

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

한국해양공학회지

제31권 제2호 (통권 제135호)

2017년 4월

Journal of Ocean Engineering
and Technology



Vol. 31, No. 2 (Serial Number 135)
April 2017

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 한양대학교
엄원석 연세대학교
윤현규 창원대학교
이중현 제주대학교
이탁기 경상대학교
정동호 한국해양과학기술원
최형식 한국해양대학교
하태민 강원대학교

국제자문 편집위원
Ahmet Ergin, Istanbul Technical University
Atilla Incecik, University of Strathclyde
Moo Hyun Kim, Texas A&M University
Sime Malenica, Bureau Veritas
Takao 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
윤중성 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, Hanyang University, Korea
Won Suk Ohm, Yonsei University, Korea
Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea
Chong Hyun Lee, Jeju National University, Korea
Tak Kee Lee, Gyeongsang National University, Korea
Dongho Jung, KRISO, Korea
Hyeungsik Choi, Korea Maritime and Ocean University, Korea
Taemin Ha, Kangwon National University, Korea

International Advisory Editorial Board Members
Ahmet Ergin, Istanbul Technical University, Turkey
Atilla Incecik, University of Strathclyde, UK
Moo Hyun Kim, Texas A&M University, USA
Sime Malenica, Bureau Veritas, France
Takao 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).

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

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

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

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

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

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

Printed on April 30, 2017 by Hanrimwon Co., Ltd., Seoul, Korea.

한국해양공학회지

Journal of Ocean Engineering and Technology

목 차

제31권 제2호 (통권 제135호)

2017년 4월

<학술논문>

1MW OTEC 구조물의 운동 응답에 대한 수치 및 모형시험 연구 권용주 · 남보우 · 김남우 · 정동호 · 홍사영 · 김현주	81
KC-1 Membrane LNG 탱크 단열시스템의 열해석에 관한 연구 정현원 · 김태현 · 김석순 · 심재우	91
해저배관 뒤채움 흙의 열전도율 산정에 관한 실험 및 수치 해석적 연구 박동수 · 서영교	103
Sensitivity Study on SCR Design for Spread-Moored FPSO in West Africa Kwang-Kyu Yoo and Youngseok Joo	111
쓰나미 파형이 수중식생의 에너지소산에 미치는 영향 이우동 · 박종률 · 전호성 · 허동수	121
배후수위 저감효과를 가진 신기능 잠재의 개발 허동수 · 이우동 · 구남현 · 전호성 · 정연명	130
스캔도면 기반 선실바닥의장 생산관리 시스템 개발 강인창 · 송창용	141
<학술논문 : 수중수상로봇분야 특집>	
물수체 형상 설계인자에 따른 조종특성 연구 전명준 · 윤현규 · 황준호 · 조현진	155
Ring Laser Gyro를 이용한 ARS에 관한 연구 정상기 · 최형식 · 지대형 · 정동욱 · 권오순 · 신창주 · 서정민	164
RF 센서와 INS을 이용한 UUV 위치 추정 박대길 · 광경민 · 정재훈 · 김진현 · 정완균	170
UKF를 사용한 AHRS의 자기장 측정 편차 추정 고낙용 · 송경섭 · 정석기 · 이종무 · 최현택 · 문용선	177

한국해양공학회지
Journal of Ocean Engineering and Technology

CONTENTS

Volume 31, Number 2

April, 2017

<Original Research Articles>

- Numerical and Experimental Study on Motion Response of 1MW OTEC Platform
Yong-Ju Kwon, Bo Woo Nam, Namwoo Kim, Dong-Ho Jung, Sa Young Hong and Hyeon-Ju Kim 81
- Thermal Analysis of Insulation System for KC-1 Membrane LNG Tank
Hyeon-won Jeong, Tae-hyun Kim, Seog-soon Kim and WJaewoo Shim 91
- Experimental and Numerical Methods for Thermal Conductivity of Backfill Soils for Subsea Pipeline
Dong-Su Park and Young-Kyo Seo 103
- Sensitivity Study on SCR Design for Spread-Moored FPSO in West Africa
Kwang-Kyu Yoo and Youngseok Joo 111
- Effects of Tsunami Waveform on Energy Dissipation of Aquatic Vegetation
Woo-Dong Lee, Jong-Ryul Park, Ho-Seong Jeon and Dong-Soo Hur 121
- Development of New Type of Submerged Breakwater for Reducing Mean Water Level behind Structure
Dong-Soo Hur, Woo-Dong Lee, Nam-Heon Goo, Ho-Seong Jeon and Yeon-Myeong Jeong 130
- Scanned Drawing-based Production Management System for Deckhouse Floor Outfitting
In-Chang Kang and Chang-Yong Song 141
- <Original Research Article : Special Issue on Marine Robot Technology>**
- Study on Maneuvering Characteristics of Submerged Body by Changing Its Design Parameters
MyungJun Jeon, Hyeon Kyu Yoon, Junho Hwang and Hyeon Jin Cho 155
- Study of ARS using Ring Laser Gyro
Sang-Ki Jeong, Hyeung-Sik Choi, Dae-Hyeong Ji, Dong-Wook Jung, O-Soon Kwon, Chang-Joo Shin
and Jung-Min Seo 164
- Underwater Localization using RF Sensor and INS for Unmanned Underwater Vehicles
Daegil Park, Kyungmin Kwak, Jaehoon Jung, Jinhyun Kim and Wan Kyun Chung 170
- Bias Estimation of Magnetic Field Measurement by AHRS Using UKF
Nak Yong Ko, Gyeongsu Song, Seokki Jeong, Jong-Moo Lee, Hyun-Taek Choi and Yong Seon Moon 177

Numerical and Experimental Study on Motion Response of 1MW OTEC Platform

Yong-Ju Kwon*, Bo Woo Nam*, Namwoo Kim*, Dong-Ho Jung*, Sa Young Hong* and Hyeon-Ju Kim*

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

1MW OTEC 구조물의 운동 응답에 대한 수치 및 모형시험 연구

권용주* · 남보우* · 김남우* · 정동호* · 홍사영* · 김현주*

*선박해양플랜트연구소

KEY WORDS: Ocean thermal energy conversion(OTEC) 해수온도차발전, Motion response 운동 응답, Numerical analysis 수치 해석, Experimental study 시험 연구

ABSTRACT: The 1MW OTEC (Ocean Thermal Energy Conversion) platform was designed for application in equatorial seas. In this study, the OTEC platform was investigated using numerical and experimental methods. An octagon-shaped OTEC platform was investigated using the Ocean Engineering Basin of KRISO. These experiments included various tests of regular waves, irregular waves and irregular waves with current (wave+current). The responses of the platform in regular waves showed good agreement between the numerical and experimental results, including the motion RAO, wave run up, and mean drift force. The peak period of heave and pitch motions were observed around 0.5 rad/s, and the effect of the total reflection was found under short wave conditions. The standard deviation (STD) of the platform motion was checked in irregular waves of equatorial and Hawaiian seas. The STD of the pitch was less than 4° different from the operability requirement under equatorial conditions and the surge STD of the wave frequency showed good agreement between the numerical and experimental results. The STD values of the surge and pitch were increased 66.6% and 92.8% by the current effects in irregular waves, but the pitch STD was less than 4° under equatorial conditions. This study showed that the STD of the surge was affected by spring effects. Thus, the watch circle of the platform and tension of the mooring lines must be evaluated for a specific design in the future.

1. 서 론

해수온도차발전시스템은 심층해수와 표층해수 사이의 온도차를 기계적인 에너지로 변환시켜 전기를 생산하는 방식이다. 수심 1,000m 이상의 심층해수 온도는 4°C이며, 표층해수는 해역 및 계절에 따라 다양하게 나타난다. 지속적인 에너지 발전을 위해서는 표층과 심층수의 온도차가 연중 20°C 이상 유지되어야 하며, 열대 및 아열대는 온도차가 유지되는 해수온도차발전을 위한 적지이며(Vega, 2003; Kim et al., 2011), 적도와 하와이 해역에서는 에너지 변동성이 작은 장점을 갖는다. 본 해역에서 에너지를 생산하기 위해서는 발전설비를 탑재하기 위한 부유식 구조물의 설계가 요구된다.

해수온도차발전 설비를 탑재하는 부유식 구조물의 형태(Type)는 다양하게 제시되었다. 하와이 대학교에서는 5MW Pre-commercial

플랜트를 배수량이 3만 톤인 선박 형태로 설계하였으며(Vega and Nihous, 1994), 50MW 플랜트에 대해서는 12만톤의 선박 형상을 제시하였다(Vega and Michaelis, 2010). SBM사는 선박 형상의 10MW 부유체를 제시하였으며, 하와이 해역의 다양한 파랑 스펙트럼에 대해 수치해석을 수행하였다(Xiang et al., 2013). Lockheed Martin은 약 1만톤의 Mini-spar 형식의 2.5MW Pilot 구조물을 제시하였으며(Lockheed Martin, 2011), 10MW 구조물은 약 20만톤의 Semi-submersible 형식을 제안하였다(Varley et al., 2011). 여러 연구에서 부유체의 형상은 운동성능이 확보되는 범위에서 다양하게 제안되었으며, 구조물의 크기는 발전설비를 탑재하기에 충분하도록 제시되었다. 선박해양플랜트연구소(KRISO)는 원통형 구조물보다 제작에 유리한 팔각형태의 부유체를 제안하였으며, 1MW 및 10MW 발전을 위한 부유체의 설계를 진행해왔다. 뿐만 아니라 경제성 분석을 통해 해수온도차

Received 16 March 2016, revised 11 April 2017, accepted 20 April 2017

Corresponding author Bo-Woo Nam: +82-10-9406-7100, bwnam@kriso.re.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

발전의 적용가능성을 검토하였으며, 열대지역 대부분 국가의 전기료가 30~150¢ 정도로 매우 높으므로 현재 1MW 플랜트의 경제성으로도 적용 가능성이 충분함을 밝혔다(Oh et al., 2015).

본 연구에서는 1MW 발전용량의 해수온도차발전용 부유체의 운동 성능에 대한 수치해석 및 모형시험 연구를 진행하였다. 팔각형 형상을 지닌 세반형 부유체는 운동 성능향상을 위해 댐퍼를 설치하였으며, 댐퍼가 설치된 1MW 해수온도차발전 구조물은 규칙파, 불규칙파, 조류 중 불규칙파 조건에 대해 응답 특성을 확인하였다. 더불어 계류라인의 강성을 조정함으로써 계류장성의 효과를 함께 살펴보았다.

2. 모형 시험

2.1 시험 모델

본 연구에서 고려하는 해수온도차발전 구조물은 Fig. 1에서 보인 것처럼 모든 파방향에 유사한 운동성능을 갖도록 8각형의 형상을 가지도록 설계 되었다. 구조물 가운데에는 원형의 문폴(Moonpool)이 있어서, 취수관 라이저가 부착되어 심층해수를 끌어올리는 통로로 활용된다. 본 구조물의 하단에는 댐퍼가 부착되어 있으며, 이는 부가질량과 부가적인 감쇠력을 유발하여 구조물의 파랑 중 우수한 운동 성능을 확보할 수 있게 도와준다. 댐퍼의 폭은 OTEC 구조물의 크기의 40%로 결정하였으며(Nam et al, 2015), 구조물의 상하 및 회전운동을 저감하는데 효율적으로 구조물 하단에 부착하였다. 갑판상부에는 크레인, 윈치, 헬리덱(Helideck) 등의 부속시설이 위치하며, 내부에는 해수온도차 발전을 위한 발전시설, 취수시설 등이 탑재된다. 이러한 부유식 해수온도차발전 구조물에 대한 파랑 중 운동응답 특성에 대한 모형시험을 선박해양플랜트연구소의 해양공학수조에서 수행하였다. 모형 축척비는 해양공학수조에서 파도생성이 가능한 범위를 고려하여 1/60로 결정하였으며, 구조물의 주요제원은 Table 1(a)에 요약하였다. 또한 자유감쇠시험으로 얻은 6자유도 운동에 대한 Additional 선형 감쇠 값은 Table 1(b)에 나타내었다. 2차항 감쇠는 Table 1(c)에 표기하였으며, 이 때 선형 감쇠를 제외하고 2차항 감쇠만 고려하였다. 본 시험에서는 비접촉식 광학계측장비를 이용하여 구조물의 6자유도 운동을 계측하였으며, 부유체 측면 벽에 부착한 4개의 상대과고계를 이용하여 Run-up을 확인하였다. 구조물의 계류를 위하여 스프링을 이용하였으며, 전후 동요 고유주기는 파도 주파수 운동에 영향을 주지 않고 위치를 유지하기 위해서 실선 기준으로 약 90초에 맞추었으며, 저주파수 운동에 대한 전후 동요 고유주기의 영향을 보기 위하여 165초의 스프링에 대한 추가시험을 수행하였다.

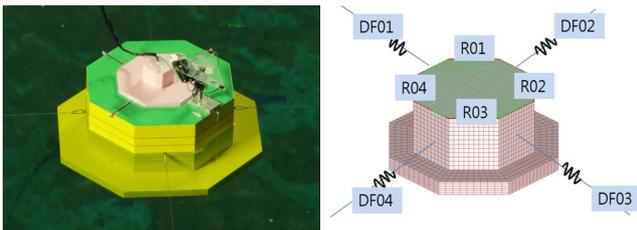


Fig. 1 The model of 1MW OTEC floating body

Table 1 Main dimension of the OTEC floating body

Item	Unit	Proto	Model (1/60)
L	[m]	26.00	0.433
B	[m]	26.00	0.433
H	[m]	15.00	0.250
Freeboard	[m]	5.50	0.0917
d	[m]	9.50	0.158
Disp.	[ton]	6663.00	0.0308
Undamped Fre. - Heave	[rad/s]	0.53	4.14
Undamped Fre. - Pitch	[rad/s]	0.39	3.02

(a) Main dimension

Additional damping	Surge	Sway	Heave	Roll	Pitch	Yaw
	[kN/(m/s)]			[kN.m/(rad/s)]		
Damping value	500	500	1000	50000	50000	17000

(b) Additional linear damping value

Additional damping	Surge	Sway	Heave	Roll	Pitch	Yaw
	[kN/(m/s)]			[kN.m/(rad/s)]		
Damping value	1300	1300	800	320000	320000	17000

(c) Additional quadratic damping value

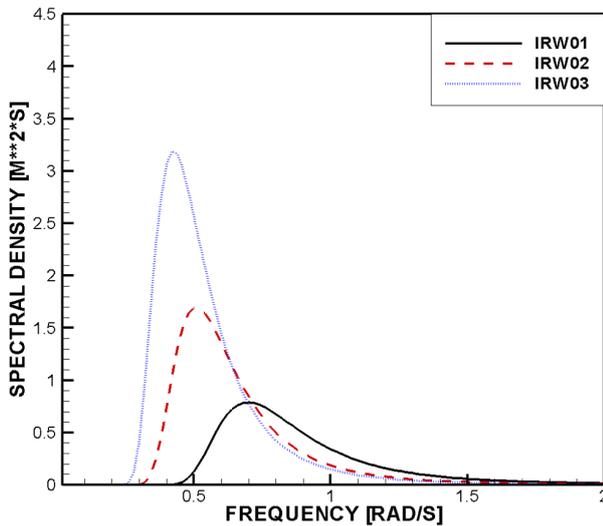
Fig. 1은 제작된 모형의 모습과 계류선 및 상대과고계의 위치를 표시하여 보여주고 있다.

2.2 시험조건

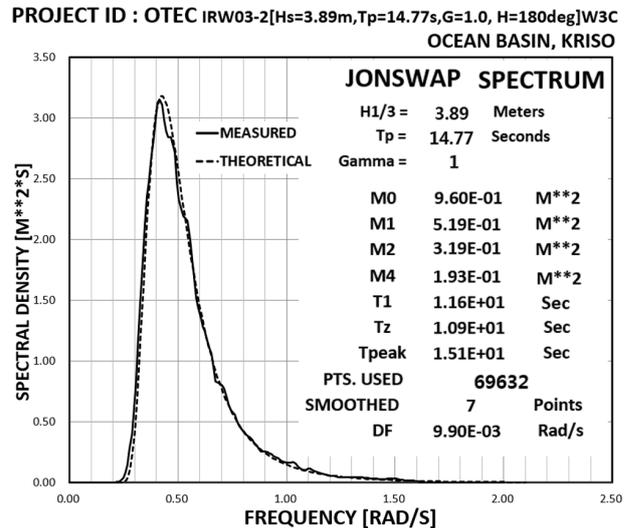
환경조건은 규칙파, 불규칙파, 복합조건(조류 중 불규칙파)으로 구성하였다. 규칙파는 부유체의 상하동요(Heave)와 종동요(Pitch)의 고유주기를 고려하여 $w = 0.2 \sim 1.1$ rad/s의 주파수에 대해 파고 3m의 선수파만을 고려하였으며, 점성효과를 확인하기 위해 종동요 공진점 부근에서 4가지의 파고에 대한 추가시험을 진행하였다. 그리고 적도해역의 1년, 10년, 100년 파랑조건과 하와이 해역의 10년, 100년 재현주기에 해당하는 불규칙파에 대하여 시험을 수행하였다. 하와이 해역의 100년 환경조건은 JONSWAP 스펙트럼($\gamma = 2$)을 따르며, 그 외 불규칙파는 모두 PM 스펙트럼을 따른다(Xiang et al., 2013). 더불어 복합환경조건은 대상 해역인 적도에 대해서만 시험을 수행하였으며, 해수면에서 조류 유속은 1.4m/s이다. 본 시험에서 사용한 구조물이 방향성을 갖지 않으므로 모두 선수와 조건에서만 시험을 수행하였으며, Table 2는 시험에서 수행한 환경조건을 나타낸다. Fig. 2는 불규칙파 중의 스펙트럼을 일부 나타낸 것이다. Fig. 2(a)는 다양한 재현주기에 대한 적도부근 해역의 파랑 스펙트럼을 나타내며, 본 해역에서는 재현주기가 길어짐에 따라 저주파수에서 큰 에너지를 갖는다. Fig. 2(b)는 적도해역 100년 주기 조건에 대한 파랑 스펙트럼이며, 실선은 시험을 위해 생성한 파랑 스펙트럼이다. Fig. 3은 규칙파와 불규칙파 조건에서 촬영한 모형시험 사진이다.

Table 2 Environmental conditions

Wave ID	Frequency [rad/s]	Wave Height, H_s [m]	Period, T_p [s]	γ	Current [m/s]	Remarks
RW-H1m	0.475 ~ 0.70	1.0	8.38 ~ 13.23	-	-	
RW-H2m	0.50 ~ 0.70	2.0	8.98 ~ 12.57	-	-	
RW-H3m	0.20 ~ 1.10	3.0	5.71 ~ 31.42	-	-	
RW-H5m	0.55 ~ 0.70	5.0	8.98 ~ 11.42	-	-	
IRW01	0.637	2.48	9.87	1	-	Equator 1 yr
IRW02	0.509	3.10	12.34	1	-	Equator 10 yr
IRW03	0.425	3.89	14.77	1	-	Equator 100 yr
IRW04	0.757	4.20	8.30	1	-	Hawaii 10 yr
IRW05	0.491	10.2	12.8	2	-	Hawaii 100 yr
IRW06	0.637	2.48	9.87	1	1.4	Equator 1 yr
IRW07	0.509	3.10	12.34	1	1.4	Equator 10 yr
IRW08	0.425	3.89	14.77	1	1.4	Equator 100 yr

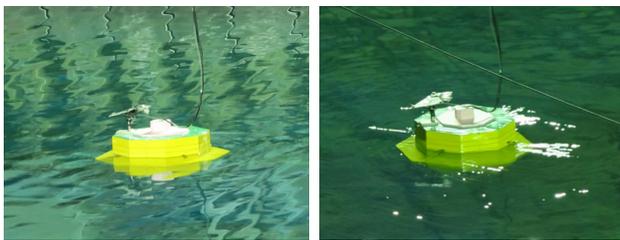


(a) Wave spectrum in calculation – IRW01 to 03



(b) Matching wave spectrum in experiment – IRW03

Fig. 2 Wave spectrum in calculation and experiment



(a) Regular wave test (b) Irregular wave test

Fig. 3 Snapshot of the 1MW OTEC Platform in model test

3. 시험 결과 및 고찰

3.1 규칙파 중 운동 응답

선수 규칙파 조건에 대해 전후동요, 상하동요, 종동요 결과를 Fig. 4에 제시하였다. 심볼(Symbol)은 다양한 파고 조건에 대한

모형 시험 결과이며, 실선은 선박해양플랜트 연구소에서 개발한 포텐셜 유동 기반의 고차경계요소법 프로그램 ‘AdFLOW’를 이용한 주파수영역 수치해석 결과이다. 상하동요 및 종동요는 파주파수 약 0.5rad/s 근방에서 가장 큰 공진 응답이 발생하며, 각각의 크기는 단위파고당 약 2.2m와 4.0도로 나타났다. 전반적으로 모형시험 결과는 수치해석과 매우 잘 일치하는 경향을 보여주고 있다. 다만 Fig. 4(a)에서 나타난 선형 감쇠를 이용한 포텐셜 유동 해석 결과는 파주파수 약 0.6rad/s 근방에서 파랑 기진력과 방사력이 상쇄되어 종동요가 거의 발생하지 않으나, 모형시험에서는 동일한 주파수 영역에서 파고에 따라 1.0~1.5도의 종동요가 발생하였다. 이는 구조물에 작용하는 점성에 의한 영향으로 파고에 따라 비선형적인 종동요 응답특성을 보인 것으로 판단된다. Fig. 4(b)에서 선형 감쇠를 제외하고 2차항 감쇠를 이용하여 파고에 따른 비선형적인 종동요 응답특성을 반영하였다.

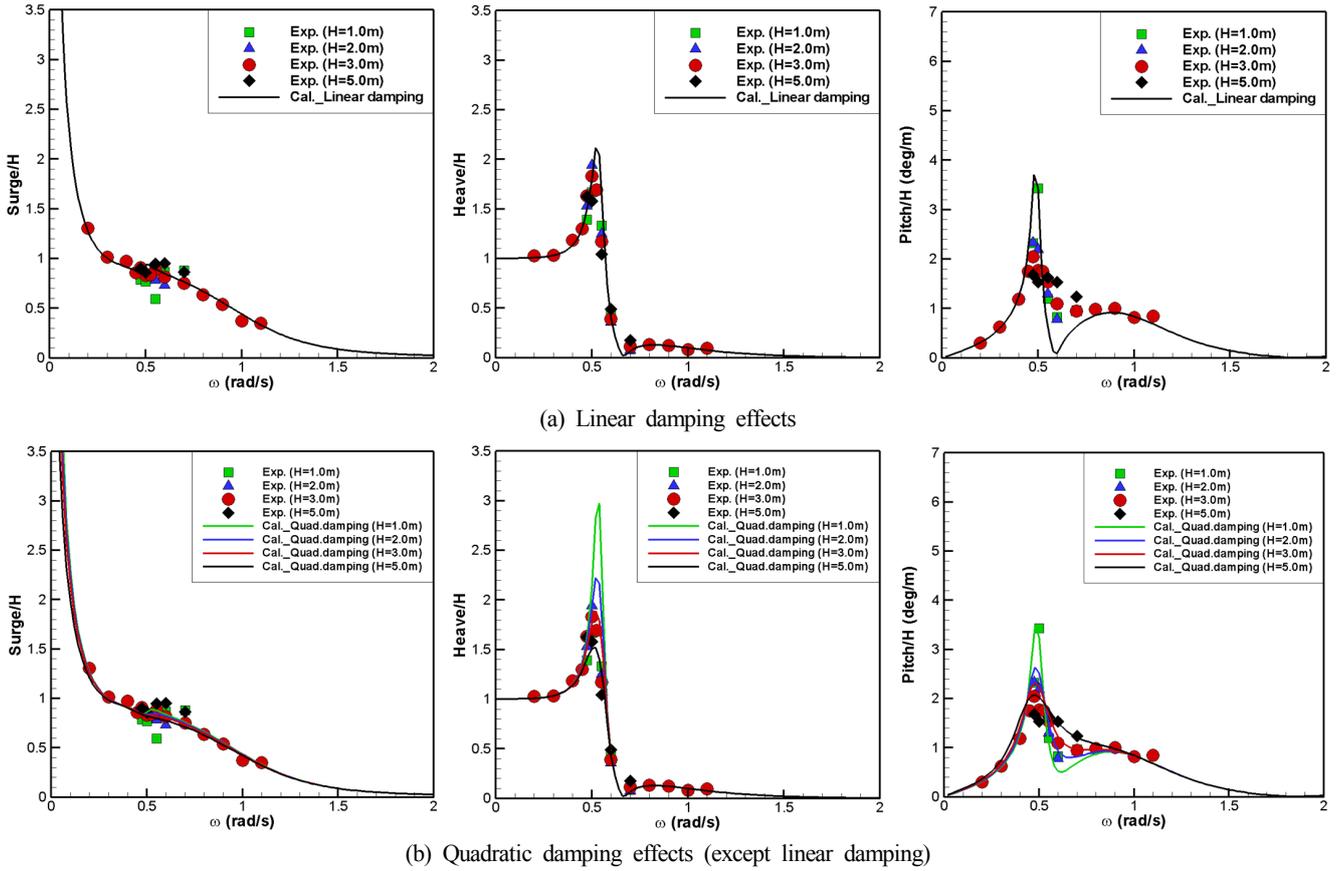


Fig. 4 Comparison of surge, heave and pitch RAOs between experiments and calculations

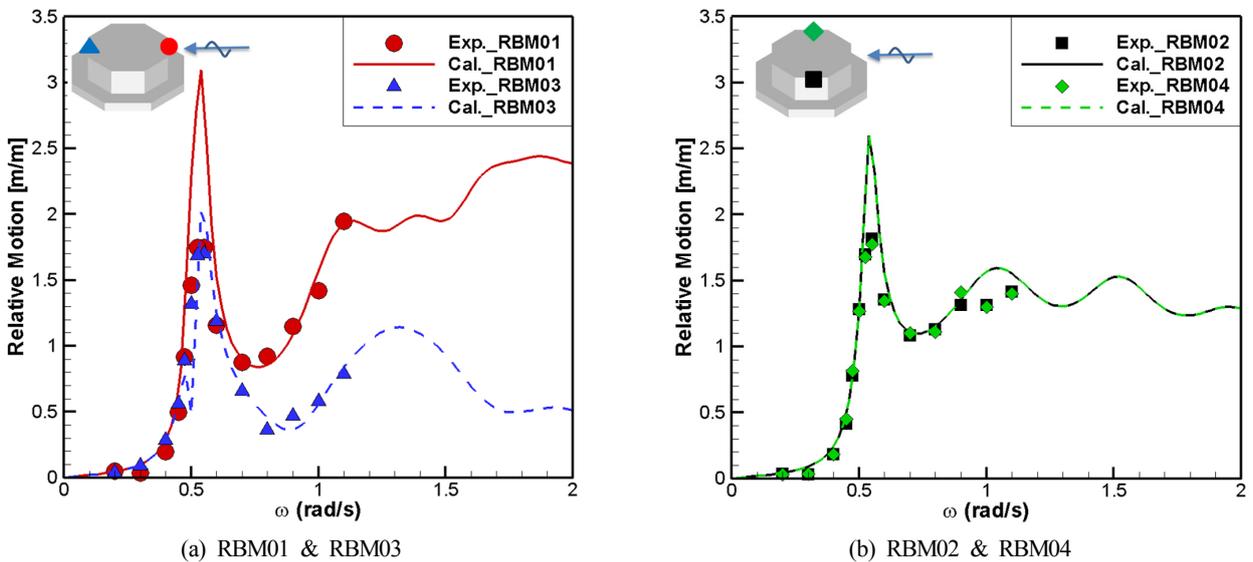


Fig. 5 Comparison of runup results between experiments and calculations with 3m height regular waves

Fig. 5(a)는 구조물의 전면과 후면에 설치된 상대파고계의 주파수별 응답이며, Fig. 5(b)는 구조물의 좌우에 설치된 상대파고계의 계측 결과이다. 구조물의 전면과 후면의 파고계는 각각 ‘RBM01’과 ‘RBM03’으로 표기 하였으며, 우측과 좌측의 상대파고계는 각각 ‘RBM02’와 ‘RBM04’로 표기 하였다. 비교를 위해 주파수영역 수치해석 결과를 같이 도시하였다. Fig. 5(a)에 보이

는 것과 같이 파를 마주하는 구조물 전면의 Run-up이 후면에 비해 크게 발생하게 되며, 특히 중동요 공진주기인 파주파수 약 0.55rad/s 근방에서 가장 큰 Run-up이 관찰되었다. 수치계산 결과로는 입사파고의 3배에 가까운 Run-up이 전면부에서 발생함을 알 수 있다. 고주파수 즉, 단파조건에서는 전반사로 인하여 구조물 전면부에 Run-up이 입사파고의 약 2배 크기로 발생하며,

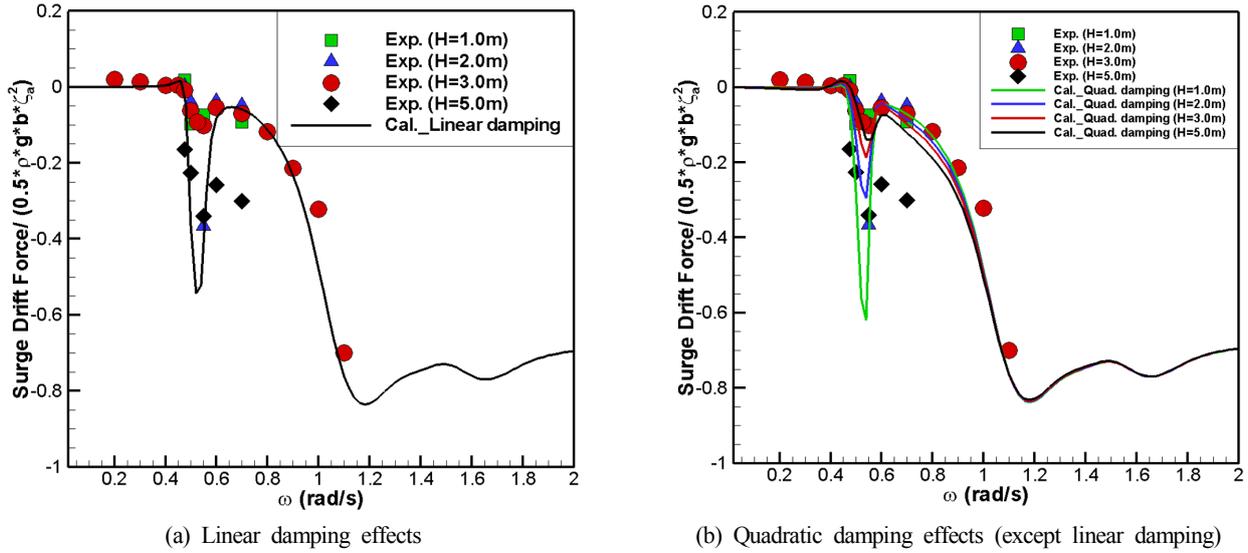


Fig. 6 Comparison of surge mean drift force between experiments and calculation

후면부에는 입사파고의 반에 해당하는 Run-up이 발생 하였다. 본 구조물은 좌우 대칭이므로, Fig. 5(b)의 좌우 측면의 상대파고계는 동일한 Run-up 응답을 보였으며, 수치계산 결과를 기준으로 중동요 공진주기 근방에서 입사파고의 약 2.5배의 최대 Run-up이 발생한 것을 확인할 수 있다.

계류 스프링에 작용하는 힘으로부터 구한 구조물의 파랑평균 표류력 결과를 Fig. 6에 도시하였다. Fig. 6(a)와 (b)는 선형 감쇠와 2차항 감쇠만 고려한 계산 결과와 실험결과를 비교한 것이다. 단파장 영역으로 갈수록 파랑표류력이 증가하는 일반적인 경향을 보여주고 있으며, 구조물의 폭으로 무차원화하였을 때 0.7의 값으로 수렴해 가는 모습을 볼 수 있다. 특징적으로 중동요 공진주기 근방에서 국부적으로 파랑표류력이 증가하는 모습을 확인할 수 있으며, 다만 이 영역에서 모형시험 결과는 수치 해석 결과보다는 작은 값을 보인다. 이는 Fig. 4의 비선형 중동요 응답 특성으로 인하여 상대파고가 줄어들고, 그로 인하여 파랑표류력이 작은 폭으로 증가한 것으로 이해할 수 있다.

3.2 불규칙파 중 운동 응답

적도 및 하와이 해역의 불규칙파 조건에 대해 OTEC(Ocean thermal energy conversion) 구조물에 대한 모형시험을 수행하였다. 재현주기는 적도 해역의 1년, 10년, 100년 조건을 고려하였으며, 하와이 해역에서 10년과 100년 조건을 고려하였다.

Fig. 7은 100년 주기의 불규칙파 조건에서의 OTEC 구조물의 상하동요 및 중동요 시계열을 보여주고 있다. 구조물의 최대 운동은 하와이 해역 불규칙파 조건(IRW05)에서 발생하고 있으며, 상하동요는 최대 약 18.0m, 중동요는 최대 약 28.2도 가량 운동이 발생하였다. Fig. 8은 5가지 불규칙파 조건에서의 상하동요와 중동요의 표준편차 결과를 제시하고 있다. 수치계산은 주파수 영역 계산을 수행하였고, 실험의 시계열을 처리한 결과와 비교 하였다. 본 연구의 OTEC구조물은 100년 재현주기 불규칙파 조건을 기준으로 적도해역 보다 하와이 해역조건에서 2배 이상의 상하동요 및 중동요 응답이 발생하였다. 적도해역에서는 100년 재현주기 조건에서 표준편차 값으로 약 1.15m의 상하동요와

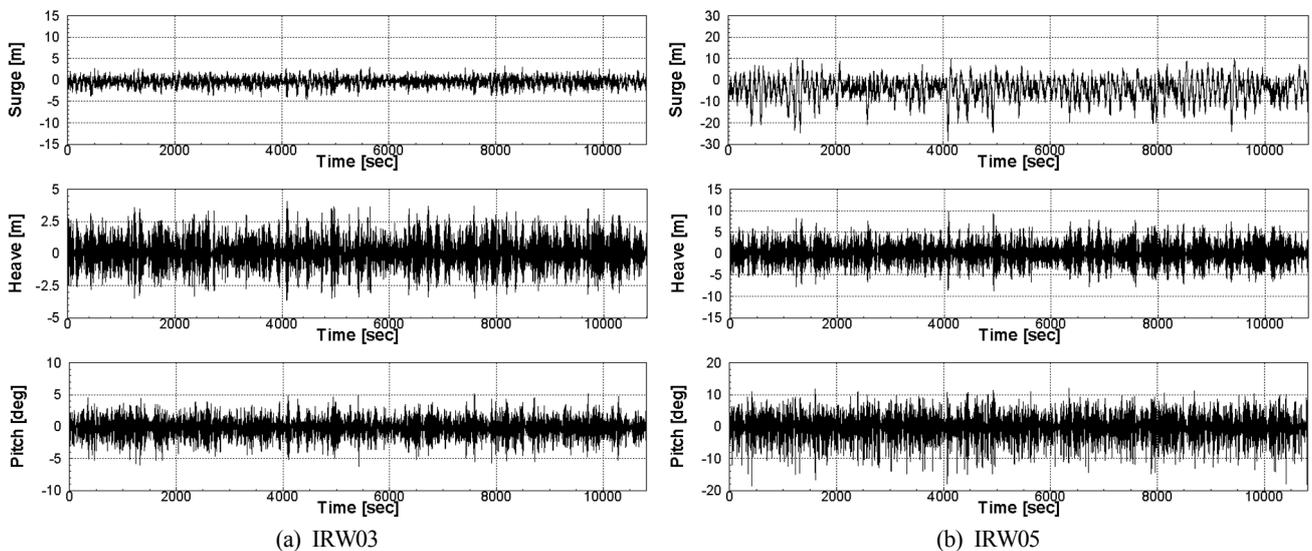


Fig. 7 Time series of motion responses under irregular wave conditions (IRW03 (left) & IRW05 (right))

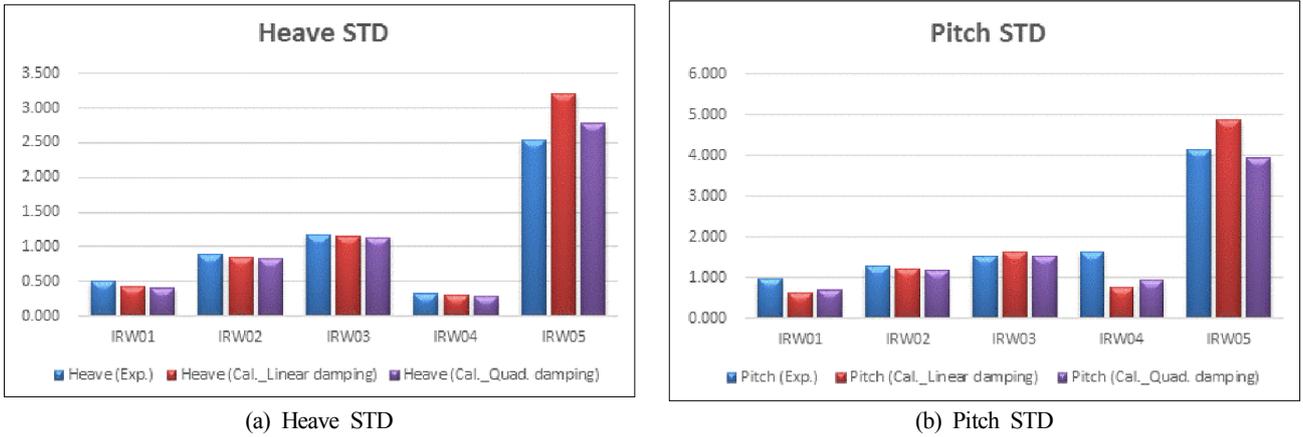


Fig. 8 Comparison of heave and pitch responses of the OTEC platform in irregular waves

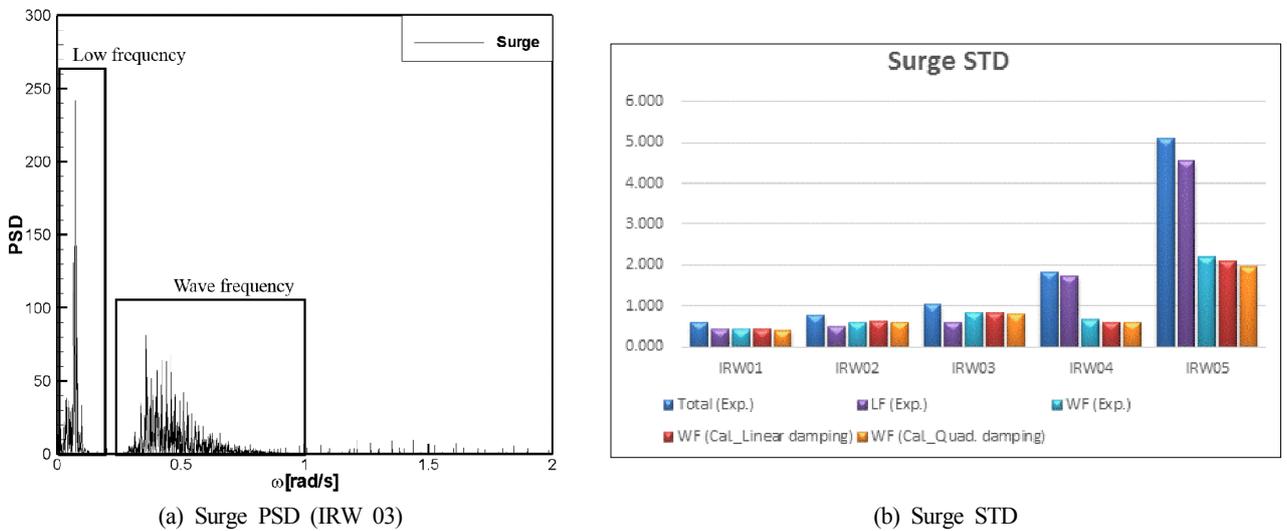


Fig. 9 Power spectral density(PSD) and Standard deviation(STD) of surge motion of the OTEC platform in irregular waves

약 1.5도의 종동요가 발생하였다. 이는 SDA(Significant double amplitude) 값으로 환산하면, 상하동요는 약 4.6m, 종동요는 6.0도에 해당한다. 반면 하와이 해역조건에서는 표준편차 값으로 상하동요가 약 2.5정도의 값을 가졌으며, SDA 값으로는 약 10.0m의 상하동요가 발생하였다고 볼 수 있다. 또한 동일한 조건에서 종동요는 표준편차 값으로 약 4.1도로써, SDA값은 약 12.4도에 해당한다. 이러한 결과는 본 OTEC 구조물의 하와이 해역조건 투입시에는 생존조건에 대해서 추가적으로 면밀한 검토가 필요함을 의미한다. 본 해역은 파랑 조건이 상대적으로 가혹하며, 현재 Heave 및 Pitch 공진 주기영역에 속해있으므로 공진주기를 피할 수 있는 설계가 요구된다. 더불어 자유롭게 매달린 라이저와 파워플랜트 장비의 사양 등의 추가적인 검토가 요구된다. 수치해석 결과는 대체로 모형시험과 잘 일치하는 경향을 보여주고 있으며, 다만 가장 파고가 큰 IRW05 조건에서는 부유체의 비선형 운동 특성에 의하여 모형시험 결과가 선형 감쇠를 이용한 수치해석 결과보다 약 25%가량 작은 상하동요 및 종동요 응답이 발생하였다. 또한 IRW01과 IRW04에서 수치해석보다 모형시험이 더 큰 종동요 응답을 제시하고 있다. 이 두 불규칙파는 정점주파수가 0.7rad/s 근방에 위치하는데, 이때 앞서

의 규칙파 응답에서 고찰한 것처럼 점성효과로 인하여 구조물의 종동요가 기진하기 때문이다. 2차항 감쇠만을 고려한 수치해석 결과에서 상대적인 오차가 줄어든다.

Fig. 9(a)는 본 OTEC 구조물의 전후동요 운동 스펙트럼을 보여주고 있다. 계류 부유체 운동의 특징으로써 저주파수(Low frequency, LF)와 파주파수(Wave frequency, WF) 성분이 뚜렷이 구분되는 것을 볼 수 있다. Fig. 9(b)는 5가지 불규칙파 조건에서의 전후동요 응답을 전체성분(Total)과, 저주파수 성분(LF), 파주파수 성분(WF)으로 분리하여 표준편차값으로 제시하고 있다. 이때 전체성분과 분리된 성분간의 관계는 아래 식으로 표현된다.

$$\sigma_{total} = \sqrt{(\sigma_{LF})^2 + (\sigma_{WF})^2} \tag{1}$$

여기서 σ_{LF} 와 σ_{WF} 는 저주파수(Low frequency)와 파주파수(Wave frequency)의 표준편차(Standard deviation)를 각각 나타낸다. 비교를 위해 주파수영역 수치해석 결과를 같이 도시하였으며, 이는 파주파수 성분에만 해당되기 때문에 “WF (Cal.)”로 표기하였다. 파주파수 성분의 경우 모형시험과 선형과 2차 감쇠를

Table 3 Comparison of low & wave frequency of Surge STD

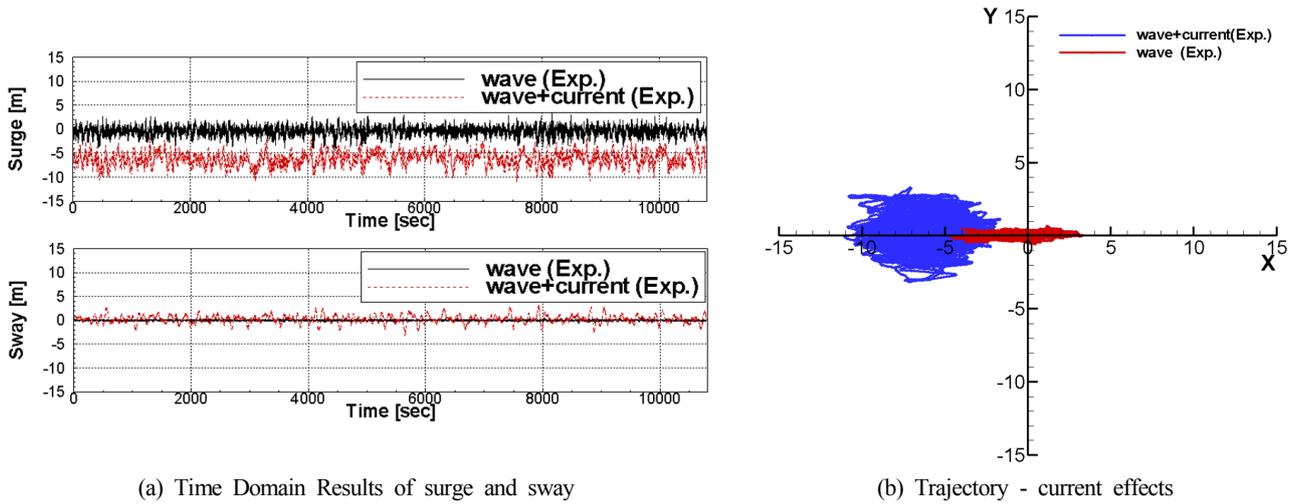
Wave condition	Surge STD				
	Total (Exp.)	LF (Exp.)	WF (Exp.)	WF (Cal. linear damping)	WF (Cal. quad. damping)
IRW01	0.589	0.422	0.418	0.430	0.408
IRW02	0.781	0.486	0.608	0.617	0.587
IRW03	1.040	0.605	0.838	0.829	0.799
IRW04	1.836	1.736	0.645	0.609	0.585
IRW05	5.095	4.538	2.167	2.107	1.966

각각 이용한 주파수영역 수치해석 결과는 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다.

그 결과를 Table 3에서 수치로 표기하였으며, 시험에서 얻은 파주파수 성분과 수치의 전체 성분이 유사함을 확인할 수 있다. 적도환경조건에서는 상대적으로 저주파수 성분이 우세하지 않으며, 하와이환경조건에서는 저주파수 성분이 우세하다. 저주파수 성분은 파랑표류력에 의해 발생하므로, 하와이환경조건에서 계류 장력에 대한 고려가 요구된다.

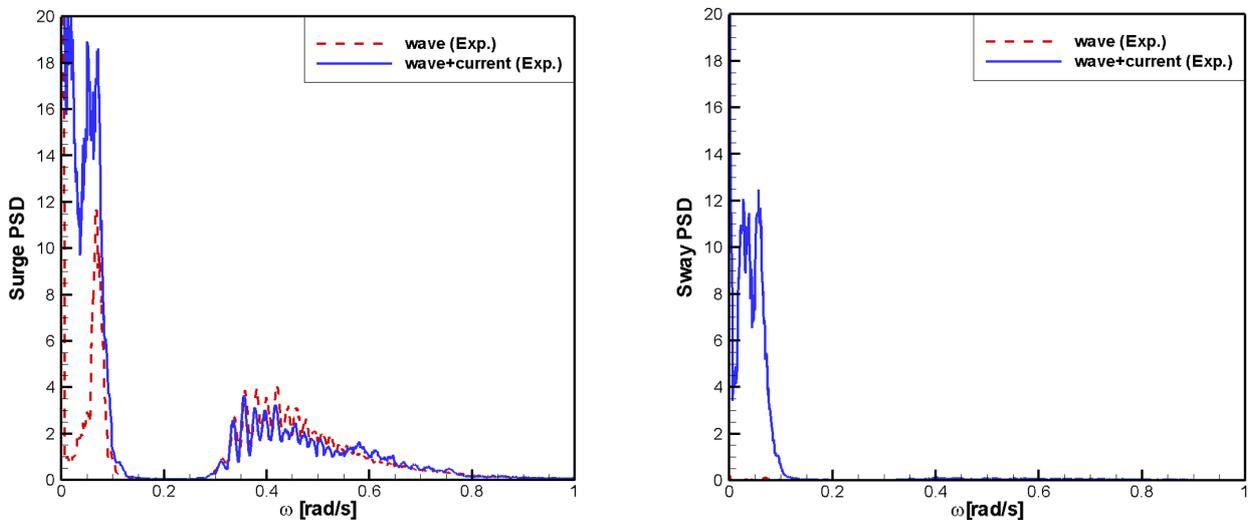
3.3 조류 시험

구조물은 조류에 의해 전후방향의 편차(Offset)이 발생한다. Fig. 10은 적도해역의 100년 주기 환경조건에 대해 조류의 영향을 나타낸 것이다. 검정 실선은 IRW03에 해당하는 파랑만 존재하는 경우의 전후동요와 좌우동요의 모형시험 시계열이며, 붉은 점선은 파랑과 조류가 함께 작용한 IRW08의 환경조건에 대한 모형시험 시계열이다. 전후방향 거동에서 IRW03에 의한 평균값이 약 0.39m 발생하며, IRW08의 환경조건에서 평균값이 약



(a) Time Domain Results of surge and sway

(b) Trajectory - current effects



(c) Motion spectra - Surge(left) and Sway(right)

Fig. 10 Current effects in experiment under irregular wave with equator 100 year conditions

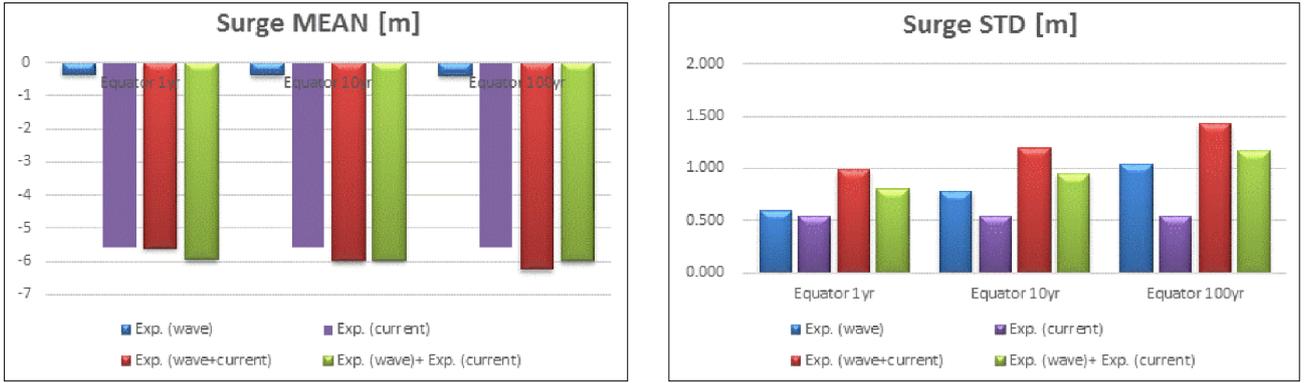


Fig. 11 Mean value and standard deviation(STD) results in experiment under irregular waves by current effects

6.2m로 나타났다. 조류만 작용하는 경우 약 5.6m의 평균값이 나타났으므로, 조류하중에 의해 전후방향 Offset의 평균값이 지배됨을 확인할 수 있다. 더불어 IRW03에 의한 최대 변위가 4.6m이며, IRW08에 의해 최대 변위가 11.07m로 나타났다. IRW03에서 전후방향의 거동은 최대 7.89m이며, IRW08에서 전후 방향의 거동은 최대 9.39m이다. 그리고 조류에 의해 좌우방향의 거동은 최대 6.39m 발생하며, 파랑만으로 좌우방향의 거동이 1.19m 발생한다. 이는 조류로 인한 VIM(Vortex induced motion)에 의한 영향으로 예상된다. 전후동요와 좌우동요에 대한 주파수 특성을 분석한 그래프를 Fig. 10(c)에 나타내었다. 전후방향의 운동에서 파랑주파수 성분은 거의 유사하나 저주파수 성분이 커졌으며, 조류에 의해 좌우방향의 저주파수 운동이 발생하였다. 나머지 결과를 면밀히 분석하기 위해 통계치 해석을 수행하였다. 전후 방향 Offset의 평균값은 식 (3)과 같이 조류와 파랑 하중에 대해 선형적으로 근사화 할 수 있다.

$$\bar{\zeta}_{wave+current} \approx \bar{\zeta}_{wave} + \bar{\zeta}_{current} \quad (3)$$

여기서 $\bar{\zeta}_{wave+current}$ 는 파랑과 조류가 함께 작용할 때 발생하는

평균값이며, $\bar{\zeta}_{wave}$ 와 $\bar{\zeta}_{current}$ 는 파랑과 조류만 작용할 때 발생하는 평균값을 각각 나타낸다.

Fig. 11은 적도부근 환경조건의 1년, 10년, 100년에 대한 전후방향의 Offset 평균값과 표준편차를 살펴본 도표이다. 파란색 막대 그래프는 파랑만 존재하는 IRW01~03에 대한 평균값과 표준편차이며, 보라색 막대 그래프는 조류만 작용하는 경우의 값이다. 빨간색 막대 그래프는 조류가 있는 경우인 IRW06~08의 결과이며, 녹색 막대 그래프는 조류가 존재하지 않는 IRW01~03의 불규칙과 결과와 조류만 작용하는 경우 발생한 통계치를 선형적으로 더한 결과이다. 복합환경조건과 파랑과 조류의 통계치를 더한 결과를 비교하였다. 파랑과 조류의 표준편차의 합은 식 (1)과 같이 이차평균(RMS)으로 더하였다. 전후방향과 횡방향의 합이 파랑과 조류가 함께 작용하는 복합조건에 비해 값이 작으며, 이에 대한 고찰이 요구된다.

3.4 계류강성에 의한 영향

구조물의 전후동요는 스프링 강성에 의해 큰 영향을 받는다. 전체 시스템의 스프링 강성은 46kN/m와 6.9kN/m이며, 각 시스템에 대한 전후동요 주기는 90초와 165초이다. Fig. 12는 조류

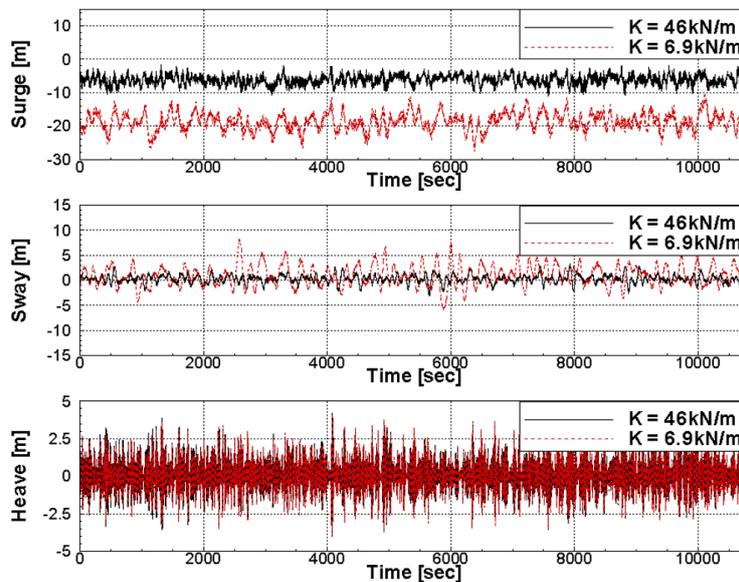


Fig. 12 Time series in irregular wave with current condition in current by spring effect



Fig. 13 Standard deviation(STD) results in irregular waves by spring effects

유무에 따른 적도해역 100년 주기 환경조건에서의 시간영역 그래프를 나타낸 것이다. 검정 실선과 붉은 점선은 전후동요 고유 주기가 90초와 165에 해당하는 스프링에 대한 시간영역 그래프이다. 시간영역 그래프에서 파랑과 조류가 함께 작용함에 따라 전후방향의 Offset의 평균값과 좌우방향 응답의 크기 변화를 확인할 수 있다. 전체 계류스프링 강성이 46kN/m의 경우 평균값이 6.224m이며, 전체 강성이 6.9kN/m의 경우 18.769m로 offset이 약 3배 더 발생하였다. 좌우방향의 표준편차는 0.822와 2.124이며, 강성의 크기에 따라 약 2.58배의 표준편차 차이가 발생한다. 스프링의 변화에 따른 영향을 살펴보기 위해 통계치 해석을 수행하였다. Fig. 13은 적도부근 환경조건 1년, 10년, 100년에 대한 스프링의 영향을 표준편차로 살펴본 도표이다. 파란색과 초록색 막대그래프는 스프링 강성 46kN/m에 대한 결과이며, 빨간색과 보라색 막대그래프는 스프링 강성 6.9kN/m에 대한 결과이다. 전후동요를 제외하고 나머지 운동에 대해서는 스프링 효과가 나타나지 않는다. 이는 계류스프링은 저주파수 운동과 관련된 성분이므로 구조물의 파주파수에는 영향을 주지 않는다. 파랑만 작용하는 조건에서 스프링의 변화로 인해 전후방향 표준편차가 최대 55% 증가하였으며, 파랑과 조류가 함께 작용하는 조건에서는 전후방향 표준편차가 최대 115% 증가하였다. 전후방향의 거동에서 스프링의 강성에 의한 영향이 매우 크며, 추후 상세 계류 설계 시 구조물의 전후동요 등으로 인한 Watch circle과 계류선에 걸리는 하중을 분석해야 한다.

4. 결 론

본 논문에서는 1MW OTEC 구조물의 운동 응답에 대한 수치 및 시험 연구를 수행하였다. 본 논문에서 얻은 결론은 다음과 같다.

(1) 구조물의 전면부에 전반사조건으로 인해 Run-up이 입사파 고의 약 2배가량 발생하며, 후면부에는 입사파고의 반에 해당하는 Run-up이 발생한다.

(2) 불규칙파 응답에서 전후방향 응답은 저주파수와 파주파수 성분으로 나뉘며, 파주파수 성분은 모형시험과 수치해석 결과가 잘 일치한다. 더불어 중동요의 표준편차는 적도와 하와이 해역의 100년 조건에서 1.5와 4.1이며, 하와이 해역에 설치될 경우 면밀한 검토가 요구된다.

(3) 불규칙파와 조류가 함께 작용할 때 불규칙파에 의한 통계치에 비해 전후 및 중동요가 최대 66.6%와 92.8% 증가하였으며, 그 값은 4°를 넘어서지 않으므로 운용상의 안정성을 갖는다.

(4) 스프링 강성의 효과가 전후 방향의 저주파수 운동에만 영향을 주며, 불규칙파와 조류가 함께 작용할 때 전후방향 표준편차가 최대 115% 증가한다. 추후 계류 설계 시 플랫폼의 Watch circle과 계류선에 발생하는 하중의 검토가 구된다.

후 기

본 연구는 해양수산부의 국가R&D사업인 “1MW급 해수온도

차발전 실증플랜트 개발”에 의해 수행되었습니다(PMS3680).

References

- Kim, H.J., Lee, H.S., Jung, D.H., Moon, D.S., Hong, S.W., 2011. Implementation Plan to Commercialize OTEC Power Plant. Proceedings Korean Society for Marine Environmental Engineering 2011 Fall Conference, 233-240.
- Lockheed Martin, 2011. NAVFAC OTEC Project. CDRL A014 and A021.
- Nam, B.W., Hong, S.Y., Kwon, Y.J., Jung, D.H., Kim, H.J., 2015. An Experimental and Numerical Study on Dynamic Motion Response of OTEC Platform. Proceedings Korean Society of Ocean Engineers 2015 Spring Conference, 100-103.
- Oh, W.Y., Kim, H.J., Lee, H.S., 2015. A Feasibility Study of 1MW OTEC Plant. Proceedings Korean Society for Marine Environmental Engineering 2011 Fall Conference, 233-240.
- Varley, R., Meyer, L., Cooper, D., 2011. Ocean Thermal Energy Conversion(OTEC). Lockheed Martin.
- Vega, L.A., 2003, Ocean Thermal Energy Conversion Primer. Marine Technology Society Journal, 6(4), 25-35.
- Vega, L.A., Michaelis, D., 2010. First generation 50 MW OTEC plantship for the Production of Electricity and Esalinated Water. In Offshore Technology Conference OTC 20957, 1-17.
- Vega, L.A., Nihous, G.C., 1994. Design of a 5 MWe OTEC Pre-Commercial Plant. Proceedings Oceanology International '94 Conference, Brighton England.
- Xiang, S., Cao, P., Erwin, R., Kibbee, S., 2013. OTEC Cold Water Pipe Global Dynamic Design For Ship-shaped Vessels. In ASME 2013 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2013-10927, 1-10.

Thermal Analysis of Insulation System for KC-1 Membrane LNG Tank

Hyeon-won Jeong*, Tae-hyun Kim*, Seog-soon Kim** and W.Jaewoo Shim*

*Department of Chemical Engineering, Dankook University, Gyeonggi, Korea

**Research Institute, Korea Gas Corporation, Incheon, Korea

KC-1 Membrane LNG 탱크 단열시스템의 열해석에 관한 연구

정현원* · 김태현* · 김석순** · 심재우*

*단국대학교 화학공학과

**한국가스공사 LNG기술연구센터

KEY WORDS: KC-1 membrane LNG tank KC-1 멤브레인 액화천연가스 탱크, Compartment temperature distribution 구획온도분포, Boil-off gas 증발가스, Cryogenic tank 초저온 탱크, LNG 액화천연가스

ABSTRACT: Recently, a new type of LNG membrane Tank called the "KC-1 membrane LNG Tank" was developed by KOGAS (Korean Gas Corporation). It is necessary to estimate the temperature distribution of the hull structure and insulation system for this new LNG tank, as well as the BOR (Boil-Off Rate) when exposed to outside temperature conditions to ensure the integrity of the tank structure and limit LNG evaporation, from a safety evaluation point of view. In this study, temperature distribution calculations for the hull structure and insulation system of the KC1 membrane tank were compared by employing four numerical approaches under the IGC condition. Approaches 1-3 studied 2D simulations and approach 4 used a 3D numerical simulation. Approach 1 was calculated by in-house Excel VBA codes and the three other approaches utilized ANSYS Fluent. The BOR of approach 4, the 3D simulation case, for the IGC condition was 0.0986%/day.

1. 서 론

석유 대체 연료로 각광받고 있는 Liquefied natural gas (LNG)는 국제 무역량이 2014년부터 2015년까지 4.7 million ton(MT)이 증가한 244.8MT로 급증하였다. 이는 2011년 최고 무역량이었다던 241.5MT를 넘어선 것으로 인류에게 상당히 중요한 에너지원으로 자리잡고 있다(International Gas Union (IGU), 2016) 일반적으로 LNG를 원산지에서 수출지로 운반하는 데 보통 이상 소요 되는데, 이 기간 동안 대기압 기준으로 극저온인 -163℃의 액화 상태로 탱크에 유입되어 운반된다. 초저온의 LNG는 탱크를 구성하고 있는 단열재 및 강재의 허용 강도에 열적 불안정성을 증대시킬 수 있기 때문에, 탱크 사이에는 선체부재가 허용온도 이하로 내려가는 것을 방지하지 위해 온도조절이 가능한 코퍼댐(Cofferdam)이 설치되어있다. LNG탱크로 과도한 열침입이 진행될 경우 기화현상이 발생할 수 있으며, 이는 탱크 내부압력을 증대시켜 탱크 안전성에 문제를 유발할 수 있다. 최근까지는 증발하는 LNG의 양을 일컫는 Boil-off Gas(BOG)를 측정하여 과도

한 양의 BOG가 발생될 경우 선박의 추진연료로 사용하거나 또는 안전밸브(Safety valve)를 통해 대기로 배출되었다. 그러나 2015년 파리기후협약에서 온실가스 감축 강화안을 설정하면서 국제해사기구(International Maritime Organization, IMO)에서는 LNG 탱크 설계 시 BOG 발생제한 기준을 강화하는 방안을 모색 중이다. 따라서, LNG 탱크의 안전성과 대기환경 오염 물질 유출의 최소화를 동시에 해결하기 위해서는 탱크의 단열성능을 정량적으로 평가하고, 평가결과에 따라 최적화된 LNG 탱크를 설계할 수 있도록 열해석과 BOG양을 정확하게 예측할 수 있는 연구가 중요하다.

LNG 탱크의 단열성능 기준을 평가하는 데 있어서 단열시스템을 구성하고 있는 재료들과 외부 환경 및 탱크 내부구조에서의 열해석은 여러 면에서 중요하다. 첫째, LNG 탱크 내부의 열해석은 제한된 LNG선박에서 효율적으로 LNG 탱크를 설계할 수 있는 척도가 된다(Han et al., 2011). 둘째, LNG 탱크에서의 열해석은 선종별로 열전달 특성을 파악할 수 있는 기준을 제시 하며, 선체의 온도분포에 따른 취성을 고려한 적정 강제 등급을

Received 26 September 2016, revised 12 April 2017, accepted 20 April 2017

Corresponding author W.Jaewoo Shim: +82-31-8005-3538, wjshim@dankook.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

결정하는 인자로 사용된다(Han, et al., 2006). 따라서, 강화되는 IMO 기준을 충족시키기 위해서는 LNG 탱크 설계 시 선체 열해석은 단일시스템 구축에 응용 가능하므로 지속적 연구가 필요하다.

그동안 많은 조선사들은 단열재를 구성하는 다양한 재료와 그들의 독창적인 구조를 활용한 단일시스템을 설계하였다. 대표적인 LNG 탱크의 설계 방식에는 모스형 및 멤브레인 방식이 사용되며, 그 중 현재 많이 운용되고 있는 멤브레인 방식은 Gaz Transport & Technigaz(GTT)사에서 개발한 Mark-III 과 NO96 방식이 사용되고 있으며, 최근 GTT-CS1의 기술로 개발된 탱크 단일시스템이 채택되고 있는 추세이다. GTT사에서 개발한 단일시스템은 단열 성능을 강화하기 위해 2중 단열구조로 되어 있으며, NO96 방식은 단열재 재료로 주로 펄라이트(Perlite)를 사용하고 있다. 또한, Mark-III, CS1 방식에서는 섬유강화폴리우레탄 폼(Reinforced polyurethane foam, R-PUF)을 사용하여 단열 성능을 높이고 있다(Gavory and De Seze, 2009). GTT사에서 개발한 단일시스템은 그동안 많은 연구자들(Heo and Jeon, 1997; Song et al., 1999; Lee et al., 2004; Han et al., 2006)에 의해 단열 성능 검증이 이루어졌지만, 최근 한국가스공사가 독창적으로 개발한 하나의 단열패널로 구성된 KC-1 멤브레인 LNG 탱크에 대해서는 BOG 발생량 예측을 위한 열해석 연구가 필요한 시점이다.

본 연구에서는 한국가스공사에서 개발한 KC-1 멤브레인 LNG 탱크에서 약 90%의 메테인(Methane)으로 구성되는 LNG를 순수 메테인(Pure methane)으로 단순화하고, IGC(International code for the construction and equipment of ships carrying liquefied gases in bulk; IMO, 2003) 설계 조건에서 다음과 같은 접근법으로 2D와 3D 열해석 연구를 진행하였다. 2D LNG 탱크의 열해석 연구에서는 (1) Excel VBA 코드로 작성하여 수치해석을 진행한 접근과 (2) ANSYS Fluent를 사용하여 단일시스템의 열전도도를 단순화한 접근, 그리고 (3) 단일시스템 구성재료의 개별 열전도도를 각각 적용한 접근에서 온도분포해석을 진행하였다(ANSYS, 2009). 3D 열해석의 경우 (2)에서 단순화한 단일시스템 구조가 열적 대칭조건을 충족한다는 가정 하에 중·횡 방향의 1/4 구조로 구성된 해석격자에서 열해석을 진행하였다. 이에 기반하여 본 연구에서 계산한 2D 및 3D 열해석 접근법들과 여러 연구자들의 연구결과와 비교분석을 통해 본 연구의 타당성을 검증하고자 하였다. 마지막으로 BOG 발생량 예측 결과 값을 계산하였고, 여러 연구자들의 결과와 비교분석하였다.

2. 문제의 정식화

2.1 KC-1 멤브레인 LNG탱크의 해석모델

한국가스공사(Korea Gas Corporation, KOGAS)에서 개발한 174K 급 멤브레인 LNG 탱크를 적재한 선박은 4개의 탱크로 구성되어 있으며, 선체 전장이 296m, LNG 탱크의 종방향과 횡방향 길이는 각각 최대 45.6m와 46.05m, 그리고 높이는 최대 34.99m로 설계되어 있다. 4개의 탱크 모두에 대해 수치해석을 진행하게 되면, 많은 양의 격자를 해석하기 위한 시간이 요구된다. 따라서, 본 연구에서 채용한 KC-1 LNG 탱크의 표준 모델과

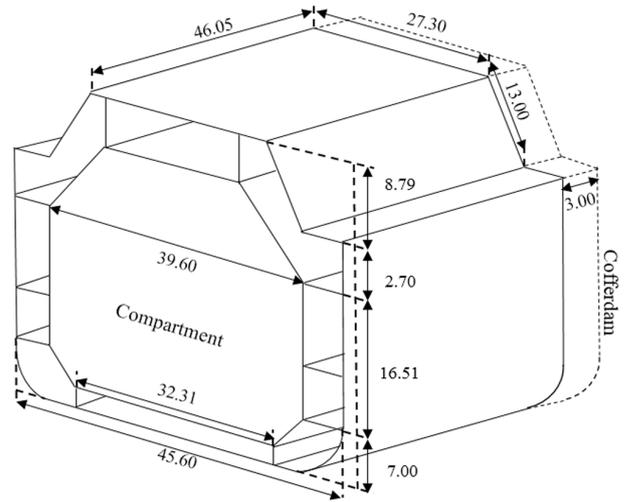


Fig. 1 Dimensions of KC-1 no.3 membrane LNG tank (included cofferdam) [m]

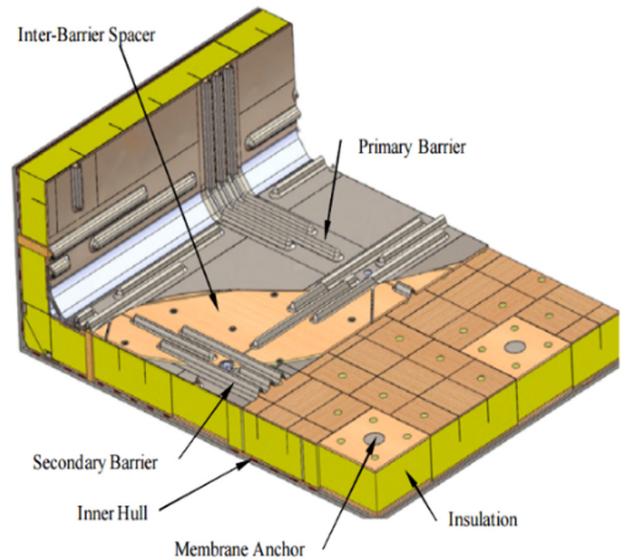


Fig. 2 Structure of insulation system for KC-1 (Jin et al., 2015)

코퍼댐은 Fig. 1에서 제시한 것처럼 3번 탱크와 코퍼댐을 기준으로 설정하여 수치해석을 진행하였다.

KC-1 LNG 탱크는 IMO 설계 기준에서 이중 선체 구조(Double hull structure)로 구성되어야 한다는 것을 만족시키기 위해 선측 외판 및 내판(Outer and inner hull)으로 구성되어 있다(IMO, 2003). 기존 탱크와는 달리 시공성과 운용성을 향상시킨 하나의 단열패널로 구성되어 있고, 열 차단 성능이 높은 고밀도 경질 폴리우레탄 폼(High density rigid polyurethane foam, H-PUF; $110 \leq$ 평균 밀도 $\leq 118 \text{ kg/m}^3$)를 채용하여 국제 기준을 만족하도록 설계하였다(Lee and Kim, 2014; Lee and Choe, 2015). 또한, 수선상부 및 하부는 135° 모서리 패널로 연결되어 있으며, 코퍼댐과 구획(Compartment)을 연결하기 위해 Fig. 2에 제시되어 있는 90° 모서리 패널을 사용하였다.

Fig. 2에서 H-PUF 윗면과 아랫면은 12mm의 두께를 가진 합판(Plywood)으로 덮여 있고, 선측 내판과 단일시스템 사이에는

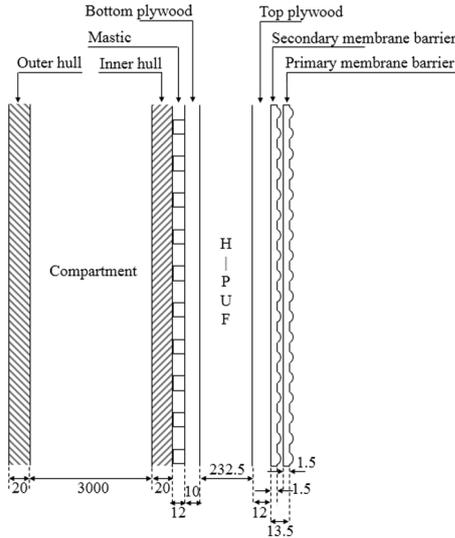


Fig. 3 Cross-sectional dimensions of KC-1 insulation system

단차 보정용 마스틱(Mastic)이 있다(Jin et al., 2015). 앵커패널(Anchor panel), 볼트, 너트, 레벨링 판(Leveling plate) 등이 Fig. 2에 제시되어 있는 멤브레인 앵커(Membrane anchor) 및 내부 배리어 스페이스(Inter-barrier spacer) 등의 복잡한 단열시스템의 부수 보강재로 구성되어 있으나, 본 연구에서는 해석의 단순화를 위하여 이들을 고려하지 않았으며, 선측 외판 및 내판의 모든 두께를 20 mm로 가정하였다.

Fig. 3은 LNG 탱크 두께방향으로 단열재를 포함하여 각각의 구성재료로 이루어진 단면과 수치를 제시하였다. 탱크 내벽의 1차 멤브레인 방벽(Primary membrane barrier)은 초저온의 LNG와 직접 접촉하고 있어 재료의 저온취성을 완화시키기 위해 고유의 패턴을 형성하고 있으나, 전체 열전달을 계산에 미치는 영향이 적기 때문에, 계산에 적용하지 않았다.

