

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

한국해양공학회지

제33권 제6호 (통권 제151호)

2019년 12월

Journal of Ocean Engineering
and Technology



Vol. 33, No. 6 (Serial Number 151)
December 2019

사단법인 한국해양공학회

The Korean Society of Ocean Engineers

<http://www.joet.org>

한국해양공학회 Journal of Ocean Engineering and Technology

편집위원회

위원장

정준모 인하대학교

편집이사

김윤해 한국해양대학교

신성원 한양대학교

안석환 중원대학교

최형식 한국해양대학교

편집위원

강희진 한국해양과학기술원

고대은 동의대학교

구원철 인하대학교

권순철 부산대학교

김국현 동명대학교

김연중 인제대학교

김영훈 경남대학교

김진환 카이스트

김현식 동명대학교

남보우 한국해양과학기술원

류용욱 부경대학교

박승민 (주)헤인이엔씨

박종천 부산대학교

백광준 인하대학교

송창용 목포대학교

윤현규 창원대학교

이강수 한국해양과학기술원

이우동 경상대학교

이종현 제주대학교

이탁기 경상대학교

임영섭 서울대학교

정동호 한국해양과학기술원

정세민 조선대학교

하태민 강원대학교

홍성남 경상대학교

국제논문 편집위원

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University

Atila Incecik, University of Strathclyde

Gökhan Tansel Tayyar, Istanbul Technical University

Hooi-Siang Kang, Universiti Teknologi Malaysia

Moo Hyun Kim, Texas A&M University

Norimi Mizutani, Nagoya University

Do Kyun Kim, Newcastle University

Taeseong Kim, Loughborough University

연구윤리위원회

위원장

서성부 동의대학교

운영분과 및 심의 교육·분과 위원

구원철 인하대학교

윤현규 창원대학교

Editorial Boards

Editor-in-Chief

Joonmo Choung, Inha University, Korea

Manuscript Editors

Yun Hae Kim, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Sungwon Shin, Hanyang University, Korea

Seokhwan Ahn, Jungwon University, Korea

Hyeungsik Choi, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Editorial Board Members

Hee Jin Kang, KRISO, Korea

Daeun Ko, Dong-Eui University, Korea

Weoncheol Koo, Inha University, Korea

Soonchul Kwon, Pusan National University, Korea

Kookhyun Kim, Tongmyong University, Korea

Yeon-Joong Kim, Inje University, Korea

Younghun Kim, Kyungnam University, Korea

Jinwhan Kim, KAIST, Korea

Hyun-Sik Kim, Tongmyoung University, Korea

Bo Woo Nam, KRISO, Korea

Yong Uk Ryu, Pukyong National University, Korea

Seung Min Park, Hyein Engineering & Construction, Co. LTD, Korea

Jong Chun Park, Pusan National University, Korea

Kwang-Jun Paik, Inha University, Korea

Chang Yong Song, Mokpo National University, Korea

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

Kangsu Lee, KRISO, Korea

Woo Dong Lee, Gyeongsang National University, Korea

Chong Hyun Lee, Jeju National University, Korea

Tak Kee Lee, Gyeongsang National University, Korea

Youngsub Lim, Seoul National University, Korea

Dongho Jung, KRISO, Korea

Se-Min Jeong, Chosun University, Korea

Taemin Ha, Kangwon National University, Korea

Sungnam Hong, Gyeongsang National University, Korea

International Advisory Editorial Board Members

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University, Turkey

Atila Incecik, University of Strathclyde, UK

Gökhan Tansel Tayyar, Istanbul Technical University, Turkey

Hooi-Siang Kang, Universiti Teknologi Malaysia, Malaysia

Moo Hyun Kim, Texas A&M University, USA

Norimi Mizutani, Nagoya University, Japan

Do Kyun Kim, Newcastle University, UK

Taeseong Kim, Loughborough University, UK

Research and Ethics Boards

Chief

Sung-Bu Suh, Dongeui University, Korea

Management and Deliberative and Education Department

Weoncheol Koo, Inha University, Korea

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

AIMS and SCOPE

Journal of Ocean Engineering and Technology (JOET) is a medium for the publication of original research and development work in the field of ocean engineering. JOET covers the entire range of issues and technologies related to the following topics:

Marine hydro-mechanics including: Design of marine structures; Resistance and propulsion; Seakeeping and maneuvering; Experimental and computational fluid dynamics; Ocean wave mechanics; Thermodynamics and heat transfer; Hydraulics and pneumatics;

Marine structure-mechanics including: Structural strength; Fatigue strength; Optimization and reliability; Arctic technology and extreme mechanics; Noise, vibration, and acoustics; Plasticity engineering; Concrete engineering;

Coastal civil engineering including: Coastal structure engineering; Port and harbor structure engineering; Soil engineering; Drilling and exploration; Hydraulics of estuary; Seismic engineering; Coastal disaster prevention engineering;

Marine material engineering including: Metallic material engineering; Organic material engineering; Ceramics; Composite material engineering; Materials evaluation engineering; Surface engineering; Tribology;

Information technology and convergence fields including: Design for safety; IT-based design; IT-based production engineering; Welding mechanics; Design of underwater vehicle; Offshore energy system design; Environment and system evaluation; Control engineering; GPS and GIS; Inspection and sensor; Port and logistics; Leisure boat and deep sea water; Offshore process systems engineering;

Conference papers, research papers, diploma papers and academic articles can be submitted. All of the manuscripts are peer-reviewed.

GENERAL INFORMATION

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

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

Manuscript should be submitted via the online manuscript website <http://www.joet.org> Other correspondences can be sent via an email to the Editor in Chief.

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

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

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

© 2019 by The Korean Society of Ocean Engineers (KSOE) / ISSN(print) 1225-0767 / ISSN(online) 2287-6715

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

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

Printed on December 31, 2019 by Hanrimwon Co., Ltd., Seoul, Korea.

목 차

제33권 제6호 (통권 제151호)

2019년 12월

<연구논문>

GFRP 낚시어선의 선체구조 적층판 분석과 경량화 설계 장재원 · Zhiqiang Han · 오대균	495
피스톤 타입 조파기의 형상 매개변수에 대한 조파성능 연구 권도수 · 김성재 · 구원철	504
Modified A* Algorithm for Obstacle Avoidance for Unmanned Surface Vehicle Anh Hoa Vo, Hyeon Kyu Yoon, Jaekwan Ryu and Taekseong Jin	510
IMO 2세대 선박 복원성 기준에 따른 서프라이딩/브로칭 취약성 기준 검증을 위한 계산 코드 개발 신동민 · 오경근 · 문병영	518
고파랑 해안 침식폭 예측모델을 이용한 침식한계선(ECL) 설정 박승민 · 박설화 · 이정렬 · 김태곤	526
조합 하중을 받은 샌드위치 패널의 최종강도 설계식 개발 김봉주	535
유리 섬유 강화 폴리우레탄 폼의 온도 및 변형률 속도 의존 재료 거동 모델링 이동주 · 신상범 · 김명현	547
빙-해저지반 상호작용을 고려한 빙쇄굴 시뮬레이션 비교연구 신문범 · 박동수 · 서영교	556
파랑 변화에 따른 동해안 맹방 해수욕장 연안 표사수지 파악 김권수 · 유하상 · 김상훈	564
조위차 극복형 잠재의 파랑제어 이우동 · 정연명 · 허동수	573
해안지하수위가 해빈변형에 미치는 영향 이우동 · 허동수	581
딤러닝을 이용한 연안방재 시스템 구축에 관한 연구 김연중 · 김태우 · 윤종성 · 김명규	590
연안재해 방지 및 비점오염원 유출저감을 위한 투수블록의 특성 연구 최윤식 · 김종영 · 한상수 · 권순철	597
지진해일 조기탐지를 위한 한국의 지진해일 관측장비 최적 위치 제안 연구 이은주 · 정태화 · 김지창 · 신성원	607
플렉스 코어드 와이어의 불화물 종류에 따른 용접금속 산소량의 변화 차주현 · 방국수	615
운용자와 자율 무인선 상호 작용을 고려한 행위 기반의 제어 알고리즘 조용훈 · 김중휘 · 김진환 · 조용진 · 유재관	620
저속 충격쇄빙 시 빙하중 신호에 따른 선속 변화 연구 안세진 · 이탁기	627

<기술논문>

해상 이동형 해수담수화 플랜트 선박의 저항 및 내항 성능 평가에 따른 장기 하중 추정 이재빈 · 백광준 · 정준모	632
최대 화물 적재하중을 받는 자동차운반선의 직접강도평가 김태엽 · 윤성원 · 조제형 · 정승호 · 김명현	641
외해 양식장 콘크리트 부유식 방파제 개발에 관한 연구 최근환 · 김미정 · 장기호 · 전제천 · 박정준	648

CONTENTS

Volume 33, Number 6

December, 2019

<Original Research Articles>

Light-weight Optimum Design of Laminate Structures of a GFRP Fishing Vessel Jae-Won Jang, Zhiqiang Han and Daekyun Oh	495
A Parametric Study of the Wave-Generation Performance of a Piston-Type Wave Maker Do-Soo Kwon, Sung-Jae Kim and Weoncheol Koo	504
Modified A* Algorithm for Obstacle Avoidance for Unmanned Surface Vehicle Anh Hoa Vo, Hyeon Kyu Yoon, Jaekwan Ryu and Taekseong Jin	510
Development of a Computation Code for the Verification of the Vulnerability Criteria for Surf-riding and Broaching Mode of IMO Second-Generation Intact Stability Criteria Dong Min Shin, Kyoung-gun Oh and Byung Young Moon	518
Erosion Control Line (ECL) Establishment Using Coastal Erosion Width Prediction Model by High Wave Height Seung-Min Park, Seol-Hwa Park, Jung-Lyul Lee and Tae-Kon Kim	526
Analytical Solution for the Ultimate Strength of Sandwich Panels under In-plane Compression and Lateral Pressure Bong Ju Kim	535
Modeling of the Temperature-Dependent and Strain Rate-Dependent Dynamic Behavior of Glass Fiber-Reinforced Polyurethane Foams Dong-Ju Lee, Sang-Beom Shin and Myung-Hyun Kim	547
Comparative Study of Ice Gouge Simulation Considering Ice Keel-Seabed Interactions Mun-Beom Shin, Dong-Su Park and Young-kyo Seo	556
Evaluation of Coastal Sediment Budget on East Coast Maeongbang Beach by Wave Changes Gweon-Su Kim, Ha-Sang Ryu and Sang-Hoon Kim	564
Wave Control by Tide-Adapting Submerged Breakwater Woo-Dong Lee, Yeon-Myeong Jeong and Dong-Soo Hur	573
Effects of Coastal Groundwater Level on Beach Deformation Woo-Dong Lee and Dong-Soo Hur	581
Study of the Construction of a Coastal Disaster Prevention System using Deep Learning Yeon-Joong Kim, Tae-Woo Kim, Jong-Sung Yoon and Myong-Kyu Kim	590
Permeable Coastal Pavement Structure for Shore Protection and Removal of Non-point Source Pollutants Yun-Shik Choi, Jong-Yeong Kim, Sangsoo Han and Soonchul Kwon	597
A Study of the Optimal Deployment of Tsunami Observation Instruments in Korea Eunju Lee, Taehwa Jung, Ji-Chang Kim and Sungwon Shin	607
Effects of Fluorides in the Flux Cored Wire on the Oxygen Content of Weld Metal Joo-hyeon Cha and Kook-soo Bang	615
Behavior-based Control Considering the Interaction Between a Human Operator and an Autonomous Surface Vehicle Yonghoon Cho, Jonghwi Kim, Jinwhan Kim, Yongjin Jo and Jaekwan Ryu	620
A Study of the Change of Ship Speed according to the Ice Load Signal during Slow Ramming Se-Jin Ahn and Tak-Kee Lee	627

<Technical Articles>

Long-term Loads based on Evaluation of Resistance and Seakeeping Performances for a Desalination Plant Ship Jae-bin Lee, Kwang-Jun Paik and Joonmo Choung	632
Direct Strength Assessment of Pure Car and Truck Carrier under Maximum Cargo Loads Tae-Yeob Kim, Sung-Won Yoon, Je-Hyoung Cho, Seung-Ho Jung and Myung-Hyun Kim	641
A Study of the Development of a Concrete Floating Breakwater for an Open Sea Fish Farm Gun-Hwan Choi, Mi-Jeong Kim, Ki-Ho Jang, Je-Cheon Jun and Jung-Jun Park	648

Light-weight Optimum Design of Laminate Structures of a GFRP Fishing Vessel

Jae-Won Jang^{ID*}, Zhiqiang Han^{ID*} and Daekyun Oh^{ID**}

^{*}Graduate School, Mokpo National Maritime University, Mokpo, Korea

^{**}Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Mokpo National Maritime University, Mokpo, Korea

GFRP 낚시어선의 선체구조 적층판 분석과 경량화 설계

장재원^{ID*} · Zhiqiang Han^{ID*} · 오대균^{ID**}

^{*}목포해양대학교 대학원 해양시스템공학과

^{**}목포해양대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Fishing vessel 어선, Lightweight design 경량화 설계, Ship design 선박 설계, Composite material 복합소재, GFRP 유리섬유 강화플라스틱

ABSTRACT: Approximately 90,000 ships are registered in South Korea, and about 80,000 of these ships are used in domestic shipping. Among these, 84% are small ships, such as a fishing vessels that weigh less than 20 tons and are made mostly of an FRP (Fiber Reinforced Plastics). When this fact is taken into account, the greenhouse gas emissions that are released per ton of a composite vessel are sizeable. In this study, the laminated structures of an FRP fishing vessel, many of which currently are being built in Korea, were analyzed by ISO (International Organization for Standardization) and international design rules, and the structures of the hulls are lightweight with optimum glass fiber mass content as determined by the laminate weight minimization algorithm. As a result, it was confirmed that the laminations of the vessels in accordance with the Korean rule could have 6.4% to approximately 11% more design margin compared to the requirements of ISO and other international rules. And the case study of the application of the laminate weight minimization algorithm showed the possibility of reducing the weight of the hull bottom plating by as much as about 19.32% and by as much as about 18.06% in the overall structure.

1. 서 론

국제해사기구 IMO(International Maritime Organization)는 국제 해운산업에 의한 온실가스(Green house gases, GHG) 증가에 따른 기후변화에 대응하기 위하여 최근까지 다양한 정책과 실행 방안을 채택해 오고 있으며, 2011년에는 신조선에 대한 에너지 효율 설계지수(Energy efficiency design index, EEDI) 및 선박 에너지 효율 관리계획(Ship energy efficiency management plan, SEEMP)을 강제화하는 해양오염방지협약(International convention for the prevention of marine pollution from ships, MARPOL) Annex VI를 채택하였다(Joung et al, 2018). 하지만 이 협약은 GT(Gross tonnage) 400톤 이상의 선박을 대상으로 하고 있으며 전체 선박의 절대 다수를 차지하고 있는 소형선박은 제외되어 있는 실정이다. 국내 등록선박 중 90% 이상 역시 30톤 미만의

소형선박이며, 이러한 상황을 고려한다면 저탄소 친환경 소형선박 개발기술의 시급성 역시 확인할 수 있다.

이러한 소형선박의 환경규제 선대응을 위한 다양한 노력도 있어 왔다. 선체 현대화사업, 어업 운전제도, 저속운항지역 지정, 적재량 제한과 같은 제도적인 접근과 전기추진시스템 개발, LED(Light emitting diode) 집어등 도입과 같은 기술개발도 제안된 바 있다. 다만 이러한 방법은 환경규제에 적극적으로 대응하기에는 다소 우회적이고 간접적이라고 할 수 있다(Oh et al, 2019).

소형선박은 일반적으로 유리섬유강화플라스틱(Glass fiber reinforced plastic, GFRP)을 선체소재로 사용하고 있다. GFRP는 건조와 폐기하는 과정에서 환경문제 유발로 많은 지적을 받고 있지만 소재 특성이 수명이 길고 비강도가 좋으며 부식에도 강하여 환경규제가 강한 유럽에서도 요트, 어선 등 소형선박의 소재로 널리 사용되고 있고(Oh, 2019), 국내등록 선박의 약 87%를 차지하고 있는 어선의

Received 21 November 2019, revised 14 December 2019, accepted 19 December 2019

Corresponding author Daekyun Oh: +82-61-240-7318, dkoh@mmu.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-5239-1590>

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2019 in Jeju.

© 2019, 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.

선체 역시 대부분이 GFRP로 건조되고 있다(MOF, 2016).

본 저자들은 GFRP 선체구조 적층판(Laminate)을 경량화하기 위한 최적 유리섬유 강화재양의 결정(Song and Oh, 2016), 복합소재 구조의 경량화에 따른 물리적 거동(Oh et al, 2018a) 등에 대한 연구를 수행한 바 있으며 이러한 연구결과를 토대로 GFRP의 경량화가 GHG 배출량 감소에 미치는 영향에 대한 연구를 수행한 바 있다(Oh et al, 2018b; Oh et al, 2019). 본 연구에서는 선행연구 결과를 활용하여 최근 건조 수요가 증가하고 있는 GFRP 낚시어선을 대상으로 GFRP 어선의 선체 경량화 가능성을 확인하고자 하였다. 총톤수(GT) 9.77 낚시어선을 사례연구 대상으로 정의하였으며, 현재 구조 적층판의 설계를 ISO (International Organization for Standardization) 국제표준 및 국제선급 규정과의 비교분석을 통해 사례선박의 설계마진률을 분석하였으며, 선체 외판을 대상으로 경량 최적 유리섬유 강화재 비율, 즉 유리섬유 함침율(G_c , Glass content)을 추정하여 개선된 GFRP 설계안을 도출함으로써 사례선박의 경량화 가능성을 정량적으로 제시하고자 한다.

2. 어선 선체구조 적층판 분석

2.1 FRP 낚시어선 개요

최근 해양레저활동의 저변 확대와 함께 바다낚시 인구의 증가로 낚시어선의 수요가 많아지고 있다. 사례선박인 GT 9.77 낚시어선은 한국해양교통안전공단의 규정(KOMSA, 2019; 이하 Korean 규정)에 따라 개발되었으며 배수량 39.39톤, 전장 19.1m, 선속 13노트(24.08km/h)의 소형어선이다. Table 1과 Fig. 1은 선박의 주요제원과 구조배치를 보이고 있다(RIMS, 2006).

Table 1 Principle particulars of the target ship

Item	Value	Unit
L_{OA}	19.10	m
L_{BP}	14.60	m
B_{wl}	4.38	m
D	1.18	m
T	0.80	m
C_B	0.621	-
Δ	39.39	t
Speed	24.08	km/h

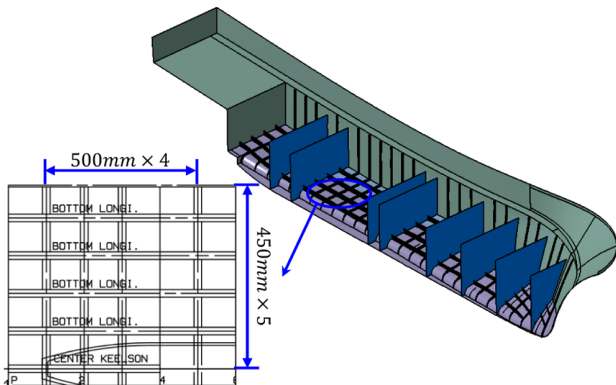


Fig. 1 Structures arrangement and stiffeners lay-out

2.2 GFRP 구조 원자재의 구성과 적층판 설계

낚시어선의 구조 적층판을 구성하는 원자재와 적층 스케줄을 분석하였다. 유리섬유강화재(Reinforcement)는 매트(CSM, Chopped strand mat)와 로빙(WR, Woven rving) 두 가지를 섞어서 제작되었으며, 유리섬유의 단위면적당 중량은 매트와 로빙이 각각 450g/m²과 570g/m²이었고 기지재(Matrix)는 열경화성 수지 폴리에스터(Polyester)를 사용하였다. 설계분석 적층판은 일반적으로 가장 큰 하중을 받는 선저판을 대상으로 선정하였다. 선저판의 생산 설계 두께는 9.14mm였으며, 적층스케줄은 ‘CSM+(CSM+WR) × 4 + CSM’이었다. Fig. 2는 낚시어선의 선저판 적층 스케줄을 도식화하여 보이고 있으며, Table 2는 두 유리섬유와 수지의 물성정보를 보이고 있다. 선저 적층판의 함침율(G_c) 즉 강화재인 유리섬유의 무게비율(Weight fraction)은 ISO 국제표준(ISO, 2008; 이하 ISO 표준) 식 (1)에 따라 약 36.7%로 분석되었다.

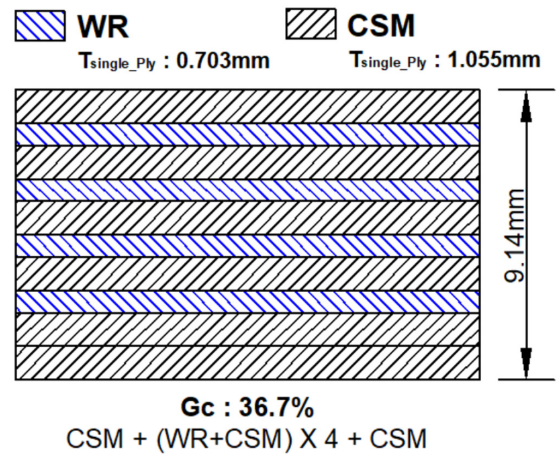


Fig. 2 Laminate schedules for hull plating

Table 2 Raw materials for hull plating

Material	Item	Value	Unit
Fiber e-glass fabric	Density	2.5	g/m ³
	Weight (CSM)	450	g/m ²
	Weight (WR)	570	g/m ²
Polyester resin	Density	1.2	g/m ³

$$G_c = \frac{p_1 + p_2 + p_3 + \dots + p_n}{\frac{p_1}{g_{c1}} + \frac{p_2}{g_{c2}} + \frac{p_3}{g_{c3}} + \dots + \frac{p_n}{g_{cn}}} \quad (1)$$

p : Unit weight per area of fabric (kg/m²)

G_c : Glass content in a single ply

2.3 낚시어선 구조 적층판의 설계마진 분석

낚시어선의 선체구조 경량화 가능성을 확인하기 위하여 선저판 설계결과를 국제표준 및 주요 국제선급 규정과 비교분석하였다. 비교대상으로는 소형선박의 설계건조 ISO 표준(ISO, 2008)과 요트와 같은 소형선박의 인증에 널리 적용되고 있는 RINA(Registro Italiano Navale) 선급규정(RINA, 2013; 이하 RINA

Table 3 Operating-mode determination by each rule

Item	Definition	Target ship	Mode
Korean Rule	$\frac{V}{\sqrt{L}} > 9$		Displacement
ISO 12215	$\frac{V}{\sqrt{L}} > 5$	$V: 13 \text{ Knot}$ (24.08km/h)	Displacement
RINA Rule	$\frac{V}{\sqrt{L}} > 4$	$L_{wl}: 14.066 \text{ m}$ $\frac{V}{\sqrt{L_{wl}}} = 3.5$	Displacement
LR Rule	$\frac{V}{\sqrt{L}} > 3$		Planing

L_{wl} : Length on waterline

규정) 그리고 LR(Lloyd’s Register) 선급규정(LR, 2018; 이하 LR 규정)을 선정하였다.

선저판의 동일 위치를 대상으로 설계하중과 요구두께를 추정하였으며, 낚시어선의 생산설계 원안에 적용된 생산설계 마진을 동일하게 적용하였을 때, 이 때 각 규정의 설계결과에 따른 단위면적당 무게를 비교분석하였다.

선저판에 작용하는 설계하중을 추정하기 위하여 각 규정에 따라 선속에 따른 항행타입을 분석하였다(Table 3). LR 규정의 경우 선박이 다소 활주할 수 있다고 판단하고 있으며 나머지 규정에서는 배수량형으로 판단하고 있었다. Fig. 3은 종방향 설계하중추정 결과를 도식화하여 보이고 있다. Korean 규정의 경우 구획설계결과에 따른 종방향 설계하중의 계산법을 제시하지 않고 있으며, ISO 표준과 RINA 규정의 경우 수두압과 종방향 낙하가속도를 고려하고 있었고, LR 규정의 경우 활주로 인한 충격하중이 추가로 고려되고 있었다.

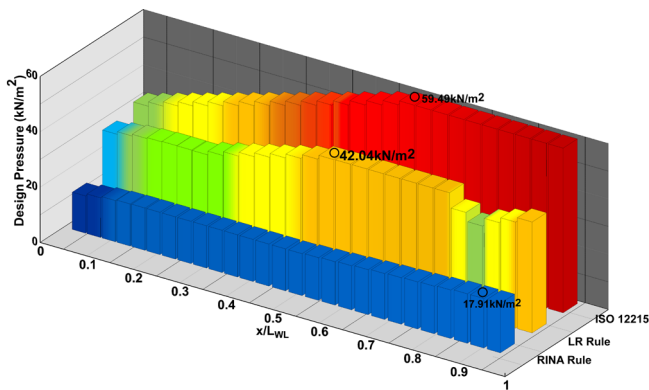


Fig. 3 Longitudinal design pressure acting on bottom plate

Table 4 Comparisons on mechanical properties estimations by each rule

Item	Tensile strength (N/mm ²)	Flexural strength (N/mm ²)
Korean Rule	98 ^(a)	148 ^(a)
ISO 12215	115	175
RINA Rule	108	175
LR Rule	119	175

^(a): The value is low bound through material test required by Korean rule

하중에 따른 요구두께를 계산하기위해서는 GFRP의 강도 추정이 필요한데, 이를 위해서는 적층판의 함침율(Gc)을 필요로 한다. 각 설계규정에서 제시하고 있는 물성 추정식에 앞서 얻은 선저판의 평균 함침율 36.7%를 적용하여 Table 4와 같은 물성을 도출할 수 있었다. Korean 규정의 경우 다른 규정보다 GFRP의 인장 및 굽힘강도와 같은 기계적 물성을 다소 낮게 추정하는 것을 확인할 수 있었으며, ISO 표준과 RINA 규정, LR 규정은 비슷한 경향을 보이고 있는데 이는 두 선급규정이 ISO 표준에 기반하고 있기 때문인 것으로 판단된다.

각 규정의 설계하중 및 물성추정 결과에 따라 선저판의 요구두께와 설계두께를 비교함으로써 낚시어선의 설계마진을 분석하였다. Table 5는 각 규정의 요구두께 추정식을 요약하여 보이고 있으며, Fig 4는 낚시어선 설계원안의 두께를 포함한 요구두께 및 설계두께의 결과를 보이고 있다.

ISO 표준과 RINA, LR 규정은 선형의 형상, 구조배치의 결과에 따른 설계면적의 형상 조건 그리고 종방향 낙하 가속도 등을 고려하고 있었으나, Korean 규정은 주요 설계조건에 의해 요구두께를 산출하고 있었다. 각 규정에 따른 FRP 적층판의 물성 추정에 대한 비교 분석은 다음 장에서 자세히 다루었다.

Table 5 Formulas to calculate required thickness of lamination

Item	Required thickness formulas
Korean rule	$T = 15.80 \times s \times (d + 0.026 \times L)^{0.5}$
ISO 12215	$T = s \times K_C \times \left(\frac{P \times K_2}{1000 \times 0.5 \times \sigma_{uf}} \right)^{0.5}$
RINA rule	$T = K_1 \times s \times P^{0.5} \times K_u \times (152 / \sigma_{uf})^{0.5}$
LR rule	$T = 0.146 \times s \times (P / E_{tps})^{1/3}$

- s : Short dimension of design area
- d : Full load draft, in m
- L : Full load waterline length, in m
- P : Design pressure, in kN/m²
- σ_{uf} : Flexural strength, in N/mm²
- K_C : Curvature correction factor for curved panels
- K_1 : Coefficient by design pressure type
- K_2 & K_u : Panel aspect ratio factor
- E_{tps} : Tensile modulus of elasticity

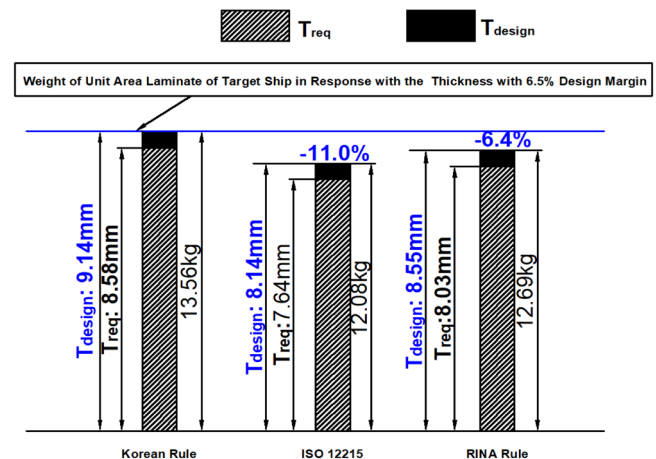


Fig. 4 Design margin analysis : comparison of required thickness and design thickness by each rule

ISO 표준과 RINA, LR 규정의 경우, 최대 설계하중이 작용 (Fig. 3)하는 지점에서의 요구두께를 비교분석 대상으로 정의하였다. 각 규정에서 도출된 요구두께에 낚시어선에 적용된 생산마진 6.5%를 일괄로 적용하여 각 규정에 의한 이론적인 설계두께를 산출하였다. LR 규정의 경우는 앞서 언급한 것과 같이 주어진 속력조건에서 낚시어선이 활주하는 선박으로 판단하고 있기 때문에 충격하중을 추가로 고려하고 있고 이에 따라 상당한 외판두께를 요구하고 있기 때문에 적층판의 설계마진 비교분석에서 제외하였다.

산출된 설계두께의 무게는 ISO 표준에서 제시하고 있는 식 (2)에 따라 추정하였으며, 세 가지 규정에 의한 낚시어선의 선저판의 요구두께와 설계두께 그리고 무게의 비교분석결과는 Fig. 4와 같았다. Korean 규정에 의한 설계두께와 무게는 ISO 표준과 RINA 규정보다 각각 11%와 6.4% 더 큰 것으로 분석되었다. 이는 ISO 표준과 RINA 규정은 Korean 규정보다 다양한 조건에 의해 설계하중을 추정하고 있어 다소 큰 설계하중 추정의 결과를 보였으나, 설계면적의 중형비율, 중방향 설계하중 분포, 낙하 가속도 등 선형의 형상과 구조의 배치결과를 추가 고려함으로써 요구두께를 줄일 수 있는 여지가 있는 것으로 판단되었다. 또한 Korean 규정이 적층판의 물성추정을 다소 낮게 추정할 결과도 설계마진의 차이를 키우는 결과의 원인으로 분석되었다. 적층판 설계를 위한 네 가지 규정은 Fig. 5에 비교분석하여 도식화 하였다.

$$W_{laminated} = \frac{(\rho_F \times \rho_R \times T)}{(\rho_F - (\rho_F - \rho_R) \times Gc)} \tag{2}$$

ρ_F : Density of fabric (kg/m³)

ρ_R : Density of resin (kg/m³)

3. 복합소재 선체구조 적층판 경량화 알고리즘

낚시어선의 선저판 설계를 ISO 표준 및 국제선급 규정과 비교분석 함으로써 타 규정 대비 설계마진을 분석하였다. 이번 장에서는 본 연구자들의 선행연구 결과인 복합소재 선체구조 적층판 경량화 알고리즘(Song and Oh, 2016; Oh et al, 2018a)을 선저판 설계에 적용함으로써 경량화 개선된 GFRP 설계안을 도출하고자 하였다.

일반적으로 복합소재 선체구조 적층판의 두께를 결정하는 변수는 배수량, 선속, 구획 및 보강재의 배치, 설계하중과 같은 선박설계 요소와 복합소재의 설계조건에 의해 결정된다. 소재설계 조건은 강화재의 종류, 직물의 직조방식, 함침율에 따른 선저판의 기계적 물성 등에 따라 결정된다(Oh et al, 2014). 본 연구에서는 낚시어선의 선형과 구획배치 등을 변화시키지 않고, 설계원안에 적용된 유리섬유 강화재의 비율 즉 함침율(Gc)을 최적화하여 선체구조 적층판의 경량화를 시도하였다.

복합소재 적층판 경량화 알고리즘은 선체구조의 종류 및 섬유의 직조방식 등에 따라 적층판의 구조안정성을 확보하고 단위면적 당 무게를 최소화하는 함침율을 결정하는 소재설계 알고리즘이다. 이 알고리즘을 적용하여 적층판의 최적의 함침율을 찾기 위해서는 함침율 변화에 따른 적층판의 기계적 물성변화 추정식을 필요로 한다. 적층판의 물성 추정식은 재료시험을 통하여 얻을 수도 있고 소형선박의 설계규정이 제시하는 함침율 변화에 따른 물성 추정식을 적용할 수도 있다. 본 연구에서는 각 규정에서 제시하고 있는 물성 추정식을 알고리즘에 활용하였으며, 네 가지 규정에서 제시하고 있는 적층판의 물성 추정결과를 함침율 변화에 따라 도식화하여 보이면 Fig. 6과 같다.

ISO 표준 및 국제선급 규정에서는 함침율의 변화에 따라 적

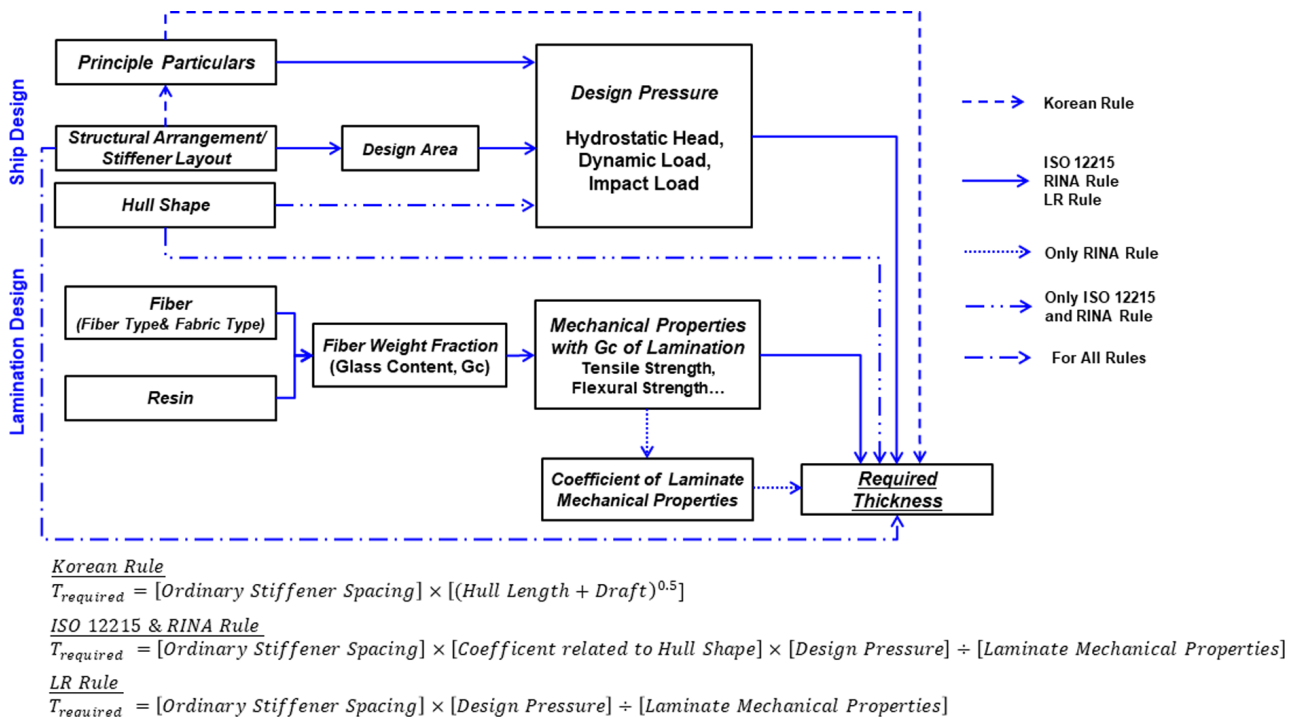


Fig. 5 Comparison of lamination design processes by each rule

층판의 물성변화를 두께 추정(Table 5)에 고려하고 있으나 Korean 규정은 이를 반영하고 있지 않음을 확인할 수 있었다. 함침율이 증가할수록 적층판의 물성은 증가하는 경향을 보이고 있으며 이러한 경향을 고려하여 적층판을 설계한다면 적층판의 요구두께를 감소시킬 수 있다. 하지만 이는 물성추정식에 따른 이론적인 경향이며 함침율 변화에 따른 적층판의 파괴실험 결과에 따르면 60~70% 이상의 고태침율에서는 박리현상이나 생산품질 저하 등에 따라 휨강도가 감소하는 경향을 보인다(Han et al, 2018). 따라서 선형이나 구조배치 등의 선박설계 조건 변화 없이 적층판을 경량화하기 위해서는 주어진 소재설계 조건 하에서 함침율의 변화에 따른 요구두께 변화량의 상관관계를 고려할 필요가 있는데, ISO 표준 및 국제선급 규정에서는 소재설계의 조건에 따른 이러한 상관관계를 고려할 수 있는 계수를 제시하고 있다. ISO 표준, RINA, LR 규정에서 제시하고 있는 소재설계 조건에 따른 두께감소 변화계수 사례를 정리하면 식 (3)과 같다. 소재의 조건은 강화섬유의 종류, 직물의 직조방식, 선체구조의 종류 등이 될 수 있으며 이러한 소재 조건의 변화와 함침율 변화에 따라 두께감소 변화가 달라지기 때문에 이와 같은 계수를 함침율의 함수로 정의하고 있다. 아래 식 (3)은 소재설계조건이 유리섬유 강화재로 단일적층판(Single-skin)을 제작할 때의 두께감소 변화계수를 규정별로 보이고 있다. 유리섬유 강화재의 경우 매우 일반적으로 사용되기 때문에 매트(CSM)와 로빙(WR) 직물 구분없이 같은 계수로 제시되고 있다.

국제규정에서는 유리섬유 강화재가 30% 이상 포함되어야 해양복합소재로 유효하다고 정의하고 있기 때문에 함침율(G_c)은 0.3 이상부터 고려되고 있으며, 식 (3)에서도 이와 같이 함침율 변화에 따라 두께감소 변화계수를 제시하고 있다. RINA 규정의 경우 함침율이 70% 이상 되어도 더 이상 두께 감소 계수가 적용되지 않는 것을 확인할 수 있다.

$$K = \begin{cases} \sqrt{\frac{152}{502G_c^2 + 107}} & G_c \geq 0.3 \quad (ISO\ 12215) \\ \sqrt{\frac{152}{502G_c^2 + 107}} & 0.3 \leq G_c \leq 0.7 \quad (RINA\ Rule) \\ 0.7 \leq K \leq 1.0 & \\ \sqrt[3]{\frac{8500}{(30G_c - 0.5) \times 10^3}} & G_c \geq 0.3 \quad (LR\ Rule) \end{cases} \quad (3)$$

K : Thickness decrement coefficient

G_c : Glass content in laminate

즉, 앞장에서 설명한 적층판 설계 프로세스(Fig. 5) 중에 함침율 변화에 따른 물성 변화와 두께감소 변화 계수를 고려하면 적층판의 요구두께를 최소화할 수 있는 함침율을 찾을 수 있다. 여기에 선체 제작에 사용 할 강화재와 수지의 비중, 직물의 단위면적 당 무게 등 소재설계 조건을 추가로 고려하면 적층판의 무게를 최소화할 수 있는 GFRP 설계안을 도출할 수 있다. 물론 국제규정 등에서 제시하고 있는 이러한 두께감소 변화계수를 최적 함침율 추정에 활용해도 되지만, 건조하고자 하는 선박에 적용되는 직물로 함침율 변화에 따른 적층판의 시제품 제작을 제작하여 파괴시험 등의 결과를 활용한다면 보다 정확하고 실질적인 최적화 결과를 얻을 수도 있다.

본 연구에서는 적층판 분석에 적용한 국제선급 규정 중 RINA 규정에서 제시하는 정보를 사용하여 낚시어선의 선체외판 GFRP를 경량화하기 위한 알고리즘을 재정의하였다. 식 (3)에서 볼 수 있듯이, ISO표준의 경우 함침율 증가에 따라 두께감소율이 감소하나 무한히 감소하기 때문에 제외하였고, LR 규정의 경우 재료시험 결과를 추가로 필요로하기 때문에 제외하였다.

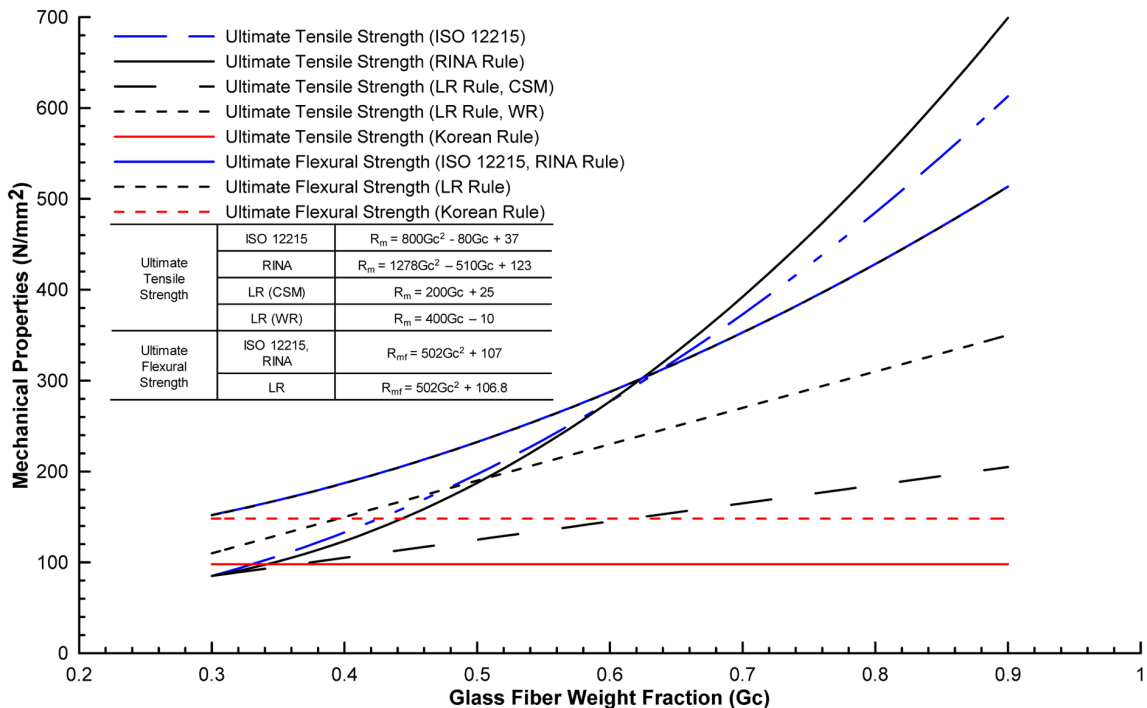


Fig. 6 Mechanical properties with change in glass fiber weight fraction of laminate

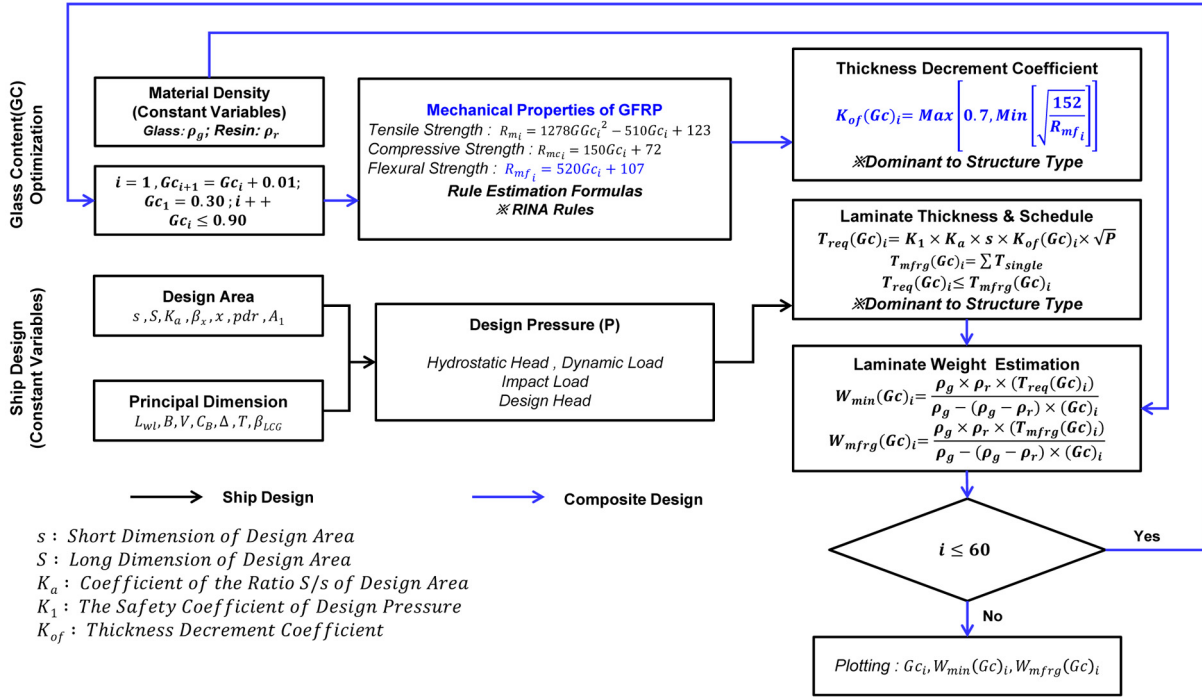


Fig. 7 GFRP lamination weight optimization algorithm for target ship

알고리즘을 세부적으로 정의하기 위하여 RINA 규정에서 제시하고 있는 인장강도(R_m)와 굽힘강도(R_{mf}) 추정식, 두께감소 계수(K_{of}), 적층판 무게 추정식($W_{(Gc)}$) 등을 인용(Fig. 6 및 식 (3)) 하였으며 함침을 변화량을 30%에서 90%까지 1% 씩 변화시켰다. 이렇게 정리한 낚시어선의 선체외판 경량화를 위한 알고리즘을 정리하여 도식화하면 Fig. 7과 같다.

4. 낚시어선 구조 적층판 경량화 설계

4.1 소재설계와 직물적층 조건의 정의

낚시어선의 경량화 설계안은 동일한 선형과 구조배치 그리고 이에 따른 설계하중을 적용하였다. 유리섬유와 수지의 밀도는 낚시어선 건조 시에 사용된 실제 소재의 밀도인 2.5g/cm³과 1.2g/cm³을 사용하였으며, GFRP 경량화 시에는 보강재와 테크 및 격벽에 사용된 탑햇(Top-hat)과 샌드위치(Sandwich)구조는 이미 경량화를 위한 구조형태이기 때문에 경량화 대상에서 제외하였다.

도출된 최적 함침율을 적용하여 적층판의 무게를 계산하기 위해서는 직물의 적층 스케줄을 포함하는 생산설계를 재설계해야한다. 즉 설계원안함침율의 변화에 따라 낚시어선의 적층 스케줄 원안(Fig. 2)에서 매트(CSM)와 로빙(WR)을 추가 또는 삭제하는 적층 스케줄에 대한 가정을 정의해야하는데, 함침율이 감소되는 경우 중간의 매트와 로빙 조합에서 로빙, 매트 순으로 한 장씩 제거하고 함침율이 증가하는 경우 매트를 한 장씩 추가하는 것으로 정의하였다. 이는 함침율이 감소되는 경우 상대적으로 유리섬유의 중량이 큰 로빙(WR)을 먼저 제거하도록 하였고, 함침율이 증가되는 경우 중량이 작은 매트(CSM)를 추가하도록 한 것이다.

4.2 선체외판 경량화 함침을 추정과 적층판 설계

최대 하중(17.91kN/m²)이 작용하는 선체 외판의 설계면적을 대상으로 앞서 정의한 알고리즘을 적용하여 최적 함침율을 추정된 결과 Fig. 8과 같은 결과를 얻을 수 있었다. Fig. 8에서 실선은 대상 설계면적에 함침율이 증가됨에 따라 변화되는 적층판의 요구두께 변화를 도식화한 것이며, 범례 ●의 ‘Original Case’와 ‘RINA Rule’은 각각 설계원안과 RINA 규정에 의한 설계안을 나타내고 있다. 함침율이 증가함에 따라 이론적으로는 약 64% 이후에서 요구두께가 급격히 수렴되는 것으로 나타났으며 그때의 최소 요구두께는 6.02mm였다. Fig. 8에서 범례 ●는 요구두께를 충족시킬 수 있는 적층판의 실 생산두께를 표현하고 있는데, 실제 생산 가능한 최소 생산두께는 함침율 80%에서 6.04mm로 추정되었다.

하지만 적층판의 무게를 최소화하는 함침율을 얻기 위해서는 Fig. 8을 단위면적당 적층판의 무게변화로 변환해야하는데, 이

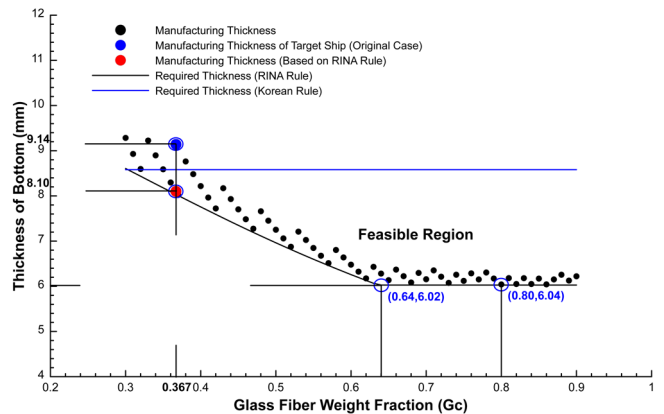


Fig. 8. Lamination thickness with change in Gc

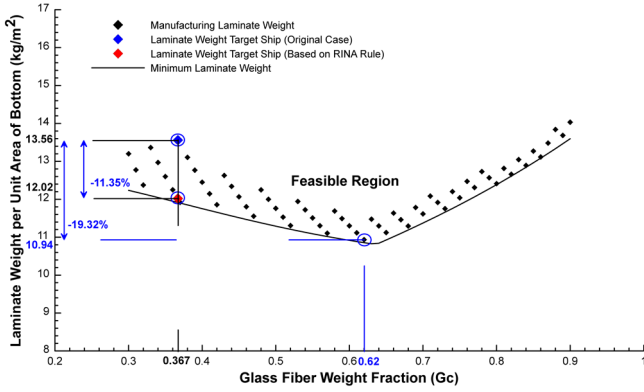


Fig. 9. Optimum Gc to minimize lamination weight

때 설계원안에 해당되는 적층 스케줄에 앞서 정의한 직물 적층 조건을 적용하여 함침율 변화에 따른 적층판 생산설계 결과를 단위면적당 무게변화로 변환이 필요하며 이를 도식화한 결과는 Fig. 9와 같았다. 이때 범례 ◆는 요구두께를 충족시킬 수 있는 매트와 로빙 직물의 적층 조합으로 계산된 단위면적당 적층판의 무게를 나타내고 있다. Fig. 8에서는 함침율 64% 이후 요구두께가 급격히 수렴하는 것으로 나타났지만 무게는 함침율 62% 직물적층 조합에서 최소가 발생하는 것으로 도출되었다. 이는 함침율 62%이후에서 적층판의 두께를 조금 더 감소시킬 수는 있으나 수치보다 상대적으로 큰 비중을 갖고 있는 유리섬유의 무게비율이 크게 증가되면서 적층판의 무게도 급격히 증가하기 때문인 것으로 판단된다.

낚시어선의 선체외판을 경량화 설계한 결과 단위면적당 적층판의 무게를 최소화할 수 있는 함침율은 62%로 도출되었으며 이때 적층판의 단위면적당 무게는 13.56kg에서 10.94kg으로 경량화가 가능함을 확인하였다. 경량화 설계안대로 적층판을 생산하기 위해서는 기존 적층스케줄에 450g/m² 매트(CSM) 4장을 외판에 추가하고 수지의 무게비율을 63.3%에서 38%로 낮추는 GFRP 생산설계안 'CSM×5+(CSM+WR)×4+CSM'을 얻었을 수 있었다. Fig. 10은 설계원안의 적층스케줄과 함침율 최적화 후의 적층스케줄을 비교하여 보이고 있다.

4.3 최적 함침율에 의한 선체구조 경량화 효과

최적 함침율 62%에 의한 선체구조의 경량화 효과를 분석하기 위하여 설계원안의 요구두께, 생산두께 그리고 적층판 무게를 경량화설계안과 각각 비교하였다. 또한 경량화 설계안의 생산두께가 Korean 규정의 요구를 충족시키지 못하고 있기 때문에 (Fig. 8) 최적화에 적용한 RINA 규정에 맞춰 설계원안 함침율 36.7%로 역설계한 선체 외판의 요구두께, 생산두께 그리고 적

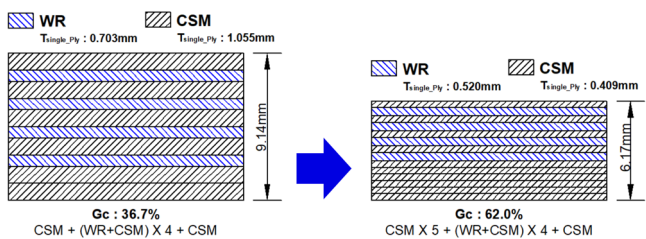


Fig. 10 Laminate schedules with original case and optimum case

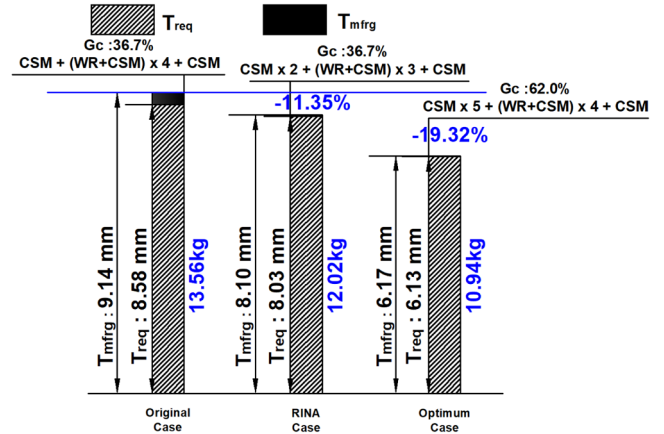


Fig. 11 Comparisons of thickness and weight of bottom plating

Table 6 Structural weight comparisons

Structures	Weight [kg]		
	Original case	RINA case	Optimum case
Bottom	777.58	689.27	627.34
Side	1061.86	940.48	812.05
Deck	991.10	585.45	537.21
Bulkhead	379.41	379.41	379.41
Top-hat	1517.85	1517.85	1517.85
Total	4727.80	4112.46	3873.86

층판 무게를 추가로 비교하였다. 그림 Fig. 11에서 볼 수 있듯이, 설계원안 대비 단위면적당 적층판의 무게가 약 19.32% 경량화 된 것을 확인할 수 있었고, RINA 규정 설계안의 경우도 약 11.35% 경량화가 가능한 것으로 확인되었다.

데크와 격벽 그리고 보강재를 포함하는 선체구조의 총 중량변화를 비교하기 위하여 설계원안에 따라 3D CAD 모델을 구축하였다. 이때 함침율 변화에 따른 전체적인 무게변화를 비교하기 위하여 데크와 격벽을 단일적층판으로 주어진 함침율에 따라 재설계하였다. RINA 규정안과 경량화설계안에 대하여 각각 CAD 모델을 수정하였으며, 구조별 중량을 각각 그룹핑(Grouping)하여 중량변화를 비교한 결과는 Table 6과 같았다. 경량화설계안은 설계원안 보다 18.06%, RINA 규정안보다 5.8% 경량화 효과가 있는 것으로 시뮬레이션되었다.

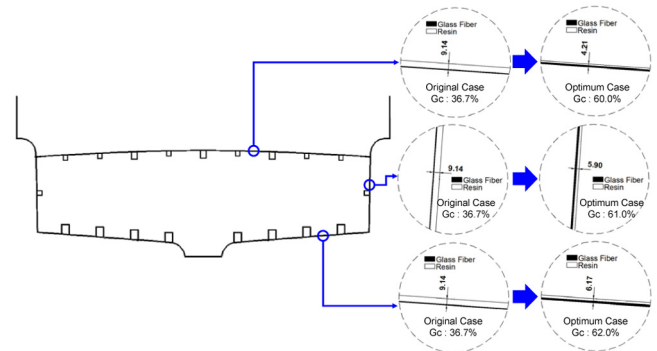


Fig. 12 Comparison of lamination thickness and Gc of original and optimum case at midship-section

Table 7 Comparisons of longitudinal strength evaluation results

Item	Original case	RINA case	Optimum case
Bending stress [N/mm ²]	18.7	23.24	29.09
Allowable stress [N/mm ²]	26.89	26.89	40.50
Bending stress/ Allowable stress [Safety margin, %]	30.38	13.16	28.17

함침을 변화에 따른 구조 적층판의 두께변화로 인한 구조안정성을 확인하기 위하여 최적화에 적용한 RINA 규정에 따라 선체종강도 평가를 진행하였으며, 선체의외판 뿐만 아니라 데크 또한 앞서 구조중량 추정 시 재설계한 결과를 고려하여 종강도 평가를 각각 수행하였다. 경량화에 따른 단면의 형상변화는 Fig. 12와 같았으며, 설계원안과 경량화설계안의 두 함침율에 따른 두께 변화를 유리섬유와 수지의 양적 변화와 함께 도식화하여 보이고 있다. 선체의외판의 두께가 약 33% 감소되는 등 경량화설계안의 구조치수 감소로 인해 선체 중앙부에서의 단면계수가 약 26% 감소하였고, 이로 인하여 굽힘응력이 약 29.09N/mm²로 상승하였지만 함침율의 증가에 따른 적층판의 허용응력이 40.50N/mm²로 상승함으로써 경량화설계안의 허용응력에 대한 굽힘응력 비는 유사한 수준을 나타내었다(Table 7). 최대 굽힘응력 지점(데크)에서의 종강도 평가결과는 판별식 (4) (RINA, 2013)에 따라 경량화설계안 또한 문제가 없음을 확인하였다.

$$\sigma_h < f \cdot \sigma_i \quad (4)$$

σ_h : The most bending stress (N/mm²)

f : Safety factor. Displacement craft = 0.25

σ_i : The lesser of the values of ultimate tensile and compressive strength of laminate (N/mm²)

$f \cdot \sigma_i$: Allowable stress

5. 결 론

본 연구에서는 최근 많은 수요가 있는 FRP 낚시어선을 대상으로 구조 적층판의 소재설계를 분석하였고 복합소재 적층판 경량화 알고리즘을 적용하여 경량화설계안을 제시함으로써 FRP 어선의 경량화 가능성을 정량적으로 시뮬레이션 하였다.

이를 위해 GT 9.77 낚시어선의 선체구조 적층판을 구성하는 원자재와 적층 스케줄을 ISO 표준과 국제규정들과 비교분석하였고, 그 결과 선체 외판을 기준으로 설계원안 적층판에는 약 6.4%~11%의 설계마진이 추가로 존재하고 있음을 확인하였다.

낚시어선의 구조 적층판을 경량화하기 위하여 본 선의 건조에 사용된 원자재와 RINA 규정에서 제시하고 있는 식을 중심으로 적층판 경량화 알고리즘을 제정의 하였고 이를 적용하여 선저판 기준 최대 19.32%, 선체구조 기준 최대 18.06%의 경량화가 가능함을 확인하였다.

연구결과를 통하여 복합소재 어선의 경량화 향상을 위한 규

정의 개선방향을 비교분석할 수 있었으며, 기존에 널리 사용되고 있는 GFRP 생산설계안의 개선 필요성도 확인할 수 있었다. 이러한 FRP 어선의 적층판 경량화 설계방안을 활용한다면 최근 이슈가 되고 있는 소형선박의 배출가스 감축에도 활용 가능할 것으로 판단된다. 하지만 좀 더 정확한 경량화 시뮬레이션을 위해서는 본 선에 적용된 직물을 대상으로 파괴시험 등을 통한 경량화 알고리즘 추가연구가 필요하며, 최적화 결과를 충족시키기 위한 생산공법의 개선에 관한 연구 또한 뒤따라야 한다.

후 기

본 연구는 교육부 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업(NRF-2017R1D1A3B03032051)과 2019년 해양수산부 재원으로 해양수산과학기술진흥원의 지원에 의해 이루어졌으며 이에 감사드립니다.

References

- Han Z.Q., Jang, J.W., Noh, J.K., Oh, D.K., 2018. A Study on Material Properties of FRP Laminates for a Composite Fishing vessel's Hull. Proceedings of KSPE Spring Conference, 113-113.
- ISO (International Organization for Standardization), 2008. ISO 12215-5 : Small craft - Hull Construction and Scantlings - Part 5: Design Pressures for Monohulls, Design Stresses, Scantlings Determination. ISO, Switzerland.
- Joung, T.H., Kang, S.G., Lee, J.K., An, J.G., 2018. Latest Progress on the IMO Regulation of the Green House Gas (GHG) Reduction. Bulletin of the Society of Naval Architects of Korea, 55(4), 48-54.
- KOMSA (Korea Maritime Transportation Safety Authority), 2019. Standard of Construction and Equipment for the Less Than 10 Gross Tonnage of Small Fishing Vessels.
- LR (Lloyd's Register) 2018. Rules & Regulations for the Classification of Special Service Crafts.
- MOF (Ministry of Oceans and Fisheries of Republic of Korea), 2016. Statistics of Registered fishing Vessel (1992 ~ 2016).
- Oh, D.K., 2019. Marine Composites, FRP Vessels and Eco-friendly Design. The Society of Naval Architects of Korea Webzine, [Online] Available at: <http://www.snak.or.kr/newsletter/webzine/news.html?Itemboard21&modeview&s_catgAugust%2C+2019&s_t1&No645> [Accessed August 2019].
- Oh, D.K., Han, Z.K., Noh J.K., 2018a. Light-Weight Design of 11 m-CFRP High Speed Craft Using Laminates Weight Optimization Method for Composite Ship Structures. Marine Technology, 5(345), 77-84.
- Oh, D.K., Jung, S.H., Jeong, S.H., 2018b. Effect of a Lightweight Hull Material and an Electric Propulsion System on Weight Reduction : Application to a 45ft CFRP Electric Yacht. Journal of The Korean Society of Marine Environment & Safety,

- 24(6), 818-824. <https://doi.org/10.7837/kosomes.2018.24.6.818>
- Oh, D.K., Lee, D.K., Kang, G.M., Ryu, C.H., Noh, J.K., 2014. Comparative Study of Rules of ISO 12215 and International Classification Society for Structural Design of CFRP Cruise Boat. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 28(1), 77-84. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2014.28.1.077>
- Oh, D.K., Lee, D.K., Jeong, S.H. 2019. Environmental Impact Evaluation on Lightweight Structure Design of a Composite Ship by LCA (Life Cycle Assessment). *Journal of Korean Society for Precision Engineering*, 36(9), 875-881. <http://doi.org/10.7736/KSPE.2019.36.9.875>
- RIMS (Research Institute of Medium & Small Shipbuilding) 2006. Design Drawings of GT 9.77 Ton Fishing Boat.
- RINA (Registro Italiano Navale) 2013. Rules for the Classification of Pleasure Yacht Part B – Hull and Stability.
- Song, J.H., Oh, D.K., 2016. Lightweight Structure Design for composite Yacht with Optimum Fiber Mass Content. *Proceedings of International SAMPE Symposium and Exhibition*, Long Beach CA.

A Parametric Study of the Wave-Generation Performance of a Piston-Type Wave Maker

Do-Soo Kwon¹⁾, Sung-Jae Kim¹⁾ and Weoncheol Koo¹⁾

¹⁾Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University, Incheon, Korea

피스톤 타입 조파기의 형상 매개변수에 대한 조파성능 연구

권도수¹⁾ · 김성재¹⁾ · 구원철¹⁾

¹⁾인하대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Piston type wave maker 피스톤 타입 조파기, Numerical wave tank 수치 수조, Wave board stroke 조파판 운동, Analytic solution 이론해, Numerical analysis 수치해석, Parametric study 매개변수 연구

ABSTRACT: The wave-generation performance of a piston-type wave maker was analyzed using the numerical wave tank technique, and the numerical results were compared with theoretical solutions. A two-dimensional frequency domain analysis was conducted based on the Rankine panel method. Various parameters were used to examine the wave-generation performance, such as the width and gap of the wave board. The effects of the thickness of the wave board and of the gap from the bottom of the tank were evaluated. The difference in the amplitude of the generated wave between the analytical solution and the numerical result was examined, and its causes were addressed due to the gap flow between the bottom of the tank and the wave board. This parametric analysis can be utilized to design an optimum wave maker parametric analysis to design an optimum wave maker that can generate waves with amplitudes that can be predicted accurately.

1. 서 론

해양구조물 설계에서 파랑중 구조물의 거동 해석은 설계의 핵심적인 요인이다. 특히, 구조물의 동적 거동에 절대적인 영향을 미치는 파의 전파와 구조물간의 상호작용의 이해는 매우 중요한 문제이다. 또한, 수치해석뿐만 아니라, 모형실험을 통해 정확하고 정밀한 해석이 중요하다. 파랑 현상을 정확히 이해하기 위해 모형실험을 수행할 때, 시험수조에서 정확하고 안정적인 입사파를 생성하기 위해서는 조파기의 성능을 이해하고 이를 제어할 수 있는 알고리즘이 중요하다. 고전적인 조파기 설계는 조파판을 파도의 입사 운동이 생기도록 동력장치와 연동하는 왕복운동 개념의 기구설계에 초점이 맞춰졌다. 왕복운동에 따른 조파판의 운동으로 이론해를 구하고 이를 바탕으로 조파기를 설계하였다(Liao and Roddier, 1998).

조파판 운동에 대한 이론적 해석의 발전과 함께 조파기에서 정밀한 정현파를 발생시키기 위한 연구도 진행되었다. 먼저, Dean and Dalrymple(1991) 은 피스톤(Piston) 타입 조파기와 플랩(Flap)타입 조파기의 조파 성능에 대한 포텐셜 유동 이론을 기반으로 한 이론해를 나타낸다. 또한, 이를 바탕으로 Kwon

et al.(2017)은 수중 피스톤 타입 및 플랩 타입 조파판의 조파 성능을 조파판 진폭과 생성 파고와의 관계에 대한 이론식으로 정리하고 일반해를 도출하였다. 여기서 수중 조파판은 기존의 조파판 밑부분이 수조 바닥까지 닿아있는 것과 달리, 수중에 잠겨 있어 수중에서 자유로이 움직이는 조파판을 의미한다.

본 연구는 다양한 제원의 피스톤 타입 조파장치에 대한 조파 성능을 유체동역학적 관점에서 수치 해석을 수행하였다. 이를 위해, 경계요소법과 랭킨 패널법(Rankine panel method)을 기반으로 한 이차원 주파수 영역 해석을 수행하였다. 이를 Kwon et al.(2017)의 이론해와 비교하여 해의 정확성을 검증하였다. 또한, 조파판의 두께와 잠긴 깊이(홀수)에 대해 매개변수 해석을 수행하였다.

2. 문제의 정식화

2.1 랭킨 패널법

유체 유동을 비압축성, 비회전성, 비점성의 포텐셜 유동으로 가정하면, 식 (1)과 같은 라플라스 방정식(Laplace equation) 형태의 지배 방정식을 얻을 수 있다.

Received 7 May 2019, revised 31 October 2019, accepted 23 November 2019

Corresponding author Weoncheol Koo: +82-32-860-7348, wckoo@inha.ac.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0002-4384-0996

© 2019, 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.

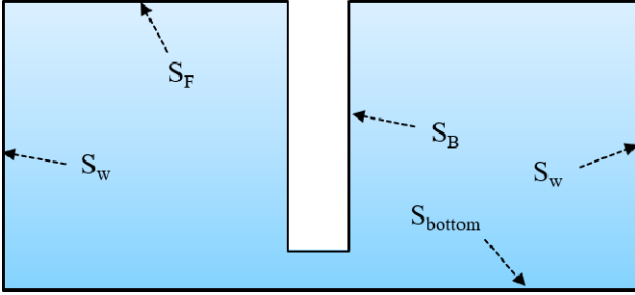


Fig. 1 Overview of computational domain for wave maker in the two-dimensional numerical wave tank

$$\nabla \cdot V = \nabla \cdot (\nabla \phi) = \nabla^2 \phi = 0 \quad (1)$$

본 지배 방정식은 그린의 이차 정리(Green's 2nd identity)에 의해 경계 적분 방정식(Boundary integral equation)으로 변환할 수 있다.

$$\alpha \phi = \iint_S \left(G \frac{\partial \phi}{\partial n} - \phi \frac{\partial G}{\partial n} \right) dS \quad (2)$$

여기서, α 는 입체각, G 는 영향 함수로서 식 (3)과 같은 단순 렌킨 항으로 나타낼 수 있다.

$$G = -\frac{1}{2\pi} \ln R \quad (3)$$

여기서, R 은 소스 점(Source point)과 필드 점(Field point) 간의 거리를 의미한다(Brebbia and Dominguez, 1992). 본 연구에서는 수치조파수조 기법을 사용하여 조파관의 경계면 뿐만 아니라 자유표면 경계면, 수조 바닥면 경계면, 벽면 경계면에 특이점을 분포하였다. Fig. 1은 본 해석 유체 영역의 개략도이다.

2.2 경계 조건

수평 운동하는 조파관의 유체동역학적 조파 성능을 추정하기 위해, 조파관의 움직임과 유사한 조파관의 수평 운동(Surge motion)에 관한 유체내 방사문제의 형태로 경계 조건을 적용하였다. 식 (4)는 조파관의 경계 조건을 나타낸다.

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = V_x n_x \text{ on } S_B \quad (4)$$

여기서, V_x 는 조파관의 강제 수평 운동 속도를 의미하는데, 계산의 편의를 위해 '1'을 적용하였다. n_x 는 조파관 경계면에 위치한 요소의 법선 벡터의 x 방향 성분을 의미한다. 또한, 자유표면 경계조건은 선형화된 동역학적 경계조건과 운동학적 경계조건을 결합하여 식 (5)로 나타냈다.

$$\frac{\partial \phi}{\partial z} - \frac{\omega^2}{g} \phi = 0 \text{ on } S_F \quad (5)$$

여기서, ω 는 조파관 운동 주파수를 의미하며, g 는 중력 가속도를 의미한다. 조파수조 끝단면 및 수조 바닥면의 경계 조건은

식 (6)과 같은 불투과성 경계면으로 나타내었다.

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = 0, \text{ on } S_w \text{ and } S_{btm} \quad (6)$$

2.3 인공 감쇠 영역

계산 유체 영역의 크기적 한계로 인해 발생하는 불필요한 반사파를 억제하기 위해 인공 감쇠 영역(Artificial damping zone)을 적용하였다. Fig. 2와 같이 인공 감쇠 영역은 자유표면의 양 끝단에 존재하여 (감쇠계수 크기는 램프함수 적용으로 곡선으로 증가함), 전파된 파가 계산 영역 벽면에서 반사되지 않게 된다.

본 연구의 주파수 영역 해석에서 감쇠영역의 길이는 발생된 파장의 두 배(2λ)로 정하였고, 감쇠는 속도포텐셜 ϕ 에 비례하도록 실수부와 허수부에 대해 적용하였다(Kim, 2003; Min and Koo, 2017; Kim et al., 2019).

$$\frac{\partial \phi}{\partial z} - \frac{\omega^2}{g} \left(1 + i \frac{\mu_1}{\omega} - \frac{\mu_2}{\omega^2} \right) \phi = 0 \quad (7)$$

위 식에서, μ_1 , μ_2 는 각각 허수부와 실수부에 대한 인공 감쇠 계수를 의미한다. 두 계수의 관계는 다음과 같다.

$$\mu_1^2 = 4\mu_2 \quad (8)$$

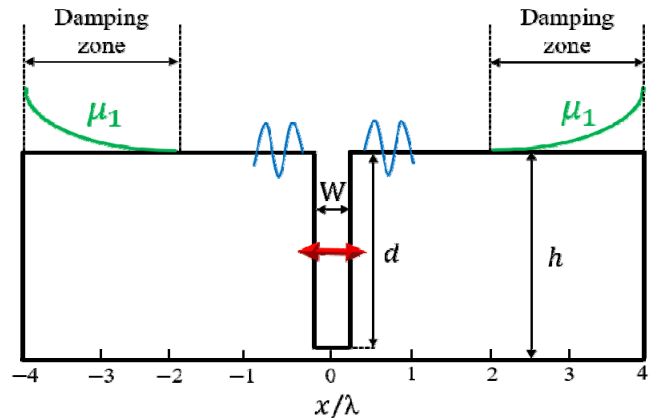


Fig. 2 Overview of two-dimensional numerical wave tank with damping zone

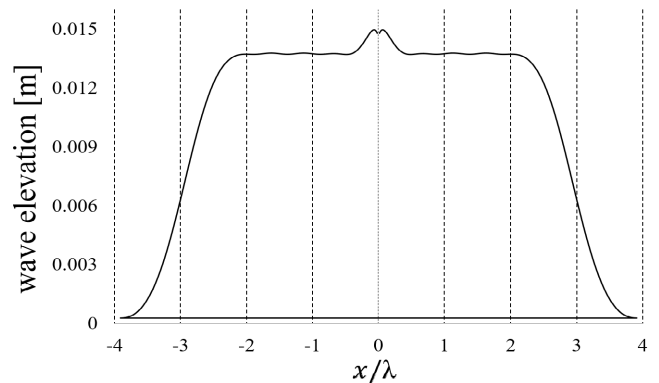


Fig. 3 Overview of free surface elevation with a damping term

μ_1, μ_2 에 적용된 감쇠 계수는 시행 착오법을 통해 각각 6과 9로 결정하였다. 인공 감쇠 영역을 자유수면 조건에 적용하였을 때, 계산영역에서 생성파의 변위를 Fig. 3에 표시하였다. 계산영역 양 끝단에서 방사파가 제거됨을 확인할 수 있다.

2.4 자유수면 진폭 계산

계산 영역의 모든 경계면에 소오스를 분포 시키고, 경계 적분 방정식을 해결함으로써 조파기 수평 운동에 의한 유체내 속도 포텐셜을 모든 계산점에서 손쉽게 계산할 수 있다. 이를 선형화된 동역학적 자유수면 경계조건에 적용하여 식 (9)와 같이 해당 위치에서의 방사파의 진폭(Wave elevation, η)을 계산할 수 있다.

$$\eta = \left| \frac{\omega^2 S}{g} \frac{S}{2} \phi_1 \right| \text{ on } S_F \tag{9}$$

여기서, S 는 조파판의 스트로크(Stoke)를 의미하고, ϕ_1 은 조파판 수평 운동에 의한 자유수면에서의 방사 속도 포텐셜을 의미한다.

3. 수치 결과 및 분석

본 연구에서는 조파판의 두께와 홀수에 대해 각각 4가지, 5가지 조건에 대한 매개 변수 해석을 수행하였다(Table 1). 또한, 조파판의 강제 수평 운동 주기를 0.6초~1.2초로 하여 균일 파고 3cm의 규칙파를 발생시키기 위한 연구를 수행하였다. 조파판에 의해 발생될 방사파의 파장(Wave length)과 수심과 파장의 비(h/λ)는 Table 2와 같이 나타났다.

Fig. 4는 조파판 경계면에 분포한 요소 개수 조건에 따른 생성파의 진폭을 비교함으로써 수치 해석의 정확도를 확인하기 위한 수렴도 평가를 나타낸다. 수평축은 수심을 각 주기에서의 파장으로 무차원화 하였고, 수직축은 각 노드 조건에서의 파고를 이론해로부터 계산된 진폭 A 로 무차원화 하였다. 파고 3cm를 발생시키기 위한 조파판의 스트로크는 Kwon et al.(2017)의 식을 사용하였고, 수심과 홀수의 차($h-d$)가 0.025m인 경우를 고려하였다. 다시 말해 조파판 하단과 수조바닥은 약 2.5cm 정도 간격이 있음을 의미한다. 수렴도 평가에 따라 조파판 측면 경계의

Table 1 Specification of wave maker condition

Parameter	Condition
Water depth (h)	0.35 m
Thickness (W)	0.01 m ~ 0.1 m (4 cases)
draft (d)	0.2 m ~ 0.35 m (5 cases)

Table 2 Generated waves and water depth ratios according to stroke periods

	Period [s]						
	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	1.1	1.2
λ [m]	0.56	0.76	0.98	1.2	1.42	1.64	1.86
h/λ	0.623	0.460	0.358	0.291	0.246	0.213	0.188

요소 개수가 50개 이상일 때, 계산된 파고가 수렴하였다. 따라서 본 연구에서는 조파판 단일 측면의 요소 개수를 50개로 고정하였고 조파판 바닥면 2개, 자유수면 400개, 양 벽면 100개, 바닥면 405개 등 전체 노드 개수를 1,007개로 하여 수치해석을 수행하였다.

Fig. 5는 발생된 파 주기 0.6 초 조건에서 인공 감쇠 영역을 제외한 모든 자유수면 요소에서의 자유수면 진폭을 보여준다. 이때, 파고는 3cm가 발생되기 위한 조파판의 스트로크(1.51 cm)를 적용하였고, 조파판의 홀수는 수심과 동일하게 하였다. 즉 조파판과 수조 바닥면이 붙어있는 경우이다. 조파판 근처의 $|x/\lambda| = 0.2$ 부근에서는 예측된 방사파고 대비 약 25% 이상 큰 파가 발생되는 것을 볼 수 있다. 이는 방사파의 소멸파 모드(Evanescent mode)로, 조파기의 운동에 의해 생성된 방사파의 정재파(Standing wave)에 의한 영향이다. 이런 정재파의 영향은 파전파 방향을 따라서 기하급수적으로 감소하는 것을 Fig. 5를 통해 확인할 수 있다. 이후, 모든 계산에서 소멸파 모드가 영향을 주지

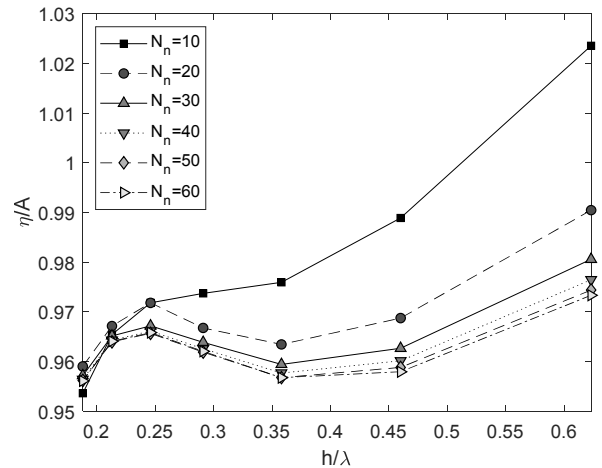


Fig. 4 Comparison of wave elevations for various number of nodes on wave maker ($H = 0.03$ m, $h = 0.35$ m, $h-d = 0.025$ m, $W = 0.015$ m)

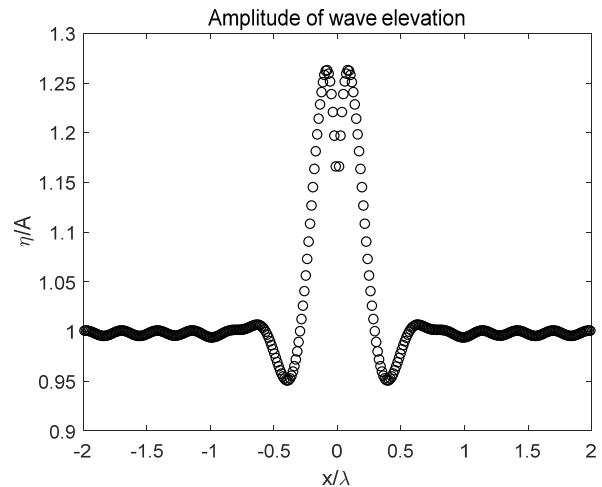


Fig. 5 Steady-state wave amplitudes in the direction of wave propagation ($T = 0.6$ s, $H = 0.03$ m, $S = 0.0151$ m, $h = 0.35$ m, $h-d = 0$, $W = 0.015$ m)

않도록 $x/\lambda = 0$ 에 위치한 조파판으로부터 약 $1\lambda \sim 2\lambda$ 거리의 방사파 진폭값의 평균값을 수치해석 결과 분석에 이용하였다.

조파판의 조파 성능에 관한 본 해석 방법에 대한 타당성을 검증하기 위해, Kwon et al.(2017)의 이론해와 비교하였다. 이론해는 고전적인 섭동 이론에 근거한 일차 선형 근사해법 (Khalilabadi and Bidokhti, 2012)을 적용하여 해를 구하였다. 수중에서 조파기가 수평방향 왕복 조화운동을 할 때, 조파판의 스트로크를 S , 파수를 k , 수심을 h 라 하면 조파판의 동요운동으로 발생하는 파고는 식 (10)과 같이 정리할 수 있다(Kwon et al., 2017).

$$\eta(x, t) = \frac{4S \sinh kh [\sinh kh - \sinh kz_d]}{\sinh 2kh + 2kh} \quad (10)$$

여기서, z_d 는 수조 바닥에서 조파판 하단까지의 거리(간격)이다. 본 이론식(식 (10))에서는 조파판 하단 간격의 유체영역은 $\partial\phi/\partial n = 0$ 으로 가정하였다(Fig. 6).

본 연구의 수치해석 결과와 이론해의 비교 검증을 위해, 조파판과 바닥면 사이가 막혀 있는 경우와 그 간격이 각각 0.025m, 0.05m인 경우에 대해 생성된 방사파의 진폭을 비교하였다. 이론해(식 (10))의 경우 조파판의 두께가 고려되지 않았고 조파판과 바닥면 사이 간격에서 유체 속도를 '0'으로 가정하였으며, 조파판의 운동 영향만을 고려한 결과이다. 이론해의 가정과 동일한 조건을 적용하기 위해, 수치해석에서 조파판의 두께를 충분히 넓게 하여 수조 바닥면과 조파판 하단면 사이의 유속이 '0'에 가깝도록 모델링하여 해석을 수행하였다(Fig. 6(a) 모델).

이와 같은 계산 조건으로, Fig. 7에서 다양한 흘수 조건의 조파판에서 생성되는 방사파고에 대해 이론해와 수치해석 결과를 비교하였다. 명확한 비교를 위해, 모든 해석 조건에서 조파판 스트로크를 0.01m로 고정하였다. 조파판의 다양한 흘수 조건에서 이론해와 수치해석 결과가 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다. 그리고 조파판 흘수가 증가할수록, 즉 조파판과 수조 바닥면 사이의 공간이 작을수록, 동일 크기의 스트로크에서 생성되는 방사파고가 증가하는 것을 확인할 수 있다. 이는 동일한 조파판 스트로크를 유지하기 위해 더 많은 에너지가 투입되기 때문으로 판단된다. 또, 심해 조건에 가까울수록(h/λ 가 클수록) 파고가 증가함을 알 수 있다.

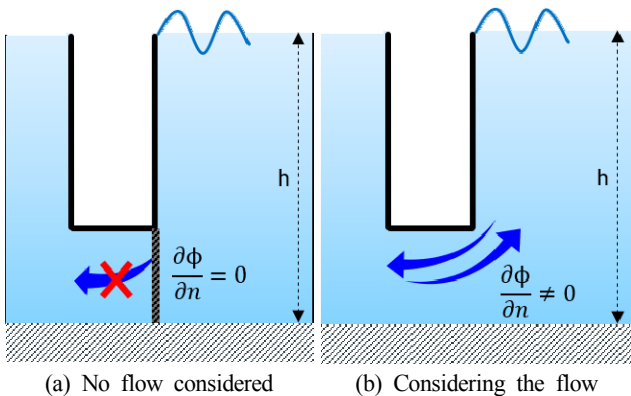


Fig. 6 Boundary condition at z_d area

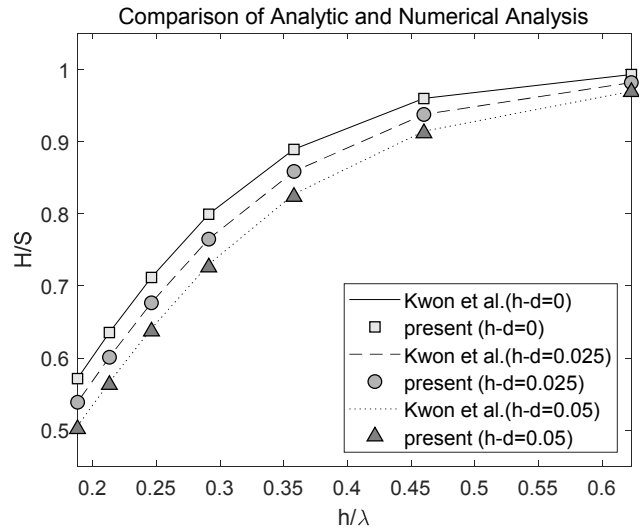


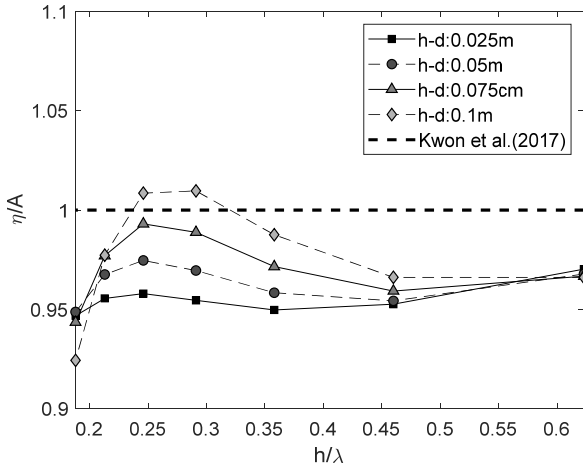
Fig. 7 Comparison of the radiated wave heights of analytic solution with numerical results for various gap conditions ($S = 0.01$ m, $h = 0.35$ m, $W = 0.1$ m)

한편, 실제 수조 실험 환경에서는, 이론해의 가정과 달리 조파판과 바닥면 사이 간격에서 유동이 발생할 수 있다(Fig. 6(b) 모델). 따라서 본 수치해석에서는 이를 고려하여 계산을 수행하고 조파판 두께(W)와 흘수(d)에 따른 매개변수 해석을 수행하였다. 매개변수 수행을 위한 조파판의 스트로크는 Kwon et al.(2017)의 이론해 값을 적용하였다. 계산 유체 영역은 랜킨 패널법을 기반으로 한 주파수 영역 해석을 수행하여 방사파의 파고를 계산하고 이를 비교하였다.

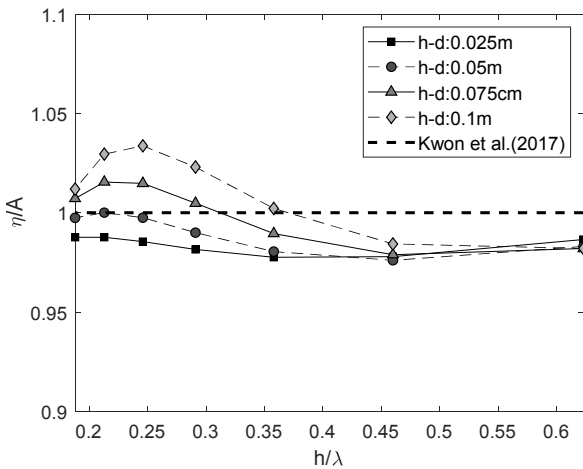
Fig. 8은 조파판의 다양한 흘수와 두께 조건에서 생성된 방사파의 진폭을 비교하였다. 이때, 수평축은 방사파의 파장을 수심으로 무차원화 하였고, 수직축은 방사파 진폭을 이론해(식 (10))로 구한 방사파 진폭으로 무차원화 하였다. Fig. 8에서 조파판 두께/흘수 조건과 다양한 파장 조건에서 방사파고는 이론해로 계산된 파고보다 대체로 작게 나타남을 알 수 있다. 이는 Fig. 6(b) 모델과 같이 조파판 하단 간격의 유체 유동을 고려하여 계산했기 때문으로 추정된다. 특히, 조파판 하단 간극의 유동이 가장 활발할 것으로 예상되는, 조파판 두께 0.01m와 작은 흘수 ($h-d=10$ cm) 조건에서, 이론해에 비해 최대 7% 이상 작은 진폭의 방사파가 발생하였다. 또한, 동일한 조파판 흘수 조건($h-d$)에서는 조파판의 두께(W)가 클수록 수치해석 결과와 이론해의 차이가 작아짐을 확인할 수 있다(Fig. 9). 이는 조파판 두께가 증가함에 따라 조파판 하단 간격에서의 유동 변화가 감소하기 때문으로 판단할 수 있다.

이와 같은 결과 분석을 통해, 이론해에서 고려하지 못한 조파판 하단 간극에서의 유동 여부는 조파성능에 상당한 영향을 줄 수 있다. 수치조파수조는 계산 영역 전체의 유동을 모사할 수 있기 때문에 이론해와의 차이를 정확하게 나타냄을 확인하였다.

한편, 조파판 스트로크로 발생시킨 단파 생성 영역에서는 이론해와 수치해석 결과간의 차이가 크지 않은데, 이는 방사파의 파장이 짧아 조파판 하단의 유동에 미치는 영향이 작기 때문으로 판단된다.



(a) Wave board thickness = 0.01 m



(b) Wave board thickness = 0.1 m

Fig. 8 Comparison of generated radiated wave amplitudes on various draft-thickness conditions ($H = 0.03$ m, $h = 0.35$ m)

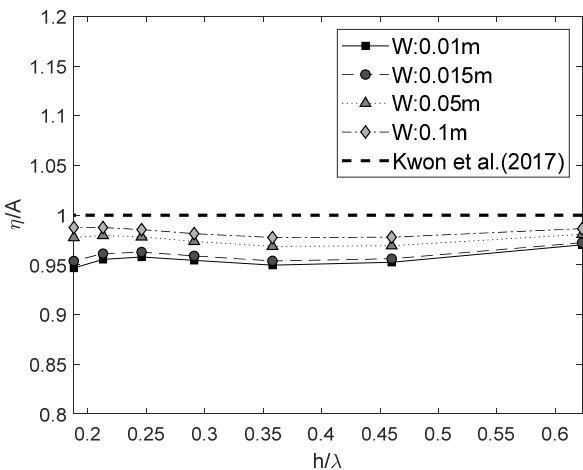


Fig. 9 Comparison of generated wave amplitudes on various board thickness ($H = 0.03$ m, $h = 0.35$ m, $d = 0.325$ m)

Fig. 10은 다양한 조파판 스트로크와 주기 조건에서 생성된 방사파의 파고를 등고선 형태로 나타내었다. 조파판 하단과 바닥면 사이 간극($h-d$)은 0.025m이고 조파판 두께는 0.015m이다.

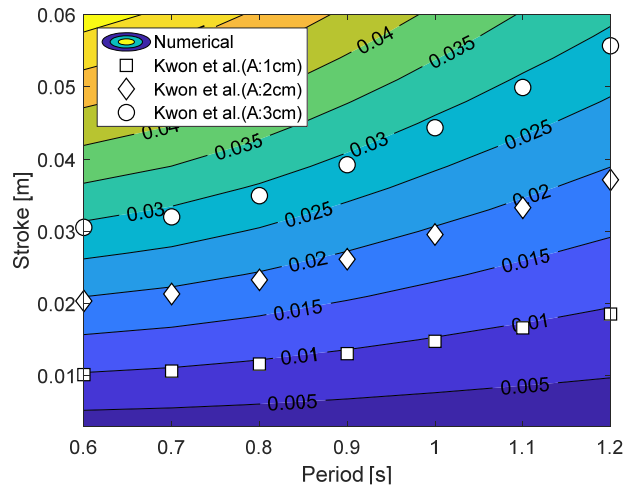


Fig. 10 Contour line for generated wave amplitude (m) with given stroke and period ($h-d = 0.025$ m, $W = 0.015$ m)

Table 3 Required strokes of a wave board for given wave information ($A = 0.01$ m, $h-d = 0.025$ m, $W = 0.015$ m)

	Stroke [m]		Difference [%]	
	Present	Kwon et al.		
Period [s]	0.6	0.010466	0.010185	2.76 %
	0.7	0.011134	0.010667	4.38 %
	0.8	0.012183	0.011647	4.60 %
	0.9	0.013609	0.013074	4.09 %
	1.0	0.015331	0.014783	3.71 %
	1.1	0.017281	0.016639	3.86 %
	1.2	0.019418	0.018563	4.60 %

조파판의 강제 운동 주기 조건 및 조파판 스트로크 조건에 따른 방사파의 파고를 이차원 주파수영역 랜킨 패널법을 적용하여 계산하였으며, 이를 이론해(Kwon et al., 2017)와 비교하였다. 생성되는 방사파 주기가 증가할수록 동일한 방사파 진폭을 발생하기 위해 필요한 스트로크가 증가하였다. 이는 동일한 파고에서 장파를 발생시키기 위해서는 더 많은 에너지가 필요함을 나타낸다.

Table 3은 진폭 0.01m인 방사파를 생성하기 위한 조파판 스트로크를 비교한 표이다. 이때, 조파판의 조건은 인하대학교 이차원 미니 조파 수조의 조파판의 제원과 동일한 두께 1.5cm, 홀수 32.5cm로 하였다. 해당 조건의 경우, 이론해와 수치해석 결과간의 차이가 최소 2.76%에서 최대 4.60%로 나타났다. 이를 토대로 다양한 크기의 시험 수조 실험을 위해서는 조파판의 홀수와 두께에 따른 조파 성능 해석에 대해 보다 심도 있는 연구의 필요성을 확인할 수 있다.

4. 결 론

본 논문에서는 피스톤 타입 조파기의 조파판 형상 조건에 따른 조파성능을 계산하고 이를 이론해와 비교하였다. 조파판의 조파 성능 추정을 위해 경계요소법과 랜킨 패널법을 기반으로 한 이차원 주파수 영역 유체동역학적 수치해석을 수행하였다.

단순 직사각형 판 모양의 조파판에 대해 유체동역학적 이차원 방사문제에 해석함으로써 다양한 조파판 제원 조건에 대한 조파판의 조파 성능을 추정하였다. 이론해는 조파판의 수평 운동만 고려하고, 조파판의 두께와 조파판 하단 간극에서의 유체 유동을 고려하지 않았다.

조파판 노드 개수에 대한 수렴도 평가를 수행하였고, 이론해와 동일한 가정하에 비교 검증을 통해, 본 수치해석 모델링의 타당성을 검증하였고, 이론해의 한계를 분석하였다. 이를 기반으로, 조파판의 다양한 두께와 흡수 조건을 매개변수로 하여 조파 성능을 조사하였다. 조파판 하단 간극의 유동 영향으로 인해 대부분의 조파판 두께와 흡수 조건에서 방사파 진폭이 이론해보다 작았고, 조파판 하단과 바닥면 사이의 간극이 작아지거나 조파판 두께가 증가할수록 이론해와 수치해석 결과의 차이가 감소하였다. 파장이 짧은 단파 생성 영역에서는 조파판 하단 간극의 유동 현상의 영향이 상대적으로 작아서, 수치결과와 이론해의 차이가 크지 않았다.

따라서, 조파기 하단 간극의 유동현상을 포함한 계산 유체 영역 전체를 고려할 수 있는 수치조파수조를 이용한 조파기 성능 분석의 유용성을 증명하였다. 이를 토대로 다양한 크기의 시험 수조 실험을 위해서는 조파판의 흡수와 두께에 따른 조파 성능 해석에 대해 보다 심도 있는 연구의 필요성을 확인할 수 있다.

향후 본 연구에서 계산된 수치해석 결과를 실제 조파수조 실험 결과와 비교 검증할 예정이다. 이와 함께, 다양한 형상의 조파판에 대한 수치적 실험적 연구를 수행할 예정이다.

후 기

이 논문은 산업통상자원부 ‘산업전문인력역량강화사업’의 재원으로 한국산업기술진흥원(KIAT)의 지원을 받아 수행된 연구(2018년 한-영 해양플랜트 글로벌 전문인력 양성사업, 과제번호 : N0001287)이며, 연구 지원에 감사드립니다.

References

- Brebbia, C.A., Dominguez, J., 1992. *Boundary Elements: An Introductory Course*. McGraw-Hill, Southampton, UK.
- Dean, R.G., Dalrymple, R.A., 1991. *Water Wave Mechanics for Engineers and Scientists*. Advanced Series on Ocean Engineering - Volume 2, World Scientific; USA.
- Khalilabadi, M.R., Bidokhti, A.A., 2012. Design and Construction of an Optimum Wave Flume. *Journal of Applied Fluid Mechanics*, 5(3), 99-103.
- Kim, S.J., Koo, W.C., Shin, M.J., 2019. Numerical and Experimental Study on a Hemispheric Point-absorber-type Wave Energy Converter with a Hydraulic Power Take-off System. *Renewable Energy*, 135, 1260-1269. <https://doi.org/10.1016/j.renene.2018.09.097>
- Kim, Y., 2003. Artificial Damping in Water Wave Problem I : Constant Damping. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 13(2), 88-93.
- Kwon, J., Kim, H., Lew, J.-M., Oh, J., 2017. Simplified Analytic Solution of Submerged Wave Board Motion and Its Application on the Design of Wave Generator. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 54(6), 461-469. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2017.54.6.461>
- Liao, S.W., Roddier, D., 1998. Simulation of Breaking Waves-theory and Experiments. In the SNAME Northern California Section Meeting, Society of Naval Architects and Marine Engineers, University of California, Berkeley.
- Min, E.H., Koo, W.C., 2017. Radiation Problem of a Two-layer Fluid in a Frequency-Domain Numerical Wave Tank using Artificial Damping Scheme. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 31, 1-7. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2017.31.1.001>

Modified A* Algorithm for Obstacle Avoidance for Unmanned Surface Vehicle

Anh Hoa Vo^{id*}, Hyeon Kyu Yoon^{id*}, Jaekwan Ryu^{id**} and Taekseong Jin^{id**}

*Department of Naval Architecture and Marine Engineering, Changwon National University, Changwon, Korea
**Unmanned/Robotic Systems, LIG Nex1 Co., Ltd., Seongnam, Korea

KEY WORDS: A* algorithm, Path planning, Unmanned surface vehicle, Obstacle avoidance, COLREGs

ABSTRACT: Efficient path planning is essential for unmanned surface vehicle (USV) navigation. The A* algorithm is an effective algorithm for identifying a safe path with optimal distance cost. In this study, a modified version of the A* algorithm is applied for planning the path of a USV in a static and dynamic obstacle environment. The current study adopts the A* approach while maintaining a safe distance between the USV and obstacles. Two important parameters—path length and computational time—are considered at various start times. The results demonstrate that the modified approach is effective for obstacle avoidance by a USV that is compliant with the International Regulations for Preventing Collision at Sea (COLREGs).

1. Introduction

Advances in unmanned surface vehicle technology, particularly in matters related to path planning optimization, have recently gained substantial attention. As they can operate under several different environmental conditions with high flexibility and several sensors that can be installed based on the demands of the mission, USVs (unmanned surface vehicles) offer the benefits of minimized casualty risk and reduced costs. This study focuses on improving the path planning of an obstacle avoidance system for an autonomously operated USV.

In the development of an obstacle avoidance system for USVs that is compliant with the COLREGs (International Regulations for Preventing Collision at Sea), path planning is extended to use the A* algorithm to improve its efficiency (Loe, 2008). The safe, optimal, and feasible paths produced by the path planning technique have been implemented successfully (Campbell and Naeem, 2012). When a USV operates in an obstacle field, the distance from the USV to the obstacles, the computational time, and the smoothness of the final path are essential factors that are employed to assess the ability of the USV (Mohammadi et al., 2014).

An effective path planning approach is required to improve the

level of autonomy of USVs. When calculating the most efficient path between a starting point and a goal point in a grid map consisting of nodes, Dijkstra's algorithm is often used (Singh et al., 2018; Niu et al., 2016a). The more general algorithm, A*, which is the best-first search algorithm, is also used for path planning. An optimal path planning method has been shown to generate a feasible path using a constrained A* algorithm for a USV in a confined maritime environment, where dynamic obstacles are a concern (Singh et al., 2019). Several other methods have been used for path planning for marine vessels, including artificial potential field (Xie et al., 2014), fast marching (FM) (Liu and Bucknall, 2015), real-time R* (RTR*), and partitioned learning real-time A* (PLRTA*) (Cannon et al., 2012). A modified A* algorithm is applied in this study using a grid map and heuristic cost.

It is essential to consider environments containing static as well as dynamic obstacles in path planning for obstacle avoidance by a USV, which makes it more complicated to find a path when considering computational time and travelling distance (Ripon et al., 2016). An effective controller must be designed for optimal path generation in an environment including both static and dynamic obstacles (Patle et al., 2015). In this paper, we consider a dynamic obstacle environment with dynamic obstacles moving in various directions at a constant

Received 5 August 2019, revised 24 October 2019, accepted 11 November 2019

Corresponding author Hyeon Kyu Yoon: +82-55-213-3683, hkyoon@changwon.ac.kr, ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-6639-0927>
It is a recommended paper from the Proceedings of the 2019 Spring Symposium of the Korea Marine Robot Technology (KMRTS), which is one of the divisions of the Korean Society of Ocean Engineers (KSOE).

© 2019, 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.

velocity for several different situations in accordance with the COLREGs.

Autonomous navigation, obstacle avoidance, and path planning are essential for a USV in a practical marine environment (Larson et al., 2006). The waypoint approach is widely used for path planning algorithms for obstacle avoidance (Petereit et al., 2013). The present study adopts a waypoint approach for USV navigation in a practical marine environment. When a USV operates in an environment containing both static and dynamic obstacles, the waypoint selection is impacted, as it is refined to reduce the number of waypoints for the reliability of the path-following mission (Niu et al., 2016b).

The A* approach is modified to make it suitable for identifying the sequence of optimal waypoints that help a USV operate in a practical environment while conserving energy. During obstacle avoidance, computational time and safety distance are crucial factors in determining the feasibility of the approach. In addition, path length and time consumption are also considered in this study.

2. Problem Definition and Assumptions

Autonomous navigation is an essential requirement of an USV. A path planning algorithm must be implemented with high efficiency to achieve accurate autonomous navigation. In this study, we have selected the modified A* algorithm to generate the optimal path with a sequence of waypoints for the autonomous navigation of a USV, which navigates in a practical environment, where static and dynamic obstacles have a significant impact on the sequence of waypoints selected from the program.

To develop the conventional A* approach and improve the autonomy of the USV, the current study adopts the A* approach with a safety distance between the USV and static obstacles as well as dynamic obstacles to ensure safety. When a sequence of waypoints is generated in a grid map, the safety distance is generated by expanding the boundary of obstacles, as depicted in Fig. 1. The relationship between the computational time and path length over starting time in the simulation is used to evaluate the effectiveness of the proposed algorithm in certain specific environmental situations stated in the COLREGs, such as overtaking, head-on, and crossing. The confined sea environment in South Korea is selected as the study

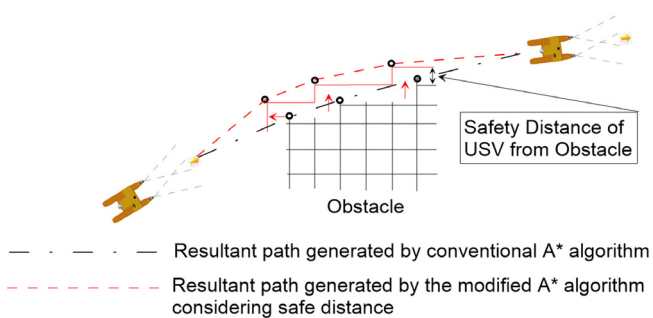
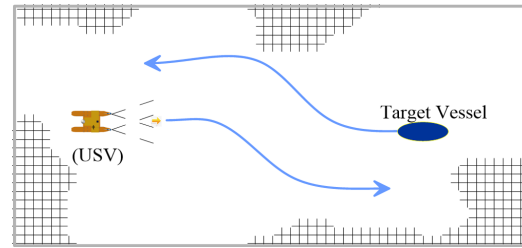
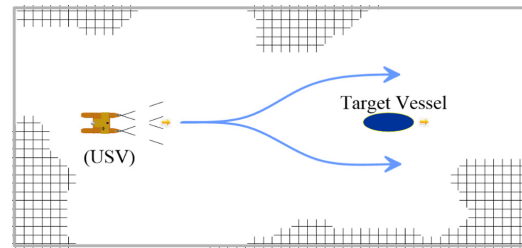


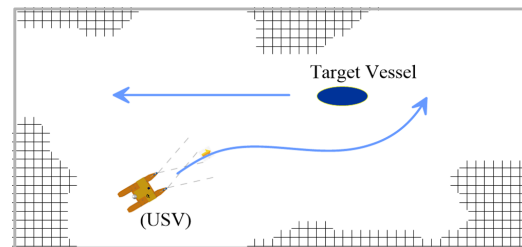
Fig. 1 Resultant path generated by modified A* algorithm while considering safety distance



(a) Head-on



(b) Overtaking



(c) Crossing

Fig. 2 Collision-avoiding rules in COLREGs

area and the velocity and direction of the target vessel are pre-defined. The grid cell boundary of the dynamic obstacle is expanded to prevent the resultant paths from crossing in this area.

The COLREGs published by the IMO (International Maritime Organization) are a set of international rules aiming to avoid collisions at sea. It consists of three main parts: Part A—General, Part B—Steering and Sailing, and Part C—Lights and Shapes. The current study focuses on Part B, the main rules of which are described in Fig. 2.

3. Research Methodology

3.1 Map Processing

Fig. 3 indicates that map processing is the first step in the implementation of the path planning approach. Information regarding the topographic map and dynamic obstacles is predefined before implementing the path planning approach. In this study, as shown in Fig. 4, an image of the sea area in South Korea with a regional range of 30.052°–30.070°N, 128.562°–128.595°E is selected as the study area. For a USV to be able to navigate in the practical marine environment, the image requires preprocessing to generate an effective grid map. To solve this problem, the Otsu algorithm (Song et al., 2019), which is widely used to convert an image into

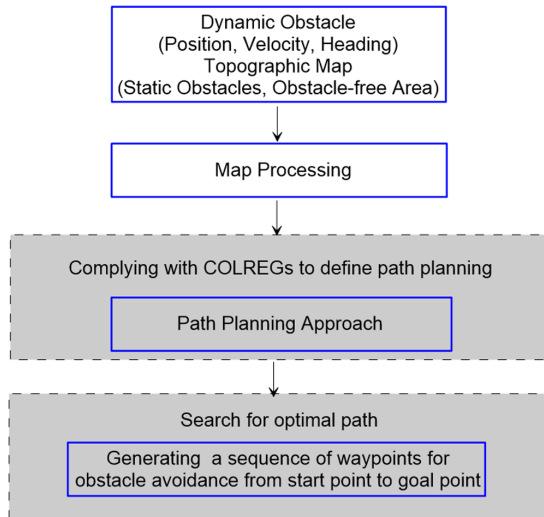


Fig. 3 Path planning approach

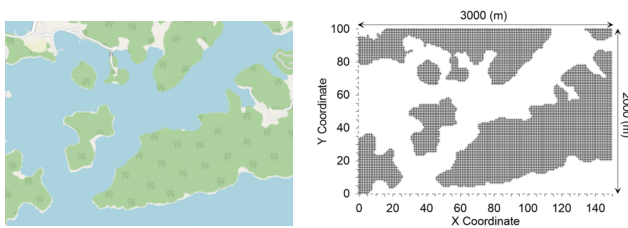


Fig. 4 Grid map of study area

its binary form, is used to create a threshold image from an initial image that is converted into a screen coordinate frame from the earth coordinate frame. Subsequently, the generated binary image is divided into two areas—an area with obstacles and a rest area with no obstacles. The obstacle area has a grid cell value equal to 1, whereas the rest area has a grid cell value equal to 0. These values are stored in a file as a matrix, and this is considered as input data for the path planning algorithm. The study area of 6,000,000 m² has a width of 2000 m and a length of 3000 m, and the size of each grid cell is 20 m × 20 m.

3.2 Modified A* Algorithm for Obstacle Avoidance

In the current study, the A* approach is modified to make it suitable for using the grid map and safety distance between the USV and obstacles. The modified A* algorithm generates a sequence of safer waypoints for the USV to help it navigate along an optimal path, which is the highest priority in practical marine navigation. The A* algorithm is selected because it has shown the ability to determine a path with a short computational time. The computational time of the modified A* algorithm is shorter than those of the conventional A* algorithm and some of the algorithms mentioned in Section 1.

The priority queue is the place in which all nodes are stored; if a node has a minimum of $f(X_i)$, it is placed in the front of the priority queue. Heuristic guidance is used in this study to optimize

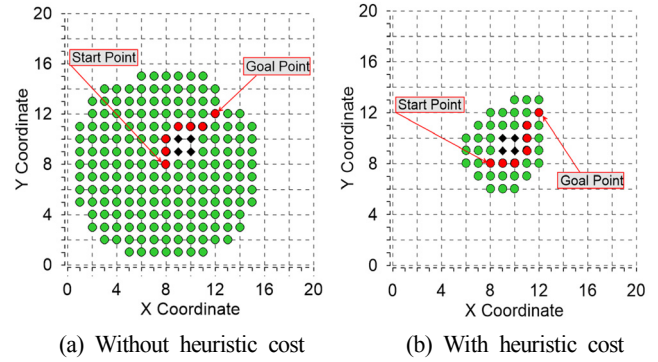


Fig. 5 Resultant path generated by considering heuristic cost

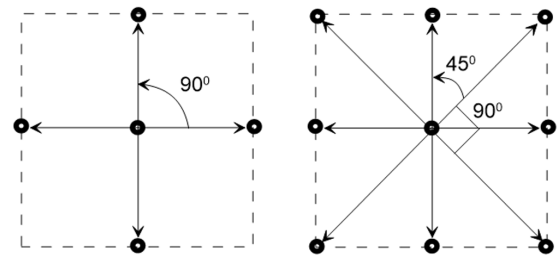


Fig. 6 4-connectivity and 8-connectivity

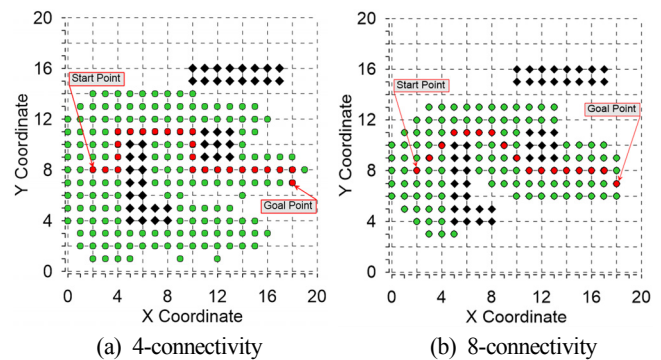


Fig. 7 Resultant jagged path

the cost of the path from the considered node to the goal node. Fig. 5 illustrates the difference between using the heuristic cost and ignoring the heuristic cost to identify the path. It indicates that the number of searched nodes is substantially reduced when the heuristic cost is applied, which is one of the factors that aids in reducing the computational time.

As depicted in Fig. 6, there are two styles to expand each node in the grid map: 4-connectivity and 8-connectivity. For node expansion, 8-connectivity, which indicates that there are eight searched nodes in each iteration, is applied to improve the efficiency of the program and search further in other directions, as illustrated in Fig. 7. When a node is selected from the priority queue, the costs of all child nodes in all possible directions for that node are updated using the following formula:

$$f(X_i) = h(X_i) + g(X_i) \tag{1}$$

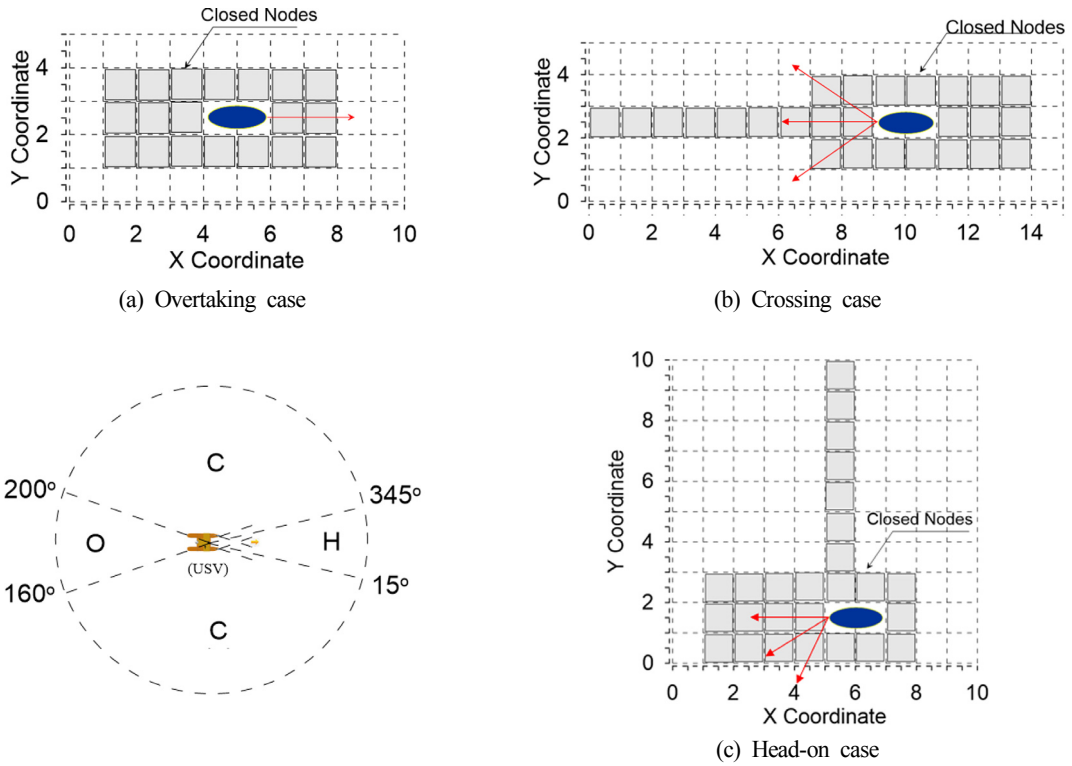


Fig. 8 USV domain for behavior according to COLREGs

where $h(X_i)$ is the distance remaining to the goal and $g(X_i)$ is the total length of a path from the starting node to the considered node to avoid selecting impractical nodes. A Euclidian function is used to determine the value of $h(X_i)$.

To determine the optimal path with a safety distance generated by extending the nodes surrounding the obstacles, which is a sequence of waypoints, each node is identified by the matrix stored in its parent node.

On the grid map, additional nodes around the target vessel are added to the closed list to prevent the USV from crossing this

area. The following domain regions around the USV are illustrated in Fig. 8: O representing the overtaking region, C representing the crossing region, and H representing the head-on region.

4. Simulation Results and Discussions

4.1 Static Obstacle Avoidance with various safety distances

To determine the optimal path for the USV with static and dynamic obstacles, the safety distance illustrated in Fig. 1 is applied to the proposed algorithm with a safety distance value consisting of 0, 1,

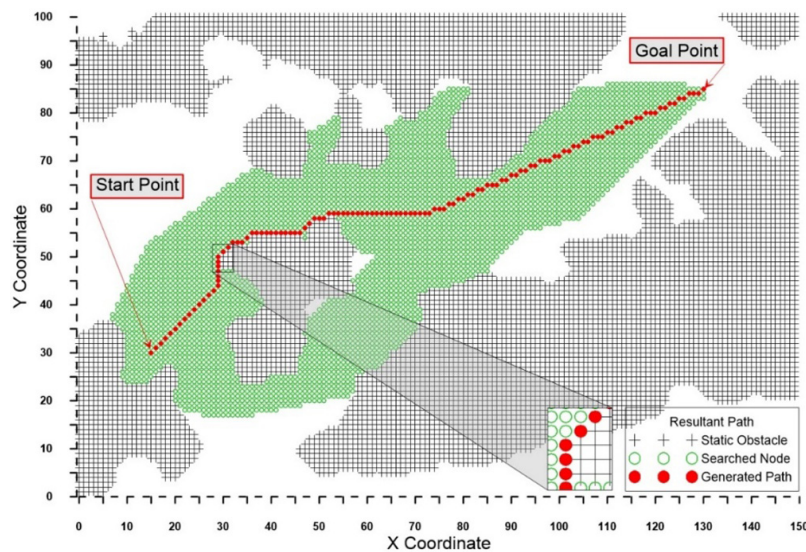


Fig. 9 Resultant path generated in static obstacle environment

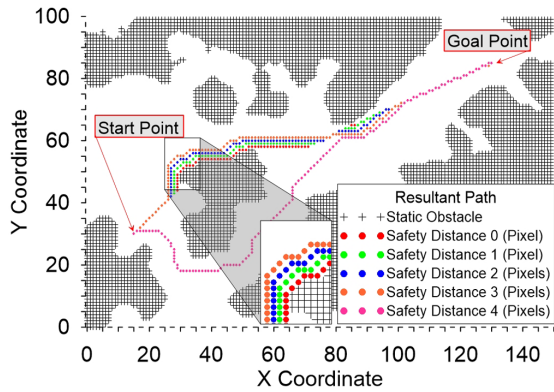


Fig. 10 Comparison of resultant paths generated during static obstacle avoidance in grid map

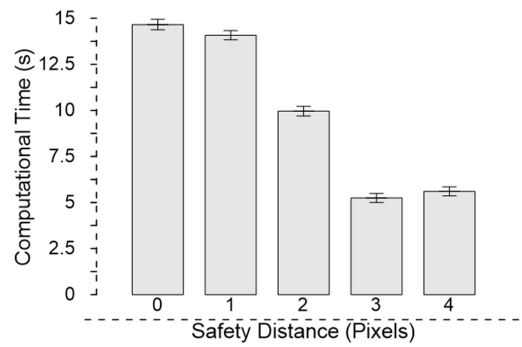


Fig. 11 Comparison of computational time for various safety distances

2, 3, and 4 pixels. The resultant path is generated using the modified A* algorithm shown in Fig. 9 with the number of searched nodes depicted on the grid map. Computational efficiency is achieved with the resultant path generated from the program and 3183 search nodes in a static obstacle environment.

