N은 북극(North pole)을 의미한다.

Fig. 5는 AARI(Arctic and Antarctic Research Institute Russian Antarctic Expedition)(Likhomanov, 2010)에서 계산한 아라온호의 선수 스티스트룸 선측 외판에 대한 빙 충격 시 응력 해석 결과이다. 이 그림에 의하면 피로손상에 민감한 부위인 프레임하부의 응력범위는 선측 외판에서 계측된 응력범위  $\sigma_A$ 에 대하여

Table 3 Annual operation status for ARAON (Oh and Jung, 2014) [unit: day]

	General and Research Voyage				Preparation of the voyage and supply			Sum
	General		Research		Foreign port of call	Base supply		
	S	N	S	N				
2010	105	28	30	22	15	6	8	214
2011	119	33	79	28	19	5	6	289
2012	105	34	73	32	19	5		268
2013	144	32	74	25	17	8	11	311

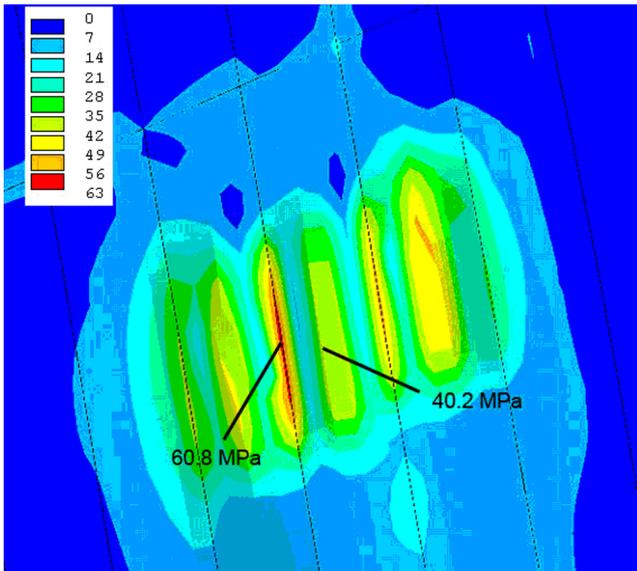


Fig. 5 Ratio of the stresses in the outer plating and the span and near the frame (unit of legend: MPa) (Likhomanov, 2010)

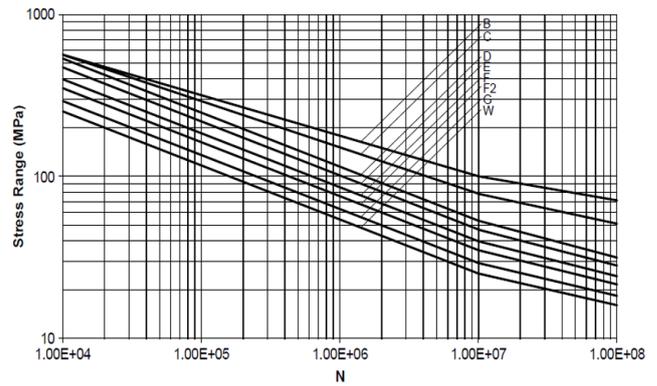


Fig. 6 DEn basic design S-N curves (Lloyd's Register Group Limited, 2011)

아래 식 (2)에 의한 계산 값을 적용함으로써 구할 수 있다. 여기서 응력범위  $\sigma_A$ 는 해빙 충격 시 대부분의 응력 변동범위가 0~ $\sigma_{Peak}$ 까지 이므로  $\sigma_A = \sigma_{Peak}$ 를 취하였다. 그리고 프레임 하부의 응력 범위는 AARI의 구조해석 결과를 활용하여 결정하였는데 AARI 구조해석 위치와 2013년 항해 시 계측한 위치와 같기 때문에 이를 사용하였다. 따라서 선측 외판에서 측정된 응력 값과 피로측면에서 관심부위인 프레임하부의 응력 비는  $\sigma_{support}/\sigma_{span} = 60.8/40.2 = 1.512 (MPa)$ 이다.

$$\sigma_A \times 1.512 = Stress\ range \tag{2}$$

피로손상은 아래 식 (3)에 의한 누적 손상법칙(Miner's rule)을 적용하였다.

$$D = \sum_{i=1}^{n_s} \frac{n_i}{N_i} \tag{3}$$

여기서,  $n_i$ 는 아라온호에서 측정된 응력범위의 반복 횟수 이다. 이때,  $N_i$ 는 각 응력범위에서 누적피로손상이 1.0이 되어 피로균열이 발생하는 Cycle 수이다. 이 값은 Fig. 6과 같은 S-N선도로부터 구할 수 있으며, 피로해석에서 프레임 하부와 같은 이음부에 대해서는 'F2' curve를 선택하였다.

식 (3)을 적용하여 계산한 값이 LR에서 정한 빙 하중에 의한 피로 손상지수 0.5보다 클 경우 피로손상이 발생한다고 볼 수 있다. 즉, 아래 식 (4)를 만족할 때 피로손상이 발생할 것이라는 예측이 가능하다.

$$\sum_{i=1}^{n_s} \frac{n_i}{N_i} > 0.5 \tag{4}$$

4.2 해빙 밀집도에 따른 예제계산

해빙 밀집도(Ice concentration, 최댓값: 10)에 따른 피로 손상치를 비교 분석하기 위해 다음 두 예제를 계산하였다. 2013년 북극해 항해에서는 연구 정점 간 이동시 계측을 수행하였기 때

**Table 4** Summary of measurements and ice conditions in Araon's 2013 Arctic Voyage

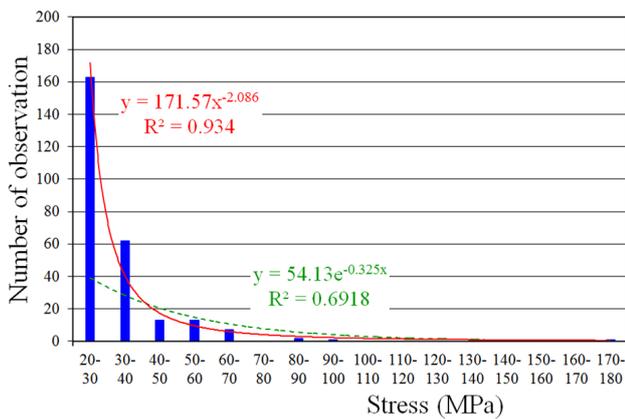
Date	August 26	
Starting time	03:28	07:28
Measuring time [sec]	14,400	36,000
Estimated ice concentration	1-3	4-6

문에 측정시간이 다르게 나타났고 해빙밀집도 변화에 따라 응력 데이터를 측정하였다.

Table 4는 같은 날 측정된 두 개의 해빙 밀집도와 시간을 나타낸 표이다(Kwon et al., 2015). 아래 사례연구에서는 해빙 밀집도에 따른 예제계산을 수행하였다.

**사례연구 1: 해빙밀집도가 낮은 경우**

2013년 아라온호에서 측정된 Fig. 7의 응력 통계치를 사용하여 계산하였다. 해빙 밀집도는 1-3 수준이며, Fig. 7 상세 측정값은 Table 5에 나타나있다(Kwon et al., 2015).



**Fig. 7** Histogram and probability density approximation of stress (Measuring time = 14,400 sec.)

**Table 5** Stress measurements in ice concentration 1-3

Category of stress [MPa]	Number
20-30	163
30-40	62
40-50	13
50-60	13
60-70	7
70-80	0
80-90	2
90-100	1
100-170	0
170-180	1
Sum	262

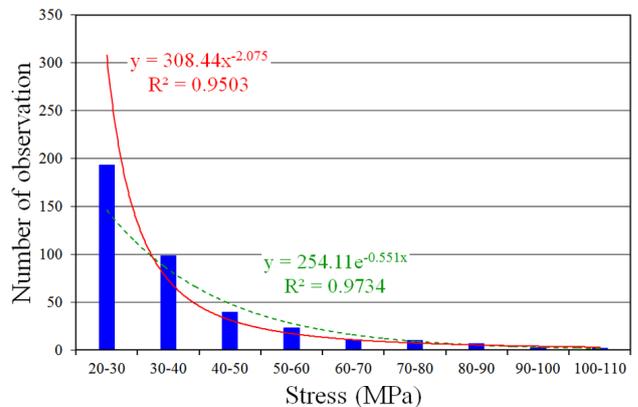
**Table 6** Results of fatigue damage index in case study 1

Category of stress [MPa]	$N_i$	$n_i$	$n_i/N_i$
20-30	8000000	58680	0.0073
30-40	3000000	22320	0.0074
40-50	1600000	4680	0.0029
50-60	800000	4680	0.0058
60-70	460000	2520	0.0054
70-80	-	-	-
80-90	250000	720	0.0028
90-100	160000	3600	0.0225
100-170	-	-	-
170-180	18000	360	0.02
Sum			0.0744

위의 절차를 통해 계산했을 때 아라온호에 1년 동안 누적된 피로손상치의 계산 결과가 Table 6에 나타나있다. 이러한 계산 결과로부터 선박에 피로 문제가 발생할 가능성을 예상해 볼 수 있다. 즉, 1년 동안 누적된 피로 손상치는 0.074로 나타났으며 이 기간 동안에는 피로 문제가 발생하지 않을 것이라는 결과를 얻었다. 하지만, 위의 결과는 1년에 대한 피로손상 평가 결과이므로 이를 LR의 FDA ICE에서 가정된 빙 해역에서의 설계 수명률 50%와 비교해 보면 피로균열 발생수명은 약 6.7년인 것을 알 수 있다.

**사례연구 2: 해빙밀집도가 중간수준인 경우**

보다 자세한 예제계산을 비교분석하기 위해 응력범위별 단위 시간당 빈도수가 낮은 데이터를 사용하여 계산하였다. 앞서 예를 든 사례연구 1 (2013.08.26. 03:28)과 같은 날에 측정된 데이터로, 해빙 밀집도는 4-6이다. 해빙 밀집도가 다소 높은데도 불구하고 단위시간당 응력 범위별 빈도수가 낮은 것은 해빙이 적게 분포할 경우 운항사가 좀 더 높은 선속으로 과감하게 운항하기 때문일 것으로 추측된다. 이에 따른 응력통계치가 Fig. 8에 나타나있다(Kwon et al., 2015).



**Fig. 8** Histogram and probability density approximation of stress (Measuring time = 36,000 sec.)

**Table 7** Stress measurements in ice concentration 4-6

Category of stress [MPa]	Number
20-30	193
30-40	99
40-50	40
50-60	23
60-70	10
70-80	10
80-90	7
90-100	3
100-110	2
sum	387

**Table 8** Results of fatigue damage index in case study 2

Category of stress [MPa]	$N_i$	$n_i$	$n_i/N_i$
20-30	8000000	27792	0.0034
30-40	3000000	14256	0.0047
40-50	1600000	5760	0.0036
50-60	800000	3312	0.0041
60-70	460000	1440	0.0031
70-80	300000	1440	0.0048
80-90	250000	1008	0.0040
90-100	160000	432	0.0027
100-110	146000	288	0.0019
Sum			0.0326

Table 7는 Fig. 8의 상세 측정값이며 모든 과정과 절차는 사례연구 1과 동일한 조건에서 진행하였다.

앞에서 서술한 절차에 따라 계산한 결과는 Table 8과 같다. 1년 동안 누적된 피로 손상치는 0.033으로 나타났다. 이 기간 동안에도 피로 문제가 발생하지 않을 것이라는 결과를 얻었다. 하지만, 이 결과 역시 1년에 대한 피로손상 평가 결과이므로 손상치가 0.5가 되는 피로 균열 발생수명은 약 15.3년인 것을 알 수 있다.

2013년 8월 26일 같은 날 해빙밀집도 1-3, 4-6에서 측정한 데이터의 평균값을 통해 보다 통계적인 값을 얻고자 했다. 해빙밀집도 1-3에서 1년 동안 누적된 피로 손상치는 0.074이고 해빙밀집도 4-6에서 1년 동안 누적된 피로 손상치는 0.033이므로, 두 개의 피로균열 발생 수명의 평균은 11년이 되며 이는 수시 및 정기 검사기간을 고려할 때 비교적 합리적인 범위라 생각된다. 다만, 이 합리성이 인정되려면 수시 및 정기검사 기간 중 빙 하중에 반복적으로 노출되는 개소에 대한 균열 검사가 수행되는 것을 전제로 한다.

#### 4.3 피로손상에 대한 평가

본 연구에서 수행한 예제 계산은 해빙 밀집도와 빙 해역 운항 조건에 대해 상당히 과도한 가정을 포함하고 있다. 다시 말하면, 연구항해기간 중 많은 일수를 빙 해역 운항기간으로 설정하

였는데, 일반적으로 극지방의 결빙 분포는 일정하지 않으며, 아라온호의 운항 경험에 의하면 해빙을 거의 만나지 않은 경우도 있었다고 하기 때문에 본 연구의 예제 계산 시 설정된 가정은 매우 과도하다고 할 수 있다.

그렇지만, 2013년과 같은 결빙 조건을 만나지 않으리라는 보장이 없는 것 또한 사실이다. 그리고 상당히 과도하게 설정된 조건 하에 계산된 프레임 하부 용접부의 피로수명이지만, 그 평균 수명이 평균 11년이라는 것은 아라온호가 해빙과의 부딪힘을 피할 수 없는 쇄빙 연구선임을 생각한다면 내빙대의 피로손상에 관심을 기울여야 하는 이유가 되기에 충분하다고 생각된다. 이런 관점에서 보다 근거 있는 자료에 바탕을 둔 피로평가가 수행되어야 할 것으로 보인다.

한편, 2020년 12월 취항을 목표로 하는 제2쇄빙선은 운항 경로 상 남극 얼음두께의 2배 이상 두꺼운 얼음으로 덮여 있는 북극해 전용 항해를 위한 선박이다. 그러므로 설계 시 쇄빙, 내빙과 함께 내빙대의 용접이음부에 발생 가능한 피로손상 문제를 충분히 고려해야 할 것이다.

## 5. 결 론

본 연구는 현재까지 발표된 문헌과 자료를 바탕으로 빙 해역 운항 선박의 빙 유기 피로문제 관련 이슈를 정리하고 분석함으로써 빙 유기 피로의 특징과 평가법에 대해 알아보고 간단한 예제 계산을 통해 이를 적용해 보고자했다.

빙 유기 피로의 위험성은 아직 많이 알려지지 않고 과량하중으로 인한 피로만큼 중요성을 인정받지 못하여 현재까지도 빙 유기 피로에 대한 평가절차가 비교적 자세히 개발되지 않았고, 관련 연구들이 부족한 상태이다.

하지만 빙 해역을 항해하는 선박 역시 피로손상 위험을 평가하는 과정이 필요하고 과량하중으로 인한 피로손상 뿐만 아니라 빙 하중으로 인한 빙 유기 피로손상 역시 고려해야 할 대상이다.

최종적으로 빙 유기 피로문제 관련하여 본 연구에서는 다음의 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 유빙 및 빙산 등이 출몰하는 해역에서 반복적으로 작용하는 빙 하중은 선체에 피로 손상을 입힐 수 있다. 결빙해역을 항해하면서 선박은 크고 작은 얼음을 부수고 밀어내는 과정을 반복하는데 이 과정에서 반복하중으로 인해 미세한 균열이 누적되다 파괴로 이어질 수도 있다.

(2) 40년 동안의 선대 데이터베이스를 활용하여 피로 손상의 내역을 조사한 자료를 통해 빙 해역 운항선박에서의 피로평가가 일반해역을 운항하는 선박의 과량환경에 의한 피로문제만큼 중요하다는 것을 확인해 주는 자료도 있다.

(3) 얼음의 두께가 증가할수록 빙 하중은 선체에 큰 응력을 유발하며 피로를 발생시키는데, Bridges et al.(2006)의 관측 자료를 바탕으로 얼음의 두께가 두꺼워 질수록 피로가 증가하며 이는 손상 및 파괴 문제로 이어질 수 있기 때문에, 얼음 두께가 가장 두꺼워지는 Severe winter에 피로 문제가 발생할 수 있다.

(4) ShipRight FDA ICE 평가절차를 적용하고 2013년 빙 해역

운항을 기준으로 아라온호의 피로손상을 계산한 예제를 통해 본 선박에 대하여도 빙 하중을 받는 용접이음부에는 누적 피로 손상이 발생할 가능성이 있음을 제시하였다.

(5) 2020년 취역 목표인 북극해 전용 제2쇄빙선 건조 시 이러한 피로 문제를 충분히 고려하여 설계하고 건조해야 할 것이다.

## 후 기

본 연구는 한국연구재단의 BK21 플러스 프로그램의 후원과 2015년도 경상대학교 연구년제연구교수 연구지원비에 의하여 수행되었으며, 지원에 감사드립니다.

## References

- Bridges, R., Riska, K., Zhang, S., 2006. Preliminary Results of Investigation on the Fatigue of Ship Hull Structures when Navigating in ICE. No. ICETECH06-142-RF, 7th International Conference and Exhibition on Performance of Ships and Structures in Ice, Banff, AB, Canada.
- Kwon, Y.H., Lee, J.H., Choi, K.S., Lee, T.K., 2015. A study on Statistical Analysis of Local Ice Loads Measured during the Arctic Voyage of the IBRV ARAON. The International Society of Offshore and Polar Engineers.
- Lee, S.K., 2010. Current State and Prospects for Arctic Resource Development. Research Report of Korea Energy Economics Institute 10-03.
- Likhomanov, V. 2010. Full-scale Ice Trials of the Korean Research Icebreaker ARAON. Arctic and Antarctic Research Institute Scientific-Technical Report.
- Lloyd's Register Group Limited., 2011. FDA ICE Fatigue Induced by Ice Loading, FDA Ice Procedure.
- Lloyd's Register Group Limited., 2014. ShipRight Design and Construction, Fatigue Design Assessment - Application and Notations. September.
- Oh, S.J., Jung O.J., 2014. Tired ARAON because of the Long Term Sailing. The Kookje Daily News, November 26.
- Zhang, S., Bridges, R., Tong, J., 2011. Fatigue Damage Assessment of Ship Structures Induced by Ice Loading - An introduction to the ShipRight FEA ICE Procedure. 21st International Offshore and Polar Engineering Conference, Maui, Hawaii, USA.

# Self-Burial Structure of the Pipeline with a Spoiler on Seabed

Woo-Dong Lee\*, Dong-Soo Hur\*\*, Han-Sol Kim\*\*\* and Hyo-Jae Jo\*\*\*\*

\*Institute of Marine Industry, Gyeongsang National University, Tongyeong, Korea

\*\*Department of Ocean Civil Engineering, Gyeongsang National University, Tongyeong, Korea

\*\*\*Department of Coastal Management, Geosystem Research Corporation, Gunpo, Korea

\*\*\*\*Naval Architecture and Ocean Systems Engineering, Korea Marine and Ocean University, Busan, Korea

## 해저지반에 설치된 스포일러 부착형 파이프라인의 자가매설 기능분석

이우동\* · 허동수\*\* · 김한솔\*\*\* · 조효재\*\*\*\*

\*국립경상대학교 해양산업연구소

\*\*국립경상대학교 해양토목공학과

\*\*\* (주)지오시스템리서치 연안관리부부

\*\*\*\*한국해양대학교 조선해양시스템공학부

**KEY WORDS:** Pipeline with spoiler 스포일러 부착형 파이프라인, Self-burial structure 자가매설 기능, Vorticity 와도, Down force 하향력, LES-WASS-2D 유체역학적 수치모델

**ABSTRACT:** If a spoiler was attached to the pipeline investigated in a previous study, a strong flow and vortex at the lower part caused scouring and thus an asymmetric pressure distribution, which assisted in the analysis of the self-burial structure where a down force was applied to the pipe. However, only the fluid-pipe interaction was considered, excluding the medium (seabed), when practically burying the pipeline. Thus, this study applied a numerical model (LES-WASS-2D) to directly analyze the non-linear interactions among the fluid, pipe, and seabed in order to perform numerical simulations of a pipeline with a spoiler installed on the seabed. This allowed the self-burial mechanism of a pipeline with a spoiler to be analyzed in the same context as the previous study that considered only the fluid-pipe interaction. However, when a pipeline was installed on the seabed, a strong flow and vortex were found at the front of the bottom, and a spoiler accelerated the fluid resistances. This hydraulic phenomenon will reinforce the scouring and down force on the pipeline. In the general consideration of the numerical analysis results by the specifications and arrangements of the spoiler, a pipeline with a spoiler was found to be the most effective for the self-burial function.

### 1. 서 론

해양에서 채굴한 대량의 유체류 천연자원들을 연속/안정적으로 육지로 수송하기 위하여 선박보다 해저면에 파이프라인을 설치하여 이용하는 경우가 증가하고 있다. 그리고 유체류의 국내·외적인 물류망이 파이프라인을 통해 구축되어 있으며, 상당한 구간이 해저에 존재한다. 또한 정보화 시대에 발맞추어 각종 통신 케이블들이 육지/국가/대륙을 연결하고 있는 실정이다.

이와 같은 해저에 설치된 파이프라인이 제구실하기 위해서는 파이프라인이 재료 및 구조적으로 안정해야 한다. 그리고 거칠고 역동적인 해양의 물리력의 작용 하에서도 안전하게 수송임무를 완수하여야 한다. 이 다양한 해양물리력은 해저파이프라인에 직접적인 피해를 가하기보다는 저면의 세굴을 유발시킨다.

이 영향으로 파이프라인에는 자중과 유체력에 의해 인장 또는 압축응력이 발생하여 구조적으로 불안정한 상태에 놓이게 될 수 있다.

따라서 안정적으로 해저파이프라인이 유체류를 수송하기 위해서는 재료 및 구조적인 안정성도 매우 중요하지만, 다양한 형태의 해양물리력(파랑, 조류, 해류 등)으로부터 안전하게 파이프를 보호하여야 할 것이다. 이에 해저지반을 굴착하여 파이프라인을 매설하는 트렌칭·백필링(Trenching and backfilling)의 매설공법이 많이 적용되고 있다. 하지만 대규모의 공사에서는 중장비의 투입이 가능하기 때문에 시간과 경제적인 측면이 극복될 수 있지만, 소규모의 설치공사에서는 막대한 비용과 시간을 감당할 여력이 부족하다. 따라서 매설방식이 아닌 콘크리트 덮개나 보호블록을 이용하는 피복형인 비매설 방식이 적용되기도 한다. 이와 같은 일반적인

Received 16 February 2016, revised 14 June 2016, accepted 18 August 2016

Corresponding author Dong-Soo Hur: +82-55-641-3150, dshur@gnu.ac.kr

© 2016, The Korean Society of Ocean Engineers

세굴방지공법은 공기가 길어지게 되고, 공사비가 만만치 않으며, 추가적인 유지보수비용이 발생할 우려가 있다.

과거부터 해양물리력(파랑, 흐름)에 의한 파이프라인 주변의 유동/와동(Liang and Cheng, 2005; Kazeminezhad, 2013), 지반 거동(Hur et al., 2007) 그리고 저면의 세굴현상(Beek and Wind, 1990; Zamankhan, 2009)에 관한 많은 연구들이 수행되었다. 한편 Hulsbergen(1984)은 추가적인 세굴방지공법을 적용하지 않고, 파이프라인이 스스로 해저지반에 매설되는 스포일러 부착형 파이프라인을 고안하였다. 이것을 기반으로 Submarine Pipeline Spoiler사는 1989년 처음으로 북해에 스포일러 부착형 해저파이프라인을 설치하였다(Hulsbergen and Bijker, 1989). Fig. 1과 같은 스포일러 부착형 파이프라인은 추가적인 세굴방지공법을 필요로 하지 않아 시간과 비용측면에서 매우 유리하다. 하지만 점성토 또는 사질토로 구성된 특정한 해저지반 환경에서만 자가매설 기능이 발휘된다는 단점을 가지고 있다.

그 후부터 많은 연구들이 수행되었으며, 대부분의 연구들은 스포일러에 의한 파이프라인 저면의 세굴 특성(Chiew, 1993; Zhao and Wang, 2009; Yang et al., 2012; Zhu et al., 2013) 그리고 주변의 유동 및 와동특성(Cheng and Chew, 2003; Oner, 2010; Han, 2012)에 관하여 논의하였다. 그리고 스포일러 부착에 따른 파이프라인 주변의 압력장 그리고 유체력(Barendse, 1988; Bakhtary and Zeinali, 2008)에 관한 연구가 진행되었다. 이 연구들은 자가매설되는 해저파이프라인의 스포일러 기능을 명확하게 정의하지 못하고 있다. 최근 Lee et al.(2016)은 스포일러 부착형 해저파이프라인의 자가매설 원리를 수치적으로 분석하였다. 스포일러로 인해 파이프 주변의 유동/와동현상이 강하게 발생하여 저면의 세굴을 유발시키고, 상하 비대칭적 구조의 압력장에 의해 하향력이 발생하였다. 이 두 가지의 원인이 복합적으로 작용하여 파이프라인이 스스로 매설된다고 보고하였다. 그러나 이 결과는 수중의 파이프라인을 대상으로 하였기 때문에 유체-파이프-해저지반의 비선형적인 상호작용에 의한 자가매설 원리라 보기에는 부족함이 있다.

본 연구에서는 해저지반에 설치된 스포일러 부착형 파이프라인의 자가매설 원리를 분석하기 위하여 PBM(Porous body

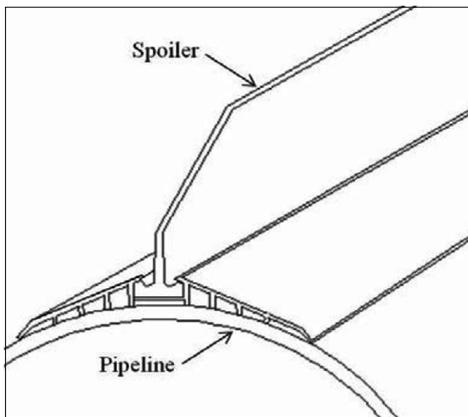


Fig. 1 Schematic drawing of pipeline with spoiler (Hulsbergen and Bijker, 1989)

model)기반의 N-S(Navier-Stokes) Solver를 이용하여 유체해석을 수행한다. 그리고 스포일러 유무에 따른 유체-파이프-해저지반의 비선형 상호작용에 의한 수리특성(유동, 와동, 압력)을 분석하고, 이것으로부터 자가매설 기능을 분석한다. 나아가 스포일러에 체원 및 배치에 따른 수리특성을 수치적으로 조사하여 자가매설에 유리한 스포일러의 체원 및 배치에 관하여 논의한다.

