

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

한국해양공학회지

제30권 제6호 (통권 제133호)

2016년 12월

Journal of Ocean Engineering and Technology



Vol. 30, No. 6 (Serial Number 133)
December 2016

사단법인 한국해양공학회

The Korean Society of Ocean Engineers

<http://www.joet.org>

한국해양공학회 Journal of Ocean Engineering and Technology

편집위원회

위원장

김윤해 한국해양대학교

편집이사

정준모 인하대학교

최윤락 울산대학교

허동수 경상대학교

편집위원

김국현 동명대학교

김영훈 경남대학교

김진환 카이스트

나원배 부경대학교

문경만 한국해양대학교

박종천 부산대학교

송창용 목포대학교

신성원 강원대학교

엄원석 연세대학교

윤현규 창원대학교

이기영 해군사관학교

이종현 제주대학교

이탁기 경상대학교

정동호 한국해양과학기술원

최형식 한국해양대학교

국제자문 편집위원

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University

Atilla Incecik, University of Strathclyde

Moo Hyun Kim, Texas A&M University

Sime Malenica, Bureau Veritas

T. Hanabusa, The University of Tokushima

연구윤리위원회

위원장

서성부 동의대학교

운영분과 및 심의 교육·분과 위원

윤현규 창원대학교

조일형 제주대학교

학회 임원

학회장

조효제 한국해양대학교

부회장

하문근 삼성중공업

김용수 대우조선해양

김선진 부경대학교

윤종성 인제대학교

정대연 대영엔지니어링

김병권 스틸플라워

Editorial Boards

Editor-in-Chief

Yun Hae Kim, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Manuscript Editors

Joonmo Choung, Inha University, Korea

Yoon Rak Choi, University of Ulsan, Korea

Dong-Soo Hur, Gyeongsang National University, Korea

Editorial Board Members

Kookhyun Kim, Tongmyong University, Korea

Younghun Kim, Kyungnam University, Korea

Jinwhan Kim, KAIST, Korea

Won Bae Na, Pukyong National University, Korea

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

Jong Chun Park, Pusan National University, Korea

Chang Yong Song, Mokpo National University, Korea

Sungwon Shin, Kangwon National University, Korea

Won Suk Ohm, Yonsei University, Korea

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

Kiyoung Lee, Korea Naval Academy, Korea

Chong Hyun Lee, Jeju National University, Korea

Tak Kee Lee, Gyeongsang National University, Korea

Dongho Jung, KRISO, Korea

Hyeungsik Choi, Korea Maritime and Ocean University, Korea

International Advisory Editorial Board Members

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University, Turkey

Atilla Incecik, University of Strathclyde, UK

Moo Hyun Kim, Texas A&M University, USA

Sime Malenica, Bureau Veritas, France

T. Hanabusa, The University of Tokushima, Japan

Research and Ethics Boards

Chief

Sung-Bu Suh, Dongeui University, Korea

Management and Deliberative and Education Department

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

Il-Hyoung Cho, Jeju National University, Korea

Officers of The Korean Society of Ocean Engineers

President

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

Vice President

Mun-Keun Ha, Samsung Heavy Industries, Korea

Yong-Soo Kim, DSME, Korea

Seon-Jin Kim, Pukyong National University, Korea

Jong-Sung Yoon, Inje University, Korea

Dae-Yeon Chung, DY Engineering, Korea

Byeongkwon Kim, Steel Flower, Korea

About Journal of Ocean Engineering and Technology

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

AIMS and SCOPE

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

GENERAL INFORMATION

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

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

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

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

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

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

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

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

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

한국해양공학회지

Journal of Ocean Engineering and Technology

목 차

제30권 제6호 (통권 제133호)

2016년 12월

<학술논문>

제원 및 날개 끝 형상 변화에 따른 비대칭 전류고정날개 성능연구 신용진 · 김문찬 · 강진구 · 이준형	431
국내 연안 카페리 차량 고박 장치 안전성에 관한 연구: 제1부 직접하중계산법을 이용한 선체 운동 가속도 산정 정준모 · 조희상 · 이경훈 · 이영우	440
국내 연안 카페리 차량 고박 장치 안전성에 관한 연구: 제2부 가속도 예측 방법에 따른 고박 안전도 비교 연구 정준모 · 조희상 · 이경훈 · 이영우	451
케이블-수중 예인체 시스템의 3차원 비선형 완전 연성해석 고광수 · 이은택 · 안형택	458
쇄빙연구선 아라온호의 북극해 실선 계측 전단변형 데이터 분석을 통한 빙하중 산정 기법 고찰 민정기 · 최경식 · 천은지 · 김진명	468
3차원 파단 변형률 평면을 이용한 비보강 원판의 펀칭 파단 시뮬레이션 박성주 · 이강수 · 정준모	474
2차원 연성모델을 적용한 불투과성 잠재 전면의 국부세굴 모의 이우동 · 이재철 · 진동환 · 허동수	484
XBEACH 모형에 의한 해운대 해수욕장 양빈후의 해빈류 특성 변화 강태순 · 박명원 · 김진석 · 이종섭	498
파랑-구조물-지반 상호작용에 의한 혼성제 주변 해저지반의 3차원 동적응답 특성 허동수 · 박종률 · 이우동	505
흡습 환경 하의 폴리프로필렌/유리 섬유 강화 복합재료의 환경 열화 특성 김윤해 · 박창욱 · 정경석 · 신석진	520

<기술보고 및 자료>

심해저 광물자원 양광시스템 실증 시험을 위한 위험도 기반 선상 설비 설계 조수길 · 박상현 · 오재원 · 민천홍 · 김성순 · 김형우 · 여태경 · 정정열 · 배재일 · 홍섭	526
--	-----

한국해양공학회지
Journal of Ocean Engineering and Technology

CONTENTS

Volume 30, Number 6

December, 2016

<Original Research Articles>

- Study on Performance of Asymmetric Pre-Swirl Stator according to Variations in Dimensions and Blade Tip Shape
Yong-Jin Shin, Moon-Chan Kim, Jin-Gu Kang and Jun-Hyung Lee 431
- Study on Structural Safety of Car Securing Equipment for Coastal Carferry:
Part I Estimation of Hull Acceleration using Direct Load Approach
Joonmo Choung, Huisang Jo, Kyunghoon Lee and Young Woo Lee 440
- Study on Structural Safety of Car Securing Equipment of Coastal Carferry:
Part II Assessment of Lashing Safety according to Acceleration Prediction Approaches
Joonmo Choung, Huisang Jo, Kyunghoon Lee and Young Woo Lee 451
- 3D Nonlinear Fully Coupled Simulation of Cable and Tow-fish System
Gwangsoo Go, Euntaek Lee and Hyung Taek Ahn 458
- Ice Load Estimation Procedures for IBRV ARAON by Analyzing Shear Strain Data Measured in Arctic Sea
Jung Ki Min, Kyungsik Choi, Eun-Jee Cheon and Jin Myung Kim 468
- Punching Fracture Simulations of Circular Unstiffened Steel Plates using Three-dimensional Fracture Surface
Sung-Ju Park, Kangsu Lee and Joonmo Choung 474
- Numerical Simulation of Local Scour in Front of Impermeable Submerged Breakwater Using
2-D Coupled Hydro-morphodynamic Model
Woo-Dong Lee, Jae-Cheol Lee, Dong-Hwan Jin and Dong-Soo Hur 484
- Wave-induced Currents using XBEACH Model after Beach Nourishment at Haeundae Beach
Tae-Soon Kang, Myeong-Won Park, Jin-Seok Kim and Jong-Sup Lee 498
- 3-D Dynamic Response Characteristics of Seabed around Composite Breakwater in Relation to
Wave-Structure-Soil Interaction
Dong-Soo Hur, Jong-Ryul Park and Woo-Dong Lee 505
- Environment Deterioration Characteristics of Polypropylene / Glass Fiber Composites under
Moisture Absorption Environment
Yun-Hae Kim, Chang-Wook Park, Gyung-Seok Jung and Seok-Jin Shin 520