Various resultant paths are generated with the various safety distances indicated in Fig. 10. When the safety distance is set to a greater value, it indicates that the number of searched nodes has decreased, leading to reduced computational time. The modified A* algorithm will produce a computationally efficient path with a larger safety distance compared to the path generated without considering the safety distance, as depicted in Fig. 11.

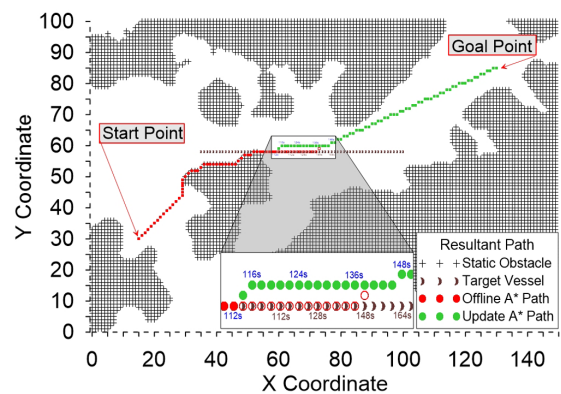


Fig. 12 Resultant path generated in overtaking case

4.2 Dynamic Obstacle Avoidance Complying with COLREGs

In a dynamic obstacle avoidance environment, various COLREGs cases such as overtaking, crossing, and head-on scenarios are simulated. The safety distance used for all scenarios is 1 pixel. The two main parameters used in this study are computational time and path length, obtained as the output data of the program and computed for each starting time of the mission. The path length and trajectories of an USV and target vessel are stored using the

matrix at all locations in the grid map. This helps the USV determine the distance to the target vessel at any time.

First, the overtaking case depicted in Fig. 12 is simulated in the grid map of the confined sea. Table 1 provides the navigation information for the USV and the target vessel.

Fig. 13 shows the resultant path generated by the modified A* algorithm with various starting times. The position of the target vessel is plotted at each starting point on the grid map, which is based on

Table 1 Navigation information for overtaking case

Information	Velocity [m/s]	Course [rad]	Start point [-]	Goal point [-]	Start time [s]
Target vessel	5.144	0	(35, 59)	(100, 59)	0
USV	10.289	---	(15, 30)	(135, 85)	0

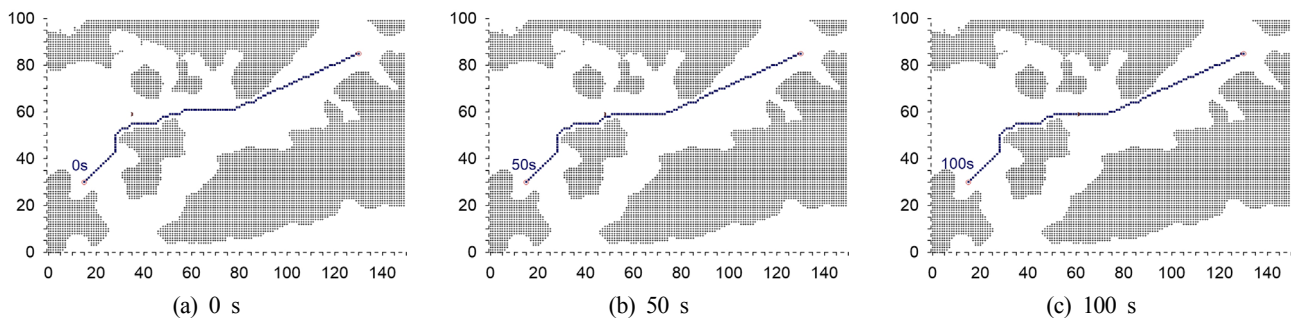


Fig. 13 Comparison of resultant paths generated at various starting times for overtaking case

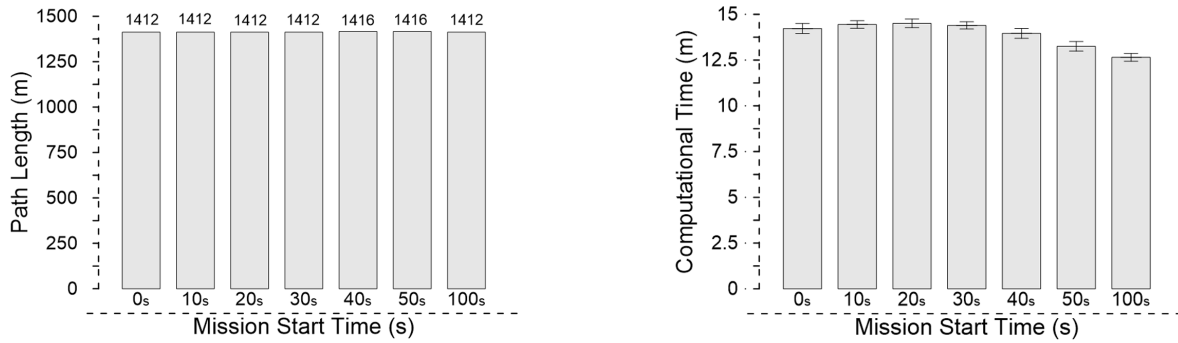


Fig. 14 Comparison of path length and computational time with respect to change in starting time for overtaking case

Table 2 Navigation information for crossing case

Information	Velocity [m/s]	Course [rad]	Start point [-]	Goal point [-]	Start time [s]
Target vessel	10.289	2.356	(25, 35)	(10, 50)	0
USV	10.289	---	(15, 30)	(135, 85)	0

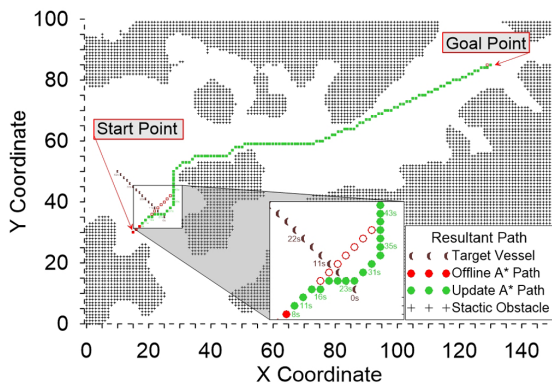


Fig. 15 Resultant path generated in crossing case

navigation information for the target vessel such as its velocity and direction. In this case, the target vessel navigates at a velocity of 5.144 m/s along the straight line. The relationship between the path length and computational time at each starting time is depicted in Fig. 14. The general trend presented in these figures is that the computational time increases with increasing path length.

Further, the USV starts to cross the target vessel at 8 s while the target vessel moves in the direction of 135° measured counterclockwise from the X-coordinate with a velocity of 10.289 m/s as shown in Fig. 15. Table 2 provides the navigation information for the USV and the target vessel.

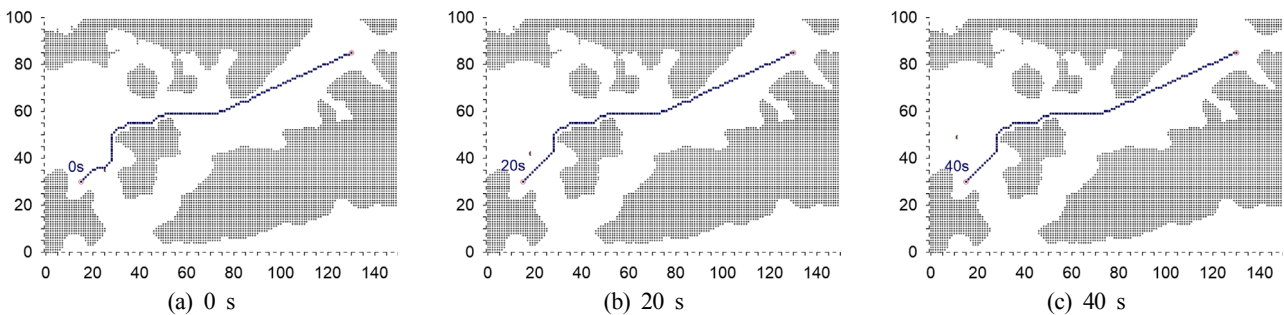


Fig. 16 Comparison of resultant paths generated at various starting times for crossing case

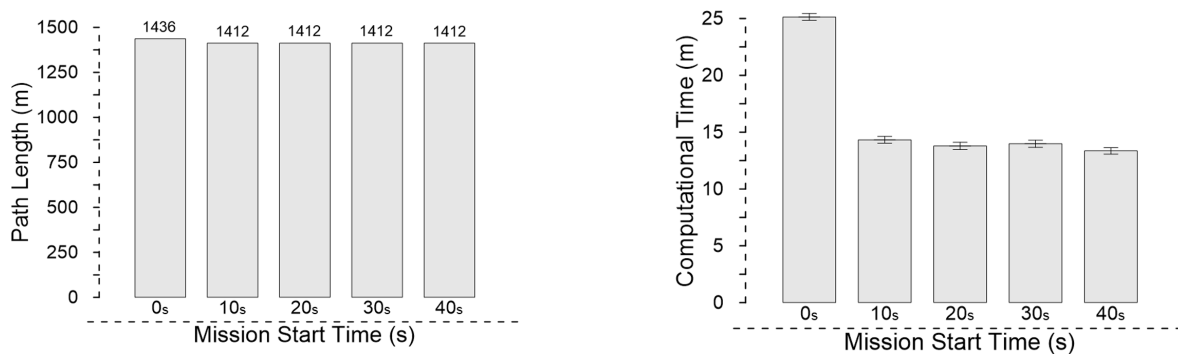


Fig. 17 Comparison of path length computational times obtained by changes in starting time for crossing case

Table 3 Navigation information for head-on case

Information	Velocity [m/s]	Course [rad]	Start point [-]	Goal point [-]	Start time [s]
Target vessel	10.289	---	(140, 90)	(100, 70)	210
USV	10.289	---	(15, 30)	(135, 85)	0

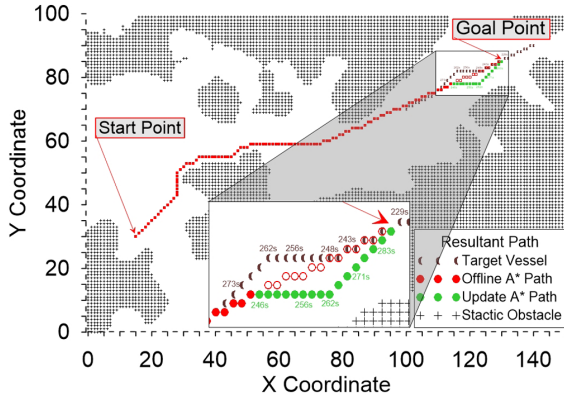


Fig. 18 Resultant path generated in head-on case

Fig. 16 shows the resultant paths generated by the modified A* algorithm at various starting times. The relationship between path length and computational time with each starting time is presented in Fig. 17. When the starting time is 0 s, a potential collision is confirmed, leading to increases in path length and computational time. In the other cases, the potential collision is not confirmed, which leads to resultant paths generated with the same path length value.

Finally, the target vessel is assumed to move on a specific course,

which continuously changes when the potential collision is confirmed, with a velocity of 10.289 m/s in the head-on scenario as shown in Figs. 18-20. Table 3 provides the navigation information for the USV and the target vessel.

5. Conclusions

A modified A* algorithm for planning the path of a USV in a confined sea was proposed and evaluated. The results indicate that the modified A* algorithm, which incorporates a safety distance to ensure sufficient distance between the USV and any obstacles, was evaluated in a marine environment. The safer path with a sequence of waypoints was generated in various scenarios in accordance with the COLREGs.

Techniques including map processing and 8-connectivity were used to strengthen the results. The modified A* algorithm provides robust and computationally efficient path planning for the USV in a static and dynamic obstacle environment. In future studies, the wind, wave, and current will be included in the environmental conditions for planning the path of the USV. Further, the path obtained from the modified A* algorithm will be smoothened to become the shortest path.

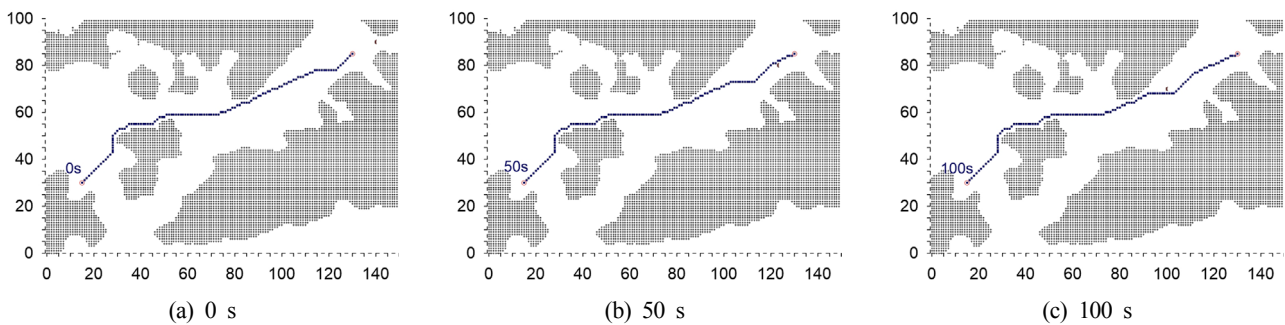


Fig. 19 Comparison of resultant paths generated at various starting times for head-on case

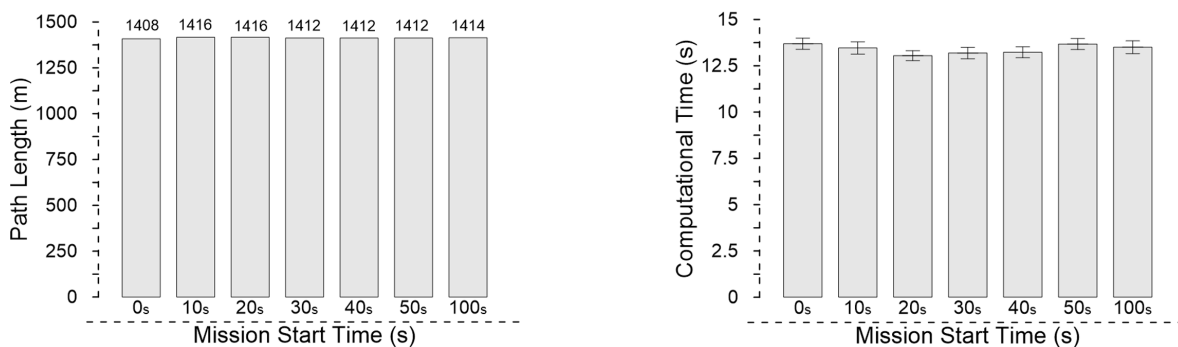


Fig. 20 Comparison of path length and computational time obtained owing to changes in starting time for head-on case

Acknowledgement

This study was supported by the research project “Development of 6-DOF dynamic modeling and simulation of a unmanned surface vehicle” of LIG Nex1.

References

- Campbell, S., Naem, W., 2012. A Rule-based Heuristic Method for COLREGs Compliant Collision Avoidance for an Unmanned Surface Vehicle. Proceedings of 9th IFAC on Maneuvering and Control of Marine Craft, Italy, 386-391. <https://doi.org/10.3182/20120919-3-IT-2046.00066>
- Cannon, J., Rose, K., Ruml, W., 2012. Real-Time Motion Planning with Dynamic Obstacle. Proceedings of the Fifth Annual Symposium on Combinatorial Search, 33-40.
- Larson, J., Bruch, M., Ebken, J., 2006. Autonomous Navigation and Obstacle Avoidance for Unmanned Surface Vehicles. [Online] Available at: <<https://techlinkcenter.org/wp-content/uploads/2018/11/a449463.pdf>> [Accessed April 2006].
- Liu, Y., Bucknall, R., 2015. Path Planning Algorithm for Unmanned Surface Vehicle Formations in a Practical Maritime Environment. Ocean Engineering, 97, 126-144. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2015.01.008>
- Loe, G., 2008. Collision Avoidance for Unmanned Surface Vehicles. Norwegian University of Science and Technology. [Online] Available at: <<https://core.ac.uk/download/pdf/52106491.pdf>> [Accessed June 2018]
- Mohammadi, A., Rahimi, M., Suratgar. A.A., 2014. A New Path Planning and Obstacle Avoidance Algorithm in Dynamic Environment. Proceedings of the ICEE 2014. 1301-1306. <https://doi.org/10.1109/IranianCEE.2014.6999735>
- Niu, H., Lu, Y., Savvaris, A., Tsourdos, A., 2016a. Efficient Path Planning Algorithm for Unmanned Surface Vehicle. Proceedings of the IFAC, 49(23), 121-126. <https://doi.org/10.1016/j.ifacol.2016.10.331>
- Niu, H., Lu, Y., Savvaris, A., Tsourdos, A., 2016b. Efficient Path Following Algorithm for Un-manned Surface Vehicle. Proceedings of OCEANS 2016, Shanghai China. <https://doi.org/10.1109/OCEANSAP.2016.7485430>
- Patle, B.K., Parhi, D., Jagadeesh, A., Sahu, O.P., 2015. Real Time Navigation Approach for Mobile Robot. Journal of Computers, 12(2), 135-142. <https://doi.org/10.17706/jcp.12.2.135-142>
- Petereit, J., Emter, T., Frey, W.C., 2013. Safe Mobile Robot Motion Planning for Waypoint Sequences in Dynamic Environment. Proceedings of IEEE International Conference on Industrial Technology, 181-186. <https://doi.org/10.1109/ICIT.2013.6505669>
- Ripon, N.K., Qaiduzzaman M.K., Islam, A.M., 2016. Effect of Heuristics in Path Planning for Mobile Robots in Uncertain and Dynamic Environment. Proceedings of IEEE 19th International Conference on Computer and Information Technology, 451-456. <https://doi.org/10.1109/ICCITECHN.2016.7860240>
- Singh, Y., Sharma, S., Sutton, R., Hatton, D., 2018. Towards Use of Dijkstra Algorithm for Optimal Navigation of an Unmanned Surface Vehicle in a Real Time Marine Environment with Results from Artificial Potential Field. Journal of Marine Navigation and Safety of Sea Transportation, 12(1), 125-131. <https://doi.org/10.12716/1001.12.01.14>
- Singh, Y., Sharma, S., Sutton, R., Hatton, D., Khan, A., 2019. A Constrained A* Approach Towards Optimal Path Planning for an Unmanned Surface Vehicle in a Maritime Environment Containing Dynamic Obstacle and Ocean Currents. Ocean Engineering, 169, 187-201. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2018.09.016>
- Song, R., Liu, Y., Bucknall, R., 2019. Smoothed A* Algorithm for Practical Unmanned Surface Vehicle Path Planning, Applied Ocean Research, 83, 9-20., <https://doi.org/10.1016/j.apor.2018.12.001>
- Xie, S., Wu, P., Peng, Y., Luo, J., Qu, D., Li, Q., 2014. The Obstacle Avoidance Planning for USV Based on Improved Artificial Potential Field. Proceedings of the IEEE International Conference on Information and Automation, 746-751. <https://doi.org/10.1109/ICInfA.2014.6932751>

Development of a Computation Code for the Verification of the Vulnerability Criteria for Surf-riding and Broaching Mode of IMO Second-Generation Intact Stability Criteria

Dong Min Shin^{ID*}, Kyoung-gun Oh^{ID*} and Byung Young Moon^{ID**}

*Kunsan National University, Shipbuilding and Ocean Equipment Industry empowerment Center, Kunsan, Korea

**Kunsan National University, Department of Shipbuilding and Ocean Engineering, Kunsan, Korea

IMO 2세대 선박 복원성 기준에 따른 서프라이딩 / 브로칭 취약성 기준 검증을 위한 계산 코드 개발

신동민^{ID*} · 오경근^{ID*} · 문병영^{ID**}

*군산대학교 조선해양기자재 역량강화센터

**군산대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: International Maritime Organization 국제해사기구, Surf-riding 서프라이딩, Broaching 브로칭

ABSTRACT: Recently, the Sub-Committee on SDC (Ship Design and Construction) of IMO have discussed actively the technical issues associated with the second-generation intact stability criteria of ships. Generally, second generation intact stability criteria refer to vulnerability five modes ship stability which occurs when the ship navigating in rough seas. As waves passes the ship, dynamic roll motion phenomenon will affect ship stability that may lead to capsizing. Multi-tiered approach for second generation of intact stability criteria of IMO instruments covers apply for all ships. Each ship is checked for vulnerability to pure loss of stability, parametric roll, and broaching/surf-riding phenomena using L1(level 1) vulnerability criteria. If a possible vulnerability is detected, then the L2(level 2) criteria is used, followed by direct stability assessment, if necessary. In this study, we propose a new method to verify the criteria of the surf-riding/broaching mode of small ships. In case, L1 vulnerability criteria is not satisfied based on the relatively simple calculation using the Froude number, we presented the calculation code for the L2 criteria considering the hydrodynamics in waves to perform the more complicated calculation. Then the vulnerability criteria were reviewed based on the data for a given ship. The value of C, which is the probability of the vulnerability criteria for surf-riding/broaching, was calculated. The criteria value C is considered in new approach method using the Froude-Krylov force and the diffraction force. The result shows lower values when considering both the Froude-rylov force and the diffraction force than with only the Froude-Krylov force was considered. This difference means that when dynamic roll motion of ship, more exact wave force needs considered for second generation intact stability criteria This result will contribute to basic ship design process according to the IMO Second-Generation Intact Stability Criteria.

1. 서 론

국제해사기구(IMO, International Maritime Organization)에서 선박의 충분한 안전을 보장하기 위해 순수복원성 손실, 파라메트릭 롤, 서프라이딩 / 브로칭, 데드쉽 상태, 과도한 가속을 포함한 5가지 안정성 실패 모드에 대한 2세대 복원성 기준에 대해 논의 중에 있다(IMO, 2017a; IMO, 2017b). 순수복원성 손실은 선체의 중심점(Midship) 위치가 파고와 같을 때 선체의 복원력이 급격하게 감소하는 현상을 말한다. 파라메트릭 롤은 선체에 입사하는

파의 주기가 일반적인 횡요의 공진 주기의 절반일 때 발생하는 공진현상을 의미한다. 데드쉽 상태는 선박의 엔진이 고장이 난 경우 파가 선체의 측면에서 입사할 때 발생하는 롤에 의한 현상을 의미하고, 과도한 GM, Metacentric height으로 복원력에 가속도가 발생하며 화물 등이 선외로 탈락하는 현상을 과도한 가속이라고 일컫는다. 본 연구에서 하고자 하는 주제인 서프라이딩은 선박이 추파 중을 향해할 경우, 파도의 진행속도와 선박의 운항속도가 거의 비슷하거나 동일한 상황에서 선체가 파도를 타면서 선체의 안정성이 취약한 상태가 지속될 경우 발생한다. 브로

Received 20 October 2019, revised 17 December 2019, accepted 19 December 2019

Corresponding author Byung Young Moon: +82-63-469-7455, moonby20@hanmail.net ORCID: https://orcid.org/0000-0002-3935-504X

© 2019, 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.

칭은 서프라이딩이 지속되는 동안, Surge 방향으로 진행 중인 선체가 하방경사면에 걸친 상태에서 진행하면 상당한 Yaw 방향의 모멘트를 발생시킨다. 이로 인해, 선체가 방향 안정성을 상실하여 조종 불가 상태에서 안정성을 상실하는 현상을 말한다 (Spyrou, 2001; Belenky et al., 2011). 주로 소형 선박에 해당하는 어선 및 고속 페리선, 해군 선박이 이러한 안정성을 유지하는 것에 취약하다. 서프라이딩이 보통 브로칭보다 앞서 발생하기 때문에 서프라이딩의 발생이 브로칭에 대한 취약성 기준을 공식화하는데 사용된다. 2세대 복원성 기준은 두 단계 Level로 구성된다. Level 1은 유체역학적 무차원 수를 이용한 간단한 물리적 기반의 취약점 기준을 이용한 평가이고 Level 2는 수학적 모델을 적용하여 복잡한 계산을 통해 이루어지는 평가이다. 서프라이딩 / 브로칭 Level 1 및 Level 2의 취약성 기준에 대한 연구는 다음과 같은 IMO 초안 개정에 따라 이루어 졌다.

- IMO, 2015a과 IMO, 2015b : 서프라이딩 / 브로칭 실패 모드에 대한 Level 1 및 Level 2의 취약성 기준과 관련하여 국제기준 (IS, International Standard) 코드의 b 부분에 대한 초안 개정;
- IMO, 2015c과 IMO, 2016a : 서프라이딩 / 브로칭 실패모드에 대한 선박의 취약성에 대한 설명 주석 초안;
- IMO, 2016b : 서프라이딩 / 브로칭 안정성 실패모드 Level 2 기준에 대한 의견;

Level 1 기준은 선박의 길이와 운항속도의 항으로 구성되는 무차원 수인 프루드 수로 간단하게 공식화 된다. Level 2 기준은 확률론적 관점에서 해양파 이론에 의해 임의의 초기 조건에서 서프라이딩이 발생하는 임계속도를 구하여 공식화된다. Level 1과 가장 큰 차이점은 Level 2에서는 선박이 파랑에 의해 영향을 받는 조건에서 계산이 수행되는 점이다. 따라서 본 연구에서는 간단한 계산의 Level 1 기준을 만족하지 못하는 경우, 파랑 중에서의 Level 2 기준의 복잡한 계산을 수행하기 위해 IMO 위원회에서 가장 최근에 규정한 기준 초안(IMO, 2019)을 바탕으로 한 수학적 모델링과 코드 개발을 통해 실제 선박의 계산수행 결과를 제시한다.

2. Level 1 취약성 기준

식 (1)과 같은 조건에서 선박은 서프라이딩 / 브로칭 안정성 실패모드에 취약하지 않은 것으로 간주된다.

$$L > 200\text{m or } Fn \leq 0.3 \quad (1)$$

여기서,

$$\begin{aligned} Fn &= u/\sqrt{Lg}: \text{프루드 수} \\ u &: \text{선박의 운항속도}[\text{m/s}] \\ L &: \text{선박의 길이}[\text{m}] \\ g &: \text{중력가속도}[9.81\text{m/s}^2] \end{aligned}$$

Level 1 기준의 프루드 수에 대한 지침은 선박의 속도(u)가 식 (2)와 같은 조건을 만족할 경우 서프라이딩이 발생할 가능성이 높은 것으로 간주한다.

$$u(\text{knots}) \geq \frac{1.8\sqrt{L}}{\cos(180^\circ - \alpha)} \quad (2)$$

여기서, α 는 선체에 입사하는 파의 각도이다. α 가 0° 일 경우 Head wave 이다.

α 가 180° 로 가정하면(following wave) 프루드 수는 식 (3)과 같이 변환된다.

$$Fn \geq \frac{1.8 * 0.51444}{\sqrt{g}} = 0.296 \approx 0.3 \quad (3)$$

식 (3)은 선박의 안정성 상태가 서프라이딩 조건이 되기 위한 임계값의 하한으로 간주된다.

3. Level 2 취약성 기준

Level 2 취약성 기준 계산을 위한 수식은 IMO에서 규정한 기준 초안(IMO, 2019)에 근거하여 표현하였다. 계산절차는 IMO에서 규정한 기준 초안에 따라 Fig. 1 Flowchart의 4가지 부분으로 구성된다.

3.1 1st Part 계산절차

첫 번째 부분(Part 1)은 Melnikov method에 의해 얻어지는 서프라이딩 조건의 방정식(Maki et al., 2010)에 해당하는 프로펠러 임계 회전수(n_{cr})을 고려한다. 이 조건에서 선박의 속도(u)는 파도의 속도(c_i)와 동일하도록 가속된다. n_{cr} 은 다음과 같은 파라미터들에 의해 2차 방정식을 통해 계산된다.

- 선박의 기하학적 정보(질량, 단면)
- 정수 중 저항 R
- 프로펠러 추력 T_e
- 추력감소비 t_p , 반류비 W_p , 프로펠러 지름 D_p
- 파랑경사 $S_j = H_{ij}/\lambda_i$, $\Delta S = 0.0012$ 간격으로 0.03부터 0.15
- 선체의 길이에 대한 파장의 비 $r_i = \lambda_i/L$, $\Delta r = 0.025$ 간격으로 1.0부터 3.0

임계회전수(n_{cr})에 대한 2차 방정식은 식 (4)와 같다.

$$\begin{aligned} 2\pi \frac{T_e(c_i, n_{cr}) - R(c_i)}{f_{ij}} + 8a_0 n_{cr} + 8a_1 - 4\pi a_2 \\ + \frac{64}{3} a_3 - 12\pi a_4 + \frac{1024}{15} a_5 = 0 \end{aligned} \quad (4)$$

여기서, 선박의 속도(u)와 파속(c_i)은 동일하며 ($u = c_i$)

$$T_e(c_i, n_{cr}) = \tau_0 n_{cr}^2 + \tau_1 c_i n_{cr} + \tau_2 c_i^2 \quad (5)$$

$$R(c_i) = r_0 + r_1 c_i + r_2 c_i^2 + r_3 c_i^3 + r_4 c_i^4 + r_5 c_i^5 \quad (6)$$

$$c_i = \sqrt{\frac{g}{k_i}}, k_i = \frac{2\pi}{\lambda_i}, H_{ij} = s_j r_i L \quad (7)$$

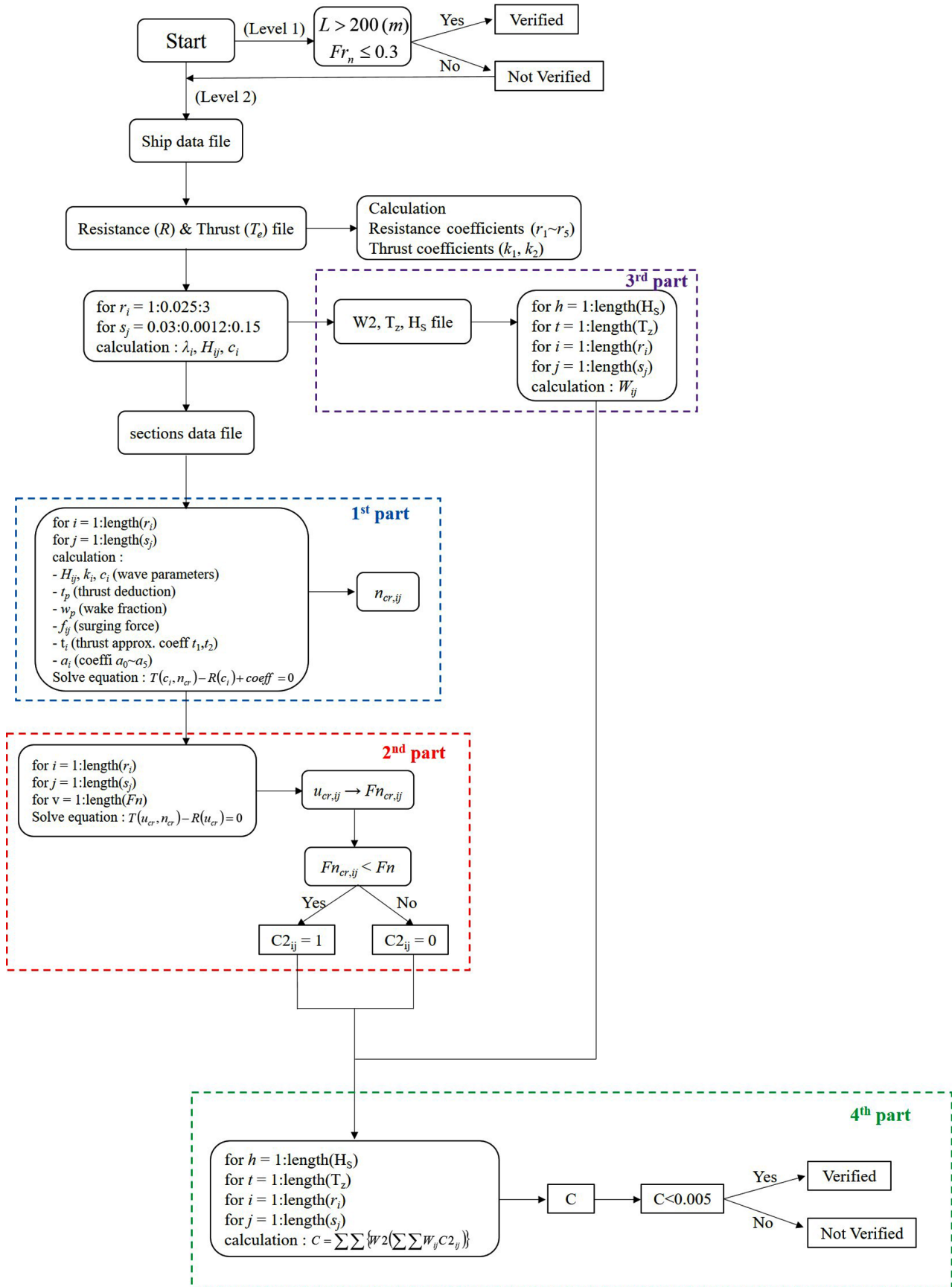


Fig. 1 Flow chart for the Level 2 vulnerability check of Surf-Riding / Broaching criterion

그리고 각각의 계수들은 다음과 같다.

$$a_0 = -\frac{\tau_1}{\sqrt{f_{ij}k_i(M+M_x)}} \quad (8)$$

$$a_1 = \frac{r_1 + 2r_2c_i + 3r_3c_i^2 + 4r_4c_i^3 + 5r_5c_i^4 - 2\tau_2c_i}{\sqrt{f_{ij}k_i(M+M_x)}} \quad (9)$$

$$a_2 = \frac{r_2 + 3r_3c_i + 6r_4c_i^2 + 10r_5c_i^3 - \tau_2}{k_i(M+M_x)} \quad (10)$$

$$a_3 = \frac{r_3 + 4r_4c_i + 10r_5c_i^2}{\sqrt{k_i^3(M+M_x)^3}} \sqrt{f_{ij}} \quad (11)$$

$$a_4 = \frac{r_4 + 5r_5c_i}{k_i^2(M+M_x)^2} f_{ij} \quad (12)$$

$$a_5 = \frac{r_5}{\sqrt{k_i^5(M+M_x)^5}} \sqrt{f_{ij}} \quad (13)$$

여기서, M 은 선박의 질량, M_x 는 Surge 방향의 부가질량, f_{ij} 는 Surge 방향으로 작용하는 파력의 진폭이다.

그리고 Froude-Krylov 힘의 성분은 다음과 같다.

$$f_{ij} = \rho g k_i \frac{H_i}{2} \sqrt{F_{c_i}^2 + F_{s_i}^2} \quad (14)$$

$$F_{c_i} = \sum_{m=1}^N \Delta x_m S(x_m) \sin(k_i x_m) \exp(-0.5k_i d(x_m))$$

$$F_{s_i} = \sum_{m=1}^N \Delta x_m S(x_m) \cos(k_i x_m) \exp(-0.5k_i d(x_m))$$

여기서,

X_m : 선체의 무게중심으로부터 m 번째 단면까지 수평방향의 거리[m]

$d(X_m)$: 정수 중 m 번째 단면에서의 흘수[m]

$S(X_m)$: 정수 중 m 번째 단면에서 잠긴 부분 면적[m²]

N : 단면 개수

τ_0, τ_1, τ_2 계수들의 근사식은 식 (15-17)과 같이 계산된다.

$$\tau_0 = k_0 (1-t_p) \rho D_p^4 \quad (15)$$

$$\tau_1 = k_1 (1-t_p)(1-w_p) \rho D_p^3 \quad (16)$$

$$\tau_2 = k_2 (1-t_p)(1-w_p)^2 \rho D_p^2 \quad (17)$$

식 (15) ~ (17)의 추력감소비(t_p)와 반류비(w_p)는 Artyszuk(2003)에서의 결과를 활용하였다. 프로펠러 추력 $K_T(J)$ 에 대한 근사 계수 k_0, k_1, k_2 는 K_T 곡선을 2차 다항식으로 근사한 식 (18)로부터 얻어진다.

$$K_T(J) \approx \sum_{i=0}^2 k_i J^i = k_0 + k_1 J + k_2 J^2 \quad (18)$$

3.2 2nd Part 계산절차

두 번째 부분(Part 2)은 선박의 임계속도로부터 얻어지는 임계 프루드 수를 계산하는 부분이다. 임계속도는 추력 T_e 와 저항 R 사이의 평형방정식(식 (20))의 해로부터 계산될 수 있다.

$$Fn_{cr} = u_{cr} / \sqrt{Lg} \quad (19)$$

여기서 임계속도, u_{cr} 은 식 (20)의 해이다.

$$T_e(u_{cr}; n_{cr}) - R(u_{cr}) = 0 \quad (20)$$

$$T_e(u_{cr}; n_{cr}) = (1-t_p) \rho m_{cr}^2 D_p^4 \{k_0 + k_1 J + k_2 J^2\} \quad (21)$$

$$R(u_{cr}) = r_0 + r_1 u_{cr} + r_2 u_{cr}^2 + r_3 u_{cr}^3 + r_4 u_{cr}^4 + r_5 u_{cr}^5 \quad (22)$$

여기서 J 는 식 (23)과 같다.

$$J = \frac{u_{cr}(1-w_p)}{n_{cr} D_p} \quad (23)$$

임계 프루드 수 Fn_{cr} 에 따라, $C_{2,ij}$ 는 식 (24)와 같이 0 또는 1로 정해진다.

$$C_{2,ij} = \begin{cases} 1 & \text{if } Fn > Fn_{cr} \\ 0 & \text{if } Fn \leq Fn_{cr} \end{cases} \quad (24)$$

식 (24)의 $C_{2,ij}$ 값은 Fig. 1의 파장에 대한 선박길이의 비 r_i , 파랑경사 s_j 간격에 따른 i 번째 요소 개수와 j 번째 요소 개수의 곱 $i \times j$ 크기의 행렬 요소에 0 또는 1이 배치되는 의미이다.

3.3 3rd Part 계산절차

세 번째 부분(Part 3)은 파랑경사 s_j , 파장에 대한 선박길이의 비 r_i , 유의 파고 H_s , 그리고 Zero-crossing 파도 주기 T_z 으로 구성된 파도의 확률분포 가중함수 W_{ij} 를 구성하는 부분이다. W_{ij} 의 계산식은 Pierson-Moskowitz(PM) 타입의 파도 스펙트럼에 기반한 확률밀도함수이다. 이 파도 스펙트럼은 북대서양에서 측정된 파도 데이터를 근거로 완전히 발달된 해상에서 주로 사용되는 스펙트럼이다.

$$W_{ij} = \frac{4\sqrt{g}}{\pi\nu} \frac{L^{5/2} T_{01}}{H_s^3} s_j^2 r_i^{3/2} \left(\frac{\sqrt{1+\nu^2}}{1+\sqrt{1+\nu^2}} \right) \Delta r \Delta s \quad (25)$$

$$* \exp \left[-2 \left(\frac{L r_i s_j}{H_s} \right)^2 \left\{ 1 + \frac{1}{\nu^2} \left(1 - \sqrt{\frac{g T_{01}^2}{2\pi r_i L}} \right)^2 \right\} \right]$$

여기서, 식 (26)의 T_{01} 와 ν 는 IMO 기준 초안(IMO, 2019)에서 정의된 상수이다.

$$T_{01} = 1.086 T_z$$

$$\nu = 0.425 \quad (26)$$

그리고 식 (27)의 C_2 는 $C_{2,ij} \times W_{ij}$ 의 합으로 구성된다.

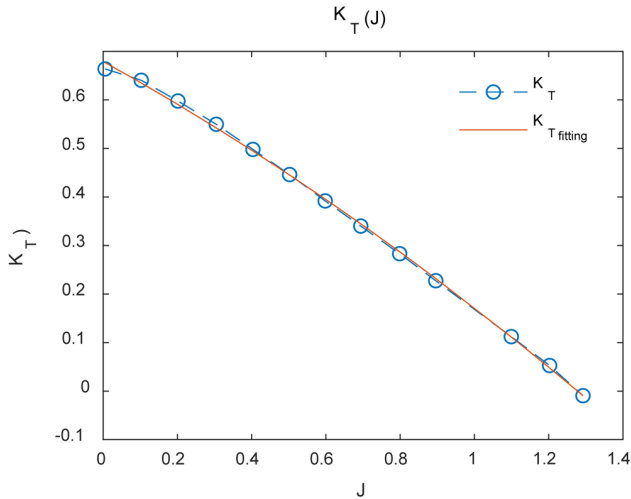


Fig. 4 K_T curve from open water test

Table 2 $K_T(J)$ curve coefficients

K_T	k_0	k_1	k_2
	0.6793	-0.4235	-0.0846

추진 곡선의 2차 다항식으로 근사된 계수는 Table 2에, 저항력의 5차 다항식으로 근사된 계수는 Table 3에 각각 나타내었다. Table 2와 3의 근사한 계수를 통해 계산한 근사 곡선이 실험 데이터와 매우 잘 일치함을 알 수 있으며 계산에 있어 신뢰성을 확보할 수 있다.

Table 2-3의 계수들을 통해 식 (4)의 프로펠러 임계 회전수 (n_{cr})에 대한 2차 방정식 해를 구한다. 구한 n_{cr} 의 값을 식 (20)에 대입하여 임계속도(u_{cr})를 미지수로 하는 5차 방정식의 해를 구하여 임계 프루드 수를 산출한다.

따라서, Fig. 1의 계산절차에 근거하여 Fig. 2에서와 동일한 프루드 수 범위에 따라 선박 모델 D1~D7에 대해 취약성 기준 Level 2에 대한 C 값의 계산결과를 Fig. 5에 나타내었다. 식 (14)의 파랑에 의한 가진력을 계산할 때 입사파로 인한 Froude-Krylov 힘과 Diffraction으로 인한 힘까지 고려하여 계산한 결과로 레벨 2 취약성 만족 기준인 식 (27)의 $R_{SR}(=0.005)$ 값 주변의 선박의 취약성 모드를 평가하기 위해 Fig. 6에서와 같이 확대하여 보았다. C 값이 0.005 인 주변에 대해 자세히 평가하기 위해 Fig. 6의 프루드 수 0.3에서 0.4 사이의 구간에 대해 촘촘한 간격으로 계산을 수행할 필요가 있음을 알 수 있다.

Table 3 Resistance coefficients for D1 ~ D7 ($r_0 = 0$)

Model	D1	D2	D3	D4	D5	D6	D7
r_1	127160	207591.5	138849.4	159050.6	126717.9	184706.8	112809.9
r_2	-46728.5	-76362.4	-50525.7	-58777.1	-46328.2	-69120.9	-42108.6
r_3	5932.393	9510.513	6350.651	7452.266	5882.985	8769.389	5491.831
r_4	-262.866	-424.447	-281.992	-339.01	-259.526	-393.923	-246.644
r_5	3.876371	6.353195	4.194455	5.205093	3.79488	5.912498	3.681096

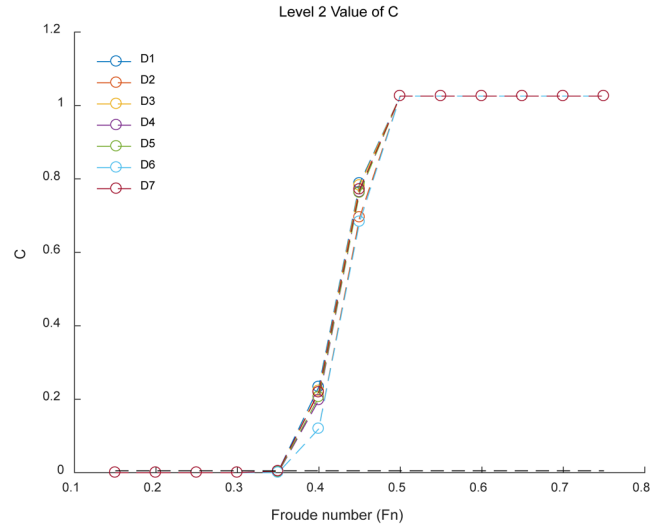


Fig. 5 Index C for all 7 hulls with diffraction in Froude number range of 0.15 ~ 0.75

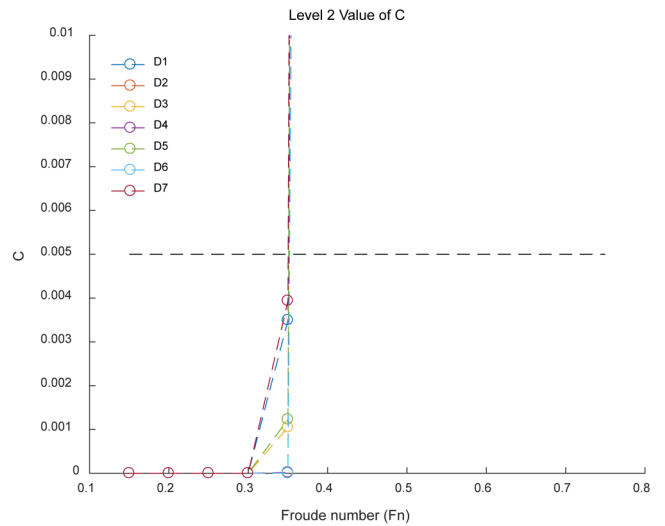


Fig. 6 Index C for all 7 hulls with diffraction in C value range of 0~0.01

프루드 수 0.3에서 0.4 사이에 서프라이딩/브로칭 취약성 모드 판단기준 Level 2를 심층적으로 판단하기 위해 Fig. 7에 Begovie et al.(2018)의 결과와 비교하여 나타내었다. 7개 모델에 대하여 취약성 실패 기준 $C=0.005$ 를 넘는 프루드 수가 조금씩 차이가 있음을 확인할 수 있다. 그리고 Fig. 7에 있는 Begovie et al.

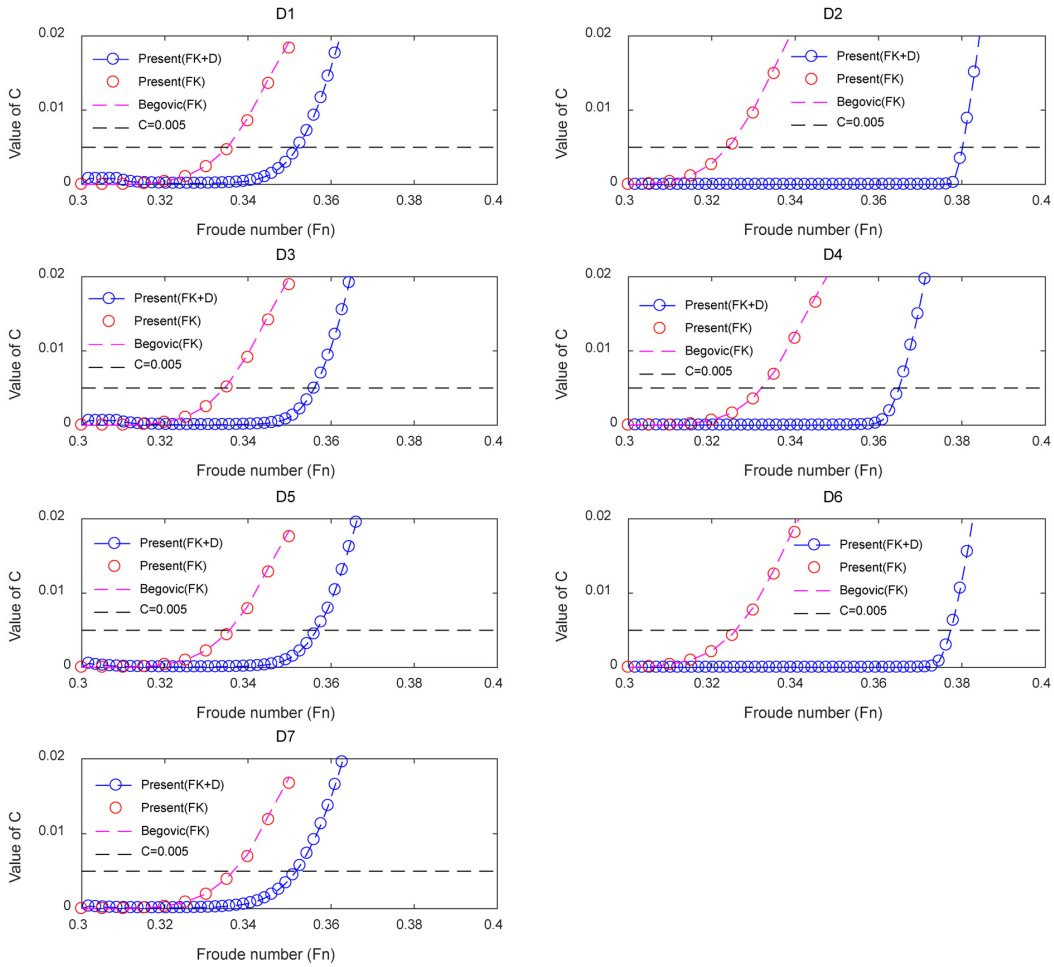


Fig. 7 Index C for all 7 hulls in Froude range of 0.3~0.4

(2018)의 계산결과와 비교하였다. Begovic et al.(2018)의 계산에서는 입사파로 인한 Froude-Krylov(FK) 힘만 고려한 반면 본 연구의 계산코드에서는 Froude-Kylove(FK)만 고려하여 계산한 결과로 코드의 유효성을 검증하고 Froude-Kylove 힘과 Diffraction(D)에 의한 힘까지(FK+D) 고려하여 계산한 결과도 함께 비교하였다.

Froude-Krylove 힘만 고려한 경우는 본 연구의 계산코드에서 수행된 C의 계산값과 Begovic et al.(2018)의 결과가 동일함을 보이지만 Diffraction에 의한 힘까지 고려한 경우보다 주어진 프루드 수 대비 C 값이 높게 나오는 것을 확인할 수 있다.

이 결과의 차이에 대해 Ito et al.(2014)는 Froude-Krylove 힘만 고려하여 계산된 선체에 작용하는 외력이 실제 실험에서 측정된 외력보다 크기 때문에 파랑에 의한 가진력을 얼마나 정확하게 계산해내는지의 여부에 따라 계산의 정확도가 차이가 날 수 있다고 언급하였다. 따라서 본 연구에서는 Diffraction까지 고려하여 보다 정확한 계산에 의한 Level 2 기준을 만족하는 증가된 프루드 수를 제시함으로써 서프라이딩/브로칭 취약모드에 대한 설계마진을 더 확보함을 보여주었다.

5. 결 론

최근 국제해사기구(IMO)에서 선박의 2세대 복원성 기준에 대

한 기술적 논의가 활발히 진행되고 있다. 본 연구에서는 현재 논의되고 있는 5가지 복원성 손실 원인(순수복원성 손실, 파라메트릭 롤, 서프라이딩/브로칭, 데드스텝 상태, 과도한 가속) 중에서 주로 소형 선박에 해당하는 서프라이딩/브로칭에 대해 집중하였다. 선박의 길이, 속도를 기반으로 한 프루드 수로 판정하는 Level 1 기준을 만족하지 못하는 경우, 파랑 중에서의 유체 동역학을 고려한 Level 2 기준의 복잡한 계산을 수행하기 위해 본 연구에서 IMO에서 규정한 기준 초안에 따른 수학적 모델링과 주어진 선박데이터를 바탕으로 개발한 코드를 통해 Level 2 취약성 기준 계산을 수행하였다. Level 1 기준을 비교적 작은 수치의 차이로 만족시키지 못하는 경우인 프루드 수 0.3에서 0.4 사이의 구간에 대해 Level 2 기준으로 자세히 계산을 수행한 결과 Surge 방향의 부가질량계수를 포함하여 파랑에 의한 가진력을 얼마나 정확하게 계산해내는지의 여부에 따라 계산의 정확도가 차이가 날 수 있음을 확인할 수 있었다.

이처럼 검증된 계산절차를 바탕으로 국내 소형 선박데이터를 활용한 복원성 계산을 통해 2세대 복원성 규정에 대한 기술적 논의와 이 규정이 선박에 미칠 영향을 분석함으로써, 국제적으로 우리나라의 관련업계 이익을 보호할 수 있는 대응 안을 확립하고, 국내적으로는 규정 발효에 따라 예상되는 선박설계 및 선박 기자재 업계의 대응전략을 조기에 마련할 수 있는 효과가

예상된다.

또한, 추후 직접복원성 평가 및 모형 실험수행을 통해 계산 결과의 차이가 발생한 프루드 수 구간에 대해 심층적인 분석을 실시할 예정이다.

후 기

이 논문은 2019년 해양수산부 재원으로 해양수산과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(선박 안정성 향상을 위한 IMO 2세대 복원성 검증기술 개발 20180318)

References

- Artyszuk, J., 2003. Wave Fraction and Thrust Deduction During Ship Astern Manoeuvres. WIT Transactions on The Built Environment, 68. <https://doi.org/10.2495/MT030121>
- Begovic, E., Bertorello, C., Boccardo, G., Rinauro, B., 2018. Application of Surf-riding and Broaching Criteria for the Systematic Series D Models. Ocean Engineering, 170, 246-265. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2018.08.062>
- Belenky, V., Bassler, C.C., Spyrou, K.J., 2011. Development of Second Generation Intact Stability Criteria. Hydromechanics Department Report, Naval Surface Warfare Center Carderock Division-50-TR-2011/065.
- IMO, 2015a. Draft Guidelines of Direct Stability Assessment Procedures for Use with the Second Generation Intact Stability Criteria. SDC 2/WP.4.
- IMO, 2015b. Draft Guidelines of Direct Stability Assessment Procedures for Use with the Second Generation Intact Stability Criteria. SDC 3/6/6.
- IMO, 2015c. Draft Guidelines of Direct Stability Assessment Procedures for Use with the Second Generation Intact Stability Criteria. SDC 3/INF.10.
- IMO, 2016a. Draft Guidelines of Direct Stability Assessment Procedures for Use with the Second Generation Intact Stability Criteria. SDC 3/WP.5.
- IMO, 2016b. Draft Guidelines of Direct Stability Assessment Procedures for Use with the Second Generation Intact Stability Criteria. SDC 4/5/4.
- IMO, 2017a. Draft Guidelines of Direct Stability Assessment Procedures for Use with the Second Generation Intact Stability Criteria. SDC 4/WP.4 Annex 1.
- IMO, 2017b. Draft Guidelines of Direct Stability Assessment Procedures for Use with the Second Generation Intact Stability Criteria. SDC 5/INF 4 Add.1.
- IMO, 2019. Draft Guidelines of Direct Stability Assessment Procedures for Use with the Second Generation Intact Stability Criteria. SDC 6/WP.6.
- Ito, Y., Umeda, N., Kubo, H., 2014. Hydrodynamic Aspects on Vulnerability Criteria for Surf-riding of Ships. Journal Teknologi, 66(2), 127-132. <https://doi.org/10.11113/jt.v66.2498>
- Kracht, A.M., Jacobsen, A., 1992. D-Series Systematic Experiments with Models of Fast Twin-screw Displacement Ship. SNAME Transactions, 100, 199-222.
- Maki, A., Umeda, N., Renilson, M., Ueta, T., 2010. Analytical Formulae for Predicting the Surf-riding Threshold for a Ship in Following Seas. Journal of Marine Science and Technology, 15(3), 218-229. <https://doi.org/10.1007/s00773-010-0085-y>
- Spyrou, K.J., 2001. The Nonlinear Dynamics of Ships in Broaching. Marie Curie Fellowships Annals, 1.

Erosion Control Line (ECL) Establishment Using Coastal Erosion Width Prediction Model by High Wave Height

Seung-Min Park^{ID*}, Seol-Hwa Park^{ID*}, Jung-Lyul Lee^{ID**} and Tae-Kon Kim^{ID***}

^{*}Department of Technical Research Center, Hyein E&C, Seoul, Korea

^{**}School of Water Resources Engineering, Sungkyunkwan University, Suwon, Korea

^{***}School of Civil, Architecture and Environmental System Engineering, Sungkyunkwan University, Suwon, Korea

고파랑 해안 침식폭 예측모델을 이용한 침식한계선(ECL) 설정

박승민^{ID*} · 박설화^{ID*} · 이정렬^{ID**} · 김태곤^{ID***}

^{*}(주)헤인이앤씨 기술연구소

^{**}성균관대학교 수자원대학원

^{***}성균관대학교 건설환경시스템공학과

KEY WORDS: Erosion control line 침식한계선, Mean shore line 평균해안선, HaeSaBeeN 고파랑 해안 침식폭 예측모델, Normal distribution 정규분포, Median grain size 중앙입경(D_{50})

ABSTRACT: The average coastline and the erosion control line introduced as the management coastline, and the average shoreline (MSL) was established from the observed coastline. Also, the median grain size and the wave height of 30-years return period were applied. The erosion control line (ECL) was established through the model, HaeSaBeeN. These two lines set the coastline for evaluation. Based on the observed monitoring data along the coastline, the 1-day variation according to the normal distribution was used to estimate the regional variation, and the width of the erosion was calculated by applying the median grain size (D_{50}) and the wave height of 30-years return period through the high-wave coastal erosion width model, i.e., HaeSaBeeN.

1. 서 론

연안에서 빈번히 발생하는 침식문제가 사회적 이슈로 크게 대두되고 있으며, 이를 예방 및 방지를 하고자 모니터링 및 침식저감 기술의 필요성이 증대되고 있다. 이러한 연안침식관리 문제를 해결하기 위해서는 해안수리학 및 표사특성을 고려한 공학기술 분야의 연안침식 방지기술 개발뿐만 아니라, 목적에 따른 해안선의 개념 정립이 필요하다. 현재 연안침식 대응기술 개발(MOF, 2018) 및 연안침식 대응정책의 개선방안 연구(KMI, 2017) 등의 연구를 통해 침식 대응정책이 제도 및 정책부문 개선을 통한 중장기 정책 수립, 대응 조직별 역할 강화, 토사종합 관리 시행 등을 제시하였다. 하지만 이는 연구의 필요성과 방향성에 대한 내용이 주로 이루고 있는 실정이다. 또한, 해빈과정의 해안선 변화에 관한 실험적 연구(Son and Lee, 2000), 해안선 변형 예측에 대한 수치모델 연구(Park et al., 1993), 후포해빈에서 해안선의 장기변화 및 전연안표사량의 추정(Park and Lee, 2007), 부산 송도해수욕장의 해안선변화 특성 분석(Kim and

Yoon, 2010) 등 연구가 진행되어 있지만, 해안선 관리를 위한 목적별 해안선이 정리되어 있지 않다.

해외사례를 살펴보면 영국에서는 해안을 25개로 구분하고 중장기 해안선변화에 따라 4가지 관리정책(무간섭, 후퇴방호, 유지방호, 전진방호) 중 하나를 채택하는 해안선 관리계획을 수립하고 시행중에 있으며, 이 외에 미국, 영국, 호주, 유럽연합(EU) 등 선진국에서는 해안관리의 목적별로 해안선을 설정하고 이를 기초로 설계 및 정책을 수립하고 있다. 이와 같이 선진국에서는 자국의 해안을 관리하기 위해 목적별 해안선을 정립하여 다양한 분야에 활용하고 있다.

미국은 현재 약 23개주에서 연안관리선 규정을 가지고 있으며, 플로리다의 경우 해안선과 연안육역개발통제선(Coastal construction control line, CCCL) 사이에 연안후퇴선(Beach setback line)을 설정하여 개발을 제한하는 완충구간을 두고 있으며, 노스캐롤라이나 주는 해양금지법(Oceanfront setback law)을 통해 해역을 관리하고 있으며 적용 해역은 연평균 침식률이나 개발계획을 고려하여 지정하며 관리해안선 설정시 기준선이

Received 9 December 2019, revised 17 December 2019, accepted 19 December 2019

Corresponding author Seung-Min Park: +82-10-4066-4174, skinsin@nate.com ORCID: https://orcid.org/0000-0003-0138-976X

© 2019, 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.

되는 곳은 식생대 경계선으로 구조물 크기에 따라 다르게 적용되고 있다. 또한, 사우스캐롤라이나 주는 해변관리법(Beachfront management act)을 지정하였으며, 해안선 전지역에 관리해안선을 적용하고 있으며, 침식해안의 연간 침식률, 구조물 면적에 따라 다르게 적용하고 있다(NOAA, 2012).

영국의 경우 해안선 관리 계획(Shoreline management plan)을 시행하여 전 해안을 49개의 단위표사계로 분류하여 단위표사계별 정책을 수립(DEFRA, 2006)하고 있으며, 호주는 수평해안후퇴기준(Horizontal setback datum)에서부터 제공되는 해안 유형의 물리적 또는 생물학적 특성과 관련하여 결정되며, 계획주기를 100년으로 정하여 연안침식, 해수면 상승 등의 요인에 의한 연안후퇴선(Setback line)을 설정하고 있다(Western Australian Planning Commission, 2006). 또한, 유럽연합(EU)은 지중해와 유럽 국가의 각기 다른 적용법을 통일하기 위한 통합된 방법론을 제시하였으며, 해안관리선을 해안의 유형, 물리적 과정, 생물학적 과정, 사회 경제적, 법적, 이해 관계자의 인식 등을 종합하여 설정하고 있다(Van Rijin, 2010).

반면 국내에서는 해양수산부, 국립해양조사원 등에서 연안정비사업, 수로측량, 수리현상 조사 용역 등을 통해 많은 해안선 측량 성과를 수집하고 있지만 단순히 해안의 침·퇴적 경향을 파악하는데 활용하고 있다. 또한 기존에 관측된 해안선 자료는 측량 성과를 활용하고자 하는 이용자가 손쉽게 접근이 가능하여야 하나 이를 수행한 업체만 소유하고 있어 이를 활용하거나 수집하는 것은 매우 힘든 실정이다.

파랑 에너지와 일반적인 선의 개념의 해안선과 달리 바다와 육지가 만나는 정점(Point)의 의미로 사용하려는 해안정선 변화는 밀접한 관련이 있다. 파랑 에너지에 따라 형성되는 횡단표사의 유입과 유출의 변화에 의하여 해안선의 변화가 초래된다. 횡단표사는 해안선과 수직방향으로 이동하는 표사를 말하며, 연안역으로 횡단표사 유입과 유출의 관계에 따라 해변의 침식과 퇴적 특성이 결정되며, 결과적으로 해안선이 전진하고 후퇴하는 등의 반응을 일으킨다. 일반적으로 파랑 에너지가 낮은 여름철에는 연안역으로의 횡단표사가 우월하여 해안정선이 전진하고 파랑 에너지가 큰 겨울철에는 해변단의 전면이 깎이며, 외해로의 횡단표사가 발생하여 해안정선이 후퇴하는 침식이 발생한다(Kim and Lee, 2015).

파랑 에너지 유입에 의한 해안정선의 전진 또는 후퇴 등의 반응은 Larson and Kraus(1989)에 의하여 이론적으로 처음 제안되었다. 그 후 Dean(1991)은 양빈 프로젝트에 적용하여 이론적 타당성을 검증하였고, Kriebel and Dean(1993)과 Miller and Dean(2004)은 폭풍에 의한 현지 해안정선 반응에 대한 모델링으로 확장하였다. 최근에 Yates et al.(2009)은 해변이 지속적으로 파랑 에너지에 노출되는 경우 고유한 해안정선의 위치로 수렴할 것이라는 가정 하에 약 65km에 달하는 미국 서부 캘리포니아 해변에서 약 5년간 파랑 에너지, 평균해수면, 해변측량 그리고 그에 따른 해안정선의 전진 또는 후퇴 양상에 대한 현장관측을 수행하였다.

선행연구 Kim and Lee(2018)에서 Dean(1977)의 평형해빈단면의 개념을 이용하여 유입되는 파랑 에너지에 따라 수렴하는 고유한 해안정선 위치간의 변화관계를 분석하였으며, 관측을 수행하지 않고도 해변 입자 특성으로부터 그 관계를 얻어내는 방

법론을 제시하였다. 따라서 본 연구에서는 관리해안선으로 평균해안선과 침식한계선을 적용하는 방법을 도입하였으며, 이는 관측된 해안선으로부터 평균해안선(Mean shore line, MSL)을 설정하고 중앙입경(D_{50})과 30년 빈도 설계파고를 적용하여 고파랑에 의한 해안 침식폭 예측 모델인 HacSaBeeN을 통해 침식한계선(Erosion control line, ECL) 설정을 하였다.

2. 목적별 관리해안선 구분 및 정의

2.1 관리해안선 구분 및 정의

본 연구에서는 선진국 관리해안선 사례 조사와 국내 연안에서의 주거, 해양공사 여건 등을 고려하여 목적별 관리해안선으로 연안해역행위제한선, 평형(평균)해안선, 연안침식관리해안선, 연안육역개발통제선과 같이 4가지 해안선을 두고 아래와 같이 정의한다.

연안해역행위제한선(Offshore action control line, OACL)은 연안에서 발생하는 준설공사 등과 같이 연안 표사계의 침식을 직접적으로 유발하는 공사 또는 행위를 제한하는 준설공사 등과 같이 연안 표사계의 침식을 직접적으로 유발하는 공사 또는 행위를 제한하는 해안선으로 해안선 설정은 장기간의 수심측량 자료로부터 수심의 변화가 거의 발생하지 않는 수심을 기초로 설정한다. 이를 설정하는데 깊게 관련된 수심으로는 이동한계수심(Closure depth)이 있다.

평형해안선(Equilibrium shore line, ESL)은 장기간 해안선 측량 자료를 활용하여 해안선의 평균으로부터 추출하여 결정하므로 평균해안선으로서 일반적으로 우리가 지칭하는 해안선에 해당된다. 따라서 평형해안선은 단기적인 유입 파랑의 변화로 발생하는 해안선 변화는 무시되고 모래보전적인 차원의 장기적인 관점의 관리해안선을 의미한다.

연안침식관리선(ECL)은 해안침식의 단기적인 해안선 변화 개념으로 폭풍 및 태풍 내습시 해안 침식으로부터 주거시설, 호안도로, 식생공간 등을 보호하기 위한 해안선으로 평형해안선으로부터 해안선 침식폭 만큼의 완충 여유폭을 설정하여 결정한다. 즉, 연안침식관리선은 평형해안선과 달리 재해적인 관점에서 고파랑이나 단기적 재해로 인해 발생하는 해안선 후퇴에 따른 해안도로 및 구조물을 보호하기 위해 설정한 관리해안선이다. 이 해안선은 장기간 관측자료로부터 빈도분석을 통해 결정된다. 본 연구에서는 30년 빈도 침식해안선을 연안침식관리선으로 설정하였다.

연안육역개발통제선은 해수면상승, 파의 치오름 등과 같이 파랑 또는 수위상승 등 재해로 인해 피해가 예상되는 경계선으로 대상지역에는 개발제한 또는 피해를 방지할 수 있는 시설을 설치하여야 한다. 즉, 물로 인한 침수 또는 영향으로 인한 피해가 예상되는 해안선으로 기존에 피해를 받은 해안선이거나 100년 빈도의 파랑 또는 해수면 상승 등을 적용한 수치실험 결과를 기초로 적용된다.

2.2 목표 및 평가 해안선의 구분

연안역의 환경보존 및 재해저감을 위하여 평형해안선과 침식한계선 등 4가지 관리해안선의 필요성을 언급하였다. 그러나 실질적인 관리를 위하여 관리의 목표가 되는 목표해안선의 설정

이 필요하다. 즉, 평형해안선과 침식한계선과 같은 관리해안선은 사빈보전 목표와 침식 저지라는 목표를 이루기 위한 관리해안선으로 그 달성 여부를 평가하기 위해서는 보전하고자 하는 해안선의 연평균 값에 대한 목표로서의 ‘평균유지 목표해안선’과 침식을 저지시킬 한계선으로서의 ‘침식저지 목표해안선’이라는 목표해안선의 정의와 설정이 우선시 된다. 연평균적으로 보전하고자 하는 이른바 ‘평균유지 목표해안선’을 설정하는 방법은 다음과 같이 세 가지 종류가 있을 수 있다. 첫째는 오래전 기후 변화나 연안개발이 이루어지기 전의 해안선을 항공사진 등의 방법으로 취득하여 지속적으로 유지되도록 설정하는 방법이고 둘째는 현재의 해양 및 연안 환경을 인정하고 최근 몇 년간 취득한 해안선이라도 지속적으로 유지할 목적을 갖고 설정하는 방법이며, 마지막으로 이러한 자료보다는 사질 해변의 기대효용의 수준에 따라 관리책임 기관에서 임의로 설정하도록 하는 방법도 가능하다.

마지막 방법은 현재 평균해안선의 유지보다는 미래 해안침식율(Background erosion rate)을 감안하여 평균목표해안선을 보수적으로 후퇴시켜 설정할 수 있으나 충분한 완충공간이 확보되는 경우가 아니면 침식의 재현빈도 증가로 피해 규모가 커질 수 있다. 그 반대로 현재의 해변의 효용성을 증가시켜 좀 더 나은 가치를 창출할 목적으로 지속적인 양빈이나 침식저감 시설의 배치를 통하여 평균유지 목표해안선을 전진시키는 것도 가능하다. 그러나 이러한 목표해안선은 어떤 방법을 취하든 일단 사회적 결정 과정을 거쳐 정해지면 특별히 달리 변경하지 않는 한 지속되는 것으로 간주한다.

이와 같이 목표해안선이 설정되면 관리의 척도로 소개된 평형해안선과 침식한계선이라는 평가해안선의 정량적 평가가 필요하다. 목표해안선은 일단 결정되면 변하지 않는 해안선이나

평가해안선은 기후의 변화 그리고 유역, 연안, 해역 환경의 변화에 따라 시간적, 공간적으로 변화가 발생한다. 이러한 변화를 예측하는 방법론으로는 충분한 관측 자료의 확보나 믿을 만한 예측 수단의 개발로 가능하며 본 연구에서는 그 방법론을 소개한다. 아래 Fig. 1은 평형해안선과 침식한계선을 비롯하여 연안 침식 관리를 위하여 필요한 관리해안선과 평형해안선, 그에 대한 효율적 관리를 위한 목표해안선을 함께 도시한 것이며 Table 1은 그에 대한 간단한 정의를 보여준다.

3. 평가해안선 설정기술

3.1 평가해안선 설정

연안정비사업 전·후의 평가해안선 설정기술의 과정은 평균해안선(MSL)설정과 침식한계선(ECL)을 통해 이루어진다. 해안선 장기관측 데이터를 통해 평균해안선을 설정하고 해안구조물 설치에 따른 해안선 변화를 예측하여 평형해안선 예측 모델인 미파솔(MeePaSoL)을 통하여 평균해안선을 설정한다. 또한, 해안선 관측 데이터의 변동성 분석을 통해 중앙입경 및 30년 빈도 파고값을 적용하여 고파랑 해안 침식폭 예측 모델인 해사빈(HaeSaBeeN)에 적용하면 침식한계선 설정이 가능해진다. 이 두 라인을 통해 평가해안선의 설정이 이루어지며 Fig. 2에 나타내었다.

3.2 관측자료를 이용한 침식한계선 설정

관측 자료를 통한 해안선 변동성 분석과 30년 빈도 파고, 중앙 입경, 해변경사의 적용을 통한 고파랑 침식 폭을 산정한다. 수집한 해안선 자료를 기초로 각 표본해안별 평균해안선 및 30년 빈도 침식선을 산정하여 아래 Fig. 3에 나타내었다. 평균해안

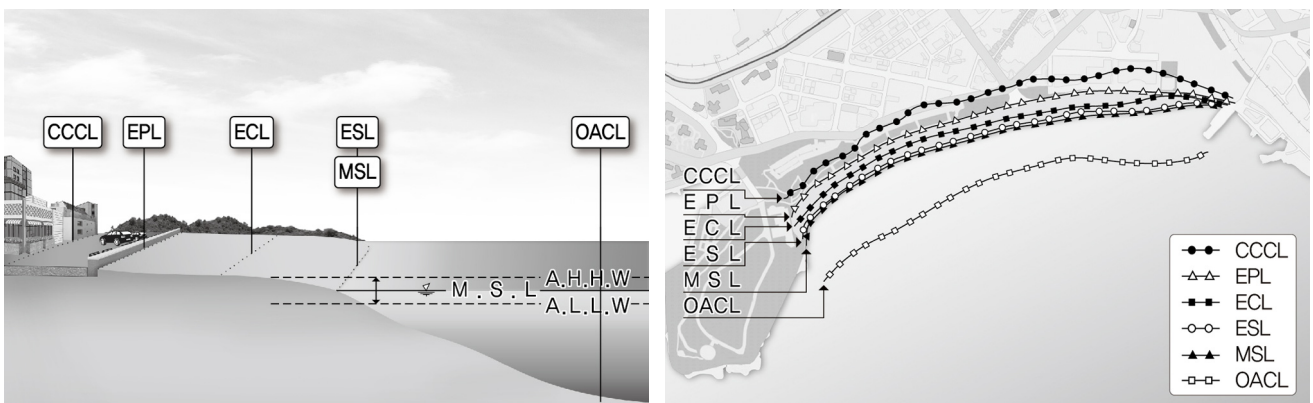


Fig. 1 Shoreline for coastal erosion management

Table 1 Definition of control coastal line

Line name	Definition	Explanation
CCCL	Coastal constant control line	Boundaries that are expected to be damaged by disaster
EPL	Erosion prevention line	Erosion setback line to protect the living area (Short-term erosion coastline)
ECL	Erosion control line	Line established to protect coastal roads and structures
ESL	Equilibrium shore line	Common shoreline
MSL	Mean shore line	Observed Average Coastline
OACL	Ocean action control line	Coastline in order to restrict constructions or activities

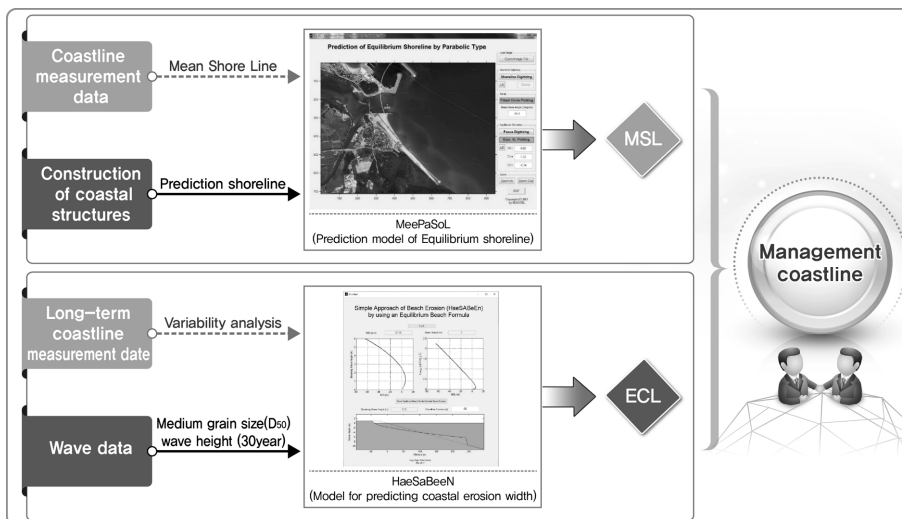


Fig. 2 Establishment of management coastline



Fig. 3 Establishment of MSL and ECL

Table 2 Normal distribution function $\sigma=1$, erosion width by return period

Return period [yr]	Erosion width [m]
1	1.15
10	2.24
30	2.64
50	2.81
100	3.02

선은 관측데이터의 평균값이며, 30년 빈도 침식선의 경우 평균 해안선을 기준으로 정규분포함수에서 $\sigma=1$ 일 때 재현주기에 따른 침식폭 값을 적용하여 산정하였다.

수집된 해안선 자료를 기초로 각 해안별 해안선 변동성 분석을 수행하였다. Table 2에서 제시한 30년 빈도 침식선의 경우 수집 해안선이 정규분포를 이룰 때, $\sigma=1$ 에 대한 값을 도시화한 결과이며, 본 연구에서는 해변별 관측자료를 기초로 σ 값을 재산정하여 일일 변동폭을 산정하였다.

봉포해변은 수집된 52회 해안선 측량자료를 모두 이용하였으며, 정규분포를 통해 산정된 표준편차(σ)는 9.48이 산정되었고, 속초해변은 수집된 31회 해안선 측량결과를 모두 이용하여 정규분포를 통해 산정된 표준편차(σ)는 13.35가 산정되었으며, 맹방해변은 수집된 54회 해안선 측량결과 중 관측 길이가 짧은 2018년 6월, 7월, 9월 및 2019년 2월, 3월, 6월 총 6개 데이터를 제외한 48개를 이용하여 정규분포곡선을 산정하였다. 이때, 표준편차(σ)는 16.12가 산정되었다. 또한, 정동진해변은 수집된 37

Table 3 Result of the 1-day variance

Beach location	1-day variation [σ]	1-day variance (30 year, m) (Erosion width $\times \sigma$)
Bongpo	9.48	25.03
Sokcho	13.35	35.25
Maengbang	16.12	42.57
Jeongdongjin	17.59	46.44

회 해안선 측량결과 모두를 이용하였으며, 정규분포를 통해 산정된 표준편차(σ)는 17.59가 산정되었다. 산정된 일일 변동폭은 1일 간격으로 30년 동안 관측했을 시 최대 침식폭으로 정의할 수 있다. 아래 Fig. 4는 각 해변별 정규분포 곡선을 나타내었고, Table 3은 30년 빈도 일일 변동폭을 나타낸 결과이다.

3.3 평행해빈단면 개념을 이용한 해안선 변동

Dean(1977)의 평행해빈단면의 개념을 이용하여 유입되는 파랑 에너지에 따라 수렴하는 고유한 해안선 위치간의 변화관계를 분석한 선행연구 Kim and Lee(2018)에서 현장 관측으로부터 유입되는 파랑 에너지에 따른 고유한 해안선 위치에 대한 관계식이 아닌 모든 해안에 대하여 이러한 관측을 수행하지 않고도 해변 입자 특성에서부터 그 관계를 얻어내는 방법론을 제시하였다.

이와 같은 방법론은 가장 단순하면서도 보편적으로 인정되고 있는 대표적 해빈단면곡선식이며, 이를 이용하면 비교적 간단하게 중앙입경(D_{50}) 자료나 해변축척계수(A)로부터 입사하는

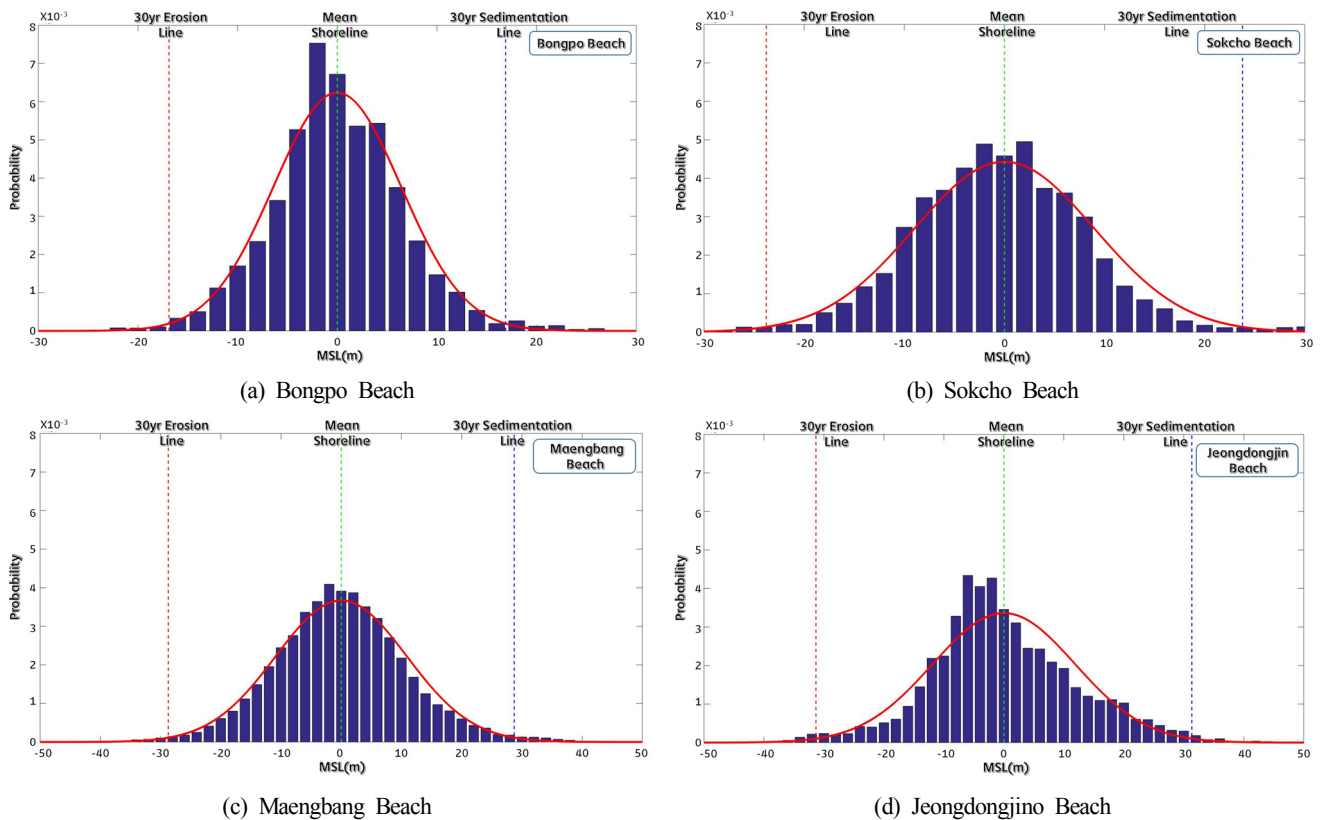


Fig. 4 Normal distribution curve

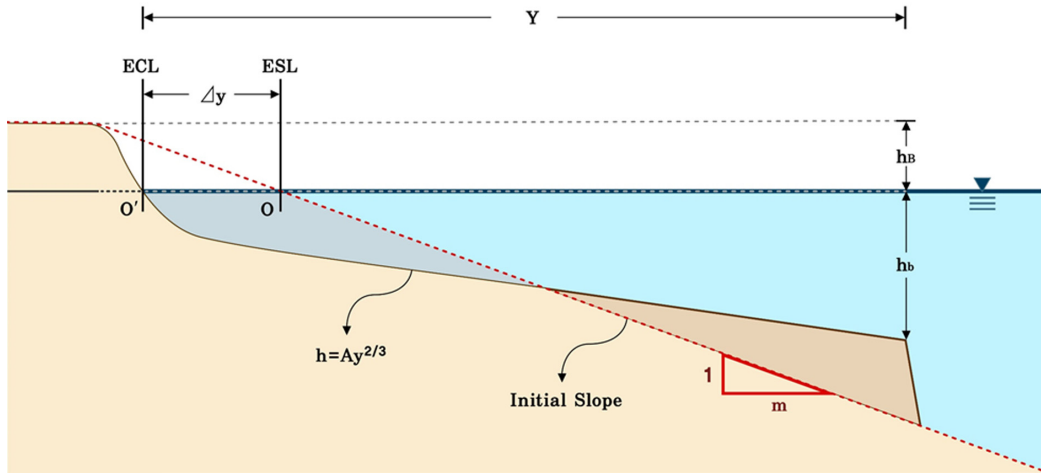


Fig. 5 Concept and definition of HaeSaBeeN model using equilibrium beach profile

고파랑의 쇄파고에 따라 해빈정선의 전진·후퇴의 경향을 파악하여 침식폭을 추정할 수 있도록 하였다. 충분히 긴 시간 지속적으로 파랑이 입사하며, 파고가 낮은 평상파가 지속될 경우 해빈단면이 1:m의 일정 경사면을 회복한다고 가정하였고, 개념에 대한 정의는 아래 Fig. 5와 같다.

위 방법론을 기초로 하여 중앙입경(D_{50})자료에 의한 파고(Wave height)와 파랑에너지(Wave energy)의 평균해안선(MSL)간의 상관성과 해빈단(Berm height)의 영향을 고려하여 파고에 따른 해안선 전진, 후퇴 경향을 간단하게 살펴볼 수 있는 HaeSaBeeN 모형을 개발하였다.

고파랑 시 해빈축척계수(A)에 따른 Dean and Chales(1994)의 해빈단면과 비교하여 Side view의 해빈단면적이 보전된다는 가정에서 유도하였다. 초기 1:m의 일정 경사로 이루어진 면적(A_1)과 고파랑 유입시 해빈축척계수(A)로 변형되는 면적(A_2)을 두고 서로의 면적이 같게 된다고 하였고, 아래 식 (1)과 같이 표현하였다.

$$A_1 = \frac{(y_b - \Delta y)^2}{2m} \text{ and } A_2 = A \int_0^{y_b} y dy = \frac{3}{5} A y_b^{5/3} = \frac{3}{5} \frac{h_b^{5/2}}{A^{3/2}} \quad (1)$$

여기서, 첨차 b 는 Braking depth를 의미한다. y_b 는 점 O 에서부터 Braking depth까지의 이안거리, Δy 는 고파랑 유입에 따라 전진, 후퇴로 인해 형성되는 이안거리이고, Y 에서 y_b 를 빼면 결정된다. 그리고 식 (1)을 침식폭 Δy 에 관하여 정리하면 식 (2)와 같이 표현된다.

$$\Delta Y = \left(\frac{H_b}{\kappa A} \right)^{3/2} - \sqrt{\frac{6m}{5} \frac{H_b^{5/2}}{\kappa^{5/2} A^{3/2}}} \quad (2)$$

여기서, y_b 는 식 (3)과 같이 적용하였고, 이를 h_b 에 관하여 재정리하면 식 (4)과 같게 된다.

$$y_b = \left(\frac{h_b}{A} \right)^{3/2} \quad (3)$$

$$h_b = \frac{H_b}{\kappa} \quad (4)$$

식 (4)는 쇄파고 H_b 에 대해 쇄파 시작수심, h_b 를 산정하기 위한 Miche(1944)의 수식이 적용되었으며, 여기서 적용된 κ 는 0.7~0.13의 범위를 갖는다. 적용된 κ 는 평상파일 경우 적용하는 0.78을 사용하였다.

해수면 하단부가 계산되고 나면 해빈단부는 평평한 해빈단 높이까지 해빈정선이 후퇴하는 경우와 그렇지 않은 경우에 대해 고려하여 침식과 퇴적의 양을 계산할 수 있도록 하였다.

우선 해빈단부가 평평한 면까지 해빈정선이 후퇴하는 경우는 식 (5)의 경우이고, 그렇지 않은 경우는 식 (6)과 같이 유도되었다.

$$0.5 \times (h_{Be} \times m) \times h_{Be} + h_{Be}^2 \quad \text{at} \quad h_{Be} > h_{Bs} \quad (5)$$

$$0.5 \times (h_{Be} \times m) \times h_{Be} \quad \text{at} \quad h_{Be} < h_{Bs} \quad (6)$$

식 (5)와 (6)에 사용된 h_{Be} 와 h_{Bs} 는 해빈단부 계산시 조건을 나누기 위한 해빈단 높이를 의미하며, 각 Case의 해빈단부의 계산결과는 식 (2)의 계산된 결과와 함께 후퇴거리 및 경사 결과에 반영하여 최종적인 전진·후퇴 거리를 추정할 수 있게 된다.

연안침식 핵심관리구역의 육역부분 결정방법은 연안침식률의 30배로 설정(NOAA, 2012)하고 있다. 이는 연안침식 관리를 위한 연안구조물 및 관리해안선 설정에 중요한 인자로 판단하여 본 연구에서는 파랑에너지 산출을 30년 빈도 파고를 적용하였다. 30년 빈도 파고를 산정하기 위해 파랑자료 수집 및 분석을 통해 결정된 NCEP의 40년간(1979년~2018년) 파랑자료를 기초로 연도별 최대파고를 이용하여 극치분석을 수행하였다. 극치분석은 CEDAS(Coastal engineering design & analysis system)내 프로그램을 이용하였으며, 이때 사용되는 확률분포함수는 FT-I (Fisher-tippett type I)분포와 k 값이 각각 0.75, 1.0, 1.4, 2.0인 Weibull 분포로 총 5개 확률분포를 이용하였다. FT-I 분포의 식은 다음 식 (7)와 같다.

$$F(H_s \leq \hat{H}_s) = \exp \left[- \exp \left\{ - \left(\frac{\hat{H}_s - B}{A} \right) \right\} \right] \quad (7)$$

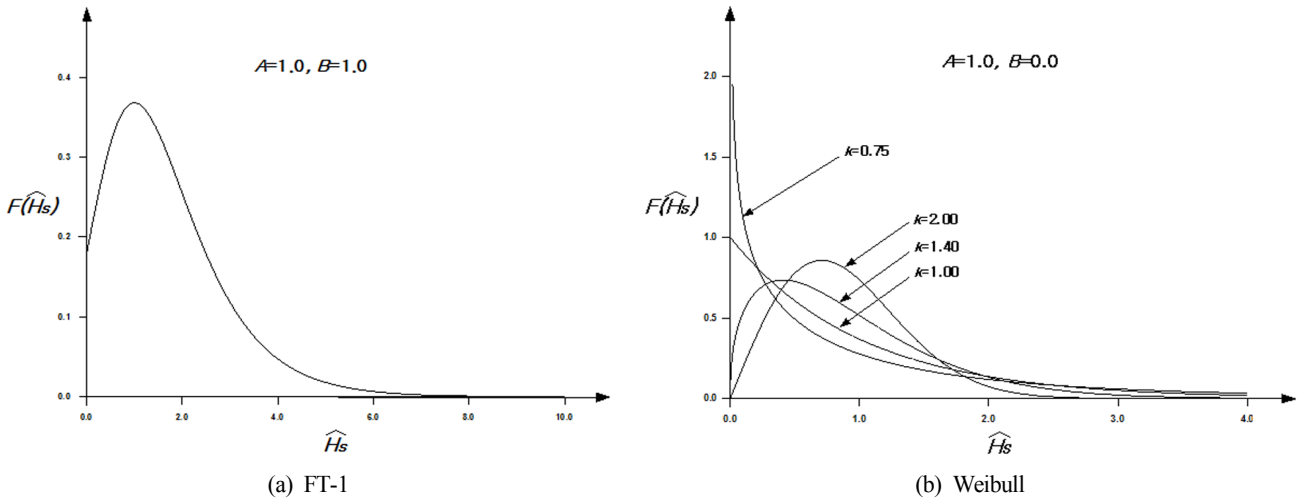


Fig. 6 Probability distribution function graph

여기서, A 는 축척 매개변수(Scale parameter), B 는 위치 매개변수(Location parameter)이다. 그리고 Weibull 분포는 식 (8)과 같다.

$$F(H_s \leq \hat{H}_s) = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{\hat{H}_s - B}{A}\right)^k\right\} \quad (8)$$

여기서, A 는 축척 매개변수(Scale parameter), B 는 위치 매개변수(Location parameter), k 는 형상 매개변수(Shape parameter)이다. Fig. 6은 사용한 확률분포 함수의 그래프를 나타내었다.

5개 확률분포를 통해 극치분석을 수행한 후 상관계수(Correlation)가 1에 가까운 분포를 각 표본해변 빈도별 파고값으로 채택하였으며, 프로그램 결과로는 2, 5, 10, 25, 50, 73, 100년 빈도 파고값이 산정된다. 본 연구에서 필요한 파고값은 30년 빈도 값으로 이는 극치분석을 통해 산정된 빈도별 파고값을 이용하여 추세선을 그리고 이를 적용하여 역으로 30년 빈도 파고값을 산정하였다.

봉포 및 속초해변은 같은 격자점 자료를 사용하였으며, 40년간(1979~2018) 연도별 최대파고를 추출하여 극치분석을 수행하

였다. Weibull 분포($k=1.40$)일 때 상관계수가 0.990으로 가장 크게 나타났으며(Table 5), 산정된 빈도별 파고값의 추세선으로부터 30년 빈도 파고 6.48m가 산정되었다(Fig. 7). 맹방해변, 정동진해변에 대한 30년 빈도 파고값도 각각 6.74m, 6.84m 산정되었다.

Table 5 Result of the Extreme value statistics

Return Period [yr]	Weibull Distribution ($k=1.40$)		
	Bongpo & Sokcho	Maengbang	Jeongdongjin
2	4.60	4.62	4.85
5	5.35	5.47	5.64
10	5.84	6.01	6.16
25	6.42	6.67	6.77
30	6.48	6.74	6.84
50	6.83	7.13	7.20
73	7.04	7.37	7.42
100	7.22	7.56	7.61

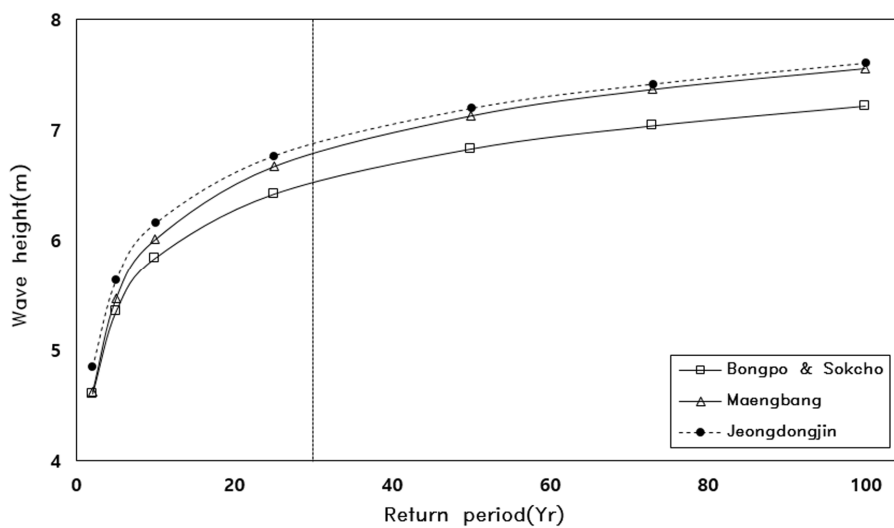


Fig. 7 30years periods wave height

Table 6 Representative median grain size (D_{50}) of beach

Beach Location	Representative median grain size (D_{50})
Bongpo	0.62 mm
Sokcho	0.62 mm
Maengbang	0.45 mm
Jeongdongjin	0.44 mm

각 해변별 중앙입경(D_{50}) 값은 강원도 환동해본부의 연안침식 실태조사 보고서(The Province of Gangwon, 2017; The Province of Gangwon, 2018)에서 조사한 자료를 바탕으로 사용하였으며, 입도분포를 통해 대표 중앙입경의 값을 Table 6에 나타내었다. 또한, 동해안의 해저지형과 특성을 반영하여 동일하게 $m=1:30$ 을 적용하였다.

3.4 HaeSaBeeN 모델을 통한 침식한계선 설정

HaeSaBeeN 모델은 해안선 침식원인 중 고파랑에 의한 단기적인 침식이며, Yates et al.(2009)와 Dean(1977)의 개념을 사용한 모델이다. Dean(1977)의 평형해빈 단면식을 이용하면 간단히 중앙입경과 해빈축척계수로부터 입사되는 고파랑의 쇄파고에 따라 해빈정선의 침식폭을 추정할 수 있다. 해안선 변동거리를 산출하기 위한 계산과정은 다음과 같다. 첫 단계는 Berm height를 제외한 해수면 하단부를 계산한다. 두 번째 단계는 Berm height 부분을 계산한다. 이때에는 2 Case로 나누어 진행되어진다. 마지막 단계는 계산된 첫 번째 두 번째 단계의 계산결과를 결합하여 최종적인 해안선의 전진, 후퇴거리가 계산되어진다.

HaeSaBeeN 모델에 적용한 결과는 아래 Table 7에 나타내었으며, 앞서 관측자료를 활용한 해안선 변동성 분석결과의 일일 변동폭 결과와 비교하였다. 지역별 변동폭 차이가 다소 있지만, 맹방과 정동진 같은 경우는 대체로 비슷한 경향을 확인할 수 있었다.

Table 7 Compare of the 1-day variance (30 years, m)

Beach location	1 day variance (30 year, m)	HaeSaBeeN	Coefficient
Bongpo	-25.03	-14	$A=0.1754, B=3.6$ m
Sokcho	-35.25	-13	$A=0.1754, B=3.4$ m
Maengbang	-42.57	-57	$A=0.1517, B=3.5$ m
Jeongdongjin	-46.44	-57	$A=0.1506, B=3.5$ m

4. 결 론

관리해안선으로 평균해안선과 침식한계선을 적용하는 방법을 도입하였으며, 이는 기 관측된 해안선으로부터 평균해안선(MSL)을 설정하고 중앙입경과 30년 빈도 파고를 적용하여 고파랑 해안 침식폭 모델인 HaeSaBeeN을 통해 침식한계선(ECL) 설정을 하였다. 이 두 라인을 통해 평가해안선 설정이 이루어진다. 기 관측된 해안선 측량 자료를 바탕으로 정규분포에 따른다는 가정하에 일일 변동폭을 적용하여 지역별 변동폭을 산정하였으며, 고파랑 해안 침식폭 모델인 HaeSaBeeN을 통해 중앙

입경(D_{50})과 30년 빈도 파고를 적용하여 침식폭을 산정하여 비교하였다.

이러한 결과는 30년 빈도 파고가 내습했을 때 최대 침식폭을 알려주며, 이는 향후 개발사업이나 해안선 보존에 유의미한 자료로 활용할 수 있을 것이다. 또한, 오랜기간의 해안의 침퇴적 관측이나 해안선 측량 자료가 없어도 중앙입경과 30년 빈도 파고만 있으면 그 지역의 침식한계선을 설정할 수 있는 자료로 매우 유용한 자료를 간단하게 산정할 수 있을 것으로 판단되어진다. 그러나 평형해빈단면을 이용한 HaeSaBeeN 방법은 해안선 관측자료로부터 침식한계선을 추정하는 것보다 30년 빈도의 고파랑이 해빈단면을 평형에 도달시킬 만큼 충분한 지속시간을 갖는지에 따라 과대평가될 가능성이 있다. 따라서 고파랑의 지속시간에 대한 후속 연구를 통해서 평형해빈단면 방법의 보완이 필요하다.

후 기

본 연구는 2018년 해양수산부(과제번호 20180404) 제원으로 해양수산과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 “연안침식 관리 및 대응기술 실용화”연구결과임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- Dean, R.G., 1977. Equilibrium Beach Profiles: U.S. Atlantic and Gulf Coasts. Technical Report No. 12, Department of Civil Engineering, University of Delaware.
- Dean, R.G., 1991. Equilibrium Beach Profiles: Characteristics and Applications. Journal of Coastal Research, 7(1), 53-84.
- Dean, R.G., Charles, L., 1994. Equilibrium Beach Profiles: Concepts and Evaluation. Report UFL/COEL-94/013, Department of Coastal and Oceanographic Engineering, University of Florida.
- DEFRA. 2006. Shoreline Management Plan Guidance. PB 11726.
- Kim, D.S., Lee, K.L., 2015. Seasonal Changes of Shorelines and Beaches on East Sea Coast, South Korea. Journal of the Korean Geographical Society, 50(2), 147-164.
- Kim, M.K., Yoon, J.S., 2010. Characteristic Analysis of Songdo Beach, Busan, Shoreline Changes. Journal of Ocean Engineering and Technology, 24(1), 53-59.
- Kim, T.K., Lee, J.L., 2018. Analysis of Shoreline Response due to Wave Energy Incidence Using Equilibrium Beach Profile Concept. Journal of Ocean Engineering and Technology, 32(2), 116-122. <https://doi.org/10.26748/KSOE.2018.4.32.2.116>
- Korea Maritime Institute (KMI), 2017. A Study on Improvement Measures for Coastal Erosion Management Policy.
- Kriebel, D.L., Dean, R.G., 1993. Convolution Method for Time-Dependent Beach Profile Response. Journal of Waterway, Port, Coastal Ocean Engineering, 119(2), 204-226. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-950X\(1993\)119:2\(204\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-950X(1993)119:2(204))
- Larson, M., Kraus, N.C., 1989. SBEACH: Numerical Model for

- Simulating Storm-Induced Beach Change - Report 1 Empirical Foundation and Model Development. Technical Report, CERC-89-9, US Army Corps of Engineering.
- Miche, R., 1944. Mouvement Ondulatoires De La Mer en Profondeur Constante ou Decroissante. Annales de Ponts et Chaussees.
- Miller, J.K., Dean, R.G., 2004. A Simple New Shoreline Change Model. *Coastal Engineering*, 51(7), 531-556. <https://doi.org/10.1016/j.coastaleng.2004.05.006>
- Ministry of Oceans and Fisheries (MOF), 2018. Development of Coastal Erosion Control Technology. Ministry of Oceans and Fisheries R&D Report.
- NOAA, 2012. A Report of the National Coastal Zone Management Program: How Coastal States and Territories Use No-Build Areas along Ocean and Great Lake Shorefronts.
- Park, J.C., Han, K.M., Kim, J.J., 1993. A study on the Numerical Model for Predicting Shoreline Changes. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 7(1), 156-161.
- Park, I.H., Lee, Y.K., 2007. Long-Term Shoreline Change and Evaluation of Total Longshore Sediment Transport Rate on Hupo Beach. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 21(4), 15-20.
- Son, C.B., Lee, S.K., 2000. An Experimental Study on the Shoreline Change during Beach Process. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 14(3), 55-60.
- The Province of Gangwon. 2017. Coastal Erosion Monitoring of East Sea Report.
- The Province of Gangwon. 2018. Coastal Erosion Monitoring of East Sea Report.
- Van Rijin, L.C., 2010. On the Use Setback Lines for Coastal Protection in Europe and the Mediterranean: Practice, Problems and Perspectives, Concepts and Science for Coastal Erosion Management.
- Western Australian Planning Commission, 2006. State Coastal Planning Policy.
- Yates, M.L., Guza, R.T., O'Reilly, W.C., 2009. Equilibrium Shoreline Response: Observations and Modeling. *Journal of Geophysical Research*, 114(C9), C09014. <https://doi.org/10.1029/2009JC005359>

Analytical Solution for the Ultimate Strength of Sandwich Panels under In-plane Compression and Lateral Pressure

Bong Ju Kim^{ID*}

*The Korea Ship and Offshore Research Institute, Pusan National University, Busan, Korea

조합 하중을 받은 샌드위치 패널의 최종강도 설계식 개발

김봉주^{ID*}

*부산대학교 선박해양플랜트기술연구원

KEY WORDS: Ultimate strength 최종강도, Analytical solution 해석해, Sandwich panel 샌드위치 패널, In-plane compression 면내 압축, Lateral pressure 횡압력, Clamped boundary condition 고정단 경계조건

ABSTRACT: The paper presents a closed-form analytical solution for the ultimate strength of sandwich panels with metal faces and an elastic isotropic core during combined in-plane compression and lateral pressure under clamped boundary condition. By using the principle of minimum potential energy, the stress distribution in the faces during uni-axial edge compression and constant lateral pressure was obtained. Then, the ultimate edge compression was derived on the basis that collapse occurs when yield has spread from the mid-length of the sides of the face plates to the center of the convex face plates. The results were validated by nonlinear finite element analysis. Because the solution is analytical and closed-form, it is rapid and efficient and is well-suited for use in practical structural design methods, including repetitive use in structural optimization. The solution applies for any elastic isotropic core material, but the application that stimulated this study was an elastomer-cored steel sandwich panel that had excellent energy absorbing and protective properties against fire, collisions, ballistic projectiles, and explosions.

1. 서 론

샌드위치 패널(Sandwich panel)은 일반적으로 밀도가 낮은 심재(Core)의 양면에 얇은 면재(Face plate)를 붙여서 제작되며 기계적 강도 특성이 우수하고 구조경량화가 용이하여 다양한 산업현장에서 활용되고 있다. 심재와 면재는 매우 다양하며 심재는 벌집모양(Honeycomb) 등으로 빈공간이 있는 형태 또는 빈공간이 없는(Solid filling) 형태로 제작된다(Wikipedia, 2019a). Sandwich plate system(SPS)으로 알려진 두장의 강판 사이에 폴리우레탄계열의 탄성체(Polyurethane elastomer)를 주입하여 제작되는 샌드위치 패널이 그 대표적인 사례이다(Wikipedia, 2019b). Fig. 1에서 볼 수 있듯이 샌드위치 패널 구조는 보강판 구조에 비해 보강재의 개수를 줄일 수 있어 구조 경량화와 더불어 구조 단순화에 큰 장점이 있다. 최근 20여년간 선박 및 해양플랜트 설비에 샌드위치 패널 구조의 적용이 점차 증가되고 있으며 국제선급협회에서는 이에 대한 설계지침 개발을 위해 노력하고 있다(DNV-GL, 2016; LR, 2019).

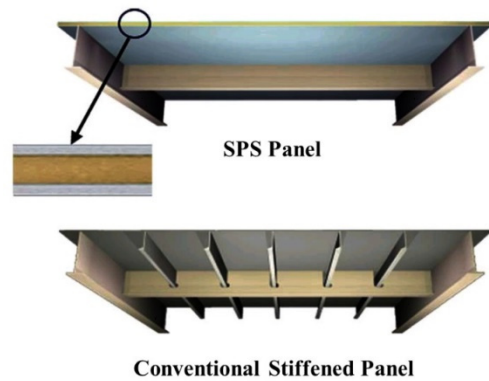


Fig. 1 A general structure arrangement of sandwich panels and conventional stiffened panels (SPS Technology, 2019)

본 연구에서는 직사각형 샌드위치 패널에 횡압력(Lateral pressure)과 면내 압축(In-plane compression)이 작용할 경우에 대한 최종강도 설계식을 개발하고자 한다. 설계현장에서 유용하게 활용

Received 3 October 2019, revised 29 October 2019, accepted 30 October 2019

Corresponding author Bong Ju Kim: +82-51-510-2338, bonjour@pusan.ac.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0002-8234-1030

© 2019, 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.

될 수 있도록 명시적인 형태의 해석해를 도출하였으며, 비선형 유한요소해석 결과와의 비교를 통해 그 적용 가능성을 검증하였다.

2. 샌드위치 패널의 정식화

선체 보강판 구조에 작용하는 하중 특성을 살펴보면 적재하중 및 수압으로 인해 횡압력을 그리고 굽힘 또는 비틀림 모멘트로 인해 면내 하중, 즉 면내 인장압축 또는 전단 하중을 받는다. 선저부 또는 화물창 바닥과 같이 횡압력이 비교적 크게 작용하는 보강판 구조의 경계조건은 작용하는 횡압력의 크기가 증가함에 따라 판의 모서리 방향의 회전구속이 증가하여 회전이 완전 구속된 고정단 경계조건(Clamped boundary condition)이 되며 이는 응력분포 및 최종강도에 영향이 크다고 알려져 있다 (Paik, 2018).

Riber(1997)는 최소 포텐셜 에너지 원리(Principle of minimum potential energy)를 적용하여 횡압력이 작용하는 샌드위치 패널의 해석해를 도출한 바 있다. 패널 경계의 회전이 자유로운 단순지지조건(Simply supported boundary condition)과 회전이 구속되는 고정단 경계조건(Clamped boundary condition)에 대하여 각각 도출된 해석해는 단순지지조건인 경우에는 횡처짐과 변형율이 수치해석결과와 비교적 잘 일치하지만, 고정단 경계조건인 경우에는 경계부근의 횡처짐과 변형율이 과소평가됨을 규명하였으며 해석해를 도출할 때 횡처짐 가정함수의 항의 개수가 횡처짐 거동을 충분히 묘사할 수 있도록 충분한 개수를 고려할 것을 강조하였다. 그리고 횡처짐 가정함수의 항의 개수가 증가할수록 대처짐 비선형 판이론을 적용하여 복잡한 비선형 연립방정식 형태의 해석해를 얻는 것보다 선형 판이론을 사용하여 선형 연립방정식 형태의 해석해를 도출하는 것이 보다 합리적인 방법임을 제안하였다. Noor et al.(1996) 역시 일반적인 샌드위치 패널의 전체거동(Global response)은 일차전단변형 판이론(First-order shear deformation plate theory)과 미소처짐이론(Small deflection theory)으로도 충분히 정확한 해석이 가능함을 연구결론에서 밝힌 바가 있다.

본 연구에서는 Fig. 2에서 도시하고 있는 횡압력과 면내압축 하중을 받는 샌드위치 패널의 최종강도 설계식을 개발하기 위해서 일차전단변형모델과 미소처짐이론을 사용하였으며, 패널

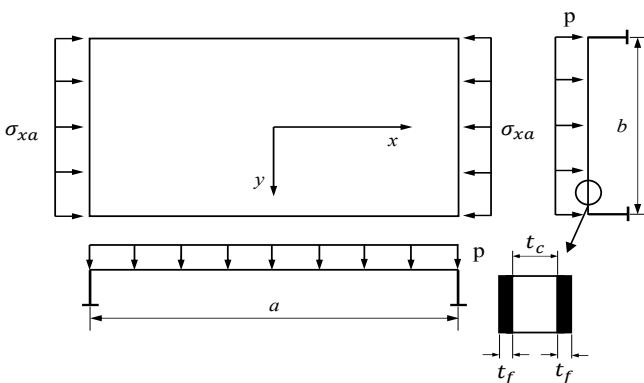


Fig. 2 A rectangular sandwich panel under in-plane compression and lateral pressure loads

4면의 경계조건을 고정단 경계조건으로 채택하였다. 그리고 (1) 심재와 면재의 두께는 일정하고, (2) 재료는 선형 탄성거동을 하는 등방성 재료이며, (3) 두께 방향으로 비압축성이고, (4) 패널은 중립면에 대해서 대칭이며, (5) 면재의 두께는 얇아서 키르히호프-러브의 가정(Kirchhoff-Love hypotheses)을 수용가능하고, (6) 심재는 면외전단력(Transverse shear force)만 전달하며, (7) 심재 두께방향의 면외전단력은 동일하며, (8) 심재와 면재는 완벽하게 결합되어 있다고 가정하였다.

2.1 전체 포텐셜 에너지(Total potential energy)

고전적인 선형 판이론(Kirchhoff-Love plate theory)에 면외전단 효과를 고려한 일차전단변형 판이론에서 변위장(Displacement field)은 Fig. 3과 같으며 아래의 식과 같이 정의된다(Reddy, 2003).

$$u(x, y, z) = \bar{u}(x, y) + z \left\{ \gamma_{xz}(x, y) - \frac{\partial \bar{w}(x, y)}{\partial x} \right\} \tag{1}$$

$$v(x, y, z) = \bar{v}(x, y) + z \left\{ \gamma_{yz}(x, y) - \frac{\partial \bar{w}(x, y)}{\partial y} \right\} \tag{2}$$

$$w(x, y, z) = \bar{w}(x, y) \tag{3}$$

여기서, \bar{u} , \bar{v} , \bar{w} 는 각각 판의 중립면에서 길이, 폭, 횡처짐 방향의 변위성분이고, γ_{xz} 와 γ_{yz} 는 면외전단 변형률이다.

식 (1)-(3)과 전술한 기본 가정을 활용하면 샌드위치 패널의 구성방정식(Constitutive equations)은 다음과 같다.

$$\begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{12} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} \\ \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} \\ \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} \end{Bmatrix} \tag{4}$$

$$\begin{Bmatrix} Q_x \\ Q_y \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{55} & 0 \\ 0 & A_{44} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_{xz} \\ \gamma_{yz} \end{Bmatrix} \tag{5}$$

$$\begin{Bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & 0 \\ D_{12} & D_{22} & 0 \\ 0 & 0 & D_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial \gamma_{xz}}{\partial x} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} \\ \frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial y} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} \\ \frac{\partial \gamma_{xz}}{\partial y} + \frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} - 2 \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x \partial y} \end{Bmatrix} \tag{6}$$

여기서, N_x , N_y , N_{xy} 는 면내 하중성분이고, M_x , M_y , M_{xy} 는 모멘트 성분이며, Q_x , Q_y 는 면외전단력 성분으로 모두 단위길이당 작용하는 하중이다. 각 강성계수들은 아래와 같이 정의 되어진다(Plantema, 1966; Vinson, 2005).

$$A_{11} = A_{22} = 2Et_f / (1 - \nu^2), \quad A_{12} = \nu A_{11}, \quad A_{66} = A_{11}(1 - \nu) / 2 \tag{7}$$

$$A_{44} = A_{55} = t_c G_c \tag{8}$$

$$\begin{aligned} D_{11} = D_{22} &= Et_f (3t_c^2 + 6t_c t_f + 4t_f^2) / 6(1 - \nu^2), \\ D_{12} &= \nu D_{11}, \quad D_{66} = D_{11}(1 - \nu) / 2 \end{aligned} \tag{9}$$

여기서, t_f , t_c 는 면재와 심재의 두께, E , ν 는 면재의 탄성계수 및 포아송비, $G_c (= E_c / 2(1 + \nu_c))$ 는 심재의 전단탄성계수이다.

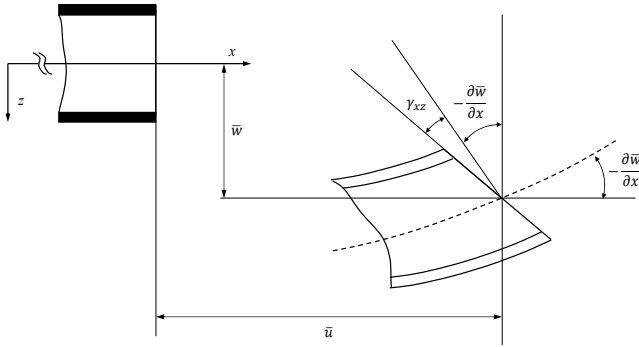


Fig. 3 Deformation of sandwich panels according to first-order shear deformation plate theory

횡압력 p 와 면내압축 하중 N_{xa} 의 조합하중을 받는 샌드위치 패널의 전체 포텐셜 에너지는 식 (4)-(9)를 활용하면 다음과 같이 구할 수 있다

$$\Pi = U + V \quad (10)$$

여기서, U 는 변형률 에너지, V 는 작용하중에 의한 포텐셜 에너지이고 각각은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} U = \frac{1}{2} \iint \left\{ A_{11} \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial x} \right)^2 + A_{22} \left(\frac{\partial \bar{v}}{\partial y} \right)^2 + A_{66} \left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial y} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial x} \right)^2 + 2A_{12} \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} \right. \\ \left. + D_{11} \left(\frac{\partial \gamma_{xz}}{\partial x} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} \right)^2 + D_{22} \left(\frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial y} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} \right)^2 + D_{66} \left(\frac{\partial \gamma_{xz}}{\partial y} + \frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial x} - 2 \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x \partial y} \right)^2 \right. \\ \left. + 2D_{12} \left(\frac{\partial \gamma_{xz}}{\partial x} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} \right) \left(\frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial y} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} \right) + A_{44} \gamma_{yz}^2 + A_{55} \gamma_{xz}^2 \right\} dx dy \quad (11) \end{aligned}$$

$$V = - \iint p w \, dx dy - \iint N_{xa} \left\{ \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{w}}{\partial x} \right)^2 \right\} dx dy \quad (12)$$

2.2 경계조건과 변위함수

에너지법을 적용하여 샌드위치 패널의 해석해를 도출하기 위해서는 먼저 경계조건을 만족하는 적합한 근사적인 변위함수를 가정하여야 한다. 본 연구에서는 샌드위치 패널의 경계조건이 고정단 경계조건이므로 다음의 경계조건식을 만족하는 변위함수가 필요하다.

$$\bar{w} = \frac{\partial \bar{w}}{\partial x} = \gamma_{xz} = 0 \quad \text{at } x = -a/2, a/2 \quad (13)$$

$$\bar{w} = \frac{\partial \bar{w}}{\partial y} = \gamma_{yz} = 0 \quad \text{at } y = -b/2, b/2 \quad (14)$$

여기서, a 와 b 는 Fig. 2에서 나타내는 바와 같이 각각 패널의 길이(Length)와 폭(Breadth)이며 샌드위치 패널의 중앙이 원점이 된다.