마스틱은 에폭시와 공기가 함께 구성되어 있어, 균질화 기법을 통한 병렬 모델(Parallel model)을 적용하였으며, 마찬가지로 단열시스템 전체를 구성하는 재료들 중 1, 2차 멤브레인 방벽을 제외한 나머지 재료들에 대해 다음과 같이 계산하였다(Heo and Jeon, 1997).

$$f_{eq} = \sum_{n=1}^n \frac{f_1 V_1 + f_2 V_2 + \dots + f_n V_n}{V_t} \quad (1)$$

식 (1)의 f_1, f_2, \dots, f_n 은 구성 재료들의 물성치, f_{eq} 은 균질화 기법으로 계산된 등가물성치를 나타낸다. V_1, V_2, \dots, V_n 은 구성 재료의 각각의 체적분율을, V_t 는 모든 구성재료의 체적분율을 나타내며, $V_t = V_1 + V_2 + \dots + V_n$ 으로 계산된다. 등가물성치를 통해 구획에서부터 LNG 표면까지의 열전달을 하나의 열저항으로 표현할 수 있어 복잡한 단열시스템의 구성격자를 작은 오차범위 내에서 효율적으로 시뮬레이션이 가능하도록 구현하였다.

2.2 물성값 설정

단열시스템을 구성하는 재료는 크게 5가지로 구성되어 있으며, 이들의 물성을 Table 1에 제시하였다. 재료들의 밀도, 현열

Table 1 Physical properties of insulation materials (Han et al., 2011; Jin et al., 2015)

	Thickness [m]	Density [kg/m ³]	Specific heat [J/kg·°C]	Thermal conductivity [W/m·°C]
Membrane barrier	0.0135	8137	460.54	39.000
Steel	0.0200	7833	464.73	15.000
Mastic	0.0100	495	1046.70	0.400
Plywood	0.0120	710	1088.57	0.170
H-PUF	0.2325	120	920.68	0.029

Table 2 Air properties as a functional form of temperature (Miana et al., 2016)

Temperature [°C]	Thermal conductivity [W/m·°C]	Specific heat [J/kg·°C]	Viscosity [$\times 10^{-5}$ kg/m·s]
-20	0.02281	1005.74	1.620
0	0.02436	1005.90	1.722
20	0.02587	1006.36	1.821
27	0.02640	1006.60	1.854
35	0.02699	1006.92	1.893
45	0.02772	1007.39	1.940

및 열전도도는 온도의 영향이 크지 않아 본 연구에서는 상수값으로 가정하였다(Heo et al., 2003; Jin et al., 2015). 구획에서 대류현상을 일으키는 공기의 물성(밀도, 점도 및 현열)은 Table 2에 나타나 있다(Miana et al., 2016). 여기서, 온도에 따라 밀도와 점도는 선형, 현열은 비선형성을 나타내고 있기 때문에, 밀도, 점도는 선형 보간법, 현열은 비선형 보간법을 이용하여 계산하였다.

Table 3에는 해수 온도의 변화에 따른 열전도도, 동점도, 프란틀 수(Prandtl number, Pr)를 제시하였다(Heo and Jeon, 1997). 외부 공기, 해수의 대류전열계수(h_L)는 McAdams 식을 적용한 누셀트 수(Nusselt number, Nu)를 아래와 같이 계산하였다(Holman, 2010).

$$N_L = \frac{h_L L}{k_f} = 0.037 Re^{4/5} (Pr)^{1/3} \quad (2)$$

여기서, L 은 특성길이(m)를 나타내며, 탱크 길이를 기준으로 계산되었다. k_f 는 유체의 열전도도를 나타낸다.

Table 3 Water properties as a functional form of temperature (Heo and Jeon, 1997)

Temperature [°C]	Thermal conductivity [W/m·°C]	Kinematic viscosity [$\times 10^{-6}$ m ² /s]	Pr [-]
0	0.02281	1.788	13.60
20	0.02436	1.006	7.02
40	0.02587	0.658	4.34

2.3 경계조건 설정

외부 공기/해수 온도 경계조건을 IGC(공기: 45°C, 해수: 32°C)로 상정하였다. IGC 설계조건에서의 열해석은 정상상태에서 진행되었고, 외부 강제대류 조건에서 대류전열계수를 계산하기 위해 선속은 36.11km/h(19.5knot)로 적용하였다. LNG 탱크의 체적은 98% 적재수준(Filling level)에서의 값을 적용하였고, 단열재와 접하고 있는 LNG의 온도는 -163°C의 상수값으로 설정하였다. LNG는 순수 메테인으로 구성되어 있다는 가정을 통해 대기압 조건에서 밀도를 425kg/m³, 잠열을 511kJ/kg으로 계산하였다. 순수 메테인의 대류전열계수는 -163°C에서 166.47W/m²·°C를 적용하였다(Lee et al., 2003).

2.4 BOG 정의

BOG는 LNG 탱크외부의 열에너지 유입으로 인한 기화, 슬로싱으로 인한 국부압력 변화, LNG의 상·하역(Loading & unloading) 과정에서 출입구의 열 유입 등 의해 발생된다. 통상적으로 항해 기간 중 BOG의 증발에 가장 큰 영향을 미치는 것은 외부로부터 LNG탱크로 유입되는 열이다. 이를 정량적으로 산출하기 위해서 하루동안 침투한 열량을 통해 BOG를 하루 기준으로 계산하는 BOR을 통해 계산한다(Zakaria et al., 2013). 이 때, 침투한 열량은 모두 LNG의 상 변화에 쓰인다는 가정을 통해 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$BOR = \frac{Q_{\leq ak} \times 3600 \times 24}{\rho_{LNG} \times V_{LNG} \times \lambda} \times 100 \quad [\% \text{ kg/day}] \quad (3)$$

식 (3)에서 Q_{leak} 는 선측 외판을 통해 침투하는 총열량[W]을 나타내며, ρ_{LNG} 는 LNG의 밀도[kg/m³], V_{LNG} 는 LNG의 체적[m³], 그리고 λ 는 LNG의 잠열[J/kg]을 나타낸다.

2.5 연구접근 방법

본 연구에서는 표준모델에 대해 4가지 수치해석 접근법을 적용하여 온도분포해석을 다음과 같이 진행하였다.

- (1) 접근법 1: Excel VBA를 이용한 2D 열해석
- (2) 접근법 2: 평형모델을 통해 계산된 등가물성치를 적용한 구조에서의 2D 열해석
- (3) 접근법 3: 실제 단열재 구조에서의 2D 열해석
- (4) 접근법 4: 1/4 구조의 KC-1 탱크 표준모델에 대한 3D 구획 열해석

접근법 1-3에서는 2D 열해석을 위해 KC-1 멤브레인 LNG 탱크의 종방향의 열적 조건이 대칭을 이룬다는 가정을 통해 종방향의 1/2 지점까지 해석범위를 설정하였고 코퍼덤과 구획사이의 열전달은 고려하지 않았다. 접근법 1에서는 Excel VBA를 사용하여 해석 코드를 구현하였고, 접근법 2-4은 상용코드인 ANSYS Fluent를 이용하였다. LNG 탱크의 구획은 선측 외판과 내판 및 단열시스템을 지지하기 위해 거더로 연결되어 있고, 이를 기준으로 구획을 접근법 1에서는 14개, 접근법 2, 3에서 6개, 마지막으로 접근법 4에서 7개의 부분 구획(Section compartment)으로 구분하여 열해석을 진행하였다. 접근법 2-4에서는 수치해석결과들을 비교분석하기 위해 각각의 접근법에서 동일한 수치

모델을 적용하였다. 모든 접근법에서 구획의 온도는 고정하지 않고, 외부 대기/해수 경계조건을 토대로 구획에서의 대류 및 전도 열전달을 계산하였다. 접근법 4에서 진행한 3D 열해석의 경우, 실제 열유체의 거동을 모사하기 위하여 코퍼덤과 구획사이의 열전달을 포함하였다.

3. Excel VBA를 이용한 2D 열해석 (접근법 1)

접근법 1은 정상상태 조건에서 외부로부터 LNG탱크로 침입하는 열량에 대한 열평형방정식을 계산하기 위해 Excel VBA를 사용하였다. Fig. 4에서는 1/2 크기의 LNG 탱크의 단면을 나타낸 것으로, 1-14번 부분 구획에서의 열평형 방정식이 세워진다. 이 때, 4, 5, 10번 부분 구획의 구조는 사각형 형태의 균일한 형상을 가지지 않으므로, 식 (9)을 이용하여 경사진 평판에서의 열침입량을 계산하였다. Fig. 4의 탱크 하단부는 수평 평판으로 되어 있으며, 상단부는 하단부의 평판 기준으로 1.26°로 약간 기울어져 있다. Fig. 4의 3-4, 5-6, 9-10, 10-11번 부분 구획들 사

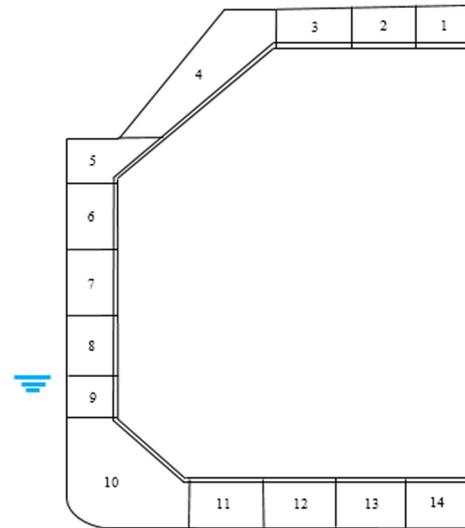


Fig. 4 1/2 of cross-sectional view of no. 3 of KC-1 membrane LNG tank for Approach 1

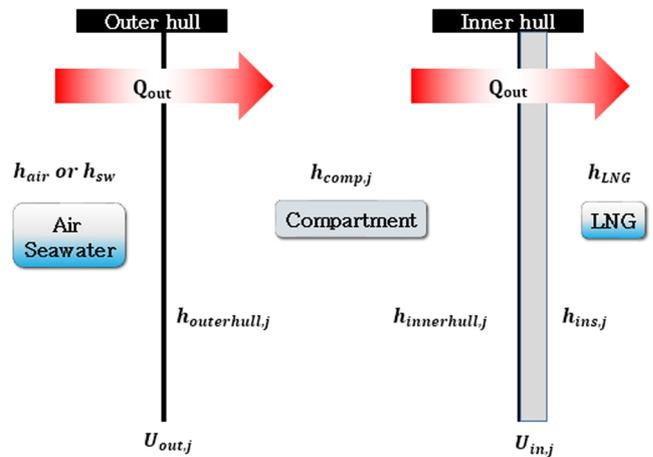


Fig. 5 Schematic of simplified KC-1 insulation system

이의 모서리 각도는 수평 또는 수직과 135°로 설계 되었다. 평판의 배치에 따라 식 (5-8)을 사용하였다.

Fig. 5에서는 단열시스템의 구조를 간단히 도식화한 그림을 나타내었다. 구획과 선측 외판 및 내판에서 각각의 부분 구획에 대한 열평형 방정식을 계산하였으며, 개별 대류전열계수를 이용한 총괄 전열계수(U)를 고려하였다. n 개의 연립방정식 풀이를 위해 가우스 소거법(Gauss elimination method)을 이용하여 1번에서부터 14번까지의 부분 구획에서 고려되는 전도 및 대류 열전달 현상 (평판에서 대류 흐름방향($UH/UC, LC/LH$), 핀의 개수, 부분 구획의 형상 등)을 고려하여 계산하였다. 구획은 공기로 채워져 있기 때문에, 복사열전달은 고려되지 않았다. 구획의 온도($T_{comp,j}$)를 계산하기 위해 초기 $T_{comp,i}$, 선측 내판의 온도($T_{innerhull,j}$)를 가정하였다. 선측 외판 및 내판, 구획의 초기 온도값을 통해 개별 전열계수($h_{comp,j}, h_{innerhull,j}, h_{outerhull,j}$)를 계산하고 계산된 개별 전열계수 통해 총괄 전열계수 $U_{in,j}, U_{out,j}$ 를 구한다. 이 때 가우스 소거법을 통해 Heat flow(Q)를 계산하고, 계산된 Q 를 통해 새로운 $T_{comp,j}$ 를 반복계산하도록 코드를 구성하였다. n 개의 연립 열평형 방정식을 계산하기 위해 다음과 같이 식 (4)에 나타냈다.

$$\sum_{j=1}^n Q_j = \sum_{j=1}^n \frac{A_j(T_o - T_j)}{\sum R_{th}} = 0 \quad (4)$$

$$\sum_{j=1}^n \frac{A_j(T_o - T_j)}{\frac{1}{h_o} + \frac{t_j}{k_j} + \left(\frac{t_{ins,j}}{k_{ins,j}}\right) + \frac{1}{h_r + \phi h_j}} = \sum_{j=1}^n U_j A_j (T_o - T_j) = 0$$

여기서, A_j 는 평판의 면적, ϕ 은 확장 계수, h_o, h_r 은 외부 및 복사 열전달 계수이며 $t_{ins,j}, k_{ins,j}$ 은 단열재의 두께와 열전도도를 의미한다. T_o, T_j, R_{th} 는 각각 외부(공기,해수)의 온도, 구획, 선측 외판 및 내판의 온도, 그리고 부분 구획, 단열재의 열저항을 나타낸다. 구획에서 공기의 유동은 자연대류로서 공기의 부력, 점성력 등이 고려된다. 대류전열계수(h_L)를 계산하기 위한 Nu 는 자연대류에서 레이리 수(Rayleigh number, Ra)로 좌우된다. Ra 값에 따라 고려되는 식은 다음과 같다.

○ 수직 평판

$$Nu_L = \frac{h_L L}{k_f} = \left[0.825 + \frac{0.387 Ra_L^{\frac{1}{4}}}{\left\{ 1 + \left(\frac{0.492}{Pr} \right)^{\frac{9}{16}} \right\}^{\frac{8}{27}}} \right]^2 \quad (5)$$

○ 수평 평판

$$Nu_L = \frac{h_L L}{k_f} = 0.54 Ra^{\frac{1}{4}} \quad (Ra \leq 10^7, UH, LC) \quad (6)$$

$$Nu_L = \frac{h_L L}{k_f} = 0.15 Ra^{1/3} \quad (Ra \leq 10^7, UH, LC) \quad (7)$$

$$Nu_L = \frac{h_L L}{k_f} = 0.27 Ra^{1/4} \quad (10^5 \leq Ra \leq 10^{10}, UC, LH) \quad (8)$$

○ 경사 평판

$$Nu_L = Nu_L \times g \cos \theta \quad (9)$$

평판에서의 식 (6)-(8)은 수평판에서 Ra 기준으로 평판과 유체의 온도 차이, 폐공간에서 다른 온도를 가지는 평판의 위치에 따라 대류전열계수 식이 적용되며 다음과 같다.

- (1) Heated horizontal plate facing upward flow, UH
- (2) Heated horizontal plate facing downward flow, LH
- (3) Cooled horizontal plate facing downward flow, LC
- (4) Cooled horizontal plate facing upward flow, UC

본 연구에서 외부 공기/해수 경계조건에서의 대류전열계수는 강제대류로서, Ra 대신 레이놀즈 수(Reynolds number, Re)에 따른 대류전열계수는 식 (2)을 통해 계산된다(Churchill and Chu, 1975; Eckert and Drake Jr, 1987; Vargaftik, et al., 1996; Han, et al., 2006; Holman, 2010).

4. CFD tool을 이용한 열 해석 접근(접근법 2-4)

4.1 수치해석적 접근(Numerical approach)

ANSYS Fluent는 범용적으로 사용되는 CFD 코드로서, 접근법 2-4의 수치해석 방법에 대한 해를 찾기 위해 뉴턴 유체에 대해 다음과 같은 질량 및 운동량 보존을 기본 지배방정식으로 구성된다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \bar{v}) = 0 \quad (\text{Mass}) \quad (10)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \bar{v}) + \nabla \cdot (\rho \bar{v} \bar{v}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\bar{\tau}) + \rho \bar{g} \quad (\text{Momentum}) \quad (11)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho E) + \nabla \cdot (\rho \bar{v} E) = -\nabla \cdot \bar{q} - \nabla \cdot (p \bar{v}) + \nabla \cdot (\bar{\tau} \cdot \bar{v}) + \rho \bar{v} \cdot \bar{g} \quad (\text{Energy}) \quad (12)$$

여기서, 식 (10)에서 ρ 는 유체의 밀도, \bar{v} 는 속도벡터를 나타낸다. 식 (11)에서 p 는 정압, $\rho \bar{g}$ 항은 중력에 의한 체적력을 의미하며, $\bar{\tau}$ 는 응력 텐서를 나타내며, 다음의 기본적인 식으로 표현된다.

$$\bar{\tau} = \mu \left[(\nabla \bar{v} + \nabla \bar{v}^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \bar{v} I \right] \quad (13)$$

여기서 μ 는 유체의 점도, I 는 단위 텐서를 의미한다. 식 (12)은 에너지 보존의 많은 형태 중 한가지를 나타내는데, 여기서 E 는 단위 질량 당 총 에너지이고, $E = e + \bar{v}^2/2$, e 는 내부에너지이며, $\bar{v}^2/2$ 는 운동에너지이다. 그리고 $\rho \bar{v} \cdot \bar{g}$ 는 점성력에 작용한 일을 나타낸다. 운동량 방정식에서 난류효과를 모사하기 위해 본 연구에서는 구획 내 공기의 유동을 Reynolds-averaged Navier-stokes (RANS) 기법 중 Standard $k-\epsilon$ turbulence model을 증진시킨 Realizable model 설정하였고, 이 때 계산되는 레이놀즈 응력

(Reynolds stresses)를 사용하여 다음과 같이 계산하였다.

$$-\rho \overline{u_i' u_j'} = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho k + \mu_t \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \delta_{ij} \quad (14)$$

$$\mu_t = \frac{\rho C_\mu k^2}{\epsilon} \quad (15)$$

여기서, δ_{ij} 는 크로네커 델타(Kronecker delta)를 의미하며, 부씨네스크 근사(Boussinesq approximation)를 기본으로 간단화된 식이다. 식 (14)에서 좌변은 레이놀즈 응력 항(Reynolds stress term)을 나타낸다(Rhee, 2005). 식 (15)의 μ_t 는 난류 점성을 의미하며, 난류 운동에너지, k 와 난류소산율, ϵ 을 통해 표현된다. Realizable model은 식 (15)의 C_μ 를 변수로 사용하여 수치해석에 적용하고, 그 식은 다음과 같다.

$$C_\mu = \frac{1}{A_o + A_s \frac{kU^*}{\epsilon}} \quad (16)$$

$$U^* = \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij}\tilde{\Omega}_{ij}} \quad (17)$$

$$\tilde{\Omega}_{ij} = \overline{\Omega}_{ij} - \epsilon_{ijk}\omega_k - 2\epsilon_{ijk}\omega_k \quad (18)$$

여기서, ω_k 는 각속도, $\overline{\Omega}_{ij}$ 는 각속도를 고려한 회전 텐서의 평균 속도를 의미하며 S_{ij} 는 변형률 텐서, A_s 는 각각 4.04, $A_s = \sqrt{6} \cos\theta$ 로 계산된다. Realizable model은 Standard model보다 박리 유동(Separation flow)과 복잡한 이차적 흐름에서 정밀한 해를 제공한다(Cable, 2009).

4.1.1 수치해석적 근사 및 이산화

접근법 2-4에서는 ANSYS Fluent의 동일한 수치 모델을 사용하여 수치해석 비교의 타당성을 도모하였다. LNG 탱크 내의 IGC 설계조건 시 외부 공기와 LNG는 45°C에서 -163°C로 매우 큰 온도범위를 가지지만, 구획 내 공기의 자연대류로 인한 온도 변화는 그동안 연구자들에 의해 행해진 연구(Lee et al., 2003; Lee, 2004; Han et al., 2011; Zakaria et al., 2013)를 토대로 약 10°C 내외로 형성되기 때문에, 부씨네스크 근사를 적용하였으며, 다음과 같은 식을 통해 밀도를 계산하였다.

$$\rho_f = \rho_o \{1 - \beta(T - T_o)\} \quad (19)$$

ρ_o 는 참조 밀도로 1.209kg/m³을 적용하였다. β 는 열팽창계수로서 공기의 열팽창계수 0.00348°C⁻¹, 그리고 T_o 는 참조 온도로 실내온도(20°C)을 적용하였다(Miana et al., 2016). ANSYS Fluent에서 Navier-stokes 방정식을 풀기 위해 유한 체적법(Finite volume method, FVM)이 사용되고, 유효자릿수는 배정밀도(Double precision method)를 적용하였다. 수치해석에서 사용된 난류, 이산화기법 등은 다음과 같이 고려하였다. (1) 구획에서 공기의 난류효과를 고려하는 점성 모델은 Realizable $k-\epsilon$ model

을 사용하였다. 이 때, 벽면에서의 난류효과를 고려해주는 벽함수는 Enhanced wall treatment를 고려하였으며, Thermal effects를 반영하였다. (2) Solver type은 압력 기반으로 설정하였다. (3) Pressure-velocity coupling scheme은 Pressure implicit with splitting of operator(PISO) 알고리즘을 적용하였다. (4) 해석격자의 공간 이산화는 Least squares cell based 에서 압력은 Body force weighted, 에너지, 운동량은 2차 정확도로 계산하였으며, 난류 운동에너지, 난류 소산율은 Quadratic Upstream interpolation for convective kinematics(QUICK) scheme를 적용하였다.

4.2 평형모델을 통해 계산된 등가물성치를 적용한 구조에서 2D 구획 열해석(접근법 2)

접근법 2에서는 LNG 탱크를 Fig. 6에서처럼 최상부에서 바닥까지 6개로 구분하여 각 부분 구획에서의 대류 및 전도 열전달을 고려하여 계산할 수 있도록 설정하였다. Table 1에 제시되어 있는 각 재료의 열전도도를 평형모델을 통한 등가물성치로 산출하여 적용하였다. 멤브레인 방벽은 별도의 격자를 구성할 필요 없이 Table 1에 제시된 물성 값을 Fluent 내 LNG 접촉면의 경계조건에서 직접 계산하도록 반영하였으며, 13.5mm의 두께를 가지도록 설정하였다.

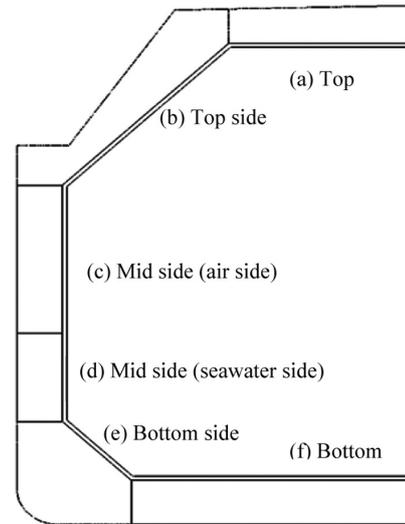


Fig. 6 Sectional layout of 2D KC-1 membrane LNG tank for Approach 2 and 3

Fig. 6에서 제시된 Bottom side 부분 구획의 135° 모서리 패널은 Fig. 7에 자세한 해석격자를 볼 수 있게 확대하였다. Fig. 7에서 볼 수 있듯이, 모서리 패널의 곡선형 및 비대칭 구조로 인하여, 격자를 구축할 때, 체계 격자(Structured mesh)는 다소 부적절하다. 따라서 해석격자의 품질을 결정하는 Skewness, Orthogonal quality, Aspect ratio 등을 고려하여 삼각과 사각형의 비체계 격자(Unstructured mesh)로 설정하였다.

공기의 유동이 존재하는 구획과 단열체의 격자는 사각형 격자를 적용하여 구성하였고, 형상구조가 복잡한 Top side, Bottom side 부분 구획은 삼각형 격자를 형성하도록 하였다. 삼각, 사각형 격자의 각각 15mm, 20mm 값을 적용하였고, 약 450,000개로 구조화하였다. 또한, 각 부분 구획에서 선측 외관 및 내관과 거

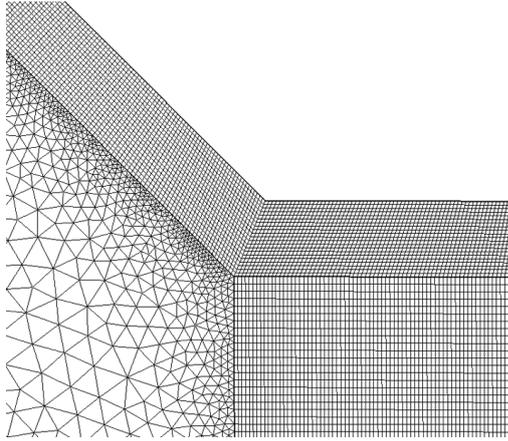


Fig. 7 Enlarged view of unstructured mesh of 135° corner panel at Bottom side section compartment (Approach 2)

더로부터 중심부로 형성되는 격자는 격자 크기 증가율을 1.05로 두어 점진적으로 중심부로 큰 격자를 형성하도록 설정하였다. 해석대상의 격자크기 의존성을 검증하기 위해 본 연구에서 사용한 격자를 기준 크기로 설정하고 2, 1/2배로 한 격자를 동일한 해석모델에 각각 대입하여 IGC 경계조건에서 시뮬레이션을 진행하였다. 시뮬레이션에서 도출된 각각의 결과를 선축 내판과 구획 사이 공기의 대류전열계수를 계산하여 비교하였다. 비교결과 기준 설정 격자와 2, 1/2배로 설정한 해석결과와의 상대 오차는 각각 20.98, 1.85%로 설정된 기준 격자크기가 최적화됨을 알 수 있었다.

4.3 실제 단열재 구조에서 2D 열해석(접근법 3)

그동안 많은 연구자들(Heo and Jeon, 1997; Heo et al., 2003; Han et al., 2006)은 LNG 탱크 유형에 따라 복잡하게 구성되는 단열시스템을 단순화하여 단일 열전도도 값을 계산하여 수치해석에 적용하였다. 그러나 구성 재료의 접촉면에서의 저항, 등가 물성치 모델링 방법 등에 따라 결과값의 차이가 나기 때문에, 실제 단열시스템의 구조 및 재료에 대해 전도 및 대류 열전달 현상을 모사해야 할 필요성이 있다. 따라서, Fig. 8에서는 Fig. 7에서의 구조형상과 다르게 KC-1 단열시스템을 개별 재료로 격자층으로 구성하였다. 이들 격자층의 최소 크기는 6mm로 설정

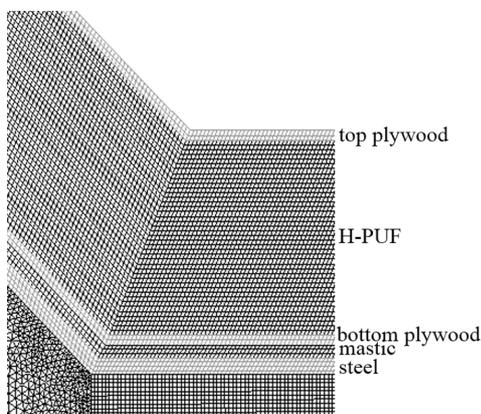


Fig. 8 Enlarged view of unstructured mesh 135° corner panel at Bottom side section compartment (Approach 3)

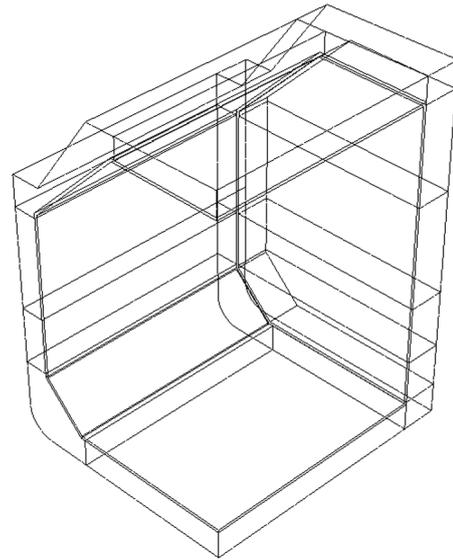


Fig. 9 Structural view of 3D KC-1 membrane LNG tank (Approach 4)

하였으며, 약 4,800,000개의 격자를 형성하였다. Fig. 8에서는 Fig. 7의 격자생성 결과와의 비교를 위해 Bottom side 부분 구획에서 135° 모서리 패널을 확대한 격자형상을 나타내었다. 멤브레인 방벽의 열저항은 Fluent 내에서 설정 가능한 벽 경계조건에서 자체적으로 고려할 수 있도록 설정하였다.

4.4 1/4 크기의 KC-1 탱크 표준모델에 대한 3D 구획 열해석(접근법 4)

접근법 4에서는 KC-1 멤브레인 LNG 3번 탱크에서 종-횡 방향으로 열적 경계조건이 대칭된다고 가정하여, 실제 탱크를 1/4로 나누어 Fig. 9와 같이 해석격자를 설정하여 3D열해석을 진행하였다. 탱크 외부로부터 LNG 체적까지 유입되는 열해석을 진행하기 위해서는 단열재와 유체의 거동을 동시에 해석해야 하지만, 그러할 경우 과도한 CPU 시간이 요구된다. 그러므로 본

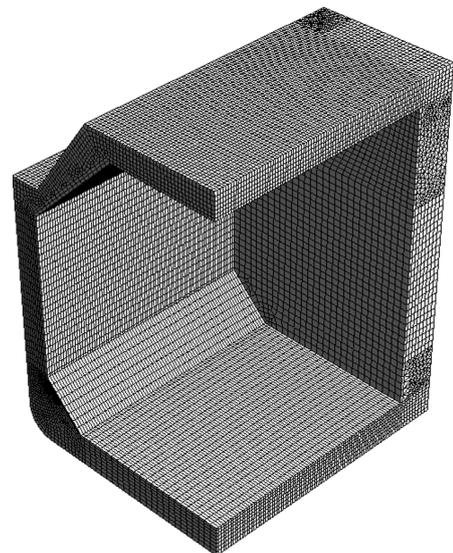


Fig. 10 Mesh of 3D KC-1 membrane LNG tank (Approach 4)

연구에서는 LNG 탱크 내벽안의 LNG의 대류현상은 고려하지 않고, 접근법 1, 2에서 사용된 등가물성치를 적용하여 단순화시킨 LNG 탱크 구조물 내의 대류 및 전도 열전달만을 고려하여 3D 시뮬레이션을 진행하였다.

Fig. 9에서 설정된 기하학적 구조의 수치해석을 위해 설정한 격자는 Fig. 10에 제시하였다. 멤브레인 방벽에서의 열전달을 고려해 주기 위해 LNG와 단열재의 사이의 경계면에 13.5mm의 멤브레인 방벽의 열저항을 고려해 줄 수 있도록 Fluent 내의 경계조건 설정을 적용하였다. 접근법 4에서의 총 격자수는 약 48만 개로 구성하였고, 대부분의 탱크 형상에서 사면체 격자로 구성하도록 하였다.

코퍼댐 측에 형성되는 격자는 불균일한 구조의 형상을 고려하여 삼면체 격자를 형성하도록 하였다. 실제 LNG 탱크는 코퍼댐을 두어 탱크 들을 격리시키고 있는데, 이는 위험 화물의 분리 목적으로 설치된다. 또한, 초저온의 LNG의 영향으로 코퍼댐의 온도는 약 -40℃로 하강하는데, 탱크의 강재의 저온취성을 방지하기 위해 별도의 가열시스템이 탑재되어 있다. Heo(1998), Lee(2004), Song et al.(1999)는 코퍼댐 내 공기의 온도를 5℃의 고정값을 주었으나, 본 연구에서는 코퍼댐 내의 대류열전달을 현상을 모사하기

위해 코퍼댐의 선측 외판을 5℃의 고정값으로 설정하였다. 또한, 코퍼댐과 구획이 접하고 있는 면에서 20mm 두께를 가지는 거더를 설치하여 전도 열전달을 고려하였다(Heo, 1998).

5. 결 과

5.1 IGC 설계조건 온도분포해석 결과

LNG 탱크의 단열시스템을 고려하여 IGC 설계조건에서 4 가지 수치해석 접근법을 통해 열해석 연구를 진행하였다. 2D와 3D 열해석 간의 정량적인 비교를 위해 온도분포는 2D 계산에서 면적 가중평균(Area-weighted average)으로, 3D 계산에서는 체적 가중평균(Volume-weighted average)으로 결과를 도출하였다.

Fig. 11(a)-(c)는 접근법 2, 3으로 계산된 구획의 온도 등고선(Contour)을 나타냈으며, Fig. 11(d)-(g)은 접근법 1-4까지 계산된 온도분포들을 구획 내부 및 선측 내판의 표면온도로 탱크내부의 형상을 나타내었다. Fig. 11(a), (b)는 접근법 2, 3에서 계산된 단열재의 온도분포를 제외한 구획 내부의 온도 등고선을 제시 하였다. 구획 내부의 온도분포는 공기 대류현상에 의해 Top side 부분 구획의 위쪽 모서리에서 높게 형성하는 것을 알 수

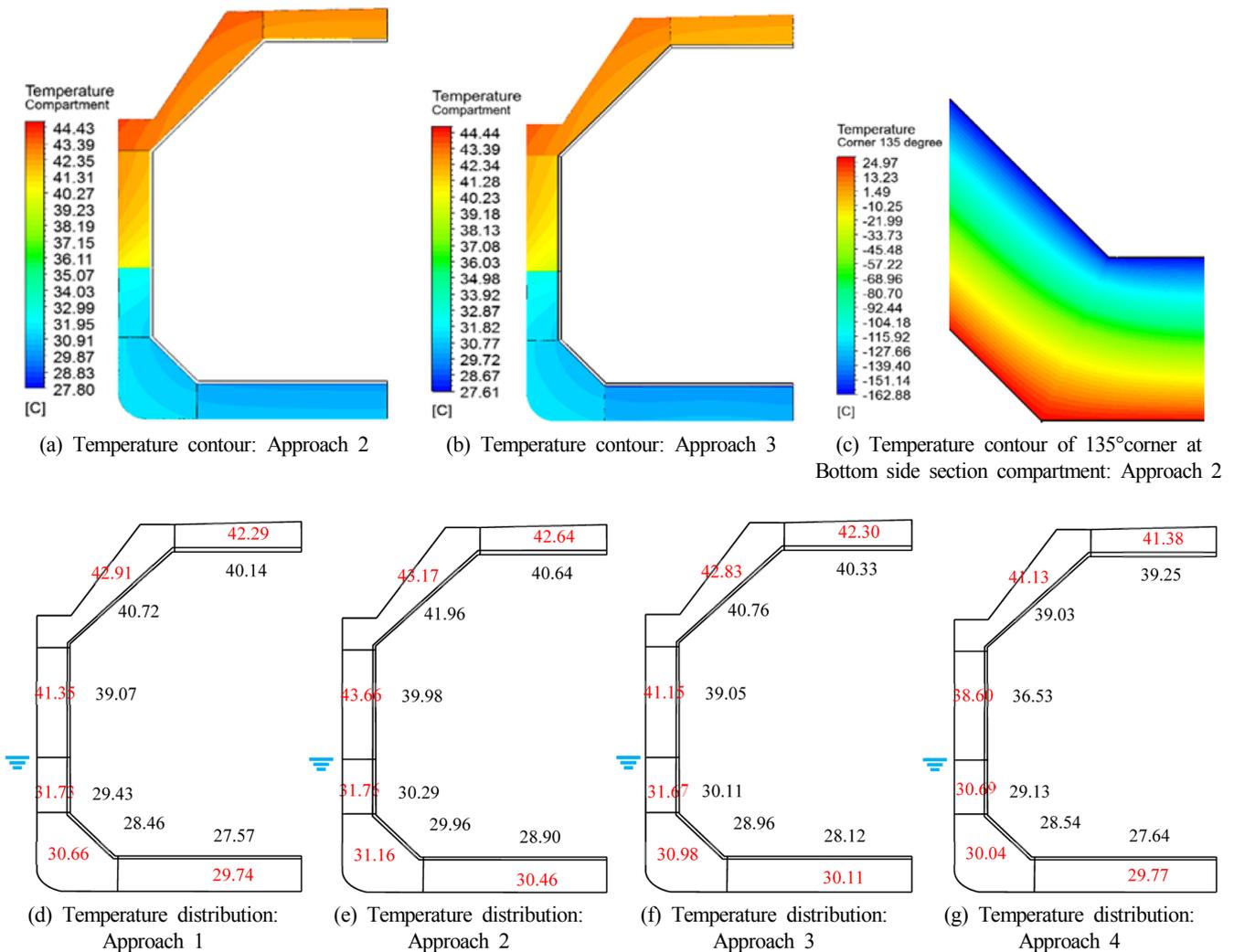


Fig. 11 Temperature contour and distribution at steady state (red: temperature of Compartment, black: temperature of Inner hull)

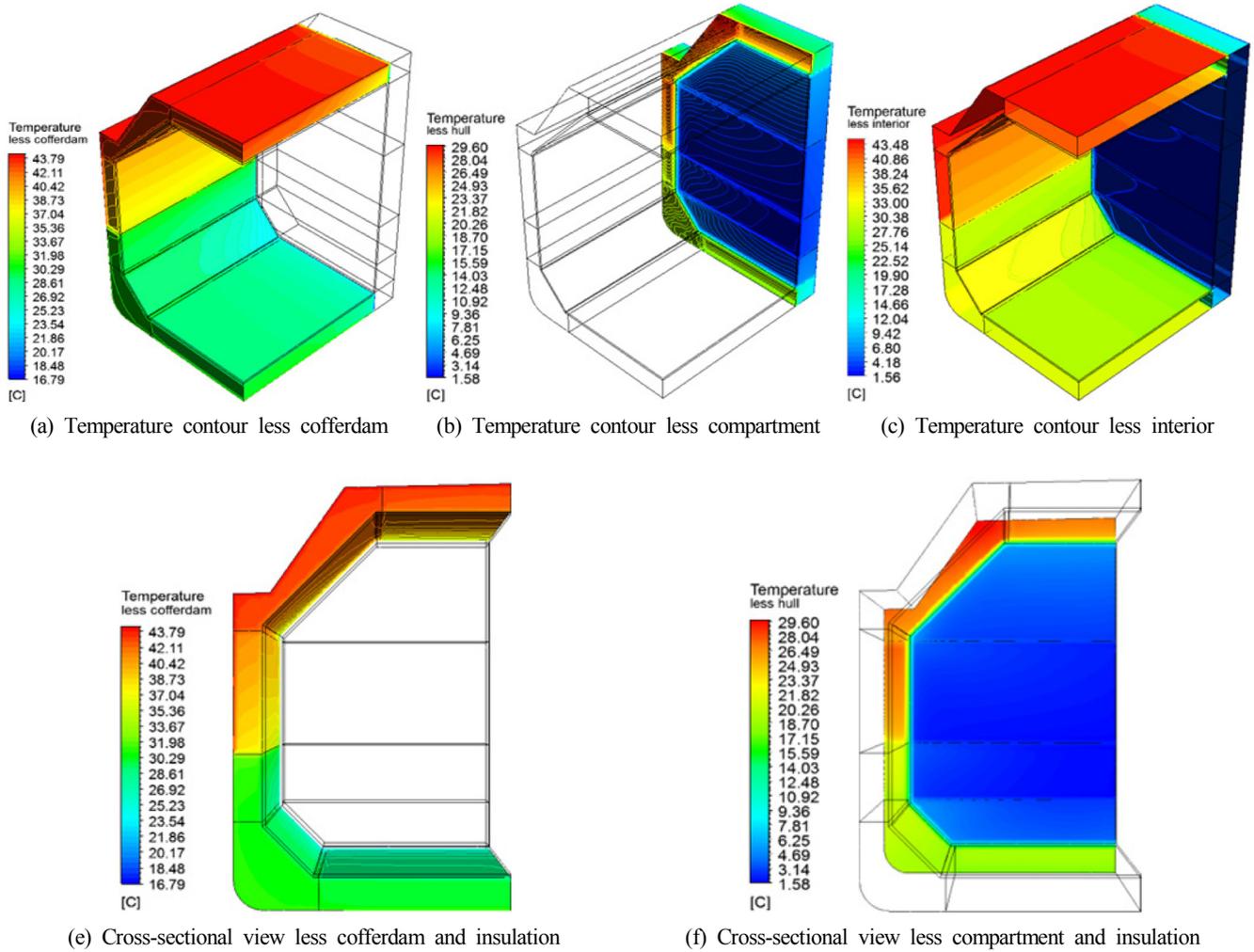


Fig. 12 Temperature contour for Approach 4

있었다. Fig. 11(c)는 접근법 2에서 계산된 Bottom 부분 구획 중 단열재의 135 모서리 패널에서 온도 등고선을 나타낸 것으로, 열차단이 구획 내의 공기층에서 보다 매우 효과적인 것으로 나타났다. 이는 LNG 탱크 설계에서 단열시스템의 성능이 상당히 중요함을 의미한다.

2D와 3D 온도 분포 결과 간의 비교를 위하여 Fig. 11(d)-(g)에 그 값을 나타내었다. Fig. 11(g)는 접근법 4에서 진행된 3D 결과를 구획 측의 1/2을 종방향에서의 2D에서의 값으로 나타내었으며 접근법 1-3의 2D 결과는 Fig. 11(d)-(f)에 제시되었다. 다양한 수치해석 방법을 사용하여 LNG 탱크의 해석결과를 각 접근법 간의 구획 내 온도를 비교 했을 때, 최대 차이는 Mid side(air side) 부분 구획에서 5.06°C 이었고, 최소 차이는 0.72°C로 Bottom 부분 구획의 결과로 나타났다. 이외에 Top, Top side, Mid side(seawater side), 그리고 Bottom side 부분 구획에서 최대 온도 차이는 각각 1.26, 2.04, 1.07, 그리고 1.12°C로 계산되었다. 또한, 접근법 2의 2D 열해석결과 중 등가물성치의 적용 유무를 통해 계산된 Fig. 11(e)와 Fig. 11(f)와의 온도분포 결과에서 가장 큰 차이는 Mid side(air side) 부분 구획에서 2.51°C이며, 가장 낮은 차이는 Mid side(seawater side) 부분 구획에서 0.09°C인 것으로 계산되었다. 접근법 3에서 사용한 격자 개수가 약 10배 많지만,

접근법 2에서 등가물성치를 적용한 경우 CPU 소요시간을 줄이고, 결과값을 작은 오차로 예측하는 것으로 보아 상당부분 합리적인 접근임을 확인하였다. 따라서, 접근법 4의 해석은 접근법 2에서 사용한 등가물성치를 적용하여 3D 열해석 결과를 도출하였다.

접근법 4를 기준으로 접근법 1-3의 열해석 결과를 비교해보았을 때, 부분 구획들 내 최고 온도 차이는 실제 단열재를 구조화한 접근법 3과 Mid side(air side) 부분 구획에서 13.11%의 상대 오차, 최소 차이는 접근법 1과 Mid side(seawater side) 부분 구획에서 3.49%로 계산되었다. 이는 접근법 4에서는 접근법 1-3과 달리 구획과 코퍼댐의 열전달을 고려하였고, 코퍼댐의 선측 외판 온도가 5°C로 고정되어 전체적으로 낮은 분포를 가지지만, 비교적 작은 오차 내로 온도분포를 예측하는 것으로 보아 3D 열해석 결과를 다양한 수치해석방법과의 비교분석에서 그 타당성을 검증하였고, 나아가 KC-1 단열시스템의 단열성능을 간접적으로 검증하였다.

Fig. 12에서는 접근법 4의 3D 시뮬레이션 결과를 이해하기 쉽게 단열재의 온도분포와 일부분의 탱크 구성요소를 제외하고 도식화하였다. Fig. 12(a)는 코퍼댐을 제외한 나머지 탱크의 온도 등고선을 나타내었다. Fig. 12(b)는 Fig. 12(a)와 반대로 코퍼

댐의 온도 등고선을 나타내었으며, Fig. 12(c)는 구획 및 코퍼댐 내부를 제외하고, 선측 외판 및 내판의 표면온도 등고선만을 나타내었다. Fig. 12(a)에서 코퍼댐 부분 구획과 멀어질수록 온도 분포가 높게 형성됨을 알 수 있다. 이는 앞서 말한 IGC 설계조건에서 설정한 코퍼댐의 낮은 온도로 인한 결과로 판단된다. Fig. 12(b), (f)는 같은 결과를 다른 각도에서 바라본 코퍼댐의 온도 등고선을 나타낸 것으로, 구획과 접하고 있는 코퍼댐의 온도는 상온을 상회하지만, LNG와 닿아있는 단열재와 접촉하는 코퍼댐은 10°C 이하를 형성하였다. 특히, 탱크 모서리 패널에서는 10°C 이상의 분포를 형성하고 있는 걸로 보아 다른 부분 구획에 비해 외부에서 열이 많이 유입됨을 알 수 있다. Fig. 12(c)에서는, 선측 외판 및 내판, 그리고 거더의 표면온도분포를 알 수 있다.

Table 4는 그동안 많은 연구자들(Heo and Jeon, 1997; Song, et al., 1999; Lee, 2004; Miana et al., 2016)이 IGC 설계조건에서 진행한 3D 열해석 결과를 나타낸 표이다. LNG 탱크 type에 대해서는 Mark III와 GT96에 관한 연구를 진행하였으며, 각각 탱크 종류에서의 체적은 34,001-49,391 그리고 40,436m³로 다양하게 구성되어 있다. 특히, Song et al.(1999), Lee et. al.(2004)는 탱크의 종 및 횡방향으로 열적 경계조건이 대칭된다는 가정을 통해 1/4 크기에서 해석을 진행하였다. 단열재의 두께는 0.27-0.55m의 이중 단열패널을 가지는 단열시스템을 구성하였다. KC-1 단열시스템은 두께 0.28m를 가지며, 고밀도 경질폴리우레탄 폼을 사

용하였다.

CFD 코드는 In-house와 Excel VBA, ANSYS Fluent 를 사용하였다. Table 4에서 연구자들 간의 수치해석 틀, 탱크 방식, 체적 등의 구조적 차이가 명확하게 존재하기 때문에, 정량적으로 비교하기에는 한계점이 존재하나, 본 연구에서는 3D 해석격자에서의 온도를 체적 가중 평균을 통해 구조의 영향을 최소화 하여 질적인 비교가 가능하도록 연구를 수행하였다.

Table 5은 Table 4에 제시되어 있는 연구자들의 온도분포해석 결과를 나타낸 표이다. Table 5의 부분 구획 온도결과에서 연구자들의 Top 부분 구획에서는 최고, 최소 차이가 5.82°C 로 계산되었고, 본 연구결과와 최고값과 1.91%, 최소와 12.16%의 상대 오차로 계산되었다. 특히, Miana et al. (2016)의 결과와 비교 하였을 때 가장 큰 오차를 형성하였는데, 이는 구획 내부의 공간을 자세한 해석격자로 설정하지 않은 결과로 판단된다.

본 연구에서Mid sides(air and seawater side) 부분 구획의 온도 분포 결과는 7.91°C 차이를 나타내었다. 이 부분 구획은 외부 공기/해수 경계조건이 인접하고 있는 경계면으로, 수치해석 시 구획 내 대류공간의 거더 구조, 온도를 계산할 때 열전달 면적 혹은 공간의 평균값 산정 방법 등으로 인해 나타나는 오차로 판단된다. Song et al.(1999), Lee(2004), Miana et al.(2016)의 Mid sides(air and seawater side)부분에서의 외부 공기/해수 경계조건을 통합하여 나타낸 온도결과를 제외하고, Heo and Jeon(1997)와 접근법 4의 Mid side(air side) 부분에서 온도 오차는 2.85%,

Table 4 Specification of LNG tank used by authors for IGC condition

Authors	Type of tank	Tank volume [m ³]	Insulation thickness [m]	Insulation materials [-]	CFD code	Insulation panel structure
Heo and Jeon.(1997)	Mark III	40,449	0.54	Perlite	ANSYS solver	Double
Song et al.(1999)	Mark III	34,001	0.55	Perlite	In-house code	Double
Lee(2004)	GT96	40,436	0.53	Perlite	In-house code	Double
Miana et al.(2016)	Mark III	49,391	0.27	R-PUF	Fluent	Double
Present study	KC-1	48,280	0.27	H-PUF	Fluent	Single

- Heo and Jeon(1997) assumed the temperature within cofferdam is not controlled.
- Song et al.,(1999) and Lee(2004) assumed the inner hull of cofferdam is fixed at 5°C.
- The temperatures in Section compartments are based on calculated average value of each authors' data for comparison.

Table 5 Section compartment and inner hull temperature distribution at IGC condition

Authors	Section	Top	Top side	Mid side		Bottom side	Bottom	Cofferdam
				Air	Sea			
Heo and Jeon(1997)	Compartment	39.70	39.40	37.50	31.50	29.00	27.70	5.00
	Inner hull	27.80	34.20	31.60	26.20	23.90	23.03	
Song et al.(1999)	Compartment	38.67	38.90	36.67		29.00	25.84	5.00
	Inner hull	32.44	31.24	29.10		21.91	20.02	
Lee(2004)	Compartment	42.17	41.88	39.41		30.49	28.32	5.00
	Inner hull	40.11	39.60	36.90		26.95	25.28	
Miana et al.(2016) (Approach 4)	Compartment	36.35	37.65	30.55		28.62	27.55	0.12
	Inner hull	25.90	30.24	25.67		23.15	23.09	
Present study (Approach 4)	Compartment	41.38	41.13	38.6	30.69	30.04	29.77	3.06
	Inner hull	39.25	39.03	36.53	29.13	28.54	27.64	

Mid side(seawater side) 부분에서는 2.64%로 오차가 상대적으로 작게 나타남을 확인하였다.

코퍼댐에서의 온도는 LNG와 접촉하는 단열재와 연결되어있는 구획 내 공기의 값을 나타낸 것으로, Table 5에 제시하였다. 코퍼댐의 온도는 연구자들 사이에서 상이한 결과를 나타내는데, Song et al.(1999), Heo and Jeon(1997), Lee(2004)에서는 코퍼댐 내 공기의 온도를 5°C의 고정값으로 고려하였으며, 본 연구에서는 코퍼댐의 선측 외판을 5°C로 고정하였다. Miana et al. (2016)와 본 연구에서 코퍼댐의 선측 내판은 각각 0.12, 3.06°C로 큰 차이를 나타내었다. 이는 Miana et al.(2016)의 수치해석적자 설정 방법에 기인한 것으로 판단된다. 다른 저자의 결과와의 질적인 비교를 통해 접근법 4는 비교적 합당한 결과 값을 나타냈으며, 이로써 다양한 수치해석 방법을 통해 KC-1 멤브레인 LNG 탱크에서의 온도분포결과가 합리적으로 도출되었음을 확인하였다.

5.2 BOR 해석 결과

Table 6에서는 Table 4에 제시된 저자들 중 BOR 예측 결과를 도출한 IGC 설계조건에서 BOR 예측 결과를 비교한 값이다. Table 6에서는 다양한 LNG 탱크 유형 및 용량에 대해 0.0856-0.129%/day로 계산된 결과이다. 대부분의 연구자들은 LNG의 체적의 해석격자를 고려하지 않았고 LNG를 -162 ~ -163°C의 상수값으로 가정하였다. 단열재 재료, 공기 및 LNG의 물성값은 압력과 온도에 따라 변하기 때문에, 탱크의 온도분포에 관한 수치해석 및 BOR을 계산 할 때에는 이들 모두의 체적 해석격자를 고려해야 하나 수치적 해의 도출엔 많은 어려움이 있다. Miana et al.(2016)에서는 단열재의 밀도, 현열을 상수값으로 가정하였으며, 단열재의 단열성능에 큰 영향을 미치는 열전도도는 차수감소모델 (Reduced order model, ROMs)를 사용하여 수치해석에 적용하였다. 또한, Heo and Jeon(1997), Miana et al.(2016)에서는 구획 내 공기의 물성을 온도에 따른 함수로 두었다. Miana et al. (2016)와 본 연구의 접근법 3에서의 공기의 밀도는 부씨네스크 근사를 통해 수치해석에서 모델링되었다. 대부분 연구자들의 BOR 예측 결과에서는 IGC 설계조건에 안전성 평가기준인 0.15%/day 이하를 만족하는 결과 값을 나타냈으며, Miana et al. (2016)은 PUF보다 높은 열저항을 가지는 보냉재인 유리섬유강화 폴리우레탄 폼을 고려하여 0.0856%/day의 보다 낮은 BOR을 도출하였다. 본 연구에서는 0.2325m의 두께를 고밀도 경질폴리

우레탄 폼을 사용한 단열시스템을 IGC 설계조건에서 BOR 해석을 진행하였으며, 48,280m³의 체적에 대해 BOR을 도출하였다. 접근법 1-3에서는 코퍼댐의 열전달을 고려하지 않아 BOR 산정에 어려움이 있기 때문에, 접근법 4의 3D 계산에 대한 BOR만을 계산하였다. 접근법 4의 수치해석에서 BOR은 0.0986%/day로 계산되었으며 이는 KOGAS의 LNG 탱크 안전성 평가기준인 0.12%/day를 다소 하회하는 수치이다.

6. 결 론

본 연구에서는 KC-1 멤브레인 LNG 탱크에서 Excel VBA 및 ANSYS Fluent를 사용하여 열해석 결과를 비교분석하였으며, 다음의 결론을 얻을 수 있다.

접근법 1-4의 다양한 수치해석방법을 사용한 결과, 구획 내에서의 온도강하보다 단열재에서의 온도강하가 매우 큰 것을 확인할 수 있었다. 이는 LNG 탱크 전체의 설계에서 LNG의 온도강하에 미치는 영향보다 부수적인 기능(평형수 공간, 선체 형상 유지 등)을 더 고려했던 것으로 판단된다. 따라서, LNG 탱크의 설계 시 단열재의 재료, 구조 설계가 중요함을 확인할 수 있었다.

IGC 설계조건에서 구획의 내부 온도는 Top side 부분 구획에서 제일 높게 형성되는데 이는 대부분의 연구자들의 결과들과 유사하였고, 가장 낮은 온도는 Bottom 부분 구획에서 나타나는 것으로 확인되었다. 2D 및 3D 열해석 결과 비교분석에서 3D 열해석 기준으로 실제 단열재를 해석격자에서 모사한 2D 열해석과의 온도 오차는 최대 13.11%로 나타났으며, 최소는 3.49%로 계산되었다. 이는 단열재를 단순화한 3D 열해석의 타당성을 입증하였으며, 단열시스템의 단열성능을 간접적으로 확인하였다.

KC-1 멤브레인 3번 LNG 탱크에서의 BOR은 0.0986%/day로 예측되었다. 이는 IGC 설계조건에 준하는 KOGAS의 BOR 안전성 평가 기준인 0.12%/day를 다소 하회하는 값으로 KC-1 단열시스템의 BOR이 국제 설계기준을 만족함을 간접적으로 확인하였다.

본 연구결과를 KOGAS에서 독자적인 기술로 제작한 KC-1 단열시스템에 대한 BOG 발생량 예측에 활용될 수 있으며 LNG 탱크의 적절한 설계에 대한 타당성을 간접적으로 검증하였다. 추후 연구에서는, BOG 발생의 원인 중 외부의 열침입뿐만 아니라 슬로싱으로 인한 탱크 내부 유체거동에 의한 영향도 존재하기 때문에, BOG와 슬로싱을 복합적으로 해석하는 추가 연구가 필요하다고 판단된다.

후 기

본 연구는 한국가스공사의 2015년 대학협력과제 지원으로 수행된 연구결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- ANSYS, F., 2009. 12.0 Theory Guide. ANSYS Inc, 5.
Cable, M., 2009. An Evaluation of Turbulence Models for the Numerical Study of Forced and Natural Convective Flow in

Table 6 Result of BOR calculation

Authors	Physical properties		Heat flow [W]	BOR [%/day]
	Insulation materials	Air /water		
Heo and Jeon(1997)	Const.		130,870	0.1290
Song et al.(1999)	Const.	Const.	18,972	0.1003
Miana et al.(2016)	ROMs		104,197	0.0856
present study	Const.		117,882	0.0986

- Atria. Queen's University Kingston, Ontario, Canada.
- Churchill, S.W., Chu, H.H., 1975. Correlating Equations for Laminar and Turbulent Free Convection from a Vertical Plate. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 18(11), 1323-1329.
- Eckert, E.R.G., Drake, R.M. Jr., 1987. *Analysis of Heat and Mass Transfer*.
- Gavory, T., De Seze, P.E., 2009. Sloshing in Membrane LNG Carriers and its Consequences from a Designer's Perspective. The Nineteenth International Offshore and Polar Engineering Conference.
- Han, K.C., Hwang, S.W., Cho, J.R., Kim, J.S., Yoon, J.W., Lim, O., Lee, S.B., 2011. A Study on the Boil-Off Rate Prediction of LNG Cargo Containment Filled with Insulation Powders. *Journal of the Computational Structural Engineering Institute of Korea*, 24(2), 193-200.
- Han, Y.Y., Kwon, J.C., Kim, W.S., Kim, M.S., Choe, I.H., 2006. The Development on the 3-Dimensional Calculation Program of Temperature Distribution for Gas Carriers. *Proceedings of the 2006 Joint Conference on Korean Association of Ocean Science and Technology Societies(KAOSTS)*, 504-510.
- Heo, J.U., Lee, Y.J., Cho, J.R., Ha, M.K., Lee, J.N., 2003. Heat Transfer Analysis and BOG Estimation of Membrane-Type LNG Cargo during Laden Voyage. *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A*, 27(3), 393-400.
- Heo, J.H., 1998. Heat Flux Calculation for Thermal Equilibrium of Cofferdam in a LNG Carrier. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 35(1), 98-106.
- Heo, J.H., Jeon, Y.H., 1997. Temperature Distribution for a Membrane type LNGC Cargo Tank. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 34(4), 108-118.
- Holman, J.P., 2010. *Heat Transfer*, McGraw-Hill.
- IMO, 2003. *International Code for the Construction and Equipment of Ships Carrying Liquefied Gases in Bulk (I.G.C code)*. International Maritime Organization.
- International Gas Union (IGU), 2016. 2016 Edition, *World LNG Report*. International Gas Union.
- Jin, K.K., Yoon, I.S., Yang, Y.C., 2015. An Effect of Surface Dashpot for KC-1 Basic Insulation System Under Sloshing Loads. *Transactions of the KSME C: Industrial Technology and Innovation*, 3(3), 193-199.
- Lee, B.J., Kim, S.B., 2014. Current State of the Polymer Material Technology for Cryogenic. *Prospectives of Industrial Chemistry*, 17(5), 1-11.
- Lee, J.H., 2004. Thermal Analysis Comparison of IMO with USCG Design Condition for the LNGC During the Cool-down Period. *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers B*, 28(11), 1390-1397.
- Lee, J.H., Choi, H.K., Choi, S., Oh, C., Kim, M.H., Kim, K.K., 2004. Thermal Analysis for the GT-96 Membrane Type LNGC during the Cool-down Period. *Proceedings of the Korean Society of Mechanical Engineers*, 1346-1351.
- Lee, J.H., Kim, K.K., Ro, S.T., Chung, H.S., Kim, S.G., 2003. A Study on the Thermal Analysis of Spray Cooling for the Membrane Type LNGC During the Cool-Down Period. *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers B*, 27(1), 125-134.
- Lee, Y.B., Choe, K.H., 2015. Development of Polyurethane Foam Insulator with High Thermal Insulation Performance for KC-1 LNG Carrier. The Twenty-fifth International Offshore and Polar Engineering Conference.
- Miana, M., Legorburo, R., Diez, D., Hwang, Y.H., 2016. Calculation of Boil-Off Rate of Liquefied Natural Gas in Mark III Tanks of Ship Carriers by Numerical Analysis. *Applied Thermal Engineering*, 93, 279-296.
- Rhee, S.H., 2005. Unstructured Grid Based Reynolds-Averaged Navier-Stokes Method for Liquid Tank Sloshing. *Journal of Fluids Engineering*, 127(3), 572-582.
- Song, S.O., Lee, J.H., Jun, H.P., Sung, B.Y., Kim, K.K., Kim, S.G., 1999. A Study on the Three-Dimensional Steady State Temperature Distributions and BOR Calculation Program Development for the Membrane Type LNG Carrier. *Journal of Korean Society of Marine Engineering*, 23(2), 140-149.
- Vargaftik, N.B., Vinogradov, Y.K., Yargin, V.S., 1996. *Handbook of Physical Properties of Liquids and Gases. Pure Substances and Mixtures*, 663-717.
- Zakaria, M.S., Osman, K., Saadun, M.N.A., Manaf, M.Z.A., Hanafi, M., Hafidzal, M., 2013. Computational Simulation of Boil-Off Gas Formation inside Liquefied Natural Gas Tank Using Evaporation Model in ANSYS Fluent. *Applied Mechanics and Materials*, 839-844.

Experimental and Numerical Methods for Thermal Conductivity of Backfill Soils for Subsea Pipeline

Dong-Su Park* and Young-Kyo Seo*

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

해저배관 뒤채움 흙의 열전도율 산정에 관한 실험 및 수치 해석적 연구

박동수* · 서영교*

*한국해양대학교 해양공학과

KEY WORDS: Thermal conductivity 열전도율, Backfill 뒤채움흙, Subsea pipeline 해저배관, Thermal imaging 열화상카메라, Kaolinite 카올리나이트, Standard sand 표준사, Boring sample 보링시료

ABSTRACT: The temperature of subsea pipeline, approximately as high as 100°C, is significantly higher than the temperature of surrounding sea water and sediment. In this reason, heat can be lost from the subsea pipeline to cause serious operation problem. Therefore it is important that the subsea pipeline must be designed to ensure that heat loss is small enough. Heat loss of unburied pipeline is higher than buried pipeline. For that purpose, trenching and backfilling system is a commonly used method for maintaining flow assurance in subsea pipeline installation. For this commonly used method, knowing thermal conductivity of backfill is essential to protect a heat loss of pipeline. This paper presents thermal conductivity of backfill soil using laboratory model test and numerical analysis for various backfill. In conclusion, it can be seen that higher the sand content of the man-made backfill sample, the higher the thermal conductivity. On the other hand, as the water content increases, the thermal conductivity becomes smaller.

1. 서 론

해양플랜트의 성장과 심해저 자원의 채굴기술 향상으로 석유 및 천연가스 수송을 위한 해저배관의 수요가 증가하고 있다. 해수에 완전히 노출된 해저배관의 경우 100°C 전후의 높은 온도의 석유 및 천연가스를 수송하게 되는데 5°C 정도의 낮은 해수로 인해 열운용에서 문제를 가져온다. 석유 및 천연가스의 수송시 온도가 40°C 이하로 떨어지게 되면 고상염(Hydrate), 왁스(Wax) 등이 생성될 우려가 있다. 만약 생성된 슬러지가 해저배관 내부를 막는다면 이는 폭발 및 해저배관의 누수를 야기할 수 있고 이로 인한 사고 및 해저플랫폼 운영에 심각한 손실을 끼칠 수 있다. 해저배관의 열 손실을 줄여 슬러지 생성 방지를 위한 단열 방법으로는 Trenching & Backfilling 방법, PIP(Pipe in pipe) 방법, DEH(Direct electric heating) 방법 등이 있다. 이러한 방법 중 가장 보편적으로 사용되는 단열 방법은 Trenching & Backfilling이다. Trenching & Backfilling에서 가장 중요한 인자는 뒤채움 흙(Backfill)의 열물성치 즉 열전도율이며 해저배관의 경

우 육상배관과 달리 기존 매립지역 흙을 사용하는 경우가 많으므로 해저지반 특성에 맞는 시료의 열전도율을 정확히 추정하는 것이 중요하다. Cha et al.(2008)는 국내 16개 기상관측소에서 채취한 토양 시료에 대한 물성 실험을 통하여 토양의 공극률 및 함수비가 열전도도에 미치는 영향을 검토하였으며, Kim (2011)은 지중송전관로 뒤채움 흙의 열저항 특성을 연구하였다. 또한 Kim and Lee(2011)는 포화된 카올리나이트를 압밀에 따라 연속적으로 측정하여 건조밀도와 함수비 변화에 따른 열전도계수의 관계를 연구하였다. 하지만 위 연구들은 육상 시료에 국한되어있으며 해저지반은 점토와 모래로 이루어져 있기 때문에 실제 해저지반의 열전도율 추정에 어려움이 있다.

열전도율 측정방법에는 탐침법, Shannon and Wells법, Rhometer법, 보호열판법 등이 있다(Kim, 2011). 이들 중 가장 보편적인 측정방법은 탐침법이다. 하지만 탐침법(Mitchell and Kao, 1978)은 토양의 균열, 수분함량 변화 등의 영향으로 인한 한계가 있다. 그러나 열화상 카메라를 이용하는 방법은 이와 같은 문제를 보완하여 보다 정확한 결과를 얻을 수 있다. 본 논문에서는 Thusyanthan

Received 1 February 2017, revised 17 April 2017, accepted 20 April 2017

Corresponding author Young-Kyo Seo: +82-51-410-4683, yseo@kmou.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

(2011)이 제시한 열화상 카메라를 사용하여 모형실험을 통해 다양한 뒤펀 흙의 열전도율을 측정하였다. 또한, 상용수치해석 프로그램인 Ansys CFX v13.0을 이용하여 모형실험을 통해 측정된 다양한 뒤펀 흙의 열전도율을 사용해 온도 분포를 구하였으며, 모형실험과 수치해석의 온도분포 결과를 비교하였다.

2. 해저배관 뒤펀 흙의 열전도율 모형실험

해저배관 뒤펀 흙의 열전도율을 실험적으로 구하기 위하여 모형수조에 해저지반, 해저배관, 뒤펀 흙 그리고 해수를 배치시킨 후 해저배관 내 40°C 물을 순환시켜 뒤펀 흙의 온도분포가 정상상태에 이르렀을 때 열화상 카메라를 사용해 촬영, 온도분포 결과를 토대로 열전도율을 구하였다.

2.1 해저배관 뒤펀 흙의 열전도율 모형실험 구조

뒤펀 흙의 열전도율을 실험적으로 구하기 위하여 Trenching & Backfilling 시공이 끝난 해저배관 단면을 관찰할 수 있게 매립된 해저배관의 단면을 형상화한 실험 장치를 Fig. 1과 같이 구축하였다. 이때 장치는 해수를 형상화한 Water, 해저지반을 묘사한 Sediment, 뒤펀 흙을 Backfill 그리고 해저배관은 Pipe 로 나타내었고, 사용한 해저배관의 물성치는 Table 1과 같다. 가로 0.5m 및 세로 길이 0.5m의 아크릴 수조 정 중앙에 해저배관을 위치시켰다. 이는 모형실험에서 뒤펀 흙이 아크릴판의 영향을 받지 않는 최소거리를 확보하기 위함이다. 뒤펀 흙의 높이는 0.03m, 해수의 높이는 0.02m로 설정하였다. 해수의 가로 및 세로의 길이는 각각 0.5m, 0.16m이며 뒤펀 흙의 가로길이는 0.25m로 삼각형 모형으로 배치하였다. 또한 해저배관은 200% 매립된 경우로 설정하였으며 매립정도는 식 (1)로 산정하였다(Zakarian et al., 2012).

$$\text{Burial depth (\%)} = \left(\frac{H}{D_0} + \frac{1}{2} \right) \times 100 \quad (1)$$

여기서 H 는 매립깊이를 뜻하며 D_0 는 해저배관의 외경이다. 사용된 해저배관의 외경 및 두께는 각각 60mm, 4mm이다.

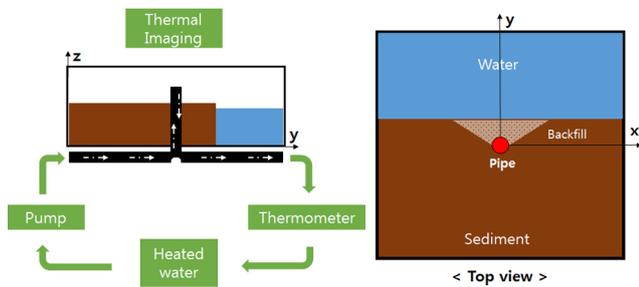


Fig. 1 Apparatus of model test and top view of the test box

Table 1 Density and thermal conductivity of pipe

Material	Density [kg/m ³]	Thermal conductivity [W/mK]
Steel	7860	60

Table 2 The specifications of thermal imaging camera (T335/FLIR)

Classification	Detail of specification
Field of view(FOV)/ Minimum focus	25°× 19°/ 0.4 m
Thermal sensitivity/ NETD	50 mK @ +30°C
Focal plane array(FPA)	Uncooled microbolometer
IR resolution	320 × 240 pixels
Spectral range	7.5 to 12 um
Object temperature	-20°C ~ +650°C
Accuracy	±2°C or ±2% of reading
Measurement analysis	5 spotmeters, 5box area, Auto hot or cold spotmeter markers within area

2.2 해저배관 뒤펀 흙의 열전도율 모형실험 측정 장비

뒤펀 흙의 온도를 측정하기 위한 장비로는 FLIR 사의 제품으로 T335 모델을 사용하였으며 모델의 특성은 Table 2와 같다. 본 실험에서는 열화상 카메라를 시료로부터 수직으로 1.1m 위에서 촬영하였으며 이때 수평계를 이용하여 수평을 유지하였다. 또한, 열화상 카메라의 레이저 기준점을 이용하여 해저배관 중심좌표를 Fig. 1과 같이 $(x, y, z) = (0m, 0m, 0m)$ 이라고 한다면, 기준점을 $(0m, 0.03m, 0.03m)$ 로 통일하여 정확도를 높였다.

2.3 해저배관 뒤펀 흙의 열전도율 모형실험 방법

해저지반은 카울리나이트 점토로 통일하였으며, 해저배관은 40°C 물을 80l/min의 유량으로 펌프를 이용하여 순환시켰다. 이때 해수의 온도는 얼음을 가장자리에 배치해 0°C에 가까운 온도로 유지했다. 0°C의 온도는 얼음에 의해 일정한 온도를 유지하기 편리함으로 설정하였으며, 0°C 물과 5°C 물의 밀도차인 0.0002g/cm³로 그 차이가 미미하므로 밀도차이의 영향은 배제할 수 있다고 판단하였다. 또한, 가장자리배치는 뒤펀 흙이 받는 얼음에 의한 영향(결빙 등)을 최소화시키기 위함이다. 이때 뒤펀 흙의 온도가 변하지 않고 유지되는 정상상태가 되면 열화상 카메라를 이용하여 뒤펀 흙의 온도분포를 측정하였다. 열전도율을 측정하기 위하여 해저배관 입 출구의 온도구배를 식 (2)에 대입해 열류(Q)를 구하였다.

$$Q = m C_p \Delta T \quad (2)$$

여기서 m 은 해저배관 안 유체의 질량유량(Mass flow rate), C_p 는 해저배관 안쪽의 물의 비열을 나타낸다. 또한, 열류는 식 (3)으로 나타낼 수 있고, 이 식으로부터 열전도율 k 를 구하였다.

$$Q = \frac{2\pi Lk(T_1 - T_2)}{\ln(r_2/r_1)} \quad (3)$$

식 (3)에서 r 및 L 은 Fig. 2와 같이 나타난다. 여기서 L 은 해저배관의 길이를 나타낸다. r_1, r_2 는 해저배관표면에서 해수와 뒤펀 흙의 표면까지의 수직선상 반경거리를 의미한다. 또한, T_2 는 반경거리 r_2 지점의 온도, T_1 은 반경거리 r_1 지점의

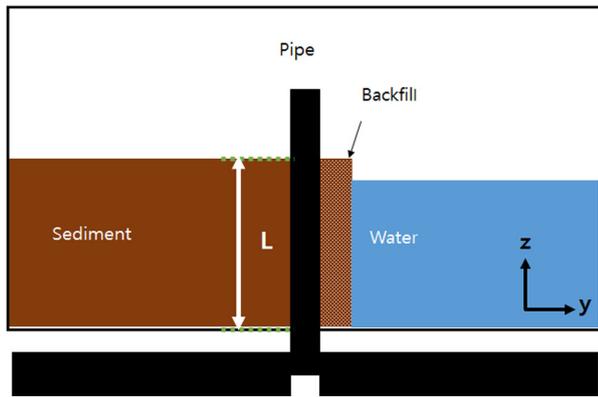
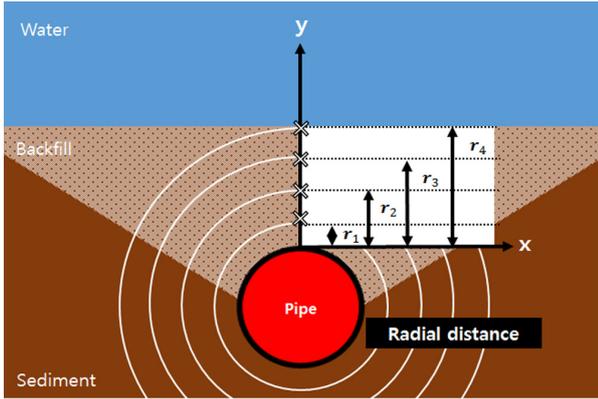


Fig. 2 Point of ‘ r ’ and variables in equation of ‘ Q ’

온도를 의미한다. 본 실험에서는 총 4곳의 반경거리 즉 0.001m, 0.1435m, 0.02870m, 0.04305m 지점의 온도를 구하여 각 지점의 온도구배를 통해 구한 열전도율을 평균하였다.