## 2. 수치모델

본 연구에서는 해저지반에 설치된 스포일러 부착형 해저파이프라인의 자가매설 기능을 수치적으로 분석하기 위하여 Hur et al.(2011)이 개발한 고정도의 2차원 파동장 모델을 기반으로 유체역학적 정도를 향상시킨 LES-WASS-2D(Lee et al., 2016)를 이용한다. 이 LES-WASS-2D는 PBM 기반의 단면 N-S solver로서 투과성 매체의 특성(입경, 공극, 형상 등)에 반영한 유체저항(관성, 난류, 층류)에 의한 에너지소산을 추정할 수 있다. 그리고 SGS(sub-grid scale)의 난류영역까지 직접고려하기 위하여 LES(large eddy simulation; Smagorinsky, 1963)기법을 기초하여 동적 와동점성모델(Germano et al., 1991; Lilly, 1992)을 적용한다. 또한 자유수면의 표면장력을 추정하기 위하여 CSF(Continuum surface force)모델(Brackbill et al., 1992)을 이용하고 있다.

### 2.1 지배방정식

지배방정식은 2차원 비압축성의 점성유체를 고려한다. 그리고 무반사로 흐름/파랑을 발생시킬 수 있는 소스항이 포함된 연속방정식 (1) 그리고 투과성 매체 내부의 유체저항을 도입하여 수정된 Navier-Stokes 운동방정식 (2)로 구성된다.

$$\frac{\partial(\gamma_i v_i)}{\partial x_i} = q^* \quad (1)$$

$$\frac{\partial(\gamma_v v_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\gamma_i v_i v_j)}{\partial x_j} = -\frac{\gamma_v}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial(\gamma_i \nu_T D_{ij})}{\partial x_j} + S_i - Q_i - R_i - \gamma_v g_i - E_i \quad (2)$$

여기서  $v_i$ 는  $x, z$ 방향의 유속,  $q^*$ 는 소스의 유량밀도,  $\gamma_v$ 는 체적 공극률,  $\gamma_i$ 는  $x, z$ 방향의 면적 공극률,  $t$ 는 시간,  $\rho$ 는 유체의 밀도,  $p$ 는 압력,  $\nu_T$ 는 유체의 동점성계수( $\nu$ )와 와동점성계수( $\nu_t$ )의 합이다.  $D_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right)$ 는 변형률속도텐서,  $S_i$ 는 CSF(Continuum surface force)모델을 기반의 표면장력항,  $Q_i$ 는 흐름 또는 파랑의 소스항,  $R_i$ 는 투과성 매체에 의한 유체저항항,  $g_i$ 는 중력가속도항,  $E_i$ 는 에너지 감쇠항이다.

VOF(Volume of fluid)함수  $F$ 는 각 격자에서 유체가 차지하고 있는 체적비로서 연속방정식 (1)에 비압축성 유체에 대한 가정과 PBM(Porous body model)에 기초한 VOF함수를 적용하여 유체의 보존형식으로 나타내면 식 (3)과 같다.

$$\gamma_v \frac{\partial F}{\partial t} + \gamma_i \frac{\partial v_i F}{\partial x_i} = F q^* \quad (3)$$

투과성 매체에 의한 유체저항( $R_i$ )은 식 (4)와 같다. 여기서 식 (5)는 Liu and Masliyah(1999)의 층류저항, 식 (6)은 Ergun (1952)의 난류저항, 식 (7)은 Sakakiyama and Kajima(1992)의 관성저항에 관한 실험식을 각각 나타낸다.

$$R_i = a_p v_i + b_p v_i |v_i| + c_p \frac{\partial v_i}{\partial t} \quad (4)$$

$$a_p = C_L \frac{\nu}{D_{50}^2} \frac{(1-\gamma_i)^2}{\gamma_i} \quad (5)$$

$$b_p = C_T \frac{(1-\gamma_i)}{D_{50} \gamma_i^2} \quad (6)$$

$$c_p = \frac{1}{\gamma_v} \left\{ 1 + C_M \frac{(1-\gamma_i)}{\gamma_i} \right\} \quad (7)$$

여기서  $D_{50}$ 은 투과매체의 평균입경,  $C_L$ 는 층류저항계수,  $C_T$ 는 난류저항계수,  $C_M$ 은 관성저항계수를 의미한다.

나머지 상세한 수치해석방법은 Hur et al.(2011) 그리고 개량된 Lee et al.(2016)을 참고하기 바란다.

### 2.2 수치모델의 검증

수치모델 LES-WASS-2D를 검증하기 위하여 PIV(Particle image velocimetry)시스템을 적용한 Oner(2010)의 수치모형 실험결과와 비교·분석한다. Fig. 2는 Oner(2010)의 실험조건을 기반으로 구성된 수치수조로서 해석영역의 수심은 32cm 이고, 길이 1cm의 스포일러가 부착된 직경 5cm의 파이프라인이 바닥으로부터 0.5cm 떨어진 지점에 설치된다. 그리고 반사를 최소화하기 위하여 양측에는 부가감쇠영역과 그 끝에는 개경계조건 (Open boundary)를 고려하고, 해석영역의 시작지점에 흐름스스를 배치한다. 여기서 검증을 위한 수치계산의 입사유속( $V_0$ )은 19cm/s, 계산격자크기( $\Delta x$ ,  $\Delta z$ )는 0.5mm 그리고 계산시간간격 ( $\Delta t$ )은 1/2000초를 적용한다.

Fig. 3은 정상상태의 유동장에서 취득한 패턴평균유속을 입사 유속 19cm/s로 무차원하여 나타낸 것으로 원(○)은 실험결과, 실선(—)은 계산결과이다. 여기서 (a)는 스포일러가 없는 경우, (b)는 스포일러가 존재하는 경우이다. 그리고 유속의 측정단면은 Fig. 4와 같다.

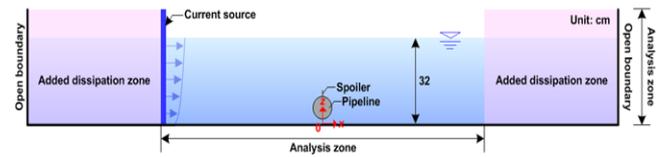


Fig. 2 Definition sketch of numerical water basin based on Oner (2010)'s experiments for verification of numerical model

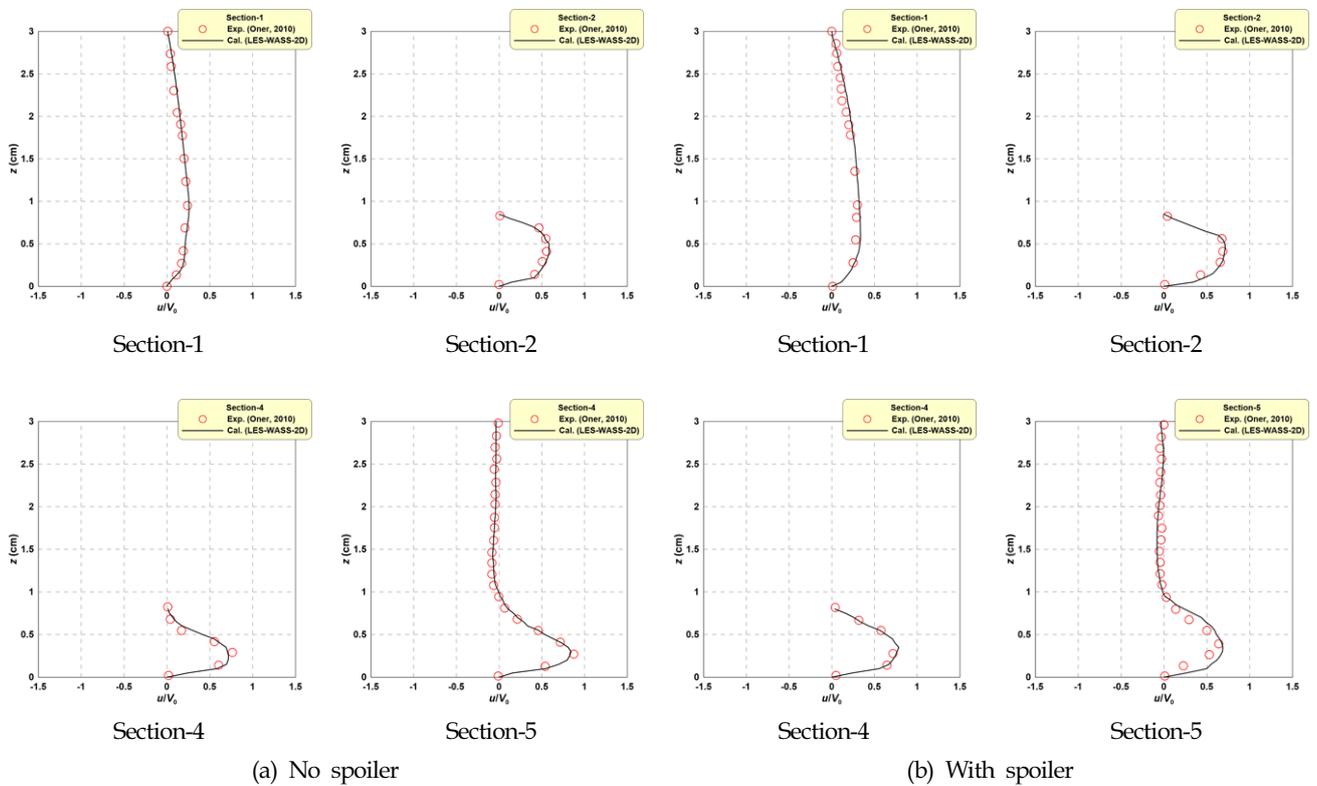


Fig. 3 Comparison between measured (Oner, 2010) and calculated (LES-WASS-2D) pattern-averaged horizontal velocities

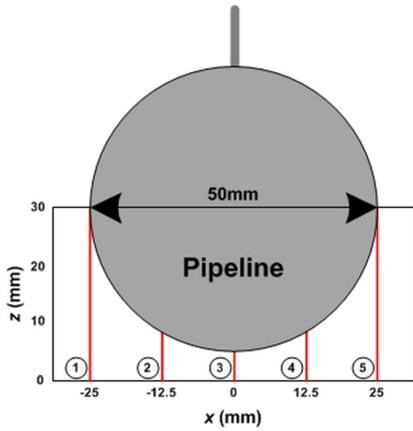


Fig. 4 Measured sections of velocities under pipeline

Fig. 3으로부터 시뮬레이션에서 측정된 유속이 Oner(2010)이 실험에서 측정한 유속을 스포일러가 없는 경우에는 조금 과소평가 그리고 스포일러가 부착된 경우에는 조금 과대평가하는 경향을 나타내고 있다. 하지만 전체적으로 해저파이프 주변의 수평유속을 잘 재현하고 있는 것으로 판단된다. 특히 계산결과가 스포일러 부착 유무에 따라 측정단면에서 최대수평유속이 발생하는 수심지점을 거의 정확하게 나타내고 있다. 이것은 본 연구에서 이용하는 LES-WASS-2D가 고정도의 수치모델임을 입증하는 것으로 수치시뮬레이션결과의 타당성 및 유효성이 확보되었다고 할 수 있다.

2.3 수치실험의 개요

유체-파이프-해저지반의 비선형 상호작용에 의한 스포일러 부착형 해저파이프라인의 자가매설 기능을 수치적으로 분석하기 위하여 Fig. 5와 같은 수치수조를 구성한다. 수치수조에는 20cm 두께의 해저지반과 직경(D) 5cm의 파이프라인 그리고 30cm의 수심으로 구성된다. 여기서 계산의 편의를 도모하기 위하여 파이프라인을 해저지반과 2mm의 간격을 두고 배치한다. 흐름에 의한 수치수조의 교란을 방지하기 위해 양쪽 경계에는 개경계조건 그리고 전면에는 부가감쇠영역을 구성한다. 그리고 해석영역은 수평/수직방향의 계산격자( $\Delta x$ ,  $\Delta z$ )를 2mm로 분할하고, 1/1000초의 계산간격( $\Delta t$ )으로 수치시뮬레이션을 수행한다.

Fig. 6은 파이프에 부착되는 두께 2mm의 스포일러 제원 및 배치를 도시한 것이며, (a)는 스포일러 길이(s), (b)는 스포일러의 배치각( $\alpha_s$ )을 나타낸다. Table 1은 스포일러의 제원과 배치 그리고 입사유속( $V_c$ )에 관한 실험조건이며, 총 13 경우에 대해 수치시뮬레이션을 수행한다. 여기서 입사유속( $V_c$ )은 15~60cm/s, 파이프 직경과

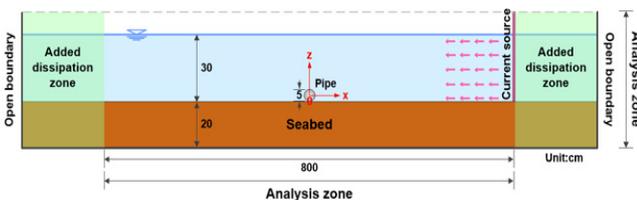


Fig. 5 Definition sketch of 2-D numerical water tank

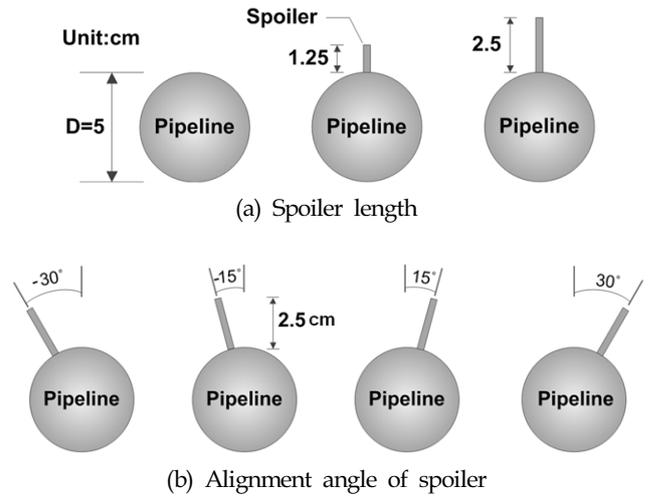


Fig. 6 Shape and arrangement of spoilers on a pipeline

Table 1 Initial and incident conditions of numerical simulations

CASE	$Re_D$	$V_c$ [cm/s]	$S/D$	$\alpha_s$ [°]
1			0	
2	7,430	15	0.5	0
3			0	
4	14,850	30	0.5	0
5			0	
6	22,280	45	0.25	0
7			0.5	
8				-30
9				-15
10	22,280	45	0.5	15
11				30
12			0	
13	29,700	60	0.5	0

스�포일러 길이와의 비( $S/D$ )는 0~0.5, 스포일러의 배치각( $\alpha_s$ )은 -30 ~ +30°(-는 반시계 방향, +는 시계방향) 그리고 해저파이프 직경에 대한 레이놀즈수( $Re_D$ )는 7,430~29,700이다.

3. 수치해석결과

3.1 자가매설 기능분석

3.1.1 유동장과 와동장

Fig. 7과 8로부터 입사유속( $V_c$ ) 및 레이놀즈수( $Re_D$ )가 증가할수록 파이프라인의 상하로 빠져나가는 유속이 크게 증가하여 배후에서는 후류의 영향으로 강한 와도가 형성되는 것을 알 수 있다. 그리고 좁은 파이프 저면을 빠져나가는 빠른 흐름에 의해 해저지반의 안팎에서 강한 와도가 발생한다. 또한 파이프 전면에서는 파이프에 의한 흐름 저항으로 인하여 와동이 형성되는 것을 확인할 수 있다. 이와 같은 현상은 스포일러가 부착된 Fig.

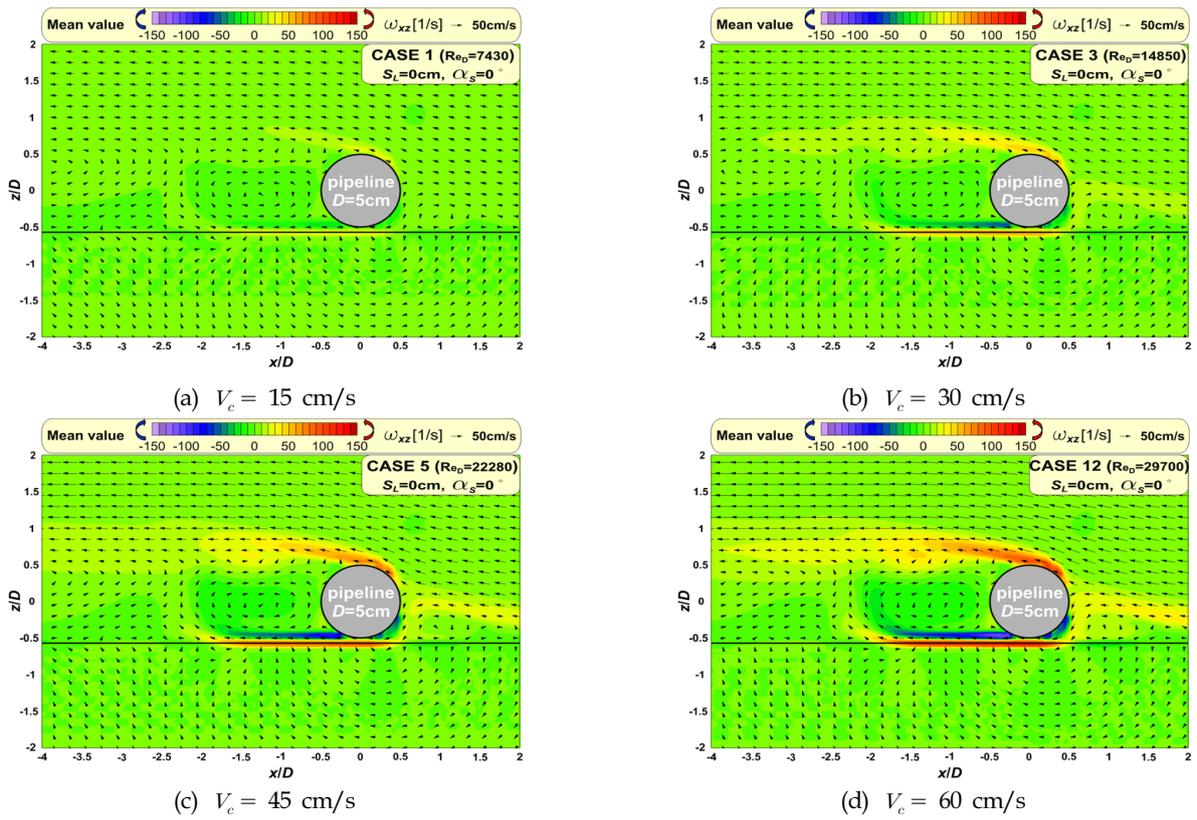


Fig. 7 Spatial distributions of pattern-averaged velocities and vorticities due to incident currents around pipeline without spoiler

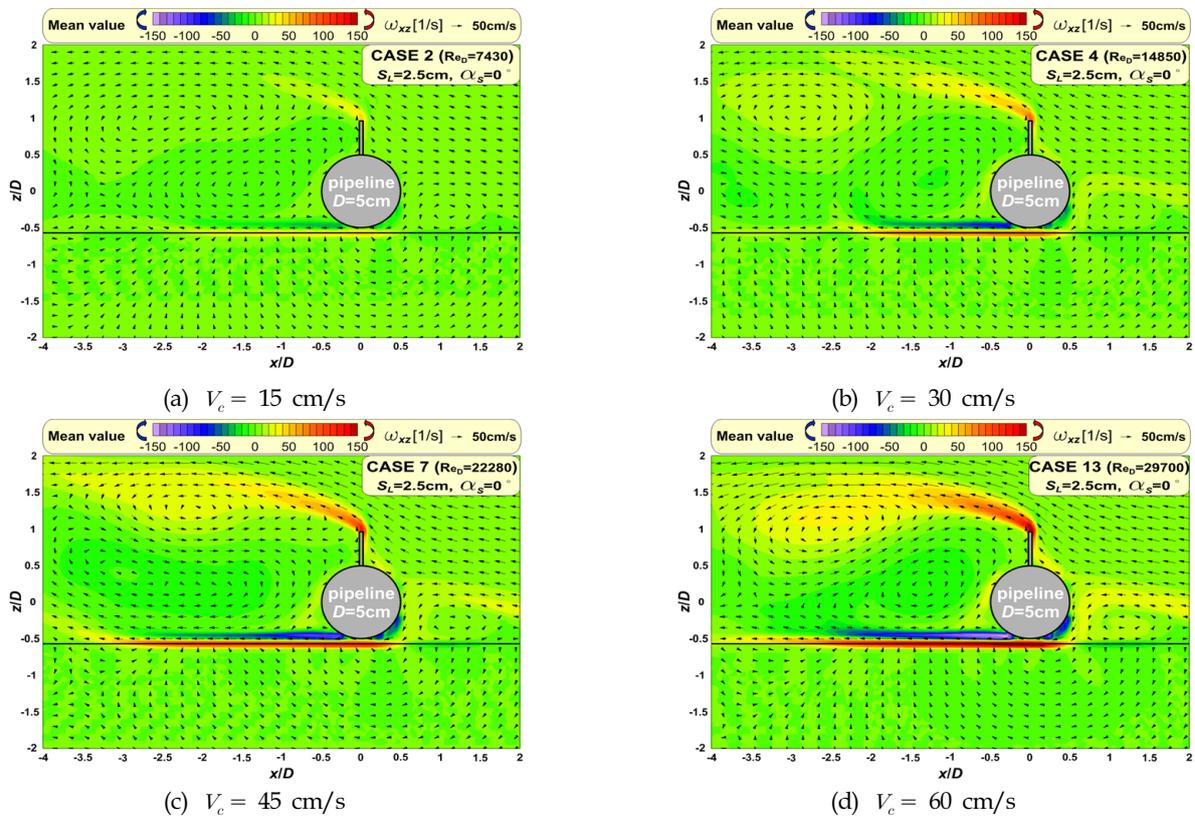


Fig. 8 Spatial distributions of pattern-averaged velocities and vorticities due to incident currents around pipeline with spoiler

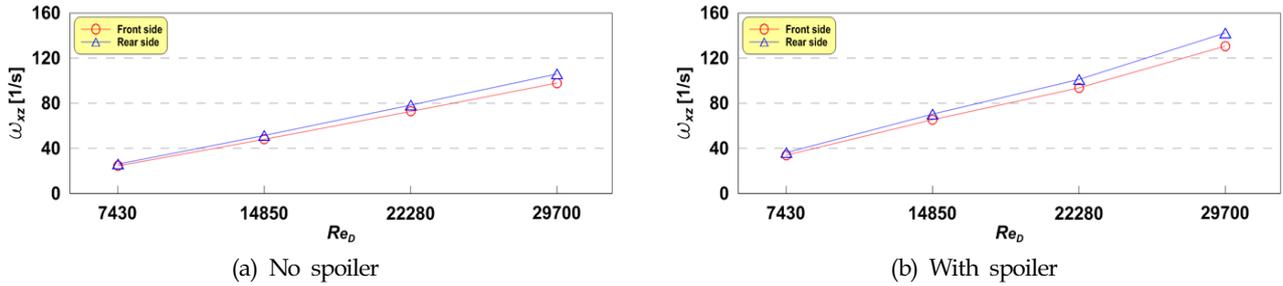


Fig. 9 Distribution of mean vorticities due to  $Re_D$  in front and rear side under pipeline

8에서는 투영 단면적이 증가하기 때문에 상하로 빠져나가는 유속이 커짐으로 더욱 격렬하게 나타난다. 게다가 와동과 유동장의 구조가 스포일러의 영향으로 상하 비대칭성이 크게 증가하고,  $V_c$ 과  $Re_D$ 가 커질수록 심화되는 것을 알 수 있다. 이것은 유체-파이프-해저지반의 비선형 상호간섭에 의해 발생하는 수리 특성은 저면의 세굴을 유발시킴과 더불어 파이프에 작용하는 유체력에 큰 영향을 미칠 것으로 사료된다.

Fig. 9에 나타난 평균와도는 Fig. 10과 같이 파이프 아래의 전면과 후면 영역에서 측정된 와도를 공간 평균한 것이다. 그래프에서 횡축은 파이프 직경에 대한 레이놀즈수( $Re_D$ ), 종축은 평균와도( $\omega_{xz}$ )이다. 그리고 (a)는 스포일러가 없는 경우, (b)는 스포일러의 길이가 2.5cm의 결과이다. 여기서 원(○)은 전면, 삼각형(△)은 후면의 평균와도를 나타낸다.

Fig. 9로부터 전체적으로  $Re_D$ 가 증가할수록 파이프 아래의 전·후면의 와도가 강하게 발생하며, 스포일러가 없는 (a)의 경우보다 스포일러가 부착된 (b)의 경우가 더욱 강한 와도가 형성되는 것을 확인할 수 있다. 이 같은 와동현상은 해저지반에 설치된 파이프라인 저면의 세굴을 유발시키는 매개가 되며, 스포일러의 부착은 세굴의 정도를 증가시킬 것으로 판단된다. 게다가 Lee et al.(2016)에서는 크게 나타나지 않던 전면의 평균와도가 강하게 형성되며, 전술한 바와 같이 파이프라인이 해저지반에 놓일 경우에 배후로 빠져나가기 위한 저항이 증가하기 때문이다. 이 와동구조는 파이프라인 전면의 세굴을 심화시킬 것으로 사료된다.

이상의 유동 및 와동장에 관한 수리현상은 스포일러 부착형 파이프라인의 자가매설에 관한 주요한 하나의 원인으로 볼 수 있다.