<Technical Note and Data>

- Risk-based Design of On-board Facility for Lifting System Field Test of Deep-sea Mining System
Su-gil Cho, Sanghyun Park, Jaewon Oh, Cheonhong Min, Seongssoon Kim, Hyung-Woo Kim,
Tae Kyung Yeu, Jung Yeul Jung, Jaeil Bae and Sup Hong 526

Study on Performance of Asymmetric Pre-Swirl Stator according to Variations in Dimensions and Blade Tip Shape

Yong-Jin Shin*, Moon-Chan Kim*, Jin-Gu Kang* and Jun-Hyung Lee*

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

제원 및 날개 끝 형상 변화에 따른 비대칭 전류고정날개 성능연구

신용진* · 김문찬* · 강진구* · 이준형*

*부산대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Asymmetric pre-swirl stator 비대칭 전류고정날개, Tip shape 팁 형상, Computational fluid dynamic 전산유체역학 Resistance performance 저항성능, Self-propulsion performance 추진성능

ABSTRACT: This paper reports a numerical method for determining the resistance and self-propulsion performance of an asymmetric pre-swirl stator used as an energy saving device by cancelling a propeller's rotational energy. The present asymmetric pre-swirl stator propulsion system consists of three blades at the port and one blade at the starboard, which can effectively recover the biased rotating flow. This paper provides the design concept for the present asymmetric stator, which produces more efficient results than a conventional propeller.

1. 서 론

최근 전 세계적으로 지구환경 변화 문제 대한 관심이 커지면서 온실가스 배출저감 및 해양보호를 위한 제반 규제 강화와 안전 및 고효율 선박 수요에 대응하는 다양한 기술 개발이 전개되고 있는 가운데 국제해사기구(International Maritime Organization, IMO)에서는 2013년부터 신조되는 선박에 대하여 에너지 효율지수인 EEDI(Energy efficiency design index for new ships)를 제시하여 단계적으로 적용하도록 하고 있다. 이에 따라 선진 조선소 및 각국 연구소를 중심으로 EEDI를 감소시키기 위하여 에너지 저감 기술 연구가 활발히 진행되고 있다.

에너지 저감 기술은 선박 자체의 에너지 절감과 에너지 절감에 따른 CO₂ 배출량 저감을 동시에 노릴 수 있는 중요한 기술이다. 에너지 저감 장치는 프로펠러를 기준으로 선수 방향으로 Pre device, 프로펠러에 해당하는 Main device, 선미 방향으로 Post device로 분류할 수 있다. 대표적으로 Pre device에는 Pre-swirl stator(PSS), Pre-swirl duct(PSD), Duct형부가물, Fin형부가물 등이 효과가 있는 것으로 알려져 있으며, Main device로는 날개 끝 Rake propeller(TRP), Contra-rotating propeller(CRP), 등이 효과가 있는 것으로 알려져 있다. 또한, Post

Device로는 Twisted rudder, Propeller-rudder, Rudder bulb & Fin 등이 효과가 있는 것으로 알려져 있다.

본 연구에서는 에너지 저감 장치 중 Pre-device로 비대칭 전류고정날개에 대한 연구이다. 비대칭 전류고정날개는 프로펠러에 의해 유기되는 접선 방향 속도의 반대 방향으로 유속성분을 주어 프로펠러 회전 시 발생하는 회전 에너지에 의한 손실을 보상해주는 장치이다. 비대칭 고정날개에 대한 연구는 1990년 초부터 KRISO(Korea Research Institute of Ships & Ocean Engineering)를 중심으로 활발하게 진행되었다. 대칭형 전류고정날개의 성능해석을 위해 한 날개(key blade)에 대한 해석 기법을 발전시켜 전체 날개를 동시에 해석하는 비대칭 해석방법을 개발하였고 실험과의 비교 검증 연구를 수행하였다(Kim et al., 1993; Lee et al., 1992; Lee et al., 1994).

또한 KRISO에서는 기존의 일본의 미쯔비시(Mitsubishi)에서 개발된 좌우현 날개수가 대칭형인 상태에서 좌우현 날개수가 서로 다른 비대칭형으로 연구 개발되었다. Kang, et al.(2004)은 VLCC(Very large crude oil carrier)에 비대칭 전류고정날개를 적용하여 약 5.6% 효율 증가의 결과를 보여 주었다. 그러나 주로 저속 비대칭의 대해서만 적용되었고 상선 중 상대적으로 속도가 빠른 컨테이너선에 대해서는 적용 사례가 많지 않다. 또한

Received 11 August 2016, revised 12 December 2016, accepted 16 December 2016

Corresponding author Moon-Chan Kim: +82-051-510-2401, kmcprop@pusan.ac.kr

© 2016, 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.

현재 운용되어지고 있는 고정날개의 설계의 용이함과 제작비용을 고려하여 결정되어진 반경별 피치각이 고정되어 있는 일정 피치각형이기 때문에 반경별 부하량이 다르게 되어 날개 끝에서의 보텍스 등의 영향으로 자체 날개 진동을 유발 할 수 있으며 또한 날개 끝 보텍스가 프로펠러나 타에 영향을 줄 수 있다. 따라서 본 연구에서는 2가지 연구를 수행하여 성능을 확인하였다. 첫째로, 컨테이너선용 비대칭 전류고정날개의 최적화를 위해서 코드길이 변화에 따라 비대칭 전류고정날개를 설계하고 CFD(Computational fluid dynamics)를 사용하여 저항 및 자항 성능을 확인 하였다. 둘째로 앞서 최적화된 비대칭고정날개를 토대로 앞서 날개 끝에서의 보텍스 문제를 개선하기 위해서 날개 끝 형상을 Rounding 설계 하고 CFD를 통하여 성능을 확인 하였다.

2. 비대칭 전류고정날개 설계

2.1 설계이론

비대칭 전류고정날개 설계를 위해 양력면 이론에 의한 프로펠러와 전류고정날개의 상호 유기 속도를 고려하여 반복 계산하는 방법을 사용 하였으며, 일련의 계산 과정을 프로그램화 한 PASTA(Preswirl asymmetric stator analysis) 프로그램을 사용 하였다. PASTA 프로그램은 반류시험을 수행하여 얻은 반류를 토대로 최적 고정날개 설계를 위한 것으로 KRISO에서 수행된 연구에 의해서 개발 되어진 프로그램이다(Lee et al., 1992).