2.4 해저배관 뒤채움 흙의 열전도율 모형실험 시료

뒤채움 흙을 묘사하기 위하여 카올리나이트와 주문진 표준사를 3가지 종류로 혼합하여 실험을 수행하였다. 이때 사용된 카올리나이트는 #200체 통과율이 100%였으며, 비중은(G_s) 2.6, 액성한계(LL) 및 소성지수(PI)는 각각 80.1%, 48.3%이며, 주문진 표준사의 비중은 2.63, 유효경(D_{10}) 0.3mm, 균등계수(C_u) 1.93 그리고 곡률계수는(C_c) 1.09이다. 또한 각 시료들을 함수비 40%,

Table 3 Classification of man-made backfill samples

Sample	Kaolinite [%]	Standard sand [%]	Water content [%]
A40	100	0	40
A50	100	0	50
A60	100	0	60
B40	80	20	40
B50	80	20	50
B60	80	20	60
C40	60	40	40
C50	60	40	50
C60	60	40	60

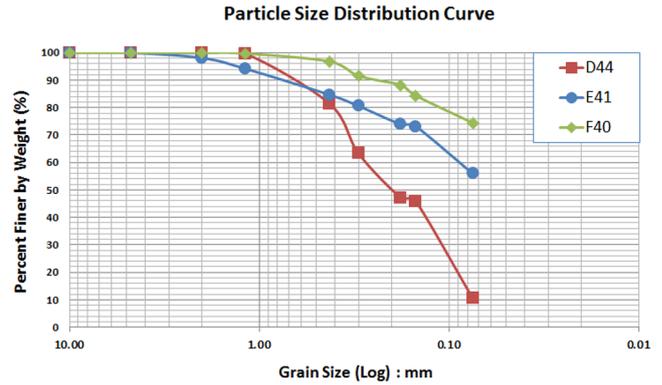


Fig. 3 Particle size distribution curve of boring samples

Table 4 Classification of samples obtained by boring

Sample	Clay & Silt [%]	Sand [%]	Water content [%]
D44	11	89	44
E41	56	44	41
F40	74	26	40

50% 그리고 60%일 때로 구분하였으며(Table 3), 전단강도는 샘플 A40, A50, A60에서 각각 5.9kPa, 4.2kPa, 0.9을 나타내었고 B40, B50, B60에서 각각 4.4, 1.2kPa, 0kPa을 그리고 C40에서 1.3kPa, C50, C60에서 0kPa으로 나타났다. 그리고 실제 해저지반에서 채취된 시료를 이용해 실험을 하였으며 시료는 새만금(D44), 시화호(E41), 마산만(F40)의 보링시료를 뒤채움 흙으로 이용하였다. 입도분포곡선은 Fig. 3과 같다. 통일분류법으로 흙입자를 점토&실트 및 모래의 함량으로 구분하면 Table 4와 같으며, 분석결과 함수비는 40% 근처의 값을 나타냈고 비중(G_s)은 2.6초반으로 나타났다. 전단강도는 마산만의 경우 4.4kPa을 보였으며 나머지 두 시료에서는 0kPa에 가까운 수치를 보였다.

3. 해저배관 뒤채움 흙의 열전도율 모형실험 결과

3.1 해저배관 뒤채움 흙의 열전도율 모형실험 이미지

모형실험은 대기온도 20°C에서 수행되었으며 뒤채움 흙의 온도분포가 정상상태에 이를 때까지 물을 20분 동안 순환시킨 후 정상상태의 온도분포를 열화상 카메라로 촬영하였다. 또한 각 시료에 대해 세 번에 걸쳐 수행하였으며 그 결과를 평균하였다. Fig. 4는 카올리나이트로 구성된 함수비 40%인 A40샘플의 디지털 및 열화상 이미지이다. Fig. 5는 함수비 40%인 F40의 디지털 및 열화상 이미지이다.

Fig. 4의 열화상 이미지를 보면, 해저지반부분을 카올리나이트로 통일하였기 때문에 카올리나이트로 구성된 뒤채움 흙과 해저지반 경계의 온도 차이는 미미하였다. 그러나 Fig. 5의 F40 샘플의 열화상 이미지는 Fig. 4에서의 열화상 이미지와 달리, 그 경계의 차이가 육안으로 확인 가능 하였다. 이는 해저지반과 뒤채움 흙의 열전도율의 다르기 때문이며, 뒤채움 흙이 해저지반보다 열전도율이 작기 때문이다.

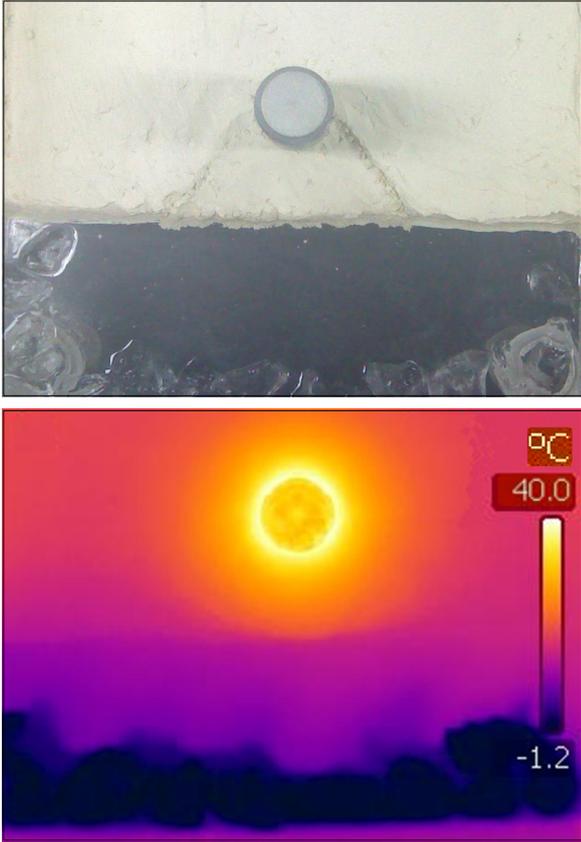


Fig. 4 Thermal images of man-made backfill samples

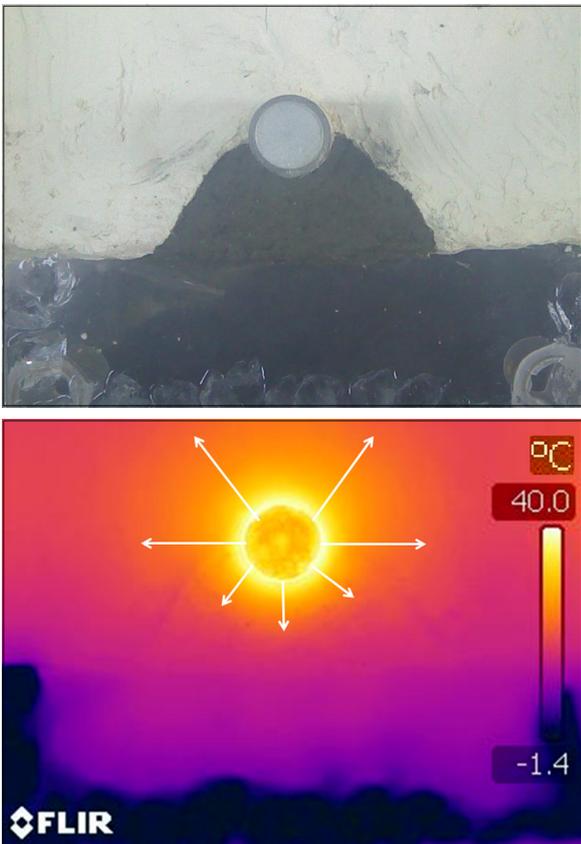
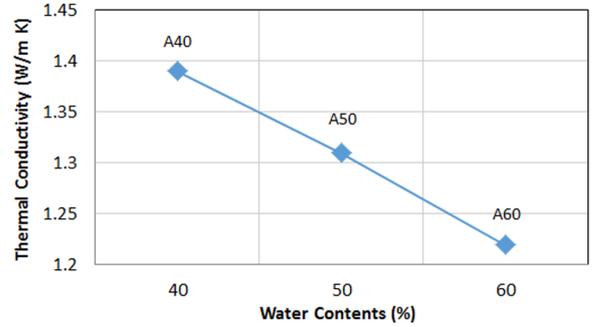


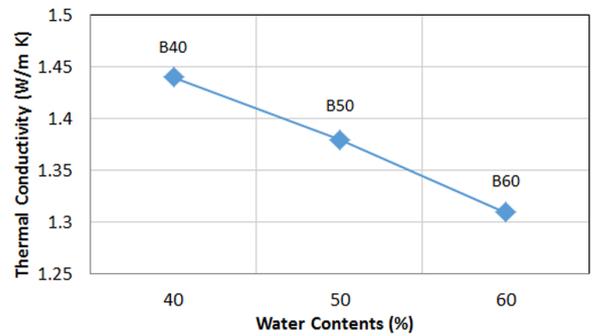
Fig. 5 Thermal images of boring samples

3.2 해저배관 뒤채움 흙의 열전도율 모형실험 결과

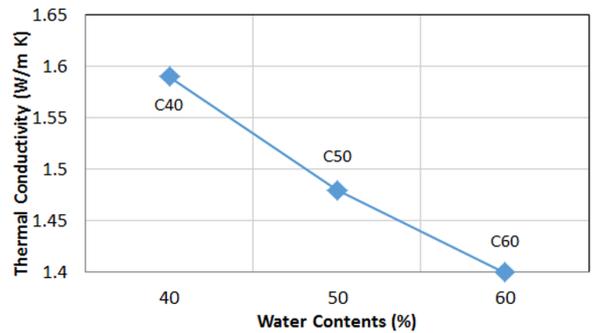
열화상 카메라를 이용해 도출된 각 뒤채움 흙 시료의 열전도율은 Fig. 6에서 나타내었다. 시료의 함수비에 따른 열전도율의 추세를 분석해보면 함수비가 증가함에 따라 열전도율은 작아지



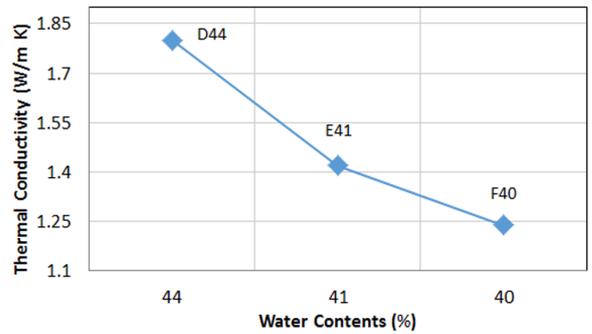
(a) Thermal conductivity of 'A group' sample



(b) Thermal conductivity of 'B group's' sample



(c) Thermal conductivity of 'C group' sample



(d) Thermal conductivity of Boring sample

Fig. 6 Results of thermal conductivity

는 경향을 보였다. 이는 포화된 흙의 결과이기 때문이며, 포화 토의 구성은 흙과 간극수로 구성되어 있고 흙 입자의 열전도율이 물의 열전도율보다 크기 때문에 이러한 경향을 보인다(Kim, 2011). 또한, 표준사의 함량의 따른 열전도율의 추세를 분석해 보면 같은 함수비에서 표준사의 함량이 커질수록 열전도율이 증가함을 알 수 있다. 이는 카올리나이트에 비해 표준사의 열전도율이 크기 때문이며 실제 보링시료 결과에서도 확인할 수 있다. 하지만 실제 보링시료의 경우 점토&실트 및 모래의 구성성분이 카올리나이트와 표준사의 혼합으로 만든 샘플과 다르기 때문에 열전도율의 값이 다른 결과를 가져왔다.

4. 수치해석 및 결과비교

본 모형실험은 열화상 이미지의 온도분포를 이용하여 열전도율을 측정하였다. 온도분포는 측정된 열전도율의 신뢰성 확보의 기준이 되며, 모형실험 결과의 오차 유무를 확인하기 위해 온도분포의 검증이 필요하다. 상용수치해석 프로그램은 측정된 열전도율 사용한 수치해석을 통해 온도분포를 계산할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 상용수치해석 프로그램으로 계산된 온도분포와 열화상 이미지로 측정된 온도분포를 비교해 열전도율의 신뢰성을 확보하였다. 상용수치해석 프로그램은 Ansys CFX v13.0을 사용하였으며, 뒤채움 흙의 온도분포가 정상상태에 이르렀을 때의 온도분포를 비교를 하였다.

4.1 모델링 및 격자생성

본 수치해석에서는 Fig. 7과 같이 모형실험결과와 비교를 위해 모형실험과 동일한 크기의 도메인으로 모델링 하였으며, Fig. 8과 같이 격자의 수는 온도분포의 정확도를 높이기 위해 뒤채움 흙 및 주변 격자를 조밀하게 주었다.

격자에 대한 영향을 평가하기 위해 각기 다른 격자수에 대하여 수치해석을 수행하였으며 약 70만개의 격자수에서 격자의존성이 사라진다고 판단하였다. 따라서 약 70만 개의 격자를 Fig.

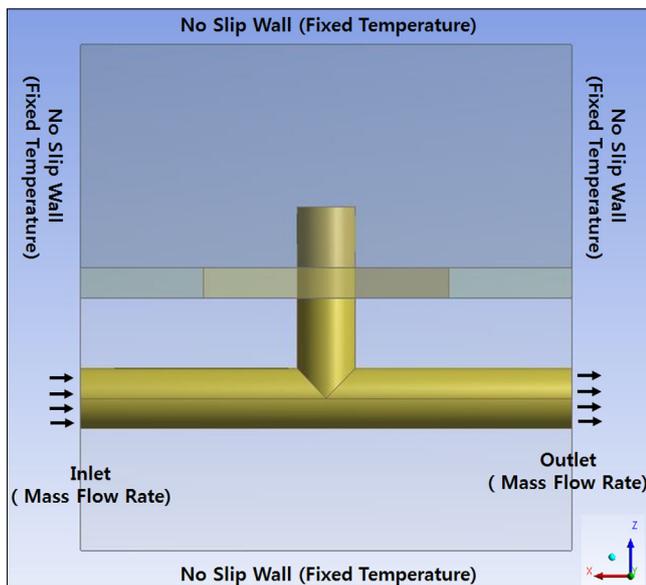


Fig. 7 Boundary conditions of numerical model

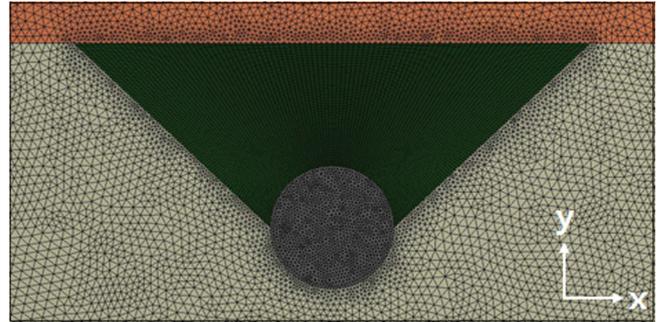


Fig. 8 Mesh for numerical analysis

8과 같이 생성하였으며, 생성된 격자를 바탕으로 상용수치해석 프로그램인 Ansys CFX v13.0을 사용하여 초기 및 경계조건을 설정하고 수치해석을 수행하였다.

4.2 지배방정식

정상상태, 비압축성 난류유동으로 지배방정식은 식 (4) 그리고 식 (5)와 같다(ANSYS Inc., 2010a; ANSYS Inc., 2010b).

$$\frac{\partial U}{\partial x_i} = 0 \quad (4)$$

$$\frac{\partial U_i}{\partial t} + U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x_i} + \nu \frac{\partial^2 U_i}{\partial x_i \partial x_j} - \frac{\partial}{\partial x_i} (\overline{u_i' u_j'}) \quad (5)$$

운동방정식인 식 (5)의 $\overline{u_i' u_j'}$ 항은 다음과 같이 식 (6)으로 정의한다.

$$-\overline{u_i' u_j'} = \frac{\mu_t}{\rho} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} K \quad (6)$$

식 (6)의 μ_t 는 난류점성계수이고 높은 레이놀즈수 유동에 대한 무 차원 해석에 의해 추론될 수 있다. 난류에너지의 생성 및 소멸률이 거의 평형을 이룬다고 가정할 경우 μ_t 는 다음과 같이 식 (7)과 같다.

$$\mu_t = f_\mu C_\mu \rho \frac{K^2}{\epsilon} \quad (7)$$

식 (7)의 f_μ 는 난류모델에 의해 정해지는 계수이며 본 논문에서는 k-epsilon 모델을 사용하였다.

4.3 초기조건 및 경계조건

수치해석을 위한 초기 조건 및 경계조건으로 해지지만, 뒤채움 흙, 해저배관의 온도를 모형실험 당시의 초기온도인 20°C로 부여하였다. 해수의 초기온도는 0°C로 설정하였다. 또한, 해수의 옆면들은 Wall로 0°C의 온도를 주어 모형실험에서 얼음을 배치해 온도를 0°C로 유한 것처럼 온도를 일정하게 유지했다. 이는 얼음이 뒤채움 흙과 일정 거리를 두어 결빙과 같은 영향을 받지 않아 그 영향이 작기 때문에 얼음의 모델링 유무가 해

석에 영향을 거의 미치지 않기 때문이다. 해저배관 내 유량을 모형실험과 동일하게 80l/min으로 고정했고 40℃ 물을 순환시켜 뒤채움 흡의 온도가 정상상태가 될 때까지 해석을 수행하였다. 모형실험에서 모델을 둘러싼 공기의 흐름을 최대한 차단하였으며 이와 같이 수치해석에서 공기의 흐름을 층류조건으로 가정하여 해석을 수행하였다.

4.4 수치해석 결과

수치해석 결과의 온도분포 이미지는 Fig. 9와 같다. 정상상태에서 해수, 해저배관, 뒤채움 흡, 해저지반 그리고 그 경계의 온도분포가 모형실험(Fig. 4, Fig. 5)과 유사한 형상을 보이는 것을 알 수 있다. Fig. 10은 모형실험에서 얻은 열화상 이미지와 같이 낮은 온도의 해수와 높은 온도를 가지는 해저배관의 상호 조정에 의해 r1, r2, r3, r4에서의 온도가 정상상태에 도달함을 보여 주고 있다.

4.5 수치해석 결과비교

모형실험에서 열화상 카메라로 도출된 온도분포와 모형실험으로 구한 열전도율을 수치해석에 사용하여 재구현한 온도분포의 비교는 Fig. 11 및 Fig. 12와 같다. Fig. 11은 카울리나이트 및 주문진 표준사로 구성된 시료 중 함수비 40%인 A40, B40, C40

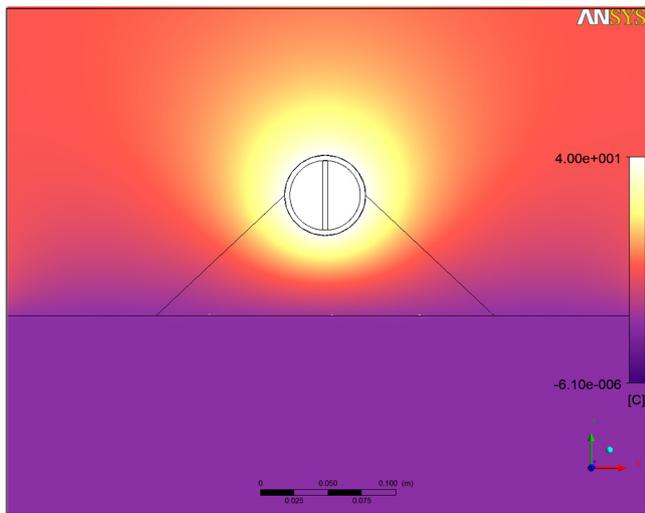


Fig. 9 Temperature image at steady state in CFX

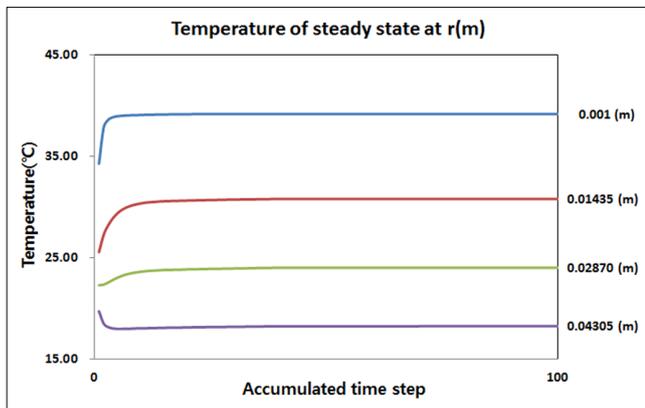
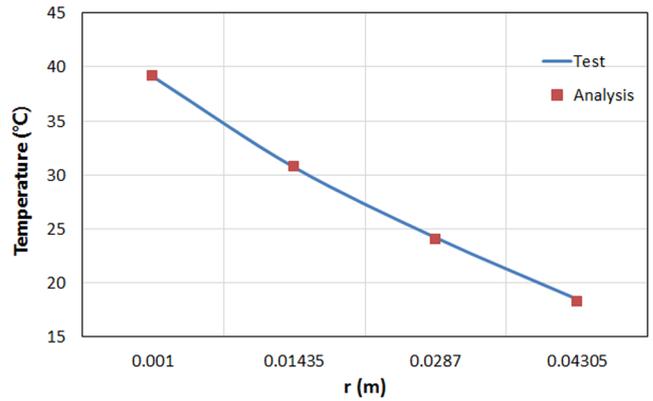
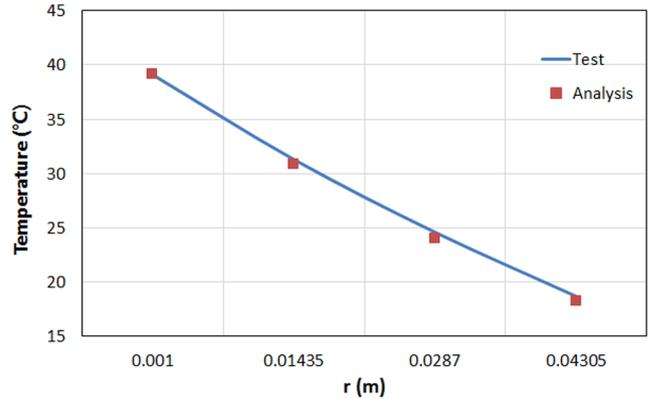


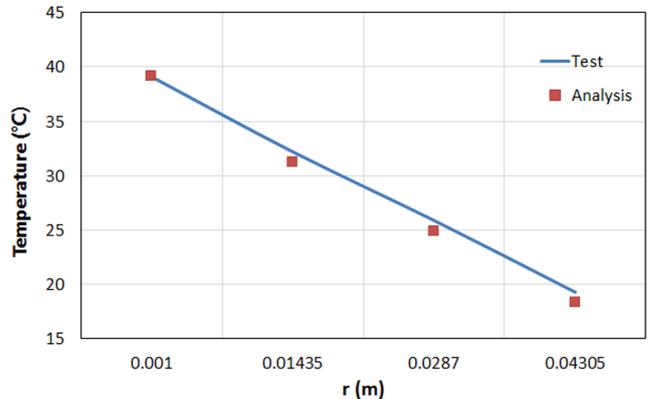
Fig. 10 Temperature of steady state at r(m) in CFX



(a) Steady state of A40



(b) Steady state of B40



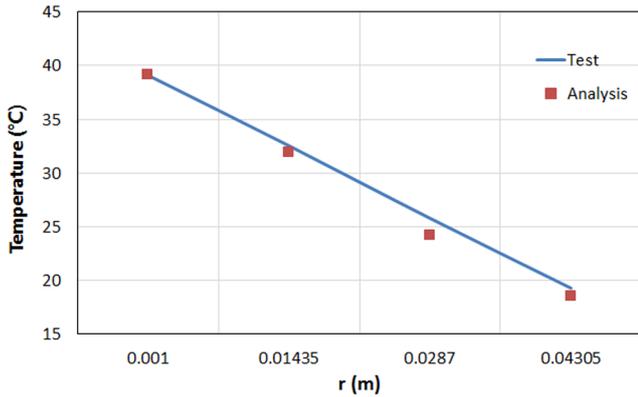
(c) Steady state of C40

Fig. 11 Comparison temperature gradient of results (man-made)

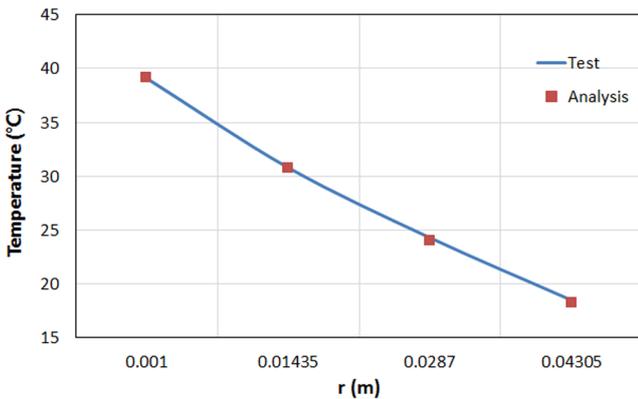
의 결과비교 그래프를 대표로 나타내었다.

Fig. 12는 실제 보링시료인 D44, E41 그리고 F40의 결과비교 그래프를 나타냈다. 그래프에서 가로축인 r(m)은 해저배관에서 해수방향의 반경거리이며 세로축인 Temperature(°C)는 0.001m, 0.01435m, 0.0287m, 0.04305m에서의 온도이다.

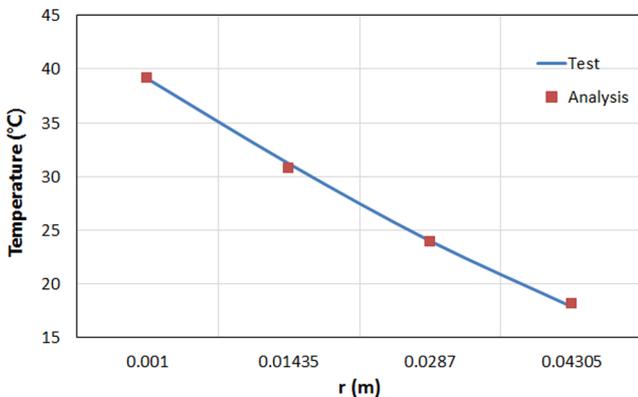
수치해석으로 재 구현된 지점의 온도와 열화상 카메라 결과를 비교하였을 때 오차는 최저 0.15%, 최대 6.5%를 보였다. 오차는 셔터를 누를 때의 카메라의 흔들림으로 인한 관측점의 이동과 실험 시 예기치 못한 공기의 대류현상에 의한 것으로 보이며 추후 보정 과정이 필요할 것으로 사료된다.



(a) Steady state of D44



(b) Steady state of E41



(c) Steady state of F40

Fig. 12 Comparison temperature gradient of results (boring)

5. 결 론

본 연구는 해저배관이 매설된 뒤채움 흙의 열전도율을 구하기 위하여 해저배관의 매설단면을 표현할 수 있는 모형수조를 제작, 카울리나이트 및 주문진 표준사를 배합한 시료와 실제 보링 샘플을 대상으로 열화상 카메라를 이용하여 온도분포 및 열전도율을 구하였다. 모형실험으로 도출된 열전도율의 정확도를 검증하기 위하여 도출된 열전도율을 상용수치해석 프로그램인 Ansys CFX v13.0을 이용하여 온도분포를 재 구현 하였으며, 수치해석의 온도분포 결과와 열화상 카메라의 온도분포 결과를

비교, 검증하였다. 본 연구의 결론은 다음과 같다.

(1) 본 연구에서는 해저배관 뒤채움 흙을 카울리나이트와 주문진 표준사를 이용하여 묘사하였으며, 함수비 40%, 50%, 60%의 열전도율을 구하였다. 이때 열전도율을 구하기 위하여 열화상 카메라를 사용하였으며, 시료의 교란을 야기할 수 있는 탐침법을 대신할 수 있는 방법이다. 포화되지 않은 흙은 함수비가 증가할수록 열전도율이 증가한다. 이는 흙 안 간극에 공기와 간극수가 같이 있기 때문인데, 공기의 열전도율이 물의 열전도율보다 더 크기 때문이다. 하지만 해저지반의 경우 포화도가 대부분이며 포화토의 경우 흙 입자와 간극수 두 가지로 구성되어 있기 때문에 함수비가 증가할수록 열전도율이 작아지는 경향을 보인다. 실험 결과는 함수비가 증가 할수록 열전도율이 작아지는 경향을 보였으며 함수비 40%~ 60% 시료의 열전도율은 약 1.2~1.6W/mK로 나타났다.

(2) 또한 1~2m사이의 실제 보링 샘플을 이용하여 열전도율을 구하였다. 함수비 측정결과 시료는 함수비 40% 근처를 나타냈으며, 체분석결과 새만금과 시화호 샘플의 경우 모래질 점토로 나타났고, 마산만의 경우 점토 및 실트가 주를 이루었다. 모래가 가장 많이 함유되어있는 새만금 시료의 경우 열전도율이 높게 나타났으며 이와 반대로 점토 및 실트가 주를 이루는 마산만 샘플의 경우 보링시료 중 가장 낮은 열전도율을 보였다.

(3) 열전도율을 구하기 위해 열화상 카메라를 이용하여 모델이 정상상태에 이르렀을 때의 온도분포를 이용하였다. 온도분포에 대한 신뢰성을 확보하기 위해 상용수치해석 프로그램인 Ansys CFX v13.0을 이용하여 모델링을 하고 초기조건 및 경계조건을 부여하여 수치해석을 수행하였다. 이때 모형실험에서 사용한 모델의 규격 및 해석조건들을 일치시켜 결과의 정확도를 높였으며 정상상태에 이른 온도분포를 열화상 카메라의 결과와 비교하였을 때 오차는 최대 6.5%로 거의 유사한 경향을 보였다.

향후 본 연구로 도출된 카울리나이트와 주문진 표준사의 혼합시료와 실제 보링시료들의 열전도율을 이용해 다양한 해저지반, 그리고 매립정도에 따른 해저배관의 총괄열전달계수(Overall heat transfer coefficient)를 기존 이론식 및 수치해석을 통하여 산출해 해저배관 단열방법인 Trenching & Backfilling 시 뒤채움 흙과 파이프의 매립깊이에 따른 열손실에 대한 연구를 진행 할 예정이다.

후 기

본 연구는 2016년 산업통상자원부 지원 산업핵심기술과제 “ARC7 극지환경용 해양플랜트 내빙구조 설계기술 개발(10063417)” 과제의 지원으로 수행된 결과임.

References

ANSYS Inc., 2010a. ANSYS CFX Theory Guide. ANSYS v130, Canonsburg.
 ANSYS Inc., 2010b. ANSYS CFX Tutorials. ANSYS v130, Canonsburg.

- Cha, J.H., An, S.J., Koo, M.H., 2008. Effects of Porosity and Water Content on Thermal conductivity of Soils, *Journal of KoSSGE*, 13(3), 27-36.
- Kim, H.S., Lee, J.G., 2011. Thermal Conductivity of Saturated Unfrozen Kaolinite during Consolidation, *The Journal of Engineering Geology*, 21(2), 157-162.
- Kim, Y.S., 2011. Optimization of the Backfill Materials for Underground Power Cables considering Thermal Resistivity Characteristics(1), *Journal of Korean Geosynthetic Society*, 10(4), 113-121.
- Mitchell, J.K., Kao, T.C., 1978. Measurement of soil thermal resistivity, *ASCE Journal of Geotechnical Engineering*, 104(5), 1907-1320.
- Thusyanthan, N.I., 2011. Thermal imaging, thermal conductivity of soil and heat loss from buried pipelines, *The Offshore Pipeline Technology Conference*, Amsterdam
- Zakarian, E., Holbeach, J., Morgan, J., 2012. A Holistic Approach to Steady-State Heat Transfer From Partially and Fully Buried Pipelines, *Offshore Technology Conference*, Huston

Sensitivity Study on SCR Design for Spread-Moored FPSO in West Africa

Kwang-Kyu Yoo* and Youngseok Joo*

*DSME R&D Institute, Daewoo Shipbuilding & Marine Engineering Co. Ltd., Geoje, Korea

KEY WORDS: Steel catenary riser(SCR), Strength analysis, Fatigue analysis, Sensitivity analysis

ABSTRACT: It is generally acknowledged that the Steel Catenary Riser (SCR) is the most cost-effective riser type for deep-water offshore fields among various risers, including the SCR, flexible riser, and hybrid riser. However, in West Africa, the SCR type may not be suitable for FPSO systems because the large vertical motion of the floater brings about a considerable riser dynamic response. In this paper, an SCR system is designed for the FPSO in the West African field, where the use of a hybrid riser has been preferred. The proposed SCR configuration fulfills the design criteria of the API, such as the strength check and fatigue life. Moreover, a sensitivity analysis is also carried out to improve the certainty in the SCR design of a deep-water FPSO. The parameters affecting the strength and fatigue performance of the SCR are considered.

1. Introduction

The increase in oil & gas field development in West African deep-waters has caused a quick evolution of the complexity and variety of production risers from the seabed to an offshore floating structure. The main design criteria for riser system are their strength and fatigue life, which are regarded to be the most difficult aspects of developing deep-water systems. To conform to the required design conditions, many kinds of risers are available, including steel catenary riser(SCR), flexible riser and hybrid riser. The advantages of using SCR are that it has a simple design and low cost. However, the dynamic response of the riser is sensitive to floater motion and can be susceptible to insufficient fatigue life and strength. On the other hands, hybrid riser can reduce the dynamic responses of the riser and can lead to a remarkable performance in deep-water fields even though it is much more expensive than SCR. That is why hybrid riser has been selected for almost all floating production storage and offloading(FPSO) in West Africa. From this point of view, design and sensitivity analysis of SCR which is suitable for FPSO in West Africa need to be developed in order to reduce the high costs and to address the difficulty in fabricating and installing a hybrid riser.

A conventional production riser system has been extensively studied for use in deep waters. Xia, Das and Karunakaran presented a parametric design study of SCR system for a

semi-submersible or FPSO in the northern North Sea(Xia et al., 2008). Yang and Li proposed an effective optimization strategy for the design of a deep-water riser under fatigue life constraints(Yang et al., 2011). Iranopur and Taheri conducted a series of experimental tests for fatigue life estimation of risers(Iranopur et al., 2008). Yang and Li presented the fatigue sensitivity analysis for deepwater lazy wave steel catenary riser(Yang and Li, 2011). Yang and Zheng studied design of steel catenary riser under dynamic environmental loads using a reliability based design optimization methodology(Yang and Zheng., 2011). Larsen and Hanson performed optimal design of catenary riser with respect to criterial function, design requirements in terms of maximum allowable stress and buckling capacity(Larsen and Hanson, 1999). Kim evaluated the general and detailed structural performances of SCR and lazy-wave steel catenary riser(LWSCR) under same storm and floater conditions(Kim and Kim, 2015). Wang and Duan proposed a nonlinear model for deep water lazy-wave steel catenary riser configuration considering effect of pipe-soil interaction, current and internal flow(Wang and Duan, 2015). Bai and Huang established a mathematical model of steel catenary riser considering the seabed and the influence of the soil-pipe interaction forces(Bai et al., 2015). McGrail and Lim performed a technical appraisal of hybrid riser and SCR in deep water applications and established the technical design approach(McGrail and Lim, 2004). Yue, Campbell and Walters studied the improvement in the

Received 16 January 2017, revised 8 April 2017, accepted 20 April 2017

Corresponding author Youngseok Joo: +82-55-735-7112, ysjoo1@dsme.co.kr

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

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

strength and fatigue performance of dynamic vessel applications with various kinds of configurations (Yue et al., 2010). Royer and Power evaluated riser concepts for high-motion vessels (FPSO and Semi-submersible) operating in waters at up to 10,000 feet in the Gulf of Mexico (Royer and Power, 2014).

In order to apply SCR to spread-moored FPSO in West African deep waters, the design of the riser must be conducted for a water depth of 1400 m. A strength check is conducted to evaluate the response of the SCR to all possible loading conditions. The fatigue performance is also assessed to meet a design fatigue life of 30 years. The wave fatigue analysis and the vortex-induced vibration fatigue analysis were conducted. Finally, the results of a parametric study were presented to obtain a better understanding of the SCR behavior and to find the major design parameters that could be used to optimize the riser configuration. Sensitivity analyses were carried out for the strength and wave fatigue to determine the influence of the drag coefficient, seabed stiffness, flex-joint stiffness and insulation thickness in producing the SCR dynamic response and determining the fatigue life.

2. Design Data and Criteria

The target field for the FPSO was in West Africa, and the general field layout is shown in Fig. 1. The riser in this paper consists of an oil production SCR with an outer diameter of 10.75 inches, and the line pipe properties proposed for the SCR are presented in Table 1.

Table 1 SCR Line Pipe Properties

Parameter	Unit	Value
Outer diameter	mm	273.05
Internal diameter	mm	228.6
Wall thickness	mm	22.23
Material	-	API 5L X65
Material yield stress	MPa	448

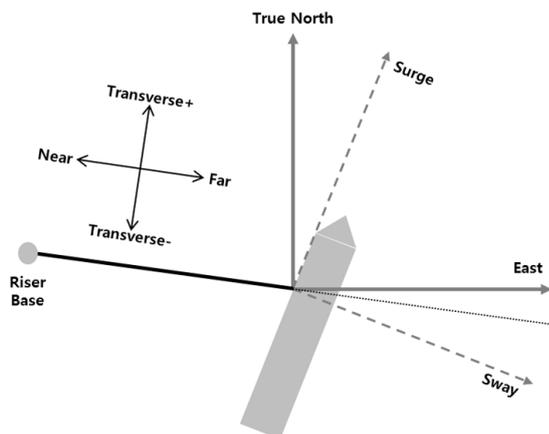


Fig. 1 FPSO Offset Direction Relative SCR Axis

Table 2 Environmental data

Parameter		Unit	Value
Water depth		m	1400
Main Swell	1-Year	Hs / Tp	m / sec 3.1 / 14.4
	10-Year	Hs / Tp	m / sec 3.8 / 14.6
	100-Year	Hs / Tp	m / sec 4.5 / 15.0
Secondary Swell	1-Year	Hs / Tp	m / sec 1.8 / 12.3
	10-Year	Hs / Tp	m / sec 2.15 / 12.2
	100-Year	Hs / Tp	m / sec 2.55 / 12.1
Wind Sea	1-Year	Hs / Tp	m / sec 1.55 / 7.9
	10-Year	Hs / Tp	m / sec 1.85 / 8.2
	100-Year	Hs / Tp	m / sec 2.15 / 8.4
Surface Current	1-Year	m/s	1.70
	10-Year	m/s	1.85
	100-Year	m/s	2.00
5m above seabed Current	1-Year	m/s	0.24
	10-Year	m/s	0.27
	100-Year	m/s	0.30
Soil	Stiffness	kN/m/m	1067

Table 3 Spread-moored FPSO dimensions

Parameter	Unit	Loading condition	
		Ballasted	Full
Length	m	350	
Breadth	m	70	
Depth	m	30	
Draft (Equivalent)	m	13	25
Displacement	ton	220000	430000
Longitudinal CoG from stern, LCG	m	165	160
Vertical CoG above keel, VCG	m	25	20

The environmental data that are used in this paper are a typical offshore environment condition in West Africa, and the water depth for the design is set to 1400 m. The environmental details, including the wave, current and soil stiffness in this study are provided in Table 2. The wave data is for three wave partitions - main swell, secondary swell and wind-sea. The Ochi-Hubble wave spectra shall be used as applicable to generate irregular waves. 41 design sea states are considered for wave fatigue analysis, and 424 current profiles were applied for vortex-induced vibration fatigue analysis. A generic FPSO facility with a spread mooring system was considered in this paper, and the key particulars of the FPSO are summarized in Table 3.

The design criteria for the riser are determined according to the design codes made by API. The minimum pipe wall thickness required for the SCR should be satisfied according to the burst condition due to internal pressure and collapse conditions due to external pressure according to API-RP-2RD and API-RP-1111. To

check the strength of the riser, the allowable von Mises stress was calculated according to the API-RP-2RD. The allowable stress was defined by the design case factor(C_f), allowable stress factor(C_a) and minimum specified material yield strength(σ_y) with the following relationship.

$$(\sigma_p)_\theta < C_f \sigma_a \quad (1)$$

where σ_a is the basic allowable combined stress ($C_a \sigma_y$); C_a is the allowable stress factor with a value of 2/3; σ_y is the material minimum strength; C_f is the design case factor in Table 4; and $(\sigma_p)_e$ is the extreme von Mises stress in the pipe.

For a plain round pipe, where transverse shear and torsion are negligible, the three principle stress components of the primary membrane stress(average stress across pipe wall) are σ_{pr} , $\sigma_{p\theta}$ and σ_{pz} , where r , θ and z refer to the radial, hoop and axial stress.

$$\frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{pr} - \sigma_{p\theta})^2 + (\sigma_{p\theta} - \sigma_{pz})^2 + (\sigma_{pz} - \sigma_{pr})^2} \leq C_f \sigma_a \quad (2)$$

These von Mises equivalent stresses should be less than the allowable stresses defined in Table 4.

For this study, the design life for the SCR is 30 years, and the basic fatigue information is given by the S-N curves that are used to evaluate the riser design life, as shown below.

$$N = a \times \left(S \times \left(\frac{t}{t_{ref}} \right)^e \times SCF \right)^{-k} \quad \text{for } t > t_{ref} \quad (3)$$

$$N = a \times (S \times SCF)^{-k} \quad \text{for } t \leq t_{ref} \quad (4)$$

where S is the stress range; N is the allowable number of cycles; a and k are the parameters defining the curves; t_{ref} is the reference thickness; and e is the thickness exponent.

The S-N curve that is to be used in the fatigue analysis is the DNV E class design curve. The DNV D and F3 class design curves are also considered to conduct a sensitivity check. The Palmgren-Miner rule was applied to calculate the fatigue damage after a dynamic analysis under a long-term sea-state condition.

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} \quad (5)$$

where n_i is the number of stress range occurrences; and N_i is the number of stress cycles obtained from the S-N curve for failure.

A stress concentration factor of 1.2 was applied to account for the stress amplification due to welding misalignment. A safety factor of 10 is considered based on API-RP-2RD, and the fatigue life, accounting for damage from waves and vortex-induced vibration, should exceed the required design life.

3. Analysis Methodology

A non-linear time domain analysis program, OrcaFlex(version 9.8c), was used to perform the riser strength and fatigue analyses. A strength analysis was conducted to determine the extreme response of the SCR under specific loading conditions during all stages of the SCR service life. The load case matrix was developed according to the API-RP-2RD, as in Table 5. The analysis includes a range of load cases that are suitable to cover all of the loading conditions predicted for the SCR. The maximum von Mises stress, maximum flex-joint rotation angle and effective tension at critical region were evaluated for each of the load cases. The SCR shall meet the design acceptance detailed in Table 4 for all load cases.

First and second-order fatigue analyses are conducted to calculate the fatigue damage that is induced by the wave frequency and low frequency motion of the FPSO. The first order vessel motions are represented using the vessel RAOs while the second order vessel motions are expressed as harmonic motions based on the low frequency surge and sway amplitudes and drifts periods associated with each sea-state. The fatigue damage is determined using a rain-flow counting method, and as can be seen in Table 6, the 41 fatigue cases are also to be considered. A vortex-induced vibration (VIV) analysis is performed using SHEAR7 to determine the current-induced fatigue damage on the SCR. The VIV analysis is conducted for currents flowing in the in-line and transverse direction relative to the riser plane, and the total fatigue damage due to VIV is calculated by the sum of the damage factored for each of the current profiles.

The combined fatigue damage, including VIV and wave fatigue damages, is given by adding the damage along the riser length using the following equation.

$$D_{total} = FoS_{wave} \times D_{wave} + FoS_{VIV} \times D_{VIV} \quad (6)$$

where, D_{total} is the factored combined fatigue damage; D_{wave} is the un-factored fatigue damage due to FPSO motions; D_{VIV} is the un-factored fatigue damage due to VIV; FoS is the fatigue safety factor applied by 10.

The combined fatigue life should exceed a design fatigue life of 30 years.

Table 4 Allowable stress criteria

Design case	Design case factor, C_f	Allowable von mises Stress to yield Stress ratio
Operating	1.00	0.67
Extreme / Installation	1.20	0.80
Hydrotest	1.35	0.90
Survival	1.50	1.00

Table 5 Strength Analysis Load Case Matrix

Load category	Environmental return period	Internal fluid	Mooring status	Vessel offset	Internal pressure	FPSO offset
Installation	1-year	Empty	Intact	2% WD	Atmospheric	Near/Far/Transverse
Hydrotest	1-year	Seawater	Intact	2% WD	Hydrotest	Near/Far/Transverse
Operating	10-year	Oil	Intact	4% WD	Design	Near/Far/Transverse
Extreme	10-year	Oil	Damaged	7% WD	Design	Near/Far/Transverse
	100-year	Oil	Intact	7% WD	Design	Near/Far/Transverse
Survival	100-year	Oil	Damaged	10% WD	Design	Near/Far/Transverse

Table 6 Condensed Sea-state Scatter Diagram

Hs	Wave incidence angle relative to true north (Occurrence probability - %)					
	S	S-SW	SW	W-SW	W	W-NW
Main swell						
0.0 - 0.5	0.37	11.64	1.83	-	-	-
0.5 - 1.0	0.88	41.41	6.55	0.14	-	-
1.0 - 1.5	0.16	22.76	4.08	-	-	-
1.5 - 2.0	-	5.41	1.96	-	-	-
2.0 - 2.5	-	1.27	0.41	-	-	-
2.5 - 3.0	-	0.73	0.12	-	-	-
3.0 - 3.5	-	0.10	-	-	-	-
Secondary swell						
0.0 - 0.5	-	7.83	11.13	1.34	1.01	1.83
0.5 - 1.0	-	20.80	21.49	1.76	-	0.14
1.0 - 1.5	-	13.58	10.80	0.56	-	-
1.5 - 2.0	-	3.25	2.65	-	-	-
2.0 - 2.5	-	0.77	0.60	-	-	-
2.5 - 3.0	-	0.24	-	-	-	-
Wind sea						
0.0 - 0.5	4.24	31.06	2.26	-	-	-
0.5 - 1.0	5.41	48.50	1.71	-	-	-
1.0 - 1.5	-	3.99	-	-	-	-

4. Riser Configuration

The SCR configuration that was proposed for this study is described in Fig. 2 with respect to the FPSO offset.

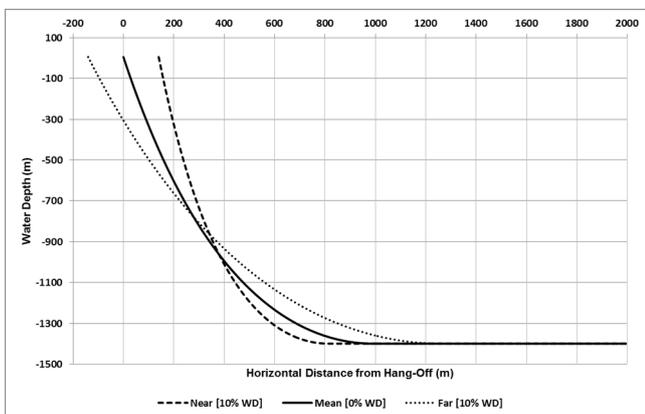


Fig. 2 SCR Configuration with respect to FPSO offset

5. Strength Analysis

The objectives of the strength assessment are to determine the following:

- Von Mises stresses with operating, extreme/installation, survival and hydrotest design criteria
- Vessel/riser interface loads including effective tensions and flex-joint rotation angles
- Dynamic tension variation

The results of the dynamic analysis are presented in this section. The analysis is performed for installation, hydrotest, operating, extreme and survival conditions. The maximum von Mises stress

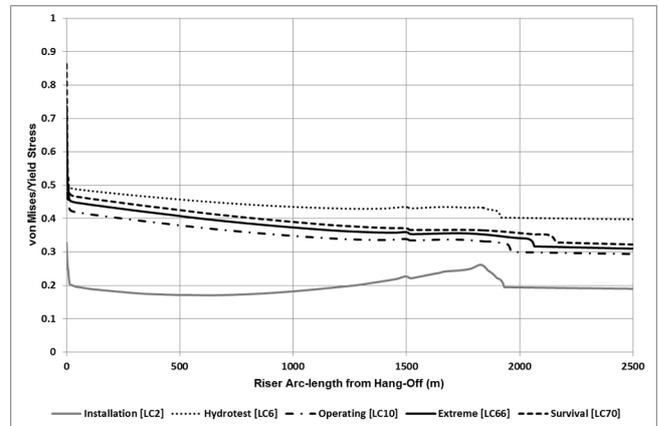


Fig. 3 SCR Dynamic Stress Distribution along Arc-length

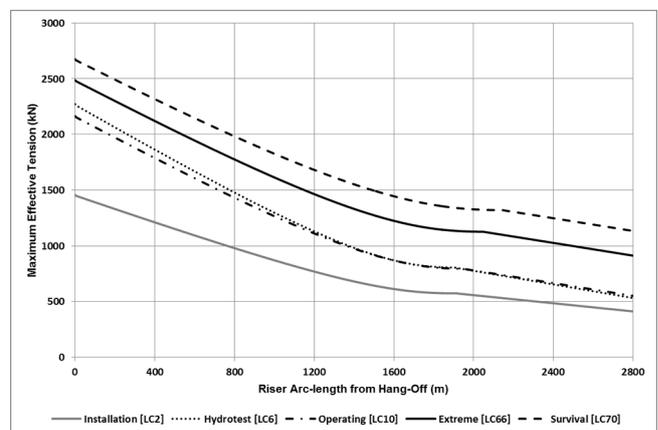


Fig. 4 SCR Dynamic Maximum Tension along Arc-length

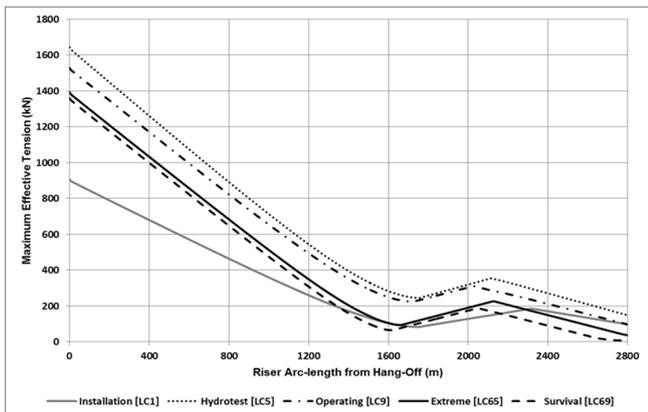


Fig. 5 SCR Dynamic Minimum Tension along Arc-length

utilization and effective tension along the arc-length for the critical load cases are shown in Fig. 3, Fig. 4, and Fig. 5, respectively. The maximum flex-joint angle is 8.3 degrees in the survival condition and it is less than the typical flex-joint rotational capacity of +/-18 degrees, as shown in Fig. 6. The stress utilization is 0.80, and it occurs at the top of the SCR. The maximum effective tension at the top of the SCR is 2999 kN, and compression is not observed along the length of the SCR for all design cases. The minimum effective tension at the touch-down zone is 64.6 kN and remains as a positive tension.

6. Fatigue Analysis

The objective of the wave fatigue analysis is to evaluate the fatigue damage of the SCR mainly caused by the vessel motions. The wave fatigue response of the SCR due to the first-order and second-order vessel motions is assessed by taking 41 sea-states into

consideration. The fatigue life is calculated using the DNV-E class design curve with a SCF of 1.2 as a base case, which represents the girth welds along the SCR. A parametric analysis with the upper DNV-D and lower DNV-F3 class design curves are also carried out to check the influence of the fatigue curve selection on the prediction of the fatigue life.

Table 7 provides the minimum fatigue lives at the hang-off point of the riser and touch-down zone for the different fatigue curves. The fatigue life distribution along the SCR arc-length is described in Fig. 7. The fatigue lives that are presented include a safety factor of 10. A minimum wave fatigue life in the SCR is 143 years and it is found at the touch-down point region. The fatigue life at the hang-off is 1155 years which is less critical than that at the touch-down zone. On the other hand, the fatigue life considering the DNV-F3 class design curve is too conservative to meet the design life.

The purposes of the VIV fatigue analysis are to optimize the strake length for the SCR and to estimate the VIV fatigue life along the SCR. The analysis is performed by using 424 long-term characteristic current profiles, natural frequencies, modal curvatures and mode shapes. The minimum fatigue lives are presented in Table 7. The results show that the minimum fatigue life occurs at the touch-down zone, at a distance of approximately 1868m from the hang-off location for the in-plane mode VIV. The minimum VIV fatigue life is determined to be 68 years according to the DNV-E class design curve.

The combined fatigue lives of the SCR due to the wave motions and vortex-induced vibrations are presented in Table 8, and the minimum fatigue life is 46 years at the touch-down zone of the SCR, which exceeds the design fatigue life of 30 years. The wave motion fatigue is the major fatigue factor at the first weld below the hang-off while VIV contributes the most at the touch-down zone.

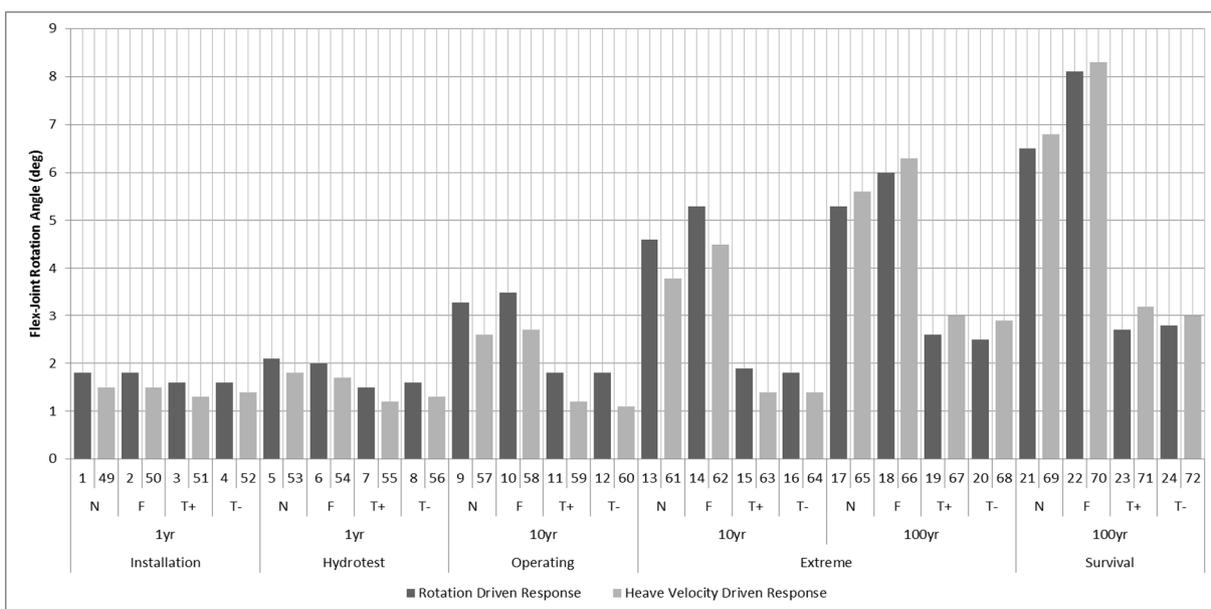


Fig. 6 Maximum flex-joint rotation angle for dynamic analysis
note: Near(N), Far(F), T+(Transverse+), T-(Transverse-)

Table 7 Fatigue analysis results

Fatigue curve	Hang-off [Wave/VIV]		Touch down zone [Wave/VIV]	
	Factored min fatigue life [years]	Curvilinear distance from HO [m]	Factored min fatigue Life [years]	Curvilinear distance from HO [m]
DNV-D	2568/>100000	7.7	259/96	1867.5
DNV-E	1155/>100000	7.7	143/68	1867.5
DNV-F3	194/>100000	7.7	24/11	1867.5

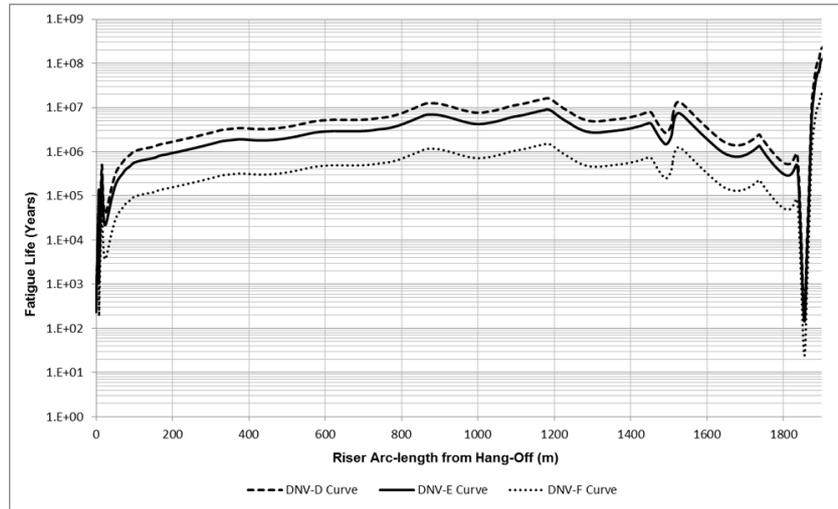


Fig. 7 Wave fatigue life along arc-length

Table 8 Combined Fatigue Lives

Parameter	Unit	Hang-off	TDZ
Distance from HO	m	7.6	1867.5
FOF and SOF damage	1/year	0.0009	0.0070
VIV damage	1/year	0.0001	0.0148
Combined fatigue damage	1/year	0.0010	0.0218
Combined fatigue life	years	1155	46

7. Sensitivity Analysis

A sensitivity analysis is conducted to evaluate the influence of the variation in the design parameters on the SCR strength and wave fatigue response. The reason for selecting design parameters is that these are directly associated with the amount of project cost which is the most important factor in the EPCIC project.

7.1 Strength Sensitivity Analysis

The analysis is performed for only the worst survival loading

Table 9 Strength sensitivity analysis load case matrix

Sensitivity parameter	Drag coefficient [-]	Seabed stiffness [kN/m/m]	Flex-joint stiffness (Bend moment) [kN.m]	Insulation thickness [mm]	Taper stress joint length [m]
Base case	Bare: 1.0 traked: 2.0	1070	17.8 @ 0.1° 201.9 @ 3°	63.5	7.62 (25 ft)
Drag coefficient sensitivity	Bare: 0.7 Straked: 1.4 (Lower Bound)	Base case	Base case	Base case	Base case
Seabed stiffness sensitivity	Base case	Rigid seabed	Base case	Base case	Base case
Flex-joint stiffness sensitivity	Base case	Base case	70% (Reduced stiffness)	Base case	Base case
Insulation coating thickness sensitivity	Base case	Base case	Base case	0.0 (No insulation)	Base case
Taper stress joint length sensitivity	Base case	Base case	Base case	Base case	3.048 (10 ft) (Reduced length)

Table 10 Strength sensitivity analysis results

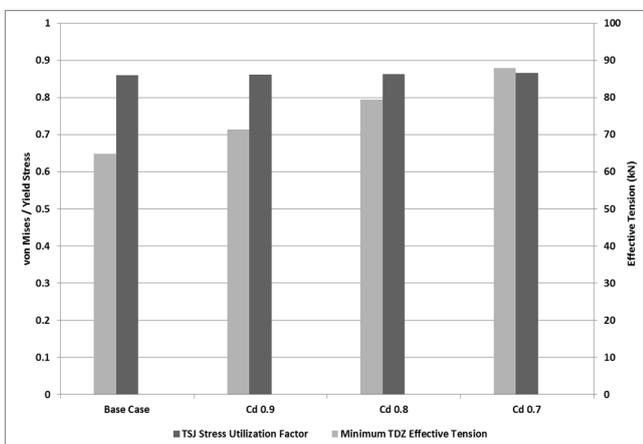
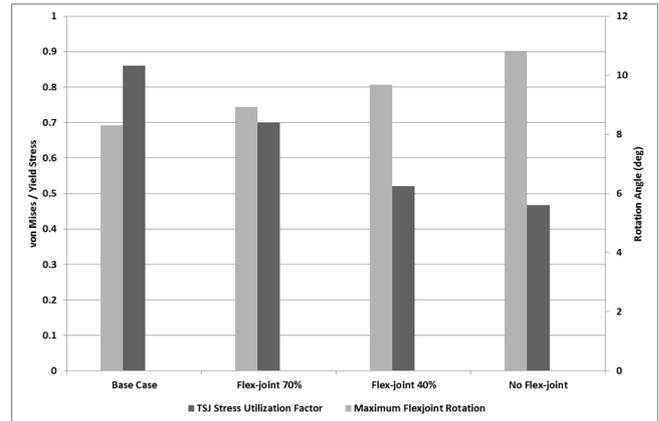
Sensitivity parameter	Flex-joint rotation [deg]	Max. vM/Yield stress ratio [-]	Max. effective tension [kN]	Min. effective tension [kN]
Loading condition	Survival	Survival	Survival	Survival
Base case	8.3	0.86	2675	64.6
Drag coefficient sensitivity	8.4	0.87	2575	101.5
Seabed stiffness sensitivity	8.3	0.86	2679	64
Flex-joint stiffness sensitivity	8.9	0.7	2680	63.9
Insulation thickness sensitivity	8.5	0.9	2858	144.8

conditions that are defined from the base case of the dynamic analysis. The loading conditions are those that produce the maximum flex-joint rotation, the maximum von Mises stress utilization, the maximum top tension and the minimum tension at the touch-down zone. The design parameters for the strength sensitivity analysis are the drag coefficients, seabed stiffness, flex-joint stiffness, insulation thickness and taper stress joint length, as summarized in Table 9. The results of the strength sensitivity analysis are presented briefly in Table 10.

The effects with respect to variation of drag coefficients which are from 1.0 for upper bound to 0.7 for lower bound on the flex-joint rotation angle, von Mises stress and top tension are found to be no greater influence relative to the base case. However, the minimum tension at the touch-down point with lower drag coefficients is found to increase considerably from 64.9 kN to 88.0 kN, which is an increase in about 36%, as illustrated in Fig. 8.

The SCR strength response is not generally sensitive to the seabed stiffness except at the touch-down point location as shown by Table 10. A rigid seabed reduces the minimum tension at the touch-down point to 64 kN from the approximately 65 kN that is found with the base case of the seabed stiffness of 1070 kN/m/m. The seabed stiffness is thus expected to have a more weighty impact on the fatigue performance of the SCR.

As can be seen from Fig. 9, the flex-joint stiffness that is assumed in the base case analysis is considered to have a high

**Fig. 8** Strength sensitivity result with respect to drag coefficients**Fig. 9** Strength sensitivity result with respect to flex-joint stiffness

capacity. In particular, von Mises stress shows a downward trend by lower flex-joint capacity whereas rotation angle is an upward trend because of lower bending moment at hang-off region by reduced flex-joint stiffness. A reduction of 30% in the flex-joint stiffness shows that the maximum flex-joint rotation increases by about 7% from 8.3 degrees to around 9.0 degrees. In case of not considering the flex-joint, maximum rotation angle rises to about 11 degrees. On the other hand, the increase in the rotational flexibility decreases the maximum von Mises stress ratio near the hang-off by about 45%, from 0.86 to 0.47. The riser tension at hang-off region and touch-down zone is not affected by the flex-joint stiffness as shown in Table 10.

Fig. 10 shows that the insulation thickness is not important to the riser stress and flex-joint rotation, respectively. A minor increase in the maximum top tension was found by the loss of the up-thrust contribution from the insulation if the insulation layer was not considered. In addition, the minimum tension at the touch-down point increases considerably from 64.9 kN to 145.6 kN, and the improved touch-down point tension can be achieved by lowering the drag loading that results from a smaller effective pipe diameter.

Fig. 11 describes the influence of taper stress joint length on riser strength. The reduction of taper stress joint length brings about increase in von Mises stress and bending moment of hang-off region. In particular, the maximum bending moment rises considerably from around 70 kNm at base case to about 200 kNm

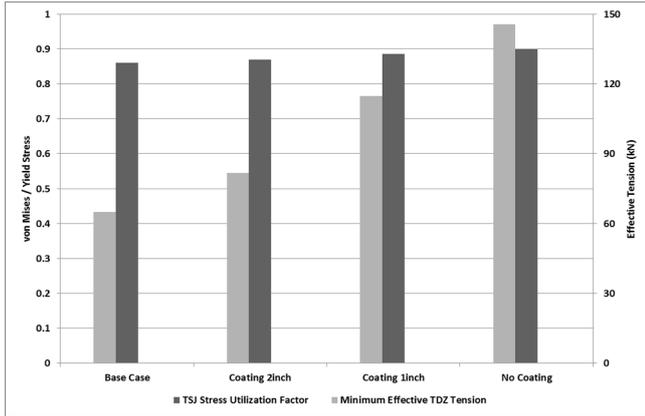


Fig. 10 Strength sensitivity result with respect to insulation coating thickness

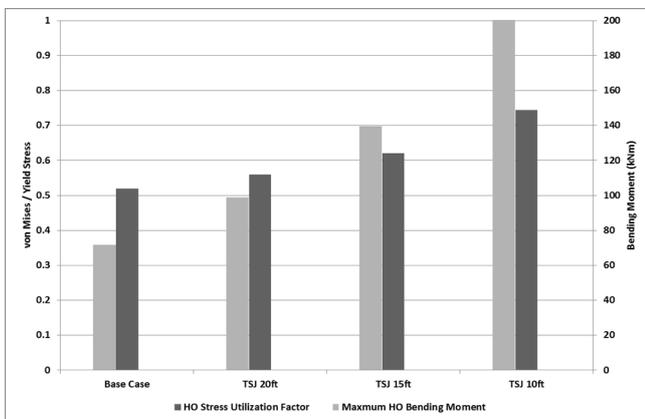


Fig. 11 Strength sensitivity result with respect to taper stress joint length

at reduced length case. The von Mises stress at base case also increases to just under 0.75 at reduced length case. Through this analysis, it is acknowledged that the taper stress joint provides a smooth bending stiffness transition between flex-joint and first welding point of steel catenary riser.

7.2 Wave Fatigue Sensitivity Analysis

The design parameters for the wave fatigue analysis include the drag coefficients, insulation coating thickness, taper stress joint length, internal corrosion, FPSO draft and seabed stiffness, as shown in Table 11. The minimum wave fatigue lives at the top of the riser and at the touch-down zone for the different sensitivity parameters are presented in Table 12. The minimum wave fatigue life distributions at the hang-off region and the touch-down zone for the different design parameters are shown from Fig. 12 to Fig. 15.

Fig. 12 and Fig. 13 illustrate the influence of design parameters at hang-off region and touch-down zone, respectively. The sensitivity check using a higher drag coefficient of 2.0 for the strake section shows that the minimum wave fatigue life increases from 143 years to 152 years at touch-down zone, which is an improvement of 6%, and also rises from 1155 years to 1253 years at hang-off region. The increase in the fatigue life can be attributed to the increase in the damping force on the riser that is rendered using a higher drag coefficient.

The wave fatigue performance of the SCR is sensitive to the insulation thickness. The sensitivity check without an insulation layer shows a significant improvement in the wave fatigue life along the SCR relative to the base case. The minimum wave

Table 11 Wave fatigue sensitivity analysis load case matrix

Sensitivity parameter	Drag coefficient	Insulation coating thickness [mm]	Taper stress joint length [m]	Internal corrosion [mm]	FPSO draft	Seabed stiffness [kN/m/m]
Base case	Straked: 1.4	63.5 mm	7.62 m	0	Ballasted	1070
Drag coefficient sensitivity	Straked: 2.0	Base case	Base case	Base case	Base case	Base case
Insulation coating thickness sensitivity	Base case	0.0 (No insulation)	Base case	Base case	Base case	Base case
Taper stress joint length sensitivity	Base case	Base case	3.048 m (10 ft) (Reduced length)	Base case	Base case	Base case
Internal corrosion sensitivity	Base case	Base case	Base case	3 mm	Base Case	Base Case
FPSO draft sensitivity	Base case	Base case	Base case	Base case	Fully loaded	Base Case
Seabed stiffness sensitivity	Base case	Base case	Base case	Base case	Base case	Rigid seabed

Table 12 Wave fatigue sensitivity analysis results

Load case	Minimum wave fatigue life [years]	
	Hang-off	Touch-down zone
Base case	1155	143
Drag coefficient sensitivity	1253	152
Insulation coating thickness sensitivity	3411	185
Taper stress joint length sensitivity	20	159
Internal corrosion sensitivity	601	126
FPSO draft sensitivity	704	38
Seabed stiffness sensitivity	1104	88

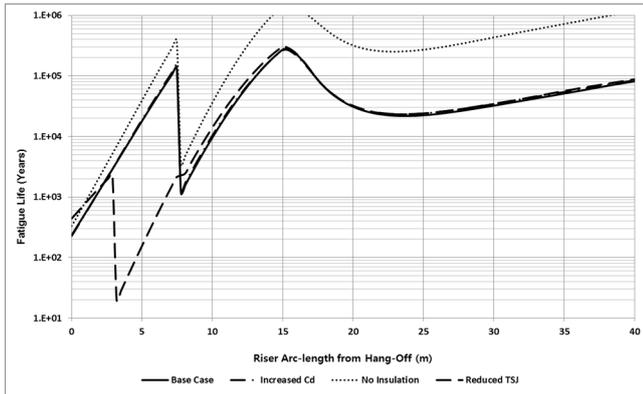


Fig. 12 Fatigue sensitivity result with respect to design parameters at hang-off

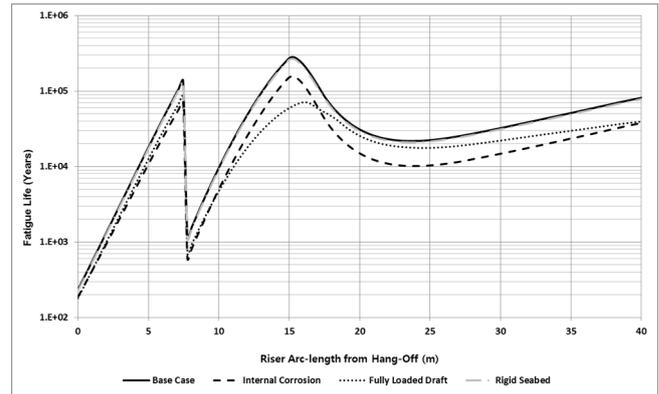


Fig. 14 Fatigue sensitivity result of hang-off in case of conservative design

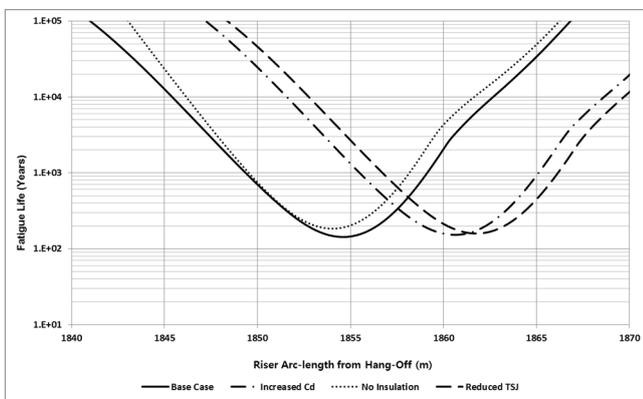


Fig. 13 Fatigue sensitivity result with respect to design parameters at touch-down zone

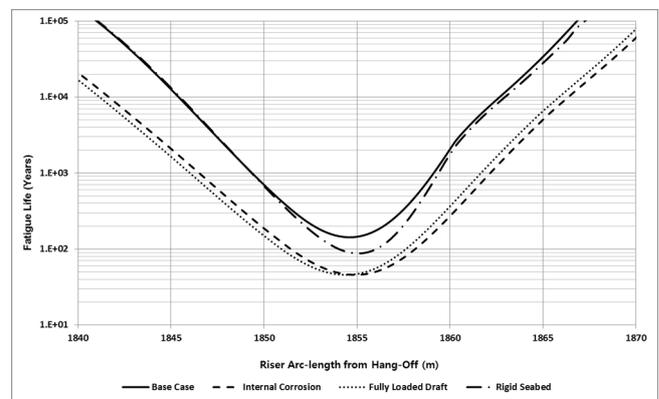


Fig. 15 Fatigue sensitivity result of touch-down zone in case of conservative design

fatigue life increases by about 30% from 143 years for the base case to 185 years for the case without an insulation layer at touch-down zone. The fatigue life at hang-off region rises by over three times more than base case. This improvement can be attributed to a reduction of the hydrodynamic loading on the SCR if an insulation layer is not considered.

The base case of the wave fatigue analysis is applied by a length of 7.620 m (25 ft) of taper stress joint. The sensitivity analysis considering a reduced length of 3.048 m (10 ft) of the taper stress joint shows an early more significant influence on the wave fatigue life at hang-off region than other design parameter. The wave fatigue life at hang-off region decreases considerably from 1155 years in base case to 20 years in the reduced taper stress joint even though the wave fatigue life at touch-down zone increases to 159 years. In case of the reduced taper stress joint, the wave fatigue life is not satisfied with the required design fatigue life (30 years). This drop can be caused by increased bending stress and von Mises stress at hang-off region.

As can be seen from Fig. 14 and Fig. 15, sensitivity analysis is conducted with respect to conservative design condition, such as internal corrosion, fully loaded FPSO and rigid seabed. In general, fatigue is a long term consideration and it might be conservative to

consider completely corrosion on the riser during its whole service life. A sensitivity check assuming an average wall thickness loss of 3mm around the internal diameter is performed to explain the potential internal corrosion. It is observed that the minimum wave fatigue life decreases by about 50% (from 1155 years to 601 years) at hang-off region and also declines by around 12% (from 143 years to 126 years) at touch-down zone.

The base case of the wave fatigue analysis considers a ballasted FPSO draft condition, and the sensitivity check shows that the FPSO motions under fully-loaded conditions produce a more severe riser wave fatigue response. The minimum wave fatigue life declines by about 73% (from 143 years to 38 years) at touch-down zone under fully loaded FPSO draft condition.

The wave fatigue response of the SCR at the touch-down point is particularly sensitive to the seabed stiffness. A rigid seabed is found to significantly decrease the minimum touch-down point fatigue life to 88 years relative to the base case fatigue life of 143 years, which is a decrease of approximately 40%. The decrease in the touch-down point fatigue life with a rigid seabed is estimated due to the higher riser touch-down point curvature than the elastic seabed. On the other hand, the wave fatigue life at hang-off region is not sensitive to seabed stiffness.

8. Conclusion

A design of SCR for a spread-moored FPSO in West Africa was carried out to obtain a suitable SCR configuration as an alternative concept design for hybrid riser. The strength analysis and fatigue analysis were conducted to evaluate the proposed SCR configuration. Finally, the sensitivity analysis with respect to the variation in the design parameters is conducted to assess the influences of variation in the design parameters.

The configuration of proposed SCR is satisfied with design requirements in terms of strength and fatigue life. This proposed SCR can be a suitable alternative option of hybrid riser applied to FPSO in West Africa.

The responses of the SCR strength are examined with respect to the variation in the design parameters. As can be seen from the strength analysis results, capacity of flex-joint stiffness and length of taper stress joint affect a huge increase of rotation angle(7%) and bending moment(180%), respectively. These components are essential for SCR design with respect to project cost as well as structure safety. Therefore, low level of optimal design for flex-joint and taper stress joint should be conducted to avoid excessive conservative design.