Mbakogu and Pavlovic(2000)은 아래와 같은 다항식을 활용하여 횡압력을 받는 고정단 경계조건을 갖는 사각형판의 중앙부 최대 횡처짐량과 경계에서 굽힘 모멘트 및 면외전단력의 오차를 분석하였다.

$$\bar{w} = \phi \sum_{i=0}^{\infty} \sum_{j=0}^{\infty} B_{ij} x^i y^j \quad (15)$$

여기서, ϕ 는 $\left(x^2 - \frac{a^2}{4} \right)^2 \left(y^2 - \frac{b^2}{4} \right)^2$, B_{ij} 는 미지상수로 단항식 $\phi x^i y^j$ 의 크기(횡처짐량)를 나타내며, 에너지법을 적용하여 구해야 하는 값이다. Mbakogu and Pavlovic(2000)은 횡압력으로 인해 횡처짐이 대칭으로 발생하기 때문에 i 와 j 가 0 또는 짝수인 항을 사용하고, 판의 종횡비가 크지 않을 경우($a/b \leq 2$), ϕ , ϕx^2 그리고 ϕy^2 의 3개의 단항식만 고려하여도 최대처짐량과 굽힘모멘트 등의 오차가 크지 않음을 확인하였다. 본 연구에서는 여기에 ϕx^4 과 ϕy^4 의 단항식을 추가하여 총 5개의 단항식으로 식 (16)과 같이 횡처짐 변위함수를 가정하였다. 각 단항식의 미지상수 ($a_1 \sim a_5$)는 전술한 바와 같이 에너지법을 적용하여 구해질 횡처짐 변위의 크기이다. 중립면에서 길이, 폭방향의 변위성분은 Fig. 2의 면내압축 하중($\sigma_{xa} = N_{xa}/2t_f$)과 흑의 법칙을 이용하여 식 (17)과 식 (18)로 정의할 수 있고, 면외전단 변형률은 Fig. 3에서 볼수 있듯이 $\frac{\partial \bar{w}}{\partial x}$ 가 증가하면 γ_{xz} 도 증가할 것이므로 식 (16)의 횡처짐 변위함수를 편미분한 형태의 간단한 단항식으로 가정하여 각각 식 (19)과 식 (20)과 같이 가정하였다. 여기서 a_6 과 a_7 역시 에너지법을 적용하여 구해야 하는 면외전단 변형률의 크기이다. 본 연구를 위해 가정된 변위함수들은 모두 식 (13)과 식 (14)의 경계조건을 만족함을 알 수 있다.

$$\bar{w} = \phi (a_1 + a_2 x^2 + a_3 y^2 + a_4 x^4 + a_5 y^4) \quad (16)$$

$$\bar{u} = - \frac{N_{xa}}{2t_f E} x \quad (17)$$

$$\bar{v} = \frac{v N_{xa}}{2t_f E} y \quad (18)$$

$$\gamma_{xz} = a_6 \phi x \quad (19)$$

$$\gamma_{yz} = a_7 \phi y \quad (20)$$

2.3 샌드위치 패널의 이론해석해

식 (16)-(20)과 식 (10)-(12)를 사용하면 조합하중을 받는 고정단 경계조건을 갖는 샌드위치 패널의 전체 포텐셜 에너지를 구할 수 있고 식 (21)과 같이 최소 포텐셜 에너지 원리를 적용하면 총 7개의 미지상수 a_i 에 대한 7개의 1차 연립방정식 형태의 해석해를 구할 수가 있다. 가우스 소거법 등의 방법을 사용하여 연립방정식 풀면 7개의 미지 상수 a_i 를 결정할 수가 있다. 즉, 작용하는 하중에 대한 횡처짐의 크기와 면외전단 변형률의 크기를 결정할 수 있다.

$$\frac{\partial(U+V)}{\partial a_i} = 0 \quad (21)$$

식 (21)의 결과로 도출된 7개의 1차 연립방정식은 부록(Appendix)에 첨부하였다.

작용하는 하중에 대한 횡처짐의 크기와 면외전단 변형률의 크기가 결정되면 식 (22)-(25)과 같이 후크의 법칙을 활용하여 샌드위치 패널의 두 면재의 응력상태를 구할 수가 있다 (Plantema, 1966; Vinson, 2005).

$$\sigma_{x1} = \frac{E}{(1-\nu^2)} \left[\left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \nu \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} \right) + \frac{t_c+t_f}{2} \left\{ \left(\frac{\partial \gamma_{xz}}{\partial x} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} \right) + \nu \left(\frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial y} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} \right) \right\} \right] \quad (22)$$

$$\sigma_{y1} = \frac{E}{(1-\nu^2)} \left[\left(\nu \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} \right) + \frac{t_c+t_f}{2} \left\{ \nu \left(\frac{\partial \gamma_{xz}}{\partial x} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} \right) + \left(\frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial y} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} \right) \right\} \right] \quad (23)$$

$$\sigma_{x2} = \frac{E}{(1-\nu^2)} \left[\left(\frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \nu \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} \right) - \frac{t_c+t_f}{2} \left\{ \left(\frac{\partial \gamma_{xz}}{\partial x} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} \right) + \nu \left(\frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial y} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} \right) \right\} \right] \quad (24)$$

$$\sigma_{y2} = \frac{E}{(1-\nu^2)} \left[\left(\nu \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} + \frac{\partial \bar{v}}{\partial y} \right) - \frac{t_c+t_f}{2} \left\{ \nu \left(\frac{\partial \gamma_{xz}}{\partial x} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial x^2} \right) + \left(\frac{\partial \gamma_{yz}}{\partial y} - \frac{\partial^2 \bar{w}}{\partial y^2} \right) \right\} \right] \quad (25)$$

여기서, σ_{x1} 과 σ_{y1} 은 Fig. 3에서 보는 바와 같이, $z < 0$ 인 위치에 있는 면재에서의 길이방향과 폭방향의 축응력이고, σ_{x2} 과 σ_{y2} 은 $z > 0$ 인 위치에 있는 면재에서의 길이방향과 폭방향의 축응력이다. 횡압력 p 가 z 축의 양의 방향으로 작용하면, 횡압력에 의해 σ_{x1} 과 σ_{y1} 는 압축, σ_{x2} 과 σ_{y2} 은 인장 응력상태가 된다.

3. 최종강도 설계식 도출개발

저자는 횡압력과 면내압축 하중의 조합하중을 받는 경계조건이 단순지지인 샌드위치 패널의 최종강도 설계식을 선행연구를 통해 도출한 바가 있다. 먼저 비선형 유한요소 해석기법을 활용하여 작용 하중의 증가에 따른 샌드위치 패널의 탄소성 붕괴거동 특성을 분석하여, 면재의 축응력을 기준으로 최종강도 설계식을 도출하였다. 패널의 경계가 단순지지 조건인 경우에는, 횡압력에 의해 압축응력이 발생하는 면재 중심에서 시작된 소성화가 경계쪽으로 확산되어 면내 하중이 작용하지 않는 모서리의 가운데에 소성화가 발생하면 최종강도에 도달함을 비선형 유한요소 해석결과를 통해 분석하여 규명하였고, 해석적으로 도출한 면재의 축응력과 von Mises 항복조건을 활용하여 최종강도 설계식을 정의하여 그 적용성을 확인하였다(Kim and Hughes, 2005).

3.1 고정단 경계조건을 갖는 샌드위치 패널의 탄소성 붕괴거동 특성

Table 1의 샌드위치 패널을 대상으로 횡압력과 면내압축 하중

의 조합하중을 받는 고정단 경계조건의 샌드위치 패널에 대한 탄소성 붕괴거동 특성을 비선형 유한요소 해석기법을 사용하여 분석하였다. 사용된 유한요소해석 모델은 Fig. 4와 같다. 선행연구에서 얻은 경험과 Riber(1997)가 강조한 경계부근의 횡처짐과 변형률을 잘 묘사하기 위해서 요소의 크기가 100mm정도가 되도록 하였고, 경계주변에서는 약 50mm정도가 되도록 요소를 분할하였다. 사용한 요소는 4절점 적층 쉘요소(4-node layered shell element)로 대상 샌드위치 패널을 2626개의 요소로 분할하고 심재, 면재 그리고 심재로 구성되는 3개의 층으로 구성하였다. 심재와 면재는 모두 등방성 재료이며 면재는 탄성-완전소성체 (Elastic-perfectly plastic material)로, 심재는 탄성체로 모델링하였으며 최종강도를 구하기 위해서 상용코드 ANSYS를 사용하여 탄소성 대변형해석을 수행하였다(ANSYS, 1999).

경계조건은 Fig. 4에 보는 바와 같이 패널 모서리에 위치한 각 절점(Node)의 자유도를 0으로 설정하여 고정단 경계조건을 설정하였다. 즉, 식 (13)-(14)와 같이 $x = -a/2, a/2$ 위치의 절점들은 z 방향(횡처짐 방향)의 직선 변위와 y 방향의 회전 변위가 0이고, $y = -b/2, b/2$ 에서는 z 방향의 직선 변위와 x 방향의 회전 변위가 0이다. 그리고 패널의 모서리는 패널에 횡처짐이 발생하더라도 직선을 유지한다고 가정하였다. 이는 대상 패널이 선박 및 해양플랜트설비의 보강판과 같이 연속된 구조이므로 경계면은 또 다른 패널로 연결되어 있음을 고려하고 있다(Paik, 2018).

하중조건은 횡압력을 증분시켜서 0.3N/mm²이 되도록 약 20단계 를 거쳐 서서히 증분되도록 해석을 수행한 후 면내압축 하중을 Arc-length법으로 증분시키며 최종강도를 구하였다. 이 때 강체 운

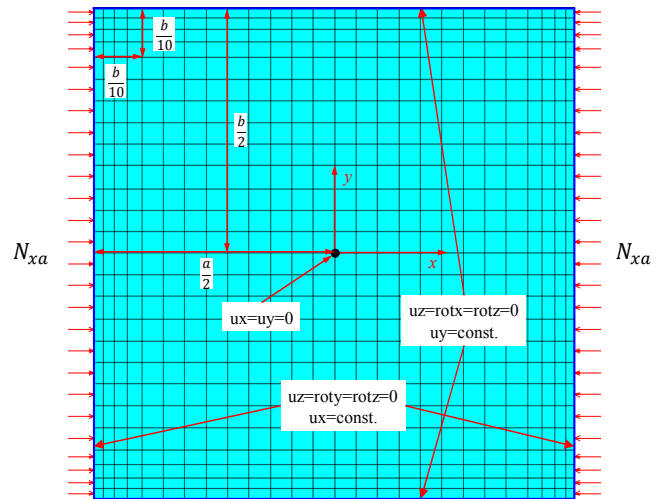


Fig. 4 Finite element modeling for rectangular sandwich panels under in-plane compression and lateral pressure with clamped edges

Table 1 Investigated sandwich panels for the collapse behavior under in-plane edge compression and lateral pressure

a [mm]	b [mm]	Face plate			Core				p [N/mm ²]
		t _p [mm]	E [GPa]	ν	σ _y [MPa]	t _c [mm]	E _c [MPa]	ν _c	
2400	2400	6	206	0.3	352.8	40	750	0.36	0.3
2400	2400	6	206	0.3	352.8	60	750	0.36	0.3

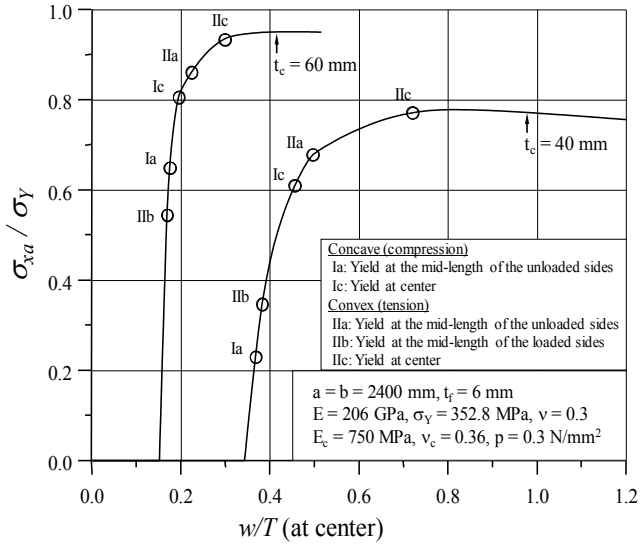


Fig. 5 The collapse behavior of sandwich panels under in-plane edge compression and lateral pressure with clamped edges

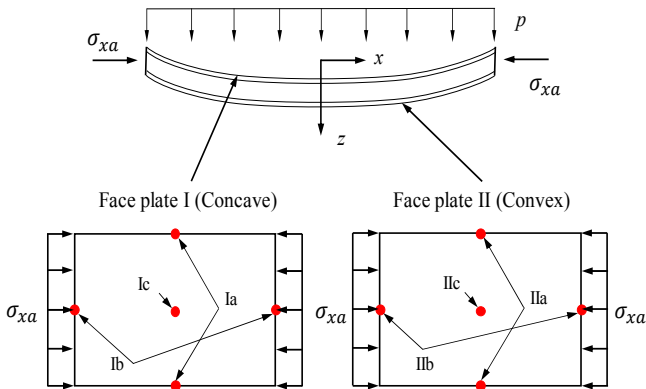


Fig. 6 A schematics diagram of progressive yielding of the face plates of sandwich panels under in-plane edge compression and lateral pressure with clamped edges

동(Rigid body motion)으로 해석이 발산하는 것을 방지하기 위해 패널 중앙의 1개 절점에서 x , y 방향의 직선 변위를 0으로 그리고 모서리에 모든 절점에서 방향의 회전 변위를 0으로 설정하였다.

Fig. 5는 횡압력과 면내압축 하중의 조합하중을 받는 고정단 경계조건의 샌드위치 패널의 탄소성 붕괴거동 특성을 보여주고 있다. 가로축은 패널의 중앙에서 발생하는 최대 횡처짐량(w)을 패널의 총두께($T=2t_f+t_c$)로 무차원하여, 세로축은 작용한 면내 압축 하중을 면재의 항복강도로 무차원하여 도식화하고 있다. 두 패널 모두 동일한 횡압력을 받고 있지만 굽힘강성이 작은 $t_c = 40$ mm인 패널에서 횡처짐량이 더 크게 발생하고, 면내압축 하중이 증가할수록 $t_c = 40$ mm인 패널에서 횡처짐량이 더 크게 발생한다. 두 패널의 최종강도는 각각 0.950, 0.778로 $t_c = 40$ mm인 패널이 낮음을 확인할 수 있었다.

최종강도에 도달하기까지 면재의 점진적 소성화(Progressive yielding) 패턴을 살펴보기 위해서 Fig. 6에 표시된 위치, 즉 횡압력에 의해서 압축이 발생하는 면재(Concave)의 면내 하중이 작용하

지 않는 모서리의 가운데 부분(Ia), 면내 하중이 작용하는 모서리의 가운데 부분(Ib)과 면재의 중앙부분(Ic)와 횡압력에 의해서 인장이 발생하는 면재(Convex)의 면내 하중이 작용하지 않는 모서리의 가운데 부분(IIa), 면내 하중이 작용하는 모서리의 가운데 부분(IIb), 면재의 중앙부분(IIc)에서 소성화 발생을 조사하였다. Fig. 5에서 보는 바와 같이 $t_c = 40$ mm인 경우, Ia-IIb-Ic-IIa-IIc의 순서로 소성화가 진전되며, $t_c = 60$ mm인 경우, IIb-Ia-Ic-IIa-IIc의 순서로 소성화가 진전됨을 알 수 있었다. 그리고 두 경우 모두 Ic-IIa-IIc의 순서로 소성화가 진행되며 샌드위치 패널은 횡압력에 의해서 인장이 발생하는 면재(Convex)의 중앙부분(IIc)에서 소성화가 발생하면 최종강도에 도달함을 확인할 수 있었다. Fig. 7-8은 본 연구에서 수행한 비선형 유한요소 해석결과로 각각 $t_c = 40, 60$ mm인 샌드위치 패널에 대한 등가응력(von Mises equivalent stress) 분포를 보여주고 있으며 상기에서 설명한 점진적 소성화 패턴을 살펴볼 수 있도록 Ic-IIa-IIc의 순서로 정리하였다.

3.2 고정단 경계조건을 갖는 샌드위치 패널의 최종강도 설계식

2.3절에서 구한 샌드위치 패널의 이론해석식을 활용하면 면재 중앙부분에서 발생하는 축응력 성분을 쉽게 구할 수가 있다. 즉, 식 (16)-(20)과 식 (22)-(25)를 사용하면 샌드위치 패널의 면재 중앙부분($x=0, y=0$)에서의 축응력을 식 (26)-(29)과 같이 구할 수가 있다.

$$\sigma_{x1} = -\frac{N_{xa}}{2t_f} - \frac{E(t_c+t_f)}{2(1-\nu^2)} \left\{ \frac{16a_1}{a^2} - \frac{8a_2}{a^2} + \frac{2a_6}{a} + \nu \left(\frac{16a_1}{b^2} - \frac{8a_3}{b^2} + \frac{2a_7}{b} \right) \right\} \quad (26)$$

$$\sigma_{y1} = \frac{E(t_c+t_f)}{2(1-\nu^2)} \left\{ \frac{16a_1}{b^2} - \frac{8a_3}{b^2} + \frac{2a_7}{b} + \nu \left(\frac{16a_1}{a^2} - \frac{8a_2}{a^2} + \frac{2a_6}{a} \right) \right\} \quad (27)$$

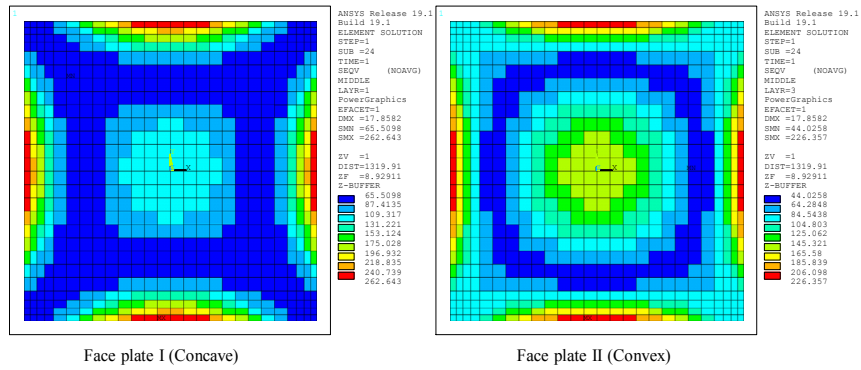
$$\sigma_{x2} = -\frac{N_{xa}}{2t_f} - \frac{E(t_c+t_f)}{2(1-\nu^2)} \left\{ \frac{16a_1}{a^2} - \frac{8a_2}{a^2} + \frac{2a_6}{a} + \nu \left(\frac{16a_1}{b^2} - \frac{8a_3}{b^2} + \frac{2a_7}{b} \right) \right\} \quad (28)$$

$$\sigma_{y2} = \frac{E(t_c+t_f)}{2(1-\nu^2)} \left\{ \frac{16a_1}{b^2} - \frac{8a_3}{b^2} + \frac{2a_7}{b} + \nu \left(\frac{16a_1}{a^2} - \frac{8a_2}{a^2} + \frac{2a_6}{a} \right) \right\} \quad (29)$$

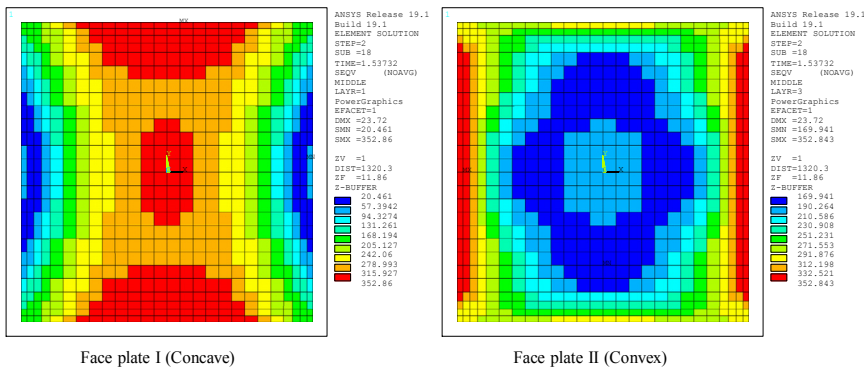
여기서, 는 전술한 바와 같이 부록에 정리된 연립방정식을 풀면 구해지는 횡처짐의 크기와 면외전단 변형률의 크기로써 작용한 하중 즉, p 와 $N_{xa}(=\sigma_{xa} \times 2t_f)$ 에 따라 그 크기가 증가하며, 이에 따라 식 (26)-(29)의 축응력도 증가하게 된다. 그리고 패널은 횡압력에 의해서 인장이 발생하는 면재(Convex)의 중앙부분에서 소성화가 발생할 때 최종강도가 되므로 von Mises 항복조건을 활용하여 식 (30)과 같이 최종강도 설계식을 도출할 수 있다. 즉, p 가 z 축의 양의 방향으로 작용하면, 횡압력에 의해 σ_{x1} 과 σ_{y1} 는 압축, σ_{x2} 과 σ_{y2} 은 인장 응력상태가 되므로 σ_{x1} 과 σ_{y1} 이 식 (30)을 만족하는 N_{xa} 가 샌드위치 패널의 최종강도가 된다.

$$\sigma_Y = \sqrt{\sigma_{x1}^2 - \sigma_{x1}\sigma_{y1} + \sigma_{y1}^2} \quad (30)$$

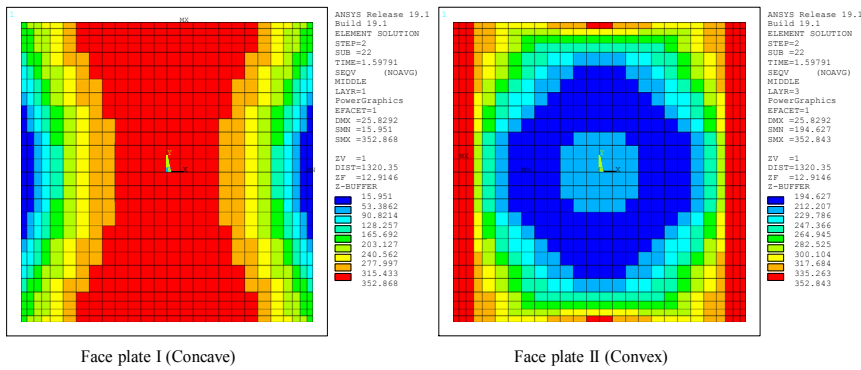
여기서, σ_Y 는 면재의 항복강도다.



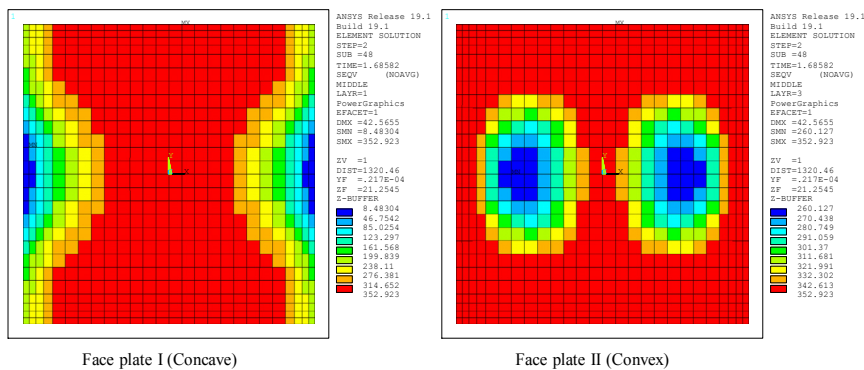
(a) $p = 0.3 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_{x_a}/\sigma_y = 0.0$



(b) $p = 0.3 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_{x_a}/\sigma_y = 0.61$

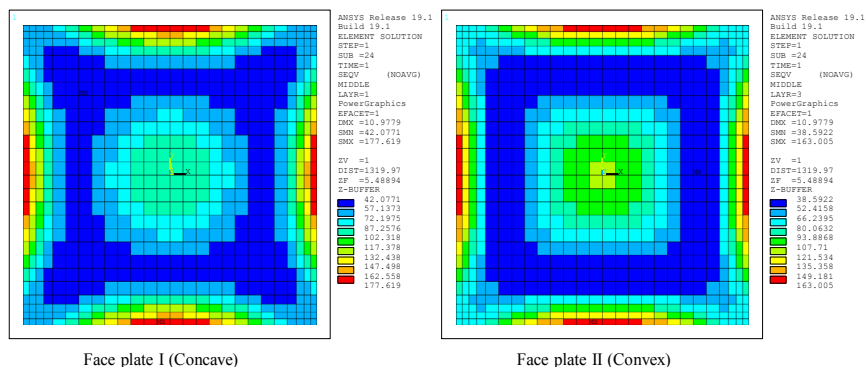


(c) $p = 0.3 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_{x_a}/\sigma_y = 0.68$



(d) $p = 0.3 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_{x_a}/\sigma_y = 0.78$

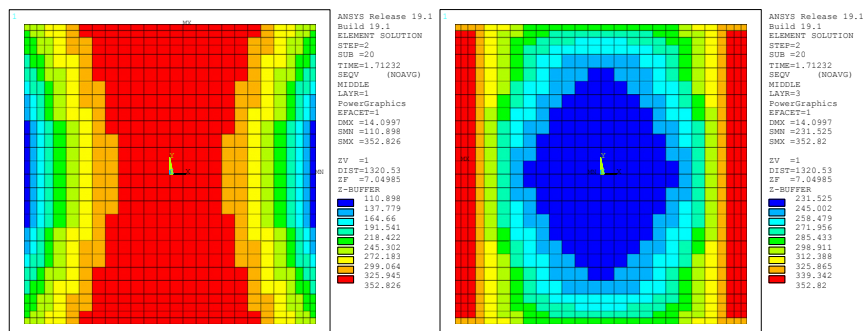
Fig. 7 Progressive yielding of the face plates of sandwich panels ($t_c=40 \text{ mm}$, $t_f=6 \text{ mm}$) under in-plane edge compression and lateral pressure with clamped edges



Face plate I (Concave)

Face plate II (Convex)

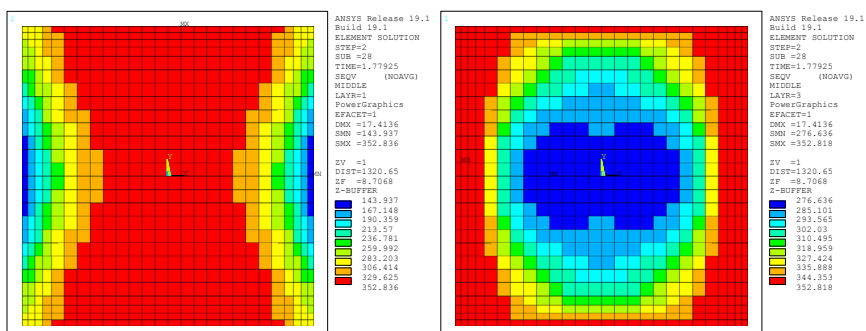
(a) $p = 0.3 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_{xa}/\sigma_Y = 0.0$



Face plate I (Concave)

Face plate II (Convex)

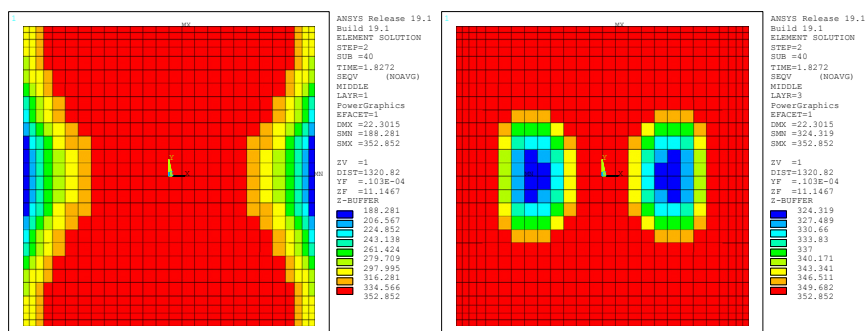
(b) $p = 0.3 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_{xa}/\sigma_Y = 0.81$



Face plate I (Concave)

Face plate II (Convex)

(c) $p = 0.3 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_{xa}/\sigma_Y = 0.88$



Face plate I (Concave)

Face plate II (Convex)

(d) $p = 0.3 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_{xa}/\sigma_Y = 0.94$

Fig. 8 Progressive yielding of the face plates of sandwich panels ($t_c=60 \text{ mm}$, $t_f=6 \text{ mm}$) under in-plane edge compression and lateral pressure with clamped edges

4. 최종강도 설계식의 적용성 검증

본 장에서는 3.2절에서 도출한 횡압력과 면내압축 하중의 조합하중을 받는 고정단 경계조건을 갖는 샌드위치 패널의 최종강도 설계식, 즉 식 (30)의 적용 가능성을 검증하기 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 대상 샌드위치 패널은 Table 2정리되어 있으며, 심재와 면재의 재료물성치($E, \nu, \sigma_Y, E_c, \nu_c$)는 Table 1과 같다. 비선형 유한요소해석은 3.1절에서 설명한 방법과 동일한 방법으로 수행되었으며, 대상패널의 a/b 가 1.0인 경우 26×26 개, a/b 가 3.0인 경우 72×26 개의 요소를 사용하여 분할하였다.

3.2절에서 도출한 최종강도 설계식으로 대상 패널의 최종강도를 계산하기 위해서는 패널의 주요 치수와 작용하중 p 와 N_{xa} 을 부록에 정리된 연립방정식에 대입하여 연립방정식의 해(a_i)를 구하고, 식 (26)-(29)를 사용하여 횡압력에 의해서 인장이 발생하는 면재 중앙부분의 축응력을 구하여 식 (30)이 만족하는 면

내압축 하중(N_{xa})을 구하였다. 식 (30)을 만족하는 면내압축 하중을 찾기 위해서는 N_{xa} 를 일정 간격으로 계속 증분시키거나, 뉴턴 램슨법(Newton-Raphson method)을 사용하였으며, 연립방정식의 해는 가우스-요르단 소거법(Gauss-Jordan elimination method)을 사용하여 구하였다.

Fig. 9는 횡압력을 받고 있는 정사각형 샌드위치 패널에 면내압축 하중이 추가적으로 가해졌을 때의 처짐거동을 나타내고 있다. 접선은 비선형 유한요소해석 결과이고 실선은 본 연구에서 도출한 이론해석해의 결과이다. 먼저 비선형 유한요소해석 결과를 살펴보면 심재의 두께가 두꺼운 경우 즉, t_c 가 60mm인 경우의 횡처짐량이 t_c 가 40mm인 경우보다 작음을 알 수 있다. 횡압력($p=0.3N/mm^2$)만 작용할 때, 즉 $\sigma_{xa}=0$ 일 때 횡처짐량을 살펴보면 $t_f=10mm$ 인 경우 $t_c=40mm$ 일 때 $w/T=0.2$, $t_c=60mm$ 일 때 $w/T=0.1$ 로 50% 정도 감소하였고 $t_f=6mm$ 인 경우에도 $t_c=40mm$ 일 때 $w/T=0.34$, $t_c=60mm$ 일 때 $w/T=0.15$ 로 약 44% 정도 감소하였음을 알 수 있다. 면내하중이 증가함에 따라 횡처짐량은 완

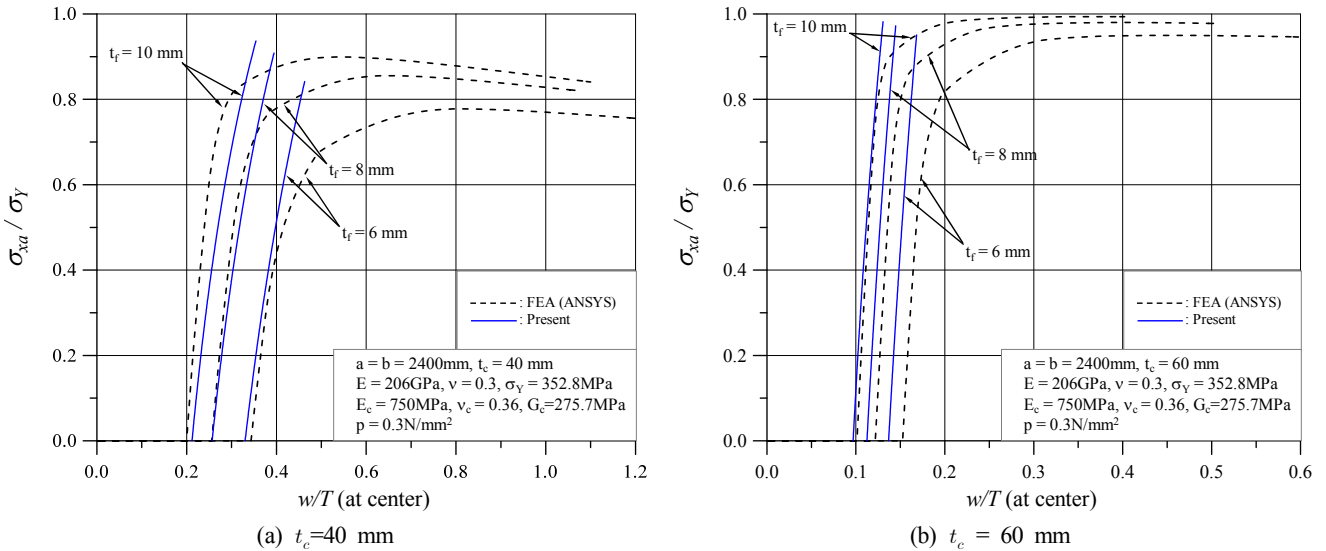


Fig. 9 The ultimate strength comparisons of analytical solutions with FEA results varying t_f (t_c =constant) for sandwich panels under in-plane edge compression and lateral pressure with clamped edges ($a/b= 1.0$)

Table 2 Sandwich panels for ultimate strength calculation with ANSYS

a [mm]	b [mm]	t_p [mm]	t_c [mm]	p [N/mm ²]	σ_{xu}/σ_Y	
					FEA (ANSYS)	Present (Eq. (30))
2400	2400	6	40	0.3	0.778	0.826
		8	40		0.855	0.893
		10	40		0.899	0.923
		6	60		0.950	0.947
		8	60		0.980	0.969
		10	60		0.994	0.979
7200	2400	6	40	0.783	0.755	
		8	40	0.888	0.879	
		10	40	0.933	0.929	
		6	60	0.965	0.892	
		8	60	0.999	0.944	
		10	60	1.011	0.966	

만하게 증가하다가 3.1절에서 설명한 바와 같이 면재의 소성화가 진행됨에 따라 횡치짐량은 급격하게 증가하는데 이 경우에도 심재가 얇은 경우 즉, $t_c=40\text{mm}$ 인 경우가 보다 큰 횡치짐의 증가를 보여주고 있다.

본 연구에서 도출한 이론해석해로 같은 패널의 처짐거동을 조사하기 위해서는 전술한 바와 같이 패널의 주요 치수와 작용하중 p 와 N_{xa} 를 부록에 정리된 연립방정식에 대입하여 연립방정식의 해(a_i)를 구하여 식 (16)으로 중앙부의 처짐량을 구하면 된다. 이때 면내압축 하중, N_{xa} 는 일정 간격으로 계속 증분시켰으며 식 (30)의 우변이 σ_Y 를 넘지 않는 범위에서 횡치짐과 면내압축 하중을 도시화하였다. 일차전단변형 판이론과 미소처짐이론을 사용하여 정식화한 식 (16)은 소성화 진전으로 인해 횡치짐이 급격하게 증가하는 처짐거동을 구현하지는 못하지만 횡압력으로 인해 발생하는 처짐량과 면내압축 하중의 증가에 의해 발생하는 처짐

량을 비교적 잘 추정하고 있음을 확인할 수 있다. Table 2에 정리된 최종강도 결과를 비교해보면 최종강도 설계식으로 구한 최종강도 역시 $t_c=40\text{mm}$ 이고 $f_f=6\text{mm}$ 인 경우 약 6.2% 과대 평가하는 경향이 있지만, 비교적 잘 일치함을 확인할 수 있었다.

Fig. 10은 최종강도 설계식을 이용하여 f_f 의 변화에 따른 최종강도 변화를 보여주고 있다. 제안된 최종강도 설계식은 명시적인 형태의 해석해로 사용이 용이하여 심재 및 면재의 두께 변화에 따른 최종강도 경향을 빠르게 예측할 수 있다. f_f 가 증가할수록 최종강도가 증가하는 경향은 $t_c=40\text{mm}$ 일때가 더 크다는 것을 알 수 있으며, 비선형 유한요소해석 결과와 비교했을 때 이러한 경향은 합리적으로 잘 예측하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 11는 횡압력을 받고 있는 직사각형 샌드위치 패널($a/b=3.0$)에 면내압축 하중이 추가적으로 가해졌을 때의 처짐거동을 나타내고 있다. $t_c=60\text{mm}$ 인 경우에는 비선형 유한요소해석 결과와 이론해석해의 결과가 비교적 일치하고 있지만 $t_c=40\text{mm}$ 인 경우는 처짐거동의 오차가 상대적으로 크다는 것을 알 수 있다. 이는 전술한 바와 같이 패널의 종횡비가 $a/b > 2$ 인 경우에는 본 연구에서 사용한 식 (15)의 다항식 항의 개수가 부족한 것으로 사료된다. Fig. 12와 Fig. 13에서 보는 바와 같이 $a/b=3$ 인 패널의 횡치짐형상은 $a/b=1$ 인 경우와 상당히 다를 수 있다. $a/b=3$ 인 경우는 면내압축 하중이 작용하기 이전 횡하중만으로 길이 방향으로 길쭉한 모양의 횡치짐이 발생하고, 면내압축 하중이 작용하면 길쭉한 횡치짐의 모양이 길이방향으로 증가하는데 반해, $a/b=1$ 인 경우에는 횡하중으로 인해 발생한 횡치짐의 모양은 중앙부분에서는 원형에 가깝고, 면내압축 하중이 작용하면 폭 방향으로 길쭉한 타원형상으로 변하지만 변화가 크지 않다. 그리고 이러한 횡치짐의 형상은 면내방향의 변위에도 영향이 큰 것으로 보인다. 길이 방향의 면내변위 형상을 살펴보면 $a/b=3$ 인 경우, 횡하중에 의해서 발생한 면내변위 형상은 패널의 모서리 부근에서 길이방향으로 더 길고 급격하게 발생함을 볼 수 있다. 이러한 거동을 고려할 때 $a/b > 2$ 인 패널에 대하여 식 (15)의 횡치짐 변위함수와 식 (19)-(20)의 면외전단 변형률의 변형률함수의

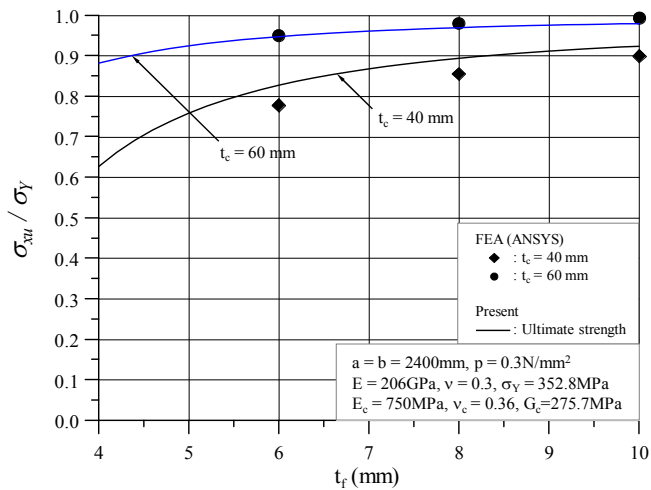


Fig. 10 The ultimate strength comparisons of analytical solutions with FEA results for sandwich panels under in-plane edge compression and lateral pressure with clamped edges ($a/b=1.0$)

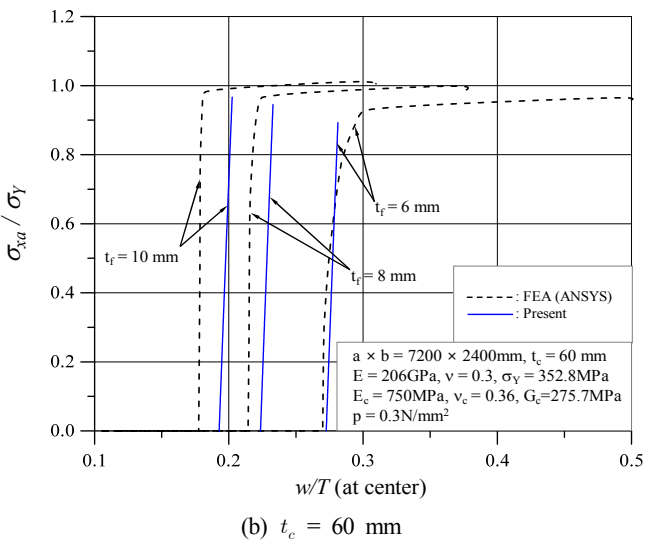
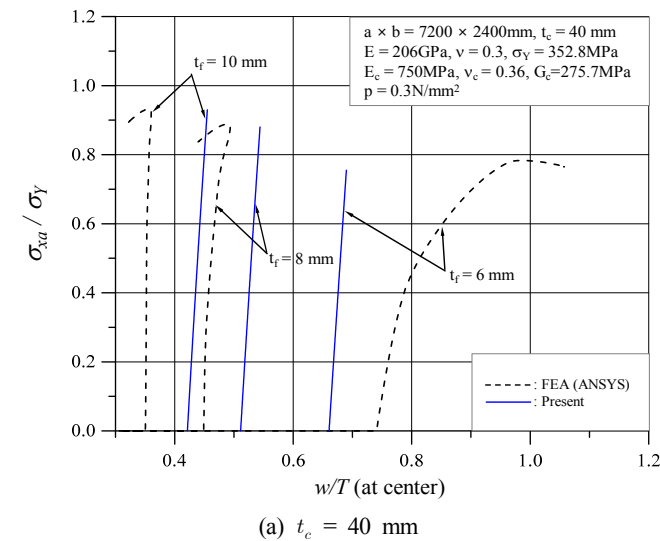
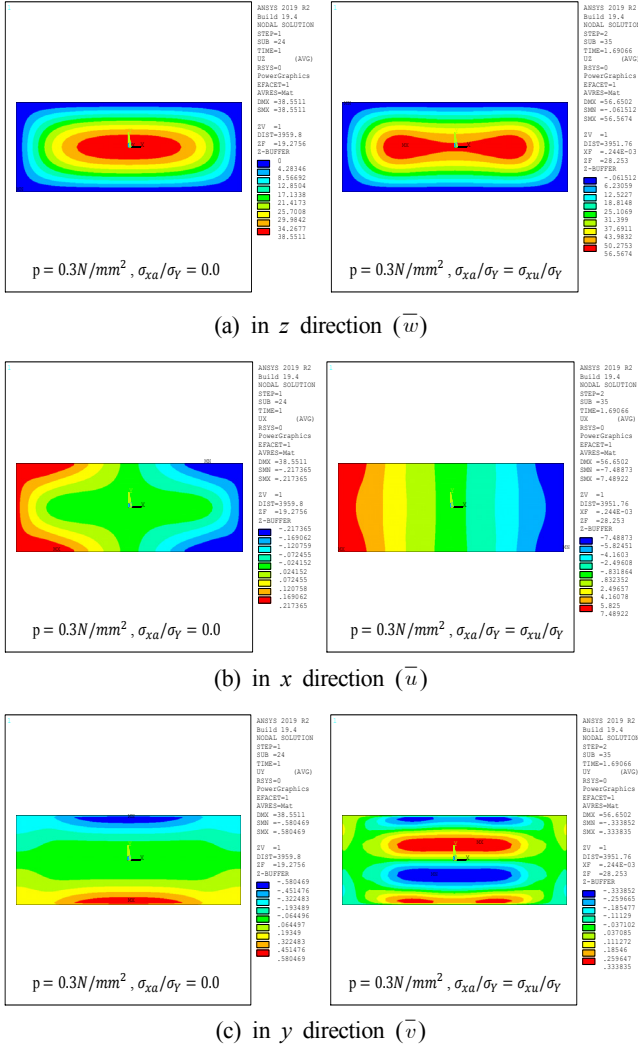


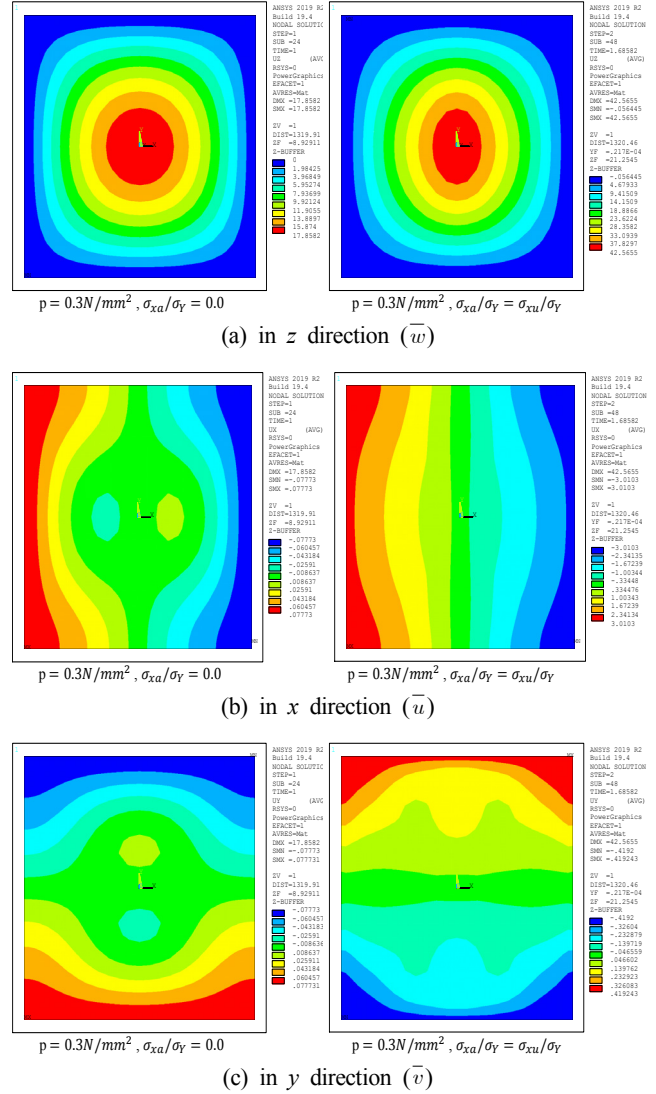
Fig. 11 The ultimate strength comparisons of analytical solutions with FEA results varying t_f ($t_c=\text{constant}$) for sandwich panels under in-plane edge compression and lateral pressure with clamped edges ($a/b=3.0$)



(a) in z direction (\bar{w})

(b) in x direction (\bar{u})

(c) in y direction (\bar{v})



(a) in z direction (\bar{w})

(b) in x direction (\bar{u})

(c) in y direction (\bar{v})

Fig. 12 Displacements of the mid-plane of a long sandwich panel ($a/b = 3.0$, $t_c = 40$ mm, $t_f = 6$ mm) with clamped edges

Fig. 13 Displacements of the mid-plane of a square sandwich panel ($a/b = 1.0$, $t_c = 40$ mm, $t_f = 6$ mm) with clamped edges

항의 개수를 추가적으로 고려하여 검토할 필요가 있고 이에 대한 추가 연구가 필요할 것으로 사료된다. 그리고 본 연구에서는 대상 패널이 선박 및 해양플랜트설비의 보강판과 같이 연속된 구조이므로 경계면은 또 다른 패널로 연결되어 있음을 고려하여 패널의 모서리는 횡처짐이 발생하더라도 직선을 유지한다고 가정하고 있는데 패널 모서리가 직선을 유지하지 않고 횡처짐으로 인하여 면내방향으로 변형이 자유롭게 발생하는 경우는 변형과 응력의 분포가 크게 달라질 것으로 판단되어 상기와 같은 경우에 대한 별도의 연구가 필요하다고 사료된다. Table 2에 정리된 최종강도 결과를 비교해보면 횡처짐 거동에 오차는 있지만 최종강도 설계식으로 구한 최종강도는 $t_c=60\text{mm}$ 이고 $t_f=6\text{mm}$ 인 경우 약 7.6% 과소 평가하는 경향이 있지만, 비교적 잘 일치함을 볼 수 있다.

Fig. 14는 최종강도 설계식을 이용하여 구한 t_f 의 변화에 따른 최종강도 변화를 보여주고 있다. t_f 가 증가할수록 최종강도가 증가하는 경향은 $t_c=40\text{mm}$ 일때가 더 크다는 것을 알 수 있으며 비선형 유한요소해석 결과와 비교했을 때 이러한 경향은 합리적으로 잘 예측하고 있음을 알 수 있다.

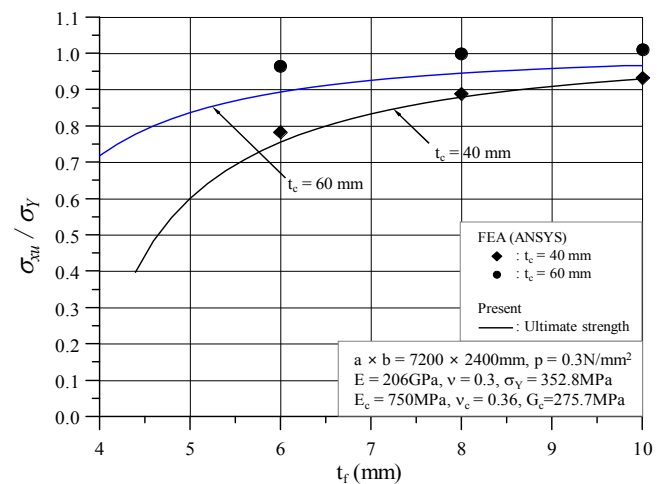


Fig. 14 The ultimate strength comparisons of analytical solutions with FEA results for sandwich panels under in-plane edge compression and lateral pressure with clamped edges ($a/b = 3.0$)

5. 결 론

후 기

선박 및 해양플랜트 설비에 적용이 점차 증가되고 있는 샌드위치 패널 구조의 설계기법을 향상시키기 위해서 본 연구에서는 횡압력과 면내압축 하중이 동시에 작용하는 직사각형 샌드위치 패널의 최종강도 예측할 수 있는 설계식을 개발하였다. 회전이 완전히 구속된 경계조건을 갖는 샌드위치 패널의 거동을 일차전단변형 판이론과 미소처짐이론을 사용하여 정식화하였고, 최소 포텐셜 에너지 원리 적용하여 샌드위치 패널의 변형과 응력을 구할 수 있는 명시적인 형태의 해석해를 도출하였다. 제안된 최종강도 설계식은 비선형 유한요소해석 결과 비교하여 적용성을 검토하였으며 그 결과 다음과 같은 식견과 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 횡압력과 면내압축 하중이 동시에 작용하는 직사각형 샌드위치 패널의 처짐거동은 일차전단변형 판이론과 미소처짐이론을 사용하여 정식화하여 예측할 수 있으며, 패널의 종횡비에 따라 처짐을 정의하는 변위함수를 적절하게 선정할 필요가 있다.

(2) 샌드위치 패널의 종횡비가 크지 않을 경우($a/b \leq 2.0$)는, 본 연구에서와 같이 5개의 미지상수를 갖는 다항식 형태의 변위함수로 처짐거동을 합리적으로 잘 예측할 수 있으나, $a/b = 3.0$ 인 경우에는 처짐거동을 크게 평가하는 경향을 보였다. 이에 대해서는 변위함수에 추가적인 항을 고려할 필요가 있다고 사료된다.

(3) 횡압력을 받는 샌드위치 패널에 면내압축 하중이 추가적으로 작용할 경우, 샌드위치 패널의 최종강도는 횡압력에 의해서 인장이 발생하는 면재(Convex)의 중앙부분에서 소성화가 발생하는 하중입을 도출된 해석해를 활용하여 정의하고 최종강도 설계식으로 제안하였다.

(4) 제안된 최종강도 설계식은 명시적인 형태의 해석해로 사용이 용이하여 심재 및 면재의 두께 변화에 따른 최종강도 변화의 경향을 빠르게 예측할 수 있었다.

(5) 제안된 최종강도 설계식은 비선형 유한요소해석 결과와 비교시 $t_c = 40\text{mm}$ 이고 $t_f = 6\text{mm}$ 인 경우 약 6.2% 과대평가하고, $t_c = 60\text{mm}$ 이고 $t_f = 6\text{mm}$ 인 경우 약 7.6% 과소평가하였으나 전반적으로 실용적으로 충분한 결과를 주고있다고 판단된다.

(6) 제안된 설계식은 최종강도를 기준으로 선박 및 해양플랜트 설비에 샌드위치 패널 구조의 안전성을 평가할 수 있는 설계기법의 개발에 유용하게 활용될 것으로 사료되며, 횡하중의 크기변화, 패널의 종횡비 및 치수의 변화에 대한 추가적인 적용성 검증 및 연구가 필요하다고 판단된다.

이 논문은 부산대학교 기본연구지원사업(2년)에 의하여 연구되었음

References

- ANSYS, 1999. Theory Reference (Release 5.6). ANSYS Inc., Canonsburg, PA.
- DNV-GL, 2016. DNVGL-CG-0154, Steel Sandwich Panel Construction. [Online] Available at: <<https://rules.dnvgl.com/docs/pdf/DNVGL/CG/2016-04/DNVGL-CG-0154.pdf>> [Accessed September 2019].
- Kim, B.J., Hughes, O.F., 2005. Analytical Solution for the Ultimate Strength of Metal-faced Elastomer-cored Sandwich Panels under In-plane Edge Compression and Lateral Pressure. *Journal of Sandwich Structures and Materials*, 7(5), 363-394. <https://doi.org/10.1177/1099636205051318>
- Lloyd's Register (LR), 2019. Rules for the Application of Sandwich Panel Construction to Ship Structure. Boca Raton, FL.
- Mbakogou, F.C., Pavlovic, M.N., 2000. Bending of Clamped Orthotropic Rectangular Plates: a Variational Symbolic Solution. *Computers and Structures*, 77(2), 117-128. [https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(99\)00217-5](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(99)00217-5)
- Noor, A.K., Burton, S., Bert, C.W., 1996. Computational Models for Sandwich Panels and Shells. *Applied Mechanics Review*, 49(3), 155-199. <https://doi.org/10.1115/1.3101923>
- Paik, J.K., 2018. Ultimate Limit State Analysis and Design of Plated Structures. 2nd Edition, John Wiley & Sons, London.
- Plantema, F.J., 1966. Sandwich Construction: The Bending and Buckling of Sandwich Beams, Plates, and Shells. John Wiley & Sons, London.
- Riber, H.J., 1997. Non-linear Analytical Solutions for Laterally Loaded Sandwich Plates. *Composite Structures*, 39(1-2), 63-83. [https://doi.org/10.1016/S0263-8223\(97\)00000-7](https://doi.org/10.1016/S0263-8223(97)00000-7)
- Reddy, J.N., 2003. Mechanics of Laminated Composite Plates and Shells: Theory and Analysis. 2nd Edition, CRC Press, USA.
- Vinson, J.A., 2005. Plate and Panel Structures of Isotropic, Composite and Piezoelectric Materials, Including Sandwich Construction. Springer Netherlands.
- SPS Technology, 2019. What is SPS. [Online] Available at: <<https://www.spstechnology.com/what-is-sps>> [Accessed September 2019].
- Wikipedia, 2019a. Sandwich Panel. [Online] Available at: <https://en.wikipedia.org/wiki/Sandwich_panel> [Accessed September 2019].
- Wikipedia, 2019b. Sandwich Plate System. [Online] Available at: <https://en.wikipedia.org/wiki/Sandwich_plate_system> [Accessed September 2019].

Appendix

The seven simultaneous algebraic equations for the coefficients

$$\begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} & C_{17} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} & C_{27} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} & C_{37} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} & C_{47} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} & C_{57} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} & C_{67} \\ C_{71} & C_{72} & C_{73} & C_{74} & C_{75} & C_{76} & C_{77} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \\ a_4 \\ a_5 \\ a_6 \\ a_7 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} P_1 \\ P_2 \\ P_3 \\ P_4 \\ P_5 \\ P_6 \\ P_7 \end{pmatrix} \quad (\text{A1})$$

where,

$$C_{11} = \frac{131072bd_{11}}{1575a^3} + \frac{524288D_{12}}{11025ab} + \frac{131072aD_{22}}{1575b^3} + \frac{1048576D_{66}}{11025ab} - \frac{65536bN_{xa}}{33075a},$$

$$C_{12} = \frac{131072bd_{11}}{11025a^3} + \frac{131072aD_{22}}{17325b^3},$$

$$C_{13} = \frac{131072bd_{11}}{17325a^3} + \frac{131072aD_{22}}{11025b^3} - \frac{65536bN_{xa}}{363825a},$$

$$C_{14} = \frac{131072bd_{11}}{33075a^3} - \frac{524288D_{12}}{363825ab} + \frac{131072aD_{22}}{75075b^3} - \frac{1048576D_{66}}{363825ab} + \frac{65536bN_{xa}}{1091475a},$$

$$C_{15} = \frac{131072bd_{11}}{75075a^3} - \frac{524288D_{12}}{363825ab} + \frac{131072aD_{22}}{33075b^3} - \frac{1048576D_{66}}{363825ab} - \frac{65536bN_{xa}}{1576575a},$$

$$C_{16} = \frac{65536bD_{11}}{11025a^2} + \frac{65536D_{12}}{33075b} + \frac{131072D_{66}}{33075b},$$

$$C_{17} = \frac{65536D_{12}}{33075a} + \frac{65536aD_{22}}{11025b^2} + \frac{131072D_{66}}{33075a},$$

$$C_{21} = C_{12}, C_{22} = \frac{131072bd_{11}}{3675a^3} + \frac{524288D_{12}}{121275ab} + \frac{131072aD_{22}}{75075b^3} + \frac{1048576D_{66}}{121275ab} - \frac{65536bN_{xa}}{363825a},$$

$$C_{23} = \frac{131072bd_{11}}{121275a^3} + \frac{131072aD_{22}}{121275b^3},$$

$$C_{24} = \frac{6946816bd_{11}}{363825a^3} + \frac{1048576D_{12}}{675675ab} + \frac{131072aD_{22}}{225225b^3} + \frac{2097152D_{66}}{675675ab} - \frac{131072bN_{xa}}{2027025a},$$

$$C_{25} = \frac{131072bd_{11}}{525525a^3} + \frac{131072aD_{22}}{363825b^3},$$

$$C_{26} = -\frac{65536bD_{11}}{33075a^2} - \frac{65536D_{12}}{363825b} - \frac{131072D_{66}}{363825b},$$

$$C_{27} = \frac{65536aD_{22}}{121275b^2},$$

$$C_{31} = C_{13}, C_{32} = C_{23},$$

$$C_{33} = \frac{131072bd_{11}}{75075a^3} + \frac{524288D_{12}}{121275ab} + \frac{131072aD_{22}}{3675b^3} + \frac{1048576D_{66}}{121275ab} - \frac{65536bN_{xa}}{1576575a},$$

$$C_{34} = \frac{131072bd_{11}}{363825a^3} + \frac{525525b^3}{12006225a^2} + \frac{65536bN_{xa}}{12006225a^2},$$

$$C_{35} = \frac{131072bd_{11}}{225225a^3} + \frac{1048576D_{12}}{675675ab} + \frac{6946816aD_{22}}{363825b^3} + \frac{2097152D_{66}}{675675ab} - \frac{65536bN_{xa}}{4729725a},$$

$$C_{36} = \frac{65536bD_{11}}{121275a^2},$$

$$C_{37} = -\frac{65536D_{12}}{363825a} - \frac{65536aD_{22}}{33075b^2} - \frac{131072D_{66}}{363825a},$$

$$C_{41} = C_{14}, C_{42} = C_{24}, C_{43} = C_{34},$$

$$C_{44} = \frac{84279296bd_{11}}{4729725a^3} + \frac{524288D_{12}}{525525ab} + \frac{131072aD_{22}}{546975b^3} + \frac{1048576D_{66}}{525525ab} - \frac{65536bN_{xa}}{1576575a},$$

$$C_{45} = \frac{131072bd_{11}}{1576575a^3} + \frac{524288D_{12}}{12006225ab} + \frac{131072aD_{22}}{1576575b^3} + \frac{1048576D_{66}}{12006225ab} + \frac{65536bN_{xa}}{52026975a},$$

$$C_{46} = -\frac{65536bD_{11}}{51975a^2} - \frac{65536D_{12}}{525525b} - \frac{131072D_{66}}{525525b},$$

$$C_{47} = -\frac{65536D_{12}}{1091475a} + \frac{65536aD_{22}}{525525b^2} - \frac{131072D_{66}}{1091475a},$$

$$C_{51} = C_{15}, C_{52} = C_{25}, C_{53} = C_{35}, C_{54} = C_{45},$$

$$C_{55} = \frac{131072bd_{11}}{546975a^3} + \frac{524288D_{12}}{525525ab} + \frac{84279296aD_{22}}{4729725b^3} + \frac{1048576D_{66}}{525525ab} - \frac{65536bN_{xa}}{11486475a},$$

$$C_{56} = \frac{65536bD_{11}}{525525a^2} - \frac{65536D_{12}}{1091475b} - \frac{131072D_{66}}{1091475b},$$

$$C_{57} = -\frac{65536D_{12}}{525525a} - \frac{65536aD_{22}}{51975b^2} - \frac{131072D_{66}}{525525a},$$

$$C_{61} = C_{16}, C_{62} = C_{26}, C_{63} = C_{36}, C_{64} = C_{46}, C_{65} = C_{56},$$

$$C_{66} = \frac{16384abA_{55}}{1091475} + \frac{65536bD_{11}}{99225a} + \frac{65536aD_{66}}{363825b},$$

$$C_{67} = \frac{16384D_{12}}{99225} + \frac{16384D_{66}}{99225},$$

$$C_{71} = C_{17}, C_{72} = C_{27}, C_{73} = C_{37}, C_{74} = C_{47}, C_{75} = C_{57}, C_{76} = C_{67},$$

$$C_{77} = \frac{16384abA_{44}}{1091475} + \frac{65536aD_{22}}{99225b} + \frac{65536bD_{66}}{363825a},$$

$$P_1 = -\frac{64abp}{225},$$

$$P_2 = P_3 = -\frac{64abp}{1575},$$

$$P_4 = P_5 = -\frac{64abp}{4725},$$

$$P_6 = P_7 = 0$$

Modeling of the Temperature-Dependent and Strain Rate-Dependent Dynamic Behavior of Glass Fiber-Reinforced Polyurethane Foams

Dong-Ju Lee^{ID*}, Sang-Beom Shin^{ID**} and Myung-Hyun Kim^{ID*}

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

**Corporate Research Center, Hyundai Heavy Industries co. Ltd., Ulsan, Korea

유리 섬유 강화 폴리우레탄 폼의 온도 및 변형률 속도 의존 재료 거동 모델링

이동주^{ID*} · 신상범^{ID**} · 김명현^{ID*}

*부산대학교 조선해양공학과

**현대중공업 중앙기술원

KEY WORDS: Polyurethane foam 폴리우레탄 폼, Dynamic strength 동적 강도, Sloshing 슬로싱, FEA 유한요소해석, Material model 재료 모델, Dry drop test 낙하 충격 시험

ABSTRACT: The purpose of this study was to establish a numerical model of polyurethane foam (PUF) to simulate the dynamic response and strength of membrane-type Liquefied natural gas (LNG) Cargo containment system (CCS) under the impact load. To do this, initially, the visco-plastic behavior of PUF was characterized by testing the response of the PUF to the impact loads with various strain rates as well as PUF densities at room temperature and at cryogenic conditions. A PUF material model was established using the test results of the material and the FE analysis. To verify the validation of the established material model, simulations were performed for experimental applications, e.g., the dry drop test, and the results of FEA were compared to the experimental results. Based on this comparison, it was found that the dynamic response of PUF in dry drop tests, such as the reaction force and fracture behaviors, could be simulated successfully by the material model proposed in this study.

1. 서 론

선체 운동과 화물창 내부 액화 천연 가스(Liquefied natural gas, LNG)와의 공진에 의해 발생하는 슬로싱 현상은 LNG 화물창 내부에 격렬한 유체 운동을 발생시키며 이는 매우 국부적이고 큰 유체 충격압을 유발시켜 LNG 화물 저장 시스템(Cargo containment system, CCS)의 손상을 일으키는 주요 원인이 된다. 따라서 운항 기간 동안 화물창 내부에 발생하는 슬로싱 하중에 대한 CCS의 파손 방지 설계는 멤브레인형 LNG CCS 설계에 있어 핵심 이슈가 되고 있다(Lee et al. 2010). 지금까지 수치해석을 통해 슬로싱에 대한 CCS의 동적 강도를 정량적으로 평가하기 위한 많은 시도는 유체구조 연성(Fluid structure interaction, FSI) 현상, 충격 하중하에서 CCS 구성 재료에 대한 동적 거동 규명 등과 같은 난제로 인해 어려움을 겪고 있는 것이 사실이다.

일반적으로 멤브레인형 LNG CCS는 정·동적 하중하에서의 구조 성능과 더불어 자연 기화율(Boil off rate, BOR) 최소화 등과 같은 기능적 요구 조건을 만족시키기 위하여 단열재와 구조재를 적층한 샌드위치 복합 구조로 설계되며 단열재로 낮은 열전도율, 우수한 하중 지지능과 더불어 높은 에너지 흡수능을 가지는 폴리우레탄 폼(Polyurethane foam, PUF)이 주로 사용된다. 특히, LNG CCS에 사용되는 PUF는 강도 확보를 위해 유리 섬유로 강화된 재료를 사용하고 있으며, 최근에는 CCS의 BOR (Boil off rate) 설계 조건에 따라 다양한 밀도의 PUF가 적용되는 추세이다. 일반적으로 발포 재료의 물성은 밀도, 변형률 속도 및 미세 구조와 같은 변수에 따라 달라지므로(Gibson and Ashby, 1997) 멤브레인형 LNG CCS의 강도를 정확하게 평가하기 위해서는 극저온 환경에서 이들 변수의 영향을 규명하는 것이 필요하다. 따라서 LNG CCS의 동적 강도를 유한요소해석을 통해 정량적으로 평가하기 위해서는 PUF의 밀도, 하중 속도 그리고 온

Received 28 February 2019, revised 5 November 2019, accepted 19 December 2019

Corresponding author Myung-Hyun Kim: +82-51-510-2486, kimm@pusan.ac.kr, ORCID: http://orcid.org/0000-0003-4428-6058

© 2019, 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.

도가 재료의 동적 거동 특성에 미치는 영향을 규명할 수 있는 재료 모델 개발이 선행되어야 한다. 지금까지 몇몇 연구자들에 의해 다양한 조건에서 PUF의 기계적 특성을 규명하기 위한 실험적 연구가 있었다. Jang et al.(2013)은 밀도가 130kg/m³과 210kg/m³인 강화 PUF를 대상으로 극저온 열전달 특성과 열 수축 변형 거동을 실험적으로 연구하였으며, Lee et al.(2007a)은 LNG CCS용 강화 PUF에 대하여 상온에서의 동적 거동 특성을 정적 기계 시험과 Dry drop 시험 기법을 이용하여 분석하였다. 또한, Park et al.(2014)은 극저온용 단열재에 대하여 정적 압축 시험을 통하여 온도 의존 압축 거동을 평가하였다. 재료 모델링의 경우, 자동차용 폼 재료에 대하여 상온에서의 변형률 속도에 따른 재료 거동을 수치적으로 모사하기 위한 시도가 있으며 (Kim and Choi, 1996), LNG CCS용 PUF를 대상으로 상온 정적 하중 조건에서 기계적 거동을 물리적으로 표현하기 위한 이방성 점탄소성 손상 모델에 대한 연구가 있었다(Lee et al., 2012). 하지만, 극저온 환경에서의 충격 하중 조건에서 PUF 동적 거동에 대한 실험적 연구와 이를 수치적으로 모사하기 위한 재료 모델에 대한 연구는 거의 없는 실정이다.

본 연구의 목적은 극저온 환경에서 충격 하중을 받는 LNG CCS의 동적 응답과 강도 특성을 정량적으로 평가하기 위한 PUF의 수치 모델링 기법을 정립하는 데 있다. 이를 위해 다양한 밀도를 가지는 PUF에 대하여 상온과 극저온 조건에서 PUF의 점탄소성 거동 특성을 하중 부가 방향과 변형률 속도에 따른 정·동적 시험을 통해 규명하였으며, 시험 결과를 이용하여 PUF의 동적 거동을 지배하는 인자들의 영향을 수치적으로 모델링할 수 있는 PUF 재료 모델을 개발하였다. 개발된 PUF의 재료 모델을 검증하기 위해 Dry drop 시험을 수치적으로 시뮬레이션하여 그 결과를 시험과 비교한 결과, 본 연구에서 제안된 PUF의 재료 모델을 이용한 수치 해석이 실험으로 계측된 반력, 변형 등의 동적 응답 특성과 시험체의 파괴 거동을 잘 예측하였다.

2. 재료 시험

2.1 시험 방법 및 조건

멤브레인형 LNG CCS에서의 PUF는 사용기간 동안 주로 압축 하중을 받기 때문에 상온과 극저온에서 PUF의 변형률 속도 의존 응력-변형률 관계를 얻기 위하여 준정적 압축 시험과 충격 시험을 수행하였다. 본 연구에서 대상으로 한 PUF의 밀도는 40kg/m³, 130kg/m³ 그리고 210kg/m³(이후, D40, D130, D210으로 표기)로 3가지 종류이며, 발포제는 HFC-245fa이다. 밀도 D40 시험편은 유리 섬유가 함유되지 않았으며, 그 외 시험편은 발포시 무방향 유리 섬유 다발을 이용하여 10wt%의 유리 섬유로 강화되었다. 시험편은 Fig. 1과 같이 각각 PUF의 발포 방향(Z로 표기)과 유리 섬유가 강화된 발포 수직 방향(XY로 표기)으로 직경(D)과 높이(H)가 각각 30mm, 20mm인 실린더 형태로 가공하였다. 준정적 압축 시험은 Fig. 2(a)와 같이 44.5kN의 로드셀이 장착된 INSTRON 4484 장비를 이용하여 상온에서 수행하였으며, 시험시 압축 하중 부가 속도 및 최종 압축율은 각각 0.02mm/s와 85%로 설정하였다.

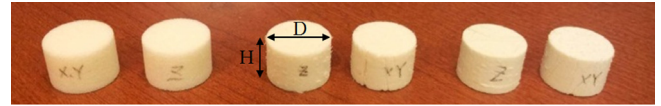
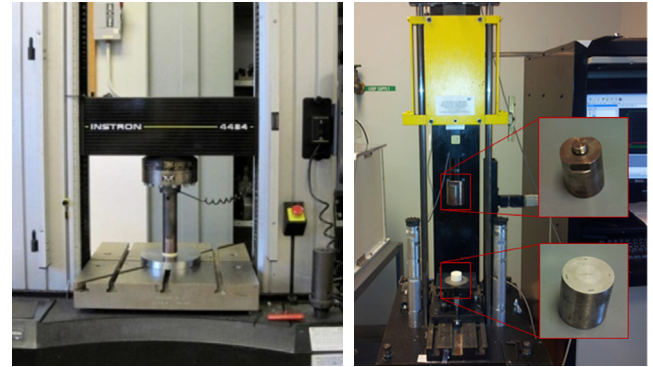


Fig. 1 Configuration of specimen for material test



(a) Quasi-static test (b) Low velocity impact test

Fig. 2 Test equipments for material test

Table 1 Low velocity impact test conditions

Density [kg/m ³]	Impact velocity [m/s]			Impact energy [J]		
40	1.0	2.0	3.0	6.9	23.3	23.4
130	1.0	2.0	3.0	11.2	27.6	52.4
210	1.0	2.0	3.0	11.2	45.0	81.8

변형률 속도에 따른 동적 강도 특성을 평가하기 위한 저속 충격 시험은 44.5kN의 로드셀 용량을 가지는 INSTRON DYNATUP 9200 모델을 사용하였으며, 시험을 위해 Fig. 2(b)와 같이 관통 충격 시험용 텡(Tup)과 엔빌(Envil)을 실린더형 시편의 압축 충격 시험을 위해 수정하여 사용하였다. 저속 충격 시험시 낙하 중량물이 시편을 타격하는 순간의 속도와 에너지는 Table 1과 같다. 시험 장비의 로드셀 용량을 고려하여 각 시험 조건에서 5개의 시편에 대해 낙하 텡이 시편을 타격하는 순간의 변형률 속도가 50s⁻¹, 100s⁻¹ 그리고 150s⁻¹가 되도록 타격시 속도를 1.0m/s, 2.0m/s 그리고 3.0m/s로 선정하였다. 충격 시험은 20°C 상온과 통상적인 충격 시험에서 최저 온도 조건인 -196°C 극저온 두 가지 조건에서 실시하였다. 이때, PUF는 폐쇄형 독립 셀(Closed cell) 구조를 가지는 것으로 알려져 있어(Choe et al., 2004) 극저온 시험 조건은 액화 질소에 시험편을 함침시켜 구현하였으며, 각 시편의 액화 수소내 함침 시간은 Table 2의 밀도에 따른 PUF의 열전도도와 액화 질소와 실린더 형태 시편 간의 자유 대류를 고려한 과도 열전달 해석을 통하여 선정하였다. 이때, 시편별 최소 함침 시간은 전체 시편의 온도가 -196°C에 도달하는 시간으로 정의하였다. Fig. 3에 과도

Table 2 Thermal properties of PUFs with density

Density [kg/m ³]	40	130	210
Conductivity [W/mK]	0.018	0.023	0.028
Specific heat [J/kgK]	308+4.41T (Gibson and Ashby, 1997)		

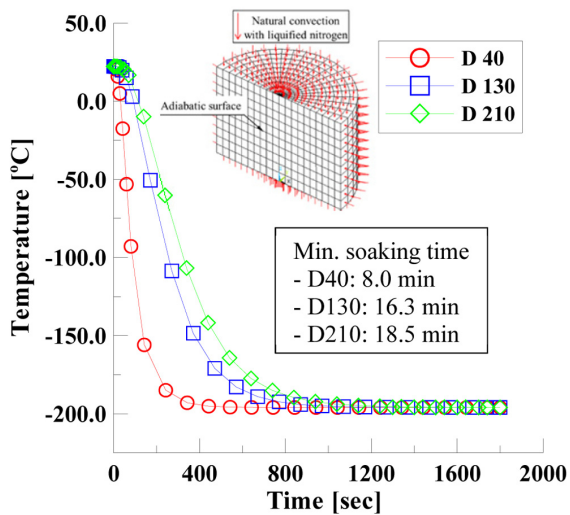


Fig. 3 Temperature variation at the center of PUF specimen in liquefied nitrogen

열전달 해석 모델과 이를 통해 평가된 밀도에 따른 각 시편 중앙부의 시간에 따른 온도 변화와 최소 함침 시간을 나타내었다.

2.2 시험 결과

Table 3는 준정적 압축 시험과 저속 충격 시험후 시편의 형상을 도시한 것이다. Table 3와 같이 상온 시험후 시편 형상은 준정적 압축 시험과 충격 시험에서 큰 차이가 없지만 극저온 상태에서는 밀도와 하중 속도에 따라 시편의 파손 양상에 차이가 있다. 특히, 유리 섬유가 함유되지 않은 D40 시편은 극저온에서 재료의 취성 효과에 기인하여 충격 속도 2.0m/s 이상에서 완전히 파손됨을 알 수 있다. 그러나 유리 섬유가 강화된 D130과

D210 시편의 경우 저온에서 하중 방향에 따라 시편 파손 양상에 차이가 발생함을 확인할 수 있다. 즉, 충격 속도 2m/s 이상의 D130과 D210 시편의 경우 발포 방향(Z)으로 채취된 시편이 발포 수직 방향(XY)으로 채취된 시편에 비해 상대적으로 온전한 형태를 가지고 있다. 이는 CCS 설계시 슬로싱에 의한 충격 하중에 대한 저항성을 확보하기 위해서 발포 방향으로 충격 하중을 받도록 PUF를 배치하는 것이 타당함을 의미하는 결과이다.

Fig. 4는 준정적 시험을 통해 얻은 밀도에 따른 PUF의 응력-변형률 관계를 도시한 것이다. Fig. 4와 같이 정적 하중하에서 응력-변형률 관계는 탄성(Elastic), 평탄(Flat plateau) 그리고 치밀화(Condensation) 영역으로 구분되는 전형적인 폼 재료의 거동(Zhang et al., 1998)을 가짐을 알 수 있다. 탄성 영역이 끝나는

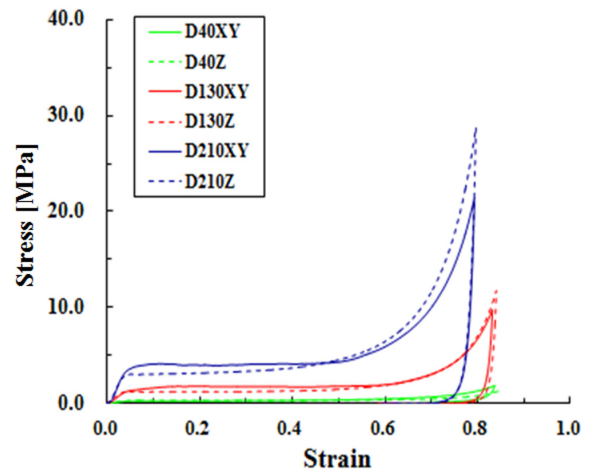


Fig. 4 Comparison of stress-strain relationship obtained by quasi-static test

Table 3 Deformation shape of PUF specimen after quasi-static and impact test

Test vel. [m/s]	Density [kg/m ³]											
	40				130				210			
	RT*		CT*		RT		CT		RT		CT	
	Z	XY	Z	XY	Z	XY	Z	XY	Z	XY	Z	XY
Q.S*			-	-			-	-			-	-
1.0												
2.0												
3.0												

*RT: Room temperature, CT: Cryogenic temperature, Q.S: Quasi-static

시점의 응력으로 정의되는 PUF의 항복 응력은 밀도에 비례하여 증가하며, 폼의 발포 방향(Z) 시편과 비교하여 유리 섬유로 강화되어 있는 발포 수직(XY) 방향의 항복 응력이 상대적으로 높다. 그리고 발포된 폼 내부의 기공이 압축 변형에 의해 완전히 압착되기 시작하는 치밀화 개시 변형률은 폼의 밀도가 증가함에 따라 감소함을 하나 하중 방향에는 큰 영향을 받지 않음을 알 수 있다.

상온과 극저온에서 시편 채취 방향에 따른 충격 시험을 통해 얻은 변위에 따른 하중과 속도의 관계를 이용하여 속도 의존 응력-변형률 관계를 계산하고 이를 각각 Fig. 5와 Fig. 6에 도시하였다. Fig. 5와 Fig. 6과 같이 온도와 하중 속도의 변화에 따라 PUF의 응력-변형률 거동 양상은 준정적 시험과 유사하게 폼 재

료의 거동을 유지함을 알 수 있다. 또한, 극저온에서의 변형률 속도 의존 응력-변형률 거동은 실온에서의 거동과 유사한데 이는 PUF의 특성이 극저온에서도 변하지 않음을 의미한다. 각각의 시험 조건에 따른 PUF의 동적 강도 특성을 파악하기 위하여 준정적 및 저속 충격 시험을 통해 얻은 항복 강도와 변형률을 각각 Table 4와 Table 5에 나타내었다. Table 4와 Table 5과 같이 본 연구에서 대상으로 선정한 PUF의 항복 강도는 밀도와 변형률 속도에 비례하여 증가하지만 시험 온도에는 반비례함을 알 수 있으며, 시편 채취 방향에 따른 항복 거동의 차이로부터 재료 이방성을 가짐을 알 수 있다.

이상의 준정적 압축 및 충격 시험 결과를 토대로 멤브레인형 LNG CCS용으로 상용화된 PUF를 대상으로 상온 및 극저온에서

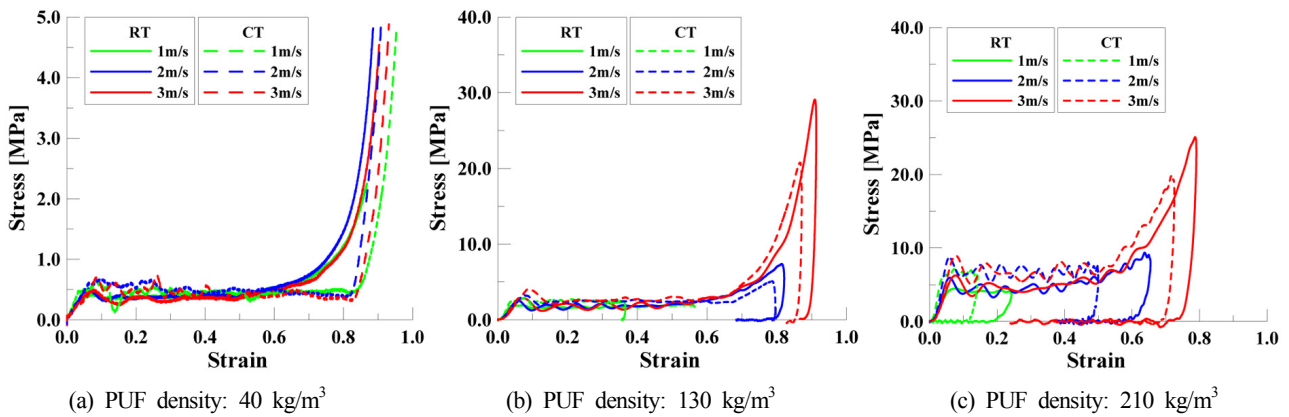


Fig. 5 Rate dependent stress-strain relationships to Z-direction obtained by impact test

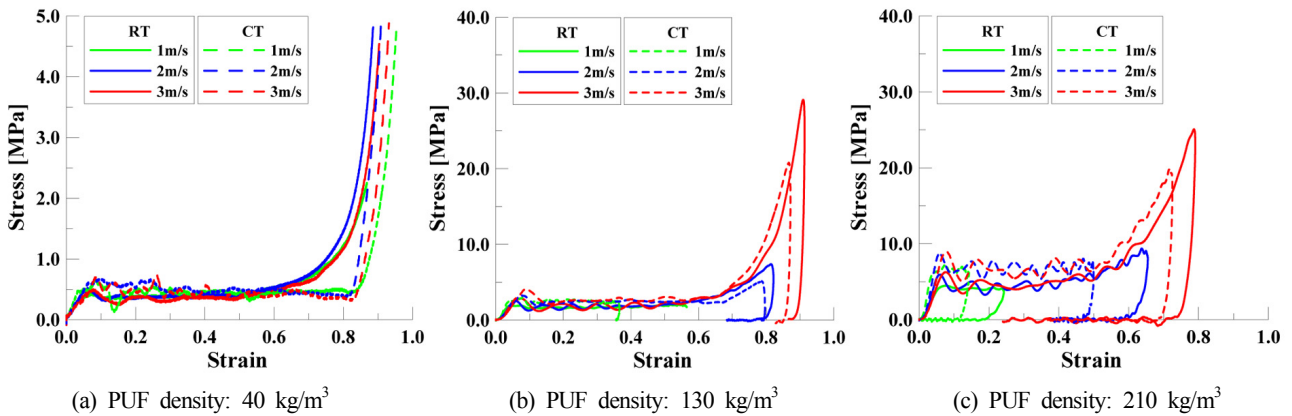


Fig. 6 Rate dependent stress-strain relationships to XY-direction obtained by impact test

Table 4 Yield stress of PUF with density, temperature and strain rate

Loading direction	Density [kg/mm ³]	Q.S [*]		50s ⁻¹		100s ⁻¹		150s ⁻¹	
		RT [*]	CT [*]	RT	CT	RT	CT	RT	CT
Z	40	0.34	-	0.42	0.65	0.48	0.69	0.53	0.71
	130	1.35	-	2.07	3.05	2.61	3.40	2.89	3.62
	210	3.04	-	4.46	7.21	5.48	8.52	6.25	9.45
XY	40	0.27	-	0.34	0.58	0.37	0.62	0.43	0.67
	130	1.70	-	2.20	3.00	2.51	3.55	2.82	4.15
	210	4.20	-	5.65	9.20	6.75	10.4	7.45	11.9

* Q.S: Quasi-static, RT: Room temperature, CT: Cryogenic temperature

Table 5 Yield strain of PUF with density, temperature and strain rate

Loading direction	Density [kg/mm ³]	Q.S*		50s ⁻¹		100s ⁻¹		150s ⁻¹	
		RT*	CT*	RT	CT	RT	CT	RT	CT
Z	40	4.2	-	4.5	4.1	5.1	7.0	5.7	8.8
	130	3.3	-	3.4	3.8	5.1	6.1	6.2	7.5
	210	3.5	-	5.5	3.8	5.8	5.0	7.0	6.7
XY	40	4.2	-	4.7	5.5	5.3	5.9	6.7	9.0
	130	4.8	-	4.3	5.1	5.8	7.2	7.5	8.7
	210	4.4	-	5.9	4.7	6.0	6.2	8.3	8.6

* Q.S: Quasi-static, RT: Room temperature, CT: Cryogenic temperature

밀도, 시편 채취 방향 및 변형률 속도에 의존하는 재료의 동적 거동을 수치적으로 모사할 수 있는 재료 모델링 기법을 제안함으로써 향후 충격 하중하에서 멤브레인형 LNG CCS의 동적 응답과 강도 특성을 유한요소해석을 통해 평가할 수 있는 기반 기술을 확보하고자 하였다.

3. 재료 모델 선정

충격 하중하에서 PUF의 동적 거동을 시뮬레이션하기 위하여 재료 시험 결과와 유한요소해석을 이용하여 PUF의 재료 모델을 선정하였다. 이를 위해 본 연구에서는 유한요소해석 솔버로 LS-DYNA를 활용하였다. 일반적으로 LS-DYNA는 상용 유한요소해석 프로그램으로 외연적 시간 적분법을 활용하여 비선형성이 큰 과도 동적 문제의 시뮬레이션에 적합한 것으로 알려져 있다(LSTC, 2012). 준정적 재료 시험과 저속 충격 시험 결과로부터 대상 PUF는 전형적인 폼 재료의 압축 거동을 가지는 것을 확인하였으므로, 일반적으로 저밀도에서 중밀도까지의 발포 재료에 대하여 변형률 속도에 의존하는 동적 재료 거동을 효과적으로 모사할 수 있는 FU_CHANG_FOAM 모델을 재료 모델로 선정하였다. 특히, FU_CHANG_FOAM 모델은 저속 충격 시험을 통해 얻은 변형률 속도에 따른 응력-변형률 데이터를 직접적으로 입력 가능하다는 장점을 가진다(Croop and Loba, 2009).

3.1 유한요소해석 모델 및 방법

선정된 PUF 재료 모델의 타당성 평가를 위해 Fig. 7과 같이 준정적 및 저속 충격 시험 환경을 수치 모델로 모사하였다. Fig. 7과 같이 3개의 파트로 구성된 수치 해석 모델은 하중을 부가하는 파트 그리고 PUF 시험편을 지지하는 엔빌은 4절점 쉘 요소를 이용하여 강체로 모델링하였으며, PUF 시험편은 하나의 적분점을 가지는 8절점 솔리드 요소(Reduced integration element)를 이용하여 FU_CHANG_FOAM 재료로 모델링하였다. 이때, PUF 시험편은 각각 980개와 816개의 노드와 요소로 구현하였다. 또한, 각 파트 간의 접촉부는 면 접촉 조건으로 모델링하였으며, PUF 재료 모델에 따른 재료의 동적 거동 차이를 평가하기 위하여 화물창 구조 안전성 평가시 PUF의 재료 모델로 통상적으로 사용되는 직교 이방성 탄성 모델을 이용한 시뮬레이션 결과와 비교하였다. 하중 조건으로 각각의 시험 조건에 상응하는 충격 방향 속도를 이동 또는 낙하체의 절점에 부여하였다. 이때, 해석 시간을 줄이기 위하여 낙하체가 시편에 충돌하기 직

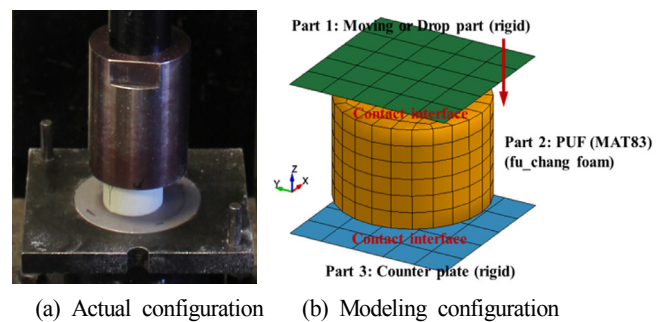


Fig. 7 FE model used for establishing PUF material model

전 상태에 초기 속도를 부여하여 해석을 수행하였다. 또한, 9.8m/s²의 중력 가속도가 전체 수치 해석 모델에 작용하도록 하였으며, 경계 조건은 이동 또는 낙하 파트의 경우 중력 방향 자유도만 허용하는 클램핑 조건을 적용하였으며, 시편을 지지하는 엔빌에 해당하는 모든 절점의 자유도는 구속하였다. 외연적 시간 적분법을 이용한 해석시 안정적인 시간 증분은 통상 음파가 유한요소 모델의 재료 밀도에 의해 결정되는 속도도 최소 크기의 요소를 이동해 지나가는 시간에 의해 결정된다. 따라서, 본 연구에서는 해석시 시간 증분은 안정적인 시간 증분 이하가 되도록 유한요소 해석 솔버에서 자동으로 선정하도록 하였다.

3.2 실험 결과 및 고찰

Fig. 8은 밀도가 130kg/m³인 PUF 시편의 저속 충격 시험과 유한요소해석을 통해 얻은 충격 시작 시점부터 시간에 따른 속도의 변화를 비교한 것이다. 여기서 (+)속도는 중력 방향을 나타내는데, Fig. 8과 같이 충격 속도가 1m/s로 충격 에너지가 상대적으로 작은 경우에는 PUF가 모든 충격에너지를 흡수하여 시험 종료까지 (+)속도 값을 가지는 반면 상대적으로 충격 에너지가 큰 2m/s와 3m/s 시험 조건에서는 충격후 반발에 의해 (-)값으로 속도가 천이됨을 확인할 수 있다. 특히, PUF의 재료 모델에 따른 시뮬레이션 차이를 비교 평가하기 위한 2m/s의 해석 결과의 경우 FU_CHANG_FOAM 재료 모델은 시험 결과와 매우 잘 일치하지만 직교 이방성 탄성 재료 모델의 경우는 실제 시험 결과와 차이가 크게 발생함을 알 수 있다. Fig. 9는 초기 충격 속도가 2.0m/s일 때 유한요소해석과 저속 충격 시험을 통해 얻은 PUF 밀도에 따른 응력-변형률 관계를 비교한 결과이다. Fig. 9와 같이 FU_CHANG_FOAM 재료 모델을 사용한 모든 경우에서 저속 충격 시험 결과와 유한요소해석 결과가 매우 잘 일치

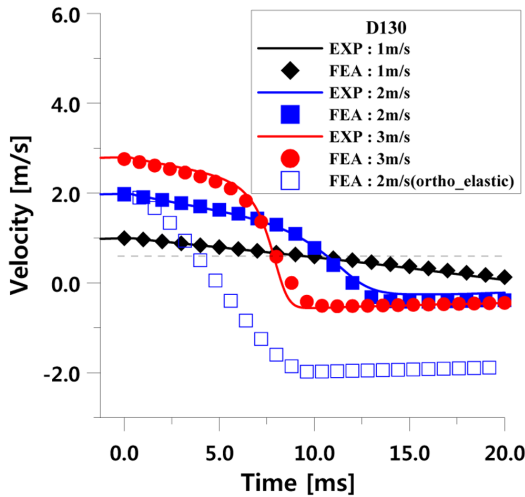


Fig. 8 Comparison results of transitional velocity obtained by FEA and experiment

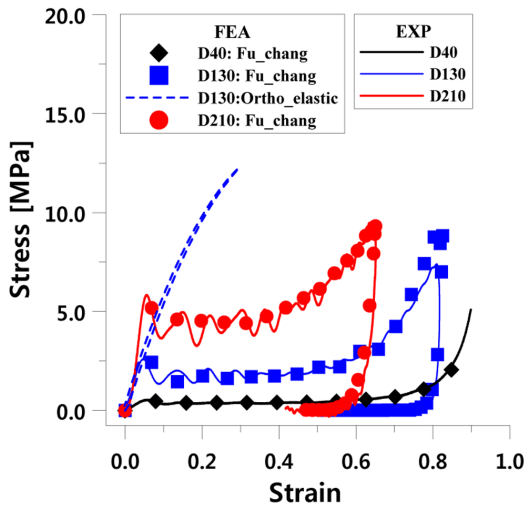


Fig. 9 Comparison result of stress-strain relationship obtained by FEA and experiment (impact velocity: 2 m/s)

함을 확인할 수 있다. 반면, 직교 이방성 재료를 사용한 경우에는 실제 시험 결과와 시뮬레이션 결과에 큰 차이가 발생한다. 이는 본 고에서 PUF의 재료 모델로 선정된 FU_CHANG_FOAM 모델이 동하중 하에서 PUF의 거동을 모사하는데 적합함을 의미한다. 따라서 선정된 PUF 재료 모델을 사용하여 통상적으로 멤브레인형 LNG CCS의 동적 강도 평가를 위한 시험법으로 채택하고 있는 Dry drop 시험(Lee et al., 2007a; Lee et al., 2007b)을 수치적으로 시뮬레이션하고 그 결과를 토대로 PUF 재료 모델이 CCS의 동적 강도에 미치는 영향을 평가하였다.

4. Dry drop 시뮬레이션

4.1 시뮬레이션 모델 및 방법

본 고에서 선정된 PUF 재료 모델의 검증을 위해 Dry Drop 시험 환경을 수치 해석으로 모사하고 그 결과를 실험 결과와 비교하였다. Fig. 10은 Dry drop 시험시 사용된 장비를 도시한 것

으로, Fig. 10과 같이 PUF의 에너지 흡수능에 따른 시험체의 동적 거동을 평가하기 위하여 마스틱 하부에서 4,000kN 용량의 로드셀을 이용하여 반력을 계측하였다. Dry drop 시험은 상온에서 수행되었으며, 시험 장비의 로드셀 용량을 고려하여 680kg의 낙하체의 자유 낙하 높이를 150mm에서 950mm까지 변화시켜 시험을 수행하였다. 본 고에서는 Dry drop 시험 중 415mm 낙하 조건에서의 시험 결과를 수치적으로 모사하여 시험으로부터 얻은 동적 거동과 비교 검토하여 선정된 PUF 재료 모델의 타당성을 검증하였다. Dry drop 시험시 시험편의 PUF 밀도는 현재 상용화되어 있는 멤브레인형 LNG CCS에서 주로 사용되고 있는 130kg/m³으로 선정하였다. Table 6은 Dry drop 시뮬레이션에 사용된 단일 패널의 치수 및 구조적 특성을 나타내며 Fig. 11은 유한요소해석 모델을 도시한 것이다. Table 6과 같이 시험체는 4개의 층으로 구성된 샌드위치 복합 구조를 가지며, Fig. 11과 같이 시험체는 15mm 두께의 강판위에 에폭시 계열의 접착제인 마스틱(Mastic)을 이용하여 접착하고 이를 시험기에 고정하였다. 시뮬레이션시 하중 및 경계 조건은 재료 모델 개발을 위한 저속 충격 시험과 동일하게 적용하였다. Table 7은 LS_DYNA를 이용한 유한요소해석시 사용된 각 파트별 재료 모델을 나타낸다. Table 7과 같이 낙하체(노드수 150개, 요소수 80개)와 하부 강판(노드수 1,377개, 요소수 832개)은 강체로, Plywood(노드수 1,785개, 요소수 1,088개)는 직교 이방성 탄성 재료 그리고 마스틱(노드수 1,020개, 요소수 512개)은 선형 탄성 재료로 모델링하였으며, PUF(노드수 6,545개, 요소수 5,760개)의 경우 본 고에서 선정한 재료 모델의 타당성을 확인하기 위해 밀도가 130kg/m³인 FU_CHANG_FOAM 모델 외에 직교 이방성 탄성 재료를 추가로 검토하였다. 낙하체와 Plywood 상면과의 접촉부는 면 접촉 조건으로 구현하였으며, 해석시 시간 증분은 전 절에 기술한 재료 모델링시 사용한 방법과 동일하게 선정하였다.

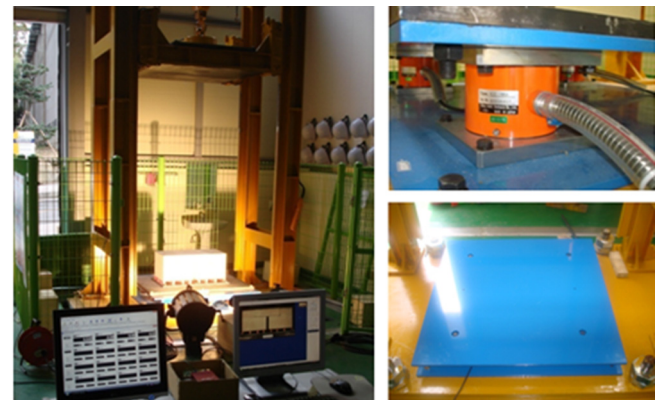


Fig. 10 Dry drop test frame and measuring system

Table 6 Model dimension and structure used for dry drop simulation

Layer	1 st	2 nd	3 rd	4 th
Material	Plywood	PUF	Plywood	Mastic
Thickness [mm]	9	249	9	15
Dimension [mm]	400 × 400 (width × length)			
Remark	Mastic rope width & pitch: 25 × 125 mm 2 nd layer PUF density: 130 kg/m ³			

Table 7 Material models for dry drop simulation using LS_DYNA

Part	Material model
Drop body / Steel plate	Rigid model
Plywood	Orthotropic elastic model
PUF	Fu chang foam model Orthotropic elastic model
Mastic	Linear elastic model

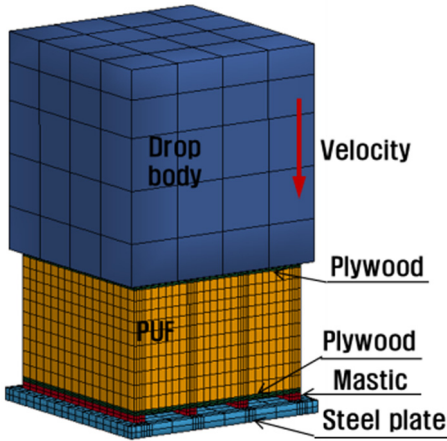


Fig. 11 FE analysis model used for dry drop simulation

4.2 시뮬레이션 결과 및 고찰

LS_DYNA 등과 같은 외연적 시간 적분법을 이용한 충돌 해석시 에너지 평형을 만족하는지 여부를 평가함으로써 해석이 적절히 수행되었는지 판단할 수 있다. 외연적 시간 적분을 이용한 해석시 총 에너지는 운동 에너지, 내부 에너지 그리고 Hourglass 에너지의 합으로 정의되는데, Hourglass 에너지는 외연적 시간 적분을 이용한 해석에서 해석 시간을 줄이기 위해 사용되는 감차 적분 요소에 의해 발생하는 해석 결과의 불안정성을 줄이기 위해 인위적으로 추가되는 에너지를 의미한다. 통상적으로 해석 결과의 적절성을 담보하기 위해서는 충돌 및 충격 하중이 가해지는 동안 Hourglass 에너지는 전체 에너지의 10% 이하가 되어야 하며 전체 에너지는 일정하게 유지되어야 하는 것으로 알려져 있다(Gama and Gillespie, 2011). Fig. 12는 낙하 높이가 415mm일 때의 Dry drop 해석 결과로부터 얻은 전체 에너지와 운동에너지, 내부 에너지 그리고 Hourglass 에너지의 변화를 도시한 것이다. Fig. 12와 같이 전 해석 기간 동안 전체 에너지는 680kg의 낙하체가 415mm의 위치에서 가지는 위치 에너지인 약 2,800J을 유지하고 있으며, Hourglass 에너지 또한 거의 '0' 수준임을 알 수 있다. 이는 외연적 시간 적분법을 이용한 본 연구의 Dry drop 시뮬레이션이 적절히 수행되었음을 의미하는 결과이다.

Fig. 13은 낙하 높이가 415mm인 경우 PUF의 재료 모델에 따른 유한요소해석과 실험을 통해 얻은 시간에 따른 반력을 비교한 결과이다. Fig. 13과 같이 PUF의 재료 모델로 FU_CHANG_FOAM 모델을 적용한 경우 유한요소 해석 결과가 시험체에 작용하는 반력을 최대 오차율이 2% 미만으로 잘 예측하고 있을 뿐만 아니라 충격 지속 시간 또한 정확하게 일치하는 결과를

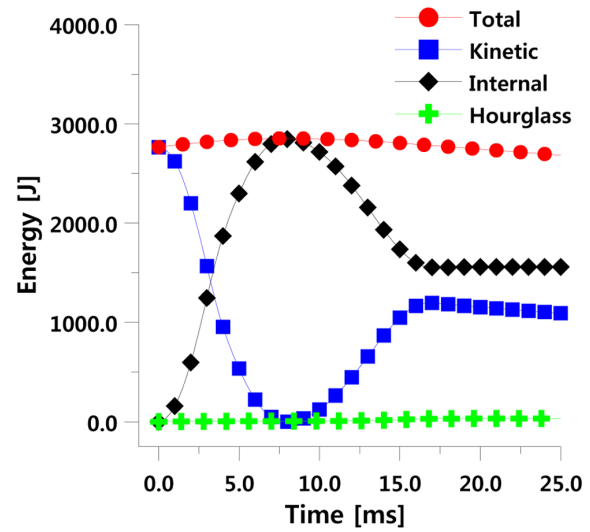


Fig. 12 Time history of global energies when the drop height is 415 mm

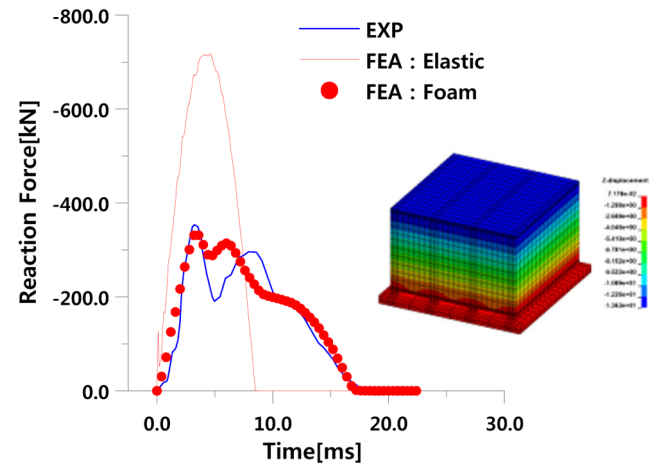


Fig. 13 Comparison of reaction force between simulation and experiment

보인다. 반면 PUF 재료 모델로 직교 이방성 탄성 재료를 사용한 경우 시험체에 작용하는 반력은 유한요소해석 결과가 시험 대비 2배 이상 크며 충격 지속 시간은 시험 대비 1/2 수준으로 큰 차이가 있음을 알 수 있다. 이는 대표적인 에너지 흡수체인 PUF의 동적 특성을 FU_CHANG_FOAM 모델이 잘 묘사하고 있음을 의미하는 결과이다. 이상의 결과로부터 본 연구에서 선택한 PUF의 재료 모델이 동적 충격 하중에 노출된 멤브레인형 LNG CCS의 동적 거동을 평가하는 데 적절함을 알 수 있다.

PUF의 동적 거동을 묘사하기 위한 FU_CHANG_FOAM 모델을 이용하여 충격 하중하에서 시험체의 동적 강도를 평가하기 위해 다양한 낙하 높이를 변수로 Dry drop 시뮬레이션을 수행하였다. 이 때 시험체의 재료 모델은 전 절에서 기술한 바와 같이 Plywood는 직교이방성 탄성 모델을 사용하였으며 마스틱은 등방성 탄성 모델을 사용하였다. Fig. 14는 Table 6의 적층 구조를 가지는 시험체의 낙하 높이에 따른 Dry drop 시험시 가장 먼저 파단이 발생한 Plywood에서의 최대 응력 변화를 낙하 높이에

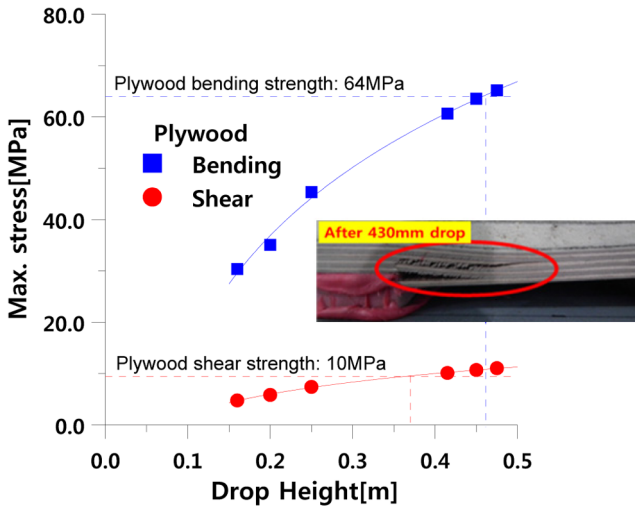


Fig. 14 Maximum stress variation in firstly fractured layer with drop height

Table 8 Comparison of insulation panel failure characteristic between FEA and experiment

	1 st damaged region	Cause	Critical drop height [mm]
Experiment	Plywood (4 th layer)	Shear	430
FEA	Plywood (4 th layer)	Shear	380

따라 도시한 것이다. 이 때, 응력은 충격 하중 작용시 시험체가 상대적으로 취약할 것으로 판단되는 마스틱과 Plywood 접합 단부에서의 전단 응력과 마스틱 로프(Rope) 사이에 발생하는 굽힘 응력으로 선정하였다. Fig. 14와 같이 낙하 높이가 증가함에 따라 직교 탄성 모델을 사용한 Plywood에 작용하는 응력이 선형적으로 증가함을 알 수 있다. 참고로, Dry drop 시험 결과 Plywood는 최초로 430mm의 높이에서 면외 방향 전단에 의해 발생하였다. Fig. 14의 결과로부터 시험체가 최초로 파손되는 순간의 높이로 정의되는 임계 낙하 높이를 평가하고 이를 Table 8에 나타내었다. 임계 낙하 높이를 결정하기 위한 Plywood의 면외 전단 강도와 굽힘 강도는 참고 문헌으로부터 각각 10MPa (Latvijas, 2017)와 64MPa(Kim et al., 2017)로 선정하였다. Table 8와 같이 시험 결과와 유한요소해석 결과 모두 첫 번째 파손은 Plywood에서 발생하였으며, 파손 원인은 마스틱과 Plywood 접합 단부에서의 면외 방향 전단 응력이다. Dry drop 시뮬레이션을 통해 평가된 임계 낙하 높이는 380mm로 시험에 의해 평가된 430mm에 비해 약 10% 작게 평가되었다. 그러나, 시험의 경우 육안으로 판별이 가능한 파손 시점을 임계 낙하 높이로 선정할 때 비하여 유한요소해석에서는 국부적인 응력을 기준으로 임계 낙하 높이가 평가되었다는 점을 감안한다면 유한요소해석이 시험 결과를 비교적 잘 예측하고 있으며, Plywood의 동적 강도 특성이 반영된다면 보다 정확한 평가가 가능할 것으로 생각된다. 이상의 결과로부터 본 연구에서 제안한 PUF의 동적 거동을 모사하기 위한 재료 모델링 기법은 향후 충격 하중 조건에

서 멤브레인형 LNG CCS의 동적 응답 특성과 동적 강도 평가에 활용 가능함을 알 수 있었다.

5. 결 론

본 연구는 다양한 밀도를 가지는 PUF를 대상으로 온도와 변형률 속도에 따른 정·동적 재료 시험 결과와 유한요소해석을 활용하여 극저온 환경에서 충격 하중을 받는 멤브레인형 LNG CCS의 동적 거동 평가에 활용 가능한 PUF 재료 모델링 기법을 제안하고 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 유리 섬유 강화 PUF의 동적 거동을 모사할 수 있는 재료 모델 개발을 위하여 준정적 압축 시험과 저속 충격 시험을 수행하여 상온과 극저온에서 밀도 및 변형률 속도에 따른 PUF의 거동을 특성화할 수 있는 기계적 물성을 확보하였다.
- (2) 재료 시험 결과 모든 조건에서 본 연구에서 대상으로한 멤브레인형 LNG CCS용 PUF는 전형적인 폼 재료가 가지는 점탄소성 거동을 보이며 극저온 충격 조건에서 폼 발포 방향으로 채취된 시편이 발포 수직 방향으로 채취된 시편보다 안정적인 압축 변형 거동을 보임을 알 수 있었다.
- (3) 재료 시험 결과를 수치적으로 모사하기 위해 선정된 LS_DYNA의 FU_CHANG_FOAM 모델이 PUF의 동적 거동을 정확하게 예측할 수 있어 FU_CHANG_FOAM 모델이 충격 하중하에서 PUF의 점탄소성 거동을 모사하는데 적합함을 알 수 있었다.
- (4) 개발된 PUF의 재료 모델을 검증하기 위해 Dry drop 시험을 수치적으로 시뮬레이션하고 그 결과를 시험과 비교한 결과, 제안된 PUF의 재료 모델을 이용한 수치 해석 결과가 실험으로 측정된 시간에 따라서는 반력, 변형 거동 등과 같은 동적 응답 특성과 시험체의 파괴 거동을 잘 예측하였다.
- (5) 결론적으로 극저온 환경에서 변형률 속도에 의존하는 PUF의 동적 거동을 수치적으로 모사할 수 있는 재료 모델링 기법이 성공적으로 제안함으로써 향후 유한요소해석을 통해 충격 하중하에서 멤브레인형 LNG CCS의 동적 응답과 강도 평가에 활용 가능한 기반 기술을 확보하였다.

References

Choe, K.H., Lee, D.S., Seo, W.J., Kim, W.N., 2004. Properties of Rigid Polyurethane Foams with Blowing Agents and Catalysts. *Polymer Journal*, 36, 368-373.

Croop, B., Loba, H., 2009. Selecting Material Models for the Simulation of Foams in LS_DYNA. *Proceedings of 7th European LS_DYNA Conference, Salzburg Austria*, 1-6.

Gama, B.A., Gillespie, J.W., 2011. Finite Element Modeling of Impact, Damage Evolution and Penetration of Thick-Section Composites. *International Journal of Impact Engineering*, 38(4), 181-197. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2010.11.001>

Gibson, L.J., Ashby, M.F., 1997. *Cellular Solids: Structure and Properties*. 2nd Edition, Cambridge University Press, Cambridge.

Jang, C.H., Shim, C.S., Song, H.C., Song, C.Y., 2013. Study on

- Cryogenic Behavior of Reinforced Polyurethane Foam for Membrane Type LNG Carrier. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(1), 74-79. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2013.27.1.074>
- Kim, J.H., Park, D.H., Choi, S.W., Lee, J.M., 2017. Cryogenic Mechanical Characteristics of Laminated Plywood for LNG Carrier Insulation System. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 31(3), 241-247. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2017.31.3.241>
- Kim, W.T., Choi, H.Y., 1996. Finite Element Modeling of Low Density Polyurethane Foam Material. *Transaction of Korean Society of Automotive Engineers*, 4(2), 183-188.
- Lavijas Finieris, 2017. *Plywood Handbook*. Lavijas Finieris Laboratory, Latvia.
- Lee, C.S., Kim, M.H., Lee, J.M., 2012. Development of Anisotropic Viscoplastic-damage Model for Glass Fiber Reinforced Polyurethane Foam and its FE Application. *Proceedings of 2012 Conference of the Korean Association of Ocean Science and Technology Societies*, Daegu Korea, 746-750.
- Lee, J.H., Choi, W.C., Kim, M.H., Kim, W.S., Noh, B.J., Choe, I.H., Lee, J.M., 2007a. Experimental Assessment of Dynamic Strength of Membrane Type LNG Carrier Insulation System. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 44(3), 296-304. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2007.44.3.296>
- Lee, J.H., Kim, T.W., Kim, M.H., Kim, W.S., Noh, B.J., Choe, I.H., Lee, J.M., 2007b. Numerical Assessment of Dynamic Strength of Membrane Type LNG Carrier Insulation System. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 44(3), 305-313. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2007.44.3.305>
- Lee, S.G., Lee, I.H., Baek, Y.H., 2010. Wet Drop Impact Response Analysis of Cargo Containment System in MLNG Carrier using FSI Technique of LS-DYNA. *Proceedings of the Twentieth International Offshore and Polar Engineering Conference. International Society of Offshore and Polar Engineers*, Beijing China, 206-210.
- LSTC, 2012. *LS-DYNA User's Manual*. LSTC, Livermore CA.
- Park, S.B., Kim, J.H., Lee, J.M., 2014. Comparative Study on Mechanical Behavior of Low Temperature Characteristics of Polymeric Foams for Ships and Offshore Structures. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 51(6), 495-502. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2014.51.6.495>
- Zhang, J., Kikuchi, N., Li, V., Yees, A., Nusholtz, G., 1998. Constitutive Modeling of Polymeric Foam Material Subjected to Dynamic Crush Loading. *International Journal of Impact Engineering*, 21(5), 369-386. [https://doi.org/10.1016/S0734-743X\(97\)00087-0](https://doi.org/10.1016/S0734-743X(97)00087-0)

Comparative Study of Ice Gouge Simulation Considering Ice Keel-Seabed Interactions

Mun-Beom Shin^{ID*}, Dong-Su Park^{ID**} and Young-kyo Seo^{ID*}

^{*}Department of Ocean Engineering, Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

^{**}Department of Convergence Study on the Ocean Science and Technology, Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

빙-해저지반 상호작용을 고려한 빙쇄굴 시뮬레이션 비교연구

신문범^{ID*} · 박동수^{ID**} · 서영교^{ID*}

^{*}한국해양대학교 해양공학과

^{**}한국해양대학교 해양과학기술융합학과

KEY WORDS: Ice gouge 빙쇄굴, Ice keel 경사 빙, Ice keel-seabed interaction 빙-해저지반 상호작용, CEL(Coupled eulerian lagrangian) method CEL 기법, Arctic pipeline 극지 파이프라인

ABSTRACT: The ice keel gouge and seabed interaction is one of the major considerations in the design of an Arctic pipeline system. Ice keel and seabed interaction engineering models based on experimental data, which give an explicit equation for estimating the ice gouging depth, have been suggested. The suggested equations usually overestimate the ice keel gouging depth. In addition, various types of numerical analyses have been carried out to verify the suggested engineering model equations in comparison to the experimental data. However, most of numerical analysis results were also overestimated compared with the laboratory experimental data. In this study, a numerical analysis considering the contact condition and geostatic stress was carried out to predict the ice keel gouging depth and compared with the previous studies. Considering the previously mentioned conditions, more accurate results were produced compared with the laboratory experiment results and the error rate was reduced compared to previous numerical analysis studies.

1. 서 론

일반적인 해저 파이프라인과는 달리 극지 파이프라인을 안전하게 운용하기 위해 특별하게 고려되어야 할 문제는 수심이 얇은 빙해역에서 흔히 발생하는 빙쇄굴(Ice gouge) 현상이다.

빙쇄굴(Ice gouge)현상은 외해에서 해류(Current)와 바람(Wind)에 의해 초기 속도를 갖는 거대한 Ice keel(경사 빙)이 얇은 수심으로 이동하면서 해저면을 긁는 북극해의 해안가에서 볼 수 있는 가장 두드러진 특징 중 하나이다. 이러한 빙쇄굴 현상은 해저에 매설된 파이프라인이나 케이블에 직접적인 손상을 일으키거나, 해저지반으로 전달되는 빙하중으로부터 토질의 간접적인 변형에 의해서도 파괴가 발생하게 된다(Woodworth-Lynas et al., 1996).

빙쇄굴 발생 시 얼음은 외해에서 갖는 초기 운동에너지가 토질의 저항 에너지와 평형을 이룰때까지 해저면을 긁게 되는데

쇄굴거리의 최대 수 km에 달하고 쇄굴깊이가 수 m에 달하는 것으로 관측되고 있다(Truskov and Surkov., 1991). 따라서 극지 해양 파이프라인은 빙쇄굴에 노출되지 않을 정도로 깊게 매설해야 한다. 하지만 매설깊이의 증가는 비용 증가의 문제를 초래하기 때문에 빙쇄굴에 의한 해저면 쇄굴깊이의 정확한 산정이 요구된다. 이러한 빙쇄굴 메커니즘에 대한 연구는 다양한 형태로 이루어져왔고, 일반적으로 실내실험이나 관측자료를 기본으로 하여 이론식의 제시 및 수치해석적 방법으로 비교하여 결과를 확인하려는 방법이 시도되어 왔다.

먼저 최근의 빙쇄굴 모델과 관련된 국내 연구로 Choi and Lee (2002)는 기존의 빙쇄굴 모델 해석결과를 비교하여 기존 모델의 적용한계를 분석하고, 수면하부에 경사각(Keel angle)을 갖는 새로운 모델을 제시하여, 비교적 간단한 실험과 비교하는 연구를 수행하였다. 또한 국외 연구로는 원심모형실험을 실시하고 이에 따른 빙쇄굴 깊이를 예측하는 PRISE(Pressure ridge ice scour

Received 4 April 2019, revised 21 October 2019, accepted 11 November 2019

Corresponding author Young-Kyo Seo: +82-51-410-4683, yseo@kmou.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-8838-113X>

© 2019, 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.

experiment) 모델 식들을 개발하여 제안하였으며(Woodworth-Lynas et al., 1996), 이를 기초로 하여 최근 Sand로 조성된 지반에서의 영향을 비교하는 실내모형실험 연구(Arnau and Ivanović, 2019)를 비롯하여 다양한 형태의 FEM(Finite element method)을 이용한 비교 및 검증 연구가 수행되어지고 있다. 빙쇄굴과 같은 대변형 해석은 기존의 FEM해석으로는 한계가 있으며, Lagrangian과 Eulerian을 결합한 새로운 FEM의 해석기법이 적용되어왔고 그 예로 Arbitrary Lagrangian-Eulerian(ALE)을 이용한 비교연구(Konuk et al., 2005) 및 Coupled Eulerian-Lagrangian(CEL)기법을 이용한 비교연구(Abdalla et al., 2009)가 각각 수행되어 보고되고 있으며, ALE 및 CEL기법의 수치해석적 빙쇄굴 연구에 대한 상세한 비교 분석 또한 수행되고 있다(Babaei and Sudom., 2014).