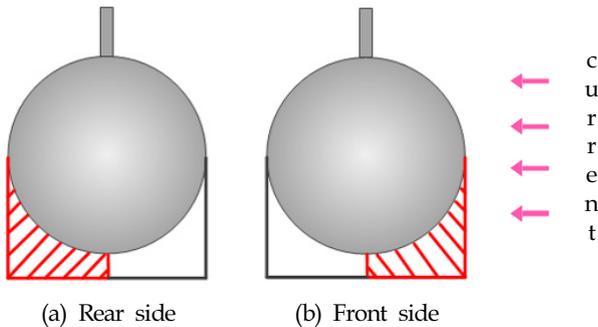


Fig. 10 Estimated domains of vorticity under pipeline

### 3.1.2 압력장과 작용력

Fig. 11과 12는 입사유속( $V_c$ )에 따른 패턴평균 동압력장을 나타내며, Fig. 11은 스포일러를 부착하지 않은 경우 그리고 Fig. 12는 2.5cm( $S/D=0.5$ )의 스포일러가 수직( $\alpha_s=0^\circ$ )으로 부착한 경우이다. 여기서 패턴평균 동압력은 정상상태에서 반복되는 패턴주기에 대하여 시간 평균한다. 그리고 입사유속( $V_c$ )은 (a) 15cm/s, (b) 30cm/s, (c) 45cm/s 그리고 (d) 60cm/s이고, 파이프 직경( $D$ )에 대한 각각의 레이놀즈수( $Re_D$ )는 각각 7,430, 14,850, 22,280, 29,700이다. 여기서 파란색 계열은 정수압보다 낮은 -압력 그리고 붉은색 계열은 정수압보다 +압력을 의미한다.

Fig. 11과 12의  $V_c$ 와  $Re_D$ 에 따른 전체적인 압력분포를 이해하기 위해서는 Fig. 6과 7의 평균패턴 와동/유동장과 함께 고찰하여야 한다. Fig. 11로부터  $V_c$ 와  $Re_D$ 가 증가할수록 전면에서는 파이프에 의한 유체저항이 커져 동압력이 증가하는 경향을 나타내고 배후에서는 강한 와동현상(Fig. 6 참고)이 압력을 저하시키기 때문에 동압력이 감소하는 현상을 보인다. 여기에 Fig. 12와 같이 스포일러가 부착될 경우, Fig. 7에서 확인한 바와 같이 투영 단면적 증가로 인해 더욱 큰 유속이 파이프 상하로 빠져나가고, 그로 인해 강한 와동이 주변에 형성되었다. 이 영향으로 파이프 배후의 동압력 및 그 해저지반의 간극동수압까지 저하된다. 또한 파이프와 스포일러의 접합부의 흐름 저항이 크기 때문에 동압력이 크게 증가하는 것을 확인할 수 있다. Lee et al.(2016)이 논의한 것과 같이 상하 비대칭적인 압력장이 형성되며, 본 연구와 같이 해저지반에 파이프라인이 설치될 경우 더욱 더 큰 비대칭성을 나타낸다. 이 비대칭적인 동압력 구조는 파이프라인에 작용하는 하향력을 더욱 발달시킬 것으로 생각된다.

Fig. 13은 파이프 직경( $D$ )에 대한 레이놀즈수( $Re_D$ )에 따른 파이프라인에 직접 작용하는 연직방향의 패턴평균 유체력( $F_z$ )을 산정한 것으로 원(○)은 스포일러가 없는 파이프라인의 경우 그리고 삼각형(△)은  $S/D=0.5$ ,  $\alpha_s=0^\circ$ 의 스포일러가 부착된 경우이다. 여기서 횡축과 종축은  $Re_D$ 와  $F_z$ 이다.

Fig. 13로부터 앞서 논의한 Fig. 11과 12에 의하면, 파이프라인에 스포일러가 존재할 경우에 상하 비대칭적인 패턴평균 동압력장이 발달하고,  $Re_D$ 가 커질수록 비대칭성이 증가하였다. 그래프로부터 알 수 있듯이 스포일러가 설치되지 않은 파이프라인(○)에 작용하는 패턴평균 연직력은  $Re_D$  증가에 대해 미미한 하향력 변화를 나타내고 있다. 그러나 스포일러가 부착된 상

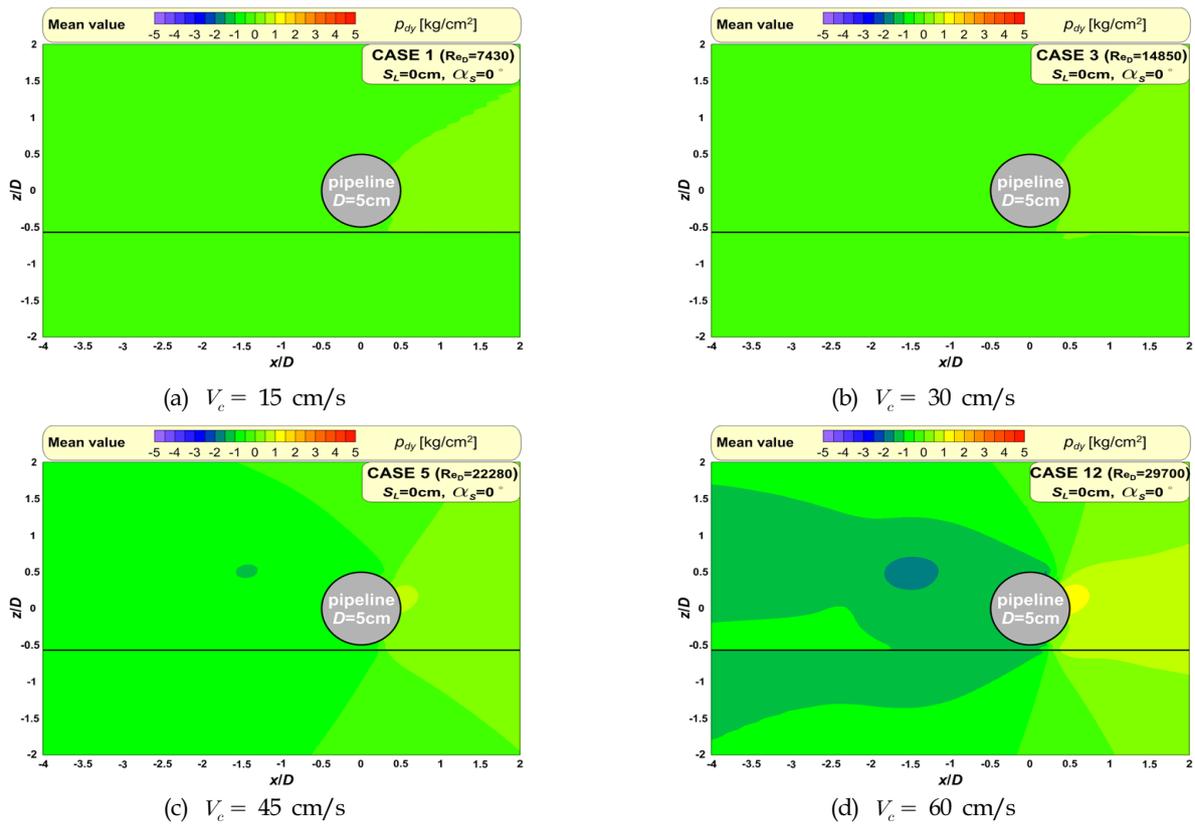


Fig. 11 Spatial distributions of pattern-averaged dynamic pressures due to incident currents around pipeline without spoiler

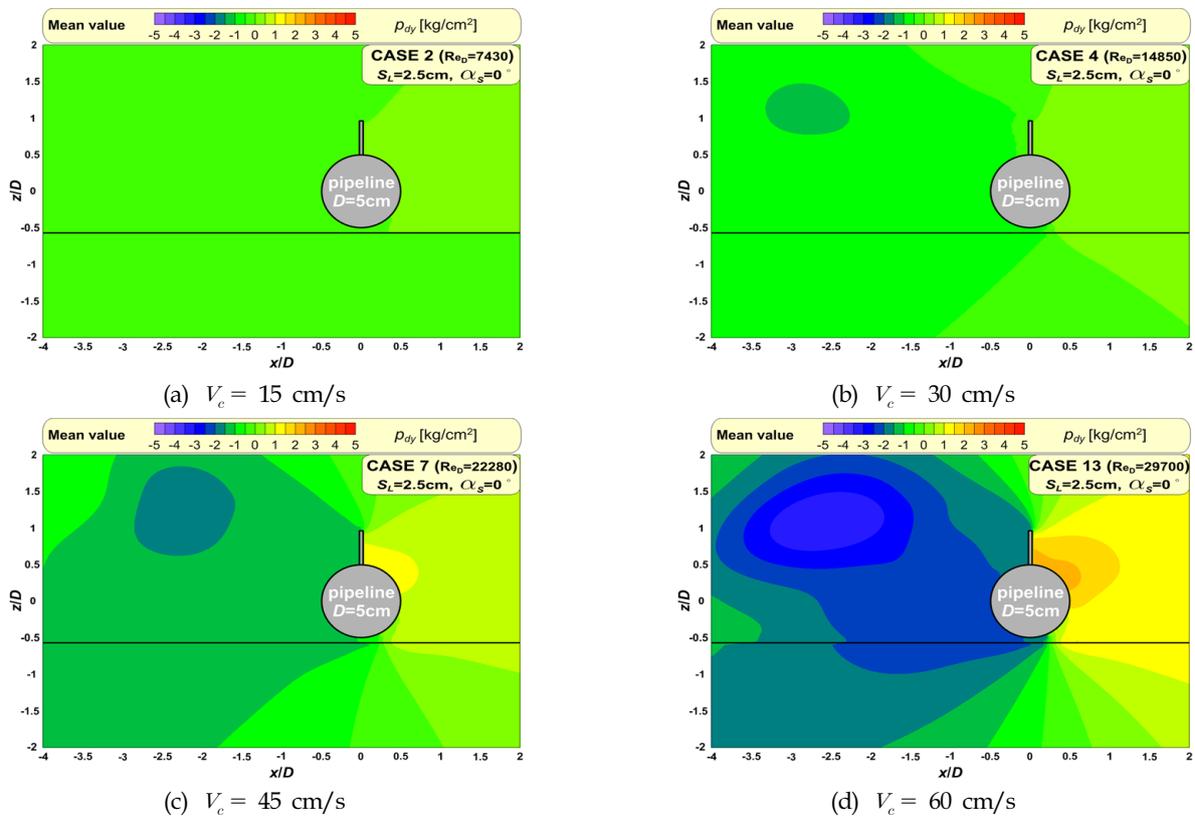


Fig. 12 Spatial distributions of pattern-averaged dynamic pressures due to incident currents around pipeline with spoiler

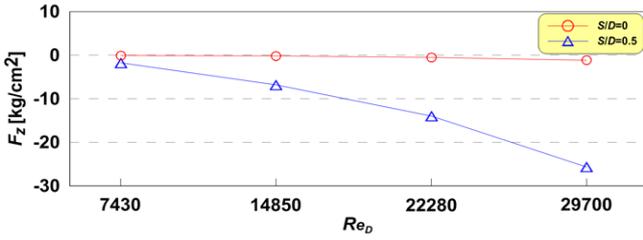


Fig. 13 Comparisons of pattern-averaged vertical forces on pipeline according to presence or absence of spoiler

태( $\Delta$ )에서는  $Re_D$ 가 커질수록 하향력이 더욱 강해지는 것을 알 수 있다. 또한 동일한 시뮬레이션 조건에서 파이프라인을 수중에 설치한 경우(Lee et al., 2016)보다 더 큰 하향력이 발생하며, 이것은 패턴평균 동압력장의 비대칭성이 Lee et al.(2016)보다 크기 때문이다.

유동/와동장 결과와 함께 검토하면, 유체력은 전술한 세굴 유발현상과 함께 스포일러 부착형 파이프라인을 스스로 매설시키는 주된 원인으로 판단된다.

### 3.2 스포일러 길이에 따른 분석

#### 3.2.1 저면의 와동특성

Fig. 14는 Fig. 10과 같이 저면의 전면과 후면을 공간 평균하여 나타난 평균와도이며, 원( $\circ$ )은 전면, 삼각형( $\Delta$ )은 후면의 평균값이다. 여기서 횡축은 스포일러의 길이와 파이프 직경과의 비( $S/D$ ) 그리고 종축은 평균와도( $\omega_{xz}$ )를 각각 나타낸다.

Fig. 14로부터  $S/D$ 가 커질수록 파이프 저면의 평균와도가 크게 증가하며, 전면보다 후면의 평균와도가 후류의 영향으로 큰 값을 가지는 것을 알 수 있다. 그리고 전면에서는  $S/D$ 가 커질수록 흐름 저항이 증가하고, 이로 인해 발생한 와류의 영향으로 설명될 수 있다. 이와 같은 와동구조는 파이프 저면의 전·후면에서 세굴을 유발시킬 것이고,  $S/D$ 가 커질수록(스포일러 길이가 길어질수록) 세굴은 가속화되어 파이프라인이 자가매설 되는데 유리하게 작용할 것으로 판단된다.

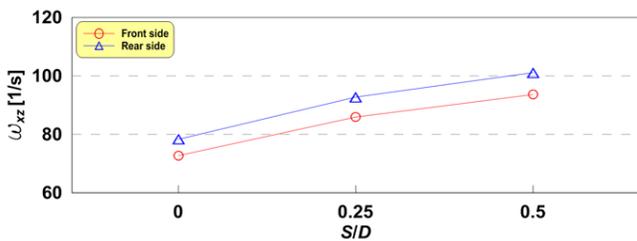


Fig. 14 Distribution of mean vorticities due to  $S/D$  in front and rear side under pipeline

#### 3.2.2 연직 유체력

Fig. 15는 스포일러의 길이와 파이프 직경과의 비( $S/D$ )에 따른 연직방향의 패턴평균 유체력( $F_z$ )으로 원( $\circ$ )은 입사흐름( $V_0$ ) 45cm/s,  $Re_D = 22,280$ , 스포일러의 배치각( $\alpha_s$ )은  $0^\circ$ 의 경우를 나타낸다. 그리고 횡축은  $S/D$  그리고 종축은  $F_z$ 를 각각 나타낸다.

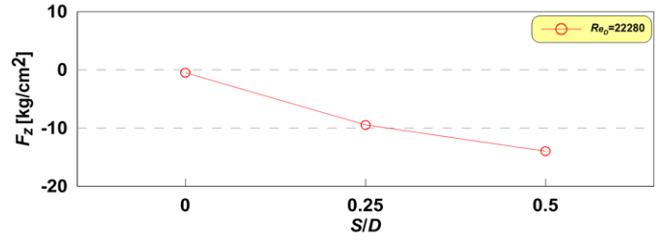


Fig. 15 Distribution of pattern-averaged vertical forces on pipeline due to  $S/D$

Fig. 15로부터 상하 비대칭의 평균패턴 동압력장의 영향으로 파이프에 작용하는 패턴평균 하향력이  $S/D$ 가 증가할수록 강해지는 경향을 보인다. 여기에서 나타나는 하향력 역시 파이프라인이 자가매설 시키는데 큰 영향을 미칠 것으로 판단된다.

이상의 스포일러 길이에 대한 논의에 근거하여 스포일러 길이가 길어질수록 자가매설에 유리한 수리특성이 나타난다. 하지만 자가매설에 용이한 스포일러의 길이는 설치지역의 지반조건 및 해양외력의 특성을 고려하여 결정하여야 할 뿐만 아니라, 스포일러의 재료 및 구조적인 안정성까지 다각도에서 검토되어야 할 것이다.

### 3.3 스포일러 배치각에 따른 분석

#### 3.3.1 저면의 와동특성

Fig. 16은 스포일러의 배치각( $\alpha_s$ )에 따른 파이프 저면의 공간 평균 와도이며, 원( $\circ$ )은 전면 그리고 삼각형( $\Delta$ )은 후면이다 (Fig. 10 참고). 그리고 횡축은 스포일러의 배치각( $\alpha_s$ ) 그리고 종축은 평균와도( $\omega_{xz}$ )를 각각 나타낸다.

Fig. 16으로부터  $\alpha_s = -30^\circ \sim 15^\circ$ 의 범위 내에서는  $\alpha_s$ 가 증가할수록 파이프 저면의 평균와도가 증가한다. 특히  $\alpha_s$ 가  $0^\circ$ 에서  $15^\circ$  사이에 크게 증가하는 것을 확인할 수 있다. Fig. 6 (b)와 같이  $\alpha_s = 15^\circ$ 의 스포일러는 상층으로 빠져나가는 흐름의 저항을 증가시킬 수 있는 구조이다. 반면에  $\alpha_s$ 가 음의 값을 가질 경우에는 흐름 저항이 작아지는 구조를 가지게 된다. 따라서 상대적으로 흐름 저항이 작은 파이프의 저면으로 흐름이 유입되어 유속이 증가하였기 때문에 나타나는 현상으로 설명될 수 있다. 하지만  $\alpha_s = 30^\circ$ 의 경우에는 구조적으로는 흐름 저항이 크지만, 투영 단면적이 작기 때문에  $\alpha_s = 15^\circ$ 보다 평균와동이 약한 것을 알 수 있다. 그러므로 본 연구에서 검토한 조건 안에서 파이프 저면의 세굴 유도에 유리한 스포일러의 배치각( $\alpha_s$ )은  $15^\circ$  정도이다.

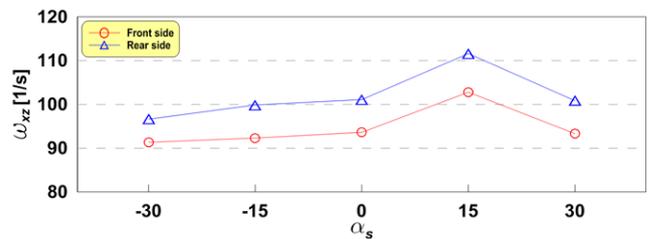


Fig. 16 Distribution of mean vorticities due to  $\alpha_s$  in front and rear side under pipeline

3.3.2 연직 유체력

Fig. 17은 스포일러의 배치각( $\alpha_s$ )에 따른 파이프에 작용하는 패턴평균 연직력( $F_z$ )으로 원(O)의 초기 및 입사조건은  $V_c = 45\text{cm/s}$ ,  $Re_D = 22,280$ ,  $S/D = 0.5$ 이다. 여기서  $\alpha_s$  변화는 횡축 그리고  $F_z$ 은 종축을 의미한다.

Fig. 17로부터  $\alpha_s = -30 \sim 15^\circ$ 의 범위에서는  $\alpha_s$ 가 증가할수록 파이프에 작용하는 하향력이 커진다. 특히  $\alpha_s = 15^\circ$ 에서 가장 큰 하향력이 발생하고, 전술한 바와 같이 상하 비대칭적인 패턴평균 동압력장의 영향으로 나타나는 것이다. 여기서 패턴평균 동압력분포를 도시하지는 않았지만,  $\alpha_s = 15^\circ$ 경우가 비대칭성이 큰 패턴평균 동압력장이 가지고 있다. 이것은  $\alpha_s$ 에 따라 흐름 저항이 달라지기 때문에 나타는 현상으로 이해될 수 있다. 이 흐름 저항에 따라 파이프라인 주변의 유동/와동장이 형성되고, 흐름 저항이 증가할수록 전면의 동압력은 상승하고, 후면은 강한 와류의 영향으로 동압력이 하강한다. 이로 인해 상하 비대칭적인 패턴평균 동압력분포가 형성되어 파이프에 하향력이 작용하게 된다. 그리고  $\alpha_s = 30^\circ$ 의 경우는 흐름 저항이 큰 구조를 가지지만, 투영 단면적이 작아지기 때문에 상대적으로 하향력이 약해지는 것을 확인할 수 있다. 따라서 본 연구에서 검토한 경우에서는 파이프에 작용하는 하향력이 스포일러를  $15^\circ$ 로 배치하였을 때 가장 크게 발생한다.

이상에서 논의한 스포일러의 길이 및 배치각에 관한 결과들을 본 연구에서 고려한 조건 안에서 종합적으로 검토하면, 스포일러 부착형 해저파이프라인의 자가매설 기능을 효율적으로 발휘시킬 수 있는 스포일러의 제원 및 배치는  $S/D = 0.25$ ,  $\alpha_s = 15^\circ$ 이다. 그러나 현장시공을 위해서는 해저지반의 특성, 해양물리력 그리고 재료 및 구조적인 조건까지 고려하여 다각도에서 검토를 수행한 후에 적절한 제원과 배치를 결정하여야 할 것이다.

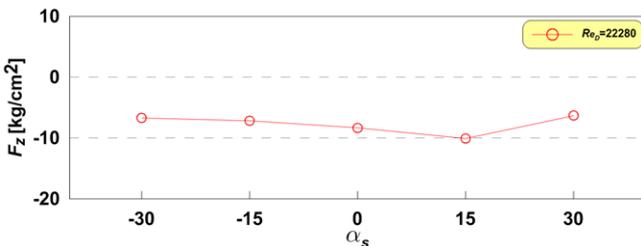


Fig. 17 Distribution of pattern-averaged vertical forces on pipeline due to  $\alpha_s$ .

4. 결론 및 고찰

본 연구에서는 해저지반에 설치된 스포일러 부착형 파이프라인의 자가매설 기능을 분석하기 위하여 파동장 모델(Hur et al., 2011)로부터 수치적인 정확도를 향상시킨 LES-WASS-2D(Lee et al., 2016)를 이용하였다. 그리고 단방향 정상흐름 하에서 고정상의 수치시뮬레이션을 통하여 스포일러 부착에 따른 파이프라인 주변의 수리특성(유동, 와동, 압력)을 해석하였고, 파이프에 직접 작용하는 연직 유체력을 추정하였다. 이 결과를 바탕으로

해저지반에 설치된 스포일러 부착형 파이프라인의 자가매설 기능을 수치적으로 분석할 수 있었다. 또한 자가매설에 유리한 스포일러의 제원 및 배치를 검토하였다. 본 연구의 주요한 결과는 아래와 같다.

- (1) 이용하는 유체역학적 수치모델 LES-WASS-2D의 타당성 및 유효성을 확인하기 위하여 PIV시스템을 적용한 Oner(2010)의 실험결과와 비교·분석하였다.
- (2) 파이프라인이 해저지반에 설치될 경우, 상하로 빠져나가는 흐름의 영향으로 후류가 발달하였고, 흐름 저항으로 인하여 전면에서 와류가 형성되었다. 이와 같은 수리현상은 스포일러가 부착될 경우 더욱 심화되는 것을 확인할 수 있었다.
- (3) 파이프 저면의 와동현상을 분석하였으며, 전·후면에서 나타나는 와동에 기인한 세굴은 스포일러가 존재할 경우에 더욱 가속화되어 자가매설에 유리하게 작용할 것으로 분석되었다.
- (4) 스포일러를 부착할 경우 나타나는 상하 비대칭적인 유동/와동장으로 인하여 형성된 패턴평균 동압력분포는 파이프에 작용하는 하향력을 증가시켰다. 이것은 자가매설에 주요한 원인의 하나이다.
- (5) 본 연구에서 검토한 수치실험조건 내에서 자가매설에 유리한 스포일러의 제원 및 배치를 종합적으로 분석하였으며,  $S/D = 0.25$ ,  $\alpha_s = 15^\circ$ 가 적절한 것으로 판단되었다.

실 해역에 자가매설을 통해 해저파이프라인의 안정성을 확보하기 위해서는 대상해역의 해저지반 및 해양물리력을 사전에 충분히 조사할 것이며, 그 조사결과를 토대로 수치모델실험이나 고정도의 수치실험을 통한 검토가 수반되어야 한다. 그리고 스포일러의 재료 및 구조적인 검토도 놓쳐서는 안 된다. 마지막으로 설치 후에는 철저한 모니터링을 통해 실 현장에 설치된 스포일러 부착형 파이프라인의 자가매설 과정을 면밀히 조사/분석할 필요가 있다.

후 기

이 논문은 2013년 국토해양부의 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(연안침식대응기술개발).

References

Bakhtiary, A.D., Zeinali, M., 2008. Numerical Simulation of Hydrodynamic Forces on Submarine Pipeline with a Spoiler. International Conference on Coasts, Ports and Marine Structures(ICOPMAS), Ports and Marine Organization, 8, 1-12.

Barendse, C.A.M., 1988. Hydrodynamic Forces on a Near-Bed Offshore Pipeline with Spoiler, During the Selfburying Process. TU Delft, Faculty of Civil Engineering, 193.

Beek, F.A.V., Wind, H.G., 1990. Numerical Modelling of Erosion and Sedimentation around Offshore Pipelines. Coastal Engineering, 14, 107-128.

- Brackbill, J.U., Kothe, D.B, Zemach, C., 1992. A Continuum Model for Modeling Surface Tension. *Journal of Computational Physics*, 100, 335-354.
- Cheng, L., Chew, L., 2003. Modelling of Flow around a Near-Bed Pipeline with a Spoiler. *Ocean Engineering*, 30, 1595-1611.
- Chiew, Y., 1993. Effect of Spoilers on Wave Induced Scour at Submarine Pipelines. *Journal of Waterway, Port, Coastal, Ocean Engineering*, 417, 417-428.
- Ergun, S., 1952. Fluid Flow through Packed Columns. *Chemical Engineering Progress*, 48(2), 89-94.
- Germano, M., Piomelli, U., Moin, P, Cabot, W.H., 1991. A Dynamic Subgrid-Scale Eddy Viscosity Model. *Physics of Fluids*, 3, 1760-1765.
- Han, Y., 2012. Study on the Submarine Pipeline with Flexible Spoilers. *Key Engineering Materials*, 501, 431-435.
- Hur, D.S., Kim, C.H., Kim, D.S., 2007. Wave-Induced Soil Response around Submarine Pipeline. *Journal of ocean engineering and technology*, 21(1), 31-39(in korean).
- Hur, D.S., Lee, K.H., Choi, D.S., 2011. Effect of the Slope Gradient of Submerged Breakwaters on Wave Energy Dissipation. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 5, 83-98.
- Hulsbergen, C.H., 1984. Stimulated Self-Burial of Submarine Pipelines. *Proceedings of the 16<sup>th</sup> Offshore Technology Conference, OTC 4667*, 171-177.
- Hulsbergen, C.H., Bijker, H., 1989. Effect of Spoilers Submarine Pipeline Stability. *Proceedings of the 21st Offshore Technology Conference, OTC 6154*, 337-350.
- Lee, W.D., Hur, D.S., Kim, H.S., Jo, H.J., 2016. Numerical Analysis on Self-Burial Mechanism of Submarine Pipeline with Spoiler under Steady Flow. *Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 28(3), 146-159.
- Liang, D., Cheng, L., 2005. Numerical Modeling of Flow and Scour below a Pipeline in Currents Part I. *Flow Simulation. Coastal Engineering*, 52, 25-42.
- Lilly, D.K., 1992. A Proposed Modification of the Germano Sub Grid-Scale Closure Method. *Physics of Fluids*, 4, 633-635.
- Liu, S., Masliyah, J.H., 1999. Non-Linear Flows in Porous Media. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 86, 229-252.
- Kazeminezhad, M.H., 2013. Numerical Simulation of Oscillatory Flow around Submarine Pipelines. *Journal of Coastal Research, Special Issue 65, ICS 2013*, 1, 260-265.
- Oner, A.A., 2010. The Flow around a Pipeline with a Spoiler. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering*, 224(1), 109-121.
- Sakakiyama, T., Kajima, R., 1992. Numerical Simulation of Nonlinear Wave Interacting with Permeable Breakwater. *Proceedings of 23rd International Conference on Coastal Engineering, ASCE*, 1517-1530.
- Smagorinsky, J., 1963. General Circulation Experiments with the Primitive Equation. *Monthly Weather Review*, 91, 99-164.
- Yang, L., Shi, B., Guo, Y., Wen, X., 2012. Calculation and Experiment on Scour Depth for Submarine Pipeline with a Spoiler." *Ocean Engineering*, 55, 191-198.
- Zamankhan, P., 2009. Analysis of Submarine Pipeline Scour using Large-Eddy Simulation of Dense Particle-Liquid Flows. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, ASME*. 131(2), 021604.
- Zhao, J., Wang, X., 2009. CFD Numerical Simulation of the Submarine Pipeline with a Spoiler. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 131, 031601.
- Zhu, H., Qi, X., Lin, P., Yang, Y., 2013. Numerical Simulation of Flow around a Submarine Pipe with a Spoiler and Current-Induced Scour Beneath the Pipe. *Applied Ocean Research*, 41, 87-100.