The influence of the wave fatigue life depending on the design variables is studied. Through the result of the wave fatigue analysis, it is true that insulation thickness, internal corrosion and taper stress joint have a great portion of wave fatigue life. In particular, reduced taper stress joint and full internal corrosion show a dramatic decrease of fatigue life, which represent 98% and 48%, respectively. The optimal length of taper stress joint should be obtained by riser design whereas internal corrosion can be anticipated by flow assurance analysis, which is considered at the stage of field development.

References

- Bai, X., Huang, W., Vaz, M.A., 2015. Riser-soil Interaction Model Effects on the Dynamic Behavior of a Steel Catenary Riser. *Marine Structure*, 41, 53-76.
- Iranpour, M., Taheri, F., Kim, J.V., 2008. Structural Life Assessment of Oil and Gas Risers under Vortex-induced Vibration. *Marin Struct*, 21(4), 353-373.
- Kim, S., Kim, M.H., 2015. Dynamic Behaviors of Conventional SCR and Lazy-wave SCR for FPSOs in Deepwater. *Ocean Engineering*, 106, 396-414.
- Larsen, C.M., Hanson, T., 1999. Optimization of Catenary Risers. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Transactions of the ASME*, 121(2), 90-94.
- McGrail, J., Lim, F., 2004. SLOR vs. SCR for Deepwater Applications. Technical Paper, 2H Offshore Engineering, United Kingdom.
- Royer, B., Power, T., Ayewah, D., 2014. Assessment of Ultra-deepwater Riser Concepts for High-motion Vessels. *Offshore Technology Conference*, Houston.
- Wang, J., Duan, M., 2015. A Nonlinear Model for Deepwater Steel Lazy-wave Riser Configuration with Ocean Current and Internal Flow. *Ocean Engineering*, 94, 155-162.
- Xia, J., Das, P., Karunakaran, D., 2008. A Parametric Design Study for a Semi/SCR System in Northern North Sea. *Ocean Engineering*, 35(17), 1686-1699.
- Yang, H.Z., Li, H.-J., 2011. Sensitivity Analysis of Fatigue Life Prediction for Deepwater Steel Lazy Wave Catenary Risers. *Science China Technological Sciences*, 54(7), 1881-1887.
- Yang, H.Z., Li, H.J., Park, H.I., 2011. Optimization Design for Steel Catenary Riser with Fatigue Constraints. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 21(04).
- Yang, H.Z., Zheng, W., 2011. Metamodel Approach for Reliability-based Design Optimization of a Steel Catenary Riser. *Journal of Marine Science and Technology*, 16(2), 102-213.
- Yue, B., Campbell, M., Walters, D., Thompson, H., Raghavan, K., 2010. Improved SCR Design for Dynamic Vessel Applications. 29th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, Shanghai.

Effects of Tsunami Waveform on Energy Dissipation of Aquatic Vegetation

Woo-Dong Lee*, Jong-Ryul Park**, Ho-Seong Jeon*** and Dong-Soo Hur****

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

**Earthquake Hazard Research Division, National Disaster Management Research Institute, Ulsan, Korea

***Hydro Science and Engineering Research Institute, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, Goyang, Korea

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

쓰나미 파형이 수중식생의 에너지소산에 미치는 영향

이우동* · 박종률** · 전호성*** · 허동수****

*국립경상대학교 해양산업연구소

**국립재난안전연구원 지진대책연구실

***한국건설기술연구원 수자원 하천연구소

****국립경상대학교 해양토목공학과

KEY WORDS: Tsunami-vegetation interaction 쓰나미-식생 상호작용, Vegetation drag 식생항력, Tsunami waveform 쓰나미 파형, Wave energy dissipation 파랑에너지감쇠, Navier-Stokes solver 나비에-스톡스 방정식 모델

ABSTRACT: The present study numerically investigated the influence of the waveform distribution on the tsunami-vegetation interaction using a non-reflected wave generation system for various tsunami waveforms in a two-dimensional numerical wave tank. First, it was possible to determine the wave attenuation mechanism due to the tsunami-vegetation interaction from the spatial waveform, flow field, vorticity field, and wave height distribution. The combination of fluid resistance in the vegetation and a large gap and creates a vortex according to the flow velocity difference in and out of the vegetation zone. Thus, the energy of a tsunami was increasingly reduced, resulting in a gradual reduction in wave height. Compared to existing approximation theories, the double volumetric ratio of the waveform increased the reflection coefficient of the tsunami-vegetation interaction by 34%, while decreasing the transfer coefficient and energy attenuation coefficient by 25% and 13%, respectively. Therefore, the hydraulic characteristics of a tsunami is highly likely to be underestimated if the solitary wave of the approximation theory is applied for the tsunami.

1. 서 론

쓰나미는 주로 해저지진에 의해 발생하지만, 해저경사면 붕괴, 해저화산 분출, 운석 충돌, 빙하 붕괴, 해안절벽 붕괴 등에 의해서도 발생한다. 일반적인 쓰나미는 급작스러운 해저면의 융기 또는 침강에 기인한 위치에너지가 중력에 의해 운동에너지로 전환되면서 매우 빠른 속도로 전파된다. 따라서 예측이 어려울 뿐만 아니라, 발생을 인지하더라도 전파속도가 엄청남으로 대피하기 매우 어렵다. 이에 쓰나미의 피해경험이 있는 일본에서는 중량과 부피가 어마한 방파제와 호안이 건설되었다. Arikawa et al.(2012)에 따르면, 이와테현 카마이시만 지역에 설치된 대형 방파제로 인하여 2011년 동일본 대지진 때의 쓰나미 피해가 경감되었다. 그러나 쓰나미를 대비한 중력식 구조물들

은 건설비용이 막대할 뿐만 아니라, 자연경관을 해치는 경우가 많다. 또한 설치되는 중력식 구조물의 규모가 커기 때문에 침식과 같은 예기치 못한 문제들을 야기 시킬 우려가 높다.

최근 해안공학분야에서는 연안방재의 목적으로 연안식생에 대한 관심이 고조되고 있으며, 중력식 구조물에 비해 친환경/친자연적인 공법으로 평가받고 있다. 그리고 식생은 중력식 구조물에 비해 저렴할 뿐만 아니라, 별도의 장소에서 증식하여 이식할 수도 있다. 이런 이유에서 미국을 비롯한 일부 연안선진국에서는 연안방재의 목적으로 식생을 이식하는 단계까지 접어들었다. 그러나 우리나라에서는 일부의 연구자들이 식생에 관심을 가지고 있을 뿐, 심도 깊은 연구가 진행되고 있지 않다.

국외에서는 수리실험을 통하여 파랑-식생 상호작용에서 의한 식생항력을 조사하고, 이것을 모델링하여 수치모의에 이용하고

Received 25 January 2017, revised 10 March 2017, accepted 20 April 2017

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

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

있다. 실험적 연구로서는 연성식생(Kobayashi et al., 1993; Blackmar et al., 2014) 그리고 강성식생(Sugahara and Nagai, 1994; Wu and Cox, 2015) 그리고 실제와 유사한 식생(Maza et al., 2015b; Lara et al., 2016)을 적용한 수조에서 파랑감쇠, 식생항력, 유속분포 등을 측정하였다. 그리고 실험결과에 기초하여 식생항력계수가 제안되었다(Dubi and Torum, 1994; Anderson et al., 2011). 나아가 수치모델에 식생항력특성을 도입하여 식생에 의한 파동장 및 유동장 변화를 분석하였다(Asano et al., 1992; Augustin et al., 2009; Iimura and Tanaka, 2012; Ma et al., 2013). 대표적인 수치모델로서는 2008년 Deltares에서 Mendez and Losada(2004)의 식생에 의한 에너지감쇠항을 적용하여 SWAN-VEG를 개발하였다. Suzuki(2011)는 식생항력계수를 VOF(Volume of fluid)법 기반의 CADMAS-SURF/3D에 도입하여 수치모델을 개량하였다.

쓰나미-식생 상호간섭에 관한 연구들로서는 Huang et al.(2011)은 수치실험을 진행함과 동시에 Boussinesq모델에 Tanino and Nepf(2008)이 원주구조물을 대상으로 제안한 항력계수를 적용하여 식생에 의한 쓰나미 감쇠현상을 잘 재현하였다. 그리고 Maza et al.(2015a)은 OpenFOAM®을 활용하여 Huang et al.(2011)의 수치실험에서 배제한 개개의 식생줄기를 직접 모델링하여 높은 정확도로 실험결과를 모의하였다. 한편 개개의 식생을 직접 모델링하기에는 계산부하가 매우 크고, 실험실 규모를 벗어날 경우에는 요구되는 계산격자수가 엄청나다. 이것을 극복하기 위하여 Park et al.(2017)은 식생대를 하나의 매체로 가정한 2차원 N-S(Navier-Stokes)방정식에 기초한 수치파동수조를 개발하였다. 또한 Lee et al.(2017)은 식생매체의 3차원적 배치에 따른 파랑 및 흐름제어를 수치적으로 고찰하였다.

아직 식생에 관한 국내연구는 활발하게 진행되고 있지 않지만, 일부에서 꾸준히 연구결과가 보고되고 있다. 실험적 연구들은 Kim(2008)이 식생의 횡밀도에 따른 파랑감쇠, Lee et al.(2009)이 식생의 침식방지효과, Lee et al.(2012)이 인공식생의 항로매물 저감효과에 관한 2차원 수치실험을 수행하였다. 그리고 수치적인 연구들은 연직적분모델을 이용하여 Yang(2008)이 수변식생에 의한 파랑변형, Lee(2007)가 식생대의 표사이동을 모의하였다. 단면 2차원 CADMAS-SURF모형을 활용하여 해안립의 파랑감쇠특성을 분석하였다(Lee and Kim, 2014). Lee(2016)는 식생대의 파랑감쇠에 관한 수치실험을 진행함과 더불어 Asano(2006)의 평면모델을 이용하여 파고감쇠현상을 모사하였다. Lee and Hur(2016)은 Huang et al.(2011)의 수치실험결과와의 비교·분석을 토대로 쓰나미-식생 상호작용에 의한 에너지소산을 직접 모의할 수 있는 3차원 수치파동수조를 개발하였다.

한편 수리/수치실험들에서는 쓰나미를 조파하기 위하여 고립파 근사이론들이 주로 이용되고 있다. 그러나 고립파의 근사파형은 실제 내습한 쓰나미에 비해 매우 좁다(Qu et al., 2017). 그러므로 수치실험에서 쓰나미를 재현하기 위하여 조파기의 스트로크와 이동속도를 조절(Park et al., 2013), 붕괴파(Nouri et al., 2010; Liu et al., 2014) 그리고 압축공기에 의한 조파방법(Rossetto et al., 2011)을 이용하기도 한다. 그런데 반해 수치모의에서 근사이론이 뒷받침 되지 않으면, 안정적인 고립파형의 쓰나미를 생성하는 것이 매우 힘들다. 이에 Lee et al.(2016)은 기존 고립파 근사이론(Grimshaw, 1971; Fenton, 1972; Goring, 1978;

Dean and Dalrymple, 1984)에 기초하여 다양한 고립파형 쓰나미를 수리/수치파동수조에서 안정적으로 조파할 수 있는 방법을 제안하였다.

본 연구에서는 쓰나미 파형에 따른 식생의 에너지소산을 수치적으로 검토하기 위하여 Lee et al.(2016)이 제안한 조파방법을 Park et al.(2017)의 2차원 수치파동수조에 적용하여 쓰나미 파형에 따른 식생의 에너지소산을 모의한다. 쓰나미-식생 상호작용에 의한 파고감쇠 현상을 이해하기 위해 파형분포, 유동장, 와동장, 파고분포를 우선적으로 고찰한다. 그리고 파형분포에 따른 쓰나미의 반사, 투과, 에너지감쇠특성을 정량적으로 분석하여 파형이 에너지소산에 미치는 영향에 대해 논의한다.

2. 수치모델

본 연구에서는 쓰나미-식생 비선형 상호작용에 의한 에너지소산을 직접 고려할 수 있는 Park et al.(2017)이 제안한 2-D NWT(Numerical wave tank)를 이용한다. 이 수치모델은 PBM(Porous body model)과 VOF을 토대로 한 강비선형 N-S solver이며, 식생에 의한 고립파의 반사, 전달, 에너지감쇠를 추정에 활용되었다. 그리고 Huang et al.(2011)의 실험과의 비교·검증을 통하여 타당성과 유효성이 확인되었다. 또한 그리고 다양한 고립파형의 쓰나미를 조파하기 위하여 Lee et al.(2016)이 제안한 조파방법을 Park et al.(2017)의 NWT에 적용한다.

2.1 지배방정식

비압축성·점성유체에서 파랑과 흐름을 무반사로 생성할 수 있는 시스템이 포함된 연속방정식 (1)과 식생에 의한 유체저항을 도입한 수정된 N-S 운동량 방정식 (2)로 구성되어 있다.

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

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

여기서 v_i 는 x, z 방향의 유속, q^* 는 소스의 유량밀도, γ_v 는 체적 공극률, γ_i 는 x, z 방향의 면적 공극률, t 는 시간, ρ 는 유체 밀도, p 는 압력, ν_T 는 유체의 동점성계수(ν)와 와동점성계수(ν_i)의 합, D_{ij} 는 변형률속도텐서, S_i 는 CSF(Continuum surface force)모델에 기초한 표면장력항(Brackbill et al., 1992), Q_i 는 파랑 또는 흐름의 소스항, R_i 는 식생에 의한 유체저항항, g_i 는 중력가속도항, E_i 는 부가감쇠영역의 에너지 감쇠항이다.

연속방정식 (1)에 비압축성 유체에 대한 가정과 PBM에 기초한 VOF함수를 적용하면, 식 (3)과 같이 유체 보존형식으로 나타낼 수 있다.

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

여기서 F 는 각 계산격자에서 유체가 차지하고 있는 체적비이다.

2.2 식생항력

식생에 의한 유체저항(R_i)은 식 (4)와 같고, 항력저항과 관성력저항으로 구분된다.

$$R_i = \frac{1}{2} C_D \phi v_i \sqrt{v_i + v_j} + C_M (1 - \gamma_v) \left(\frac{\partial v_i}{\partial t} + v_i \frac{\partial v_i}{\partial x_i} + v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} \right) \quad (4)$$

여기서 ϕ 는 식생밀도이다. C_D 는 항력계수이며, Chen and Nguyen (2011)의 제안식 (5)로부터 산정된다. 관성력계수 C_M 은 Sakakiyama and Kajima(1992)가 제안한 1.5를 적용한다.

$$C_D = \frac{50}{Re^{0.43}} + 0.7 \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{Re}{15000}\right) \right\} \quad (5)$$

여기서 Re 는 Reynolds수($= \frac{v_i d}{\nu}$; d 는 식생의 특성길이)이다.

2.3 쓰나미 조파

Brorsen and Larsen(1987)이 제안한 무반사 소스는 계산영역의 양쪽방향(x 의 ±방향)으로 파랑이 전달됨으로 식 (6)과 같이 생성강도 q 를 가진다. 그리고 입사파랑과 반사파랑이 중첩될 경우, 목표파형을 정밀하게 생성하기가 어렵다. 그러므로 Ohyama and Nadaoka(1991)가 제안한 강도($(\eta+h)/(\eta_s+h)$)을 적용하여 안정적인 파랑 및 흐름을 생성한다.

$$q = 2U \frac{\eta+h}{\eta_s+h} \quad (6)$$

여기서 U 는 파랑근사이론에 의한 수평유속성분, 파랑과 흐름의 생성지점에서 ±양쪽으로 전달되기 때문에 상수 2가 적용된다. η 와 η_s 는 생성지점의 근사 수면변위 그리고 실제 수면변위를 각각 나타낸다.

NWT는 엇갈림 격자체계 시스템으로 구축되어 있기 때문에 식 (7)과 같이 조파지점의 격자크기(Δx_s)에 따른 강도(q)의 영향

을 없애기 위하여 유량밀도 q^* 를 적용한다.

$$q^* = \begin{cases} q(y, z, t) / \Delta x_s & : x = x_s \\ 0 & : x \neq x_s \end{cases} \quad (7)$$

Lee et al.(2016)는 기존 근사이론들을 토대로 다양한 고립파형의 쓰나미를 조파하기 위하여 분포계수와 가상수심계수를 제안하였다. 본 연구의 NWT에서는 쓰나미를 생성하기 위하여 Dean and Dalrymple(1984)의 고립파 근사이론을 토대로 개량한 다음의 파형 근사식 (8)과 유속 근사식 (9)를 이용한다.

$$\eta = H_i \operatorname{sech}^2 \left[\sqrt{\frac{3}{4} \frac{H_i}{(\beta h)^3}} (x_s - \alpha) \right] \quad (8)$$

$$U = \left[\lambda \left\{ \epsilon + 3\epsilon^2 \left(\frac{1}{6} - \frac{z_h^2}{2} \right) \right\} - \lambda^2 \epsilon^2 \left(\frac{7}{4} - \frac{9z_h^2}{4} \right) \right] \quad (9)$$

여기서 β 는 가상수심계수, H_i 는 입사파고, h 는 수심, C 는 Dean and Dalrymple(1984)가 제안한 파속($= \sqrt{gh}(1+H_i/2h)$), λ 는 식 (8)로부터 근사된 수면변위와 입사파고와의 비($= \eta/H_i$), ϵ 는 입사파고와 수심과의 비($= H_i/h$), z_h 는 수립자의 연직거리와 수심과의 비($= \bar{z}/h$; \bar{z} 는 바닥으로부터 수립자의 연직거리)이다.

3. 수치시뮬레이션

3.1 수치파동수조 및 입사조건

쓰나미 파형분포에 따른 에너지감쇠특성을 분석하기 위하여 Fig. 1과 같은 2차원 수치파동수조를 구성한다. 해석영역의 파동장 교란을 방지하기 위하여 해석영역의 양쪽에 에너지 흡수층(Sponge layer)을 배치하고, 수치수조의 양쪽 경계에는 방사조건(Open boundary)을 고려한다. 수심(h) 25cm의 해석영역에는 폭(B) $1L_{eff}$, 높이 25cm의 식생대를 배치한다. 여기서 L_{eff} 는 Dean and Dalrymple(1984)가 제안한 유효파장으로서 식 (11)과 같고, 파형체적의 95%에 해당한다.

Table 1 Incident tsunami conditions used in this study

Vegetation zone			Tsunami	
Width (B)	Height (F_b/h)	Density (ϕ)	Height (H_i/h)	Volume (V/V_0)
1	0	0.1	0.1, 0.2, 0.3	0.63-2

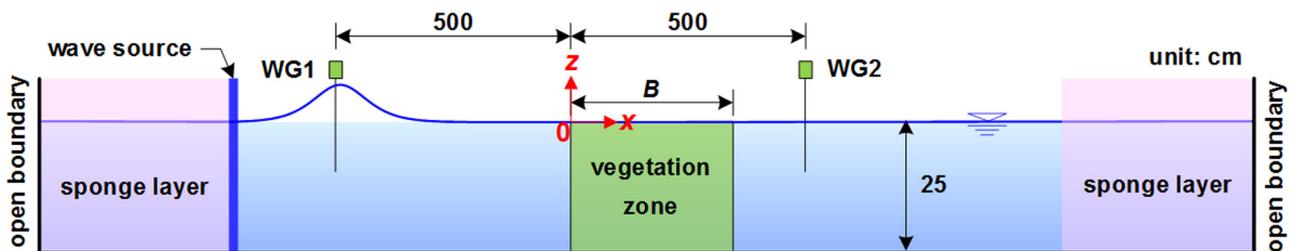


Fig. 1 Definition sketch of a numerical water tank including vegetation zone

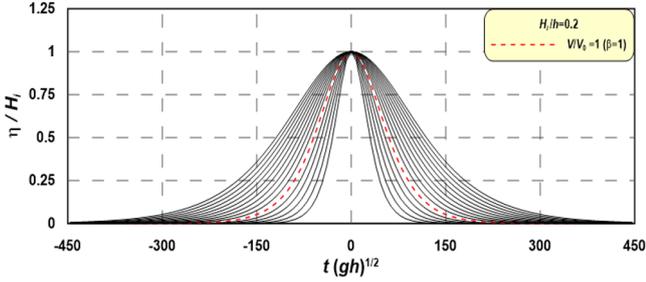


Fig. 2 Waveform characteristics of incident tsunami due to the virtual depth factor(β)

$$L_{eff} = \frac{4.24h}{\sqrt{H_i/h}} \quad (11)$$

쓰나미의 입사조건과 식생조건을 Table 1에 나타낸다. 여기서 $F_b/h=0$ 은 $F_b=0\text{cm}$ 로서 식생마루와 정수면이 같다. H_i/h 는 입사 파고와 수심과의 비이다. V/V_0 는 기준파형에 대한 체적비를 나타내고, 가상수심계수(β)에 따른 파형분포는 Fig. 2와 같다. Fig. 2에서 붉은색 점선은 $\beta=1$ 로서 Dean and Dalrymple(1984)의 근사 파형과 같고, 쓰나미 파형의 체적변화에 대한 기준(V_0)이 된다. 여기서 기준파형(V_0) 대비 $\beta>1$ 은 넓은 파형, $\beta<1$ 은 좁은 파형을 각각 의미한다.

2차원 수치파동수조의 계산영역은 Fig. 1과 같고, 해석영역의 계산격자는 $\Delta x=1\text{cm}$, $\Delta z=0.5\text{cm}$ 로 등분할 한다. 초기 계산시간 간격(Δt)은 1×10^{-3} 초이고, 계산중에는 안정조건을 만족할 수 있도록 자동적으로 Δt 가 조절된다.

3.2 식생에 의한 파고감쇠특성

식생에 의한 쓰나미 감쇠현상을 이해하기 위하여 Fig. 4에는 식생대 주변의 시·공간파형, Fig. 5에는 파봉이 식생대 중앙에 위치할 때의 유동장과 와동장을 각각 나타낸다. Fig. 4에서 각각의 공간파형은 0.25s 간격이다. Fig. 5에서 와도(ω_{xz})는 Raffel et al.(1998)와 Raffel et al.(2007)이 제안한 식 (12)-(16)를 이용하며, 와도계산의 개념은 Fig. 3과 같다. 여기서 빨간색 계열 와도는 양(+)의 값으로 반시계 방향, 파란색 계열 와도는 음(-)의 값으로 시계방향의 와도를 각각 표현한다.

$$\omega_{xz} = \frac{(\Omega_A + \Omega_B - \Omega_C - \Omega_D)}{4\Delta x \Delta z} \quad (12)$$

$$\Omega_A = \frac{1}{2} \Delta x (u_{i-1,k-1} + 2u_{i,k-1} + u_{i+1,k-1}) \quad (13)$$

$$\Omega_B = \frac{1}{2} \Delta z (w_{i+1,k-1} + 2w_{i+1,k} + w_{i+1,k+1}) \quad (14)$$

$$\Omega_C = \frac{1}{2} \Delta x (u_{i+1,k+1} + 2u_{i,k+1} + u_{i-1,k+1}) \quad (15)$$

$$\Omega_D = \frac{1}{2} \Delta z (w_{i-1,k+1} + 2w_{i-1,k} + w_{i-1,k-1}) \quad (16)$$

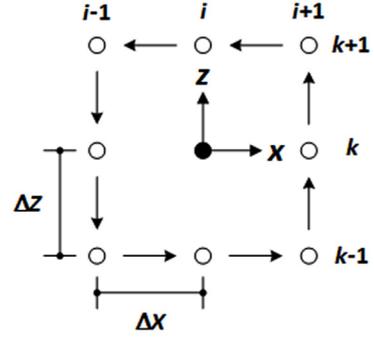


Fig. 3 Conceptual diagram of the circulation calculation for estimating vorticity at a point

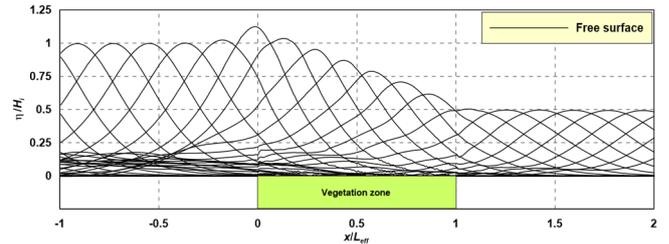


Fig. 4 Temporal and spatial distribution of free surface elevations by a tsunami around the vegetation zone for $H_i/h = 0.2$

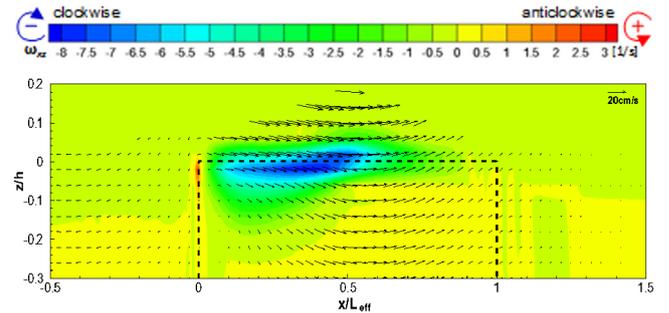


Fig. 5 Flow and vortex fields in the upper section of the vegetation zone for $H_i/h = 0.2$

Fig. 4로부터 식생항력으로 인하여 식생대 전면에서 파고 상승현상이 발생하나, 일반적인 투과성 구조물에 비해 매우 작다. 그리고 식생대 마루에는 쇄파와 같은 급작스러운 수면형 변화가 발생하지 않다. 이것은 잠재와 같은 투과성 구조물에 비해 공극률이 클 뿐만 아니라, 유체저항 강도가 약하기 때문으로 이해된다. 그 결과, 식생대를 통과하는 쓰나미의 파고가 서서히 감소하고, 식생대에 의한 파형변화가 크지 않음을 알 수 있다.

Fig. 4에서 논의한 파고감쇠현상은 식생의 유체저항과 함께 Fig. 5에 도시된 와동에 의한 에너지소산이 주요한 원인으로 판단된다. Fig. 5로부터 유체저항에 의해 식생대 내부의 유속이 감소함에 따라 마루 위와의 유속차이가 커지게 된다. 이 같은 수리현상은 식생대 마루 안팎의 시계방향 (-)와도를 발달시킨다. 이 와동과 식생항력은 식생대를 통과하는 쓰나미의 에너지를 소산시켜, 파고감쇠현상으로 나타나게 된다.

Fig. 6에서는 쓰나미의 입사파고와 수심과의 비(H_i/h)에 따른

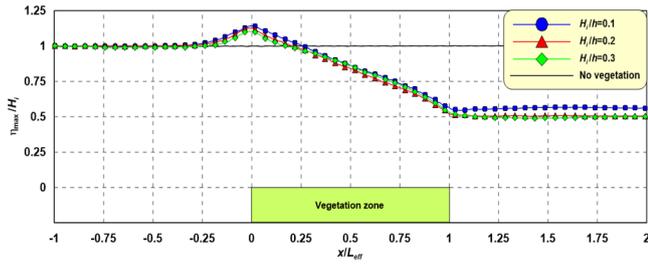


Fig. 6 Distribution of the tsunami heights around the vegetation zone due to H_i/h

식생대 주변의 파고분포를 나타낸다. 여기서 파란색 원(●)은 $H_i/h=0.1$, 빨간색 삼각형(▲)은 $H_i/h=0.2$, 연두색 마름모(◆)는 $H_i/h=0.3$, 검정색 실선(—)은 식생이 존재하지 않는 $H_i/h=0.2$ 의 경우를 각각 나타낸다.

Fig. 4와 5에서 설명한 것과 같이 식생대 전면에서는 쓰나미의 파고가 조금 상승하고, 식생대를 통과하면서 파고가 서서히 줄어드는 현상을 확인할 수 있다. 식생대 배후에서는 전달된 파고가 그대로 유지되면서 전파되는 것을 알 수 있다. 식생대 전면에서의 파고 증가현상은 H_i/h 가 작을수록 크다. 이것은 H_i/h 가 작을수록 상대적으로 유속이 작기 때문에 항력저항의 영향이 증가하여 발생하는 현상으로 판단된다. 수중 식생대의 배후로 전달되는 파고는

H_i/h 가 클수록 작아지는 경향을 보이나, $F_b/h=0$ 의 식생조건에서는 $H_i/h=0.2$ 와 $H_i/h=0.3$ 의 차이는 크지 않다. 수면 밖으로 식생이 돌출된 Huang et al.(2011)의 실험결과에서는 H_i/h 에 따른 파고전달이 뚜렷한 경향을 보이기도 한다.

3.3 쓰나미 파형에 따른 파동장과 유동장

Fig. 7은 동일한 입사파고조건($H_i/h=0.2$)에서 쓰나미 파형에 따른 식생대 주변의 파동장 및 유동장이며, (b)는 Dean and Dalrymple(1984)의 근사이론에 의한 고립파($V/V_0=1$)가 내습하는 경우, (a)는 근사이론보다 좁은 파형($V/V_0=0.65$), (b)는 넓은 파형($V/V_0=2$)의 경우를 각각 나타낸다. 여기서 파동장과 유동장은 식생대의 외해측 지점($x/L_{eff}=0$)에서 가장 높은 수위가 나타나는 순간이다.

Fig. 7에서 V/V_0 가 클수록 공간파형과 유속분포가 넓을 뿐만 아니라, 전체적인 유속이 크다. 전술한 것과 같이 유속이 클수록 식생항력의 영향이 줄어들게 된다. 또한 유속의 공간분포가 넓다는 것은 일방향 흐름의 지속시간이 길어지기 때문에 가속도가 작아진다. 그러므로 가속도가 지배적인 관성저항의 영향 역시 작아지게 된다. 따라서 V/V_0 가 클수록 식생항력의 영향이 줄어들기 때문에 쓰나미의 에너지감쇠율이 작아질 것으로 판단되며, 이것에 대해 다음 단락에서 상세한 논의를 이어간다.

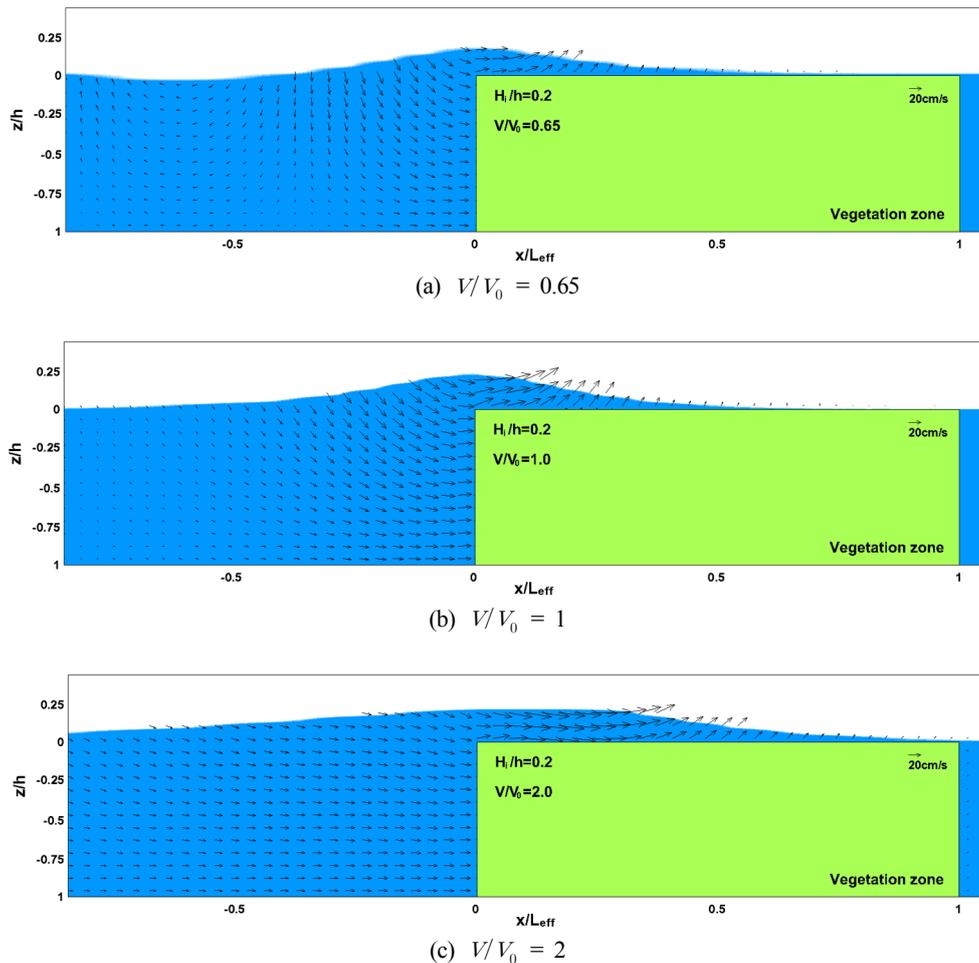


Fig. 7 Spatial distributions of wave and flow fields by a tsunami for $H_i/h = 0.2$

3.4 식생대 전후의 시간파형

Fig. 8은 대표적으로 $H_i/h=0.3$ 의 입사파고조건에서 쓰나미 파형에 따른 식생대 전후의 시간파형을 나타낸 그래프이다. Fig. 8에서 (a)는 $x=5m$ 지점(WG1)의 시간파형, (b)는 $x=5m$ 지점(WG2)의 시간파형을 각각 나타낸다(Fig. 1 참조). 여기서 빨간색 점선은 Dean and Dalrymple(1984)의 근사이론($V/V_0=1$)의 고립파형이다.

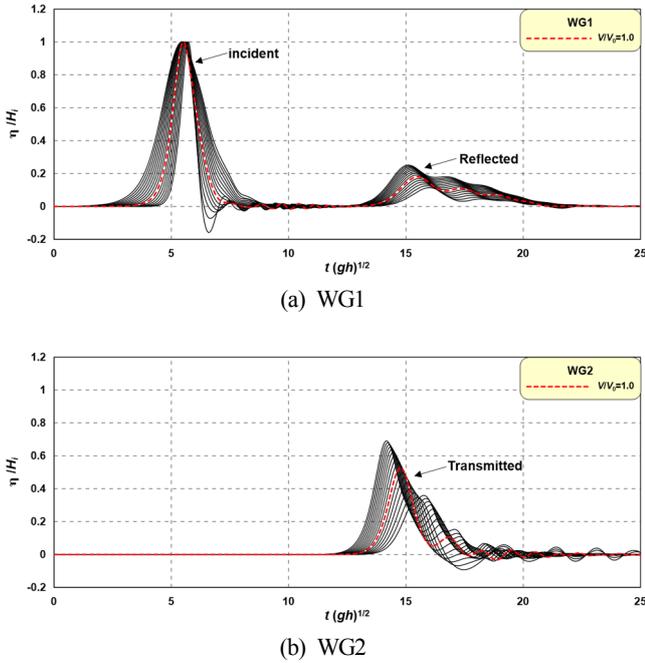


Fig. 8 Time-series of free surface elevation by a tsunami in the front and rear of vegetation zone for $H_i/h = 0.3$

Fig. 8(a)로부터 약 6초 부근에서 다양한 쓰나미의 입사파형을 확인할 수 있고, 약 15초 부근에서 식생에 의한 반사파형이 나타난다. 여기서 V/V_0 가 클수록 반사파고가 증가하는 경향을 보이고, 주목되는 현상은 V/V_0 가 클수록 반사파의 위상이 빨라지고, 파고가 높아진다. 이 현상은 V/V_0 가 클수록 파장이 길어서 쓰나미-식생 상호간섭의 시점이 빨라지고, 간섭시간은 길어지기 때문이다. Fig. 8(b)로부터 V/V_0 가 증가할수록 식생대 배후로 전달되는 쓰나미의 파고가 크고, 위상이 빠르다. 이것은 전술한 바와 같이 V/V_0 가 클수록 식생에 의한 에너지소산이 작아서 전달파고가 커지고, 식생에 의한 유속감소가 작아서 위상이 빨라지는 것으로 이해된다. 이에 파형분포가 식생대를 통과하는 쓰나미의 반사, 전달, 에너지감쇠에 관한 정량적 분석을 다음 단락에서 진행하기로 한다.

3.5 쓰나미의 반사, 전달, 에너지감쇠

Fig. 9는 Fig. 8에서 확인한 식생대 전후의 시간파형으로부터 입사파고(H_i), 반사파고(H_R), 전달파고(H_T)를 식 (17)-(19)에 대입하여 구해진 반사계수(K_R), 전달계수(K_T), 에너지감쇠계수(E_L)를 체적비(V/V_0)에 따라 나타낸 그래프이다. Fig. 9에서 (a)는 $H_i/h=0.1$, (b)는 $H_i/h=0.2$, (c)는 $H_i/h=0.3$ 의 경우를 각각 보여준다.

다. 여기서 검정색 원(●)은 반사계수, 파란색 마름모(◆)는 투과계수, 빨간색 역삼각형(▼)은 에너지감쇠계수를 각각 의미한다.

$$K_R = \frac{H_R}{H_i} \tag{17}$$

$$K_T = \frac{H_T}{H_i} \tag{18}$$

$$E_L = \sqrt{1 - K_R^2 - K_T^2} \tag{19}$$

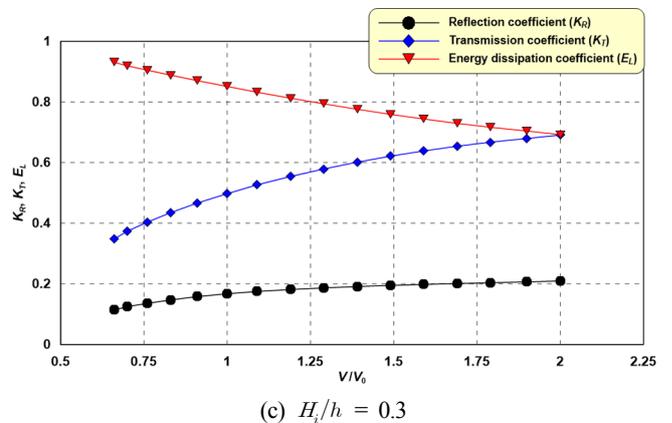
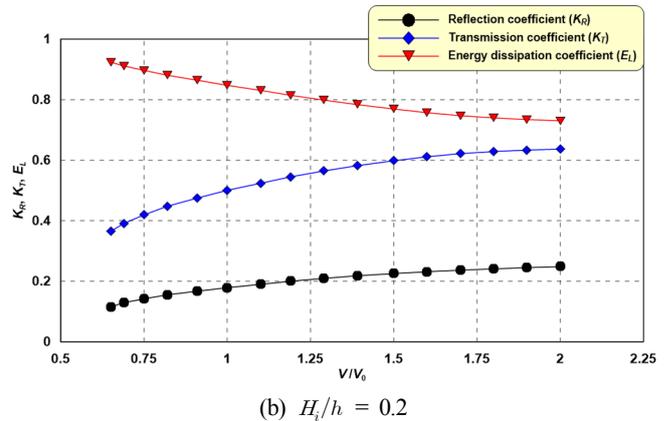
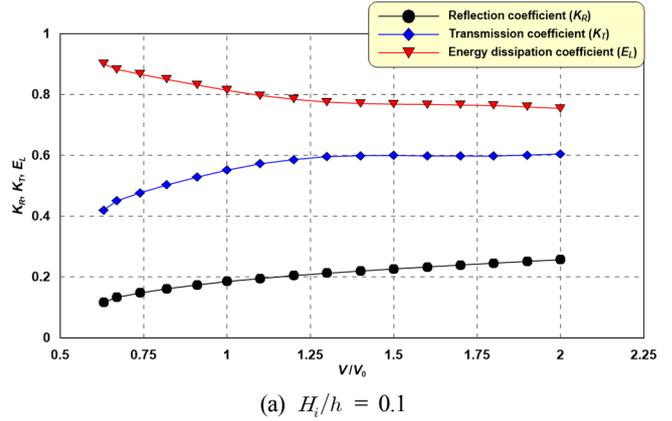


Fig. 9 Characteristics of the reflection, transmission, and energy dissipation coefficients due to the tsunami waveform

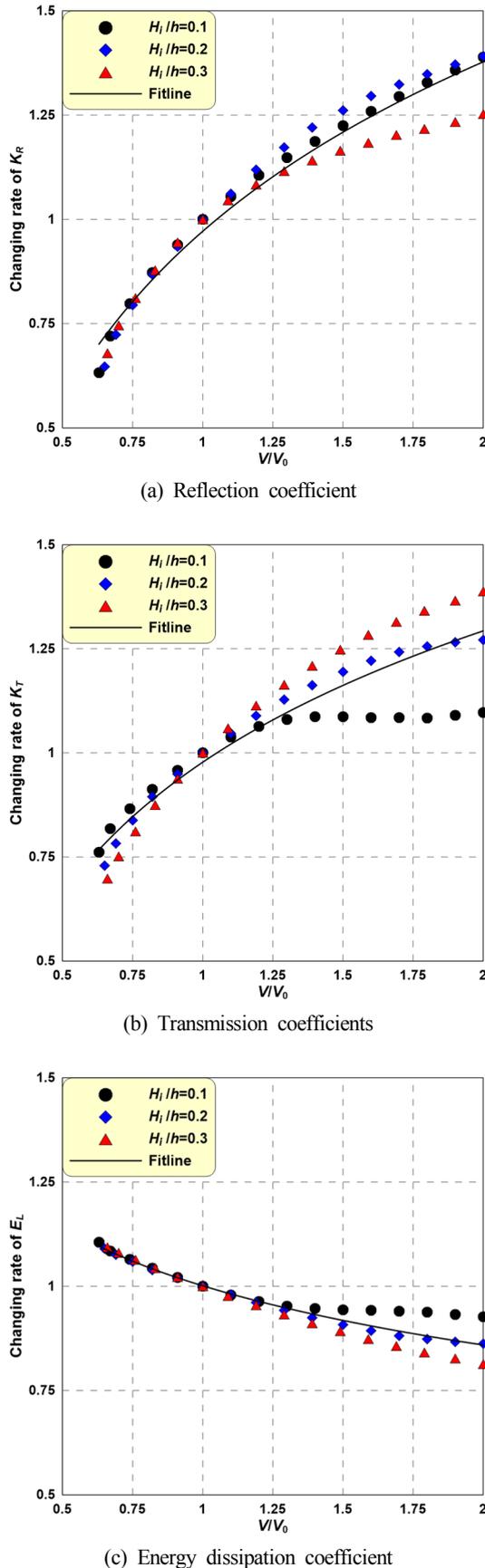


Fig. 10 Changing rates of the reflection, transmission, and energy dissipation coefficients due to the tsunami waveform

Fig. 9로부터 V/V_0 가 커질수록 식생항력의 영향이 줄어들기 때문에 쓰나미의 K_T 는 크게 증가하고, E_L 는 크게 감소한다. 그리고 쓰나미-식생 상호간섭 시간이 길어짐으로 인하여 K_R 은 소폭 증가함을 알 수 있다. 이 현상은 H_i/h 가 증가할수록 V/V_0 변화에 따른 실질적인 쓰나미 체적변화가 크기 때문에 더욱 뚜렷한 경향을 나타낸다. Fig. 9(a) $H_i/h=0.1$ 에서는 $V/V_0 > 1.25$ 경우에 K_T 가 증가, E_L 의 감소하는 경향이 크게 둔화된다. 이것은 전술한 H_i/h 변화에 따른 실질적인 쓰나미의 체적변화와 관련이 있으며, H_i/h 가 작을수록 V/V_0 변화에 따른 체적변화량이 작기 때문이다. 분석결과를 종합하면, 쓰나미의 파형이 넓어질수록 (V/V_0 가 커질수록) 이동하는 유체량이 증가함과 더불어 유속분포가 넓어짐으로 식생에 의한 유체저항의 영향이 줄어든다. 그 결과, V/V_0 가 클수록 쓰나미의 K_T 가 증가하고, E_L 는 감소하는 경향을 나타낸다. 그리고 K_T 는 V/V_0 가 클수록 쓰나미-식생 상호간섭 지속시간이 길어짐으로 증가하는 경향을 나타낸다.

Fig. 10은 Fig. 9에서 논의되었던 V/V_0 에 따른 쓰나미의 K_T , K_R , E_L 의 변화율을 Dean and Dalrymple(1984)의 근사파형을 기준($V/V_0=1$)으로 나타낸다. Fig. 10에서 (a)는 K_T 의 변화율, (b)는 K_R 의 변화율, (c)는 E_L 의 변화율을 각각 나타낸다. 여기서 검정색 원(●)은 $H_i/h=0.1$, 파란색 마름모(◆)는 $H_i/h=0.2$, 빨간색 삼각형(▲)은 $H_i/h=0.3$ 의 결과를 각각 보여준다.

Fig. 10으로부터 파형분포(V/V_0)에 따른 식생대를 통과하는 쓰나미의 반사, 전달, 에너지감쇠특성을 이해할 수 있다. V/V_0 가 증가할수록 K_T 와 K_R 는 증가, E_L 은 감소하는 경향을 나타내며, 파형이 가장 넓은 $V/V_0=2$ 의 경우에는 $V/V_0=1$ 보다 평균 K_T 는 0.06 증가, K_R 는 0.13 증가, E_L 는 0.11 감소한다. 그리고 근사이론 고립파형 대비 변화율을 살펴보면, 체적비가 2배인 경우($V/V_0=2$)에는 K_T 는 34% 증가, K_R 는 25%, E_L 는 13% 감소하는 것으로 나타났다.

이상의 수치결과에 근거하여 근사이론 고립파형보다 파형이 넓은 경우에는 식생에 의한 에너지감쇠효과가 작아짐으로 K_T 가 증가하는 것으로 나타났다. 실제 피해가 발생한 쓰나미들은 고립파와 근사파형보다 넓은 분포를 가지고 있기 때문에 수치모의에서 근사이론을 적용하여 쓰나미를 생성할 경우에 과소평가 될 우려가 있다.

4. 결론 및 고찰

본 연구에서는 쓰나미 파형이 쓰나미-식생 상호작용에 의한 수리특성에 미치는 영향을 분석하기 위하여 Park et al.(2017)이 제안한 2차원 수치파동수조를 이용하였다. 쓰나미-식생 상호간섭에 따른 파형분포, 유동장, 와동장, 파괴분포를 고찰하였고, 쓰나미의 반사, 투과, 에너지감쇠특성을 정량적으로 분석하였다. 이 수치해석과정에서 얻어진 주요한 사항들은 이하와 같다

- (1) Lee et al.(2016)이 제안한 다양한 고립파형의 쓰나미 조파방법을 Park et al.(2017)의 2차원 수치파동수조에 도입하였다.
- (2) 쓰나미-식생 상호작용에 의한 파괴감쇠메커니즘을 이해할 수 있었으며, 급격한 수면변동이 발생하는 투과성 구조물과 달리 공극이 큰 식생대에서는 식생항력과 마루의 와동현상에 의

해 점진적인 파괴감쇠가 발생하였다. 그로 인하여 식생대 배후의 쓰나미 파형은 크게 변화하지 않는 것을 확인할 수 있었다.

(3) V/V_0 가 클수록 식생항력의 영향이 줄어들고, 쓰나미-식생 상호간섭의 지속시간이 길어짐으로 투과계수와 반사계수는 증가하였다. 그로인해 쓰나미의 에너지감쇠계수는 감소하는 것을 알 수 있었다.

(4) 근사이론 고립파형($V/V_0=1$) 대비 $V/V_0=2$ 의 경우에는 반사계수가 34% 증가, 전달계수가 25% 증가, 에너지감쇠계수가 13% 감소하였다.

이상의 수치결과에 근거하여 실제 발생한 쓰나미는 근사이론 고립파형보다 넓기 때문에 근사이론을 적용한 쓰나미 모의는 피해예측에 있어서 과소평가될 우려가 있다. 그러므로 쓰나미의 수리특성 분석에 고립파 근사이론을 적용하여 수치모의를 수행할 경우, Lee et al.(2016)과 같이 넓은 고립파형 쓰나미를 안정적으로 생성할 수 있는 조파방법을 적용하거나, 실제 발생한 쓰나미의 파형과 비교하여 체적비에 따른 가중치를 고려하는 것이 타당할 것으로 판단된다.

후 기

이 논문은 2016년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업입(NRF-2016R1A2B4015419).

References

- Anderson, M.E., Smith, J.M., McKay, S.K., 2011. Wave Dissipation by Vegetation. U.S. Army Engineer Research and Development Center. ERDC/CHL CHETN-I-82, 22.
- Arikawa, T., Sato, M., Shimosako, K.I., Tomita, T., Tatsumi, D., Yeom, G.S., Takahashi, K., 2012. Investigation of the Failure Mechanism of Kamaishi Breakwaters due to Tsunami; Initial Report Focusing on Hydraulic Characteristics. Technical Note of the Port and Airport Research Institute, Japan, 1251, 52.
- Asano, T., Deguchi, H., Kobayashi, N., 1992. Interactions between Water Waves and Vegetation." Proceeding of the 23rd International Conference on Coastal Engineering, ASCE, 2710-2723.
- Asano, T. 2006. Wave Attenuation and Sediment Deposition due to Coastal Vegetation, Journal of Global Environment Engineering, 11, 29-44.
- Augustin, L.N., Irish, J.L., Lynett, P., 2009. Laboratory and Numerical Studies of Wave Damping by Emergent and Near-Emergent Wetland Vegetation. Coastal Engineering, 56, 332-340.
- Blackmar, P., Cox, D., Wu, W. 2014. Laboratory Observations and Numerical Simulations of Wave Height Attenuation in Heterogeneous Vegetation. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, ASCE, 140, 56-65.
- Brackbill, J.U., Kothe, D.B., Zemach, C., 1992. A Continuum Model for Modeling Surface Tension. Journal of Computational Physics, 100, 335-354.
- Brorsen, M., Larsen, J., 1987. Source Generation of Nonlinear Gravity Waves with the Boundary Integral Equation Method. Coastal Engineering, 11, 93-113.
- Cheng, N., Nguyen, H., 2011. Hydraulic Radius for Evaluating Resistance Induced by Simulated Emergent Vegetation in Open-Channel Flows. Journal of Hydraulic Engineering, 137, 995-1004.
- Dean, R.G., Dalrymple, R.A., 1984. Water Wave Mechanics for Engineers and Scientists. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 353.
- Dubi, A., Torum, A., 1994. Wave Damping by Kelp Vegetation. Proceeding of th 24th International Conference on Coastal Engineering, ASCE, 142-156.
- Fenton, J., 1972. A Ninth-Order Solution for the Solitary Wave: Part2. Journal of Fluid Mechanics, 53, 257-271.
- Goring, D.G., 1978. Tsunamis-The Propagation of Long Waves onto a Shelf. Report KH-R-38, California Institute of Technology, 314.
- Grimshaw, R., 1971. The Solitary Wave in Water of Variable Depth: Part 2. Journal of Fluid Mechanics, 46, 611-622.
- Huang, Z., Yao, Y. Sim, S.Y., Yao, Y., 2011. Interaction of Solitary Waves with Emergent, Rigid Vegetation. Ocean Engineering, 38, 1080-1088.
- Iimura, K., Tanaka, N., 2012. Numerical Simulation Estimating the Effects of Tree Density Distribution in Coastal Forest on Tsunami Mitigation. Ocean Engineering, 54, 223-232.
- Kim, W.G., 2008. An Experimental Study for Wave Energy Attenuation by Vegetation Density" Master's Thesis, Gyeongsang National University, 40.
- Kobayashi, N., Raichle, A.W., Asano, T., 1993. Wave Attenuation by Vegetation. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, ASCE, 119, 30-48.
- Lara, J.L., Maza, M., Ondiviela, B., Trinogga, J., Losada, I.J., Bouma, T.J., Gordejuela, N., 2016. Large-Scale 3-D Experiments of Wave and Current Interaction with Real Vegetation. Part 1: Guidelines for Physical Modeling. Coastal Engineering, 107, 70-83.
- Lee, S.D., 2007. Numerical Analysis for Wave Propagation and Sediment Transport with Coastal Vegetation. Journal of Ocean Engineering and Technology, 21, 18-24.
- Lee, S.D., Kim, M.J., 2014. Effects of Disaster Prevention of a Coastal Forest Considering Wave Attenuation Ability. Journal of the Korean Society of Hazard Mitigation, 14, 381-388.
- Lee, S.D., Kim, S.D., Kim, I.H., 2012. Reduction Effect for Deposition in Navigation Channel with Vegetation Model. Journal of Navigation and Port Research, 36, 659-664.
- Lee, S.D., Park, J.C., Hong, C.B., 2009. Hydraulic experiment on the effects of beach erosion prevention with flexible coastal vegetation. Journal of Ocean Engineering and Technology, 23, 31-37.

- Lee, S.D., 2016. Characteristics of Wave Attenuation with Coastal Wetland Vegetation. *Journal of Wetlands Research*, 18(1), 84-93.
- Lee, W.D., Cox, D.T., Hur, D.S., 2017. A Numerical Model Study on the Wave and Current Control by Coastal Vegetation. *Journal of Coastal Research, Special Issue*, 79, 219-223.
- Lee, W.D., Hur, D.S., 2016. Application of 3-D Numerical Wave Tank for Dynamic Analysis of Nonlinear Interaction between Tsunami and Vegetation. *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, 36(5), 831-838.
- Lee, W.D., Park, J.R., Jeon, H.S., Hur, D.S., 2016. A Study on Stable Generation of Tsunami in Hydraulic/Numerical Wave Tank. *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, 36(5), 805-817(in Korean).
- Liu, H., Sakashita, T., Sato, S., 2014. An Experimental Study on the Tsunami Boulder Movement. *Proceedings of the 34th International Conference on Coastal Engineering, ASCE, Seoul, Korea*.
- Ma, G., Kirby, J.T., Su, S.F., Figlus, J., Shi, F., 2013. Numerical Study of Turbulence and Wave Damping Induced by Vegetation Canopies. *Coastal Engineering*, 80, 68-78.
- Maza, M., Lara, J.L., Losada, I.J., 2015a. Tsunami Wave Interaction with Mangrove Forests: A 3-D Numerical Approach. *Coastal Engineering*, 98, 33-54.
- Maza, M., Lara, J.L., Losada, I.J., Ondiviela, B., Trinogga, J., Bouma, T.J., 2015b. Large-Scale 3-D Experiments of Wave and Current Interaction with Real Vegetation. Part 2: Experimental Analysis. *Coastal Engineering*, 106, 73-86.
- Mendez, F.M., Losada, I.J., 2004. An Empirical Model to Estimate the Propagation of Random Breaking and Nonbreaking Waves over Vegetation Fields. *Coastal Engineering*, 51, 103-118.
- Nouri, Y., Nistor, I., Palermo, D., 2010. Experimental Investigation of Tsunami Impact on Free Standing Structures. *Coastal Engineering Journal, JSCE*, 52(1), 43-70.
- Ohyama, T., Nadaoka, K., 1991. Development of a Numerical Wave Tank for Analysis of Non-linear and Irregular Wave Field. *Fluid Dynamics Research*, 8, 231-251.
- Park, H.S., Cox, T.D., Lynett, P.J., Wiebe, D.M., Shin, S.W., 2013. Tsunami Inundation Modeling in Constructed Environments: A Physical and Numerical Comparison of Free-Surface Elevation, Velocity, and Momentum Flux. *Coastal Engineering*, 79, 9-21.
- Park, J.R., Jeon, H.S., Jeong, Y.M., Hur, D.S., 2017. Numerical Analysis on Energy Dissipation of Tsunami through Vegetation Zone. *Journal of Coastal Research, Special Issue*, 79, 194-198.
- Qu, K., Ren, X.Y., Kraatz, S., 2017. Numerical Investigation of Tsunami-Like Wave Hydrodynamic Characteristics and Its Comparison with Solitary Wave. *Applied Ocean Research*, 63, 36-48.
- Raffel, M., Willert, C.E., Kompenhans, J., 1998. *Particle Image Velocimetry: A Practical Guide*. Springer Verlag, Berlin, 253.
- Raffel, M., Willert, C.E., Wereley, S.T., Kompenhans, J., 2007. *Particle Image Velocimetry*. Springer Verlag, Berlin, 448.
- Rossetto, T., Allsop, W., Charvet, I., Robinson, D., 2011. Physical Modelling of Tsunami using a New Pneumatic Wave Generator." *Coastal Engineering*, 58, 517-527.
- Sakakiyama, T., Kajima, R., 1992. Numerical Simulation of Nonlinear Wave Interacting with Permeable Breakwater. *Proceeding of the 23rd International Conference Coastal Engineering, ASCE*, 1517-1530.
- Sugahara, K., Nagai, T., 1994. Hydraulic Model Experiment on the Artificial Seaweed against Scouring and Beach Erosion. *Technical Note of the Port and Airport Research Institute(PARI)*, 771, 39(in Japanese).
- Suzuki, T., 2011. *Wave Dissipation over Vegetation Fields*. Ph.D. Thesis, University of Technology Delft, the Netherlands, 175.
- Tanino, Y., Nepf, H.M., 2008. Laboratory Investigation of Mean Drag in a Random Array of Rigid, Emergent Cylinders. *Journal of Hydraulic Engineering*, 134, 34-41.
- Yang, J.Y., 2008. *Wave Propagation with Vegetated Coastal Area*. Master's Thesis, University of Ulsan, 45.
- Wu, W.C., Cox, D.T., 2015. Effects of Wave Steepness and Relative Water Depth on Wave Attenuation by Emergent Vegetation. *Estuarine, Coastal and Shelf Science*, 164, 443-450.

Development of New Type of Submerged Breakwater for Reducing Mean Water Level behind Structure

Dong-Soo Hur*, Woo-Dong Lee**, Nam-Heon Goo***, Ho-Seong Jeon**** and Yeon-Myeong Jeong*

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

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

***LNG/Plant Civil Department, Dasan Consultants Co. Ltd., Seoul, Korea

****Hydro science and Engineering Research Institute, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology, Goyang, Korea

배후수위 저감효과를 가진 신기능 잠제의 개발

허동수* · 이우동** · 구남현*** · 전호성**** · 정연명*

*국립경상대학교 해양토목공학과

**국립경상대학교 해양산업연구소

*** (주)다산컨설턴트 특수사업부

****한국건설기술연구원 수자원 하천연구소

KEY WORDS: New-type submerged breakwater 신기능 잠제, Drainage channel 관로, Wave attenuation 파고감쇠, Reduction efficiency of mean water level 평균수위 저감효과, Wave breaking 쇄파

ABSTRACT: Typically, a submerged breakwater is one of the good scene-friendly coastal structures used to reduce wave energy and coastal erosion. However, sometimes, a submerged breakwater also has a negative aspect in that a strong rip current occurring around an open inlet due to a difference in mean water levels on the front and rear sides of the structure leads to scouring. Such scouring has a bad effect on its stability. In order to eliminate this kind of demerit, this study investigated four new types of submerged breakwaters with drainage channels. First, hydraulic experiments were performed the typical and new structures. Then, the wave height and mean water level distributions around the structures were examined using the experimental results. Finally, it was revealed that the new type of submerged breakwater could efficiently reduce the mean water level on its rear side. In particular, in the case of new-type submerged breakwater 2, an average reduction efficiency of 71.2% for the difference between the mean water levels at the front and rear sides was shown in comparison with the typical one.

1. 서 론

수중방파제(이하, 잠제)는 이안제와 달리 방파제의 마루가 수면 아래에 위치하기 때문에 마루 위를 통한 해수교환이 가능하고, 주변 자연경관을 그대로 유지할 수 있는 장점을 가진 친환경적인 해안구조물로 각광받고 있다. 잠제는 연안침식 방지 및 해안선 보호를 위해 연안역으로 입사하는 파를 잠제 마루에서 쇄파시켜서 파랑에너지를 감소시키는 것을 목적으로 설치되고 있다. 하지만 잠제 마루 위의 쇄파에 기인한 배후의 평균수위 상승은 잠제사이의 개구부를 통하여 외해로 빠져나가는 강한 흐름이 생성되어 개구부 주변의 세굴을 발생시키는 단점을 안고 있다. 또한 이러한 개구부에서의 세굴이 잠제의 안정성에 큰

영향을 미칠 뿐만 아니라 잠제 본래의 기능을 수행하는데 상당한 지장을 주는 결과를 초래하고 있다. 이에 Hur et al.(2013)은 잠제가 설치된 부산 송도해수욕장에서 현장조사를 통해 개구부를 빠져나가는 흐름의 구조를 파악하였을 뿐만 아니라, 3차원 수치모의를 통하여 2006년 제3호 태풍 에위니아(Ewiniar) 내습시의 잠제 주변의 파고, 평균수위, 평균류 그리고 개구부의 연직 흐름분포 등과 관련하여 개구부의 세굴현상을 분석하였다.

이러한 문제점이 나타나고 있음에도 잠제에 관한 연구들은 대부분 파랑제어 기능에 중점을 두고 있다(d'Angremond et al., 1996; Seabrook and Hall, 1998; Calabrese et al., 2002; van der Meer et al., 2005; Goda and Ahrens, 2008). 근래 들어 잠제 주변의 흐름특성을 파악하려는 연구들이 진행되고 있지만, 단면 2차

Received 30 December 2016, revised 8 April 2017, accepted 20 April 2017

Corresponding author Woo-Dong Lee: +82-55-641-3150, leewoodong@gnu.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

원적인 연구들(Hur and Kim, 2003; Garcia et al., 2004; Hsu et al., 2004; Chen et al., 2010; Hur et al., 2011)이거나, 평면 2차원적 연구들(Johnson et al., 2005; Zysermana et al., 2005; Johnson, 2006; Zanuttigh, 2007; Zhang et al., 2013)이 대부분이다. 최근에 와서 3차원적인 연구가 수행되고 있지만 잠제 주변의 흐름특성에 대한 연구는 아직 미흡하다. 특히 잠제 배후의 수위상승이 개구부 주변의 흐름특성에 미치는 영향에 대해서는 거의 논의된 적이 없는 실정이다(Hur, 2004; Kramer et al., 2005; Caceres et al., 2008; Hur et al., 2012a; Hur et al., 2012b; Sharifahmadian and Simons, 2014). 이에 Hur et al.(2010)은 수치과동수조에서 투과성 잠제에 설치하는 관로의 위치에 따른 내·외해의 수위차 변화를 검토하였으며, 내·외의 수위차가 작아질수록 개구부로 빠져나가는 흐름이 약해지는 것을 확인하였다.

본 연구에서는 잠제 배후의 평균수위를 하강시키기 위한 관로가 설치된 신기능 잠제와 일반 잠제를 적용하여 수리모형실험을 실시한다. 그리고 계측된 자료들로부터 일반 잠제 대비 신기능 잠제의 평균수위 변화특성을 파악한다. 다음으로 이러한 평균수위의 제어가 잠제 개구부의 이안류를 포함한 주변 흐름 특성에 미치는 영향에 대해 검토한 후, 최종적으로 제안한 신기능 잠제의 효율성에 대해 논의하는 것을 목적으로 한다.

2. 수리모형실험

2.1 2차원 수리모형실험수조 및 잠제모형

신기능 잠제의 단면제원 변화에 따른 배후수위 조절효과를 파악하기 위하여 단면 2차원 수리모형실험을 실시하였다. 수리

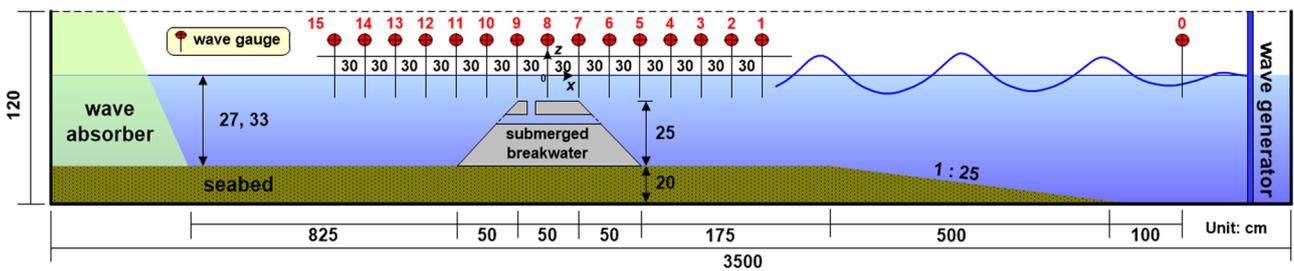


Fig. 1 Definition sketch of 2-D wave channel

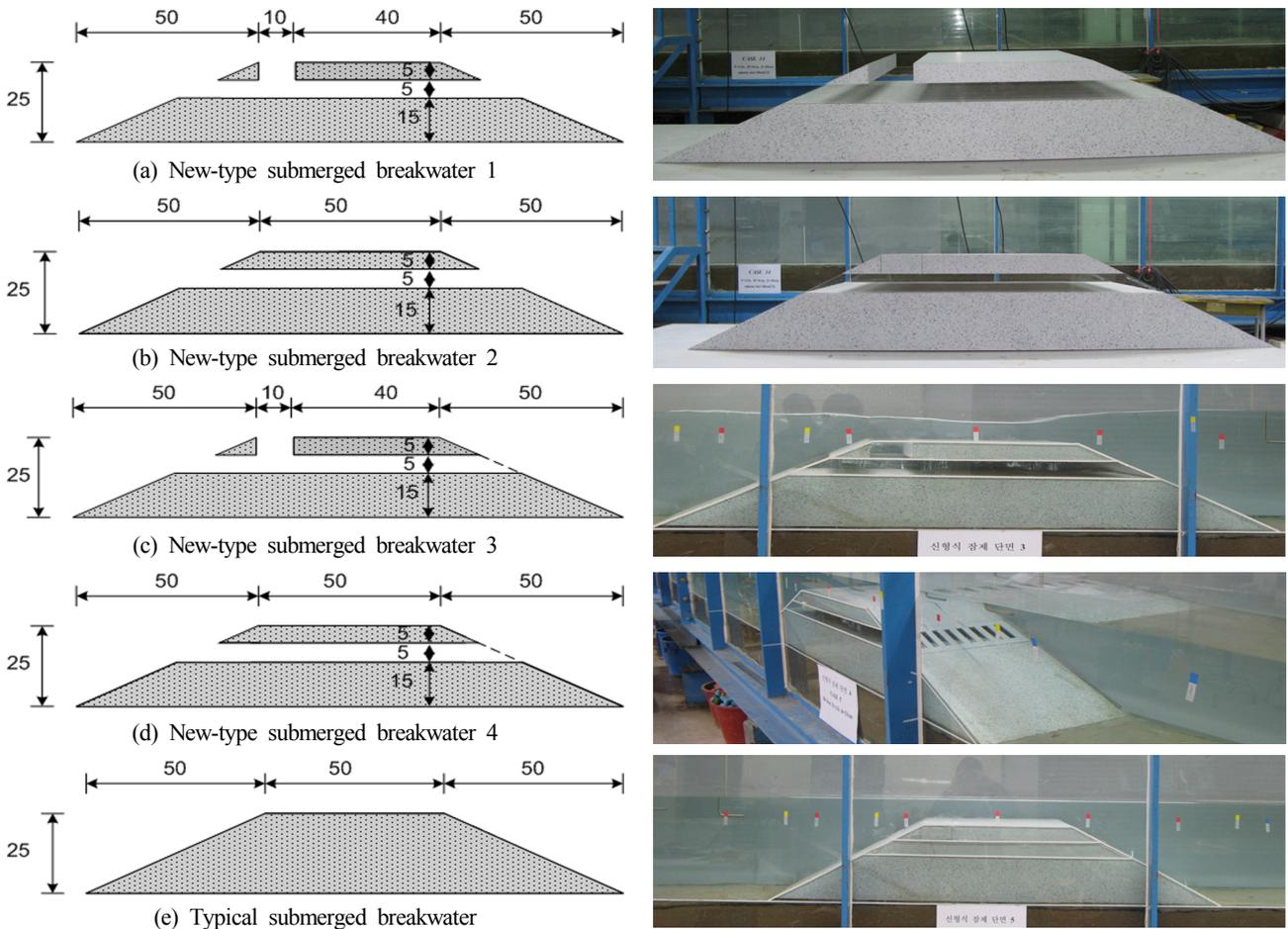


Fig. 2 New-type submerged breakwaters used in hydraulic experiments

모형실험은 길이 35m, 폭 0.5m, 높이 1.2m의 파동수조에서 수행하였으며, 수조에는 전면경사 1:25의 볼투과 해저지반을 설치하고, 그 위에 1:2의 경사면을 가진 신기능 잠제를 설치하였다. 그리고 입사파는 반사파 흡수식 피스톤 조파기를 이용하여 생성하였다. 조파기의 반대쪽에는 파의 재 반사를 방지하기 위해 스폰지 형식의 흡수층을 설치하였다. 실험에 이용한 조파수조의 제원 및 설치된 파고계의 위치를 Fig. 1에 나타낸다.

조파수조에서 파고계의 위치는 조파기 전면에서 12m 떨어진 곳에 입사파 측정을 위한 파고계를 설치하였고, 잠제 주변의 15개 지점에 30cm간격으로 파고계를 설치하여 수위변동 자료를 수집하였다(Fig. 1 참조). 수위측정에는 검출선 30cm의 용량식 파고계 6개를 이용하였다. 모든 측정값을 시간에 대하여 동기화하기 위해 파고계 No. 0을 고정하고, 나머지 5개의 파고계를 이동하며 3번에 걸쳐 측정하였다. 그리고 마루수심이 2cm($h=27$ cm)인 경우에는 파고계 No. 7과 No. 9가 물에 잠기지 않은 경우가 발생하여 정확한 측정을 위하여 부득이하게 파고계의 위치를 이동하였다. 파고계 No. 7은 잠제 마루의 중앙에 위치한 파고계 No. 8에서 잠제 전면측 50cm 그리고 No. 9는 파고계 No. 8에서 잠제 배후측으로 40cm 위치에 설치하였다. 그 밖의 파고계의 간격은 30cm이며, 모든 파고계에서는 25Hz 간격으로 1,024개의 수면변위 자료를 취득하였다.

실험에 사용된 잠제 모형은 볼투과성 아크릴판을 이용하여 제작하였다. 신기능 잠제의 단면형상은 Fig. 2에 나타낸 것과 같이 총 4개의 모형(Fig. 2 (a)-(d))이며, 그림에서 보이는 파와 같이 잠제 배후의 수위가 상승하면 잠제를 통하여 전면으로 흐름이 통과할 수 있도록 수평관로를 설치하였다. 그 중에서 Fig. 2 (a)와 (c)는 잠제 후면의 수평관로와 연결되는 수직관로를 만들어 잠제 마루 위의 수위상승도 이 수직관로를 통하여 전면을 향한 흐름을 유도하도록 구성하였다. 또한 Fig. 2 (c)와 (d)는 수평관로의 설치에 따른 잠제 상부와 하부의 단절로 인해 예상되는 입사파랑의 교란을 최소화하기 위하여 슬릿을 설치하였으며, 신기능 잠제와의 비교를 위하여 Fig. 2(e)에 나타내고 있는 것과 같이 일반적인 사다리꼴 잠제에 대해서도 실험을 실시하였다. 또한 관로를 통한 흐름의 가시화를 위하여 별도의 실험을 수행하였다. 조파 개시 후 파동장이 안정된 다음 잠제 배후측 관로의 입구부근에 잉크를 주입하고 비디오키메라를 이용하여 관로 내부의 흐름을 30fps로 촬영하였으며, 이를 이용하여 각 입사조건에 따라 잠제 배후에서 관로를 통하여 잠제 전면으로 향하는 흐름을 정성적으로 분석하였다.

2.2 실험조건

수리모형실험에서 적용한 수심(h)은 27cm, 33cm이다. 여기서 잠제의 마루높이가 25cm인 것을 감안하면, 마루수심(R)은 각각 2cm와 8cm이다. 입사파는 $R=2$ cm와 $R=8$ cm의 조건을 감안하여 잠제의 마루에서 비쇄파에서 강한 쇄파까지 발생할 수 있는 파고(H_i)는 4-7cm, 주기(T_i) 1-1.8s의 규칙파를 Table 1과 같이 적용하였다. Table 1의 실험조건들과 5가지의 잠제 모형을 고려하여 총 60가지의 수리실험을 진행하였다.

Table 1 Incident water depth and wave conditions used for hydraulic experiments

CASE	h [cm]	H_i [cm]	T_i [s]	H_i/L_i
1	33	7	1.8	0.0232
2			1.5	0.0288
3			1	0.0498
4		4	1.8	0.0133
5			1.5	0.0164
6			1	0.0285
7	27	7	1.8	0.0253
8			1.5	0.0312
9			1	0.0525
10		4	1.8	0.0145
11			1.5	0.0178
12			1	0.03

3. 결과 및 고찰

3.1 수면형 특성

Fig. 3~6은 파고계에서 측정된 정상상태의 시간파형을 입사파고(H_i)로 무차원화하여 나타낸 것으로 Fig. 3은 CASE2($H_i=7$ cm, $T_i=1.5$ s, $h=33$ cm), Fig. 4는 CASE5($H_i=4$ cm, $T_i=1.5$ s, $h=33$ cm), Fig. 5는 CASE8($H_i=7$ cm, $T_i=1.5$ s, $h=27$ cm) 그리고 Fig. 6은 CASE11($H_i=4$ cm, $T_i=1.5$ s, $h=27$ cm)의 경우이다. 여기서 (a)는 잠제 전면의 파고계 No. 1, (b)는 마루 중앙의 파고계 No. 8 그리고 (c)는 잠제 배후의 파고계 No. 13에서 측정된 수면형이다. 그리고 모든 그래프에서 검정색 실선(—)은 일반적인 사다리꼴 잠제, 빨간색 원(●)은 신기능 잠제 단면1 그리고 파란색 사각형(■)은 신기능 잠제 단면2의 경우를 각각 나타내고 있다.

Fig. 3-6으로부터 알 수 있듯이 상대적으로 수심(h)이 낮은 Fig. 5와 6(CASE8과 11)의 경우가 Fig. 3과 4(CASE2와 5)의 경우보다 잠제 배후의 수면변위가 크다. 그리고 입사파고(H_i)가 상대적으로 작은 Fig. 4와 6(CASE5와 11)의 경우가 Fig. 3과 5(CASE2, 8)의 경우보다 잠제 배후에서 수위변동이 심하다. h 가 작을수록 R 이 작기 때문에 마루수심과 파고와의 비(R/H_i)가 작아진다. 또한 동일한 h 에서는 H_i 가 커질수록 R/H_i 가 작아진다. 그러므로 동일조건인 잠제 제원에서는 R/H_i 가 작을수록 강한 쇄파가 발생함과 더불어 파랑에너지감쇠가 증가하기 때문으로 이해할 수 있다. 또한 잠제 내부에 관로를 설치하지 않은 경우(—)가 그렇지 않은 신기능 잠제의 경우(●, ■)보다 잠제 배후의 수위가 낮은 것을 알 수 있으며, 이것에 대해서는 후술에서 상세히 논의하기로 한다.