DNV(Det Norske veritas)는 2010년에 종료된 Ice pipe joint industry project(JIP)에서 Ice-soil-pipeline의 상호작용의 수치 해석적 모델링 및 분석에 대한 지침을 개발하였고, 이를 바탕으로 CEL기법을 이용한 Ice-soil-pipeline 상호작용에 대한 연구를 수행하였다(Banneyake et al., 2011). 하지만 현재까지의 수치해석으로는 복잡한 형상을 가진 실제얼음 형상과 다양한 빙쇄굴 환경변수를 모두 고려하지 못하는 실정이다.

따라서 본 연구에서는 현재까지 발표된 여러 빙쇄굴 연구 중 원심모형실험 및 PRISE모델 식, 그리고 이를 수치해석적으로 비교한 연구를 함께 분석 하여 빙쇄굴 메커니즘에 대한 이해를 도모하고, 이를 바탕으로 기존의 연구에서 반영되지 않았던 해저지반의 Geostatic stress 및 해저지반 상호작용 즉 Ice keel과 해저지반의 마찰에 대한 영향을 고려한 새로운 해석을 실시하여, 본 해석 기법의 정확성에 대해 검증하고자 한다.

2. 기존의 실험적 및 수치해석적 빙쇄굴 연구

기존의 빙쇄굴 연구는 원심모형실험에 의한 PRISE모델 식을 바탕으로 FEM을 이용한 다양한 비교 연구가 수행되어 왔으며, 본 연구에서 비교 분석 하고자 하는 PRISE모델 식은 $u(0, 0, 0)$ 으로 표현되며 이는 수평방향의 빙쇄굴에 의한 변위를 나타내고, 식 (1)과 같다(Woodworth-Lynas et al., 1996).

$$u(0, 0, z) = 0.6\sqrt{BD} \cdot \exp\left(-\frac{2z}{3D}\right) \quad (1)$$

여기서, z 는 쇄굴 아래 깊이, B 는 쇄굴 폭, D 는 쇄굴 깊이이며, 해당 논문의 해석은 RRISE모델 05-D1, 06-D1 case에 해당한다.

원심모형실험 및 PRISE모델 식 (1)과 비교를 위한 FEM해석은 ALE 해석기법을 이용한 수치해석이 먼저 수행되었으며(Konuk et al., 2005), 이를 바탕으로 최근에는 CEL해석 기법을 적용하여 빙쇄굴 수치해석을 보다 현실적으로 모사할 수 있도록 발전해왔다(Abdalla et al., 2009). 이러한 수치해석을 이용한 비교 연구는 PRISE모델 식과 비교되고 나아가 매설된 파이프라인을 고려하여 빙쇄굴에 의한 파이프라인의 변형을 분석하는 수준으로 발전해왔다(Banneyake et al., 2011). Fig. 1은 기존의 연구들이 고려한 빙쇄굴 메커니즘을 보여주고 있다. 기존의 연구들은 Fig. 1에서와 같이 일정한 Attack angle(α)이 적용된 형상

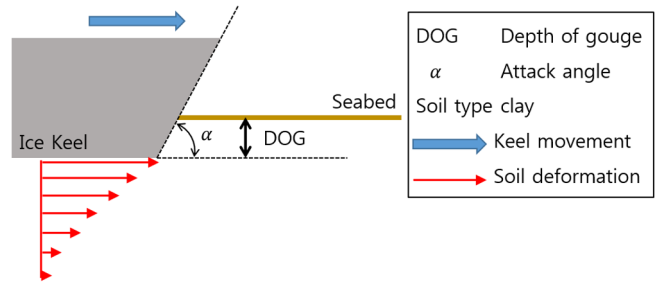


Fig. 1 Governing variables during ice gouging

의 Ice keel이 해저지반 상부에서의 깊이 DOG(Depth of gouge)에서 일정한 속도로 출발하여 멈추거나 수직 방향의 운동은 없이 단지 지정된 속도로 계속 끌려나가는 형태의 연구를 수행하였다. 이를 토대로 빙쇄굴 해석의 초기 정보인 DOG 및 Ice keel의 속도(Attack velocity) 및 각도(Attack angle) 등 다양한 해석 조건을 적용하여, Ice keel 하부에서부터 해저지반의 깊이에 따라 끌리는 수평방향의 변위를 추적하여 각각 비교 하였다.

그러나 원심모형실험과 비교된 기존의 수치해석(ALE, CEL기법)은 얼음과 토질사이의 마찰에 의한 영향은 고려하지 않고 시뮬레이션 하였으며, 이는 빙쇄굴에 의한 정면과 측면부에 쇄굴되며 쌓이는 토질저항력을 고려하지 않은 결과이다. 이처럼 기존의 수치해석 연구는 다양한 빙쇄굴 환경변수를 모두 고려하지 않고, 빙쇄굴 현상에서 영향이 다소 큰 환경변수만 고려한 단순화된 수치해석 결과임을 알 수 있다.

3. Geostatic stress를 고려한 빙쇄굴 수치해석

3.1 Geostatic stress를 고려한 빙쇄굴 수치해석연구 비교

본 연구의 목적은 기존의 수치해석을 이용한 연구들에서 고려하지 않은 흙의 마찰에 의한 영향을 고려하여 보다 정확한 Ice keel에 의한 해저지반의 빙쇄굴 해석을 실시하는 것으로, 이를 위해 기존의 연구와 본 연구에 반영될 해석 모델간의 적합성 검증을 Geostatic stress 조건을 추가 적용하여 아래와 같이 실시하였다. 기존의 수치해석에 적용된 CEL기법은 격자 왜곡 및 Contact문제를 해결하는데 장점이 있어 FEM을 이용한 토목

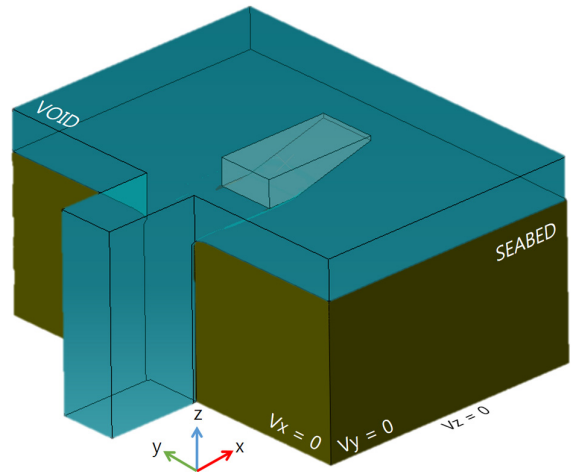


Fig. 2 Schematic of couple eulerian lagrangian model

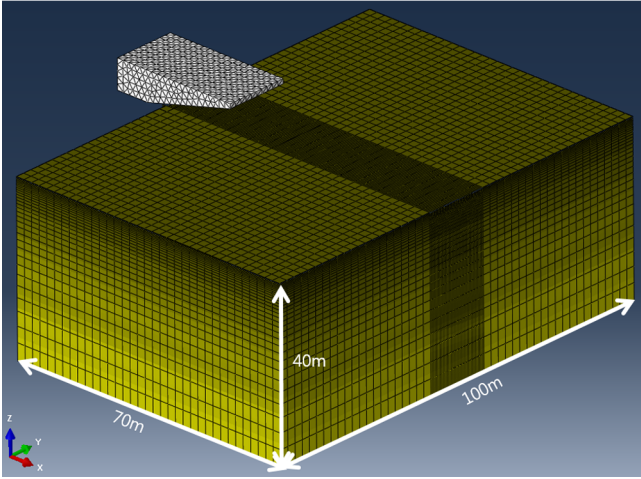


Fig. 3 Construction of the CEL model

및 기초공학 분야의 수치해석에 다양하게 활용되어지고 있다. 본 연구에서도 FEM을 이용한 기존의 빙쇄굴 수치해석 연구들과 같이 범용유한요소해석 프로그램인 Abdalla(2009)의 연구를 바탕으로 경계조건 및 해석 설정을 구현 하였다.

해석 모델링은 Fig. 2와 같이 Eulerian 도메인 내부에 Lagrangian 부분을 포함하여 모델링 한 후, 초기 위치에 Volume fraction tool 을 이용하여, VOID라고 명시되어있는 부분을 제외한 나머지를 Eulerian 격자(Mesh)로 생성 하였다. 이와같이 생성된 Eulerian mesh의 위치에 해저지반에 해당하는 물성치를 부여해줌으로써 해저지반을 조성 하였다. 또한 Ice keel의 경우 Eulerian 도메인 내부에 위치하지만 Eulerian 격자로 생성하지 않고 Lagrangian 모델로 형성 후 강체(Rigid body)로 가정하여 모델링 하였다.

경계조건(Boundary condition)은 해저지반 각 면의 수직방향 변위를 고정해주는 조건을 부여하였고, Ice keel 또한 기존 연구들과 동일한 조건으로 수평방향 즉 x축을 제외한 모든 변위를 구속하는 조건을 부여하였다. ‘VOID’부분을 제외한 전체 해석 모델링을 Fig. 3에 나타내었다. 기존의 연구들과 비교를 위해 원심모형실험 Case들 중 DOG 1m, Keel width 15m, Attack angle 15°, 30°인 2가지 조건(PRISE 05-D1, 06-D1 case)을 선정하였다 (Woodworth-Lynas et al., 1996). 설정된 두가지 Case는 Table 1에 나타내었고, 기존의 연구와 동일하게 Ice keel의 형상을 설정하였으며 각 Case에 따른 Ice keel의 형상 및 치수를 Fig. 4에 나타내었다.

또한 기존의 수치해석 연구는 해저지반에 부여되는 물성치 (Material property)를 von-Mises 항복조건을 적용한 점토(Clay)로 조성하였으나, 본 연구에서는 보다 토질의 거동 모사를 잘 구현 하기 위해 점토로 조성되는 해저지반 토질의 점착력 및 마찰각을 고려하는 Mohr-Coulomb 항복조건을 적용하였다. 적용되는 해

Table 1 Gouge event of PRISE model test

Test NO.	Soil state	Gouge event	Attack angle	Depth of gouge	Keel width
PRISE 05	Clay	D-1	15°	1m	15m
PRISE 06	Clay	D-1	30°	1m	15m

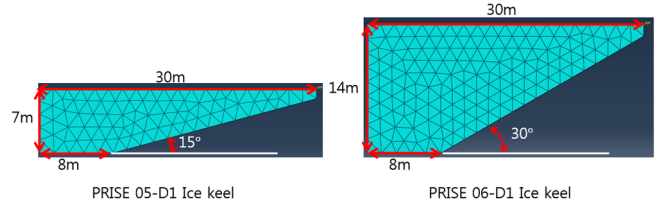


Fig. 4 Shape of ice keel

Table 2 Material properties of clay

	γ_{sat} [kg/m ³]	Friction angle Φ [°]	Cohesion c [kPa]
Soft clay	1611	0.01	12

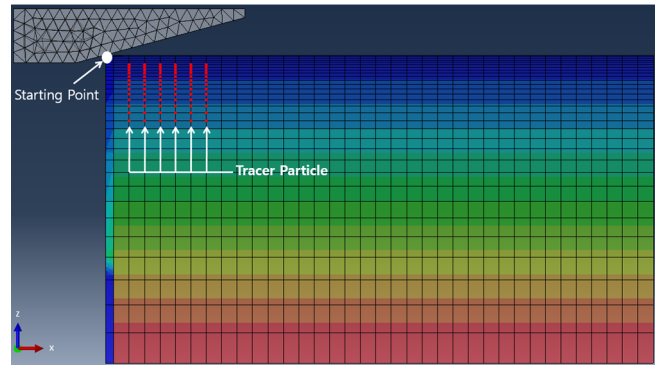


Fig. 5 Tracer particle and starting point locations

저지반의 물성치는 원심모형실험(Woodworth-Lynas et al., 1996)에서 적용된 지반물성을 반영하였고, 이를 Table 2에 나타내었다.

기존 연구와 비교를 위해 빙쇄굴에 의해 발생하는 해저지반 깊이에 따른 변위 추정은 고정된 Eulerian domain 내부에 Ice keel이 지나가는 위치에 해당하는 해저지반 노드번호(Node number)를 각각 지정하여 추출하였다. 이는 ABAQUS의 Tracer particle 기능을 이용하였으며, PRISE 05-D1 Case에 Tracer particle이 적용된 형상을 Fig. 5에 나타내었다.

해석의 순서는 초기 Eulerian domain 내부에 해저지반을 생성하여 물성치를 부여하고 각각의 면에 경계조건을 기존 수치해석과 동일하게 설정하였다. 그러나 기존의 연구는 해저지반을 단일지반(One layer soil)으로 가정하여 자중(Gravity)만을 적용하였으나, 본 연구에서는 Geostatic stress 조건을 추가 적용하였다. 여기서 Geostatic stress 조건이란 기존에 부여된 지반 물성치와 수면 아래 해저지반의 In-situ 조건을 반영하기 위해 해저지반 깊이 별 응력을 적용함으로써(ABAQUS, 2018), Natural field condition과 보다 유사하게 조성할 수 있는 기법으로, 이는 마지막 해석 Step까지 적용하였다. 이와같은 Geostatic stress는 ABAQUS에서 흙의 전응력(Total stress)으로 적용되며 식 (2)와 같다.

$$\sigma_v = \sigma'_v + u = \gamma_{sat} z \tag{2}$$

여기서, σ_v 는 전응력이며, σ'_v 는 유효응력(Effective stress)이고, u 는 간극수압(Pore pressure), γ_{sat} 는 흙의 포화단위중량(Saturated

unit weight of soil), z 는 깊이이다. 또한 해저지반의 보다 효과적인 모델링을 위해 포화도(Saturation)와 간극비(Void ratio)를 설정하여 부여하였고, 기존의 연구와 동일하게 Ice keel이 일정한 속도(0.1m/s)로 x 축 방향(수평방향)으로만 움직이도록 속도를 적용하였다.

3.2 수치해석 결과 비교

본 연구는 기존 연구(원심모형실험, PRISE모델 식, 수치해석)의 Case와 동일한 해석조건을 부여하였고, 기존의 수치해석 연구에서 고려하지 않은 해저지반을 보다 현실적 모델링하기 위한 Mohr-Coulomb 항복조건 및 Geostatic stress를 추가 적용하였다. 본 해석의 결과는 Ice keel의 하단 부를 기준으로 해저지반의 깊이 별 수평방향 변위를 산정하여 PRISE모델 식 및 원심모형실험 결과(Woodworth-Lynas et al., 1996), 그리고 Abdalla의 수치해석적 연구결과와 각각 비교하였다.

Abdalla의 연구는 해저지반 변위를 측정하는 거리 즉, Ice keel이 해저지반에 쇄굴이 시작되는 출발점(Starting point)에서부터 (Fig. 4 참조) 정확히 몇 m의 거리에서 Ice keel 아래 해저지반 변위(Horizontal subgouge displacement)가 측정되었는지 정확한 거리가 명시되어 있지 않다. 그러나 PRISE 05-D1 case의 해석결과에 의하면 Ice keel의 출발점으로부터 거리에 따라 빙쇄굴에 의한 Ice keel 하부 해저지반 변위는 점차 증가하는 것으로 나타났다. 따라서 출발점으로부터 해저지반 변위가 관측되는 거리는 기존 연구들과 비교 시 매우 중요한 요소이다. 따라서 본 연구에서는 Woodworth-Lynas et al.(1996)의 원심 모형실험에서 해저지반 변위가 측정되는 지점인 전체 해저지반으로 조성된 가운데 지점을 기준으로 약 10m거리에서 Ice keel을 DOG 1m로 설정 후 출발함을 감안하여, 본 연구의 비교 및 분석되는 모든 결과는 출발점으로부터 10m 거리의 해저지반 변위로 선정하였다.

출발점으로부터 거리 10m에서의 생성된 Tracer particle의 변위가 발생하는 100s, 200s, 300s에서의 PRISE 05-D1의 Case 형상을 Fig. 6에 나타내었다. Ice keel의 속도가 0.1m/s로 설정됨에 따라 시간이 100s가 지난 후에도 이동거리가 작게 나타나므로 해석시간을 350s로 설정하여 Ice keel의 이동거리를 늘려 지정된 Tracer particle의 변위가 일정해지도록, 즉 더 이상의 변위가 발생하지 않도록 충분한 해석시간을 주어 해저지반의 변위 결과를 관측하였다.

이와 같이 지정된 Tracer particle을 추적함으로써 Ice keel 아래 해저지반 변위를 측정하였으며, 기존 연구의 원심모형실험, PRISE모델 식 및 수치해석과의 비교 결과를 Fig. 7에 나타내었다. Fig. 7에서 PRISE모델 식 결과인 05-D1(Fig. 7(a)), 06-D1(Fig. 7(b))는 동일한 결과이며, 이는 Attack angle이 고려되지 않았기 때문이다. Fig. 8은 원심모형실험을 기준으로 하여, 본 연구 결과(Non-contact case)와 PRISE모델 식 그리고 기존의 수치해석결과를 각각 Ice keel 아래 0m 지점과 최대오차율이 발생하는 지점 그리고 1m 단위로 오차율을 측정한 평균 오차율을 비교하여 4절의 Table 4-5의 Present study의 Non-contact case로 정리하여 나타내었다.

결과를 보면 PRISE 05-D1 case에서 원심모형실험과 본 연구 비교 시 Ice keel 아래 2m지점에서 약 21%로 최대 오차율(Maximum error rate)이 발생하였고, 기존의 수치해석 연구와 PRISE 모델 식의 최대 오차율은 각각 38%, 29%로 본 연구의 오차율 보다 크게 나타났다. 또한 원심모형실험과 본 연구의 평균 오차율(Average error rate)은 15%로 나타났고, 기존의 수치해석 연구와 PRISE 모델 식은 각각 32%, 18%의 오차율로 본 연구의 해석 결과보다 더 큰 오차가 발생하는 것으로 나타났다. 하지만 Ice keel 아래 0m지점에서의 오차율은 PRISE모델 식이 원심모형실험 결과와 가장 일치하는 결과를 보였다.

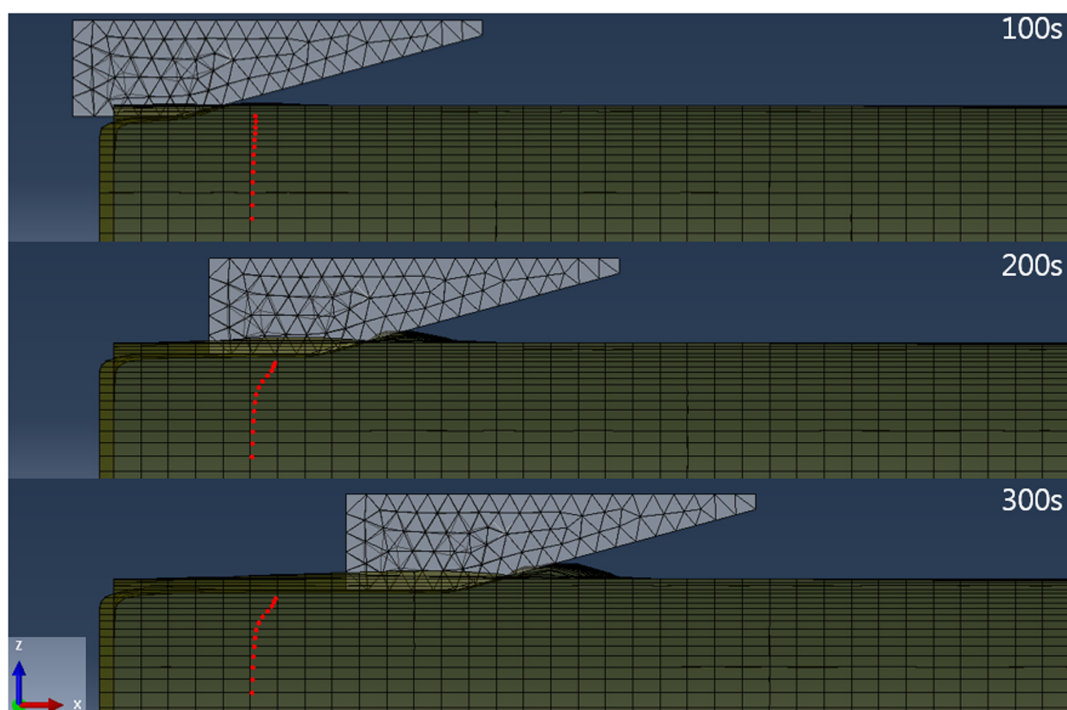


Fig. 6 Tracer particle array used to characterize subgouge deformations

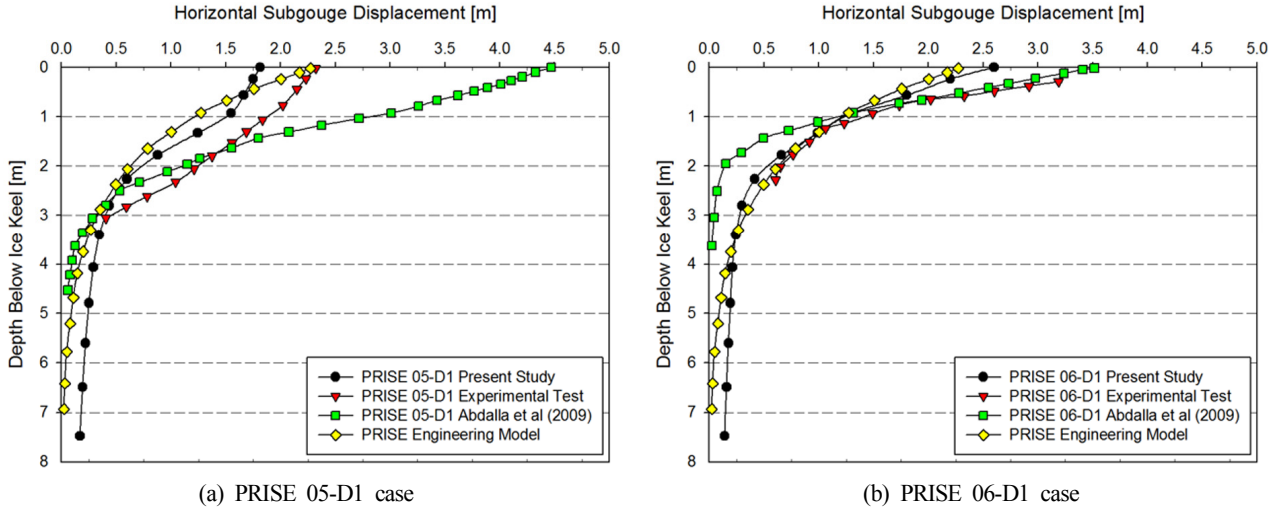


Fig. 7 Comparison of horizontal subgouge deformations with the previous studies

PRISE 06-D1 case 결과의 경우 원심모형실험과 본 연구 비교 시 Ice keel 아래 0.5m지점에서 25%로 최대 오차율이 발생하였고, 기존의 수치해석 연구와 PRISE 모델 식의 최대 오차율은 각각 약 22%, 24%로 본 연구의 오차율과 거의 비슷하게 나타났다. 그러나 원심모형실험과 본 연구의 평균 오차율은 14%로 나타났고, 기존의 수치해석 연구와 PRISE모델 식은 각각 16%, 15%의 오차율로 본 연구의 해석 결과보다 더 큰 오차가 발생하는 것으로 나타났다. 하지만 PRISE 06-D1(Fig. 7(b))의 경우 원심모형실험에서 Ice keel 아래 0m 지점의 결과가 제시되지 않고 0.38m의 결과만을 제시하고 있으므로 본 연구도 최상단 위치인 0.38m 결과를 산출하여 비교 하였다. 그 결과 본 연구의 오차율은 22%이며 기존의 수치해석 연구는 6.1%로 원심모형실험 결과와 가장 일치하였다.

이러한 오차 발생원인은 기존의 수치해석 연구는 본 연구와 동일한 CEL기법을 사용하였으나, 해저지반의 내부 응력 즉 Geostatic stress를 고려하지 않은 차이점으로 판단된다.

4. 마찰을 고려한 빙쇄굴 수치해석

4.1 Ice keel과 해저지반의 마찰을 고려한 수치 해석

Ice keel이 해저지반을 긁으며 지나가는 빙쇄굴 현상에서 쇄굴이 진행되면서 Ice keel의 측면 및 하단부에서 발생하는 토질 저항력과 전면에 쌓이는 토질이 크게 증가하기 때문에 해저지반과 얼음과의 마찰의 고려는 해석에 있어서 중요한 변수이다. 앞 절의 본 연구결과가 기존의 수치해석에 비해 원심모형실험 결과와 비교 시 대체적으로 더 근접한 결과를 도출했음에도 여전히 원심모형실험과의 다소 큰 오차율은 존재하였다. 이는 기존의 수치해석적 연구가 해저지반과 Ice keel의 상호작용을 제대로 구현해내지 못했음을 유추할 수 있다. 따라서 Ice keel과 해저지반의 상호작용을 보다 정확하게 구현해내기 위해서 마찰에 의한 영향이 고려되어야 한다.

이와 같이 Ice keel과 해저지반의 마찰에 의한 영향을 고려한 빙쇄굴 수치해석을 위해 먼저 모델링 및 경계조건은 앞선 3절에서 실시된 해석 조건과 동일하게 설정하였다. 또한 기존 연구에

서 반영되지 않은 해저지반의 마찰에 의한 영향을 고려하기 위해 Abaqus/Explicit의 Contact조건을 적용하였다. 여기서 해석에 적용되는 Contact 조건의 대표적인 Shear friction 모델 중 가장 널리 사용되는 Coulomb friction 모델을 적용하였다(ABAQUS, 2018).

이와 같은 Coulomb friction 모델은 본 해석에 사용된 상용 유한요소 해석 프로그램인 ABAQUS에서 Equivalent frictional stress(τ_{eq})와 Critical stress(τ_{crit})로 정의되며 이는 식 (4)-(5)와 같다(ABAQUS, 2018).

$$\tau_{eq} = \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2} \tag{4}$$

$$\tau_{crit} = \mu p \tag{5}$$

여기서, τ_1, τ_2 는 접촉면에서의 전단응력(Shear stresses)이고, μ 는 마찰계수이며, p 는 접촉압력(Contact pressure)이다. 이러한 Contact 조건은 ABAQUS에서 Penalty constraint을 시행하는 ‘hard’ contact 조건에서 규정되고, 접촉 후 분리가 허용된 Penalty algorithm을 사용하여 Ice keel과 해저지반 사이의 마찰을 설정하여 적용하였다.

또한 Ice keel과 지반의 마찰계수는 실험에 의해 산정된 기존의 연구(Barker and Timco, 2003)를 바탕으로 설정하였다(Table 3). 하지만 해당연구 결과는 Sand(사질토)에서 측정된 결과로 본 연구에서는 Clay로 지반을 조성한 점을 감안하여, Sand보다는 마찰에 의한 영향이 적을 것으로 판단된다. 통상적으로 Steel과 Sand의 마찰계수를 0.3, Steel과 Clay의 마찰계수를 0.2가 제안되어(Grigoriev and Meilikhov, 1997; NAVFAC, 1982) 적용되고 있다. 또한 해당연구(Anne and Garry, 2003)에서 염빙(Saline ice)의

Table 3 Friction coefficients from laboratory studies

	Sand [Bulldozing]	Sand [Transition]	Sand [Sliding]	Saline ice
Ice velocity [0.1 m/s]	0.40	0.32	0.23	0.03

마찰계수를 0.03으로 제한한바, 본 연구에서는 Ice keel과 해저지반의 마찰계수를 언급된 연구들을 참고하여 0.05로 설정하였다.

4.2 수치해석 결과 비교 및 분석

본 절의 연구결과는 기존의 수치해석 연구에서 고려되지 않았던, 해저지반을 단일지반이 아닌 해저지반 내 Geostatic stress를 적용할 뿐 아니라 Ice keel과 해저지반의 마찰이 고려된 조건으로 설정하여 원심모형실험 결과와 오차율을 줄이고, 수치해석의 정확성을 높이기 위함에 목적이 있다.

먼저 Fig. 8는 마찰에 의한 영향이 고려되지 않은(Fig. 8(a)) 3 절의 결과와 마찰에 의한 영향을 고려한(Fig. 8(b)) 해저지반의

von-Mises 응력 차이를 PRISE 06-D1 case로 보여주고 있다. 결과를 보면 기존에 안정화 되어있던 지반이 Ice keel과 부딪혀 쇄굴되는 형상을 확인 할 수 있다. Ice keel 전면에 쌓이는 토질의 양은 쇄굴거리가 증가함에 따라 더 커지며 전면에 쌓이는 토질이 증가될수록 해저지반 아래에서 발생하는 응력 또한 서서히 증가되었다. 여기서 Contact조건 즉 마찰이 고려된 Fig. 8(b)에서 더 큰 응력이 발생하는 것을 알 수 있다. 실제로 마찰을 고려하지 않은 결과인 Fig. 8(a)와 약 10배 정도의 응력차이를 보였다.

Fig. 9는 마찰에 의한 영향을 고려한 Ice keel 아래 해저지반 변위를 기존 연구들과 비교한 결과를 보여준다. 결과를 보면 기존의 마찰을 고려하지 않은 결과보다 원심모형실험 결과와 잘

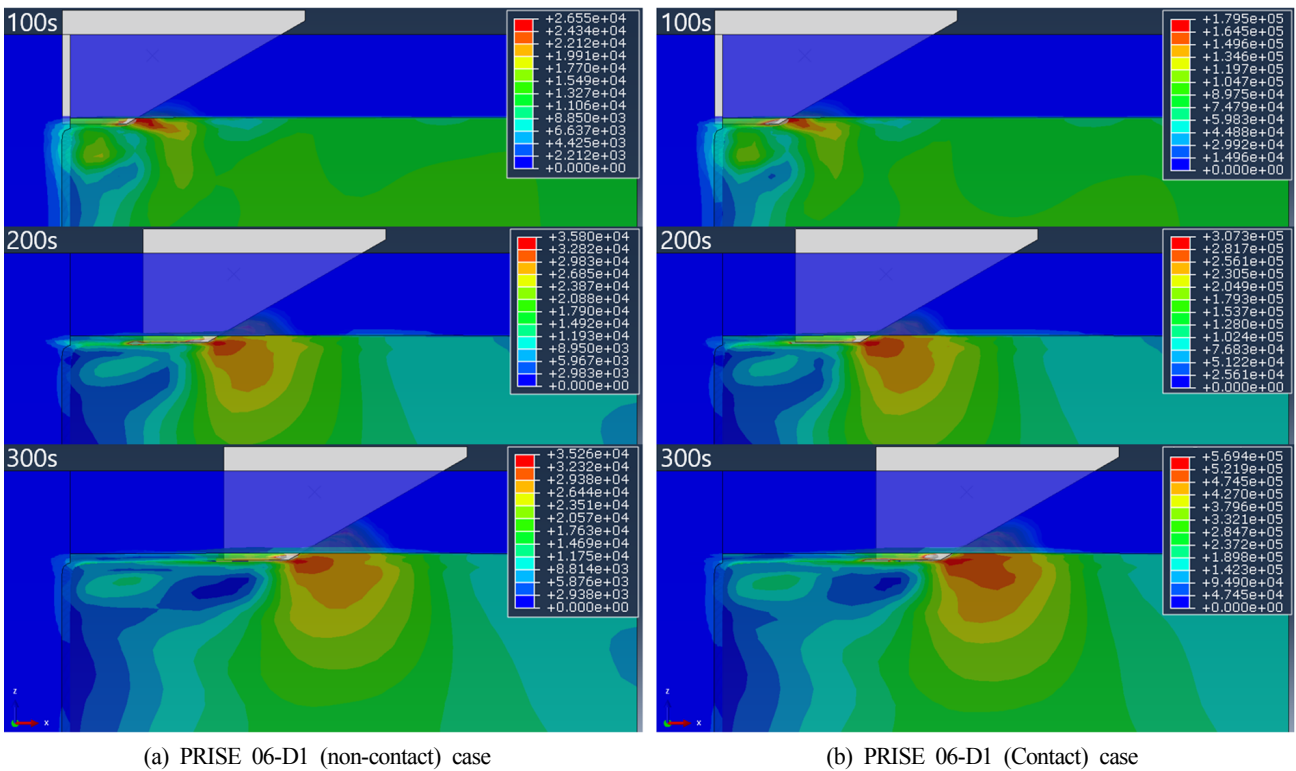


Fig. 8 Analytical comparison contour of non-contact and contact

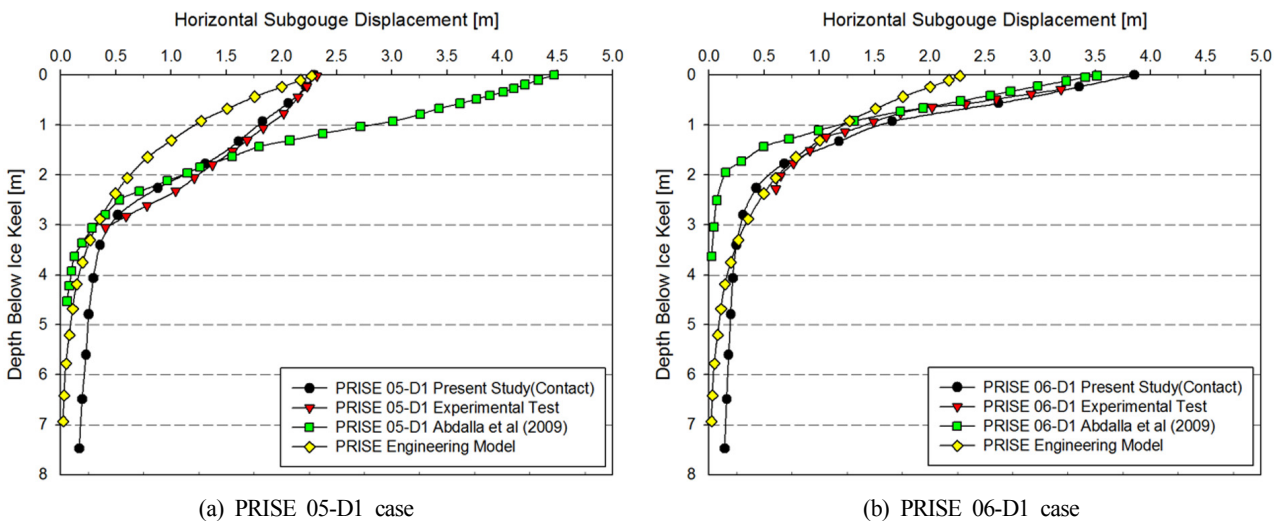


Fig. 9 Comparison of horizontal subgouge deformations with previous studies considering contact condition

Table 4 Comparison of error rate with experimental result (PRISE 05-D1)

	Present study		PRISE engineering model	Analysis by Abdalla et al.(2009)
	Non-contact	Contact		
0 m error rate	19 %	0.82 %	0.78 %	38 %
Position of Maximum error rate	21 %	4.6 %	29 %	38 %
Average error rate	15 %	2.7 %	18 %	32 %

Table 5 Comparison of error rate with experimental result (PRISE 06-D1)

	Present study		PRISE engineering model	Analysis by Abdalla et al.(2009)
	Non-contact	Contact		
0 m error rate	22 %	5.1 %	24 %	6.1 %
Position of maximum error rate	25 %	5.1 %	24 %	22 %
Average error rate	14 %	3.9 %	15 %	16 %

일치하는 것을 알 수 있다. 또한 기존 연구들과 본 연구에서 실시된 해석결과를 각각 원심모형실험 결과를 기준한 오차율로 정리하여 Table 4-5의 Present study의 Contact case로 나타내었다.

결과를 보면 RRISE 05-D1 case에서 원심모형실험과 본 연구 비교 시 Ice keel 아래 2.5m지점에서 4.6%로 최대 오차율이 발생하였고, Ice keel 아래 0m지점에서는 오차율은 0.82%, 전체 결과의 평균 오차율은 2.7%로 원심모형실험 결과와 매우 근접한 결과를 보였다.

또한 PRISE 06-D1 case의 경우 원심모형실험과 본 연구 결과 비교 시 Ice keel 아래 0.38m에서 5.1%로 최대 오차율이 발생되었고, 전체 결과의 평균 오차율은 3.9%로 나타났다.

정리된 결과에서 기존의 수치해석 연구, PRISE모델 식, 그리고 마찰을 고려하지 않은 3절(Non-contact)의 결과 보다, 본 4절에서 실시된 해저지반 Geostatic stress 및 마찰에 의한 영향을 고려한 수치해석이 Ice keel과 해저지반의 상호작용을 보다 현실적이고 원심모형실험 결과와 보다 더 근접한 결과를 도출해 내는 것을 확인하였다.

5. 결 론

본 연구는 기존의 빙쇄굴 연구들 가운데 원심모형실험, PRISE 모델 식, 수치해석 연구에 대한 비교 연구로 첫째로, 기존의 수치해석에 적용되지 않았던 해저지반 내 Geostatic stress 적용하여 이전 연구들과 비교하였다. 둘째로, Ice keel과 해저지반의 마찰을 고려한 새로운 수치해석을 실시하여 이전 연구들과의 오차율을 분석하였으며, 결과는 다음과 같이 요약할 수 있다.

(1) 기존의 빙쇄굴 연구들 중 원심모형실험에 근거한 PRISE 모델 식(Woodworth-Lynas et al., 1996)중 05-D1, 06-D1의 2가지 case를 선정하였다. 또한 이를 수치 해석적으로 접근한 연구(Abdalla et al., 2009)의 가능성에 대해 알아보았다.

(2) 기존의 수치해석 연구를 바탕으로 CEL 기법을 적용한 유한요소모델링을 실시하여 원심모형실험 환경과 동일한 환경을 모사하였으며, 단일지반으로 고려된 기존의 수치해석 연구와 달리 Geostatic stress를 고려한 해석을 실시하여 비교하였다. 그 결과 원심모형실험 결과와 비교 시 기존의 수치해석 연구보다

오차율은 줄었으나, 여전히 다소 큰 오차율이 발생하는 것을 알 수 있었다.

(3) 이러한 오차율을 줄이고, Ice keel과 해저지반의 상호작용을 보다 더 실제 현상에 근접하게 적용하기 위해 Ice keel과 해저지반의 마찰의 영향을 추가하여 새로운 수치해석을 실시하였다. 그 결과 마찰에 의한 영향을 고려하지 않은 연구보다 원심모형실험 결과와 더 잘 일치하였으며, 오차율도 현저히 감소하는 결과를 보였다.

추후 Ice keel의 수직방향 운동과 흙의 저항에 의한 빙속 감소 등을 고려한 빙쇄굴 수치해석을 실시하여 해저지반 변위를 분석하고, 이를 바탕으로 극지 파이프라인의 안전한 매설심도에 관한 연구를 진행해 나갈 예정이다.

후 기

본 연구는 2019년 산업통상자원부 지원 산업핵심기술과제 ‘ARC7 극지환경용 해양플랜트 내빙구조 설계기술 개발(10063417)’ 과제와 2019년 한국해양대학교 부산 산학융합지구조성사업단 산학협력 R&D(N0001629)과제의 지원으로 수행된 결과임.

References

- ABAQUS, 2018. ABAQUS User's Manual. ABAQUS 2018, Rhode Island, Dssault Systems.
- Abdalla, B., Pike, K., Eltaher, A., Jukes, P., Duron, B., 2009. Development and Validation of a Coupled Eulerian Lagrangian Finite Element Ice Scour Model. Proceedings of the ASME 2009 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering. Volume 5: Polar and Arctic Sciences and Technology; CFD and VIV, The American Society of Mechanical Engineers (ASME), Honolulu USA, OMAE 2009-79553, 87-95. <https://doi.org/10.1115/OMAE2009-79553>
- Barker, A., Timco, G., 2003. The Friction Coefficient of a Large Ice Block on a Sand/Gravel Beach. In 12th Workshop on the Hydraulics of Ice Cover Rivers, CGU HS Comm. on River

- Ice Processes and the Environment, Edmonton Alberta Canada.
- Babaei, M.H., Sudom, D., 2014. Ice-Seabed Gouging Database: Review & Analysis of Available Numerical Models. Proceedings of Offshore Technology Conference (OTC), Houston TX, OTC-24603-MS. <https://doi.org/10.4043/24603-MS>
- Banneyake, R., Hossain, K., Eltaher, A., Nguyen, T., Jukes, P., 2011. Ice-Soil-Pipeline Interactions Using Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) Ice Gouge Simulations – Extracts from Ice Pipe JIP. Proceedings of Offshore Technology Conference (OTC), Houston TX, OTC-22047-MS. <https://doi.org/10.4043/22047-MS>
- Choi, K.S., Lee, J.H., 2002. A Comparative Study of Ice Scour-Seabed Interaction Models. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 16(1), 27-35.
- Grigoriev, I.S., Meilikhov, E.Z., 1997. *Handbook of Physical Quantities*. CRC Press.
- Konuk, I., Yu, S., Garcia, R., 2005. An ALE FEM Model of Ice Scour. Proceedings of the 11th International Conference of the International Association of Computer Models and Advance in Geomechanics, Turin Italy.
- NAVFAC, 1982. *Foundations and Earth Structures*. Department of the Navy, Naval Facilities Engineering Command, Washington D.C. USA.
- Arnau, S., Ivanović, A., 2019. Rate Effects During Ice Scour in Sand. *Cold Regions Science and Technology*, 158, 182-194. <https://doi.org/10.1016/j.coldregions.2018.08.019>
- Truskov, P.A., Surkov, G.A., 1991. Scour Depth Distribution on the Northern Sakhalin Offshore. Proceedings of the 1st International Society of Offshore and Polar Engineers Conference, Edinburgh UK, ISOPE-I-91-128.
- Woodworth-Lynas, C., Nixon, D., Phillips, R., Palmer, A., 1996. Subgouge Deformations and the Security of Arctic Marine Pipeline. Proceedings of Offshore Technology Conference (OTC), Houston TX, OTC-8222-MS. <https://doi.org/10.4043/8222-MS>

Evaluation of Coastal Sediment Budget on East Coast Maeongbang Beach by Wave Changes

Gweon-Su Kim^{ID*}, Ha-Sang Ryu^{ID*} and Sang-Hoon Kim^{ID*}

*Port & Coastal Development Institute, SEIL Engineering Co., Ltd., Seoul, Korea

파랑 변화에 따른 동해안 맹방 해수욕장 연안 표사수지 파악

김권수^{ID*} · 유하상^{ID*} · 김상훈^{ID*}

*(주)세일종합기술공사 항만 및 해안개발 기술연구소

KEY WORDS: Sediment budget 표사, Delft3d model Delft3d 모델, Wave change 파랑 변화, Input reduction tool 입력 감소 기법, NOAA NCEP NOAA 파랑 자료

ABSTRACT: Numerical simulation of the sediment by the Delft3d model was conducted to examine the changes in the sediment budget transport caused by long-term wave changes at the Maeongbang beach. Representative waves were generated with input reduction tools using NOAA NCEP wave data for about 40 years, i.e., from January 1979 to May 2019. To determine the adequacy of the model, wave and depth changes were compared and verified using wave and depth data observed for about 23 months beginning in March 2017. As a result of the error analysis, the bias was 0.05 and the root mean square error was 0.23, which indicated that the numerical wave results were satisfactory. Also, the observed change in depth and numerical result were similar. In addition, to examine the effect due to long-term changes in the waves, the NOAA wave data classified into each of the representative wave grades, and then the annual trend of the representative wave was analyzed. After deciding the weight of each wave class considering the changed wave environment in 2100, the amounts of sedimentation, deposition, and the sediment transport budget were reviewed for the same period. The results indicated that the sedimentation pattern did not change significantly compared to the current state, and the amount of the local sediment budget shown in the present state was slightly less. And there has been a local increase in the number of sediment budget transport, but there is no significant difference in the net and amount of sediment movements.

1. 서 론

우리나라 연안은 하천 및 연안의 유사와 표사의 이동 불균형으로 인해 침식 및 퇴적 변화가 발생하고 있다. 특히 동해안은 파랑 특성의 변화와 하천에서의 모래 공급 감소와 해사채취, 항만 및 방파제 등의 인공 구조물 건설에 따른 모래의 이동 양상 변화에 의해 연안 침식이 크게 발생하고 있다. 이러한 연안 재해는 장기간의 파랑 및 기후의 변화를 반영하여 연안 표사수지를 평가하고, 이에 따른 명확한 연안관리체계를 수립함으로써 해결될 수 있으리라 사료된다.

본 연구에서는 파랑에 의한 모래의 이동 양상 변화를 검토하기 위해, 해양수산부 연안침식현황 자료(Ministry of Oceans and Fisheries, 2019)에서 2016년부터 “심각” 판정을 받은 맹방해수욕장에 대하여 퇴적물 이동 실험을 수행하고 표사 이동량을 산정하였다. 과거 파랑에 의한 퇴적물 이동 실험은 50년 빈도, 평상

파 또는 계절파(Kim et al, 2018)라는 단일 파랑 조건에 대해 수치모의가 수행되어 왔다. 또는 실시간 파랑 조건을 이용하여 파고와 주기, 파향 조건을 그대로 입력하여 5분, 10분 혹은 그 이상의 간격으로 해수유동과 파랑을 연계(Coupling)하여 수치모의를 수행하고 있다. 단일 파랑 조건의 경우 수치모의에 따른 계산 소요시간이 획기적으로 줄어드는 장점이 있고, 50년 빈도 파랑 조건의 경우 태풍 및 고파랑에 의한 퇴적물 이동을 모의할 수는 있다. 그러나 과도한 연간 침·퇴적량이 산정될 수 있고, 평상파의 경우 이와 반대로 고파랑에 의한 침·퇴적량을 과소 평가할 수 있는 것으로 판단된다.

또한 계절파의 경우 계절별 파랑의 영향을 고려할 수 있으나, 이벤트성 파랑에 의한 영향보다는 일반풍에 의한 영향이 상대적으로 크게 나타날 가능성이 높으므로(Kim and Lee, 2015) 다양한 파고와 주기, 파향에 대한 분석이 이뤄져야 할 것으로 판단된다. 그리고 실시간 파랑 조건을 이용하여 파랑을 계산하고

Received 6 November 2019, revised 5 December 2019, accepted 13 December 2019

Corresponding author Gweon-Su Kim: +82-70-8622-7985, kimknsu@hanmail.net ORCID: http://orcid.org/0000-0003-0293-2832

© 2019, 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.

해수유동과 연계하여 퇴적물 이동을 모의할 경우, 5분, 10분 등 파랑 계산 간격에 따른 침·퇴적량의 민감도를 계산하여야 하며, 상당히 발달된 현대 기술에도 불구하고 계산 소요 시간은 막대하게 늘어날 것으로 판단된다. 따라서 실시간 파랑 조건을 이용한 퇴적물 이동 수치실험의 경우 향후 파고와 주기, 파향 등의 변화를 대변한 시나리오를 작성하는 것은 현실적으로 불가능하다 할 수 있다.

본 연구에서는 단일 파랑 혹은 실시간 파랑 등에 대한 파랑 조건이 아닌, 전체 파랑 조건을 대변할 수 있는 대표 파랑을 생성하고, 각각의 대표 파랑에 대해 퇴적물 이동 실험을 수행하여 최종 침·퇴적 결과를 도출하였다. 이를 위해 1979년 1월부터 2019년 5월까지 약 40년에 대한 NOAA(National Oceanic and Atmospheric Administration)의 WaveWatchIII 파랑 자료(NOAA / National Weather Service, 2019)를 수집하여, 입력 감소 기법(Input reduction tool)(Deltares, 2017)을 이용해 62개의 대표 파랑을 생성하였다. 그리고 모델의 적정성을 판단하기 위해 2017년 3월부터 약 23개월간 관측된 파랑 및 수심자료를 이용하여 파랑변화와 수심 변화를 비교 검증하였다.

또한 장기간의 파랑 변화에 의한 연안표사 수지 검토를 위해, 전술한 약 40년에 대한 NOAA의 파랑자료를 검토하여 각 대표 파랑별 등급으로 구분한 후, 대표 파랑의 연간추이를 분석하였다. 그리고 2100년 시점의 변화된 파랑 환경을 고려하여 각 파랑 등급의 가중치를 결정한 후, 전술한 관측 자료와 동일 기간에 대해 침·퇴적 및 표사 이동량을 검토하였다.

2. 대표 파랑 분석

연구 대상 영역은 강원도 삼척항으로부터 남측으로 약 4km

거리에 있는 개방형 해안으로, 북측에 한재밀 해수욕장과 상맹방 해수욕장, 남측에 하맹방 해수욕장이 있으며 본 연구에서는 전체를 맹방 해수욕장으로 명명하도록 한다(Fig. 1). 마읍천 하류의 덕봉산에 인접하여 남측에 덕산 해수욕장이 위치하고 있고, 마읍천 하구가 맹방 해수욕장과 덕산 해수욕장 사이에 발달되어 있으나, 하천으로부터의 유사 공급 경로는 대부분 맹방 해수욕장으로 흘러드는 형태를 나타내고 있다. 또한 맹방 해수욕장과 덕산 해수욕장을 잇는 평균 해안선은 북을 기준으로 반시계 방향으로 약 45° 기울어져 있고 해안선을 따라 수심 분포가 이루어져 있다.

파랑 특성을 분석하기 위해 NOAA WaveWatchIII 파랑자료를 수집하였다. 파랑자료는 1979년부터 최근까지 0.5° 해상도에 대해, 3시간 간격의 파고와 주기, 파향 등의 정보로 이루어져 있다. 본 연구에서는 맹방 해변으로부터 가장 근접하여 약 26km

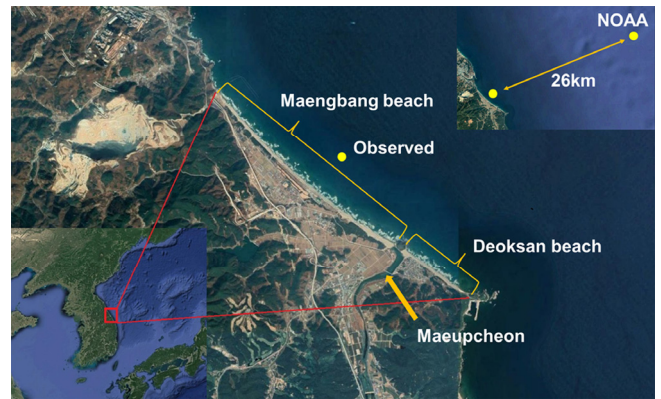
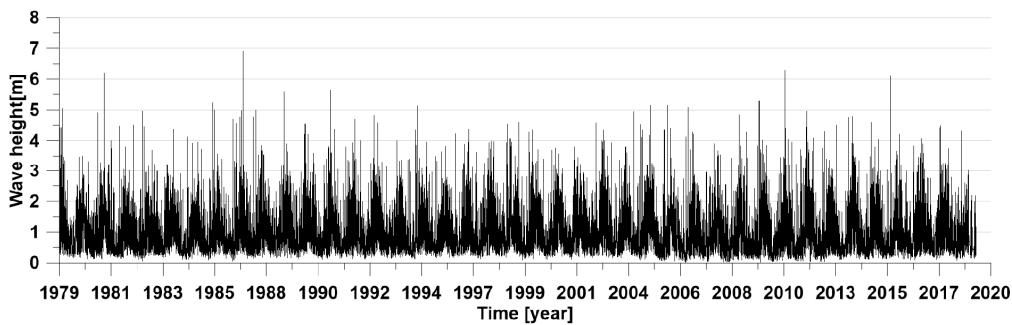
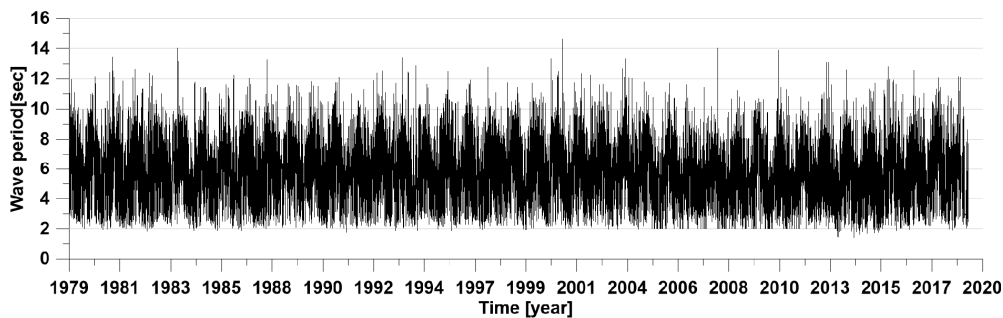


Fig. 1 Overview of target area and observation point (Maengbang beach, Gangwon, Korea)



(a) Time series of significant wave height



(b) Time series of wave period

Fig. 2 NOAA wave data at Maengbang beach offshore

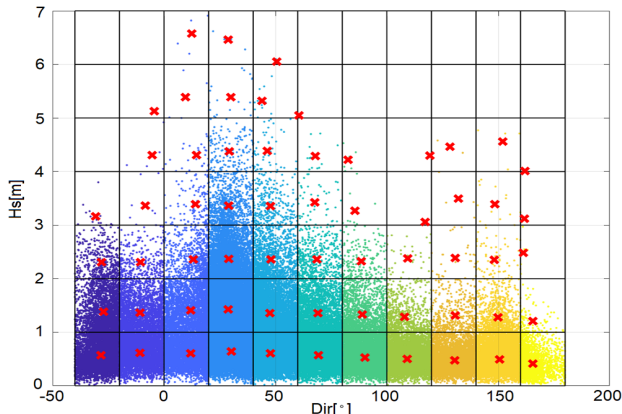


Fig. 3 Analysis of observation data using input reduction tool (The relationship between wave direction and significant wave height)

외해에 위치한 NOAA WaveWatchIII 격자(경도: 129.5°, 위도: 37.5°)로부터 약 40년간의 파랑자료를 수집하였고, 이 파랑자료에 대한 파고와 주기 시계열을 Fig. 2에 도시하였다.

대표 파랑은 입력 감소 기법(Input reduction tool)(Deltares, 2017)을 활용하여 생성하였다. 파고는 1m 고정 간격으로 0m ~ 7m까지 7등급, 파향은 -40° ~ 180°까지 20° 간격으로 11등급을 나눠 분석하였다. 다음에 분석된 파향-파고간의 관계를 Fig. 3에 도시하였다

분석된 대표 파랑 제원은 모두 62의 대표 파랑으로 구성되고 (Table 1), 순서는 수집된 파랑 전체 자료(118,083개) 중 각 대표 파랑의 비율에 따르며, Fig. 4에 도시한 바와 같다.

첫 번째 대표 파랑인 파고 0.61m, 주기 6.53s, 파향 47.74°인 파랑은 전체에서 약 12%를 차지하고 있고, 21번째 대표 파랑인 경우 전체에서 1%에도 미치지 못하는 결과를 보여주고 있다.

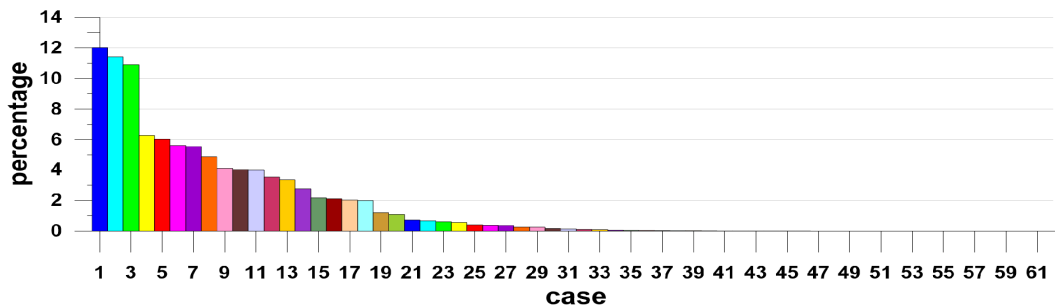


Fig. 4 Representative individual wave data ratio to total wave data

Table 1 Representative wave specifications

Order	H_s [m]	T_p [s]	θ_m [deg]	Count [%]	Order	H_s [m]	T_p [s]	θ_m [deg]	Count [%]
1	0.61	6.53	47.74	12.021	32	3.39	9.20	14.15	0.104
2	0.64	6.36	30.12	11.422	33	1.21	6.19	165.64	0.087
3	1.43	7.72	28.80	10.905	34	2.35	7.75	148.32	0.059
4	0.49	4.66	150.48	6.291	35	4.39	10.18	46.38	0.046
5	0.57	5.38	69.38	6.036	36	3.43	9.07	67.76	0.042
6	0.53	4.81	90.21	5.634	37	2.38	7.55	109.28	0.035
7	1.36	7.89	47.57	5.568	38	4.30	9.80	14.57	0.026
8	0.50	4.53	109.22	4.890	39	2.39	7.57	130.62	0.024
9	0.57	5.17	-28.36	4.083	40	5.39	10.72	30.08	0.016
10	0.47	3.97	130.38	3.985	41	3.16	8.12	-30.58	0.013
11	0.61	5.37	12.01	3.957	42	3.39	8.70	148.46	0.013
12	0.61	5.01	-10.89	3.527	43	4.29	9.43	67.98	0.011
13	2.37	8.78	29.01	3.323	44	5.32	10.40	43.94	0.010
14	1.41	7.12	11.95	2.743	45	3.27	8.51	85.56	0.008
15	1.36	6.83	69.07	2.164	46	3.37	8.31	-8.50	0.007
16	0.41	4.86	165.62	2.102	47	4.22	9.48	82.68	0.005
17	1.39	6.46	-27.04	2.026	48	2.48	8.61	161.21	0.004
18	1.36	6.54	-10.78	1.995	49	4.31	9.05	-5.39	0.004
19	1.33	6.63	88.93	1.196	50	4.56	9.83	151.96	0.004
20	2.36	8.75	48.02	1.085	51	3.50	8.33	132.06	0.004
21	1.28	6.34	149.99	0.712	52	6.46	11.09	28.90	0.004
22	3.36	9.44	28.97	0.664	53	6.58	11.59	12.33	0.004
23	1.29	6.23	107.93	0.606	54	5.39	10.34	9.53	0.004
24	2.36	8.39	13.20	0.562	55	4.47	9.63	128.43	0.002
25	2.36	8.03	68.64	0.406	56	6.06	11.19	50.69	0.002
26	2.31	7.50	-28.17	0.382	57	4.01	9.77	161.89	0.001
27	1.31	5.79	130.60	0.372	58	3.12	9.38	161.74	0.001
28	3.36	9.44	47.86	0.255	59	4.30	9.17	119.26	0.001
29	2.31	7.55	-10.59	0.250	60	3.06	8.50	117.08	0.001
30	2.33	7.80	88.48	0.163	61	5.05	8.95	60.46	0.001
31	4.38	9.88	29.36	0.131	62	5.13	9.69	-4.44	0.001

3. 수치모의

3.1 Delft3d 모델

Delft3d 모델은 흐름, 토사이송, 파랑, 수질, 바닥지형 변화와 생태환경의 모의를 수행하는 3차원 수치모형으로 네덜란드의 Delft 수리연구소에서 개발하였다. Delft3d 모델의 패키지는 상호 접속할 수 있는 다수의 모듈로 구성되어 있으며 수질, 파랑과 지형변화와 같은 모듈에 대한 동수역학적 기본 자료를 제공한다. Delft3d-flow의 연직방향 격자는 σ 좌표 접근법을 따르다고 정의하고 조석과 폭풍해일, 성층화되고 밀도가 지배적인 흐름, 강 흐름 모의, 담수가 만으로 유출되는 유출율, 염의 침투, 열 성층화, 냉각수 취수와 폐수 배출, 용해물질과 오염물의 이송, 파랑이 지배적인 흐름을 모의할 수 있다.

3.1.1 Delft3d-wave 모델

Delft3d-wave 모델(Deltares, 2018b)의 파랑변형 실험은 연안에서 파랑의 생성과 전파, 비선형 파랑상호작용 및 감쇄 등을 계산하기 위해 SWAN(Simulationg waved nearshore) 모델을 이용한다. 파랑작용 평형방정식(Wave action balance equation)을 기본 방적으로 하며, 파향 에너지 스펙트럼의 형태로 파랑 작용을 나타내고, 2차원 수평공간에 대해 파랑 스펙트럼의 변화를 식 (1)과 같이 에너지 평형방정식으로 계산한다.

$$\frac{\partial N}{\partial t} + \frac{\partial c_x N}{\partial x} + \frac{\partial c_y N}{\partial y} + \frac{\partial c_\sigma N}{\partial \sigma} + \frac{\partial c_\theta N}{\partial \theta} - \frac{S}{\sigma} = 0 \quad (1)$$

여기서, N 은 작용 밀도 스펙트럼, t 는 시간, x, y 는 수평방향 거리, σ 는 상대 각주파수, θ 는 방향, S 는 원천항(Source terms)을 나타낸다. 또한 $c_x, c_y, c_\sigma, c_\theta$ 는 각각 x, y, σ, θ 에 대한 파랑의 전파속도를 나타내며, 작용 밀도 스펙트럼 $N(\sigma, \theta)$ 은 에너지 밀도 스펙트럼 $E(\sigma, \theta)$ 과 $N(\sigma, \theta) = E(\sigma, \theta)/\sigma$ 의 관계를 갖는다.

3.1.2 Delft3d-flow 모델

Delft3d-flow 모델(Deltares, 2018a)은 비압축성을 가정한 연속 방정식과 천수(Shallow water)화 및 Boussinesq 근사를 적용한 비압축성 유체에 대해 Navier Stokes 방정식을 계산한다. 조석, 파랑 및 바람 등의 외력 조건에 대해 해안, 강, 하구 등의 수리현상 및 유사 이동 등을 모의할 수 있으며, 연속 방정식은 다음과 같이 수심 평균한 편미분방정식으로 표현할 수 있다.

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} + \frac{\partial (d+\eta)u}{\partial x} + \frac{\partial (d+\eta)v}{\partial y} = 0 \quad (2)$$

여기서 η 는 해수면 높이, t 는 시간, d 는 수심, u, v 는 각각 x, y 방향에 대한 유속을 나타낸다.

수리 현상 및 유사 이동을 모의하기 위해, 비압축성 유체에 대한 Navier Stokes 방정식에 대해 천수 및 Boussinesq 근사를 적용한 수평방향 운동량 방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + g \frac{\partial \eta}{\partial x} - fu + \frac{\tau_{bx}}{\rho_w (d+\eta)} - \frac{F_x}{\rho_w (d+\eta)} - \nu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + g \frac{\partial \eta}{\partial y} - fv + \frac{\tau_{by}}{\rho_w (d+\eta)} - \frac{F_y}{\rho_w (d+\eta)} - \nu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) = 0 \quad (4)$$

여기서 f 는 코리올리스(Coriolis) 파라미터, g 는 중력가속도, τ_{bx}, τ_{by} 는 각각 x, y 방향에 대한 해저면 전단응력, F_x, F_y 는 각각 x, y 방향으로 작용하는 외력, ρ_w 는 물의 밀도, ν 는 물의 점성계수를 나타낸다. 본 연구에서는 수치모형실험을 위해 수심평균 2차원 모델을 사용하였다.

Delft3d-morphology 모델은 앞서 계산된 파랑 및 수리 현상에 의해 모래 이송을 계산하여 바닥 저면의 변화를 산출한다. 비점착성 퇴적물 이동을 모의하기 위해 다음과 같이 소류사와 부유사로 구분된 Van Rijn(2001) 및 Van Rijn et al.(2003) 경험식을 사용하였다.

$$S_b = 0.006 \rho_s w_s D_{50} \left(\frac{v_{eff}^2}{(s-1)gD_{50}} \right)^{0.5} \left(\frac{(v_{eff} - v_{cr})^2}{(s-1)gD_{50}} \right)^{0.7} \quad (5)$$

$$S_{s,w} = f_{susw} \gamma \left(\frac{U_{on}^4 - U_{off}^4}{U_{on}^3 + U_{off}^3} \right) (0.007 \rho_s D_{50}) \left(\frac{(v_{eff} - v_{cr})^2}{(s-1)gD_{50}} \right) \quad (6)$$

$$v_{eff} = \sqrt{v_R^2 + U_{on}^2} \quad (7)$$

여기서, S_b 는 소류사의 이송률, $S_{s,w}$ 는 파랑과 관련된 부유사 이송률, g 는 중력가속도, f_{susw} 는 사용자 정의 변수, ρ_s 는 퇴적물의 밀도, w_s 는 침강속도, D_{50} 은 중앙입경, v_{cr} 은 이동하기 시작하는 임계 깊이 평균 속도(m/s), v_R 은 대수 속도 프로파일을 가정하여 바닥층 속도로부터 계산된 등가 깊이 평균 속도(m/s), U_{on} 및 U_{off} 은 단파에 의한 바닥층 인근의 고주파 웨드 속도(m/s)를 나타낸다.

3.2 모델 수립

수치실험 시 수치모형의 영역은 동서방향 10.2km, 남북방향 10.0km의 해역으로 설정하여 맹방 해수욕장과 덕산 해수욕장, 마읍천을 모두 포함하였다. 격자간격은 최소 15m, 최대 45m로 대상영역의 해상도를 최대한 반영하였으며, 이때 격자망은 82,460개의 격자로 구성하였다(Table 2). Fig. 5에 격자망도와 수심도를 도시하였고, 초기 수심은 2017년 3월 관측된 자료를 활용하였다.

Table 2 Operating conditions for numerical simulation

Domain size	10.2 km × 10.0 km
Grid size	Δx or $\Delta y = 15 \text{ m} \sim 45 \text{ m}$
Grid number	82,460 (434×190)
Computing time	1 day
Offshore boundary	Representative wave specifications

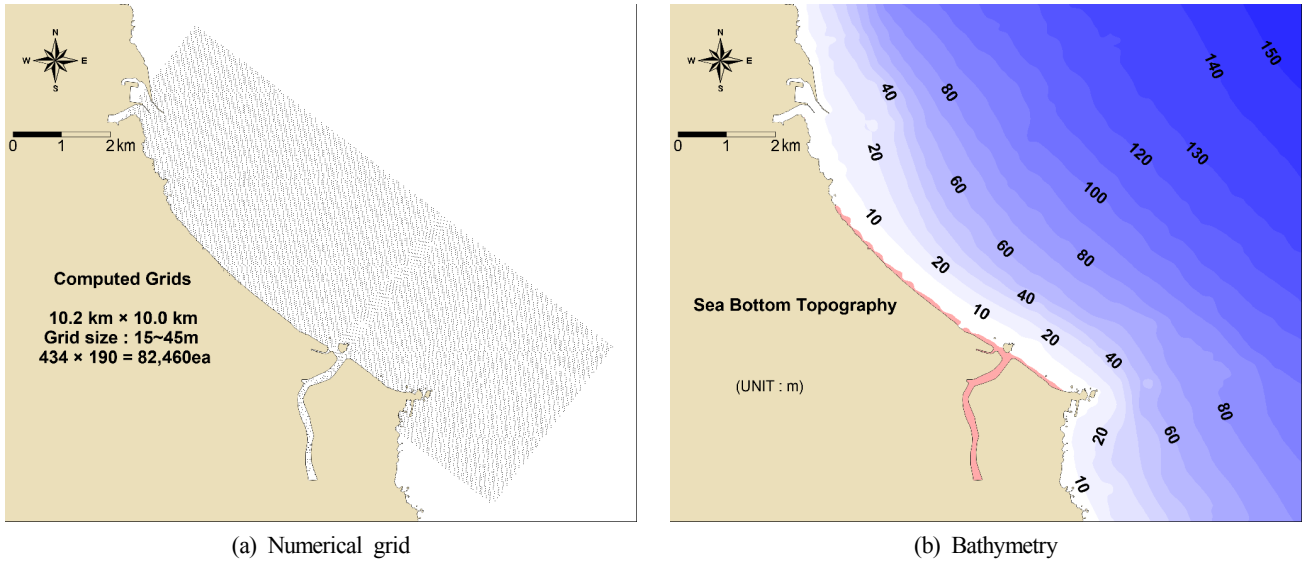


Fig. 5 numerical grid and bathymetry

3.3 모델 검증

3.3.1 파랑 검증

NOAA 자료를 이용하여 외해 경계조건을 구성한 후, 파랑변형 실험에 따른 파고의 변화를 비교·검토하였다. 비교 자료는 해안선으로부터 약 800m 이격되어 약 31.5m 수심 저면에 설치된 초음파식 기기로부터 2017년 3월 1일부터 2019년 1월 26일까지 약 23개월간 수집된 파랑 관측 자료를 이용하였다.

Fig. 6은 동기간의 관측자료와 수치결과에 대한 시계열을 비교한 결과이며, 관측치의 고파랑에 비해 수치결과의 파고가 다소 낮게 계산되었다. 이 결과는 NOAA WaveWatchIII 격자 간격이 0.5°로써 수심 및 지형의 해상도가 낮게 재현되어, 모델 입력 자료로 구성한 NOAA의 파고 자료가 낮게 산출된 결과로 판단된다. 오차 분석 결과 Bias는 0.05, RMSE(Root mean square error)는 0.23으로 산출되어, 진폭 및 위상 예측결과가 비교적 유사한 것으로 사료된다.

3.3.2 대표 파랑 및 가중치

2017년 3월부터 2019년 1월까지 약 23개월 내습한 파랑에 대해 각 대표 파랑 등급 별 퇴적물 이동 실험 결과에 미치는 가중치를 산정하였다. 가중치는 전술한 퇴적물 이동 실험 결과가 1일(24시간) 기준이므로, 각 파랑이 3시간 간격임을 고려하여 각

대표 파랑 등급별 파랑수를 8시간으로 나눠 산정하였고 Table 3에 제시된 바와 같다. 이 때 전체 파랑 수 5,617개 중 대상지에 내습할 가능성이 낮은 파향 각도를 고려하여, -40° ~ 180° 이외의 구간에 존재하는 파랑은 제외하여 검토하였고, 제외된 파랑 수는 230개이다.

3.3.3 침·퇴적량

각 대표 파랑별 퇴적물 이동 결과에 대표 파랑별 가중치를 적용하여 산정한 침·퇴적 결과 및 묘사 이동량을 Fig 7과 Fig 8에 도시하였다. 관측치의 경우 퇴적구간의 등고선 윤곽실선을 없애고 불투명도를 50%로 하여 도시하였고, 수치결과의 경우 퇴적구간의 등고선 윤곽실선을 적용하고 불투명도를 100%로 하여 중첩한 후 도시하였다. 2017년 3월과 2019년 1월 관측된 수심 변화결과로부터, 북측의 맹방 해수욕장과 남측의 덕산 해수욕장 모두 연안을 따라 300m ~ 400m의 구간마다 침식과 퇴적이 반복되는 양상을 나타내고 있다. 수치실험 결과를 관측치와 중첩하여 비교한 결과, 해안선으로부터 500m 이상 이격된 깊은 수심에서 나타난 관측치의 침·퇴적 양상은 수치결과에서는 나타나지 않고 있다. 그러나 연안을 따른 침·퇴적 양상 및 크기, 위치 등이 유사한 것으로 나타나, 가중치를 적용한 침·퇴적 실험 결과는 만족할 만한 것으로 판단된다.

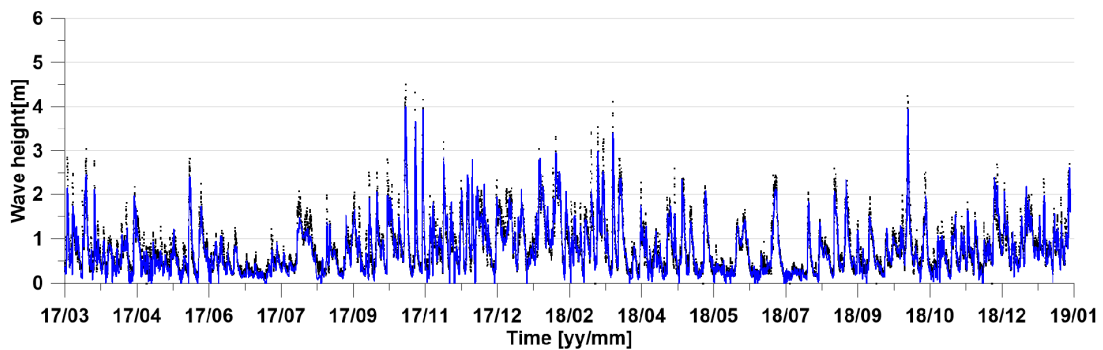


Fig. 6 Comparison of numerical results with observation data (● : Obs. ; — : Num.)

Table 3 Wave number and weighting factor of Representative wave specifications

Order	Wave number	Weighting factor	Order	Wave number	Weighting factor
1	505	63.13	32	2	0.25
2	534	66.75	33	4	0.50
3	432	54.00	34	0	0.00
4	572	71.50	35	5	0.63
5	276	34.50	36	0	0.00
6	312	39.00	37	1	0.13
7	287	35.88	38	0	0.00
8	198	24.75	39	0	0.00
9	221	27.63	40	0	0.00
10	299	37.38	41	2	0.25
11	260	32.50	42	0	0.00
12	186	23.25	43	0	0.00
13	122	15.25	44	0	0.00
14	187	23.38	45	0	0.00
15	135	16.88	46	0	0.00
16	162	20.25	47	0	0.00
17	161	20.13	48	0	0.00
18	115	14.38	49	0	0.00
19	78	9.75	50	0	0.00
20	62	7.75	51	0	0.00
21	59	7.38	52	0	0.00
22	20	2.50	53	0	0.00
23	42	5.25	54	0	0.00
24	37	4.63	55	0	0.00
25	12	1.50	56	0	0.00
26	29	3.63	57	0	0.00
27	19	2.38	58	0	0.00
28	10	1.25	59	0	0.00
29	28	3.50	60	0	0.00
30	6	0.75	61	0	0.00
31	7	0.88	62	0	0.00

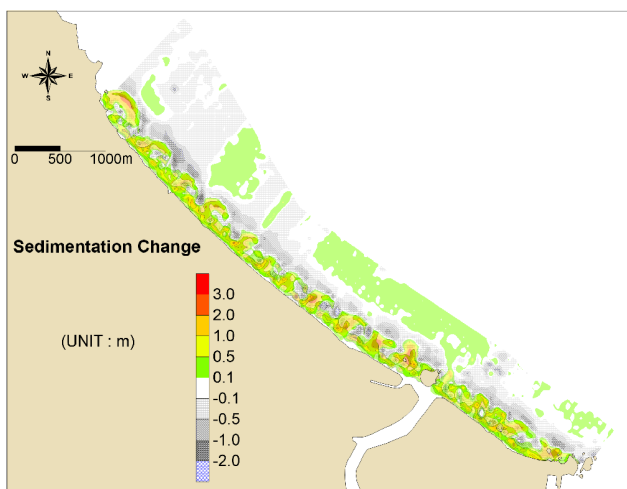


Fig. 7 Comparison of bathymetry change between observation data and numerical result (2017. 03 ~ 2019. 01)

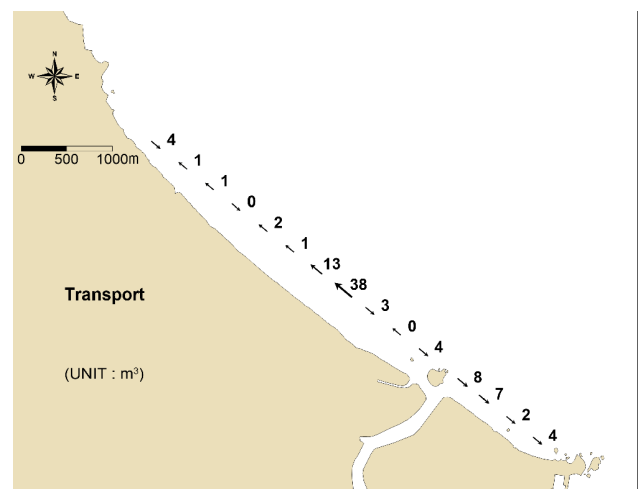


Fig. 8 Sediment budget transport result (2017. 03 ~ 2019. 01)

표사 이동량을 산정한 결과, 덕산 해수욕장의 경우 10m³/day 이하의 표사량이 연안을 따라 남측으로 이동하는 경향을 보이고 있다. 맹방 해수욕장의 경우 마읍천으로부터 약 1.3km 북측 해안 인근에서 국지적으로 많은 표사가 북으로 이송되는 양상을 나타내고 있다. 그러나 마읍천 북측의 맹방 해수욕장 전체를 고려할 때, 표사는 연안을 따라 남과 북으로 이송되는 양상이 혼재된 것으로 판단된다.

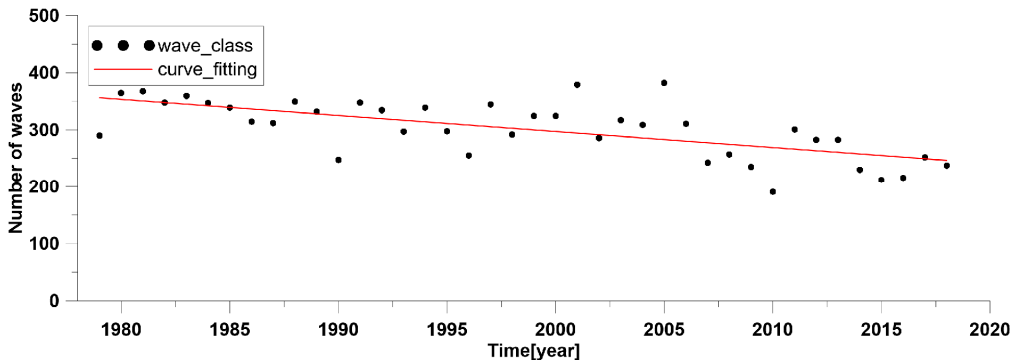
3.4 파랑 변화에 따른 표사환경의 변동 경향 분석

3.4.1 파랑 변화 분석

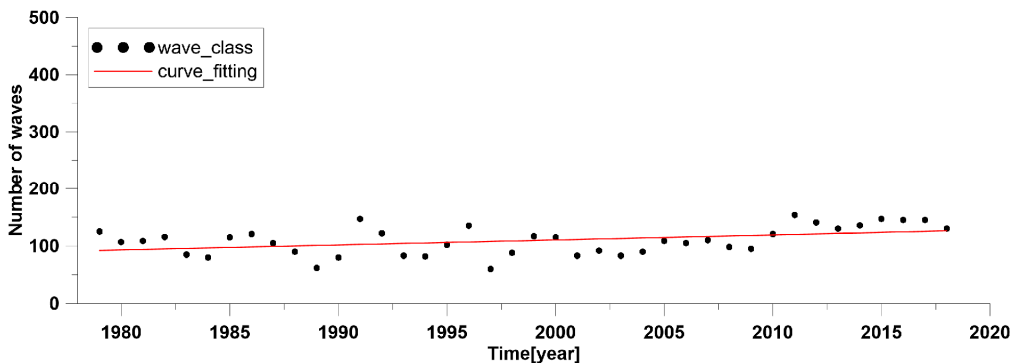
파랑 변화에 따른 표사환경의 변동 경향을 분석하기 위하여, NOAA의 파랑 자료를 활용하였다. 전체 파랑 자료를 앞서 생성한 62개의 대표 파랑 등급별로 분류한 후, 각 등급별 매년 파랑 개수의 추세를 분석하였다. 다음은 그 중 대표 파랑의 추세가

감소하는 경우(대표 파랑 3)와 증가하는 경우(대표 파랑 11) 및 거의 일정한 경우(대표 파랑 9)에 대한 결과를 Fig. 9에 도시하였다.

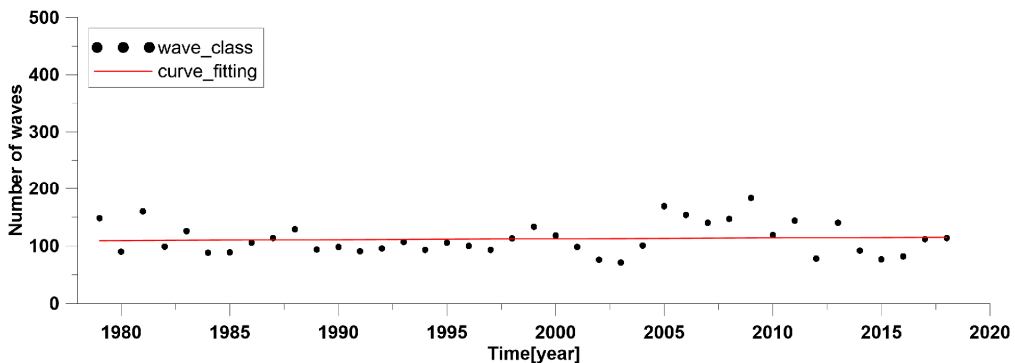
전술한 파랑 변화 분석 자료를 이용하여, 2100년경에 예상되는 대표 파랑의 개수를 검토하였고, 2018년을 비교 대상으로 하여, 2018년 대비 2100년의 파랑 변화 추이를 Fig. 10에 도시하였다. 대표 파랑 1의 경우 2018년 292개에서 2100년 126개로 약 57%가 감소하였고, 대표 파랑 4의 경우 2018년 230개에서 2100년 471개로 약 100% 증가한 모습을 보이고 있다. 파향-파고별 파랑 변화 추이(Fig. 11)를 살펴보면, 파향 20° ~ 100°, 파고 2m 이하의 파랑은 감소하는 반면, 2m 이상의 파랑은 증가하는 것으로 나타났다. 또한 파고 3 ~ 4m의 파랑은 0° 이하의 북측계열은 증가한 반면, 100° 이상의 남측계열에서는 감소하는 추세로 검토되었다.



(a) Representative wave number 3



(b) Representative wave number 11



(c) Representative wave number 9

Fig. 9 Annual wave number changes

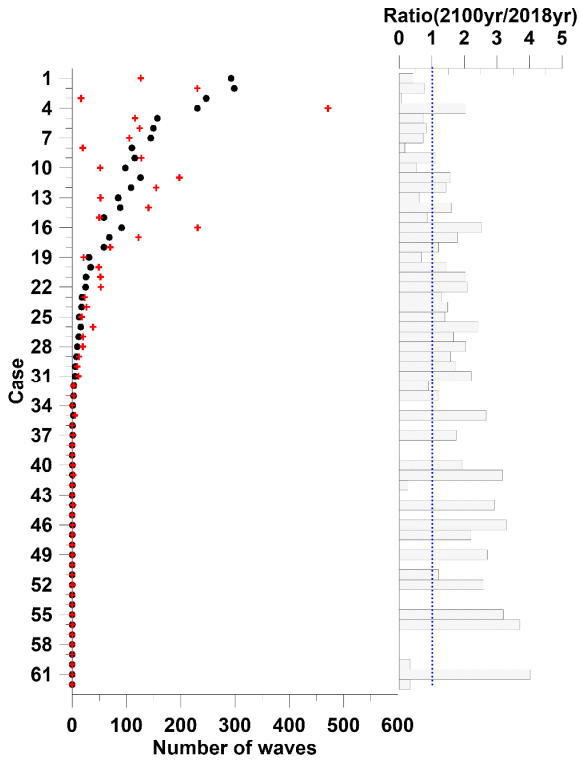


Fig. 10 Change rate of representative wave of 2100 year (black circle : 2018 year ; red cross : 2100 year)

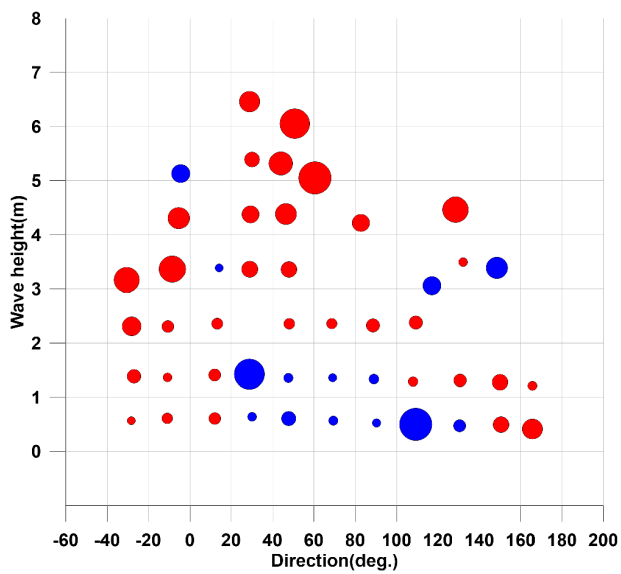
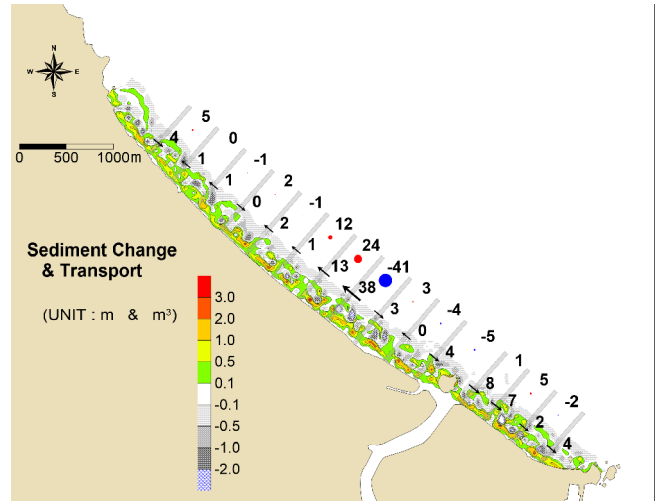


Fig. 11 Change rate bubble plot of representative wave of 2100 year (blue circle : minus ; red circle : plus)

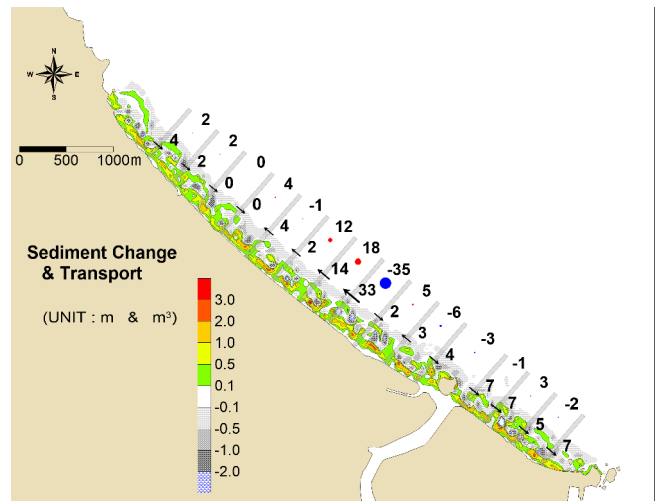
3.4.2 표사 환경의 변화 검토

대표 파랑의 연간 추이를 고려한 가중치를 적용하여, 최종 침·퇴적 결과를 산정하였다. 2100년 환경하의 동일기간(2099.03 ~ 2101.01)에 대한 수치 실험 결과를 현재 상태(2017.03 ~ 2019.01)와 비교하여 Fig. 12에 도시하였다.

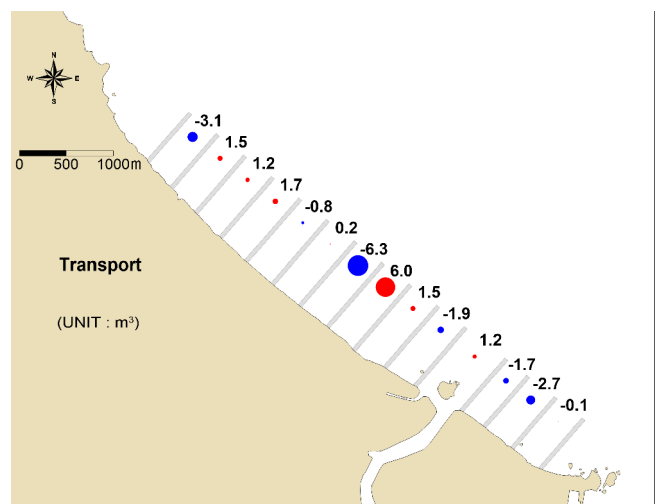
파랑 변화를 고려한 수치실험 결과, 연안을 따라 침식과 퇴적이 반복되는 양상은 등고선으로 확인할 수 있다. 이는 맹방 해수



(a) 2017.03 ~ 2019.01



(b) 2099.03 ~ 2101.01



(c) Comparison of sediment budget (2099.03 ~ 2101.01 - 2017.03 ~ 2019.01)

Fig. 12 Numerical result of sedimentation changes and sediment budget transport

육장을 비롯하여 덕산해수욕장까지 계속되고 있어, 현재의 수치 결과와 비교하여 큰 차이를 나타내지 않는 것으로 판단된다.

구간별 표사 이동량과 함께 구간별 순 표사량을 함께 나타내었고, 구간별 북측과 남측 경계로 이동하는 표사량을 계산하여 표사량이 증가한 경우 빨간 원으로, 감소한 경우 파란 원으로 값과 함께 도시하였다(Fig. 12(a), (b)). 표사 이동량을 산정한 결과, 현재상태와 유사하게 덕산 해수욕장의 표사량이 연안을 따라 남측으로 이동하는 경향을 보이고 있다. 그리고 맹방 해수욕장의 해안 인근에서 국지적으로 많은 표사가 북으로 이송되는 양상과 함께 마음천 북측의 해수욕장 전체에서 표사는 연안을 따라 남과 북으로 이동하는 양상이 혼재하는 것으로 나타났다. 또한 현재상태에 국지적인 표사 이동량을 보인 마음천 북측 1.3km 구간의 순 표사량 변화는, 파랑 변화가 발생한 경우 조금 둔화된 모습을 보이고 있으며, 구간에 따라 남하하는 표사 이동량이 국지적으로 증가하는 곳이 나타나고 있다. 현재 상태 (2017.03 ~ 2019.01)와 비교하여 2100년 환경하의 동일기간 (2099.03 ~ 2101.01) 표사량 차이를 각 구간별로 Fig. 12(c)에 도시하였다. 덕산해수욕장의 북측구간에서 표사량이 다소 감소하고 있고, 국지적 표사 이동량을 보인 맹방해수욕장 일부 구간에서 약 6m³의 표사량 증가와 감소 구간이 이웃하고 있다. 또한 맹방해수욕장 북측구간은 끝단을 제외하고 표사량이 다소 증가하는 결과를 나타내고 있다. 그러나 전체적인 구역별 순 표사량과 표사 이동량에서 큰 차이는 발생하지 않는 것으로 판단된다.

4. 결 론

본 연구에서는 장기간의 파랑과 기상 변화에 의한 모래의 이동 양상을 검토하기 위해, 동해 맹방 해수욕장을 대상으로 퇴적물 이동 실험을 수행하고 표사 이동량을 산정하고자 하였다.

파랑을 고려한 퇴적물 이동 실험을 수행하기 위해, 1979년부터 약 40년간의 NOAA 파랑 자료를 수집하였다. 퇴적물이동 실험은 초기 수심을 설정하고, 수집된 파랑 시계열 자료를 이용하여 입력조건을 구성하여, 퇴적물이동 실험을 실시하는 것이 정석이나, 이처럼 장기간의 수치모의를 수행하기 위해서는 막대한 계산 시간이 소요될 것으로 판단된다. 따라서 본 연구에서는 40년 간의 파랑자료를 입력 감소 기법(Input reduction tool)을 이용하여 1m 간격의 파고와 20도 간격의 파향으로 구분된 62개의 대표 파랑을 생성하여 전체 파랑을 대변하였다.

모델의 적정성 검토를 위해 2017년 3월부터 2019년 1월까지 NOAA 파랑 시계열을 입력조건으로 파랑변형 실험을 실시하였다. 동기간 맹방 해수욕장 전면의 파랑 관측자료와 비교한 결과, 관측치의 고파랑에 비해 수치결과의 파고가 다소 낮게 계산되었는데, 이는 NOAA WaveWatchIII 격자의 해상도가 낮아 발생한 결과로 판단된다. 그러나 오차분석결과 Bias는 0.05, RMSE는 0.23으로 나타나 수치결과에 의한 파랑 예측결과는 만족할 만한 수준으로 사료된다. 또한 동기간 관측된 수심 변화자료를 검증하기 위해, 전술한 대표 파랑에 의한 퇴적물이동 실험을 수행하였다. 실험 결과 연안을 따른 침·퇴적 양상 및 크기와 위치 등이 관측결과와 유사한 것으로 나타나, 대표 파랑을 이용한 수치 모의 결과는 타당한 것으로 판단된다.

장기간의 파랑 변화에 의한 연안표사 수치 평가를 위해, NOAA 전체 자료 중 대표 파랑별 연간추이를 분석하여 가중치를 산정하였다. 가중치가 적용된 2100년 환경의 퇴적물이동 실험 결과, 현재상태와 비교하여 침·퇴적 양상은 큰 변화가 발생하지 않는 것으로 나타났으며, 현재 상태에서 보인 국지적인 표사 이동량이 다소 둔화된 모습을 보이고 있다. 그리고 구간에 따라 남하하는 표사 이동량이 국지적으로 증가하는 곳이 나타나고 있으나, 전체적인 구역별 순 표사량 및 표사 이동량에서는 큰 차이가 발생하지 않는 것으로 나타났다. 이와 같은 결과는 장기간의 파랑 변화가 NOAA 자료에 의해 각 대표파랑의 연간 추이만을 반영한 것으로, 해수면 상승 및 풍속, 풍향의 변화 등을 고려한 기후 변화를 반영 시 표사 이동량 및 경향이 더 뚜렷해질 것으로 예상된다. 본 연구의 장기간 파랑 변화에 의한 모래의 이동 양상 결과를 통해 동해안의 연안 표사 수치 평가와 관리체계 수립의 기초자료로 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

후 기

본 연구는 2019년 해양수산부 재원으로 해양수산과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- Deltares, 2017. Description_and_User_Manual_Input_Reduction_Tool.
- Deltares, 2018a. Delft3D-FLOW User Manual.
- Deltares, 2018b. Delft3D-WAVE User Manual.
- Kim, D.S., Lee, G.R., 2015. Seasonal Changes of Shorelines and Beaches on East Sea Coast, South Korea. *Journal of the Korean Geographical Society*, 50(2), 147-164.
- Kim, M.J., Son, D.H., Yoo, J.S., 2018. Analysis of Seasonal Morphodynamic Patterns using Delft3D in Anmok Coast. *Journal of Coastal Disaster Prevention*, 5(4), 183-192. <http://doi.org/10.20481/kscdp.2018.5.4.183>
- Ministry of Oceans and Fisheries, 2019. Coast Erosion Status. [Online] Available at: <<http://coast.mof.go.kr/coastErosion/status/erosionLoad1.do>> [Accessed October 2019].
- NOAA/ National Weather Service, 2019. NWW3 Data Access. [Online] Available at: <<https://polar.ncep.noaa.gov/waves/download.shtml>> [Accessed October 2019].
- Van Rijn, L.C., 2001. General View on Sand Transport by Currents and Waves: Data Analysis and Engineering Modelling for Uniform and Graded Sand (TRANSPOR 2000 and CROSMOR 2000 models). Delft Hydraulics, The Netherlands.
- Van Rijn, L.C., Walstra, D.J., Grasmeyer, B.T., Sutherland, J., Pan, S., Sierra, J., 2003. The Predictability of Cross-shore Bed Evolution of Sandy Beaches at the Time Scale of Storms and Seasons using Process-based Profile Models. *Coastal Engineering*, 47, 295-327.

Wave Control by Tide-Adapting Submerged Breakwater

Woo-Dong Lee^{ID*}, Yeon-Myeong Jeong^{ID**} and Dong-Soo Hur^{ID*}

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

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

조위차 극복형 잠제의 파랑제어

이우동^{ID*} · 정연명^{ID**} · 허동수^{ID*}

*국립경상대학교 해양토목공학과

**국립경상대학교 해양산업연구소

KEY WORDS: Tide-adapting submerged breakwater 조위차 극복형 잠제, Wave reflection 파랑 반사, Wave transmission 파랑 전달, Wave energy dissipation 파랑 에너지 감쇠, Breakwater development 방파제 개발, Hydraulic experiment 수리실험

ABSTRACT: A submerged breakwater is a coastal structure built under water with excellent landscape. The depth of the crest of the breakwater should be maintained at more than a certain level in order for the submerged breakwater to control waves properly. This means that the effect of blocking waves decreases sharply at high tide in coastal areas with large tidal differences. In this study, we proposed a Tide-Adapting Submerged Breakwater (TA-SB) to overcome this problem, and then we conducted hydraulic model experiments to evaluate the performance of the TA-SB for controlling waves. The experimental results showed that the tapered wings attached to the crest of the TA-SB helped induce forced breaking waves. In particular, they were very effective in blocking waves and attenuating wave energy at high tide. In addition, the wave control performance of the proposed TA-SB was far superior to the Tide-Adapting Low-Crested Structure (TA-LCS) of the previous study.

1. 서 론

저마루 구조물(Low-crested structure, LCS) 중에서 잠제는 일 반 중력식 방파제와 달리 수면 아래에 위치하므로 경관이 좋고, 해수소통이 원활하다. 수중에 설치되는 잠제가 본연의 파랑제 어 기능을 제대로 발휘하기 위해서는 해역의 파랑조건을 고려 하여 일정 이상의 마루폭과 높이를 가져야 한다. 왜냐하면, 잠 제는 외해에서 끊임없이 유입되는 풍파를 마루 위에서 강제 쇄 파시킴으로써 파랑에너지가 소산되기 때문이다. 이에 많은 연 구자들이 잠제의 파랑제어 효과를 분석할 목적으로 수리모형실 험, 수치해석을 수행하였다(d'Angremond et al., 1996; Seabrook and Hall, 1998; Calabrese et al., 2002; van der Meer et al., 2005; Goda and Ahrens, 2008; Hur et al., 2012a; Hur et al., 2012b). 대 표적인 Hur et al.(2012b)의 수치해석결과에 따르면, 투과성 잠제 의 마루폭은 입사파장의 1/4 이상, 마루수심은 입사파고의 1/3 이하일 때, 배후 정온도 및 해안의 처오름 감소에 효과적인 것 으로 나타났다. 그렇다면 조위차가 큰 해역의 만조 시에는 잠제 가 파랑을 제어할 수 없게 된다. 조위차가 큰 해역에도 파랑 및

흐름제어 성능을 제대로 발휘할 수 있는 다기능 잠제 개발이 필요하다.

다기능 잠제의 연구사례를 살펴보면, Hur et al.(2010)은 수치 파동수조에서 투과성 잠제에 관로를 설치하여 배후수위를 하강 시킴으로써 개구부의 흐름을 감소시켰다. 이어서 Hur et al. (2017a)은 수리모형실험을 통해 잠제에 설치된 관로의 배후수위 저감효과를 재확인하였고, 3차원 수치해석을 통해 잠제 개구부 의 흐름 저감을 위한 공법들이 검토되었다(Hur et al., 2014). 나 야가 Hur et al.(2019a)은 수리모형실험과 수치해석을 통해 배후 수위 상승 억제 목적의 관로가 설치된 잠제의 흐름제어 성능을 평가하였다. Hur et al.(2017b)은 부피가 큰 투과성 잠제의 단점 을 보완하고, 배후수위 조절, 흐름제어가 가능한 다열 벽체 잠 제를 수치파동수조에서 검토하였다. 최근에는 조위차를 극복하 기 위하여 Hur et al.(2019b)은 저마루 구조물의 상부(마루)에 날 개를 설치하고, 한쪽 끝에는 부유체를 부착하여 파랑운동에 따 라 날개가 움직이면서 파랑을 차단하는 TA-LCS(Tide-adapting low-crested structure)를 고안한 후, 수리모형실험을 통해 파랑차 단 효율을 일반 저마루 구조물과 비교· 분석하였다. 또한 Hur

Received 3 September 2019, revised 23 November 2019, accepted 27 November 2019

Corresponding author Dong-Soo Hur: +82-55-772-9122, dshur@gnu.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-4627-7593>

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

et al.(2019c)는 Hur et al.(2019b)에서 논의되지 않았던 TA-LCS의 파랑의 전달계수, 반사계수, 감쇠계수 등에 관한 수리특성을 면밀하게 조사하였다. 그러나 TA-LCS는 저마루 구조물임에도 날개 일부가 부력으로 인해 수면 밖으로 돌출될 뿐 아니라, 고조위에서 파랑 차단능이 일반 잠제에 비해 다소 떨어지는 것으로 나타났다.

본 연구에서는 Hur et al.(2019b)가 제안한 TA-LCS를 토대로 날개가 수면 밖으로 돌출되지 않는 형태의 TA-SB(Tide-adapting submerged breakwater)를 제안하고, 수리모형실험을 수행한다. 그리고 조위변화에 따른 TA-SB의 수리성능을 일반 잠제와 비교·검토한다. 다음으로 Hur et al.(2019c)의 TA-LCS의 수리성능과 TA-SB를 비교하여 개선된 수리성능을 평가한다. 나아가 수리실험결과에 기초하여 TA-SB의 파랑제어 메커니즘을 논의한다.

2. 수리모형실험

2.1 실험수조의 개요

본 연구에서 조위차 극복형 잠제의 파랑제어 기능을 길이

30m, 폭 0.4m, 높이 0.9m의 2차원 실험수조(Fig. 1) 실험을 통해 분석한다. 실험수조에서 안정적인 파랑 생성을 위해서는 일정 이상의 수심 유지가 요구된다. 이를 위해 1 : 10 경사, 30cm 높이의 불투과성 기초바닥을 설치하여 조파기 위치에서 57cm 이상의 수심을 확보하였다. 실험수조의 한쪽 끝에는 파랑반사를 최소화 목적으로 1 : 7 경사의 투수층을 배치하였다. 기초바닥 위에는 높이 25cm, 마루폭 30cm, 경사 1 : 1의 불투과성 사다리꼴 잠제를 거치하였다. Fig. 1의 상세도와 같이 잠제 마루 위에는 두께 1.2cm의 날개를 설치하고, 10mm×2mm 철판으로 양쪽을 고정하였다. 이 날개의 한쪽 끝의 마루수심(h_c)은 2cm로 일정하고, 수심 변화에 따라 날개 경사를 인위적으로 조절할 수 있다.

2.2 실험조건과 측정방법

본 수리모형실험에서는 Table 1과 같이 초기수심과 입사파랑 조건을 조합하여 총 27가지를 고려한다. 실험조건은 크게 불투과성 사다리꼴 잠제(Submerged breakwater, SB)와 마루 위에 날개가 설치된 조위차 극복형 잠제(TA-SB)로 각각 구분된다. 그리고 수심(h)은 외해를 기준으로 일반 SB는 27cm, TA-SB는 조위

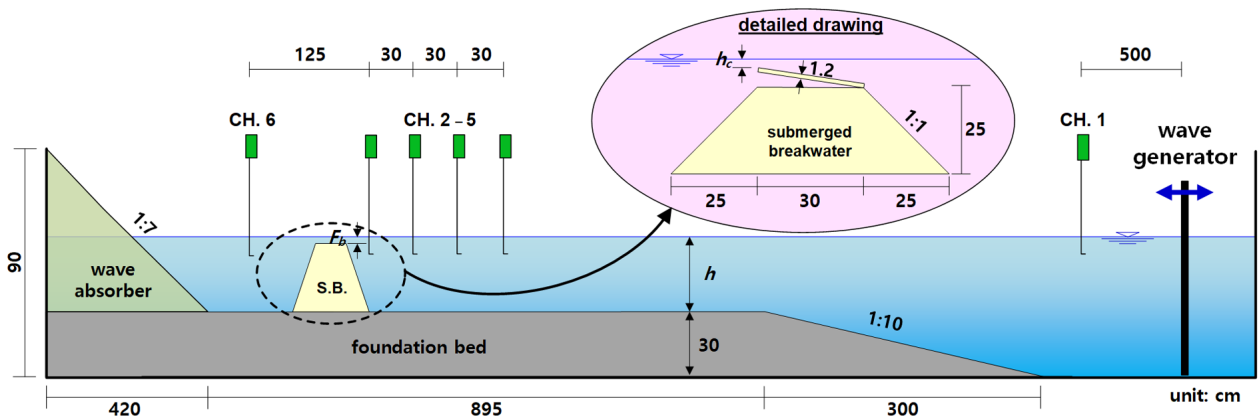


Fig. 1 Conceptual diagram of 2-D wave channel

Table 1 Experimental conditions

Run	Submerged breakwater model	Depth	Crest depth	Wave	
		h [cm]	h_c [cm]	Height H_i [cm]	Period T_i [s]
1-9	Typical SB	27			
		32	2	3, 5, 7	1.2, 1.5, 1.8
		37			
10-27	Tide-adapting SB				

변화를 감안하여 32cm, 37cm를 각각 적용한다. 파랑조건은 규칙파를 대상으로 입사파고(H_i) 3cm, 5cm, 7cm 그리고 입사주기(T_i) 1.2s, 1.5s, 1.8s를 조합하여 9가지를 구성한다.

시간과형 측정을 위해 6개 파고계를 실험수조에 배치하고, 조파기로부터 이격거리 5m에 Channel (CH.) 1, 잠제 전면에 CH. 2-5, 배후에 CH. 6을 각각 거치한다. 파고계로부터 1/100초 간격으로 수위를 연속 저장한다.

2.3 입·반사파 분리법

잠제 전면에서 측정된 수면파형(CH. 2-5)을 Goda and Suzuki (1976)의 입·반사파 분리법을 이용하여 반사계수(K_R), 잠제 배후에서 측정된 수면파형(CH. 6)으로 전달계수(K_T)를 다음과 같이 각각 산정한다.

Fig. 2처럼 입사파와 반사파가 공존하는 중복파동장에서 같은 파수에 다른 진폭과 위상각을 가진 입사파형(η_I)과 반사파형(η_R)으로 식 (1)-(2)와 같다.

$$\eta_I = \alpha_I \cos(kx - \sigma t + \epsilon_I) \quad (1)$$

$$\eta_R = \alpha_R \cos(kx - \sigma t + \epsilon_R) \quad (2)$$

여기서 α 는 진폭, $k(=2\pi/L)$ 는 파수, $\sigma(=2\pi/T)$ 는 각주파수, ϵ 는 위상각, L 은 파장, T 는 주기이며, 아래 첨자 I , R 은 입사파와 반사파를 나타낸다.

Fig. 2로부터 Δl 만큼 떨어진 2지점 $x = x_1$ 와 $x = x_2 = x_1 + \Delta l$ 에서 동시에 측정된 파형은 일반적으로 식 (3)-(4)와 같이 나타낸다.

$$\eta_I = (\eta_I + \eta_R)_{x=x_1} = A_1 \cos \sigma t + B_1 \sin \sigma t \quad (3)$$

$$\eta_R = (\eta_I + \eta_R)_{x=x_2} = A_2 \cos \sigma t + B_2 \sin \sigma t \quad (4)$$

위 식에서 A_1 , B_1 , A_2 , B_2 는 다음과 같다.

$$A_1 = \alpha_I \cos \phi_I + \alpha_R \cos \phi_R \quad (5)$$

$$B_1 = \alpha_I \sin \phi_I + \alpha_R \sin \phi_R \quad (6)$$

$$A_2 = \alpha_I \cos(k\Delta l + \phi_I) + \alpha_R \cos(k\Delta l + \phi_R) \quad (7)$$

$$B_2 = \alpha_I \sin(k\Delta l + \phi_I) + \alpha_R \sin(k\Delta l + \phi_R) \quad (8)$$

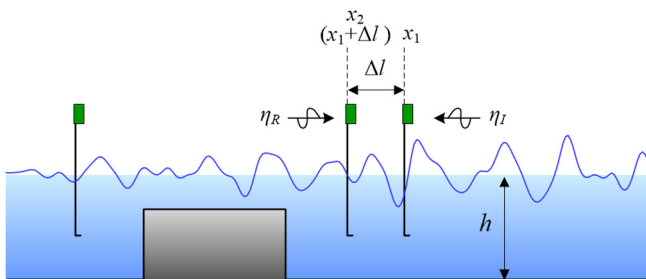


Fig. 2 Definition sketch of wave field around a structure

여기서

$$\phi_I = kx_1 + \epsilon_I \quad (9)$$

$$\phi_R = kx_2 + \epsilon_R \quad (10)$$

위 식 (5)-(8)은 4개 미지수(α_I , α_R , ϕ_I , ϕ_R)에 대한 방정식이고, 식 (7)-(8)에서 α_R , ϕ_R 을 제거하면, 다음의 식 (11)-(12)와 같다.

$$A_2 = (A_1 \cos k\Delta l + B_1 \sin k\Delta l) - 2\alpha_I \sin k\Delta l \sin \phi_I \quad (11)$$

$$B_2 = (-A_1 \sin k\Delta l + B_1 \cos k\Delta l) + 2\alpha_I \sin k\Delta l \sin \phi_I \quad (12)$$

위 식 (11)-(12)에서 ϕ_I 를 제거하기 위해서는 α_I 가 필요하며, 같은 연산을 수행하기 위해서는 α_R 도 필요하다. 여기서 α_I 와 α_R 는 다음 식 (13)-(14)와 같이 산정될 수 있다.

$$\alpha_I = \frac{1}{2|\sin k\Delta l|} [(A_2 - A_1 \cos k\Delta l - B_1 \sin k\Delta l)^2 + (B_2 + A_1 \sin k\Delta l - B_1 \cos k\Delta l)^2]^{1/2} \quad (13)$$

$$\alpha_R = \frac{1}{2|\sin k\Delta l|} [(A_2 - A_1 \cos k\Delta l + B_1 \sin k\Delta l)^2 + (B_2 - A_1 \sin k\Delta l + B_1 \cos k\Delta l)^2]^{1/2} \quad (14)$$

여기서 입·반사파의 주파수(f_m)의 성분과 진폭을 $\alpha_I(m)$, $\alpha_R(m)$ 으로 나타내면, 입·반사파의 추정 스펙트럼 밀도 $S_I(f_m)$ 과 $S_R(f_m)$ 은 다음 식 (15)-(16)으로 정의된다.

$$S_I(f_m) = \frac{1}{2} \alpha_I^2(m) N \Delta t \quad (15)$$

$$S_R(f_m) = \frac{1}{2} \alpha_R^2(m) N \Delta t \quad (16)$$

여기서 N 은 시계열 데이터를 불연속화 했을 때의 데이터 수, Δt 는 샘플링 타임이다. 또한 입사파와 반사파의 에너지 E_I , E_R 은 위 식에서 추정된 스펙트럼 밀도를 Goda and Suzuki(1976)에 의해 정의된 유효 주파수 범위에서 적분 값으로 표현된다. 이상의 결과로부터 반사계수(K_R)은 다음 식(17)과 같다.

$$K_R = \sqrt{E_R/E_I} \quad (17)$$

전달계수(K_T)는 구조물 배후에 설치된 파고계에서 얻은 파형 데이터를 FFT(First fourier transformation)에 의해 각 주파수 성분파로 분리하고, 각 주파수 성분파 에너지의 합으로 산정한 투과파의 에너지 E_T 와 입사파 에너지 E_I 를 사용하여 다음 식(18)과 같이 얻을 수 있다.

$$K_T = \sqrt{E_T/E_I} \quad (18)$$

파랑에너지 감쇠의 정도를 나타내는 감쇠계수(K_D)는 K_R 과 K_T 를 고려하여 다음 식 (19)와 같이 구한다.

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

3. 수리성능 분석

3.1 파동장

Fig. 3-5는 파형경사가 가장 작은 입사파랑($H_i=3\text{cm}$, $T_i=1.8\text{s}$) 유입 시, 촬영한 영상으로부터 잠제 주변의 파동장을 $t/T_i=1/10$ 간격으로 추출한 것이다. 여기서 Fig. 3, Fig. 4, Fig. 5의 수위는 각각 27cm, 32cm, 37cm이며, 마루수심 2cm를 유지하기 위해 Fig. 4와 Fig. 5는 날개가 경사 배치되었다.

Fig. 3의 일반 SB에서는 파봉이 유입되는 (c) $t/T_i=1/10$ 에서 쇄파가 발생하지 않는다. 그러나 Fig. 4와 Fig. 5처럼 TA-SB의 마루 위에서는 쇄파가 발생한다. 이것은 경사 날개에 기인한 천수효과에 의해 유입 파랑의 비선형성과 파형경사가 증가하여 쇄파가 용이해지기 때문이다. 이 현상은 수심이 깊고, 날개 경사가 급한 Fig. 5에서 더욱 강하게 나타난다.

Fig. 6-8은 전술한 Fig. 3-5의 경우보다 쇄파에 유리한 파형경사가 가장 큰 입사파랑($H_i=7\text{cm}$, $T_i=1.2\text{s}$) 유입 시, 촬영한 영상으로 잠제 주변의 파동장을 $t/T_i=1/10$ 간격으로 추출한 것이다. 여기서 Fig. 6-8의 수위는 27cm, 32cm, 37cm이고, 마루수심은 2cm로 유지된다. 그리고 Fig. 6은 일반 SB, Fig. 7과 Fig. 8

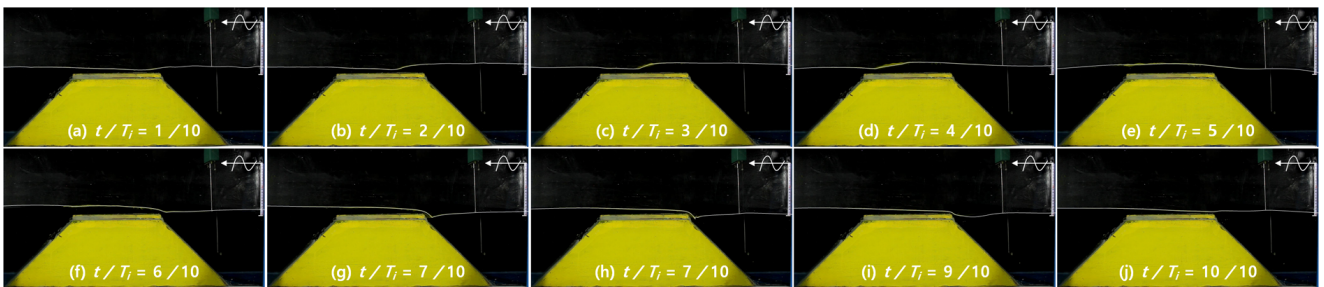


Fig. 3 Temporal and spatial distributions of surface elevations around typical submerged breakwater in Run-3 ($h=27\text{ cm}$)

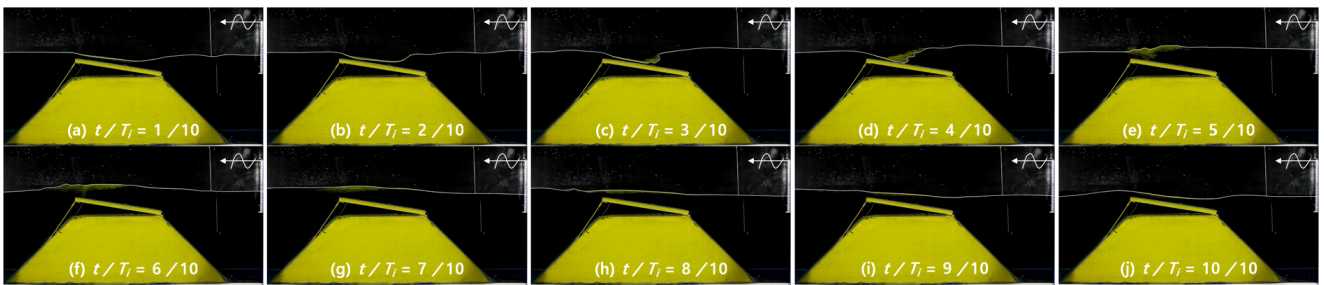


Fig. 4 Temporal and spatial distributions of surface elevations around tide-adapting submerged breakwater in Run-12 ($h=32\text{ cm}$)

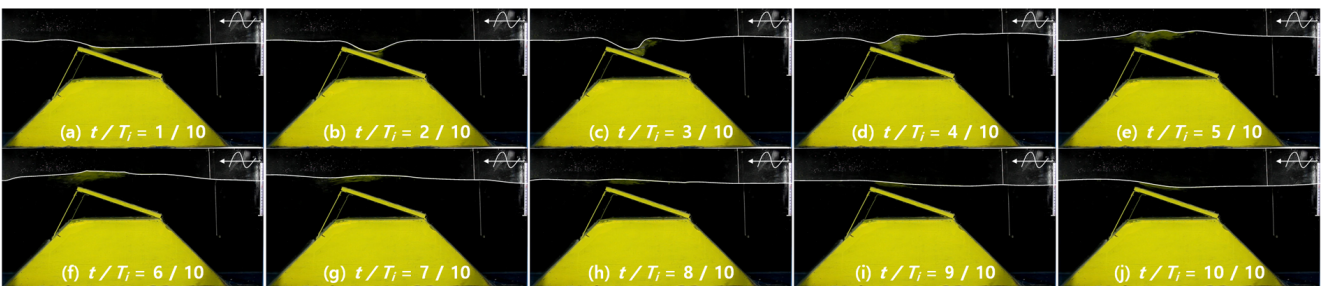


Fig. 5 Temporal and spatial distributions of the surface elevations around tide-adapting submerged breakwater in Run-21 ($h=37\text{ cm}$)

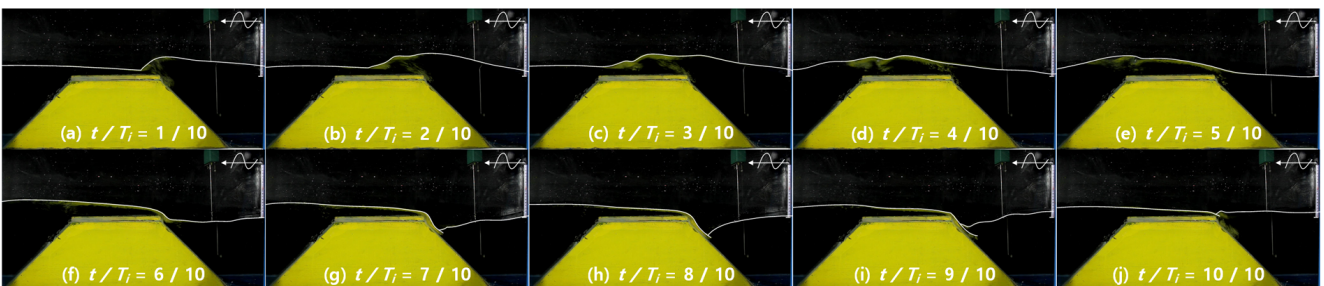


Fig. 6 Temporal and spatial distributions of surface elevations around typical submerged breakwater in Run-7 ($h=27\text{ cm}$)

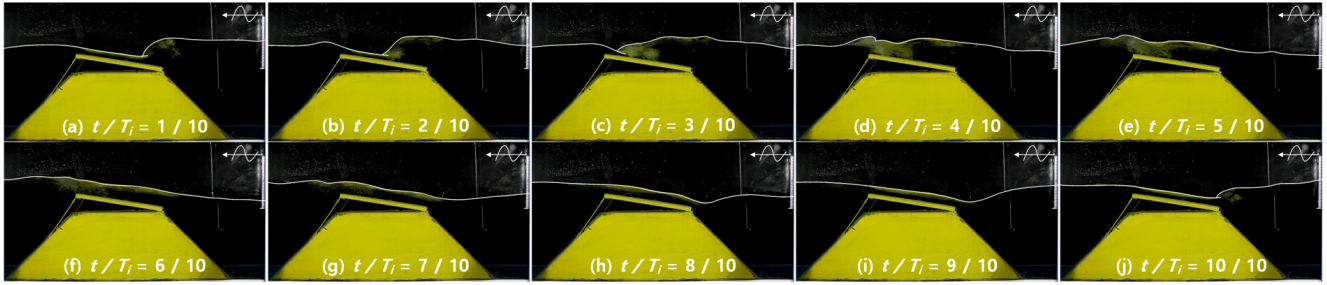


Fig. 7 Temporal and spatial distributions of surface elevations around tide-adapting submerged breakwater in Run-16 ($h=32$ cm)

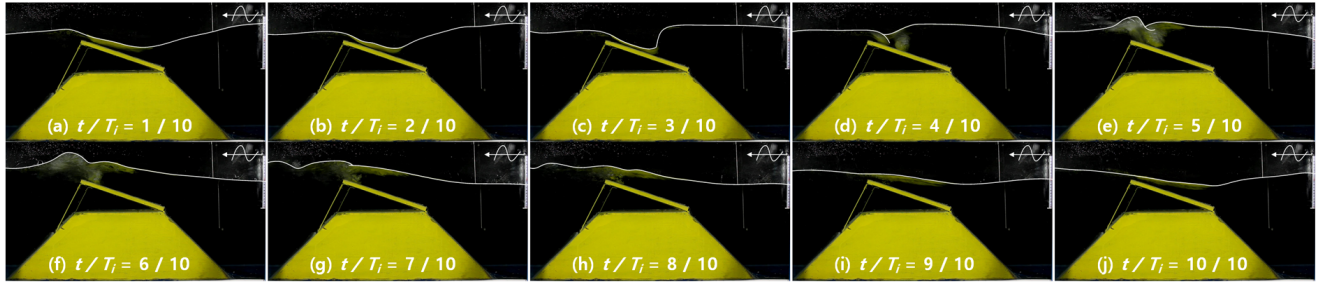


Fig. 8 Temporal and spatial distributions of surface elevations around tide-adapting submerged breakwater in Run-25 ($h=37$ cm)

은 마루 위에 날개가 부착된 TA-SB이다.