# Rip Current Sensitive Analysis Using Rose Diagram for Wave-Induced Current Vectors at Haeundae Beach, Korea

Dong Hee Kim\*, Sahong Lee\*\* and Jung Lyul Lee\*\*\*

\*Interdisciplinary Program in Crisis, Disaster and Risk Management, Sungkyunkwan University, Suwon, Korea

\*\*Graduate School of Water Resources, Sungkyunkwan University, Suwon, Korea

\*\*\*School of Civil, Architectural Engineering and Landscape Architecture, Sungkyunkwan University, Suwon, Korea

## 해빈류 벡터 장미도를 통한 해운대 해수욕장의 이안류 민감도 분석

김동희\* · 이사홍\*\* · 이정렬\*\*\*

\*성균관대학교 방재안전공학협동과정

\*\*성균관대학교 수자원전문대학원

\*\*\*성균관대학교 건설환경공학부

**KEY WORDS:** Rip channel 이안류 수로, Surface current 표층 흐름, Undertow 해향저류, Mass flux 물질이송, Numerical model 수치 모형

**ABSTRACT:** Rip current forecasts, based on intensity, are marked in four levels—notice, watch, warning, and danger. However, numerical results are represented by current vectors, whose magnitudes are then converted into predictive levels. In the present study, the rose diagram is adapted as a determinative forecasting index and examined for the case of an ideal rip channel consisting of surface, bottom, and averaged currents. Further, it is employed in the sensitivity analysis of wave-induced currents generated by wave conditions at the Haeundae Beach. The simulation of surface onshore and bottom undertow currents is accomplished by including a mass flux term in the wave-averaged continuity equation.

### 1. 서 론

이안류란 주로 얇은 수심의 언덕이나 이안류 수로 등에 의해 연안을 따라 존재하는 파의 쇠퇴현상에 따른 잉여응력 (Radiation stress) 차이로 인해 발생한다(Bowen and Inman, 1969). 최근 몇 년 사이 여름이면 다양한 매체에서 이안류란 용어를 자주 접할 수 있다. 특히 부산에 위치한 해운대 해수욕장은 2007년 이후 이안류에 의하여 2007년 120명, 2008년 150명, 2009년에는 150명, 2010년에는 100여명이 외해로 휩쓸린 상태에서 구조되었다(Hong, 2009). 이에 많은 사람들이 이 현상에 대해 관심을 가지게 되었다.

국내의 여러 연구진에서는 이안류를 예측하기 위한 다양한 방법의 수치모의를 진행하고 있다(Choi et al., 2011; Fang et al., 2011; Lee and Lee, 2011; Choi, 2015). 또한, 국외 여러 해수욕장에서 이안류 예보시스템을 수립하여 해수욕객들에게 알려 안전에 유의하고 있다(Lushine, 1991; Lascody, 1998; Engle et

al, 2002). 그러나 최근까지 이안류에 대한 수치모의와 외해 파랑정보를 이용하는 지수 연구가 구분되어 각각 진행되고 있다.

현재 우리나라 기상청에서는 해운대 해수욕장을 포함한 4개의 해수욕장에 이안류 예측 자동화 시스템을 수립하였으며, 이를 통해 하계기간 이안류 예보를 진행 중에 있다(Lee et al., 2014). 이안류 예보는 CWW3(Coastal wavewatch III)의 데이터를 통해 72시간 수치모의가 진행되며 예보 가이드스를 통해 안전, 경계, 주의, 위험 등 4단계의 등급과, 해빈류 벡터도가 함께 자동으로 산출되게 된다(Eom et al., 2014). 그러나 수치 모의 결과는 벡터로 제시되기 때문에 4단계로의 판단이 어렵다. 따라서 본 연구에서는 벡터 장미도를 분석하여 4단계 분류를 시도하기 위한 민감도 분석을 실시하였다.

본 연구에서는 해빈류 벡터를 장미도로 도시하는 과정을 제시하며 이안류 수로에서 표층, 저층, 수심 평균 해빈류의 장미도 중 이안류 예보에 좀 더 효율적인 성분으로 판단되는 저층 흐름을 채택하였다.

Received 21 April 2016, revised 12 July 2016, accepted 18 August 2016

Corresponding author Jung Lyul Lee: +82-31-290-7531, jllee@skku.edu

© 2016, The Korean Society of Ocean Engineers

## 2. 해빈류 예측 모형

해빈류 예측모형은 잉여응력을 포함한 해수순환모형을 사용하며 잉여응력의 계산을 위하여 파랑모형과 결합하여 사용하였다. 적용한 파랑 모형으로는 선형과 쌍곡선형 환경사방정식을 ADI(Alternating direction implicit) 기법으로 수치해석하는 수치모형인 WDEM(Wave deformation model)모형을 사용하였다. 또한 해수순환모형으로는 파랑에 의한 잉여응력을 포함한 수심 적분된 천수 방정식을 ADI 기법으로 수치해석하는 수치모형인 DICEM(Depth integrated currents & elevation model) 모형을 사용하였다. 수치모의에 사용한 DICEM은 수치계산이 빠르고 경계처리가 용이한 장점이 있으며, 수평대류항과 확산항은 각각 Eulerian-Lagrange 방법과 음해법의 유한차분으로 수치계산을 하여 결과가 정확하고 안정적인 장점을 가지고 있다(Lee and Lee, 2001).

### 2.1 파랑 변형 수치모형의 개요

파랑 변형 모형에서 구현하는 파랑 변형 현상으로는 천수 현상, 굴절 현상, 회절 현상, 반사 현상, 쇄파 현상 등이 있다. 비선형을 제외한 대부분의 파랑 변형 현상은 환경사 방정식을 이용한 모델로 재현 가능하다. 쇄파 모형은 Miche(1944)의 쇄파 방법을 적용하였다. 따라서 지배방정식으로는 에너지 방정식 식 (1)이 사용되었으며 구조면의 경계 처리의 효율성을 높이기 위하여 식 (2)와 같은 해수면에서 정의된 운동 방정식이 사용되었다.

$$\frac{\partial^2 S}{\partial t^2} - 2i\sigma \frac{\partial S}{\partial t} + \nabla \cdot \left[ \frac{CC_g}{g} \left( \frac{\partial U}{\partial t} - i\sigma U \right) \right] - K^2 CC_g S = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial U}{\partial t} - i\sigma U + g \nabla S = 0 \quad (2)$$

여기서  $S$ 는 복소수 수면 변위,  $U$ 는 수심적분된 파 입자 유속 벡터,  $C$ 는 파속,  $C_g$ 는 군속도,  $\sigma$ 는 각주파수,  $K$ 는 파수이다.

### 2.2 해수순환 수치모형의 개요

해수 순환 모형에서는 해빈류를 예측하기 위하여 잉여응력을 포함하고 있다. 이 잉여응력은 파랑 평균 과정에서 생산된 응력으로 해빈류를 발생시키는 응력으로 작용한다. 잉여응력을 고려하여 파고의 차이 및 감쇄 현상에 따른 해빈류의 발생을 모의하기 위해 지배방정식으로는 운동량 방정식이 포함되어 있는 천수 방정식을 사용하였다. 따라서 연속 방정식은 다음과 같이 천수 방정식과 동일한 형태를 갖는다(식 (3)).

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( Q_x + \frac{M_x}{\rho} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( Q_y + \frac{M_y}{\rho} \right) = 0 \quad (3)$$

여기서,  $\eta$ 는 평균 수위 상승이며,  $Q_x$ 와  $Q_y$ 는 파랑 전파에 의한 물질이송(Mass flux) 성분을 제외하고 수심 적분된 유량,  $M_x$ 와

$M_y$ 는 파랑 전파에 의하여 육지로 유입되는 Lagrange mass flux의  $x$ 와  $y$ 성분이다. 물질이송  $M$ 은 파랑 전파 방향의 에너지 성분을 파속으로 나눈 값으로 정의되는 파랑 전파에 의한 물질 흐름 성분으로 쇄파대에서는 주로 이 흐름에 의해 해향저류(Undertow)가 발생된다. 운동량 방정식의 유속성분을 흐름성분과 파운동 성분으로 분리하고 수심 적분한 후 파주기에 대하여 평균하면 다음과 같이 표현할 수 있다(식 (4)-(5)).

$$\frac{\partial Q_x}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{Q_x^2}{h+\eta} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{Q_x Q_y}{h+\eta} \right) + \frac{1}{\rho} \left( \frac{\partial S_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial S_{yy}}{\partial y} \right) \quad (4)$$

$$+ (g+\eta) \frac{\partial \eta}{\partial x} + \frac{\tau_{Bx}}{\rho} - \frac{\tau_{Sx}}{\rho} \\ = \frac{\partial}{\partial x} \left[ D_x \left( \frac{\partial Q_x}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ D_y \left( \frac{\partial Q_y}{\partial y} \right) \right]$$

$$\frac{\partial Q_y}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{Q_x Q_y}{h+\eta} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{Q_y^2}{h+\eta} \right) + \frac{1}{\rho} \left( \frac{\partial S_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial S_{yy}}{\partial y} \right) \quad (5)$$

$$+ g(h+\eta) \frac{\partial \eta}{\partial y} + \frac{\tau_{By}}{\rho} - \frac{\tau_{Sy}}{\rho} \\ = \frac{\partial}{\partial x} \left[ D_x \left( \frac{\partial Q_y}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ D_y \left( \frac{\partial Q_y}{\partial y} \right) \right]$$

여기서  $S_{xx}$ ,  $S_{yy}$ 와  $S_{xy}$ 는 잉여응력으로 파고와 파향의 함수로서 파랑의 영향으로 발생하는 해빈류와 평균 수위 상승을 산정하기 위하여 해수 순환 모형에 적용된다.  $\tau_{Bx}$ ,  $\tau_{By}$ 는 저면 전단 응력으로 저면 마찰에 의하여 발생하며, 그리고  $D_x$ ,  $D_y$ 는 확산 계수다.

비점성 유체 수면에서의 비선형 중력파는 파랑의 전파와 함께 물질이송 벡터  $M$ 이 발생하며 이는 다음과 같이 정의 할 수 있다(식 (6)-(7)).

$$M_x = \frac{F_x}{CC_g} = \frac{EC_{g_x}}{CC_g} \quad (6)$$

$$M_y = \frac{F_y}{CC_g} = \frac{EC_{g_y}}{CC_g} \quad (7)$$

여기서  $F$ 는 파랑 Energy flux,  $E$ 는 파랑 에너지,  $C_g$ 는 군속도, 그리고  $C$ 는 파속이다.

최종적으로 계산되는  $Q_x$ 와  $Q_y$ 는 잉여응력은 물론 물질이송의 영향으로 얻어지는 유량 성분으로서 평균 수심으로 나누면 쇄파대에서 해향저류 성분으로 간주되는 저층 유속이 된다. 반면에 물질이송을 제외하고 얻은  $Q_x$ 와  $Q_y$ 는 쇄파대에서의 수직 순환을 재현하지 못하는 수심 적분 해빈류의 유량이 된다. 이와 유사한 결과로 Longuet-Higgins(1974)는 해빈 단면에서 Cross-shore 흐름이 막혀 있는 경우 해안과 평행하게 입사하는 파랑 전파로 발생된 물질이송이 회향하여 다음 식과 같은 파랑 및 수심 평균 흐름 성분인 해향저류 또는 Return flow가 발생하는 것을 아래와 같이 규명한 바 있다(식 (8)).

$$u = \frac{E}{Ch} \quad (8)$$

여기서  $u$ 는 유속,  $h$ 는 수심이다.

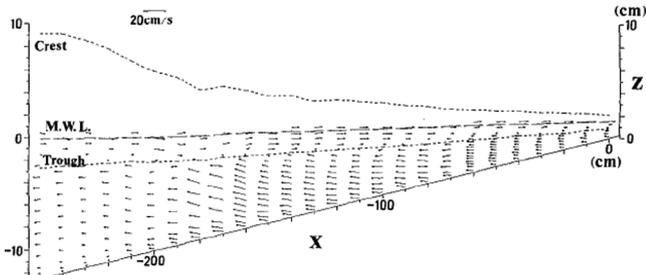


Fig. 1 Undertow generation for surface mass flux (Okayasu et al., 1986)

본 모형에서는 해저면의 흐름이 이안류의 경향을 보다 잘 보여준다고 판단하여 물질이송의  $x, y$ 방향 성분인  $M_x, M_y$ 를 포함하는 연속방정식을 적용하였다. Fig. 1은 Okayasu et al.(1986)의 쇄파대 내에서 해빈 단면 유속 패턴을 보여주는 것으로 표층 물질이송으로 인하여 해항저류가 발생하는 것을 보여주고 있다.

### 3. 해빈류 장미도

본 절에서는 표층유속에 비해 저층유속이 이안류의 경향을 보다 잘 나타내는 것을 확인했다. 경향 비교를 위해 Fig. 2에 도시된 바와 같이 중심부에 수로를 둔 수심을 제작하여 이안류의 생성을 유도하였다. 각 격자의 간격은  $\Delta x = \Delta y = 5m$ 의 등격자망으로 가로 400m, 세로 200m의 격자를 구축하였다.

층별 유속을 확인하기 위한 수치모의에 사용할 입력 파랑 조건은 파고 1m, 주기 9s, 그리고 파향은  $\pm 30^\circ$ 와  $0^\circ$ 를 사용하였다. Fig. 3은 입사 파향에 따른 해빈류의 유속과 유향을 도시한 벡터다. 자홍색은 저층, 파란색은 평균수심, 그리고 초록색은 표층 유속을 의미한다. 이안류 수로를 제외하고 등수심선이 직선적인 해안에서는 경사입사파가 유입되는 경우 연안 방향 운동량 (Momentum)이 지배적으로 발생하여 이안류 발생이 억제된다.

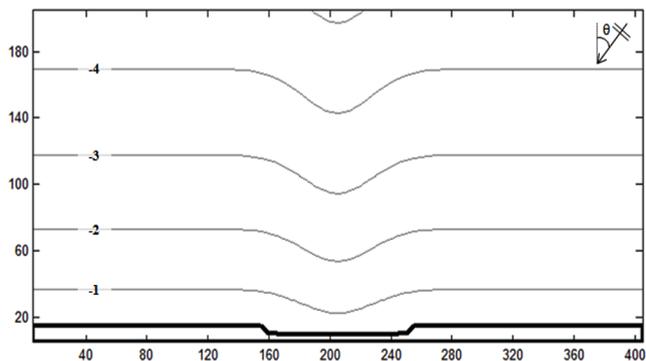


Fig. 2 Depth contour with rip channel

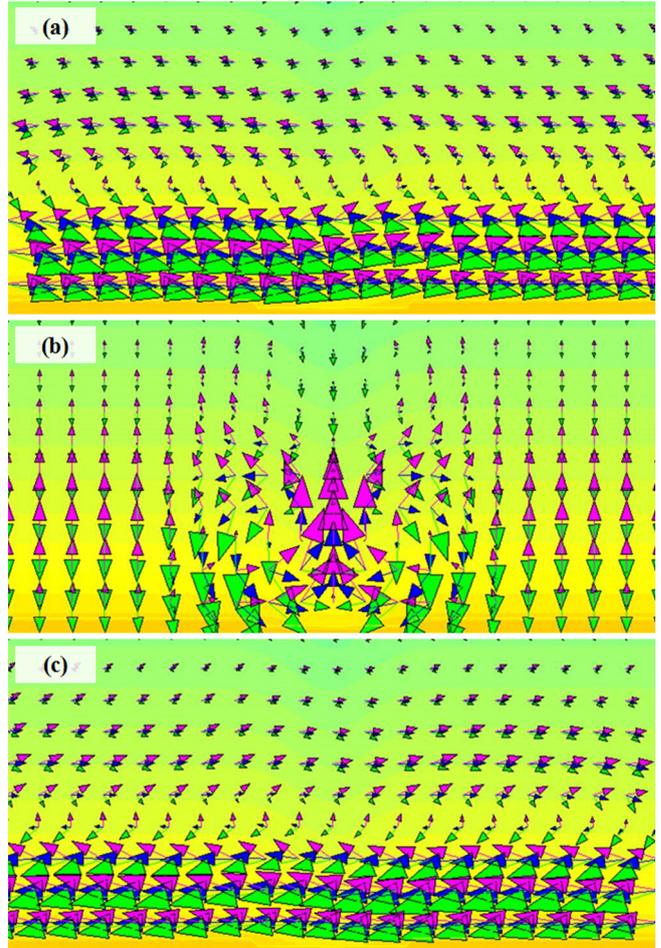
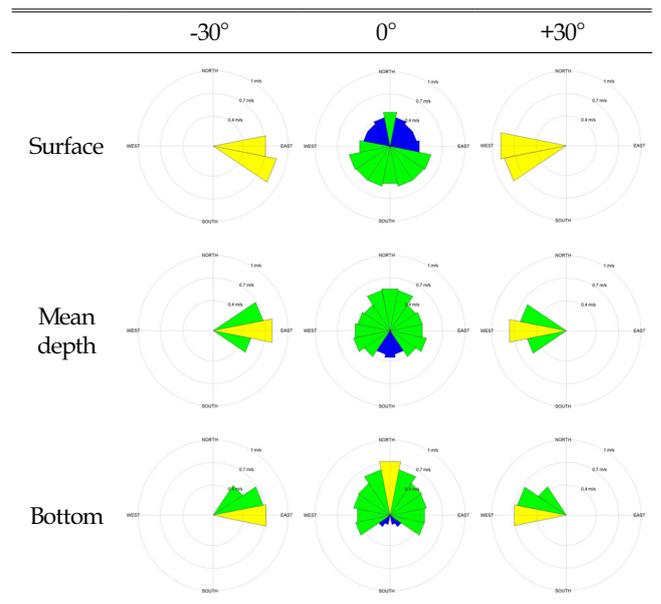


Fig. 3 Current vectors for each depth layers (Wave height : 1 m, Wave period : 9 s) (a) Wave direction :  $-30^\circ$ , (b) Wave direction :  $0^\circ$ , (c) Wave direction :  $+30^\circ$

Table 1 Current Roses at Surface, Mean Depth, and Bottom



따라서 경사입사파의 경우는 직선적인 해안에서 연안 방향으로의 운동량의 이송이 우월하게 발생하는 조건에 해당되기 때문에 이안류가 발생하지 않는 것으로 판단된다.

앞서 수행한 수치모의 결과를 이용하여 해빈류 장미도를 도시하였다. 장미도는 파향을 총 16개로 구분하였으며, 색에 따라 방향에 따른 유속을 구분하였다. 유속이 0.4m/s 이하의 경우 파란색, 0.7m/s 이하의 경우 초록색, 1.0m/s 이하의 경우 노란색, 그리고 1.0m/s 이상의 경우 붉은 색으로 도시하였다. 해변과 나란히 입사한 경우 가장 이안류가 잘 발생했으며, 수로 중심부의 흐름 분포는 표층에 비해 저층에서 이안류 성분이 확연하게 들어나는 것을 확인할 수 있다. 반면에 주파향으로부터 30°를 각각 변화를 준 파랑은 지형이 좌우 대칭이므로 흐름 또한 좌우 대칭임을 확인할 수 있다. 30°의 각도를 가지고 입사하는 흐름은 중심부의 표층에서는 연안류의 성분이 강하게 발달해 있으나 수심이 깊어질수록 이안류의 성분이 생기는 것을 확인할 수 있다(Table 1).

#### 4. 해운대 해수욕장

본 연구의 대상지역인 해운대 해수욕장은 한반도의 동남쪽에 위치한 길이 1km, 폭 100m인 해수욕장이다. 해운대 해수욕장은 하계 최대 100만명의 해수욕객이 방문한다. 조차는 약 1m이며, 유의파고는 0.15-2.39m, 그리고 유의주기는 2.66-16.40s 이다. 현재 2012년 해운대 해수욕장 연안정비사업의 일환으로 2014년 약 15톤의 대규모 양빈사업이 시행되고 미포항 쪽에 돌제 설치가 수행되어 해빈이 많이 확장되어 50년 전의 백사장으로 복원되었다.

##### 4.1 모의조건

본 연구에서 사용된 기본 수심 격자는 해운대 해수욕장 전면 해역을 라이다를 통해 측량한 2015년 데이터를 기반으로 2,535m×1,460m의 영역을 추출하여 사용하였다. 각 격자의 간격은  $\Delta x = \Delta y = 5m$ 의 등격자망으로 구축하였다(Fig. 4).

##### 4.2 수치모의 결과

4.1절의 입력조건을 통해 해운대 해수욕장의 표층, 평균수면, 그리고 저층의 흐름을 도시하였다. 표층흐름은 해변을 향한 흐름의 성분이 강하게 표시되는 것을 확인할 수 있으며, 저층 유

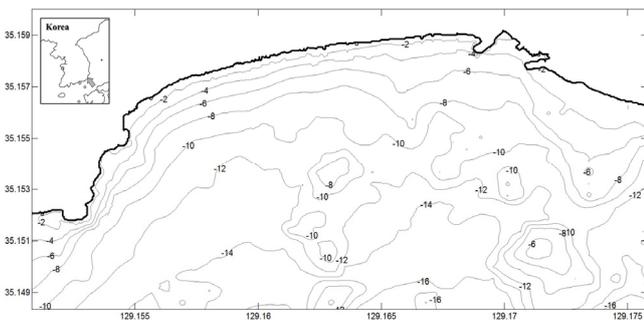


Fig. 4 Depth contour in Haeundae Beach

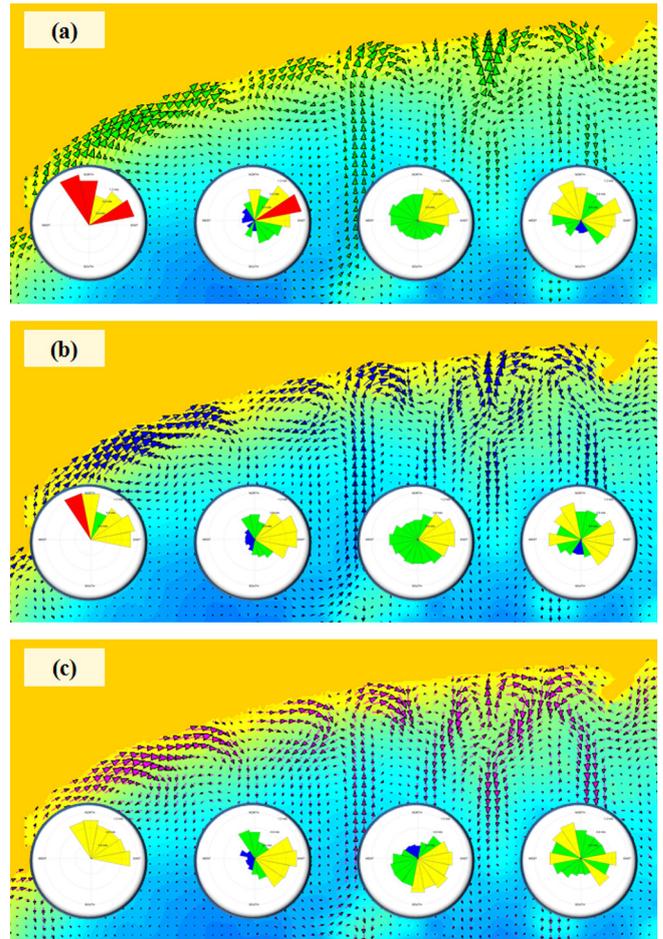


Fig. 5 Current vectors for each depth layers (Wave height : 1.5 m, Wave period : 9 s, Wave direction : 180°) (a) Surface currents, (b) Mean depth currents, (c) Bottom currents

속은 이안류의 유속이 다른 층과 비교하여 우월하게 표시되는 것을 확인할 수 있다(Fig. 5).

##### 4.3 해빈류 장미도 민감도 분석

이안류는 파고가 높고 주기가 길며 사질해안을 구성하는 주파향과 나란하게 파가 입사할 때 가장 빈번하게 발생한다 (Lee et al., 2013). 이에 수치모의에 사용할 입력 파랑 조건은 0.5m, 0.75m, 1m, 1.25m 그리고 1.5m 파고를 적용하였다. 주기의 경우 4s, 6s, 8s, 10s 그리고 12s로 단파와 장파를 모두 포함

Table 2 Input Wave Data

Wave height [m]	Wave period [s]	Wave direction [degree]
0.50	4	0 (165.12)
0.75	6	-15 (150.12)
1.00	8	+15 (180.12)
1.25	10	-30 (135.12)
1.50	12	+30 (195.12)

하도록 각각 적용하였다. 마지막으로 입사 파향의 경우 해운대 해수욕장의 사질해안을 구성하는 주파향각을 기준으로 하여  $\pm 15^\circ$ ,  $\pm 30^\circ$ 를 입사 파향으로 설정 하였다(Table 2).