한편 Fig. 3-6에 나타낸 잠제의 마루 중앙(파고계 No. 8)과 배후(파고계 No. 13)의 시간파형을 살펴보면, 잠제 내부에 관로를 설치하지 않은 일반적인 잠제의 경우(—)가 그렇지 않은 신기능 잠제의 경우(●, ■)보다 파형의 피크의 위상이 늦어지는 것을 확인할 수 있다. 파형의 위상이 늦어지는 것은 그만큼 잠제에 의한 유체저항이 강하기 때문이며, 이 영향으로 잠제 배후의 수위변위가 작아지고, 수위가 상승하는 것으로 판단된다.

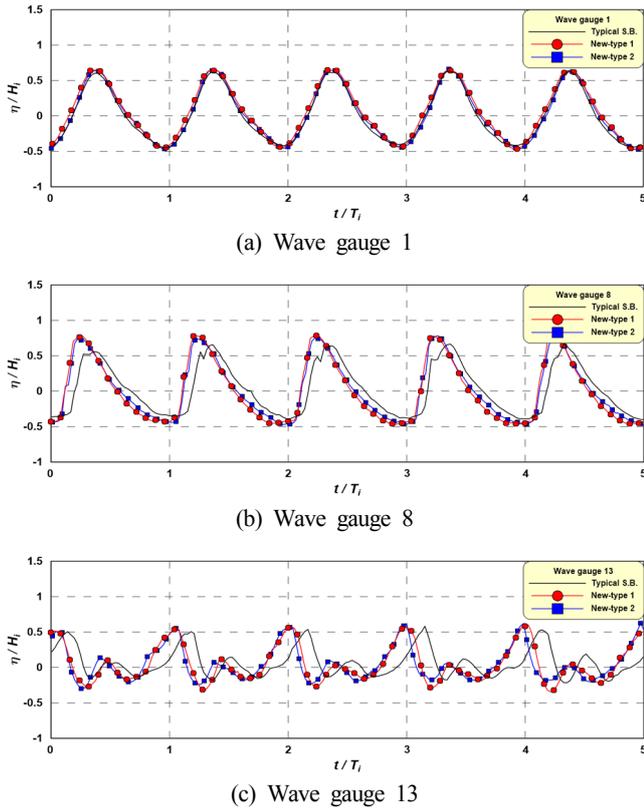


Fig. 3 Time-series of non-dimensional free surface elevations in CASE2 ($H_i = 7$ cm, $T_i = 1.5$ s, $h = 33$ cm)

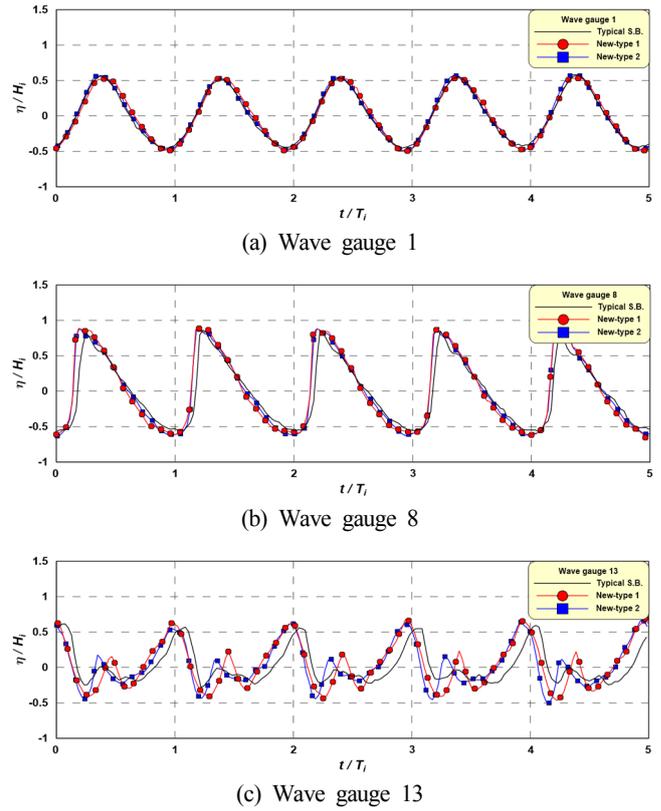


Fig. 4 Time-series of non-dimensional free surface elevations in CASE5 ($H_i = 4$ cm, $T_i = 1.5$ s, $h = 33$ cm)

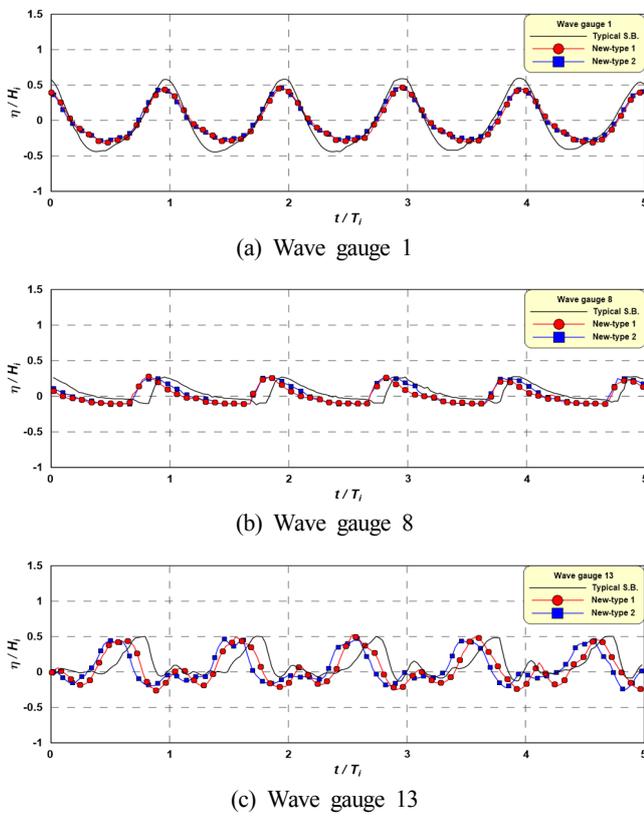


Fig. 5 Time-series of non-dimensional free surface elevations in CASE8 ($H_i = 7$ cm, $T_i = 1.5$ s, $h = 27$ cm)

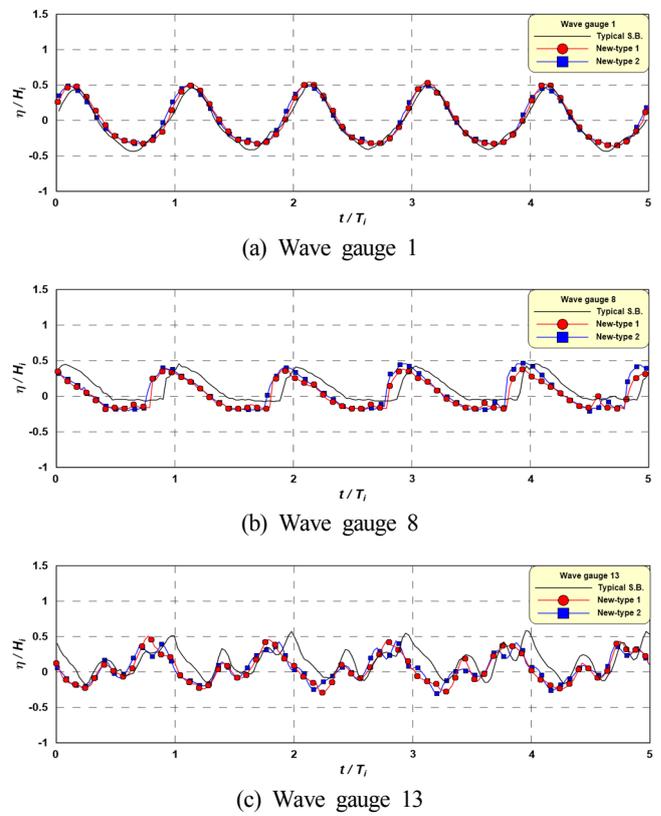


Fig. 6 Time-series of non-dimensional free surface elevations in CASE11 ($H_i = 4$ cm, $T_i = 1.5$ s, $h = 27$ cm)

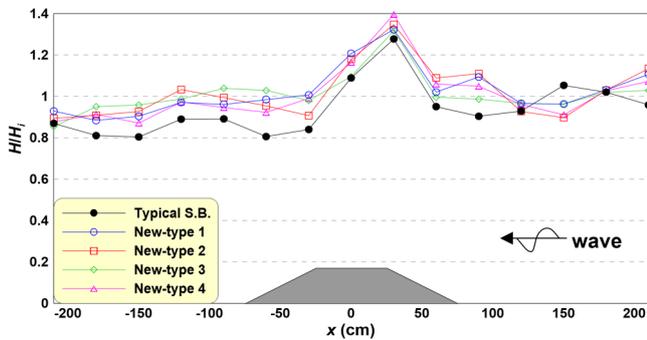
3.2 파고분포 특성

Fig. 7과 8은 신기능 잠제의 단면형상에 따른 주변의 파고분포를 나타낸 것으로 종축은 파고를 입사파고(H_i)로 무차원 하였고, 횡축은 잠제 중앙을 기준으로 나타낸 거리이다. Fig. 7은 $h=33\text{cm}$ 의 경우로서 (a), (b), (c)는 각각 CASE1($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.8\text{s}$), CASE2($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.5\text{s}$), CASE3($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.0\text{s}$)를 나타낸다. 그리고 Fig. 8은 $h=27\text{cm}$ 인 경우이며, (a), (b), (c)는 각각 CASE7($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.8\text{s}$), CASE8($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.5\text{s}$), CASE9($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.0\text{s}$)를 나타낸다. 그래프에서 우측은 외해, 좌측은 잠제 배후를 의미하고, 파란색 원(○)은 신기능 잠제 단면1, 빨간색 사각형(□)은 신기능 잠제 단면2, 녹색 마름모(◇)는 신기능 잠제 단면3, 보라색 삼각형(△)은 신기능 잠제 단면4, 검정색 원(●)은 기존 잠제의 파고를 각각 나타낸다.

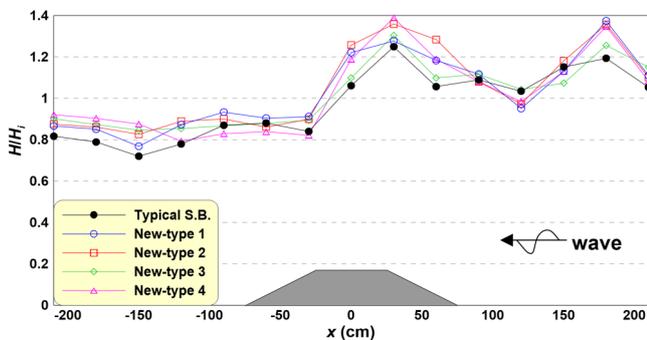
Fig. 7과 8의 각각의 (a), (b), (c)는 마루수심과 파고와의 비(R/H_i)

의 변화에 따른 잠제 주변의 파고분포도를 나타내며, R/H_i 가 상대적으로 작은 Fig. 8의 경우가 잠제 마루 위에서 강한 쇄파에 의한 파랑감쇠효과로 배후측에서 전체적으로 낮은 파고 분포도를 나타내고 있다. 또한 Fig. 7과 8의 각각의 (a), (b) 및 (c)의 경우는 파형경사(H_i/L_i)의 변화에 따른 파고분포도를 나타내고 있으며, H_i/L_i 가 클수록 잠제 마루수심의 영향을 크게 받으므로 (c)의 경우가 파고감쇠 효과가 가장 큰 것을 확인할 수 있다.

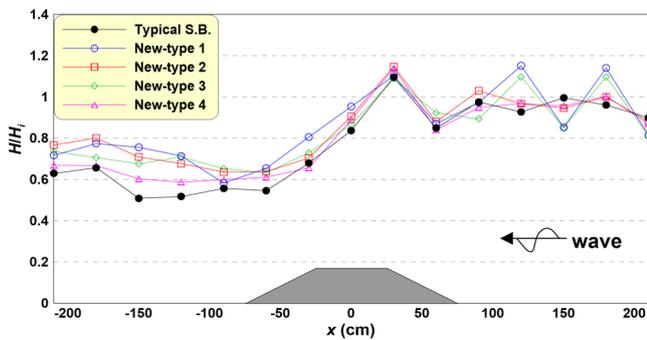
한편 신기능 잠제와 일반 잠제와의 파고감쇠효과를 비교해 보면, 상대적으로 R/H_i 가 큰 Fig. 7의 경우에는 일반 잠제의 파랑감쇠가 신기능 잠제보다 우수한 것으로 나타난다. 그리고 신기능 잠제에서 전면의 관로 입구가 슬릿 처리된 단면3과 4의 경우가 그렇지 않은 단면1과 2에 비해 파고감쇠가 큰 것을 알 수 있다. 즉 잠제의 전후가 완전히 연결된 신기능 잠제 단면1과 2가 일반 잠제 및 슬릿 처리된 잠제에 비해 파랑에너지감쇠효



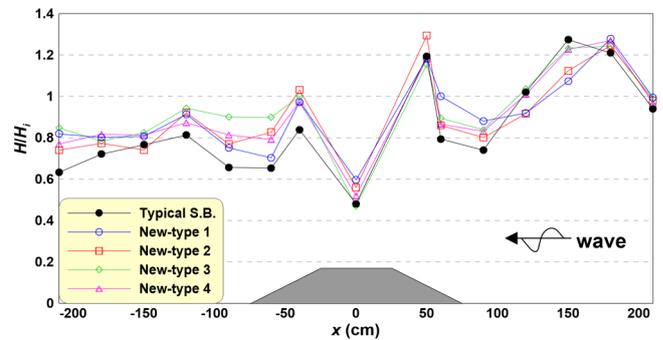
(a) CASE1 ($H_i = 7 \text{ cm}$, $T_i = 1.8 \text{ s}$, $R/H_i = 1.14$)



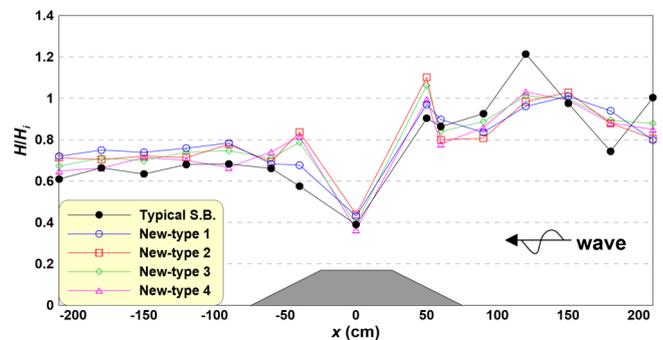
(b) CASE2 ($H_i = 7 \text{ cm}$, $T_i = 1.5 \text{ s}$, $R/H_i = 1.14$)



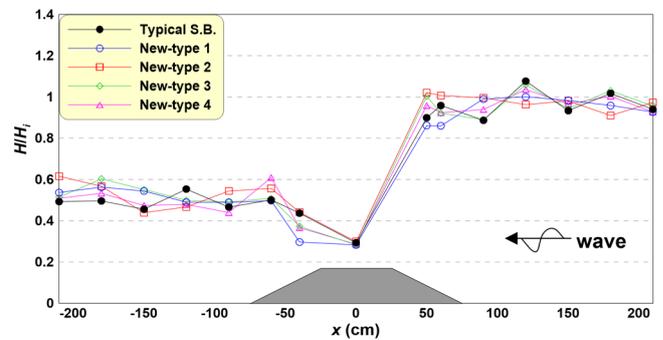
(c) CASE3 ($H_i = 7 \text{ cm}$, $T_i = 1.0 \text{ s}$, $R/H_i = 1.14$)



(a) CASE7 ($H_i = 7 \text{ cm}$, $T_i = 1.8 \text{ s}$, $R/H_i = 0.29$)



(b) CASE8 ($H_i = 7 \text{ cm}$, $T_i = 1.5 \text{ s}$, $R/H_i = 0.29$)



(c) CASE9 ($H_i = 7 \text{ cm}$, $T_i = 1.0 \text{ s}$, $R/H_i = 0.29$)

Fig. 7 Spatial distributions of non-dimensional wave height according to the different types of submerged breakwaters in case of $h=32\text{cm}$

Fig. 8 Spatial distributions of non-dimensional wave height according to the different types of submerged breakwaters in case of $h=27\text{cm}$

과가 작게 나타나는 것으로 이해된다. 그러나 R/H_i 가 상대적으로 작은 Fig. 8의 경우에는 일반 잠제와 신기능 잠제 그리고 신기능 잠제 전면의 슬릿처리 유무에 따른 파고감쇠효과의 차이가 줄어들어 가는 것을 확인할 수 있다. 특히 H_i/L_i 가 작아질수록 잠제의 마루 위에서 쇄파발생이 용이하기 때문에 그 차이는 더욱 줄어들어 가는 것을 알 수 있다.

이상의 결과에 근거하여 일반 잠제가 신형식 잠제에 비해 파

랑감쇠효과가 조금 우수한 것을 알 수 있다. 이것은 Hur et al.(2010)의 수치모형실험에서 검토한 것과 같이 파랑에너지가 관로를 통해 전달되기 때문이다. 따라서 신기능 잠제가 일반 잠제와 동일한 파랑감쇠효과를 발휘하기 위해서는 일반 잠제에 비해 마루수심과 파고와의 비(R/H_i)를 줄이거나, 마루폭과 입사 파장과의 비(B/L_i)를 늘려 파랑제어기능을 강화할 필요가 있을 것으로 판단된다.

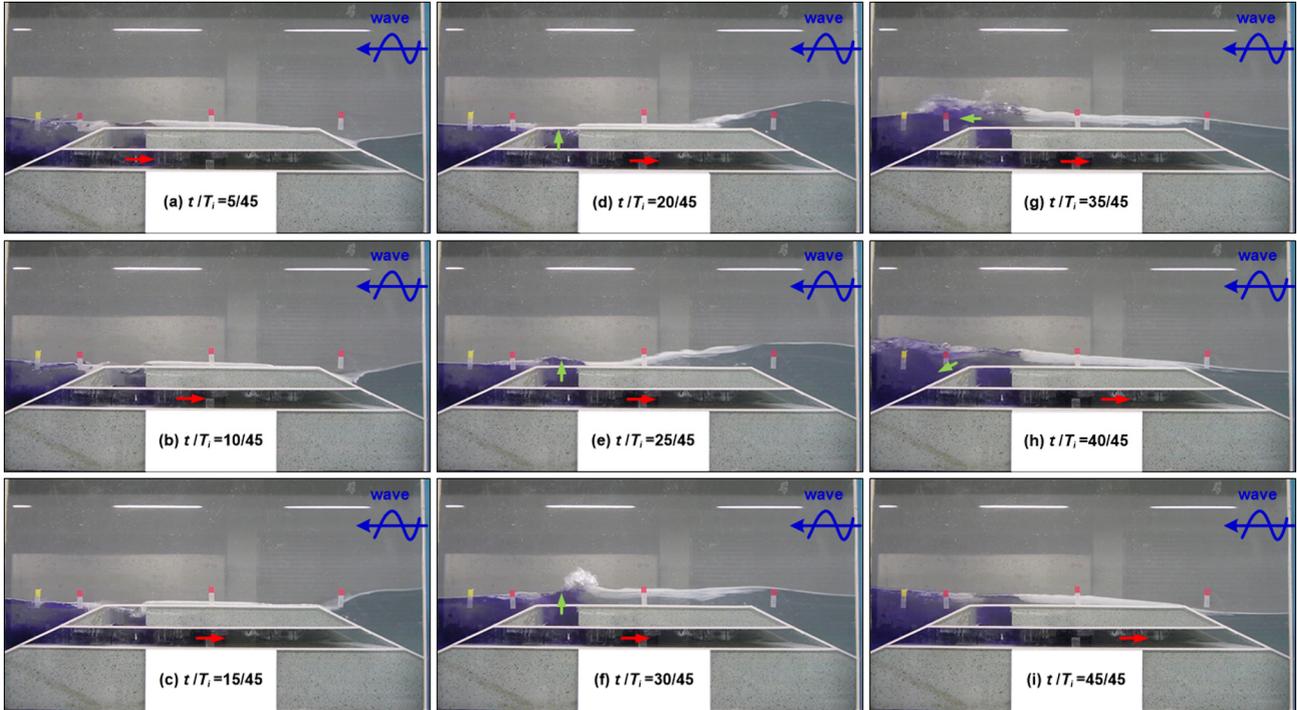


Fig. 9 Spatial distributions of flow inside drainage layer for new-type submerged breakwater 1

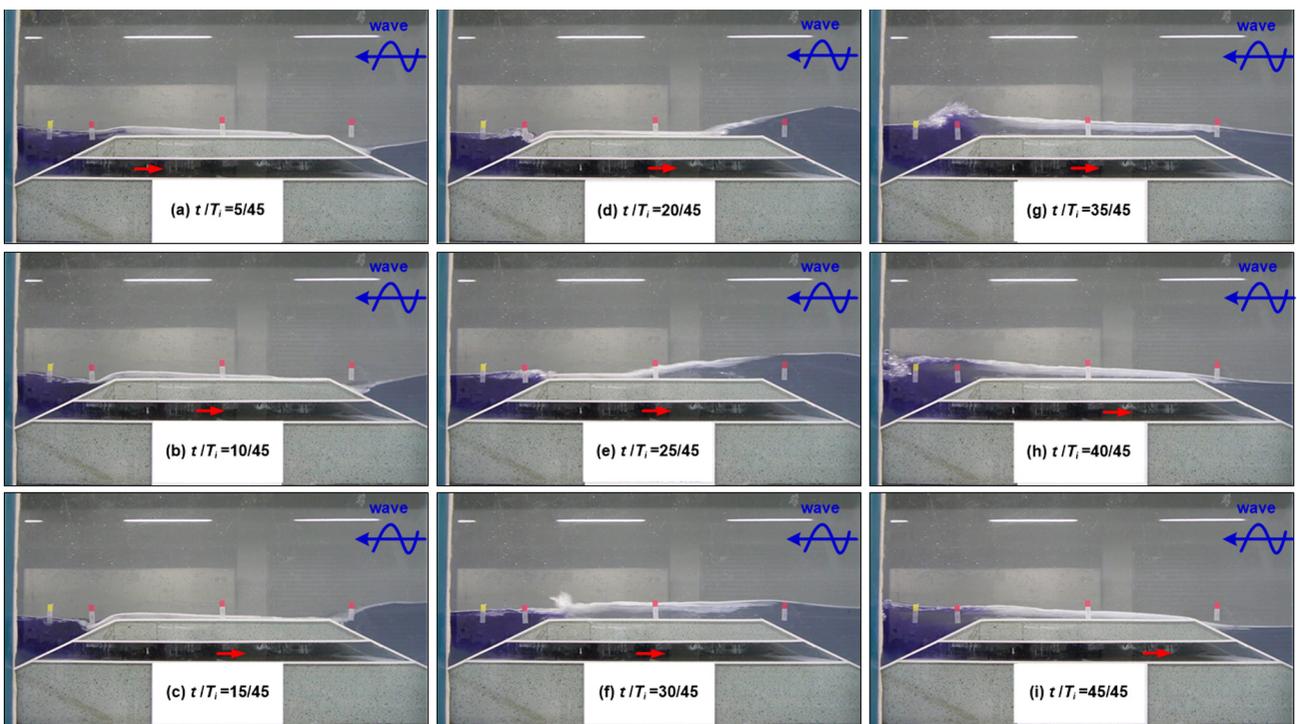


Fig. 10 Spatial distributions of flow inside drainage layer for new-type submerged breakwater 2

3.3 관로 내의 흐름 특성

Fig. 9와 10은 신기능 잠제의 관로 내의 흐름특성을 분석하기 위하여 대표적으로 잠제 단면1과 2에 관한 결과를 나타낸다. 그리고 조파 이후에 형성된 정상상태 하에서 잠제 배후측 관로 입구에 염료를 떨어뜨려 관로 속으로 지나가는 염료의 이동을 분석하여 선단을 화살표로 표시하였다. 또한 촬영을 초당 30프레임으로 하였기에 1주기는 45장이 되고, 나타난 9장의 사진들의 시간간격은 5/45주기이다. 여기서 Fig. 9는 신기능 잠제 단면 1 그리고 Fig. 10은 신기능 잠제 단면2의 경우를 각각 나타낸다. 실험조건은 CASE8($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.5\text{s}$, $h=27\text{cm}$)이고, 파는 우측에서 좌측으로 진행하고 있다.

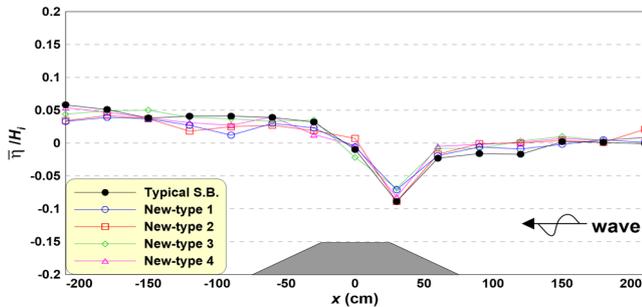
Fig. 9와 10으로부터 염료의 확산효과를 배제할 수는 없지만, 관로를 통한 배수효과를 확인할 수 있다. 그리고 신기능 잠제 단면1(수평관로 및 수직관로 설치)과 단면2(수평관로 설치)를 비교하면, 단면1의 경우 잠제 배후측 수평관로를 통하여 시작된 흐름이 수직관로를 통하여 잠제 마루 위로 일부분 빠져나가고, 나머지 흐름은 수평관로를 통해 외해측으로 향하고 있다. 그러나 단

면2의 경우에는 흐름이 수평관로를 통해 그대로 외해로 빠져나가기 때문에 단면1에 비해 흐름이 빠른 것을 알 수 있다. 또한 모든 경우에서 파랑작용이 지속될 경우, 관로를 통해 잠제 전면으로 빠져나온 흐름이 다시 마루를 통해 배후로 유입되는 흐름구조(순환류)를 나타낸다. 이것은 수평관로가 설치된 잠제에 수치모의(Hur et al., 2010)에서 논의한 흐름구조로서 설명될 수 있다.

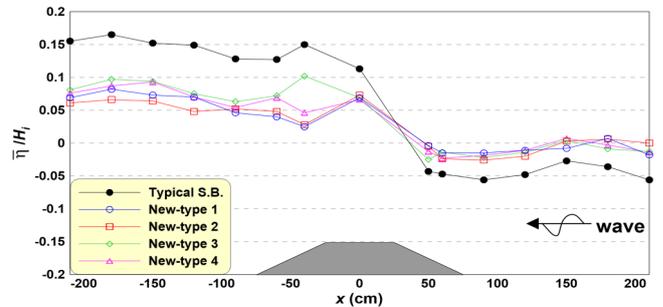
이상의 현상에 근거하여 이와 같은 관로 내의 흐름은 잠제 배후의 수위를 저감시킬 것으로 예상되며, 이것에 대해서는 후술하는 잠제 주변의 평균수위분포에서 상세히 논의한다. 그리고 본문에 나타내지는 않았지만 영상분석결과에 따르면, 파형경사(H_i/L_i)가 클수록 마루수심과 파고와의 비(R/H_i)가 작을수록 관로를 통한 외해측으로 빠져나가는 흐름이 강한 것을 확인할 수 있었다. 이것 역시 후술하는 평균수위분포와 연관하여 고찰한다.

3.4 평균수위분포 특성

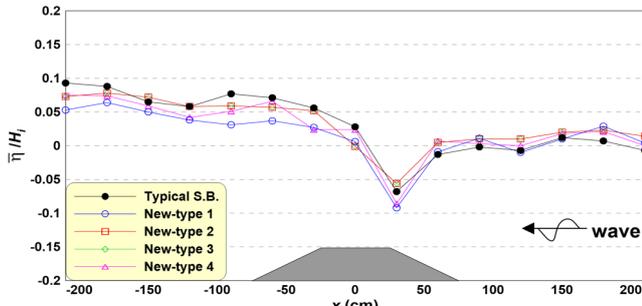
Fig. 11과 12는 신기능 잠제의 단면형상에 따른 구조물 주변의 평균수위분포를 나타낸다. 그래프의 종축은 H_i 에 대하여 무



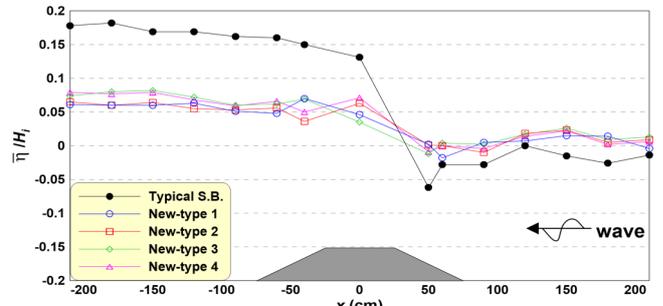
(a) CASE1 ($H_i = 7\text{ cm}$, $T_i = 1.8\text{ s}$)



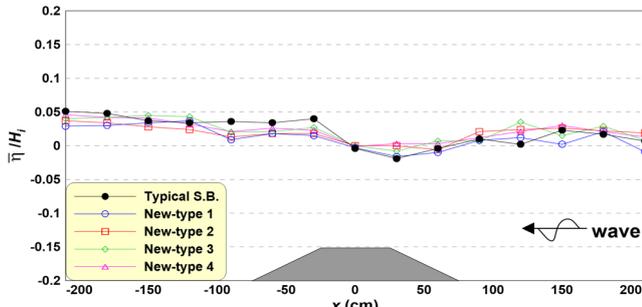
(a) CASE7 ($H_i = 7\text{ cm}$, $T_i = 1.8\text{ s}$)



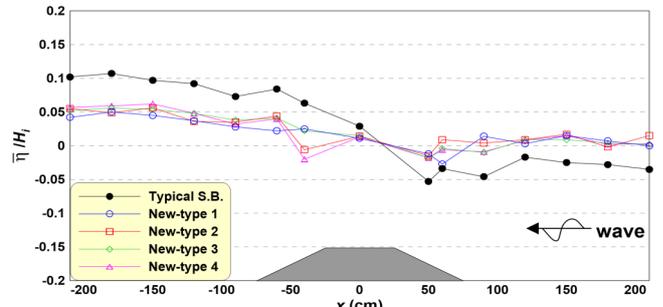
(b) CASE2 ($H_i = 7\text{ cm}$, $T_i = 1.5\text{ s}$)



(b) CASE8 ($H_i = 7\text{ cm}$, $T_i = 1.5\text{ s}$)



(c) CASE3 ($H_i = 7\text{ cm}$, $T_i = 1.0\text{ s}$)



(c) CASE9 ($H_i = 7\text{ cm}$, $T_i = 1.0\text{ s}$)

Fig. 11 Spatial distributions of mean surface elevation according to the different types of submerged breakwaters in case of $h=33\text{cm}$

Fig. 12 Spatial distributions of mean surface elevation according to the different types of submerged breakwaters in case of $h=27\text{cm}$

차원화 한 평균수위 그리고 횡축은 잠제 중앙을 기준으로 한 거리이다. Fig. 11은 수심 $h=33\text{cm}$ 의 경우이고, (a), (b), (c)는 CASE1($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.8\text{s}$), CASE2($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.5\text{s}$), CASE3($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.0\text{s}$)를 각각 나타낸다. 그리고 Fig. 12는 수심 $h=27\text{cm}$ 의 경우로서 (a), (b), (c)는 각각의 CASE7($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.8\text{s}$), CASE8($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.5\text{s}$), CASE9($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.0\text{s}$)의 결과이다. 모든 그래프에서 파란색 원(○)은 신기능 잠제 단면1, 빨강색 사각형(□)은 신기능 잠제 단면2, 녹색 마름모(◇)는 신기능 잠제 단면3, 보라색 삼각형(△)은 신기능 잠제 단면4, 검정색 원(●)은 일반 잠제 단면의 평균수위이고, 파의 입사방향은

우측에서 좌측으로 유입된다. 평균수위($\bar{\eta}$)는 식 (1)을 이용하여 정상상태에서 3주기 동안의 수면변위를 평균하였으며, t_i 는 데이터 취득 시점, T_i 는 입사파의 주기를 나타낸다.

$$\bar{\eta} = \frac{1}{3T_i} \int_{t_i}^{t_i+3T_i} \eta dt \quad (1)$$

Fig. 11과 12로부터 모든 경우에 있어서 잠제상의 쇄파로 인하여 잠제의 마루와 배후측의 평균수위는 상승하는 현상을 보이고 있다. 관로를 설치한 신기능 잠제 단면(단면1, 2, 3, 4)의 경우가 잠제 단면5(일반 잠제)의 경우에 비해 잠제 전후의 평균

Table 2 Mean water level difference between front and rear sides of submerged breakwaters

Submerged breakwater	Depth [cm]	Wave		CA SE	M.W.L. [mm]			M.W.L. difference			
		H_i [cm]	T_i [s]		Rear side	Front side	$\Delta\bar{\eta}$ [mm]	Rate [%]			
 New-type 1	33	7	1.8	1	▲	1.779	▲	0.174	1.605	48	
			1.5	2	▲	2.739	▲	0.516	2.223	50	
			1.0	3	▲	1.571	▲	1.292	0.279	84	
	27	7	1.8	7	▲	3.793	▼	0.716	4.509	62	
			1.5	8	▲	3.426	▲	0.340	3.086	73	
			1.0	9	▲	2.242	▲	0.389	1.853	76	
	Average value								2.259	65.5	
	 New-type 2	33	7	1.8	1	▲	1.821	▲	0.406	1.415	54
				1.5	2	▲	2.673	▲	0.843	1.831	59
1.0				3	▲	1.536	▲	1.393	0.143	92	
27		7	1.8	7	▲	3.389	▼	0.404	3.793	68	
			1.5	8	▲	3.533	▲	0.557	2.976	77	
			1.0	9	▲	2.543	▲	0.823	1.720	77	
Average value								1.980	71.2		
 New-type 3		33	7	1.8	1	▲	2.506	▲	0.194	2.312	26
				1.5	2	▲	3.973	▲	0.960	3.013	33
	1.0			3	▲	2.103	▲	1.188	0.915	47	
	27	7	1.8	7	▲	4.817	▼	0.754	5.571	53	
			1.5	8	▲	4.304	▲	0.696	3.608	69	
			1.0	9	▲	2.874	▲	0.191	2.683	65	
	Average value								3.017	48.8	
	 New-type 4	33	7	1.8	1	▲	2.367	▲	0.291	2.076	33
				1.5	2	▲	3.673	▲	0.731	2.941	34
1.0				3	▲	2.074	▲	1.185	0.888	48	
27		7	1.8	7	▲	4.504	▼	0.699	5.204	56	
			1.5	8	▲	4.278	▲	0.377	3.901	66	
			1.0	9	▲	2.965	▲	0.184	2.782	63	
Average value								2.965	50.0		
Typical S.B.		33	7	1.8	1	▲	2.682	▼	0.426	3.108	-
				1.5	2	▲	4.512	▲	0.023	4.489	-
	1.0			3	▲	2.401	▲	0.679	1.722	-	
	27	7	1.8	7	▲	8.767	▼	3.182	11.949	-	
			1.5	8	▲	10.194	▼	1.430	11.624	-	
			1.0	9	▲	5.546	▼	2.089	7.635	-	

수위 차이가 작게 나타난다. 특히 마루수심과 파고와의 비 (R/H_i)가 작아 강하게 쇄파하여 수위상승이 크게 유발되는 Fig. 2에서 현저하게 차이를 나타내는 것을 확인할 수 있다. 이것은 전술한 관로의 배수효과와 관련이 있으며, 잠제 전후의 평균수위차에 의해서 발생한 흐름이 관로를 통해 빠져나가기 때문이다. 그 결과 신기능 잠제 주변의 평균수위 상승은 배후에서는 작아지고, 전면에서는 커지는 현상이 나타난다.

Table 2는 신기능 잠제 단면에 따른 구조물 전후의 수위차를 산술적으로 계산하여 표로 나타낸 것이며, 잠제 전면은 파고계 No. 1~5 그리고 배후는 파고계 No. 11~15에서 취득한 수면파형을 각각 평균하였다. 여기서 관로를 통한 흐름의 정량적인 비교·평가를 위하여 일반 잠제(단면5)의 경우를 기준으로 변화율을 나타낸다. 그리고 초기수심을 기준으로 평균수위의 상승은 빨강색 삼각형(▲), 하강은 파란색 역삼각형(▼)으로 표시한다.

Table 2로부터 전술한 바와 같이 기존 잠제(단면5)에 비하여 관로를 설치한 신기능 잠제의 경우들에서 배수효과로 인하여 잠제 전후의 수위차가 작게 나타나는 것을 확인할 수 있다. 특히 신기능 잠제에서 수평관로만 설치된 단면2의 경우가 단면1(수직 및 수평관로 설치)에 비해 잠제 전후의 평균수위차의 저감효과가 크게 나타났다. 이는 관로 내의 흐름특성에서 전술한 바와 같이 신기능 잠제 단면1의 경우, 수평관로의 흐름이 마루로 통하는 수직관로를 통해 일부분 빠져나감으로서 외해측을 향하는 수괴의 양이 줄어들기 때문에 나타나는 현상으로 판단된다. 또한 슬릿이 설치되지 않은 단면1과 2가 그렇지 않은 경우(단면3과 4)보다 평균수위차를 줄이는데 효과적인 것을 알 수 있다. 이것은 슬릿이 설치됨으로 인하여 외해측 입구의 단면적이 좁아지기 때문에 원활한 배수가 되지 않기 때문으로 이해된다.

이밖에 주목할 만한 현상은 일반 잠제(단면5)에서 강한 쇄파가 발생하는 CASE7~9에서는 잠제 전면의 수위가 모두 하강함과 동시에 큰 평균수위차를 나타낸다. 이것은 CASE7~9의 입사조건이 구조물 배후로의 유량이 상대적으로 많고, 파랑작용 하에서 잠제 전후의 동수경사가 항상 유지되고 있음을 의미한다. 따라서 이와 같은 동수경사는 3차원적인 잠제 배치를 고려할 경우 개구부를 빠져나가는 이안류의 흐름을 지속적으로 발생시킬 수 있을 것으로 사료된다.

Fig. 13은 Table 2에서 나타낸 기존 잠제(단면5) 대비 신기능 잠제의 평균수위차의 저감율을 그래프로 나타낸 것이며, 종축은 평균수위차의 저감율 그리고 횡축은 입사조건(CASE)을 의미한다. 그래프에서 파란색 원(○)은 신기능 잠제 단면1, 빨강색 사각형(□)은 신기능 잠제 단면2, 연두색 마름모(◇)는 신기능 잠제 단면4, 분홍색 삼각형(△)은 신기능 잠제 단면4의 경우를 각각 나타낸다. 입사조건은 수심 $h=33\text{cm}$ 은 CASE1($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.8\text{s}$), CASE2($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.5\text{s}$), CASE3($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.0\text{s}$)이고, 수심 $h=27\text{cm}$ 은CASE7($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.8\text{s}$), CASE8($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.5\text{s}$), CASE9($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.0\text{s}$)이다.

Fig. 13의 그래프로부터 신기능 잠제 단면2(□)의 경우가 구조물 전후의 평균수위차의 저감율이 전체적으로 가장 좋은 것을 알 수 있으며, 일반 잠제(단면5)에 비해 평균 71.2%의 평균수위차 저감효과를 보이고 있다. 그리고 일반 잠제 대비 단면1은 평균 65.5%, 단면3은 평균 48.8% 그리고 단면4는 평균 50%의 평

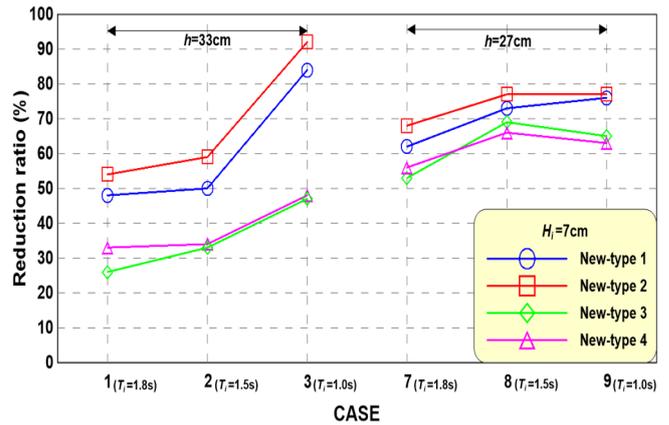


Fig. 13 Reduction ratio of mean water level difference between front and rear sides of new-type submerged breakwaters

균수위차 저감효과가 있는 것으로 나타났다.

이상의 실험결과에 근거하여 본 연구에서 제안한 신기능 잠제는 파랑감쇠효과를 보존하면서 기존의 잠제가 가지고 있는 단점, 즉 잠제 전후의 높은 평균수위차이로 인한 이안류의 발생으로 잠제사이의 개구부 주변에서 발생할 수 있는 지반의 세굴 및 제체의 안정성에 대한 문제점을 상당부분 감소시킬 수 있을 것으로 판단된다.

3.5 신기능 잠제의 배후수위 저감기구 분석

Fig. 14는 신기능 잠제의 배후수위 저감기구의 이해를 돕기 위하여 본 연구의 실험결과를 종합적으로 분석하여 얻어진 결과를 도시한 것이다. 여기서 (a)는 신기능 잠제 단면1 그리고 (b)는 신기능 잠제 단면2의 경우이다.

전술한 것과 같이 잠제가 설치될 경우, 마루에서의 강제쇄파로 인한 유속감소는 수위를 상승시키고, 파랑에 의한 물질수송량이 더해져 배후의 수위는 더욱 상승하게 된다. 하지만 Fig. 14와 같이 제체 내에 관로를 설치하게 되면, 잠제 전후의 수위차에 의한 외해로 빠져나가는 흐름이 발생하게 된다(배수효과). 이로 인해 잠제 배후의 평균수위는 하강하고, 전면의 평균수위는 상승하여 전후의 평균수위차를 줄이게 된다.

Fig. 14(b)로부터 수평관로가 설치된 신기능 잠제 단면2의 경우에는 잠제 전후의 수위차의 영향으로 수평관로를 통해 빠져나간 흐름이 다시 마루를 통해 배후로 유입되고, 이것이 다시 관로로 향하는 순환류가 나타난다. 이와 같은 수평관로가 설치된 잠제 주변의 흐름구조는 Hur et al.(2010)의 수치모형실험에서 논의되었으며, 본 연구에서 다시 확인할 수 있었다. 그리고 제체에 수평 및 수직관로를 설치한 신기능 잠제 단면1의 Fig. 14(a)에서는 수직관로를 설치함으로 인하여 더욱 복잡한 흐름구조를 가지나, 그 흐름구조는 단면2와 매우 유사한 특징을 나타낸다. 다만 수직관로를 통해 빠져나간 흐름이 다시 수평관로로 유입되는 순환류가 외해로 빠져나가는 흐름을 조금 약화시키는 역할을 한다.

이와 같은 본 연구에서 제안하는 신기능 잠제의 흐름구조(순환류)는 기존 잠제보다 잠제 내·외해의 해수순환능력이 우수하여 환경적인 측면에서도 유리할 것으로 판단된다.

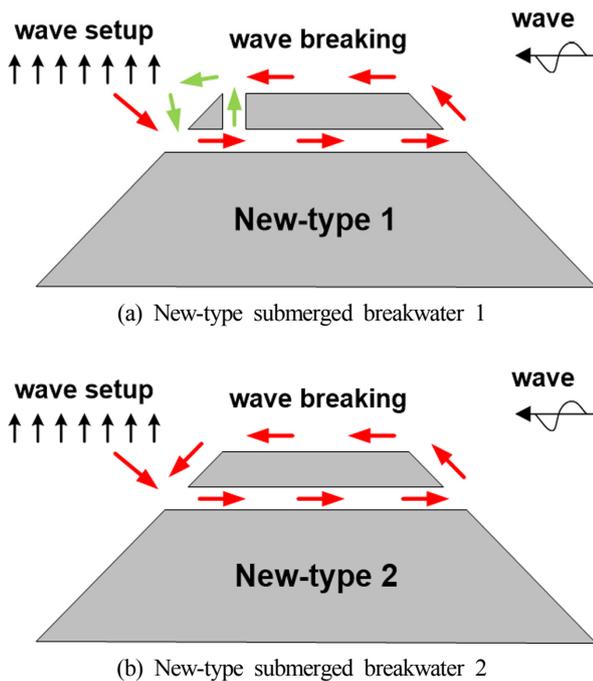


Fig. 14 Schematic diagram of reducing functions of water level in rear side of new-type submerged breakwaters

4. 결 론

본 연구에서는 입사파를 효율적으로 제어하면서 배후수위를 저감할 수 있도록 관로를 설치한 신기능 잠제를 제안하여 2차원 수리모형실험을 실시하였다. 이러한 수리모형실험의 결과를 분석하여 관로의 설치가 잠제 전후의 평균수위차에 주는 영향을 논의하였다. 본 연구에서 얻어진 주요한 사항을 기술하면 아래와 같다.

(1) 일반 잠제(단면5) 및 신기능 잠제(단면1, 2)의 전후 및 마루 위의 수면파형으로부터 파랑감쇠효과를 마루수심과 파고와의 비(R/H_i)에 따른 파랑변형특성 및 관로 설치에 따른 수면파형의 위상변화를 이해할 수 있었다.

(2) 일반 잠제(단면5)와 신기능 잠제의 파랑감쇠효과를 비교하면, 전체적으로 일반 잠제의 경우가 효과가 크게 나타났다. 그러나 그 차이는 그다지 크지 않으며, 적절한 제원의 신기능 잠제를 고려하여 파랑제어기능을 강화할 수 있다.

(3) 관로 내의 흐름에 대해 신기능 잠제 단면1(수평관로 및 수직관로 설치)과 단면2(수평관로 설치)를 비교하였다. 그 결과 단면1의 경우 잠제 배후측 수평관로를 통하여 시작된 흐름이 수직관로를 통하여 잠제 마루 위로 일부분 빠져나가고, 나머지 흐름만 수평관로를 통해 전면으로 향하게 됨에 따라 단면2의 경우에 비해 흐름이 느려졌다. 그리고 파형경사(H_i/L_i)가 클수록 마루수심과 파고와의 비(R/H_i)가 작을수록 관로를 통한 잠제 전면으로의 흐름이 빠른 것을 확인할 수 있었다.

(4) 신기능 잠제의 경우 관로의 설치로 인해 구조물 배후에서 외해측으로 빠져 나가는 흐름을 발생시키며, 이로 인해 기존 잠제에 비해 전후의 평균수위차를 크게 감소시켰다. 수평관로만 설치한 단면1은 평균 65.5%, 단면2는 평균 71.2%, 단면3은

48.8% 그리고 단면4는 40%의 평균수위차 저감효과를 각각 나타내었다.

(5) 신기능 잠제의 배후수위 저감기구를 이해하기 위하여 실험결과를 종합적으로 분석하여 신기능 잠제 주변의 흐름구조(순환류)를 도시하였다.

한정적인 2차원 실험환경에서 얻어진 결과이기는 하지만, 잠제 내부에 관로를 설치할 경우에 잠제 배후의 평균수위를 적절히 조절하여 제체의 안정성에 영향을 줄 수 있는 주변의 흐름을 제어할 수 있을 것으로 판단된다. 결과적으로 잠제 전후의 평균수위차에 기인한 개구부를 통해 빠져나가는 흐름(이안류)이 약화되어 개구부의 침식 및 세굴현상을 줄일 수 있을 것이다. 게다가 신기능 잠제가 가진 특유의 흐름구조는 내·외해의 해수유동을 원활히 하여 해양환경을 개선하는데 도움을 줄 것으로 판단된다. 향후에는 본 실험결과를 토대로 수치모의를 수행하여 신기능 잠제의 배후수위 저감 기능을 면밀히 분석한 후에 투과성 잠제 및 불규칙파를 적용한 3차원적 검토를 진행한다.

후 기

이 논문은 2016년 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(연안침식 대응기술 개발).

References

- Caceres, I., Stive, M.J.F., Sanchez-Arcilla, A., Trung, L.H., 2008. Quantification of Changes in Current Intensities Induced by Wave Overtopping around Low Crested Structures. *Coastal Engineering*, 55, 113-124.
- Calabrese, M., Vicinanza, V., Buccino, M., 2002. Large Scale Experiments on the Behaviour of Low Crested and Submerged Breakwaters in Presence of Broken waves. *Proceedings of the 28th International Conference on Coastal Engineering, ASCE*, 1900-1912.
- Chen, J., Jiang, C., Hu, S., Huang, W., 2010. Numerical Study on the Characteristics of Flow Field and Wave Propagation near Submerged Breakwater on Slope. *Acta Oceanologica Sinica*, 29(1), 88-99.
- d'Angremond, K., van der Meer, J.W., de Jong, R.J., 1996. Wave Transmission at Low-Crested Structures. *Proceedings of the 25th International Conference on Coastal Engineering, ASCE*, 3305-3318.
- Garcia, N., Lara, J.L., Losada, I.J., 2004. 2-D Numerical Analysis of Near-Field Flow at Low-Crested Permeable Breakwaters. *Coastal Engineering*, 51(10), 991-1020.
- Goda, Y., Ahrens, J.P., 2008. New Formulation of Wave Transmission over and through Low-Crested Structures. *Proceedings of the 31st International Conference on Coastal Engineering, ASCE*, 3530-3541.
- Hur, D.S., 2004. Deformation of Multi-Direction Random Waves Passing over an Impermeable Submerged Breakwaters Installed

- on a Sloping Bed. *Ocean Engineering*, 31(10), 1295-1311.
- Hur, D.S., Kim, D.S., 2003. Numerical Simulation of Velocity Fields and Vortex Generation around the Submerged Breakwater on the Sloped Bottom. *Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 15(3), 151-158(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(1), 83-98.
- Hur, D.S., Lee, W.D., Cho, W.C., 2012a. Three-Dimensional Flow Characteristics around Permeable Submerged Breakwaters with Open Inlet. *Ocean Engineering*, 44, 100-116.
- Hur, D.S., Lee, W.D., Cho, W.C., 2012b. Characteristics of Wave Run-up Height on a Sandy Beach behind Dual-Submerged Breakwaters. *Ocean Engineering*, 45, 38-55.
- Hur, D.S., Lee, W.D., An, S.W., Park, J.B., 2010. A Numerical Study on Flow Control Structure of a New-Type Submerged Breakwater. *Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 22(3), 181-190(in Korean).
- Hur, D.S., Lee, W.D., Kim, M.K., Yoon, J.S., 2013. Application of 3-D Numerical Method(LES-WASS-3D) to Estimation of Nearshore Current at Songdo Beach with Submerged Breakwaters. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(4), 14-21(in Korean).
- Hsu, T.W., Hsieh, C.M., Hwang, R.R., 2004. Using RANS to Simulate Vortex Generation and Dissipation around Impermeable Submerged Double Breakwaters. *Costal Engineering*, 51(7), 557-579.
- Johnson, H.K., Karambas, T.V., Avgeris, I., Zanuttigh, B., Gonzalez-Matoco, D., Caceres, I., 2005. Modelling of Waves and Currents around Submerged Breakwaters. *Costal Engineering*, 52, 949-969.
- Johnson, H.K., 2006. Wave Modelling in the Vicinity of Submerged Breakwaters. *Costal Engineering*, 53, 39-48.
- Kramer, M., Zanuttigh, B., van der Meer, J.W., Vidal, C., Gironella, F.X., 2005. Laboratory Experiments on Low-Crested Breakwaters. *Costal Engineering*, 52(10), 867-885.
- Seabrook, S.R., Hall, K.R., 1998. Wave Transmission at Submerged Rubble Mound Breakwaters. *Proceedings of the 26th International Conference on Coastal Engineering, ASCE, 2000-2013*.
- Sharifahmadian, A., Simons, R.R., 2014. A 3D Numerical Model of Nearshore Wave Field behind Submerged Breakwaters. *Costal Engineering*, 83, 190-204.
- van der Meer, J.W., Briganti, R., Zanuttigh, B., Wang, B., 2005. Wave Transmission and Reflection at Low-Crested Structures: Design Formulae, Oblique Wave Attack and Spectral Change. *Costal Engineering*, 52(10), 915-929.
- Zanuttigh, B., 2007. Numerical Modelling of the Morphological Response Induced by Low-Crested Structures in Lido di Dante, Italy. *Costal Engineering*, 54(1), 31-47.
- Zhang, Z.Q., Luan, M.T., Wang, K., 2013. Flow Field Analysis of Submerged Horizontal Plate Type Breakwater. *China Ocean Engineering*, 27, 821-828.
- Zysermana, J.A., Johnsona, H.K., Zanuttigh, B., Martinelli, L., 2005. Analysis of Far-Field Erosion Induced by Low-Crested Rubble-Mound Structure. *Costal Engineering*, 52(10), 977-994.

Scanned Drawing-based Production Management System for Deckhouse Floor Outfitting

In-Chang Kang* and Chang-Yong Song**

*Hayoung Industry Co., Jeonnam, Korea

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

스캔도면 기반 선실바닥의장 생산관리 시스템 개발

강인창* · 송창용**

*하영산업

**목포대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Scanned drawing 스캔도면, Deckhouse floor outfitting 선실바닥의장, Production daily report 생산작업일보, Scanned drawing-based production management (SDPM) system 스캔도면 기반 생산관리 시스템

ABSTRACT: A production management system is developed to enhance both the information and productivity of ship and offshore plant deckhouse floor outfitting. The functions of the production management system for the deckhouse floor outfitting were reviewed based on a literature survey of several production management systems with respect to the ship building and architecture fields. This study investigated numerous daily production reports and their application to actual work places to utilize the system development. The developed scanned drawing-based production management (SDPM) system minimizes any loss and/or distortion of work information between the workshop and management office when applying a scanned production drawing to the daily report. The SDPM system increases the data objectivity, as well as intuitiveness of the information generation by adopting an efficient user interface, which makes it possible to perform image annotations on the scanned drawing for the daily production report while simultaneously interacting with the production management database. Applying the system operation to actual deckhouse floor covering work verified that it was feasible to use the SDPM system for production management in the ship outfitting work process.

1. 서 론

선박과 해양플랜트의 선실의장 공사는 선원의 작업능력 향상과 안락한 거주공간을 제공하기 위해 공기 조화 냉난방 장치, 방화 구조, 방음 및 방열 장치, 채광 및 통풍 장치, 주방설비 및 세탁설비, 침실, 화장실 등의 공간과 비품을 설치하는 생산 공정이다. 선실의장 공사는 다수의 공종(공사의 종류)으로 세분화되기 때문에 상호 복합적 병렬식 공사 진행이 필요하고, 또한 동일 작업 공간 내에서 여러 공종의 작업인력이 투입되게 된다. 따라서 선·후행 공정의 유기적인 연계가 가능하도록 세밀한 공정계획 수립, 공정관리, 인력관리 등을 효율적으로 수행할 수 있는 생산관리 시스템이 요구된다. 특히, 단위공정 정보는 계획 대비 실적의 비교/분석, 공정 진도율 산정, 잔여 공정 일정예측 등과 같은 생산 성과측정부터 경영분석용 원천 데이터까지 폭

넓게 활용 될 수 있다. 따라서 선실의장 공사에서 작업시간과 실적물량 정보의 수집과 분석을 통한 단위공정 중심의 생산 정보 관리는 중요한 부분이라고 할 수 있다.

본 연구의 대상인 선박 및 해양플랜트의 선실바닥의장 공사는 조선생산일정계획 상에서 소일정계획에 포함된다고 할 수 있으며, 전체 선박과 해양플랜트의 생산관리 방법이 생산공정에 따라 개별작업(Job shop), 흐름작업(Flow shop), 혼합작업(Mixed shop) 등의 특징으로 나타난다. 그러나 선실바닥의장 공사로 범위를 좁혀보면 고정된 제품에 자재가 투입되고, 작업인력 의존성이 높고 자동화율이 낮으며 생산계획이나 작업변경이 용이해야 하는 개별작업 방식에 가깝다고 할 수 있다. 또한 선실바닥의장 공사 계획은 제조실행시스템(Manufacturing execution system, MES)의 수준에 부합한다. 본 연구에서는 MES의 기능 중 자원할당 및 상태관리, 작업 및 상세일정 관리, 문서제어, 근

Received 23 March 2016, revised 13 February 2017, accepted 13 February 2017

Corresponding author Chang-Yong Song: +82-61-450-2732, cysong@mokpo.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

로관리, 생산추적 및 이력, 실행분석 등의 기능을 선실바닥의장 공사에 효율적으로 적용하는 방안을 모색하였다.

선실바닥의장 공사에 대한 생산관리로 한정해 보면 개별작업 방식의 측면이 강하며, 건물이나 교량 또한 전체적으로 개별작업 생산관리 방식에 따른다고 할 수 있다. 조선, 해양, 건설 등의 산업분야에서 생산관리 시스템 개발과 관련하여 여러 연구들이 수행되어 오고 있다. Park et al.(2013)은 스마트워크를 도입한 조선 품질관리 및 생산 공정관리 지원 시스템을 개발하기 위해 기존의 품질관리 및 생산 공정관리 프로세스를 분석하고 사용자 요구사항을 반영한 프로세스 정의를 통해 컴포넌트 기반 설계 방법론을 적용하였다. Back et al.(2013)은 조선소 생산 현장 제약사항을 고려하고 호환성과 보안성을 향상시키기 위해 애플리케이션 가상화 운영시스템을 기반으로 한 디지털 제조 기반 시뮬레이션 모델을 구축하고 실행계획을 지원하는 시스템을 개발하였다. Cho and Kang(2001)은 건축시공에서 생산작업일보가 투입 자재, 노무, 장비 등의 자원투입 현황과 세부 공종별 작업현황 등이 기재되는 중요한 정보임을 인식하고 생산작업일보 기반으로 정보분류 시스템을 정의 및 구성하고, 현장관리에 요구되는 각종 정보자료를 통해 보고자료 및 사업성과 분석이 가능한 시스템을 개발하였다. Song et al.(2001)은 건축생산 현장의 개별적 업무시스템의 결합을 개선하기 위해 통합적으로 현장정보를 관리하고 공유할 수 있는 현장 정보통합 데이터베이스를 제안하였다. Kang et al.(2003)은 건축시공에서 정형화된 단위작업정보 시스템의 부재를 보완하기 위해 단위작업 상에 하위 작업을 분류하고 재구성하는 방안을 통해 단위작업을 재조합하고 생성할 수 있는 생산관리 시스템을 개발하였다. Park and Park(2004)은 건축공정관리의 기본계획단계에서 정보분류 시스템을 시공영역과 활동 별로 분류하고 표준화하는 방안을 고안하여 현장 작업자가 표준화된 공정도표를 구성할 수 있도록 일일 공정 체크 프로세스 기반의 시스템을 개발하였다. 기존의 연구문헌 검토를 통해 조선해양 산업분야의 생산관리 연구 중 선실바닥의장 설치 공정을 관리할 수 있는 생산관리 방법론과 시스템이 미비함을 알 수 있었다.

본 연구에서는 일일 작업계획을 중심으로 선실바닥의장 공정과 관련하여 대부분의 국내 선실바닥의장 전문기업체에서 수행하고 있는 생산작업일보 위주의 생산관리 방식의 문제점을 분석하고 이를 개선하고자 하였다. 기존의 선실바닥의장 생산관리 방식의 가장 큰 문제점은 작업현장 별로 생산작업일보 작성자의 경험이나 선호도에 의해 입력내용이 일관성이 없고 상이한 단위작업 명을 사용함으로써 실적정보의 데이터베이스(database, DB)화를 통한 단위작업 정보의 축적, 분석 및 활용이 불가능한 것이었다. 이를 개선하기 위해 본 연구에서는 공정 정보 별로 생산관리를 위한 성과 지표와 업무 표준화 방안을 정의하고, 이를 작업현장에서 실제 이용하는 설치도면과 연동하여 작업정보 및 이미지정보를 실시간으로 데이터베이스화할 수 있는 시스템을 개발하였다. 생산작업일보의 정보와 설치도면의 연계성을 높이기 위해 개발된 스캔도면을 기반으로 한 선실바닥의장 생산관리(Scanned drawing-based production management, SDPM) 시스템을 통해 작업정보 발생자와 관리자 사이에서 발생하는 정보 손실이나 왜곡을 최소화하고 효율적인 생산 공정

정보입력과 관리를 가능하도록 하였다. 수치화된 문서형태의 생산작업일보 결과보고 내용을 이용함으로써 인해 작업영역 별 생산관리 상에 어려움이 존재하는 기존의 선실바닥의장 공사 생산관리 방식을 개선하기 위해 SDPM 시스템은 스캔도면으로부터 작업영역 정보를 추출하여 실시간으로 해당 작업영역 별 작업물량과 공정에 대한 당일 진척률과 누적 진척률이 산출되도록 하고, 생산성에 관련된 필요 정보를 메모 형태로 기재할 수 있는 방안을 고려하였다. 본 연구를 통해 개발된 SDPM 시스템을 실제 선실바닥의장 피복 공사에 적용하여 생산계획 및 실적 산출, 설치도면 및 생산자료 데이터 관리, 생산표준지표 정립 등의 결과를 검토하여 시스템의 효율성을 검증하였다.

2. 선실바닥의장 공사 작업정보 분석

2.1 선실의장 공사 작업특성

선박 및 해양플랜트의 생산공정은 선·후행간 다종의 공사들이 복합적이고 병렬식으로 진행되기 때문에 정밀한 공정계획 수립과 더불어 공사 일정의 준수를 위한 생산관리가 매우 중요하다. 선박 및 해양플랜트 생산공정 중 선실의장 공사에는 각종 선실장비의 설치, 보온작업, 배관, 목의장 등과 같은 작업이 포함되며, 각종 기계장비, 항해통신, 거주설비, 전기·전자장비 등의 설비뿐만 아니라 목재, 시멘트, 타일, 유리 등의 다양한 원재료를 취급해야 하는 작업 특성이 있다. 선실 목의장 공정의 제품구조(Bill of Materials, BOM)는 벽면·천정·도어 틀(Panel) 설치, 위생설비 설치, 가구설치, 보온공사, 장관·카펫 공사, 냉동·조명·세탁장비 설치, 그리고 본 연구에서 고려한 선실바닥의장(Deck covering) 공사를 포괄한다.

2.2 선실바닥의장 공사

선실바닥의장 공사는 거주구역의 강재바닥(Steel floor)에 데크(Deck) 피복재를 시공하는 공정을 의미한다. 데크 피복재의 BOM은 거주공간의 사용 목적이나 장소에 따라 시멘트 모르타르(Cement mortar), 라텍스 데크 혼합재(Latex deck composition), 에폭시 데크 혼합재(Epoxy deck composition), 우레탄 데크 혼합재(Urethane deck composition)로 분류할 수 있다. 일부 거주구역은 카펫, 비닐 시트, 타일, 석재 등의 마감재 시공을 위해 강재바닥 위에 데크 피복재를 접착하는 셀프레벨링화(Self leveling) 작업이 필요하다.

2.3 선실바닥의장 공사용 생산작업일보

선실바닥의장 공정관리를 위해 작성되는 생산작업일보의 주된 입력정보는 출역과 작업관련 사항이며, 공정관리 결과는 입력정보의 분석을 통해 산출된다. 생산작업일보는 현장 작업관리자에 의해 작성되고 작성된 출역과 작업관련 입력정보는 공정 관리자에게 전달된다. 정보전달 방법은 구두 또는 간단한 메모형식이 대부분이며 특별한 경우 공정 담당자 및 관리자의 작업지시 사항에 대한 이해를 돕기 위해 생산도면에 구역별 수행공정을 표기(Marking)하고 특이사항을 도면 상에 추가하는 방법이 사용된다. 전달된 정보로부터 공정 관리자는 생산작업일보를 시공업체 별로 정형화된 양식에 기록하게 된다. 본 연구에서

Table 1 Input and output information of daily work reports

Company	Type of daily report	Person in charge	Input information		Output information		Purpose of use
			Information	Reporting method	Information	Reporting method	
A	Work report, Production daily report, Labourer daily report	Work leader	Work content(today), Work schedule(tomorrow), Involved worker status, Plan per work process/output (%), etc.	Documentation form/handwriting	No. of labourers, Total manhour, Progress rate(%)	Process schedule table, Progress rate(%), Computerization	Reporting, Evidentiary material for claim, System operation
B	Production daily report	Work engineer	Work content in process, Involved worker status, Involved equipment status, Process name, Progress rate, Involved material & equipment status	Documentation form/handwriting	Completion status, Work resources, Progress rate of main work	Computer application system	Reporting
C	Production & safety daily report	Work engineer	Work content(today/tomorrow), Involved worker status, Involved material & equipment status, etc.	Information system	Progress rate of labourer(%)	Separated work system input & output	Reporting, Human resource management, Separated work system operation

는 모든 시공업체가 공통으로 사용할 수 있는 일반화된 선실바닥의장 공정 생산관리 시스템 개발하기 위해 3곳의 선실바닥의장 공사 전문기업에서 사용하고 있는 생산작업일보 양식과 입·출력 내용을 Table 1과 같이 조사하여 정리하였다.

Table 1에 나타난 바와 같이 실제 현장에서 사용되고 있는 생산작업일보는 작업투입인력이나 현장담당 관리자가 현장정보를 취합한 뒤 양식에 따라 작성하고 대부분 공정상황 보고와 프로젝트 생산정보 축적용으로 사용되고 있음을 알 수 있다. 조사 대상 기업 별로 생산작업일보를 작성하는 주체와 내용은 다소 차이가 있었지만, 공통적인 관리 정보의 종류를 정리하면 작업 투입인력 정보, 공정시간 정보, 공정순서 정보, 수행 공정·단위 작업 정보들로 구분할 수 있다. 본 연구에서는 이러한 선실바닥의장 생산작업일보의 공통 관리 정보를 생산관리 시스템에 구현하기 위해 생산현장에서 작성 및 활용되는 작업정보 항목을 일반화하여 Table 2와 같이 정리 하였다.

2.4 선실바닥의장 작업정보 분석

본 연구에서는 선실바닥의장 공사 생산관리 시스템의 효율성을 높이기 위해 생산공정의 일일 단위 공사업무 수행패턴을 면밀히 분석하였고, 정보 발생자와 정보를 수집 및 활용하는 관리자의 구성과 역할을 규명하였다. 먼저 선실바닥의장 공사 시공업체를 대상으로 작업 현장조직을 분석한 결과, 상위 관리자는 현장 대리인이 맡고 있었으며 공중에 따라 중간관리 책임자가 배치되었다. 또한 선박의 호선단위 또는 데크 단위 별로 작업투입인력을 팀별로 운영하면서 단순작업을 진행하는 작업인력이 별도로 투입되고 있었다. 선실바닥의장 공사 생산관리 시스템 상에서 현장조직 관리 모듈 기능을 적용하기 위해 기존의 현장조직구성을 각 공중별 관리자와 작업투입인력으로 구분하였다. 관리자는 현장 작업투입인력의 신상정보 입력 및 관리, 최초 예정 공정표 작성 및 실적 정리, 작업지시 및 작업정보 수집의 업무를 담당하고, 작업투입인력은 단위작업 수행 주체로서 작업

Table 2 Generalized information contents for daily work report

Work execution	General contents	Detailed contents
Person in charge	Worker information, No. of labourers per process	Worker name, working status, commuting time
Day & time	Master schedule, Working schedule, Monthly process plan	Day, weather 1 st work start/finish time ... n th work start/finish time
Location & spot	Ship yard, Ship number, Deck, Space/Area	1 st ship number for work 1 st accommodation deck for work 1 st space/area for work ... n th ship number for work n th accommodation deck for work n th space/area for work
Process & content	Work type, Work process, Unit work	1 st work name/quarter/progress rate ... n th work name/quarter/progress rate

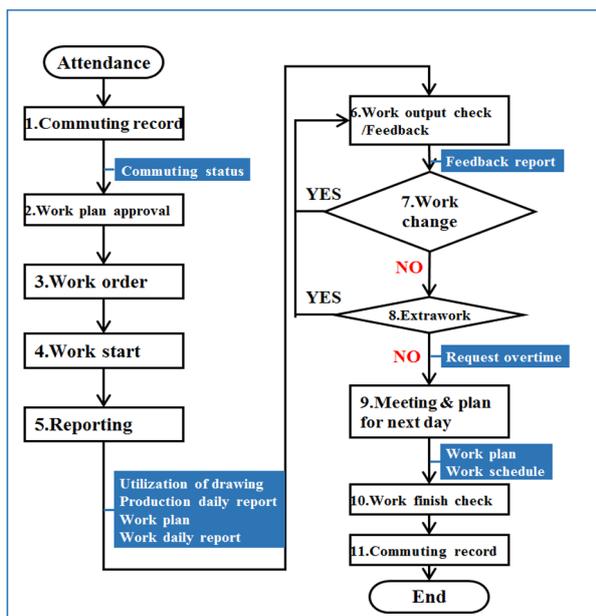
Table 3 Information components and data acquisition in deckhouse floor outfitting

Content	Information component	Acquisition method
Worker information	Worker information to working site and unit work	Worker information to unit work (personnel record)
Commuting time	Commuting time to working site	Commuting time of worker (commuting check system)
Unit work time	Working time to unit work	Start and finish work time of worker (production daily report)
Historical output	Daily work output	Output at work finish time (production daily report)
Productivity condition	Influencing factor to unit work	Influencing factor to work at finish time (production daily report)

정보 발생자 업무를 수행하는 것으로 규정하였다. 공사업무 수행패턴을 분석한 결과, 작업투입인력은 작업배원지시에 따라 공정에 투입되고, 관리자는 작업투입인력이 단일 혹은 복수의 공정을 수행한 시작과 종료시간 정보를 수집한 후에 이에 대한 투입공수(Man hour, MH)를 산출하고 공중의 실적수량(물량) 정보를 수집함을 알 수 있었다. 작업투입인력이 계획 이외의 공정에 투입되는 경우, 관리자가 작업결과보고 또는 현장점검 활동 등에 관한 정보의 오류나 누락 등을 확인하고 작업투입인력의 최종 퇴근시간 정보를 수집하는 순서로 공정내용을 정리한 후 생산작업일보를 작성하는 것으로 파악되었다. 이와 같은 분석을 통해 선실바닥의장 공사 생산관리시스템에는 작업투입인력 및 생산성 관리에 관한 정보들을 수집 및 가공하고 공정관리를 지원할 수 있는 데이터 생성 기능이 필요하다고 판단되었다. 또한 실적자료의 축적 기능을 통해 유사 프로젝트의 공정계획 수립에 활용될 수 있도록 하고, 단위작업을 중심으로 생성된 공정정보를 실시간 모니터링하여 수집하는 기능이 필요하다고 판단되었다. 선실바닥의장 공사 생산관리시스템 상에 필요한 정보로는 현장에 투입되는 작업투입인력의 출·퇴근 시간, 신상정보, 공정시간정보, 실적 물량정보, 생산성 조건 등이 있으며 정보의 요소 별 수집방법을 Table 3과 같이 정리하였다.

Table 3에서 작업투입인력의 단위작업정보는 실적 물량정보와

연계하여 다양한 생산성 정보로 처리된 후, 해당 단위작업의 공정과 연계하여 잔여 작업의 일정 예측, 공정 진도율 산정, 단위작업 자원 투입 조정, 공정지연 만회대책 수립 등 전체 생산공정 계획 대비 실적을 비교 분석할 수 있는 근거 자료로서 활용될 수 있다. Table 3에 나타난 단위작업을 중심으로 수집된 정보의 주요 처리요소는 출역인원 및 출역시간, 단위작업 투입인원, 단위작업 MH, 실적물량, 단위작업 생산성 및 노무량, 실제 시작일 및 종료일, 생산성 조건 등 이다. 출역 및 출·퇴근 시간 파악 정보는 출역한 작업투입인력의 소속과 공수를 산정하는데 사용할 수 있고, 단위작업 투입인력 정보는 해당 관리작업에 투입된 작업조를 산정하는데 이용할 수 있다. 단위작업 MH 정보는 단위작업 상의 작업투입인력과 작업시간을 합산하여 산정되고, 실적물량 정보는 일일 단위작업의 예정물량 대비 달성도를 집계하여 산정할 수 있다. 단위작업의 생산성(unit/MH)과 노무량(MH/unit) 데이터는 산정된 단위작업 MH와 실적물량 정보를 통해 도출 할 수 있게 된다. 단위 작업의 시작일과 종료일은 단위작업 실적물량 진행 정보를 통해 산정할 수 있다. 단위작업의 시작일은 예정물량 대비 실적물량의 최초 수집된 공정시간으로부터 산정할 수 있고, 종료일은 예정물량 대비 실적물량의 작업완료 공정시간으로부터 산정할 수 있다. 생산성 조건은 단위작업 상의 작업저하 발생요소로 고려하고 작업정보의 단위작업 생산성 조건 수집을 통하여



Item	Content	Output information
Number & time of laborer	Number & commuting time of laborer to work site	Worker commuting time → MH information
Laborer to unit work	Number of worker to unit work	Number of worker → work information
Total unit work MH	Total work time to unit work	$\sum_{1}^n \text{unit work}(M_n * H_n)$
Work output	Daily work output	Scheduled output * progress rate(%)
Unit work productivity	Daily work output per MH	Unit/M · H
Unit work MH	MH per daily work output	M · H / Unit
Work start day	Start day of unit work	1 st data acquisition day
Work finish day	Finish day of unit work	100% of progress rate
Productivity condition	Work constraints to unit work	Productivity condition of unit work

Fig. 1 Flow chart and contents of SDPM system

산정할 수 있다. Table 3과 같은 정보들은 실적데이터로 DB화하여 향후 유사 선실바닥의장 공사계획을 수립하는데 유용하게 활용할 수 있다. 이상의 내용을 토대로 본 연구에서 구현하고자 하는 선실바닥의장 공사를 위한 기본적인 SDPM 시스템의 정보처리 절차와 내용을 Fig. 1에 나타내었다.