불균일 반류 중에서 고정날개의 피치각이 각 날개 별로 동일할 경우 축 방향 성분 의 불균일도 뿐만 아니라 접선방향의 속도가 고정날개 입장에서 좌현과 우현에서 반대방향으로 나타나 각 날개에 걸리는 부하가 크게 달라지므로 고정 날개의 위치별 피치각도를 잘 조절해 주지 않으면 최대 효율을 얻어내기가 힘들다. 날개에 대한 축 방향 속도 성분 v_x 와 v_R 반경방향 속도, 접선방향 속도 성분 v_t 은 다음 Fig. 1과 같다.

비대칭 전류고정날개가 추진기 앞에 놓인 경우에 고정날개를 설계하기 위하여 변수들을 조절하게 되면 각각의 고정날개의 반경별 순환 분포(Circulation distribution)가 달라진다. Γ 는 순환 세기로서 날개에 걸리는 부하를 간접적으로 표현하기 때문에 이 값을 가지고 성능을 비교하게 된다. Γ 를 상대적으로 비교하기 위해 고정날개의 반경(R)과 설계속도(V_s)를 이용하여 식 (1)같이 무차원화 하였다.

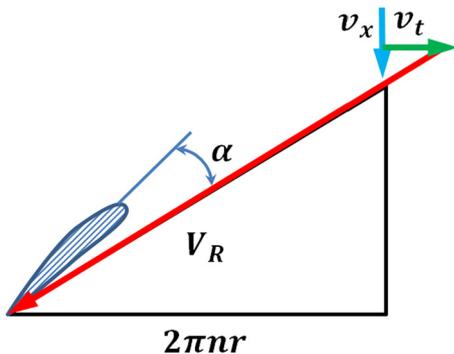


Fig. 1 Velocity components at the blade section

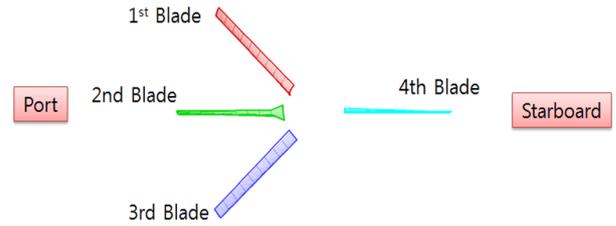


Fig. 2 Definition of blade number on looking upstream

$$G = \frac{\Gamma}{2\pi R V_s} \tag{1}$$

그리고 Γ 를 이에 상응하는 등가 받음각($\alpha_{equiv.}$, Equivalent angle of attack)으로 표현하여 조금 더 직관적인 분석이 가능하도록 하였다. Kutta-Joukowski 정리에 따르면 순환유동에서 양력은 식 (2)와 같이 표현되며 양력계수는 식 (3)과 같다.

$$L = \rho V \Gamma \tag{2}$$

$$C_L = 2\pi \sin \alpha_{equiv.} = \frac{\Gamma}{0.5cV} \tag{3}$$

여기서 L , C_L , c , V 은 각각 2차원 단면에 대한 양력과 양력계수, 2차원 단면의 코드 그리고 유입속도를 나타낸다.

식 (3)을 등가입사각에 대한 식으로 변환하고, 식 (1)을 대입하여 나타내면 다음과 같다.

$$\alpha_{equiv.} = \sin^{-1} \left(\frac{C_L}{2\pi} \right) = \sin^{-1} \left(\frac{2G}{\left(\frac{V}{V_s} \right) \left(\frac{c}{R} \right)} \right) \tag{4}$$

위의 식을 통해 각 고정날개의 반경별 단면에 걸리는 Γ , 즉 간접적인 부하량을 유입류에 대한 받음각으로 표현하여 나타낼 수 있다.이에 따라 각 날개의 반경별 부하량을 좀 더 가시적으로 파악 할 수 있도록 등가 입사각($\alpha_{equiv.}$: Equivalent angle of attack)으로 치환하여 표시하였다(Lee et al., 2016).

위와 같은 해석 과정에서 각 날개에 대한 날개 번호 부여는 Fig. 2와 같다.

2.2 제원 변화에 따른 설계

본 연구의 대상선은 KCS(KRISO container ship) 선형으로 자세한 제원은 다음 Table 1과 같다.

컨테이너선은 다른 상선과 달리 선형이 날렵하고 선미로 들어오는 유속이 빠르기 때문에 비대칭 고정날개의 코드 길이 및 피치각이 크면 과도한 저항 증가로 인해서, 자항 성능 개선을 포함하더라도 전체적인 효율 향상은 기대하기가 힘들다. 또한 날개 이론에서는 코드길이와 캠버에 대해서는 다음과 식 (5)가 만족된다.

$$\frac{f_o}{c} \propto C_L \tag{5}$$

Table 1 Principal particulars of ship

	Real ship	Numerical model ship
Length PP [m]	230.00	5.82
Length WL [m]	232.50	5.89
Breadth [m]	32.20	0.82
Depth [m]	19.00	0.48
Design draught [m]	10.80	0.27
Block coefficient	0.651	0.651
Design speed [m/s]	12.346 m/s	1.964m/s
Froude number		0.259
Scale ratio		39.5

여기서 f_0 는 캠버이며, c 는 코드, C_L 은 양력이다. 식 (5)를 보면 캠버가 클수록 양력이 커지지만 과도하게 커지면 날개에서의 보텍스 발생과 제작상에 문제가 발생한다. 또한 코드길이가 클수록 양력이 작게 되고 항력이 증가 되며, 부하량을 만족하기 위해서는 피치각이 커져서 과도한 저항증가가 발생하기 때문에 적절한 캠버-코드비 요구된다. 이에 따라 부가물 부착으로 인한 저항을 최소화 시키고, 추진효율을 극대화시키기 위하여 캠버는 고정변수로 두고 코드 길이 변화에 따라 A부터 C Type까지 3가지 타입의 비대칭 고정날개를 설계 하였다. A Type은 선행 연구 Kwon(2013)에서 모형시험으로 성능을 확인한 비대칭 고정날개로, A Type을 기준으로 설계를 진행하였다. A Type 비대칭 고정날개는 선행연구에서 과도한 저항 증가를 확인하여 전체적으로 반경별 코드길이를 줄이고, 허브 쪽 반경(0.2R)에서 날개 끝(1.0R) 까지 코드길이의 분포를 수정하여 B Type을 설계 하였다. C Type은 B Type을 기준으로 분포를 유지 하면서 반경별 코드길이를 약 11% 줄여서 최종 C Type을 설계 하였다. A부터 C Type에 대한 자세한 제원은 다음 Table 2~5와 같으며,

Table 2 Principal particulars of pre-swirl stator

Section type	NACA 66
Scale ratio	39.500
Model diameter [m]	0.200
Skew [°]	0.000
Rake [°]	0.000
No. of blades	4

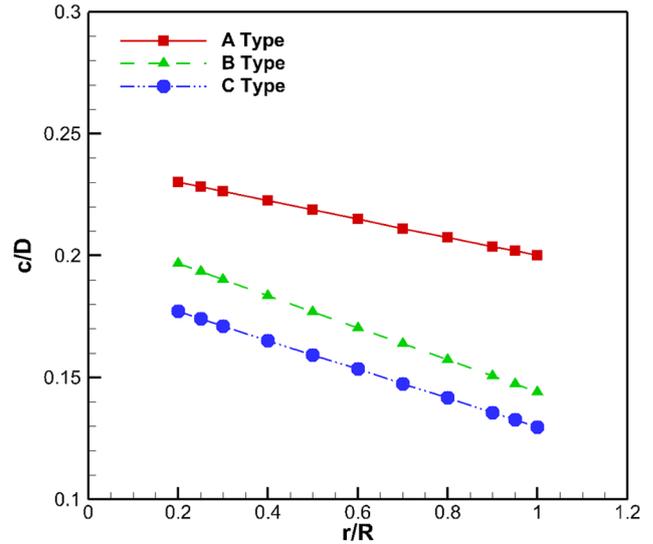


Fig. 3 Comparison of radial distribution on chord/diameter according to stator types

Type에 따른 반경별 코드길이 분포를 직경으로 무차원화 하여 다음 Fig. 3에 비교 하였다. 여기서, r/R 은 무차원 반경으로 프로펠러의 반지름(R)에 대한 날개의 반경(r)을 말한다.