Fig. 6 Division in Haeundae Beach

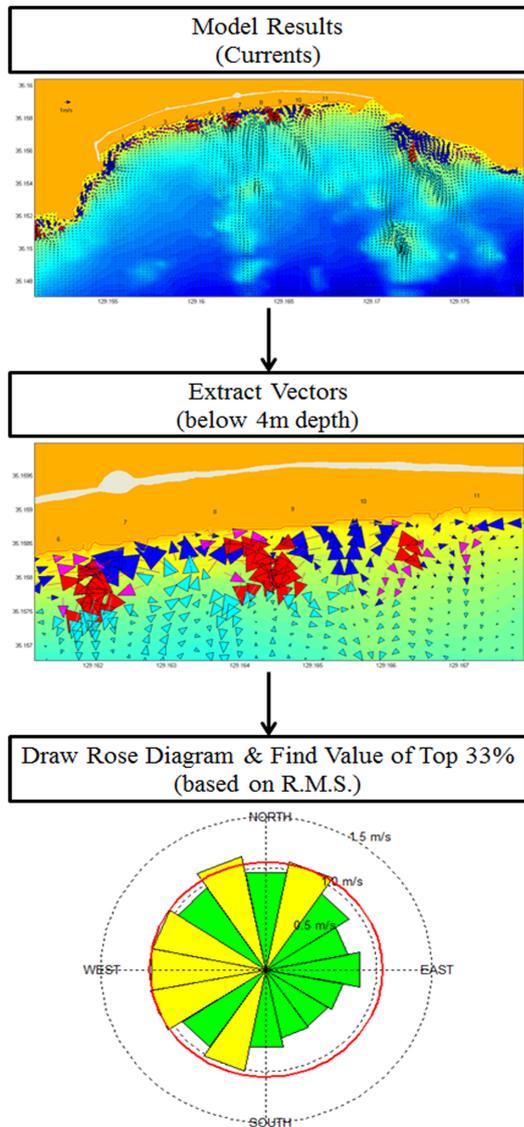


Fig. 7 Flowchart for sensitive analysis

본 절에서는 해운대 해수욕장의 보다 구체적인 분석을 위하여 Fig. 6에 도시된 바와 같이 동백섬부터 글로리콘도(Zone 1), 글로리콘도부터 만남의 광장(Zone 2), 만남의 광장부터 팔레드시즈(Zone 3), 그리고 팔레드시즈부터 미포항(Zone 4) 4개의 영역으로 구분하여 해빈류 장미도를 작성하였고 이를 통해 입사 파향에 따른 민감도를 분석하였다(Fig. 6).

민감도 분석은 작성한 장미도를 기반으로 실시하였다. 수치모의를 통해 얻은 격자별 해빈류의 유속 중 수심이 4m 보다 얕은 해역에서의 흐름을 추출하여 작성하였다. 또한 각 방향 성분의 제곱 평균 제곱근(root mean square) 값을 취하여 각 방향의 크기를 추출하였다. 장미도의 데이터를 기반으로하여 전방향 유속의 상위 33%의 평균을 추출하여 아래 그림과 같이 민감도 분석을 실시하였다(Fig. 7).

Figs. 8-11의 경우 파향에 따른 파고별 장미도 반경 변화를 도시하였다. 그래프를 통해 알 수 있듯 대부분의 경우에 대해 파고와 주기가 클수록 해빈류의 형상이 강화되는 것을 확인할 수 있다.

Zone 1의 경우 단파에서는 파향에 의한 해빈류 유속의 변화가 없으나 장파의 경우 단파에 비해 파향에 의한 영향을 확인할 수 있다. 반면에 주파향을 제외한 입사 파향에 대한 해빈류 변화는 파고가 증가함에 따라 수렴하는 경향을 보이고 있다(Fig. 8). Zone 2의 경우 8s에서 파향에 의한 유속변화가 가장 확연하게 나타난다. 반면에 장파의 경우  $\pm 30^\circ$ 의 입사 파향을 가지는 경우에 대하여 유속이 유사하게 나타나는 것을 확인할 수 있다(Fig. 9). Zone 3의 경우 Zone 1과 유사하게 주기가 증

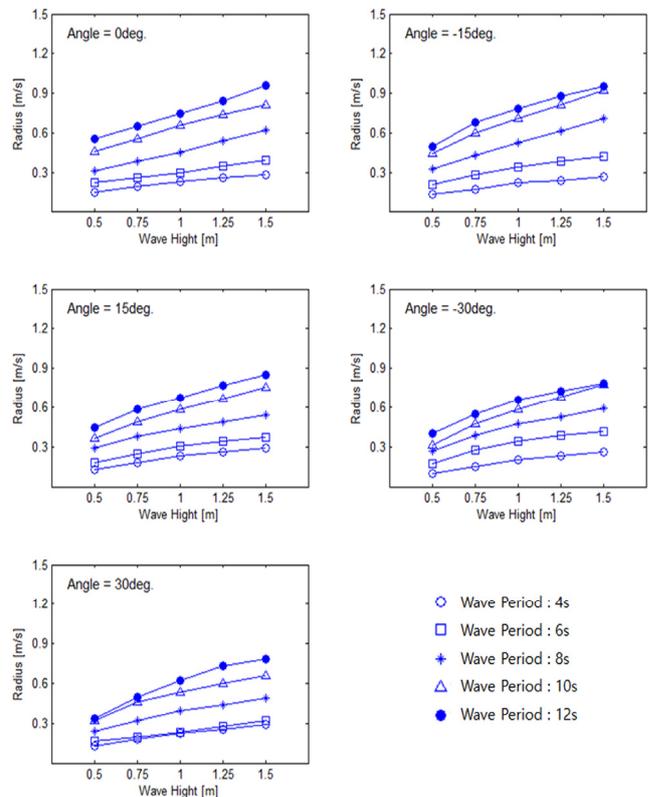


Fig. 8 Result of sensitive Analysis for each zones (Zone 1)

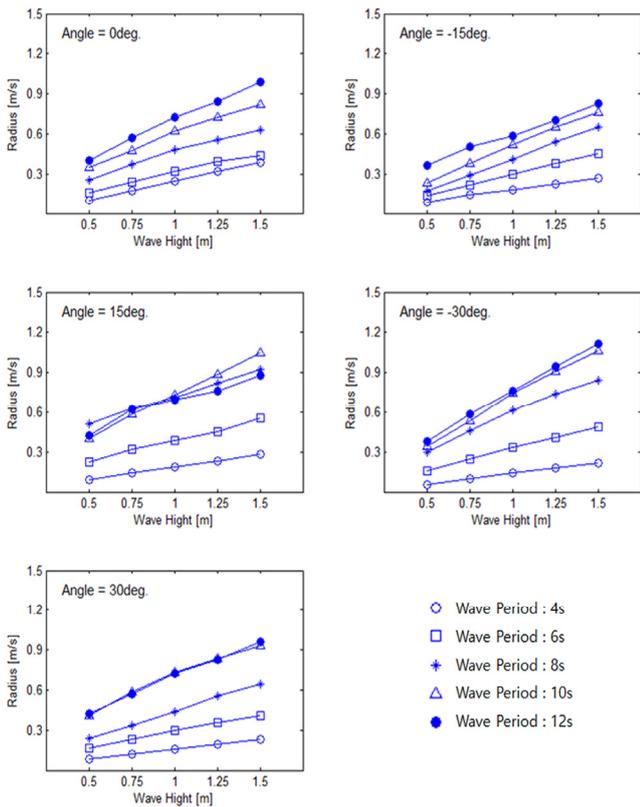


Fig. 9 Result of Sensitive Analysis for Each Zones (Zone 2)

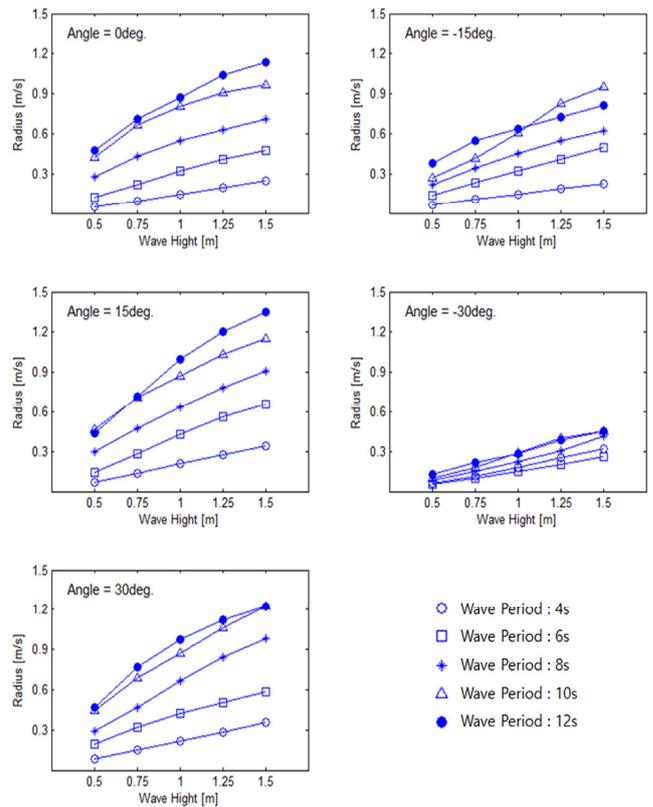


Fig. 11 Result of sensitive analysis for each zones (Zone 4)

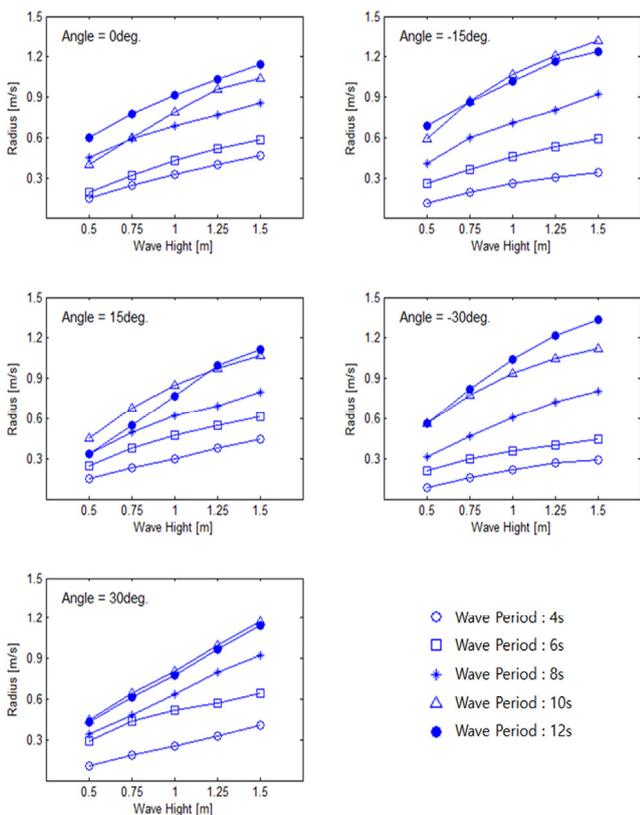


Fig. 10 Result of sensitive analysis for each zones (Zone 3)

가함에 따라 파향의 영향을 많이 받는 것을 확인할 수 있다. 이는 Zone 3이 Zone 1과 유사한 지형조건을 가지고 있기 때문이라 판단된다(Fig. 10). 마지막 영역인 Zone 4의 경우 주기뿐 아니라 입사 파향 또한 해빈류의 발달에 큰 영향을 주고 있음을 확인할 수 있다. 또한  $-30^\circ$ 로 입사한 파랑에 대해 흐름의 발달이 매우 미비한 것을 확인할 수 있으며 이를 제외한 나머지 파향에 대해 다른 지역에 비해 유속이 비교적 큰 것을 확인할 수 있다. 이는 해운대 해수욕장 연안정비사업으로 인해 건설된 돌제의 영향으로 흐름이 차단되어 해빈류가 발달하지 못한 것으로 판단된다(Fig. 11).

### 5. 결 론

본 연구에서는 이안류 예보 수단으로 이용되는 수치모형의 해빈류 벡터의 성격을 분석하기 위하여 채택된 방법인 장미도를 이용하는 방법에 대하여 소개하였다. 수치모형 결과로부터 수치모형에서 제시하는 해빈류 벡터를 장미도로 도시하는 과정이 제시되었으며 이안류 수로에서 표층, 저층, 수심 평균 해빈류의 장미도 분석을 통하여 이안류 예보에 좀 더 효율적인 저층 성분의 장미도를 이안류 예보에 활용하였다.

Zone 1의 경우 주파향부터  $-15^\circ$ 의 구간에서 취약성이 큰 것으로 나타났으며, Zone 2의 경우  $-30^\circ$ 에서의 취약성이 가장 크게 나타났다. Zone 3의 경우  $-15^\circ$ 부터  $-30^\circ$ 까지의 구간에서 취약성이 크게 나타나 있으며, Zone 4의 경우 주파향보다 큰 경우 취

약성이 크게 나타났으며 15°에서 가장 큰 취약성을 보였다.

또한 장미도를 이용하여 해운대 해수욕장에서 파랑 조건에 따라 해빈류가 어떤 변화를 갖는 지에 대한 민감도 분석을 수행하였다. 추후 해빈류의 방향성에 대한 함수 분포를 분석하여 이안류 성분을 좀 더 효율적으로 산출하는 지표 산출 방법이 시도될 예정이다.

## 후 기

본 연구는 기상청 기상See-At기술개발사업(KMIPA 2015-1072)의 지원으로 수행되었습니다.

## References

- Bowen, A.J., Inman, D.L., 1969. Rip Currents: 2. Laboratory and Field Observations. *Journal of Geophysical Research*, 74(23), 5479-5490.
- Choi, J., Park, W.K., Yoon, S.B., 2011. Boussinesq Modeling of a Rip Current at Haeundae Beach. *Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 23(4), 276-284.
- Choi, J., 2015. Numerical Simulations of Rip Currents Under Phase-Resolved Directional Random Wave Conditions. *Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 27(4), 238-245.
- Engle, J., MacMahan, J., Thieke, R.J., Hanew, D.M., Dean, R.G., 2002. Formulation of a Rip Current Predictive Index Using Rescue Data. *Proceedings of National Conference on Beach Preservation Technology*, FSBPA, Biloxi, MS.
- Eom, H., Yun, J.H., Jeong, C.K., Seo, J.W., You, S.H., 2014. Introduction to KMA Operational Forecasting System for Rip Current. *Journal of Coastal Research*, 72(sp1), 63-68.
- Fang, K., Yin, J., Zou, Z., Liu, Z., 2011. Boussinesq Modelling of Rip Currents on Barred Beach. *Procedia Engineering*, 24, 573-578.
- Hong, S.J., 2009. National Institute for Disaster Prevention Newsletter 26<sup>th</sup> Edition
- Lascody, R.L., 1998. East central Florida Rip Current Program. *National Weather Digest*, 22(2), 25-30.
- Lee, J.L., Lee, D.Y., 2001. An Operational Prediction System for Cohesive Sediment Transport in the West and South Coast of Korea. *Journal of Coastal Research*, 326-333.
- Lee, J.Y., Lee, J.L., 2011. Verification of the Rip Currents Predictive Model using the Tube Image Detecting Techniques. *Journal of Coastal Research*, (64), 917-921.
- Lee, J. Y., Jun, K. C., Lee, S. C., Lee, J. L., 2013. A Study on a Predictive Index for Dangerous Rip Current Generation at Haeundae Beach. *Journal of Coastal Research*, 1(65), 754.
- Lee, J., Yoo, C., Lee, J.L., 2014. Introduction to Automated System in HAECUM (HAEundae Current Model). *Journal of Coastal Research*, 72(sp1), 81-84.
- Longuet-Higgins, M.S., 1974. On the Mass, Momentum, Energy and Circulation of a Solitary Wave. In *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 337, 1-13
- Lushine, J.B., 1991. A Study of Rip Current Drownings and Related Weather Factors. *National Weather Service Forecast Office, National Weather Digest*, 13-19.
- Miche, A., 1944. Mouvement Ondulatoires de la mer en Profondeur Constante Oudecroissante. *Annales des Ponts et Chaussées*, 114, 42-78.
- Okayasu, A., Shibayama, T., Mimura, N., 1986. Velocity Field under Plunging Waves. *Proceedings of 20th ICCE*, 660-674.

# Effect of Period of Immersion on Corrosion Potential, Anodic Polarization, and Impedance Characteristics of Reinforced Steel in Mortar (W/C: 0.6)

Jae-Hyun Jeong<sup>\*</sup>, Kyung-Man Moon<sup>\*\*</sup>, Sung-Yul Lee<sup>\*\*</sup>, Myeong-Hoon Lee<sup>\*\*\*</sup> and Tae-Sil Baek<sup>\*\*\*\*</sup>

<sup>\*</sup>Dept. of Mechanical & Energy System Engineering, Korea Maritime and Ocean Univ. Busan Korea

<sup>\*\*</sup>Dept. of Marine Equipment Engineering, Korea Maritime and Ocean Univ. Busan Korea

<sup>\*\*\*</sup>Dept. of Marine System Engineering, Korea Maritime and Ocean Univ. Busan Korea

<sup>\*\*\*\*</sup>Dept. of Steel Industry, Pohang College, Pohang City, Korea

## 모르타르(W/C:0.6)의 철근의 부식전위와 양극분극 및 임피던스 특성에 미치는 재령 년수

정재현\* · 문경민\*\* · 이성열\*\* · 이명훈\*\*\* · 백태실\*\*\*\*

<sup>\*</sup>한국해양대학교 공대 기계에너지시스템공학부

<sup>\*\*</sup>한국해양대학교 공대 조선기자재공학부

<sup>\*\*\*</sup>한국해양대학교 해사대학 기관시스템 공학부

<sup>\*\*\*\*</sup>포항대학교 제철산업과

**KEY WORDS:** Reinforced concrete 철근콘크리트, Corrosion potential 부식전위, Mortar 모르타르, Electrochemical method 전기화학적 방법, Cover thickness 피복두께, W/C 물-시멘트비

**ABSTRACT:** Reinforced concrete structures have found wide usage in land and maritime applications. However, the corrosion of reinforced concrete has been recognized as a serious problem from economic and safety standpoints. In previous studies, the corrosion behavior of the inner steel bar embedded in mortar (W/C: 0.4, 0.5) was investigated using electrochemical methods. In this study, multiple mortar test specimens (W/C: 0.6) with six different cover thicknesses were prepared and immersed in flowing seawater for five years. Subsequently, equations related to the cover thickness, period of immersion, and corrosion characteristics of the embedded steel bar were evaluated using electrochemical methods. Prior to immersion, the corrosion potentials indicated an increase with increasing cover thickness, and after five years, all corrosion potentials demonstrated a trend in the positive direction irrespective of the cover thickness. However, the relationships between the corrosion potential and cover thickness were not in complete agreement. Furthermore, after five years, all of the corrosion potentials indicated values that were nobler compared to those obtained prior to immersion, and their corrosion current densities also decreased compared to their values obtained prior to immersion. It was considered that the embedded steel bar was easily corroded because of the aggression of water, dissolved oxygen, and chloride ions; a higher W/C ratio also assisted the corrosion process. The corrosive products deposited on the surface of the steel bar for five years cast a resistance polarizing effect shifting the corrosion potential in the nobler direction. Consequently, it was considered that the W/C ratio of 0.6 showed nearly same results as those of W/C of 0.4 and 0.5. Therefore, the corrosion potential as well as various parameters such as the cover thickness, period of immersion, and W/C ratio must be considered at once for a more accurate evaluation of the corrosion property of reinforced steel exposed to marine environment for a long period.

### 1. 서 론

최근 산업사회의 급격한 발전과 함께 철근콘크리트 구조물의 사용 빈도는 날로 증가하고 있는 추세에 있다. 그리고 이러한 철근콘크리트 구조물들은 가혹한 부식 환경인 해안 또는 해수 중에 노출되는 경우가 많으며 이 경우 구조물의 내구성과 안전

성 측면에서 콘크리트 내부의 철근의 부식 문제는 매우 중요한 문제로 대두되어 왔다(Swamy et al., 1988; Ozaki and Sugata, 1988). 특히 하천의 모래 고갈로 인한 해사 사용의 증대와 해양 분위기에서 해수의 침입으로 염소이온에 의한 철근의 부식은 날로 그 심각성이 증가되고 있는 실정이다. 따라서 이들 철근의 부식억제에 대한 대책으로 다양한 방식법이 적용되고 있다

Received 12 February 2016, revised 28 July 2016, accepted 18 August 2016

Corresponding author Kyung-Man Moon: +82-51-410-4352, lab@kmou.ac.kr

© 2016, The Korean Society of Ocean Engineers

(Jeon et al., 1992; Sagues 1987; Wheat 1987; Lee and Han, 2006) 뿐만 아니라 이러한 철근콘크리트 구조물의 부식특성에 미치는 피복두께와 W/C(물 - 시멘트 비) 및 염소이온의 영향에 대한 연구도 보고되고 있다(Kwon, 2000; Kim et al., 2000; Thompson et al., 1987; Apostoles et al., 1987; Yoo et al., 2006). 그러나 지금까지 상기의 실험을 위하여 실험실에서 소형의 시험편을 실험조건에 따라 다량의 개수를 제작하였으므로 각각의 시험편의 제작조건이 다를 수 있다. 따라서 좀 더 확실적인 신뢰성 있는 실험결과 도출이 용이하지 않았으며 경제적, 시간적 낭비를 초래하는 어려움이 상존해 왔다. 따라서 상기의 문제점 등을 해결하기 위해서 지난 연구(Moon et al., 2014; Moon et al., 2015)에서는 피복두께를 각각 다르게 한 복합체 시험편(6개의 철근을 하나의 거푸집에 장착) 즉 거푸집에 들어가는 물, 모래 및 시멘트를 균등하게 배합된 모르타르(W/C:0.4, 0.5)를 동일 조건에서 타설하여 복합체 시험편을 제작하고 철근콘크리트의 부식특성에 미치는 재령년수(침지초기와 침지 5년후)와 피복두께의 영향을 부식전위와 양극과 음극분극곡선 그리고 사이클릭 볼타모그램 및 임피던스 등을 측정하여 비교 고찰한 바 있다. 본 연구에서는 상기의 방법대로 모르타르(W/C:0.6)를 동일 조건에서 타설한 복합체 시험편을 제작하여 철근의 부식특성에 미치는 재령년수와 피복두께의 영향을 부식전위와 양극 분극곡선 및 임피던스 등을 측정하여 비교 고찰하였다. 따라서 본 연구의 결과는 향후 가혹한 부식환경 하에 사용되어 지는 철근구조물의 설계와 제작 및 물-시멘트비가 내부철근의 부식특성에 미치는 영향을 평가하는데 좋은 참고 자료가 되리라 기대된다.

## 2. 시험편 제작 및 실험 방법

### 2.1 시험편 제작

두께 1cm의 나무판자로 가로 37cm, 세로 20cm, 높이 17cm의 거푸집을 제작하고 거푸집의 가로 양측면에 대각선 방향으로 위로 부터 2cm, 4cm, 6cm, 8cm, 10cm 및 12cm의 위치에 직경 1.5cm의 구멍(구멍 간격: 5cm)을 내었다. 그리고 직경 1cm, 길이 26cm의 원형 철근(KSD 3504)의 중앙 표면에 샌드페이퍼 #200에서 #2000번 까지 연마하고 아세톤 탈지 후 1cm만 남기고 나머지는 실리콘 수지로 절연 시켰다. 또한 타설 전에 상기한 철근을 거푸집의 구멍을 통하여 삽입 설치하고 1cm<sup>2</sup>의 표면적이 위쪽으로 향하도록 고정 시켰다. 그리고 모르타르의 모래:시멘트 비는 2:1이며 물-시멘트 비 즉 W/C는 0.6으로 하였다. 사용된 시멘트는 국내 S사의 제 1종 포트랜드 시멘트를 사용하였으며 시멘트의 화학조성은 Table 1과 같다. 그리고 사용된 골재는 건재상에서 판매하고 있는 모래를 수도수에 24시간 침지시킨 후 충분히 세척하여 직경 1mm의 필터로 이물질을 제거하고 건조시킨 후 사용하였다. 모르타르를 타설하고 20시간 후에 가로 33cm, 세로 12cm, 높이 10cm의 해수 수조를 거푸집 모르타르의 상부에 설치 압착하여 고정한 후 건조시켰다. 타설 5일 후 거푸집을 제거하고 10일 후 상부에 설치된 수조의 해수누수를 막기 위하여 수조와 모르타르 시험편 접촉부를 실리콘으로 실링 하였다. 타설 12일 후에 수조에 해수를 채웠다. Fig. 1은

**Table 1** The Chemical properties of ordinary portland cement

Chemical composition [wt %]						Ignit. loss	Insol. resid.
SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	SO <sub>3</sub>		
21.0	4.5	2.5	36.5	0.9	1.0	0.5	0.2
~	~	~	~	~	~	~	~
22.5	6.0	3.5	66.0	3.3	2.0	1.3	0.9



**Fig. 1** Mold box for conducting multiple test specimen and completed multiple test specimen for experiment

거푸집과 내부 철근의 형상 및 제작된 시험편의 실제모습을 보여 주고 있다.

### 2.2 실험 방법

시험편 타설 12일 후에 완성된 복합체 시험편의 상부 수조에 해수를 채운 후 20일 후에 복합체시험편 옆으로 돌출된 철근에 컴퓨터 연결 집게용 동선을 연결시킨 후 피복두께 2cm, 4cm, 6cm, 8cm, 10cm, 12cm 각각의 시험편에 대해 부식전위의 변화를 측정한 후 임피던스와 양극분극곡선을 측정하였다. 이들 분극특성의 측정 시점은 침지 20일 후(이하 침지초기라 한다)와 침지 5년 후에 측정하여 피복두께와 재령년수가 부식특성에 미치는 영향을 비교 고찰 하였다. 그리고 시험편 상부 수조의 해수는 매일 2회 새로운 해수로 교환하였다. 부식특성의 측정은 해수수조 속에 기준전극과 대극(백금전극)을 침지하여 측정하였다. 즉 부식전위와 양극분극곡선 측정 시에 사용된 기준전극은 SCE(Saturated calomel electrode)전극이며 실험장치는 Won A Tech 사에서 구입한 CMS-100 프로그램이며 실험장치의 개략도는 Fig. 2와 같다.