3. 선실바닥의장 공사 정보 일반화

3.1 단위작업의 분류 및 특성 정의

2장의 선실바닥의장 공사 작업정보 분석으로부터 대부분 선실바닥의장 시공업체에서는 작업투입인력, 생산공정 실적 및 작업 관련 사항 등에 대해 마이크로소프트사의 엑셀을 활용하여 생산작업일보를 작성하여 활용하고 있음을 알 수 있었다. 엑셀을 이용한 생산작업일보 작성은 반복적으로 발생하는 작업정보량, 입력 오다, 문서작성 업무 등의 증가 문제로 인해 효율성이 낮다고 할 수 있다. 또한 작업현장 별로 생산작업일보 작성자의 경험이나 선호도에 따라 입력내용이 일관성이 없고 상이한 단위작업명을 사용함으로써 실적정보의 DB화를 통한 단위작업 정보의 축적, 분석 및 활용이 불가능한 문제점이 있다. 따라서 실적정보 DB화가 가능하도록 단위작업을 일관되게 정의하고 관련 정보를 전산화하는 것이 중요하다고 할 수 있다. 본 연구에서는 단위작업 분류는 작업투입인력의 생산활동을 기준으로 생산 단위작업과 비생산 단위작업으로 분류하였다. 생산 단위작업 중 작업물량과 생산성에 직접적 영향을 주는 작업을 직접작업, 간접적 영향을 주는 작업을 간접작업, 비생산 단위작업을 유실작업으로 정의하였다. 직접작업은 투입인력과 물량과의 직접적인 상관관계가 있는 작업으로서 MH, 생산성 및 생산공정 정보를 수집하는 기본 측정단위로 활용하였다. 직접작업은 초기 공정 계획시 작업분류시스템(Work breakdown structure, WBS)의 최하위 단계로 분류하여 상위 레벨에 예측되

도록 하고 단독으로 사용할 수 없도록 하였다. 간접작업은 작업 투입인력 정보를 수집하는 측정단위로 활용하였으며 WBS의 분류에 포함하지 않고 공정 사이에 단독으로 사용될 수 있도록 하였다. 유실작업은 생산교육, 안전교육 등과 같이 직·간접적으로 생산에 투입되지 않지만 생산성 제한요소 분석을 위한 정보를 수집하는 측정단위로 활용하였으며, WBS의 분류에 포함하지 않고 단독으로 사용할 수 있도록 하였다. 또한 선실바닥의장 공사 작업정보 분석을 통해 일반화된 단위작업 DB화를 위해 필요한 4가지의 주요 특성을 정의하였다. 첫째 정형화된 공종분류체계를 갖추어야 하며 프로젝트 별로 추가나 삭제가 가능해야 한다. 둘째 일일단위로 발생하는 단위작업 정보를 명시적으로 나타내기 위해서 작업위치정보를 보다 유연성 있게 분류할 수 있어야 한다. 셋째 작업위치정보는 공간이나 부위 등이 다양한 관점에서 다루어져야 하기 때문에 정형화된 위치분류시스템의 제공과 함께 작업 위치정보의 조합 기능이 적용되고 프로젝트별 특성도 반영할 수 있어야 한다. 마지막으로 생산작업일보의 효율성을 높이기 위해 일일단위의 작업종료 후에 정보를 생성하는 것 보다 프로젝트 초기와 해당 공정 시작 전에 작업정보를 생성하여 관리자나 작업투입인력이 어떤 작업이 존재하고, 점검해야 하는지를 일관성 있게 확인할 수 있어야 한다.

3.2 선실바닥의장 공사의 공정조합

단위작업은 공종과 작업위치의 조합이므로 조합정보를 SDPM 시스템에 적용하기 위해 조합유형에 대한 분석이 필요하였다. 이를 위해 선실바닥의장 공사의 단위작업을 분류하고 재조합하는 방식으로 공정을 분석하였다. 공정형성의 정의는 직접작업의 조합에 의해 생성되는 것으로서 선실바닥의장 공사 과정에서 수행되는 특정 직접작업의 집합체로 정의하였다. SDPM 시스템 상에서 공정 조합은 상위의 공종을 대분류로 설정하고 중분류 단위작업을 소분류의 1-3 단계로 분류하여 현장별 또는 프로젝트

Direct work	Work type [1 st]	Work process [2 nd]			Unit work [3 rd]
		Name	Combination	Progress rate (%)	
Self-leveling covering	Deck covering	SELF-LEVELING	1 st	100	Self-leveling covering
Primer covering + Plastering		3COAT	1 st	70	Primer covering + Plastering
Top coating			2 nd	30	Top coating
Silica-board installation		A60 HTB (HTB: High Temperature calcium silicate Board)	1 st	45	Silica-board installation
Tiling			2 nd	35	Primer covering + Plastering
Masonry joint			3 rd	20	Top coating
Marking for rubber pad		CAMBER	1 st	100	Perlite covering
Rubber pad attaching		CAMBER(BLOCK)	1 st	100	Block + Perlite covering
		EPOXY PAINT	1 st	35	Epoxy painting on bottom layer
2 nd			25	Epoxy painting on middle layer	
3 rd			30	Epoxy painting on top layer	
URETHANE PAINT		1 st	30	Epoxy painting on top layer	
		2 nd	70	Rubber pad attaching	

Fig. 2 Unit work combination in SDPM system

별로 유연하게 생성 및 조합될 수 있도록 하였으며, Fig. 2에 도식적으로 나타내었다. Fig. 2에 나타난 바와 같이 공정을 산출을 위해 단일 혹은 다수의 단위작업을 기초로 각 공정조합의 투입 MH를 산정하고, 공정을 산출시 비례적 인수로 적용될 수 있도록 하였다.

3.3 선실바닥의장 공사의 작업분류 일반화

공정분류 및 조합체계를 작업위치와 연동하고 작업위치 정보를 2-3개 영역으로 분류 및 지정하기 위해서 작업분류의 일반화가 필요하였다. 작업위치정보는 공종별로 관리 가능한 단계로 정의될 수 있기 때문에 작업위치정보가 고정적인 단계로 정의되면 각 공종별로 변경되는 작업위치정보를 표현하기에는 부적절하게 된다. 작업위치정보를 적절히 나타내기 위해 공간 및 영역의 구분과 같은 획일적인 계층적 개념의 적용 보다는 단일 또는 복수의 클래스의 특성들이 유연하게 조합될 수 있는 분류 구조로 정의되어야 한다. Fig. 3에 선실바닥의장 공사의 작업분류를 일반화하기 위한 체계를 도식적으로 나타내었다.

Fig. 3에 나타난 바와 같이 선박의 선실 데크 별로 작업위치정보를 대상작업구역인 바닥(Floor)의 분류 단위로 구성하고, 이에 해당하는 공정정보를 구성함으로써 공간 및 영역의 고정적 단계를 가지고 작업위치정보를 나타내는 것이 아니라 관리목적에 따라 작업위치정보의 단계를 유연하게 설정할 수 있도록 하였다.

4. SDPM 시스템 구현

4.1 스캔도면 DB화와 흐름도

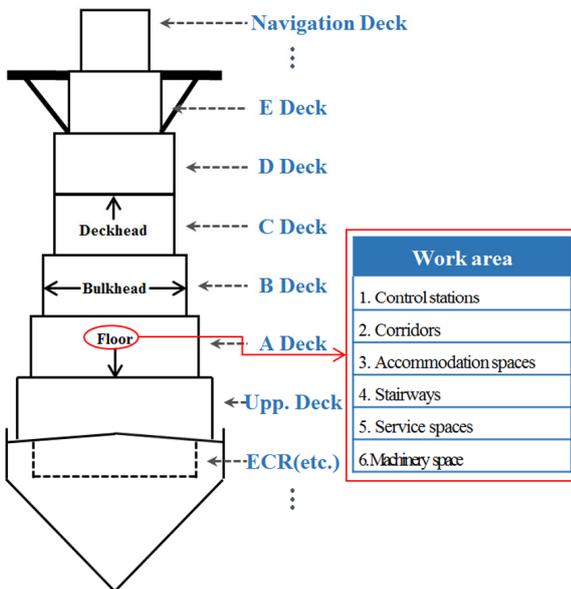
선실바닥의장 공정용 생산도면 혹은 설치도면은 종이로 출력되기 때문에 사용과 보관상의 제한이 많고 활용성이 떨어지게 된다. 생산현장에서 출력도면은 작업정보로만 활용되고, 전산 공정관리상에는 많은 제약이 있다. 본 연구에서는 출력도면의 활용성 한계를 극복하고 작업정보를 도면과 직접 연동하여 DB화하는 방법을 통해 선실바닥의장 공정에 특화된 생산관리 시

스템인 SDPM을 구현하였다. SDPM 시스템에서는 기본적으로 지면화된 출력 도면의 활용성을 극대화하기 위해 출력된 도면을 스캔 이미지 파일로 변환하여 이용하였다. 스캔도면 사용 시 스캔장비의 성능에 따른 이미지의 왜곡, 도면 자체의 오염 등으로 인한 노이즈 현상이 있을 수 있으나, IT 기기를 이용하여 현장에서 빠르고 쉽게 적용될 수 있기 때문에 스캔도면을 활용하였다. 또한 스캔 이미지 상의 오차를 감안하더라도 스캔도면을 활용하는 것이 더 경제적이며 스캔기술 향상에 따라 이미지 품질의 개선이 가능하다고 판단되었다. Fig. 4에 스캔된 도면과 생산관리 시스템 연동과정을 나타내었다.

Fig. 4에 나타난 바와 같이 SDPM 시스템에서는 우선 출력된 도면을 스캔하고(Prerequisite), 작업의 분류, 작업물량 및 공정용 등의 산출을 생산도면 상의 작업영역과 연동시키기 위해 스캔된 도면파일의 이미지 위에 가상 층(Virtual layer)을 형성(Setting)하여 계획된 작업영역을 선 또는 다각형 도형으로 도식화(Matching)한 후에 도식화된 영역의 크기를 이용하여 일일 단위 공정지표인 작업물량(m²), 공정율(%) 등의 생산실적을 산출하고 일일 작업배치, 생산작업일보 등으로 관리(Utilization)되도록 하였다.

공정시간 관점에서 선실바닥의장의 작업흐름은 공사계획, 공사수행, 공사완료의 3 단계로 구분할 수 있다. 공사계획 단계에서는 프로젝트의 개요 및 일반정보가 입력되고, 공사수행 단계에서는 계획 일정, 투입자원과 도면의 DB가 연계되는 일련의 절차 수행, 그리고 작업 내용과 실적이 수집되고 입력된다. 공사완료 단계에서는 누적 현황 및 보고서 작성과 생산 공정 현황을 상호 비교할 수 있는 비교 분석 보고서를 작성하게 된다. 이와 같은 선실바닥의장 공사의 전체 3단계 과정을 SDPM 시스템 구성에 연계할 수 있도록 흐름도(Flowchart)를 작성하여 Fig. 5와 같이 나타내었다.

Fig. 5에 나타난 바와 같이 프로젝트 등록 기능에서는 공사코드, 공사명, 공사일자 등과 같은 공사 관련 정보와 작업장 및 호선번호와 같은 공사실행정보, 그리고 공사수행에 앞서 정의되는 기초정보인 공정항목, 내용 및 물량수량 정보 등이 등록되도록



No.	Ship no.	Deck	Work area	Work process		
				Name	Comb.	Unit work
1	#1	UPP.	Accommodation space	SELF-LEVELING	1 st	Self-leveling covering
2					1 st	Mortar cementing
3			Service space	TILE	2 nd	Tiling
4					3 rd	Tile finishing
5					1 st	Primer covering + Plastering
6			Corridors	3COAT	2 nd	Top coating
7					1 st	Self-leveling covering
...	
50	NAV.	NAV.	Control stations	SELF-LEVELING	1 st	Self-leveling covering
51					1 st	Mortar cementing
52			Service space	TILE	2 nd	Tiling
53					3 rd	Tile finishing
54	Stairways	SELF-LEVELING	1 st	Self-leveling covering		

Fig. 3 Generalized work classification in SDPM system

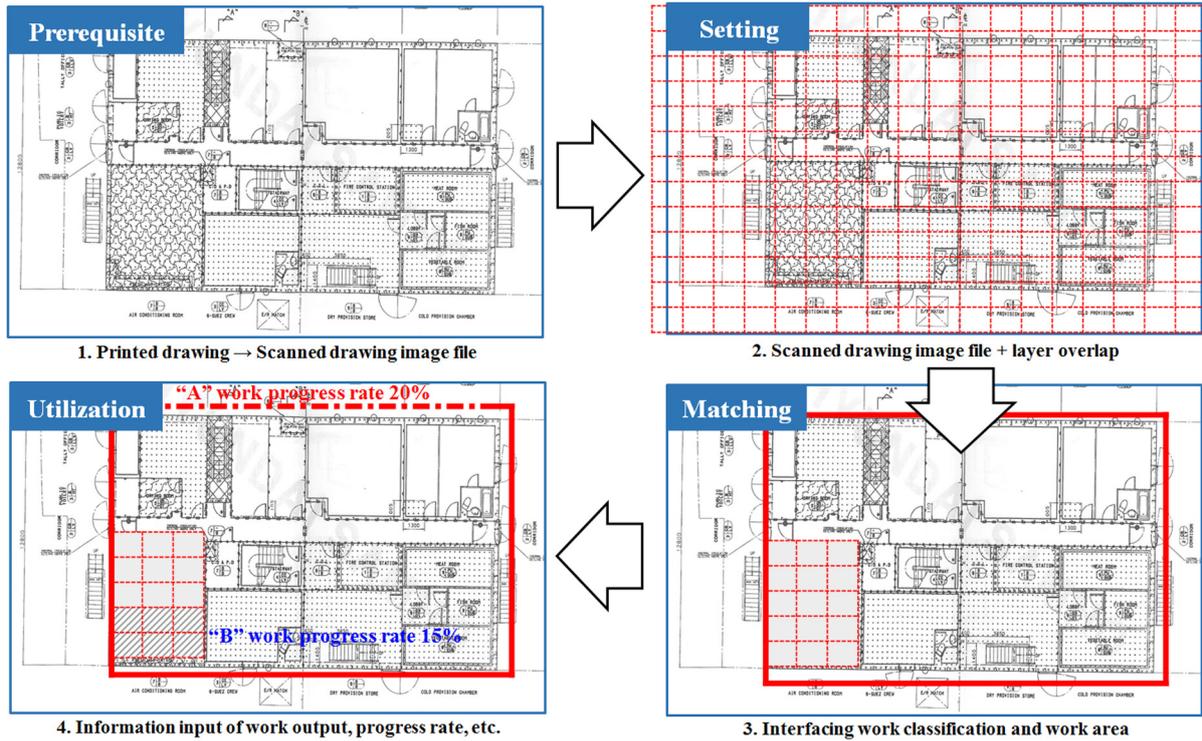


Fig. 4 Application procedure of scanned drawing to production management

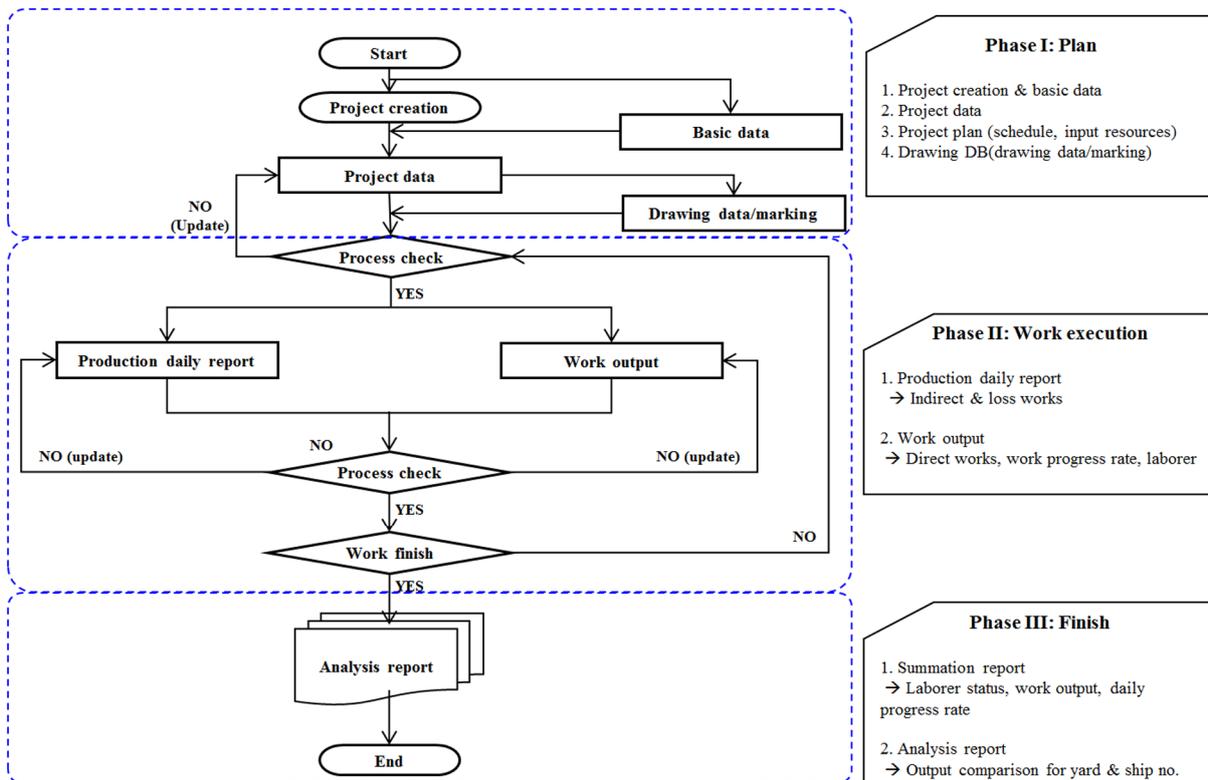


Fig. 5 Flowchart for SDPM system

하였다. 도면 정보 등록 및 마킹 기능에서는 스캔도면과 프로젝트 등록 항목들이 연계되도록 하였으며 프로젝트와 도면관련 정보들이 연동되면 일일 작업 배치·결과들이 입력되고 관리되도록 하였다. 또한 작업 전·후의 공정체크 과정을 통해 프로젝트

완료시까지 반복적으로 발생하는 데이터를 수집하고 누적할 수 있도록 하였다. 공정순서 상에 직접 단위작업 투입 MH는 작업 계획과 작업실적을 함께 입력하도록 하고, 간접 단위작업 투입 MH와 유실 작업은 생산작업일보에 입력되도록 하였다. 마지막

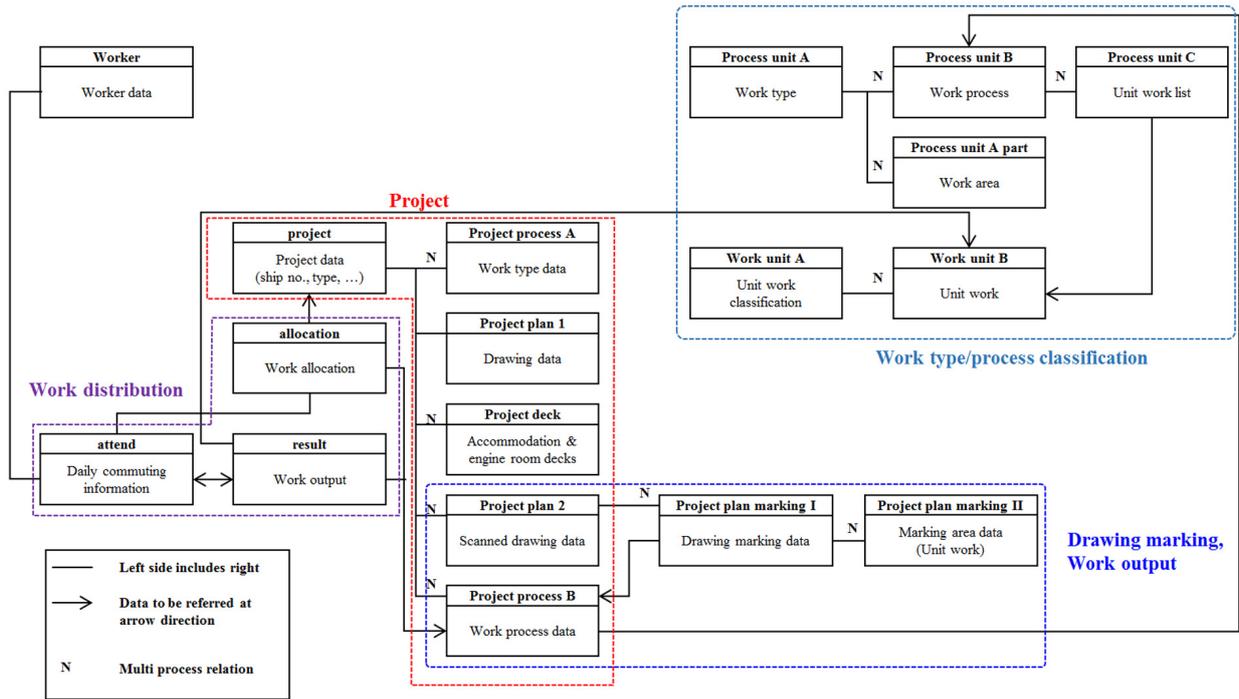


Fig. 6 Detailed DB components in SDPM system

으로 프로젝트가 완료되면 프로젝트 시작일자와 종료일자까지의 투입 MH, 처리물량 등의 누적보고서와 누적된 현황을 활용한 비교분석 보고서를 각각 제공하고 활용되도록 하였다.

DB 구성에서 단일 프로젝트 내에 다수의 공종과 공정이 포함될 수 있고, 상호 다면적 연결 관계를 형성할 수 있기 때문에 SDPM 시스템에서 이러한 사항을 고려할 수 있도록 Fig. 6과 같이 DB의 세부구성 항목을 설정하였다.

4.2 시스템 개발환경 및 기능

선실바닥의장 공사용 생산관리 시스템인 SDPM 개발을 위해 웹 프로그래밍 언어인 PHP와 DB 프로그램인 MySQL을 사용하였고, 서버(Server)의 개발환경은 Window 2000 server의 운영체제에 적합하도록 고려하였다(Anne et al., 2006; Charles et al., 2013; Kevin et al., 2013). SDPM 시스템은 작업투입인력이 작업 및 이동 시에 상시적으 작업사항을 입력하면서 관리자와 커뮤니케이션이 가능하도록 휴대용 태블릿(Tablet) 장치와의 연동성을 고려하였다. 클라이언트의 운영체제는 Windows XP와 7에 적합하도록 하였으며, 익스플로어(Explore) 9.0 버전 이상과 크롬(Chrome)의 웹브라우저 상에서 작동되도록 하였다.

선실바닥의장 공사용 SDPM 시스템은 4가지 범주의 주요 기능을 제공할 수 있도록 하였다. 첫째 생산도면 DB 프로세스 정의와 생산정보 관리 모듈을 연계하기 위해 생산도면 DB 프로세스 정의는 PHP와 HTML 5 스크립트 기반 이미지 주석처리(Image annotation) 기능을 적용하고, 2차원 도면 환경에서 생산정보 관리 모듈을 추가하는 방식을 적용하였다. 둘째 작업 면적을 생산정보의 작업단위와 연결하여 직관적으로 확인 할 수 있도록 이미지 주석처리에서 지정 및 할당된 작업면적 정보와 입력된 생산정보의 인터페이스(Interface) 기능을 적용 하였다. 셋째 축적된 생산관리 DB 데이터를 바탕으로 실제 생산관리 데이

터를 운용 할 수 있도록 생산관리 DB 구축기능을 적용 하였다. 마지막으로 현장 작업자와 관리자간에 시공간의 제약 없이 의사소통이 가능하도록 웹페이지 형식으로 전제 입·출력 데이터를 사용하고 관리할 수 있도록 하였다.

4.3 시스템 인터페이스 및 상세기능

SDPM 시스템의 기본 화면 구성은 Fig. 7과 같이 로그정보창(Log window)과 메뉴창(Menu window)을 왼편에 배치하였고 각각의 메뉴 기능은 오른편의 메인작업창(Main window)에서 활성화되도록 하였다. 메뉴창과 메인작업창 사이에는 메인작업과 관련된 단위항목들을 리스트화 하여 검색 또는 입력을 보조할 수 있도록 리스트창(List window)을 배치하였고 상단에는 현재 관리중인 작업 항목의 타이틀(Title)을 배치하였다.

시스템이 구동되면 사용자가 메뉴창 상에 단위작업을 직접작업, 간접작업, 유실작업으로 구분하여 선택하고, 기초 단위작업 항목들을 생성할 수 있다. 기초 단위작업 항목의 생성이 완료되면 Fig. 8과 같이 공종 및 공정분류 메뉴가 활성화되도록 하였다. 공종 및 공정분류 기능에서는 생성된 단위작업 별로 해당 공사 프로젝트에서 활용될 공정과 공종을 단위작업과 연동하여 분류하고, 공종의 1차 분류항목인 공종 코드와 이름을 생성하고 공종에서 사용 될 작업영역 코드, 이름 그리고 이에 대한 설명이 추가되는 메모 항목을 입력할 수 있도록 하였다. Fig. 8에 입력된 정보는 ‘3Coat’공정을 수행하기 위해 평균 100MH가 투입되는데 1번째 단위작업인 ‘BASE 미장’ 단위작업시 80MH, 2번째 단위작업인 ‘Top 코팅’ 단위작업 시 20MH가 들어갈 경우 100%를 기준으로 각각 1번째 단위작업은 80%, 2번째 단위작업은 20%의 투입 단위 비율을 의미한다. 이와 같이 입력된 인수는 작업결과 단계에서 비례적인 공정율이 적용되고, 관련된 일일 처리물량 산정에 사용된다. Fig. 8에서 ‘단계’는 작업이 이루

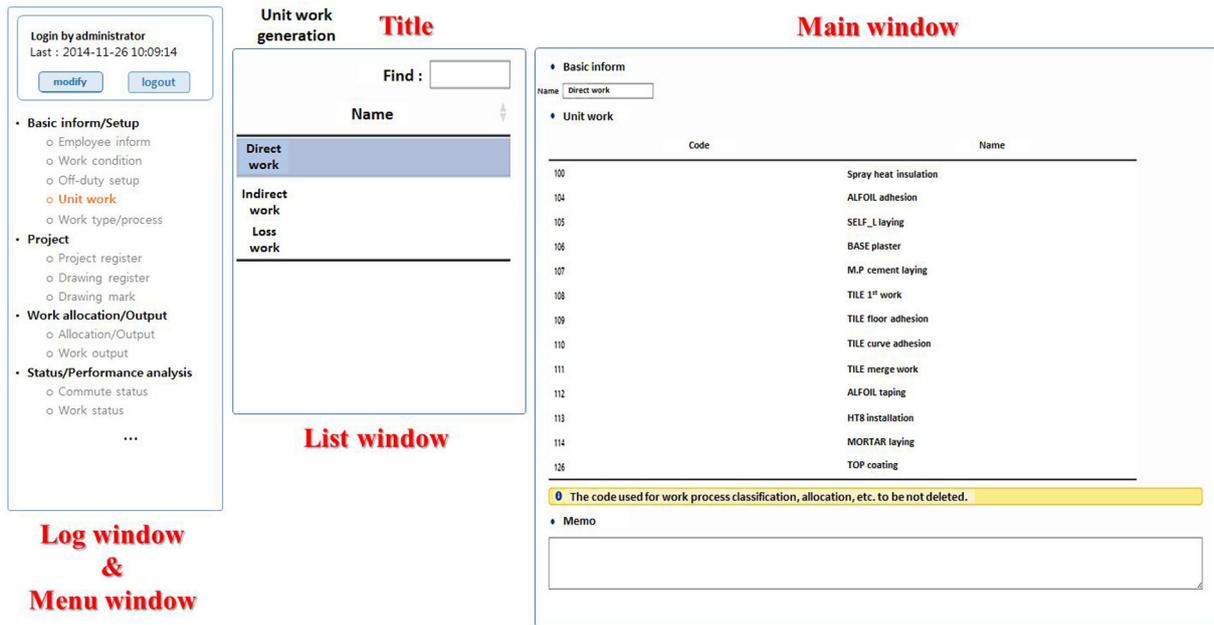


Fig. 7 Start-up windows in SDPM system

Work type/process classification

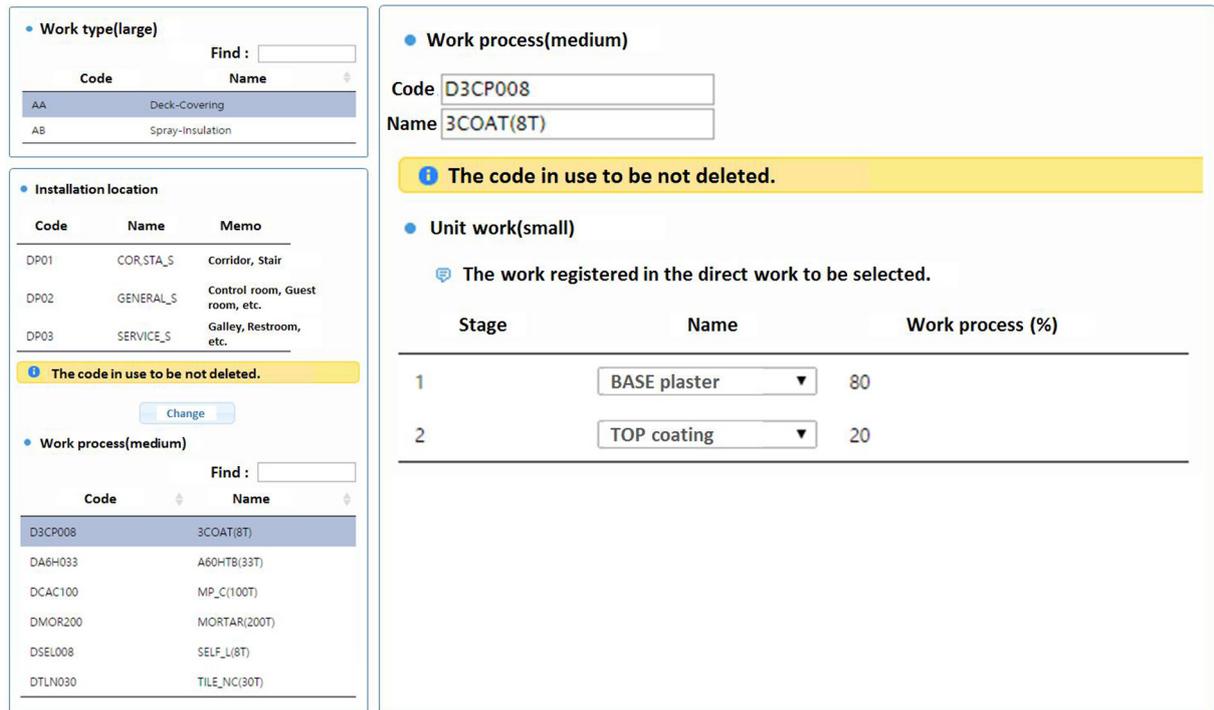


Fig. 8 Classification functions for work types and process

어지는 순서를 의미하여 ‘작업진척 비율’은 1개의 공정을 수행하기 위해 단위작업 당 투입되는 MH의 비율로서 기존의 작업 실적 분석을 통해 단위 인수의 최대값인 100을 기준으로 입력되도록 하였다.

단위작업과 공정 및 공종의 기초 정보의 설정이 완료되면 수행될 프로젝트에 대한 관련 정보를 프로젝트 등록 메뉴에서 입력되도록 하였다. 프로젝트 등록 기능을 통해 공사구분(정규, A/S), 조선소(Yard), 호선번호, 호선명, 시리즈 번호(Mother ship

no.), 선주사, 선급, 공사완료 일자의 공사 관련정보와 자재의 사급, 도급 여부 및 공사의 물량 정보를 입력할 수 있도록 하였다. 그리고 작업투입인력에 관련된 공종정보, 프로젝트를 구성하는 바닥(Deck) 정보, 해당 공정에 필요한 물량의 수치정보 등도 입력하고 저장할 수 있도록 하였다.

향후 수행하게 될 여러 프로젝트의 색인 자료들이 등록되고 저장되는 프로젝트 등록 기능에서는 주로 텍스트와 숫자형태의 정보들이 입력되는데 이러한 방식은 기존의 선박 및 해양플랜

트 건조나 의장공사에서 사용되는 생산관리 시스템과 큰 차이가 없다. 그러나 SDPM 시스템에서는 스캔도면을 활용하여 해당 단위작업에 대한 실행사항을 객관적이고 직관적으로 시공간의 제약 없이 입력 및 관리될 수 있도록 도면등록 메뉴를 구현하였다. 도면등록 메뉴가 활성화되면 먼저 도면정보 등록을 입력하게 되며, 관리번호, 접수일자, 접수번호, 도면번호 등의 접수이력정보와 도면을 발송한 실무자의 연락처 등과 같은 도면의 기초 정보를 입력할 수 있도록 하였다. 이와 같이 스캔도면의 이력정보에 대한 선행적인 입력을 통해 관련 도면 정보가 SDPM 시스템 상에서 입력 및 관리될 수 있도록 하였다. 스캔된 도면 파일은 리스트 창에서 해당 호선을 선택하고 업로드 할 수 있으며, 파일형식은 JPG, BMP, PNG의 그림파일 형식이 인식되도록 하였다. 도면 이미지 파일과 연계되는 정보는 도면이름, 종류 및 메모의 메뉴를 통해서 입력되도록 하였다. 도면이름 메뉴에서는 작업용도 및 방법 등에 대해 입력자가 자유롭게 입력이 가능하도록 하였고, 종류 메뉴에서는 스캔 도면의 활용용도를 도면, 시공절차(Working procedure), 기타로 분류하여 선택하도록 하였으며, 메모 메뉴에서는 스캔도면 DB의 활용사항과 기타 필요한 내용을 입력할 수 있도록 하였다. 스캔도면 등록 메뉴에서 입력된 정보는 마킹기능과 연동하기 위해 호선-Deck-작업부위-공중-공정-단위작업의 작업분류시스템과 연계되고, 시방서는 작업결과 입력 시 시공방법 및 절차의 참조용으로 활용되며 공중-공정 순으로 연동되도록 하였다.

Fig. 9에 나타난 바와 같이 도면 마킹메뉴에서는 저장된 스캔도면 파일을 이용하여 작업영역을 설정하고 작업정보가 연동되도록 하였다. 작업정보 연동은 도면 마킹기능의 리스트 창에서 대상호선을 선택한 후에 도면목록 항목에서 작업영역을 할당하고, 작업영역으로 설정할 선실바닥 목록을 선택한 후에 공정작

업 목록을 통해 설정되도록 하였다. 공정작업 목록에서의 마킹수는 기존 작업으로 할당된 영역의 개체 수를 의미한다. 도면 마킹메뉴에서는 기존 마킹영역의 간섭을 방지하면서 마킹영역이 유동적으로 변경되는 것을 방지하기 위해 ‘비활성화’ 작업영역을 지정할 수 있도록 하였다. 또한, 도면의 사용영역을 지정하여 확대할 수 있는 ‘사용영역 지정’ 마킹영역과 그리기 작업의 편의성을 위해 ‘직사각형’, ‘다각형’, ‘벽마킹’ 그리기 도구를 적용하였다. 도면 마킹메뉴에서는 시공방법 및 절차의 참조를 위해 ‘시방서’ 도구 기능도 적용하였다. 도면 마킹메뉴를 수행한 결과는 Fig. 9에 나타내었으며 스캔 도면의 설치정보(Symbol)를 기반으로 생산관리가 필요한 작업영역을 도구기능으로 설정한 것을 확인할 수 있다.

Fig. 9에서 ① 표시부는 마킹영역 설정 및 그리기를 위한 보조 도구로서 ‘비활성화’, ‘사용영역 지정’, ‘직사각형’, ‘다각형’, ‘벽마킹’ 등의 기능을 수행할 수 있는 메뉴이고, ② 표시부는 작업부위별 작업영역이 설정된 현황정보를 제공하고, ③ 표시부에서 마킹작업이 완료된 지정영역에 대한 연계 현황을 확인할 수 있다. 프로젝트 등록, 도면등록 및 도면마킹 정보의 입력이 완료되면 일일 작업배치 및 결과의 입력과 관리가 가능하게 된다. 작업배치 메뉴에서는 일일 단위의 작업계획을 반영하고, 일일 작업결과 중 간접작업과 유실작업에 대한 투입 MH 등의 실적을 누적하여 DB화할 수 있도록 하였다. 작업배치 메뉴에서 해당일자를 선택하고 리스트창의 재직인원에 대한 정보를 이용하여 메인작업창에서 작업투입인력에 대해 공통적으로 배치될 작업항목을 YARD-호선-Deck-작업부위-공중-공정의 순서와 투입되는 작업의 시작 및 종료 시간을 지정할 수 있도록 구성하였다. 또한 리스트 창에서 작업단위 수행 인원을 선택하면 메인 작업창과 같이 작업배치가 이루어질 수 있도록 하였다.

Drawing marking

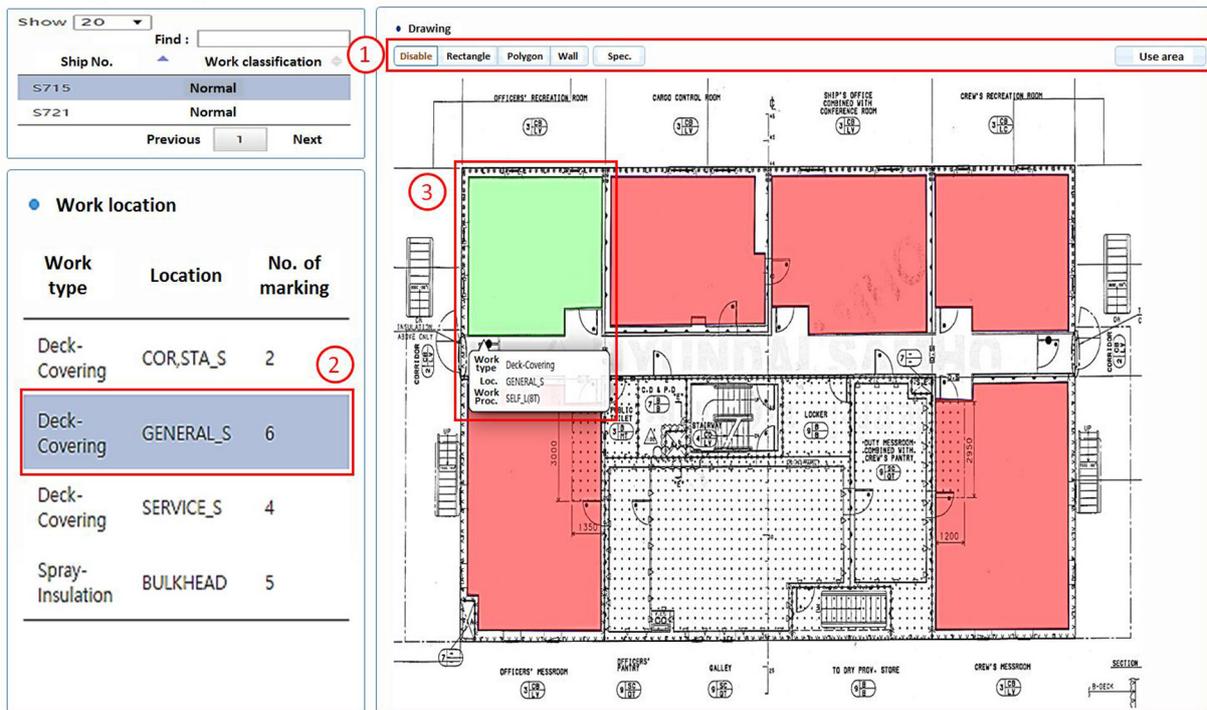


Fig. 9 Drawing marking functions for work area and information

DATE 2014-11-26 WED.

Show 20 Find:

Ship No. Work classification

S715	Normal
S721	Normal

Previous 1 Next

Worker register/change

Name	Start	End
Click to add data		

• Drawing list

no	Name	Type
26	S715_ECR DECK	-A1:ECR
27	S715_UPP DECK	A1:UPP
28	S715_A DECK	A2:A
29	S715_B DECK	A3:B
30	S715_C DECK	A4:C
31	S715_NAV DECK	A5:NAV

• Work process list

Work type	Work process	Amount of work	Cumulative progress (%)
Deck-Covering	SELF_L(8T)	0 / 0 / 242	0%
Deck-Covering	TILE_NC(30T)	0 / 0 / 78.4	0%
Spray-Insulation	AL.FOIL INST	0 / 0 / 7.2	0%
Spray-Insulation	PE.SPRAY INSUL	0 / 387.32 / 479.5	81%

Fig. 10 Working output functions

Work output(Direct, Drawing)

DATE 2014-11-26 WED.

Show 20 Find:

Ship No. Work classification

S715	Normal
S721	Normal

Previous 1 Next

Worker register/change

Name	Start	End
Click to add data		

• Drawing

Disable Rectangle Spec.

Drawing marking setup

Work date:

Work type: Deck-Covering

Loc: DP02

WorkProc: SELF_L(8T)

Unit work: SELF_L laying

OK NO

Fig. 11 Interface functions for working output and scanned drawing

Fig. 10에 나타난 바와 같이 작업결과 메뉴에서는 리스트창에 일자, 호선번호, 직접작업을 수행한 인원의 결과를 입력할 수 있도록 작업자 등록 및 수정 기능을 구성하였다. 또한 메인작업창에는 일일 작업결과에 대한 정보를 도면마킹정보와 연동되어 입력하고 관리될 수 있도록 구성하였고, 세부적인 수행 항목인

도면목록, 공정물량목록, 공정작업목록, 단위작업, 작업영역 수행 결과, 수행작업 투입 MH 현황 등을 입력하고 관리할 수 있도록 구성하였다. Fig. 10과 같이 작업결과 메뉴를 통해 작업수행 일자를 지정하고 수행된 호선번호를 선택한 후에 연동된 도면목록의 선실바닥(테크, Deck) 항목을 선택하여 선택된 테크에

서 계획된 공종은 공정물량목록에서 확인할 수 있고, 현 시점까지 진행 중인 작업의 물량현황(금일처리물량/누적처리물량/계획물량)과 누적 진척률(%)을 확인할 수 있다.

Fig. 10에 나타난 바와 같이 공정물량목록에서 작업영역별로 관련된 공정항목이 연동되고 도면마킹 기능에서 실행된 작업영역 지정 마킹수, 일일 수행 작업영역에 대한 당일 진척률과 누적 진척률이 수치적으로 산출되도록 구성하였다. Fig. 11과 같이 단위작업 메뉴에서는 공정물량목록에서 선택된 공정과 연계된 단위작업이 활성화 되고 일일 작업 영역에 대해 마킹 작업을 수행할 수 있도록 대기 상태가 되어 일일 실시된 작업에 대한 영역을 스캔하면 상에서 마킹할 수 있도록 하였다.

작업결과에 대해 스캔하면 상에서 작업영역 정보의 입력이 완료 되면 해당 단위작업을 수행한 작업투입인력의 작업시작과 종료시간을 입력할 수 있도록 하여 생산투입정보를 추가적으로 축적할 수 있도록 하였다.

4.4 시스템 조회 및 결과분석

SDPM 시스템의 생산관리 자료의 입력과 투입인력 대비 공사 진척율의 관리 DB 자료 처리흐름에 대한 전체적인 내용은 Fig. 12와 같이 정리하여 나타내었다. Fig. 12에 나타난 바와 같이 SDPM 시스템 상에서 선실바닥 의장 생산관리 DB 누적보고서를 조회하고 출력할 수 있도록 구성하였으며, 생산관리 누적보고서에서는 조선소의 선종 및 호선별로 공종 및 공정의 진행, 대기 및 마감에 대한 투입 MH와 진척율 산출자료를 누적하여 조회 할 수 있도록 하였다. 또한 인력관리 DB 누적보고서에서는 출역점검 및 현황과 출역일보 및 작업일보를 구분하여 조회

할 수 있도록 하였다. 출역점검 기능을 통해 관리자 및 생산자의 출퇴근 시간과 실적정보를 소속별로 동시에 제공하여 작업 이력 및 생산성을 판단하는 지표로 사용할 수 있도록 하였으며, 작업투입인력의 비용 산정에 대한 근거자료로도 활용할 수 있도록 하였다. 출역현황 기능에서는 설정된 작업일자 범위에서 현장에 출역한 관리자 및 생산자를 파악할 수 있도록 하였다.

Fig. 13에는 SDPM 시스템을 이용해 실제 프로젝트에 대한 신규 선종, 시리즈 선종 및 호선단위로 선실바닥의장 공사의 생산관리 DB를 누적 및 취합하여 상대적인 생산성 차이를 분석한 결과를 나타내었다. Fig. 13에 나타난 것처럼 SDPM 시스템을 이용하여 호선단위로 산출된 생산성 및 작업량 추이를 일괄적으로 확인 할 수 있음을 알 수 있다. 또한 진행율의 정도를 녹색 원모양(진행중)과 적색 원모양(완료)의 도식적인 표식을 적용함으로써 시인성을 극대화하였고, 검색필터 항목을 공종 및 시리즈로 선택하면 하단에 동일 특성을 가지고 있는 호선들에 대한 생산성 정보가 공정별로 구분되어 테이블형식으로 표시될 수 있도록 하였다. Fig. 13에 나타난 바와 같이 작업조건과 환경이 거의 동일한 A호선과 C호선의 생산성 비교를 통해 셀프레벨링(Self leveling) 공정은 생산성과 작업량이 호선 별로 거의 유사한 반면 타일(Tile) 공정은 생산성의 차이가 과도한 것으로 산출되었다. 이와 같은 생산성 분석결과를 통해 선실바닥의장 공정관리상에 생산성 제한요소나 효율성을 파악할 수 있고, 개선 사항을 반영하기 위한 기초 자료로 활용될 수 있음을 알 수 있다. 기존의 생산작업일보를 이용하게 되면 일일 작업이 완료된 후 문서자료를 수치화하여 산출하는 후처리 작업을 수행해야하기 때문에 생산관리 상의 오류와 손실이 발생할 수 있는데 반

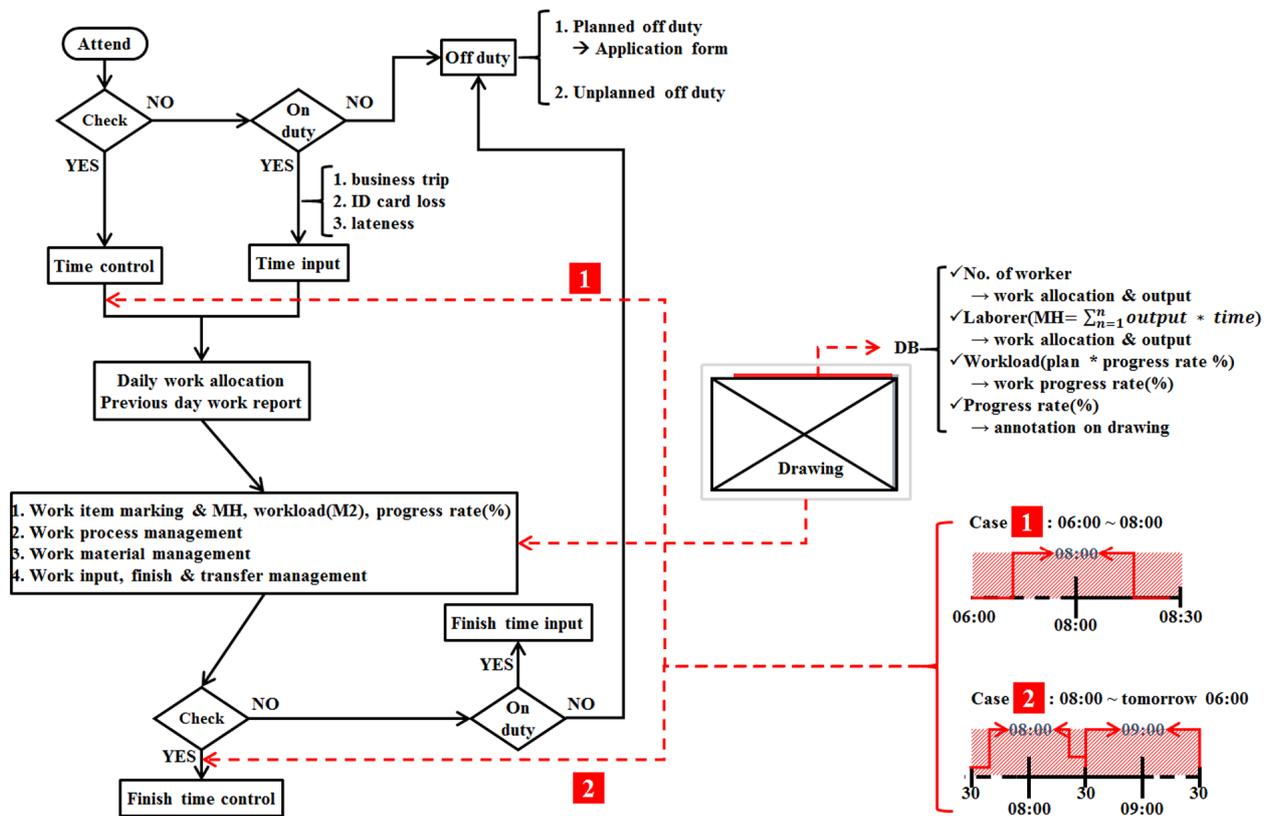


Fig. 12 DB processing flow in SDPM system

Ship No.	Work process	No. of worker	M/H	Plan	Output	Productivity (Unit/MH)	Work load (MH/Unit)	Progress rate (%)	Remark
A	SELF LEVELING	102	867	457	347	0.40	2.50	76	●
	TILE	72	612	56	48	0.08	12.75	86	●
	3COAT	85	765	128	128	0.17	5.98	100	●
	Sum	259	2244	641	523	0.23	4.29	82	●
B	URETHAN	26	210	24	24	0.11	8.75	100	●
	CAMBER(CEMENT)	42	319	35	35	0.11	9.11	100	●
	Sum	68	529	59	59	0.11	8.97	100	●
C	SELF LEVELING	95	788.5	324	284	0.36	2.78	88	●
	TILE	85	765	72	23	0.03	33.26	32	●
	FLOATING FLOOR	214	1926	245	185	0.10	10.41	76	●
	Sum	394	3479.5	641	492	0.14	7.07	77	●

Fig. 13 Productivity analysis results in SDPM system

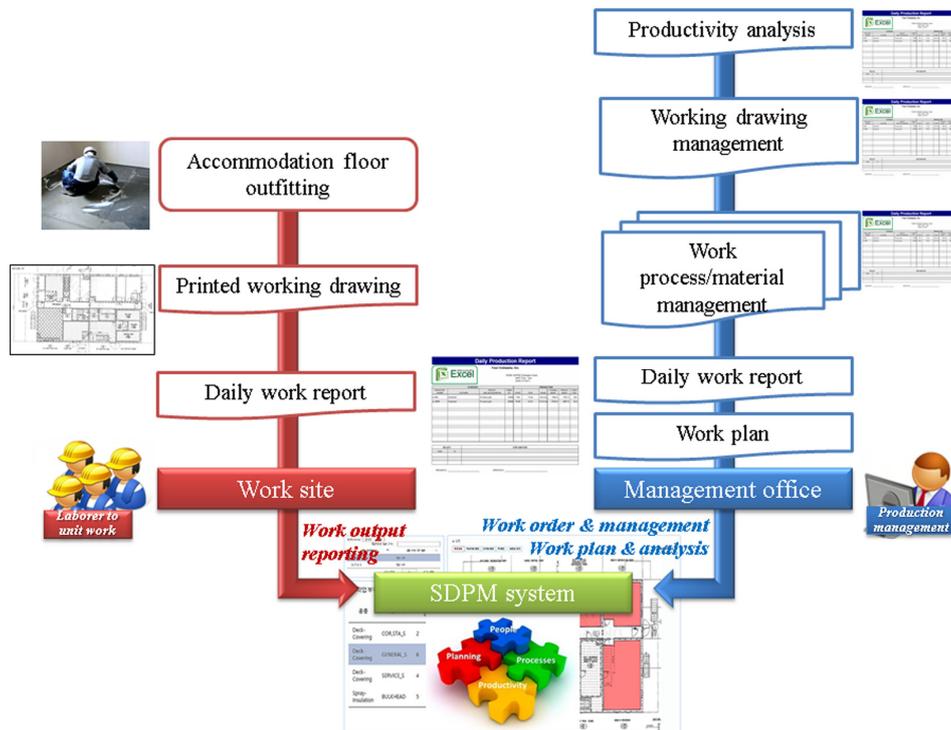


Fig. 14 Efficiency of SDPM system

해, Fig. 13에 나타난 것처럼 SDPM 시스템을 이용하면 작업영역 별로 정확한 생산관리 내용을 실시간으로 산출함으로써 선실바닥의장 공사의 생산성 향상을 기대할 수 있다.

기존의 엑셀과 종이로 출력된 생산도면을 기반으로 한 선실바닥의장 공사의 생산관리를 본 연구에서 고안한 SDPM 시스템으로 대체한 경우 나타나는 효율성을 Fig. 14에 나타내었다. Fig. 14에 나타낸 바와 같이 작업현장과 생산관리 사무실에 이원화되어 처리되었던 생산관리와 도면관리가 SDPM 시스템을 통해 통합됨으로서 선실바닥의장 공사의 관리 효율성이 증대될 수 있음을 알 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 선실바닥의장 공사현장의 정보화 및 생산성 향상을 위한 생산관리 시스템 개발을 수행하였다. 기존의 조선해

양 산업과 선박의 선실과 유사한 건축분야의 생산관리 시스템에 관한 기존 연구를 분석하여 개선이 필요한 사항을 고찰하였고, 생산작업일부 중심으로 효율적인 선실바닥의장 생산관리 시스템에 필요한 기능을 파악하고 분석하였다. 일반화된 선실바닥의장 생산관리 시스템 구현과 더불어 효율적인 생산성 관리 지표를 정의하기 위해 선실바닥의장 공사 전문기업체의 생산작업일부 내용과 활용 현황을 조사하여 시스템 개발에 반영하였다. 본 연구에서 개발된 선실바닥의장 공사 생산관리 시스템에서는 설치도면을 기반으로 작업정보 및 도면 이미지 정보를 생산작업일부의 정보와 연동함으로써 작업정보 발생자와 관리자 사이에서 발생할 수 있는 정보의 손실 및 왜곡을 최소화하고 데이터의 객관성과 정보의 입력의 직관성을 극대화하였다. 기존의 선실바닥의장 공사에 사용되었던 생산관리 방식이 생산작업일부의 문서화된 정보만 이용하였기 때문에 설치도면 상의 작업영역 별 생산관리에 어려움이 존재하였고, 미숙련 작업투입인력의 경우 작

업수행 내용에 대한 보고와 관리에도 상당한 오류가 발생하였다. 스캔도면 기반의 생산관리시스템에서는 실시간으로 설치도면 상의 작업영역을 작업정보와 연동함으로써 기존의 선실바닥 의장 공사 생산관리 방식의 문제점들을 개선할 수 있도록 하였다. 또한 스캔도면 DB 프로세스 정의와 생산정보 관리모듈을 연동하여 현장의 작업정보를 직관적으로 수집 및 처리 할 수 있도록 함으로써 작업정보 관리 및 분석에 있어서의 객관성, 신뢰성을 증대 시켰으며, DB 프로세스 상에서 PHP 및 MySQL을 이용한 이미지 주석처리 기능을 적용하여 생산도면과 생산정보 관리모듈을 연동함으로써 현장에서 도면획득 및 활용성의 제한요소를 최소화하였다. 본 연구에서 개발된 시스템을 실제 선실바닥의장 공사 프로젝트에 적용해 본 결과, 물량 위주의 설치작업은 별도의 생산관리 과정을 추가하지 않고 개발된 시스템을 적용할 수 있음을 확인하였으며, 유사한 다현장-소물량-다종 생산관리 분야에도 적용이 가능할 것으로 기대된다. 향후 저자들은 도면 DB와 연동되지 않는 작업준비 등 같은 간접작업의 관리 기능, 간트차트 방식의 예측과 실적 관리표 활용 기능, 작업 제한요소의 DB화 및 분석 기능, 그리고 RFID(Radio-frequency identification)나 NFC(Near-field communication)와 같은 무선센서 데이터 수집 시스템의 적용과 확장 모듈 추가 등의 연구를 진행할 예정이다.

후 기

본 연구는 산업통상자원부 대불산학융합지구조성사업의 지원을 받아 수행되었으며 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- Anne, H., Thomas, P., Bob, S., Ethan, W., 2006. Microsoft Windows 2000 Server. John Wiley & Sons, New Jersey.
- Back, M.K., Shin, J.K., Ryu, C.H., 2013. Development of Naval Architecture Production Execution Scheduling Support System Based on Simulation. *Bulletin of the Society of Naval Architects of Korea*, 50(2), 20-25.
- Charles, B., Mats, K., Lars, T., 2013. *MySQL High Availability: Tools for Building Robust Data Centers*. O'Reilly Media, California.
- Cho, H.H., Kang, K.I., 2001. Development of Project Management System Based on Daily Report for Historical Data Acquisition and Storage. *Journal of the Architectural Institute of Korea Structure & Construction*, 17(11), 123-130.
- Kang, W.Y., Jin, S.Y., Kim, Y.S., 2003. A Task Information Framework for Daily Report Management. *Journal of Korea Institute of Construction Engineering and Management*, 4, 513-516.
- Kevin, T., Peter, M., Rasmus, L., 2013. *Programming PHP*. 3rd Edition, O'Reilly Media, California.
- Park, C.J., Park, H.T., 2004. A study on the Human Resource Management through Application of Daily Scheduling Check System. *Journal of Korea Institute of Construction Engineering and Management*, 5(1), 124-132.
- Park, J.Y., Oh, H.S., Moon, S.Y., 2013. Development of Naval Architecture Production Quality and Process Management Support System Based on Smartwork. *Bulletin of the Society of Naval Architects of Korea*, 50(2), 26-32.
- Song, S., Kim, W., Kim, O.K., Lee, H.S., 2001. The Definition of Input Data Required for Integrated Site Information Database. *Journal of the Architectural Institute of Korea Structure & Construction*, 21(2), 635-638.

Study on Maneuvering Characteristics of Submerged Body by Changing Its Design Parameters

MyungJun Jeon*, Hyeon Kyu Yoon*, Junho Hwang** and Hyeon Jin Cho**

*Department of Eco-friendly Offshore Plant FEED Engineering, Changwon National University, Changwon, Korea
**Agency for Defense Development, Changwon, Korea

몰수체 형상 설계인자에 따른 조종특성 연구

전명준* · 윤현규* · 황준호** · 조현진**

*창원대학교 친환경해양플랜트FEED공학과
**국방과학연구소

KEY WORDS: Submerged body 몰수체, Design parameters 설계인자, Maneuvering characteristics 조종특성, Dynamic characteristics 동특성, Hull forms 선체 형상

ABSTRACT: Submerged bodies moving underwater behave differently based on their type and assigned mission. This paper describes the dynamic characteristics, including the stability, turning ability, and operational ability, of submerged bodies in relation to design parameters such as the tail cone angle, shape of the control plate, and length of the parallel middle body. A submerged body operated in other countries is adopted as a reference for the dynamic characteristics, its principal dimensions and the shape of the bare hull and appendages are used for comparison. This paper suggests a few candidate hull forms based on changes in the typical design parameters. Finally, the dynamic characteristics for these candidate hull forms are defined.

1. 서 론

몰수체는 민간용 또는 군용 등 여러 용도로 사용되고 있으며, 그 종류 또한 매우 다양하다(Yeo and Rhee, 2005). 국내외적으로 해양자원 탐사 및 개발, 각종 수중작업, 해양감시 및 정찰 등 다양한 분야에서 몰수체 사용이 증대되고 있다(Choi and kim, 2012). 따라서, 각각의 활용도와 임무에 부합하는 몰수체에 대한 연구개발 필요성이 증가하고 있는 실정이다(Kim et al., 2012). 몰수체와 같이 임무와 활용도가 명확히 정해진 운동체를 설계하기 위해서는 선체 설계기술, 추진기 설계기술, 항법 기술, 제어 기술, 통신 기술, 에너지 기술, 자율운항 기술, 센서 기술 등 다양한 기술들이 결합된 시스템 기술이 필요하다(Choi and kim, 2012). 몰수체의 종류를 막론하고 임무, 운동 특성 등을 고려한다면 몰수체 조종성능의 중요성은 특히 강조되며, 민·군을 가리지 않고 몰수체는 해당 임무에 부합하는 조종성능을 발휘해야 한다. 따라서 설계초기단계에서 몰수체의 조종성능을

추정하기 위한 방법이 요구된다(Park et al., 2015).

Yeo et al.(2006)은 순수 선체에 많은 부가물이 존재하는 잠수함에 대해 해당 부가물이 수평면, 수직면 안정성에 끼치는 민감도를 직·간접법을 병행하여 도출하였고, 안정성 여유가 부족한 선형에 대해 설계인자 변경 방법을 지칭한 바 있다. 또한 조종운동방정식의 외력을 구성하는 조종성 미계수에 대하여 각 조종성 미계수가 몰수체의 선회, 지그재그 등 다양한 조종시험에 기여하는 민감도를 분석한 바 있다(Yeo and Rhee, 2005). Kim et al.(2012)은 몰수체를 설계하기 위해서 조종성능을 실험적으로 추정하는 연구를 통하여 대형 제어형 예인전차(Computerized Planar Motion Carrier)를 활용한 구속모형시험을 통해 잠수함 표준조종운동방정식(Gertler and Hagen, 1976)에 기술된 모든 동유체력 미계수를 추정하였다.

본 연구에서는 현재 타 국가에서 운용되고 있는 실제 수중운동체를 기본형상으로 하여 조종성능, 운용성능 측면에서 보다 향상된 선형을 설계하고자 하였다. 선체에 부착되는 부가물은

Received 31 January 2017, revised 30 March 2017, accepted 20 April 2017

Corresponding author Hyeon Kyu Yoon: +82-55-213-3680, hkyoon@changwon.ac.kr

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KMRTS 2016 in Agency for Defence Development.

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

제어판이 유일하므로 순수선체 후미부 형상, 전체제어판 면적 대비 가동부 면적, 중앙평행부 길이 등을 설계변수로 설정하여 각 설계변수 별로 세 가지 선형을 제시하였고, 동적안정성, 선 회성능, 그리고 운용성능을 토대로 한 동특성을 분석하였다.

2. 선형 설계

2.1 후미부 각 변경

Myring(1981)은 영국왕립비행단(Royal Aircraft Establishment) 기술 보고에 동일한 체적과 영각이 0° 인 상태에서 동체에 걸리는 항력을 최소화하는 선형 형상방정식을 제시하였다. 본래 이 형상방정식의 목적은 우주선, 로켓 등 항공기술에 접목하는 것이었으나, 최근 들어 무인잠수정(Autonomous Underwater Vehicle), 어뢰 등 민간용 또는 군용 물수체에 다수 적용되고 있다. 동체 형상은 두부(Nose), 중앙평행부(Parallel middle body), 후미부(Tail cone)로 나뉜다. 후미부 각을 변화시킨 선형은 Myring이 제시한 선형 형상방정식을 토대로 제시하였고, 먼저 동특성의 기준을 제시하기 위해 기존 형상을 모방하였다. 모방한 선형은 Fig. 1과 같이 Target이라고 명명하였다. 모방한 Target 선형은 상하·좌우가 대칭인 형상이며, 후미부에 위치한 제어판의 고정부와 가동부가 구분되고, 가동부 끝단에는 End plate가 장착된 형태로서 주요제원은 Table 1에 나타내었다. 모방선형의 후미부 각은 18°를 이루고, 이를 기반으로 후미부 각을 20°, 15°, 12°로 제안하였으며 각



Fig. 1 Total shape of Target hull

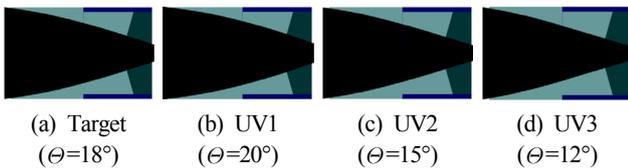


Fig. 2 Comparison of tail cone shape

Table 1 Principal dimensions of Target hull

Parameter	Symbol	Value
Total length	L	1.94 m
Nose length	L_{nose}	0.15 m
Parallel middle body length	L_{midd}	1.33 m
Tail cone length	L_{tail}	0.50 m
Diameter	D	0.21 m
Displacement	∇	5.900E-2 m ³
Wetted surface area	S_w	1.191 m ²
Tail cone angle	θ	18.0°
Total control plate area	S_{tot}	1.684E-2 m ²
Movable part area	S_{mp}	6.602E-3 m ²

선형을 UV1, UV2, UV3으로 명명하였고, 각 선형 후미부 형상을 Fig. 2에 도시하였다. 후미부 각을 변경하면 침수표면적, 전체 제어판 면적, 가동부 면적, 유효중흥비 등이 함께 변한다.

2.2 가동부 면적 변경

후미부 형상에 따라 전체 제어판 면적을 확보할 수 있는 공간을 넓힐 수도 있고, 좁힐 수도 있다. 전체 제어판 면적을 충분히 확보할 수 있도록 후미부 각이 12°를 이루는 UV3 선형을 기반으로 가동부 면적을 변경한 선형을 제안하였다. 전체 제어판 면적과 가동부 테이퍼비(Taper ratio)가 동일한 조건 하에서 일정 비율로 가동부 면적을 증가 시켰고, Fig. 3과 같이 UV3_MOD1, UV3_MOD2, UV3_MOD3으로 명명하였다.

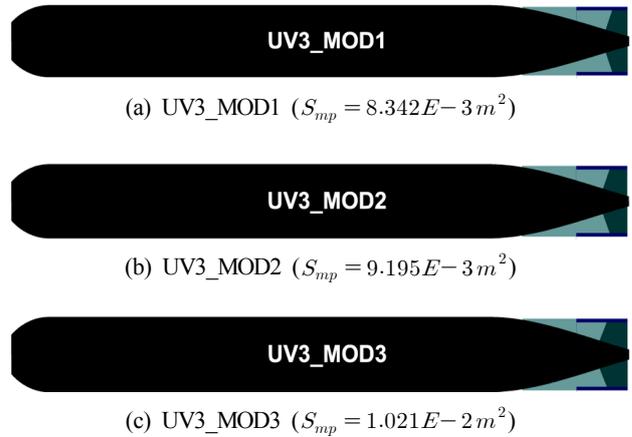


Fig. 3 Total shape of candidate hull forms with different movable part area

2.3 중앙평행부 길이 변경

탑재하는 배터리 용량을 산정하여 항주시간을 결정하므로 초기설계단계에서 중앙평행부 길이는 물수체 주요 설계인자가 되며, 이에 따른 동특성 분석이 요구된다. 가동부 면적을 변경한 제안선형 중 UV3_MOD2 선형을 채택하고, 직경, 두부 길이, 후미부 길이가 동일한 조건 하에서 중앙평행부 길이를 변경한 선형을 제안하였다. 이 경우 물수체 세장비(L/D), 전체 배수용적, 침수표면적, 원점으로부터 제어판 압력중심위치가 달라지게 된다. 상기에서 제시한 물수체는 세장비가 9.24를 이루고 있고, 세장비가 10, 12, 15가 되도록 중앙평행부 길이를 확장하였으며, 각각 UV3_MOD2_LD1, UV3_MOD2_LD2, UV3_MOD2_LD3으로 명명하였고, Fig. 4에 후보 선형들 형상을 도시하였다.

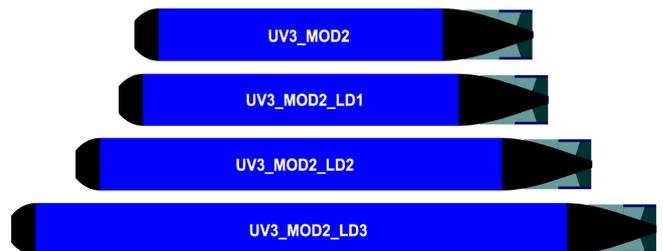


Fig. 4 Total shape of candidate hull forms with different parallel middle body length

3. 동역학 해석

3.1 좌표계 및 조종운동방정식

동역학 해석에 사용되는 좌표계는 Fig. 5와 같이 수평면 운동에 대하여 우수 직교좌표계인 지구고정좌표계($O-x_o y_o$)와 물수체 고정좌표계($o-xy$)로 구성된다. 지구고정좌표계의 x_o -축과 물수체 고정좌표계의 x -축이 이루는 각을 선수각(ψ), 속력이 향하는 방향과 x -축이 이루는 각을 편류각(β)으로 정의한다. 물수체 이동궤적은 지구고정좌표계에서 정의하고, 물수체에 작용하는 외력과 운동방정식은 물수체 고정좌표계에서 기술한다.

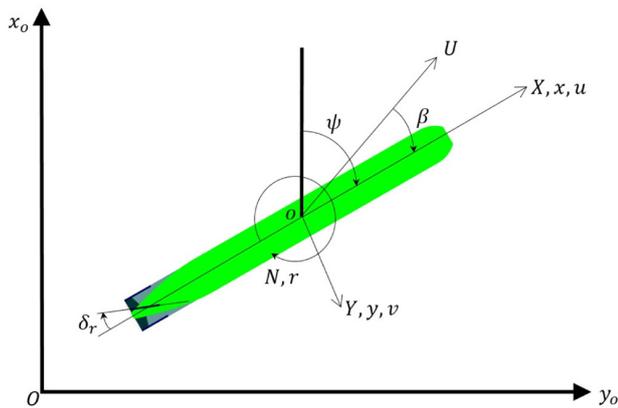


Fig. 5 Coordinate systems

물수체는 6자유도 운동을 하지만 상하·좌우 형상이 대칭이므로 수평면과 수직면 간에 연성이 작다. 따라서, 본 논문에서는 수평면 운동만을 고려하여 식 (1)과 같이 3자유도 운동방정식으로 간략화 하였다.

$$\begin{aligned} m(\dot{u}-vr+x_G\dot{r}^2) &= X_E \\ m(\dot{v}+ur+x_G\dot{r}) &= Y_E \\ I_{zz}\dot{r}+mx_G(\dot{v}+ur) &= N_E \end{aligned} \quad (1)$$

여기서, m , I_{zz} , x_G 는 각각 물수체 질량, 질량관성모멘트, 길이 방향 무게중심을, u , v , r 는 각각 전후동요 속도, 좌우동요 속도, 선수동요 각속도를 의미하고, $\dot{}$ 는 시간변화율을 의미한다. 우변에 기술된 X_E , Y_E , N_E 는 외력으로서 다음 절에 소개한다.