Table 3 Geometry of A type pre-swirl stator

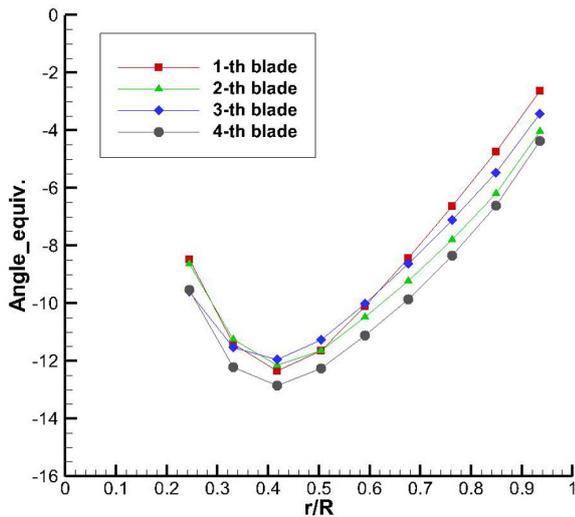
r/R	0.200	0.250	0.300	0.400	0.500	0.600	0.700	0.800	0.900	0.950	1.000
Chord/ Diameter	0.230	0.228	0.226	0.223	0.219	0.215	0.211	0.207	0.204	0.202	0.200
Camber/ Chord	-0.065	-0.062	-0.059	-0.053	-0.046	-0.039	-0.032	-0.024	-0.016	-0.012	-0.008
Thickness/ Diameter	0.037	0.035	0.033	0.030	0.026	0.023	0.019	0.016	0.013	0.011	0.009

Table 4 Geometry of B type pre-swirl stator

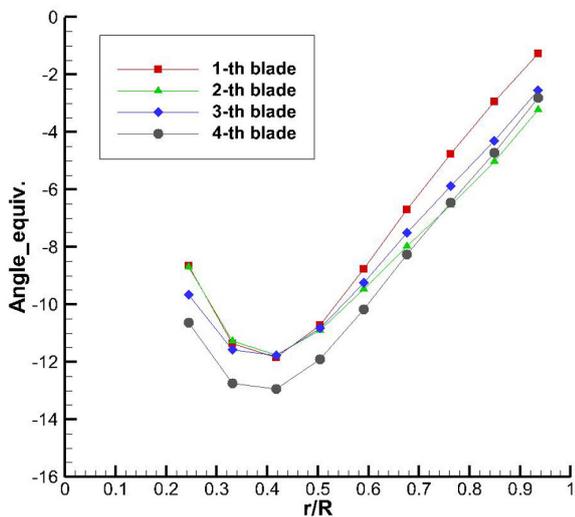
r/R	0.200	0.250	0.300	0.400	0.500	0.600	0.700	0.800	0.900	0.950	1.000
Chord/ Diameter	0.197	0.193	0.190	0.184	0.177	0.170	0.164	0.157	0.151	0.147	0.144
Camber/ Chord	-0.076	-0.073	-0.070	-0.064	-0.057	-0.049	-0.041	-0.032	-0.022	-0.017	-0.012
Thickness/ Diameter	0.037	0.035	0.033	0.030	0.026	0.023	0.019	0.016	0.012	0.011	0.009

Table 5 Geometry of C type pre-swirl stator

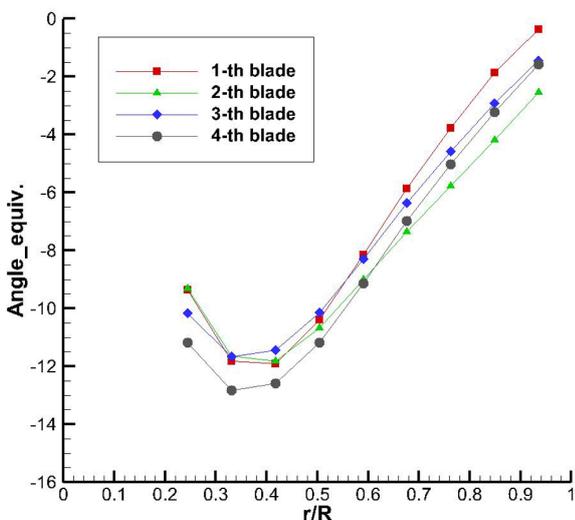
r/R	0.200	0.250	0.300	0.400	0.500	0.600	0.700	0.800	0.900	0.950	1.000
Chord/ Diameter	0.177	0.174	0.171	0.165	0.159	0.153	0.147	0.142	0.136	0.133	0.130
Camber/ Chord	-0.085	-0.082	-0.078	-0.071	-0.063	-0.054	-0.045	-0.035	-0.025	-0.019	-0.013
Thickness/ Diameter	0.037	0.035	0.033	0.030	0.026	0.023	0.019	0.016	0.012	0.011	0.009



(a) Radial circulation distribution on the A Type stator blades



(b) Radial circulation distribution on the B Type stator blades



(c) Radial circulation distribution on the C Type stator blades

Fig. 4 Radial circulation distribution each type stator blades

각 Type별 비대칭 고정날개의 설계는 앞서 설명한 Stator의 반경 별 등가입사각을 바탕으로 설계 하였고, 각 Type별 등가 입사각의 분포는 Fig. 4과 같다. 여기서 반경 별 등가입사각은 Stator에 가해지는 부하 분포를 나타낸다.

피치각이 커지면 Stator에 들어오는 유입류의 등가입사각이 커지게 되고 가해지는 부하도 증가하게 된다. Stator에 가해지는 부하가 클수록 저항 성능의 개선이 많이 이루어지지만 그만큼 피치각도 크기 때문에 저항의 증가도 같이 동반하게 된다. 선행 연구에서는 일반적으로 저속 비대선에 Stator를 부착할 경우 등가입사각을 $-13^{\circ} \sim -14^{\circ}$ 에 위치시키도록 피치각을 설계하는 것이 추진 효율의 향상이 가장 큰 것으로 확인 하였지만 본 연구의 대상선인 컨테이너선은 피치각이 크면 저항이 과도하게 증가되기 때문에 저속 비대선에 적용되어지는 등가입사각보다 좀 더 작은 -12° 에 맞추어 설계하였다. 또한 Kwon(2013)에서 A Type 설계는 등가 입사각을 -12° 에 맞추어 설계하였기 때문에 동일한 입사각에서 각 Type의 비대칭고정날개를 설계 하였다. 타입에 따른 날개별 피치각은 다음 Table 6과 같고, 최종 모델 링은 Fig. 5와 같다.