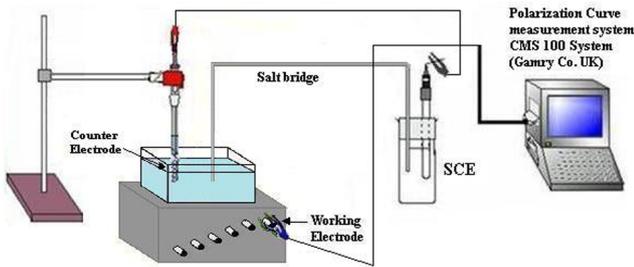


Fig. 2 Experimental apparatus for measuring of corrosion potential and anodic polarization

### 3. 실험결과 및 고찰

Fig. 3은 W/C 0.6 모르타르 시험편의 경우 침지초기에 피복 두께의 변화에 따른 부식전위의 변화를 나타내고 있다. 두께가 2cm인 경우 침지초기에 약간의 진동을 하였으나 침지 1800초 후에는 약 -0.491V의 가장 낮은 부식전위 값을 나타내었으며 그리고 피복두께가 6cm와 10cm 및 12cm의 경우에는 거의 같은 전위 값 즉 약 -0.120V의 높은 값을 나타 내었다. 그리고 Fig. 3에서 알 수 있듯이 피복두께가 4cm의 경우에는 2cm에 비해서 상대적으로 높은 부식전위 값을 나타 내었음은 물론 또한 피복 두께 8cm 보다도 높은 전위 값을 나타 내었다. 결과적으로 부식전위 값이 피복두께에 따른 확실적인 경향이 있다고 단정할 수는 없으나 피복 두께의 증가에 따라 부식전위는 높은 값을 나타내는 경향은 알 수 있었다. 피복두께가 두꺼울수록 시험편 계면에서 철근내부로 물과 용존산소 및 염소이온의 침투가 어렵기 때문에 시멘트의 수화반응(시멘트 + H<sub>2</sub>O → 시멘트 수화물 + Ca(OH)<sub>2</sub>)에 의해서 형성된 강 알칼리성 분위기이므로 내부 철근의 표면은 전위-pH도(Muylder and Pourabix, 1966)에 의하면 산화막이 형성되어 있으며 이들 산화막이 염소이온에 의해서 파괴되기 어렵기 때문에 부식전위가 높은 값을 나타내는 것으로 생각된다. 다만 부식전위의 측정시점이 해수에 노출

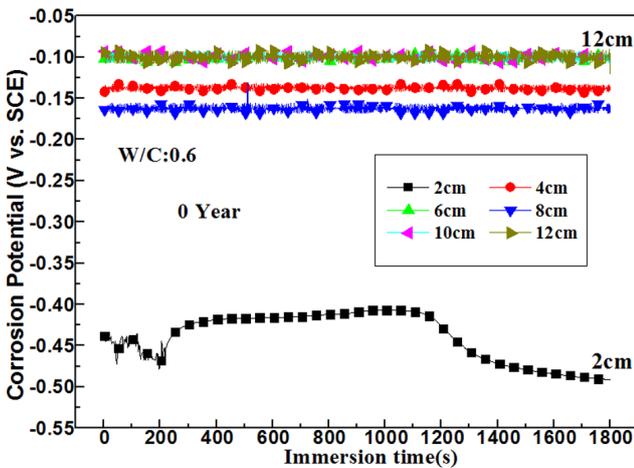


Fig. 3 Comparison of corrosion potentials for soon after immersion (0 year) as a function of cover thickness in natural seawater solution

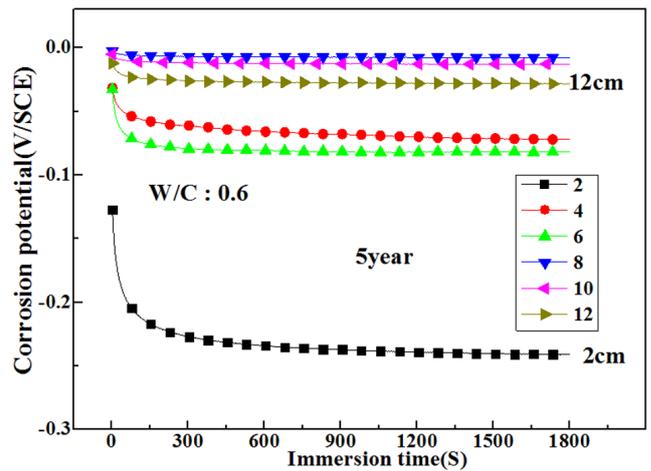


Fig. 4 Comparison of corrosion potentials with various cover thickness after immersed for 5 years in natural seawater solution

된지 불과 20일 후이므로 피복두께에 의한 저항분극의 영향도 배제할 수 없을 것으로 생각된다.

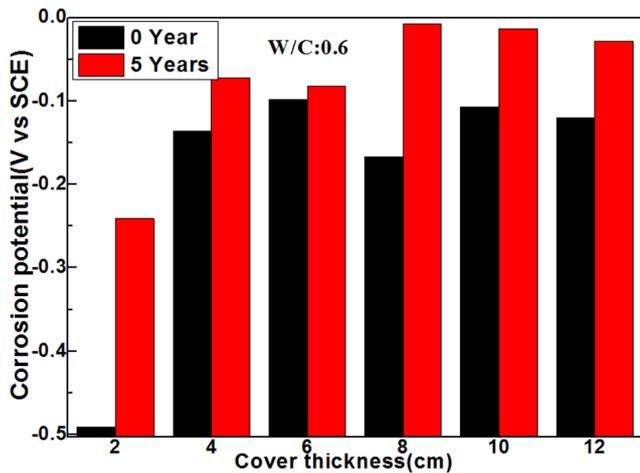
Fig. 4는 침지 5년 후의 부식전위 변화를 나타내고 있다. 피복 두께 8cm와 10cm인 경우 피복두께 12cm의 경우보다 높은 부식전위 값을 나타 내었으며, 피복두께 4cm의 경우가 피복두께 6cm보다 높은 전위 값을 그리고 피복두께가 2cm인 경우에 가장 낮은 부식전위 값을 나타 내었다. 그리고 침지초기의 경우 즉 Fig. 3에서 알 수 있듯이 피복두께와 부식전위 사이에 확실적인 상관관계를 나타내지 않았으며 침지 5년 후에도 피복두께와 부식전위 사이에 상관관계가 일치하지 않았다. 예를 들면, 피복 두께가 12cm인 경우 침지초기에는 가장 높은 값을 나타내었으나 침지 5년 후에는 8, 10cm의 피복두께보다 다소 낮은 값을 나타내었으며 피복두께 4cm의 경우가 피복두께 6cm보다 높은 전위 값을 그리고 피복 두께가 2cm인 경우에는 침지초기에 가장 낮은 값을 나타 내었으며 또한 침지 5년 후에도 마찬가지로 가장 낮은 값을 나타내었다. 지난 연구의 경우 즉 W/C:0.4 (Moon et al., 2014)의 시험편에서는 침지초기와 침지 5년 후 모두 부식전위와 피복두께의 상관관계가 거의 일치하는 경향을 즉 피복두께가 두꺼울수록 부식전위는 높은 값을 나타내었으며, W/C:0.5(Moon et al., 2015)의 경우에는 침지초기에는 일치했으나 침지 5년 후에는 피복두께와 부식전위 사이의 상관관계가 거의 일치하지 않았음을 알 수 있었다. 그런데 본 실험의 경우 즉 W/C:0.6의 경우에는 침지초기와 침지 5년 후 모두 피복두께와 부식전위 사이에 확실적인 상관관계를 보이지 않았다. 결과적으로 W/C가 클수록 피복두께와 부식전위의 상관관계가 일치하지 않는 경향이 크다는 사실을 알 수 있었다. 일반적으로 콘크리트 내부의 철근 표면을 육안으로 직접 관찰하는 것이 불가능하므로 ASTM C876(ASTM, 1980)에 의하면 부식전위의 측정에 의해서 내부 철근의 부식가능성을 정성적으로 예측하는 자료를 제시하고 있다.

Table 2와 Fig. 5는 침지초기와 침지 5년 후의 부식전위의 변화와 부식가능성에 대해서 비교 정리하였다. 피복두께가 2cm인

**Table 2** Relationship between variation of corrosion potentials and corrosion possibility

Cov.t	$E_{cor}$ [V]		$\Delta E$ [mV]	Corro.Possib. [%]	
	0 Year	5 Years		0 Year	5 Years
2	-0.491	-0.241	+250	90	50
4	-0.136	-0.072	+64	10	10
6	-0.098	-0.082	+16	10	10
8	-0.167	-0.008	+159	10	10
10	-0.107	-0.013	+94	10	10
12	-0.120	-0.028	+92	10	10

ASTM C876, Ecor and Corro. possibility(%)  
 0 ~ -200 mV : 10%, -200 mV ~ -350 mV : 50%,  
 -350 mV ~ -500 mV : 90%



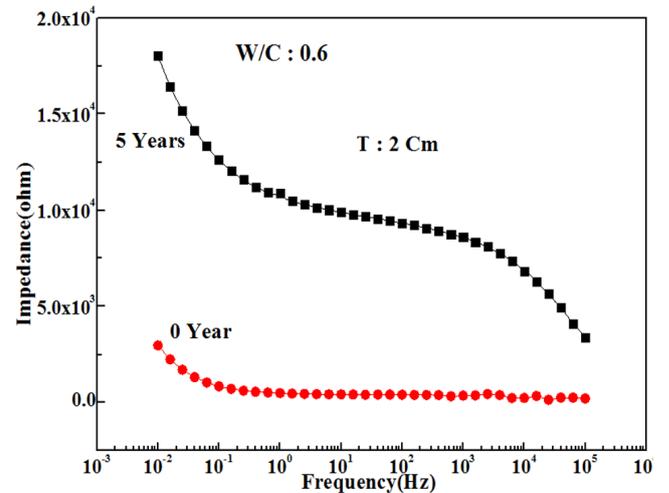
**Fig. 5** Comparison of corrosion potentials between 0 year and 5 years with cover thickness

경우 부식전위는 침지초기에 비해서 무려 250mV의 높은 값을 나타 내었으며 나머지 모든 시험편도 침지초기에 비해서 침지 5년 후의 부식전위가 높은 값을 보여주고 있음을 알 수 있다. 그리고 침지초기에는 피복두께가 2cm인 경우 ASTM C876 (ASTM, 1980)에 의하면 90%의 부식가능성의 확률을 나머지 모든 시험편은 10%의 부식확율을 나타낸 것을 알 수 있다. 그런데 침지 5년 후에는 피복두께가 2cm인 경우 50%의 부식가능성을 그리고 나머지 모든 피복두께는 침지초기와 마찬가지로 10%의 확률을 보이고 있음을 알 수 있다. 결과적으로 침지 5년 후가 침지초기에 비해서 부식전위는 높은 값을 나타내었으며 내부철근의 부식가능성도 오히려 낮은 결과를 얻을 수 있었다. 그런데 W/C:0.5의 경우에는 반대로 침지 5년 후가 침지초기에 비해서 부식전위는 낮은 값을 나타내었으며 내부철근의 부식확율도 높은 결과를 나타내었다(Moon et al., 2015). 일반적으로 콘크리트 내부 철근의 부식을 억제하기 위해서 콘크리트 구조물의 사용 환경 여건에 따라 피복 두께를 최소 75mm에서 최대 125mm까지 규정하고 있다(Concrete Society of Japan, 1984).

이것은 전술한 바와 같이 피복 두께가 두꺼우면 해수용액 중의 물과 용존산소 및 염소이온 등의 침투와 확산이 어려워 염소이온에 의한 철근표면의 산화막 파괴가 억제되어 양극 분극의 증가와 함께 부식전위는 높은 방향으로 이행하면서 철근의 부식은 억제되는 것으로 생각된다. 그리고 침지초기에는 이러한 이론에 의해서 2cm의 피복두께의 경우 부식전위는 가장 낮은 값을 나타내었으며 또한 피복두께에 비례하여 부식전위는 높은 경향을 나타내었다. 그런데 침지 5년 후에는 피복 두께에 관계 없이 모든 시험편이 오히려 침지초기에 비해서 높은 부식전위 값을 나타내었다. 예를 들면 2cm의 피복두께는 침지초기에 비해서 250mV의 높은 값을 그리고 12cm의 피복두께도 92mV의 높은 값이 관찰되었다. 일반적으로 피복두께가 적거나 물-시멘트비(W/C)가 큰 경우에는 내부철근을 향한 염화물과 용존산소의 확산이 크며 특히 물-시멘트비가 0.6 내지 0.65이상에서는 급격히 확산속도가 증가되어 내부철근의 부식에 영향을 미친다는 보고가 있다(ACI, 1999; Kobayasi, 1993). 따라서 상기의 토론에 의하면 피복두께가 2cm의 경우 침지 5년 후에는 염소이온에 의한 피막의 파괴에 의해서 침지초기보다 부식전위는 낮은 값을 나타내는 것이 정상이라고 생각되나 본 실험의 경우 즉 W/C:0.6의 경우에는 침지 5년 후 오히려 높은 부식전위 값을 나타내었다. 결국 본 실험의 경우 물-시멘트비가 0.6의 높은 값으로 인해 염소이온의 침투가 용이하고 염소이온에 의한 피막의 파괴로 장기간의 부식이 진행되면서 형성된 부식생성물이 철근의 표면에 퇴적되어 저항분극으로 작용하여 부식전위가 높은 값을 나타 낸 것으로 생각된다. 여기에 대한 토론은 다음의 실험결과와 함께 계속 토론하기로 한다.

Fig. 6은 침지초기와 침지 5년 후에 피복두께 2cm에 대해 측정된 임피던스 값의 변화를 나타내고 있다. 0.01Hz에서 침지 초기에 비해서 침지 5년 후의 임피던스 값이 현저하게 큰 값을 나타내고 있음을 알 수 있다.

Fig. 7은 피복두께 12cm의 임피던스 변화를 보여주고 있다. 피복두께 2cm와 마찬가지로 침지 5년 후의 임피던스가 침지초



**Fig. 6** Comparison of impedances with immersed years in cover thickness at 2cm in seawater solution

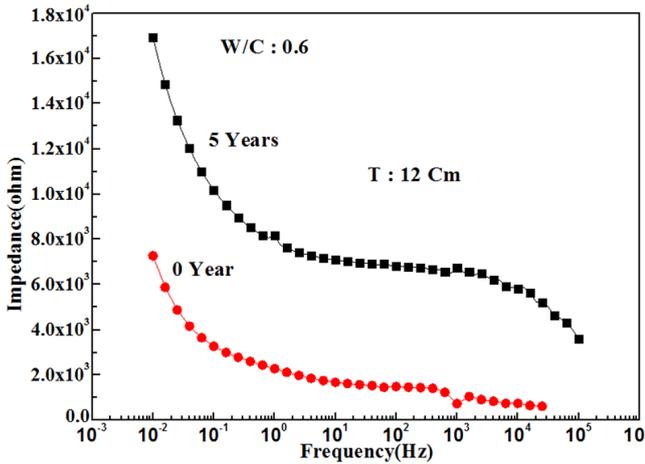


Fig. 7 Comparison of impedances with immersed years in cover thickness at 12cm in seawater solution

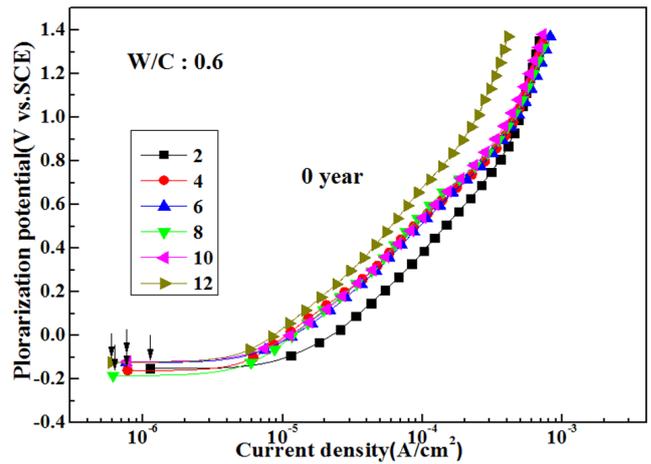


Fig. 8 Variation of anodic polarization curves as a function of thickness soon after immersion (0 year) in natural seawater solution

기에 비해서 훨씬 높은 값을 보여 주고 있음을 알 수 있다. 이처럼 침지초기에 비해서 침지 5년 후의 임피던스 값이 높은 실험결과와는 다른 피복두께에서도 같은 경향을 나타 내었다. 결국 W/C:0.6의 경우에는 침지초기에서 침지 5년 동안 물 및 용존산소와 염소이온의 침투가 용이함에 따라 염소이온에 의한 내부철근 표면 피막의 파괴로 장기간의 부식이 진행되면서 형성된 부식생성물이 철근의 표면에 퇴적되어 저항분극으로 작용하여 침지 5년 후의 부식전위가 높은 값을 나타내면서 또한 임피던스 값도 침지 5년 후에 높은 값을 나타 낸 것으로 생각된다. Fig. 8은 침지초기에 피복두께에 따라 측정된 양극분극곡선이다. 12cm의 경우 양극분극곡선은 가장 왼쪽에 위치하고 있으며 2cm의 피복두께에서 측정된 분극곡선은 가장 오른쪽에 위치하고 있음을 알 수 있다. 따라서 양극분극곡선이 왼쪽에 위치할 경우 일정 공급전류밀도에 대한 분극저항은 크며, 오른쪽에 위치할수록 일정 공급전류밀도에 대한 분극저항은 작다고 할 수 있다. 일반적으로 양극분극곡선에 포함되는 분극저항은 산화반응에 따른 활성화분극과 산화반응에 의해서 시험편 표면에서 형성된 부식생성물 혹은 피막의 형성에 의한 저항분극이라 할 수 있다. 그런데 모르타르 내부철근의 표면에는 침지초기에는 수화반응에 의해서 강 알카리 분위기에 있으므로 표면의 상태는 피복두께에 관계없이 거의 같은 조건이라 할 수 있다. 따라서 활성화분극에 의한 분극저항보다는 피복두께가 저항분극으로 작용할 수 있으며, Fig. 8에서 피복두께가 두꺼울수록 왼쪽에 위치하는 것은 피복두께에 의한 저항분극이 영향을 미친 것으로 생각된다.

Fig. 9는 침지 5년 후에 각각의 피복두께에 대해 측정된 양극분극곡선이다. Fig. 9에서 알 수 있듯이 분극곡선의 위치와 피복두께가 획일적인 관계를 나타내지 않고 있음을 알 수 있다. 예를 들면 피복두께 2cm가 가장 오른쪽에 그리고 피복두께 6, 8cm가 가장 왼쪽에 위치하고 또한 12cm의 피복두께가 가운데 위치하고 있음을 알 수 있다. 따라서 침지 5년 후에는 피복두께에 의한 영향보다 내부철근의 부식생성물이 저항분극으로 분극곡선에 영향을 미치고 있다고 생각된다. 즉 물-시멘트비가 큰 경우

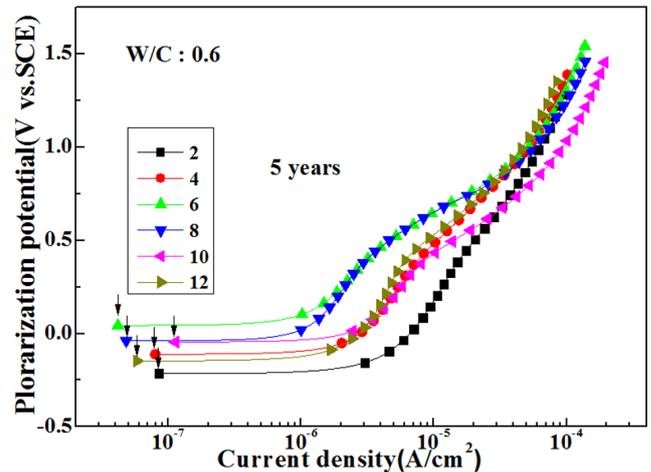


Fig. 9 Variation of anodic polarization curves with various cover thickness after immersed for 5 years in natural seawater solution

해수용액에서 침지 년수의 증가에 의해서 내부철근의 표면에 쉽게 침투한 염화물 등에 의해 형성된 부식생성물이 분극곡선 측정시에 일시적으로 저항분극으로 작용 했을 것으로 추정된다. 또한 침지초기와 침지 5년 후의 부식전위의 변화가 실질적으로 내부철근의 부식정도에 미치는 영향을 비교 평가 할 필요가 있다고 생각된다. 일반적으로 부식전류밀도를 구하는 이론식은 양극분극의 경우 다음의 Butler-Volmer식으로 나타낼 수 있다 (Moon, 1999). 즉

$$i = i_{cor} \cdot [\exp(anF\eta/RT) - \exp\{-(1-\alpha)nF\eta/RT\}] \quad (1)$$

상기 식 (1)에서 양극의 분극전위가 30mV이상을 넘어서면 2차 항은 무시할 수 있다. 따라서 상기 식 (1)은 다음의 식 (2)로 나타낼 수 있다.

$$i = i_{cor} \cdot \exp(\alpha n F \eta / RT) \tag{2}$$

식 (2)는 다시 변형하여 (3)식으로 나타낼 수 있다.

$$\eta = (-2.3RT/\alpha n F) \log i_{cor} + (2.3RT/\alpha n F) \log i = a + b \log i \tag{3}$$

( $a = -2.3RT/\alpha n F, b = 2.3RT/\alpha n F, \eta > 0$ )

- $\eta$  : 양극분극값(E - E<sub>cor</sub>, V)
- $\alpha$  : 전이계수
- F : Faraday 상수(C/mol)
- T : 절대온도(K)
- R : 가스상수(J/K·mol)
- n : 이온가

상기의 식 (3)은 Tafel의 실험식과 일치한다. 따라서 양극분극곡선에서 외삽법에 의해서 부식전류밀도를 구할 수 있다. 그런데 상기의 이론식과 실험식이 일치하는 경우는 통상 나강판의 금속을 해수용액 등에서 부식전류밀도를 구하는 경우에 잘 일치하나 본 실험의 경우는 모르타르 내부의 철근에 대한 분극곡선을 측정하였다. 그러므로 전술한 바와 같이 모르타르 피복두께에 의한 저항분극과 부식생성물에 의한 저항분극이 분극곡선에 많이 포함되므로 분극곡선상에서 실질적인 부식전류밀도 값을 구하는 것은 다소의 문제가 있다고 생각된다. 따라서 Fig. 8과 Fig. 9의 분극곡선에서 화살표로 표시한 지점이 부식전위에서 양극분극곡선의 측정을 시작하는 전류밀도이므로 부식전류밀도의 근사값으로 간주할 수 있다고 생각된다(Moon et al., 2014).

Fig. 10은 침지초기와 침지 5년 후의 부식전류밀도의 근사값을 피복두께에 따라 비교하였다. Fig. 10에서 알 수 있듯이 침지 5년 후의 부식전류밀도가 침지초기에 비해서 전체적으로 현저하게 적은 값을 나타내고 있는 경향을 알 수 있다. 그리고 Fig. 5에서 침지초기보다 침지 5년 후의 부식전위가 높은 값을 나타내고 있다. 따라서 부식전위가 높을수록 부식전류밀도는 적은

경향을 알 수 있다. 결과적으로 본 실험에서 사용한 시험편의 물-시멘트비가 0.6의 큰 값으로 인해 침지 5년 동안 철근내부로 쉽게 침입한 염화물 등에 의해서 내부철근의 표면에 형성된 부식생성물이 저항분극으로 작용하여 부식전위를 높은 방향으로 변하게 한 원인 제공을 하였으며 동시에 임피던스와 양극분극곡선의 변화에도 영향을 미친 것으로 생각된다. 그리고 ASTM C876(ASTM, 1980)에서도 부식전위가 높으면 부식 확률이 낮은 것으로 예측하고 있다. 본 실험의 결과에서도 침지 5년 후의 부식전위가 높은 경향을 그리고 근사값으로 측정한 부식전류밀도 역시 적은 값을 나타 내었다. 그런데 여기에서 주목할 점은 부식전위의 측정값이 해수용액에 침지된 일반 나강판의 경우가 아닌 모르타르 내부의 철근에 대한 부식전위이며 더욱이 침지 초기와 침지 5년 후에 측정된 부식전위라는 사실에 주목할 필요가 있다고 생각된다. 결국 전술한 바와 같이 내부철근의 표면에 장기간 동안 형성된 부식생성물이 저항분극으로 작용하여 외형적으로 부식전류밀도가 적은 값을 나타내는 것으로 판단된다. 그러나 철근표면에 형성된 부식생성물이 일정한 년수 동안 혹은 영원히 저항분극의 역할을 할 수 있을 것 인지에 대해서는 현 시점에서는 알 수 없으나, 본 실험의 결과 즉 물-시멘트비가 0.6에서는 침지초기보다 침지 5년 후에 부식전위와 임피던스가 높은 값을 나타 내었으며 부식전류밀도 역시 적은 값을 나타 내었다.