3.2 외력 모델링

물수체에 작용하는 외력은 조류와 같은 환경적 외란이 없다고 가정하면, 식 (2)와 같이 동유체력, 추력, 제어력으로 구성할 수 있다.

$$\underline{F}_E = \underline{F}_H + \underline{F}_T + \underline{F}_\delta \quad (2)$$

여기서, 하첨자 H , T , δ 는 각각 동유체력, 추력, 제어력을 의미한다. 일반적으로 선형 운동방정식은 안정성 해석과 제어를 설계할 때 적용한다. 비선형성이 강한 선회운동이나 대영각 운동에 있어서 선형 모델은 적절치 않다. 하지만 해석하고자 하는

운동체의 속력이 매우 빠른 경우에는 선형성이 보장된다. 본 논문에서 대상으로 한 물수체는 고속 기동하는 운동체로서, 수평면 운동에 있어 편류각이 크게 발생할 수 없다. 또한 속력 대비 좌우동요 속도와 선수동요 각속도는 작은 값을 띠기 때문에 비록 선회운동이라 할지라도 좌우동요 속도와 선수동요 각속도는 미소 섭동운동을 한다고 볼 수 있다. 이러한 고속기동 물수체의 동특성을 고려하면, 식 (2) 우변에 기술된 동유체력은 식 (3)과 같이 저항성분을 제외하고는 X_u , Y_v , ..., N_r 과 같은 선형 동유체력 미계수로 모델링할 수 있다.

$$\underline{F}_H = \begin{bmatrix} X_H \\ Y_H \\ N_H \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} X_u \dot{u} + X_{|u|} |u| |u| \\ Y_v \dot{v} + Y_r \dot{r} + Y_v v + Y_r r \\ N_v \dot{v} + N_r \dot{r} + N_v v + N_r r \end{bmatrix} \quad (3)$$

추력은 설계속력에서 저항과 항상 평형을 이룬다는 가정 하에 설계속력에서의 저항과 반대방향 힘으로 모델링하였고, 제어력은 식 (4)와 같이 수평면 운동임을 감안하여 방향타각(δ_r)에 의한 제어력계수를 적용하여 모델링하였다. 부가질량계수를 포함한 동유체력 미계수는 동체를 등가의 날개로 치환했을 때의 경험식을 적용하였고(HDW, 2002), 저항계수는 ITTC(The International Towing Tank Conference) 공식(Lewis, 1989)을 적용하여 도출하였으며, 무차원화는 SNAME(The Society of Naval Architects and Marine Engineers)에서 정의한 Prime system 1을 준수하였다(Fossen, 2011).

$$\underline{F}_\delta = \begin{bmatrix} X_\delta \\ Y_\delta \\ N_\delta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ Y_{\delta_r} \delta_r \\ N_{\delta_r} \delta_r \end{bmatrix} \quad (4)$$

3.3 안정성 평가

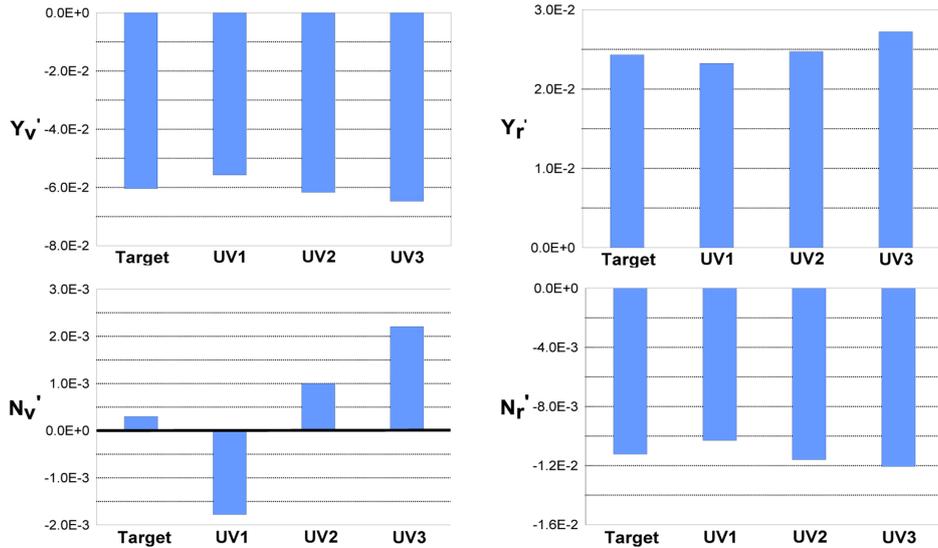
제어장치를 고정한 상태($\delta_r = 0^\circ$)에서 전후동요는 좌우동요, 선수동요와 연성되지 않는다고 가정하고, 미소 섭동운동하는 좌우동요-선수동요 연성운동방정식을 고유치에 대한 특성방정식으로 표현하면 식 (5)와 같이 2차방정식으로 표현된다.

$$As^2 + Bs + C = 0 \quad (5)$$

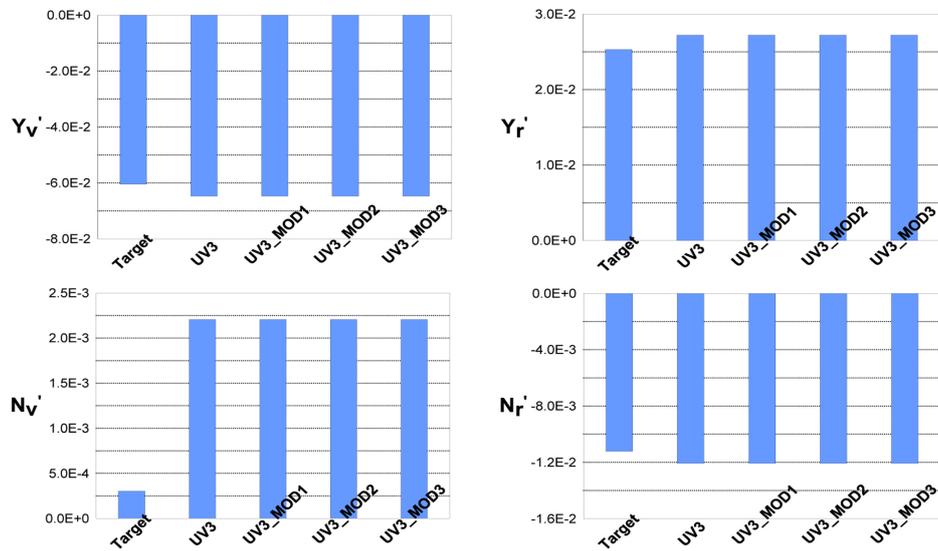
$$\begin{aligned} A &= (m - Y_v)(I_{zz} - N_r) \\ B &= -(m - Y_v)N_r - Y_v(I_{zz} - N_r) - (Y_r - mU)N_v \\ C &= Y_v N_r - (Y_r - mU)N_v \end{aligned}$$

식 (5)에서 s , U 는 각각 특성방정식의 근과 항주속력을 나타낸다. 시스템이 동적안정성을 확보하기 위해 식 (5)에 기술된 특성방정식 근의 실수부가 음의 값을 가져야 하며, 근과 계수와의 관계에 의하여 A , B , C 가 모두 0보다 작아야 한다. 일반적으로 안정성계수 중에 N_v 가 양의 값을 가지면 수평면 운동은 항상 안정하다.

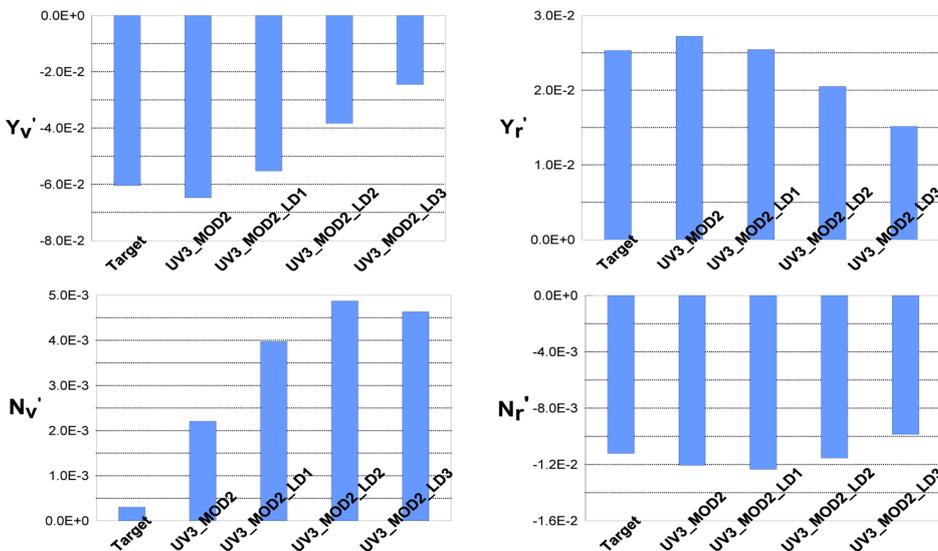
Target 선형을 비롯한 UV1, UV2, UV3 선형의 안정성계수를 Fig. 6(a)에 비교하여 도시하였다. 후미부 각을 변경한 선형은 순수 선체 형상에서 큰 차이를 구분할 수 없기에 안정성계수는 후미부에 부착된 제어판 형상에 의해 좌우된다. 전체 제어판 면



(a) Tail cone angle



(b) Movable part area of control plane



(c) Parallel middle body length

Fig. 6 Comparison of stability coefficients

적이 가장 작은 UV1 선형은 N_v 가 음의 값을 보이고 있다. 또한 안정성해석은 제어기를 고정된 상태에서 수행하므로 전체 제어판 면적이 동일한 상태에서 가동부 면적을 변경해도 Fig. 6(b)와 같이 안정성계수는 변하지 않으며, 고유치의 실수부 또한 Fig. 8(b)와 같이 동일하다.

중앙평행부 길이를 변경한 UV_MOD2_LD1, UV_MOD2_LD2, UV_MOD2_LD3 선형의 안정성 계수를 Fig. 6(c)에 도시하였다. 안정성계수를 무차원하는 과정에서 선체의 전체 길이를 고려하게 된다. 그러므로 길이가 서로 다른 선형은 계수들 간에 상대적인 값을 비교하는 것이 타당하고, 이를 기반으로 Fig. 7에 도시한 좌우동요 감쇠력의 작용점 거리(N_v'/Y_v')는 중앙평행부 길이가 길어질수록 큰 음의 값을 가지는 확인할 수 있다. 이런 이유로 고유치의 실수부는 Fig. 8(c)와 같이 큰 음의 값을 가진다. 이는 중앙평행부 길이가 길어질수록 제어판 압력중심 위치가 후미부로 이동한 결과로 안정성 측면에서 유리한 설계방향이 된다. 안정성을 확보하기 위한 가장 좋은 방법으로 제어판 압력

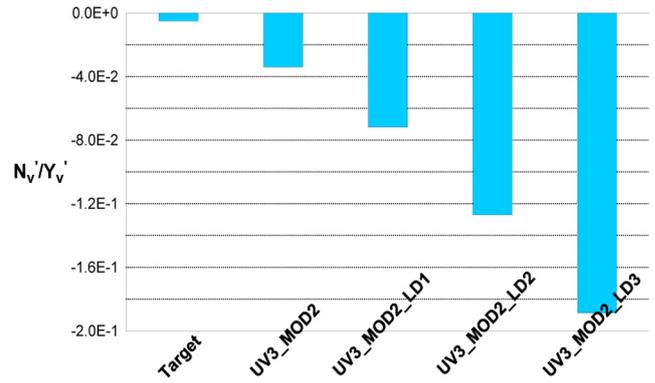
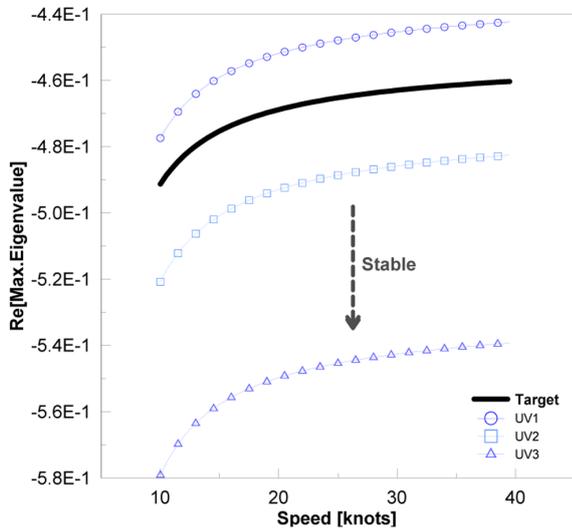
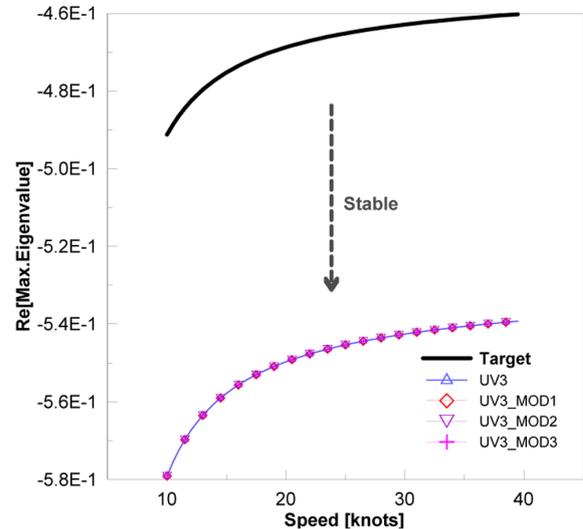


Fig. 7 Comparison of the lever arm due to sway velocity for variations of parallel middle body length

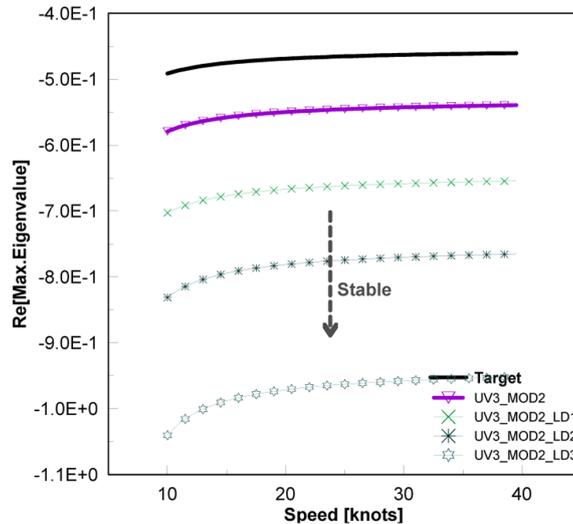
중심을 후미부로 위치시키는 것은 선행연구에서도 거론한 바 있다(Yeo et al., 2006).



(a) Tail cone angle



(b) Movable part area of control plane



(c) Parallel middle body length

Fig. 8 Trajectory of real part of eigenvalue of the characteristic equation

3.4 선회성능 평가

선회성능은 제어판 고정상태에서 정의되는 안정성계수와 더불어 제어판 관련 제어력계수에 크게 영향을 받는다. 선회성능을 평가하는 지표는 선회궤적과 정상선회각속도로 선정하였고, 후미부 각, 가동부 면적, 중앙평행부 길이를 변경한 선형의 제어력계수를 각각 Fig. 9에 도시하였다. 제어판 가동부 단면 형상은 NACA0008을 적용하였다. 제어력계수에 영향을 끼치는 설계

변수는 제어판 유효중횡비, 테이퍼비, 가동부 면적 등이 있을 수 있으며, 알려진 바와 같이 가동부 면적에 크게 영향을 받는다. 가동부 압력중심 위치가 동일하다면 제어력계수의 절대치는 가동부 면적이 큰 선형일수록 큰 값을 지니게 된다.

후미부 각을 변형한 UV1, UV2, UV3 선형의 경우, Fig. 9(a)와 같이 후미부 각이 작을수록 제어력계수의 절대치는 커지는 경향이 있으나 동일하게 Fig. 6(a)와 같이 안정성계수의 절대치도 커

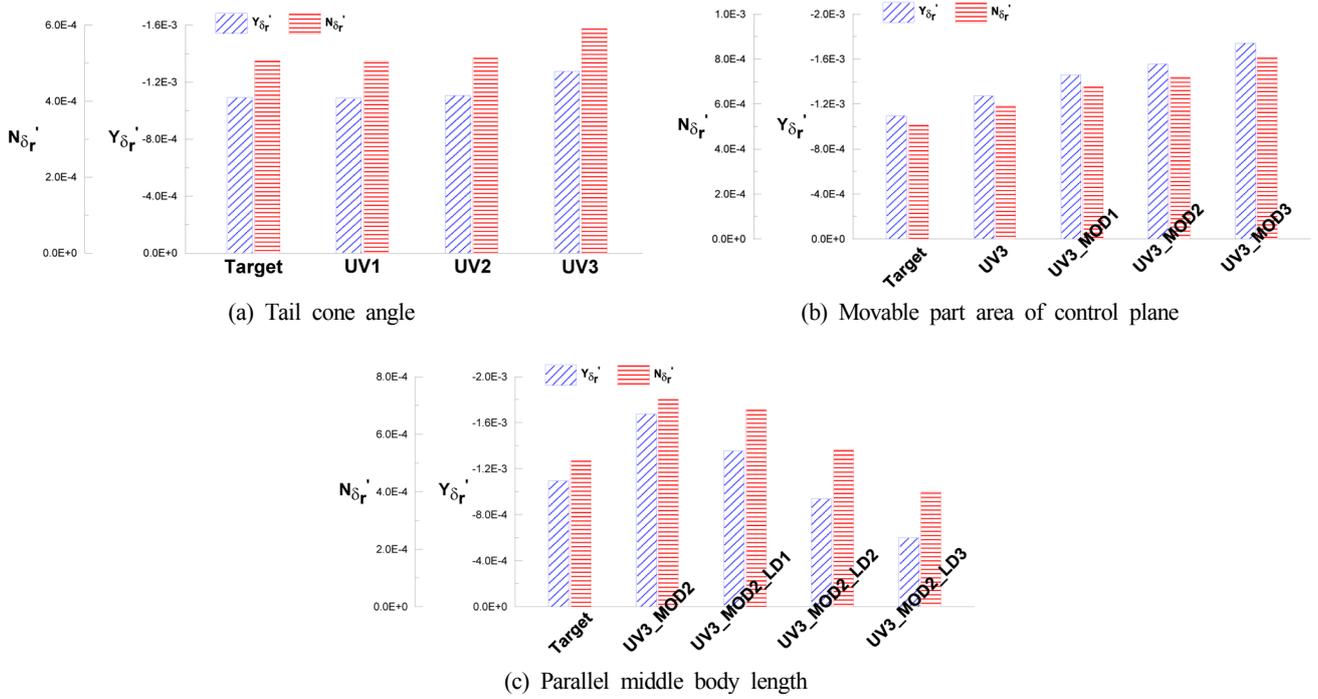


Fig. 9 Comparison of control coefficients

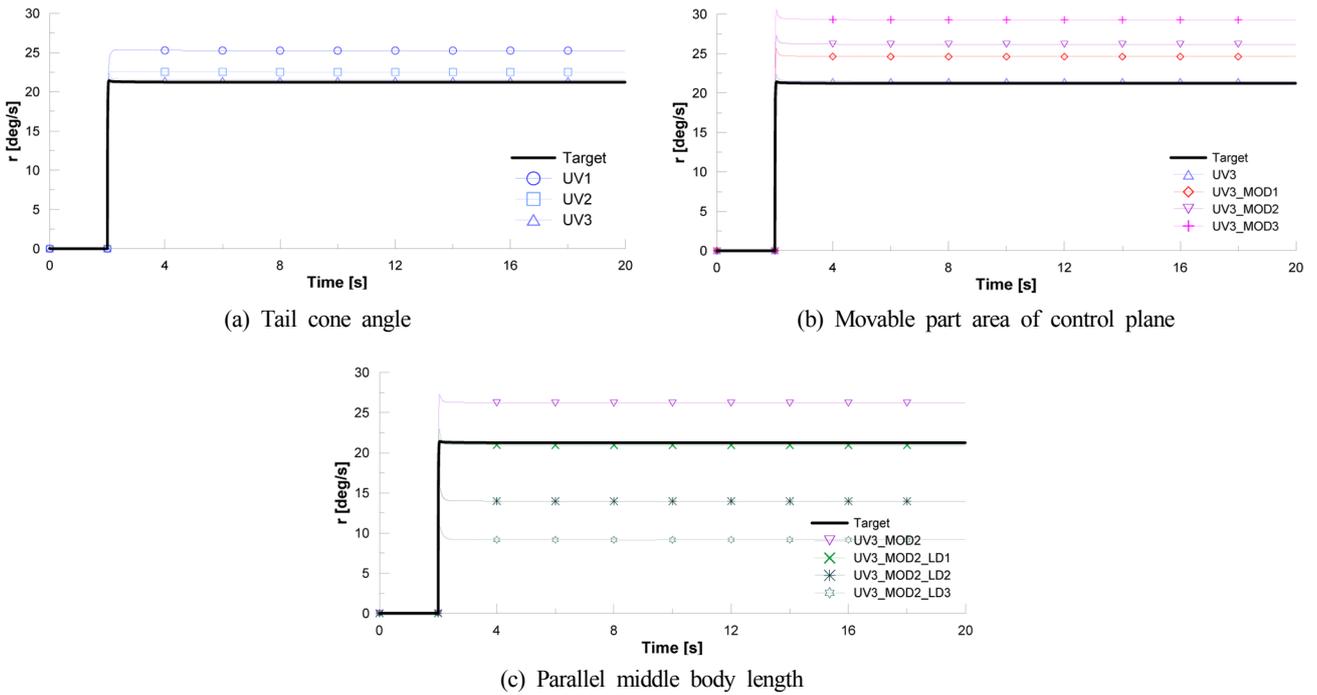


Fig. 10 Comparison of turning rate ($\delta_r = 30^\circ$)

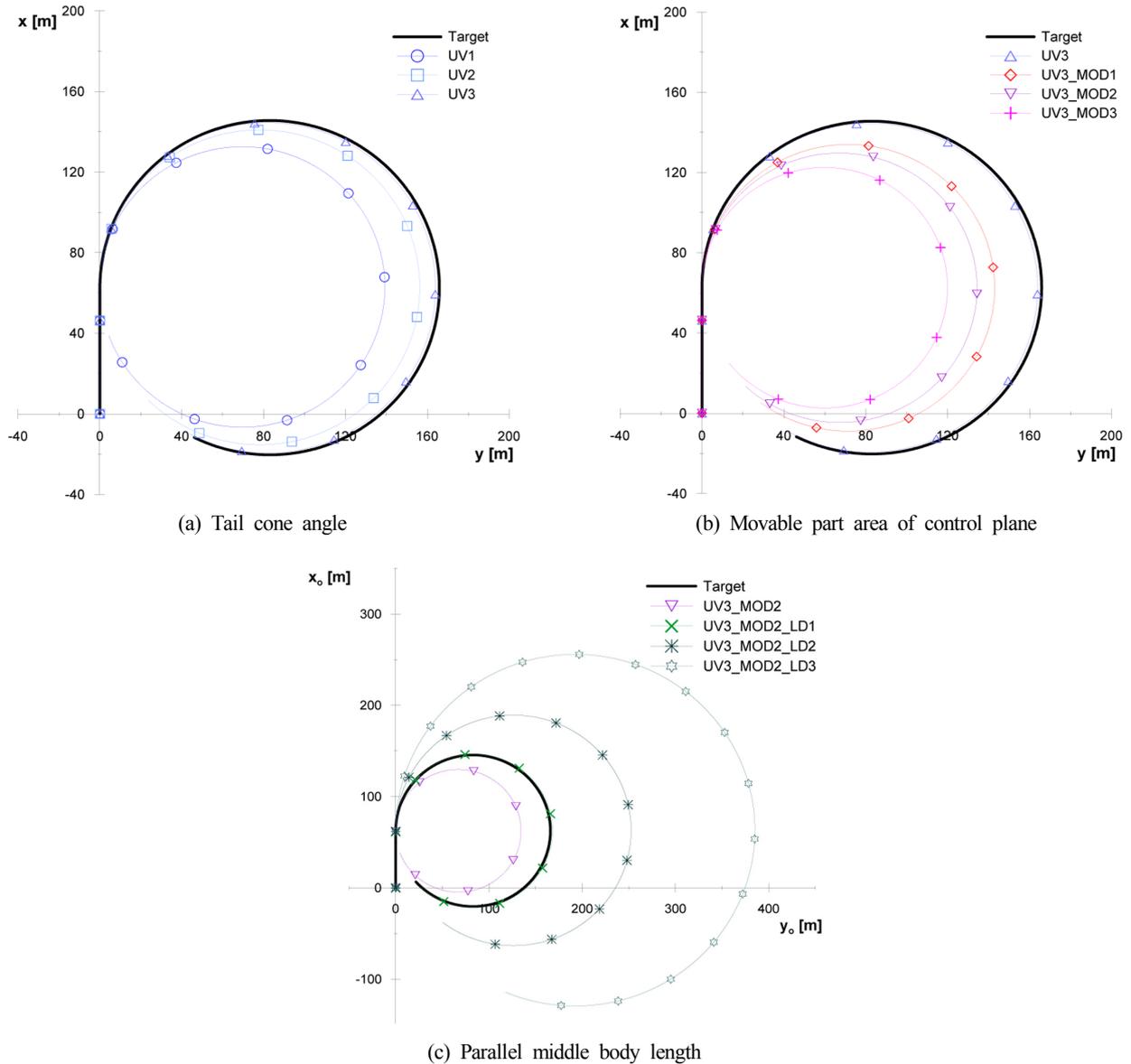


Fig. 11 Comparison of turning trajectory ($\delta_r = 30^\circ$)

지게 된다. 이러한 이유로 후미부 각이 20° 를 이루고 있는 UV1 선형이 Fig. 10(a)와 Fig. 11(a)에서 볼 수 있듯이 오히려 선회성능이 좋은 결과를 보이고 있다. 후미부 각을 변형한 선형에 비해 가동부 면적을 변형한 UV3_MOD1, UV3_MOD2, UV3_MOD3 선형은 Fig. 9(b)와 같이 제어력계수 간에 큰 차이를 보이고 있고, Figs. 10(b)~11(b)와 같이 선회성능 또한 큰 차이를 보이고 있다.

반면에 중앙평행부 길이를 확장한 UV3_MOD2_LD1, UV3_MOD2_LD2, UV3_MOD2_LD3 선형의 경우, 중앙평행부 길이가 커질수록 제어력계수는 확연히 줄어들게 되고 Figs. 10(c)~11(c)와 같이 선회성능이 매우 악화된 것을 확인할 수 있다.

3.5 운용성능 평가

대상 물수체는 고속에서 운용되고, 목표물을 빠르고 정확하게 추적해야 한다는 목적을 가지고 있다. 운용성능은 목표물에 빠르게 접근할 수 있는 성능을 의미하고, 성능평가를 위해 Fig. 12와

같이 임의로 운용상황 시나리오를 설정하였다. Fig. 12에 도시한 궤적을 보면, 목표물이 아함을 등지고 있어 물수체가 아함으로부터 사출되어 목표물까지 접근해야 하는 최장거리인 Path 1이 가장 최악의 상황이라고 볼 수 있다. 목표물이 아함을 등지고 있다고 가정하면, 물수체가 아함에서 사출되어 선회를 하다가 직진을 해야 하는 상황이 발생한다. 이러한 상황은 물수체가 사출된 후, 최소 선회반경의 선회성능이 요구되고, 타각 명령시 즉각적으로 반응하는 변침성능이 요구되며, 동시에 직진구간에서 제어장치를 고정했을 때의 안정성이 복합적으로 요구되는 상황이다.

운용상황 시뮬레이션 결과를 Figs. 13~14에 도시하였고, 운용시간은 Table 2에 Target 선형을 기준으로 한 감소비(Reduction ratio)와 함께 기술하였다. 직진성이 우수하고 세장비가 큰 물수체의 경우, 운용성능이 선회성능과 같은 경향을 보이고 있으며, 물수체 속력이 일정하다면 선회성능이 우수한 선형일수록 운용성능도 우수하다.

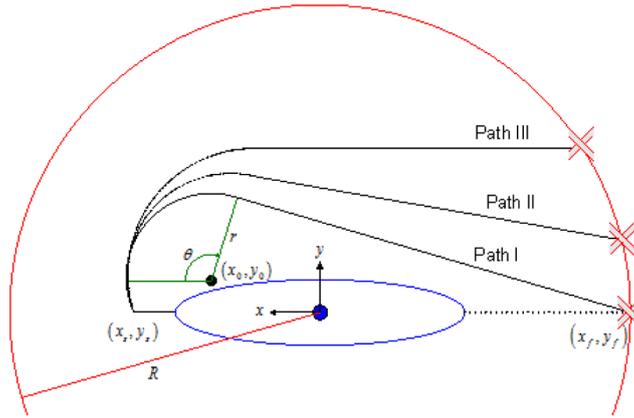
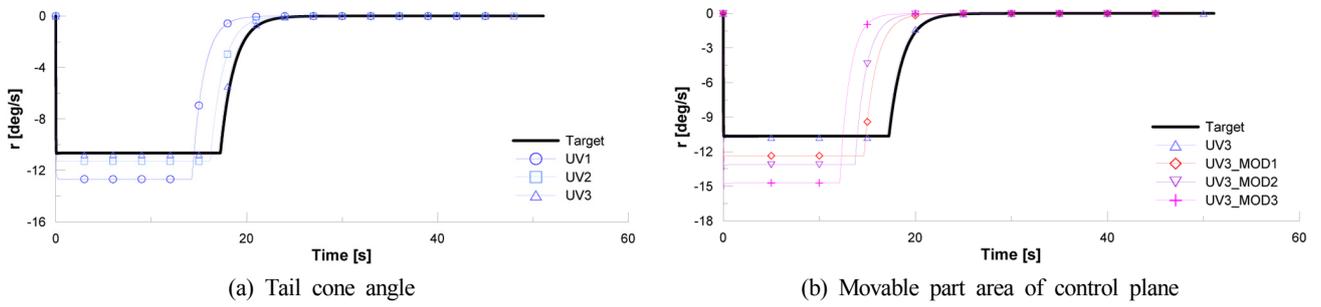
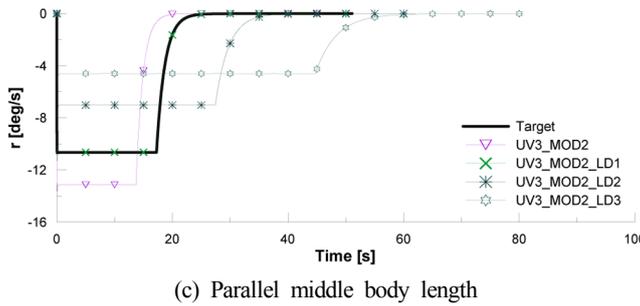


Fig. 12 Operational scenario



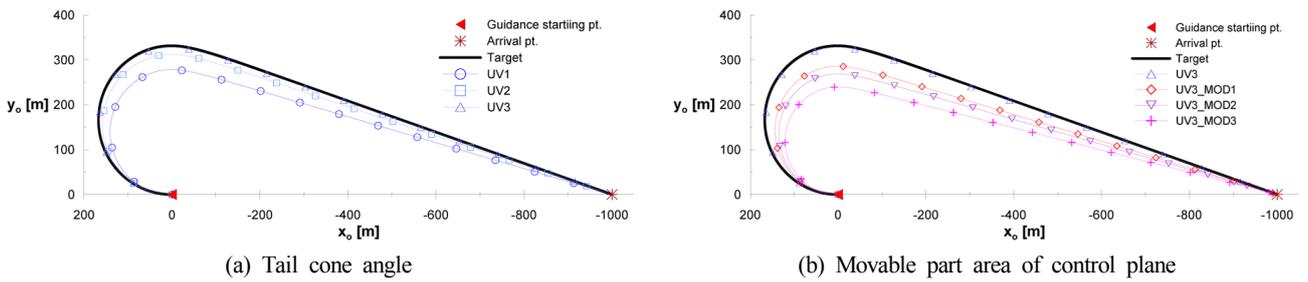
(a) Tail cone angle

(b) Movable part area of control plane



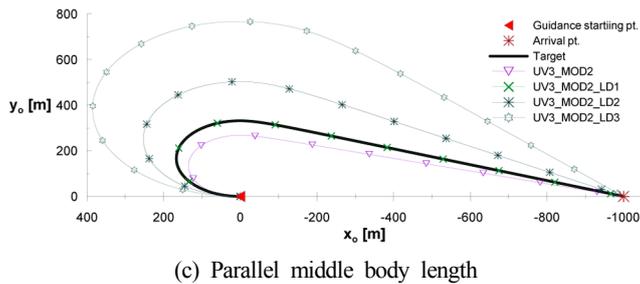
(c) Parallel middle body length

Fig. 13 Comparison of operational yaw rate



(a) Tail cone angle

(b) Movable part area of control plane



(c) Parallel middle body length

Fig. 14 Comparison of operational trajectory

Table 2 Operating time of candidate hull forms

Hull	Operating time [s]	Reduction ratio
Target	51.09	0.00
UV1	47.88	(-) 6.28
UV2	49.92	(-) 2.29
UV3	50.84	(-) 0.49
UV3_MOD1	48.29	(-) 5.48
UV3_MOD2	47.27	(-) 7.48
UV3_MOD3	45.57	(-) 10.80
UV3_MOD2_LD1	51.10	(+) 0.02
UV3_MOD2_LD2	62.08	(+) 21.51
UV3_MOD2_LD3	80.64	(+) 57.84

4. 결 론

현재 운용중인 기존 몰수체 형상을 모방하여 동특성을 분석하고, 이를 기반으로 주요 설계인자를 변경한 선형을 제시하였다. 초기설계단계에서 결정하는 주요 설계인자인 후미부 각, 제어판 형상과 면적, 중앙평행부 길이 변경에 따른 조종특성을 분석하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 안정성 측면에서는 전체 제어판 면적을 증가시키고 제어판 위치를 후미부에 위치시키는 것이 중요하다. 세장비가 크고 고속에서 운용되는 몰수체는 전반적으로 안정성이 우수하다.
- (2) 선회성능은 제어력계수에 가장 민감하였고, 제어력계수는 전체 제어판면적 대비 가동부 면적을 증가시키는 것이 가장 좋은 방법이다.
- (3) 중앙평행부 길이를 확장할 경우, 저하된 선회성능을 보상하기 위한 가동부 면적을 증가시켜야 한다.
- (4) Table 2에 기술된 운용시간을 보면, 전반적인 운용시간은 선회성능이 우수한 선형일수록 짧아진다. 직진성과 변칙성이 우수한 고속 몰수체의 운용성능은 결국 선회성능에 크게 영향을 받는다고 할 수 있다.

후 기

이 논문은 국방과학연구소(수중운동체의 선형 분석 및 운동

모델 개발)와 2016년 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(선체 수중검사 자동화를 위한 자율무인시스템 개발).

References

- Choi, H.S., Kim, J.Y., 2012. Overview of Development of Autonomous Underwater Vehicle. Bulletin of the Society of Naval Architects of Korea, 49(3), 25-30.
- Fossen, T.I., 2011, Handbook of Marine Craft Hydrodynamics and Motion Control. John Wiley & Sons.
- Getler, M., Hageb, G.R., 1976. Standard Equations of Motion for Submarine Simulation. David W Taylor Naval Ship Research and Development Center Bethesda MD (DTNSRDC) Report.
- HDW, 2002. Course 14 Manoeuvrability of Submarines. Howaldts Werke-Deutsche Werft AG Report.
- 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 Architects of Korea, 49(4), 296-303.
- Lewis, E.V., 1989. Principles of Naval Architecture 2nd Ed.-Volume II Resistance, Propulsion and Vibration. Society of Naval Architects and Marine Engineers(SNAME).
- Myring, D.F., 1981. A Theoretical Study of the Effects of Body Shape and Mach Number on the Drag of Bodies of Revolution in Subcritical Axisymmetric Flow. Technical Report, 81005, Royal Aircraft Establishment Farnborough, United Kingdom.
- Park, J.Y., Kim, N.Y., Rhee, K.P., Yoon, H.K., 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.
- Yeo, D.J., Rhee, K.P., 2005. A Study on the Sensitivity Analysis of Submersibles' Manoeuvrability. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 42(5), 458-465.
- Yeo, D.J., Yoon, H.K., Kim, Y.G., Lee, C.M., 2006. Sensitivity Analysis on the Stability of a Submarine Concerning its Design Parameters. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 43(4), 521-528.

Study of ARS using Ring Laser Gyro

Sang-Ki Jeong*, Hyeung-Sik Choi*, Dae-Hyeong Ji*, Dong-Wook Jung*,
O-Soon Kwon**, Chang-Joo Shin** and Jung-Min Seo**

*Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

**Korea Institute Of Ocean Science & Technology, Ansan, Korea

Ring Laser Gyro를 이용한 ARS에 관한 연구

정상기* · 최형식* · 지대형* · 정동욱* · 권오순** · 신창주** · 서정민**

*한국해양대학교 기계시스템공학

**한국해양과학기술원

KEY WORDS: Ring laser gyroscope 링 레이저 자이로스코프, Attitude reference system 자세 참고 시스템, Extended Kalman filter 확장 칼만 필터, Inertial navigation system 관성항법장치, IMU 관성센서 장치

ABSTRACT: Studies were performed on an ARS using SDINS's RLG and the geomatic sensor. To develop the ARS, experiments were performed to determine the characteristics of the RLG and geomatic sensor. Based on the results, to reduce the angular position errors of the RLG, which accumulate from the angular velocity data, an algorithm was studied that uses the Extended Kalman filter (EKF) to compensate the RLG data and geomatic sensor data.

To verify the performance of the developed algorithm for reducing the cumulative angular errors, experiments that included the developed EKF were performed. Through these, it was shown that a drastic reduction in the angular errors of the RLG were achieved.

1. 서 론

항공기, 선박 그리고 유도 미사일 등의 위치 및 자세정보는 관성항법장치(Inertial navigation system, INS)를 통해 획득된다. 관성항법장치는 3개의 가속도계와 자이로로 이루어진 관성센서 장치(Inertial measurement unit, IMU)를 Local-level frame(LLF)에 대해서 일정 자세를 유지하도록 하는 김블형 관성항법장치(Gimbaled INS, GINS)와 운용체의 동체에 완전 고정하여 사용하는 스트랩다운형(Strap down INS, SDINS)의 형태가 있다(Britting, 1971; Park et al., 1998).

관성항법 시스템은 잠수함, 항공기, 미사일 등에 장착하여 자기의 위치를 감지하여 목적지까지 유도하기 위한 장치이다. 동작원리는 자이로스코프에서 가속도를 구해 적분하여 속도를 구하고, 속도를 적분하여 이동한 거리를 구하는 것이다. 처음 있던 위치를 입력하면 이동해도 자기의 위치와 속도를 항상 계산해 파악할 수 있다. 악천후나 전파 방해의 영향을 받지 않는다는 장점을 가지지만 긴 거리를 이동하면 오차가 누적되어 커지

므로 GPS(Global positioning system)나 액티브 레이더 유도 등에 의한 보정을 더해 사용하는 것이 보통이다(Garg, et al., 1978).

본 논문에서는 SDINS의 RLG(Ring laser gyro) 기반 ARS (Attitude reference system)에 대해 연구한다.

관성 시스템의 부분인 ARS의 자세 적분오차 누적문제를 지자기센서와 보완적으로 확장 칼만필터를 사용하여 RLG의 오차를 보정한다. ARS의 주 센서인 RLG의 오차를 줄이는 실험을 위해 Heading 자세의 변화를 줄 수 있는 회전형 테이블 형태의 실험장치를 제작하여 정지상태와 움직임 상태의 ARS알고리즘을 검증하였다. 또한 이를 실시간으로 계산하고 데이터를 수집하기 위한 임베디드 리눅스를 사용하는 윈 보드 PC기반 센서 데이터처리 시스템도 함께 설계하였다.

2. ARS(Attitude reference system)

2.1 ARS 특성 분석

ARS는 자이로센서와 가속도센서 지자기 센서를 융합하여 각

Received 2 February 2017, revised 28 March 2017, accepted 20 April 2017

Corresponding author Hyeung-Sik Choi: +82-51-410-4969, hchoi@kmou.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

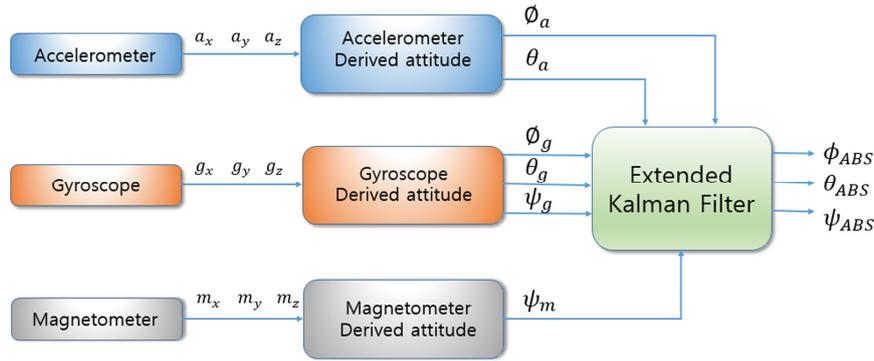


Fig. 1 Structure of ARS algorithm

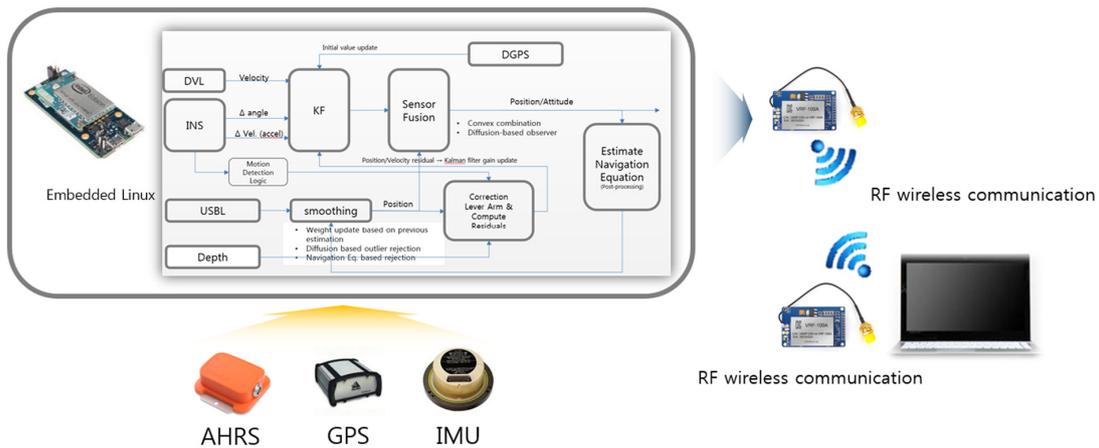


Fig. 2 ARS(Attitude reference system) design diagram

도를 추정할 때, 흔히 공간상의 3개 자세인 Roll, Pitch, Yaw를 측정하는 장치이다.

RLG를 이용한 ARS는 일반적으로 시간 증가에 따른 데이터의 적분오차 누적(Drift) 문제를 가지고 있다. 이러한 적분오차의 누적을 줄이기 위해서 본 논문에서는 확장칼만필터를 이용하여 자이로 데이터, 가속도 데이터 그리고 지자기 데이터를 모두 활용한다. 확장칼만필터를 이용하여 센서 데이터들의 적분오차 누적을 보정하는 구도를 Fig. 1과 같이 나타내었다.

Fig. 1은 RLG의 각속도를 오일러 각과 각속도 사이의 관계식을 이용하여 적분하고 적분된 Roll, Pitch, Yaw의 데이터를 확장칼만필터를 이용하여 가속도 및 외부 지자기 데이터를 이용하여 보정하는 방법이다. 여기에서 같은 정보를 제공하는 자이로 센서와 지자기 센서를 같이 사용하는 이유는 각 센서들의 특성이 달라서 이들의 장단점을 실험을 통해 파악하여 잘 활용하고자 함이다(Yu, et al., 2012; Yu, et, al., 2014).

지자기센서로 부터의 Yaw각 데이터는 주변 Magnet field에 민감하여 큰 오차가 있고 주변 환경에 영향을 많이 받는다. 이의 특성을 파악하기 위해 본 연구에서는 지자기 센서의 성능을 시험하고 오차 특성을 분석하기 위해 지자기 센서 외에 자이로 및 가속도 센서의 특성파악이 가능한 시험장치를 구성하였다.

2.2 ARS 시험 장치 구성

ARS의 성능시험을 위해 만든 센서 시스템은 RLG, 가속도 센서정보를 제공하는 MEMS(Micro electro mechanical system)형

AHRS(Attitude and heading reference system), 그리고 지자기센서를 포함하는 센서 모듈을 구성하였다.

시험장치 데이터의 저장 및 연산은 임베디드 리눅스 프로세서를 사용하여 처리하였다. Fig. 2는 ARS의 구성을 다이어그램으로 나타냈다.

여기에서 AHRS, GPS, IMU의 센서의 데이터는 Fig 2에 나타난 임베디드 리눅스에 이식된 알고리즘에 사용되며 연산처리 및 저장 된 결과 데이터는 RF 무선통신으로 데이터를 저장하는 컴퓨터로 보내진다. 각 센서들의 데이터를 추출하기 위해 모션을 제공하는 장치를 회전형 테이블 형태로 제작하였고 그 사진은 Fig. 3에 나타내었다.

회전형 테이블은 0.088°의 분해능을 갖는 서보모터를 적용하여

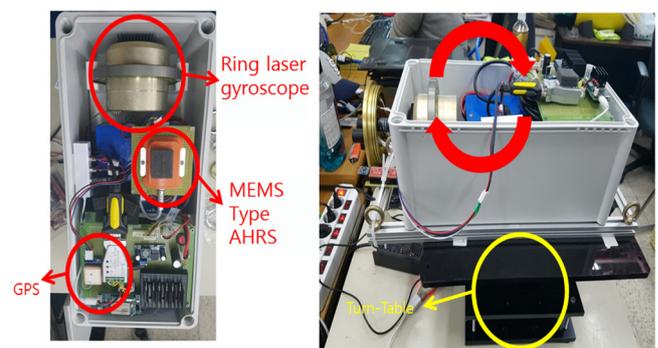


Fig. 3 ARS test H/W(left) & rotating table(right)

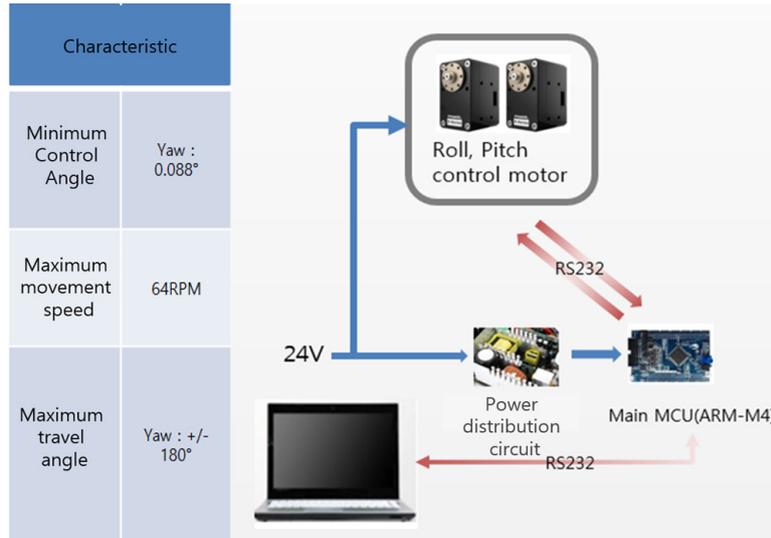


Fig. 4 Composition of turn table control system

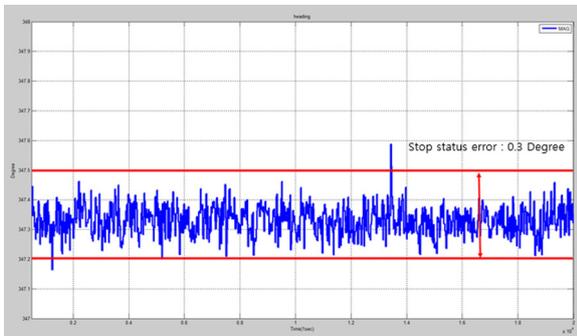


Fig. 5 Stop Test Results(a)



Exercise(b) Test Results

구성하였고 ARM-M4 계열의 마이크로 컨트롤러를 사용하여 모터의 회전속도와 회전각을 정밀하게 제어하는 시스템을 구성하였다. 회전형 테이블의 제어시스템은 Fig. 4과 같이 구성하였다.

제작한 회전형 테이블을 이용하여 테이블 상단에 설치한 센서 모듈의 성능시험을 하였다. 이 중에 지자기 센서의 데이터를 분석하였다. 지자기 센서를 정지 상태와 일정 각으로 반복회전 시험을 한 결과 데이터를 그래프로 Fig. 5에 나타내었다.

Fig. 5에 나타난 바와 같이 지자기 센서의 반복회전 시험 결과 정지상태의 Heading 오차는 Fig 5(a)와 같이 최소 0.1°에서 최대 0.3°이며 Fig. 5(b)와 같이 일정 각 반복 시험(0~20도) 결과는 평균 2.4° 이상의 오차를 나타내었다.

또한 10회의 단독 지자기 센서 시험에서 전체적인 오차는 위 그래프의 결과와 크게 벗어나지 않았지만 반복시험 시 주변 환경에 따라 미세하게 오차의 평균 범위가 달라졌다. 따라서 동작이 없는 상태에서의 지자기 데이터는 큰 오차를 나타내지 않지만 동작이 있는 시스템에서의 데이터는 신뢰성을 장담할 수 없으며 주변에 자력영향을 미치는 환경에서는 오차 값이 선형적이지 못하기 때문에 단독으로 사용하기에는 어렵다.

RLG는 주변의 자력환경에 영향을 받지 않는 큰 장점을 가지고 있는 반면 각속도 정보를 제공하므로 각정보를 얻기 위해서 적분을 해야 하는데, 이때 적분으로 인한 시간에 따라 누적오차가 발생한다. 본 시험에서 RLG의 회전동작 시험 결과를 각속도

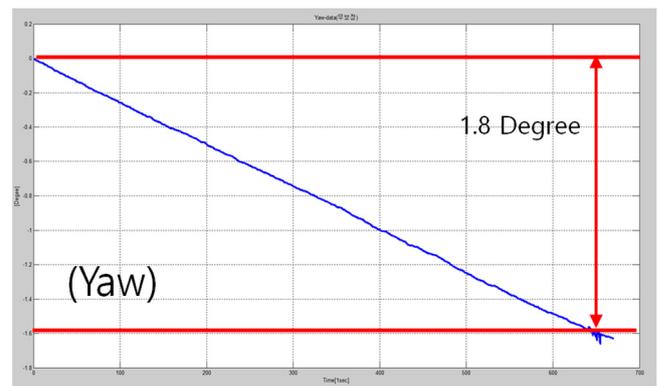


Fig. 6 RLG(Ring laser gyro) sensor test result

데이터로 받아 오일러 각으로 변환하여 적분한 오일러 각 데이터를 Fig 6에 나타내었다. Fig 6은 정지상태에서 링 레이저 자이로의 각속도를 오일러 각으로 변환하여 적분한 값으로 약 10분 정도 시험 한 결과 적분오차의 누적으로 인하여 약 1.8도 정도의 Drift가 발생하였다.

지자기센서는 자력환경에 매우 취약하기 때문에 초기 Yaw각 정보를 제공하는 센서로 사용하고 RLG 센서를 기반으로 하는 ARS를 구성하고 센서 데이터들을 확장 칼만 필터로 처리하는 시스템을 설계하였다. 이를 위해 확장 칼만필터 알고리즘을 다

음과 같이 구성하였다. 본 시스템에서 확장 칼만 필터의 상태변수는 $x = [\phi \ \theta \ \psi]^T$ 로 나타내었다. 그리고 시스템 모델은 자이로 가속도와 오일러각 사이의 관계식을 식 (1)과 같이 나타내었다 (Chung, et al., 1991).

$$\begin{bmatrix} \dot{\phi} \\ \dot{\theta} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & \sin\phi\tan\theta & \cos\phi\tan\theta \\ 0 & \cos\phi & -\sin\phi \\ 0 & \sin\phi\sec\theta & \cos\phi\sec\theta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p \\ q \\ r \end{bmatrix} + w$$

$$= \begin{bmatrix} p + q\sin\phi\tan\theta + r\cos\phi\tan\theta \\ q\cos\phi - r\sin\phi \\ q\sin\phi\sec\theta + r\cos\phi\sec\theta \end{bmatrix} + w \equiv f(x) + w \quad (1)$$

위 식에서 비선형함수인 $f(x)$ 는 칼만필터에 적용할 수 없으므로 식 (1)의 $f(x)$ 를 각각의 상태변수에 대해 편미분하여 자코비안을 식 (2)과 같이 구한다.

$$A = \begin{bmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial \phi} & \frac{\partial f_1}{\partial \theta} & \frac{\partial f_1}{\partial \psi} \\ \frac{\partial f_2}{\partial \phi} & \frac{\partial f_2}{\partial \theta} & \frac{\partial f_2}{\partial \psi} \\ \frac{\partial f_3}{\partial \phi} & \frac{\partial f_3}{\partial \theta} & \frac{\partial f_3}{\partial \psi} \end{bmatrix}$$

$$= \begin{bmatrix} q\cos\phi\tan\theta - r\sin\phi\tan\theta & q\sin\phi\sec\theta^2 - r\cos\phi\sec\theta^2 & 0 \\ -q\sin\phi - r\cos\phi & 0 & 0 \\ q\cos\phi\sec\theta - r\sin\phi\sec\theta & q\sin\phi\sec\theta\tan\theta + r\cos\phi\sec\theta\tan\theta & 0 \end{bmatrix} \quad (2)$$

칼만 필터는 이산시간에 대한 알고리즘이다. 따라서 식 (2)을 이산화 하면 시스템 행렬 A 는 식 (3)과 같다.

$$A = I + dt * A \quad (3)$$

식 (3)에서 dt 는 샘플시간이며 I 는 항등행렬(Identity matrix)이다. 보정 값인 가속도 및 지자기 데이터는 식 (4)와 같이 계산된다.

$$\begin{bmatrix} fx \\ fy \\ fz \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \dot{u} \\ \dot{v} \\ \dot{w} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & w & -v \\ -w & 0 & u \\ v & -u & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p \\ q \\ r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} g\sin\theta \\ -g\cos\theta\sin\phi \\ -g\cos\theta\cos\phi \end{bmatrix} \quad (4)$$

여기서 $\phi = \sin^{-1}\left(\frac{-fy}{g\cos\theta}\right)$, $\theta = \sin^{-1}\left(\frac{fx}{g}\right)$, $\psi = \text{mag}_k$

$$\text{mag}_k = \text{mag}_k - \text{mag}_1 \quad (5)$$

식 (4)에서 ϕ, θ 는 가속도에서 근사적으로 계산하였고 실제 위와 같은 방법으로 계산한 ϕ, θ 는 오차가 크다. 또한 지자기 데이터(Mag)를 이용하여 보정데이터 ψ 를 구하는데 사용된 식 (5)의 의미는 측정된 지자기 데이터에서 처음 측정된 데이터를 빼주면 지자기데이터의 각도의 변화량만을 구할 수 있다는 것이다. 지자기 데이터의 각도 변화량을 이용하여 RLG의 적분오차를 포함한 데이터 ψ 를 보정한다.

다음으로 측정 모델식(z)는 보정용 측정값이 가속도데이터와 지자기데이터로부터 식 (6)과 같이 계산되어 상태변수 3가지를

모두 측정 할 수 있다. 따라서 식 (6)와 같이 나타낼 수 있다.

$$z = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \phi \\ \theta \\ \psi \end{bmatrix} + v = Hx + v \quad (6)$$

식 (6)은 측정값이 있는 선형식으로 자코비안을 구하지 않아도 된다.

식 (1)~(6)을 통해 확장 칼만 필터에 사용될 시스템 설계 및 행렬을 모두 구하였고 이를 칼만 필터의 계산 순서에 적용하여 Fig. 7과 같은 순서로 계산을 수행 하면 된다.

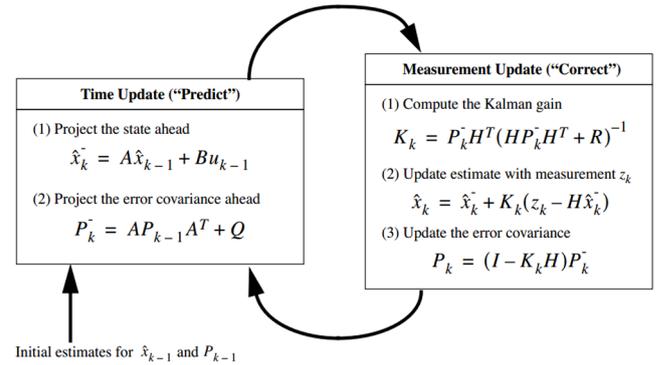


Fig. 7 Kalman filter calculation procedure (Google, 2016).

Fig. 7에서 시스템 잡음 공분산과 측정 잡음 공분산인 Q, R 행렬은 신호특성 및 RLG의 특성을 정확하게 예측 할 수 있는 장비가 있어야 실제로 가깝게 예측할 수 있지만 예측장비가 상당한 고가이기 때문에 Q, R 행렬을 설계 인자로 보고 성능의 추이를 관찰하며 결정하였다. 그리고 Fig. 7은 칼만 필터를 계산하는 순서를 표현한 그림으로 선형칼만 필터를 나타내고 있다. 하지만 확장 칼만 필터의 계산 순서는 선형 칼만 필터와 비슷하다. 내부적으로는 선형화 기준점이 직전의 추정값을 기준으로 계산하고 계산 순서는 시스템 모델과 측정 모델의 비선형식을 자코비안으로 선형 근사화 과정의 차이가 있다.

2.3 Size Effect 오차

이상적인 시스템의 경우에 모든 센서의 측정위치는 한 점에서 이루어져야 하지만 현실적으로는 동일점에 있을 수 없다. 동체가 회전할 때 이러한 중심위치로부터의 가속도계의 위치 Offset은 구심 가속도를 생성시키므로 위치 오차를 유발하며 이러한 현상을 size effect라하고 발생하는 구심 가속도의 크기는 식 (7)과 같이 계산하여 제거하여야 한다(Lim, et al., 2013).

$$\begin{aligned} \dot{u} &= a_x = -(w_y^2 + w_z^2)x_0 \\ \dot{v} &= a_y = -(w_x^2 + w_z^2)y_0 \\ \dot{w} &= a_z = -(w_x^2 + w_y^2)z_0 \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{bmatrix} fx \\ fy \\ fz \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -(w_y^2 + w_z^2)x_0 \\ -(w_x^2 + w_z^2)y_0 \\ -(w_x^2 + w_y^2)z_0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & w & -v \\ -w & 0 & u \\ v & -u & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} p \\ q \\ r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} g\sin\theta \\ -g\cos\theta\sin\phi \\ -g\cos\theta\cos\phi \end{bmatrix} \quad (8)$$

식 (7)에서 a_x, a_y, a_z 는 구심 가속도, w_x, w_y, w_z 는 각속도, x_0, y_0, z_0 는 중심위치로 부터의 Offset거리이다. 계산된 Size Effect 오차는 식 (4)에 적용하여 식 (8)과 같이 계산하고 실제 항법에서 작은 수중 운동체의 경우 위의 Size effect 오차는 미미하여 무시할 수 있으나 잠수함과 같이 대형 수중 운동체의 경우 항법오차의 큰 요인이 된다.

3. ARS의 실험 및 고찰

Fig. 3의 장치를 사용하여 보정하지 않은 정지 상태에서의 적분오차와 보정알고리즘을 이용한 보정 데이터를 실험을 통해 실제 취득한 데이터를 이용하여 검증하였다. 실험 조건은 100Hz의 샘플링 타임으로 데이터를 측정하여 약 21분간 126,400개의 데이터를 Fig. 8과 같이 그래프로 나타내었다.

Fig. 8에서 왼쪽에 위치한 3개의 그래프는 RLG 데이터 단위로 오일러각 변환을 하여 적분한 그래프로 약 20분 동안 약 2.4도~3.7도 까지 Drift가 발생하였다. 하지만 확장 칼만필터를 사용하여 보정 후 Drift는 거의 발생하지 않았다. Roll과 Pitch각에 각각 발생한 0.3도, 1.2도의 Offset은 RLG를 고정하는 기구와의 오차이다.

다음으로 자세를 일정하게 반복하여 정역으로 회전하여 자세의 오차를 확인하는 시험을 실시하였다. Fig. 2의 시험 장치를 이용하여 일정시간 동안 0 ~ -30°구간을 왕복 회전하는 실험을 실시하였고 실험 조건은 100Hz의 샘플링 타임으로 약 83분간 약 500,000개의 데이터를 받아 Fig. 9~10의 그래프로 나타내었다.

Fig. 9에 나타난 것과 같이 보정되지 않은 Yaw 데이터는 0 ~ -30°를 약 83분 반복 회전하는 동안 약 12°이상의 Drift 오차를 나타냈다. 또한 아래 Fig. 10은 보정용 데이터로 사용되는 지자기 데이터 그래프이다. 그래프에 나타난 것처럼 적분을 하지 않기 때문에 Drift 오차는 없었지만 0 ~ -30°를 약 83분 반복 회전하여 6 ~ 7°의 측정 오차를 가짐을 보여준다.

Fig. 9와 Fig. 10의 데이터를 확장 칼만 필터를 이용하여 융합한 결과 Fig. 11과 같은 결과를 얻었다. Fig. 11의 그래프를 분석해 보면 테스트 장치인 회전 테이블에 적용한 서보모터의 분해능과 관성으로 인해 위치 시작점과 마지막 위치에서의 미세한 오차가 존재하였다. 이는 결과적으로 미소한 차이의 위치 오차

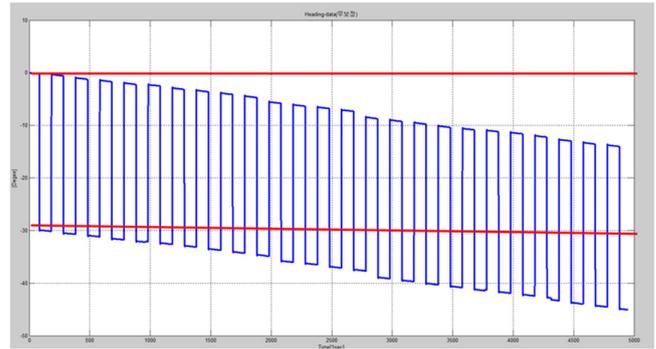


Fig. 9 Raw Gyro Yaw Angle

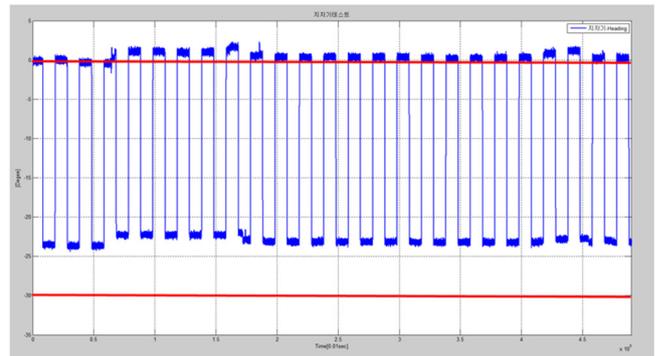


Fig. 10 Raw magnetometer Yaw Angle

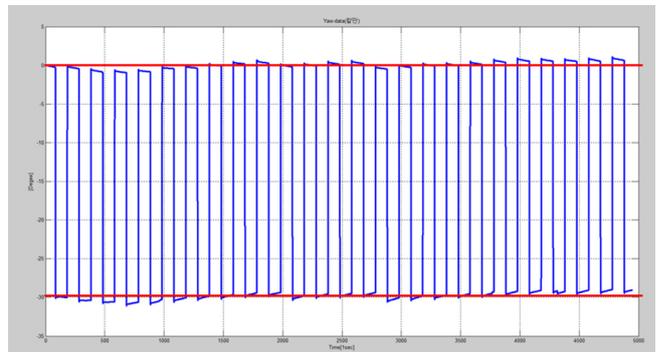


Fig. 11 Calibrated ARS Yaw Angle

를 만들었다. 따라서 Fig. 11과 같이 시작점의 위치와 마지막 위치에서 약간의 오차를 나타냈지만 전체 실험에서의 결과는 0 ~ -30°를 Fig. 9와 Fig. 10보다 정확히 추종하였으며 약 83분의 시험시간 동안 발산하지 않아 제한한 알고리즘의 우수한 성능을 확인할 수 있다.

4. 결 론

본 논문은 링 레이저 자이로를 이용한 ARS에 대한 연구내용을 기술하였다. RLG를 이용한 ARS의 가장 큰 문제인 시간에 따른 데이터의 적분오차 누적을 줄이기 위해 확장 칼만 필터를 이용하였다. 그리고 이것을 이용하여 자이로 데이터, 가속도 데이터, 그리고 지자기 데이터들의 융합을 통해 보정하여 Yaw각의 적분오차를 효율적으로 제거하는 이론을 연구하고 이를 실

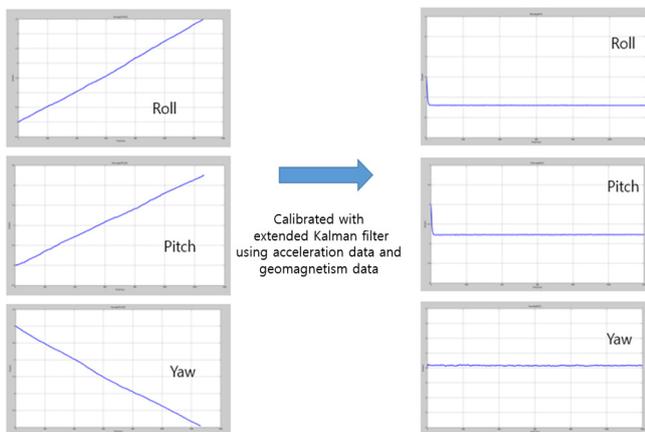


Fig. 8 Posture correction in the stationary state

험적으로 구현하였다.

Turn table 실험을 통해 보정 전의 적분오차 누적량은 약 한시간 20분의 시험결과 12도 이상 발생하였다. 이를 보정하기 위한 지자기 데이터 또한 측정 오차가 6~8도 이상 발생 하였다.

자이로 데이터와 지자기 데이터를 확장 칼만 필터로 보정 한 결과 한 시간 이상의 시험에서 약 0.2~0.4도의 작은 자세오차를 구할 수 있었다. 이 오차 또한 Heading각 시험장치의 기구부 요인에 의해 발생 된 것으로 추정되어 된다.

추후 완전한 수중 항법 시스템 연구를 위해 DVL과 USBL 같은 센서를 활용하여 수중 네비게이션 시스템을 연구할 계획이다.

후 기

“이 논문은 이 연구는 한국연구재단 지원 프로젝트(NRF-2016R1A2B4011875)의 일부이며 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(해양개발용 수중 건설로봇 사업단, PJT200539)”

References

- Britting, K.R., 1971. Inertial navigation Systems Analysis. Wiley & Sone, United States.
- Chung, T.H., Song, K.W., Chang B.J., 1991. Design of the Kalman Filter for Transfer Alignment of Strapdown Inertial Navigation System. Journal of Institute of Control, Robotics and Systems, 142-146.
- Garg, S.G., Morrow, L.D., Mamen R., 1978. Strapdown Navigation Technology: A Literature Survey. Journal of Guidance and Control, 1(3), 161-172.
- Google, 2016. Google Wikipedia. [Online] Available at: <[https://ko.wikipedia.org/wiki/Kalman filter](https://ko.wikipedia.org/wiki/Kalman_filter)> [Accessed December 2016].
- Lim, J.N., Kwon, T.Y., Nam, C.W., Lee, J.C., Park, C.J., 2013. Software Development for High Precision Navigation System based Ring Laser Gyro. The Korean Society For Aeronautical And Space Sciences, 1322-1325.
- Park, C.G., Kim, K.J., Park, H.W., Lee, J.G., 1998. Development of an Initial Coarse Alignment Algorithm for Strapdown Inertial Navigation System. Journal of Institute of Control Robotics and Systems, 4, 674-679.
- Yu, H.S., Choi, S.W., Lee, S.J., 2014. Nonlinear Filtering Approaches to In-flight Alignment of SDINS with Large Initial Attitude Error. Journal of Institute of Control Robotics and Systems, 468-473.
- Yu, H.S., Kim, C.J., Song, C.K., Park, H.W., 2012. An Application of Large Heading Attitude Model For Initial Alignment of Inertial Navigation System. The Korean Society For Aeronautical And Space Sciences, 1983-1988.

Underwater Localization using RF Sensor and INS for Unmanned Underwater Vehicles

Daegil Park*, Kyungmin Kwak**, Jaehoon Jung*, Jinhyun Kim** and Wan Kyun Chung*

*Dept. of Mechanical Engineering, POSTECH, Pohang, Korea

**Dept. of Mechanical and Automotive Engineering, SeoulTECH, Seoul, Korea

RF 센서와 INS를 이용한 UUV 위치 추정

박대길* · 광경민** · 정재훈* · 김진현** · 정완균*

*포항공과대학교 기계공학과

**서울과학기술대학교 기계·자동차공학과

KEY WORDS: Underwater localization 수중 위치 추정, RF range sensor RF 거리 센서, Underwater robot 수중 로봇, INS 관성항법시스템, Sensor fusion 센서 융합.

ABSTRACT: In this paper, we propose an underwater localization scheme through the fusion of an inertial navigation system (INS) and the received signal strength (RSS) of electromagnetic (EM) wave sensors to guarantee precise localization performance with high sampling rates. In this localization scheme, the INS predicts the pose of the unmanned underwater vehicle (UUV) by dead reckoning at every step, and the RF sensors corrects the UUV position functions using the Earth-fixed reference when the UUV is located in underwater wireless sensor networks (UWSN). The localization scheme and state modeling were conducted in the extended Kalman filter framework, and UUV localization experiments were conducted in a basin environment. The scheme achieved reliable localization accuracy during long-term navigation, demonstrating the feasibility of exploiting EM wave attenuation as Earth-fixed reference sensors.

1. 서 론

최근 수중 구조물 및 기술의 증가로 인하여, 무인잠수정(UUV, Unmanned underwater vehicle)은 수중 항해뿐만이 아니라 수중 구조물의 관리 및 보수, 설치에 이르는 다양한 임무를 수행하게 되었다. 이에 따라 무인잠수정은 구조화되고 복잡한 공간에서의 장시간의 임무 수행에도 정확한 위치 추정 기술이 요구된다. 하지만, 수중 구조화된 환경에서 장시간 위치 추정 성능을 유지하는 것은 매우 어려운 일이다(Paull et al., 2014; Marani and Choi, 2010).

수중 위치 추정시스템은 크게 무인 잠수정 내부의 관성항법시스템(Inertial navigation system)을 이용한 위치 추정시스템과 GPS(Global positioning system)와 무인 잠수정 외부에 설치된 센서를 이용한 위치 추정 시스템(Earth-fixed reference frame)으로 나눌 수 있다. 하지만 관성항법시스템의 경우 Dead-reckoning 오

차 및 미끄러짐(Drift)으로 인하여 장시간 이용 시 무인잠수정 위치추정의 신뢰도가 떨어진다(Li et al., 2013b; Karimi et al., 2013). 이를 극복하기 위하여, 외부 위치 추정 시스템을 사용할 수 있으나, GPS의 경우, 수중에서 신호 수신이 불가능하기 때문에 Mother ship이나 로봇의 부상이 필요하며, 소나를 이용한 Based line system의 경우 느린 전파속도, 다중신호효과(Multi-path effect) 때문에 구조화된 공간에서 사용하기 어렵다(Kinsey et al., 2005; Akyildiz et al., 2005; Elibol et al., 2016).

위에서 언급한 문제들을 해결하기 위하여, 우리는 거리에 따른 전자기파의 신호감쇠를 이용하여 거리를 추정하는 방법(Range estimation scheme using received signal strength of electromagnetic wave)을 제안하였다. 이 방식은 공기 중의 위치 추정을 위하여 많이 사용된 방법이었으나, Fig. 1과 같이 수중에서의 거리에 따른 급격한 신호 감쇠 때문에 수중에서 사용되지 않았다. 하지만 수중 환경에서의 전자기파는 공기 중과 달리 주

Received 2 February 2017, revised 22 February 2017, accepted 20 April 2017

Corresponding author Wan Kyun Chung: +82-54-279-2172, wkchung@postech.ac.kr

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of Korean Marine Robot Technology Society 2016 in Jinhae.

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

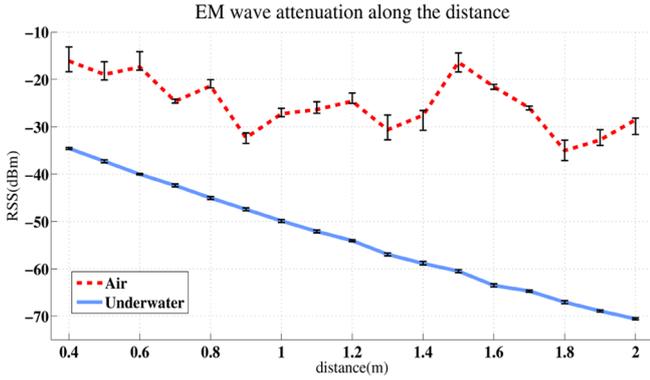


Fig. 1 Plot of RSS values according to the distance (10 mW and 420 MHz)

변 환경에 의한 영향이 적고, 분해능이 좋으며, 빠른 전파속도를 이용한 높은 샘플링 속도(Sampling rate)를 가지기 때문에 복잡하고 빠른 물체의 위치 추정에 적합하다고 할 수 있다(Park et al., 2016b).

수중환경에서의 전자기파 신호감쇠를 이용한 위치 추정을 위하여, 저자는 수중에서의 전자기파 감쇠 특성을 분석하고 거리에 따른 전자기파 감쇠 모델을 제안하였으며(Park et al., 2016a; Park et al., 2013), 주파수 할당방식과 수중 무선 센서네트워크(Underwater wireless sensor network)를 이용하여 짧은 센서 사용범위와 센서 식별 문제(Signal source identification problem)를 해결하였다. 이를 이용하여 수중환경에서 RF(Radio frequency) 센서가 빠르고 정밀하게 위치 추정하는 것을 확인할 수 있었다(Park et al., 2015; Park et al., 2012).

본 논문에서는 전자기파의 감쇠를 이용한 거리측정 센서 및 위치 추정시스템과 기존 무인잠수정의 관성항법시스템을 융합한 위치추정방법 설계 및 실험을 소개하고자 한다(Fig. 2). 무인잠수정의 관성항법시스템은 관성측정장치(Inertial measurement unit), AHRS(Attitude and heading reference system), 깊이센서 및 DVL(Doppler velocity log) 등으로 이루어지게 되며, 얻어지는 가속도 및 속도 정보를 이용하여 무인잠수정의 위치 및 자세를

예측하게 된다. 관성항법시스템으로 인한 위치오차를 교정(Correction)하기 위하여, 위치를 추정하고자 하는 중요 목표 지역(예; 도킹 영역, 주요 시설물 주변)에 전자기파 센서를 이용한 수중 무선센서네트워크를 구축하고, 그림 2에서와 같이 무인잠수정이 RF 센서 주변에 있을 경우 위치 보정을 한다. 이러한 위치 예측과 보정은 EKF(Extended Kalman filter) 구조로 무인잠수정의 운용 중 반복적으로 진행된다. 이를 통하여 무인잠수정은 구조화된 공간에서도 누적오차 없이 위치 수행이 가능하다.

본 논문에서는 RF 센서와 관성항법시스템을 함께 이용하여 무인잠수정의 위치 추정을 수행하였다. 2장에서는 제안하는 수중 위치 추정시스템에 대해서 자세하게 알아보고, 3장에서는 사용한 센서 및 센서모델, 실험환경 구성에 대해서 살펴보았다. 4장에서는 실험 및 결과에 대해서 이야기 하였으며, 마지막으로 5장에서는 요약 및 결론으로 향후 방향을 제시하였다.

2. RF 센서와 관성항법시스템을 이용한 위치 추정 시스템

본 장에서는 RF 센서와 관성항법시스템을 이용한 위치 추정 시스템을 위하여, 좌표계 및 심벌(Symbol) 정의, EKF 구조, 예측 단계와 보정 단계에서의 역할, 거리센서 모델에 대해서 소개하고자 한다.