Table 6 Comparison of pitch angle according to stator type

Blade No.	Position [°]	A Type	B Type	C Type
		Pitch angle [°]	Pitch angle [°]	Pitch angle [°]
1st	45	14	8	5
2nd	90	19	13	10
3rd	135	12	6	2
4th	270	2	2	1.5

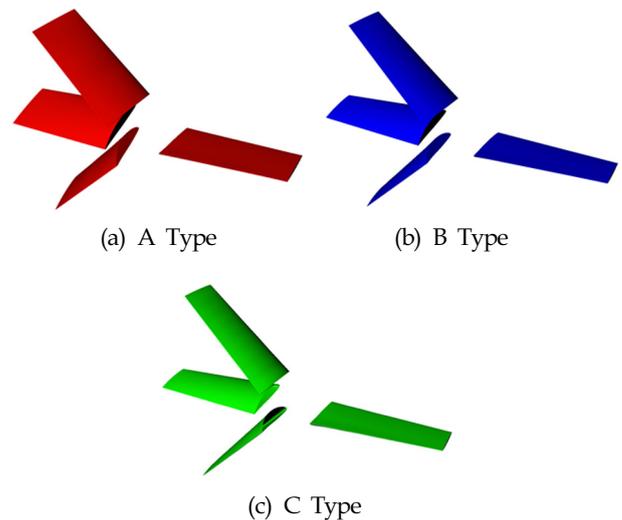


Fig. 5 3D Modeling according to stator type

3. 수치해석

수치해석 상용 프로그램인 STAR-CCM+(v9.04)을 이용하여 앞서 설계 한 비대칭 고정날개의 A~C Type의 부착 여부에 따라 저항 및 저항 성능을 확인하였다. 저항성능에서는 부가물 부착여

부에 따라 알몸선체(Bare hull) 대비 모형의 전 저항 R_{TM} (Total resistance at model scale) 증가가 3% 이하가 되는 것을 목표로 하였다. 저항성능에서는 저항점에서의 전달동력($2\pi n_M Q_M$)으로 성능을 확인하여 본 대상선인 KCS 선형에 최적 비대칭 고정날개를 결정하였다.

3.1 대상선 제원

수치해석의 대상선은 3600TEU KRISO container ship 선형으로 부산대학교 수조 크기를 고려하여 축척비 39.5에 맞게 구성하였고, 모형 설계 속도는 1.964m/s이다.

3.2 지배방정식

본 연구에서는 비정상상태(Unsteady), 비압축성(Incompressible), 점성(Viscous) 유동을 고려한 RANS(Reynolds-averaged Navier-Stokes)방정식을 사용하였고 다음의 식으로 표현한다.

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \tag{6}$$

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x_i} (-\overline{\rho u'_i u'_j}) \tag{7}$$

여기서 u_i 는 속도, p 는 압력, t 는 시간, ρ 는 밀도, μ 는 점성계수, $\overline{\rho u'_i u'_j}$ 레이놀즈 응력(Reynolds stress)을 나타낸다.

3.3 수치해석 방법

속도 압력 연성은 SIMPLE(Semi-implicit method for pressure-linked equations consistent) 알고리즘을 사용하였고, 난류모델을 Realizable k-ε 모델을 사용하였다. 자세한 해석 조건은 다음 Table 7과 같다.

Table 7 Analysis conditions

Program	Star CCM+ (Ver. 9.04)
Governing equation	Incompressible RANS Equation
Discretization	Cell centered FVM
Turbulence model	Realizable k-ε model
Wall function	Non-Equilibrium
Velocity-Pressure coupling	SIMPLE algorithm
Rotation method	Sliding interface moving mesh
Y_p+	100
Cell number	abt. 5,000,000
Tim step	0.002 s
Physical time	50 s

3.4 경계조건 및 격자계

본 연구에서 적용된 경계조건은 다음 Fig. 6과 같으며, 입구영역과 외부경계영역에서 Velocity inlet 조건을 사용하였으며, 출

구영역에서는 Pressure outlet 조건을 사용하였다. 수치해석에서 사용된 계산영역은 중앙 평형부 기점으로 하여 유체가 들어오는 입구 영역에서 유체가 빠져나가는 출구영역까지의 거리는 $-1.5 \leq X/L \leq 3.0$ 이며, 선박 좌우측 외부경계까지는 $-1.5 \leq Y/L \leq 1.5$, 선박의 상부와 하부의 외부경계영역까지는 $-1.5 \leq Z/L \leq 1.5$ 이다.

격자계는 Star CCM+에서 제공하는 자동 격자 생성을 이용하여 Trimmer 격자로 구성하였으며, 선체주위는 약 330만개 프로펠러는 약 170만개의 격자를 사용하여 계산을 수행하였고 다음 Fig. 7과 같다.

자유수면 유동 해석 기법으로는 활발히 사용되고 있는 VOF (Volume of fluid) 기법을 사용하였다. VOF법의 경우 선박의 조파문제(Wave making problem)를 비롯하여 해양구조물과 관련된 복잡한 비선형 자유수면 유동해석에 있어 타당한 해의 신뢰도를 가지는 강건한(Robust) 방법으로 알려져 있다(Park, 2015).

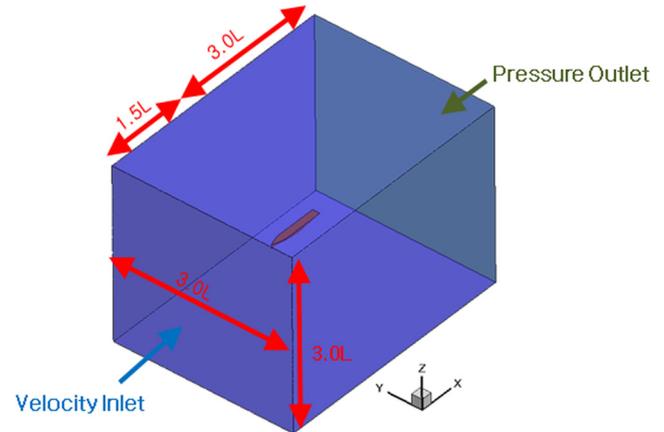


Fig. 6 Boundary conditions

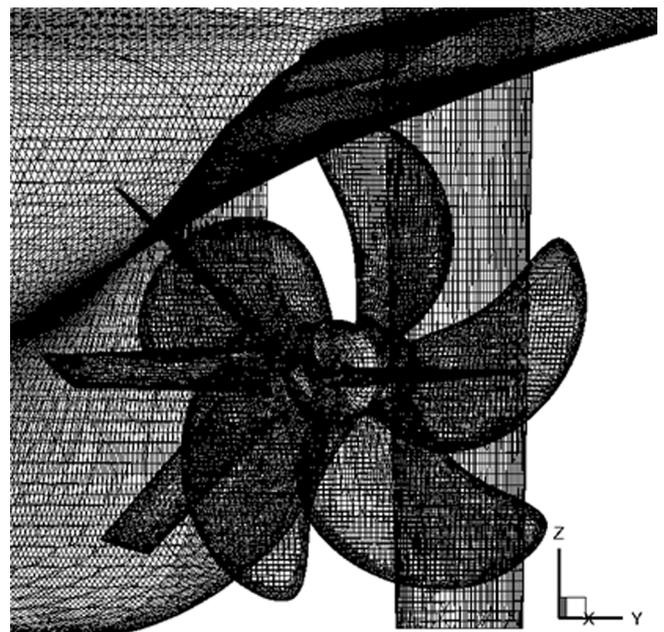


Fig. 7 View of grid generation propeller and pre-swirl stator

Table 8 Comparison of resistance according to stator using CFD

	R_{TM} [N] (Total resistance at model scale)	R_{TM} -Diff. [%]	Effective horse power [PS]	EHP_Diff. [%]
Bare hull	45.75	0.00	32103	0.00
With A type	49.98	9.24	36598	14.0
With B type	47.22	3.21	33705	4.99
With C type	46.78	2.25	33197	3.41