### 4. 결 론

지금까지 피복두께를 달리한 복합체 모르타르 시험편(물-시멘트비 : 0.6)을 해수 중에 침지한 후 침지초기와 침지 5년 후의 모르타르 시험편 내부의 철근의 부식전위 변화와 양극분극곡선 및 임피던스의 변화를 측정하고 피복두께에 따른 분극 특성을 비교 고찰한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 침지초기에는 피복두께가 두꺼울수록 부식전위는 높은 값을 그리고 피복두께가 적으면 낮은 값을 나타내는 경향이 있었으나 침지 5년 후에는 피복두께에 관계없이 전체적으로 부식전위가 높은 값을 나타내었다.
- (2) 침지초기에는 피복두께에 의한 저항분극이 분극거동에 영향을 미쳤으나, 침지 5년 후에는 철근표면의 부식생성물이 양극분극곡선과 임피던스의 측정시에 저항분극으로 크게 영향을 미치는 것으로 판단되었다.
- (3) 일반적으로 철근의 부식전위가 높은 값을 나타낼수록 부식가능성이 적은 것으로 예측한다. 본 실험의 결과 침지 5년 후에 측정된 부식전위가 높은 값을 나타내었으며 부식전류밀도 역시 적은 값을 나타내었다.
- (4) 따라서 침지 년수가 오래된 콘크리트 내부의 철근 부식전위가 침지초기에 비해서 높은 값을 나타내었을 경우라도 이들 철근의 부식가능성을 확립적으로 부식전위만으로 판단하기는 어렵다고 생각된다.
- (5) 결과적으로 콘크리트 내부 철근의 부식거동에 대한 평가는 부식전위만의 측정에 의존하기 보다는 실제의 피복두께와 물 시멘트비 및 재령 년수에 대한 영향도 함께 고려되어야 할 것으로 생각된다.

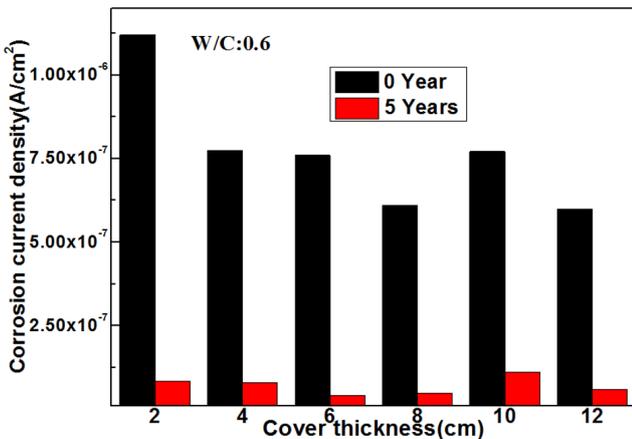


Fig. 10 Comparison of corrosion current densities between soon after immersion (0 year) and after 5 years with various cover thickness

## References

- ACI Committee 222, 1990. Corrosion of Metals in Concrete. Reported by America Concrete Institute, 222R-3.
- Apostoles, J.A., Park, D., Carello, R.A., 1987. Symposium on Corrosion at Metals in Concrete. Proceeding of the Corrosion/87, 168-181.
- American Society for Testing and Material (ASTM), 1980. Half Cell Potentials of Reinforcing Steel in Concrete. ASTM C876-80, 87.
- Concrete Society of Japan, 1984. Protection Guide of Marine Concrete Structur. 10.
- Jeon, D.H., Moon, K.M., Baek, T.S., Kim, J.H., 1992. Anti-corrosion Study at Steel of Reinforced Concrete in Sea Water Solution. Corrosion Science and Technology, 21(3), 11.
- Kim, K.G., Ryou, B.H., Kim, S.J., Kim, K.J., Moon, K.M., 2000. An Electrochemical Study on the Effect at Chloride Ion to Corrosion Behavior of Inner Steel Bar Embedded in Concrete in Natural Sea Water. Journal of Ocean Engineering and Technology, 14(4), 23-26.
- Kobayasi, D.Y., 1993. Diagnosis of Rebar Corrosion. Edited by Kita Hasyi Co. Ltd., 54.
- Kwon, J.H., 2000. A Study on the Hydration Heat of Anti Washout Underwater Concrete using Fly Ash. Journal of Ocean Engineering and Technology, 14(4), 30-34.
- Lee, S.H., Han, J.S., 2006. A Study on the Measurement of Steel Corrosion in Mortar by TEM Method. Journal of Ocean Engineering and Technology, 20(3), 59-65.
- Moon, K.M., Won, J.P., Park, D.H., Jeong, J.A., Lee, M.H., Baek, T.S., 2014. The Effect of Passing Aged Years to the Polarization Characteristics of Embedded Steel of Mortar Specimen(W/C:0.4). Corrosion Science and Technology, 13(1), 20-27.
- Moon, K.M., Lee, S.Y., Jeong, J.A., Lee, M.H., Baek, T.S., 2015. Effect of Passing Aged Years and Coating Thickness on Corrosion Properties of Reinforcing Steel in Mortar (W/C:0.5). Corrosion Science and Technology, 14(2), 99-105.
- Moon, K.M., 1999. Practical Electrochemistry. Edited by Hyou Sung Co. Ltd., 177.
- Muylder, J.A., Pourbaix, M., 1966. Atlas of Electrochemical Equilibrium in Aqueous Solution. Edited by M. Pourbaix, Pergamon Press, 313.
- Ozaki, S., Sugata, N., 1988. Sixty-year-old Concrete in a Marine Environment. Special Publication, American Concrete Instritue, 109, 587-598.
- Sagues, A.A., 1987. Corrosion Measurement o Reinforcing Steel in Concrete Exposed to Variousaquous Environments. Proceedings of the Corrosion/87 Symposium on Corrosion of Metals in Concrete, 13-24.
- Thampson, N.G., Lawson, K.H., Beavers, J.A., 1987. Symposium on Corrosion at Metals in Concrete. Proceeding of the Corrosion/87 Technique, 182-199.
- Swamy, R.N., Koyama, T., Arai, N., Ikami, K., 1988. Durability of Steel Reinforcement in Marine Environment. Special Publication, American Concrete Instritue, 109, 147-162.
- Wheat, H.G., 1987. An Investigation of the Effect of the Cathode Area/anode Area in the Corrosion of Steel in Concrete. Proceeding of the Corrosion/87 Symposium on Corrosion of Metals in Concrete, 25-41.
- Yoo, Y.R., Cho, H.H., Take, S., Kim, J.G., 2006. Influence of Cathodic Protection on the Lifetime Extension of Painted Steel Structures. Metals and Materials International, 12(3), 255-261.

# Evaluation of Characteristics of Welding Zones Welded with Inconel 718 Filler Metal to Piston Crown Forged Material

Sung-Yul Lee\*, Kyung-Man Moon\*, Jae-Hyun Jeong\*\*, Myeong-Hoon Lee\*\*\* and Tae-Sil Baek\*\*\*\*

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

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

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

\*\*\*\*Department of steel industry, Pohang College, Geongbuk, Korea

## 피스톤 크라운용 단강에 인코넬 718 용접재료로 용접된 용접부의 특성 평가

이성열\* · 문경만\* · 정재현\*\* · 이명훈\*\*\* · 백태실\*\*\*\*

\*한국해양대학교 공과대학 조선기자재공학부

\*\*한국해양대학교 공과대학 기계에너지 시스템공학부

\*\*\*한국해양대학교 기관시스템공학과

\*\*\*\*포항대학교 제철산업과

**KEY WORDS:** Repair Repair welding 보수 용접, Built-up welding 덧살붙임 용접, Deposited metal 용착금속, Weld metal 용접금속, Inconel 718 filler metal inconel 718 용접봉, Piston crown 피스톤 크라운, Corrosion resistance 내식성

**ABSTRACT:** The combustion chamber of a diesel engine is often exposed to a more serious wear and corrosion environment than other parts of the engine because its temperature increases as a result of using heavy oil of low quality. Therefore, repair and built-up welding methods must be performed on worn or corroded parts of the piston crown, exhaust valve, etc. from an economical point of view. In this study, Inconel 718 filler metal was used in repair welding on the groove of a forged steel specimen for a piston crown, along with built-up welding on the surface of another forged steel specimen. Then, the corrosion characteristics of the weld metal zone for the repair welding and the deposited metal zone for the built-up welding were investigated using electrochemical methods in a 35% H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> solution. The deposited metal zone indicated better corrosion resistance than the weld metal zone, showing a nobler corrosion potential, higher impedance, and smaller corrosion current density. It is considered that metal elements with good corrosion resistance were generally included in the filler metal, and these elements were also greatly involved in the deposited meta by built-up welding, whereas the weld metal consisted of metal elements mixed with both the filler metal and base metal elements because of the molten pool produced by the repair welding. Finally, it is considered that the hardness of the weld metal was increased by the repair welding, whereas the built-up welding improved the corrosion resistance of the deposited metal.

### 1. 서 론

대형선박의 디젤엔진은 육상의 디젤엔진에 비해서 그 규모가 크서 연료소모량이 대단히 크다. 따라서 선박의 총괄 운임비중에서 차지하는 연료비의 비중이 대단히 높기 때문에 경제적인 측면에서 저가의 중유를 사용하게 된다. 이 경우 저가의 중유는 높은 비중과 다량의 불순물이 함유되어 있어 디젤기관에서 연소실 구성 부품인 피스톤 크라운 링 홈의 마멸 증대 및 중유 중에 함유되어 있는 바나듐(V)과 우황(S)에 의한 부식 등(Jeon,

1985)과 연료 분사 시 불완전 연소에 의한 탄화물의 부착 등이 피스톤 크라운의 헤드면과 실린더 상부의 폭발면에 부식과 마모 등의 발생을 야기하는 역할을 하고 있다. 따라서 신조선은 연소가스의 높은 압력을 받고 있는 연소실내의 접촉면을 덧살 붙임 용접을, 항해중인 선박의 경우에는 전술한 연소실을 보수 용접을 하여 사용함으로써 장기간의 사용에 따른 경비절감의 이익을 유도하고 있다. 통상 용접으로 제작한 철구조물의 용접 부위에 대한 기계적 특성(Kim et al., 2006; Kim et al., 2000)과 부식(Tsay et al., 1997; Moon et al, 2003; Bilmes et al., 2006)

Received 12 February 2016, revised 19 August 2016, accepted 19 August 2016

Corresponding author Kyung-Man Moon +82-51-410-4352, lab@kmou.ac.kr

© 2016, The Korean Society of Ocean Engineers

등에 관한 연구는 많이 발표되고 있으나, 상기한 부품들의 장기간의 내구성을 위해 보수 용접을 할 경우, 이들 용접부위의 기계적 성질과 내식성 비교 평가 등에 대한 연구 결과는 거의 없는 실정이다. 따라서 지난 연구(Moon et al., 2014)에서는 용접 재료 별로 보수 용접을 할 경우, 이들 용접부위의 경도특성과 내식성에 대해서 연구 고찰 한 바 있다. 더욱이 1980년부터 생산하는 선박용 대형 디젤기관용의 피스톤 크라운은 열효율을 높이고 연료소비율을 낮추기 위해 압축 압력을 100kgf/cm<sup>2</sup>로 높이고 압축비를 23까지 올라가게 하고 있다(Kim and Lee, 2013). 따라서 피스톤 크라운은 더욱 더 가혹한 환경 하에서 작동되고 있으므로 피스톤 크라운 표면의 덧살붙임 용접은 더욱 중요하다고 생각된다. 덧살붙임 용접의 경우 두께는 약 12mm에서 22mm까지로 규정하고 있다(ASME, 2001a). 본 연구에서는 단강을 피스톤 크라운용 재료로 이용할 경우, 단강을 용접재료의 시험편 재료로 선정하고 단강재료에 깊이 3.5mm의 홈을 파고 인코넬(Inconel) 718 용접재료로 보수 용접한 용접금속부의 경우와 홈을 파지 않고 모재의 표면에 인코넬 718의 용접재료로 덧살붙임 용접 한 용접금속부의 경우에 대해 각각 경도를 측정하고 그리고 내식성을 전기화학적 방법으로 평가 하였다. 따라서 고찰한 연구결과는 단강 피스톤을 인코넬 718 용접재료를 이용하여 용접시 가격과 용접 비용이 저렴한 즉 경제적인 측면에서 가장 적합하다고 판단되는 텅스텐 불활성 가스 용접(Tungsten inert gas welding, TIG)을 하였을 경우, 용접금속부와 용접금속부 등에 대한 경도 및 내식성의 차이와 특성을 비교 고찰함으로써 이들 용접부위의 보수용접시에 유의한 간접경험을 제공하는데 큰 도움이 될 것으로 생각된다.

## 2. 재료 및 실험 방법

### 2.1 용접재료 및 용접 방법

피스톤 크라운용 단강 재료로 주로 많이 이용하고 있는 Cr-Mo 저합금 내열강을 본 실험의 모재로 사용하였다. 또한, 본 실험에 사용된 용접재료는 인코넬 718(AWS : ERNiFeCr-2, AWS, American Welding Society)(ASME, 2001b)이며, 초기에 용접할 시험편의 모재는 지난 연구에서 실험한 동일규격의 재료 즉 두께 50mm, 폭 260mm, 길이 410mm로 제작하였다. 이들 시험편의 중심부에도 지난 연구와 마찬가지로 직경 20mm와 깊이 3.5mm의 홈을 판 후 인코넬 718( $\phi$  : 2.4)의 용접재료를 TIG(Tungsten inert gas)용접으로 직류 역극성 용접을 수행하였으며, 이들로 부터 실험할 시험편을 가로 35mm, 세로 20mm, 두께 10mm의 크기로 기계 가공한 후 용접비드의 용접 금속을 모재와 평행하게 화이트에 의해 기계 가공하였다. 한편 같은 크기의 다른 시험편에 직경 약 30mm 높이 약 10mm 이상의 4층 용접 즉 덧살붙임 용접(Built-up welding)을 실시하였으며, 그리고 용접 후에 모재로 부터 용착금속부를 절단 한 후에 직경 30mm 용접 두께 10mm의 원형 모양으로 선반 가공하였다. 이 경우 홈을 파고 인코넬 718의 용접재료로 용접한 경우를 용접금속(WM, Weld metal)부로, 홈을 파지 않고 직경 30mm 높이 10mm의 4층 용접을 하여 가공한 경우를 용착금속

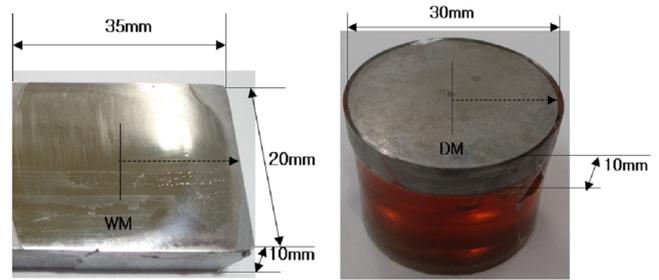


Fig. 1 Photographs of the test specimen samples with deposited metal (DM) and weld metal (WM)

Table 1 Chemical composition and mechanical property of base metal [wt %]

Chemical composition [wt %]									Y.S	T.S	E.L
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni		[MPa]		[%]
0.13	0.25	0.64	0.007	0.002	0.95	0.40	0.06		525	662	22.8

Table 2 Chemical composition and mechanical property of Inconel 718 filler metal [wt %]

Chemical composition [wt %]									Y.S	T.S	E.L
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni		[MPa]		[%]
0.06	0.09	0.01	0.01	0.001	17.55	2.95	52.6		965	1069	17

Table 3 Welding condition of TIG welding method by using of Inconel 718 filler metal

AWS	Dia. [mm]	Volt. [V]	Current [A]	Polarity
ERNiFeCr-2	2.4	14	220	DC(+)

(DM, Deposited metal)부로 명명하기로 한다.

Fig. 1은 인위적으로 홈을 판 후에 보수 용접을 한 후 선반 가공한 용접금속부와 홈을 파지 않고 덧살붙임 용접을 하여 선반 가공한 용착금속부의 모습을 각각 나타내고 있다. 그리고 피스톤 크라운용 모재의 화학조성과 기계적 성질, 인코넬 718 용접재료의 화학조성과 기계적 성질 및 보수 용접과 덧살붙임 용접을 위한 용접 조건을 각각 Table 1, Table 2 및 Table 3에 나타내고 있다.

### 2.2 실험 방법

전기화학적 실험을 위하여 보수용접과 덧살용접을 한 시험편은 기계 가공을 한 후 사포 100번에서 2,000번까지 연마한 후, 전기화학적 실험을 위해 노출 면적은 1cm<sup>2</sup>만을 남기고 나머지 부위는 실리콘 수지로 절연시켰으며, 시험편의 상부 가장자리의 중심부에 구멍을 뚫고 구리선을 연결하여 시험편을 만들어 전기화학적 실험을 수행하게 하였다. 그리고 35% 황산 용액을 시험 용액으로 사용하였으며, 전기화학적 방법에 의해서 시험편의 분극특성 즉 양극분극곡선과 부식전류밀도 및 부식전위 변화 등을 고찰하였다. 그리고 사이클릭 볼타모그램(Cyclic

voltammogram)으로 15 사이클 후의 부식된 표면을 관찰하였다. 그리고 임피던스(Impedance)변화를 관찰하였다. 그리고 원테그사(전기화학 수입전문 업체명: Won. A. Tech)가 수입 판매하는 분극측정(CMS-100) 프로그램을 내장한 장치를 본 실험의 전기화학측정을 위한 장치로 사용하였다.. 또한 불용성양극으로 사용된 대극은 백금을 사용하였으며 기준전극은 SCE(Saturated calomel electrode)전극을 사용하였고, 그리고 시험편을 용액에 침지하여 안정될 때까지의 지연시간(Delay time)은 1,800초로 하였다. 그리고 주사 속도는 1mV/s,로 하였다. 단, +1.5V ~ -0.5V 영역을 사이클릭선도 측정영역으로 하고 사이클릭선도변화를 측정할 경우 이때의 주사속도는 30mV/s의 주사 속도로 하였다. 사이클릭선도 측정 후의 표면은 300배 배율의 멀티미디어 영상현미경(Sometech사, Model: SV35)으로 관찰하였다. 그리고 용접금속과 용착금속으로 수행된 용접된 시험편의 표면의 중심점에서 오른쪽방향으로 측정 간격을 2mm로 하여 그 길이를 10mm까지로 하고 각각 3회식의 경도값을 관찰하고 이들 값의 평균치를 구하였다.

### 3. 실험 결과 및 고찰

Fig. 2는 인코넬 718 용접봉으로 용접한 경우 용접금속부와 용착금속부에 대해서 시험편의 중심부에서 우측방향으로 2mm 간격으로 측정된 경도 변화를 나타내고 있다. 시험편의 중심부에서는 용착금속부가 용접금속부에 비해서 다소 높은 값을 나타내었으나 우측 방향으로 갈수록 오히려 용접금속부가 용착금속부에 비해서 높은 값을 나타 내었으나, 10mm 지점에서는 거의 같은 값을 나타내었다. 일반 용접의 경우 모재의 영역으로 용접재료의 성분이 확산이동 하거나 경우에 따라서는 용접금속 영역으로 모재의 성분이 이동하여 열영향부의 경도가 낮고 용접금속의 경도가 오히려 높아지는 경우도 있다는 연구 결과도 있다(Ahn et al. 2005; Jones, 1998; Muylder and Pourbaix. 1966; Shin, 1984). 본 연구의 경우 단강의 화학조성은 Cr, Mo 및 Ni이 Table 1에서 알 수 있듯이 각각 0.95%, 0.40% 및 0.06%

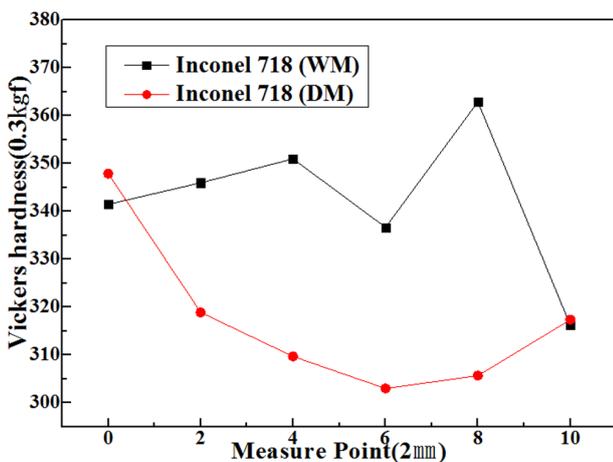


Fig. 2 Variation of Vickers hardness of deposited and weld metal zones

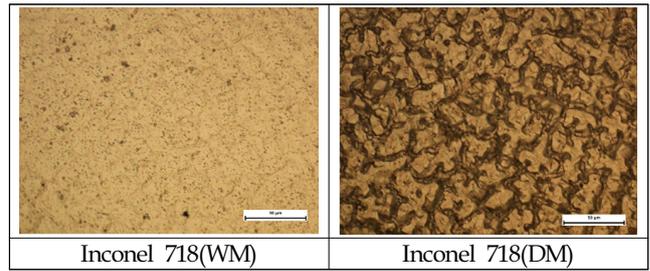


Fig. 3 Variation of microstructures of deposited and weld metal zones (×300)

로 소량의 성분으로 구성 되어 있는데 반하여 인코넬 718 용접재료의 경우에는 Table 2에서와 같이 17.55%, 2.95% 및 52.6%로 그 성분의 함량이 Table 1에 비하여 많은 양으로 구성되어 있음을 알 수 있다. 그런데 모재의 C 함량은 0.13%로 용접재료의 0.06%보다 많이 함유되어 있음을 알 수 있다. 따라서 용접금속부가 용착금속부에 비해서 경도가 높은 경향은 Cr, Mo 및 Ni의 성분의 영향보다 모재에 다량 함유된 C 성분이 용접금속부로 이동한 후 급랭에 의한 담금질 효과로, 모재의 C 성분의 확산 영향이 없는 용착금속부보다 경도가 높은 값을 나타내는 것으로 생각된다.

Fig. 3은 인코넬 718 용접재료로 용접한 경우 용접금속부와 용착금속부의 조직변화를 나타내고 있다. Fig. 3에서 알 수 있듯이 용접금속의 경우 흰 바탕의 미세하고 균질한 페라이트(Ferrite)와 유사한 조직을 나타내고 있음을 알 수 있으며 용착금속의 경우에는 검은 침상 형태의 펄라이트(Pearlite)와 흰 바탕의 페라이트가 혼재한 조직과 유사한 형태를 나타내고 있음을 알 수 있다. 그런데 용접금속은 용착금속에 비해서 모재의 흠에 용접재료의 용입에 의해서 모재금속과의 혼입과 접촉이 용이하여 응고속도가 빠르므로 결정립이 미세화되고 균질한 조직으로 되는 것으로 생각된다. 그리고 용착금속은 4층 용접으로 인해 용착금속 상호간의 접촉에 의해서 응고속도가 용접금속에 비해서 상대적으로 느리므로 인코넬 718 용가제에 의한 용착금속이 냉각될 경우  $\gamma$ 상(면심입방격자) 기지 중에 규칙격자의  $\gamma'$ 상( $Ni_3Nb, DO_{22}$  격자)을 석출시켜 경화되며 이 경우  $\gamma$ 상과  $\gamma'$ 상은 고배율의 전자현미경에 의해서만 식별할 수 있으므로 (Vander Voort and James, 1985) Fig. 3의 용착금속부에서는 식별하기 어려운 것으로 생각된다. 그러나 냉각속도가 느린 경우 고온으로 부터 Laves 상[ $Fe_2(Nb, Ti, Mo) C14$  격자],  $\delta$ 상 및 탄화물[(Nb, Ti)C] 등의 출현(Garcia et al., 1991)에 의한 금속간화합물과 또한 Mo 양이 많으면  $M_6C$ (M은 금속성분) 탄화물이 입계에 석출(Muzyka, 1972)되어 외관상 페라이트와 펄라이트 조직이 혼재한 느낌의 거친 형태를 나타내는 것으로 생각된다.

Fig. 4는 인코넬 718 용접재료로 용접한 경우 용접금속부와 용착금속부의 부식전위 변화를 보여주고 있다. Fig. 4에서 알 수 있듯이 용착금속의 부식전위가 시간의 경과와 함께 점차 높은 방향으로 이행하고 있음을 알 수 있으며 용접금속부의 경우에는 시간의 경과와 함께 점진적으로 낮아지는 경향을 알 수 있다. 그리고 부식전위는 용착금속의 경우가 용접금속부에 비해

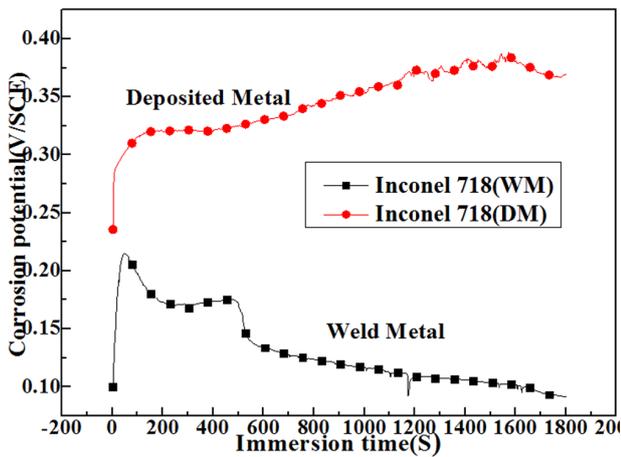


Fig. 4 Time dependence of corrosion potentials of deposited and weld metal zones in 35% H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> solution

서 상대적으로 현저하게 높은 값을 보여주는 경향을 나타 내었다. 일반적으로 해수 용액에서는 용존산소의 환원 반응에 의한 농도분극의 증가보다는 염소이온에 의한 산화피막의 파괴에 의해서 저하된 양극분극으로 인해 부식전위는 마이너스 방향으로 이행하는 것으로 추측하며, 부식전위가 낮은 값을 나타내는 경우 내식성 또한 저하되는 것으로 인식하는 경우가 전기화학적 인 관점에서 일반적이다. 그런데 본 연구에서는 고 농도의 황산 용액 즉 35% 황산 용액에서 관찰한 부식전위이다. 이 처럼 용액의 농도가 높은 황산 용액에서는 시험편 표면에 존재하고 있는 전위가 낮은 양극에서 발생하는 산화 반응과 함께 전위가 높은 음극에서 발생하는 환원 반응 즉, 수소이온의 환원에 의한 수소 발생 반응( $2H^+ + 2e \rightarrow H_2$ )과 높은 황산용액에 존재하는 다량의 수소이온 및 이 용액에 존재하는 용존산소에 의한 환원 반응( $O_2 + 4H^+ + 4e \rightarrow 2H_2O$ )에 의해 부식전위가 형성되므로 이들의 환원 반응에 따른 음극분극이 클 경우 음극지배형의 부식전위가 형성되어 부식전위가 낮아도 오히려 부식속도가 감소할 수 있다. 따라서 전해질의 종류 즉 황산용액에서는 낮은 값

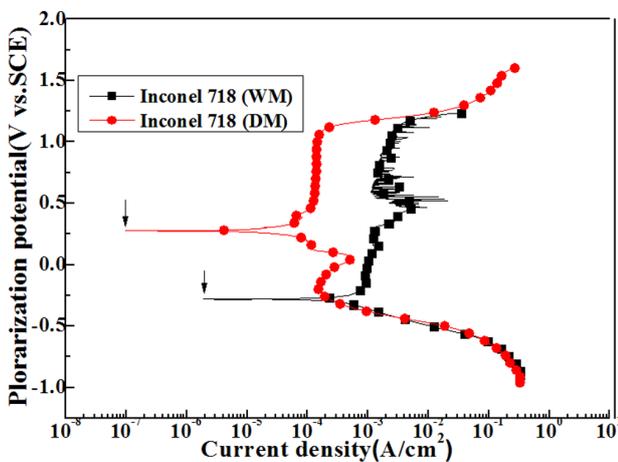


Fig. 5 Comparison of cathodic and anodic polarization curves of weld and deposited metal zones in 35% H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> solution

의 부식전위를 나타내는 경우도 있으나 반드시 내식성이 상대적으로 좋지 않은 것으로 단 정적으로 판단할 수 없다고 생각된다.