Fig. 6-8로부터 파형경사가 가장 큰 파랑에서는 모든 잠제 모형에서 쇄파가 발생한다. 그러나 일반 SB보다는 마루 위에 경사 날개가 부착된 TA-SB에서 쇄파가 더 강하게 나타난다. 이것은 앞서 논의한 바와 같이 마루 위의 경사 날개에 의한 천수효과가 유입 파랑의 비선형성과 파형경사를 크게 증가시켜 강한 쇄파를 유도하기 때문이다. 그리고 수심이 깊고, 날개 경사가 급한 TA-SB에서 두드러진 강제 쇄파가 관찰된다.

이상에 근거하여 TA-SB는 일반 SB에서 쇄파가 발생하지 않는 파랑조건에서도 강제쇄파가 유도되고, 쇄파가 발생하는 파랑조건에서는 더욱 강한 쇄파가 나타난다. 이로써 TA-SB는 조위 상승 시에 잠제가 가진 본연의 파랑제어 기능이 향상됨을 확인할 수 있다. 이어서 파랑의 전달계수(K_T), 반사계수(K_R), 감쇠계수(K_D)를 비교·검토하여 TA-SB의 수리성능을 정량적으로 조사한다.

3.2 전달계수

Fig. 9에서는 TA-SB의 파랑차단 효과를 비교·분석하기 위하여 쇄파상사계수($\zeta = \tan\alpha / \sqrt{H_i/L_i}$; α 는 구조물의 외측 경사, H_i/L_i 는 파형경사)에 따른 파랑 전달계수(K_T)를 나타낸다. 그래프에서 검정색 원은 $h=27$ cm의 일반 SB, 파란색 역삼각형은 $h=32$ cm의 TA-SB, 빨강색 삼각형은 $h=37$ cm의 TA-SB의 경우를 각각 나타낸다. 그리고 실선은 각각의 경향선이다.

Fig. 9에서는 ζ 가 작을수록 잠제 마루 상에서 쇄파가 용이함으로 K_T 가 작아지는 경향이 뚜렷하게 나타난다. 그리고 일반적으로 조위가 상승할수록 잠제의 파랑 전달계수는 증가하기 마련이다. 그러나 TA-SB는 고조위에서 도리어 K_T 가 작아진다. 이것은 앞서 논의한 파동장 분석처럼 TA-SB가 일반 SB보다 쇄파 유도에 유리할 뿐 아니라, TA-SB에 부착되는 경사 날개로 인해 강한 쇄파가 발생하기 때문이다.

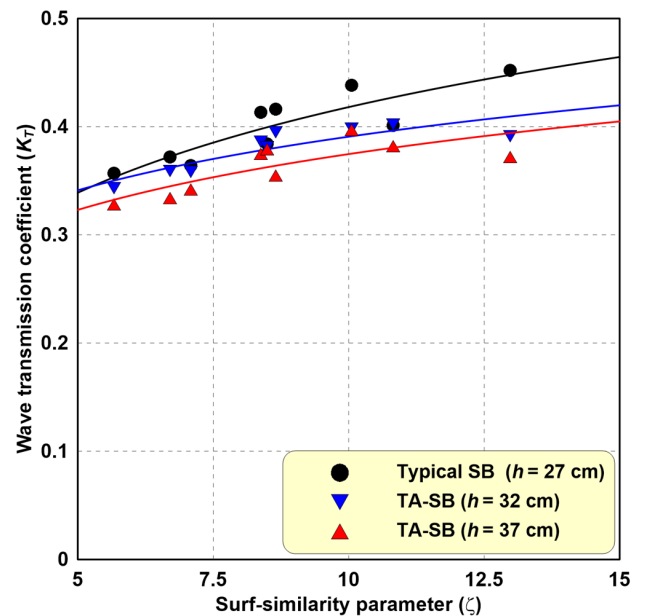


Fig. 9 Distributions of wave transmission coefficients

3.3 반사계수

Fig. 10은 Goda and Suzuki(1976)의 입·반사파 분리법을 이용하여 산정한 반사계수(K_R)를 쇄파상사계수(ζ)에 따라 나타낸 것이다. 여기서 그래프에 표시된 기호들은 Fig. 9의 설명과 같다.

Fig. 10으로부터 ζ 가 증가할수록 쇄파가 약하게 발생함으로 K_R 이 커지는 경향을 보인다. 이것은 쇄파가 강할수록 K_R 이 작아진다는 뜻이기도 하다. Fig. 10에서 강한 쇄파가 발생하는 TA-SB의 K_R 이 일반 SB보다 작은 것으로 보아 이것 역시 잠제의 마루 상에서 발생하는 쇄파와 밀접한 관계가 있음을 알 수 있다. 그리고 TA-SB는 고조위 조건에서 더 강한 쇄파가 발생함으로 상대적으로 작은 K_R 분포를 나타낸다.

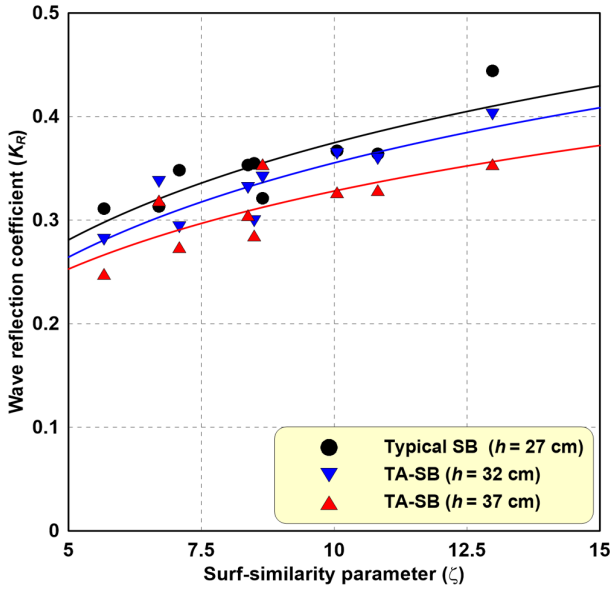


Fig. 10 Distributions of wave reflection coefficients

3.4 감쇠계수

Fig. 11은 식 (19)와 같이 앞서 논의한 K_T 와 K_R 을 고려하여 산정한 파랑에너지 감쇠계수(K_D)를 쇄파상사계수(ζ)에 따라 나

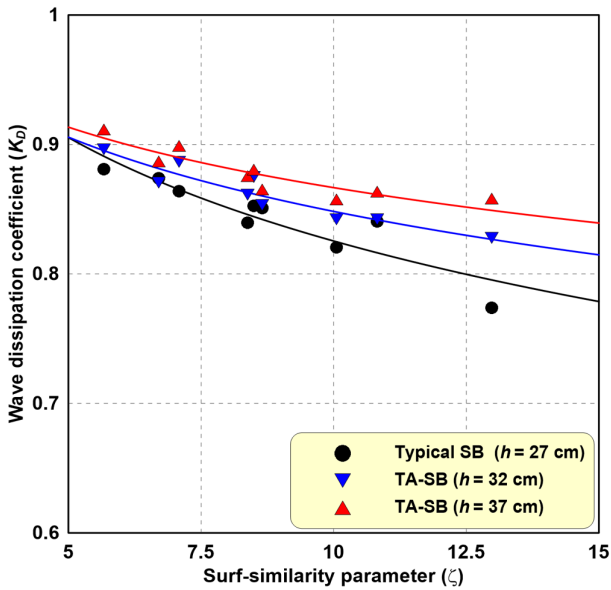


Fig. 11 Distributions of wave dissipation coefficients

타낸 것이다. 여기서 그래프에 표시된 기호들은 Fig. 9의 설명과 같다.

Fig. 11로부터 TA-SB의 K_D 는 일반 SB보다 크며, Fig. 3-8을 상호 비교하여 그 원인을 다음처럼 분석할 수 있다. 일반 SB (Fig. 3)의 비쇄파 파랑조건에서도 TA-SB(Fig. 4-5)는 날개 위에서 강제 쇄파가 일어난다. 그리고 모든 잠제 모형에서 쇄파가 발생하는 경우에도 TA-SB(Fig. 7-8)가 일반 SB(Fig. 6)보다 더 강한 쇄파가 나타난다. 이것은 TA-SB의 경사 날개가 유입 파랑의 비선형성이 증가시켜 강제 쇄파를 유도하기 때문이며, 이 현상은 날개 경사가 급할수록 두드러진다. 그 결과, 강한 쇄파가 발생하는 TA-SB의 K_T 와 K_R 이 작아짐으로 K_D 또한 일반 SB보다 크다.

4. 수리성능 비교

TA-SB의 수리성능을 선행연구인 Hur et al.(2019b)와 Hur et al.(2019c)에서 제안한 조위차 극복형 저마루 구조물(TA-LCS)와 비교·분석한다. Fig. 12처럼 TA-LCS는 잠제 마루에 설치된 날개의 끝에 부력제가 부착되어 있어서 수위변동(파랑작용)에 따라 날개의 일정 부분이 수면 밖으로 향시 돌출되는 형태이다. 그리고 TA-LCS의 제원 및 실험조건은 본 연구의 TA-SB와 같다.

4.1 전달계수

Fig. 13에서는 TA-SB의 파랑차단 성능을 평가하기 위해 TA-LCS의 파랑 전달계수(K_T)와 비교하여 나타낸다. 그래프에서 파란색 역삼각형은 $h=32\text{cm}$, 빨강색 삼각형은 $h=37\text{cm}$ 조건이고, 속이 짝 찬 도형은 TA-SB, 속이 빈 도형은 TA-LCS의 경우를 각각 의미한다. 그리고 실선과 점선은 각각의 경향선이다.

Fig. 13으로부터 TA-SB의 K_T 가 TA-LCS의 경우보다 전체적으로 작다. TA-LCS의 경우는 고조위에서 K_T 가 큰데 반면, TA-SB의 경우는 고조위에서 K_T 가 더 작다. 그리고 ζ 가 클수록 K_T 가 증가하며, TA-LCS의 경향선 기울기는 더 크다.

다시 말해 TA-SB의 파랑차단 성능이 TA-LCS에 비해 다음 3가지 면에서 우수하다고 판단된다. 첫째, TA-SB의 고정된 경사 날개가 강제 쇄파를 유도함으로써 K_T 가 작다. 둘째, 수심이 깊은 조건에서 K_T 가 더 작기 때문에 TA-SB는 고조위를 충분히 극복할 수 있다. 셋째, TA-SB의 경향선 기울기가 완만함으로 배후 정온도 확보에 유리하다.

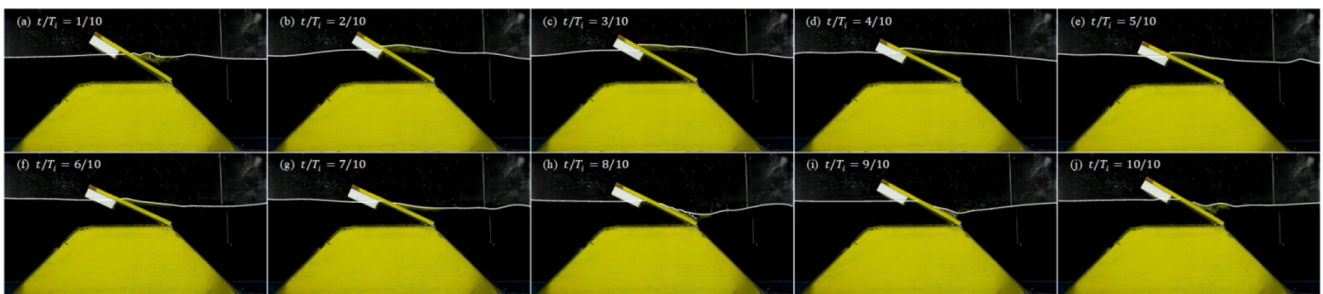


Fig. 12 Overview of tide-adapting low-crested structure (Hur et al., 2019c)

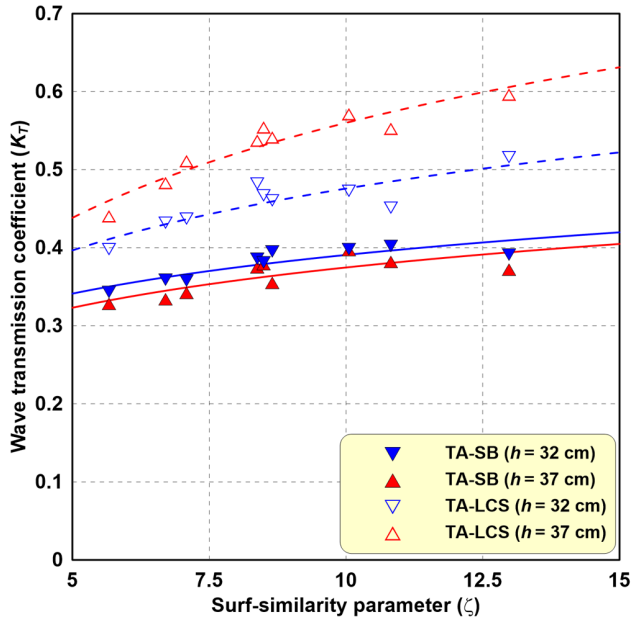


Fig. 13 Comparisons of wave transmission coefficients

4.2 반사계수

Fig. 14는 Goda and Suzuki(1976)의 입·반사파 분리법을 이용하여 산정한 TA-SB와 TA-LCS의 반사계수(K_R)를 ζ 에 따라 비교한 것이다. 여기서 그래프에 표시된 기호들은 Fig. 13의 설명과 동일하다.

Fig. 14에서 ζ 가 증가할수록 K_R 이 커지는 경향을 보이고, TA-SB가 TA-LCS보다 K_R 이 전반적으로 크다. 이것은 TA-SB는 날개가 고정되어 있고, TA-LCS는 수위변화에 따라 날개가 움직이기 때문에 나타나는 차이로 이해된다. 조위차가 큰 해역에서 반사파랑 제어성능만 놓고 비교한다면, TA-LCS가 TA-SB보다 우수하다.

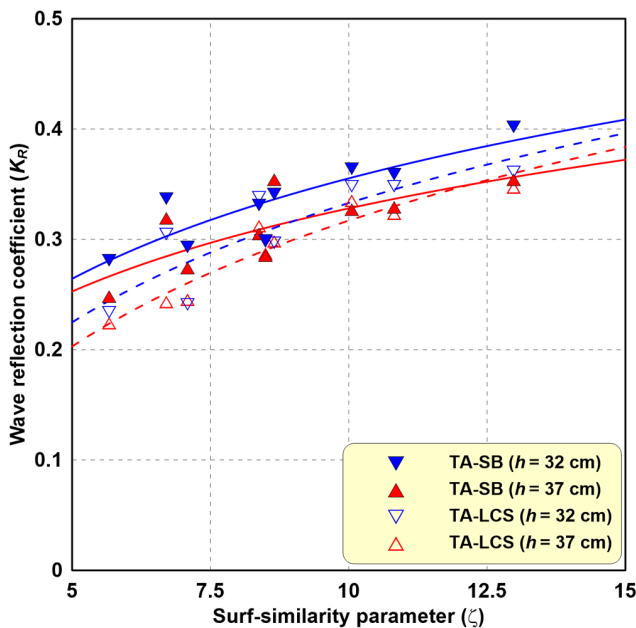


Fig. 14 Comparisons of wave reflection coefficients

4.3 감쇠계수

Fig. 15는 K_T 와 K_R 을 식 (19)에 대입하여 얻은 파랑에너지 감쇠계수(K_D)이며, ζ 에 따라 나타낸다. 여기서 그래프에 표시된 기호들은 Fig. 13의 경우와 같다.

Fig. 15로부터 TA-SB의 K_D 가 TA-LCS의 경우보다 전체적으로 크다. TA-LCS는 고조위 조건에서 K_D 가 더 작고, TA-SB는 고조위 조건에서 K_D 가 더 크다. 그리고 ζ 와 K_D 는 반비례이며, TA-SB의 경향선 기울기가 더 완만하다. 이것은 TA-SB의 경우에는 모든 실험조건에서 쇄파로 파랑에너지 소산이 일어나기 때문에 전체적으로 K_D 가 크다. 특히 고조위에서 강한 쇄파를 유도함으로써 K_D 는 더 크다. 이에 반해 날개가 수면 밖으로 돌출되어 쇄파 없이 파랑을 차단하는 TA-LCS는 상대적으로 에너지의 소산이 작다.

수리성능 비교결과에 근거하여 TA-SB는 마루 위에 고정된 경사 날개의 강제 쇄파 유도에 따른 파랑에너지 감쇠가 파랑 전달을 감소시켰다. 그 까닭에 TA-SB는 마루에 부착된 날개가 자유롭게 움직이는 TA-LCS에 비해 파랑제어 효과가 우수할 뿐만 아니라, 고조위에서 더욱 강한 쇄파를 발생시켜 수리성능을 크게 향상시켰다.

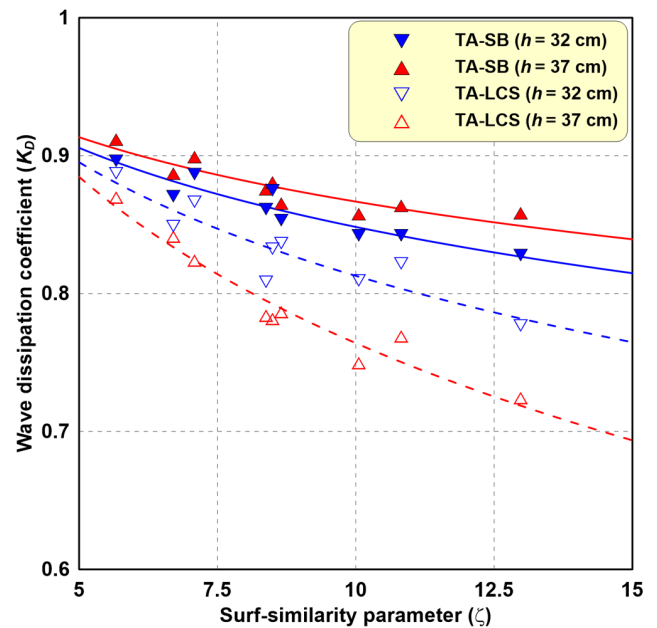


Fig. 15 Comparisons of wave dissipation coefficients

5. 결 론

조위차가 큰 해역에서도 파랑제어 기능을 제대로 수행할 수 있는 조위차 극복형 잠제(TA-SB)를 본 연구에서 제안하였다. 그리고 수리모형실험의 영상자료로부터 잠제 마루 위에서의 강제 쇄파 메커니즘을 논의할 수 있었다. 나아가 실험수조에서 측정 한 시간파형을 입·반사파 분리하여 파랑의 전달계수, 반사계수, 감쇠계수를 각각 산정한 후, TA-SB의 수리성능을 일반 SB, TA-LCS와 비교·분석하였다. 본 연구에서 얻어진 주요한 결과들은 다음과 같다.

(1) TA-SB 및 일반 SB 주변의 파동장을 비교하여 TA-SB의 강제 쇄파 유도과정을 분석하였다. TA-SB의 경사 날개로 인해 파랑의 비선형성 및 파형경사가 증가하여 쇄파가 용이해졌다.

(2) 모든 잠제 모형에서 ζ 가 증가할수록 K_T 와 K_R 은 증가, K_D 는 감소하였고, TA-SB의 파랑제어 성능은 일반 SB보다 우수하였다.

(3) TA-SB의 파랑제어 효과는 고조위에서 두드러지게 나타났다. 이것은 고조위 조건에서 TA-SB의 경사 날개 위에서 강한 쇄파가 발생하기 때문이다.

(4) TA-SB를 기존 TA-LCS와 비교하면, K_T 는 작고, K_R 는 조금 크고, K_D 는 크다. 이것은 날개가 파랑을 전달을 차단하는 TA-LCS보다 경사 날개가 강제 쇄파를 유도하는 TA-SB의 파랑제어 성능이 탁월하기 때문이다.

이상의 실험결과에 근거하여 고조위에서 TA-SB의 수리성능이 일반 SB와 TA-LCS보다 우수하기 때문에 조위차를 충분히 극복할 수 있을 것으로 판단된다. 하지만 TA-SB를 조위차가 큰 해역에 설치하기 위해서는 수위변화에 따라 TA-SB의 경사 날개의 기울기를 자동 조절할 수 있는 별도 장치가 필요하다. 또한 TA-SB의 경사 날개의 구조적 안정성도 충분히 검토되어야 한다.

후 기

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

References

- 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. https://doi.org/10.1142/9789812791306_0160
- 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. https://doi.org/10.1142/9789814277426_0293
- Goda, Y., Suzuki, Y., 1976. Estimation of Incident and Reflected Waves in Random Wave Experiments. Proceedings of 15th International Conference Coastal Engineering, ASCE, 828-845. <https://doi.org/10.1061/9780872620834.048>
- 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. <https://doi.org/10.1061/97808784402429.187>
- Hur, D.S., Cho, W.C., Yoon, J.S., Kim, I.H., Lee, W.D., 2014. Control Technologies in Reduction Rip Currents around the Open Inlet between Two Submerged Breakwaters. Journal of Coastal Research, Special Issue 72, 75-80. <https://doi.org/10.2112/SI72-014.1>
- Hur, D.S., Cho, W.C., Yoon, J.S., Kang, C., Lee, W.D., 2017b. Applicability of Multiple Submerged Narrow-Crested Breakwaters for Reduction of Mean Water Level in Rear Side and Flow Control. Journal of Coastal Research, Special Issue, 79, 179-183. <https://doi.org/10.2112/SI79-037.1>
- 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.
- 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. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2012.01.029>
- 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. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2012.01.030>
- Hur, D.S., Lee, W.D., Cho, W.C., Jeong, Y.H., Jeong, Y.M., 2019a. Rip Current Reduction at the Open Inlet between Double Submerged Breakwaters by Installing a Drainage Channel. Ocean Engineering, 193, 106580. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2019.106580>
- Hur, D.S., Lee, W.D., Goo, N.H., Jeon, H.S., Jeong, Y.M., 2017a. Development of New Type of Submerged Breakwater for Reducing Mean Water Level behind Structure. Journal of Ocean Engineering and Technology, 31(2), 130-140.
- Hur, D.S., Jung, K.H., Park, J.R., Lee, W.D., 2019b. Wave Control Performance of Tide-Adapting Low-Crested Structure. Journal of Coastal Research, Special Issue 91, 116-120.
- Hur, D.S., Jung, Y.M., Lee, W.D., 2019c. Hydrodynamic Characteristics of Tide-Adapting Low-Crested Structure. Journal of Ocean Engineering and Technology 33(1), 68-75.
- 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.
- 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. Coastal Engineering, 52, 915-929.

Effects of Coastal Groundwater Level on Beach Deformation

Woo-Dong Lee^{ID*} and Dong-Soo Hur^{ID*}

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

해안지하수위가 해변변형에 미치는 영향

이우동^{ID*} · 허동수^{ID*}

*국립경상대학교 해양토목공학과

KEY WORDS: Beach deformation 해변변형, Beach erosion 해안침식, Swash zone 포말대, Surf zone 쇄파대, Coastal groundwater 해안지하수, Wave uprush-backwash 처오름과 처내림

ABSTRACT: In order to understand the characteristics of beach deformation, in this study, numerical simulations were conducted using a 3-D hydro-morphodynamic model (HYMO-WASS-3D) to analyze the characteristics of beach deformation due to the coastal groundwater levels. HYMO-WASS-3D directly analyzed the nonlinear interaction between the hydrodynamic and morphodynamic processes in the coastal area. The simulation results of HYMO-WASS-3D showed good agreement with the experimental results on the changes in the profile of the beach in the surf and swash zones. Then, numerical simulations were conducted to examine the characteristics of beach deformation due to the variation of the level of the coastal groundwater. As a result, the beach profiles were examined in relation to the wave breaking in the surf zone and the wave uprush and backwash in the swash zone due to the differences in the water levels. This paper also discussed the temporal and spatial distributions of the velocities, vorticities, and suspended sediments in the surf and swash zones with various levels of the coastal groundwater.

1. 서 론

해빈은 해양물리력, 특히 파랑으로부터 우리해안을 보호하는 완충지이다. 해빈에서는 쇄파유도, 저면 마찰, 투수성 등에 의해 파랑에너지 소산이 발생하고, 파랑에 의한 처오름, 월파, 침수 등을 크게 감소시킨다. 그 뿐 아니라, 생태적 기능 및 친수 공간을 제공함으로써 해빈은 환경보전과 재해저감에 있어서 매우 중요한 역할을 한다. 수심이 깊은 해빈은 파랑의 영향을 거의 받지 않지만, 이동한계수심(Closure depth) 이하에서는 수심이 얕아질수록 해빈변형이 왕성하다. 연안표사는 주로 쇄파대에서 발생하지만, 파랑에 의한 해빈변형은 포말대에서 가장 활발하다(Kraus et al., 1982). 특히 포말대의 해변표면에서의 침투 및 유출 흐름은 침·퇴적 과정에 큰 영향을 미친다(Nielsen et al., 2001). 다시 말해 해안지하수 흐름이 해빈의 침·퇴적 과정에 영향을 미친다는 얘기이기도 하다. 해안지하수의 수위는 조석으로 인해 해수위와 차가 발생하며, 이 수위차는 파랑작용에 의한 해변표면의 침투/유출유속을 변화시킬 수 있다. 특히 간조시의 지하수위-해수위 차에 의한 지하수 유출은 침식을 증가시킨다. 반대로 만조 시에서는 지하수위가 해수위보다 낮아 해수

침투에 의한 퇴적이 유도된다.

이상에 착안하여 고파랑에 의한 급격한 침식을 저감시켜 해빈 안전을 도모하기 위해 지하수위를 낮출 수 있는 공법이 제안되었다. 해안지하수위를 하강시키기 위한 양수법과 투수층 매설공법이 대표적이다. 투수층 매설공법에 대해서는 수리모형 실험(Kanazawa et al., 1996), 수치해석(Hur et al., 2012a), 현장실험(Katoh and Yanagishima, 1996)을 통해 확인된 바 있다. 이로 인해 정선부근의 해안지하수위가 낮아진다면, 해빈의 불포화 영역이 증가하게 된다. 그 영향으로 파랑 처오름이 처내리지 못하고, 침투로 이어져 소상한 퇴적물이 그대로 해빈에 남는다.

해빈변형은 연안표사와 이안표사로 구분되며, 고파랑에 의한 단기적 변형은 이안표사가 주요 원인이다. 본 연구에서는 고파랑 조건에서 지하수위가 해빈변형에 미치는 영향을 수치해석을 통해 분석하고자 한다. 수치해석에는 Lee and Hur(2014a)가 개발한 HYMO-WASS-3D를 이용한다.

2. 수치해석방법

HYMO-WASS-3D(Lee and Hur, 2014a)는 파동장 모델과 지형

Received 4 October 2019, revised 11 November 2019, accepted 27 November 2019

Corresponding author Dong-Soo Hur: +82-55-772-9122, dshur@gnu.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-4627-7593>

© 2019, 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.

변동 모델이 양방향으로 결합된 3차원 수치모델이며, 유체-해빈 비선형 상호작용에 따른 소류사 및 부유사 거동을 직접 모의할 수 있다.

2.1 파동장 모델

파동장 모델은 Hur et al.(2012b), Hur et al.(2012c)과 Lee and Hur(2014b)를 토대로 파랑-해빈-구조물 상호작용에 따른 유체운동을 해석할 수 있게 개량된 3-D Navier-Stokes(N-S) Solver이다. Large eddy simulation(Smagorinsky, 1963)에 기초한 동적 와동점성모델(Germano et al., 1991; Lilly, 1992), 표면장력을 정량적으로 산정할 수 있는 Continuum surface force(CSF) 모델(Brackbill et al., 1992)을 채택하고 있다.

2.1.1 지배방정식

파동장 모델의 지배방정식은 다음과 같으며, 해빈, 해저지반, 투수성 방파제 등과 같은 투수매체 내의 유동까지 계산하기 위해 개량된 연속방정식 (1)과 N-S 운동량 방정식 (2)로 구성된다.

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

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

여기서 v_i 는 x, y, z 방향의 유속, q^* 는 원천의 유량밀도, γ_v 는 체적 공극율, γ_i 는 x, y, z 방향의 면적 공극율, t 는 시간, ρ_m 는 부유사를 고려한 물 밀도, p 는 압력, ν_T 는 부유사를 고려한 물의 동점성계수(ν_m)와 와동점성계수(ν_t)의 합, D_{ij} 는 변형률 속도텐서, S_i 는 CSF모델을 기반으로 한 표면장력항, Q_i 는 파랑의 생성과 소멸항, R_i 는 투과성 매체에 의한 유체저항항, g_i 는 중력가속도항, E_i 는 에너지 감쇠항을 나타낸다.

쇄파처럼 복잡한 자유수면 모의를 위해 식 (3)과 같은 Volume of fluid(VOF)의 이류함수(Hirt and Nichols, 1981)를 이용한다. 연속방정식 (1)에 비압축성 유체에 대한 가정과 투수매체의 공극율을 적용하여 유체의 체적보전 형식을 가진다.

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

여기서 F 는 각 격자의 유체 체적비이고, $F=1$ 는 물, $F=0$ 는 공기, $0 < F < 1$ 는 자유수면을 각각 나타낸다.

투수매체에 의한 유체저항, 난류모델, 표면장력 등에 관한 설명은 Lee and Hur(2014a)와 Lee and Hur(2014b)를 참고할 수 있다.

2.2 지형변동 모델

본 연구의 지형변동 모델은 Hur and Lee(2014a)에 의해 개발된 것으로 유체운동에 따른 소류사와 부유사의 이동량으로부터 지반높이를 계산할 수 있다.

2.2.1 소류사의 산정

소류사의 이동량은 van Rijn(1984a)의 경험식 (4)를 이용하며,

Shields수가 한계 Shields수를 초과할 경우만 이동량이 발생한다.

$$S_b = \begin{cases} A_b \frac{\{(s-1)gd_p^3\}^{1/2}}{D_*^{0.3}} \left(\frac{\theta}{\theta_{cr}} - 1 \right)^{0.21} & : \theta > \theta_{cr} \\ 0 & : \theta \leq \theta_{cr} \end{cases} \quad (4)$$

여기서 A_b 는 경험상수(=0.053), s 는 소류사 비중($s = \rho_s/\rho_f$; ρ_s 는 소류사 밀도, ρ_f 는 유체 밀도), θ 는 Shields수($= \frac{V_f^2}{(s-1)gd_p}$), θ_{cr} 은 한계 Shields수, d_p 는 평균입경, D_* 는 무차원 입경 매개변수, g 는 중력가속도, V_f 는 전단유속을 각각 나타낸다.

2.2.2 부유사 산정

부유사의 거동은 van Rijn(1984b)의 기본개념을 적용하여 퇴적물의 부유 및 침강에 관한 생성과 소멸항(Q_{ss})이 포함된 3차원 이류-확산 방정식 (5)을 이용하여 추정한다.

$$\frac{\partial C}{\partial t} + u \frac{\partial C}{\partial x} + v \frac{\partial C}{\partial y} + (w - w_s) \frac{\partial C}{\partial z} - \epsilon_h \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} - \epsilon_v \frac{\partial^2 C}{\partial y^2} - \epsilon_z \frac{\partial^2 C}{\partial z^2} = Q_{ss} \quad (5)$$

여기서 u, v, w 는 각 격자의 x, y, z 방향의 유속성분, w_s 는 부유사의 침강속도, ϵ_h 와 ϵ_v 는 수평과 연직방향의 부유사 혼합계수, Q_{ss} 는 퇴적물의 부유-침강에 따른 부유사의 생성/소멸항이다.

2.3 연성해석

2.3.1 해빈변형

지형변동 모델로부터 산정된 소류사 이동량, 퇴적물의 부유-침강에 따른 지반고 변화량을 식 (6)에 대입하여 매시간 변화하는 해빈단면을 추정한다.

$$\frac{\partial z_b}{\partial t} + \frac{1}{1 - \gamma_v} \left(\frac{\partial S_{bx}}{\partial x} + \frac{\partial S_{by}}{\partial y} + \Delta z_s \right) = 0 \quad (6)$$

여기서 z_b 는 해빈 높이, γ_v 는 지반의 체적 공극률, S_{bx} 와 S_{by} 는 x 와 y 방향의 소류사 이동량, Δz_s 는 퇴적물의 침강과 부유에 따른 지반높이 변화이다.

2.3.2 공극율 산정

계산시간마다 지형변동 모델에서 산정된 해빈 높이 변화를 파동장 모델에 적용한다. 본 연구에서는 Lee and Hur(2014a)가 제안한 해빈 높이에 따른 체적 공극율(γ_v)을 산정할 수 있는 식 (7)을 이용한다. 해빈 높이 변화에 따른 γ_v 은 경사면처리법(Hur et al., 2008)을 적용한 면적투과율(γ_i)은 파동장 모델에 적용된다.

$$(\gamma_v)_k = \begin{cases} 1 & : (z_b)_k = 0 \\ 1 - \frac{(z_b)_k}{\Delta z_k} (1 - \gamma_0) & : 0 < (z_b)_k < \Delta z_k \\ \gamma_0 & : (z_b)_k = \Delta z_k \end{cases} \quad (7)$$

여기서 Δz_k 는 연직 격자 크기, $(z_b)_k$ 는 해빈 높이, γ_0 는 해빈의

초기공극율, $(z_b)_k = 0$ 는 유체 격자, $0 < (z_b)_k < \Delta z_k$ 는 해빈표면 격자, $(z_b)_k = \Delta z_k$ 는 해빈격자를 각각 나타낸다.

2.3.3 상태방정식

부유사는 물의 밀도를 증가시킨다. 본 연구에서는 이류-확산 방정식 (5)에서 얻은 농도(C)를 Ford and Johnson(1986)의 산정 식 (8)에 대입하여 ρ_m 을 산정한다.

$$\rho_m = \rho_f + C\rho_f \left\{ 1 - \frac{1}{(\rho_s/\rho_f)} \right\} \tag{8}$$

여기서 ρ_s 는 퇴적물 밀도이다.

부유사에 따른 물의 동점성계수는 Bagnold(1954)의 실험식 (9)를 통해 ν_m 을 산정한다.

$$\nu_m = \nu_f(1 - \lambda_c)(1 - 0.5\lambda_c) \tag{9}$$

여기서 λ_c 는 부유사 농도에 관한 무차원 매개변수이며, 0.13-0.62 범위이고, 0.13 이하는 영향을 고려하지 않는다.

2.4 수치모델 검증

수치모델 검증에는 Choi et al.(2016)이 한국건설기술연구소 실험수조에서 해운대해수욕장의 현장조건을 고려하여 수행한 수리모형실험을 이용한다. Fig. 1처럼 길이 48m, 폭 1m, 높이 2m

Table 1 The experimental conditions used in Choi et al.(2016)

	Model	Prototype	Note
H_i [m]	0.1	1	Normal wave
T_i [s]	2	6.3	
d_{50} [mm]	0.18	0.4	Sediment

의 2차원 파동수조에는 1:25 경사의 수중 해빈과 1:12.5 경사의 육상 해빈이 배치되었다. 본 수치모델 검증에는 정상파랑조건만 고려하였으며, Choi et al.(2016)이 제시한 현장조건과 모형실험조건은 Table 1과 같다.

Fig. 2는 120분 동안 정상파랑이 지속 작용하여 초기 해빈단면이 변형된 것이며, 해빈표면의 붉은색은 부유사를 나타낸다.

외해에서 유입된 파랑이 수심변화에 따른 천수효과에 의해 파장이 짧아지고, 파고가 상승하는 현상을 Fig. 2의 파동장으로부터 확인할 수 있다. 그리고 쇄파대에서는 해빈표면에서 부유사가 발생하고, 침식작용에 의해 소단이 형성된다. 이 연성해석을 통해 얻어진 해빈단면을 실험에서 측정된 값과 비교하면, Fig. 3과 같다.

Fig. 3에서 나타나듯이 외해와 정선 부근의 해빈침식을 계산값이 실험값을 조금 과소평가 하고 있지만, 해빈의 전반적인 침·퇴적 양상을 잘 재현하고 있다. 이로써 해빈 단면변형 수치모의에 있어서 본 연구에서 적용하는 연성모델(HYMO-WASS-3D; Lee and Hur, 2014a)의 타당성과 유효성이 검증되었다고 판단된다.

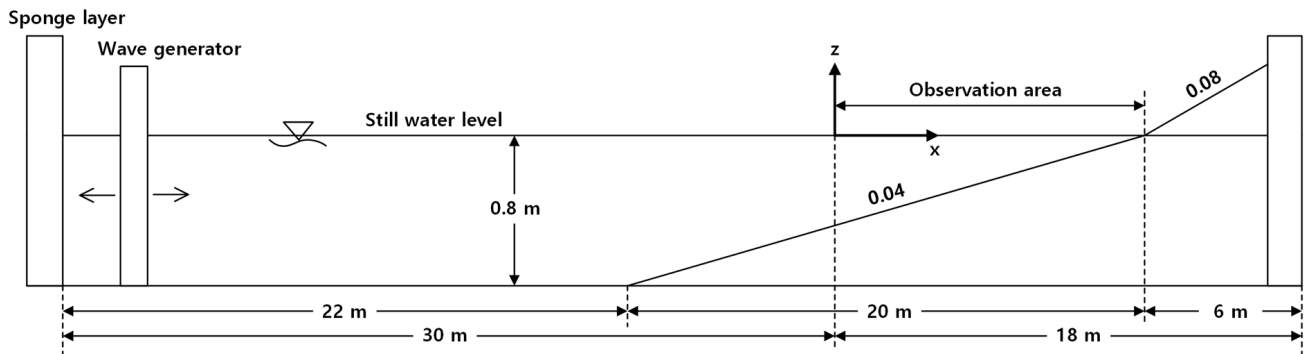


Fig. 1 Sketch of experimental set-up and initial beach profile (Choi et al., 2016)

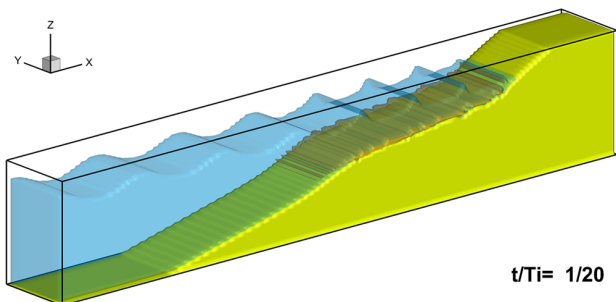


Fig. 2 Numerical result of hydro-morphodynamic model (HYMO-WASS-3D)

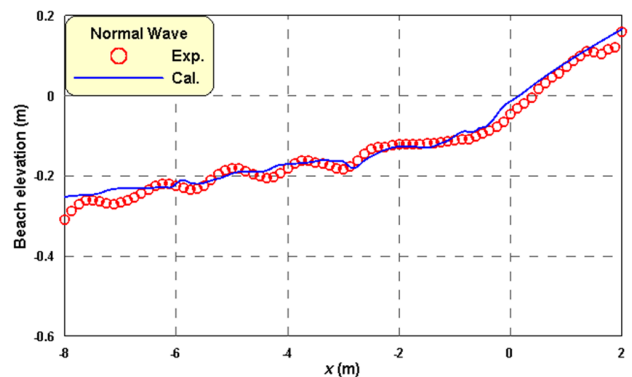


Fig. 3 Comparison between measured and simulated equilibrium beach profiles

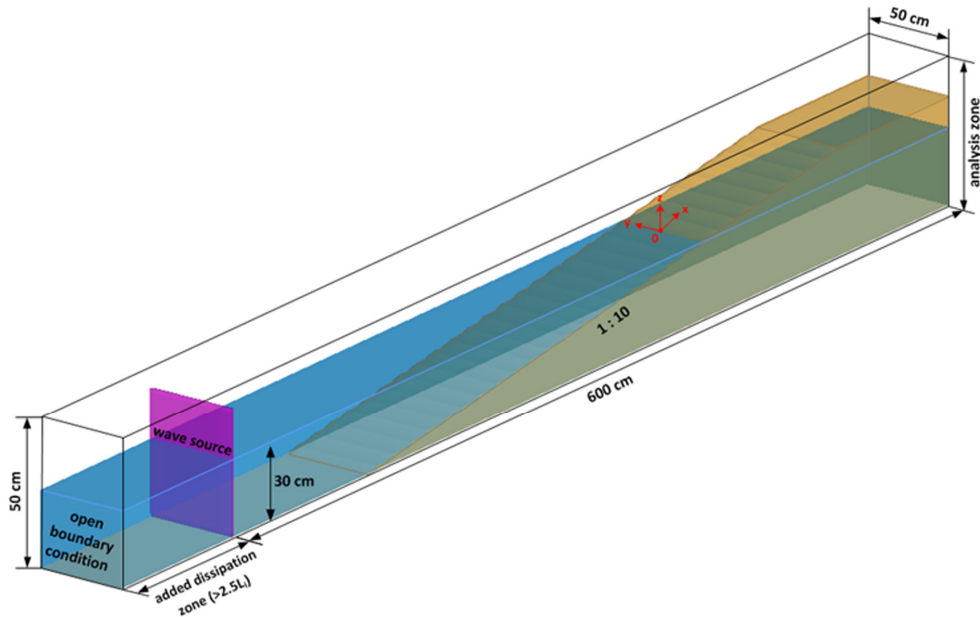


Fig. 4 Definition sketch of 3-D numerical wave tank including sandy beach

2.5 수치해석조건

해안지하수위에 따른 해빈변형 특성을 수치적으로 분석하기 위하여 Fig. 4와 같은 길이 600cm, 폭 50cm, 높이 60cm의 3차원 수치파동수조를 구성한다. 수심(h) 30cm의 해석영역에는 평균 입경(d_p) 0.1mm, 체적공극율(γ_v) 0.4, 경사 1:10의 해빈을 설치한다. 그리고 해석영역은 수평방향 1cm, 수직방향 0.25cm로 등분할한다. 초기 해안지하수위(h_y)는 h 보다 같거나 높으며, 수위차 (Δh)는 0cm, 1cm, 2cm, 3cm, 4cm, 5cm로 총 6가지이다. 장시간 조파에 따른 파동장 교란을 방지하기 위해 외해에는 부가감쇠영역, 개경계조건, 조파소스로 구성된 무반사 조파시스템을 적용한다. 바닥경계조건은 Non-slip, 측면경계조건은 Slip조건을 각각 적용한다.

파랑조건에 따른 해빈변형 영향을 배제하기 위해 입사파랑은 파고(H_i) 8cm, 주기(T_i) 1.2초로 고정한다. 상세한 수치해석조건은 Table 2와 같다. 입사파랑조건에 따른 강한 쇄파를 감안하여 초기 계산시간간격은 1/500초로 설정하며, 수치해석 안정조건을 만족할 수 있게 계산시간마다 자동 조절된다. 총 계산시간은 20분이며, 수치파동수조에서 1,000개 파랑을 발생시킨다.

Table 2 Incident wave and depth conditions used in this study

Case	Wave		Water depth, h [cm]	Groundwater depth, h_y [cm]	Δh [cm]	$\Delta h/h$
	H_i [cm]	T_i [s]				
0				30	0	0
1				31	1	0.033
2	8	1.2	30	32	2	0.067
3				33	3	0.1
4				34	4	0.133
5				35	5	0.167

3. 수리특성

지하수위가 해빈변형에 미치는 영향을 분석하기 위해 수리현상에 대해 먼저 논의한다. 여기서는 대표적으로 해수위-지하수위 차가 없는 경우($\Delta h/h=0$), 해수위-지하수위 차가 가장 큰 경우의 수리특성을 비교·분석한다.

3.1 파동/유동/와동장

Fig. 5는 파랑작용 하에서 $x-z$ 중앙 단면의 파동/유동/와동장이며, $t/T_i=4/24$ 간격으로 1주기를 나타낸다. Fig. 5은 쇄파대와 포말대를 포함하며, $x=500$ cm 지점이 정선이다. Fig. 5(a)는 해수위-지하수위의 차가 없는 경우($\Delta h/h=0$), Fig. 5(b)는 지하수위가 해수위보다 높은 경우($\Delta h/h=1.67$)이다. 그리고 와도에 있어서 붉은색 계열은 시계방향, 파란색 계열은 반시계 방향의 와도를 각각 나타내며, Raffel et al.(1998)의 계산식을 적용하였다.

Fig. 5에서 $t/T_i=19/24$ 에서 최대 처오름이 발생하고, 지하수위가 높은 (b) $\Delta h/h=1.67$ 의 처오름이 더 강하게 나타난다. 이 현상은 지하수위가 높을수록 해빈으로 스며든 물의 배수가 원활하지 않아 후속 처오름이 용이해지기 때문이다. 처내림 역시 지하수위가 높을수록 해빈의 포화시간이 길어짐으로 물이 스며들지 못하고, 해빈표면을 따라 흘러내리는 것을 $t/T_i=21/24$ 에서 확인할 수 있다. 이것에 기인하여 지하수위가 높은 (b) $\Delta h/h=1.67$ 의 경우가 $t/T_i=09/24$ 에서 더 강한 쇄파가 나타난다. 또한 유입파와 처내림 흐름의 중첩으로 파고 증가현상이 발생하기도 한다. 이처럼 쇄파대와 포말대의 역동적인 유동현상에 의해 해빈표면에서 강한 와도가 형성되고, 지하수위가 높은 (b) $\Delta h/h=1.67$ 에서 더욱 강한 와도가 관찰된다. 이같이 지하수위에 따른 파동/유동/와동 특성의 차이는 해빈 포화와 지하수 유출이 복합적으로 작용하여 나타난다.

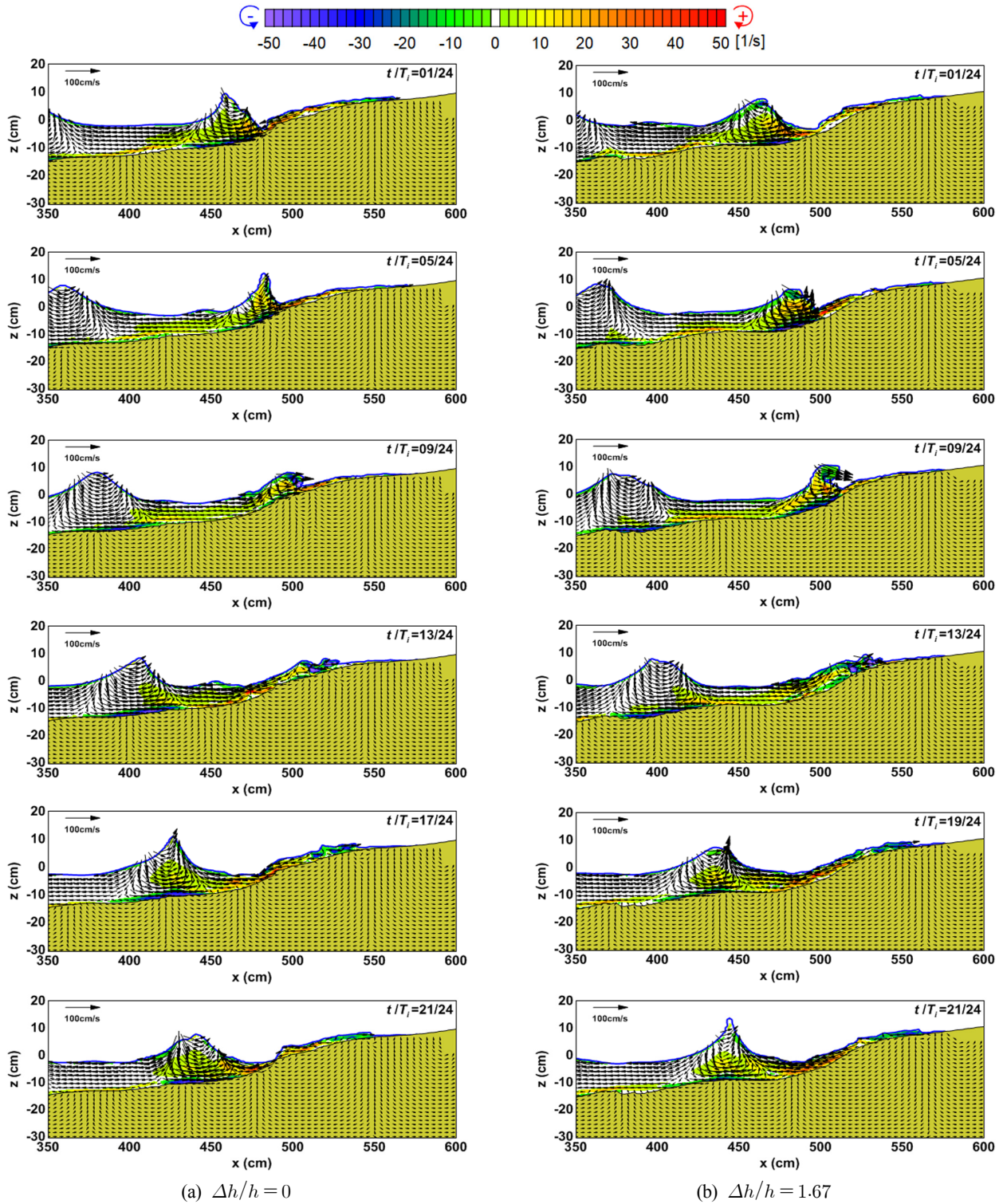


Fig. 5 Temporal and spatial characteristics of wave, flow and vortex fields in surf and swash zone

3.2 파고분포

Fig. 6과 Fig. 7은 지하수위에 따른 쇄파대와 포말대의 파고분포, 평균수위분포를 비교한 것이다. 여기서 검정색 삼각형은 해수위-지하수위의 차가 없는 경우($\Delta h/h = 0$), 붉은색 원은 지하수위가 해수위보다 높은 경우($\Delta h/h = 1.67$)를 각각 나타낸다.

Fig. 2에서 확인한 것처럼 천수효과로 해변 상의 파고가 입사 파고보다 더 높은 것을 알 수 있다. Fig. 6으로부터 전술과 같이

유입파와 처내림의 강한 중첩이 발생하는 $\Delta h/h = 1.67$ 의 파고가 $\Delta h/h = 0$ 보다 전반적으로 높다. Fig. 5에서 확인한 것과 같이 강한 쇄파가 발생하는 $\Delta h/h = 1.67$ 가 쇄파 후, 파고감쇠가 크다. 그 영향으로 Fig. 7에서 확인할 수 있듯이 쇄파지점부터 정선까지 평균수위 상승이 두드러진다. 특히 해변으로 지하수 유출이 발생하는 $\Delta h/h = 1.67$ 의 평균수위가 더 높다.

전술한 파동/유동/와동장, 파고분포, 평균수위분포의 수리특성

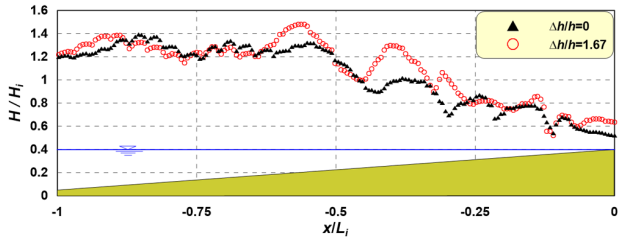


Fig. 6 Comparisons of wave heights due to groundwater level

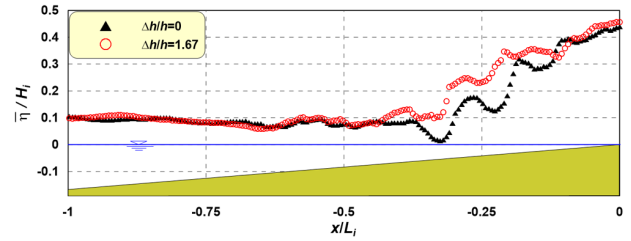


Fig. 7 Comparisons of mean water levels due to groundwater level

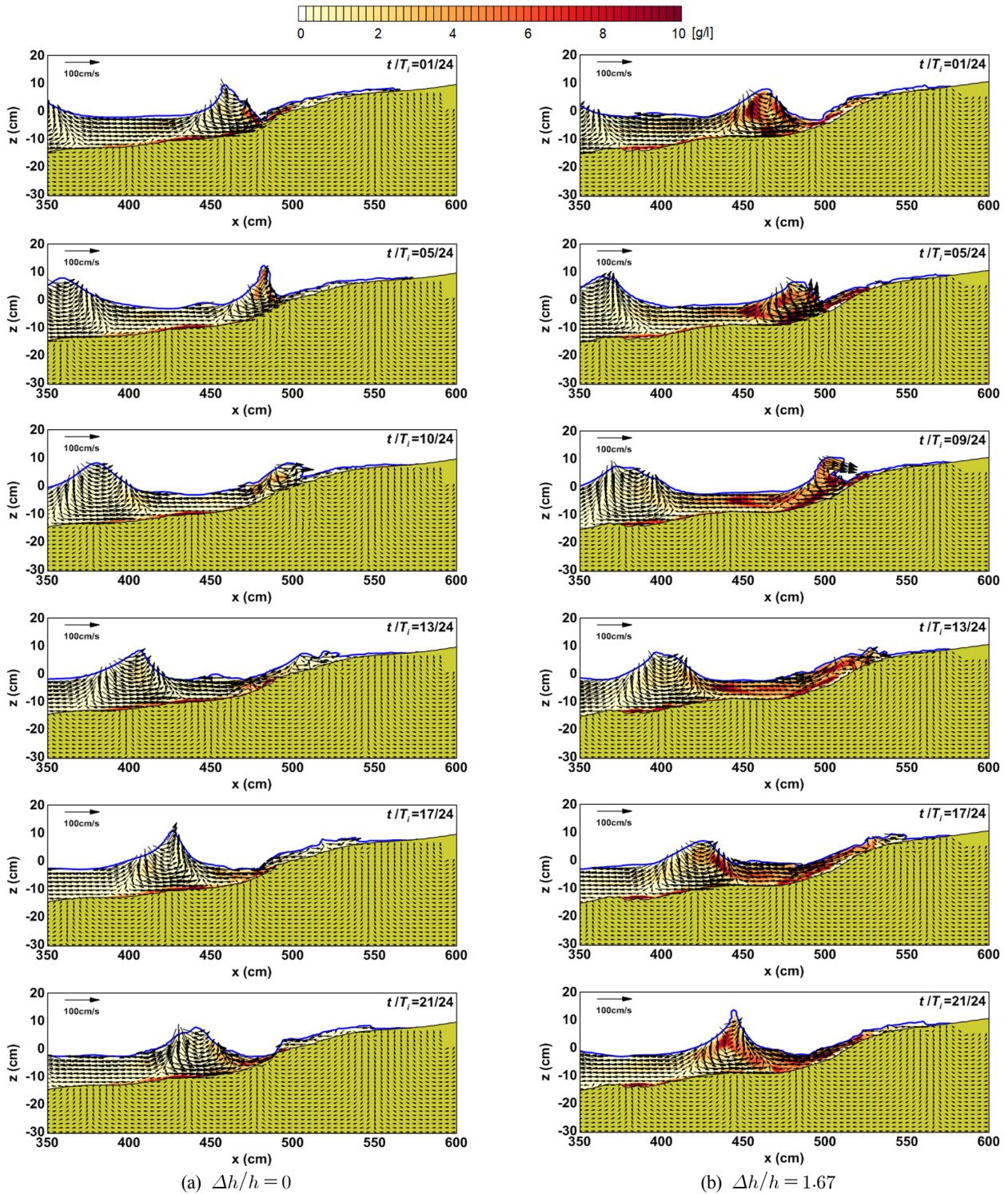


Fig. 8 Temporal and spatial distributions of suspended sediments in surf and swash zone

에 근거하여 지하수위가 해수위보다 높으면, 해빈 포화에 따른 처오름, 처내림이 강해지고, 지하수 유출흐름이 발생한다. 이 현상은 쇄파대와 포말대의 유체운동을 더욱 복잡하고, 활발하게 만든다. 결국, 이 유체운동은 해빈 저질이동의 외력으로 작용한다.

4. 지형변동 특성

3장에서 논의한 해안지하수위에 따른 쇄파대와 포말대의 수리특성에 기초하여 파랑작용에 의한 해빈변형 메커니즘을 정성적으로 분석한다.

4.1 부유사 거동

Fig. 8은 쇄파대와 포말대에서 파랑작용에 따른 부유사 거동을 $t/T_i = 4/24$ 간격으로 1주기 동안 나타낸 것이다. Fig. 8(a)는 해수위-지하수위의 차가 없는 경우($\Delta h/h = 0$), Fig. 8(b)는 지하수위가 해수위보다 높은 경우($\Delta h/h = 1.67$)이다. 여기서 색이 짙을수록 부유사 농도가 크며, 컬러 스케일로부터 농도를 확인할 수 있다.

Fig. 8로부터 쇄파대보다 포말대에서 부유사 발생이 활발하다. 특히 쇄파지점의 부유사 농도가 짙고, 처내림에 더 많은 부유사가 발생한다. 식 (6)에서 알 수 있듯이, 처내림 시의 유속방향은 하향경사임으로 중력이 가중되어 나타나는 현상으로 이해된다. 그리고 지하수위가 높은 (b) $\Delta h/h = 1.67$ 가 $\Delta h/h = 0$ 보다 흐름이 강함으로 전체적인 부유사량이 많다. 또한, 포말대에서 발생한 부유사가 지하수위-해수위 동수경사에 의한 유출흐름에 의해 더 멀리 이동한다.

부유사 거동특성으로부터 해안지하수위가 높을수록 포말대의 부유사 발생량이 증가하고, 쇄파대 쪽으로 더 멀리 이동시킴으로 해안선 부근의 침식이 증가하는 것으로 판단된다.

4.2 해빈단면 변화

Fig. 9는 파랑작용에 따른 쇄파대와 포말대의 해빈 침·퇴적양상을 비교한 것이며, (a)는 해빈단면, (b)는 해빈의 침·퇴적높이를 각각 나타낸다. 여기서 검은색 실선은 해수위-지하수위가 같은 경우($\Delta h/h = 0$), 나머지는 지하수위가 해수위보다 높으며, 파란 점선은 $\Delta h/h = 0.033$, 파란 실선은 $\Delta h/h = 0.067$, 붉은 점선 $\Delta h/h = 0.1$, 붉은 실선은 $\Delta h/h = 0.133$, 검정 원은 $\Delta h/h = 0.167$ 를 각각 의미한다.

Fig. 9에서는 지속적 파랑운동에 의해 쇄파대의 침식작용 및

소단 형성, 처오름에 의한 포말대의 퇴적작용이 나타난다. Fig. 5에서는 $\Delta h/h$ 가 클수록 쇄파대에서는 쇄파가 강하게 발생하고, 포말대에서는 해빈 포화에 따른 파랑의 처오름/처내림이 활발해진다. 그 영향으로 $\Delta h/h$ 가 클수록 부유사 발생량 뿐만 아니라, 소류사 이동량 역시 증가한다. 그 결과, 해수위와 지하수위 차가 가장 큰 $\Delta h/h = 0.167$ 에서는 쇄파대의 침식작용, $\Delta h/h = 0$ 에서는 포말대 상부의 퇴적작용이 두드러진다. 지하수위가 낮을수록 포말대의 처오름이 처내림으로 이어지지 않고, 해빈으로 스며들기 때문에 처오름 시에 육상으로 올라간 모래가 내려오지 않는다. 한편, 해빈 포화에 따른 유체운동이 활발한 $\Delta h/h = 0.167$ 는 저질이동이 왕성하여 $x/L_i = 0.35$ 부근에 사주가 발달한다. 이렇게 형성된 해빈단면은 전형적인 해빈지형 특성을 잘 보여준다.

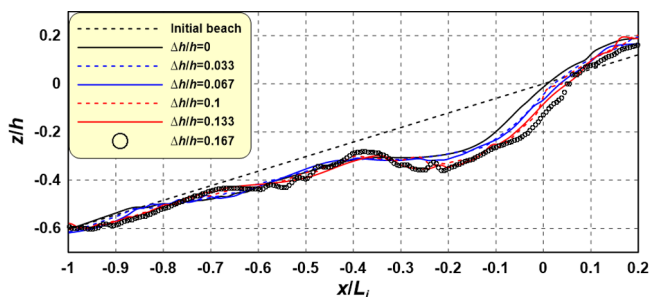
4.3 해안선 후퇴

지속적 파랑작용은 연안표사를 발생시키고, 그로 인해 해빈단면과 해안선의 변화가 나타난다. 본 연구의 계산조건, 해안지하수위에 따른 해안선 후퇴를 Table 3에 나타낸다.

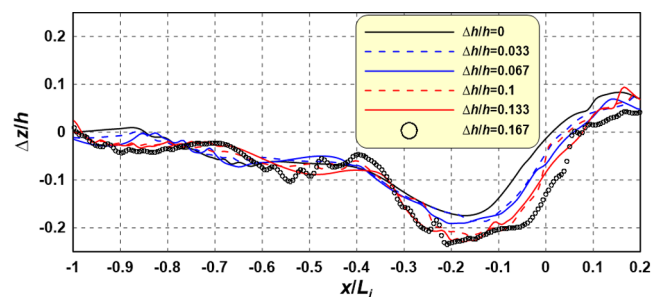
앞선 논의에서 $\Delta h/h$ 가 클수록 쇄파대에서는 침식현상, $\Delta h/h$ 가 작을수록 포말대에서는 퇴적현상이 두드러지게 발생하였다. 그 결과 $\Delta h/h$ 가 클수록 해안선의 후퇴거리가 큰 것을 Table 3에서 확인할 수 있다. 이것은 포말대에서 처내림 시에는 하향경사로 유속이 작용함으로 중력이 가중되고(식 (6) 참조), 해빈표면에서의 지하수 유출유속이 더해짐에 따라 모래를 정선에서부터 멀리 이동시키기 때문이다. 그 결과, $\Delta h/h$ 가 클수록 해안선의 후퇴거리는 증가하게 된다.

Table 3 Beach erosions due to groundwater level under wave actions

Case	Wave		$\Delta h/h$	Retreat distance $\Delta x/L_i$
	H_i [cm]	T_i [s]		
0	8	1.2	0	0.019
1			0.033	0.031
2			0.067	0.041
3			0.1	0.046
4			0.133	0.057
5			0.167	0.063



(a) Beach profile



(b) Beach erosion and deposition

Fig. 9 Comparisons of beach deformations due to groundwater level in surf and swash zone

5. 결론 및 고찰

본 연구에서는 3차원 연성모델을 적용한 수치모의를 통해 해안지하수위에 따른 해빈변형 특성을 정성적으로 조사하였다. 먼저, 연성모델의 타당성과 수치모의결과의 유효성을 입증할 목적으로 Choi et al.(2016)의 이동상 실험결과와 계산결과를 비교하였다. 해운대해수욕장의 평상파 및 지질조건을 고려한 계산결과가 실험결과를 잘 재현하였다. 검증된 3차원 연성모델을 이용한 수치모의결과로부터 해안지하수위가 쇄파대와 포말대의 수리현상 및 해빈변형에 미치는 영향을 분석하였으며, 주요한 결과는 다음과 같다.

- (1) 포말대에서는 해안지하수위가 높을수록 해빈의 포화시간이 길어져 파랑의 처오름/처내림 현상이 활발하게 나타났다.
- (2) 쇄파대에서는 입사파와 지하수 유출흐름이 중첩되어 파고 및 평균수위가 증가하는 경향을 나타내었다.
- (3) 해안지하수위가 높을수록 쇄파대 및 포말대에서 역동적이고, 활발한 유체운동이 나타나고, 이로 인해 해빈표면 부근에서 강한 와도가 형성되었다.
- (4) 해안지하수위가 높을수록 해빈 상의 파랑 처오름/처내림이 용이함으로 해빈표면의 부유사 발생이 포말대에서 증가하였다. 그리고 지하수 유출흐름의 영향으로 부유사가 정선으로부터 멀리 확산되는 경향을 나타내었다.
- (5) 처내림의 유속방향은 하향경사임으로 중력이 가중되어 이안표사가 발생하였다. 해안지하수위가 높을수록 처내림이 강해져 포말대의 침식이 심해지고, 해안선의 후퇴거리가 증가하였다.
- (6) 쇄파대에서는 쇄파에 기인한 침식현상 및 소단 형성은 해안지하수위가 높을수록 쇄파가 강하게 발생하는 관계로 더욱 두드러지는 경향을 나타내었다.
- (7) 해안지하수위가 낮을수록 파랑 처오름이 처내림으로 이어지지 못하고, 해빈으로 스며들기 때문에 포말대 상부로 이동한 모래의 퇴적작용이 우세하게 나타났다. 그 결과, 해안선의 변화는 크게 나타나지 않는다.

본 연구결과를 종합하면, 해안지하수가 해빈변형에 미치는 영향이 크며, 지하수 제어를 통한 연안침식저감이 가능할 것으로 판단된다.

본 연구에서 3차원 연성모델을 적용하여 해안지하수위가 해빈변형에 미치는 영향에 대한 정성적 논의만 수행하였다. 향후, 이 연성모델을 다각도에서 타당성 및 유효성을 검증하고, 다양한 파랑/흐름조건, 해안구조물 설치에 따른 해빈변형 특성을 정량적으로 분석할 계획이다. 특히, 대형수조에서 수행한 수리실험과 연계하여 유속, 해빈단면, 부유사 농도, 처오름 등을 비교·검토한다.

후 기

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

이 성과는 2018년도 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. NRF-2018R1C1B6007461).

References

- Bagnold, R.A., 1954. Experiments on a Gravity-Free Dispersion of Large Solid Spheres in a Newtonian Fluid under Shear. *Proceedings of the Royal Society of London*, 225(1160), 49-63. <https://doi.org/10.1098/rspa.1954.0186>
- Brackbill, J.U., Kothe, D.B., Zemach, C., 1992. A Continuum Model for Modeling Surface Tension. *Journal of Computational Physics*, 100(2), 335-354. [https://doi.org/10.1016/0021-9991\(92\)90240-Y](https://doi.org/10.1016/0021-9991(92)90240-Y)
- Choi, J., Roh, M., Kim, Y.T., 2016. A Laboratory Experiment on Beach Profile Evolution Induced by Two Wave Conditions Dominated in the Haeundae Coast of Korea. *Journal of Coastal Research*, SI 75, 1327-1331. <https://doi.org/10.2112/SI75-266.1>
- Ford, D.E., Johnson, L.S., 1986. An Assessment of Reservoir Mixing Process. Technical Report E-86-7, U.S. Army Engineer Waterways Experiment Station, Vicksburg.
- Germano, M., Piomelli, U., Moin, P., Cabot, W.H., 1991. A Dynamic Subgrid-Scale Eddy Viscosity Model. *Physics of Fluids*, 3, 1760-1765. <https://doi.org/10.1063/1.857955>
- Hirt, C.W., Nichols, B.D., 1981. Volume of Fluid (VOF) Method for the Dynamics of Free Boundaries. *Journal of Computational Physics*, 39(1), 201-225. [https://doi.org/10.1016/0021-9991\(81\)90145-5](https://doi.org/10.1016/0021-9991(81)90145-5)
- Hur, D.S., Lee, W.D., Bae, K.S., 2008. On Reasonable Boundary Condition for Inclined Seabed/Structure in Case of the Numerical Model with Quadrilateral Mesh System. *Journal of The Korean Society of Civil Engineers*, 28(5B), 591-594.
- Hur, D.S., Lee, W.D., Cho, W.C., 2012a. Beach Stabilization by the Laying of a Drainage Layer. *Science China Technological Sciences*, 55(9), 2625-2639. <https://doi.org/10.1007/s11431-012-4886-6>
- Hur, D.S., Lee, W.D., Cho, W.C., 2012b. Three-Dimensional Flow Characteristics around Permeable Submerged Breakwaters with Open Inlet. *Ocean Engineering*, 44, 100-116. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2012.01.029>
- Hur, D.S., Lee, W.D., Cho, W.C., 2012c. Characteristics of Wave Run-Up Height on a Sandy Beach behind Dual-Submerged Breakwaters. *Ocean Engineering*, 45, 38-55. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2012.01.030>
- Kanazawa, H., Matukawa, F., Katoh, K., Hasegawa, I., 1996. Experimental Study on the Effect of Gravity Drainage System on Beach Stabilization. *Proceedings of 25th International Conference on Coastal Engineering*, ASCE, 2640-2653. <https://doi.org/10.1061/9780784402429.204>
- Katoh, K., Yanagishima, S., 1996. Field Experiment on The Effect of Gravity Drainage System on Beach Stabilization. *25th International Conference on Coastal Engineering*, ASCE, 2654-2665. <https://doi.org/10.1061/9780784402429.205>
- Kraus, N.C., Isobe, M., Igarashi, H., Sasaki, T., Horikawa, K., 1982. Fields Experiments on Longshore Sand Transport in the Surf Zone. *18th International Conference on Coastal Engineering*,

- ASCE, 969-988. <https://doi.org/10.1061/9780872623736.061>
- Lee, W.D., Hur, D.S., 2014a. Development of a 3-D Coupled Hydro-Morphodynamic Model between Numerical Wave Tank and Morphodynamic Model under Wave-Current Interaction. *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, 34(5), 1463-1476. <https://doi.org/10.12652/Ksce.2014.34.5.1463>
- Lee, W.D., Hur, D.S., 2014b. Development of 3-D Hydrodynamical Model for Understanding Numerical Analysis of Density Current Due to Salinity and Temperature and its Verification. *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, 34(3), 859-871. <https://doi.org/10.12652/Ksce.2014.34.3.0859>
- Lilly, D.K., 1992. A Proposed Modification of the Germano Subgrid-Scale Closure Method. *Physics of Fluids*, 4(3), 633-635. <https://doi.org/10.1063/1.858280>
- Nielsen, P., Robert, S., Moller-Christiansen, B., Oliva, P., 2001. Infiltration Effects on Sediment Mobility under Waves. *Coastal Engineering*, 42(2), 105-114. [https://doi.org/10.1016/S0378-3839\(00\)00051-X](https://doi.org/10.1016/S0378-3839(00)00051-X)
- Raffel, M., Willert, C.E., Kompenhans, J., 1998. *Particle Image Velocimetry: A Practical Guide*. Springer Verlag, Berlin.
- Smagorinsky, J., 1963. General Circulation Experiments with the Primitive Equation: I. The Basic Experiment. *Monthly Weather Review*, 91(3), 99-164. [https://doi.org/10.1175/1520-0493\(1963\)091<0099:GCEWTP>2.3.CO;2](https://doi.org/10.1175/1520-0493(1963)091<0099:GCEWTP>2.3.CO;2)
- van Rijn, L.C., 1984a. Sediment Transport, Part I: Bed Load Transport. *Journal of Hydraulic Engineering*, 110(10), 1431-1456. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9429\(1984\)110:10\(1431\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(1984)110:10(1431))
- van Rijn, L.C., 1984b. Sediment Transport, Part II: Suspended Load Transport. *Journal of Hydraulic Engineering*, 110(11), 1613-1641. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9429\(1984\)110:11\(1613\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9429(1984)110:11(1613))

Study of the Construction of a Coastal Disaster Prevention System using Deep Learning

Yeon-Joong Kim^{ID*}, Tae-Woo Kim^{ID*}, Jong-Sung Yoon^{ID*} and Myong-Kyu Kim^{ID**}

^{*}Department of Civil and Urban Engineering Inje University, Gimhae, Korea
^{**}Hydro Technology Institute Co. Ltd., Busan, Korea

딥러닝을 이용한 연안방재 시스템 구축에 관한 연구

김연중^{ID*} · 김태우^{ID*} · 윤종성^{ID*} · 김명규^{ID**}

^{*}인제대학교 토목도시공학부
^{**}(주)HTI Korea R&D Center

KEY WORDS: Disaster prevention system 방재 시스템, Artificial intelligence 인공지능, Deep learning 딥러닝, Big data 빅데이터

ABSTRACT: Numerous deaths and substantial property damage have occurred recently due to frequent disasters of the highest intensity according to the abnormal climate, which is caused by various problems, such as global warming, all over the world. Such large-scale disasters have become an international issue and have made people aware of the disasters so they can implement disaster-prevention measures. Extensive information on disaster prevention actively has been announced publicly to support the natural disaster reduction measures throughout the world. In Japan, diverse developmental studies on disaster prevention systems, which support hazard map development and flood control activity, have been conducted vigorously to estimate external forces according to design frequencies as well as expected maximum frequencies from a variety of areas, such as rivers, coasts, and ports based on broad disaster prevention data obtained from several huge disasters. However, the current reduction measures alone are not sufficiently effective due to the change of the paradigms of the current disasters. Therefore, in order to obtain the synergy effect of reduction measures, a study of the establishment of an integrated system is required to improve the various disaster prevention technologies and the current disaster prevention system. In order to develop a similar typhoon search system and establish a disaster prevention infrastructure, in this study, techniques will be developed that can be used to forecast typhoons before they strike by using artificial intelligence (AI) technology and offer primary disaster prevention information according to the direction of the typhoon. The main function of this model is to predict the most similar typhoon among the existing typhoons by utilizing the major typhoon information, such as course, central pressure, and speed, before the typhoon directly impacts South Korea. This model is equipped with a combination of AI and DNN forecasts of typhoons that change from moment to moment in order to efficiently forecast a current typhoon based on similar typhoons in the past. Thus, the result of a similar typhoon search showed that the quality of prediction was higher with the grid size of one degree rather than two degrees in latitude and longitude.

1. 서 론

최근 세계적으로 지구 온난화 등의 여러 문제로 인한 이상기후에 따른 최대급 강도의 재해가 빈번히 발생되어 수많은 인명 및 재산피해가 발생되고 있다. 이러한 대규모 재해는 국제적인 이슈가 되어 재난에 대한 경각심과 그에 따른 방재대책의 관심도 고조되고 있다. 2018년 8월에 발생한 슈퍼태풍 21호 제비가 일본에 상륙하여 일본 키키 지방을 중심으로 많은 피해가 발생하였다. 직접 영향권인 오사카에서는 관측(9월 4일) 이래 최대

조위가 기록되었고 태풍의 간접 영향권에 있던 북해도에서도 집중강우가 발생되었다. 이후 북해도에서는 강우에 의해 연약해진 지반상태에서 9월 6일 진도 7의 강진이 발생하여 수십명의 인명피해와 사회적 기능이 마비되는 등 복합적인 피해가 발생하였다. 이와 같이 동시 다발적으로 발생하는 자연 재해에 맞서 정부 및 지방자치단체는 방재 기술력 향상에 많은 연구를 진행하고 있지만 현재 발생하는 재해 특성상 예측이 난해해 방재대책 구축에 많은 난항을 겪고 있다.

우리나라와 매우 인접하게 위치하고 있는 일본에서는 특히

Received 4 August 2019, revised 6 November 2019, accepted 14 November 2019

Corresponding author Myoung-kyu Kim: +81-80-3825-9086, k98514007@gmail.com ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-0639-7577>

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KSCDP 2019 in Jeju.

© 2019, 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.

2011년 3월 동일본 대지진 재해와 같은 최대급 규모의 재해가 발생하였고 이후 지속적으로 여러 자연재해가 발생되고 있다. 뿐만 아니라, 향후 30년 이내에 난카이 토라후 지진(대규모 지진)이 발생할 확률을 70%이상으로 예측(예상 피해액 약 2,100조 엔, 일본 토목학회)되고 있어 장기 지속적으로 철저한 준비와 대비를 하고 있다. 하지만 대규모 재해에 대한 발생 자체의 억제와 정확한 예측은 불가능하다. 따라서 산재된 방재 시스템을 방재 목적에 부합되도록 통합 관리하고 이때 불충분한 점은 보완 및 개발을 통해 방재 인프라를 조기에 구축하여 가능한 피해를 최소화하기 위한 노력이 현재의 방재 시스템 구축에 있어 매우 중요하다.

세계적으로 자연재해 저감 대책을 지원하기 위한 많은 방재 정보가 적극적으로 공표되고 있다. 일본의 경우 여러 대규모 재해로부터 얻은 방대한 방재 데이터를 바탕으로 하천, 해안·항만 등 여러 분야에서 계획빈도 뿐 아니라 예상최대빈도에 따른 외력을 산정하여 해저드 맵 구축(Kim et al., 2015) 및 수방활동을 지원하는 다양한 방재 시스템(Sugiura et al., 2015)의 개발 연구도 활발히 진행되고 있다. 하지만 현재 발생하는 재해의 패러다임이 변화하고 있어 현행의 저감 대책만으로 큰 효과를 기대하기가 매우 어려운 상황이다. 따라서 저감대책의 시너지 효과를 얻기 위해서는 현행의 방재 시스템의 개량과 더불어 다방면의 방재 기술력을 향상시켜 통합적인 시스템 구축에 관한 연구가 필요하다.

본 연구에서는 방재 인프라 구축 및 확장을 위한 연구로서 연안방재 시스템 개발을 위해 태풍이 상륙하기 전의 태풍 정보를 이용하여 지금까지 발생된 태풍 중 가장 유사한 태풍을 인공지능(Artificial intelligence, AI)을 이용해 예측하고 태풍이 진행함(상륙)에 따른 주요한 방재정보를 제공하여 수방활동에 필요한 정보 제공 및 피해저감을 목적으로 한다. 또한 선행 연구인 뉴럴 네트워크의 최적화에 검토(Kim et al., 2019)에 따라 연안방재 시스템의 성능 및 신뢰성 향상을 위한 시스템 구축을 검토한다. 모델의 주요한 기능으로는 태풍이 우리나라에 직접적인 영향을 미치기 전, 태풍의 주요 태풍정보인 경로, 중심기압, 이동속도를 이용해 기존에 발생된 태풍 중 가장 유사한 태풍을 예측한다. 이때 과거 발생된 유사 태풍의 효율적인 예측을 위해 인공지능(AI)을 이용하여 심층학습(Deep learning)을 적용한 심층 신경망(Deep neural network, DNN) 기술에 따라 시시각각 변화하는 태풍을 예측하였다. 모델의 구축은 선행 연구에 의해 구축한 알고리즘을 사용하며 격자 크기와 학습 데이터의 선형보간에 따른 민감도 분석을 실시하였다. 그 결과 학습 데이터의 구축에 따라 예측 적중률이 크게 향상되었다.

2. 심층학습(Deep learning)

기계학습(Machine learning)의 알고리즘은 수집된 데이터로부터 법칙성을 찾아내는 방법이며 인공지능의 기술을 기반으로 하고 있다. 그 중에서도 최근 심층학습을 이용한 인공 뉴럴 네트워크(Artificial neural network, ANN)의 발전이 많은 연구자를 통해 여러 분야에서 활용되고 있다. 현재 방재 분야에서는 주로 지역적인 특성을 최대한 반영하여 물리모델을 구축하고 이를

통해 예측 결과를 산출해 방재활동에 중요한 정보로 활용되고 있다. 일본에서는 과거부터 수많은 방재 데이터를 축적하고 있어 기계학습에 있어 많은 장점을 활용해 여러 분야에 걸쳐 연구가 진행 중에 있다. 특히 심층학습을 이용한 하천-수위 예측 수법의 개발(Hitokoto et al., 2016), 심층학습을 이용한 감조하천의 수질변동 예측(Nakatani et al., 2017) 등과 같이 비교적 물리모델을 구축보다는 비교적 용이하게 모델을 구축하여 좋은 결과를 제시하고 있다. 우리나라에서도 여러 분야에서 정도 좋은 데이터가 축적되어 이를 활용해 기계학습에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다.

2.1 심층학습을 이용한 심층 신경망 모델

심층 신경망(DNN)은 입력층(Input layer)과 출력층(Output layer) 사이에 여러 개의 은닉층(Hidden layer)들로 이뤄진 인공 신경망(ANN)이다. 심층 신경망은 일반적인 인공 신경망과 마찬가지로 복잡한 비선형 관계(Non-linear relationship)의 모델링이 가능하다. 일반적으로 은닉층을 2층 이상의 뉴럴 네트워크를 심층학습이라 하며 Fig. 1에 일반적인 뉴럴 네트워크의 구성도를 나타낸다. 본 연구에서는 선행 연구(Kim et al., 2019)를 바탕으로 모델을 구축하였으며 은닉층은 2층으로 심층 신경망(DNN)을 구축하였다.

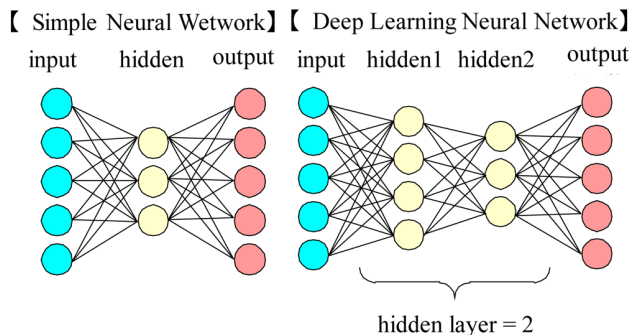


Fig. 1 Structures of neural network

2.2 Neural Network의 학습방법

활성화 함수(Activation function)는 인공지능의 많은 알고리즘에서 다양한 형태로 사용되고 있다. 뉴럴 네트워크는 신경세포의 구조를 모방한 수학적 모델이며 일정한 입력 데이터(Input layer)에 반응하여 적합한 데이터를 출력(Output layer)하는 구조이다. Fig. 2에 뉴럴 네트워크의 은닉층의 구성을 나타냈다.

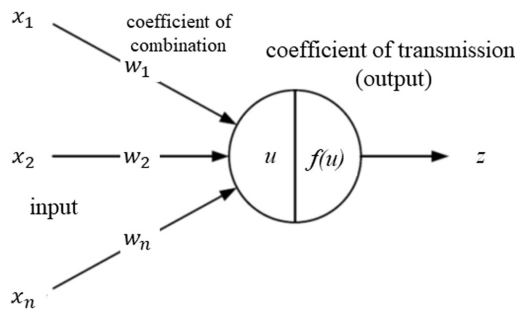


Fig. 2 Neural network diagram of element

$$u = \theta_i + \sum_{i=1}^K w_i x_i \tag{1}$$

$$z = f(u) \tag{2}$$

여기서 X_i 는 입력층, W_i 는 Weight(입력치의 중요성), B 는 Bias(입력치의 총계를 조절하는 파라미터), $f(u)$ 는 활성화 함수(Activation function), Z 는 출력층이다. 신경망에서 사용되는 대표적인 활성화 함수는 시그모이드(Sigmoid)형, 계단함수(Hard limiter), 임계논리(Threshold logic)함수, ReLU(Rectified linear unit) 등이 있으며, 본 연구에서는 격자상에 원활한 태풍경로를 학습시키기 위해 선행 연구에 의해 ReLU(Iteration number=300)의 활성화 함수(식 (3))를 사용하여 모델을 구축하였다.

$$f(u) = \max(0, u) \tag{3}$$

일반적으로 은닉층의 개수가 증가함에 따라 더욱 많은 문제를 해결 할 수 있도록 학습 능력이 향상되는 반면, 학습 데이터의 과적합에 의해 실제 데이터에 대한 오차가 증가하는 현상 과적합(Overfitting)이 발생하여 예측값의 정도가 하락하는 문제점이 발생한다. 따라서 은닉층의 개수에 따른 모델의 평가와 더

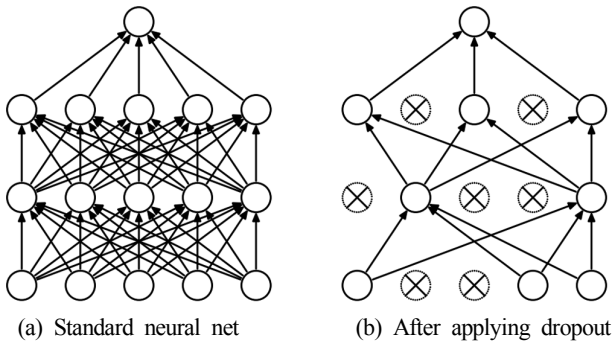


Fig. 3 Dropout neural net model

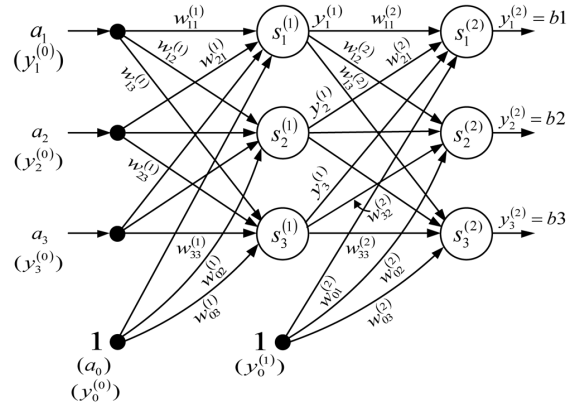


Fig. 4 Feed forward method

불어 심층학습에서 과적합을 감소시키는 방법으로(Fig. 3) 본 연구에서는 Dropout(Srivastava et al., 2014)을 적용한다.

뉴럴 네트워크에 사용되는 주요 학습방법은 Hebbian Learning, Perceptron Rule, Gradient descent 및 오차역전파법(Back propagation) 등이 있다. 본 연구에서는 오차역전파법은 Feed forward 형(Fig. 4) 뉴럴 네트워크의 대표적인 학습방법으로 훈련 데이터가 주어질 때마다 결선투게(Weigh on a synapse)를 미세 수정하는 방법을 적용하였다.

3. 유사태풍 예측 시스템 구축

학습 데이터(Study data)인 태풍의 주요 정보인 이동경로, 중심 기압 및 이동속도에 대한 정보는 National Institute of Informatics (NII, 2019)에서 제공되는 Digital typhoon를 이용하였고 구축한 Mesh 정보를 Fig. 5에 나타내었다. Mesh 데이터의 간격은 위경도 각각 2° 및 1°로 구축하여 연속운동을 하는 태풍의 주요정보를 학습하기 위해 태풍 정보를 1시간 간격 데이터로 선행보간 (Fig. 6) 하였다. Digital typhoon 데이터가 존재하는 태풍(1951~2018)을 대상으로 태풍연구센터(Typhoon Research Center, 2019)에서 조사한

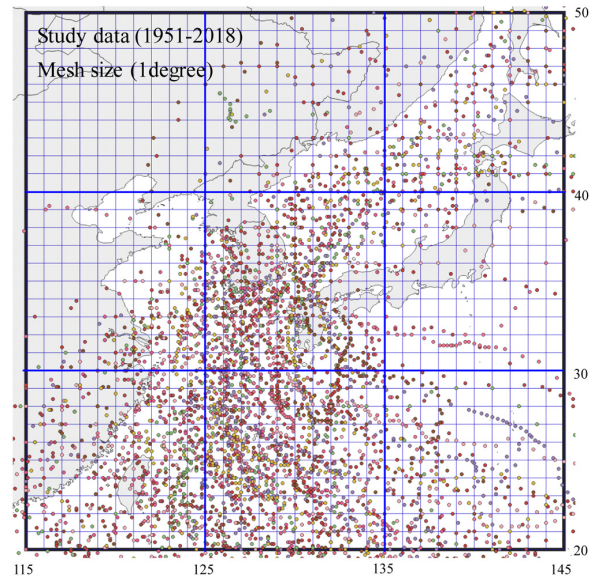
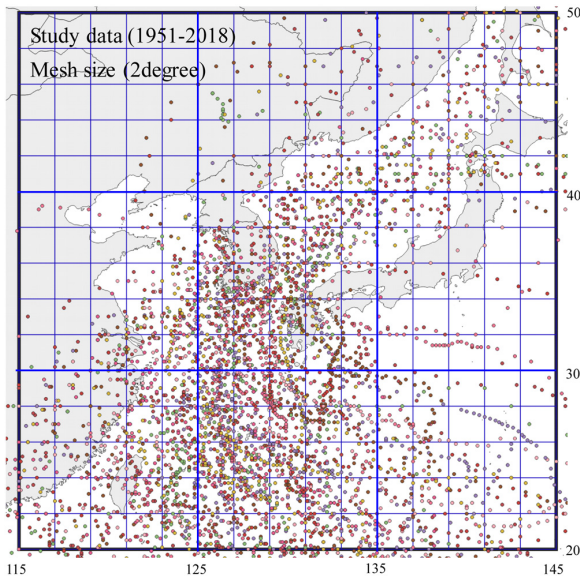


Fig. 5 Boundary condition

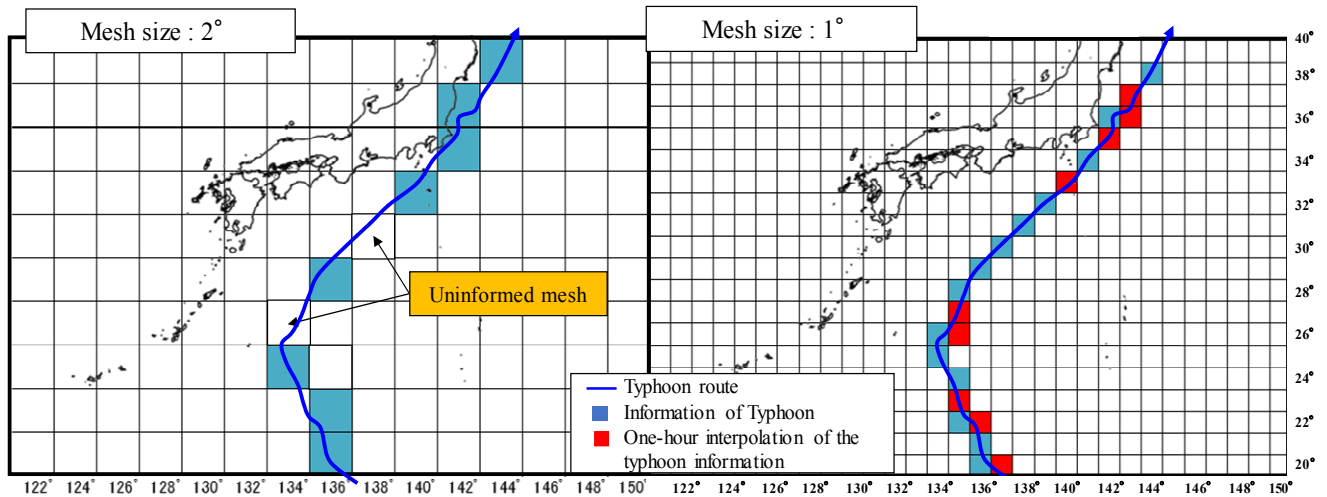


Fig. 6 Mesh segmentation in typhoon information with interpolation

Table 1 Parameters for Neural network

Parameter	Case-I	Case-II	Case-III
Model	Deep neural network (DNN)		
Hidden layer	2 layers	2 layers	2 layers
Activation function	ReLU	ReLU	ReLU
Dropout	○	○	○
Mesh size	2 degree	2 degree	1 degree
Range	latitude 20~50 longitude 115~145		
Input parameter	Route, Pressure, Moving speed		
Interpolation (1 hour)	×	○	○
Input units	675	675	2700
Middle units	1 layer: 675 2 layer: 675	1 layer: 675 2 layer: 675	1 layer: 2700 2 layer: 2700
Output units	214	214	214
Study data	214 (1951 ~ 2017)		
Test data	4 (2018)		

우리나라에 영향을 끼친 태풍 218를 학습 및 Test 데이터를 구축하였고 모델의 구성 및 검증 계산 조건을 Table 1에 표시하였다.

최근 인공지능(AI) 개발에 적합한 많은 프로그래밍 언어(R, Python, JavaScript, C/C++, Matlab 등)가 개발되고 있으며 본 연구에서는 MxNet 프레임워크를 이용해 R의 언어를 이용해 모델을 구축하였다. R의 가장 큰 장점은 방대한 양의 패키지 및 즉시 사용 가능한 테스트 세트가 제공되어 비교적 데이터의 구축, 모델의 학습, 모델의 평가 등 모델의 구축이 용이하다.

학습 데이터의 주요 인자인 태풍의 중심기압, 이동속도에 대해 관계형 데이터베이스의 중복을 최소화하기 식 (4)에 의해 정규화(Normalization)과정을 거쳐 학습데이터를 구축하였다. 이때 태풍의 중심기압은 900(=1.0)~1000(=0.0)hPa의 분포로 설정하였고 이동속도는 0(=0.0)~75(=1.0)m/s의 정규화 분포로 설정하였다. 또한 태풍의 이동 경로는 구축한 격자범위 안에 위치하고

있으면 1.0 이외는 0.0으로 설정하였다.

$$x_{new} = \frac{x - x_{min}}{x_{max} - x_{min}} \quad (4)$$

4. 유사태풍 예측 결과

선행 연구에서의 태풍정보 입력 Mesh의 크기가 위경도 2° (Without interpolation)를 사용하고 있어 비교적 Mesh의 크기에 따라 학습데이터의 중복학습으로 인한 유사태풍 예측의 정확도가 감소되는 문제점을 보완하였다. Mesh 크기를 2°에서 1°크기로 상세하게 구축하였으며, Digital typhoon의 주요 정보는 최대 6시간 간격으로 제공되고 있어 태풍의 이동속도에 따라 태풍정보가 누락되어 태풍의 이동특성을 재현하지 못하는 한계점을 보완하기 위해 최소 1시간 간격의 데이터를 선행적으로 보간하여 학습데이터를 구축하였다. 모델의 검증을 위해 학습 데이터 (Study data)를 1951년~2017년에 발생한 태풍(214개)으로 구축하였고 테스트 태풍은 2018년 발생한 우리나라에 영향이 미친 태풍 4개(07호, 15호, 19호, 25호)를 대상으로 예측 모의를 실시하였다. 모델의 예측 결과는 입력받은 값을 0~1(정규화)사이의 값으로 출력되는 값의 총합이 1이 되는 특성을 가진 Softmax 함수 값으로 유사성을 평가하였고 인공지능을 이용한 예측 모델의 주요한 결과는 다음과 같다.

4.1 학습데이터의 선형보간

Fig. 6과 같이 태풍의 이동속도 및 제공되는 정보의 위치는 Mesh에서 연속적인 태풍의 위치를 표현하지 못하는 단점을 보완하기 위해 최소 1시간 간으로 선형보간 하여 태풍의 연속적인 데이터를 제공하여 모델을 구축한 결과 선형보간을 하지 않은 경우(Case-I)보다 선형보간을 한 경우(Case-II)의 적중률(Rank. 1)이 크게 증가하였다(Table 2). 또한 적중률 1위의 태풍경로의 비교(Fig. 7(a))에서도 격자를 선형보간 경우가 사람의 눈으로 판단했을 경우와 같이 보다 유사한 태풍이 예측되었고 Case-I과 Case-II의 결과에서는 Test 태풍 3개(07호, 15호, 19호)의 예측 순

위 1위가 동일한 태풍으로 예측되었지만 적중률 값(Softmax)이 크게 증가함에 따라 예측 결과의 신뢰성을 확인하였다. 따라서 이 결과로부터 학습데이터의 선형보간에 따른 예측 성능의 향상과 더불어 인공지능을 통한 예측에 있어 학습데이터 질과 양에 크게 의존하며 양질의 학습데이터 구축이 매우 중요한 것으로 판단된다.

4.2 Mesh 크기에 따른 감도분석

운동하는 태풍의 이동 특성을 반영하기 위한 학습 데이터의 구축을 위해 Mesh 2°(Case-II)에서 1°(Case-III)로 보다 상세하게 모델의 격자정보를 구축하였으며 Mesh 크기의 축소와 함께 ‘4.1 학습데이터의 선형보간’의 결과에 따라 태풍의 정보를 선형보간하여 학습데이터를 구축하였다. 그 결과 격자수의 증가(4배)로 인해 적중률은 비록 미세하게 감소하였지만 Fig. 7(b)의 결과

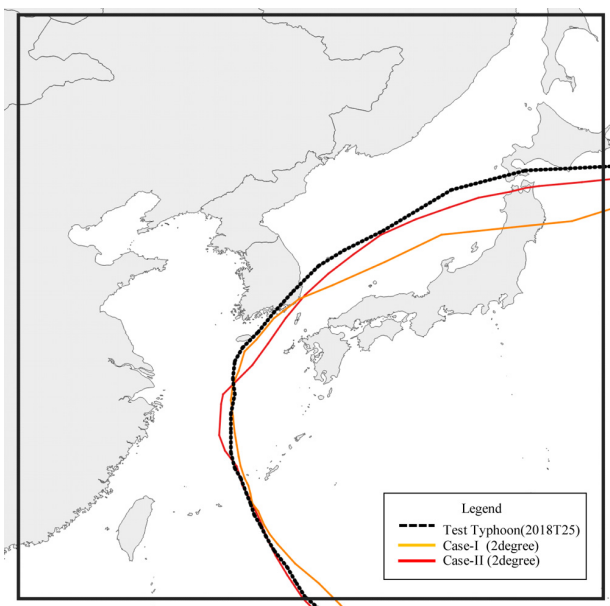
와 같이 태풍의 이동경로에 대해서는 1°(Case-III)의 경우가 보다 유사한 태풍을 예측되었다. 대체로 우리나라에 영향을 미치는 태풍의 경로는 제주도를 포함해서 남해에서 동해(독도)로 이동하는 태풍의 경로가 다수이므로 서로 중첩되는 태풍의 경로가 지배적이다. 따라서 태풍의 경로를 예측하기 위해서는 각각의 태풍정보가 중첩되는 것을 방지하기 위해 Mesh의 크기는 2°보다 1°의 경우가 적절한 것으로 판단된다.

4.3 방재 시스템(Disaster prevention system)

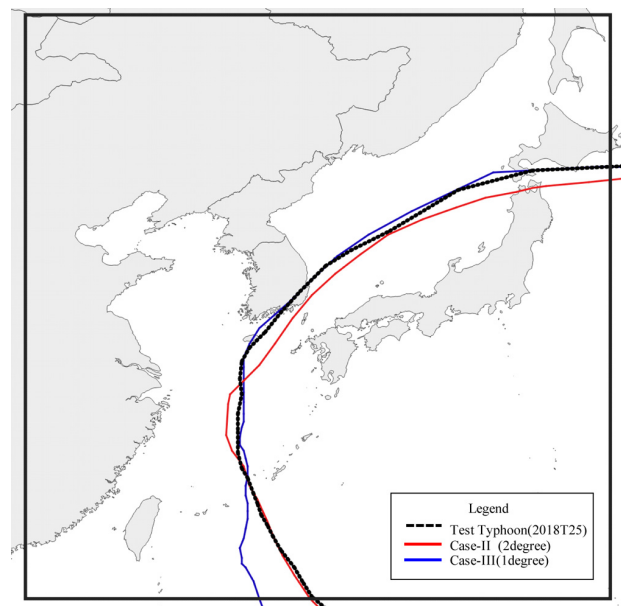
방재 시스템으로 활용하기 위해 구축한 모델을 이용하여 2017년에 발생한 태풍 21호 ‘Lan’(2017T21)을 대상으로 육지에 상륙 1, 2일전의 태풍 조건으로 각각의 유사태풍을 실시하였고 각각의 유사태풍 예측 결과 순위 1위를 Fig. 8에 나타내었다. 태풍이 육지로 점차 근접함에 따라 시시각각 변화하는 태풍 정보

Table 2 Results of prediction model

No.	Typhoon (Test)	Typhoon (Prediction) / Rank.					Value of softmax					Σ
		1	2	3	4	5	1	2	3	4	5	
Case-I	2018T07	197408	199109	199113	200613	199905	0.516	0.404	0.025	0.019	0.010	0.974
	2018T15	200610	196804	199211	197209	199407	0.662	0.110	0.046	0.043	0.042	0.902
	2018T19	198508	200215	201207	200603	197006	0.740	0.141	0.025	0.024	0.021	0.952
	2018T25	201618	200415	197408	198410	199711	0.330	0.320	0.172	0.124	0.023	0.969
Case-II	2018T07	197408	198410	196715	199905	198118	0.886	0.023	0.017	0.016	0.014	0.956
	2018T15	200610	196804	199211	195204	197209	0.737	0.128	0.036	0.014	0.014	0.929
	2018T19	198508	197119	196617	200603	197006	0.948	0.015	0.014	0.006	0.005	0.988
	2018T25	200415	199711	198410	197408	198118	0.542	0.373	0.052	0.008	0.006	0.981
Case-III	2018T07	197408	198410	195204	199109	196715	0.813	0.061	0.042	0.023	0.007	0.946
	2018T15	200610	197209	199211	199407	196804	0.490	0.147	0.135	0.050	0.028	0.850
	2018T19	198508	197119	196617	195209	196104	0.415	0.409	0.054	0.023	0.014	0.915
	2018T25	199711	200415	198410	197408	198118	0.548	0.373	0.038	0.014	0.007	0.981



(a) Result by Interpolation



(b) Result by mesh size

Fig. 7 Results of similar typhoon for Kong-rey (2018T25)

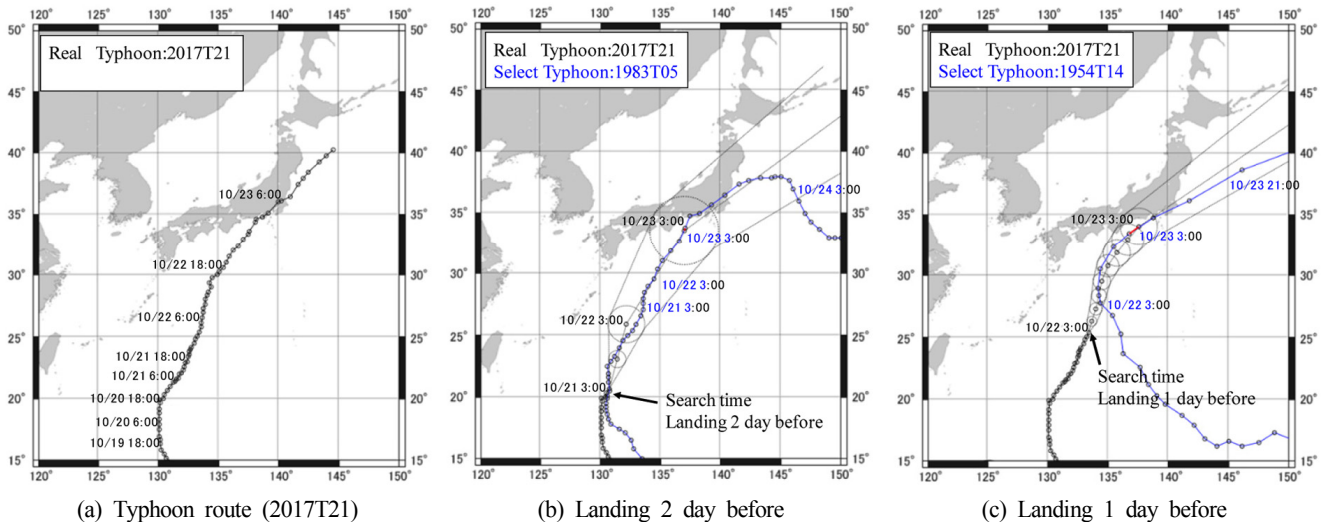


Fig. 8 Results of research typhoon due to search time

를 바탕으로 예측되는 태풍 또한 변화하는 것으로 나타났다. 이 결과로부터 태풍이 점차 근접함에 따라 수방체제로 접어드는 시기와 함께 유사태풍 예측 시스템의 결과로부터 얻어진 예측 태풍의 방재정보(예측된 유사 태풍에 의해 발생한 재해규모, 피해범위, 주요 하천수위 등)를 미리 파악하여 피해 경감을 위한 주요한 방재 지원 시스템으로 활용이 가능한 것으로 나타났다.

5. 결 론

본 연구에서는 최대급 규모에 대한 피해저감을 위한 비구조적 대책으로 연안방재 시스템 구축을 위한 모델의 재현정도 향상 및 방재 시스템으로서의 활용가치 및 적용성을 평가하였다. 새롭게 구축한 모델의 기능을 유사태풍 검색에 초점을 맞춰 평가한 결과, 검색 재현성이 크게 향상되었고 방재 시스템으로서의 활용 가치를 확인하였다. 본 연구의 주요한 연구 결과는 다음과 같다.

(1) 입력되는 태풍의 주요정보(Digital typhoon)를 최소 1시간 간격으로 선형적인 형태로 보간하고 태풍정보의 학습에 있어 중첩을 피하기 위해 격자 크기를 1°로 구축하였다. 그 결과 학습데이터의 선형보간으로 예측 적중률이 크게 향상되었고 격자 크기를 2°의 학습데이터 보다 1°의 경우가 보다 유사한 태풍을 예측되는 것으로 나타났다.

(2) 여러 방재 시스템과의 적용을 위해 구축한 모델을 이용해 실시간의 태풍정보(기상청 예측정보)를 이용하여 유사태풍을 예측하고 실제 발생한 태풍이 육지에 상륙하기 전에 예측된 과거 태풍의 방재 정보(피해강도, 재해범위, 하천 수위 등의)를 미리 파악하여 수방체제로 접어드는 시기와 함께 중요한 방재 정보를 제공함으로써 방재 지원 시스템으로서의 활용 가치를 확인하였다.

(3) 인공지능을 이용한 예측 분야에 있어 학습되는 데이터의 양과 질에 따라 그 예측 결과가 상이한 것으로 나타났으며 이는 양질의 학습데이터 구축이 매우 중요한 것으로 판단된다.

향후의 연구로서 자연재해 저감대책을 지원하는 유사 태풍 검색 시스템을 바탕으로 과거에 발생한 태풍이 동반한 강우사

상에 의해 발생된 검토대상지역의 주요하천 수위를 산정하여 하천수위 정보를 제공함으로써 수방활동에 있어 보다 활용 가치를 높이는 방재 지원 시스템의 구축과 함께 기상이변으로 인한 국지성 강우를 예측하기 위해 Japan Meteorological Agency (2019)에서 제공하는 GPV(Grid point value) 데이터를 이용해 강우-기압, 즉 태풍의 중심기압과 강우와의 연관성과 해수면 온도와 태풍이동경로 등과 같은 주요한 학습 데이터를 구축하여 유사태풍의 예측과 더불어 강우 사상이 포함된 통합적인 방재 시스템 구축과 관련된 연구를 수행할 것이다.

후 기

본 연구는 2017년 한국연구재단의 이공분야기초연구사업(NRF-2017R1D1A3B03033090) 및 2018년 해양수산부(과제번호 20180404) 재원으로 해양수산과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- National Institute of Informatics (NII), 2019. Digital Typhoon. [Online] Available at: <<http://agora.ex.nii.ac.jp/digital-typhoon/>> [Accessed June 2019].
- Japan Meteorological Agency (JMA), 2019. Numerical Weather Prediction Activities Service System. [Online] Available at: <<http://www.jma.go.jp/jma/en/Activities/nwp.html>> [Accessed June 2019].
- Kim, Y-J., Tanaka, K., Nakashima, H., Nakakita, E., 2015. Debris Flow Prevention Countermeasures with Urban Inundation in a Multihazard-Environment. *International Journal of Erosion Control Engineering*, 9(2), 58-67. <https://doi.org/10.13101/ijece.9.58>
- Kim, Y-J., Kim, T-W., Yoon, J-S., Kim, I-H., 2019. Study on Prediction of Similar Typhoons through Neural Network Optimization. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 33(5), 427-434. <https://doi.org/10.26748/KSOE.2019.065>

- Srivastava, N., Hinton, G., Krizhevsky, A., Sutskever, I., Salakhutdinov, R., 2014. Dropout: A Simple Way to Prevent Neural Networks from Overfitting. *Journal of Machine Learning Research*, 15, 1929-1958.
- Sugiura, M., Tsujikura, H., Tanaka, K., 2015. Interpretation on the Temporal Change of Parameters in the Flood Prediction Model based on the Reserve Function Method. *Japan Society of Civil Engineers*, 71(4), I_307-I_312. https://doi.org/10.2208/jscejhe.71.I_307
- Hitokoto, M., Sakuraba, M., and Sei, Y., 2016. Development of the Real-Time River Stage Prediction Method using Deep Learning. *Journal of Japan Society of Civil Engineers, Ser. B1 (Hydraulic Engineering)*, 72(4), I_187-I_192. https://doi.org/10.2208/jscejhe.72.I_187
- Nakatani, Y., Ishizaki, M., Nishida, S., 2017. Estimation of Water Quality Variation in a Tidal River by Applying Deep Learning Models. *Journal of Japan Society of Civil Engineers, Ser. B1 (Hydraulic Engineering)*, 73(4), I_1141-I_1146. https://doi.org/10.2208/jscejhe.73.I_1141
- Typhoon Research center, 2019. Typhoon Information. [Online] Available at: <<http://www.typhoon.or.kr/>> [Accessed May. 2019].

Permeable Coastal Pavement Structure for Shore Protection and Removal of Non-point Source Pollutants

Yun-Shik Choi^{ID*}, Jong-Yeong Kim^{ID*}, Sangsoo Han^{ID**} and Soonchul Kwon^{ID*}

^{*}Department of Civil and Environmental Engineering, Pusan National University, Busan, Korea

^{**}SamhanCI Corp., Busan, Korea

연안재해 방지 및 비점오염원 유출저감을 위한 투수블록의 특성 연구

최윤식^{ID*} · 김종영^{ID*} · 한상수^{ID**} · 권순철^{ID*}

^{*}부산대학교 사회환경시스템공학과

^{**}(주)삼한CI

KEY WORDS: Stormwater runoff 우수 유출, Non-point source pollutants 비점오염원, Permeable block 투수블록, Permeability area ratio 투수 면적비, Permeability coefficient 투수계수, TSS removal efficiency TSS 제거효율

ABSTRACT: Due to climate change, coastal areas are being flooded with torrential rain, typhoons, and tsunamis. In addition, non-point source pollutants (NPSs) that accumulated on the ground, streets, and buildings during the dry season are washed off by rain and stormwater runoff, which adds to the damage associated with environmental pollution, e.g., pollution that makes its way into the ocean. Recently, low impact development (LID) has been considered as a means of controlling water circulation and NPSs. In the coastal area, permeable blocks have been constructed mainly to reduce the flood damage caused by waves. Some important design factors that must be considered to ensure long-term performance are the permeability coefficient, clogging, and the efficiency of the removal of total suspended solids (TSS), but currently there are no standardized design criteria or testing techniques that are used worldwide. Herein, we analyzed the permeability coefficient and the TSS removal efficiency tendency according to the permeability area ratio with an easily-detachable, permeable block filled with calcinated yellow soils as the filter media. Our lab-scale tests indicated that, when the permeability area ratio was 25%, the reduction of the permeability coefficient after clogged was 11%, which was a significant decrease compared to other cases. Permeability persistence increased when the permeability area ratio increased from 50% to 75%. The TSS removal efficiency decreased as the permeability area ratio increased. Our pilot-scale test indicated that the TSS removal efficiency was more than 80% higher in all cases. We also found that the permeability persistence was excellent as the permeability area ratio increased, and, in actual construction, it is effective to set 5.3% of the total area as permeable area in terms of permeability and economic feasibility.

1. 서 론

우리나라는 급격히 진행된 도시화와 산업화로 인한 불투수 면적의 증가와 더불어 기후변화에 따른 집중호우로 인해 우수유출량이 증가하고 있다(Hong, 2006). 특히, 해안 지역에서는 태풍, 쓰나미, 해수면 상승 등의 재해가 빈번하게 일어나고 있다(Kim et al., 2019). 앞서 언급한 재해로 인해 침수피해를 입고 있어 이러한 재해의 피해를 줄이기 위한 대책이 시급하다(Kim et al., 2007). 또한, 오랜 무강우 기간에 축적된 표면의 토사나 분진, 중금속 등의 비점오염 물질은 태풍 내습 시 강우유출수에 의해 씻겨 내려 하구로 유입되어, 해안의 수질오염과 생태계 교란 등의 환경오염피해를 가중시

킨다(Kim and Kang, 2004). 시화호의 경우, 강우유출수로 인해, 막대한 양의 비점오염물질이 유출되어 수질을 악화시키고 있다(Ra et al., 2011).

이에 대해 기존의 불투수성 포장도로를 우수의 침투를 허용하는 투수성 포장으로 대체하여 물 순환을 확보하고 비점오염물질을 제어하는 저영향개발(Low impact development, LID) 연구가 전세계적으로 진행되고 있다(Dietz, 2007). 그 중, 유공포장, 투수블록과 같은 다공성 제품들의 개발이 활발하게 진행되고 있다. 우리나라는 환경부(Ministry of Environment)(ME, 2016)에서 ‘비점오염저감 시설의 설치 및 관리·운영 매뉴얼(이하 ‘매뉴얼’)’을 발간하여, 자연형 시설과 저영향개발기법 시설, 장치형 시설로 구분해 각 시

Received 1 November 2019, revised 17 November 2019, accepted 27 November 2019

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

© 2019, 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.

설의 설치 및 관리, 운영 기준에 대한 세부적인 기준을 제시하고 있다. 서울특별시에서는 ‘투수블록 포장 설계, 시공 및 유지관리 기준(Ver. 2.0)’을 시행하고, 그에 따라 투수포장체의 성능을 평가하고 있다(Seoul Metropolitan Government, 2013).

투수블록은 Fig. 1과 같이, 우수의 투수가 가능한 블록으로, 블록 공극을 통해 우수의 침투 및 저류를 유도하여 유출을 저감시키고, 미세한 오염물질을 제거하는 등의 친환경적인 효과를 가지고 있어 물순환 및 수생태계를 도시개발 전 상태로 개선할 수 있다(Brattebo and Booth, 2003). 더욱이, 해안지역의 경우, 도심지와는 다르게 월파로 인한 직접유출과 홍수 피해를 줄일 수 있다는 장점이 있어 유용하게 사용된다(Dickson et al., 2011). 특히, 부산시 해운대구 지역과 같은 연안도시지역의 경우, 월파량을 고려하였을 때의 침수면적이 일반적인 도시침수에 비해 16.4%가 증가하여, 월파량을 고려한 배수설계가 반드시 요구된다(Song et al., 2017). 하지만, 시공 후 우수유출수의 오염물질이나 분진과 같은 미세입자가 투수블록 공극으로 유입됨에 따라 공극이 급속도로 폐색되는 현상이 발생하여 투수 성능을 정상적으로 발휘하지 못하는 경우가 발생하고 있다(Pezzaniti et al., 2009). 투수블록 공극의 폐색으로 인한 투수 성능의 상실에 대한 선행 시공 사례로는 서울특별시 보고서가 있으며, 투수블록 시공 후 6개월 후의 투수 성능을 비교한 결과, 공극이 막혀 투수 성능이 상실되었다고 발표한 바 있다(Seoul Metropolitan Government, 2010). 투수블록의 투수계수와 폐색현상은 장기적인 공용 성능을 보장할 수 있는 중요한 설계 인자이지만, 현재 국내외에서 표준화된 설계 기준과 시험 기법이 없는 실정이다.