4. 수치해석 결과

4.1 저항성능

저항성능에서는 부가물의 부착여부에 따라 모형의 전 저항 R_{TM} (Total resistance at model scale) 증가가 3% 이상 되지 않는 것을 목표를 두었다. 이는 선행연구에서 컨테이너선, 벌크선, 탱커선, LNG 선 등 다양한 선종에 비대칭 고정날개에 대한 연구를 수행하였으며, 이런 경험을 토대로 R_{TM} 이 3% 이상 증가가 될 경우 실선의 저항 유효마력(Effective horse power, EHP) 추정 시 약 5% 이상 과도한 저항 증가로 추진효율을 얻지 못하기 때문이다. 이에 따라 Table 8에서는 수치해석으로부터 계산된 모형선의 크기의 전 저항 값(R_{TM})을 이용하여 ITTC (1978)에서 제시된 2차원 해석법에 의해 실선 크기에서의 유효마력(EHP)을 추정하였다.

비대칭 고정날개 부착 시, 일반적으로 저항 증가의 요인은 알몸선체(Bare Hull) 대비 Stator의 침수 표면적 증가, 날개 끝에서의 보텍스, 피치각으로 인한 저항 증가로 볼 수 있다. 상대적으로 상선 중 빠른 컨테이너선 같은 경우 일반 벌크선, 탱커선 대비 선미가 날렵하여 빠른 유속으로 인해 부착되는 부가물의 침수표면적 및 피치각에 대해 저항 증가가 민감하다. 이에 따라 상대적으로 코드길이 및 피치각이 작은 C Type 비대칭 고정날개가 저항 측면에서 유리한 것으로 판단된다.

4.2 저항성능

최종적으로 저항 증가가 3% 이하인 C type을 선정하여 저항성능을 확인하였다. 저항 해석시 프로펠러 회전 모사는 Sliding mesh를 사용하였고, 흡입면과 압력면 등 프로펠러 주위는 Interface 처리하였다. 계산 시간 간격(Time step)은 0.002초를 적용하여 총 50초까지 계산을 수행하였다. 매 시간 간격에서 5회의 내부 계산을 반복하였다. 또한 성능을 비교하기 위해 Choi et al.(2009)이 제시한 해석법을 참고하였다. 2개의 프로펠러 회전속도에 대한 해석 결과를 이용하여 자항점(Self-propulsion point)에서 모형의 전 저항 R_{TM}^{SP} , 추력 T_M , 토크 Q_M , 회전수 n_M 값을 구하였다. 여기서, 비대칭 고정날개 부착여부에 따라 예인력 TF 값에 침수표면적을 고려하여 사용하였다. 성능 비교를 위해 모형선의 전달동력 PD_M 를 구하며, 다음 식을 통해 구한다.

$$TF = R_{TM}^{SP} - T_M \quad (8)$$

$$PD_M = 2\pi n_M Q_M \quad (9)$$

Table 9 Comparison of self-propulsion performance using CFD

	n_M [rps]	Q_M [Nm]	$2\pi n_M Q_M$ [W]	DHP [PS]
Bare hull	11.219	1.154	81.351	49807
With C type	11.071	1.123	78.119	47710
diff.(%)	-1.34	-2.76	-4.14	-4.39

또한 Table 9에서는 수치해석을 이용하여 얻은 추력, 토크, 회전수를 이용하여 실선의 전달동력(Delivery horse power, DHP)을 추정하였다. 일반적으로 ITTC 1978 실선 확장법 표준방법으로 사용되고 있으나, 전류 고정형 부가물이 선박에 장착되어 있는 경우, 추진기 주위의 유동은 통상적인 선체-추진기 사이의 유동특성과는 달라지기 때문에 고정날개의 영향을 고려하기 위해서 ITTC(1999)방법을 사용한다. 위 2가지 방법은 실선의 반류 추정에서 차이가 나며 각각의 실선 반류 추정식은 다음과 같다.

$$W_{TS} = (t + 0.04) + (W_{TM} - t - 0.04) \frac{(1+k)C_{FS} + \Delta C_F}{(1+k)C_{FM}} \quad (10)$$

$$W_{TS}^{PSS} = (t + 0.04) + (W_{TM} - t - 0.04) \frac{C_{FS} + \Delta C_F}{C_{FM}} + (W_{TM}^{PSS} - W_{TM}) \quad (11)$$

식 (11)은 ITTC 1999 방법으로 기존의 ITTC 1978 방법 식 (10)에서 모형선의 유효반류 계수의 차이만큼을 더해 주는 것을 확인 할 수 있다. 이는 전류고정날개에 의해 변하게 되는 반류는 포텐셜의 영향이 지배적이기 때문이라고 가정하게 되고, 전류고정날개를 장착한 후 유효반류의 변화량을 실선으로 그대로 가져오게 되기 때문이다(Lee et al., 2016).

비대칭 고정날개가 추진기 앞에 놓인 경우에는 부가물에 의한 접선방향 유기속도와 축방향 유기속도로 인해 상대속도가 바뀌게 된다. 이 때 입사각이 증가 되므로, 작은 회전속도에도 같은 추력을 가지게 되어 프로펠러 회전속도(n_M) 감소 및 토크(Q_M)의 감소로 인해서 모형 및 실선 추정에서 4% 이상의 효율 증가가 된 것으로 판단된다.

5. 날개 끝 형상 변화에 따른 설계 및 해석 결과

본 연구에서는 컨테이너선에 대한 비대칭 고정날개의 최적 설계뿐만 아니라 비대칭 고정날개의 날개 끝에서의 Vortex 개선을 위한 날개 끝 형상에 따라 설계를 수행하였다. 앞서 최적 설계를 한 C type에 대해 날개 끝 Rounding 처리를 하였다. 날개 끝 Rounding에는 기본적인 타원방정식을 이용하였다.

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} = 1 \quad (12)$$

Fig. 8과 같이, 장축 b 를 Stator의 길이로 고정하고 Rounding이 시작되는 반경의 위치를 단축 a 로 정하였다. 여기서 x 는 코드 길이, y 는 Stator 반경을 말한다. 본 연구에서 Rounding 시작점이 0.95R, 0.9R 되는 2가지 타입의 비대칭 고정날개를 설계하였고, 최종 모델링 형상은 Fig. 9~10과 같다. 또한 위와 같은 동일한 수치해석 기법을 이용하여 저항 및 자항 성능에 대한 상대비교를 수행하였다.