Fig. 5는 35% 황산 용액에서 용접금속과 용착금속에 대해 측정된 양극과 음극 분극곡선을 보여 주고 있다. 양극분극곡선 상에서 용착금속의 부동태 전류밀도가 용접금속에 비해서 상대적으로 적은 값을 보여 주고 있다. 그리고 분극곡선 위에 표시된 수직상의 화살표로 표시하는 지점의 전류밀도는 부식전위에서 시작하는 전류밀도이므로 따라서 이 지점에서 교차되는 분극전류밀도는 부식전류밀도에 가까운 값으로 추측할 수 있다고 생각된다.

부식전류밀도를 구하는 경우 일반적으로 양극 및 음극 분극곡선을 이용하는 경우 Stern-Geary 식(Moon, 1999)을 이용한 다음의 식 (1)과 같이 프로그램에 의한 시뮬레이션에 의해서 부식전류밀도를 정량적으로 관찰하는 구하는 경우가 일반적이다.

$$i_{cor} = \frac{i}{2.3|\eta|} \left( \frac{\beta_c \cdot \beta_a}{\beta_c + \beta_a} \right) \tag{1}$$

$i_{cor}$ : 부식전류 밀도,  $i$ : 공급전류밀도,  $\eta$ : 과전압,  $\beta_a, \beta_c$ : 양극 및 음극 타펠기울기

상기한 식 (1)을 이용하여 부식전류밀도를 구하는 경우 분극곡선의 형태에 따라 양극과 음극의 기울기가 변하게 되어 있으므로 구하는 부식전류밀도 값도 변하게 된다. 예를 들면 시험편에 함유된 조성의 변화에 따른 재료의 변화와 측정 속도 및 용액의 유동 등에 따라서 분극곡선상의 기울기는 변하게 되고 결국 프로그램 시뮬레이션에 의해서 구한 부식전류 밀도값도 변하게 되며 이 경우 구한 부식전류밀도는 임피던스, 혹은 사이클릭선도 등의 내식특성과 일치하지 않는 경우가 자주 있음을 경험하게 되었다. 따라서 본 실험결과에서는 Fig. 5에서 수직으로 표시하는 화살표에 대응하는 전류밀도를 근사값의 부식전류밀도로 간주하고 이들 부식전류밀도의 근사값을 Fig. 6에 나타내었다.

Fig. 6에서 알 수 있듯이 용착금속의 부식전류밀도가 용접금속

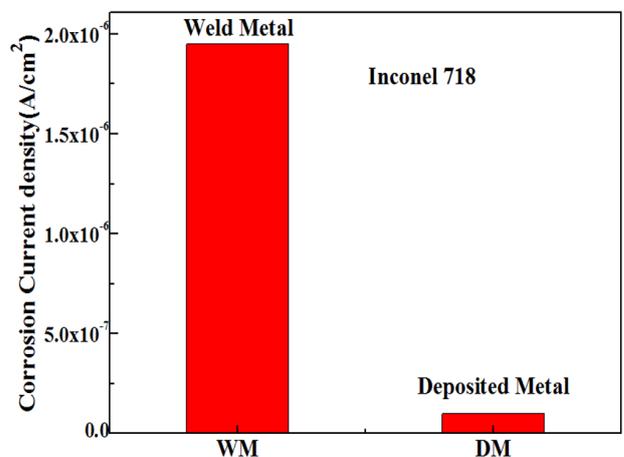


Fig. 6 Corrosion current densities of weld and deposited metal zones obtained from cathodic and anodic polarization curves

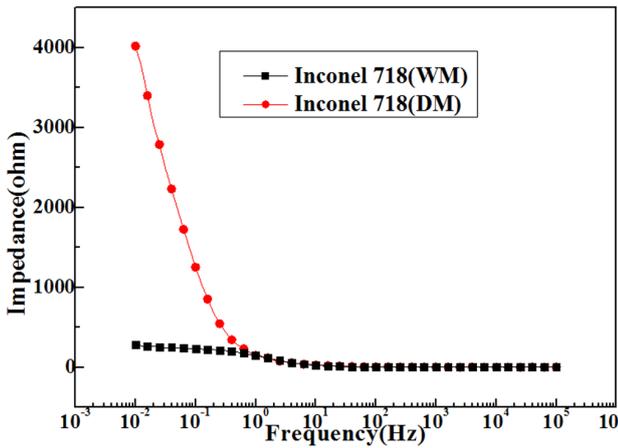


Fig. 7 Variation of impedances of deposited and weld metal zones measured in 35% H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> solution

부에 비해서 상대적으로 현저하게 적은 값을 나타내고 있음을 알 수 있다. 용접금속부는 인위적으로 흠을 판 후에 일종의 보수 용접을 한 경우이며 용착금속은 모재의 표면에 덧살붙임 용접을 한 경우이다. 일반 용접의 경우 모재의 영역으로 용접재료의 성분이 확산이동 하거나 경우에 따라서는 용접금속영역으로 모재의 성분이 이동하여 열영향부의 경도가 낮고 용접금속의 경도가 오히려 높아지는 연구 결과가 보고되고 있다(Ahn et al. 2005; Jones, 1998; Muyllder and Pourbaix. 1966; Shin, 1984). 따라서 용접금속은 모재의 성분과 용접봉 재료의 성분이 혼재된 용입상태에 있을 수 있으며 용착금속은 용접재료의 성분이 그대로 보존된 상태로 있을 수 있다고 생각 된다. Table 1과 Table 2에서 알 수 있듯이 인코넬 718 용접재료의 경우에는 우수한 내식성을 나타내는 Cr, Mo 및 Ni의 함량이 모재에 비해서 다량 함유되어 있으므로 용접재료의 성분이 그대로 함유되어 있는 용착금속이 용접재료의 성분이 모재의 성분과 혼합되어 있는 용접금속에 비해서 내식성이 현저하게 좋은 것으로 생각된다.

Fig. 7은 35% 황산 용액에서 용착금속과 용접금속에 대해 측정된 임피던스변화를 나타내고 있다. 0.01Hz에서 용착금속의 임피던스 값이 용접금속 보다 현저하게 높은 임피던스 값을 보여 주고 있다. 용착금속의 경우에는 우수한 내식성을 나타내는 Cr, Mo 및 Ni의 함량이 용접금속에 비해서 다량 함유되어 있으므로 용착금속의 표면에는 치밀한 산화막이 형성되어 임피던스 값이 용접금속에 비해서 현저하게 높은 값을 나타내는 것으로 생각된다. 지금까지 실험결과에서 내식특성을 나타내는 임피던스 값, 부식전위, 부동태 전류밀도 등의 대소가 부식전류밀도의 근사값의 대소 값과 거의 잘 일치하고 있음을 알 수 있었다. 즉, 귀한 값을 나타내는 부식전위의 경우, 또한 임피던스 값이 높은 경우 및 부동태전류밀도가 적을수록 부식전류밀도는 적은 값을 나타내었다. 또한 지금까지의 실험결과에서 용접금속은 용착금속에 비해서 경도가 높은 값을 나타내었으며 반대로 내식성은 용착금속이 용접금속에 비해서 우수한 실험결과를 얻을 수 있었다. 결국 운항중인 선박을 보수용접 할 경우에는 용접부가 높은 경도를 나타내고 신조선에서 덧살붙임 용접을 하는 경우에

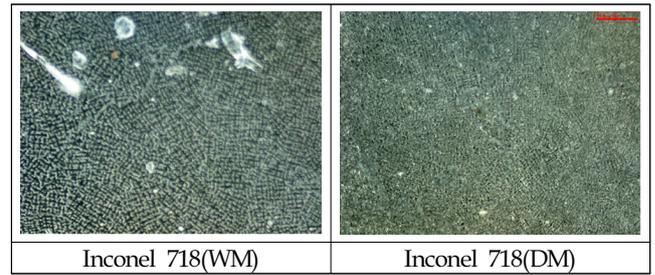


Fig. 8 Morphologies of corroded surfaces of deposited and weld metal zones after drawing anodic polarization curves

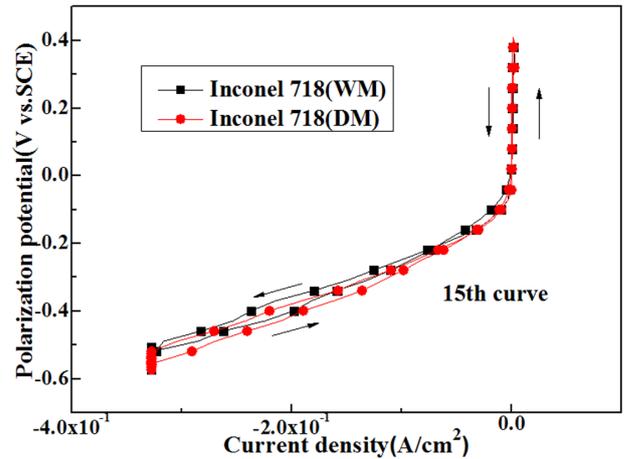


Fig. 9 1st cyclic voltammogram curves of deposited and weld metal zones in 35% H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> solution

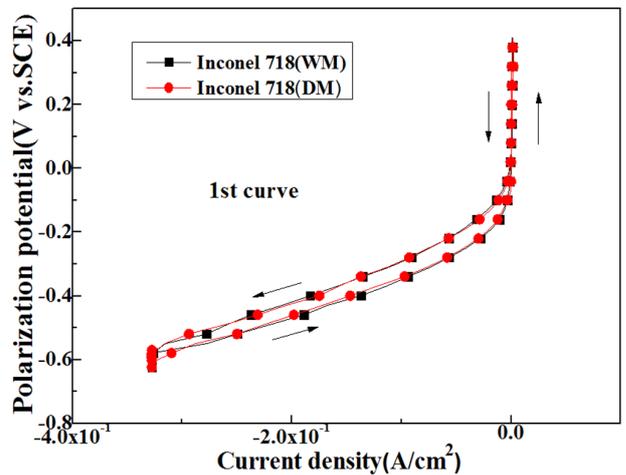


Fig. 10 Variation of 15th cyclic voltammogram curves of deposited and weld metal zones in 35% H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> solution

는 용접부가 운항중인 선박의 보수용접에 비해서 내식성이 우수한 경향을 알 수 있다. 따라서 가혹한 부식환경에 노출되어 있는 피스톤 크라운의 경우 덧살붙임 용접이 내구성 측면에서 보수용접보다 유리하다고 생각된다.

Fig. 8은 분극곡선 측정 후의 부식된 표면의 상태를 비교하여

나타내고 있다. 용접금속과 용착금속 모두 부식생성물의 흡착에 의한 흔적은 없으며 또한 국부부식의 양상은 보이지 않았다. 그리고 용착금속의 표면은 치밀한 형태의 전면부식이 된 느낌이 들며 용접금속의 표면에는 미세한 균열이 전체의 표면에 나타나고 있는 것으로 추측된다. 결국 용접금속의 경우에는 산화성이 큰 즉 이온화 경향이 큰 성분이 선택적으로 부식된 것으로 생각된다.

Fig. 9와 Fig. 10은 35% 황산 용액에서 용착금속과 용접금속에 대해 측정된 첫 번째와 열다섯 번째의 사이클릭전도 변화를 보여주고 있다. 사이클 횟수에 관계없이 선도의 모습은 거의 같은 형태를 나타내고 있다. 그리고 용접금속과 용착금속의 선도 변화도 큰 차이를 보이지 않고 거의 같은 형태를 보여주고 있다. 더욱이 양극분극영역에서는 두 금속 모두 거의 수직형태의 부동태를 나타내는 선도의 모습을 보여주고 있다. 결과적으로 용착금속과 용접금속 모두 30mV/s의 빠른 주사속도에서는 분극 저항의 차이를 보이지 않고 모두 좋은 내식성을 나타내는 것으로 생각된다.

#### 4. 결 론

지금까지 피스톤 크라운 재질용 단강을 모재로 하고 모재의 표면에 인위적으로 흠을 판 후에 인코넬 718 용접봉으로 보수 용접한 용접금속과 모재의 표면에 그대로 덧살붙임 용접을 한 용착금속에 대해서 내식 특성과 경도 등을 고찰하여 다음과 같은 결과를 알 수 있었다.

(1) 용접금속은 용착금속에 비해서 모재의 흠에 용접재료의 용입에 의해서 모재금속과의 혼입과 접촉이 용이하여 응고속도가 빠르므로 결정립이 미세화되고 균질한 페라이트 조직과 유사한 형태를 나타 내었으며, 또한 모재의 탄소가 용접금속에 혼입되어 경도가 용착금속에 비해서 다소 높은 값을 나타내었다. 그리고 용착금속은 4층 용접으로 인해 용착금속 상호간의 접촉에 의해서 응고속도가 용접금속에 비해서 상대적으로 느리고 각종 금속간화합물의 출현에 의해서 검은 침상 형태의 펄라이트와 흰 바탕의 페라이트가 혼재한 형태를 나타내고 있음을 알 수 있었다.

(2) 우수한 내식성을 가지는 용접재료의 성분을 그대로 함유하고 있는 용착금속이 용접재료의 성분과 모재의 성분이 혼재되어 있는 용입 상태의 용접금속에 비해서 현저하게 좋은 내식성을 나타내었다.

(3) 임피던스 및 부식전위 값의 특성이 부식전류밀도 값의 대소와 잘 부합되고 있는 것으로 생각된다. 예를 들면, 부식전위가 높은 값을 가질수록 임피던스 값이 큰 값을 나타낼수록 부식전류밀도는 적은 경우 경향을 나타내었다.

(4) 결과적으로 피스톤 크라운 용 단강을 인코넬 718 용접재료로 용접할 경우 보수 용접의 경우에는 경도가 높아지는 경향이 있었으며 덧살붙임 용접의 경우에는 내식성이 크게 개선되는 결과를 얻을 수 있었다. 따라서 신조선의 덧살붙임 용접이 내구성 측면에서 운항중인 선박의 보수용접에 비해서 유리하다고 생각된다.

#### References

- Ahn, S.H., Jeong, J.H., Nam, K.W., 2005. Evaluation of Characteristic for SS400 and STS304 Steel by Weld Thermal Cycle Simulation. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 19(4), 64-71.
- American Society of Mechanical Engineers (ASME), 2001a. Specification for Nickel and Nickel-Alloy Bare Welding Electrodes for Shielded Metal Arc Welding. ASME Boiler & Pressure Vessel Code, SFA-5.11, Identical with AWS specification A5.11/A5. 11M-97.
- American Society of Mechanical Engineers (ASME), 2001b. Specification for Nickel and Nickel Alloy Bare Welding Electrodes and Rods. ASME Boiler & Pressure Vessel Code, SFA-5.14, Identical with AWS specification A5.14/A5. 14M-97.
- Bilmes, P.D., Liorente, C.L., Saire Huaman, Gassa L.M., Gervasi, C.A., 2006. Microstructure and Pitting Corrosion of 13CrNiMo Weld Metal. *Corrosion Science*, 48(10), 3261-3270.
- Garcia, C.I., Camus, D.E., Loria, E.A., DeArdo, A.J., 1991. Microstructural Refinement of As-Cast Alloy 718 Via Thermomechanical Processing. *Superalloys 718, 625 and Various Derivatives*, Edited by Loria, E.A., TMS, 925-941.
- Jeon, D.H., 1985. Control of the Corrosion and Anti-corrosion. *Iljoongsha*, 426-428.
- Jones, D.A., 1998. Principles and Prevention of Corrosion. Original American Edition, Prentice-Hall, 314.
- Kim, J.G., Kang, M.S., Kim, Y.S., 2006. A Study on Characteristics of Repair Welding for Cast Iron Part of Diesel Engine for Ship. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 20(2), 41-45.
- Kim, M.N., Kim, B.I., Han, J.D., 2000. A Study of Mechanical Properties of Underwater Wet Welding Electrode. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 14(4), 56-61.
- Kim, J.G., Lee, M.H., 2013. Metal Material of Ship and Its Control Management. Dasom Publishing Co., 446.
- Moon, K.M., 1999. Practical Electro-chemistry. Hyosung Publishing Co., 177.
- Moon, K.M., Lee, M.H., Kim, K.J., Kim, J.G., Kim, S.J., 2003. A Study on the Post-Weld Heat Treatment Effect to Mechanical Properties and Hydrogen Embrittlement for Heating Affected Zone of a RE36 Steel. *Corrosion Science and Technology*, 2(6), 283-288.
- Moon, K.M., Kim, Y.H., Lee, M.H., Baek, T.S., Kim, J.G., 2014. Evaluation of the Corrosion Property on the Welded Zone of Cast Steel Piston Crown with Types of Electrode. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 28(4), 356-362.
- Muylder, J.V., Pourbaix, M., 1966. Atlas of Electrochemical

- Equilibria in Aqueous Solution. Edited by Pourbaix, M., Rergomon Press and Cebelcor, McGraw-Hill Book Publishing Co., 260-509.
- Muzyka, D.R., 1972. The Metallurgy of Nickel-Iron Alloys. The Superalloys, Edited by Sims, C.T., Hagel, W.C., John Wiley & Sons, 113-143.
- Shin, M.K., 1984. New Edition Workshop Practice. Ah Sung Publishing Co., 244-245.
- Tsay, L.W., Lin, W.L., Chenct, S.W., Leu, G.S., 1997. Hydrogen Sulphide Stress Corrosion Cracking of 2.25 Cr-Mo Steel Weldments. *Corrosion Science*, 39(7), 1165-1176.
- Vander Voort, G.F., James, H.M., 1985. Wrought Heat-Resistant Alloys, and Heat-Resistant Casting Alloys. *ASM Handbook 9 Metallography and Microstructures*, ASM International, 305-329 and 345.

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

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

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

## 극한 환경하의 부표 운동성능 모형시험기법 개발 ← (한글제목)

홍길동\* · 김길동\*\* · 이길동\*\* ← (한글이름)

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

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

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

(본문은 1단 또는 2단으로 작성, 심사완료 후 2단으로 편집됨.)

### 1. 서론

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

### 2. 극한조건의 상사

#### 2.1 파랑조건의 상사

파랑특성은 파고 및 파주기에 의해 정의되며, 모형 축척비를  $\lambda$  ← (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  $M$  ← (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

← (Table은 영문으로 작성, 표기되는 기호는 수식으로 작성)

← (Table은 설명내용과 분리하지 말고 원고 속에 설명내용에 이어서 삽입)

## 4. 모형시험 결과 및 해석

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

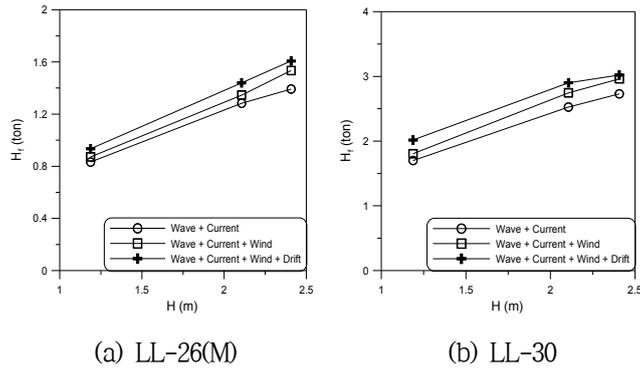


Fig. 1 Maximum height of tension forces acting on the mooring line at buoy

≡ (그림은 영문으로 작성)

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

## 5. 결 론

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

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

## 후 기

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

## 참 고 문 헌

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

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

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

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

(example for proceedings) ⇒

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

(example for journals) ⇒

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

(example for books) ⇒

Schlichting, H., 1968. Boundary Layer Theory. 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 49112, 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 Communication*. 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 have processed Plagiarism Prevention Check through reliable web sites such as [www.kci.go.kr](http://www.kci.go.kr), <http://www.ithenticate.com/>, or <https://www.copykiller.org/> for my submission.  
나는 논문 표절 유사도 검사를 마친 후 투고하였습니다.

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

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

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

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

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

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

Title of article :

Date of submission : DD/MM/YYYY

Corresponding author : signature

Email address :

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

에너지·자원 개발용 조선해양플랜트 미래기술 인력양성 사업단

# 부산대학교 조선해양공학과 BK21플러스

대한민국 조선해양플랜트 World Class 첨단연구를 실현합니다.



조선해양공학전공  
연구역량 강화

해양플랜트산업  
현장맞춤형  
연구기반 구축

Global Top3  
연구기관 위상 확립

산업계/연구계/학계  
공동연구참여

에너지 및 자원  
관련 분야  
기초 연구력 증진

대학원생 Global  
연구역량 강화

## World Class 연구진 구성

- 조선해양공학 연구역량 심화 연구팀
  - 조선해양분야 저항, 진동, 용접, 구조-유체연성 해석 연구
- 해양플랜트산업 맞춤형 연구역량 강화팀
  - LNG용 해양플랜트 구조건전성 및 슬로싱 하중 평가 연구
- 에너지·자원개발 분야 기초연구역량 강화팀
  - 충격, 화재, 폭발에 의한 해양플랜트 구조안전성 평가 연구

## 대학원 교육의 글로벌 인프라 구축

- 산업통상자원부 지원 『한-영 해양플랜트 글로벌 전문인력 양성 사업』기반 석·박사과정 공동학위과정 운영
- 호주 커튼대학의 해저(Subsea)공학 원어민 강좌를 활용한 국제온라인 강좌 운영
- 해외 주요연구기관 장·단기 연수 프로그램 운영

## 대학원생 Global 연구역량 강화

- 연간 5억여원의 장학금 외 국제학술대회참가, 해외 장·단기 연수, 연구성과 인센티브 등 학술활동 지원
- 해외 Top-Class 대학 및 연구기관 소속 해외석학 초빙 세미나 개최
- 국내·외 조선해양플랜트 분야 산업체 현장체험 프로그램 운영

## 연구 성과

- 2013년 9월 사업단 출범 이래 SCI 논문 총 240여편 게재
- 최근 2년간 조선해양 고급전문인력인 석·박사급 인제 107명 배출
- 대학원생 교육부장관 표창 수상 2건 외 20여건의 국제 학술상 및 우수논문상 수상실적 보유

세계 최고수준의 연구진과 연구인프라 그리고 우수한 미래인재들로 구성된

부산대학교 조선해양공학과 BK21플러스사업단은

조선해양플랜트 미래기술 핵심연구분야에서 세계적인 글로벌 연구기관으로서 혁신적 선도모델이 되겠습니다.

# 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 제주도에에서 개최된 한국해양과학기술협의회 공동학술대회에서 발표된 논문을 근간으로 하고 있음을 밝힙니다.
4. 원고는 인터넷 상에서 WebReview 시스템을 이용하여 제출하여야 하며 이때 본 학회의 논문투고양식(template)에 맞도록 한글(Hangul) 또는 MS 워드(MS Word) 파일을 첨부로 제출하여야 한다. 원고접수 시 소정의 심사료를 납부하여야 한다. 또한 저작권 위임동의서를 학회 사무국으로 제출하여야 한다.
5. 원고가 인터넷 상에서 접수된 날을 접수일자로 한다.
6. 원고의 채택여부는 논문심사규정에 따라 정한다.
7. 학회지에 게재될 원고의 규정면수는 6면 이내이고, 규정면수를 초과할 때 저자는 소정의 게재료 이외에 초과분에 대한 게재료를 납부하여야 한다.
8. 논문원고의 체제는 다음을 원칙으로 한다. (1)제목, (2)저자명, (3)주요기술용어(Key Words), (4)영문초록, (5)기호설명, (6)서론, (7)본론(이론해석, 실험방법, 결과, 결과의 해석, 고찰), (8)결론, (9)후기, (10)참고문헌, (11)부록, 기타
9. 상세한 편집 방법은 한국해양공학회지(JOET) 템플릿을 따른다.
10. 원고에 포함될 도표 및 사진은 한글 또는 MS워드에서 처리가 가능하여야 하며 그 선명도에 대한 책임은 저자가 진다.
11. 원고 내용 및 탈오자의 책임은 저자가 진다.
12. 편집위원회는 본 학회의 논문투고규정을 따르지 않는 원고에 대하여 심사 및 게재를 거부할 수 있다.
13. 기타 본 규정에 명시되지 않은 사항은 본 학회 편집위원회의 결정에 따른다.
14. 학회는 저자에게 별쇄본을 제공하지 않는 것을 원칙으로 하나, 필요한 경우는 저자가 실비를 부담하여야 한다.

## 한국해양공학회지

제30권 제4호(통권 제131호)

인쇄: 2016년 8월 26일

발행: 2016년 8월 31일

발행인: 조효제

편집인: 김윤해

발행소: 사단법인 한국해양공학회

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

전화: (051)759-0656 FAX: (051)759-0657

담당: 사무국장 이희진

E-mail: ksoehj@ksoe.or.kr

Homepage: www.ksoe.or.kr

인쇄소: 한림원(주)

서울특별시 중구 퇴계로51길 20 1303(오장동,백서스타워)

전화: (02)2273-4201 FAX: (02)2179-9083

E-mail: hanrim@hanrimwon.co.kr



사단법인 **한국해양공학회**

The Korean Society of Ocean Engineers