더욱이, 투수성포장의 설치 면적에 대해서는, Koo et al.(2013)이 Storm water management model(SWMM)을 이용하여 투수성포장 설치 면적을 1%에서 15%까지 증가함에 따른 유출저감 효과를 분석한 바 있다. 반면에, 투수블록을 시공함에 있어 투수블록의 설치 면적에 따른 유출저감 효과나 비점오염 제거 효과

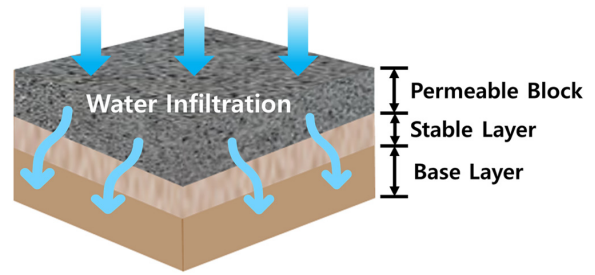


Fig. 1 Conceptual diagram of Permeable block

에 대한 실험적 연구나 실증자료는 부족한 상황이다.

본 연구의 목표는 연안재해 방지 및 해안가 비점오염원 유출 저감을 위해 탈부착과 분리가 용이한 투수블록에 소성황토를 여재로서 채워 전체 면적 대비 설치 면적에 따른 투수지속성과 비점오염원의 제거효율을 분석하여, 시공 시의 우수유출 저감 효율과 비용 경제성을 고려한 투수블록 설치의 최적의 비를 찾는 데 있다. Lab-scale 실험에서는 투수 면적비에 따른 투수계수와 Total suspended solid(TSS) 제거효율의 경향성을 분석하였고, Pilot-scale 실험에서는 실제 시공 시에 적절한 전체 면적 대비 투수블록의 설치 면적을 찾고자 투수 면적비에 따른 투수지속성 및 TSS 제거효율을 분석하였다.

2. 연구 방법

2.1 Lab-scale 실험 방법

Lab-scale에서 투수계수 및 TSS 제거효율을 관찰할 수 있는 정수위 투수계수 시험장비가 Fig. 2와 Fig. 3에 나타나 있다. 그림과 같이, 본 장비는 물과 오염물의 교반 및 시험체에 혼합수의 공급을 위한 교반기(Agitator system), 시료를 장착하고 정수두를 유지시켜 투수계수를 측정할 수 있도록 하는 시험체, 그리

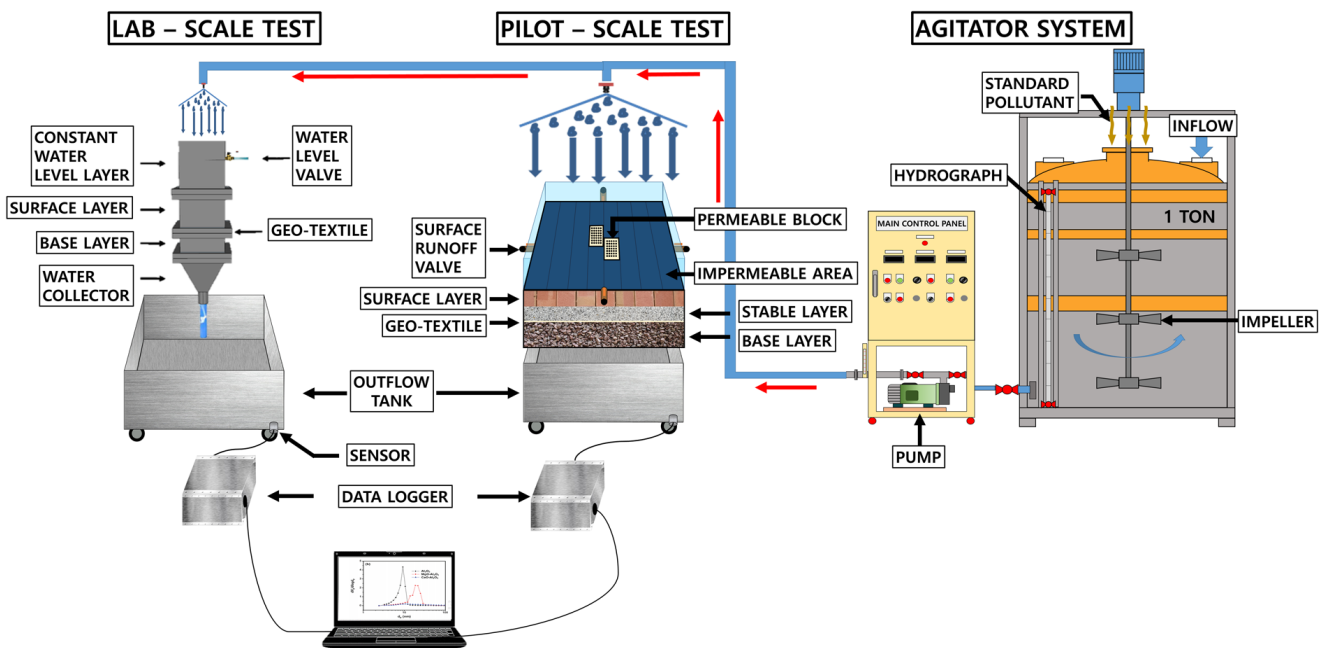


Fig. 2 Schematic diagram of Lab-scale and Pilot-scale experiment set-up



(a) Test-bed (20 cm × 20 cm)



(b) Agitator system (One ton capacity)

Fig. 3 Equipment of Lab-scale experiment

Table 1 Experimental conditions in Lab-scale

Parameter	Permeable area ratio [%]	Hydraulic gradient (<i>i</i>)	TSS size [μm]	TSS average concentration [mg/L]	Operation time [min]	Sampling time [min]
$R_L 25$	25	1.5	Particle 1 - D_{50} : 35	300	60	10
$R_L 50$	50					
$R_L 75$	75		Particle 2 - D_{50} : 130			
$R_L 100$	100					

고 시험체를 통과한 물의 시간 당 유량을 측정하기 위한 유량 탱크(Outflow tank)로 구성된다.

교반기는 최대 350rpm의 회전속도로 최대 1t의 물과 오염물을 교반할 수 있도록 설계하였다. 고형물 부하 실험에서 사용할 오염물에 가장 적합한 회전 속도를 결정하기 위하여 교반기의 신뢰성을 검토하였다. 교반기의 회전속도를 변수로 두어 수행하였고, 교반기의 회전속도를 300rpm으로 설정하였을 때 혼합수의 목표 농도와 실제 농도가 가장 근접함을 확인하여, 본 실험은 300rpm으로 진행하였다.

교반기에 들어갈 고형물은 ‘매뉴얼’의 입자 입경 $63\mu\text{m}$ 이하 70~80% 및 $63\sim 200\mu\text{m}$ 20~30%의 구성비 조건을 따라 규사의 평균입경(D_{50})이 $35\mu\text{m}$ 인 ‘Particle 1(이하 ‘P1’)’과 규사의 평균입경(D_{50})이 $130\mu\text{m}$ 인 ‘Particle 2(이하 ‘P2’)’시료를 8:2의 비율로 혼합하여 사용하였다(Fig. 4). 시료의 입도분석은 Sympatec GmbH

사의 QICPIC 입도분석기(PSA, Particle size Analyser) 장비로 유동영상분석법을 사용하여 분석하였다. 교반기에 들어갈 ‘P1’과 ‘P2’의 유입농도는 ‘매뉴얼’의 여과형 시설의 실험방법에 근거하여 300ppm(mg/L)의 농도로 투입하여 교반하였다.

교반기에서 유출된 혼합수는 정수위 투수계수 시험체로 공급된다. 본 연구에서는 시험체의 표층과 기층의 투수성이 높고, 사질토로 이루어져 있어, 정수위 투수시험법을 적용하였다. 시험체는 20cm×20cm 정사각형 단면의 4개 층을 결합하여 제작하였다. 4개의 층은 정수두를 유지하기 위한 높이 20cm의 정수두층부(Constant water level layer), 높이 20cm의 표층부(Surface layer), 높이 15cm의 기층부(Base layer), 시험체를 통과한 혼합수를 모아 배출시키는 집수부(Water collector)로 구성된다. 투수계수 시험장비의 성능 검증에 대해서 Kim et al.(2019)이 동수경사에 따른 정수위 투수계수를 산정한 결과, 선형 추세선의

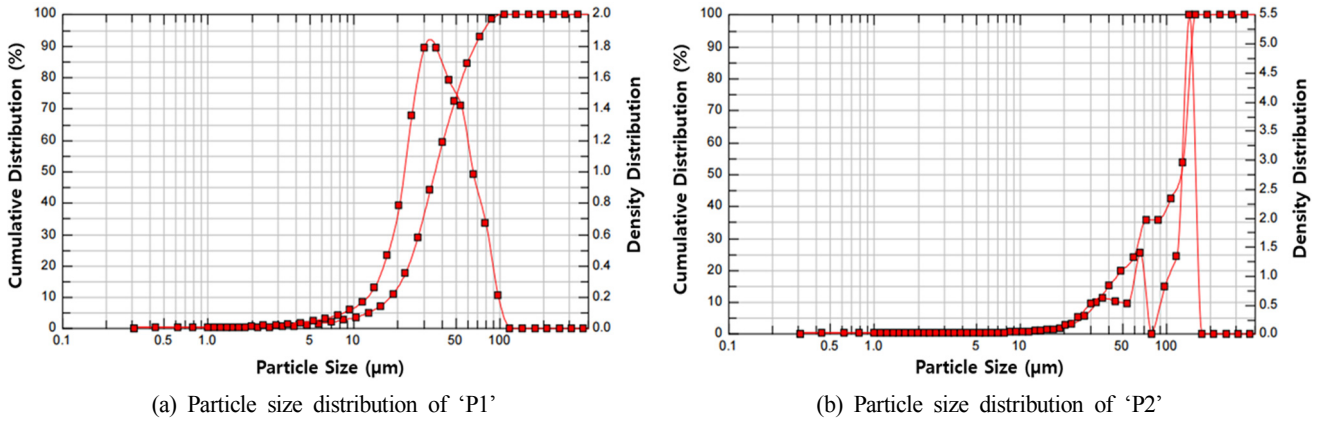


Fig. 4 Particle size distribution of TSS

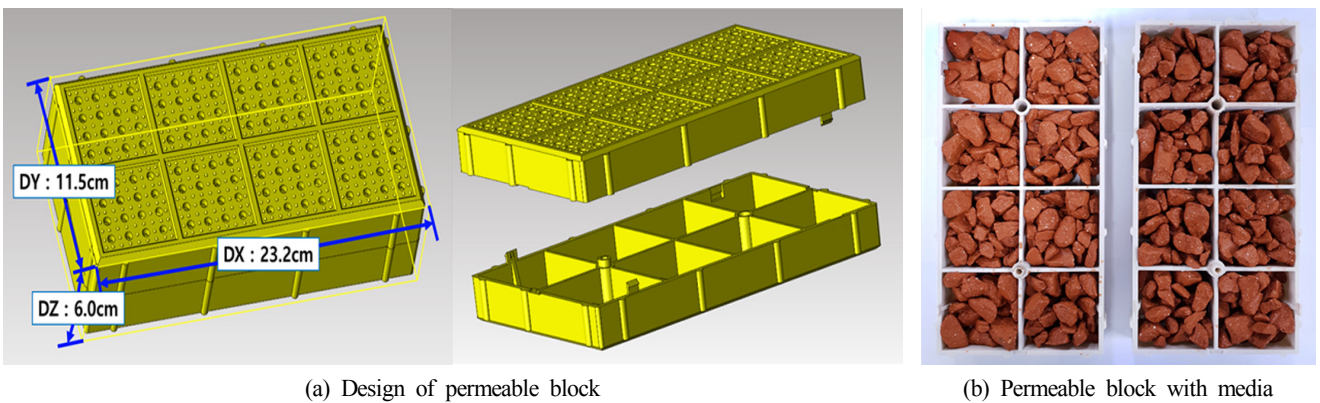


Fig. 5 Scheme and picture of the permeable block system

$R^2 = 0.98$ 의 높은 상관관계를 검증한 바 있다. 표층부에는 보도용 투수 블록포장 설계 규정에 따라 높이 6cm의 투수블록 및 보도블록을 설치하였다(Seoul Metropolitan Government, 2013). 투수블록은 Fig. 5와 같이 분리와 탈부착이 용이하도록 제작하였다. 보도용 투수 블록포장 설계 규정에 따라 높이 6.0cm로 제작하고, 일반 보도블록과 동일하게 가로 23.2cm, 세로 11.5cm로 제작하였다.

투수 면적비의 영향을 살펴보기 위해, 전체면적 대비 투수블록 설치 면적을 25%, 50%, 75%, 100%로 나누어 case에 따른 경향을 살펴보았고, 투수 면적비는 식 (1)을 따라 산정하였다(Fig. 6).

$$R_L = \frac{P_A}{E_A} \times 100 \tag{1}$$

R_L : Lab-scale test의 투수 면적비 [%]
 P_A : 투수블록 설치 단면적 [m^2]
 E_A : Test-bed 단면적 [m^2]

Fe_2O_3 , MnO 는 중금속 흡착능력이 뛰어나 비점오염원 흡착제로써 적절하다(Cho et al., 2004). 이러한 선행 연구를 참고하여, 여재로서 소성황토블록의 파편을 선정하였으며, 여재의 화학성분 함량은 Fe_2O_3 75.7%, MnO 1.29% 등으로 구성되어있다(Lee et al., 2017). 또한, 여재의 입도분포는 오염원 저감 효율에 있어

중요한 설계인자이다(Jung et al., 2018). Fig. 7은 여재의 입도분포를 나타낸다. 소성황토 여재의 D_{50} 은 11.58mm이고, 60.8%의 공극률을 가진다. 투수블록에서 공극의 크기는 오염원 저감 효율에 있어 중요하며, 공극률이 클수록 고형물을 많이 포획할 수 있고, 선속도의 감소가 적어 폐색이 되기까지 오래 걸려 투수지속성이 크다.

투수성능은 동수경사(i)를 1.5로 설정하여 정수두 상태에서 정수위 투수계수를 산출하였다. 무부하 상태와 고형물 부하 상태에서 모두 60분간 실험을 진행하였고, 순간유출유량을 측정하여, 투수계수(k)를 식 (2)를 이용하여 산정하였다.

$$k = \frac{Q}{A \times t \times i} \tag{2}$$

Q : 유출유량 [m^3/min]
 A : Test-bed 단면적 [m^2]
 t : 시간 [min]
 i : 동수경사

투수 면적비에 따른 TSS의 제거효율을 평가하기 위해, 고형물 부하실험 시, 10분 간격으로 유입수와 유출수의 샘플을 채수하였고, 수질오염 공정실험기준(ME, 2017)에 따라 부유물질의 농도를 분석하였다. TSS 제거효율(ΔC)은 식 (3)과 같이 계산하였다.

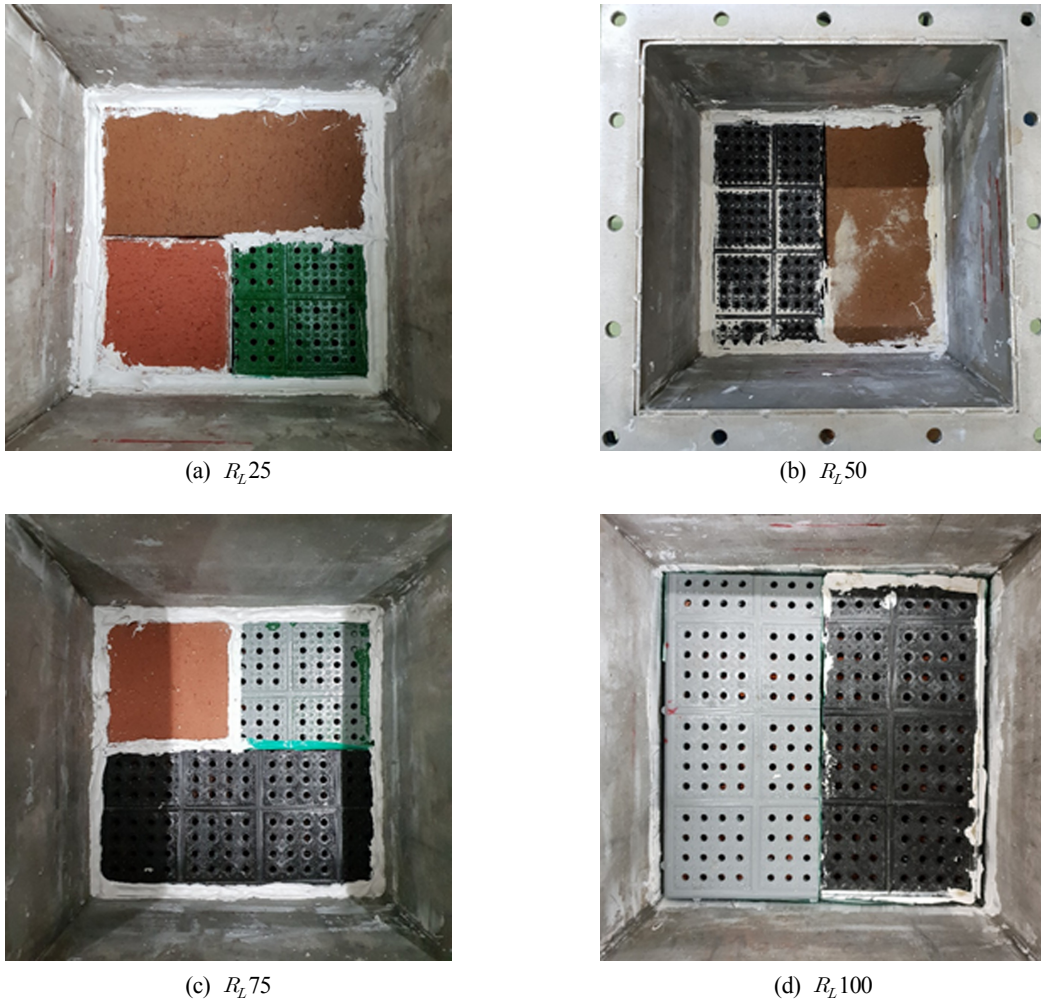
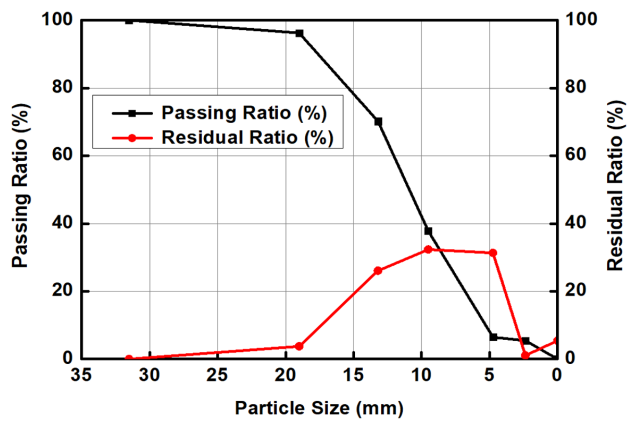


Fig. 6 Experiment set-up according to permeability area ratio cases in Lab-scale. Note that R_L25 is Permeable area ratio of 25% over surface area, R_L50 50 %, R_L75 75 %, and R_L100 100 %.



(a) Calcinated yellow soil



(b) Particle size distribution of media

Fig. 7 Picture and particle size distribution of media

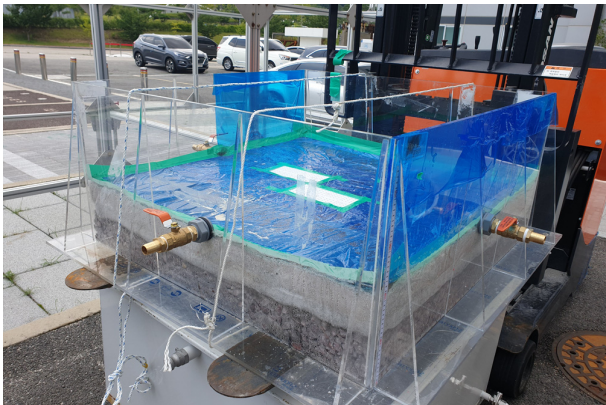
$$\Delta C = \frac{(C_{in} - C_{eff})}{C_{in}} \times 100$$

C_{in} : 유입 오염물 농도 [mg/L]

C_{eff} : 유출 오염물 농도 [mg/L]

(3) 2.2 Pilot-scale 실험 방법

Lab-scale 실험 평가에서는 비교적 작은 면적에서의 투수 면적비를 고려한 평가였다면, Pilot-scale 실험 평가에서는 실제 시공 시에 적절한 투수 면적비를 산정하였다. 따라서, Table 2와 같이 대면적에서의 투수 면적비에 따른 투수성능 및 TSS 제거



(a) Test-bed (1 m × 1 m)



(b) Pilot-scale test appearance

Fig. 8 Equipment of Pilot-scale experiment

Table 2 Experimental conditions in Pilot-scale test

Parameter	Permeable area ratio [%]	Linear velocity [m/h]	TSS size [μm]	TSS average concentration [mg/L]	Operation time [min]	Sampling time [min]
$R_p2.7$	2.7	20	Particle 1 - D_{50} : 35	300	60	10
$R_p4.0$	4.0		Particle 2 - D_{50} : 130			
$R_p5.3$	5.3					

효율을 파악하기 위해, 식 (4)를 따라 투수 면적비를 산정하여, 전체 면적에서 2.7%, 4.0%, 5.3%의 면적에 투수블록을 각각 설치한 3개의 Case를 실험하였다(Fig. 9). 투수성은 모든 Case 동일한 유량을 유입시켜, 투수 면적비에 따른 유출유량의 차이를 분석하였다.

$$R_p = \frac{P_A}{E_A} \times 100 \quad (4)$$

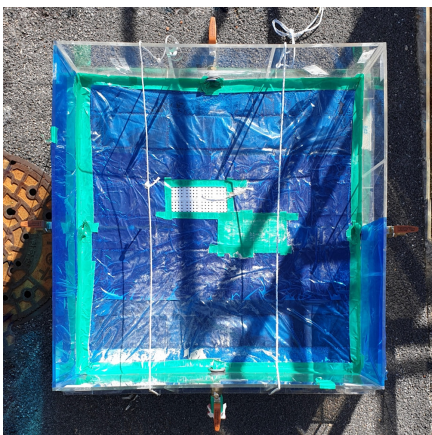
R_p : Pilot-scale test의 투수 면적비 [%]

P_A : 투수블록 설치 단면적 [m²]

E_A : Test-bed 단면적 [m²]

Pilot-scale에서 대면적에서의 투수 면적비에 따른 투수성능 및 TSS 제거효율을 관찰할 수 있는 시스템이 Fig. 2와 Fig. 8에 나타났다. Lab-scale과 같이, 본 시스템은 교반기와 유량탱크가 있으며, ‘투수블록 포장 설계, 시공 및 유지관리 기준(Ver. 2.0)’ (Seoul Metropolitan Government, 2017)에 따라 1m×1m 면적의 정사각형 단면의 Test-bed를 제작하여 설치하였다. 교반기와 교반기에 들어갈 오염물은 Lab-scale과 동일하게 사용하였다.

시험체는 ‘투수블록 포장 설계, 시공 및 유지관리 기준(Ver. 2.0)’을 따라 표층(Surface layer)부터 6cm 높이의 투수블록 (Permeable block) 및 보도블록을 설치하였고, 받침안정층(Stable layer)은 3cm 높이의 규사를 다짐하여 설치하였다. 투수기층 (Base layer)은 균등계수 10 이상, 곡률계수 1~4 범위의 골재를



(a) $R_p2.7$



(b) $R_p4.0$



(c) $R_p5.3$

Fig. 9 Experiment set-up according to permeability area ratio cases in pilot-scale. Note that $R_p2.7$ is Permeable area ratio of 2.7 % over surface area, $R_p4.0$ 4.0 %, and $R_p5.3$ 5.3 %.

15cm 높이로 설치하였다. 받침안정층과 투수기층의 경계를 유지하기 위하여 층 사이에 토목 섬유(Geo-textile)를 배치하였다. 실험의 목적인 투수 면적비의 영향을 분석하기 위해 투수블록을 각각의 Case에 따라 설치하고, 그 외의 면적은 불투수지역(Impermeable area)으로 설정하여 실험을 진행하였다.

무부하 시험은 약 20m/h의 선속도로 청수를 60분 동안 공급하였고, 유출유량을 측정하였다. 고형물 부하 실험에서 사용된 유입수는 ‘매뉴얼’의 고형물의 입도 분포 특성을 고려하여 Lab-scale과 같이 ‘P1’과 ‘P2’시료를 8:2의 구성 비율을 갖도록 혼합하여 300ppm(mg/L)의 유입농도로 Test-bed에 약 20m/h의 선속도로 공급하였다. 순간 유출유량은 0.1667s 간격으로 측정하여 실험이 진행됨에 따라 나타나는 유출유량을 파악하였다. TSS 제거효율을 평가하기 위해, Lab-scale 실험과 동일하게 10분 간격으로 유입수와 유출수의 샘플을 채수하여 부유물질 농도를 측정하였다.

3. 연구 결과

3.1 Lab-scale 실험 결과 분석

3.1.1 투수 면적비에 따른 투수성능 분석

먼저 무부하 상태에서 투수 면적비에 따른 투수계수 값을 확인하기 위해 청수를 이용하여 실험을 수행하였다. 20cm×20cm 면적의 test-bed를 대상으로 청수를 1시간 동안 유입시켜 R_L25 , R_L50 , R_L75 , R_L100 의 4개의 Case를 비교 분석하였다(Fig. 10). R_L25 는 투수계수가 256mm/s, R_L50 은 250mm/s, R_L75 는 275mm/s, R_L100 은 273mm/s로 1시간 동안 일정하게 나타났다. 투수계수는 투수 면적비가 R_L25 와 R_L50 , 그리고 R_L75 와 R_L100 이 각각 큰 차이 없이 유사한 값이 나타났고, 50%에서 75%로 투수 면적비가 상승할 때 투수계수의 차이가 약 20mm/s 생기는 것을 확인할 수 있다.

이후, 동일한 Test-bed에 고형물을 교반한 실험수를 부하하여 실험을 수행하였다(Fig. 11). 투수계수는 무부하 상태와 달리 1

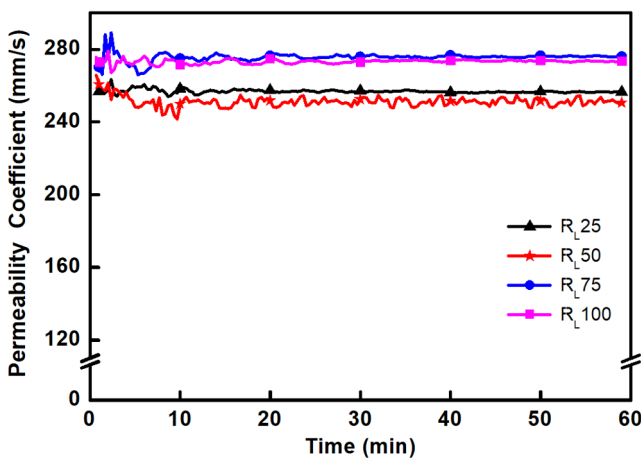


Fig. 10 Permeability coefficient of permeable block system for four area ratio cases in pure water condition. Note that R_L25 is Permeable area ratio of 25 % over surface area, R_L50 50 %, R_L75 75 %, and R_L100 100 %.

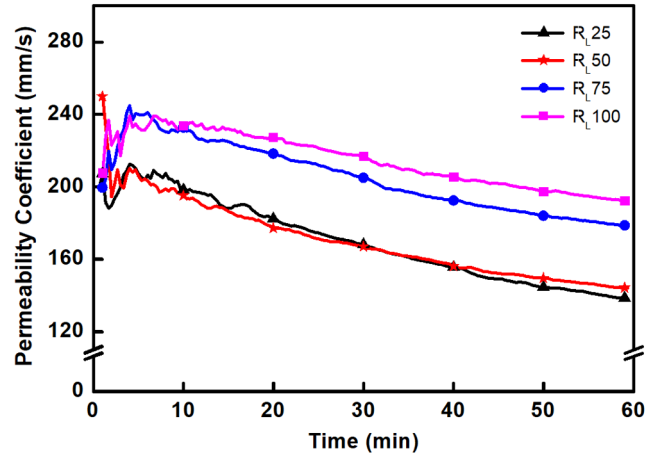


Fig. 11 Permeability coefficient of permeable block system for four area ratio cases in solid loaded condition. Note that R_L25 is Permeable area ratio of 25 % over surface area, R_L50 50 %, R_L75 75 %, and R_L100 100 %.

시간 동안 고형물이 부하됨에 따라 점차적으로 감소하는 경향이 나타났다. R_L25 는 초기투수계수 220mm/s에서 136mm/s로 점차적으로 감소하였다. R_L50 은 220mm/s에서 143mm/s로, R_L75 는 250mm/s에서 175mm/s로, R_L100 은 250mm/s에서 190mm/s로 각각 감소하였다. 전체적인 투수계수 감소율은 투수 면적비가 증가할수록 각각 38%, 35%, 30%, 그리고 24%로 감소하는 경향이 나타났다. 또한, 투수계수가 급격히 저하하기 시작하는 시점인 20분부터의 투수계수 감소율은 R_L25 의 경우 11.0%로, R_L50 , R_L75 , R_L100 의 6.5%에 비해 급격히 감소함을 확인할 수 있다. 이는 투수 면적비가 25%일 때 폐색이 빠른 속도로 진행되어 투수 지속성이 현저히 낮아지는 현상이며, 투수 면적비가 증가할수록 고형물이 더 넓은 면적에 천천히 폐색되기에 투수지속성이 뛰어난 것으로 보여진다. 또한, R_L25 와 R_L50 , 그리고 R_L75 와 R_L100 은 투수계수 값이 각각 유사하게 나타났다. 무부하 상태에서의 실험과 동일하게 투수 면적비가 50%에서 75%로 상승할 때 투수성능의 차이가 생긴다는 것을 확인할 수 있다.

3.1.2 투수 면적비에 따른 TSS의 제거효율 분석

투수 면적비에 따른 TSS 제거효율은 R_L25 에서 평균 79.4%, R_L50 은 평균 82.0%, R_L75 는 평균 71.7%, R_L100 에서 평균 74.9%의 제거효율을 보였다(Fig. 12). 투수 면적비의 변화에 따른 제거효율은 앞의 투수성능과 같이 투수 면적비가 50%에서 75%로 상승할 때 차이가 생기는 것을 알 수 있다. R_L25 에서는 유입수 평균농도 272.5mg/L로 초기 제거효율은 76.1%에서 실험이 진행됨에 따라 제거효율은 84.0%까지 상승하였다. R_L50 에서는 유입수 평균농도 284.2mg/L로 초기 제거효율 71.9%에서 86.8%까지 상승하였다. R_L75 는 유입수 평균농도 269.2mg/L에서 초기 제거효율 64.7%에서 79.8%까지 상승하였고, R_L100 은 유입수 평균농도 271.0mg/L에서 초기 제거효율 65.2%에서 72.7%까지 상승함을 볼 수 있다. 모든 case에서 유입 TSS에 의해 공급이 폐색됨에 따라 여과작용이 더 뚜렷하게 나타나 TSS 제거효율이 약소하게 증가하는 현상으로 보여진다. 또한, 투수 면적비가 작을수

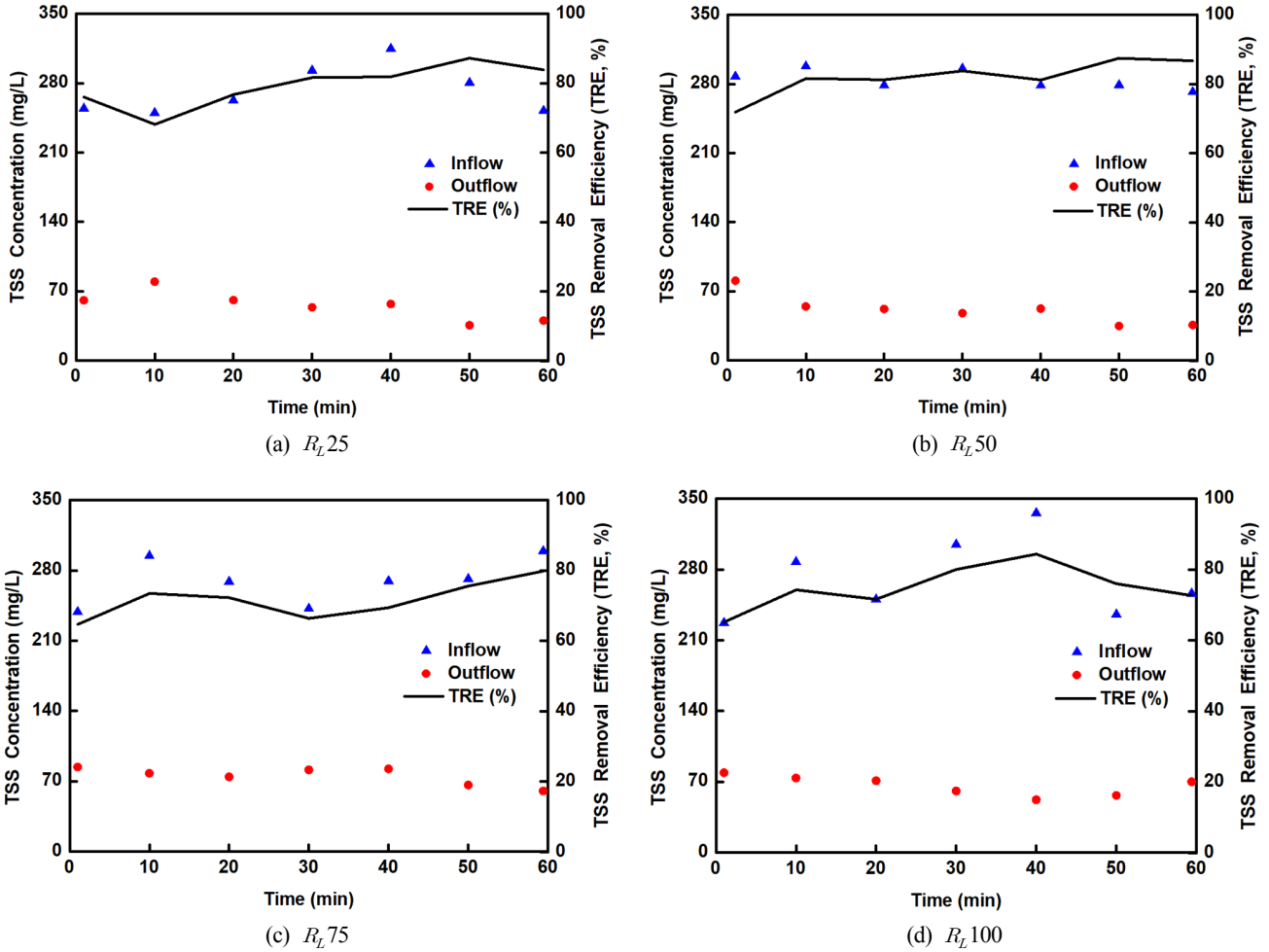


Fig. 12 TSS removal efficiency of each cases in Lab-scale. Note that R_L25 is Permeable area ratio of 25 % over surface area, R_L50 50 %, R_L75 75 %, and R_L100 100 %.

특 TSS 초기 제거효율이 뛰어남을 알 수 있으나, 폐색 현상이 더 빠른 속도로 진행되어 장기적인 공용 성능을 보장할 수 없다는 문제가 있다.

가능한 면적이 증가할수록 고형물이 부하될 때 투수지속성이 증가한다. 전면적의 5.3%를 투수면적으로 설정하였을 때 투수지속성 관점에서 가장 효율적임을 파악하였다.

3.2 Pilot-scale 실험 결과 분석

3.2.1 투수 면적비에 따른 투수성능 분석

Lab-scale 실험과 동일하게 먼저 청수를 이용한 무부하실험과 고형물 부하실험을 진행하였다. 무부하 상태의 경우, 시간당 유출량은 $R_p2.7$, $R_p4.0$, $R_p5.3$ 의 3가지 Case 순서대로 약 8.27L/min, 10.61L/min, 11.96L/min으로 나타났다(Fig. 13). 이는 투수면적이 증가할수록 시간당 유출량이 증가함을 알 수 있다. 무부하 상태의 경우 TSS에 의한 폐색이 일어나지 않으므로 유출량이 감소하지 않고 0.5L/min 오차 범위 이내로 일정한 값을 유지하여 충분한 투수성능을 발휘하는 것을 확인하였다.

고형물 부하실험에서의 초기 시간당 유출량은 $R_p2.7$, $R_p4.0$, $R_p5.3$ 의 3가지 Case 순서대로 각각 7.76L/min, 9.90L/min, 10.85 L/min으로 나타났으며, 고형물 부하에 따른 폐색으로 인해 실험 종료 시의 시간당 유출량은 각각 7.03L/min, 9.17L/min, 10.72L/min으로 나타났다(Fig. 14). 초기 유출량에 비해 투수성능이 각각 9.41%, 7.33%, 1.14%로 감소하였음을 확인하였다. 투수

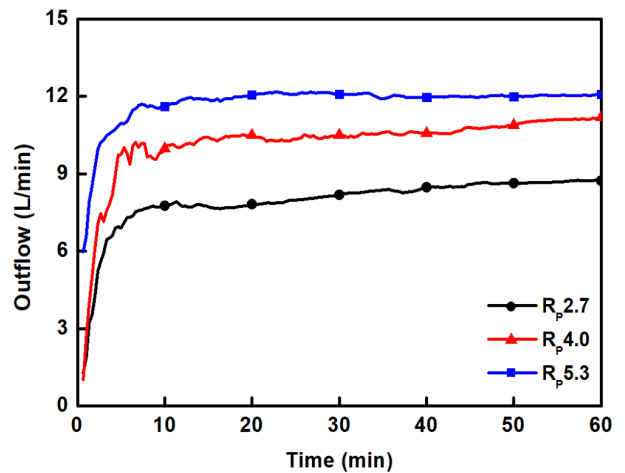


Fig. 13 Outflow of Pilot-scale system for three area ratio cases in pure water condition. Note that $R_p2.7$ is Permeable area ratio of 2.7 % over surface area, $R_p4.0$ 4.0 %, and $R_p5.3$ 5.3 %.

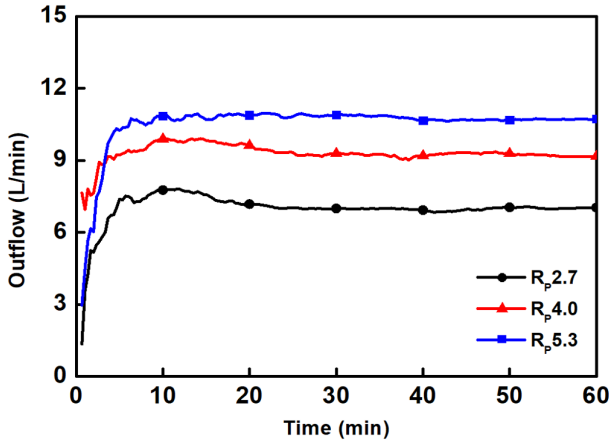


Fig. 14 Outflow of Pilot-scale system for three area ratio cases in solid loaded condition. Note that $R_p2.7$ is Permeable area ratio of 2.7 % over surface area, $R_p4.0$ 4.0 %, and $R_p5.3$ 5.3 %.

3.2.2 투수 면적비에 따른 TSS의 제거효율 분석

TSS 제거효율은 Lab-scale과 동일하게 동시간대 유입농도와 유출농도의 비에 의하여 산출되었다. ‘매뉴얼’에 따르면, 장치형 시설 기준 TSS 제거효율이 80% 이상이 되도록 설치해야하며, 이 실험의 경우 장치형이 아닌 칩투수시설임에도 불구하고 투수

면적비와 상관없이 모든 Case가 기준을 충족하였다. TSS의 평균 제거효율은 $R_p2.7$ 에서 92.8%, $R_p4.0$ 에서 90.2%, $R_p5.3$ 에서 90.8%로 나타났고, $R_p2.7$ 이 제거효율이 가장 크게 나타났다(Fig. 15). $R_p2.7$ 은 유입수 평균농도 288.0mg/L로 초기 제거효율은 83.2%에서 최종 제거효율은 95.3%로 상승하였고, $R_p4.0$ 은 유입수 평균농도 284.9mg/L로 초기 제거효율은 78.8%에서 최종 제거효율은 93.3%로 상승, $R_p5.3$ 은 유입수 평균농도 282.4mg/L로 초기 제거효율은 81.0%에서 최종 제거효율은 94.2%로 상승하였다. 이는 유입된 TSS가 Test-bed에 여과되면서 공극이 점차 막히는 폐색이 진행되었고 이에 따라 TSS 제거효율이 점차 높아지는 현상이다. 3.1절의 Lab-scale 실험에서의 제거효율보다 월등히 뛰어난 것을 알 수 있는데, 실제 시공에 적합하도록 투수 면적비를 작게 설정하여 TSS 제거효율이 큼을 알 수 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 연안재해 방지 및 해안가 비점오염원 유출저감을 위해 소성항토를 여재로서 채운 투수블록을 전체 면적 대비 설치 면적을 달리하여 투수지속성과 비점오염원의 저감 효율을 분석하였다. Lab-scale에서는 4가지의 투수 면적비에 따른 투수계수와 TSS 제거효율의 경향성을 분석하였고, Pilot-scale에

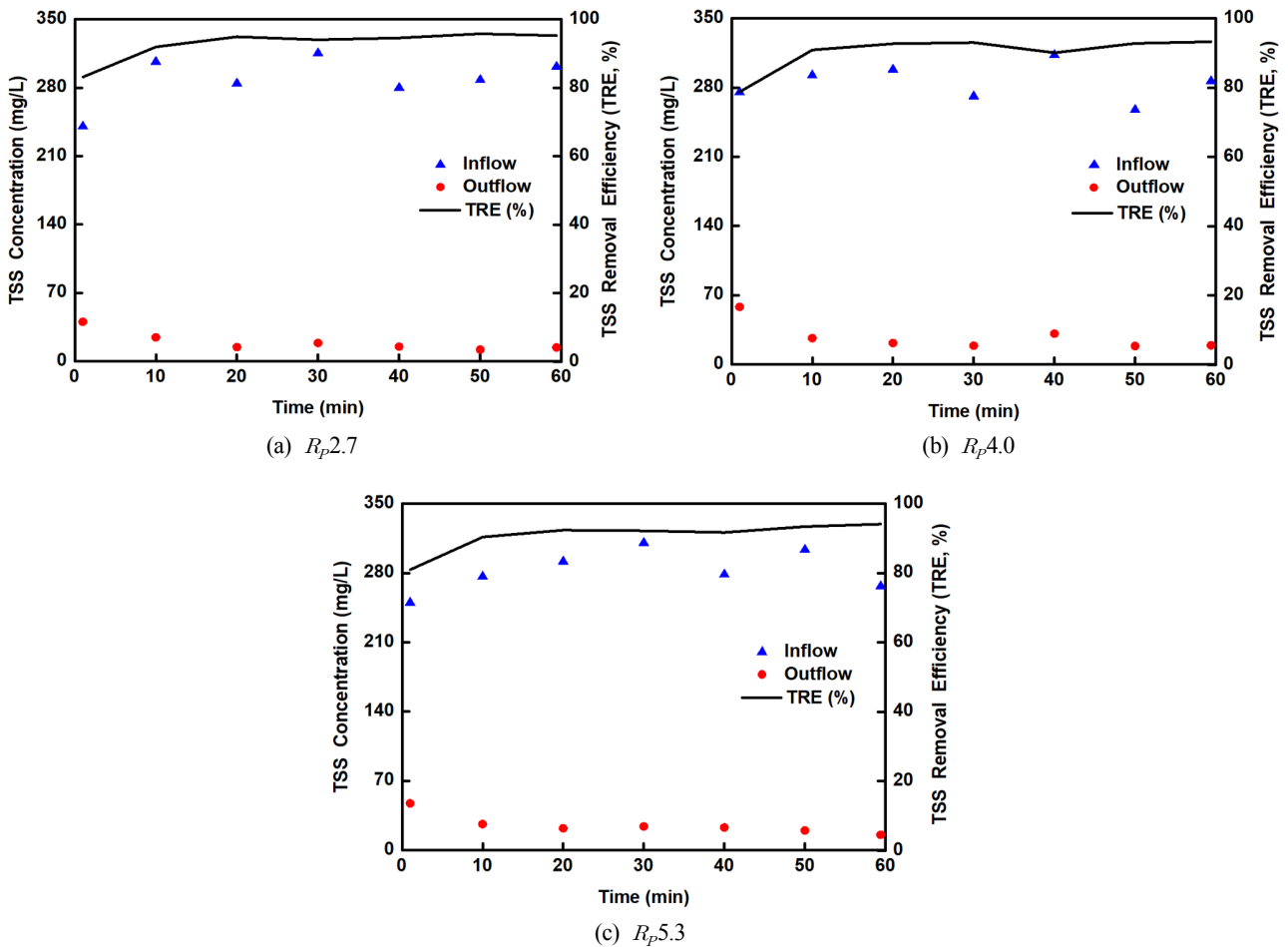


Fig. 15 TSS removal efficiency of each cases in Pilot-scale. Note that $R_p2.7$ is Permeable area ratio of 2.7 % over surface area, $R_p4.0$ 4.0 %, and $R_p5.3$ 5.3 %.

서는 3가지의 투수 면적비에 따른 투수지속성 및 TSS 제거효율을 분석하였다. 주요 분석 결과는 다음과 같다.

(1) Lab-scale 실험 결과, 고형물을 부하한 상태에서의 정수위 투수계수는 모든 Case 점차적으로 감소하는 경향이 나타났다. 투수 면적비가 25%일 때 폐색 후의 투수계수 감소율은 11.0%로 다른 투수 면적비의 Case의 투수계수 감소율인 6.5%에 비해 급격히 감소함을 확인하였다. 또한, 무부하 상태와 같이 투수 면적비는 50%에서 75%로 상승할 때 투수지속성의 차이가 생김을 확인하였다.

(2) 투수 면적비에 따른 TSS 제거효율을 분석한 결과, 모든 Case에서 평균 71.7 ~ 82.0%의 제거효율을 보였고, 투수 면적비가 증가할수록 TSS 제거효율은 감소하였다. 또한, 시간이 지남에 따라 제거효율은 약소하게 상승하였다. 폐색이 진행될수록 공극이 줄어들어 여과작용이 더 뚜렷하게 나타난 것으로 판단된다.

(3) Pilot-scale 실험 결과, 고형물을 부하한 상태에서의 시간당 유출량은 Lab-scale과 동일하게 점차적으로 감소하는 경향이 나타났다. 초기 유출량에 비해 투수성능은 각각 9.41%, 7.33%, 1.14% 감소함을 확인하였고, 투수 면적비가 증가할수록 투수지속성이 뛰어난 것을 확인하였으며, 실제 시공 시, 전면적의 5.3%를 투수면적으로 설정하는 것이 투수성능 및 경제성 관점에서 가장 효율적이라 판단된다.

(4) 투수 면적비에 따른 TSS 제거효율을 분석한 결과, 모든 Case에서 80% 이상의 높은 제거효율을 보였다. 실험이 진행됨에 따라, Test-bed의 공극 폐색으로 인해 제거효율은 10~15%가 상승하였다. 실제 시공 환경에 맞게 투수 면적비를 작게 설정하였을 때, 비점오염 제거 측면에서 뛰어난 것을 확인하였다.

후 기

이 성과는 2019년도 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. NRF-2019R1A2C2008733).

References

- Brattebo, B.O., Booth, D.B., 2003. Long-term Stormwater Quantity and Quality Performance of Permeable Pavement Systems. *Water Research*, 37(18), 4369-4376. [https://doi.org/10.1016/S0043-1354\(03\)00410-X](https://doi.org/10.1016/S0043-1354(03)00410-X)
- Cho, H.G., Park, S., Choo, C.O., 2004. The Copper Adsorption onto Hwangto Suspension from Pankok-ri, Kosung-gun. *Journal of the Mineralogical Society of Korea*, 17(3), 209-220.
- Dickson, D.W., Chadwick, C.B., Arnold, C.L., 2011. National LID Atlas: A Collaborative Online Database of Innovative Stormwater Management Practices. *Marine Technology Society Journal*, 45(2), 59-64. <https://doi.org/10.4031/MTSJ.45.2.7>
- Dietz, M.E., 2007. Low Impact Development Practices: A Review of Current Research and Recommendations for Future Directions. *Water, Air and Soil Pollution*, 186(1-4), 351-363. <https://doi.org/10.1007/s11270-007-9484-z>
- Hong, C., 2006. Understanding The Affect of Preliminary Disaster Inspection and Consultation System. *Journal of Korean Society of Civil Engineering*, 54(5), 21-27.
- Jung, J., Cao, S.C., Shin, Y.H., Al-Raoush, R.I., Alshibli, K., Choi, J.W., 2018. A Microfluidic Pore Model to Study the Migration of Fine Particles in Single-phase and Multi-phase Flows in Porous Media. *Microsystem Technologies*, 24(2), 1071-1080. <https://doi.org/10.1007/s00542-017-3462-1>
- Kim, J.Y., Choi, Y.S., Kim, T., Lee, S.H., Kwon, S., 2019. Study on the Permeability and TSS Removal Efficiency of Permeable Pavement Using Constant Head Particle Loading Test. *Journal of Coastal Research*, 91(sp1), 236-240. <https://doi.org/10.2112/SI91-048.1>
- Kim, L.H., Kang, J.H., 2004. Determination of Event Mean Concentrations and Pollutant Loadings in Highway Storm Runoff. *Journal of Korean Society on Water Quality*, 20(6), 631-640.
- Kim, D.S., Kim, J.M., Lee, G.H., Lee, S.D., 2007. Inundation Analysis Considering Water Waves and Storm Surge in the Coastal Zone. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 21(2), 35-41.
- Koo, Y.M., Jo, J.A., Kim, Y.D., Park, J.H., 2013. A Study on Runoff Analysis of Urban Watershed by Hydrologic Infiltration Experiment of Permeable Pavement. *Journal of Korean Society of Civil Engineering*, 33(2), 559-571. <https://doi.org/10.12652/Ksce.2013.33.2.559>
- Lee, J.W., Kim, S., Hwang, G.S., 2017. Changes in Physical Properties and Its Metal Removal Efficiency for The Yellow Soils by Calcination Process. *Journal of the Korea Acadimia-Industrial Coepertion Society*, 18(4), 584-591. <https://doi.org/10.5762/KAIS.2017.18.4.584>
- Ministry of Environment (ME), 2016. Installation, Management and Operation Manual of Nonpoint Pollutions Treatment Facility. Ministry of Environment, Korea.
- Ministry of Environment (ME), 2017. Standard of Water Pollution Process Test. Ministry of Environment, Korea.
- Pezzaniti, D., Beecham, S., Kandasamy, J., 2009. Influence of Clogging on the Effective Life of Permeable Pavements. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Water Management*, 162(3), 211-220. <https://doi.org/10.1680/wama.2009.00034>
- Ra, K., Kim, K.T., Kim, J.K., Bang, J.H., Lee, J.M., Kim, S.K., Kim, E.S., Yun, M.S., Cho, S.R., 2011. Study on the Characteristics and Non-point Source Pollution Loads in Stormwater Runoff of Shihwa Lake. *Journal of the Korean Society for Marine Environmental Engineering*, 14(1), 40-50. <https://doi.org/10.7846/JKOSMEE.2011.14.1.040>
- Seoul Metropolitan Government, 2010. Pilot Permeable Block Pavement Construction (1st) Report.
- Seoul Metropolitan Government, 2013. Design, Construction and Maintenance Standards of Pitcher Block Pavement, 2.0.
- Song, Y., Joo, J., Lee, J., Park, M., 2017. A Study on Estimation of Inundation Area in Coastal Urban Area Applying Wave Overtopping. *Journal of the Korean Society of Hazard Mitigation*, 17(2), 501-510. <https://doi.org/10.9798/KOSHAM.2017.17.2.501>

A Study of the Optimal Deployment of Tsunami Observation Instruments in Korea

Eunju Lee^{ID*}, Taehwa Jung^{ID**}, Ji-Chang Kim^{ID*} and Sungwon Shin^{ID*}

^{*}Marine Science and Convergence Engineering, Hanyang University, Ansan, Korea

^{**}Hanbat University, Deajeon, Korea

지진해일 조기탐지를 위한 한국의 지진해일 관측장비 최적 위치 제안 연구

이은주^{ID*} · 정태화^{ID**} · 김지창^{ID*} · 신성원^{ID*}

^{*}한양대학교 해양융합과학과

^{**}한밭대학교 건설환경교통학부

KEY WORDS: Tsunami 지진해일, Early Detection System 조기탐지 시스템, Offshore observation Instruments 외해 관측 장비, Optimal deployment 최적 배치, Tsunami propagation model 지진해일 전파 수치모델

ABSTRACT: It has been an issue among researchers that the tsunamis that occurred on the west coast of Japan in 1983 and 1993 damaged the coastal cities on the east coast of Korea. In order to predict and reduce the damage to the Korean Peninsula effectively, it is necessary to install offshore tsunami observation instruments as part of the system for the early detection of tsunamis. The purpose of this study is to recommend the optimal deployment of tsunami observation instruments in terms of the higher probability of tsunami detection with the minimum equipment and the maximum evacuation and warning time according to the current situation in Korea. In order to propose the optimal location of the tsunami observation equipment, this study will analyze the tsunami propagation phenomena on the east sea by considering the potential tsunami scenario on the west coast of Japan through numerical modeling using the Cornell Multi-grid COupled Tsunami (COMCOI) model. Based on the results of the numerical model, this study suggested the optimal deployment of Korea's offshore tsunami observation instruments on the northeast side of Ulleung Island.

1. 서 론

지진해일은 인류에게 가장 큰 피해를 주는 자연현상 중 하나이다(Pugh and Woodworth, 2014). 이를 뒷받침하는 사례는 지난 수십년간 발생한 지진해일 중 대표적으로 2011년 동일본 대지진(규모 9.0)이 있고, 이 지진은 관측역사 상 4번째로 큰 규모로, 이 지진에 의해 발생한 지진해일의 피해까지 가중되어 일본에 인명 피해(사망 15,894명, 부상 6,152명, 실종 2,562명) 그리고 재산 피해가 발생하였다(일본 경찰청 2016년 3월 발표 기준). 또한, 2011년 동일본 대지진으로 인한 범람 피해가 없을 것이라고 예측했던 지역마저 피해가 발생하였다(Mori et al., 2018). 따라서, 이러한 파괴적인 지진해일의 피해를 대비하기 위해 해외에서는 진앙으로부터 거리 등 지형 특성에 맞게 지진해일 경보 시스템을 구축하여 왔다(Kim, 2008). 대표적인 예로 대양의 해저 지진대에서 발생하고 전파되는 원거리 지진해일을 전 세계

에 위치한 부이를 이용하여 관측하고 연안에 경보하는 시스템으로 미국에서 운용하는 Deep-ocean assessment and reporting of tsunamis(DART)가 있다(Fig. 1). 그리고 해안가 부근 해저 지진대에서 발생하여 연안에 10분 내외로 내습하는 근거리 지진해일에 대비한 시스템이 일본과 캐나다에 수립되었다. 일본의 경우, 150개의 해저 지진계와 수압계로 이루어진 해저 관측 시스템들이 일본 동쪽에 위치한 해구를 따라 총 5,800km 길이의 광케이블로 연결되어 24시간 지진대에서 발생하는 지진과 지진해일을 감시하는 시스템인 S-net을 구축하고 있다(Kanazawa, 2013). 일본의 또 다른 해저 케이블시스템으로 Dense oceanfloor network system for earthquakes and tsunamis(DONET)는 난카이 트러프(Nankai Trough)에서 발생가능한 지진과 지진해일을 감시하고 있다(Kaneda et al., 2015). 또한 해저케이블 시스템 이외에 일본 연안에서 10-20km 떨어진 지진해일을 감시하고 있다(Kaneda et al., 2015). 또한 해저케이블 시스템 이외에 일본 연안에서 10-20km

Received 13 November 2019, revised 25 November 2019, accepted 19 December 2019

Corresponding author Sungwon, Shin: +82-31-400-5533, sungwshin@hanyang.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-4564-2627>

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KSOE 2019 in Gimhae.

© 2019, 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.

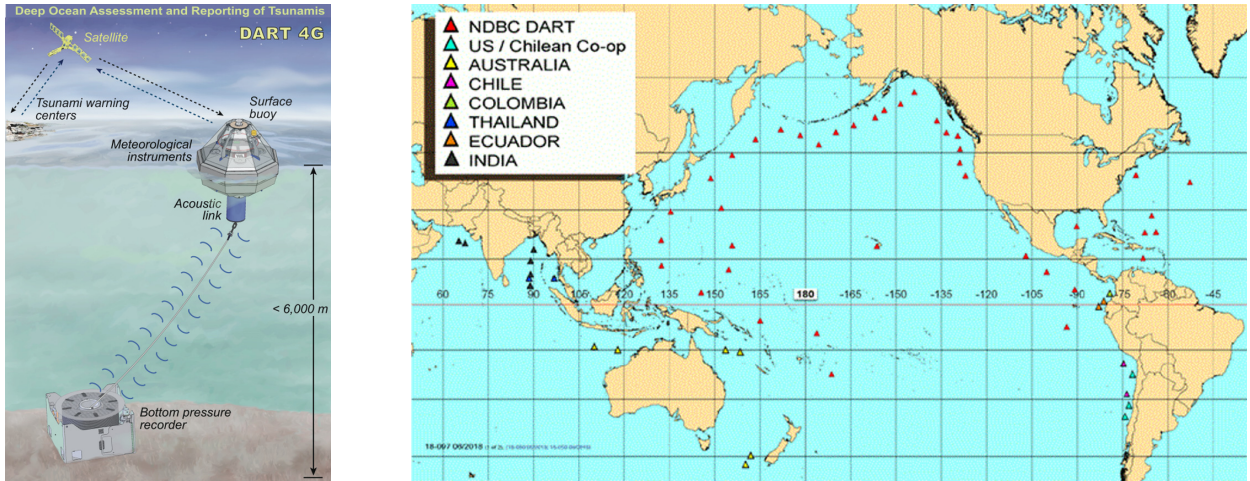


Fig. 1 DART system (left: the mooring of DART, right: the deployed DART location map) (NOAA, n.d.)

떨어진 수심 100-400m인 지역에 GPS(Global positioning system) 부이를 설치하여 2011년 동일본 지진해일을 관측하였다(Kawai et al., 2013). 일본과 비슷한 시스템으로 캐나다에 North-East Pacific time-series undersea networked experiment system인 해저 케이블 시스템도 구축되었다(Barnes et al., 2008).

우리나라에 피해를 주었던 1983년 동해중부 지진, 1993년 북해도남서외해 지진이 발생한 일본 서해안에 위치하고 있는 지진대에서 지진해일이 발생할 위험에 대해 연구자들이 우려하고 있다. 그 중 일본 서해안의 니가타 해역, 돗토리 해역 그리고 오키나와 해역의 류쿠 해구가 일본의 지진공백역으로 대두되고 있다(Okinawa Prefecture Civil Engineering Department, 2015; Japan Society of Civil Engineers, 2016)(Fig. 2). 이에 한국 기상청은 기존의 지진해일 관측 장비 활용을 우선으로 하여 지진해일 탐지 기술을 개발하여 왔다. 기존 지진해일 관측 장비는 울릉도 연안에 위치한 울릉도 극초단파식 해일파고계와 한반도 연안에 위치한 연안방재 관측 장비 그리고 국립해양조사원에서 운영하는 조위관측소가 있다. 세 지진해일 관측 장비는 장주기 파랑 측정 장비로 지진해일과 같은 파장이 긴 파랑을 측정할 수 있

다. 그러나, 우리나라의 모든 지진해일 관측 장비는 연안에 위치하고 있기에, 울릉도를 포함한 한반도 연안 지역에 대한 지진해일 조기 경보 기능을 수행하기 어렵다. 따라서, 기상청은 연안에 도달한 지진해일은 천수효과와 만 내의 공진현상 등으로 인해 발생한 지진해일 파원의 성분을 잃어버려 이론적으로 알려진 지진해일 성분을 주파수에 따라 분류하기 복잡하며 또한 지진해일 파원 추정 시 한계를 지닌다(Titov et al., 2005; Levin and Nosov, 2009). 관측 자료를 활용한 지진해일 파원 추정 기술의 정확도는 연안에 도달하는 지진해일의 피해 추정 정확도에 기여한다(Gusman and Tanioka, 2014; Cienfuegos et al., 2018). 따라서, 지진해일 조기 탐지 목적과 향후 연안의 지진해일 피해 추정 정확도를 위해 본 연구는 현재 한국의 지진해일 예경보 시스템을 고려하여 미국의 DART와 일본의 해저케이블 시스템과 같은 외해 지진해일 관측 장비의 최적 위치를 제안하고자 한다.

이에 더하여, 지진해일 관측 장비의 위치 선정은 기술적 및 경제적 상황도 고려해야 한다(Araki et al., 2008). 또한 어업권과 같은 법적인 요소도 무시할 수 없다(Abe and Imamura, 2013). 이러한 사항들을 고려함과 동시에 지진해일 경보 시스템의 목적에 부합한 지진해일 관측 장비의 최적 배치 지역을 제안한 연구도 있다(Omira et al., 2009; Schindele et al., 2008).

따라서 본 연구는 위의 선행 연구들을 바탕으로 다음과 같은 한국의 현황을 고려하여 지진해일 관측 장비 배치 최적 지역을 제안하고자 한다. 먼저, 한국 동해안에 형성된 대화퇴는 지진해일 전파에 큰 영향을 미친다(Cho and Lee, 2013). 그 예로 1931년, 1993년 지진 당시 한반도 동해연안의 특정 지역에서만 지진해일의 피해가 발생하였다(Jeon et al., 2007). 따라서 본 연구는 다양한 조건의 가상 지진 시나리오를 선행연구로부터 선정하고 COMCOT(Cornell multi-grid coupled tsunami model)을 활용하여 한국 동해안 해저 지형에 따라 지진해일이 전파되는 특성을 연구하고 지진해일 관측 장비 위치 선정에 고려하고자 한다. 또한 Okal(2015)에 의하면, 연안 지역의 인명피해와 재산손실을 줄이는 가장 효율적인 방법은 조기에 지진해일을 관측하여 대피 시간을 최대한 확보하는 것이라고 명시하였다. 더불어, 지진해일 관측 장비 설치 및 유지 보수비용에 대한 경제적 조건도 무시

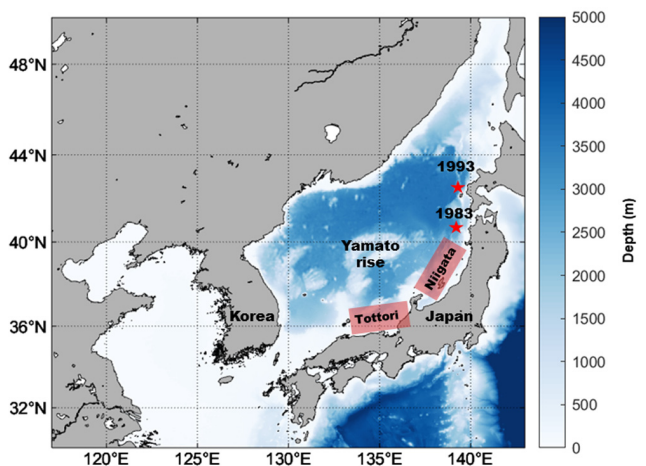


Fig. 2 Computational domain of COMCOT and the location of earthquake occurred in 1983 and 1993 (red stars) and potential earthquake zone (red boxes)

할 수 없다. 따라서, 본 연구는 최소한의 장비로 한국 동해의 지형을 고려하여 지진해일이 주로 지나가는 지역을 고려하여 지진해일의 탐지 확률을 높이고, 사전 경보 시간을 최대한 확보하여 연안의 피해를 최소한으로 줄이는 것에 목적을 두고 외해 지진해일 관측 장비의 최적 위치를 제안하고자 한다.

2. 지진해일 전파 예측을 위한 수치모형 실험

선행연구(Choi et al., 2001; Kim et al., 2013; Kim and Cho, 2014; Rehman and Cho, 2016; Jho et al., 2019)에서 사용한 다양한 조건의 가상 지진 시나리오를 선정하고 COMCOT을 이용하여 일본 서해안에서 발생하는 지진해일이 동해안의 지형에 의해 생기는 지진해일의 전파 특성을 분석함으로써, 한반도 동해 외해 지진해일 관측 장비의 최적 위치 연구를 진행하였다. COMCOT은 선형 및 비선형 천수방정식을 지배방정식으로 사용하고 이를 유한차분법을 통하여 푼다. 이 수치모형을 통하여 많은 지진해일의 발생부터 전파 그리고 침수까지의 연구가 이루어졌다(Wu et al., 2008; Lee et al., 2015; Mueller et al., 2015). COMCOT은 Yoon(2002)이 제안한 방법을 통하여 분산효과를 고려하고, 특히 전지구 지진해일 전파 모델에서 필수적으로 고려해야 할 전향력과 구면좌표계를 지원한다(Wang, 2008).

2.1 가상 지진 시나리오

지진해일 관측 장비 위치 선정 시, 지진과 지진해일이 일어날 가능성이 높은 곳의 시나리오를 사용하는 것은 필수 조건이다 (Mulia et al., 2017). 따라서, 본 연구는 한국 동해안에 영향을 미칠 수 있는 일본 서해안에서 발생한 가상 지진해일 시나리오를 고려하였고, 여러 선행 연구를 통해 다양한 조건의 가상 지진 시나리오 40개를 선정하였다(Choi et al., 2001; Kim et al., 2013;

Kim and Cho, 2014; Rehman and Cho, 2016; Jho et al., 2019). 대표적인 지진해일 시나리오 3개의 케이스를 그림에 명시하였다 (Fig. 3).

2.2 수치모형 입력 조건

COMCOT을 수행한 동해안의 계산 영역은 Fig. 2과 같으며, 116.9 - 142.9°E, 29.9 - 49.9°N의 지역이다. 실제 수심자료인 15 arc second로 구성된 The general bathymetric chart of the oceans (GEBCO)를 30 arc second로 리샘플링하여 사용하였다. 또한 COMCOT의 시뮬레이션 시간은 4시간이며, 시간 간격은 1초 간격으로 진행하였다. 또한 외해에 설치될 지진해일 관측 장비를 고려하여 선형 천수방정식을 사용하여 수치모형을 수행하였다.

3. 외해 지진해일 관측 장비 설치 최적 지역 제안

3.1 동해안 지진해일 전파 특성 분석

본 연구에서 외해 지진해일 관측 장비는 자유수면 변위를 기록하고, 지진해일을 탐지할 수 있는 시공간적인 사양을 가진다는 것을 전제로 한다. 지진해일 관측 장비는 지진해일 에너지가 많이 분포하는 곳에 위치해야 한다(Mulia et al., 2017). 따라서, Mulia et al.(2017)은 수치모형을 통하여 얻은 지진해일 전파도를 Empirical orthogonal function(EOF) spatial mode를 통하여 특정 지진해일 시나리오들의 에너지가 주로 분포하는 곳을 찾아 지진해일 관측 장비의 최적 위치로 제안하였다. 하지만, 이 선행 연구의 경우, 한국의 현황과 달리 넓은 범위의 지진해일 파원을 다루지 않고, 큰 규모의 특정 시나리오 11개에서 지진해일 파원 추정 정확도를 기준으로 지진해일 관측 장비의 최적 배치 지역을 제안하였다. 또한, 최근 외해 지진해일 관측 장비 제안 연구의 경우, 지진해일 파원 추정의 정확도를 기준으로 지진해일 관

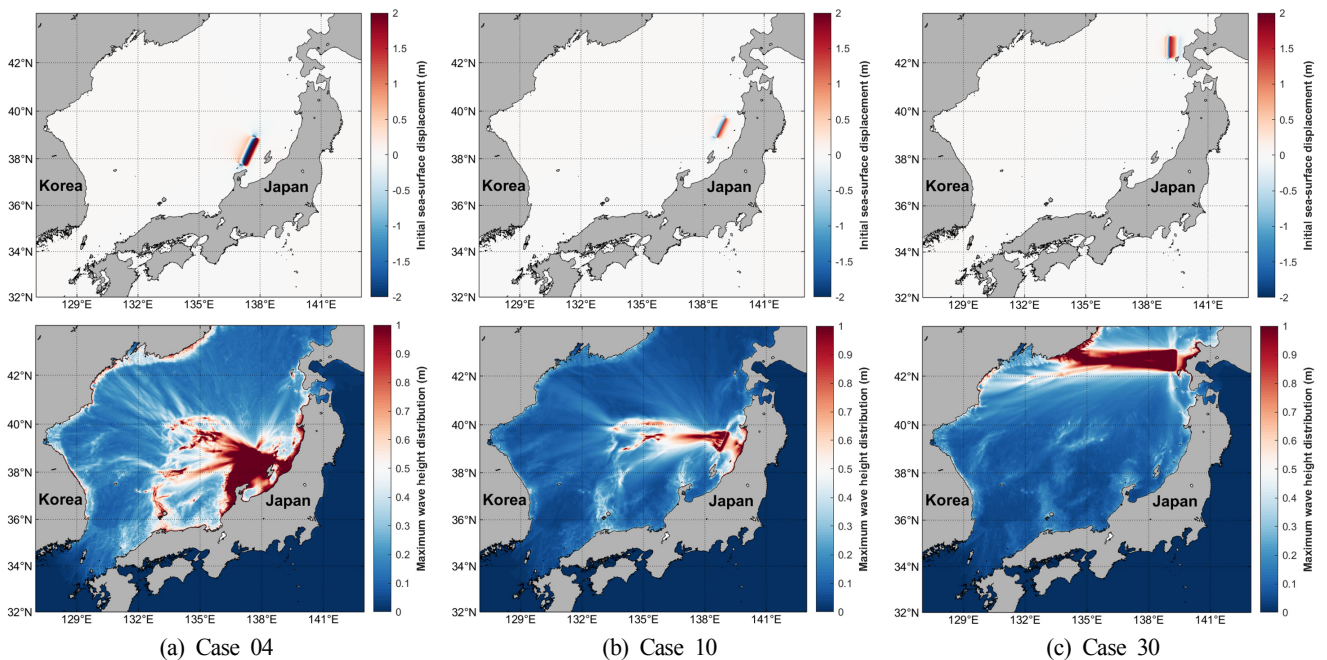


Fig. 3 Examples of potential tsunami scenarios (top: initial sea-surface displacement of each scenario, bottom: maximum wave height distribution of each scenario)

측 장비 최적 위치를 제안하였다(Mulia et al., 2017; Meza et al., 2018). 그러나 현재 충분한 양의 장비가 보유되지 않은 한국의 지진해일 경보 시스템 현황을 고려하여, 최적 관측 지역 선정의 기준을 파원 추정 정확도를 기준으로 고려하는 것이 아니라, 한국 동해 지형의 특성을 이용하여 지진해일 탐지 확률을 높이는 지역을 제안하고자 한다. 따라서 본 연구의 전제는 지진해일 관측 장비는 지진해일 에너지가 많이 분포하는 곳에 위치해야 하고, 지형의 영향을 받지 않아 지진해일의 성분이 왜곡되지 않으며 동시에 지진해일이 심해에서 속도가 빠른 점을 고려하여 수심 300m 보다 깊은 곳으로 제안하였다(Schindele et al., 2008; Mulia et al., 2017).

Mulia et al.(2017)과 Omira et al.(2009)의 연구 방법론을 착안하여 COMCOT으로부터 나온 지진해일 최대파고분포도를 분석함으로써 다양한 조건의 수많은 가상 지진해일이 우리나라 동해에 전파되는 특성을 분석하였다.

우리나라 동해를 전파하는 지진해일은 동해 중부에 형성된 대화퇴(야마토 라이즈)를 포함한 수중산맥의 영향으로 일본 서해안에서 발생하는 지진해일의 피해는 주로 동해 연안 특정 지역에 영향을 주고 있다(Jeon et al., 2007). 따라서 다양한 조건의 수많은 지진해일 시나리오의 최대파고분포도를 통하여 특정 지역에서 지진해일이 전파가 되는 것을 확인할 수 있었다. Meza et al.(2018)에서 지진해일의 에너지가 지나감으로써 지진해일이 관측되는 지역을 listening area로 정의하고, 두 지진해일 시나리오의 최대파고분포도를 겹침으로써, 지진해일 관측 장비의 최적 위치를 제안하였다. 따라서 본 연구도 선행연구(Meza et al., 2018)의 방법을 착안하여 다양한 조건의 가상 지진해일 시나리오의 최대파고분포도가 가장 많이 겹치는 곳에 의해 지진해일 관측 장비 최적 배치 지역으로 제안하였다.

한국 국립재난안전연구원은 한반도 주변해역에서 규모 7.0 이상의 해저지진으로 인해 발생한 지진해일이 연안에 도달하였을 때의 파고가 0.5m 이상 1m 미만일 시 지진해일 주의보를 내린

다. 따라서, 본 연구는 연안 해저 지형의 영향으로 인해 지진해일의 파고가 높아지는 것을 감안하여, 모든 시나리오를 이용하여 각 격자점에 대해 0.1m, 0.2m, 0.3m 이상의 지진해일 파고가 지나간 빈도에 대한 확률을 Maximum likelihood estimation을 이용하여 계산하였다. Maximum likelihood estimation은 패턴 분석에 관한 기본적인 통계 기법으로 미지의 P 인 확률분포에서 뽑은 표본(관측치) x 를 바탕으로 P 를 추정하는 것이다. 따라서, 의해 지진해일 관측 장비 설치 최적 지역을 Fig. 4의 삼각형 내 지역으로 제한하였다.

3.2 사전 경보 시간 확보

최소한의 장비 수로 지진해일 탐지 확률을 높이기 위하여, 우선 다양한 조건하에서 많은 가상 지진해일 시나리오를 통해 지진해일이 가장 많이 지나가는 영역, 즉, 탐지 확률이 높은 영역을 선정 후 Schindele et al.(2008)에 따라 그 지역 내 관측 장비에 지진해일 도달시간이 최소인 지역을 선택하여 사전 경보 시간 확보 최대화 기준으로 최적 관측 지역을 선정 및 제안하였다. 경보 시간에 대한 기준은 Schindele et al.(2008)과 Omira et al.(2009)에서 제안한 방법을 사용하였다. 사전 경보 시간 최대 확보를 위한 필수 고려 요소는 지진해일 탐지 후 경보센터에 관측자료 전송 및 지진해일 확인 및 경보 소요 시간이다.

$$WT = TTT - (Dt + Dc) \quad (1)$$

식 (1)의 Warning time(WT)은 해당 연안 지역에 지진해일을 경보함으로써 확보하는 대피 가능 시간을 의미하고, Tsunami travel time(TTT)는 지진해일 발생원으로부터 해당 정점까지 지진해일 초기 파형 도달 시간이다(IOC 2006 Tsunami Glossary). 이는 지진해일 경보 시스템에서 고려되는 필수 요소이다(Schindele et al., 2008). Delay of detection(Dd), Delay of transmission(Dt), Delay of confirmation(Dc)은 지진해일 관측 장비에서 지진해일 초기 파형

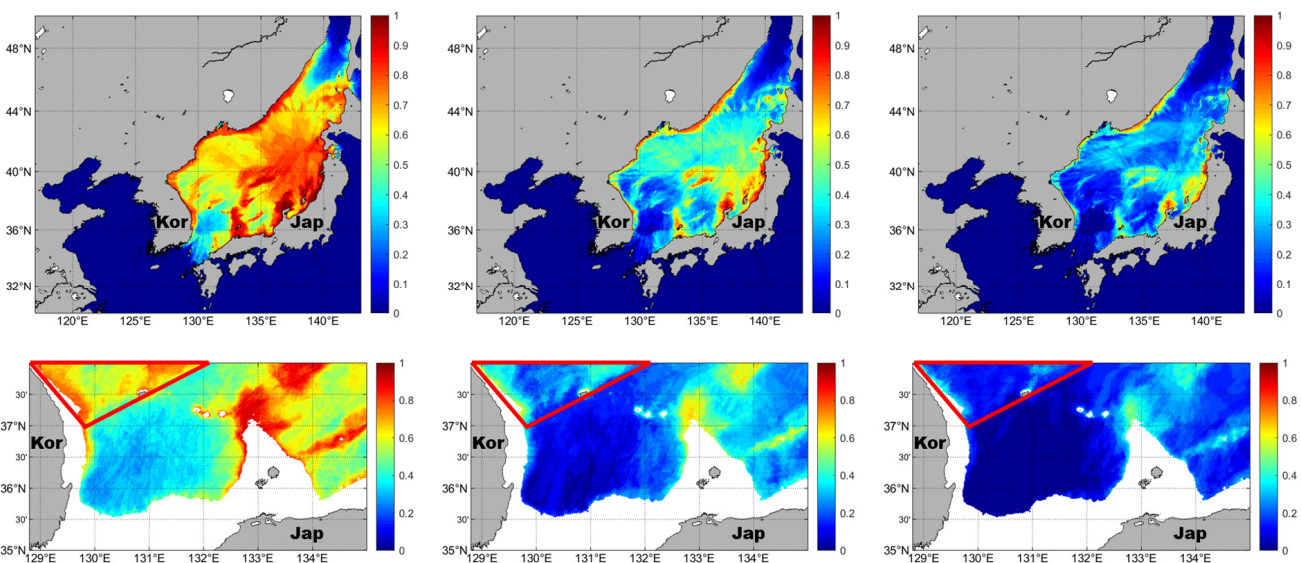


Fig. 4 The result of maximum likelihood estimation of maximum wave height distribution from 40 potential tsunami scenarios (left: standard 0.1 m, middle: standard 0.2 m, right: standard 0.3 m). The red triangle means optimal location of tsunami instrument regarding to tsunami detection efficiency.

의 진폭 및 지진해일을 정의하는 기준점까지의 탐지 소요 시간, 지진해일 관측 장비로부터 지진해일 경보센터로 관측자료 전송 소요시간, 지진해일 경보센터에서 경보 전 지진해일 확인 소요 시간을 각각 의미한다. D_{t1} 의 경우, 지진해일 초기파형 주기는 평균 20분이다. 따라서, 지진해일 초기파형의 진폭을 탐지하기 위해서 대략 6-8분이 소요된다. 따라서 D_{t2} 는 선행연구에 의거하여 8분으로 정의한다. 또한, 사전 경보시간 최대 확보를 위해 가장 짧은 시간이 소요되는 전송방식을 고려하여, 근거리 지진해일에 대해 해외에서 주로 사용하는 외해 지진해일 관측 장비의 통신 방법인 Inmarsat satellites를 이용한 Broadband global area network를 사용한다고 가정하였을 때, 자료 전송시간은 2분이 소요된다(Schindele et al., 2008). 따라서, 지진해일 초기파형 진폭을 관측 후 자료 전송까지 10분이 소요된다($D_{t1} + D_{t2}$). 또한 지진해

일 경보센터에서 지진해일 확인을 위해 최소 지진해일 초기파형 파장의 1/4 길이의 자료가 필요하다. 따라서, D_{t3} 는 선행연구와 동일하게 5분이라고 가정한다(Omira et al., 2009). D_{t1} , D_{t2} , D_{t3} 는 최대 15분임이 정해진다. 따라서, 지진해일 관측 장비로부터 지진해일을 관측 및 자료전송 그리고 지진해일 경보센터에서의 지진해일 확인 및 경보 시간 15분과 대피 시간 최소 15분을 고려하여 연안으로부터 지진해일이 도달하기 30분 전에 지진해일을 탐지하는 장비 위치를 지진해일 조기탐지를 위한 최적 위치로 제안하였다. 선행연구들에서 가상 외해 지진해일 관측 장비를 설치할 때 자료의 중복성을 피하기 위하여 30km간격을 고려한다(Mulia et al., 2017). 하지만, 우리나라의 경우 설치 및 유지비용을 고려하였을 때, 외해 지진해일 관측 장비를 해저 케이블과 같이 배열 형태로 설치할 것이 아닌, 장비 수를 최소화할 것이기

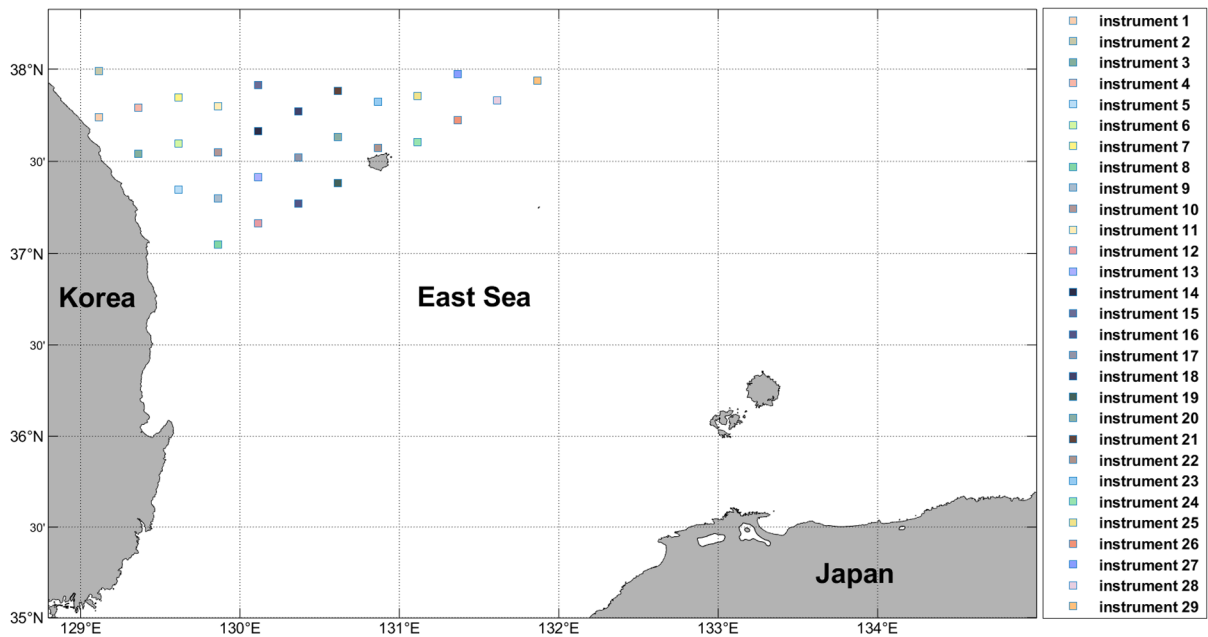


Fig. 5 Possible instrument locations for tsunami detection based on Fig. 4.

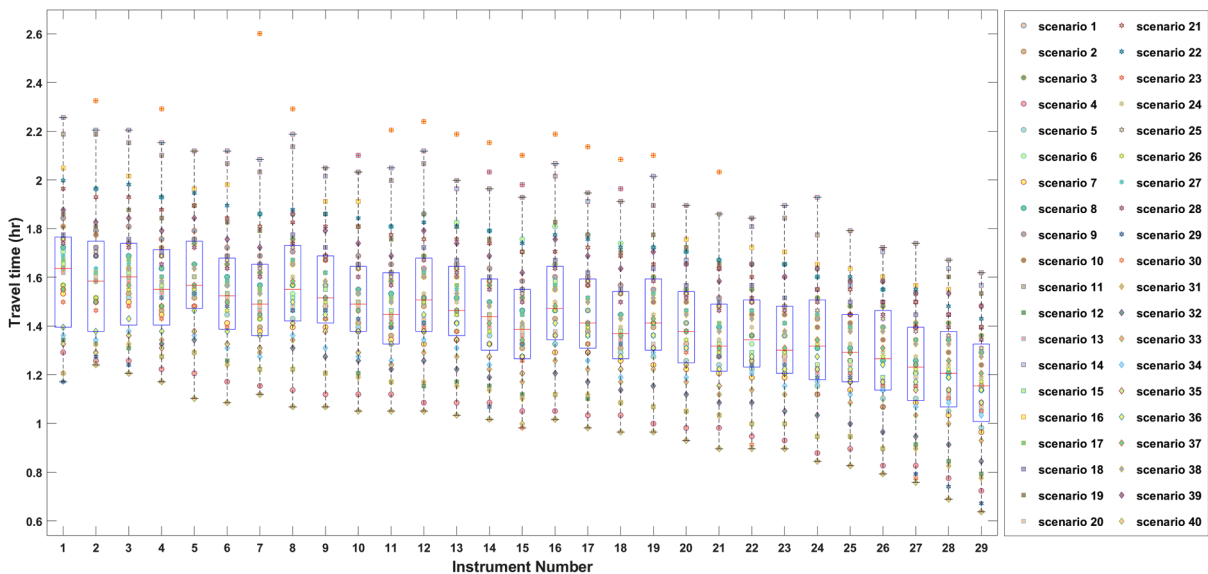


Fig. 6 Tsunami travel time on the virtual instruments for the 40 scenarios

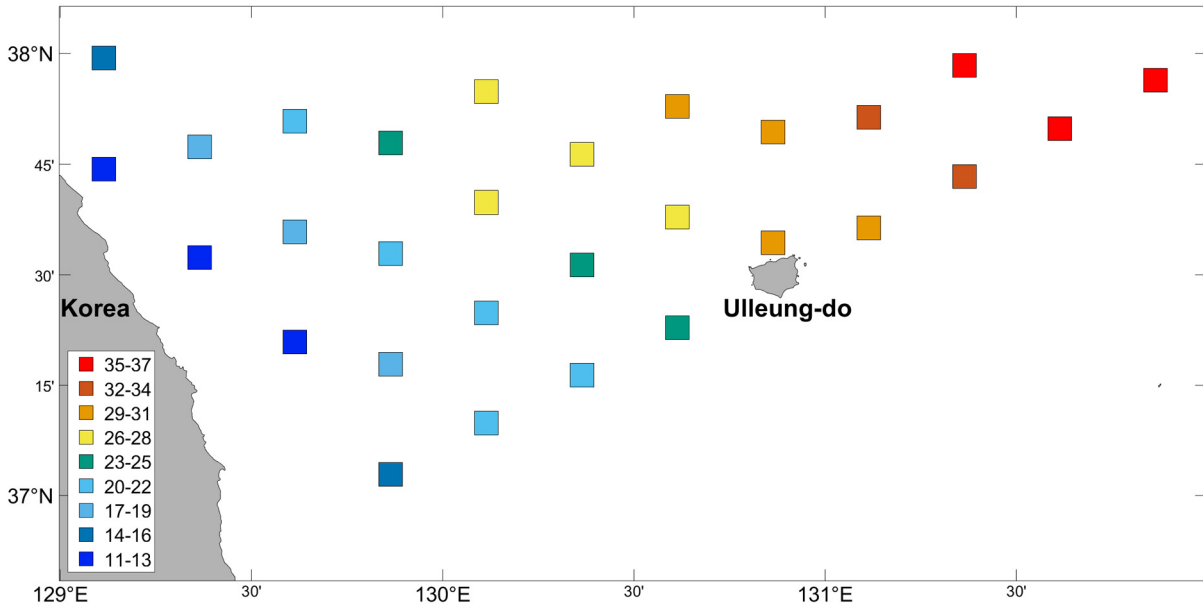


Fig. 7 The number of scenario that the tsunami travel time is less than 1.5 hours

때문에 30km보다 적은 25km 간격으로 가상 지진해일 관측 장비를 제한된 구역(Fig. 4의 빨간색 삼각형으로 표시) 내에 설치하였다(Fig. 5). 지진해일 발생원으로부터 가상 관측 장비까지의 지진해일 도달시간을 COMCOT을 이용하여 계산하였다. 실제 1983년, 1993년 일본 서해안에서 지진해일이 발생하여 한반도 동해안까지의 전파시간이 2시간인 점을 고려하여(Kim, 2008), 외해 지진해일 관측 장비에 지진 발생 직후 최소 1시간 30분 전에 지진해일 관측 및 탐지가 이루어져야 한다. 따라서, 모든 시나리오에 대한 각 장비의 지진해일 도달시간을 4분위수로 표현하고(Fig. 6), 가상 지진해일 관측 장비 별 1시간 30분 전에 관측된 시나리오 수를 확인함으로써 최적 장비 배치 지역을 선정하였다(Fig. 7). 따라서, 지진해일 발생 직후 1시간 30분 전에 지진해일 탐지 빈도수가 가장 높은 가상 지진해일 관측 장비의 위치인 울릉도 북동쪽을 최적 지역으로 제안하는 바이다(Fig. 7의 빨간색, 지진해일 탐지 빈도 수 35-37)

3.3 장비 설치를 위한 추가적 환경 고려 사항

마지막으로 설치 가능한 지역인지 고려하여야 한다. 이는 외해 지진해일 관측 장비가 설치 가능 조건인지 고려가 필요하다. 부이식 장비 또는 해저 케이블을 설치하기 위해서는 물리적인 지형조건으로는 해저면의 경사가 비교적 완만한 곳이어야 한다. Omira et al.(2009)은 Geographic Information System technology를 이용하여 해저 경사도를 계산하고 경사 3도 이하 지역을 장비 설치 가능 지역 경사 기준으로 정의하였다. 따라서, 본 연구는 선행연구의 기준을 사용하여 경사 3도 이상으로 설치 불가능 지역의 경사를 빨간색으로, 경사 3도 이하 설치 가능 지역의 수심을 파란색으로 표시하였고, 제안된 지진해일 관측 장비 위치와 현재 설치된 기상청의 해양기상부이, 울릉도 해일파고계, 국립해양조사원의 해양관측부이 그리고 1983년 지진해일 피해를 입었던 임원항의 위치를 나타내었다(Fig. 8). 상기 모든 고려사항을 조합하여 Fig. 8에서 노란색으로 표기된 세 위치가 지진해

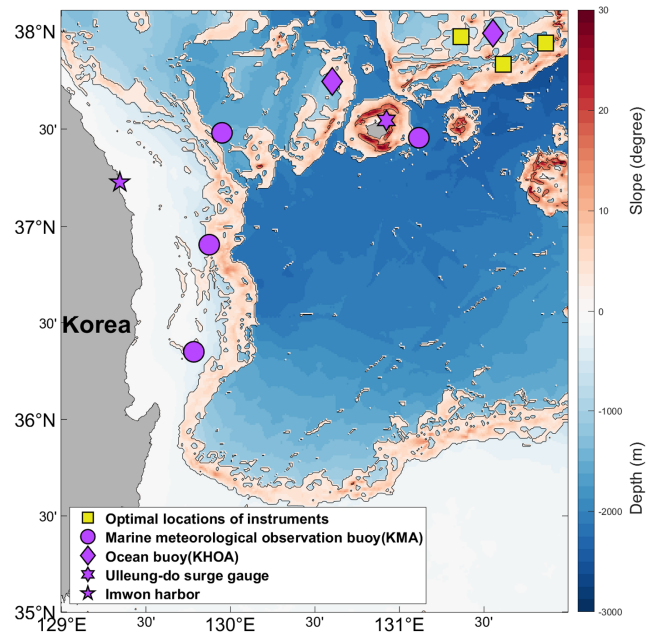


Fig. 8 The bottom slope and bathymetry map of the East sea and the optimal (green) and existing (purple) locations of instruments including wave buoys of Korea Meteorological Administration and Korea Hydrographic and Oceanographic Agency(stars and diamonds) and tidal gages of Imwon harbor (stars).

일의 조기 탐지를 위하여 바람직한 위치라는 결과를 도출하게 되었다.

4. 결 론

본 연구에서는 국내의 제한적 상황(원거리에 위치한 지진해일 진원지, 부족한 장비 등)에서 동해안의 해안 도시 재해 저감

을 목표로 하는 지진해일 관측 장비 위치를 제안하고자 하였다. 이를 위하여 기존에 존재하는 지진해일 시나리오를 바탕으로 COMCOT을 활용하여 지진해일 전파 양상을 예측하고, 각 격자별 지진해일 전파 빈도, 도달시간, 수심, 해저 경사를 고려하여 최적 관측 장비 설치 지점을 파악하였다.

본 연구의 목적은 최소한의 장비로 지진해일 탐지 확률을 높이고, 사전 경보시간을 최대한 확보함으로써 지진해일의 피해를 줄이기 위함이다. 더 나아가, 지진해일 관측 장비 배치 지역을 지진해일이 주로 지나가는 지역에 배치함으로써 향후 지진해일 파원 추정에 지진해일 관측 자료를 통하여 지진해일 피해의 예측 정확도를 높이는데 기여하고자 한다. 따라서, 본 연구는 선행 연구들을 참고하고, 본 연구의 접근 방법을 토대로 Fig. 8에서 도시한 바와 같이 울릉도 북동쪽 지역을 지진해일 관측 장비 최적 배치 지역으로 제안하였다.

또한 울릉도 북동쪽에 의해 지진해일 관측 장비 설치 및 운용 시, 현재 기상청 지진해일 관측 장비 중 최우선순위인 울릉도 해일파고계와 연동함으로써 향후 지진해일이 연안에 들어오면서 천수효과 등에 의해 영향을 받은 지진해일 특성을 연구할 수 있으며, 울릉도 도달하기 전 울릉도 지진해일 경보를 시행할 수 있다.

그리고 향후 파원 추정 연구도 고려하였을 때, 지진해일의 주 에너지가 지나가는 지역에 지진해일 관측 장비가 2-4개 있어도 충분하다는 Percival et al.(2011)에 의거하여 울릉도 북동쪽의 3개의 위치를 제안하였다(Fig. 8).

본 연구가 제안한 최적 위치에 지진해일 관측장비가 해저케이블로 구성되거나, DART와 동일한 계류 방식으로 Fig. 8의 위치에 설치된다면, 조기탐지 뿐만 아니라 향후 정량적인 지진해일 파원 추정을 통해 연안 지역의 피해 예측 정확도 향상에도 기여할 수 있다.

본 연구는 향후 40개의 시나리오를 포함한 더 많은 수의 시나리오 그리고 경제성까지 고려하여 지진해일 관측 장비 최적 배치 지역을 연구할 예정이며, 동일한 연구 방법으로 남해안에도 적용할 계획이다.

후 기

본 연구는 한국기상산업기술원(KMI2018-02510)과 한국연구재단 기초연구지원사업(NRF-2017R1A2B4010108)의 지원으로 수행된 연구결과이며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- Abe, I., Imamura, F., 2013. Problems and Effects of a Tsunami Inundation Forecast System During the 2011 Tohoku Earthquake. *Journal of Japan Society of Civil Engineers*, 1(1), 516-520. https://doi.org/10.2208/journalofjsce.1.1_516
- Araki, E., Kawaguchi, K., Kaneko, S., Kaneda, Y., 2008. Design of Deep Ocean Submarine Cable Observation Network for Earthquakes and Tsunamis. *Proceedings of OCEAN 2008-MTS/IEEE Kobe Techno-Ocean*, Kobe Japan, 1-4. <https://doi.org/10.1109/OCEANSKOB.2008.4531071>
- Barnes, C.R., Best, M.M., Zielinski, A., 2008. The NEPTUNE Canada Regional Cabled Ocean Observatory. *Technology* (Crayford, England), 50.
- Cho, Y.S., Lee, J.W., 2013. Hazard Map with Probable Maximum Tsunamis. *Proceedings of the 23th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Alaska USA, 82-85.
- Choi, B.H., Hong, S.J., Pelinovsky, E., 2001. Simulation of Prognostic Tsunami on the Korean Coast. *Journal of Geophysical research Letters*, 28(10), 2001-2006. <https://doi.org/10.1029/2000GL012534>
- Cienfuegos, R., Catalán, P.A., Urrutia, A., Benavente, R., Aránguiz, R., González, G., 2018. What Can We Do to Forecast Tsunami Hazards in the Near Field Given Large Epistemic Uncertainty in Rapid Seismic Source Inversions?. *Geophysical Research Letters*, 45, 4944-4955. <https://doi.org/10.1029/2018GL076998>, 2018.
- Gusman, A., Tanioka, Y., 2014. W Phase Inversion and Tsunami Inundation Modeling for Tsunami Early Warning: Case Study for the 2011 Tohoku Event. *Pure and Applied Geophysics*, 171, 1409-1422. <https://doi.org/10.1007/s00024-013-0680-z>
- Japan Society of Civil Engineers, 2016. Tsunami Assessment Technology for Nuclear Power Plants 2016. [Online] (Updated September 2016) Available at: <http://committees.jsce.or.jp/ceofnp/system/files/NPP_TNMT_2016_main_20170814.pdf> [Accessed September 2019]
- Jeon, Y.J., Lee, S.M., Lim, C.H., Yoon, S.B., 2007. Propagation Characteristics of 1983 Central East Sea Tsunami, *Korean Society of Civil Engineers*, 4572-4575.
- Jho, M.H., Kim G.H., Yoon, S.B., 2019. Construction of Logic Trees and Hazard Curves for Probabilistic Tsunami Hazard Analysis. *Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 31(2), 62-72. <https://doi.org/10.9765/KSCOE.2019.31.2.62>
- Kanazawa, T., 2013. Japan Trench Earthquake and Tsunami Monitoring Network of Cable-linked 150 Ocean Bottom Observatories and Its Impact to Earth Disaster Science. *Journal of Underwater Technology Symposium (UT)*, 2013 IEEE International, 1-5. <https://doi.org/10.1109/UT.2013.6519911>
- Kaneda, Y., Kawaguchi, K., Araki, E., Matsumoto, H., Nakamura, T., Kamiya, S., Ariyoshi, K., Hori, T., Baba, T., Takahashi, N., 2015. Development and Application of an Advanced Ocean Floor Network System for Megathrust Earthquakes and Tsunamis. *Springer Praxis Books*, 643-662. https://doi.org/10.1007/978-3-642-11374-1_25
- Kawai, H., Satoh, M., Kawaguchi, K., Seki, K., 2013. Characteristics of the 2011 Tohoku Tsunami Waveform Acquired around Japan by NOWPHAS Equipment. *Coastal Engineering Journal*, 55(03), 1350008. <https://doi.org/10.1142/S0578563413500083>
- Kim, B.J., Cho, Y.S., 2014. Determination of Tsunami Height

- Distribution with L-moment Method. *Journal of Korean Society of Hazard Mitigation*, 14(1), 311-317. <https://doi.org/10.9798/KOSHAM.2014.14.1.311>
- Kim, H.S., 2008. Occurrence of Tsunami and Warning System. *The Korean Society of Marine Engineering*, 32(4), 490-497.
- Kim, H.S., Kim, K.O., Jung, K.T., Lee, J.S., 2013. Development of Parallel Tsunami Programig Model(I). National Disaster Management Institute. Report No. NDMI-PR-2013-20-02.
- Lee, J.H., Park, E.H., Park, S.C., Woo, S.B., 2015. Development of the Global Tsunami Prediction System Using the Finite Fault Model and the Cyclic Boundary Condition. *Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 27(6), 391-405. <https://doi.org/10.9765/KSCOE.2015.27.6.391>
- Levin, B., Nosov, M., 2009. *Physics of Tsunami*. Springer.
- Meza, J., Catalán, P.A., Tsushima, H., 2018. A Methodology For Optimal Designing Of Monitoring Sensor Networks For Tsunami Inversion. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, Under Review, Discussion started: 22 October 2018.
- Mori, N., Goda, K., Cox, D., 2018. Recent Process in Probabilistic Tsunami Hazard Analysis (PTHA) for Mega Thrust Subduction Earthquakes. In the 2011 Japan Earthquake and Tsunami: Reconstruction and Restoration, 469-485. https://doi.org/10.1007/978-3-319-58691-5_27
- Mueller C., Power W., Fraser S., Wang X., 2015. Effects of Rupture Complexity on Local Tsunami Inundation: Implications for Probabilistic Tsunami Hazard Assessment by Example, *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 120(1), 488-502. <https://doi.org/10.1002/2014JB011301>
- Mulia, I.E., Gusman, A.R., Satake, K., 2017. Optimal Design for Placements of Tsunami Observing Systems to Accurately Characterize the Inducing Earthquake. *Journal of Geophysical Research Letters*, 44(24), 106-12, 115. <https://doi.org/10.1002/2017GL075791>
- National Oceanic and Atmospheric Administration (NOAA), n.d.. Deep-ocean Assessment and Reporting of Tsunamis. [Online] Available at: <<https://nctr.pmel.noaa.gov/Dart/>> [Accessed December 2019].
- Okal, E.A., 2015. The Quest for Wisdom: Lessons from 17 Tsunamis, 2004-2014. *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 373(2053). <https://doi.org/10.1098/rsta.2014.0370>
- Okinawa Prefecture Civil Engineering Department, 2015. Outsourced Setting of Okinawa Tsunami Inundation Assumptions. [Online] (Updated March 2015) Available at: <<https://www.pref.okinawa.jp/site/doboku/kaibo/h27tunami/documents/gaiyoubann4-1.pdf>> [Accessed August 2019].
- Omira, R., Baptista, M.A., Matias, L., Miranda, J.M., Catita, C., Carrilho, F., Toto, E., 2009. Design of a Sea-level Tsunami Detection Network for the Gulf of Cadiz. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, 9(4), 1327-1338. <https://doi.org/10.5194/nhess-9-1327-2009>
- Percival, D.B., Denbo, D.W., Eblé, M.C., Gica, E., Mofjeld, H.O., Spillane, M.C., Tang, L., Titov, V.V., 2011. Extraction of Tsunami Source Coefficients via Inversion of DART@buoy Data. *Journal of Nat. Hazards Earth Syst. Sci*, 58(1), 567-590. <https://doi.org/10.1007/s11069-010-9688-1>
- Pugh, D., Woodworth, P., 2014. *Sea-Level Science: Understanding Tides, Surges, Tsunamis and Mean Sea-Level Changes*. Cambridge University Press, Cambridge
- Rehman, K., Cho, Y.S., 2016. Building Damage Assessment Using Scenario Based Tsunami Numerical Analysis and Fragility Curves. *Journal of Water*, 8(3), 109. <https://doi.org/10.3390/w8030109>
- Schindele, F., Loevenbruck, A., Hebert, H., 2008. Strategy to Design the Sea-level Monitoring Networks for Small Tsunamigenic Oceanic Basins: the Western Mediterranean Case. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, 8(5), 1019-1027. <https://doi.org/10.5194/nhess-8-1019-2008>
- Titov, V.V., Gonzalez, F.I., Bernard, E.N., Eble, M.C., Mofjeld, H.O., Newman, J.C., Venturato, A.J., 2005. Real-time Tsunami Forecasting: Challenges and Solutions. *Natural Hazards*, 35(1), 41-58. <https://doi.org/10.1007/s11069-004-2403-3>
- Wang, X., 2008. Numerical Modelling of Surface and Internal Waves over Shallow and Intermediate Water. ph.D. Dissertation, Cornell University, USA.
- Wu, T.R., Chen, P.F., Tsai, W.T., Chen, G.Y., 2008. Numerical Study on Tsunamis Excited by 2006 Pingtung Earthquake Doublet. *Terrestrial, Atmospheric and Oceanic Sciences*, 19(6), 705-715. [https://doi.org/10.3319/TAO.2008.19.6.705\(PT\)](https://doi.org/10.3319/TAO.2008.19.6.705(PT))
- Yoon, S.B., 2002. Propagation of Distant Tsunamis over Slowly Varying Topography. *Journal of Geophysical Research: ceans*, 107(C10), 3140. <https://doi.org/10.1029/2001JC000791>

Effects of Fluorides in the Flux Cored Wire on the Oxygen Content of Weld Metal

Joo-hyeon Cha¹ and Kook-soo Bang¹

¹Department of Materials System Engineering, Pukyong National University, Busan, Korea

플럭스 코어드 와이어의 불화물 종류에 따른 용접금속 산소량의 변화

차주현¹ · 방국수¹

¹부경대학교 신소재시스템공학과

KEY WORDS: Flux cored wire 플럭스 코어드 와이어, Fluoride 불화물, Weld metal 용접금속, Oxygen content 산소량

ABSTRACT: Various fluorides, i.e., CaF_2 , Na_3AlF_6 , K_2SiF_6 , MnF_3 , MgF_2 , were added to the flux cored wire, and their effects on the oxygen content of the weld metal were investigated. The investigation showed that the oxygen content of weld metal was not influenced by the type of metallic elements in the fluoride; rather, it was influenced by the stability of the arc during welding. While the wire containing MgF_2 showed the most stable arc and the least amount of oxygen in the weld metal, the wire containing MnF_3 showed the least stable arc and the greatest amount of oxygen. Since the deoxidation of the weld metal was not affected by the deoxidation elements, such as Ca and Mg, it was possible to predict the oxygen content of the weld metal by the equilibrium Si-Mn deoxidation thermodynamic model.

1. 서 론

최근 선박이나 해양구조물 건조에서 고강도강의 사용이 증대됨에 따라 용접부 수소균열 발생에 대한 관심이 증대되고 있다. 수소균열은 용접부 중 경화가 쉽게 되는 열영향부에서 주로 발생되나 최근 탄소량을 억제한 고강도강의 사용에 따라 열영향부가 아닌 용접금속에서의 발생에도 관심이 증대되고 있다.

수소균열의 억제를 위해서는 전통적으로 예열이나 층간온도 제어, 그리고 후열처리 등이 시행되었다. 하지만 이런 방법들은 시간과 비용 측면에서 효율적이지 못하여 근본적으로 수소함량이 낮은 저수소형의 용접재료 개발이 요구되어 진다. Matsushita and Liu(2000)은 용접 와이어에 불화물을 첨가하면 아크 분위기에서 분해한 불소가 수소와 반응하여 불화수소를 만드는데, 이 화합물은 용융금속에 녹지 않아 결과적으로 용융금속의 수소량을 억제할 수 있다고 하였다. 그들은 불화물 중 KF와 MnF_3 등이 CaF_2 보다 HF 형성이 용이하여 수소억제에 유용하다고 하였다. Du Plessis et al.(2006)은 염기성계 수용접봉을 사용하여 플럭스 중의 CaF_2 와 NaF의 상대적인 양을 변경하여 용접금속 확산성수소량의 변화를 측정하고, CaF_2 보다 NaF가 수소 저감에 효과적

이라고 하였다. 한편 Bang et al.(2010)은 플럭스 코어드 와이어에 여러 불화물을 첨가하여 용접금속 확산성수소량을 측정하고, CaF_2 가 수소량 저하에 가장 효과적이라고 하였다. 이상의 연구에서 보는 것처럼 용접금속 수소량 저하에 가장 효과적인 불화물의 종류에는 아직 일치된 결과가 없으나 불화물이 용접금속 수소억제에 효과적이라는 것에는 일치된 결과를 보이고 있다.

불화물을 첨가한 용접 와이어를 사용하는 경우 불화물의 종류에 따라 수소량 외에도 용접금속 산소량에도 차이가 날 것으로 예상된다. 즉 강력한 탈산원소인 Ca, Mg 등 알칼리족이나 알칼리토금속족 원소를 함유하는 불화물의 경우 분해된 이들 원소들이 탈산반응을 촉진하여 용접금속 산소량을 감소시킬 것으로 예상된다. 용접금속 산소량은 용접금속 조직 및 인성에 큰 영향을 미친다고 알려져 있어(Grong and Matlock, 1986; Abson, 1989; Babu et al., 1995) 불화물을 첨가한 용접 와이어를 이용하는 경우 용접금속 수소량 이외에도 산소량의 변화에도 유의할 필요가 있다. 하지만 아직까지 이러한 연구는 보이지 않아 본 연구에서는 여러 불화물을 첨가한 플럭스 코어드 와이어를 제조하여 불화물의 종류에 따른 용접금속 산소량의 변화에 대하여 조사하였다.

Received 13 June 2019, revised 6 November 2019, accepted 23 November 2019

Corresponding author Kook-Soo Bang: +82-51-629-6379, ksbang@pknu.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-9062-8824>

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

2. 실험방법

실험에 사용한 용접 와이어는 각각 다른 종류의 불화물을 첨가하여 목표규격 AWS E81T1-K2에 해당되게끔 제조한 직경 1.4mm의 플럭스 코어드 와이어이다. 첨가한 불화물은 CaF₂, Na₃AlF₆, K₂SiF₆, MnF₃, MgF₂ 5종류로 첨가한 양은 총 플럭스 무게의 약 2%이다. 불화물 이외 플럭스 성분은 금속분말과 슬래그 형성제 등으로 모든 와이어에서 동일한 양으로 유지하였다. 저탄소 Al 탈산강 스트립을 사용하여 플럭스 중진을 14%로 와이어를 제조한 후 350°C에서 건조하여 사용하였다.

용접은 인장강도 600MPa 압연강을 사용하여 비드-온-플레이트(Bead-on-plate)로 하였다. 차폐가스는 100% CO₂가스를 사용하였으며 용접조건은 280A-30V-35cm/min로 유지하였다. 용접 후 용접선에 수직으로 절단하여 용접금속 중앙부에서 화학성분 측정과 현미경 조직 관찰을 행하였다. 용접금속 산소량에 미치는 용접 아크 안정성의 영향을 확인하기 위하여 용접 중 각 와이어의 아크 안정성을 측정하였다. 고속 전압전류 측정장치를 이용하여 용접하는 동안 5kHz 주파수로 전류와 전압변화를 측정하였다. 아크 안정성의 또 다른 지표인 용접 중 스패터 발생량도 측정하였다. Fig. 1에 나타난 것과 같은 구리로 만든 스패터 포집장치에 크기가 400×150×25mm인 압연강판을 위치시킨 후 상기와 동일한 용접 조건으로 비드-온-플레이트 용접하였다. 용접횟수는 측정에 필요한 충분한 스패터량을 확보하기 위해 와이어 당 3회로 하였으며, 용접길이는 비드 하나가 300mm가 되도록 하였다. 용접 후 압연강판에 용착된 스패터를 떼어내고 장치 내에 흩어진 스패터를 자석을 이용해 포집하여 전자저울을 이용해 스패터 전체 무게를 측정하였다. 스패터 발생률은 용착 금속 무게에 대한 스패터 무게로 나타내었다.

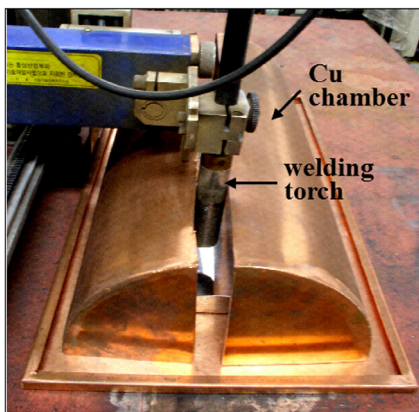


Fig. 1 Apparatus for collecting spatters during welding

3. 실험결과 및 고찰

사용한 와이어에 따른 각 용접금속의 화학성분을 Table 1에 나타내었다. 산소량은 MgF₂를 첨가한 와이어가 0.060%로 가장 낮고 MnF₃를 첨가한 와이어가 0.078%로 가장 높았다. 산소량 이외에 Si와 Mn량도 차이를 나타내었는데 MgF₂를 첨가한 와이어가 각각 0.31%, 1.21%로 가장 높은 값을, MnF₃를 첨가한 와이어가 각각 0.19%, 0.93%로 가장 낮은 값을 나타내었다.

첨가한 불화물 종류에 따라 용접금속에서 산소량이 이러한 차이를 나타내는 원인으로서는 각 와이어에서 불화물 성분원소들의 탈산능력 차이를 먼저 생각할 수 있다. 와이어에 첨가된 불화물은 아크분위기 중에서 기화 및 분해되어 금속 및 불소원자를 형성한다. 불소원자는 H₂ 혹은 H로 존재하는 수소와 결합하여 HF를 형성하나 금속원자는 용융금속에 용해되어 탈산반응을 한다. Fig. 2에 몇몇 금속원소들의 산화물 형성 경향을 나타내었다. Ca와 Mg 원소들이 특히 강력한 탈산원소임을 알 수 있다. 따라서 MgF₂를 첨가한 와이어가 낮은 산소량을 나타내는 것은 Si와 Mn 이외에 Mg에 의한 강력한 탈산이 한 원인인 것으로 생각할 수 있다. 하지만 CaF₂를 첨가한 와이어에서는 Ca의 강력한 탈산능력에도 불구하고 낮은 산소량을 보이지 않는다. 더구나 K₂SiF₆, Na₃AlF₆ 불화물 첨가 와이어의 경우 분해된 K, Na 금속원자가 Ca에 비하여 탈산능력이 떨어짐에도 불구하고 CaF₂를 첨가한 와이어와 산소량에 큰 차이를 나타내지 않는다. 이러한 점으로부터 본 실험에서 Mg를 제외한 불화물 금속원자

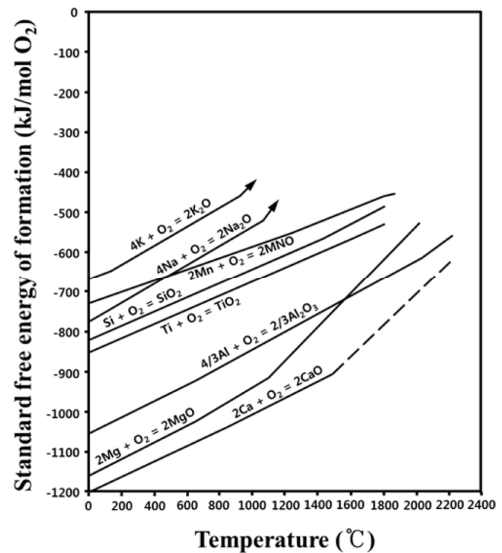


Fig. 2 Standard free energy of formation for selected oxides

Table 1 Chemical composition of weld metals

Fluoride	Chemical composition [wt%]								
	C	Si	Mn	Al	Cr	Ni	Nb	Ti	O
CaF ₂	0.030	0.26	1.16	0.0082	0.094	0.89	0.020	0.030	0.066
Na ₃ AlF ₆	0.030	0.28	1.16	0.0078	0.091	1.03	0.019	0.029	0.066
K ₂ SiF ₆	0.030	0.25	1.16	0.0085	0.091	0.92	0.020	0.029	0.068
MnF ₃	0.028	0.19	0.93	0.0081	0.090	1.03	0.016	0.023	0.078
MgF ₂	0.030	0.31	1.21	0.0080	0.093	0.92	0.021	0.031	0.060

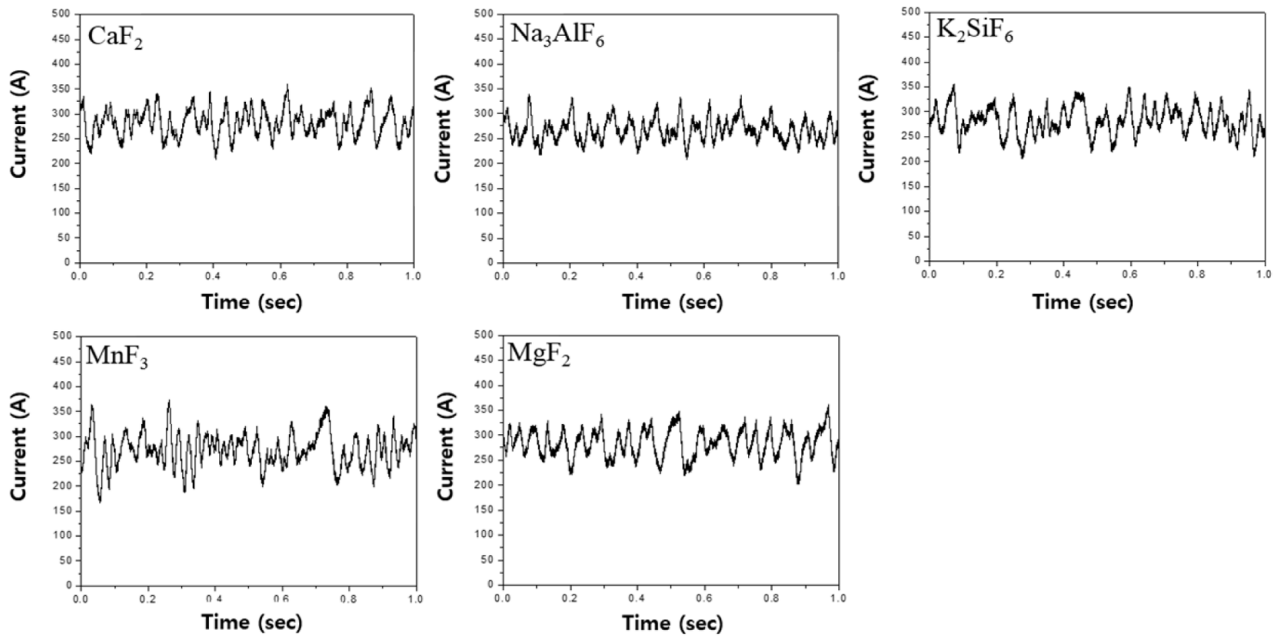


Fig. 3 Comparison of current signals between wires containing different fluorides

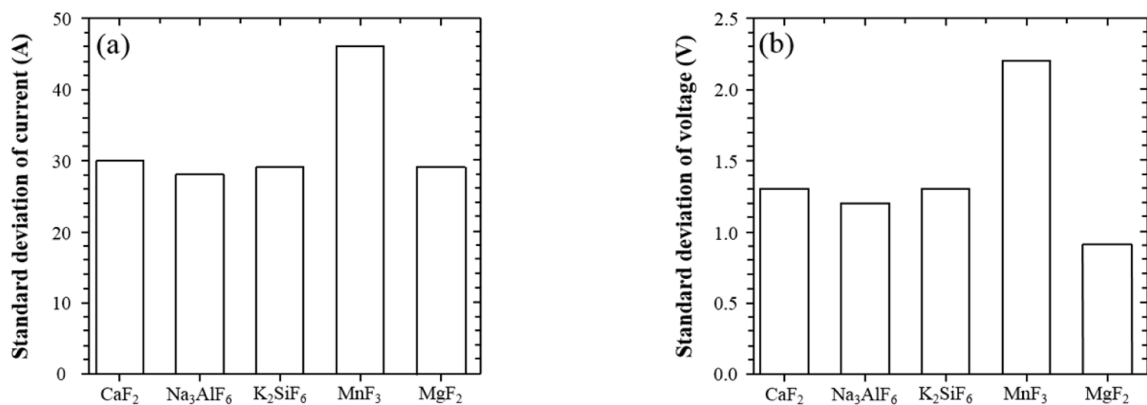


Fig. 4 Comparison of standard deviation of (a) current and (b) voltage between wires containing different fluorides

들의 탈산능력이 용접금속 산소량에 큰 영향을 미치지 않음을 알 수 있다.