저항 및 자항 결과는 Table 10~11에 정리하였으며, 비대칭 고정날개 부착으로 인한 알몸선체(Bare hull)에 비해 저항은 증가하였지만, C Type과 비교하였을 때 날개 끝에서 Rounding 처리한 고정날개가 약 0.3% 저항 측면에서 유리한 것으로 확인

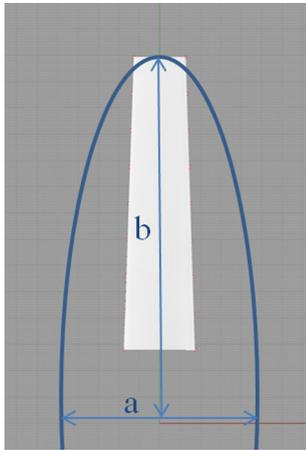


Fig. 8 Definition of rounding design

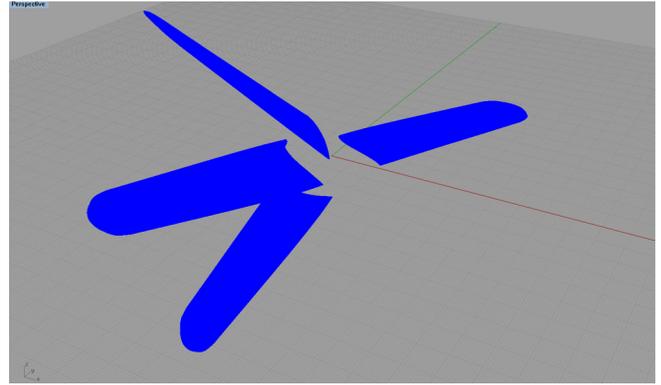


Fig. 9 0.95R type stator 3D modeling

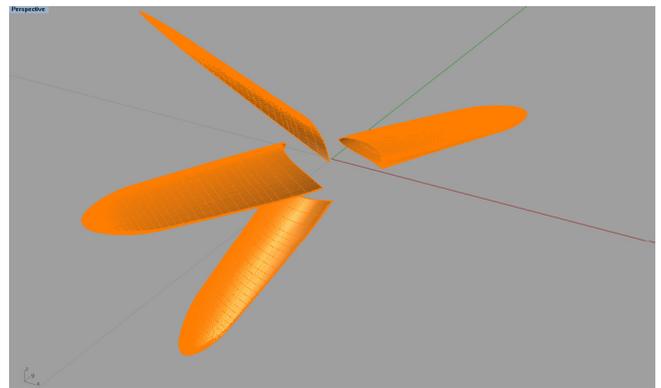


Fig. 10 0.9R type stator 3D modeling

되었다. 이는 날개 끝에 형상이 일반 고정날개보다 유선형으로 인해 형상 저항 측면에서 유리한 것으로 판단된다.

또한 날개 끝에서 압력계수(C_p)를 다음 Fig. 11에 비교하였다.

Table 10 Comparison of resistance according to rounding stator type using CFD

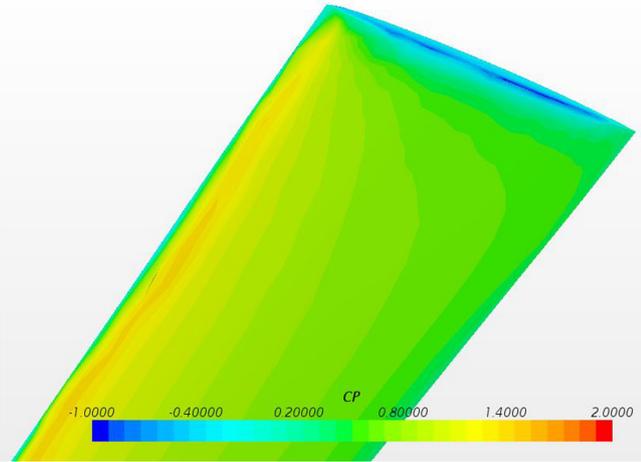
	Total resistance at model scale [N]	R_{TM} -Diff. [%]	Effective horse power [PS]	EHP_Diff. [%]
Bare hull	45.75	0.00	32103	0.00
With C type	46.78	2.25	33197	3.41
With 0.95R Rounding type	46.63	1.92	33038	2.91
With 0.9R Rounding type	46.62	1.90	33027	2.88

Table 11 Comparison of self-propulsion performance according to rounding stator type using CFD

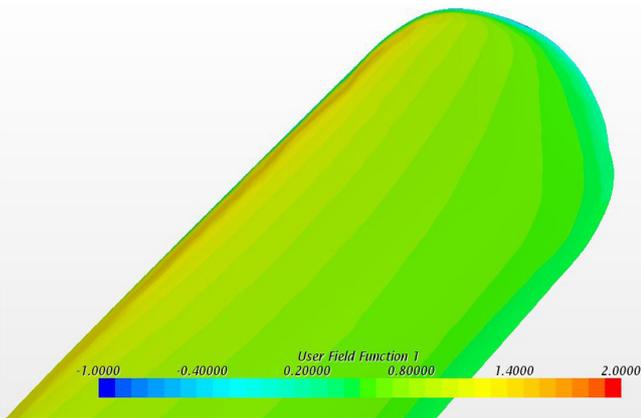
	n_M [rps]	Q_M [Nm]	$2\pi n_M Q_M$ [W]	DHP [PS]
Bare hull	11.219	1.154	81.351	49807
diff.(%)	0.00	0.00	0.00	0.00
With C type	11.071	1.123	78.119	47710
diff.(%)	-1.34	-2.76	-4.14	-4.39
With 0.95R Rounding type	11.044	1.125	78.065	47700
diff.(%)	-1.585	-2.58	-4.208	-4.42
With 0.9R Rounding type	11.020	1.117	77.344	47231
diff.(%)	-1.81	-3.31	-5.18	-5.45

압력계수는 동압($\frac{1}{2}\rho V^2$)에 대한 압력비($P-P_\infty$)로 다음 식 (13) 과 같이 정의된다.

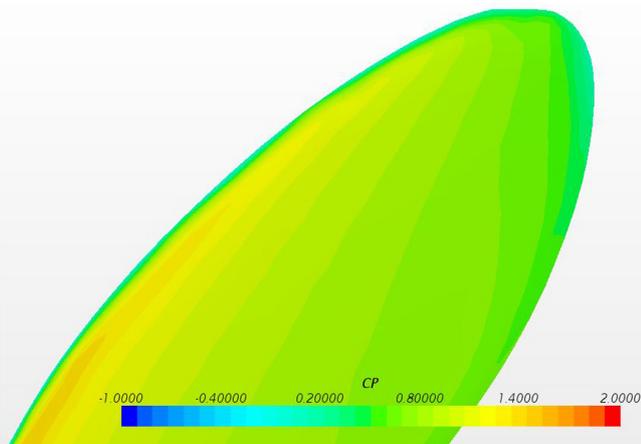
$$C_p = \frac{P - P_\infty}{\frac{1}{2}\rho V^2} \quad (13)$$



(a) C type 1st blade pressure coefficient



(b) 0.95R Rounding type 1st blade pressure coefficient



(c) 0.9R Rounding type 1st blade pressure coefficient

Fig. 11 Comparison of pressure distribution

압력계수(C_p) 값을 비교한 결과, C Type의 비대칭 고정날개가 앞날(Leading edge) 및 날개 끝 부분에서 압력 분포 차이가 Rounding type의 비대칭 고정날개보다 큰 것을 확인 할 수 있으며, 또한 0.95R Rounding type이 0.9R Rounding type 보다 앞날이나, 날개 끝에서 압력 분포 차이가 크기 때문에 0.9R Rounding type이 최종적으로 효율증가가 가장 큰 것으로 판단 된다. 추후 부가물을 제작하여 모형시험으로 성능을 검증할 예정이다.