2.1 3차원 좌표계 및 자세정보 정의

시스템 설명에 앞서, 3차원 좌표계(3D coordinate) 환경에서의 위치와 자세정보를 정의하고자 한다. 무인잠수정이 3차원 수중 환경에서 운용될 때, 로봇의 위치와 자세를 나타내는 글로벌 자세(Global state) 벡터 \mathbf{x} 와 로컬 자세(Local state) 벡터 \mathbf{b}_x 는 3차원 유클리디안 공간에서의 대칭 그룹(Three-dimensional euclidean group: $E(3)$)에서 정의된다(Thurston and Levy, 1997). 시간 t 에서의 로봇 자세는 위치 부분을 나타내는 위치 벡터 \mathbf{r}_t 와 오일러 각도(Euler angle vector) \mathbf{A}_t 로 나타낼 수 있으며, 이러한 자세는

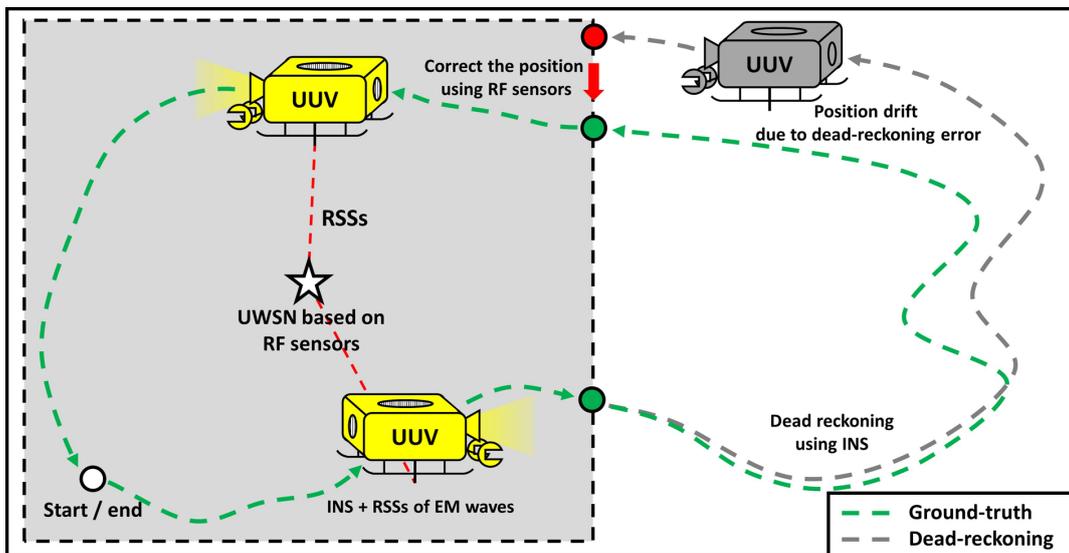


Fig. 2 The overall process of proposed localization scheme.

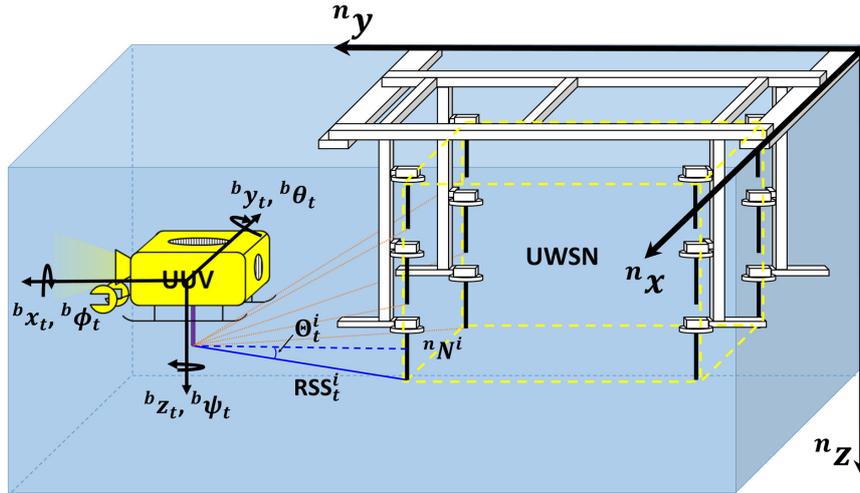


Fig. 3 The coordinate system in the proposed localization scheme

아래 식 (1)과 Fig. 3과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned} \mathbf{x}_t &= [\mathbf{r}_t, \mathbf{A}_t]^T \\ \mathbf{r}_t &= [x_t, y_t, z_t]^T \\ \mathbf{A}_t &= [\phi_t, \theta_t, \psi_t]^T, t=0, \dots, t_f \end{aligned} \quad (1)$$

RSS_t^i 은 시간 t 에서 i 번째 고정된 노드(anchor node, AN: 미리 지정된 위치에 설치된 센서)로부터 송신된 신호가 모바일 노드(Mobile node, MN: 위치 추정하고자 하는 목표물체)에서 수신되었을 때, 전자기파의 수신세기(RSS)를 의미한다. 또한 θ_t^i 는 i 번째 고정된 노드와 모바일 노드 사이의 상하각(Elevation angle)을 의미하며, 차후에 센서 모델 및 유효한 신호를 구분하는데 사용된다(Park et al., 2016a).

2.2 확장 칼만필터 기반 무인잠수정 위치추정 시스템

무인잠수정의 관성항법시스템과 RF 센서와의 센서융합을 위하여, 확장 칼만필터 기반으로 위치 추정시스템을 설계하였다. 칼만필터는 예측구간(Prediction phase)과 교정구간(Correction or update phase)으로 구분되며, 두 구간을 시간의 흐름에 따라 반복적으로 진행함으로써, 무인 잠수정의 위치를 추정할 수 있다.

예측구간에서 무인잠수정은 위치의 추정값(Position probability) ${}^n\hat{\mathbf{r}}_t$ 과 자세의 추정값(Orientation probability) ${}^n\hat{\mathbf{A}}_t$ 을 무인잠수정 내부의 센서(DVL, IMU, AHRS, Depth sensor)와 이전 step의 위치자세 정보 (${}^n\mathbf{r}_{t-1}$, ${}^n\mathbf{A}_{t-1}$)를 이용하여 예측한다.

교정구간은 무인잠수정이 RF 센서로 구성된 수중무선센서네트워크 안에 속할 경우에만 진행된다. 수중 무선 모바일 노드에서 수신되는 유효한 RSS의 개수가 3개 이상일 때, 얻어지는 RSS를 센서 모델을 이용하여 거리 값으로 변환 후 삼변측량(Trilateration) 기법을 이용하여 위치를 추정하게 된다. 이 위치 정보는 위치 추정값 ${}^n\hat{\mathbf{r}}_t$ 을 칼만 가중치에 따라서 보정하며, 위치 ${}^n\mathbf{r}_t$ 를 구한다. 예측구간과 보정구간의 자세한 설명은 아래 장에 설명하였다(Thrun et al., 2005; Djugash et al., 2006; Menegatti et al., 2009).

2.3. 예측 구간

예측 구간에서, 위치 및 자세 추정값(${}^n\hat{\mathbf{r}}_t$, ${}^n\hat{\mathbf{A}}_t$)은 무인잠수정 내부의 센서로부터 얻는다. 본 논문에서 사용된 무인잠수정의 관성항법시스템은 무인잠수정 설계 논문(Li et al., 2013a; Won et al., 2015) 을 참고하였다.

위치추정 시간 t 에, ${}^n\hat{\mathbf{r}}_t$ 와 ${}^n\hat{\mathbf{A}}_t$ 은 이전 시간 $t-1$ 에서의 위치 자세 정보(${}^n\mathbf{r}_{t-1}$, ${}^n\mathbf{A}_{t-1}$)와 무인잠수정 내부의 센서로부터 아래와 같이 계산된다.

$$\begin{bmatrix} {}^n\hat{\mathbf{r}}_t \\ {}^n\hat{\mathbf{A}}_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^n\mathbf{r}_{t-1} \\ {}^n\mathbf{A}_{t-1} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Delta {}^n\mathbf{r}_t \\ \Delta {}^n\mathbf{A}_t \end{bmatrix} + \boldsymbol{\nu}_t \quad (2)$$

여기서 $\boldsymbol{\nu}_t$ 는 예측과정에서 생기는 오차로서 관성항법시스템의 오차로 볼 수 있다(Li et al., 2012). 관성항법시스템에서 얻어지는 위치정보는 무인잠수정 프레임 상에서의 위치이므로, 이를 글로벌 좌표계로 얻기 위해서는 아래와 같은 계산이 필요하다.

$$\begin{bmatrix} \Delta {}^n\mathbf{r}_t \\ \Delta {}^n\mathbf{A}_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} {}^n\mathbf{J}_{1,t} & \mathbf{0}_{3 \times 3} \\ \mathbf{0}_{3 \times 3} & {}^n\mathbf{J}_{2,t} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta {}^b\mathbf{r}_t \\ \Delta {}^b\mathbf{A}_t \end{bmatrix} \quad (3)$$

여기서, ${}^n\mathbf{J}_{1,t}$ 와 ${}^n\mathbf{J}_{2,t}$ 는 무인잠수정과 글로벌 좌표계간의 좌표변환 행렬이며 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$${}^n\mathbf{J}_{1,t} = \begin{bmatrix} c\psi c\theta & c\psi s\theta s\phi - s\psi c\phi & s\psi s\theta s\phi + c\psi c\theta s\phi \\ s\psi c\theta & c\psi c\phi + s\phi s\theta c\psi & s\theta s\psi s\phi - c\psi s\theta \\ -s\theta & c\theta s\phi & c\theta c\phi \end{bmatrix} \quad (4)$$

$${}^n\mathbf{J}_{2,t} = \begin{bmatrix} 1 & s\phi c\theta & c\phi c\theta \\ 0 & c\phi & -s\phi \\ 0 & s\phi c\theta & c\phi/c\theta \end{bmatrix} \quad (5)$$

여기서 s , c , t 는 각각 \sin , \cos , \tan 를 의미한다.

2.4. 수중 무선 센서 네트워크 기반 보정 구간

수중 무선 센서 네트워크를 목표 위치추정 영역에 설치할 때,

고정된 노드간의 주파수 할당(Frequency allocation) 정보 및 글로벌 좌표계에서의 위치 정보는 서로 공유한다. 또한 고정된 노드와 모바일 노드간의 높이차이(θ)에 따라 센서의 사용범위 및 위치추정 성능이 변화하게 되므로, 고정된 노드들은 $X-Y$ 축으로 층(Layer)을 이루게 되며, 각각의 층들은 적당한 높이 차이를 유지할 수 있도록 설치한다.

무인잠수정 운용 중, 각각의 고정된 노드는 할당된 고유 주파수로 전자기파를 송신하며, 모바일 노드는 수신 가능한 주파수와 그때의 전자기파 세기를 수신한다. 수신된 신호 중에서 신뢰성 있는 전자기파를 구분하기 위하여, 모바일 노드는 깊이 센서 및 이전 단계의 위치정보를 이용하여 각각의 고정된 노드와의 상하각을 구하고, 이 상하각이 기준 값인 HPBW(Half power beam width) 보다 작은 값만을 위치 추정에 사용한다. 모바일 노드는 위치 정보를 업데이트 한다.

이렇게 얻어지는 전자기파의 숫자가 세 개 이상일 때, 각각의 고정된 노드 ${}^nN^i$ 와 모바일 노드 간 얻어지는 전자기파의 수신 세기 RSS_t^i 는 센서 모델을 통하여 거리 정보 d_t^i 로 변환할 수 있다(2.5절). 이때 모바일 노드는 수신된 전자기파의 주파수를 통하여 어느 고정된 노드로부터 신호가 수신되었는지 확인하며, 이렇게 얻어지는 거리 정보들을 삼변측량을 이용하여 모바일 노드 위치를 추정하며, 이를 칼만 필터를 이용하여 이전에 예측된 위치를 보정함으로써, 무인잠수정의 위치를 추정할 수 있다. RF 센서를 이용한 위치 보정과정은 위의 알고리즘 1을 통하여 볼 수 있다.

Table 1 UWSN based update step

Algorithm 1 UWSN based update step
Data: ${}^n\hat{r}_t$, $RSS_t^{1,\dots,n}$, ${}^nN^{1,\dots,n}$, frequencies $f^{1,\dots,n}$, sensor model, HPBW, sensing range RSS_{\min}
Result: updated position nr_t
function Position nr_t (${}^n\hat{r}_t$, $RSS_t^{1,\dots,n}$, ${}^nN^{1,\dots,n}$, $f^{1,\dots,n}$, sensor model, HPBW)
for $i \leftarrow 1$ to n do
Receive EM waves signal at frequency f^i
Calculate θ_t^i between AN^i and MN using ${}^n\hat{r}_t$ and N^i
if ($RSS_t^i \geq RSS_{\min}$) and ($\theta_t^i \leq \text{HPBW}/2$) then
Compute distance d_t^i using θ_t^i , N^i and sensor model
end if
end for
if $\text{num}(d_t^i) > 3$ then
Compute nr_t and sets of d_t^i using the EKF
end if
return nr_t

2.5. 거리 센서모델

전자기파의 신호 세기를 이용하여 노드간의 거리를 추정하기 위해서는 수신부에서 얻어지는 전자기파 세기를 거리 정보로 변환하여야 한다. 공기 중에서의 거리에 따른 전자기파 세기는

Friis 전송 공식(Friis transmission formula)를 이용하여 변환할 수 있다(Friis and Rumson, 1971). 하지만 이 거리 모델은 매질이 진공 또는 진공에 준하는 공기로 가정하기 때문에 물과 같이 신호의 흡수 및 감쇠가 큰 매질에서는 이를 적용할 수 없다. 그러므로 수중에서 전자기파의 감쇠 모델을 얻기 위해서는 새로운 거리 모델이 필요하다.

이를 위해서 저자는 기존의 Friis 전송 공식과 매질에서의 Maxwell 감쇠 상수(Maxwell's attenuation constant formula)을 이용하여 특정 매질에서의 거리에 따른 감쇠 모델을 제시하였었다(Balanis, 2012; Park et al., 2016a). 이 식에서, 시간 t 때 고정된 노드 i 와의 거리(d_t^i)에 따른 수신 전자기파 세기(RSS_t^i)는 감쇠 상수(α)를 이용하여 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$RSS_t^i = -20\log_{10}d_t^i - 20d_t^i\alpha\log_{10}e + \Gamma [dBm] \quad (6)$$

여기서 Γ^i 는 거리 및 전자기파 송수신 거리와 상관없이 안테나와 환경에 의해서 결정되는 상수, e 는 자연 상수를 나타낸다. Γ^i 는 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$\Gamma^i = 10\log_{10}PLE + 20\log_{10}\frac{c}{4\pi f^n} + 10\log_{10}G_T + 10\log_{10}G_R + w \quad (7)$$

여기서 PLE 는 각 안테나간의 편광각, G_T 는 송신안테나 이득(Gain), G_R 은 수신안테나의 이득, f 는 주파수(Frequency), n 은 굴절율(Refractive index), w 는 알려지지 않은 추가적인 감쇠요인(임피던스 부적합, 동축케이블 손실 등)을 나타낸다.(Park et al., 2012).

3. 실험

제안된 전자기파의 감쇠를 이용한 위치 추정기법을 검증하기 위하여, 다음과 같이 공학수조에 실험환경을 구성하였다.

3.1 실험 환경

우리는 제안된 위치 추정 시스템을 검증하기 위하여 KIRO (Korea Institute of Robot and Convergence)의 지하수조(가로 12m, 세로 8m, 깊이 6m)의 민물 수조에 Fig. 4와 같은 실험 환경을 구축하였다. 센서네트워크는 가로 2.5m, 세로 3m에 고정된 노드 12개로 구성되었으며, 알루미늄 프레임에 의하여 각 노드들을 고정하였다. 12개의 고정된 노드들은 수중 무선센서네트워크의 각 모서리 및 꼭짓점에 설치되었으며, 고유의 할당된 주파수로 전자기파를 송신하였다. 각각의 고정된 노드 위치와 주파수는 Table 2와 같다.

3.2 센서 제작

상용품인 RF 모듈을 수중에서 고정된 노드로 사용하기 위하여 Fig. 5와 같이 수중 무선 센서를 제작하였다. 이 센서는 센서 케이스 및 안테나, 모듈, 배터리로 구성되어 있으며, 센서의 크

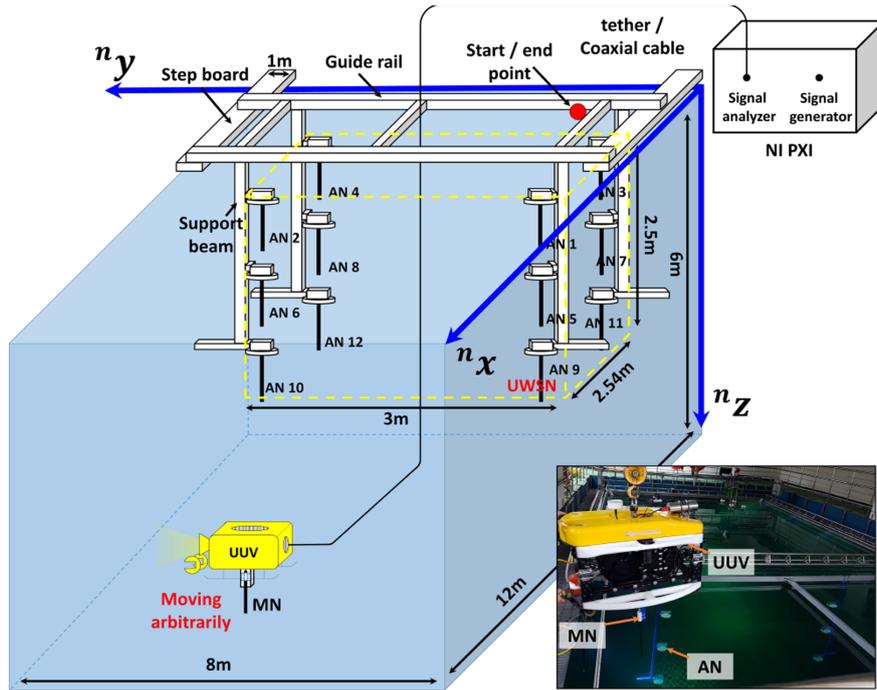


Fig. 4 The experimental condition for localization system verification

Table 2 Anchor node information

Node No.	Node position [m]	Frequency
Node 1	[3.54, 2.00, 1.15]	433.90 MHz
Node 2	[3.54, 5.00, 1.15]	433.95 MHz
Node 3	[1.00, 2.00, 1.15]	434.00 MHz
Node 4	[1.00, 5.00, 1.15]	434.05 MHz
Node 5	[3.54, 2.00, 2.15]	434.20 MHz
Node 6	[3.54, 5.00, 2.15]	434.25 MHz
Node 7	[1.00, 2.00, 2.15]	434.30 MHz
Node 8	[1.00, 5.00, 2.15]	434.35 MHz
Node 9	[3.54, 2.00, 3.15]	434.50 MHz
Node 10	[3.54, 5.00, 3.15]	434.55 MHz
Node 11	[1.00, 2.00, 3.15]	434.60 MHz
Node 12	[1.00, 5.00, 3.15]	434.65 MHz

기는 180mm(W) \times 180mm(L) \times 500mm(H)이다. 안테나의 전 방향성(Omni-directional) 전파특성을 유지하기 위하여 케이스 뚜껑은 원형으로 설계되었으며, 방수를 위하여 고무 조인트(Rubber joint) 및 그리스(Grease)를 이용하였다. 회로 및 모듈은 Radiomatrix사의 USX2를 사용하였으며, 센서의 안테나는 3dBi 전방향성 상용 안테나를 사용하였다. 자세한 센서 사양은 표 2과 같다.

센서의 위치 추정성능을 확인하기 위하여, 모바일 노드는 National Instruments사의 Signal analyzer와 동축케이블을 이용하여 연결하였다. 동축케이블은 실리콘 호스를 이용하여 방수처리 하였으며, 모바일노드는 1kHz의 샘플링 주기로 고정된 노드로부터 신호를 수신하여 스스로의 위치를 추정하였다.

3.3 거리 센서모델 설계

고정된 노드로부터 얻어진 전자기파 세기로부터 거리 정보를 얻기 위해서, 저자는 2.5절에서 구한 거리 센서모델을 실험환경에서 검증하였다. 센서모델에 사용된 환경 계수 및 안테나 정보는 Table 3와 같다. 저자는 Table 3의 환경 계수를 식 (6), (7)에 대입함으로써, 아래와 같은 거리 센서모델을 얻을 수 있었다.

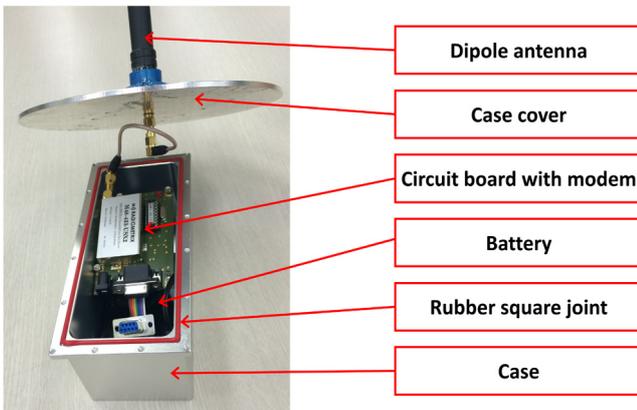


Fig. 5 Sensor device for an anchor node

Table 3 Experimental parameters

	Characteristics	Values
Medium	Conductivity (σ)	0.075 [S/m]
	Permeability (μ)	1.3566×10^{-6} [H/m]
	Permittivity (ϵ)	7.2797×10^{-10} [F/m]
	Refractive Index	8.8
Antenna	Antenna gain (G_T, G_R)	3 [dBi]
	Transmission Power (S_T)	10 [mW]
	Operation frequency (f)	400 – 450 [MHz]

$$RSS = -20 \log_{10} R - 20.8904R - 24.858075 \quad (8)$$

언어진 거리 센서모델의 성능을 검증하기 위하여, 실험을 통하여 거리에 따른 RSS 값을 얻은 후, Fig. 6과 같이 센서모델과 비교하였다. 실험결과 거리 센서모델은 실험 결과와 거의 동일함을 확인할 수 있었다.

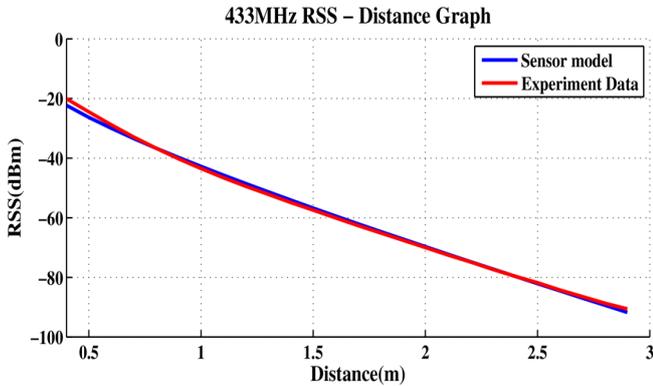


Fig. 6 Comparison of sensor model and experimental data

3.4 실험 과정

무인잠수정의 관성항법시스템과 관성항법 및 RF 센서와의 센서융합 성능을 비교함으로써, 제안된 위치추정 시스템의 성능을 검증하였다. 이 실험에서 무인잠수정의 위치는 무인잠수정 운용자가 임의로 10-15분 동안 운용하였으며, 처음 위치로 회귀하였다. 관성항법시스템과 RF 센서는 무인잠수정의 위치를 추종하였으며, 위치 추정 결과를 비교하였다.

3.5 실험 결과

Fig. 7은 관성항법시스템의 위치추정결과와 관성항법 및 RF 센서를 융합한 위치추정결과를 나타낸다. Ground-truth 정보를 얻기 어려운 환경이기 때문에, 절대적인 위치 추정 결과 비교는 어려웠다.

관성항법만을 사용한 위치 추정결과는 Dead-reckoning 오차와

센서의 발산 때문에 신뢰하기 어려운 위치추정 결과를 얻을 수 있었다. 결과적으로 위치 추정 시작점과 종료점사이의 거리가 매우 크게 나타났다.

반면에, 관성항법과 RF 센서를 동시에 사용함으로써, 무인잠수정이 수중 무선 센서 네트워크에 가까워질 때마다 Dead-reckoning 에러가 보정되는 것을 확인할 수 있었으며, 빠른 샘플링 속도 덕분에 관성항법의 발산에도 정확한 위치 추정결과를 얻을 수 있었다. 결과적으로 위치추정 시작점과 종료점이 거의 일치함을 확인할 수 있었다.

4. 결 론

본 논문에서, 우리는 수조와 같은 구조화된 공간에서의 정밀한 위치 추정 및 관성항법시스템의 발산을 방지하기 위하여 전자기파의 감쇠를 이용한 위치추정시스템을 제안하였다. 제안된 RF 센서는 수중 무선센서 네트워크를 구성하고, 관성항법시스템과 결합 필터 구조를 이루며 위치를 보정하며, 이를 이용하여 근접한 무인잠수정의 위치를 보정하였다. 제안된 위치추정 시스템은 관성항법 시스템만을 이용한 위치추정결과와 비교하였으며, 이를 통하여 구조화된 공간에서 장시간의 위치추정에 적합함을 검증하였다.

다만, 실제 어플리케이션을 위해서는 보다 많은 연구가 필요할 것이다. 먼저, 무선센서네트워크의 장시간 유지를 위한 방법으로 AN의 유선화 또는 절전모드(Sleeping protocol) 등의 센서 설계가 필요할 것이며, 보다 넓은 양각에서 사용하기 위한 안테나 설계가 요구된다. 또한 해수 환경에서 사용하기 위한 적절한 주파수 검증이 선행되어야 할 것이다.

후 기

본 논문은 한국연구재단의 선도연구센터지원사업 ERC(미래창조과학부, NO. 2011-0030075), 산업통상자원부 기술혁신사업(로봇산업원천기술개발사업, No. 10043928)와 한국해양과학기술진흥원(국토해양부 유체 저항이 작은 생체모사 수중 이동로봇, No. 20150022)의 지원을 받아 수행되었습니다.

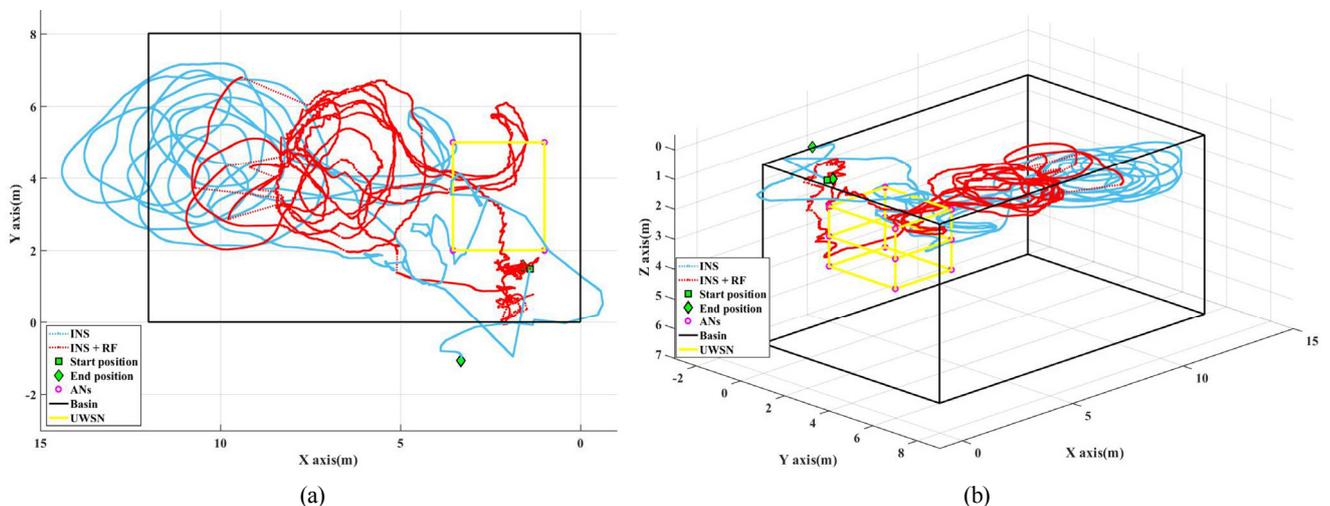


Fig. 7 The comparison of localization results between INS only and INS with RF sensor

References

- Akyildiz, I.F., Pompili, D., Melodia, T., 2005. Underwater Acoustic Sensor Networks: Research Challenges. *Ad Hoc Networks*, 3(3), 257-279.
- Balanis, C.A., 2012. *Antenna Theory: Analysis and Design*. John Wiley & Sons.
- Djugash, J., Singh, S., Kantor, G., Zhang, W., 2006. Range-only Slam for Robots Operating Cooperatively with Sensor Networks. in *Proceedings 2006 IEEE International Conference on Robotics and Automation, 2006. ICRA 2006. IEEE, Orlando USA, 2078-2084*.
- Elibol, A., Shim, H., Hong, S., Kim, J., Gracias, N., Garcia, R., 2016. Online Underwater Optical Mapping for Trajectories with Gaps. *Intelligent Service Robotics*, 9(3), 217-229.
- Friis, H.T., Rumson, N.J., 1971. Introduction to Radio and Radio Antennas. *IEEE Spectrum*, 8(4), 55-61.
- Li, J., Lee, M., Park, S.H., Kim, J., Kim, J.T., Suh, J., 2013a, Development of P-SURO II Hybrid AUV and Its Experimental Study. in *OCEANS MTS/IEEE. Bergen Norway, 1-6*.
- Li, J., Lee, M., Kim, J., Park, S., Park, S., Suh, J., 2012, Guidance and Control of P-SURO II Hybrid AUV. in *2012 Oceans. IEEE, Yeosu Korea, 1-7*.
- Li, W., Wang, J., Lu, L., Wu, W., 2013b. A Novel Scheme for DVL-aided SINS in-motion Alignment using UKF Techniques. *Sensors*, 13(1), 1046-1063.
- Kinsey, J.C., Eustice, R.M., Whitcomb, L.L., 2005. A Survey of Underwater Vehicle Navigation: Recent Advances and New Challenges. in *IFAC Conference of Maneuvering and Control of Marine Craft, Copenhagen Denmark, 776-783*.
- Karimi, M., Bozorg, M., Khayatian, A., 2013. A Comparison of DVL/INS Fusion by UKF and EKF to Localize an Autonomous Underwater Vehicle. in *Robotics and Mechatronics (ICRoM), 2013 First RSI/ISM International Conference on. IEEE, Tehran Iran, 62-67*.
- Menegatti, E., Zanella, A., Zilli, S., Zorzi, F., Pagello, E., 2009. Range only SLAM with a Mobile Robot and a Wireless Sensor Networks. in *Robotics and Automation, 2009. ICRA'09. IEEE International Conference on. IEEE, Kobe Japan, 8-14*.
- Marani G., Choi, S., 2010. Underwater Target Localization, *IEEE Robotics & Automation Magazine*, 1(17), 64-70.
- Park, D., Kwak, K., Chung, W.K., Kim, J., 2016a. Development of Underwater Short-range Sensor using Electromagnetic Wave Attenuation. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, 41(2), 318-325.
- Park, D., Kwak, K., Chung, W.K., Kim, J., 2013. Development of Underwater Distance Sensor using EM Wave Attenuation. in *Robotics and Automation (ICRA), 2013 IEEE International Conference on, Karlsruhe Germany, 5125-5130*.
- Park, D., Kwak, K., Kim, J., Chung, W.K., 2015. Underwater Sensor Network using Received Signal Strength of Electromagnetic Waves. in *Intelligent Robots and Systems (IROS), 2015 IEEE/RSJ International Conference on. IEEE, 2015, Hamburg Germany, 1052-1057*.
- Park, D., Kwak, K., Chung, W.K., Kim, J., 2012. Infrastructure-based Localization System using Underwater Wireless Sensor Network. *Journal of Institute of Control, Robotics and System*, 18(8), 699-705.
- Park, D., Kwak, K., Kim, J., Chung, W.K., 2016b. 3D Underwater Localization Scheme using EM Wave Attenuation with a Depth Sensor. in *2016 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA). IEEE, Stockholm Sweden, 2631-2636*.
- Paull, L., Saeedi, S., Seto, M., Li, H., 2014. AUV Navigation and Localization: A Review. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, 39(1), 131-149.
- Thrun, S., Burgard, W., Fox, D., 2005. *Probabilistic Robotics*. MIT Press.
- Thurston, W.P., Levy, S., 1997. *Three-dimensional Geometry and Topology 1*. Princeton University Press.
- Won, D.J., Kim, J., Kim, J., 2015. Design Pptimization of Duct-type AUVs using CFD Analysis. *Intelligent Service Robotics*, 8(4), 233-245.

Bias Estimation of Magnetic Field Measurement by AHRS Using UKF

Nak Yong Ko*, Gyeongsu Song*, Seokki Jeong*, Jong-Moo Lee**,
Hyun-Taek Choi** and Yong Seon Moon***

*Department Electronic Engineering, Chosun University, Gwangju, Korea

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

***Department Electronic Engineering, Suncheon National University, Suncheon, Korea

UKF를 사용한 AHRS의 자기장 측정 편차 추정

고낙용* · 송경섭* · 정석기* · 이종무** · 최현택** · 문용선***

*조선대학교 전자공학과

**한국해양과학기술원 선박해양플랜트연구소

***국립순천대학교 전자공학과

KEY WORDS: AHRS 자세 방위 장치, Unscented Kalman filter 무향 칼만 필터, Bias 편차, Estimation 추정, Underwater 수중

ABSTRACT: This paper describes an unscented Kalman filter approach to estimate the bias in magnetic field measurements. A microelectromechanical systems attitude heading reference system (MEMS AHRS) was used to measure the magnetic field, together with the acceleration and angular rate. A magnetic field is usually used for yaw detection, while the acceleration serves to detect the roll and pitch. Magnetic field measurements are vulnerable to distortion due to hard-iron effect and soft-iron effect. The bias in the measurement accounts for the hard-iron effect, and this paper focuses on an approach to estimate this bias. The proposed method is compared with other methods through experiments that implement the navigation of an underwater robot using an AHRS and Doppler velocity log. The results verify that the compensation of the bias by the proposed method improves the navigation performance more than or comparable to the compensation by other methods.

1. 서 론

수중에서의 위치 추정에는 수상에서와는 달리 특징점(Landmark 또는 Feature)이 제한적으로 사용된다. 이러한 이유로 수중에서 위치 추정 시, 특징점을 부분적으로 이용하며 속도와 자세를 사용하는 추측항법(Dead reckoning)이 가장 많이 사용된다(Ko and Kuc, 2015; Ko et al, 2015). 추측항법을 이용한 위치 추정은 자세 정보의 영향을 크게 받기 때문에 자세 추정 방법이 중요한 요소로 작용된다(Ko et al., 2016a; Ko and Jeong, 2016).

자세는 가속도와 자기장을 측정하여 검출가능하며, 자세 추정 방법은 계산된 자세를 사용하여 추정 상태변수를 보정한다. 자기장 값은 참값에 편차가 추가되어 측정된다. 편차가 포함된 자기장 측정값을 사용하여 계산된 yaw값이 보정단계에서 사용된다. 그러므로 좀 더 정확한 자세추정을 위하여 측정된 자기장에서 편차를 보정한 후 yaw각을 계산하여야 한다(Ko et al., 2016c). yaw각의 측정 오차가 적어지면 추정되는 Yaw각의 오차

도 줄어들게 되고, 이에 따라 추정되는 Roll과 Pitch값의 정확성은 향상된다. 즉, 편차 추정을 통하여 좋은 성능을 가진 자세 추정이 가능하게 되고, 이는 위치 추정의 성능을 향상시키는데 도움이 된다(Ko et al., 2016b).

사용하는 센서들 중 AHRS(Attitude and heading reference system)의 자기장 센서는 가벼운 무게, 높은 신뢰성, 낮은 전력을 요구한다. 그러나 자기장 센서가 지구자기장을 정확하게 측정하지 못한다(Kim et al, 2006). 원인으로서는 Hard iron 효과, Soft iron 효과, 환산계수오차(scale factor error), 측정 축 정렬오차들이 있으며 본 연구에서는 그중에서 가장 큰 원인으로 작용하는 Hard iron 효과에 의해 발생하는 편차를 추정한다.

기존의 편차 추정 방법은 Twostep, Centering, 최소자승법, 확장 칼만 필터(Extended Kalman filter)들이 있다(Troni and Whitcomb, 2013). Twostep 방법은 측정의 가중치 평균을 기반으로 중심 편차 추정을 먼저 계산함으로써 편차를 결정한다(Hashmall and Deutschmann, 1996). 본 연구에서는 기존의 방법 대신 무향 칼만 필터(Unscented

Received 6 February 2017, revised 3 April 2017, accepted 20 April 2017

Corresponding author Nak Yong Ko: +82-62-230-7108, nyko@chosun.ac.kr

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of conf. KMRTS, Oct. 27, 2016, at Jinhae, Korea.

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

Kalman filter, UKF)를 사용하여 편차를 추정하였다.

본 논문의 2장에서는 무향 칼만 필터를 이용한 편차 추정 방법에 대하여 서술한다. 3장에서는 실제 실험 정보를 이용한 편차 추정 결과를 통하여 성능을 검증하고, 4장에서는 본 논문의 결론을 맺는다.

2. 본 론

2.1 추정을 위한 상태전이 모델과 측정모델 유도

본 절은 추정을 위한 도구들 중에서 상태전이 모델과 측정 모델에 대한 공식을 유도한다(Troni and Whitcomb, 2013). m 은 센서에 의해 측정된 자기장 벡터이며 $m(t) = [m_x(t) m_y(t) m_z(t)]^T$ 로 표기된다. 본 논문에서는 특별히 혼동의 염려가 없는 경우 시간에 관한 Parameter t 를 생략하여 사용한다. b 는 자기장 측정값의 편차를 나타내며 $b = [b_x b_y b_z]^T$ 로 표기된다. w 는 센서에 의해 측정된 회전 각속도 벡터이며 $w = [w_x w_y w_z]^T$ 로 표기된다.

$$m(t) = \bar{m}(t) + b \quad (1)$$

$$m_0 = R(t)(m(t) - b) \quad (2)$$

식 (1)에서 센서에 의해 측정된 자기장 벡터 값 $m(t)$ 은 참값 $\bar{m}(t)$ 에 편차 b 가 더해져 나타난다. 이는 센서좌표계에서 사용되는 식이며 식 (2)는 고정좌표계에서 나타내어진 자기장 벡터의 참값 m_0 을 구하는 과정이다. 여기서 $R(t)$ 은 센서좌표계에서 고정좌표계로의 회전행렬이다. 이를 통해 센서에 의해 측정된 자기장 벡터에서 편차를 빼준 결과에 회전행렬을 곱해줌으로써 고정좌표계에서 나타내어진 자기장 벡터의 참값을 구한다.

식 (2)를 미분하면 식 (3)이 된다.

$$0 = \dot{R}(t)(m(t) - b) + R(t)\dot{m}(t) \quad (3)$$

회전행렬을 미분한 $\dot{R}(t)$ 은 식 (4)처럼 표현된다.

$$\dot{R}(t) = R(t)S(w(t)) \quad (4)$$

여기서 $S(w)$ 은 반대칭 행렬(Skew symmetric matrix)이며 측정된 회전 각속도 w 요소를 사용하여 구성된 행렬이다.

$$S(w) = \begin{bmatrix} 0 & -\omega_z & \omega_y \\ \omega_z & 0 & -\omega_x \\ -\omega_y & \omega_x & 0 \end{bmatrix} \quad (5)$$

식 (4)를 사용하면, 식 (3)이 식 (6)으로 변경된다.

$$\dot{m}(t) = -S(w) \times (m(t) - b) \quad (6)$$

편차는 시간에 따라 변하지 않는다고 가정하고, 식 (6)을 이용하면 식 (7)과 같은 상태전이 모델이 구해진다.

$$\begin{bmatrix} \dot{m} \\ \dot{b} \end{bmatrix}_{x_t} = \underbrace{\begin{bmatrix} -S(w) & S(w) \\ 0 & 0 \end{bmatrix}}_A \begin{bmatrix} m \\ b \end{bmatrix}_{x_{t-1}} \quad (7)$$

본 연구에서는 자기장을 측정하여 자기장 편차를 추정하므로, 측정 변수 z 는 $z = m$ 이 된다. 따라서 측정모델은 식 (8)과 같이 구해진다.

$$z = \underbrace{\begin{bmatrix} I & 0 \\ H \end{bmatrix}}_H \begin{bmatrix} m \\ b \end{bmatrix} \quad (8)$$

최종적으로 상태전이 모델은 식 (9)로 표현하며 측정모델은 식 (10)으로 표현된다.

$$\dot{x}(t) = A(t)x(t) + \nu_1(t) \quad \nu_1(t) \sim N(0, Q) \quad (9)$$

$$z = Hx + \nu_2(t) \quad \nu_2(t) \sim N(0, R) \quad (10)$$

2.2 무향 칼만 필터 편차 추정

본 절은 무향 칼만 필터를 통해 편차를 추정하는 방법에 대해 서술한다(Thrun et al, 2006). 무향 칼만 필터를 통해 편차 추정하는 알고리즘에서 추정 상태변수는 $x = [m_x m_y m_z b_x b_y b_z]^T$ 로 자기장 벡터와 자기장에 대한 편차로 구성된다. 추정 상태변수에서 $m = [m_x m_y m_z]^T$ 에 대한 초기 값은 AHRS에서 측정된 자기장을 사용한다. w 는 로봇의 회전 각속도를 나타내며 $w = [w_x w_y w_z]^T$ 이다. z 는 측정된 자기장 벡터인 $z = [m_x m_y m_z]^T$ 이다. Table 1에 무향 칼만 필터를 이용한 편차 추정 방법을 의 사코드로 나타내었다. 무향 칼만 필터는 t 시각의 상태변수와 그에 대한 오차공분산을 출력하는 방법으로서, $t-1$ 시각의 상태변수와 그에 대한 오차공분산, t 시각의 회전각속도 벡터와 그 시각의 측정값을 이용한다.

Table 1 Unscented Kalman filter algorithm for bias estimation in magnetic field measurement

UKF bias estimation Algorithm($\mu_{t-1}, \Sigma_{t-1}, u_t, z_t$)

1. $\mu_{t-1}^a = (\mu_{t-1}^T (0 \ 0)^T (0 \ 0)^T)^T$
2. $\Sigma_{t-1}^a = \begin{pmatrix} \Sigma_{t-1} & 0 & 0 \\ 0 & M_t & 0 \\ 0 & 0 & Q_t \end{pmatrix}$
3. $\chi_{t-1}^a = (\mu_{t-1}^a \mu_{t-1}^a + \gamma \sqrt{\Sigma_{t-1}^a} \mu_{t-1}^a - \gamma \sqrt{\Sigma_{t-1}^a})$
4. $\bar{\chi}_t^x = g(u_t + \chi_t^u, \chi_{t-1}^x)$
5. $\bar{\mu}_t = \sum_{i=0}^{2L} q_i^{(j)} \bar{\chi}_{i,t}^x$
6. $\bar{\Sigma}_t = \sum_{i=0}^{2L} q_i^{(c)} (\bar{\chi}_{i,t}^x - \bar{\mu}_t)(\bar{\chi}_{i,t}^x - \bar{\mu}_t)^T$
7. $\bar{Z}_t = h(\bar{\chi}_t^x) + \chi_t^z$
8. $\hat{z}_t = \sum_{i=0}^{2L} q_i^{(j)} \bar{Z}_{i,t}$
9. $\Sigma_t^{\Sigma_t^z} = \sum_{i=0}^{2L} q_i^{(c)} (\bar{Z}_{i,t} - \hat{z}_t)(\bar{Z}_{i,t} - \hat{z}_t)^T$
10. $\Sigma_t^{x,z} = \sum_{i=0}^{2L} q_i^{(c)} (\bar{\chi}_{i,t}^x - \bar{\mu}_t)(\bar{Z}_{i,t} - \hat{z}_t)^T$
11. $K_t = \Sigma_t^{x,z} (\Sigma_t^{\Sigma_t^z})^{-1}$
12. $\mu_t = \bar{\mu}_t + K_t (z_t - \hat{z}_t)$
13. $\Sigma_t = \bar{\Sigma}_t - K_t \Sigma_t^{\Sigma_t^z} K_t^T$

return(μ_t, Σ_t)

1번 줄은 시그마 포인트(Sigma point)의 초기 요소들의 구성을 결정하는 단계이다. μ_{t-1}^x 는 시각 $t-1$ 의 추정 상태변수를 뜻한다.

2번 줄의 Σ_{t-1}^a 는 추정된 상태변수 μ_{t-1} 에 대한 오차 공분산 Σ_{t-1} 과 예측과정에 대한 오차 공분산 M_t , 그리고 측정값에 대한 오차 공분산 Q_t 로 이루어져있다. 회전각속도 w 는 평균값이 0이고 공분산이 M_t 인 가우시안 확률변수($w \sim N(0, M_t)$)이며, 측정값 z 는 평균값이 0이고 공분산이 Q_t 인 가우시안 확률변수($z \sim N(0, Q_t)$)이다.

3번 줄은 시그마 포인트를 생성하는 단계이다. μ_{t-1}^a 의 요소 개수를 n 이라고 하면 $2n-1$ 개 시그마 포인트가 생성된다. 1열의 μ_{t-1}^a 는 시그마 포인트 초기 정보이다. $\sqrt{\Sigma_{t-1}^a}$ 는 2번 줄에서 구한 Σ_{t-1}^a 을 Cholesky 분해한 결과이다. γ 는 다음 식을 통해 구해진다(Rhudy and Gu, 2013).

$$\lambda = \alpha^2(n + \kappa) - n \quad (11)$$

$$\gamma = \sqrt{n + \lambda} \quad (12)$$

식 (11)에서 α 는 $10^{-4} \sim 1$ 까지 범위의 수이며 κ 는 0에 근접한 수를 사용한다. α, κ 는 시그마 포인트의 범위를 조절하는데 사용된다. 3번 줄을 통해 μ_{t-1} 를 기준으로 분포된 시그마 포인트가 생성된다.

4~6번 줄까지는 상태에 대한 시그마 포인트들을 구하고 그들의 평균과 평균에 대한 오차공분산을 구하는 과정이다. 4번 줄은 모션모델을 적용하여 상태에 대한 시그마 포인트들을 구하는 과정이다. 여기서 u_t 는 회전각속도의 벡터를 의미한다. χ_t^u 는 3번 줄에서 생성된 회전각속도에 대한 시그마 포인트를 뜻한다. 식 (9)인 상태전이 모델을 4번 줄에 적용한다.

$$\bar{\chi}_t^x = g(u_t + \chi_t^u, \chi_{t-1}^x) \quad (13)$$

$$\bar{\Sigma}_t^x = A(t)\bar{\Sigma}_{t-1}^x \cdot \Delta t + \chi_{t-1}^x$$

식 (13)에서 χ_{t-1}^x 는 시그마 포인트에서 추정 상태변수만으로 구성된다. Δt 는 t 시각과 $t-1$ 시각의 차이를 뜻한다. 식 (14)에서 $A(t)$ 는 식 (5)에서 사용한 반대칭 행렬 $S(w)$ 로 구성된 행렬이며 $S(w)$ 는 회전 각속도 벡터 u_t 로 구성된다.

$$A(t) = \begin{bmatrix} -S(w) & S(w) \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (14)$$

5번 줄은 4번 줄에서 예측된 상태에 대한 시그마 포인트들의 평균을 구하는 과정이다. 예측된 상태에 대한 시그마 포인트에 가중치($q_i^{(j)}$)을 통해 평균을 구한다.

$$q_0^{(j)} = \frac{\lambda}{n + \lambda} \quad (15)$$

$$q_i^{(j)} = \frac{1}{2(n + \lambda)} \quad (i = 1, 2, 3, \dots, 2n) \quad (16)$$

6번 줄은 5번 줄에서 구한 $\bar{\mu}_t$ 에 대한 오차공분산을 구한다. 오차 공분산을 구할 때 사용되는 가중치($q_i^{(e)}$)는 다음과 같다.

$$q_0^{(e)} = \frac{\lambda}{n + \lambda} + 1 - \alpha^2 + \beta \quad (\beta \cong 2) \quad (17)$$

$$q_i^{(e)} = q_i^{(j)} \quad (i = 1, 2, 3, \dots, 2n) \quad (18)$$

식 (17)에서 β 는 2에 근접한 값을 사용한다. 식 (18)에서 $q_i^{(e)}$ 과 $q_i^{(j)}$ 는 $i = 1, 2, 3, \dots, 2n$ 에 대하여 동일하다. 본 논문에서 추정 상태변수 μ_{t-1}^x 의 요소는 6개이며 $\bar{\Sigma}_t$ 는 6×6 크기의 행렬이 된다.

7~9번 줄은 측정값에 대한 시그마 포인트들을 구하고 그들의 평균과 평균에 대한 오차공분산을 구하는 과정이다. 7번 줄은 측정 모델을 사용하여 측정값에 대한 시그마 포인트를 구하는 단계이다.

$$\bar{Z}_t = h(\bar{\chi}_t^x) + \chi_t^z \quad (19)$$

$$\bar{\Sigma}_t = H\bar{\Sigma}_t^x + \chi_t^z$$

식 (19)은 측정모델인 식 (10)을 적용한 결과이다. 여기서 $H = [I \ 0]$ 이므로 예측된 상태에 대한 시그마 포인트 $\bar{\chi}_t^x$ 에서 자기장 벡터만을 사용하게 되어 측정값에 대한 시그마 포인트들이 생성된다. 8번 줄은 측정값에 대한 시그마 포인트들의 평균을 구한다. 9번 줄은 8번 줄의 측정값에 대한 시그마 포인트의 평균에 대한 오차공분산을 구한다. 8,9줄 모두 5,6줄과 동일한 방법으로 구해지며 측정값으로 사용되는 자기장 벡터는 3개이므로 $\Sigma_t^{z,z}$ 는 3×3 행렬이다.

10번 줄은 추정된 상태변수와 측정값의 시그마 포인트에 대한 오차 공분산을 구하는 과정이다. $\bar{\Sigma}_t$ 는 6×6 행렬이며 $\Sigma_t^{z,z}$ 는 3×3 행렬이므로 연산의 결과는 $\Sigma_t^{x,z}$ 는 6×3 행렬이 된다. 11번 줄은 칼만 이득을 구하는 과정이다.

12번 줄은 시각 t 에서의 상태변수 μ_t 를 구하는 과정이다. 예측한 상태변수에 칼만 이득을 사용하여 보정함으로써 최종적으로 시각 t 에서의 상태가 추정된다. 이 과정에서 구한 결과 μ_t 는 다음 시각의 추정 알고리즘에서 μ_{t-1} 로 사용된다. 13번 줄은 시각 t 에서의 Σ_t 를 구하는 과정이다. 오차 공분산 Σ_t 는 다음 시각의 추정 알고리즘에서 Σ_{t-1} 로 사용된다.

추가적으로 성능 비교를 위해 추정된 편차를 보정한 자기장 벡터와 편차를 보정하지 않는 자기장 벡터를 사용하여 자세를 추정한다. AHRS센서 측정값을 사용하며, 추정 방법으로는 무향 칼만 필터를 사용한다. 추정 상태변수는 $[\phi, \theta, \psi]^T$ 이며 측정 정보는 가속도 $a = [a_x, a_y, a_z]^T$ 와 편차가 보정된 자기장 $\bar{m} = [\bar{m}_x, \bar{m}_y, \bar{m}_z]^T$ 를 사용한다. 마지막으로 추정된 자세 정보와 DVL(Doppler velocity log)센서 정보를 사용하여 추측항법을 사용하여 위치를 추정한다.

3. 실험

3.1 실험 환경 및 조건

본 실험은 선박해양플랜트연구소에 설치된 수조에서 실행되었다. Fig. 1에 보인바와 같이 ‘ㄷ’모양의 운항경로로 수중로봇을 이동시키며 AHRS와 DVL을 사용하여 측정값을 구하였다. 운항경로는 $1.4m \times 2.2m$ 의 크기를 가진다. 다양한 궤적의 운항

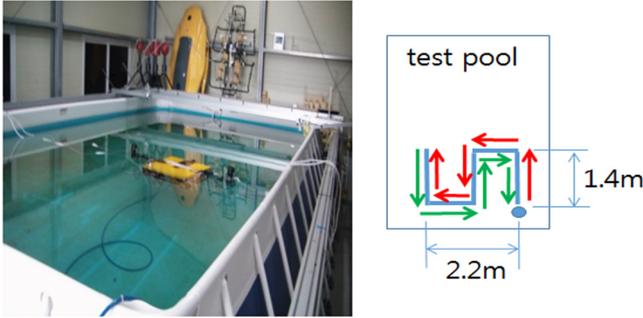


Fig. 1 Test tank for experiment and trajectory of robot navigation

로 실험했지만 그중에서 ‘ㄷ’모양은 작은 공간에서 이동거리가 길며, 직선운동을 하면서 다양한 방향으로 회전이 가능하기 때문에 다른 이동경로보다 큰 변화량을 가진다.

Table 2, 3은 본 실험에서 사용한 센서에 대한 정보이다. AHRS센서로는 3DM-Gx3-25를 사용하며 DVL센서로는 NavQuest 600Micro를 사용하였다.

Table 2 Specification of AHRS measurement

Attitude heading range	360° about all 3 axes
Accelerometer range	±5g standard
Gyroscope range	±300° /sec standard
Data output rate	up to 1000 Hz
Filtering	sensors sampled at 30 kHz

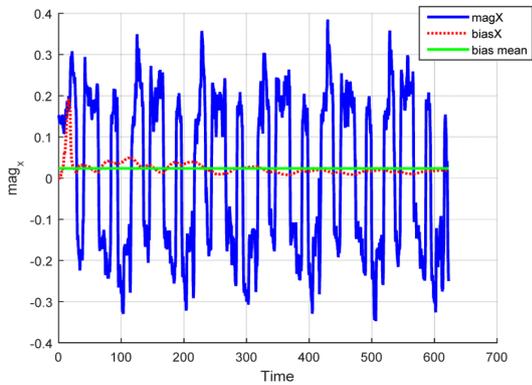
Table 3 Specification of DVL measurement

Frequency	600 kHz
Accuracy	1%±1 mm/s
Maximum altitude	110 m
Minimum altitude	0.3 m
Standard ceptth	800 m
Maximum ping rate	5 / second

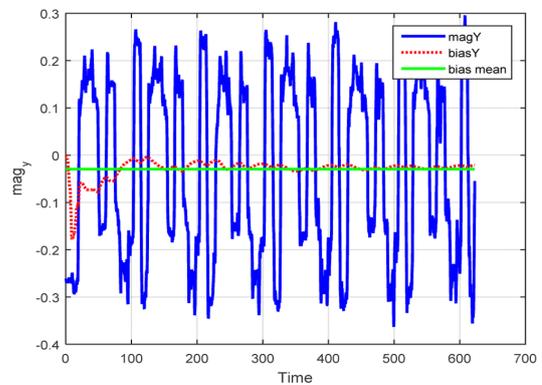
3.2 실험 결과

Fig. 2에서 (a)~(c)는 시각에 따른 x 축, y 축, z 축 방향의 자기장 벡터를 표현하고 있으며 파랑색 선은 각 축방향의 자기장 벡터를 뜻하며 빨강색 점선은 추정된 편차성분을 뜻한다. 마지막으로 녹색 선은 편차의 평균을 뜻한다. Fig. 2에서 (d)는 m_x 와 m_y 를 동시에 표현하였다. 자기장이 왜곡 되지 않았을 경우에는 (0,0)지점을 기준으로 하는 원형이 그려 져야한다. 하지만, 본 실험에서는 Hard iron 효과와 Soft iron 효과에 의해 자기장이 왜곡되어 중심점이 (0,0)에서 벗어나고 원이 아닌 타원 모양을 보여준다. 이러한 측정 결과로부터 본 실험에서 사용되는 자기장 측정값에 편차 요소가 존재함을 알 수 있다.

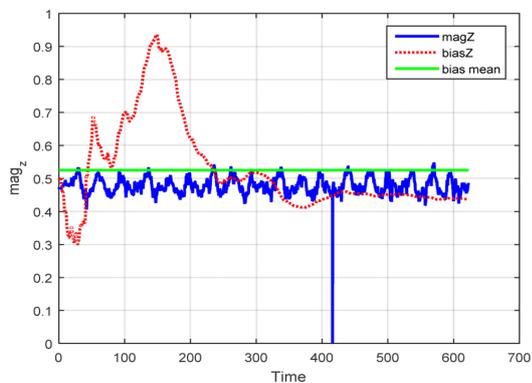
Fig 3은 UKF 편차 추정 알고리즘의 결과 값을 그래프로 나타내고 있으며 Table 2은 x 축, y 축, z 축에서 추정된 편차의 평균을 나타낸다. 본 실험은 Roll, Pitch 각이 (0,0)각도에서 크게 벗어나지 않기 때문에 Table 4의 결과 값 중 b_{mx} 와 b_{my} 는 이론상 문제가 없다. 하지만, 자기장 z 정보는 일정한 값으로 출력이 되기 때문에 실험에서 측정된



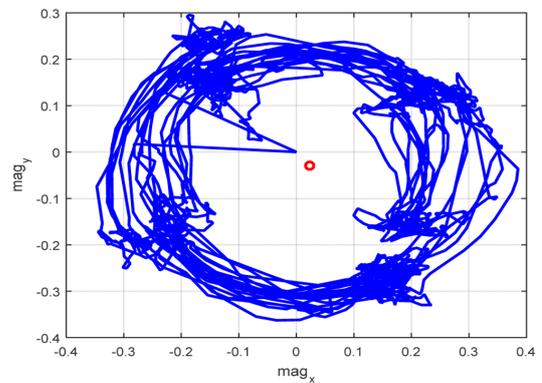
(a) Magnetic field in x axis



(b) Magnetic field in y axis



(c) Magnetic field in z axis



(d) Magnetic field in xy plane

Fig. 2 Measured magnetic field in each axis and the estimated bias

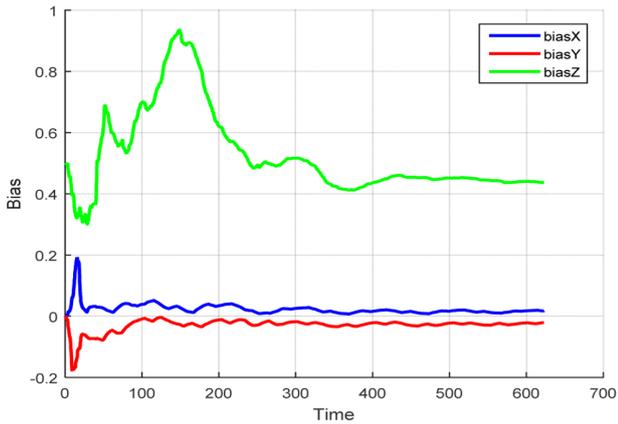


Fig. 3 Estimated bias in time

Table 4 Average of bias in magnetic field measurement

	Average of result
Estimated b_{m_x}	0.0237 (G)
Estimated b_{m_y}	-0.0295 (G)
Estimated b_{m_z}	0.5251 (G)

Table 5 Comparison of world magnetic model (WMM) and the measured magnetic field, and bias in z directional magnetic field

	WMM	Measurement
Magnetic_field_xyz	0.46575 (G)	0.4821 (G)
Magnetic_field_xy	0.24044 (G)	0.2724 (G)
Bias_z	0.0799 (G)	

벡터로는 편차를 추정할 수 없다. 그러므로 편차의 z요소를 구하기 위해서는 실험에서 측정된 자기장 벡터와 World magnet model (WMM)에서 구한 자기장 벡터를 비교한다(NOAA, 2016).

Table 5에서 자기장 z축의 편차를 구하기 위해 실험에서 측정된 자기장 z축의 편차와 WMM에서 구한 자기장 z축의 편차를 연산한다. 그 결과 값은 Table 5에 마지막 Bias_z로 기재 되어있다. 마지막으로 실험에서 측정된 자기장 벡터에서 추정된 편차를 제거한 후 자세를 추정한다. 자세 추정 방법 또한 UKF방법을 사용한다.

Fig. 4에서 (a)와 (b)는 Roll, Pitch요소를 추정한 결과이다. 본 실험은 실제 바다가 아닌 만들어진 수조에서 실시되며 수중 로봇이 직선으로 운행했기 때문에 Roll과 Pitch의 변화량이 적다. Fig. 4에서 (c)는 Yaw요소를 추정한 결과이다. 수중로봇이 동일한 깊이에서 이동하였으므로 변화량이 가장 큰 요소는 Yaw이며 -180~180사이의 변화량을 가지고 있다. 그래프 중에서 빨간색 원은 수중 로봇이 ‘ㄷ’모양의 경로로 움직이기 시작한 지점을 뜻한다. Fig. 4에서 (d)는 수중 로봇의 위치를 추정한 결과이다. 추정된 자세와 실험에서 DVL에 의해 측정된 속도를 사용하여 추측항법에 의해 로봇의 위치를 추정하였다. 총 7번의 ‘ㄷ’모양의 경로를 왕복 운행한 실험이며 운항의 최종점은 운항의 시작점과 동일하다.

Fig. 5에서 (a)는 편차가 보정된 자기장 벡터를 사용하여 위치를 추정한 결과이며 Fig 5에서 (b)는 편차가 보정되지 않는 자기장 벡터를 사용하여 위치를 추정한 결과이다. 성능비교 결과는 Table 6과 같다. Table 6은 ‘ㄷ’모양의 경로로 운항하기 시작한 지점과 마지막 운항이 끝나는 지점사이의 거리를 구한다. 거리를 비교함으로써 편차가 보정된 자기장 벡터를 사용한 위치 추정결과가 편차가 보정되지 않은 자기장 벡터를 사용한 위치 추정결과보다 좋은 성능을 보인다.

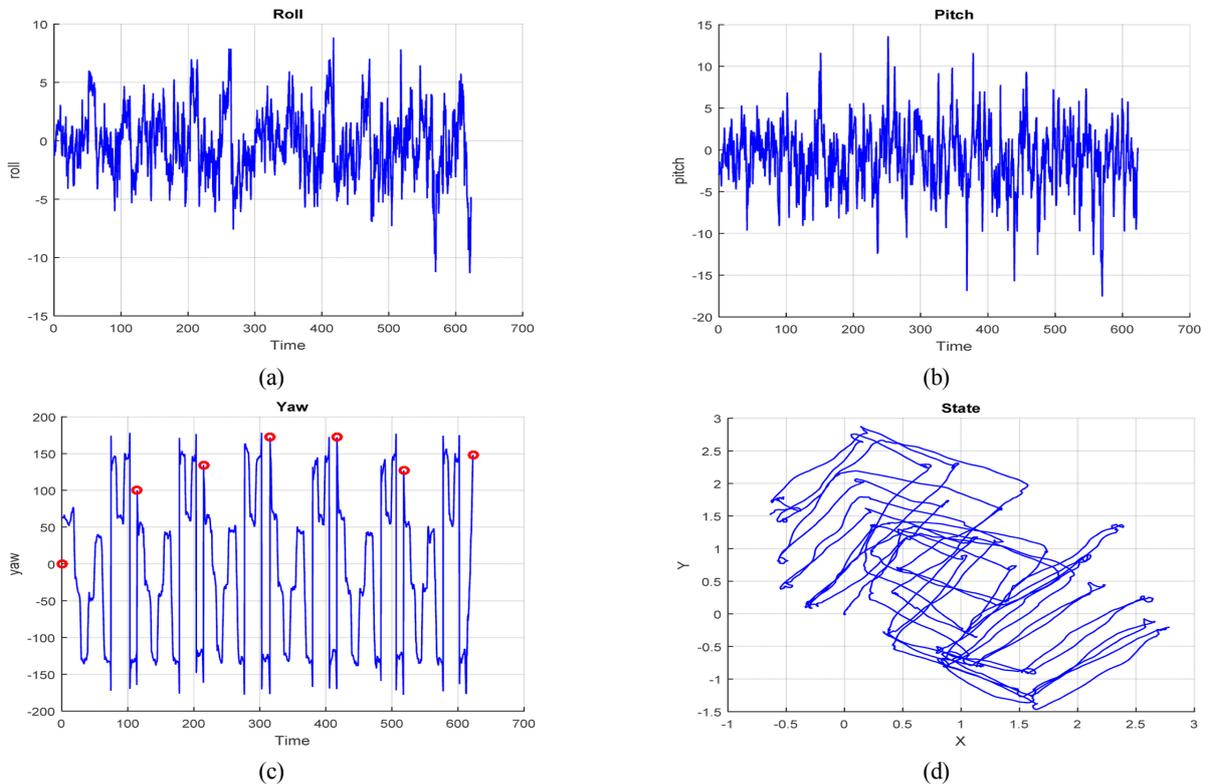


Fig. 4 Attitude and position estimated using the calibrated magnetic field measurement

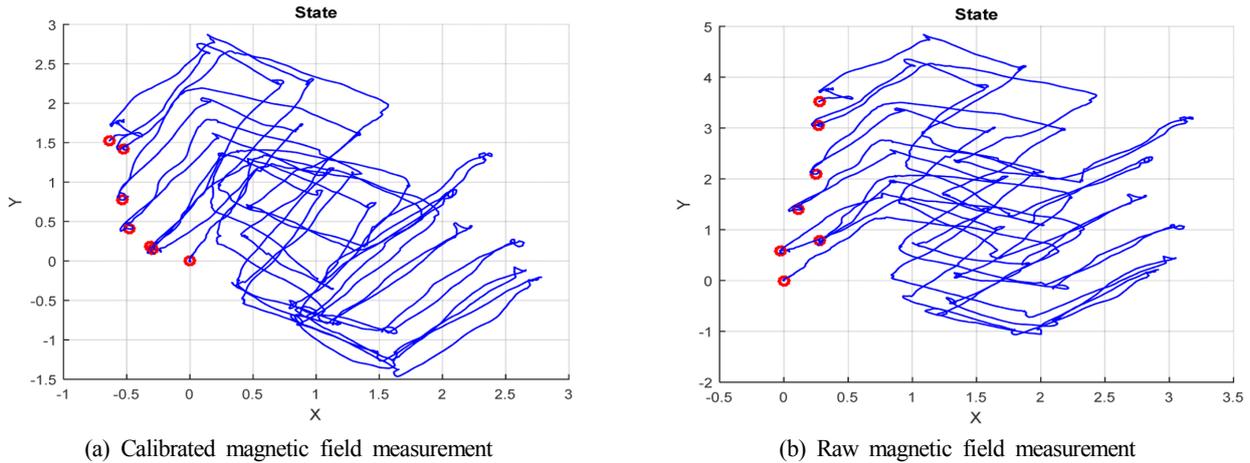


Fig. 5 Comparison of the trajectories estimated using the calibrated magnetic field measurement and raw magnetic field measurement

Table 6 Comparison of estimation error in position

	Calibrated magnetic field measurement	Raw magnetic field measurement
Distance between two points in meters	1.6530	3.5329

4. 결 론

AHRS의 자기장 측정값은 Hard iron 효과와 Soft iron 효과로 인한 왜곡에 취약하다는 문제를 가지고 있다. 본 논문에서는 이러한 문제를 해소하기 위해 Hard iron 효과로 인한 편차를 추정하는 방법을 제안하고, 추정된 편차 보정에 따라 항법 성능이 향상됨을 보였다. 무향 칼만 필터를 사용하여 자기장 편차를 추정하였다. 편차추정 성능을 확인하기 위해서 편차가 보정된 자기장의 벡터를 사용한 자세추정과 편차가 보정되지 않는 자기장 벡터를 사용한 자세추정을 비교하였다. 편차를 보정한 자기장을 사용할 경우, 편차를 보정하지 않는 자기장을 사용할 경우보다 자세추정 성능이 향상됨을 실험을 통하여 확인했다.

자기장 측정 오차는 Hard iron 효과뿐 아니라 Soft iron 효과, 환산계수 오차, 측정 축 정렬오차 등에 의해서 발생한다. 따라서 향후 연구에서는 Hard iron 효과 이외의 요소들을 추정하는 방법을 연구할 예정이다.

후 기

본 논문은 2013년 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(해양개발용 수중건설로봇 사업단)

본 논문은 2016년 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업임(NRF-2016R1D1A3A03919241)

References

Hashmall, J., Deutschmann, J., 1996. An Evaluation of Attitude-Independent Magnetometer-Bias Determination Methods. Flight Mechanics/Estimation Theory Symposium, 169-178.
 Kim, E., Bang, H., Yong, K.L., Lee, S.H., 2006. Three-axis

Magnetometer Bias Estimation. The Korean Society For Aeronautical And Space Sciences, 818-821.
 Ko, N.Y., Choi, H.T., Lee, C.M., 2016a. Navigation of Unmanned Surface Vehicle and Detection of GPS Abnormality by Fusing Multiple Sensor Measurements. OCEANS 2016 MTS/IEEE Monterey, California USA, 19-23.
 Ko, N.Y., Choi, H.T., Lee, C.M., Moon, Y.S., 2016b. Attitude Estimation Using Depth Measurement and AHRS for Underwater Vehicle Navigation. OCEANS 2016 MTS/IEEE Shanghai, China, 10-13.
 Ko, N.Y., Jeong, S., 2016. Fused Navigation of Unmanned Surface Vehicle and Detection of GPS Abnormality. Institute of Control, Robotics and Systems, 22(9), 723-732.
 Ko, N.Y., Jeong, S., Bae, Y., 2016c. Sine Rotation Vector Method for Attitude Estimation of an Underwater Robot. Sensors, 16(8).
 Ko, N.Y., Kim, T.G., Choi, H.T., 2015. Synchronous and Asynchronous Application of a Filtering Method for Underwater Robot Localization. International Journal of Humanoid Robotics, 13(2).
 Ko, N.Y., Kuc, T.Y., 2015. Fusing Range Measurements from Ultrasonic Beacons and a Laser Range Finder for Localization of a Mobile Robot. Sensors, 15(5), 11050-11075.
 National Oceanic and Atmospheric Administration (NOAA), 2016. Magnetic Field Calculators. [Online] Available at: <https://www.ngdc.noaa.gov/geomag-web/#igrfwmm> [Accessed 2016].
 Rhudy, M.T., Gu, Y., 2013. Understanding Nonlinear Kalman Filters, Part II: An Implementation Guide. Interactive Robotics Letters(IRL), West Virginia University, [Online] Available at: <http://www2.statler.wvu.edu/~irl/IRL_WVU_Online_UKF_Implementation_V1.0_06_28_2013.pdf> [Accessed 2016].
 Thrun, S., Burgard, W., Fox, D., 2006. Probabilistic Robotics. The MIT Press, Massachusetts, 220-223.
 Troni, G.C., Whitcomb, L., 2013. Adaptive Estimation of Measurement Bias in Three-Dimensional Field Sensors with Angular-Rate Sensors: Theory and Comparative Experimental Evaluation. Robotics: Science and Systems.

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

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

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

극한 환경하의 부표 운동성능 모형시험기법 개발 ← (한글제목)

홍길동* · 김길동** · 이길동** ← (한글이름)

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

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

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

(본문은 1단 또는 2단으로 작성, 심사완료 후 2단으로 편집됨.)

1. 서론

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

2. 극한조건의 상사

2.1 파랑조건의 상사

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

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

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

© 2013, The Korean Society of Ocean Engineers

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

2.2 바람조건외의 상사

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

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

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

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

3. 표준형 등부표 모형시험

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

Table 1 Computed wind and current forces on buoy models

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

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

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

4. 모형시험 결과 및 해석

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

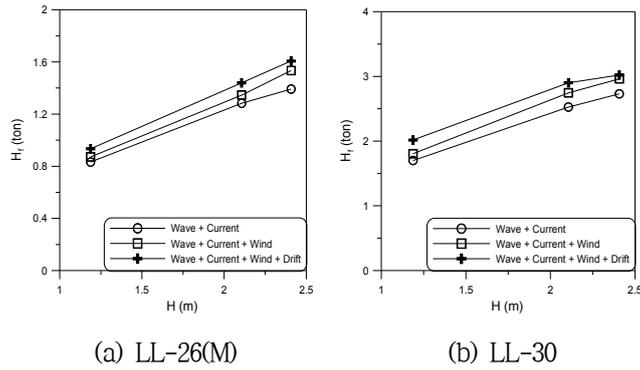


Fig. 1 Maximum height of tension forces acting on the mooring line at buoy

≡ (그림은 영문으로 작성)

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

5. 결 론

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

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

후 기

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

참 고 문 헌

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

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

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

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

(example for proceedings) ⇒

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

(example for journals) ⇒

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

(example for books) ⇒

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

(example for websites) ⇒

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

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

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

<주>

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

General Information for Authors

Requirement for Membership

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

Publication type

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

Manuscript submission

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

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

Submission checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

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

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

Hazards and human or animal subjects

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

Fundamental errors in published works

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

Article structure

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

Abstract

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

Keywords

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

Unit

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

Equations

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

Tables

Tables should be numbered consecutively with Arabic numerals. Each

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

Figures

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

Reference

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

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

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

Examples:

Reference to a journal publication:

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

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

Reference to a book:

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

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

Reference to a proceeding:

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

Reference to a website:

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

Journal abbreviations

Journal names should not be abbreviated.

Revised manuscripts

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

Proofs and reprints

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

Peer review

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

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

Page charge

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

Editing checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Transfer of copyright

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

Authors' Checklist

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

< Editing checklist >

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

< Submission checklist >

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Title of article :

Date of submission : DD/MM/YYYY

Corresponding author : signature

Email address :

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

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

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

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

Hazards and human or animal subjects

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

Fundamental errors in published works

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

Ethical Codes of Research

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

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

A. Foundational Spirit

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

B. Fundamental Canons

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

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

C. Practical Platforms

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

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

D. The Scope of Manuscript

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

E. The Definitions and Types of Fraudulent Acts in Research

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

F. Screening System, Processing Criteria and Procedure

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

contributor a chance to defend him/herself.

2. Processing Criteria

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

3. Processing Procedure

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

G. Ethical codes of Editing

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

Supplementary Provisions

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

1, Nov. 2008

The Korean Society of Ocean Engineers

[31, May 2007 enacted]

[1, Nov. 2008 amended]

Publishing Agreement

Article details

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

YOUR STATUS

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

ASSIGNMENT OF COPYRIGHT

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

SCHOLARLY COMMUNICATION RIGHTS

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

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

Corresponding author :

name

signature

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

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

USER RIGHTS

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

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

REVERSION OF RIGHTS

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

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

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

한국해양공학회지 관련 규정(발행세칙, 편집위원회 규정, 투고논문 심사규정)이 개정되었습니다.

상세 내용은 학회 홈페이지(www.ksoe.or.kr) 공지사항이나 자료실을 확인하시기 바랍니다.

한국해양공학회지

제31권 제2호(통권 제135호)

인쇄: 2017년 4월 26일

발행: 2017년 4월 30일

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, 넥서스타워)

전화: (02)2273-4201 FAX: (02)2179-9083

E-mail: hanrim@hanrimwon.co.kr



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