일반적으로 용접 중에는 대기로부터 질소, 산소 등 가스성분이 용융금속으로 용해되는 것을 억제하기 위하여 차폐가스가 사용되며 본 실험에서는 100% CO₂ 가스를 사용하였다. 하지만 용접 중 아크가 불안정해지면 차폐가 불안정해져 가스성분의 용해가 증대될 것으로 예상된다. 이러한 아크 불안정에 의한 용접금속 산소량 증대 가능성을 확인하기 위하여 각 와이어의 아크 안정성과 용접금속 산소량과의 상관성을 조사하였다. 아크 안정성의 한 지표로 앞서 실험방법에서 설명한 것처럼 용접 동안 전류와 전압변화를 측정하여 표준편차를 구하였다. Fig. 3에는 각 와이어를 사용하여 280A-30V-35cm/min로 용접하는 동안 전류변화의 한 예를 나타내었다. 이러한 변화로부터 전류와 전압의 표준편차를 계산하여 Fig. 4에 비교하였다. MnF₃ 첨가 와이어의 경우 전류와 전압의 표준편차가 모두 아주 높은 값을 나타내며 MgF₂ 첨가 와이어는 전압 표준편차가 낮다. Fig. 5에는 아크 안정성의 또 다른 지표인 스패터 발생률을 비교한 결과를 나타내었다. 스패터 발생률은 MgF₂ 첨가 와이어가 1.64%

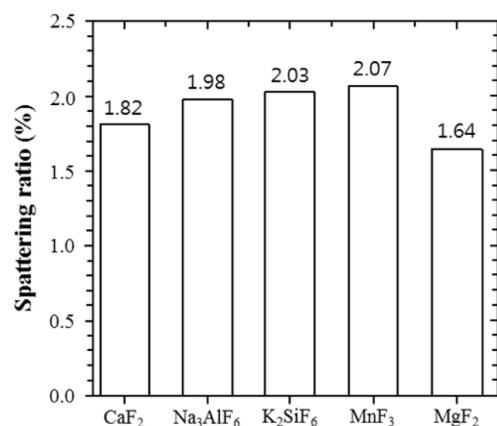


Fig. 5 Comparison of spattering ratio between wires containing different fluorides

로 가장 낮으며 MnF₃ 첨가 와이어가 2.07%로 가장 높았다. 이러한 전류, 전압의 표준편차 그리고 스패터 발생률과 용접금속 산소량의 상관관계를 살펴보면 전압의 편차가 가장 좋은 상관

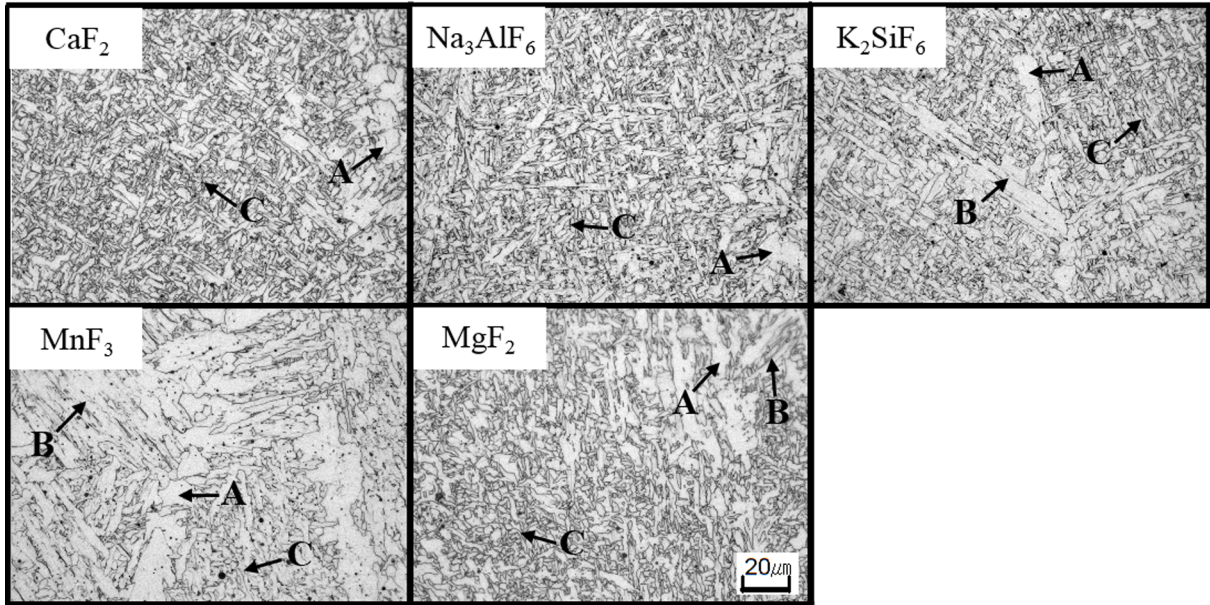


Fig. 6 Comparison of weld metal microstructure between wires containing different fluorides

관계를 나타낸다(수정 결정계수 0.96). 이것은 아크전압이 아크 길이에 비례하기 때문에 전압의 변동에 따라 아크길이가 길어질 경우가 증가하여 대기로부터 산소 혼입이 더욱 많아지기 때문으로 생각된다. 따라서 MgF_2 첨가 와이어가 가장 낮은 산소량을, 그리고 MnF_3 첨가 와이어가 가장 높은 산소량을 나타내는 원인은 불화물 금속원자들의 탈산능력보다 용접 과정 중 아크 안정성, 특히 전압변화에 큰 영향을 미치기 때문인 것으로 판단된다.

각 용접금속의 광학현미경 조직관찰 결과를 Fig. 6에 나타내었다. 모든 용접금속이 입계에서 입계페라이트, 입내에서 침상페라이트와 페라이트 사이드 플레이트를 나타내나, MnF_3 첨가 와이어의 경우 다른 와이어에 비해 상대적으로 입계페라이트(A로 표시)와 페라이트 사이드 플레이트(B로 표시)가 많고 침상페라이트(C로 표시)가 적다. 용접금속 인성이 침상페라이트가 많을수록 증가함을 고려하면(Ishikawa and Takahashi, 1995; Bala et al., 1993) MnF_3 첨가 와이어의 용접금속은 다른 용접금속에 비하여 인성이 열악할 것임을 알 수 있다.

동일한 용접조건에서 용접금속 조직은 화학성분에 의하여 결정되는 경화능에 큰 영향을 받는다. 하지만 산소도 산화물 형성에 의한 결정립 성장 억제 효과와 침상페라이트 핵생성 효과 등에 의하여 조직 형성에 큰 영향을 미친다(Horii et al., 1995; Hidaka et al., 2008; Okazaki et al., 2009). 따라서 본 실험에서 MnF_3 첨가 와이어 용접금속이 다른 용접금속에 비하여 입계페라이트와 페라이트 사이드 플레이트가 많고 침상페라이트가 적은 것은 용접금속 중 Si와 Mn량의 차이에 의한 경화능의 차이와 산소량의 차이에 기인하는 것으로 판단된다.

용융금속의 탈산에 불화물 금속원자들이 큰 영향을 미치지 않는다면 탈산은 주로 Si와 Mn에 의하여 일어날 것이다. 이런 점은 산소량이 많은 MnF_3 와이어 용접금속에서 Si와 Mn량이 적은 것으로도 확인할 수 있다. 따라서 다음에는 Grong et al.(1986)이 제안한 방법에 따라 본 실험에서 Si-Mn 탈산에 의한 용접금속 산소량의 예측을 시도하였다. Si-Mn 탈산반응에 의하

여 형성되는 산화물이 망간규산염(Manganese silicate)이라 하면 이 규산염에서 SiO_2 가 미포화되어 SiO_2 의 활동도가 낮을수록 계속적으로 탈산반응이 일어날 것이다. 따라서 탈산반응의 정도, 즉 용접금속 산소량은 망간규산염 중의 SiO_2 활동도에 의하여 지배된다. 용접금속 중 Si와 O의 반응에 의한 SiO_2 형성반응과 그때의 평형상수 K_1 은 다음 식 (1), (2)와 같다.

$$[Si] + 2[O] = (SiO_2) \quad (1)$$

$$K_1 = a_{SiO_2} / [\%Si][\%O]^2 \quad (2)$$

여기서 $[\%Si]$ 와 $[\%O]$ 는 각각 용융금속에서 SiO_2 와 평형하는 Si량과 산소량을, a_{SiO_2} 는 SiO_2 의 활동도를 나타낸다. 따라서 a_{SiO_2} 만 알면 위의 식 (2)를 이용하여 주어진 온도에서 평형산소량을 계산할 수 있다. Walsh and Ramachandran(1963)에 따르면 Fe-Mn-Si-O계에 있어서 탈산생성물 중 a_{SiO_2} 는 다음 식 (3)과 같이 주어진다. 따라서 식 (2)와 (3)을 결합하면 용융금속 중 $[\%Si]$ 와 $[\%Mn]$ 과 평형하는 산소량, $[\%O]$ 를 나타내는 식 (4)를 얻을 수 있다.

$$a_{SiO_2} = K_2 [\%Mn][\%Si]^{-0.5} \quad (3)$$

$$[\%O] = K_3 [\%Si][\%Mn]^{-0.25} \quad (4)$$

여기서 식 (4)의 평형상수 K_3 는 $(K_2/K_1)^{0.5}$ 로 아래의 식 (5)와 같이 주어진다.

$$\log K_3 = -15,518 / T + 6.01 \quad (5)$$

Fig 7에 본 실험에서 용접금속 중 산소량의 변화를 ($[\%Si][\%Mn]^{0.25}$)에 따라 나타내었다. 그림에서 실선은 용융금속의 온도를 1845°C로 하여 계산한 경우로 측정된 Si, Mn 및 산소량과 잘 대응하고

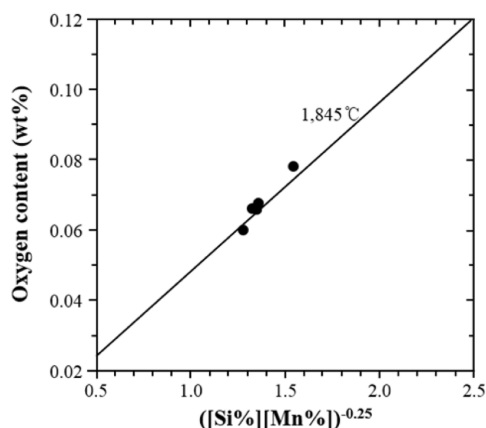


Fig. 7 Relationship between weld metal oxygen content and deoxidation parameter $([Si\%][Mn\%])^{-0.25}$

있다. 즉 불화물 첨가 와이어를 사용하여 용접한 본 실험에서 용접 금속의 산소량은 반응온도가 1845°C 인 Si-Mn 탈산을 가정한 평형 열역학을 가정하여 예측 가능함을 알 수 있다.

4. 결 론

CaF₂ 등 여러 불화물을 첨가한 플럭스 코어드 와이어를 제조한 후 100% CO₂ 용접하여 불화물 종류에 따른 용접금속 산소량의 변화를 조사한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 용접금속의 산소량은 불화물 금속원자들의 탈산능력보다 용접 과정 중 아크 안정성에 더 큰 영향을 받는 것으로 확인할 수 있었다.

(2) MgF₂ 첨가 와이어가 가장 안정한 아크를 그리고 MnF₃ 첨가 와이어가 가장 불안정한 아크를 나타내어, 그에 따라 용접금속에서 각각 가장 낮은 산소량과 높은 산소량을 얻었다.

(3) 용융금속의 탈산, 즉 용접금속의 산소량은 첨가한 불화물의 종류와 상관없이 반응온도가 1845°C 인 Si-Mn 탈산을 가정한 평형열역학에 의하여 예측 가능함을 확인할 수 있었다.

후 기

이 논문은 부경대학교 자율창의학술연구비(2019년)에 의하여 연구되었음.

References

- Abson, D., 1989. Non-metallic Inclusions in Ferritic Steel Weld Metals. *Welding in the World*, 27(3/4), 76-101.
- Babu, S.S., David, S.A., Vitek, J.M., Mundra, K., DebRoy, T., 1995. Development of Macro- and Microstructures of Carbon-Manganese Low Alloy Steel Welds: Inclusion Formation. *Materials Science and Technology*, 11(2), 186-199. <https://doi.org/10.1179/mst.1995.11.2.186>
- Bala, S.R., Malik, L., Braid, J.E.M., 1993. Evaluation of FCAW Consumables for Offshore and Arctic Structure Fabrication. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 115(2), 76-82. <https://doi.org/10.1115/1.2920094>
- Bang, K.-S., Jung, H.-C., Han, I.W., 2010. Comparison of the Effects of Fluorides in Rutile-Type Flux Cored Wire. *Metals and Materials International*, 16(3), 489-494. <https://doi.org/10.1007/s12540-010-0622-6>
- Du Plessis, J., Du Toit, M., Pistorius, P., 2006. Reducing the Diffusible Hydrogen Content of Shielded Metal Arc Welds by Means of Fluoride and Calcite Flux Additions. *IIW Doc.*, II-1590-06.
- Grong, O., Matlock, D.K., 1986. Microstructural Development in Mild and Low-Alloy Steel Weld Metals. *International Metals Reviews*, 31(1), 27-48. <https://doi.org/10.1179/imtr.1986.31.1.27>
- Grong, O., Siewert, T., Martins, G., Olson, D., 1986. A Model for the Silicon-Manganese Deoxidation of Steel Weld Metal. *Metallurgical Transactions A*, 17(10), 1797-1807. <https://doi.org/10.1007/BF02817277>
- Hidaka, T., Suenaga, K., Okazaki, Y., Ishida, H., 2008. Influence of Oxides on Microstructure and Notch Toughness of Weld Metal with Flux Cored Wires for High Strength Steel. *IIW Doc.*, II-1710-09.
- Horii, Y., Ichikawa, K., Ohkita, S., Funaki, S., Yurioka, N., 1995. Chemical Composition and Crystal Structure of Oxide Inclusions Promoting Acicular Ferrite Transformation in Low Alloy Submerged Arc Weld Metal. *Quarterly Journal of Japan Welding Society*, 13(4), 500-507. <https://doi.org/10.2207/qjw.13.500>
- Ishikawa, F., Takahashi, T., 1995. The Formation of Intragranular Ferrite Plates in Medium-carbon Steels for Hot-forging and Its Effect on the Toughness. *ISIJ International*, 35(9), 1128-1133. <https://doi.org/10.2355/isijinternational.35.1128>
- Matsushita, M., Liu, S., 2000. Hydrogen Control in Steel Weld Metal by Means of Fluoride Additions in Welding Flux. *Welding Journal*, 79(10), 295s-303s.
- Okazaki, Y., Ishida, H., Suenaga, K., Hidaka, T., 2009. Influence of Oxide Inclusion Compositions on Microstructure and Toughness of Weld Metal for High Strength Steel. *Quarterly Journal of Japan Welding Society*, 27(2), 131-138. <https://doi.org/10.2207/qjw.27.131>
- Walsh, R., Ramachandran, S., 1963. Equilibrium in the Fe-Mn-Si-O System. *Transactions of Metallurgical Society of AIME*, 227(6), 560-562.

Behavior-based Control Considering the Interaction Between a Human Operator and an Autonomous Surface Vehicle

Yonghoon Cho^{ID*}, Jonghwi Kim^{ID*}, Jinwhan Kim^{ID*}, Yongjin Jo^{ID**} and Jaekwan Ryu^{ID**}

^{*}Department of mechanical engineering, KAIST, Daejeon, Korea
^{**}Unmanned/Robotic systems, LIG Nex1 CO., Ltd., Pangyo, Korea

운용자와 자율 무인선 상호 작용을 고려한 행위 기반의 제어 알고리즘

조용훈^{ID*} · 김종휘^{ID*} · 김진환^{ID*} · 조용진^{ID**} · 유재관^{ID**}

^{*}한국과학기술원 기계공학과
^{**}LIG넥스원 미래기술연구소

KEY WORDS: Behavior based control 행위기반제어, Unmanned surface vehicles 무인선, Robot system architecture, 로봇 시스템 구조, Artificial intelligence 인공지능, Human operator 운용자

ABSTRACT: With the development of robot technology, the expectation of autonomous mission operations has increased, and the research on robot control architectures and mission planners has continued. A scalable and robust control architecture is required for unmanned surface vehicles (USVs) to perform a variety of tasks, such as surveillance, reconnaissance, and search and rescue operations, in unstructured and time-varying maritime environments. In this paper, we propose a robot control architecture along with a new utility function that can be extended to various applications for USVs. Also, an additional structure is proposed to reflect the operator's command and improve the performance of the autonomous mission. The proposed architecture was developed using a robot operating system (ROS), and the performance and feasibility of the architecture were verified through simulations.

1. 서 론

최근 로봇이 운용되는 임무 및 환경이 복잡해지고 요구되는 기능 수준이 향상됨에 따라 복잡한 상황에 대응하기 위한 로봇 시스템 구조(Robot system architecture)와 함께 이를 구현 가능한 소프트웨어 도구의 필요성이 증가하고 있다(Kortenkamp et al., 2016). 특히, 끊임없이 변화하는 비정형화된 환경을 인지하고 이에 대해 대응하는 기능이 필수적으로 요구되는 무인 이동체(Unmanned vehicles)는, 공장자동화 시스템과 같이 반복된 작업을 수행하는 로봇과 달리, 복잡하게 구성된 체계(System)를 세분화된 하위체계(Sub-system)로 분리하여 체계화 할 필요성이 더욱 높다(Siciliano and Khatib, 2016). 이러한 필요성에 맞춰 Brooks(1986)은 기존의 기능(function) 중심의 시스템을 행위(Behavior) 중심의 시스템으로 변경하여 다수 임무, 다수 센서, 강건성, 확장성에 강점이 있는 행위 기반 로봇(Behavior-based robot)을 제안한 바 있다.

무인선의 경우 감시, 정찰, 수색, 인명구조 등의 다양한 임무를 여러 종류의 센서를 활용하여 수행하되 임무 환경인 해양 환경에서의 강건한 성능을 확보하기 위해 행위 로봇 구조의 활용이 시도되었다. 대표적인 연구 사례들로, Benjamin et al. (2006)은 Mission oriented operating suite(MOOS) 기반의 행위 로봇 구조를 설계하고 무인선에 적용하였으며, 미 제트추진연구소(JPL, Jet Propulsion Laboratory)는 행위 로봇 기반의 Control architecture for robotic agent command and sensing (CARACAS)을 무인선에 적용하여 자율운항 및 협업구조를 실험실에서 테스트 하였다(Elkins et al., 2010; Wolf et al., 2017).

기존 연구의 경우 무인선을 포함하는 무인 이동체 내의 인공지능을 최대로 구현하는 연구에 중점을 두고 있으나, 실제적인 무인선 운용은 임무 수행 간 원격 운용자의 개입 및 감시가 필수적으로 요구된다. 따라서, 무인선이 만족스러운 임무 수행 능력을 보이지 않거나 특수 상황에서의 필요성에 따라 운용자의 의도를 반영한 의사 결정이 이루어져야 하겠으나, 기존 시스템

Received 11 October 2019, revised 1 November 2019, accepted 23 November 2019

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

© 2019, 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.

의 경우 임무 수행 시 원격 운용자와 무인선과의 상호 작용을 통한 행동 선택(Action selection)에 대한 고려 없이 운용자가 모든 절차를 전적으로 제어하는 원격 조작(Remote operation)의 초보적 개념에 치우쳐 있는 것이 현실이다.

따라서, 본 연구에서는 무인선의 임무 수행 시 자율 운항 핵심 기능을 유지하되 원격 운용자의 의도를 함께 고려하여 의사결정이 가능한 운용자와 자율 알고리즘의 상호 협력적 무인선 로봇 시스템 구조를 제안한다. 우선, 운용자의 개입 없이 무인선의 자율임무 수행이 가능하도록 행위 기반의 로봇 시스템 구조를 설계하고, 원격 운용자의 명령 시 해당 명령을 고려하기 위한 구조를 설계하고 추가하였다. 여러 행위가 복합적으로 행해질 때, 최종 목표 행동을 계산하기 위하여 행동 공간(Action space) 내에서의 행동 평균(Action averaging)방법을 활용한 행동 선택 방법을 사용하였으며, 이를 무인선에 적용하기 위해 효용 함수(Utility function)를 설계하였다. 설계된 구조의 유용성을 확인하기 위하여, 소프트웨어 도구로서 Robot operating system(ROS)을 활용하였으며(Koenig and Howard, 2004), 시뮬레이션을 활용하여 해당 방법의 유용성을 검증하였다.

2. 행위 기반 로봇

운용자의 개입 없이 무인선의 자율임무 수행을 위한 기본 행위 기반 구조를 Fig. 1과 같이 설계하였다. 구조는 입력순서에 따라 행위 관리 도구(Behavior manager), 행위의 병렬적 집합, 최적화 도구(Optimizer)의 세 가지 주 요소로 구성되어 있다. 센싱/인지 시스템은 행위 기반 구조에 무인선이 임무를 수행하기에 충분하도록 발생한 위치와 속도를 포함하는 운동 정보와 해당 정보의 유형을 제공한다고 가정하였으며, 이를 이벤트(Event)로 정의하였다. 행위 관리 도구는 센싱/인지 시스템에서 수신한 이벤트 정보를 바탕으로 하여 실행 중인 행위의 관리를 담당하며, 각 행위는 행위에 알맞은 행동 공간에서의 효용 함수를 생성하고, 최적화 도구는 행동 공간 내에서 최적의 행동을 찾는 역할을 담당한다.

운용자가 무인 이동체에 명령(Command)을 내리기 위해서는 운용자의 명령을 로봇이 이해 가능하도록 변형하여 로봇이 반영할 수 있게 해야 한다. 행위 기반 로봇의 경우 이를 다른 구조에 비해 쉽게 구현할 수 있다는 장점이 존재하며, 무인 이동체의 자율임무 수행 시 운용자의 개입에 의한 구조는 Fig. 2와 같다. 기존 무인 이동체의 판단 구조에 운용자의 명령을 반영할 수 있는 구조를 추가했으며, 명령 관리 도구와 각 명령의 집합

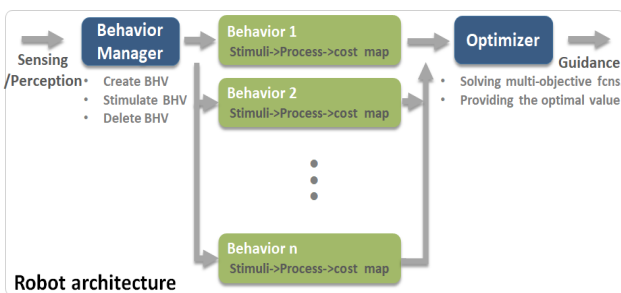


Fig. 1 Behavior based architecture without a human operator.

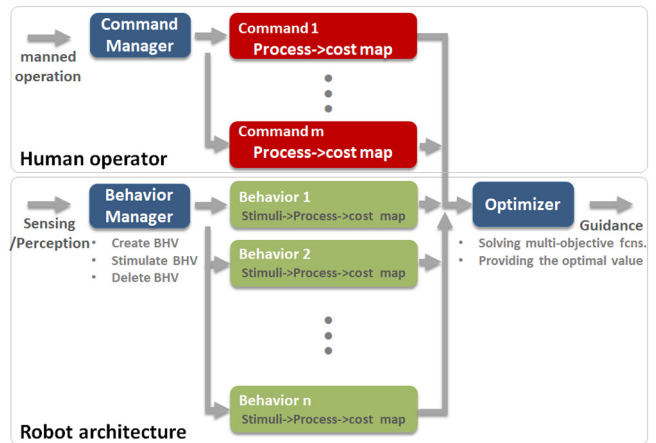


Fig. 2 Behavior based architecture with a human operator; Green boxes represent the behavior and red boxes represent the command from a human operator.

으로 이루어져 있다. 무인 이동체의 행동 관리 도구 및 행위와 명령 관리 도구 및 명령의 집합은 각 요소끼리 대응적인 관계를 갖고 유사한 기능을 수행하며, 명령은 무인 이동체가 이해할 수 있는 행위의 일종으로 표현되어 운용자의 명령을 무인 이동체가 자신의 판단 하에서 수행할 수 있도록 한다. 최적화 도구에서는 기존의 행위만을 고려하던 기능에서 추가된 명령에서의 효용 함수를 추가적으로 고려하여 최적의 행동을 찾으려 한다.

하지만, 기존 무인 이동체의 행위 판단 구조와는 다르게 센싱/인지 시스템이 따로 존재하지 않고, 사람이 인지 정보를 통하여 판단으로 얻어낸 명령을 입력으로 사용하며, 명령을 관리하기 위한 명령 관리 도구는 운용자가 내린 모든 명령을 수행할 수 있도록 동작하고, 명령은 행위보다 상위 개념으로서 행위보다 우선적으로 수행하도록 한다.

2.1 행위 관리 도구 및 명령 관리 도구의 설계

행위 관리 도구는 센싱/인지 시스템에서 수신한 이벤트 정보를 바탕으로 하여 행위의 생성(Create)/자극(Stimulate)/제거(Delete)를 담당한다. 행위 관리 도구 내 행위의 생성 기능은 무인선의 센서/인지 시스템에서 수신받은 이벤트에 적합한 행위를 생성하는 역할을 수행하며, 이벤트가 다수 발생하는 상황에서도 이에 해당하는 적합한 다수 행위를 생성하도록 설계되었다. 센싱/인지 시스템으로부터 전달된 이벤트와 이에 대응하는 행위의 조합은 일대일 혹은 필요 시 다대다로 조합되도록 구성되었다.

행위의 자극 기능은 수행된 행위 중 수행이 요구되는 이벤트에 대하여 행위를 자극하여 적합한 업무를 수행할 수 있도록 하며, 자극으로 인해 임무를 수행 중인 행위의 상태를 활성화(Activation) 상태로 정의하고, 임무를 수행 중이지 않은 행위는 비활성화(Deactivation) 상태로 정의하여 무인선이 수행해야 하는 행위를 분류하였다. 행위의 자극은 생성된 모든 행위 중 일정 반경 이내에 존재하는 이벤트에 대하여 실시하며, 일정 반경 밖의 이벤트는 비활성화되도록 설계하였다.

행위의 제거 기능은 수행 완료된 이벤트를 다시 수행하지 않기 위하여 해당 행위를 제거하는 기능을 수행하며, 수행 완료된 이벤트에 대하여 해당하는 다수의 행위를 동시에 제거하거나,

혹은 이벤트에 대한 일부 행위를 제거하는 역할을 수행하도록 설계하였다.

명령 관리 도구는 행위 관리 도구와 유사한 기능을 수행하지만, 운용자의 명령 전달 시 이미 명령이 생성된 상태로 간주하고 명령의 생성 시 자극을 동시에 수행하며, 명령 내린 행위가 완료된 것으로 판단 시 명령을 제거하도록 설계되었다.

2.2 행동 선택 알고리즘(Action selection mechanism)

행동 선택 알고리즘은 그 종류에 따라 크게, 경쟁적(Competitive) 구조와 협력적(Cooperative) 구조로 구분할 수 있으며(Arkin, 1998), 행위가 동시에 수행될 때 경쟁적 구조는 하나의 행위 혹은 행동을 선택하나 협력적 구조는 여러 개의 행위를 조합하여 하나의 새로운 행동을 제시한다. 운용자의 명령을 포함하는 순차적이지 않은 다수의 행동을 동시에 수행하기 위해서는 하나의 행동을 선택하는 구조는 실제로 비효율적이므로, 협력적 구조의 일 환인 행동 공간 내에서 최선의 행동을 선택하는 방법을 선택하였다.

행동 공간은 현재 운동상태에서 목표로 하는 운동상태의 집합이며, 목표 속력과 목표 침로의 순서쌍인 아래의 식으로 나타낼 수 있다.

$$A = \{ \langle \psi_i, V_i \rangle \mid |V_i - V| < \gamma_V, V > 0, |\psi_i - \psi| < \gamma_\psi \} \quad (1)$$

여기서, V_i 와 ψ_i 는 목표 속력과 목표 침로의 행동 공간 집합의 요소를 의미하며, V 와 ψ 는 현재 운동체의 속력과 침로를 의미한다. 현재 속력과 침로에서 도달 가능한 목표 속력과 침로를 행동 공간으로 정의하기 위하여 속력과 침로 변화량의 문턱값 γ_V 와 γ_ψ 를 사용하였다.

각 행동 공간 내에서 효용 함수를 f_k 로 정의 시 효용 함수는 행위의 함수로 표현이 가능하며, 최적의 행동은 아래의 식으로 나타낼 수 있다.

$$\langle \hat{\psi}, \hat{V} \rangle = \operatorname{argmax}_{\langle \psi_i, V_i \rangle \in A} \left[\sum_{k=1}^n w_k f_k(\psi_i, V_i) \right] \quad (2)$$

여기서, $\langle \hat{\psi}, \hat{V} \rangle$ 는 최적 행동의 순서쌍을 의미하며, w_k 는 k 번째 행위의 가중치를 의미한다. 무인 이동체가 행해야 하는 우선 순위가 높은 행위일수록 높은 가중치를 갖는다.

운용자의 명령을 반영하기 위하여, 행위의 효용 함수에 명령으로 인해 생긴 효용 함수를 추가적으로 고려한다. 명령은 행위와 같은 행동 공간 내에서 행위와 함께 반영되나, 그 우선 순위는 행위에 비하여 우선 순위가 높으며, 명령이 반영된 최적의 행동은 아래의 식으로 나타낼 수 있다.

$$\langle \hat{\psi}, \hat{V} \rangle = \operatorname{argmax}_{\langle \psi_i, V_i \rangle \in A} \left[\sum_{k=1}^n w_k f_k(\psi_i, V_i) + \sum_{k=1}^m w_k^c f_k^c(\psi_i, V_i) \right] \quad (3)$$

여기서, w_k^c 는 k 번째 명령의 가중치를 의미하고, f_k^c 는 k 번째 명령의 효용 함수를 나타낸다. 명령 또한 행위와 마찬가지로 명령의 종류에 따라 그 우선 순위가 달라지거나, 혹은 운용자의 운용

에 따라 그 우선 순위가 달라지므로 가중치를 통하여 명령 수행 순위를 조절한다.

3. 무인선을 위한 행위 기반 구조의 적용

무인선의 자율 임무 수행 시 운용자와의 상호 작용을 위하여 행위기반구조 내 적절한 행위 및 임무의 설계가 필요하다. 무인선이 수행 가능한 임무는 기본적으로 익수자 구출, 의심 선박 추적, 고정 장애물 및 이동 장애물의 회피로 설정하였으며, 행위 기반 로봇의 특성상 무인선의 추가 임무 수행 필요 시 설계 및 추가가 가능하다.

또한, 운용자와의 상호 작용을 위해서 운용자가 무인선에게 전달 가능한 명령의 설계가 요구되며, 해당 명령은 회피와 이동으로 설정하였다. 앞선 행위 기반 로봇의 특성과 동일하게 회피와 이동 이외에 운용자가 내릴 수 있는 추가 명령이 필요 시 설계 및 추가가 용이하다.

3.1 무인선 행위의 설계

행위는 전달받은 이벤트에 따라 익수자와 추종 선박은 이동(Go)행위, 고정 장애물은 회피(Avoid)행위, 회피선박은 회피행위와 규정 준수(Rule-compliant) 행위를 동시에 수행하는 반응(Reactive)구조로 설계되었으며, 전역경로를 추종하는 행위는 이동 행위의 연속으로 설계하였다. 이동 행위는 자신의 속도 좌표계로 이루어진 행동 공간 내에서 추종제어(Pursuit guidance)를 이용하여 이벤트의 발생 지점으로 이동하는 목적함수를 생성하며, 회피 행위는 행동 공간 내에서 최근접 거리(DCPA, Distance to the closest point of approach)를 기반으로 목적함수를 생성하였다. 행동 공간 내에서 이동 행위와 회피 행위의 효용함수 f^{go} 와 f^{av} 는 각각 식 (3)과 식 (4)와 같다.

$$f_i^{go} = 1 - \frac{\alpha_\psi |\beta - \psi_i| + \alpha_V |V - V_i|}{\max(\alpha_\psi |\beta - \psi_i| + \alpha_V |V - V_i|)} \quad (3)$$

$$f_i^{av} = \begin{cases} 0 & \text{if } DCPA_i < \gamma_{DCPA}^{\min}, \\ 1 & \text{if } DCPA_i > \gamma_{DCPA}^{\max}, \\ \frac{0.9(DCPA_i - \gamma_{DCPA}^{\min})}{(\gamma_{DCPA}^{\max} - \gamma_{DCPA}^{\min})} & \text{otherwise} \end{cases} \quad (4)$$

여기서 ψ_i 와 V_i 는 행동 공간 내 자신의 행동을 의미하고, α_ψ 와 α_V 는 행동 공간의 속도와 방위각의 가중치를 의미한다. $DCPA_i$ 는 순서쌍 $\langle \hat{\psi}_i, \hat{V}_i \rangle$ 에서의 최근접 거리를 의미하며, γ_{DCPA}^{\min} 와 γ_{DCPA}^{\max} 는 회피 행위를 생성하기 위한 최근접거리의 하계(Lower bound) 문턱값과 상계(Higher bound) 문턱값을 의미한다. 규정 준수 행위는 장애물의 조우 시 국제해상충돌예방규칙(COLREGs, International regulations for preventing collisions at sea)을 생성하도록 구성되며(Kuwata et al., 2013), 회피 행위와 복합적으로 구성된다. 경로 추종 행위는 임무 시작 전 설정되거나, 임무 도중 자동으로 생성된 일련의 경유점을 추종하는 역할을 수행하며, 이동 행위의 순차적 집합으로 구현되어 있다. 목표 경유점에 도착 시 다음 경유점으로 변경하는 경유점 변경 알고리즘(Waypoint

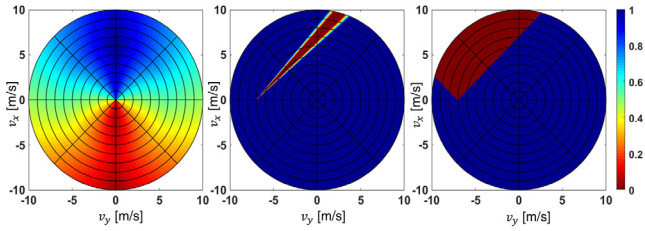


Fig. 3 Examples of behavior cost in the action space; go behavior (left); avoid behavior (center); rule-compliant behavior (right).

shifting algorithm)이 존재하여 이동 행위를 통한 순차적인 경유점 추종을 가능하게 한다. 각 행위의 행동 공간 내 효용 함수의 예시는 Fig. 3과 같다.

3.2 무인선 명령의 설계

무인선과의 상호 작용을 위한 명령의 설계는 이동과 회피로 설계하였다. 운용자가 내리는 명령은 그 명령의 목적보다는 명령에 대응되는 행위가 중요하므로, 명령에 따른 행위가 직관적으로 대응되도록 설계하였으며, 이동 명령은 이동 행위를 생성 및 자극하며, 회피 명령은 회피 행위를 생성 및 자극하도록 설계 되었다. 이동 명령과 회피 명령에 대한 효용 함수는 각 명령에 대응되는 식 (3)과 식 (4)와 같으며, Fig. 3의 왼쪽 및 중앙과 동일하다.

4. 시뮬레이션 결과

제안하는 구조의 유용성을 검증하기 위하여, Fig. 4 및 Table 1과 같은 시뮬레이션 환경에서 무인선의 자율임무 수행을 확인하였다.

시뮬레이션은 미리 설정된 전역경로와 고정장애물 3대, 이동 장애물 1척, 무인선이 구출해야 하는 조난자 2명으로 구성되어 있다. 무인선은 행위 기반 구조에 기반하여 각 상황에 맞는 행동을 계산하며, 운용자가 중간에 내리는 명령을 수행하며 자동 임무 수행을 하도록 한다. 시뮬레이션 시 각 임무의 탐지 및 인식 거리는 300m이며, 임무의 완료는 20m 이내로 임무에 접근할 경우로 가정하였다. 각 행위를 실행하기 위한 행위의 가중치는 Table 2와 같다.

Table 1 Simulation environment

Event	State			
	x [m]	y [m]	Heading [°]	Speed [m/s]
Buoy1	300.0	-250.0	-	-
Buoy2	-200.0	100.0	-	-
Buoy3	200.0	100.0	-	-
MO1*	50.0	-50.0	135.0	2.0
Person1	-300.0	100.0	-	-
Person2	200.0	200.0	-	-
waypoint	400.0	-400.0	-	-

*MO: Moving obstacle

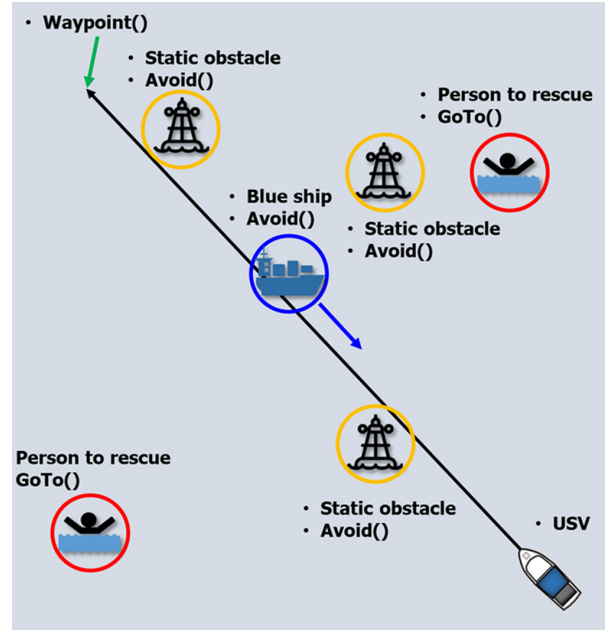


Fig. 4 Initial simulation environment with person to rescue, static obstacles and moving obstacles.

Table 2 Weighting parameter (w_k, w_k^c)

	Event	Parameter (w_k, w_k^c)
Event	Waypoint	0.5
	Rescue	2.0
	Static obstacle	5.0
	Moving obstacle	5.0
Command	Avoid	10.0
	Go	1.0

행위의 가중치는 가중치의 절대치 보다는 행위의 우선순위인 상대값이 큰 의미를 가지며, 유사한 이벤트에 대하여 운용자의 명령이 무인선의 행위에 비하여 높은 우선순위를 갖기에 더 높은 가중치를 부여하였다. 또한, 장애물회피와 같이 무인선 안전을 위협하는 상황에 대한 가중치는 명령 및 행위에 상관없이 높은 가중치를 가지며, 상대적으로 임무를 수행하거나 이동하는 명령 및 행위는 낮은 가중치를 갖도록 설계하였다.

4.1 시뮬레이션 결과

Fig. 5-7은 각각 사용자 명령이 존재하지 않는 경우, 이동 명령이 존재하는 경우, 회피 명령이 존재하는 경우의 주요 시간별 결과이다. 각 결과 그래프의 좌측은 무인선의 시간별 임무 수행을 묘사하며, 우측은 그 순간의 무인선의 속도 좌표계에서의 행동 공간 내 효용 함수를 나타낸다. 임무 수행 묘사 그림에서 흑색 실선은 무인선의 전역 경로이며 흑색 파선은 무인선의 이동 경로이다. 청색 오각형은 무인선을, 황색 오각형은 이동 장애물을 나타내며, 적색, 녹색, 주황색, 자색 원은 각각 고정 장애물, 익수자, 이동 명령, 회피 명령을 나타낸다. 또한, 회색 실선은 현재 활성화된 이벤트를 나타낸다.

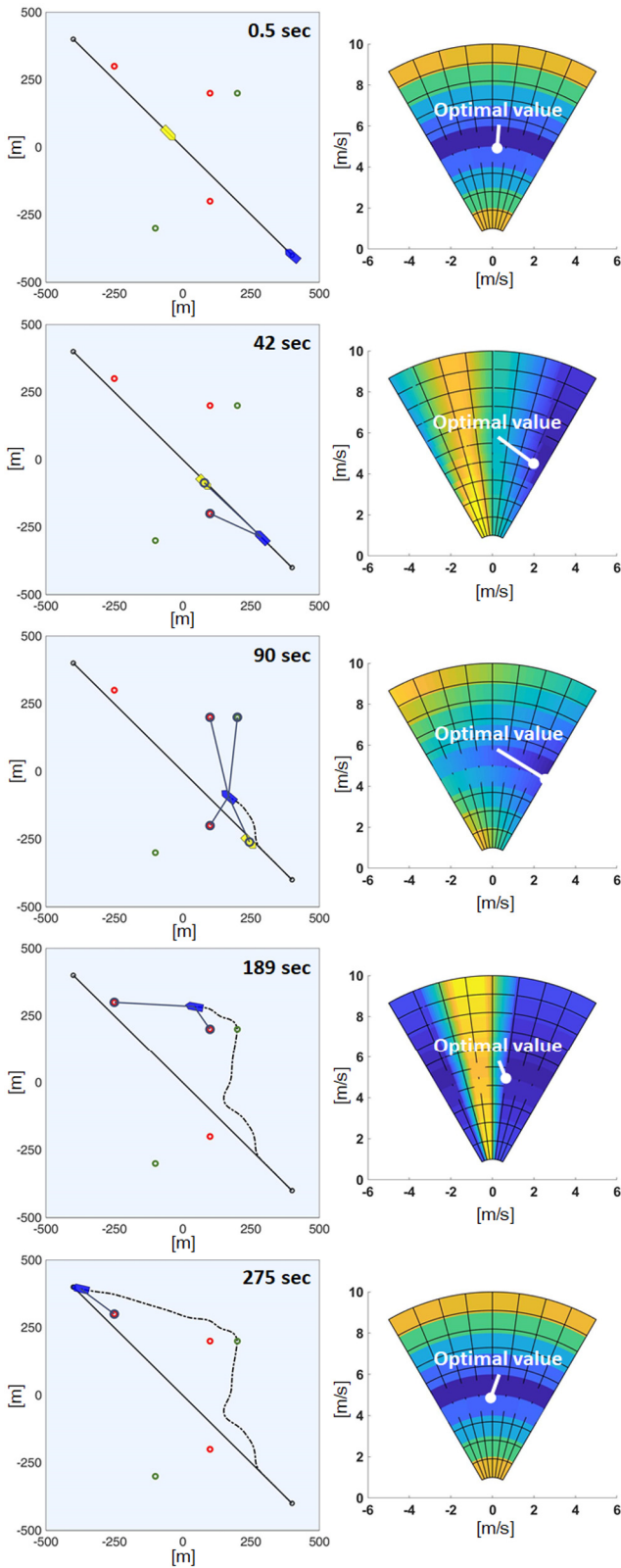


Fig. 5 Simulation result without user command; trajectory and mission (left); utility function in action space (right).

Fig. 5의 사용자의 명령이 존재하지 않는 경우에는 주어진 전역 경로를 추종하며, 무인선이 처한 상황에 따라 고정 및 이동 장애물을 회피하고, 익수자를 구출하며 최종 경유점에 도착한

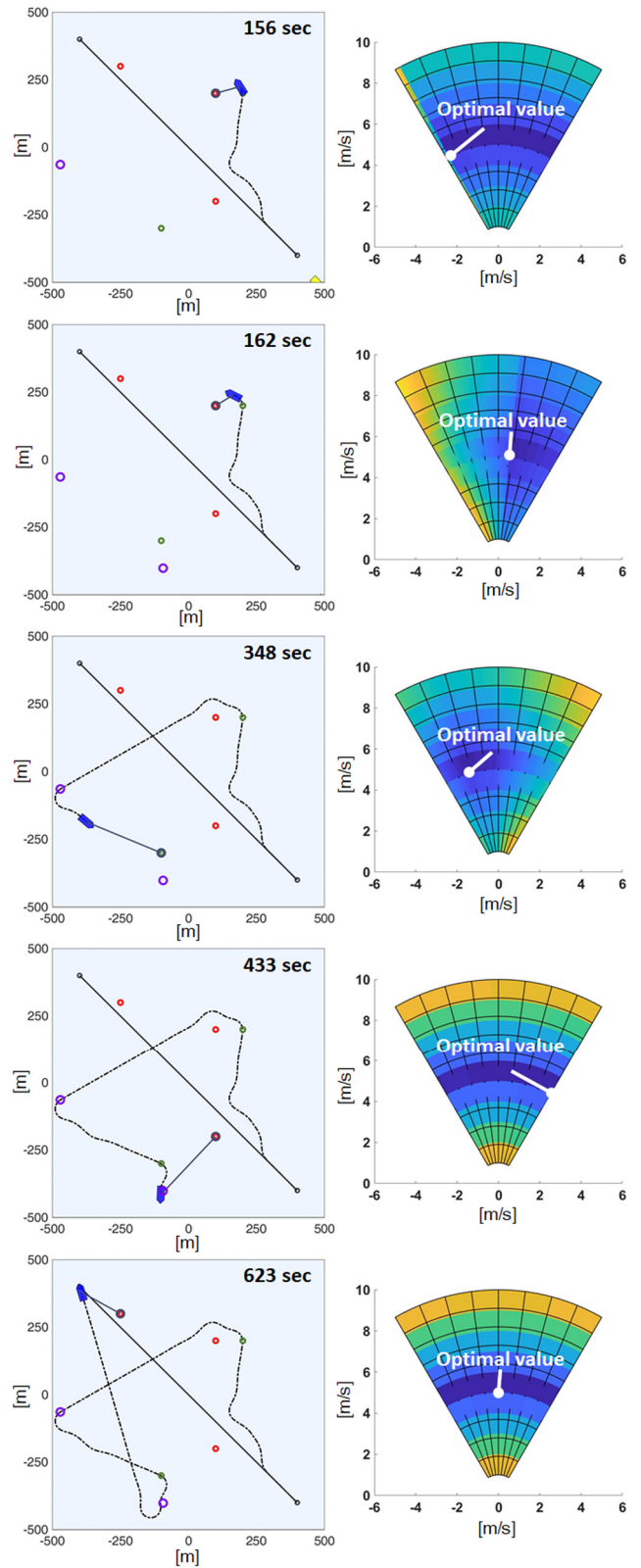


Fig. 6 Simulation result with go command; trajectory and mission (left); utility function in action space (right).

다. Fig. 6의 이동 명령이 존재하는 경우는, Fig. 5와 같은 시나리오에서 사용자가 이동 명령을 내리는 156초 이전까지는 같은 임무 수행 결과를 도출하나, 156초와 162초에 이동 명령 수신

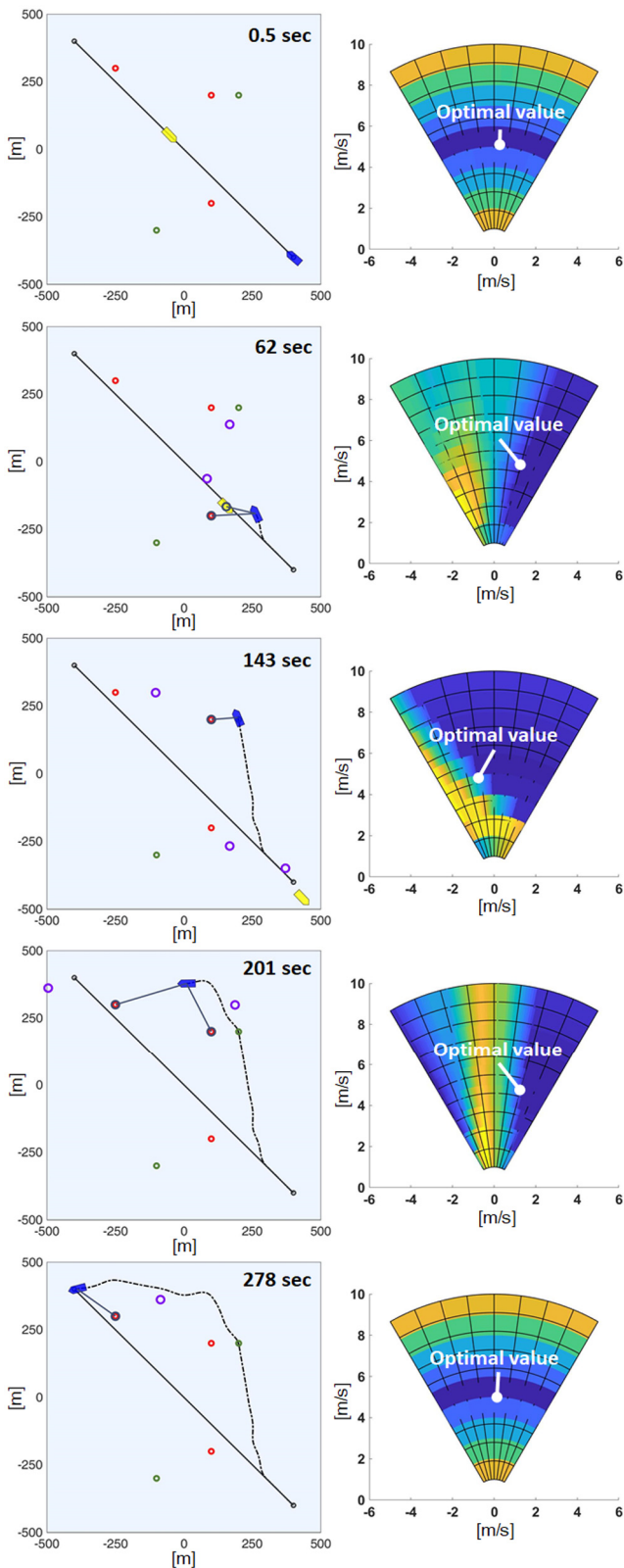


Fig. 7 Simulation result with avoid command; trajectory and mission (left); utility function in action space (right).

후 이동 명령을 수행하며, 단순히 사용자의 이동 명령만을 수행하는 것이 아닌 이동 명령 중 나타나는 상황에 적절히 대응하여 첫 번째 이동 명령 완료 후 익수자를 구출하기 위한 행위를

시도하는 것을 확인 가능하다.

Fig. 7의 사용자의 회피 명령이 존재하는 경우 해당 이동 장애물에 대하여 적절한 회피 기작을 수행하는 것을 확인 가능하며, 사용자의 명령뿐만 아니라 자율 임무 수행 중 탐지/인식된 익수자에 대하여 구출 행위를 하거나 고정장애물을 회피 하는 것을 확인 가능하다.

5. 결 론

본 논문에서는 무인선의 자율 임무 수행을 위한 행위 기반 구조 및 운용자와의 상호 작용을 위한 구조 설계에 대하여 다루었다. 무인선의 자율 임무 수행 간 마주치는 상황을 익수자 구출 및 장애물 조우로 정의하고 해당 상황의 해결을 위한 효용 함수를 설계하였다. 또한, 운용자의 명령을 이동과 회피 행위로 정의하고 해당 명령을 행위로 변경하여 무인선이 운용자의 명령을 적절히 반영할 수 있도록 하였다. 설계된 행위 및 명령과 이를 활용하기 위한 행위 기반 구조를 검증하기 위하여 시뮬레이션을 진행하였으며, 시뮬레이션 결과를 정성적으로 평가 시 운용자의 명령과 행위 기반 구조 기반의 무인선이 상황에 따라 적절한 행동을 선택함을 확인할 수 있다.

시뮬레이션을 통하여 설계한 구조가 복잡한 환경에서 적절한 행동을 선택함을 정성적으로 확인하였으나, 해당 방법은 반응 구조를 기반으로 설계하였기 때문에, 실제적인 운용은 가능하나 최적성을 보장하기는 어렵다. 따라서, 설계된 구조 내에서 자율 임무를 수행함에 있어 최적성을 보장할 절차가 필요할 것으로 생각되며, 향후 연구로서 반응구조와 심의구조를 적절히 융합하여 최적성을 보장하는 기법 개발이 바람직할 것으로 판단되고, 시뮬레이션 환경 기반 검증을 실험기반의 검증으로 확장하여, 제안하는 알고리즘의 실제적 검증이 필요할 것으로 생각된다.

후 기

본 연구는 LIG 넥스원의 ‘무인수상정의 자율 운용 알고리즘 프레임워크 구축 및 적용 연구’의 지원으로 수행된 연구결과 중 일부를 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

Arkin, R.C., 1998. Behavior-based Robotics. MIT Press.
 Benjamin, M.R., Leonard, J.J., Curcio, J.A., Newman, P.M., 2006. A Method for Protocol-based Collision Avoidance Between Autonomous Marine Surface Craft. *Journal of Field Robotics*, 23(5), 333-346. <https://doi.org/10.1002/rob.20121>
 Brooks, R., 1986, A Robust Layered Control System for a Mobile Robot. *IEEE Journal on Robotics and Automation*, 2(1), 14-23. <https://doi.org/10.1109/JRA.1986.1087032>
 Elkins, L., Sellers, D., Monach, W.R., 2010. The Autonomous Maritime Navigation (AMN) Project: Field Tests, Autonomous and Cooperative Behaviors, Data Fusion, Sensors, and Vehicles. *Journal*

- of Field Robotics, 27(6), 790-818. <https://doi.org/10.1002/rob.20367>
- Koenig, N., Howard, A., 2004. Design and Use Paradigms for Gazebo, an Open-source Multi-robot Simulator. Proceedings of IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS), 3, 2149-2154. <https://doi.org/10.1109/IROS.2004.1389727>
- Kortenkamp, D., Simmons, R., Brugali, D., 2016. Robotic Systems Architectures and Programming. Springer Handbook of Robotics, 2nd Edition, Springer, Cham.
- Kuwata, Y., Wolf, M.T., Zarzhitsky, D., Huntsberger, T.L., 2013. Safe Maritime Autonomous Navigation with COLREGS, Using Velocity Obstacles. IEEE Journal of Oceanic Engineering, 39(1), 110-119. <https://doi.org/10.1109/JOE.2013.2254214>
- Siciliano, B., Khatib, O. (Eds.), 2016. Springer Handbook of Robotics. Springer. <https://doi.org/10.1007/978-3-540-30301-5>
- Wolf, M.T., Rahmani, A., de la Croix, J.P., Woodward, G., Vander Hook, J., Brown, D., Schaffer, S., Lim, C., Bailey, P., Tepsupom, S., Pomerantz, M., Nguyen, V., Sorice, C., Sandoval, M., 2017. CARACaS Multi-agent Maritime Autonomy for Unmanned Surface Vehicles in the Swarm II Harbor Patrol Demonstration. Proceedings of Unmanned Systems Technology XIX, International Society for Optics and Photonics, 101950O. <https://doi.org/10.1117/12.2262067>

A Study of the Change of Ship Speed according to the Ice Load Signal during Slow Ramming

Se-Jin Ahn^{ID*} and Tak-Kee Lee^{ID**}

^{*}Department of Ocean System Eng., Graduate School, Gyeongsang National University, Tongyeong, Korea

^{**}Department of Naval Archi. & Ocean Eng., Gyeongsang National University, Institute of Marine Industry, Tongyeong, Korea

저속 충격쇄빙 시 빙하중 신호에 따른 선속 변화 연구

안세진^{ID*} · 이탁기^{ID**}

^{*}국립 경상대학교 대학원, 해양시스템공학과

^{**}국립 경상대학교 조선해양공학과, 해양산업연구소

KEY WORDS: Ramming 충격쇄빙, Continuous icebreaking 연속쇄빙, Ice load signal 빙하중 신호, Time-history 시간이력, Relationship between peak signal and ship speed 피크 신호와 선속의 관계

ABSTRACT: Recently, researchers in Korea and abroad actively have conducted research activities using the ARAON, a Korean icebreaking research vessel. The ARAON regularly conduct research activities in the Arctic and Antarctic waters every year. The icebreaking mode, which can be either continuous breaking or ramming, is determined by the conditions of the ice and the ice-covered waters. When the icebreaker encounters thick sea ice or an ice ridge, ramming is used. At that time, the speed of the ship generally is slower than that of continuous icebreaking. In this study, the ice load signal at the time of repetitive ramming during ARAON's 2012 Antarctic research voyage was analyzed. The time history of the ice load signal and the change in the speed of the ship used in ramming were compared with these values during continuous icebreaking.

1. 서 론

극지방에 매장되어 있는 많은 양의 원유 및 천연가스 등 각종 천연자원과 해저자원을 이용할 경우 상업적으로 많은 이윤을 남길 수 있다는 점으로 인해 최근 전 세계에서 남극과 북극에 대한 관심이 증가하고 있다. 개발에 대한 관심이 증가하며 남극과 북극에 대한 연구 활동 역시 증가하고 있는 추세이다. 국내 최초 쇄빙연구선인 아라온호는 매년 정기적으로 남극과 북극을 운항하기 때문에 아라온호를 이용한 국내외 연구자들의 과학조사 활동이 매우 활발하다.

빙해역을 운항할 때는 해빙과의 충돌이나 접촉으로 인해 빙하중이 발생한다. 이러한 하중을 받은 구조부재의 응답 특성을 파악하기 위해서는 먼저 충격하중이 구조부재에 가해지는 동안의 하중-시간관계 곡선을 규명하는 것이 중요하다(Paik et al., 1999). 또한, 이러한 빙하중의 크기는 일반해역 운항 중 선박이 받게 되는 파랑하중이나 슬래밍과 같은 파랑 충격하중보다 커질 수 있다(Kim, 2014). 이로 인해 빙하중은 빙해역을 운항하는

선박설계 시 중요하게 다뤄지는 고려사항 중 하나이다.

빙하중은 쇄빙선박 및 해양구조물 등이 해빙과의 충돌이나 접촉으로 인해 받는 힘이므로, 해빙의 강도나 밀집도 등 해빙환경조건과 선속 등 운항조건에 의해 달라지고, 비록 같은 크기의 해빙이어도 빙하중의 크기는 다르게 나타날 수 있다(Lee et al., 2014). 이와 같은 이유로 해빙의 재료강도특성을 조사하는 연구 활동이나 실선 쇄빙 성능시험이 활발히 수행되고 있다.

아라온호는 2012년 남극에 있는 우리나라의 연구과학기지인 장보고 기지와 세종대왕 기지의 소요물자를 수송하면서 과학연구활동을 위해 남극 아문젠해를 항해하였다(Fig. 1). 이 항해에서 쇄빙을 수행하는 동안 빙하중 계측을 위해 선수선측부 외판 내측에 21개의 로제트 게이지를 부착하였다(Choi et al., 2015).

본 논문에서는 남극 아문젠해에서 운항하던 도중 두꺼운 해빙에 갇히게 되어 반복 충격쇄빙을 수행하며 계측한 변형률 게이지 신호를 시간이력으로 나타낸 것을 바탕으로 빙하중과 선속의 변화를 정리하였다. 이러한 자료들에 근거하여 빙하중과 선속의 변화에 대한 관계를 분류하였으며, 이 결과를 이전 2010

Received 19 September 2019, revised 7 December 2019, accepted 19 December 2019

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

It is noted that this paper is revised edition based on proceeding of KSOE 2017 in Geoje.

© 2019, 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.

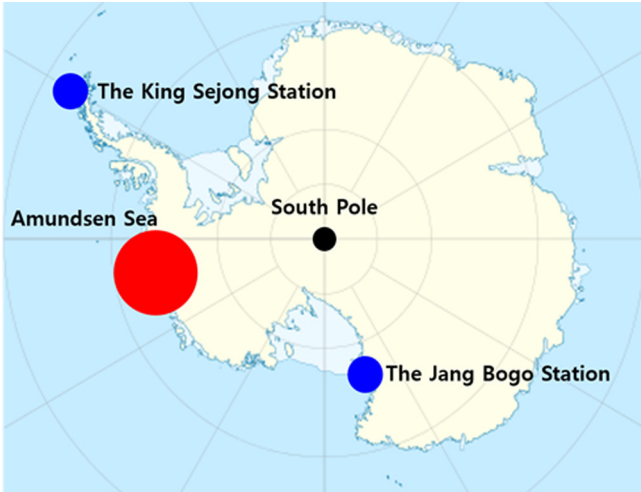


Fig. 1 Antarctic transit route of the ARAON

년 북극해에서 연속쇄빙을 통해 계속된 변형률 게이지 신호와 비교, 분석하였다.

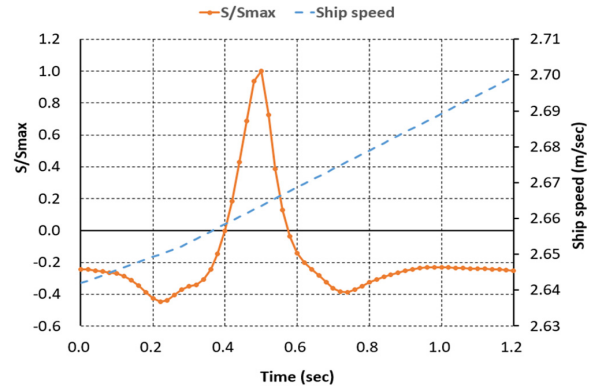
2. 충격쇄빙 시 빙하중과 선속 변화 경향 분류

본 논문에서는 2012년 2월 28일 남극 아문젠해에서 충격쇄빙을 수행하며 12,000초 동안 변형률 게이지로부터 계속된 데이터를 Hooke의 법칙을 적용하여 응력으로 변환하였다. 선수 쇄빙에 의해 부서진 얼음이 선측 외판을 타고 흐른다고 가정하였기 때문에, 변형률 게이지로부터 계속된 데이터들 중 선수미 방향의 값만을 변환하였다. 분석데이터 중 20MPa 이상인 피크응력은 총 347회 기록되었다. 피크응력 347회를 각각 시간이력을 통해 나타낸 후 피크응력, 상승시간, 1/2 감쇄시간, 충격 지속시간을 계산하였으며, 이전 논문(Kwon et al., 2014)에서 언급한 기준을 적용하여 5가지 신호유형으로 분류하였다(Ahn et al., 2017).

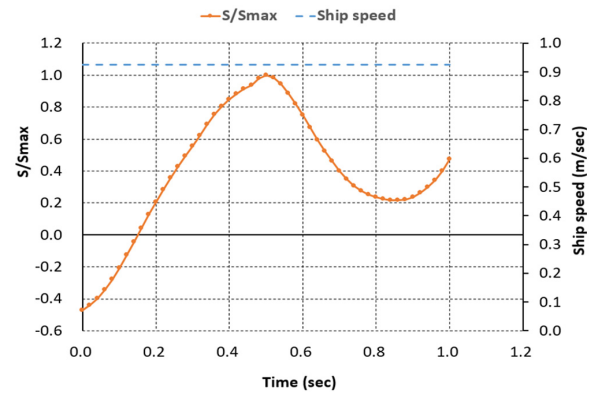
GPS(Global positioning system) 기록 데이터로부터 1초 간격으로 저장된 선속자료를 입수하였으며, 빙하중 신호의 시간이력과 일치시키기 위해 빙하중 신호 계속 시각을 기준으로 동일한 시각에 기록된 선속을 이용하였다. 이후, 기록된 선속 사이의 값은 일정한 변화율로 가정하여 선형 내삽시켰다. 선속의 변화 유형을 파악하기 위해 빙하중 신호의 시간이력과 동일한 방법으로 선속 그래프를 나타낸 후 유형별로 분류하였다.

Fig. 2에서 각 유형의 전형적인 예를 제시하였으며, 그림에서 원형 기호를 가진 황색 실선은 빙하중 신호이고, 기호가 없는 청색 점선은 선속을 나타낸다. 유형별 분류 기준은 아래와 같이 설명할 수 있다. (a) Type I은 초기선속보다 최종선속이 더 빠른 경우이다. (b) Type II는 최종선속이 초기선속과 동일하게 유지되는 경우이다. (c) Type III은 초기선속이 최종선속보다 더 빠른 경우이다. (d) Type IV는 그 외 모든 유형이다.

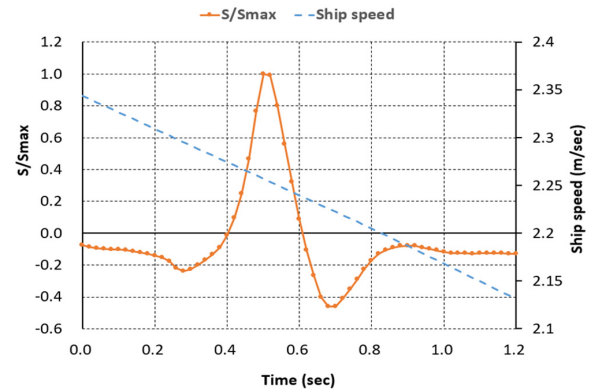
각 유형별로 피크응력, 충격 지속시간, 선속의 최댓값, 최솟값 그리고 평균으로 정리하여 각각 Table 1에 정리하였다. 이때, 선속은 SOG(Speed over ground)를 표시하고 있다. 피크응력의 최댓값은 159.6MPa, 평균 충격 지속시간은 1.173s, 평균 선속은 1.09m/s였다.



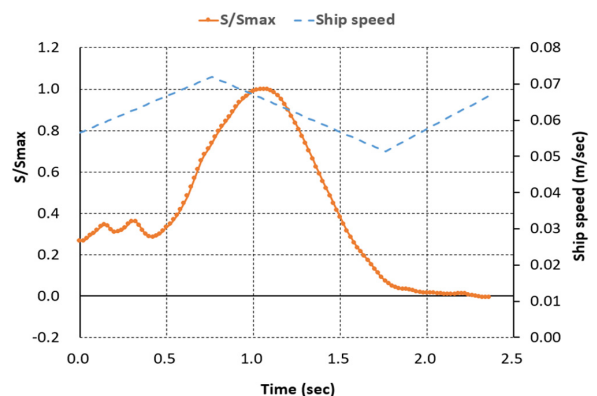
(a) Type I : Increase profile



(b) Type II : Maintenance profile



(c) Type III: Decrease profile



(d) Type IV: All other profiles

Fig. 2 Four typical profiles of the ice load and ship speed

Table 1 Summary on peak data in ramming

SOG Type	No. of Peak over 20 MPa		S_{max}^* [MPa]	T_d^{**} [s]	SOG [m/s]
I	101	Max.	96.0	4.952	3.45
		Min.	20.1	0.128	0.01
		Avg.	34.9	0.741	1.22
II	1	Max.	48.1	0.686	0.93
		Min.	48.1	0.686	0.93
		Avg.	48.1	0.686	0.93
III	221	Max.	159.6	9.952	3.30
		Min.	20.1	0.135	0.04
		Avg.	37.5	0.772	1.11
IV	24	Max.	111.3	14.077	0.93
		Min.	20.2	1.233	0.02
		Avg.	40.0	6.700	0.27
Total	347	Max.	159.6	14.077	3.45
		Min.	20.1	0.128	0.01
		Avg.	37.0	1.173	1.09

* S_{max} : Maximum stress
 ** T_d : Time duration

Table 1을 보면 Type I 이 101개로 분류되었다. 또한, Type II가 가장 적은 1회, Type III가 모든 Type 중 가장 많은 221회, Type IV가 24회로 분류되었다. 가장 많은 경우를 차지하는 Type III에서 선속은 해빙과의 충돌이 발생하면서 선속이 감소되는 경향을 띄고 있다는 것을 알 수 있는데, 이는 빙해역 운항 선박에서 빙과의 충돌/접촉을 고려할 때 매우 일반적인 메커니즘이다 (Choi, 2015). 하지만, 초기 선속보다 충돌 후 선속이 증가하는 경우(Type I)도 상당히 많았는데, 이는 충격쇄빙을 수행하기 위하여 엔진출력을 인위적으로 일정 수준으로 유지하거나 때로는 증가시킨 때문으로 추정된다.

3. 충격쇄빙 시 선속에 따른 빙하중과 충격지속시간

2012년 2월 28일 충격쇄빙을 시행하며 아라온호에서 계측된 최대 피크응력 347회를 대상으로 선속에 따른 빙하중과 충격지속시간의 변화를 분석하였다.

Fig. 3은 선속변화 경향에 따른 4가지 유형별로 분류된 아라온호의 선속 계측 데이터를 이용하여 선속과 피크응력 사이의 관계를 보여주는 그래프이다. 여기서 선속은 빙하중이 피크인 지점에서의 선속을 취하였다. 이 그래프에 의하면, 충격쇄빙 시 50MPa 보다 낮은 피크응력에서는 계측된 선속 영역 전체에 걸쳐 Type I 과 III가 섞여 있다. 이를 보아, 낮은 피크응력이 발생하였을 때 피크응력과 선속 변화 경향은 특별한 관계가 없는 것으로 분석된다. 또한, 피크응력이 60MPa 이상일 때는 모든 Type이 선속 2.06m/s 이하일 때만 발생하였으며, 피크응력이 120MPa 이상일 때는 Type III만 발생하고 있다. 이는 일반적인 해빙에 비해 비교적 두꺼운 빙판을 저속으로 쇄빙한 당시 운항

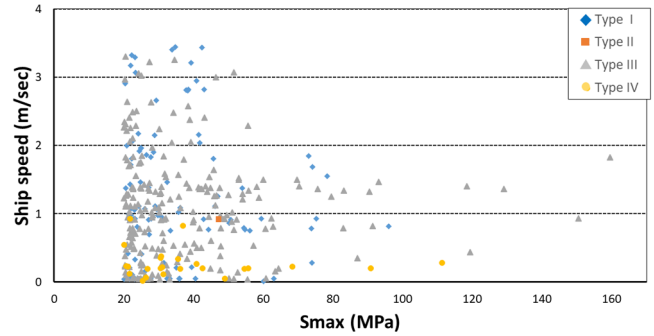


Fig. 3 Relationship between ship speed and peak stresses

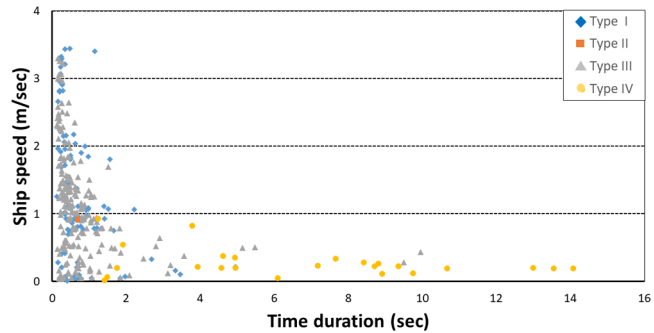


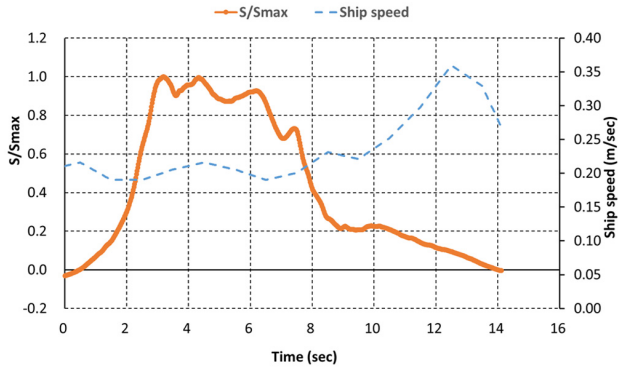
Fig. 4 Relationship between ship speed and time duration

상황에 따른 것이라 생각된다. Type I 과 III는 선속에 거의 상관없이 전 영역에서 발생하는 것으로 보아 해빙의 재료강도 특성에 보다 많은 영향을 받는 것으로 보인다. 즉, 동일한 선속에서 빙하중이 발생하더라도 빙이 단단하면 선속이 감소할 것이며, 빙이 쉽게 깨지면 선속은 유지되거나 증가할 수 있을 것이다.

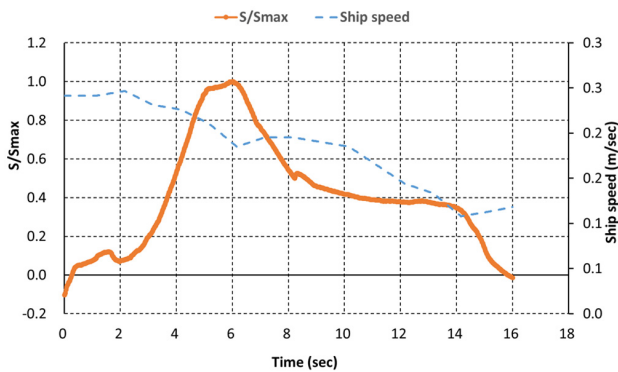
Fig. 4는 선속과 충격 지속시간의 관계를 보여주는 그래프이다. 그래프를 분석해 보면, Type I, II 그리고 III는 대부분 충격 지속시간 1초 이하일 때 기록되었다. 하지만 Type IV는 모든 경우가 충격 지속시간이 1초 이상일 때 기록되었으며, 10초 이상일 때는 Type IV만 나타났다. 이를 보아, 쇄빙을 수행하기 어려운 경우 엔진출력을 유지하거나 증가시키는 작업을 2회 이상 시행하였을 것으로 생각되며, 이러한 과정을 통하여 선수부에서 해빙을 밀어내며 끊임없이 접촉하기 때문에 이전 논문(Kwon et al., 2014)에서 언급한 Type V의 빙하중 신호 유형이 나타나며 충격 지속시간 또한 길게 나타난 것으로 추정된다.

참고로 Kwon et al.(2014)은 아라온호에서 계측된 빙하중 신호에 대한 시간 이력 특성을 분석하면서 중간 피크의 발생 유무로 빙하중 신호에 대한 분류를 시도한 바 있다. 이에 의하면, 빙하중 신호는 최대 피크 이전이나 이후에 중간 피크가 전혀 없는 경우(Type I), 빙하중 상승 시 중간 피크가 있는 경우(Type II), 빙하중 하강 시 중간 피크가 있는 경우(Type III) 및 빙하중 상승과 하강 시 모두 중간 피크가 있는 경우(Type IV) 그리고 위의 4가지 경우에 해당하지 않는 특별한 경우(Type V)로 구분할 수 있다.

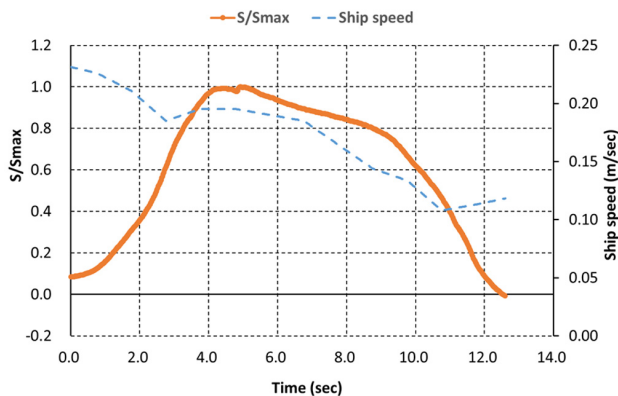
Fig. 5는 충격 지속시간이 12초 이상인 3개의 경우를 보여주고 있다. 선속의 변화가 잘 관측되고 있는데, 그림에서 (a)의 경우는 빙충격 이후 속도가 일부 증가하고 있고 나머지 두 경우



(a) Time duration = 12.992 s



(b) Time duration = 13.543 s



(c) Time duration = 14.077 s

Fig. 5 Three profiles with long time duration

는 전반적으로 감소하는 모습이다. 이는 앞서 언급한 바와 같이 두꺼운 해빙을 충격과 함께 밀어내는 작업을 수행하는 과정에서 계측된 것이다(Ahn et al., 2017).

4. 충격쇄빙과 연속쇄빙의 선속 변화 경향 비교

본 논문에서 연구한 2012년 2월 28일 남극 아문젠해 충격쇄빙 데이터와 비교를 위해 2010년 북극해에서 계측한 데이터들 중 7월 31일 데이터를 이용하였다(Lee et al., 2014). 20MPa 이상인 최대 피크응력 총 26회의 데이터의 선속유형을 파악하기 위해 충격쇄빙과 동일한 방식으로 분류하고 Table 2와 같이 정리하였다. 피크응력의 최댓값은 80.1MPa, 평균 충격 지속시간은

Table 2 Summary on peak data in continuous icebreaking

SOG Type	No. of Peak over 20 MPa		S_{max} [MPa]	T_d [s]	SOG [m/s]
I	10	Max.	61.0	0.407	5.10
		Min.	20.1	0.034	2.96
		Avg.	36.6	0.181	4.06
II	6	Max.	60.8	0.271	4.73
		Min.	26.2	0.170	3.83
		Avg.	34.5	0.225	4.41
III	10	Max.	80.1	0.509	5.32
		Min.	20.7	0.097	3.42
		Avg.	43.9	0.239	4.35
IV	0	Max.	-	-	-
		Min.	-	-	-
		Avg.	-	-	-
Total	26	Max.	80.1	0.509	5.32
		Min.	20.1	0.034	2.96
		Avg.	38.9	0.213	4.25

0.213s, 평균 선속은 4.25m/s였다. 충격쇄빙에서는 평균 선속이 1.09m/s인 것에 반해 연속쇄빙을 수행할 때의 평균 선속은 4.25m/s로 약 4배 더 빠르다.

충격쇄빙과는 달리 Type I, III이 비슷하게 나타나고 있으며, 충격쇄빙에서 전체 약 0.3% 발생한 Type II가 연속쇄빙에서는 전체 약 23.1%로 나타나고 있다. 충격쇄빙과 연속쇄빙에 대한 피크 발생시 선속 변화 비교에서 다른 큰 차이는 Type IV의 존재유무이다. 충격쇄빙에서는 전체 약 7%에 해당하는 경우가 있었지만, 연속쇄빙에서는 전혀 발견되지 않았다. 이와 같은 결과로 보아, 연속쇄빙을 수행할 시 선속은 초기 변화와 동일하게 지속되는 경향을 보이고 있다. 또한, 충격쇄빙과는 달리 쇄빙을 위해 해빙과 지속적으로 접촉하고 있지 않아 평균 선속 4.25m/s의 빠른 선속으로 쇄빙작업을 수행해 나가기 때문에 충격 지속 시간은 0.5초 이하 영역에 분포하고 있었다.

5. 결 론

본 논문에서는 2012년 쇄빙연구선 아라온호를 이용하여 남극 아문젠해에서 충격쇄빙을 수행하며 계측된 데이터를 바탕으로 빙하중과 충격지속시간을 선속 변화 경향 관점에서 분석하였다. 충격쇄빙이 수행될 당시의 선속은 GPS 데이터로부터 기록된 값을 이용하였고, 쇄빙을 진행하는 동안 빙하중 발생 시 선속의 변화 경향을 4가지 유형으로 분류하였다. 이를 바탕으로 빙하중과 선속 변화와의 관계에 대한 분석을 시도하였다. 본 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 저속 충격쇄빙 도중 피크 발생 시 선속변화 경향을 분류한 결과, 선속이 감소하는 경향인 Type III이 가장 많이 계측되었고, 전체 약 63.7%를 차지했다. 그 외 선속이 상승하는 경향

인 Type I 이 약 29.1%, 선속이 유지되는 Type II 약 0.3%를 차지했으며, 그 외 모든 유형인 Type IV는 약 6.9%가 나타났다.

(2) 충격쇄빙에서 피크응력이 60MPa 이상일 때는 모든 Type의 선속이 2.05m/s 이하였으며, Type IV는 선속이 1.03m/s 이하에서만 계측되었다. 또한, Type IV는 대부분 피크응력이 100MPa 이하일 때 나타났지만 예외적으로 110MPa일 때 나타난 경우가 있었는데, 이는 비교적 두꺼운 빙판을 저속으로 엔진출력을 조정하며 쇄빙했기 때문으로 추정된다. Type I 은 피크응력이 100MPa 이하일 때만 나타나는 경향을 보였다. 또한, 피크응력이 110MPa 이상일 때는 대부분 가장 많이 계측된 Type III가 분포하고 있었다.

(3) 충격쇄빙에서 Type I, II 그리고 III은 대부분 충격 지속시간이 1초 이하일 때 계측되는 경향을 보였다. 하지만 Type IV는 충격 지속시간이 1초 이상일 때만 계측되었으며, 10초 이상일 때는 Type IV만 나타나는 경향을 보였다. 이는, 해빙을 선수 부에서 끊임없이 밀어내기 때문에 충격 지속시간이 길게 나타났으며, 엔진출력을 조정하면서 쇄빙하기 때문에 선속변화가 2회 이상 나타난 것으로 추정된다.

(4) 선속 변화 경향을 충격쇄빙과 연속쇄빙 시 데이터로 비교한 결과, 연속쇄빙 시에는 Type I 과 III이 전체 약 38.5%, Type II가 약 23.1% 차지하였으며, Type IV는 계측되지 않았다. 연속쇄빙은 충격쇄빙과 다르게 Type II가 다수 계측되었으며, 이는 쇄빙 수행 시 엔진출력의 인위적인 조정으로 인한 선속변화 없이 초기 선속변화와 동일하게 지속되는 경향인 것으로 분석된다. 또한, 충격쇄빙과 달리 연속쇄빙은 평균 선속 4.25m/s의 빠른 선속으로 쇄빙작업을 수행한다는 특성으로 인해 충격 지속시간이 0.5초 이하 영역에 대부분 분포하고 있다.

후 기

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

References

- Ahn, S.J., An, W.S., Lee, T.K., Choi, K., 2017. An Analysis on Strain Gauge Signal Measured from Repetitive Ramming in Heavy Ice Condition. Proceedings of The Twenty-seventeen International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions, Busan Korea.
- Choi, K., 2015. Ice Loads on Icebreaking Vessels. Munundang.
- Choi, K., Cheon, E.J., Kim, H.Y., Nam, J.H., Lee, T.K., 2015. Comparison of Peak Ice Pressures on the IBRV ARAON during the Planned and the Unusual Ice Transits. Proceedings of The Twenty-third International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions, Trondheim Norway.
- Kim, H.Y., 2014. Analysis of Strain Gauge Data and Estimation of Ice Load on the IBRV ARAON in the Antarctic Sea. Master's Thesis, Korea Maritime & Ocean University, Department of Ocean Engineering.
- Kwon, Y.H., Jeon, Y.J., Rim, C.W., Lee, T.K., 2014. Characteristics Analysis of Local Ice Load Signals in Ice-covered Waters. The 28th Asian-Pacific Technical Exchange and Advisory Meeting on Marine Structures (TEAM 2014), Istanbul Turkey.
- Lee, T.K., Kim, T.W., Rim, C.W., Kim, H.S., 2014. A Study on Analysis of Ice Load Measured during the Voyage in the Arctic Sea. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 51(2), 107-113. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2014.51.2.107>
- Paik, J.K., Chung, J.Y., Paik, Y.M., 1999. A Study on the Collapse Strength Characteristics of Ship Bottom Plating Subject to Slamming Induced Impact Lateral Pressure Loads. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 36(2), 77-93.

Long-term Loads based on Evaluation of Resistance and Seakeeping Performances for a Desalination Plant Ship

Jae-bin Lee¹⁾, Kwang-Jun Paik¹⁾ and Joonmo Choung¹⁾

¹⁾Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University, Incheon, Korea

해상 이동형 해수담수화 플랜트 선박의 저항 및 내항 성능 평가에 따른 장기 하중 추정

이재빈¹⁾ · 백광준¹⁾ · 정준모¹⁾

¹⁾인하대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Desalination plant ship, 해수담수화 플랜트 선박, Resistance performance, 저항 성능, Effective horse power, 유효 마력, Seakeeping performance, 내항 성능, Vertical shear force, 수직 전단력, Vertical bending moment, 수직 굽힘 모멘트

ABSTRACT: Desalination plant ships have been recently regarded as one of the probable solutions for drought seasons in many countries. Because desalination plants should be mounted on the desalination ships and special purpose storages such as salty waste water tanks are necessary, onboard and compartment arrangements would be distinguished from those of other conventional commercial ships. This paper introduces some basic design procedure including resistance/propulsion and seakeeping performances. The ship lines were improved step by step after modification of the ship lines and verification of resistance/propulsion performances using computational fluid dynamics (CFD). After finalization of the ship lines, the seakeeping performance was also evaluated to check motion behaviors and drive wave-induced loads such as the wave shear force and bending moment. It was proved that the predicted long-term vertical wave shear force and bending moment were significantly less than the rule-based ones, thus it is expected that the deliverables of this study will reduce the construction cost of desalination plant ships.

1. 서 론

1980년대 이후 인구 증가, 사회경제적 발전 및 소비 패턴의 변화로 물 소비량이 전 세계적으로 증가하고 있으며, 2050년이 되면, 전 세계 인구의 40%는 심각한 물 부족을 겪을 것으로 예상하고 있다 (WWAP, 2014). 2003년 국제인구행동연구소에 따르면 1인당 이용가능한 수자원량을 기준으로 한국은 물 부족 국가로 분류되었다. 인구 대비 좁은 국토 면적과 계절별 강수량의 편차가 심하기 때문으로 분석된다. 물 부족 문제를 해결하기 위해 지속적인 수자원 개발 및 상수도 확충에 노력하였으나, 상수도 시설 도입이 어려운 일부 해안, 도서 지역은 현재까지 물 부족 문제를 해결하지 못하고 있다. 상수도 시설 도입의 대체 방안으로 해수담수화 시설을 확충하여 물 부족 문제를 해결하고자 하였으나, 도서지역에 설치된 소규모 고정식 해수담수화 시설은 높은 운영 비용과 유지관리의 어려움으로 인하여 근본적인 해결책에 되지 못하고 있는 실정이다.

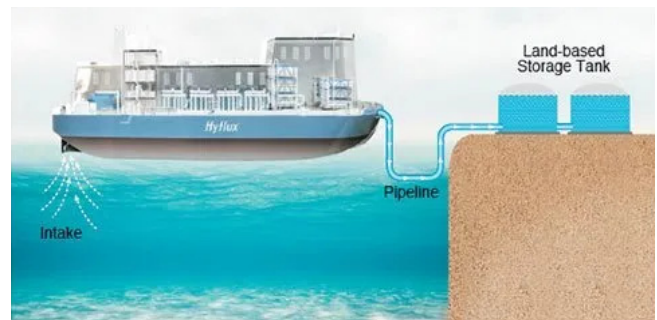


Fig. 1 Concept for a desalination plant ship (Hyflux, 2014)

이러한 배경에 의해 물 부족 문제를 해결하기 위한 새로운 수자원 공급 방법으로서 해상 이동형 해수담수화 플랜트 선박이 부각되고 있다. Fig. 1은 싱가포르에서 제안한 해상 이동형 해수담수화 플랜트 선박의 개념도이다(Hyflux, 2014). 담수화 플랜트

Received 7 October 2019, revised 24 October 2019, accepted 14 November 2019

Corresponding author Joonmo Choung: +82-032-860-7346, jmchoung@inha.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-1407-9031>

© 2019, 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.

설비가 선박에 탑재되어 해상에서 이동이 가능하며, 해수로부터 담수를 생산하여 이를 외부로 공급이 가능한 선박이다. 지역적으로 가뭄 또는 재난 발생 지역으로 이동하여 신속히 물을 공급할 수 있다. 즉, 대체 수자원 확보와 비상 용수 공급의 기능을 동시에 가능하게 하며, 기존 육상 해수담수화 플랜트의 한계를 극복하는 기술로서 주목받고 있다.

해상 이동형 해수담수화 플랜트 선박은 선박으로서의 고유 기능과 해수담수화 플랜트의 성능을 동시에 발휘할 수 있어야 한다. 해수담수화 플랜트 설비(Reverse osmosis, RO)의 배치와 저장수 탱크(Filtered water tank, FDWT), 농축수 탱크(Waste water tank, WWT), 생산수 탱크(Produced water tank, PWT)와 같이 다양한 화물창을 고려하여 선박의 형상 설계가 수행되어야 하며, 이를 검증하기 위한 체계적인 연구가 필요하다. 해상 이동형 해수담수화 플랜트 선박을 안전하게 운항하기 위한 선박 설계 측면에서의 평가 항목은 저항/추진, 내항, 구조 강도, 국부 진동 등이다.

전산유체역학(Computational fluid dynamics, CFD)를 이용한 선박의 저항 및 마력 추정에 대한 연구는 모형선 실험에 비하여 높은 가성비비를 나타내는 것으로 알려져 있다(Yang et al., 2009; Jasak, 2009; Kim et al., 2010; Seo et al., 2010; Borkowski et al., 2011; Kristensen and Lützen, 2013). 따라서 본 연구에서는 해상 이동형 해수담수화 플랜트 선박의 저항/추진 성능 평가를 위하여 CFD를 이용하고자 한다. 초기에 개발한 선형에 대한 CFD 결과 (유동장 및 압력장)를 바탕으로, 선형을 개선하는 과정을 기술할 것이다.

저항/추진 성능 평가를 바탕으로 선정된 선형에 대하여 내항 성능 평가를 실시하고자 한다. 내항 성능은 모형 시험과 포텐셜 이론에 기반한 수치 해석법에 의하여 검증이 가능하다. 최근 수치 해석 기법은 모형 시험에 준하는 높은 정확도를 나타내고 있다고 알려져 있다(Grigoropoulos, 2004; Kadir and Ebru, 2005; Begovic et al., 2014; Kim et al., 2014; Coraddu et al., 2014). 이러한 내항 성능 수치 해석 결과로부터 구조 설계에 필요한 장기 하중값을 제시하고자 한다.

2. 해상 이동형 해수담수화 선박

Fig. 2는 싱가포르 Hyflux에서 제시한 선박 탑재형 해수담수화 선박의 개념도이다. 선장 112.5m, 선폭 28m였으며, 일일 담수 생산량은 30,000톤이다. 본 연구에서는 갈수 경험이 많은 국내 서남해 도서 지역의 집안 수심과 인구 등을 조사하여 일일 담수 생산량을 300톤으로 결정하였다. 서남해 도서 지역 해수담수화 시설중에서 신안군 홍도의 일일 생산량 약 500톤을 제외하면 도서 지역 일일 담수 생산량은 평균 약 60톤이다. 따라서 300톤 규모의 일일 담수 생산 용량은 충분한 것으로 판단된다(K-water, 2018).

이 선박은 역 삼투압 방식의 해수담수화 설비(Ashkelon-type seawater reverse osmosis, SWRO)를 탑재하고 있다. 이를 바탕으로 국내 환경에 적합하도록 저흡수형 해상 이동형 해수담수화 플랜트 선박 도면을 설계하였다. 담수의 공급은 갈수기의 지속에

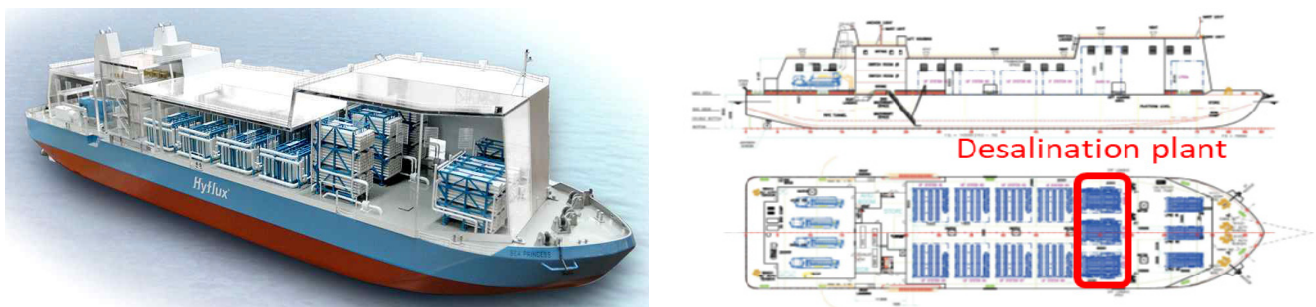


Fig. 2 Concept design of offshore shipboard desalination plant ship (Hyflux, 2014)

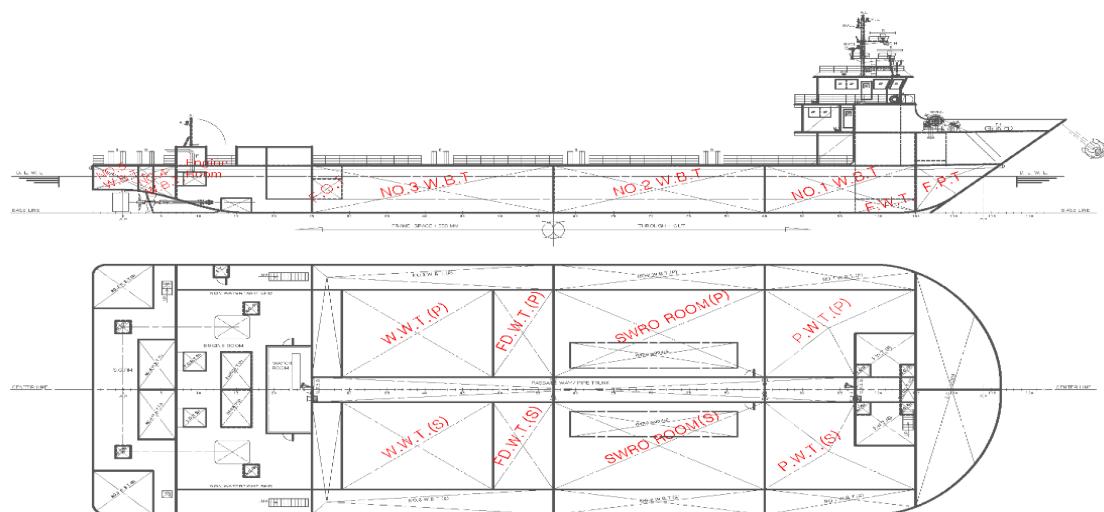


Fig. 3 General Arrangement of Model 3

Table 1 Principal dimensions for desalination plant ships

	Model 1	Model 2	Model 3
Length B. P. [m]	62.7	62.7	62.7
Breadth [m]	24.0	24.0	24.0
Depth [m]	4.5	4.5	4.5
Draft [m]	3.5	3.5	3.5
Displacement [t]	5746.2	5728.5	4923.8
Design speed	5.0 knot (9.26 km/h)	5.0 knot (9.26 km/h)	5.0 knot (9.26 km/h)
Max. speed	10.0 knot (18.52 km/h)	10.0 knot (18.52 km/h)	10.0 knot (18.52 km/h)

따라서 필요하고, 따라서 도서 지역의 항로와 시기를 예측할 수 있으므로, 본 선박의 설계 속도는 5knot(9.26km/h)로 결정되었다. Model 3에 대한 일반 배치도 및 주요 치수를 Fig. 3에 제시하였으며, 3가지 선형(Model 1, Model 2, Model 3)에 따른 주요 치수를 Table 1에 정리하였다. 3가지 선형에 대한 설명은 3장에서 자세하게 설명되었다.

3. 저항 성능 평가

본 연구에서는 해상 이동형 해수담수화 플랜트 선박에 대한 저항을 추정하기 위해 상용 유동 해석 프로그램인 Star-CCM+를 활용하였다(Simens, 2013).

3.1 선형 개선

Fig. 4에서 Model 1은 초기 설계된 선형을 나타낸다. 이 초기 선형에 대한 CFD 결과를 바탕으로 두차례의 선형 개선을 수행하였다. 즉, 선수 진입각(Bow entrance angle, BEA)을 약 5°감소시켰으며, 이를 Model 2라고 명명하였다. Model 2에 대한 CFD 결과를 바탕으로 반지름 약 1m의 선측 만곡부를 도입하였다. 이를 Model 3이라 명명하였다. 또한, 선미부 형상의 영향을 파악하기 위해 Model 2와 Model 3의 선미부는 선형으로 수정하였다. 각 Model의 주요 치수를 Table 1에 제시하였다. 선측 만곡부의 도입으로 인하여 Model 3의 배수량은 Model 1 및 Model 2에 비하여 상당히 감소하였음을 확인할 수 있다.

3.2 CFD 모델링

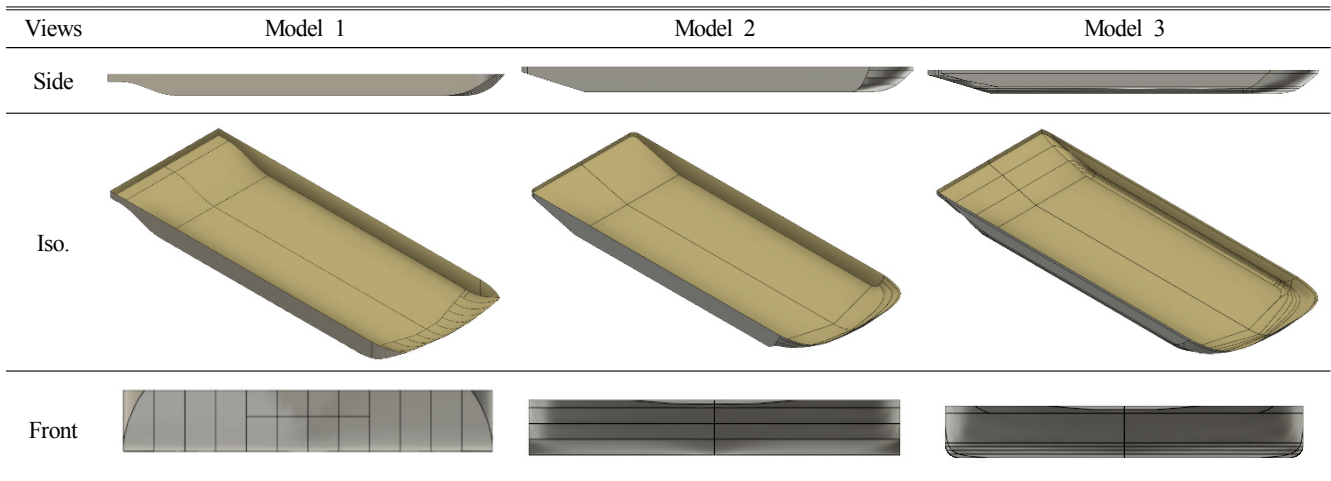
선박의 유동 해석을 위해서 지배 방정식으로 연속방정식과 3차원 비압축성 Reynolds averaged Navier-Stokes(RANS) 방정식을 사용하였으며 아래와 같이 표기할 수 있다.

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

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x_j} + \nu \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_i \partial x_j} \quad (2)$$

여기서 u_i 는 i 방향 유속, ρ 는 밀도, P 는 압력, ν 는 점성 계수 지배 방정식을 풀기 위해서 각 유한 체적별로 적분을 취하여 인접하고 있는 유한 체적 내 그리드 점에서의 물리량들과 상관 관계를 구성하여 근사해를 구하는 유한 체적법을 사용하였다. 이를 구현하기 위한 소프트웨어는 상용 수치해석 프로그램인 Star-CCM+ 13.02 버전이었다. 경계층의 난류를 표현하기 위하여 $k - \epsilon$ 난류 모형을 사용하였다. 이 난류 모형의 장점은 격자를 선체 표면 가까이 분포시킬 필요가 없어서 합리적인 격자수로 계산을 진행할 수 있다는 점이다. 또한 자유 수면을 구현하기 위해 고정된 오일러(Euler) 격자계에서 위상 사이의 경계면을 추적하는 방법으로서 VOF(Volume of fraction)법을 사용하였다. 이는 두 종류 이상의 섞이지 않는 유체가 경계면을 형성할 때 주로 사용된다. 각 상은 하나의 운동량 방정식 군으로 지배되고 각 상의 기포율이 해석 영역 내에서 격자 단위로 계산된다. 상세한 모델링 조건을 정리하여 Table 2에 제시하였다.

Model 1에 대하여 생성한 격자를 Fig. 5에 나타내었다. 이때 적용된 좌표계는 일반적인 선박 좌표계와 동일하다. 모델에 따른 격자의 수를 Table 3에 제시하였다. 격자의 수를 줄이고 계산 효율을 높이기 위하여 선박의 중심선을 따라 대칭 조건(Symmetry condition)을 적용하였다. 선체의 표면에는 점착조건(No-slip condition)을 적용하였다. 해석 영역의 입구면, 상부면, 바닥면에 속도 조건(Velocity inlet)을 적용하였으며, 출구면에는 압력 조건(Pressure outlet)을 적용하였다. 설계 선속을 감안하여 선체 표면에서 격자 간격 y' 는 3가지 선형에 대하여 60을 적용하였다.

**Fig. 4** Three models for resistance evaluations

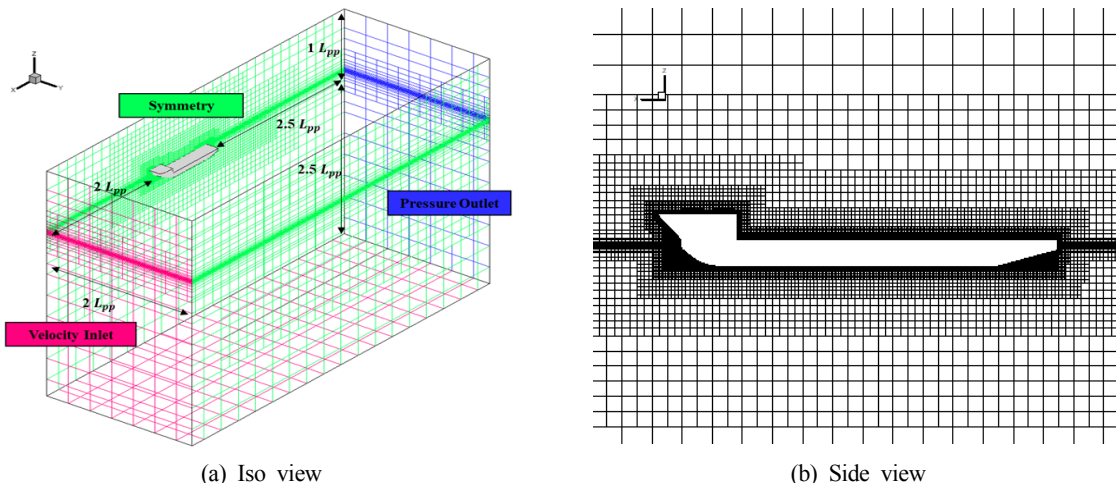


Fig. 5 Computational domain, boundary conditions, and grid structure for Model 1

Table 2 Summary for CFD simulations

Items	Contents
Time term	1st order backward difference scheme
Diffusion term	2nd order central difference scheme
Convection term	2nd order upwind difference scheme
Pressure-velocity coupling	SIMPLE algorithm
Free surface model	Volume of fluid (VOF)
Turbulence model	Realizable $k - \epsilon$ model
Wall function	Two-layer formulation of Wolfstein

Table 3 The number of grids

Model	Number of grids
Model 1	2,629,746
Model 2	1,973,554
Model 3	1,975,118

3.3 저항/추진 성능 평가 결과

본 절에서는 해상 이동형 해수담수화 플랜트 선박의 운항 속도(정속 운항 5knot(9.26km/h) 및 최대 운항 10knot(18.52km/h))에 대하여 선형별 저항 성능 해석 결과를 비교하였다. Fig. 6(a) 및 Fig. 6(b)는 선속 5knot(9.26km/h)와 10knot(18.52km/h)에 대한

선수부 선미에서의 압력 분포를 보여주고 있다. 선수부의 전단에서 유동 정체점이 발생하여 높은 압력이 형성되는 것을 3가지 선형에서 관측할 수 있다. Model 1의 선수부 압력 분포가 Model 2 및 Model 3에 비하여 상대적으로 높은 것을 확인할 수 있다. 이로 인하여 Model 1의 저항이 증가했을 것으로 추정할 수 있다. 반면, Model 3의 선미부 압력은 Model 1 및 Model 2의 압력에 비하여 낮은 분포를 보이며, 비교적 완만한 압력 구배가 관측되었다. 특히 Model 1의 선미 선형의 급격한 변화로 인하여 높은 압력과 와류로 인한 낮은 압력이 인접하여 형성되는 것을 볼 수 있다. Model 2와 Model 3의 선미 선형 변화가 Model 1에 비하여 상대적으로 적으므로, 와류 생성이 억제되어 선미 끝단에서 높은 압력이 생성된 것으로 추정된다.

Fig. 7은 선속별 파고 분포이다. 5knot(9.26km/h)선속에서 Model 1에 의한 선체 측후면 파고는 Model 2와 Model 3보다 상대적으로 큰 것을 확인할 수 있다. 이는 선수 진입각의 영향으로 추정할 수 있다. Model 1에서 선수부의 파고차가 Model 2와 Model 3보다 크게 발생한 것도 관측할 수 있다. 이 같은 현상은 10knot(18.52km/h) 보다는 저속에서 뚜렷하게 관찰된다.

CFD 해석을 통하여 얻은 전저항(Total resistance, R_T)으로부터 유효 마력 (effective horse power, EHP)을 추정하여 Table 4에 정리

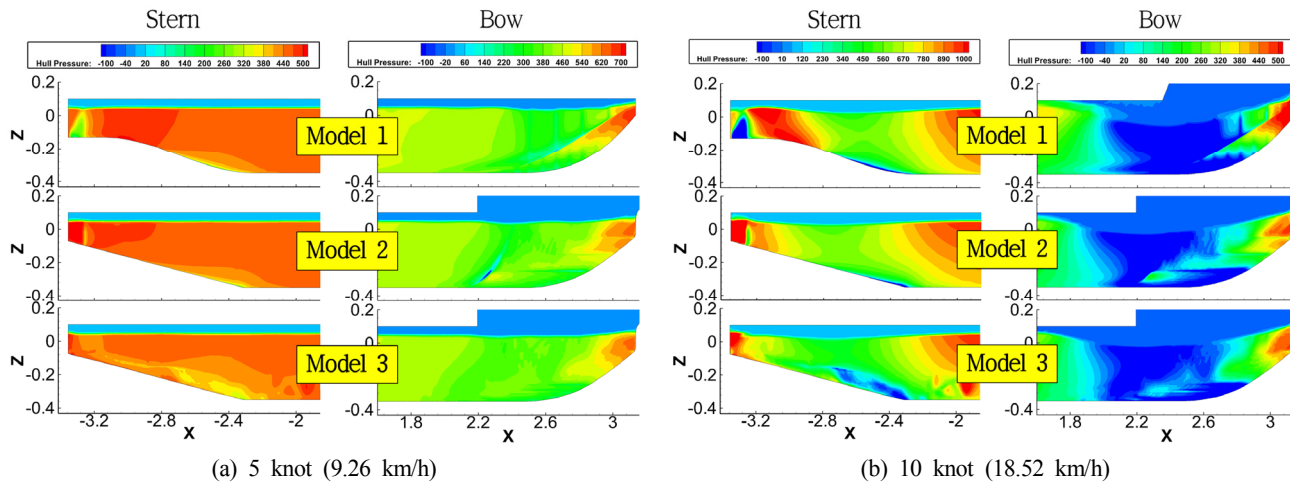


Fig. 6 Pressure distributions

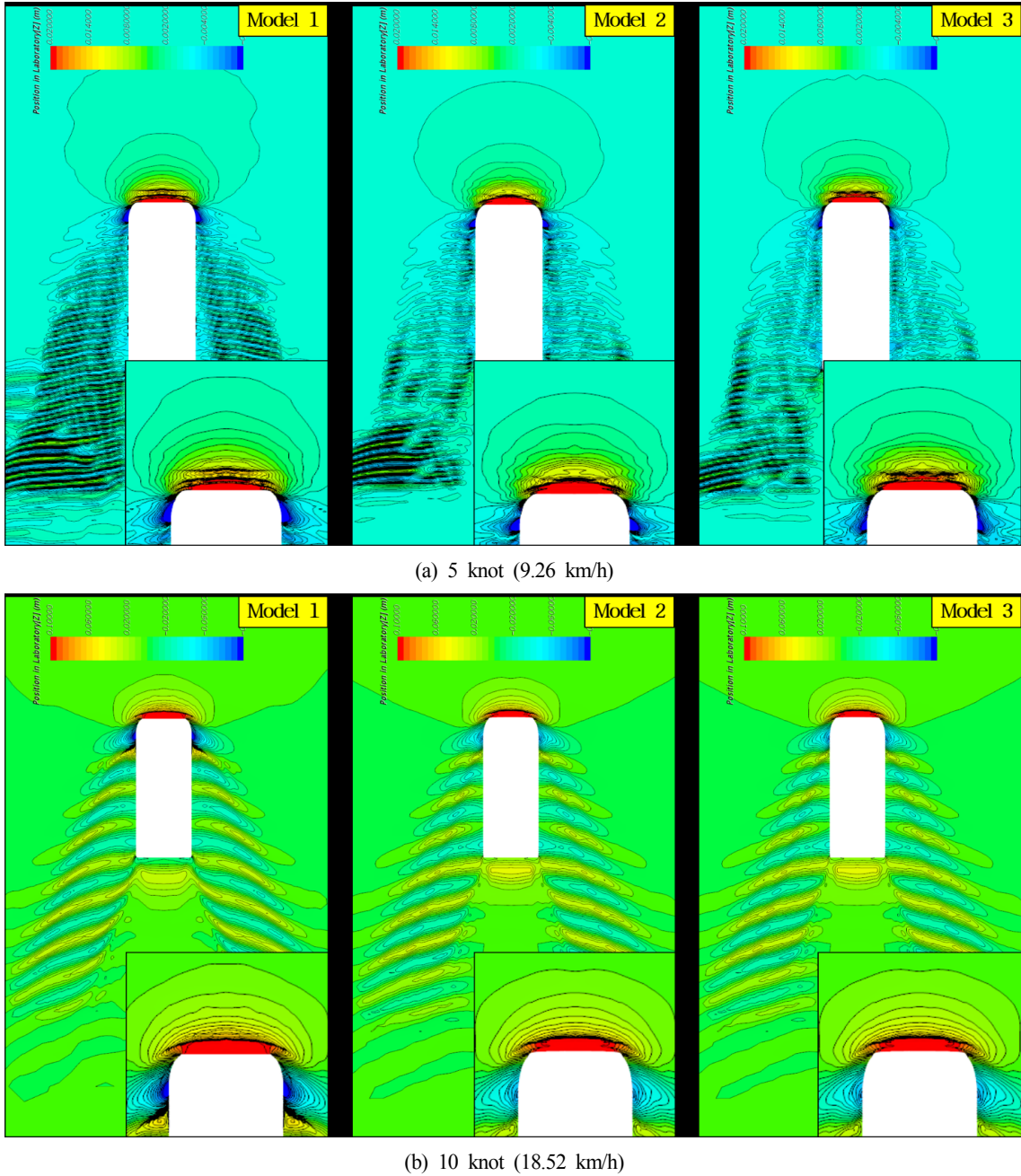


Fig. 7 Wave height distributions

Table 4 Comparison of total resistances and EHP (effective horse power)

Velocity [knot]	Type 1		Type 2		Type 3	
	R_T [N]	EHP [kW]	R_T [N]	EHP [kW]	R_T [N]	EHP [kW]
5 (9.26 km/h)	35,480	91	27,480	70	21,354	54
10 (18.52 km/h)	170,961	879	128,790	662	106,481	547

하였다(ITTC, 1978). 모든 선속에서 Model 3의 EHP가 가장 추정되었다. 10knot (18.52km/h) 선속에서 Model 3의 EHP가 Model 1에 비하여 약 38% 감소하였다. 저항 성능 및 마력 예측을 통하여 본 연구에서는 Model 3을 해상 이동형 해수담수화 선박의 선형으로 결정하였다.

4. 내항 성능 평가

내항 해석을 통하여 단위 파고를 가지는 입사파에 대한 선박의 주파수 응답(Response amplitude operator, RAO)을 도출할 수 있다. 이를 이용하여 해상 이동형 해수담수화 플랜트 선박의 파

랑중 안정성과 파랑 하중을 도출할 수 있다. 본 연구에서는 상용 내항 해석 코드인 Ansys/Aqwa를 사용하였다(Ansys, 2018).

4.1 내항 해석 모델링

Fig. 3은 저항 성능 평가를 통하여 최종 결정한 Model 3에 대한 일반 배치도이다. 이를 바탕으로 질량 정보(배수량, 질량 중심, 질량 2차 모멘트)를 추정하여 Table 5에 제시하였다. 여기서 질량 중심은 선미 수선(After perpendicular, AP)과 기선(Baseline, BL)으로부터의 위치를 나타낸다. 또한 본 연구에서 고려한 하중 조건>Loading condition)은 평형수 조건 및 만재 조건이다.

Ansys/Aqwa에 사용하기 위한 패널 요소(Panel element)의 모델링을 위하여 구조 해석 전용 전후 처리기인 Altair/Hypermesh(참고문헌에 없습니다. (년도 확인해주세요.)Altair, 2015)를 사용하였다. 선수부와 같이 곡률이 작은 부분을 기준으로 패널 요소를 생성하였기 때문에 약 3,800개의 패널 요소가 생성되었다(Fig. 8 참조).

해석에 고려된 속도는 운항 속도 5노트로 고려하였으며, 파도의 입사각은 파향 단위 표시 다릅니다. 확인해주세요. 0°부터 180° 까지 30° 간격으로 동일한 입사각 발생 확률을 가정하였다. 운동 응답만을 관찰한다면 비교적 좁은 범위의 파랑 주파수 범위를 고려해도 되지만, 구조 강도 검토를 위해서는 파랑 스펙트럼($S_w(\omega)$)을 표현할 수 있을 정도의 넓은 범위의 주파수 사용이 요구된다. 본 연구에서는 Choung et al.(2016)이 연근해 선박에 적용하였던 주파수를 적용하였다. 즉, 본 연구에서 적용한 최소 및 최대 파랑 주파수는 0.100rad/s 및 3.676rad/s이며, 총 주파수 개수는 44개이다. 본 대상 선박의 선형은 바지선과 유사하게 평저형이므로, 유선형의 일반 선박보다는 횡 동요(Roll)로 인한 점성 감쇠가 클 것으로 예측되었다. 일반적인 상선의 횡 동요

감쇠비는 통상 5% 내외로 알려져 있으며, 본 연구에서는 횡 동요로 인한 하중의 보수적 평가를 위하여 5% 감쇠비를 적용하였다.

4.2 내항 해석 결과

본 연구에서는 6자유도 운동 성분 중에서, 반복 운동 성분인 상하 동요(Heave), 횡 동요, 그리고 종 동요(Pitch)에 관한 RAO를 Fig. 9에 나타내었다. 일반적인 상선과 유사하게 횡파(입사각 90도)에 대한 상하 동요 RAO는 저주파수에서 1.0에 근사하는 것을 확인할 수 있다. 횡 동요의 공진 RAO는 횡파에서 가장 크게 발달하였으며, 1.0rad/s 내외에서 횡 동요 공진이 발생하였다. 종 동요를 가장 크게 발생시키는 입사각은 선수파(180도) 및 선미파(0도)였으며, 횡 동요 각도에 비하여 크게 발달하지 않는 것을 확인할 수 있었다.

4.3 하중의 장기 응답값 추정

길이가 긴 선박에 있어서 가장 중요한 하중 성분은 수직 전단력(Vertical shear force, VSF)과 수직 굽힘 모멘트(Vertical bending moment, VBM)이다. VSF 및 VBM은 통상 정수 중과 파랑 중에서 각각 발생한다. 내항 해석을 위하여 입력한 길이 방향 질량 분포와 부력 분포를 이용하여 정수 전단력(Still water vertical shear force, VSF_{sw}) 및 정수 굽힘 모멘트(Still water vertical bending moment, VBM_{sw})을 도출하여 Fig. 10에 제시하였다. 만재 조건에서 계산된 VSF_{sw} 는 DNVGL 선급 규칙(DNVGL, 2017)에 따른 VSF_{sw} 과 유사한 수준의 최대값을 보여준다. 그러나 평형수 조건에서 계산된 VSF_{sw} 가 선급 규칙에 따른 값보다 크게 발달하였음을 확인할 수 있다. 이러한 현상은 평형수 조건의 VBM_{sw} 에서도 관찰된다. 또한 평형수 조건에서 선수부 VBM_{sw} 은 0에 수렴하지 않는 것을 확인할 수 있다. 이러한 문제는 향후 화물창 재배치를 통하여 해소할 수 있을 것으로 판단된다.

내항 해석으로부터 파랑 수직 전단력(Wave vertical shear force, VSF_{wv}) RAO 및 파랑 굽힘 모멘트(Wave vertical bending moment, VBM_{wv}) RAO를 얻을 수 있었다. VSF_{wv} 와 VBM_{wv} 의 장기 응답을 추정하기 위해서는 운항 해역에 대한 파 빈도 분포표가 요구된다. 본 연구에서는 Choung et al.(2016)이 조사한 연근해 파랑 데이터를 적용하였다(Table 6 참조). 또한 식 (3)과 같은 수정 P-M 스펙트럼 (Modified Pierson-Moscowitz spectrum)을 이용하여 응답 스펙트럼($S_r(\omega)$)을 표현하였다. VSF_{wv} 와 VBM_{wv} 의 스펙트럼은 식 (4)의 각각의 RAO를 대입하여 도출할 수 있다. 이때 식 (5)-(6)을 이용하여 다방향파 효과를 고려한다. 본 연구에서는 다방향파 지수(n)를 2.0으로 가정하였다. 이러한 다방향파 효과를 포함하는 응답 스펙트럼의 m 차 모멘트(m_m)를 식 (7)과 같이 정의할 수 있다. 파도 특성이 정상성(Gaussian distribution)과 협대역성(Narrow band)을 만족하는 경우, 파고의 단기 분포는 레일리 분포(Rayleigh distribution)을 나타내고, 장기 분포는 와이블 분포(Weibull distribution)로 근사될 수 있다. 이때 응답 스펙트럼의 0차 모멘트 m_0 (응답 스펙트럼의 면적)이며, m_0 는 와이블 누적 분포 함수(Cumulative probability density function)의 상수로 사용된다(식 (8) 참조). 이러한 수학적 계산 과정을 통하여 VSF_{wv} 와 VBM_{wv} 의 장기 분포를 추정하였다.

Table 5 Mass and Center of mass information

Components	Ballast condition	Full load condition
xc [m]	30.74	32.24
yc [m]	0.00	0.00
zc [m]	2.68	3.04
Ixx [t·m ²]	1.01E+05	2.36E+05
Iyy [t·m ²]	6.99E+05	1.13E+06
Izz [t·m ²]	7.90E+05	1.33E+06
Displacement [t]	2032.35	4822.41
Draft [m]	1.6	3.48

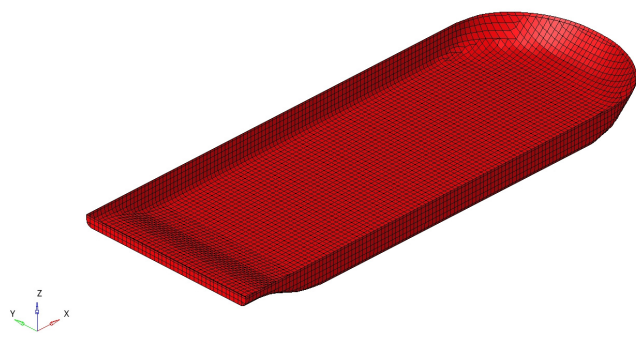


Fig. 8 Panel model for full load condition (Altair, 2019)

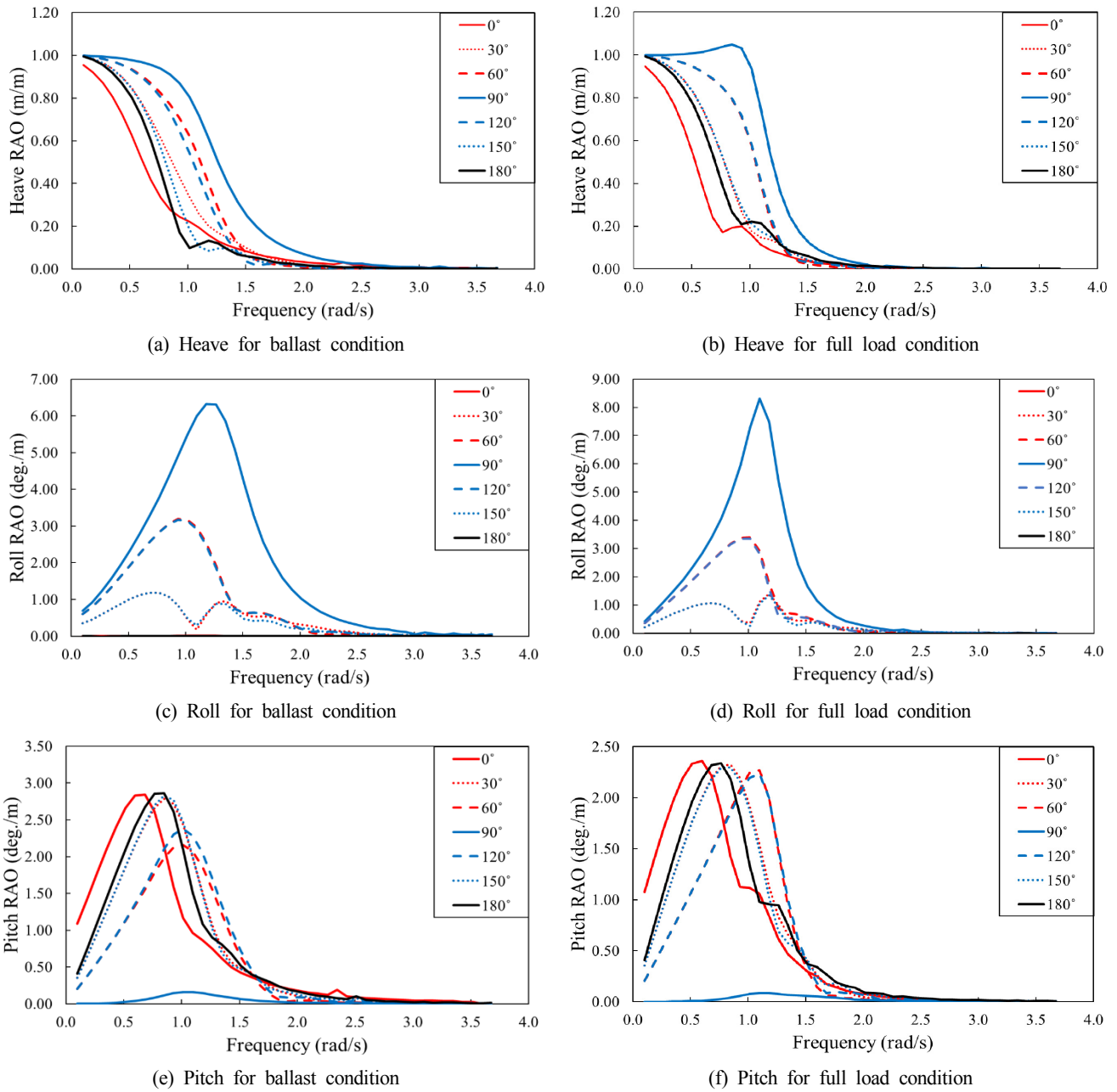


Fig. 9 Motion RAOs

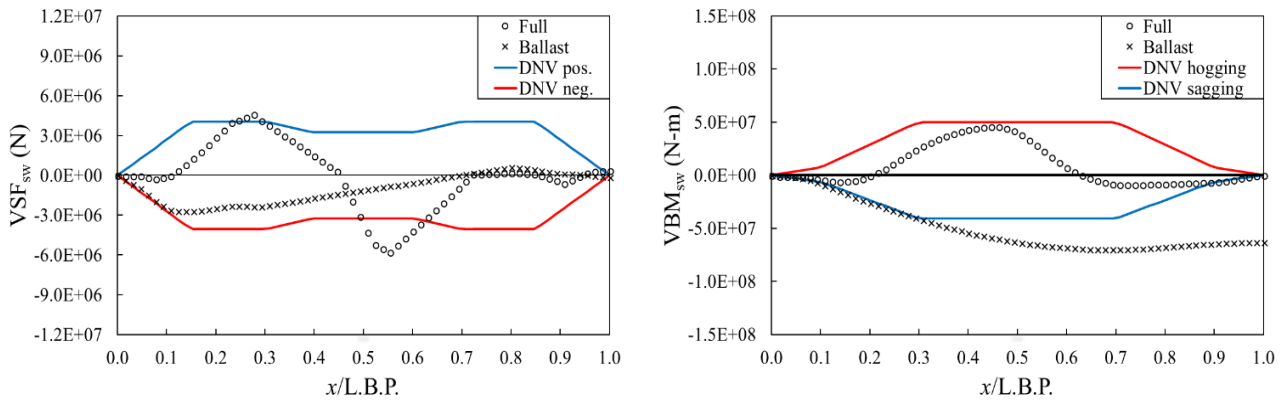


Fig. 10 Comparison with results of DNVGL code and VSF_{sw} / VBM_{sw}

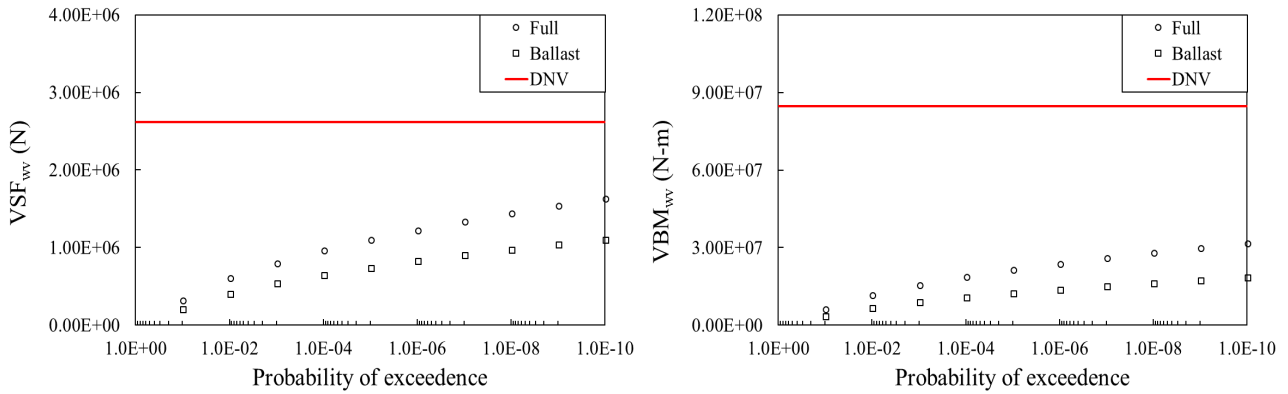


Fig. 11 Long-term analysis results for VSF_{wv} and VBM_{wv}

Table 6 Wave scatter diagram

Sea state #	H_s [m]	T_z [s]	Probability
01	0.5	3	0.1157
02	0.5	5	0.2925
03	0.5	7	0.2299
04	0.5	9	0.0664
05	0.5	11	0.0221
06	0.5	13	0.0099
07	1.5	5	0.0404
08	1.5	7	0.1274
09	1.5	9	0.0800
10	1.5	11	0.0158

$$S_w(\omega) = 4\pi^3 \frac{H_s^2}{T_z^4} \frac{1}{\omega^5} \exp\left[-\frac{16\pi^3}{T_z^4} \cdot \frac{1}{\omega^4}\right] \quad (3)$$

$$S_r(\omega) = RAO^2 \cdot S_w(\omega) \quad (4)$$

$$f(\phi) = K \cos^n \theta \quad (5)$$

$$\int_{\theta-0.5\pi}^{\theta+0.5\pi} f(\phi) d\phi = 1.0 \quad (6)$$

$$m_m = \int_{\theta-0.5\pi}^{\theta+0.5\pi} f(\phi) d\phi \int_0^\infty \omega^m S_r(\omega) d\omega \quad (7)$$

$$p(x \geq x_0) = \exp\left(-\frac{x_0^2}{2m_0}\right) \quad (8)$$

여기서 ϕ 는 해당 입사각에 대한 주변 입사각의 상대 각도, K 는 식 (6)이 만족되도록 설정한 정규화 변수, $p(x \geq x_0)$ 는 변수가 특정값 x_0 이상일 확률

발생 확률 수준에 따른 결과를 Fig. 11에 제시하였다. 20년 재현 주기 기준으로 산정한 최대 하중의 발생 확률은 대략 10^{-8} 수준이다. 이때 DNVGL(2017)에 근거한 VSF_{wv} 및 VBM_{wv} 는 추정치에 비하여 상당히 큰 것을 확인할 수 있다. 따라서 선급 규칙

에 따른 구조 설계를 진행할 경우 상당히 보수적인 설계와 이에 따른 비용의 증가가 예상된다.

5. 결 론

본 논문에서는 해상 이동형 해수담수화 플랜트 선박의 주요 치수 및 일반 배치도를 소개하였다. 본 선박에 대한 저항 및 마력 성능을 평가한 결과를 바탕으로 선형을 개선하였다. 개선한 선형은 유체의 압력 분포 및 파고 분포에 있어서 이전 선형에 비하여 개선된 결과를 보여주었다. 또한 선형 개선을 통하여 38% 정도의 마력을 감소시키는 효과가 있음을 확인하였다.

평형수 조건 및 만재 조건에 대한 내항 해석을 실시하였다. 내항 성능은 운동 RAO를 위주로 평가되었으며, 일반 상선과 유사한 경향의 상하 동요, 횡 동요 및 종 동요가 발생할 수 있음을 확인하였다. 문헌 조사를 통하여 국내 연근해에 해상 상태를 이용하여 파랑 수직 전단력 및 파랑 굽힘 모멘트를 추정하였다. 20년 재현 주기에 상응하는 장기 하중을 선급 규칙과 비교한 결과 상당히 작은 수준의 파랑 하중이 생성된다는 것을 확인하였다. 따라서 향후 구조 설계에 큰 영향을 미칠 것으로 예측하였다.

본 연구 결과는 향후 해상 이동형 해수담수화 플랜트 선박의 구조 설계에 활용될 수 있을 것으로 예측된다. 향후 화물창 재배치를 통하여 정수 중 및 파랑 중 하중의 크기를 감소시키는 노력이 요구된다.

후 기

본 결과물은 환경부의 재원으로 한국환경산업기술원의 플랜트 연구사업의 지원을 받아 연구되었습니다(과제 번호 146836).

References

Altair, 2019. HyperWorks/HyperMesh. Troy MI, United States.
 ANSYS Inc., 2018. ANSYS/AQWA Version 19.1.
 Begovic, E., Bertorello, C., Pennino, S., 2014. Experimental Seakeeping

- Assessment of a Warped Planing Hullmodel Series. *Ocean Engineering*, 83, 1-15. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2014.03.012>
- Borkowski, T., Kasyk, L., Kowalak, P., 2011. Assessment of Ship's Engine Effective Power Fuel Consumption and Emission Using the Vessel Speed. *Journal of KONES Powertrain and Transport*, 18(2), 31-39.
- Choung J., Jo H., Lee K., Lee W.Y., 2016. Study on Structural Safety of Car Securing Equipment for Coastal Carferry: Part I Estimation of Hull Acceleration Using Direct Load Approach. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 30(6), 440-450. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2016.30.6.440>
- Coraddu, A., Figari, M., Savio, S., Villa, D., Orlandi, A., 2014. Integration of Seakeeping and Powering Computational Techniques with Meteo-marine Forecasting Data for In-service Ship Energy Assessment. *Developments in Maritime Transportation and Exploitation of Sea Resources: Proceedings of 15th International Congress of the International Maritime Association of the Mediterranean*, IMAM 2013, 1, 93-101.
- DNVGL, 2017. Rules For Classification; Ship Part3 Chapter 4.
- Grigoropoulos, G.J., 2004. Hull form Optimization for Hydrodynamic Performance. *Marine Technology and SNAME News*.
- Hyflux, 2014. Hyflux Launches 30 Mld Floating Desalination Production Vessel Design. [Online] (Updated July 2014) Available at: <https://www.hyflux.com/featured-stories/hyflux-launches-30-ml-d-floating-desalination-production-vessel-design/> [Accessed 4 Oct. 2019].
- ITTC, 1978. Report of Performance Committee: 15th ITTC Hague, Netherlands. September, 359-392
- Jasak, H., 2009. OpenFOAM: Open Source CFD Research and Industry. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 1(2), 89-94. <https://doi.org/10.2478/IJNAOE-2013-0011>
- Kadir, S., Ebru, N., 2005. Effect of Criteria on Seakeeping Performance Assessment. *Ocean Engineering*, 32(10), 1161-1173. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2004.12.006>
- Kim, M.C., Park, W.-G., Chun, H.-H., Jung, U.-H., 2010. Comparative Study on the Performance of POD Type Waterjet by Experiment and Computation. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 2(1), 1-13. <https://doi.org/10.2478/IJNAOE-2013-0014>
- Kim, D.J., Kim, S.Y., Kim, S.H., Seo, J.H., Rhee, S.H., 2014. Effects of Hull form Variations on Resistance and Seakeeping Performance of Planing Hulls with and Without Incoming Regular Waves. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*. 51(5), 369-379. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2014.51.5.369>
- Kristensen, H., Lützen, M., 2013. Prediction of Resistance and Propulsion Power of Ships. *Emissionsbeslutningsstøttesystem, Work Package 2, Report No. 04*.
- K-water, 2018. Status of Consignment Operation of K-water Desalination Facilities. [Online] Available at: https://www.kwater.or.kr/gov3/sub03/annoView.do?seq=3036&cate1=4&s_mid=1810 [Accessed 4 Oct. 2019]
- Seo, D.W., Lee, S.-H., Kim, H., Oh, J.K., 2010. A Numerical Study for the Efficacy of Flow Injection on the Diminution of Rudder Cavitation. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 2(2), 104-111. <https://doi.org/10.2478/IJNAOE-2013-0025>
- Simens, 2013. STAR-CCM+ User Manual. v6.02.007.
- WWAP (UNESCO World Water Assessment Programme), 2014. The United Nations World Water Development Report. Paris, UNESCO.
- Yang, J., Rhee, S.H., Kim, H., 2009. Propulsive Performance of a Tanker Hull form in Damaged Conditions. *Ocean Engineering*, 36(2), 133-144. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2008.09.012>

Direct Strength Assessment of Pure Car and Truck Carrier under Maximum Cargo Loads

Tae-Yeob Kim^{ID*}, Sung-Won Yoon^{ID*}, Je-Hyoung Cho^{ID*}, Seung-Ho Jung^{ID**} and Myung-Hyun Kim^{ID***}

^{*}Department of Ocean ICT & Advanced Materials, RIMS, Busan, Korea

^{**}Future Strategic Planning Headquarters, RIMS, Busan, Korea

^{***}Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Pusan National University, Busan, Korea

최대 화물 적재하중을 받는 자동차운반선의 직접강도평가

김태엽^{ID*} · 윤성원^{ID*} · 조제형^{ID*} · 정승호^{ID**} · 김명현^{ID***}

^{*}중소조선연구원 해양IT융복합소재연구본부

^{**}중소조선연구원 전략기획실

부산대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: PCTC(Pure car and truck carrier) 자동차운반선, Structural strength analysis 구조강도해석, Cargo load 화물 적재하중, Deflection 처짐, Direct strength assessment 직접강도평가

ABSTRACT: Yearly world vehicle production has continued to increase, and the global seaborne trade volumes also are recovering. Based on these positive trends, as demand for cargo ships increases in the freight transportation market, Pure car and truck carriers (PCTCs) with large gaps between decks continue to be ordered. The structural analysis of the cargo hold was performed in order to confirm its structural safety in accordance with the guidance for the direct strength assessment of the Korean Register (KR) of Shipping. And, according to the type of cargo, the maximum deflection and structurally weak area that occurred in deck 5 was confirmed. Also, it was found that the weight of the cargo had a significant effect on the deck, the primary members of the deck's structure, and pillars. The results of the structural analysis conducted in this study were added to the existing cargo load planning software. This was done so that the prediction of the maximum stress and the deflection of the deck based on the information about the cargo could be confirmed quickly. In addition, the data will be used as the basic data for rapid information management response to changes in cargo items.

1. 서 론

최근 전 세계 자동차 생산량은 계속 증가하고 있으며, 해상물동량에서도 회복세를 보이고 있다. 이러한 긍정적인 추세를 바탕으로 화물운송 시장에서 화물선의 수요가 증가함에 따라 갑판간 간격이 큰 PCTC(Pure car and truck carrier)도 지속적으로 발주되고 있다. 자동차운반선이란 별도의 크레인용 이용하지 않고 승용차, 트레일러(Trailer), 건설 중장비 등과 같은 차량 및 기타 화물을 운송하는 화물선으로, 수송화물들이 자가 동력으로 승·하선할 수 있는 선박으로서 전 세계 항로를 통해 최종 목적지까지 저렴한 운임으로 빠르고 안전하게 해상운송하는 것을 목적으로 건조된 선박이다.

자동차운반선의 구조적 특징을 살펴보면 화물 적재가 용이하도록 여러 개의 고정식·이동식 갑판으로 구성되어 있으며, 차

량들의 원활한 이동을 위해 횡격벽 수를 최소화하거나 횡격벽을 두지 않는 구조를 채택하여 래킹(Racking) 변형에 대한 횡강도의 저하가 발생하기 쉬운 구조를 지닌다(Choi et al., 2011).

자동차운반선은 Fig. 1(a)의 하나의 필러(Conventional type)와 Fig. 1(b)의 두 개의 필러(Flexible type)로 지지되는 경우로 구분되며, 이와 같은 필러의 수는 선적하고자 하는 화물의 종류에 따라 선주에 의해 결정된다(Wang et al., 2018).

필러의 수가 하나인 구조는 선체 길이방향에 대한 차량의 이동이 원활하지만, 길이가 긴 차량들은 필러가 두 개인 구조보다 길이방향 필러간격이 좁기 때문에 주행방향을 전환시키는데 어려움이 있다(Kang, 2015).

일반적으로 자동차운반선은 화물선적시 당일 출하량에 따라 선적계획을 수립하기 때문에 사전에 화물수량을 정확히 알 수 없는 문제점이 있으며, 주문수량의 변동성이 심하여 선적량은

Received 16 August 2019, revised 5 December 2019, accepted 19 December 2019

Corresponding author Sung-Won Yoon: +82-51-974-5567, swyoon@rims.re.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0003-4563-4675

© 2019, 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.

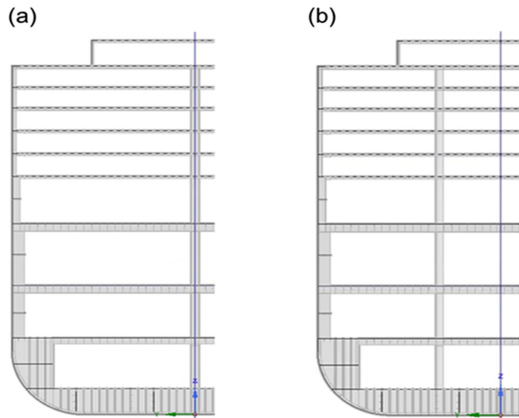


Fig. 1 Pillar system in PCTC cargo hold, (a) one pillar, (b) two pillar

본선적재가 완료될 때까지 변동 가능성이 항상 존재한다. 이로 인해 초기 계획된 적재위치와 실제 적재위치가 다른 경우가 발생하기 때문에 갑판위치별 허용중량, 복원성 등 선박의 운항 안정성 계산과 평형수 제어에 대한 정보 등록 관리에 어려움이 존재한다.

국내의 차량 선적 계획 관련 프로그램들은 갑판에 작용하는 적재화물의 중량보다는 전장, 전폭, 전고에 안전거리를 더해 적재화물을 직사각형으로 간주하여 차량 선적에 주된 목적을 두고 있어 적재화물 중량에 따른 각 갑판의 처짐이 고려되지 않고 있다. 이러한 이유로 본 연구의 목적은 차량 선적계획 프로그램상에서 공간 손실률을 최소화하며 적재화물 정보에 따른 갑판의 예상되는 처짐을 관리자가 간단히 확인할 수 있도록 하기 위함이다.

본문은 크게 두 가지로 분류하였으며, 상·하부 갑판의 최대 하중상태에 따른 화물창 구조해석과 갑판 중 가장 큰 설계하중을 받는 Fig. 2에 표시된 5번 갑판을 통해 적재화물의 종류 및 화물수에 따라 갑판에 작용하는 응력과 처짐을 확인하기 위해 고려하였다. 이는 선적량 변동으로 선적계획의 수정이 요구될 경우 초기 적재위치에 다른 화물의 선적으로 인해 발생하는 영향을 일차적으로 신속히 확인하고자 함이다.

2. 화물창 구조강도해석

2.1 화물창 해석모델

자동차운반선 해석모델은 많은 차량화물을 적재하기 위해 Fig. 2와 같이 총 13개의 갑판을 가지며, 높낮이 조절이 가능한 이동식 갑판인 2, 4, 6, 8번 갑판과 그 외 9개의 고정식 갑판으로 이루어져 있다. 이동식 갑판은 일반적으로 승용차를 탑재하며, 차량화물의 크기에 따라 갑판의 위치를 달리한다(Na and Chae, 2013). 화물창 구조는 각 갑판에 작용하는 하중을 갑판하중·횡거더, 필러 및 특설늑골 등으로 보강되어 지지하고 있는 구조를 가지고 있다.

자동차운반선 해석범위는 한국선급의 직접강도평가에 관한 지침 3편 부록 3-2를 참고하여 선박의 길이방향으로 선체 중앙단면(Midship section)의 2개의 필러를 포함하였다(KR, 2019).

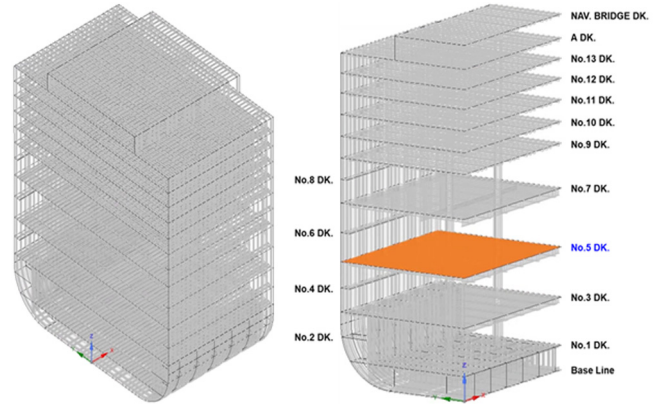


Fig. 2 Cargo hold analysis model of the PCTC

상부 갑판은 일반적으로 중량이 작은 일반차량을 적재하므로 하부 갑판보다 낮은 설계높이를 가지며, 하부 갑판은 상부 갑판에 비해 중량이 크고 전고가 높은 트럭, 버스, 트레일러, 카세트(Cassette) 등과 같은 화물을 적재하므로 갑판간 설계 높이가 높은 구조를 나타내고 있다.

자동차운반선 해석모델은 트레일러와 카세트 등 길이가 긴 화물의 적재가 용이하도록 Fig. 1(b)와 같이 두 개의 필러구조를 채택하였다. 전폭 모델은 판요소 및 보요소를 이용하여 구조를 모델링하였다. 또한, 처짐 및 응력에 대한 설계기준은 등분포하중과 자체중량이 작용하는 차량갑판 패널의 전체 강도(Global strength)를 기반으로 한다(Alatan and Shakib, 2012).

화물창 해석모델의 요소분할은 길이방향으로는 인접한 특설늑골 사이를 2개 이상의 요소로, 폭 방향으로는 종늑골 간격으로 요소를 분할한다. 그리고 이중저 거더 및 늑판은 길이방향으로 3개 이상으로 분할함을 원칙으로 하는 선급지침을 참고하였다(KR, 2019).

2.2 경계조건

해석모델의 경계조건은 실제 구조와 같은 거동을 표현할 수 있도록 적용하며, 선급지침을 참고하여 설정한 경계조건은 Fig. 3 및 Table 1에 나타내었다(KR, 2019).

화물창 모델의 선체 길이방향 양단면은 대칭조건을 적용하였으며, 횡변위(Line L) 및 상하변위(Line S)의 모든 절점은 Table 1을 참고하여 구속하였다.

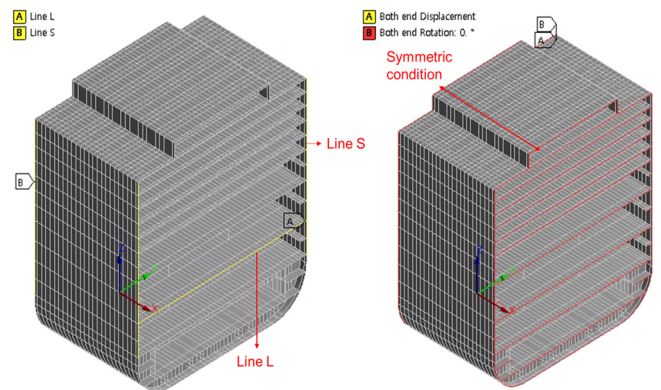


Fig. 3 Boundary conditions for analysis model (Isometric view)

Table 1 Boundary conditions (Asymmetric)

Position	Coord.	Displacement			Rotation		
		U_x	U_y	U_z	θ_x	θ_y	θ_z
Both ends of the model		1	0	0	0	1	1
Line L		0	1	0	0	0	0
Line S		0	0	1	0	0	0

(Note) 1 : Fixed, 0 : Free

2.3 적용하중 및 하중조건

자동차운반선의 구조해석을 위해 고려되는 하중으로는 상·하부 갑판의 최대 하중상태, 횡방향 및 종방향 비대칭 하중, 평형수 적재상태와 침수상태가 있으며, 선급지침의 하중조건에 따라 확인하고자 하는 대상부재에 적용하게 된다.

본 연구에서는 상·하부 갑판의 최대 화물 하중상태를 하중 조건으로 적용하여 갑판 및 주부재를 평가하였다. Table 2를 참고하여 화물창에 갑판별 규정된 설계하중을 적용하며, 선측 및 선저에 작용하는 선체 외부하중으로 정수압과 파랑 변동 하중을 고려하였다(KR, 2019).

Table 2 Load cases of Ro-Ro and car carrier

Load case	Case	External load		Cargo load
		Still water load	Wave induced load	Cargo hold
Maximum cargo on lower part of section in upright condition	F-1	$d_s^{1)}$	$W_c^{2)}$	Design uniform load
Maximum cargo on upper part of section in upright condition	F-2	$d_s^{1)}$	$W_c^{2)}$	Design uniform load

1) d_s : scantling draught

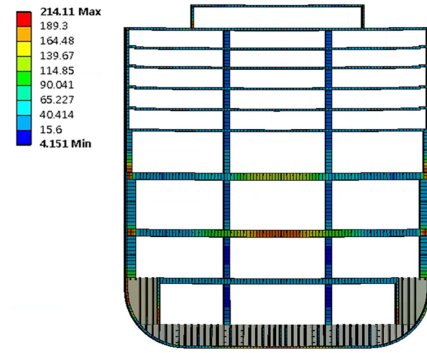
2) W_c : wave induced load for wave crest

2.4 화물창 해석결과

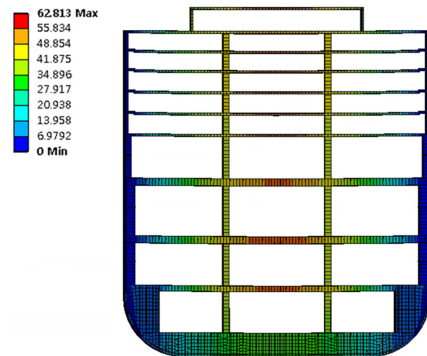
자동차운반선 화물창 구조는 적재화물을 종방향 및 횡방향 갑판 주부재들과 필러에 의해 갑판이 지지될 수 있도록 설계되어 있으며, 상·하부 갑판의 최대 하중상태를 적용하여 갑판 및 갑판 주부재들의 최대 처짐과 응력이 발생하는 부위를 확인하였다.

한국선급에서 규정된 자동차운반선의 직접강도평가 지침을 참고하여 해석 조건을 적용하였으며, 갑판별 설계하중에 대한 해석결과는 다음과 같다.

하부 갑판에 최대 설계하중이 작용하는 경우 갑판의 처짐 및 응력은 5번 갑판의 필러 사이인 갑판 중앙부에서 214.11MPa와 62.813mm로 가장 큰 결과를 보이는 것을 Fig. 4를 통해 확인할 수 있다. 이는 좌·우현 방향의 갑판은 주부재와 선측 늑골로 보강되어 있으나, 갑판의 중앙부는 주부재만으로 지지하기에 화물과 자중에 의한 영향이 더 크게 작용하여 비교적 많은 양의 처짐이 발생한 것으로 보인다. 5번 갑판의 경우 자동차운반

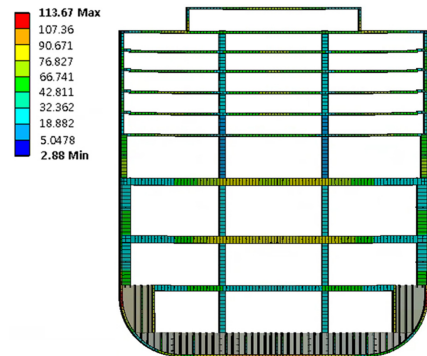


(a) Equivalent stress

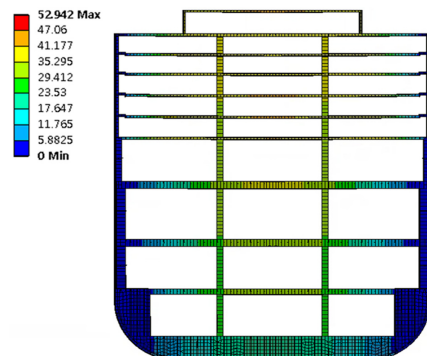


(b) Total deformation

Fig. 4 FEA results of maximum cargo on lower part of section in upright condition (F-1)



(a) Equivalent stress



(b) Total deformation

Fig. 5 FEA results of maximum cargo on upper part of section in upright condition (F-2)

선 갑판 중에서 가장 큰 설계하중이 작용하기 때문에 상대적으로 5번 갑판 이외의 갑판에 적용되는 설계하중에 비해 큰 응력과 처짐의 결과를 보이는 것으로 판단된다.

Fig. 5의 상부 갑판 최대 하중상태에서는 갑판의 설계하중이 하부 갑판들보다 낮고 필러와의 간격이 좁기 때문에 52.942mm로서 최대 처짐이 Fig. 4(b)보다 낮게 나타났다. 또한, 갑판 주부재와 필러가 연결되는 접합부에서 상부 갑판하중에 의한 113.67 MPa의 최대 응력이 발생하였으나 허용응력 범위를 만족하는 것으로 나타났다.

상기 해석결과를 통해 최대 처짐이 발생하는 5번 갑판은 선주가 요구하는 갑판 설계하중에 따른 처짐 허용치를 만족하고 있으나, 초기의 선적계획이 변경될 경우를 고려하여 적재화물의 종류를 달리함으로써 5번 갑판의 적재구역별 처짐에 따른 갑판과 주부재의 안전성을 3장에서 확인해 보았다.

3. 5번 갑판의 적재화물별 구조강도해석

화물운송 특성상 주문수량 변동으로 인해 선적량이 항상 변경될 수 있으므로, 선적계획이 수정되었을 경우 초기 계획된 화물의 적재위치에 다른 종류의 화물이 적재되는 경우가 발생할 수 있다. 이는 선박의 복원성, 운항안정성 등을 위해 기존 적재 화물 위치의 변경을 초래할 수 있으며, 실시간 적재 정보 관리와 출항의 지연을 야기한다. 이러한 문제들로 차량과 기타 화물의 제원에 따른 갑판구역 내 선적만을 목적으로 하는 선적 계획 프로그램이 아닌 적재품목 변경에 따른 빠른 대응을 위해 각 화물에 따라 갑판에 발생하는 응력과 처짐 예측이 가능하도록 가이드라인을 제시하기 위해 수행되었다.

3.1 경계조건 및 하중조건

적재화물 종류에 따라 5번 갑판에서 발생하는 응력 및 처짐을 확인하기 위한 지점은 총 14개로 선정하였으며, 필러가 포함된 영역인 P-1에서 P-7 지점과 필러가 없는 갑판의 중앙부인 P-8에서 P-14 지점으로서 필러의 영향을 고려하였다.

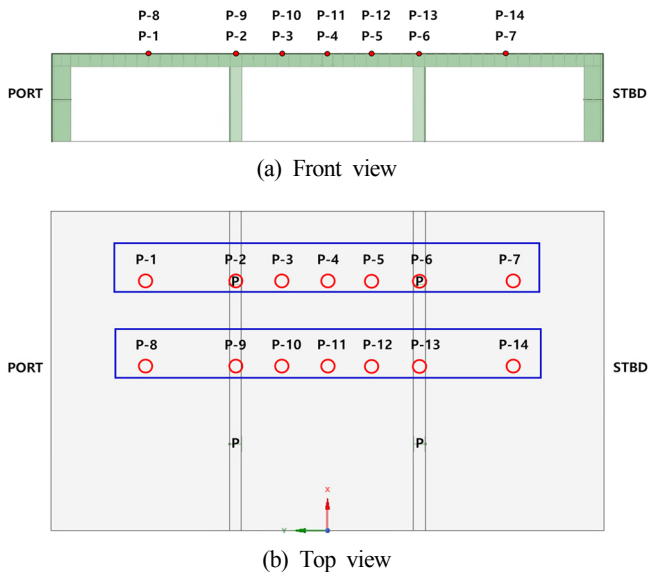


Fig. 6 Check points of No. 5 deck

Table 3 Cargo details for load cases

	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Overall length [mm]	4,770	7,660	12,230	7,500
Overall width [mm]	1,890	2,490	4,100	3,600
Empty vehicle weight [t]	1.785	15	53.3	56

Table 4 Number of cargoes by load conditions

	Case 1 (A)	Case 2 (B)	Case 3 (C)	Case 4 (D)
L/C 1	16	12	6	9
L/C 2	8	6	2	3
L/C 3	16	12	6	9
L/C 4	48	36	18	27

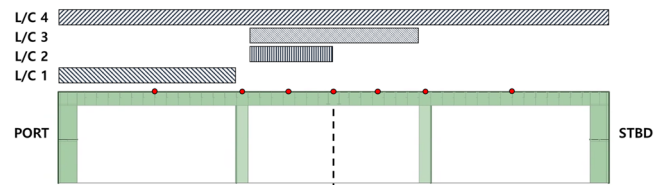


Fig. 7 Load cases (L/C) of No. 5 deck

Fig. 6(a)와 Fig. 6(b)에서 상세한 지점을 확인할 수 있다. 경계 조건은 자동차운반선 화물창의 5번 갑판만을 고려하였으므로 2.2장과 동일하게 설정하였다.

적용하중은 Table 3의 적재품목에 따른 전장, 전폭을 통해 갑판구역 내 최대로 적재할 수 있는 화물수를 확인하여 Table 4와 같이 선정하였다. Table 3의 적재품목은 승용차(Case 1), 덤프트럭(Case 2), 중대형 굴삭기(Case 3), 전차(Case 4)로서, 설계단계에서 고려한 적재화물과 고려하지 않은 적재화물을 함께 적용하였다. 이는 극한 하중조건에서의 갑판위치별 처짐 및 응력을 확인하기 위함이며, 화물수 역시 실적재보다 많은 수를 산정하였다. 또한, 초기 계획에 없는 화물로 변경되어 선적될 경우 프로그램상에서 간단히 적재화물의 정보만으로 갑판과 주부재에 작용하는 피크 하중(Peak load) 및 최대 처짐에 의한 손상을 예측하기 위해 고려되었으며, 본 장에서는 5번 갑판만을 해석대상으로 선정하였기 때문에 화물의 전고는 고려하지 않는 것으로 가정하였다.

Fig. 7에서 총 4개(L/C 1, L/C 2, L/C 3, L/C 4)의 하중조건에 대한 적용범위를 확인할 수 있다.

3.2 해석결과

적재품목별 4개의 하중조건에 따라 갑판에 발생하는 구조 취약부 및 갑판의 처짐을 확인하였으며, 5번 갑판의 설계허용응력은 3t/m²이다. 갑판의 최대 처짐 허용량은 50mm를 기준으로 하였다. Table 3의 적재품목별 해석결과와의 경향이 유사하게 나타나므로 Fig. 8-11은 최대 하중이 작용하는 Case 4에 대한 결과를 대표적으로 나타내었다. 또한, Case 4의 14개 지점에 대한 응력

Table 5 Equivalent stress results of Case 4 [Unit : MPa]

	P-1	P-2	P-3	P-4	P-5	P-6	P-7	P-8	P-9	P-10	P-11	P-12	P-13	P-14
L/C 1	35.876	47.618	17.049	11.499	3.269	15.961	2.923	29.804	17.096	10.248	5.64	2.131	2.202	1.995
L/C 2	5.134	53.594	25.207	21.384	8.743	37.958	3.261	3.21	11.329	11.156	11.624	5.205	6.939	1.932
L/C 3	6.74	108.01	40.612	50.905	40.364	108.12	6.742	6.891	21.469	20.483	30.31	19.587	21.47	6.89
L/C 4	36.802	140.35	49.352	59.91	49.136	140.47	36.807	26.109	34.102	24.35	28.62	23.453	34.103	26.103

Table 6 Total deformation results of Case 4 [Unit : mm]

	P-1	P-2	P-3	P-4	P-5	P-6	P-7	P-8	P-9	P-10	P-11	P-12	P-13	P-14
L/C 1	10.58	1.223	1.867	2.384	1.563	0.296	0.824	13.98	11.502	6.393	3.378	2.063	1.505	0.941
L/C 2	1.162	0.931	5.651	6.927	4.468	0.563	0.694	2.362	7.465	9.442	8.577	6.674	4.402	1.271
L/C 3	0.786	1.683	12.374	16.922	12.374	1.682	0.786	2.821	13.613	19.805	21.355	19.795	13.613	2.821
L/C 4	10.164	2.575	12.986	17.821	12.986	2.575	10.164	15.092	22.414	23.88	23.726	23.87	22.414	15.092

과 처짐의 값은 Table 5와 Table 6에 제시하였다.

Fig. 8은 L/C 1에 대한 해석결과로서 L/C 1이 작용하는 범위에 하중이 집중되어 선측 외판에 위치한 늑골에서 170.25MPa의 최대응력이 발생하였다. 처짐은 갑판을 지지하고 있는 필러(P-2) 라인과 선체 외판 사이의 중간지점인 P-8에서 13.98mm로 가장 큰 처짐이 나타났다. 이는 L/C 1이 작용하는 갑판의 P-1, P-8 지점에는 연직방향으로 지지하는 필러가 없기 때문에 각각 10.58mm와 13.98mm의 최대 처짐이 발생하는 것으로 보이며, 요구되는 갑판의 최대 처짐 허용치를 만족하고 있는 것으로 확인되었다.

Fig. 9-11은 각각 L/C 2, 3, 4에 대한 결과를 나타낸 것으로 자세한 결과값은 Table 5와 Table 6에서 확인이 가능하며, 3가지 하중조건에 대한 모든 해석결과에서 적용하중으로부터 연직방향으로 갑판을 지지하고 있는 필러부에서 최대 응력이 발생하였다. 이는 갑판상에 작용하는 하중에 의해 압축응력이 발생함으로써 거더와 필러의 연결부에서 주부재에 발생하는 굽힘 모멘트에 의한 전단응력이 최대로 나타난 것으로 보인다. 또한,

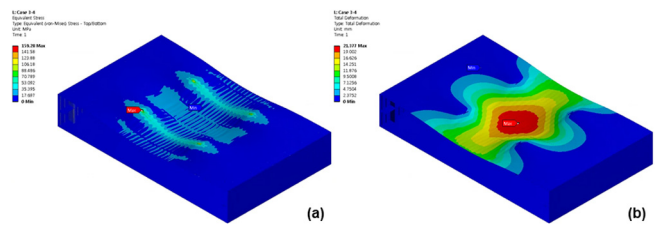


Fig. 10 FEA results of L/C 2 for Case 4, (a) Equivalent stress, (b) Total deformation

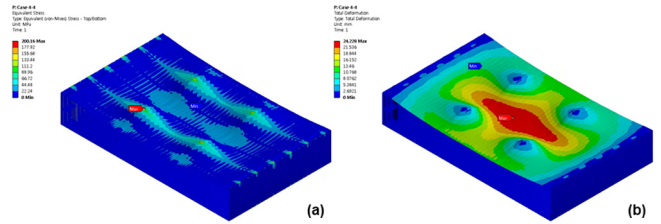


Fig. 11 FEA results of L/C 2 for Case 4, (a) Equivalent stress, (b) Total deformation

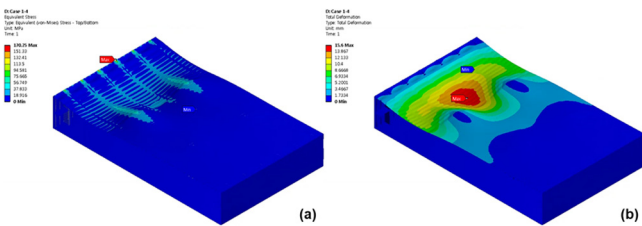


Fig. 8 FEA results of L/C 1 for Case 4, (a) Equivalent stress, (b) Total deformation

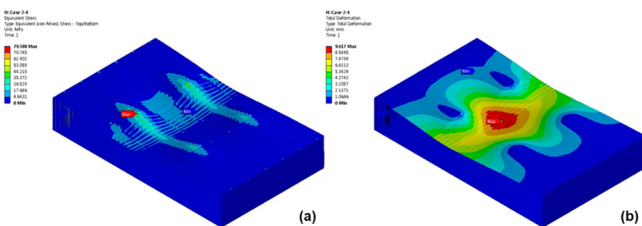


Fig. 9 FEA results of L/C 2 for Case 4, (a) Equivalent stress, (b) Total deformation

적재화물의 하중이 갑판과 주부재에 직접적으로 작용하고 있기 때문에 횡방향 및 종방향 갑판 주부재를 연직으로 지지하는 유일한 부재인 필러에서 다른 주부재에 비해 큰 응력이 발생하는 결과를 나타내었다.

Fig. 9(b)에서 Fig. 11(b)에 대한 처짐은 Fig. 8(b)의 결과와 같이 필러가 없는 위치에서 갑판과 횡방향 주부재의 큰 처짐이 발생하였다. 또한, L/C 4에 대한 해석결과를 통해 고려한 적재 품목 중 가장 큰 중량을 가진 Case 4에서도 갑판의 허용응력에 미치지 못하므로 구조적으로 안전한 결과를 보였다. 해석결과를 통해 5번 갑판과 주부재에서 최대 처짐과 응력이 발생하는 부위에 대해 파악할 수 있었으며, 이는 향후 선적 계획 프로그램 램상에서 선적 화물의 위치를 선정할 시 최대 처짐과 응력이 발생하는 곳에서는 큰 중량을 가진 화물들을 회피하여 선적할 수 있도록 가이드라인으로서 제시할 수 있을 것으로 판단된다.

Fig. 12에서 Fig. 15는 5번 갑판의 총 14개 지점(P-1~14)에서 발생하는 응력 및 처짐에 대한 최대 결과값을 도시해놓았다.

Fig. 12(a)에서는 Fig. 8(a)의 결과를 통해 언급한 바와 같이

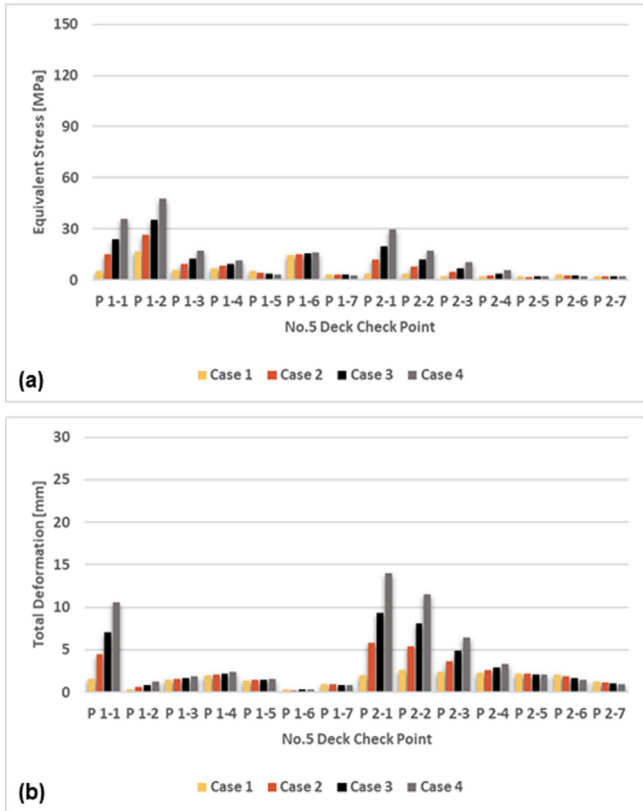


Fig. 12 FEA results of L/C 1, (a) Equivalent stress, (b) Total deformation

L/C 1의 하중이 작용함으로써 외판의 늑골부에서 최대 하중이 나타나며, 확인한 14개 지점에서는 갑판부만 고려되므로 모든 품목(Case 1~4)에서 필러가 위치한 P-2에서 최대 응력이 발생하였다. 이는 외판과 필러 사이의 갑판 중앙부에 작용하는 연직하중으로 인해 갑판 주부재를 통해 전달되는 전단력이 필러에 집중되기 때문으로 판단된다.

Fig. 12(b)는 변형에 대한 결과로서 P-8에서 최대 처짐이 발생하며, P-1과 P-9에서도 그에 준하는 처짐이 나타났다. 이는 Fig. 8(b)의 결과와 같이 연직방향으로 지지해주는 유일한 부재인 필러가 없으므로 처짐이 집중되는 것으로 확인된다.

Fig. 13에서 Fig. 15의 14개 지점에 대한 결과를 통해 P-2와 P-6의 필러부에서 최대 응력이 발생하였으며, 최대 처짐은 필러가 없는 갑판 중앙부인 P-4 및 P-11 지점에서 확인되었다. 처짐의 경우 최대 처짐 지점인 P-11을 기준으로 갑판의 좌·우현 방향으로 점차 처짐이 감소하는 경향을 나타내었으며, 이는 필러의 영향으로 연직방향에 대한 갑판의 처짐을 최소화해주는 것으로 보인다.

Table 5-6은 Fig. 12에서 Fig. 15의 Case 4에 대한 하중조건별 응력과 처짐값을 대표적으로 나타내었으며, 상기 결과들과 부합하는 것을 수치적으로 확인할 수 있다.

상기 결과들을 통해 적재품목이 변경되어도 갑판 및 갑판 주부재에 발생하는 응력 및 처짐의 결과는 모두 유사한 경향을 나타내고 있는 특징이 있다. 이를 통해 갑판, 주부재 및 필러에 적재중량이 큰 영향을 미치는 것을 재차 확인하였으며, 갑판의 처짐 및 응력이 최대로 발생하는 곳에서는 주부재의 파손을 야

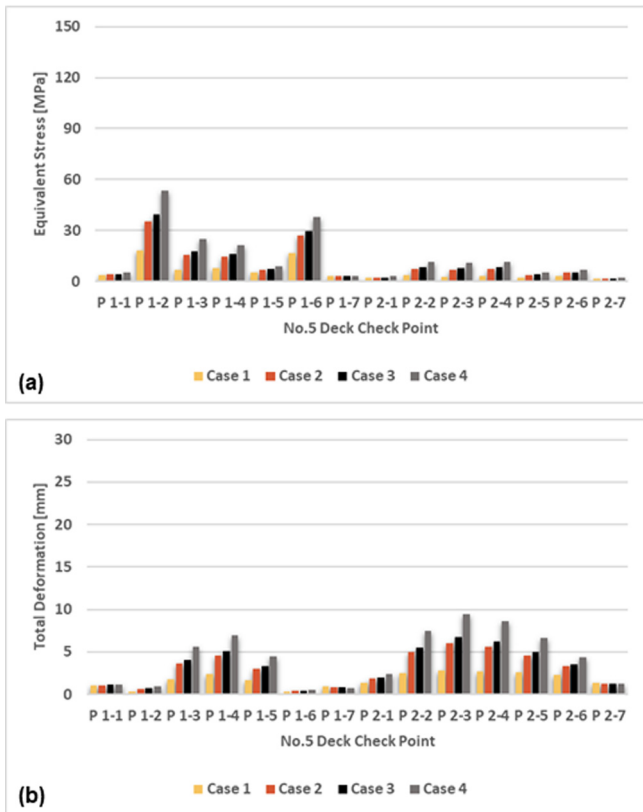


Fig. 13 FEA results of L/C 2, (a) Equivalent stress, (b) Total deformation

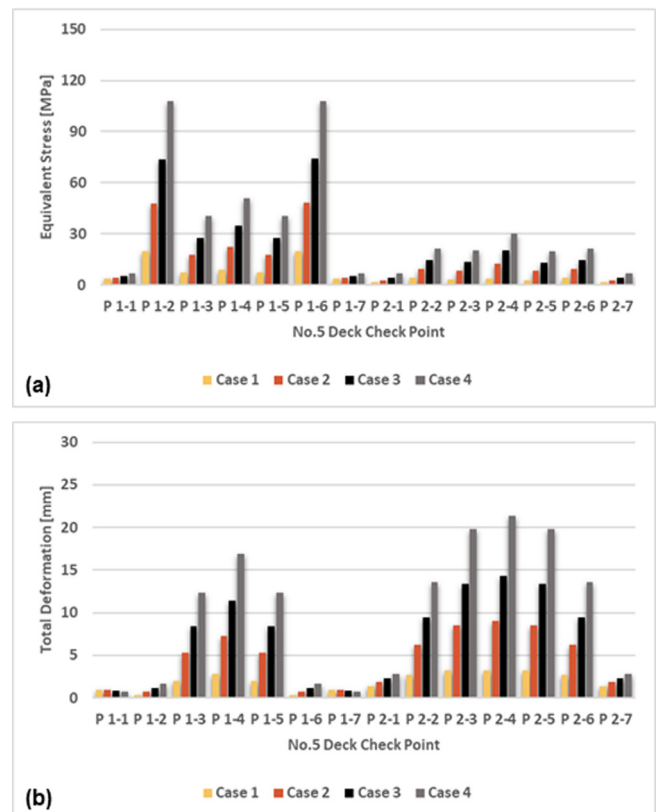


Fig. 14 FEA results of L/C 3, (a) Equivalent stress, (b) Total deformation

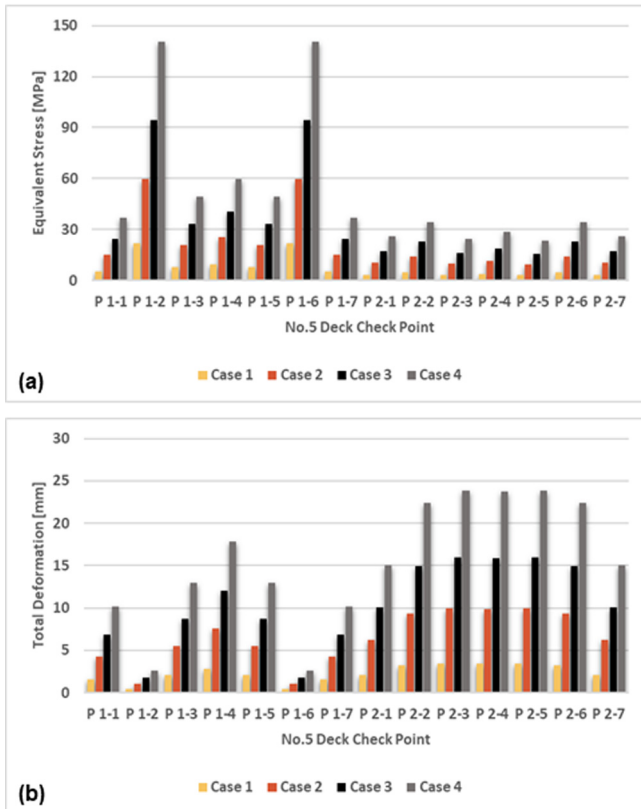


Fig. 15 FEA results of L/C 4, (a) Equivalent stress, (b) Total deformation

기하는 하중이 발생할 수 있으므로 과적을 삼가 하여야 한다. 이는 선체와 승조원의 안전을 위협하는 요인이 되기 때문에, 작업관리자들은 갑판 내 적재화물들이 설계하중 범위를 넘어서지 않는지 사전에 충분히 검토하여 선적할 필요가 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 상·하부 최대 하중상태에서의 자동차운반선 선체 중앙단면의 구조 안전성 및 적재품목 종류에 따라 5번 갑판에 발생하는 최대 처짐 및 응력 발생 위치를 통해 구조 취약부를 확인하였으며, 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 자동차운반선 화물창에 대한 직접강도해석은 상·하부 최대 하중상태를 적용하였으며, 모두 갑판 주부재와 필러가 연결되는 부위에서 설계하중에 의한 최대 응력이 발생하였으며, 최대 처짐은 필러가 없는 갑판 중앙부에서 나타났으나 요구하는 처짐 허용치를 만족하므로 구조적으로 안전하다고 평가하였다.
- (2) 적재품목에 따라 5번 갑판에 발생하는 구조 취약부 및 최

대 처짐을 확인하였으며, 갑판, 주부재 그리고 필러에는 화물중량이 큰 영향을 미치는 것을 알 수 있었다. 또한, 갑판과 주부재를 연직방향으로 지지하는 유일한 부재인 필러가 없는 곳에서 최대 처짐이 발생하였으며, 최대 처짐이 발생하는 지점을 기준으로 좌·우현 방향으로 갈수록 필러와 선측 늑골의 영향으로 점차 처짐이 감소하는 경향을 보였다. 그리고 갑판에 발생하는 최대 응력은 주부재를 통해 전달되는 전단력으로 인해 필러에 하중이 집중되어 나타나는 것을 확인하였다.

(3) 본 연구를 통해 수행된 구조해석 결과는 기존의 선적만을 목적으로 하는 차량 선적 계획 프로그램에 추가되어 화물정보에 따라 갑판에 발생하는 응력과 최대 처짐을 간단히 예측하기 위함이며, 적재품목의 변경에 따른 신속한 정보관리 대응을 위한 기초자료로서 활용될 계획이다.

후 기

이 논문은 2019년도 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 정보통신산업진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임. (S0249-19-1021, 차량운반선 대상 하역 최적화 및 운항 안전성 지원 서비스 개발)

References

- Alatan, B., Shakib, H., 2012. Parametric Design and Optimization of Steel Car Deck Panel Structures. Master of Science Thesis, Chalmers University of Technology, Gothenburg Sweden, Report No. X-12/280.
- Choi, J.I., Kim, C.W., Yeon, K.J., Choi, Y.H., Han, J.Y., 2011. Structural Safety Assessment of Pure Car and Truck Carrier(1). Proceedings of the Korean Association of Ocean Science and Technology Societies, Busan Korea, 1106-1110.
- Kang, D.K., 2015. A Study on the Determination of Scantlings of Primary Members on Deck Structure of Pure Car and Truck Carrier. Master's Thesis, University of The Ulsan.
- Korean Register(KR), 2019. Rules for the Classification of Steel Ships Part 3 Hull Structures/Annex 3-2 Guidance for the Direct Strength Assessment.
- Na, Y.M., Chae, W.K., 2013. Study for Support Structure of Lifiable Car Deck on PCTC. Special Issue of the Society of Naval Architects of Korea, 60-65.
- Wang, W., Ma, H., Xu, M.N., Chen, D.Y., Xie, Y.H., Li, G.Q., 2018. Research on Structural Strength of 7800 PCTC under Flexible Design. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 398(1). IOP Publishing.

A Study of the Development of a Concrete Floating Breakwater for an Open Sea Fish Farm

Gun-Hwan Choi^{ID*}, Mi-Jeong Kim^{ID*}, Ki-Ho Jang^{ID*}, Je-Cheon Jun^{ID**} and Jung-Jun Park^{ID**}

*Department of Mechanical Engineering/Floating offshore wind power farm field, POSTECH, Pohang, Korea
**Aquaculture Research Division, National Institute of Fisheries Science, Busan, Korea

외해 양식장 콘크리트 부유식 방파제 개발에 관한 연구

최근환^{ID*} · 김미정^{ID*} · 장기호^{ID*} · 전제천^{ID**} · 박정준^{ID**}

*포항공과대학교 기계공학과/부유식해상풍력발전연구소
**국립수산과학원 양식관리과

KEY WORDS: Ocean condition 해양조건, Structure analysis 구조물 해석, Towing tank test 수조시험, Concrete floating breakwater 콘크리트 부유식 방파제, CAPEX 설비투자비, Fish farm 양식장

ABSTRACT: The ecological changes in the ocean due to the drastic global warming require that action be taken to sustain the productivity of fisheries. Proper ocean facilities could help prevent the loss of the expenditures made on marine aquaculture and reduce the related compensation for various ocean conditions. The aim of this study was to develop a floating ocean wave-breaker using an eco-friendly concrete and conducting a site survey, a structural analysis, and a test of towing the tank. As a result, the wave at the fish farm would be reduced. The results of the holding power of anchors and the capability of moving the floating structures were considered in the design of the wave-breaker. The analyses of the material properties of concrete and the steel structures, as well as the CAPEX and OPEX analyses of the manufacturing and operation processes confirmed the superiority of the floating concrete wave-breaker. In particular, this study demonstrated that the concrete floating breakwater can protect the fish farm against typhoons and reverse-waves, thereby reducing losses of the fish.

1. 서 론

지구 온난화로 인한 태풍 및 기상 이변은 수산 자원 지속 생산을 통한 식량화의 시급성을 요구하고 있다. 이러한 환경 속에서 수산물 거대 소비 시장을 겨냥한 외해 양식장의 대형화는 양식장 피해 보상 규모를 증대시키고 있다. 이러한 상황에서 부유식 방파제는 외해 양식장을 보호할 수 있는 중요한 구조물로 각광받고 있다. 부유식 방파제는 입사하는 파도를 차단하면서 태풍과 같이 큰 파도를 견뎌내야 하는 구조물이다. 국내에도 부유식 방파제는 2007년 통영시 바다 목장 전면 해역을 시작으로 여러 해역에 설치되어 오고 있다.

부유식 방파제는 바다 낚시터와 같은 친수 공간으로도 활용되고 있다(Kim et al., 2007a). 양식장 보호 뿐만 아니라 어항 및 항만 보호, 그리고 해양 공사 기간 동안 소파의 용도로도 많이 이용된다(Jung et al., 2006). 부유식 방파제는 해당 해역의 환경 특성을 감안하여 해양 시설물이 위치한 해역에서 원하는 정온

도(Tranquility)를 확보하도록 설계되어야 한다. 그래서 해양 지역에 따른 부유식 방파제의 소파 성능을 정확하게 예측하는 연구가 동시에 요구되고 있다(Cho, 2002).

소파제는 해역 보호를 위하여 파랑 에너지를 소산시키는 구조물을 의미하며 일반적으로 방파제로 알려져 있으며, 고정식 소파제 (중력식 소파제)와 부유식 소파제로 구분된다. 부유식 소파제는 중력식에 비해 대수심 및 연약지반에 적합하고 시공이 간단하여 건설비가 절감되며 수심이 10m가 깊어지면 설치비용의 급격한 차이를 보인다. 또한, 지진 피해가 적고 필요시 이동이 가능하며 방파제 역할 이외에 낚시터 등 관광 목적으로도 활용할 수 있다(Jung et al., 2006).

국내에서는 2007년 상반기 최초로 통영시 바다 목장 전면 해역을 대상으로 부유식 방파제를 설치하였으며, 하반기에는 마산시 원전항에 신행식 복합 환경 부유식 방파제를 건설하였다. 마산시 원전항의 경우 해역 수심은 20m로 국내외에서 최초로 닻 블록 대신 석션 닻을 현장에 적용했다는 데 의의가 있으나

Received 14 November 2019, revised 7 December 2019, accepted 19 December 2019

Corresponding author Gun Hwan Choi: +82-52-279-9023, kingsunchoi@postech.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0003-2845-180X>

© 2019, 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.

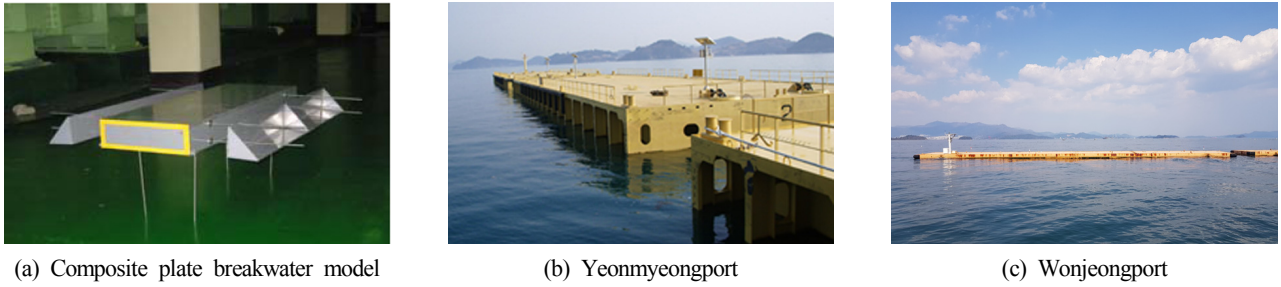


Fig. 1 Domestic floating breakwater case

파고 1~1.5m 방지기능이 한계가 있다. Fig. 1은 통영시 및 마산시에 설치된 부유식 방파제의 제작 모형과 전경을 나타낸 것이다(Kim et al., 2007a; Kim et al., 2007b).

부유식 방파제는 설치 해역에서 발생하는 파랑 하중에 의한 굽힘 모멘트와 전단력을 충분히 지탱할 수 있는 우수한 구조 성능을 가져야 한다. 이러한 이유로 과거 부유식 방파제의 소재는 주로 강재였으나, 강재의 경우 대형화를 위해서 경제성이 낮은 문제점을 가지는 것으로 알려져 있다. 연명항 및 원전항 부유식 방파제는 강재 재질이며, 당항포 방파제는 콘크리트 부유식 방파제이다.

부유식 방파제는 시공 과정에서의 작업성 및 경제성 확보를 위한 구조 형식을 가져야 하며 콘크리트 부유체의 경우 인장 하중에 취약하므로 이에 견딜 수 있는 능력을 지녀야 한다(Jeong et al., 2013; Park and Youn 2016; Link and Elwi, 1995). 부유식 방파제를 콘크리트로 제작할 경우 강재에 비해 제작비용은 약 46%, 유지관리비용은 90% 이상 절감이 가능하며, 적절한 중량으로 가장 경제적·친환경적·안정적 재질로 주목받고 있다. Fig. 2는 강재 부유체, 콘크리트 부유체 등의 시공 비용을 도식화한 것으로 콘크리트 부유체의 경우 상대적으로 수심이 깊어지더라도 시공 비용은 큰 영향이 없음을 알 수 있다. 하지만 해상 콘크리트 구조물은 육상보다 상대적으로 해수, 저온, 염해 등 해양 환경에 민감하다(Jeong et al., 2013; Koh et al., 2004). Fig. 2에 표현된 기준으로 콘크리트는 수심이 없는 상태에서 180원/m²로 공사비가 유리하고, 최대 수심 50m일 때 비교 분석 결과는 강재 580원/m², 콘크리트는 320원/m²로 확인되어 강재와 비교하여 약 56% 수준이다. 특히 수심이 깊어질수록 원가 격차가 현저하게 발생한다.

최근 콘크리트의 단점을 극복하기 위한 기술 개발로 인하여

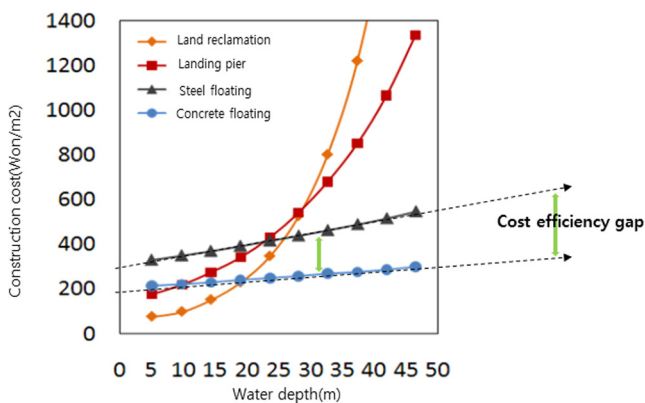


Fig. 2 Construction cost by types of marine spaces

콘크리트 소재도 많이 활용되고 있다. 본 연구는 국내 해상 조건에 맞는 콘크리트 소재의 부유식 방파제를 개발하고 실제 해역 설치를 목적으로 한다. 부유체 기본 설계를 위하여 수계산을 통한 동수력을 산정하였고 기초적인 보 계산을 통하여 기본 설계를 확정하였다. 두 가지 크기의 부유체(유닛 I 과 유닛 II)를 기본 설계하였으며 소재에 따른 응력 계산을 통하여 콘크리트 소재의 부유식 방파제의 구조 성능을 검증하였다. 또한, 부유식 방파제 계류를 위하여 요구되는 닻의 모형에 대한 육상 압흔 실험을 통하여 닻의 표면 요철 문양에 따른 성능을 검증하였으며, 닻 모형의 수조 예인 실험을 통하여 예인 능력의 차이를 검증하였다. 이를 통하여 최적의 닻 유형을 제시하였다. 마지막으로 강재 및 콘크리트 부유식 방파제의 경제성 비교를 통하여 콘크리트 부유식 방파제의 우수성을 확인하였다.

2. 부유식 방파제 기본 설계

2.1 설치 해역 해상 조건

본 연구의 설치 대상지는 경남 통영시 육지면의 본 섬에 해당하는 육지도이며 면적 12.62km²로 육지면 관할 도서 중 가장 크다. 부유식 방파제를 설치할 대상 해역인 육지도 서산은 외해 양식장 2개소(350,000m²)를 포함하여 참다랑어, 참돔 등의 고급 어종 양식장이 밀집된 구역이다.

대상 해역의 수심은 현장 조사를 통하여 실측되었으며, 최저 20m 및 최대 52m였다. 또한, 최고 조위와 최저 조위는 각각 325cm 및 -46cm로 조사되었다. 부유식 방파제 설치 대상 해역에 인접한 육지 관측소 계측 자료를 2019년부터 활용하여, 정상 조건(Normal condition)에 대한 파고 및 파주기를 결정하였다. 태풍 불라벤에 관한 기록을 검토하여 극한 조건(Extreme condition)에 상응하는 파고 및 파주기를 결정하였다. 이에 상응하는 규칙 파 속성을 Table 1에 제시하였다. 또한, 0도부터 90도까지 22.5도 간격으로 파향(Wave incident angle)을 고려하였다(Fig. 3).

Table 1 Design Criteria for floating breakwater inspection data

Water depth	Wave characteristic		
	Item	Normal	Extreme
40-50 m	Wave height	7 m	12 m
	Period	9 s	9 s
	Wave length	122.33 m	
	Wave speed	13.593 m/s	



Fig. 3 Floating breakwater and wave direction

2.2 부유식 방파제 기본 설계

본 연구에서는 부유식 방파제 기본 설계를 위하여 Table 2에 기본적 수리학적 이론을 정리하였다. 유체에 잠긴 면에 작용하는 합력(F_R), 잠긴 평면이 받는 힘의 작용점(y'), 잠긴 물체에 대한 유체의 부력은 배제된 유체의 무게와 같고 물체 위치의 안정성을 고려한 부력($F_{buoyancy}$) 이론 그리고 부유체의 배수량, 수선 면적 등을 계산하기 위해 Simpson 법칙을 응용하였다.

물을 이상 유체로 가정하여 선형 수면파 이론을 적용하였으며, 수면파 파형(η), 속도포텐셜(ϕ)과 무한 수심에서의 각속도(ω), 파수(k)의 관계를 분산 관계식(Dispersion relation)으로 정리하였다. 물 위에 떠 있는 부유체는 서로 다른 매질(공기, 물)속에 있어 고정된 횡동요(Rolling) 축이 없지만, 횡동요 축이 중심점 부유체 무게 중심(Center of gravity, COG)를 관통한다고 가정하여 배의 운동방정식과 횡동요 주기 T_ϕ 의 기초식을 정의하였다. 메타센터 거리(Metacentric height, GM)는 횡동요 주기를 결정하며 복원력을 결정하는 중요한 인자이다(Fox et al., 2017;

Lee, 2012; Lee, 2014; SNAME, 1991).

이와 같은 환경 조건과 동수력 이론 계산 결과를 바탕으로 부유식 방파제의 주요 치수를 결정하였다. 부유식 방파제를 크기에 따라 유닛 I 과 유닛 II로 구분하여, 주요 치수, 중량, 체적, 표면적 등의 주요 정보를 Table 3에 나타내었다. 유닛 I 는 정사각형 플로어(Floor) 및 유닛 II는 직사각형 플로어 형태이며, 유닛 I 은 보강보(Reinforced beam)와 보강벽(Reinforced wall)이 설치되며, 유닛 II는 보강벽만 길이의 중앙에 존재하여 구획을 형성한다. 두 구조물 사이의 중량 차이는 757t이다. 부유식 방파제 1세트는 10개 유닛으로 구성된다.

유닛 1개당 4개의 계류선에 의하여 계류되며, 각 계류선의 해저면에 닻(Anchor)이 설치된다. 본 연구에서 적용한 닻은 액티브 닻(Asterina anchor)과 투묘식 콘크리트 닻(Centipede anchor)이다. 각각의 중량은 대략 40t 및 65t이다. 1개 유닛에는 개구부(Opening hole), 계류선과 연결되는 파이프, 파랑 에너지 소산을 위한 소파벽(Wave absorbing wall), 유닛 사이의 파형 접합부

Table 2 Fundamental formulas for hydrostatic and hydrodynamic calculations

Classification	Main formula
Hydrostatic force	Buoyancy : $F_B = \rho g V$
	Resultant force : $F_R = \int_A p dA$
	Acting point of force : $y' = y_c + \frac{\rho g \sin \theta I_{x-x'}}{F_R}$
Simpson's rule	Waterplane area : $A = \frac{8h}{3}(y_1 + 3y_2 + 3y_3 + 2y_4 \dots 3y_{n-1} + y_n)$
Airy wave theory (Linear water surface waves)	Surface wave shape : $\eta(x, t) = A \cos(kx - \omega t) = A \cos \Theta$
	Velocity potential : $\phi(x, y, t) = \frac{gA}{\omega} e^{ky} \sin(kx - \omega t)$
	Dispersion relation : $\omega^2 = gk$
Ship motion	Equations of motion : $I \frac{d^2 \phi}{dt^2} + M = 0$
	Rolling period : $T_\phi = \frac{1.108k}{\sqrt{GM}}$

ρ : density of seawater
 g : 9.81m/s², V : volume,
 p : hydraulic pressure
 A : area, y' : center distance of hydrostatic pressure, y_c : y coordinate of centroid
 θ : angle, $I_{x-x'}$: geometrical moment of inertia

$h = x_n - x_{n-1}$

η : surface wave shape, t : time, g : 9.81m/s²
 k : wave number, Θ : phase function
 ω : circular frequency
 A : amplitude of surface wave

M : restoring moment, ϕ : velocity potential
 I : mass moment of inertia, t : time
 G : center of gravity, k : mass inertia radius

Table 3 Specifications of floating breakwater unit I and unit II

Floating body	Principal dimensions [m]				Weight [t]			Geometric properties		
	L	B	D	T	Total	Concrete	Rebar	S_t [m ²]	S_f [m ²]	V_t [m ³]
Unit I	15.0	15.0	10.3	2/8	1,551	1,354	199	2,550	225	572
Unit II	15.0	10.0	5.0	1.5/3.5	757	690.3	66.7	1,406	165	251

L : Length of unit, B : Breadth of unit, D : Depth of unit, T : Freeboard/Draft of unit, S_t : Total surface area of unit, S_f : Total floor area of unit, V_t : Total volume of unit

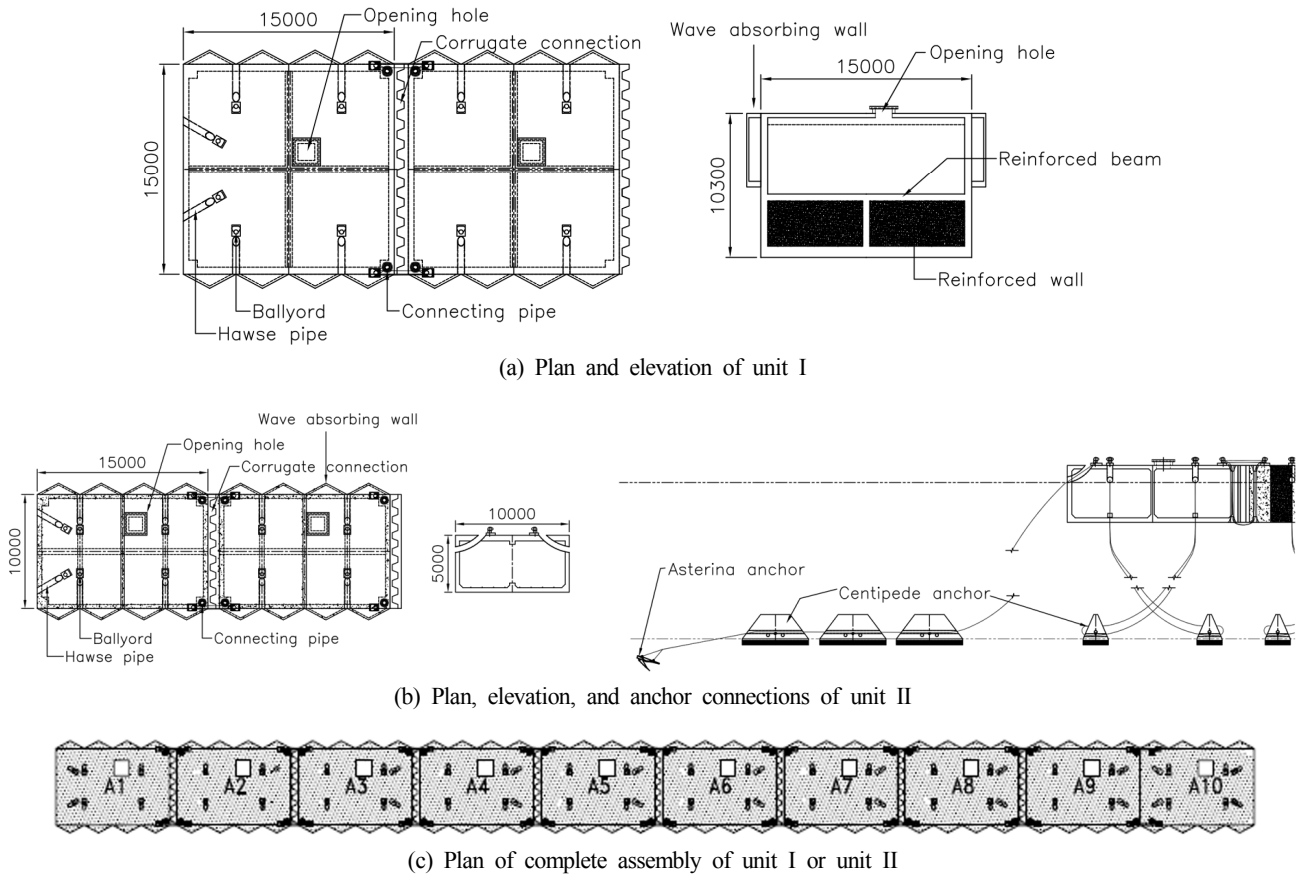


Fig. 4 Unit details and assembly of units

(Corrugate connection) 등을 포함한다. 이를 도식화하여 Fig. 4에 나타내었다.

3. 부유식 방파제 해석 및 검증

3.1 동유체력 산정

본 연구에서는 범용 해양 구조물 해석 소프트웨어 SACS 5.6 V8I SELECT series 3 Version 5.6.0.8을 사용하여 Table 1에 제시

된 파랑 조건 및 파향의 일부에 대하여 동수력을 구현하였다 (Fig. 5). 이때 부유식 방파제가 계류선에 의하여 스프링 지지되었다고 가정하고 SACS를 이용하여 구조물을 모델링 하였다. 파입사각 0도 및 22.5도에 대하여 수계산 파력과 SACS를 이용한 파력을 비교하여 Table 4에 제시하였다. 수계산 결과와 SACS를 통한 하중 계산 결과가 비교적 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다. 이로부터 수계산의 신뢰성을 검증할 수 있었다.

Table 5 및 Table 6은 두가지 해상 상태와 모든 파향을 고려한

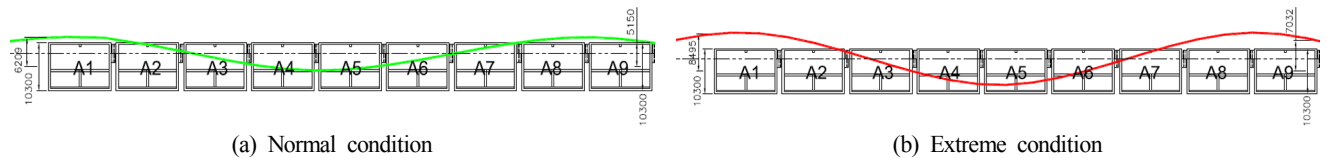


Fig. 5 Samples of incident wave profiles on assembly of unit I

Table 4 Comparison of wave load by manual calculation and SACS

Item		A1	A2	A3	A4	A5	A6	A7	A8	A9	A10	
0 degree	Manual Cal.	F_x	20.8	295.7	328.7	99.6	-74.3	-254.3	-316.7	-81.4	90.5	328.2
	SACS	F_x	23.28	285.75	370.06	209.09	-91.61	-323.56	-355.68	-146.16	155.96	351.16
22.5 degree	Manual Cal.	F_x	15.96	255.46	339.20	185.93	11.08	-167.01	-330.55	-284.48	-30.11	183.01
		F_y	6.61	105.82	140.50	77.01	4.59	-69.18	-136.92	-117.83	-12.47	75.81
	SACS	F_x	21.51	249.91	343.90	245.50	1.63	-235.16	-342.09	-261.79	-24.77	217.79
		F_y	8.91	103.52	142.45	101.69	0.68	-97.41	-141.70	-108.44	-10.26	90.21

Table 5 Hydrodynamic forces acting on the Unit I

Item	A1	A2	A3	A4	A5	A6	A7	A8	A9	A10	
Normal [kN]	F_x	204.0	2900.8	3327.6	1940.4	973.2	568.0	488.5	340.4	887.8	3219.6
	Degree	0	0	22.5	45.0	0	67.5	67.5	67.5	0	0
	F_y	127.5	1037.9	2310.3	1940.4	1543.1	1371.4	1180.1	823.1	493.4	743.6
	Degree	67.5	22.5	45.0	45.0	67.5	67.5	67.5	67.5	67.5	22.5
	F_z	7408.5	7408.5	7408.5	7408.5	7408.5	7408.5	7408.5	7408.5	7408.5	7408.5
	Degree	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0
Extreme [kN]	F_x	275.7	3277.5	5681.0	2211.2	1100.7	964.3	739.7	440.5	1390.1	3446.3
	Degree	0	22.5	22.5	45.0	67.5	67.5	67.5	67.5	0	0
	F_y	217.8	719.1	2314.2	2211.2	2657.5	2876.3	1785.4	1063.4	529.7	258.0
	Degree	67.5	45.0	45.0	45.0	67.5	67.5	67.5	67.5	67.5	67.5
	F_z	13065	13065	13065	13065	13065	13065	13065	13065	13065	13065
	Degree	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0

Table 6 Hydrodynamic forces acting on the Unit II

Item	A1	A2	A3	A4	A5	A6	A7	A8	A9	A10	
Normal [kN]	F_x	65.7	797.6	1127.2	649.4	286.5	224.6	157.0	79.5	225.6	853.5
	Degree	0	0	22.5	45.0	67.5	67.5	67.5	67.5	0	0
	F_y	55.9	324.7	779.9	649.4	691.6	542.5	378.7	193.3	74.6	192.3
	Degree	67.5	45.0	45.0	45.0	67.5	67.5	67.5	67.5	67.5	67.5
	F_z	4672.5	4672.5	4672.5	4672.5	4672.5	4672.5	4672.5	4672.5	4672.5	4672.5
	Degree	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0
Extreme [kN]	F_x	102.0	1103.6	1739.3	545.4	369.8	381.6	186.4	20.6	347.3	1191.9
	Degree	22.5	22.5	22.5	45.0	67.5	67.5	67.5	67.5	0	0
	F_y	95.2	314.9	615.1	572.9	893.7	922.1	449.3	50.0	0	334.5
	Degree	67.5	45.0	45.0	67.5	67.5	67.5	67.5	67.5	67.5	22.5
	F_z	8442.5	8442.5	8442.5	8442.5	8442.5	8442.5	8442.5	8442.5	8442.5	8442.5
	Degree	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0	90.0

계산된 최대 파력의 최대치를 나타낸다. 또한, 파력의 최대치가 발생한 입사각을 동시에 제시하였다.

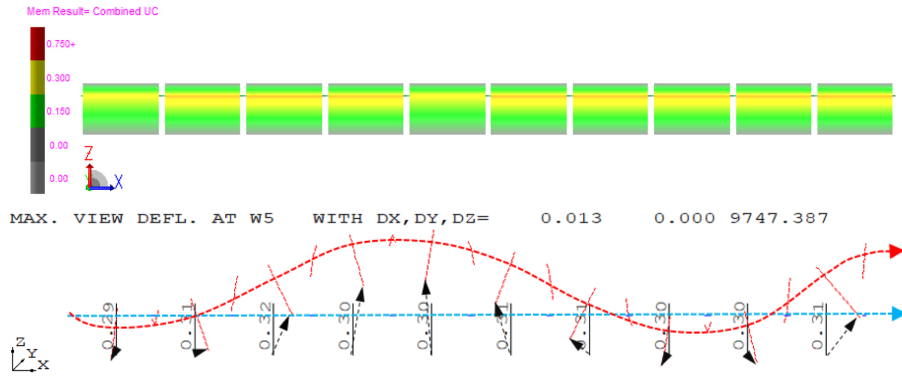
3.2 소재에 따른 응력 분석

부유식 방파제 소재(강재 및 콘크리트) 및 부유체 크기(유닛 I 및 유닛 II)에 따른 구조 안전도 평가를 위하여 SACS를 사용한 구조 해석을 실시하였다. 즉, 부유식 방파제의 재질이 강재일 경우와 콘크리트일 경우로 나누어 구조 해석을 수행하였다. 이때 적용한 산업 규격은 AISC 9판(AISC, 1989) 및 API WSD 21판(API, 2000)이었다.

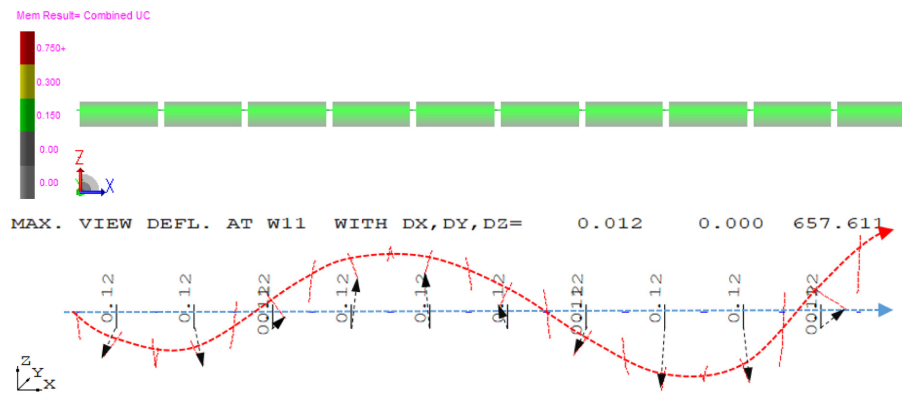
1세트(10개 유닛)의 거동을 동시에 분석하기 위하여 Fig. 6에 보인 바와 같이 한 개의 유닛을 보 요소로 모델링 하였다. 또한, 유닛 간의 연결을 위하여 별도의 연결 보 요소를 이용하였으며, 유닛간의 상대적인 운동이 가능하도록 연결 보 요소의 y 방향 및 z 방향 회전(R_y 및 R_z) 자유도를 제거하였다. 유닛 I 과 유닛 II의 중량은 밀도를 조정함으로써 설계 중량을 유지할 수 있었다. 특히 유닛 I은 유닛 내부에 평형수를 포함하므로 이를 포함하도록 중량을 보정하였다.

부유체 유닛 한 개당 4개의 계류선이 연결되며, 이 연결점에 스프링 요소를 배치하여 경계 조건을 형성하였다. 스프링 요소의 강성은 준정적 계산을 통해서 1kN/m의 강성을 부여하였다. 콘크리트 및 강재의 항복 강도는 각각 48MPa 및 235MPa이었으며, 재질별 부분 안전 계수를 5.0으로 가정하였다.

최대 파력이 발생한 파향 0°와 67.5°에 구조 해석을 수행하였다. Fig. 6 및 Fig. 7은 각각 소재가 강재 및 콘크리트일 경우 유닛 사이의 수직 운동이 가장 잘 모사되는 0°입사각에 대한 결과를 나타낸다. 일차원 부재에 대한 강도 평가를 위하여 통상 유니티(Unity)를 많이 사용한다. 유니티는 발생한 응력(하중)을 강도(임계 하중)으로 나눈 값이다. 여기서 강도는 통상 항복 강도에 안전 계수를 고려한 허용 응력 등을 의미한다. 강재 모델의 유니티는 최대 0.32(유닛 I) 및 0.12(유닛 II)였으며, 반면 콘크리트 모델에서 유니티는 최대 0.7(유닛 I) 및 0.31(유닛 I)이었다. 부유체의 크기가 감소하면서 동유체력이 감소하여 작은 유니티를 나타낸 것으로 추정된다. 또한, 강재 및 콘크리트 모두 유니티가 1.0을 초과하지 않았기 때문에 적절한 소재로 판단된다.

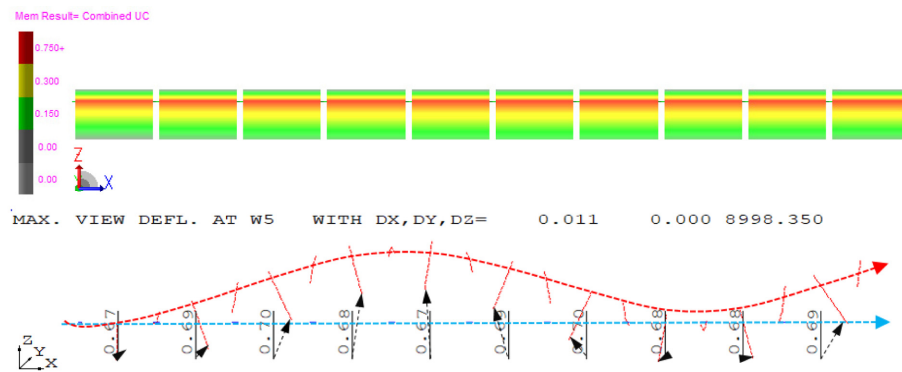


(a) Unit I

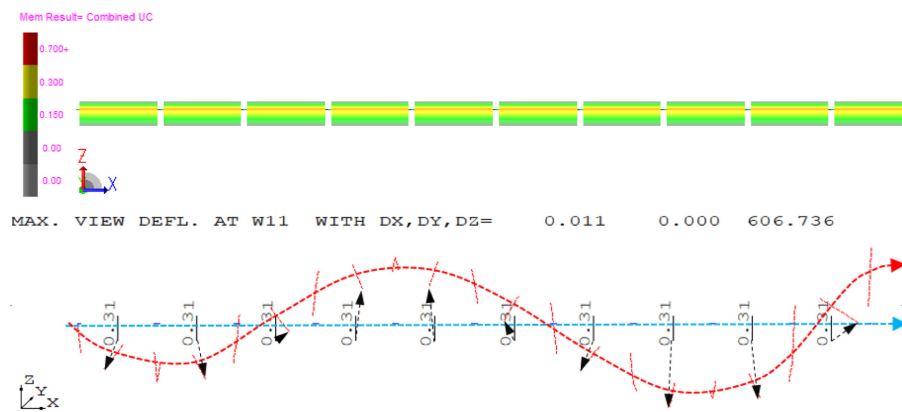


(b) Unit II

Fig. 6 Steel model with unity results for 0° incident wave angle



(a) Unit I



(b) Unit II

Fig. 7 Concrete model with unity results for 0° incident wave angle

4. 모형 실험 (Model Tests)

4.1 닻 모형 육상 압흔 실험

본 연구에서 설계 개발하고자 하는 부유체의 위치 유지를 위한 닻의 파지력을 확인하기 위하여 모형을 제작하여 육상 실험을 수행하였다. 닻은 실물 크기의 1/30로 축소 제작되었다. 즉 모형 투표 닻의 크기는 200mm×200mm×150mm였다(Fig. 8(b)). 또한, 마찰 계수(Friction coefficient)와 압흔(Dropped depth)이 극대화되는 형상을 결정하기 위하여 Fig. 8(a)에 보는 바와 같이 요철 문양(원형, 사각형, 격자형 등)에 따라 6개의 형상을 선정하였다. 모형 투표 닻의 중량은 약 12~14kg이었다.

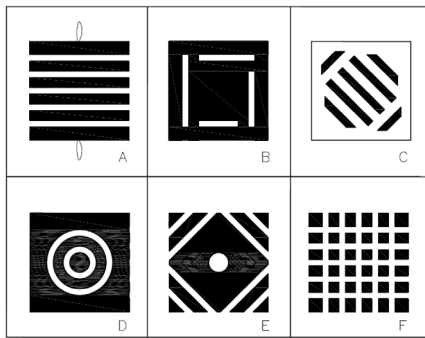
육상 압흔 실험은 마찰 계수를 측정하기 어려운 수조 실험을 보완하기 위하여 육상에서 실시되었다. 실제 해저면 토질 조건에 따른 투표 닻의 파지력 특성을 분석하고자, 토사의 깊이와 폭을 각각 30cm 및 100cm로 평탄화시킨 후 50cm 높이에서 닻을 자유 낙하하여 압흔 깊이를 측정하였다. 이때 국내에서 일반적으로 얻을 수 있는 토사를 사용하였으며, 토사에 대한 별도의 물성 실험은 수행되지 않았다. 토사의 배수도(Drainage)에 따른 편차를 없애기 위하여 압흔 실험은 3시간 이내에 모두 수행되었다.

Table 7은 닻의 6가지 유형에 대한 육상 자유 낙하 결과를 나타낸다. 이 값은 3회 자유 낙하 실험에 대한 평균값이다. 유형 F가 가장 큰 압흔 깊이를, 유형 A가 두 번째로 큰 압흔 깊이를 나타내었다. Fig. 9는 이 두 유형에 대한 압흔 계측 사진을 나타낸다.

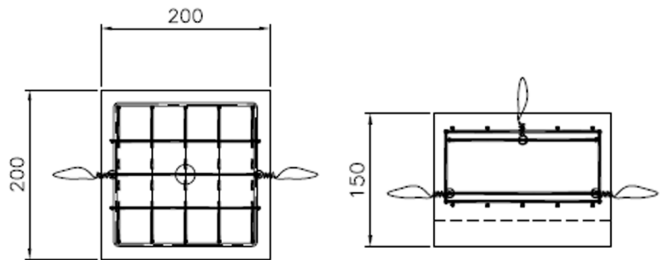
4.2 닻 모형 수조 예인 실험

국립수산과학원의 3차원 조파 수조에서 닻의 예인 실험이 실시되었다. 국립수산과학원 수조는 총 길이 85m, 폭 10m, 깊이는 3.5m이며 최고 파고는 0.5m(주기: 0.5~3초)이다. 수조 예인 실험은 유형별 닻을 예인 전차에 한 개씩 연결한 후 예인하여 1m/s의 속도로 30초 동안 예인 실험하였다. 한 개의 유형에 대하여 3회의 예인 실험이 수행되었다. 예인 시작 후 5~24초 동안 마찰력에 의한 인장력을 측정하였다. 측정된 인장력 이력의 분포를 살펴본 결과 정규 분포를 잘 따르고 있음을 확인할 수 있었다(Fig. 10).

Fig. 10의 데이터를 활용하여 파지력의 평균과 표준 편차를 구하여 Table 8에 제시하였다. 유형 A, F, D 순으로 파지력 평균값의 순서를 나타내었다. 표준 편차의 수준은 평균 대비 비교적 작다는 점을 Fig. 10 및 Table 8에서 동시에 확인할 수 있다.



(a) Six types of anchor



(b) Anchor dimensions

Fig. 8 Types and dimensions of model anchors (unit: mm)

Table 7 Result of dropped depth by 6 anchor type by land tests

Items	A	B	C	D	E	F
Dropped depth [cm]	3.6	3.0	1.6	3.4	2.6	3.8



(a) Type A anchor



(b) Type F anchor

Fig. 9 Photos of dropped depths for model anchor type A and F

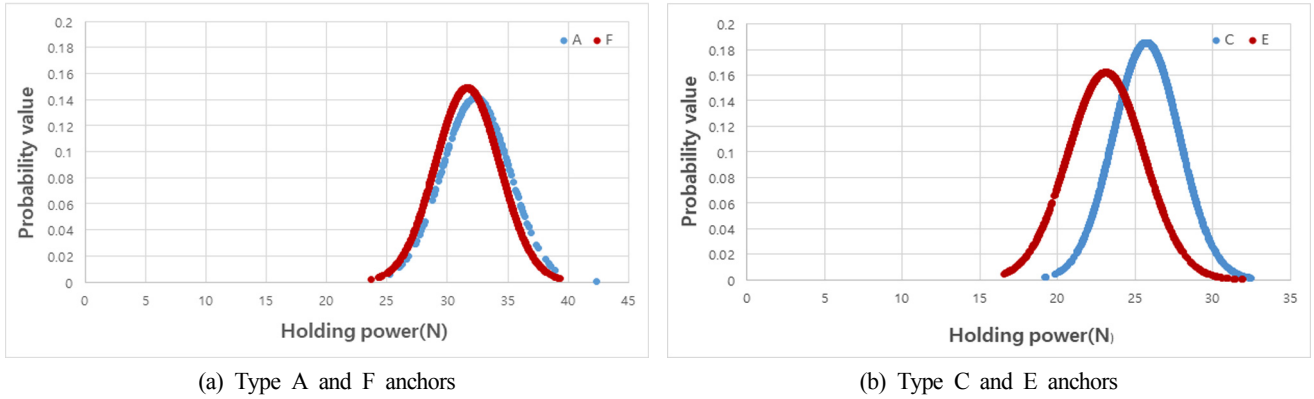


Fig. 10 Normal distribution curve of anchor by towing tank tests

Table 8 Results of towing force tests of 6 types of anchors

Items	A	B	C	D	E	F
Anchor weight [kgf]	13.2	14.0	12.0	13.5	12.7	12.5
Average of towing force [N]	32.35	28.99	25.72	29.86	23.12	31.66
Standard deviation of towing forces [N]	2.82	5.62	2.15	3.92	2.46	2.68

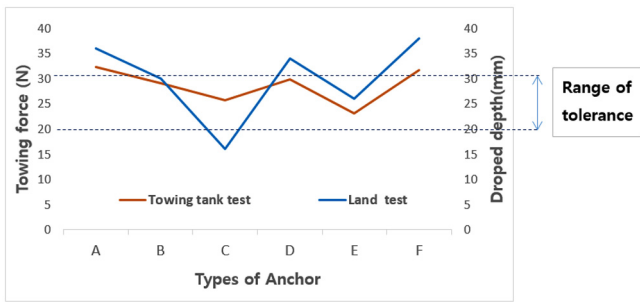


Fig. 11 Comparison of towing tank tests & land free drop tests

파지력 평균의 관점에서 유형 A가 가장 우수하며, 표준 편차도 상당히 적어서 데이터의 신뢰성도 높다고 볼 수 있다. 반면, 육상 압흔 실험에서는 유형 F가 가장 우수한 성능을 보여주었다. 육상 압흔 실험과 수조 예인 실험 결과를 비교하기 위하여 유형에 따른 압흔 깊이와 파지력 평균을 Fig. 11에 제시하였다. 이로부터 파지력 평균과 압흔 깊이는 상관관계가 있다는 점을 확인할 수 있었다. 유형 A, D, F가 압흔 깊이 및 파지력 관점에서 우수한 것으로 결론 내릴 수 있었다.

5. 부유식 방파제의 경제성 평가

육지도 해역에 필요한 부유식 방파제 총 길이 400m로 산정할 때 유닛 I 과 유닛 II의 CAPEX(Capital expenditure)를 Table 9에 제

시하였다. 강제로 제작할 경우 부유식 방파제 길이 15m 제작시 약 300t 중량이 소요되었던 사례로부터 비용을 산정하였다. 콘크리트로 제작할 경우 비용은 2019년 하반기 건설 분야별 평균 임금 현황 등을 반영하였으며 일부 공사 사례를 참고하여 산정하였다. 즉, 유닛 I 에 강제를 적용할 경우 1m당 1억 원이 소요되어 1개 유닛 제작시 15억 원, 400m 제작시 375억이 필요하였다. 반면 콘크리트 재질은 1유닛 기준 7.7억 원이며, 25개 유닛은 192억이 소요될 것으로 조사되었다. 유닛 II를 콘크리트로 제작할 경우 유닛 당 3.8억원, 400m 비용은 95억이 소요되는 것으로 조사되었다. 결론적으로 부유식 방파제를 강제로 제작할 경우 콘크리트 재질에 비하여 강제가 약 1.9~4배 더 높을 것으로 예상된다.

Table 10은 부유식 방파제의 수명 25년을 기준으로 했을 경우의 OPEX(Operating expenditure)를 나타낸 것이다. 강제는 해상 부식 환경에 대응하기 위해 5년마다 완전 방식이 필요하여 20만 원/m이 소요되며, 콘크리트 또한 해수로부터 보호를 위한 코팅작업이 필요한데 1만 원/m 정도로서 20배 저렴하다. 유닛 I 의 경우 부유식 방파제 전체 400m를 유지하기 위해서는 강제는 3.8억 원이 필요하였으며, 콘크리트는 0.19억 원으로 재질상 유닛 I 은 약 3.6억원 유닛 II는 3.7억원 유지비용이 차이가 있는 것으로 나타났다. 재질별 제작·설치·운영비를 볼 때, 부유식 방파제의 규모가 커질수록 콘크리트가 더 경제적인 것으로 나타났다. 구조적·재질적으로 콘크리트의 단점을 보완할 수 있는 정도의 조인트 재질을 조합함으로써 경제성과 효율성을 가진 부유식 방파제를 제작할 수 있을 것으로 예측할 수 있다.

Table 9 CAPEX analysis result of installation in terms of material types

Items	Unit I (unit: 1,000 KRW)		Unit II (unit: 1,000 KRW)	
Steel (a)	1,500,000/Unit×25Unit/Total	= 37,500,000/Total	1,500,000/Unit×25Unit/Total	= 37,500,000/Total
Concrete (b)	766,600/Unit×25Unit/Total	= 19,165,000/Total	377,464/Unit×25Unit/Total	= 9,436,600/Total
Profit on concrete (a-b)		733,400/Unit 18,335,000/Total		1,122,536/Unit 28,063,400/Total

Table 10 OPEX analysis result of maintenance in terms of material types

Items	Unit I (unit: 1,000 KRW, per 25 year)	Unit II (unit: 1,000 KRW, per 25 year)
Steel ①	200 KRW/m · time × 15 m/Unit × 5 times = 15,000 / Unit 15,000 KRW/Unit × 25 Unit/Total = 375,000 / Total	200 KRW/m · time × 15 m/Unit × 5 times = 15,000 / Unit 15,000 KRW/Unit × 25 Unit/Total = 375,000 / Total
Concrete ②	10 KRW/m · time × 15 m/Unit × 5 times = 750 / Unit 750 KRW/Unit × 25 Unit/Total = 18,750 / Total	5 KRW/m · time × 15 m/Unit × 5 times = 375 / Unit 375 KRW/Set × 25 Unit/Total = 9,375 / Total
Profit on concrete (①-②)	14,250 / Unit 356,250 / Total	14,625 / Unit 365,625 / Total

6. 결 론

본 연구에서는 국내 연근해에 적용할 수 있는 콘크리트 부유식 방파제를 개발하기 위해 현장 조사, 부유식 방파제 기본 설계 및 해석, 모형 실험, 경제성 분석을 실시하였다. 대형 제원(유닛 I)의 경우 대파고 및 대수심(40~50m)에서 대응할 수 있도록 소파벽, 파형 접합 등 상세 구조 설계를 실시하였다.

개발하고자 하는 부유식 방파제의 설계 검증을 위해 현장 실험 자료와 극한 해상 조건을 기준으로 5개 파향에 대한 동수력을 수계산으로 산정하였으며, 이를 SACS 해석을 통하여 검증하였다. 또한, SACS 해석을 통하여 소재와 유닛의 크기에 따른 강도 평가를 실시하였다. 콘크리트를 소재로 하는 부유식 방파제에서 높은 유닛이 발생하였지만, 허용치를 초과하지 않아서 콘크리트 부유식 방파제는 구조적으로 안전할 것으로 판단하였다.

투표식 콘크리트 닻을 1/3로 축소하여 표면 요철에 따른 육상 압흔 실험을 실시하였다. 이로부터 요철 문양에 따른 특성을 실험적으로 검증하였다. 또한 동일한 모형 닻에 대하여 수조 예인 실험을 실시하여 최종적으로 우수한 성능의 닻을 제시하였다.

부유식 방파제의 재질에 따른 경제성 분석(CAPEX 및 OPEX)을 실시하였다. CAPEX 차원에서는 강재의 원가가 최대 2배 정도 상승하였으며, OPEX 차원에서도 강재보다는 콘크리트 재질이 경제적인 것으로 추정되었다. 부유식 방파제의 총연장이 길어질수록 비용의 차이는 더욱 현저할 것으로 추정되었다.

향후 부유식 방파제에 대한 정밀한 운동성능 시뮬레이션을 통하여 하중 RAO의 도출이 요구된다. 이 결과를 바탕으로 응력 RAO를 도출하는 통계적 계산을 통하여 콘크리트 재료의 부유식 방파제에 대한 구조 안전도 검증이 요구된다. 또한, 월파시에 경험하는 부유식 방파제의 운동 및 구조 성능에 대한 엄밀한 검증이 요구된다.

후 기

본 연구는 국립수산과학원 지원으로 수행된 연구결과 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

American Institute of Steel Construction, inc. (AISC), 1989. Specification for Structural Steel Buildings. AISC 9th Edition.

American Petroleum Institute (API), 2000. Recommended Practice for Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Platforms-Working Stress Design. API WSD 21st Edition.

Cho, I.H., 2002. Wave Control Performance of Moored Pontoon-Type Floating Breakwater. *Journal of the Korean Society for Marine Environmental Engineering*, 5(3), 35-44.

Fox, R.W., McDonald, A.T., Pritchard, P.J., Mitchell, J.W., 2017. *Fluid Mechanics*. 9th Edition, Textbooks.

Jeong, Y.J., Hwang, Y.K., Park, M.S., Lee, B.C., Kim, B.C., 2013. Development of Structural System of Hybrid Floating Structure. *Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology*.

Jung, D.H., Kim, H.J., Kim, J.H., Moon, D.S., 2006. A Preliminary Experiment Study for Development of Floater of Floating Breakwater. *Journal of the Korean Society for Marine Environmental Engineering*, 9(3). 141-147.

Kim, D.S., Park, K.S., Jeong, M.Y., Park, D.C., 2007a. Characteristics of Floating Breakwaters Constructed on the Front of Sea Pasture of Tongyeong City. *Proceedings of Korean Society of Civil Engineers Regular Conference*, 646-649.

Kim, D.S., Nakamura, T., Park, W.M., Kim, T.G., 2007b. Characteristics of Floating Breakwaters Being Constructed at the Weonjeon Fishing Port of Masan City. *Proceedings of Korean Society of Civil Engineers Regular Conference*, 654-657.

Koh, K.T., Jnag, I.Y., Kim, S.W., Lee, K.M., 2004. Kwang Myong, Materials and Construction of Off-Shore Concrete Structures. *Magazine of the Korea Concrete Institute*, 16(6), 26-30. <https://doi.org/10.22636/MKCI.2004.16.6.26>

Lee, S.G., 2012, Ship Calculation and Stability. GSinterview.

Lee, S.J., 2014, Introduction to Marine Hydrodynamics. GSinterview.

Link, R.A., Elwi, A.E., 1995. Composite Concrete-Steel Plate Walls: Analysis and Behavior. *Journal of Structural Engineering ASCE*, 121(2), 260-271. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1995\)121:2\(260\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1995)121:2(260))

Park, Y.H., Youn, D.O., 2016. Development of a New Armor Unit against High Waves. *Korea Academy Industrial Cooperation Society*, 17(6), 737-743. <https://doi.org/10.5762/KAIS.2016.17.6.737>

Society of Naval Architects and Marine Engineers (SNAME), 1991. Principles of Naval Architecture.

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

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

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

극한 환경하의 부표 운동성능 모형시험기법 개발 ← (한글제목)

홍길동* · 김길동** · 이길동** ← (한글이름)

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

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

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

(본문은 1단 또는 2단으로 작성, 심사완료 후 2단으로 편집됨.)

1. 서론

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

2. 극한조건의 상사

2.1 파랑조건의 상사

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

Received 00 March 2012, revised 00 April 2012, accepted 00 April 2012
Corresponding author Gil-Dong Hong: +82-111-222-3333, gdhong@kriso.re.kr

© 2013, The Korean Society of Ocean Engineers

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

2.2 바람조건외의 상사

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

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

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

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

3. 표준형 등부표 모형시험

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

Table 1 Computed wind and current forces on buoy models

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

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

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

4. 모형시험 결과 및 해석

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

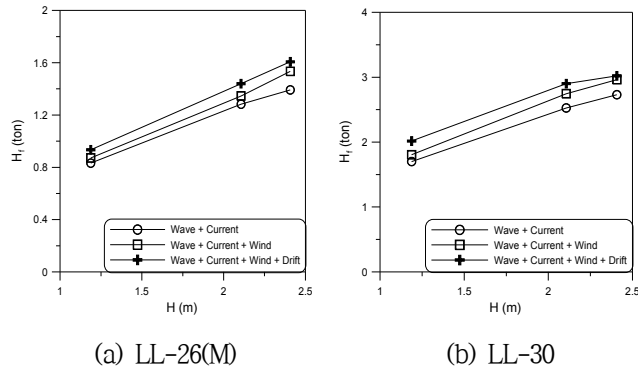


Fig. 1 Maximum height of tension forces acting on the mooring line at buoy

≡ (그림은 영문으로 작성)

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

5. 결 론

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

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

후 기

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

참 고 문 헌

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

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

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

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

(example for proceedings) ⇒

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

(example for journals) ⇒

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

(example for books) ⇒

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

(example for websites) ⇒

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

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

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

<주>

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

General Information for Authors

Requirement for Membership

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

Publication type

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

Manuscript submission

Manuscript should be submitted through the on-line manuscript website (<http://www.joet.org>). The date that corresponding author submits a paper through on-line website is official date of submission. Other correspondences can be sent by an email to the Editor in Chief. The manuscript must be accompanied by a signed statement that it has been neither published nor currently submitted for publication elsewhere. The manuscript should be written in English or Korean and a minimum standard of the proficiency in the English or Korean language should be met before submission to the editorial office.

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

Submission checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

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

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

Hazards and human or animal subjects

If the work involves chemicals, procedures or equipment that have any

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

Fundamental errors in published works

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

Article structure

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

Abstract

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

Keywords

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

Unit

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

Equations

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

Tables

Tables should be numbered consecutively with Arabic numerals. Each table should be typed on a separate sheet of paper and be fully titled. All tables should be referred to in the text.

Figures

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

Reference

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

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

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

Examples:

Reference to a journal publication:

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

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

Reference to a book:

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

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

Reference to a proceeding:

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

Reference to a website:

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

Journal abbreviations

Journal names should not be abbreviated.

Revised manuscripts

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

Proofs and reprints

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

Peer review

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

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

Page charge

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

Editing checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Transfer of copyright

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

Authors' Checklist

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

< Editing checklist >

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

< Submission checklist >

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Title of article :

Date of submission : DD/MM/YYYY

Corresponding author : signature

Email address :

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

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

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

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

Hazards and human or animal subjects

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

Fundamental errors in published works

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

Ethical Codes of Research

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

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

A. Foundational Spirit

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

B. Fundamental Canons

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

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

C. Practical Platforms

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

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

D. The Scope of Manuscript

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

E. The Definitions and Types of Fraudulent Acts in Research

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

F. Screening System, Processing Criteria and Procedure

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

contributor a chance to defend him/herself.

2. Processing Criteria

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

3. Processing Procedure

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

G. Ethical codes of Editing

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

Supplementary Provisions

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

1, Nov. 2008

The Korean Society of Ocean Engineers

[31, May 2007 enacted]

[1, Nov. 2008 amended]

Publishing Agreement

Article details

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

YOUR STATUS

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

ASSIGNMENT OF COPYRIGHT

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

SCHOLARLY COMMUNICATION RIGHTS

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

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

Corresponding author :

name

signature

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

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

USER RIGHTS

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

The CC-BY-NC license allows users to copy and distribute the Article, provided this is not done for commercial purposes and further does not permit distribution of the Article if it is changed or edited in any way, and provided the user gives appropriate credit (with a link to the formal publication through the relevant DOI), provides a link to the license, and that the licensor is not represented as endorsing the use made of the work. The full details of the license are available at <http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0/legalcode>.

REVERSION OF RIGHTS

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

2019년도 한 해 동안 한국해양공학회지에 투고된 원고를 심사하신 분들입니다.
심사위원 여러분께 감사드립니다.

강희진	KRISO	윤현규	창원대학교	손상영	고려대학교
고대은	동의대학교	이장수	KRISO	손창배	동부산대학교
구본국	창원대학교	이병혁	현대중공업	신상묵	부경대학교
구원철	인하대학교	이성욱	한국해양대학교	신상훈	강원대학교
권순철	부산대학교	이우동	경상대학교	신창주	KIOST
김경환	KRISO	이정훈	경상대학교	신충훈	농어촌연구원
김국현	동명대학교	이제명	부산대학교	신현경	울산대학교
김동진	KRISO	이주용	성균관대학교	심천식	목포대학교
김동희	한국해양대학교	이철진	중앙대학교	양경규	KRISO
김병완	KRISO	이치승	부산대학교	오대균	목포해양대학교
김성재	인하대학교	이탁기	경상대학교	우주현	서울대학교
김영식	KRISO	정동호	KRISO	윤석민	KAIST
김영훈	경남대학교	정성엽	KRISO	윤현식	부산대학교
김준영	한국해양대학교	정세민	조선대학교	이동근	한국해양교통안전공단
김진환	KAIST	정준모	인하대학교	이수룡	동명대학교
김현식	동명대학교	정태환	KRISO	이영준	KRISO
남보우	서울대학교	조일형	제주대학교	이용	한국과학기술연구원
노인식	충남대학교	주문갑	부경대학교	이장현	인하대학교
도기덕	한국해양대학교	차주환	목포대학교	이재익	POSCO
박동우	동명대학교	최윤락	울산대학교	이종무	KRISO
박선호	한국해양대학교	최형식	한국해양대학교	이종현	제주대학교
박일룡	한국해양대학교	하태민	강원대학교	이진경	동의대학교
박종천	부산대학교	황아름	거제대학교	이진학	KIOST
박준범	한국해양대학교	공유식	부경대학교	이판묵	KRISO
배윤혁	제주대학교	김기훈	KRISO	임성우	인하대학교
배진호	제주대학교	김도영	홍익대학교	전명준	창원대
백광준	인하대학교	김범일	한국선급	전민성	삼성중공업
변승우	한화탈레스	김봉주	부산대학교	정광열	Nextfoam
부승환	원광대학교	김시문	KRISO	정상기	한국해양대학교
서대원	한국선급	김연규	KRISO	정재환	삼성중공업
서민국	KRISO	김연중	인체대	조규남	홍익대학교
서유태	서울대학교	김현석	KRISO	최수현	거제대학교
서정관	부산대학교	박동민	KRISO	추연욱	공주대학교
송창용	목포대학교	박민수	한국건설기술연구원	하윤진	KRISO
신성원	한양대학교	박병원	KRISO	함승호	창원대학교
안석환	중원대학교	박종용	부경대학교	홍석윤	서울대학교
엄원석	연세대학교	박준수	경남대학교	황성원	인하대학교
오정근	군산대학교	박철수	KRISO	황성철	KRISO
유현수	창원대학교	변성훈	KRISO		

(사)한국해양공학회 특별회원

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

한국선급 / 현대중공업(주) / 대우조선해양(주) /
한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소 / 삼성중공업(주) /
(주)케이티서브마린 / 대양전기공업(주) / (주)대영엔지니어링 /
한국조선해양기자재연구원 / (주)동화뉴텍 / 미래인더스트리(주) /
한국조선해양플랜트협회 / (주)파나시아 / 한국가스공사 / 선보공업(주) /
(주)멀티스하이드로 / SK건설(주)



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

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

1. 본 학회지에 투고하고자 하는 사람은 한국해양공학회 회원임을 원칙으로 하며 공저인 경우에는 적어도 1인 이상이 회원이어야 한다. 단, 본 학회의 편집위원회가 특별히 인정한 사람은 예외로 한다.
2. 원고는 학술논문, 기술보고 및 자료를 포함하고, 학술논문의 경우 다른 학술지에 게재되지 않은 것이라야 한다. 학술지라 함은 투고 논문에 대한 적절한 심사체계와 주기적 발간이 이루어지는 저널(Journal) 등을 의미한다. 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구 보고서, 학위논문, 학술기사 등 모든 원고는 투고가 가능하다. 또한 본 학회지에 게재되면 본 학회 편집위원회의 서면승인 없이 타학술지에 전부 또는 일부가 동일형식으로 발표되어서는 안되며, 저작권은 학회에 귀속된다.
3. 투고논문 중 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구보고서, 학위논문, 학술기사 등의 경우는 각주를 통해서 아래 예와 같이 원고 전체 혹은 부분이 출판되었음을 명시하여야 한다.
예) 본 논문은 2008년 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

제33권 제6호(통권 제151호)

인쇄: 2019년 12월 26일

발행: 2019년 12월 31일

발행인: 윤종성

편집인: 정준모

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