5. 결 론

본 논문에서는 3600TEU 컨테이너선에 대한 비대칭 고정날개의 최적화를 위하여 제원 변화(코드)에 따라 설계를 하였고 저항증가 3% 이하인 비대칭 고정날개를 최종 저항 성능을 확인하였다. 또한 최종 선정된 비대칭 고정날개의 끝에서 보텍스 개선을 위해서 Rounding 설계를 하였고 최종 CFD를 이용하여 성능을 확인 하였다. 이로부터 다음의 결론을 얻을 수 있다.

- (1) 대상선종이 컨테이너선과 같이 운항속도가 빠른 선종에서는 비대칭고정날개의 코드(Chord) 길이 및 피치각이 크면 과도한 저항 증가를 야기하기 때문에 Compact하게 설계를 해야 한다.
- (2) 일반적으로 부가물 부착 여부에 따라 모형의 전 저항(R_{TM}) 증가가 3% 이하가 되어야 하며, 본 연구에서는 C type 비대칭 고정날개의 부착 여부에 따라 수치해석을 통하여 얻은 결과를 가지고 모형간의 상대 비교 및 실선 확장을 하여 최종 성능을 확인한바, 모형의 전 저항(R_{TM}) 2.25%, 유효마력(EHP) 3.41% 증가를 보였고, 추진 효율은 모형에서 전달동력($2\pi nM Q_M$)은 약 4.1%, 실선 전달동력(DHP)은 약 4.4% 효율 증가를 보였다.
- (3) 또한, 날개 끝 vortex 개선을 위하여 C type 비대칭고정날개 끝에 타원방정식을 적용하여 Rounding 시작점이 0.95R 0.9R 이 되는 지점에 대하여 저항 및 저항 해석을 수행하고, 날개 끝에서의 압력분포를 확인하였다. 그 결과 Rounding 0.9R type이 약 5.1% 효율 증가를 보였다. 이는 날개 끝에서의 압력분포 차이로 인한 Vortex가 감소가 되면서 기존 C type보다 약 1% 효율 향상이 된 것으로 판단된다.
- (4) 추후, 부가물 모형제작을 통해 부가물 부착 여부에 따라 모형시험으로 성능을 검증할 예정이며, 강도상의 문제도 검토할 예정이다.

후 기

이 논문은 부산대학교 기본연구지원사업(2년)에 의하여 연구되었음.

References

Choi, J.E., Kim, J.H., Lee, H.G., Choi, B.J., Lee, D.H., 2009. Computational Prediction of Ship-speed Performance. Journal of Maritime Science and Technology, 14(3), 322-333.
 Kang, Y.D., Kim, M.C., Chun, H.H., 2004. A Study on the Design of a Biased Asymmetric Pre-swirl Stator Propulsion System.

- Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 44(3), 13-21.
- Kim, M.C., Lee, J.T., Suh, J.C., Kim, H.C., 1993. A study on the Asymmetric Preswirl Stator System. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 30(1), 30-44.
- Kwon, J.I., 2013. A Study on the Biased Asymmetric Pre-swirl Stator For a Container Ship. Master's Thesis, Pusan National University, Korea.
- ITTC, 1978. ITTC Performance Prediction Method. Section. 7.5-02-03-01.4, Effective Date 2014, Revision 03.
- ITTC, 1999. Specialist Committee on Unconventional Propulsion. 22nd ITTC, Seoul, Korea.
- Lee, J.T., Kim, M.C., Suh, J.C., Kim, S.H., Choi, J.K., 1992. Development of Preswirl Stator-Propeller System for Improvement of Propulsion Efficiency : a Symmetric Stator Propulsion System. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 41(3), 13-21.
- Lee, J.T., Kim, M.C., Van, S.H., Kim, K.S., Kim, H.C., 1994. Development of a Preswirl Stator Propulsion System for a 300K VLCC. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 31(1), 1-13.
- Lee, C.M., Shin, Y.J., Kim, M.C., Choi, J.E., Chun, H.H., 2016. Design of asymmetric pre-swirl stator for LNG carrier according to variation of stator shapes. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 53(1), 37-44.
- Park, I.R., 2015. A Volume of Fluid Method for Free Surface Flows around Ship Hulls. Journal of Computational Fluids Engineering, 20(1), 57-64.

Study on Structural Safety of Car Securing Equipment for Coastal Carferry: Part I Estimation of Hull Acceleration using Direct Load Approach

Joonmo Choung*, Huisang Jo*, Kyunghoon Lee** and Young Woo Lee**

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

**Korea Ship Safety Technology Authority, Sejong, Korea

국내 연안 카페리 차량 고박 장치 안전성에 관한 연구: 제1부 직접하중계산법을 이용한 선체 운동 가속도 산정

정준모* · 조희상* · 이경훈** · 이영우**

*인하대학교 조선해양공학과

**선박안전기술공단

KEY WORDS: Carferry 카페리, Sailing route 항행 루트, Frequency response analysis 주파수 응답 해석, Time response analysis 시간 응답 해석, Lognormal distribution 로그 정규 분포, Long term extreme acceleration 장기 극한 가속도

ABSTRACT: The capsizing and consequent sinking of a coastal car ferry was recently reported, with numerous human casualties. The primary cause was determined to be a sudden turn with improperly stowed and secured cargo. Part I of this study introduces how long term acceleration components are determined from seakeeping analyses. A carferry with a displacement of 1,633 tonf was selected as the target vessel. Sea data that included the significant wave heights and periods were collected at four observation buoys, some of which were far away from two main voyage routes: Incheon-Jeju and Pusan-Jeju. Frequency response analyses were performed to obtain the linearized radiation force coefficients, hydrostatic stiffnesses, and wave excitation forces. Time response analyses were sequentially performed to produce the motion-induced acceleration processes. The probabilistic distributions of the acceleration components were determined using a peak and valley counting method. Long term extreme acceleration components were proposed as a final result.

1. 서 론

2014년 4월 16일 오전 8시 50분경 전라남도 진도군 조도면 부근 해상에서 인천발 제주행 한 연안 여객선이 전복되어 침몰하는 사건을 계기로 여객선의 복원성과 함께 화물 고박(Cargo securing)의 중요성이 제기되었다. 사고 당시 사고 선박 내부에 적재된 일반 화물 및 차량에는 고박 장치(Lashing equipment)가 사용되지 않은 것으로 알려져 있으며, 심한 횡 경사가 고박되지 않은 화물 쓸림을 유발했을 것으로 추정하고 있다.

여객선과 달리 대형 컨테이너선의 컨테이너에 작용하는 고박력은 선급 규칙(GL, 2013) 등에 잘 정의되어 있다. Hwang et al.(2004)는 컨테이너 고박 장치의 종류와 크기를 결정하기 위한

연구를 수행한 바 있으며, Shin and Hwang(2014)은 컨테이너선의 내외부 화물창에 컨테이너의 적재(Stowage) 최적화 연구를 수행한바 있다.

반면 카페리에 적재된 자동차, 트럭, 버스 등의 등의 다양한 차종에 대한 고박 관련 연구는 많지 않은 실정이다. Turnbull and Dawson(1997)은 자동차 운반선에 적재된 트레일러의 고박력을 산정하기 위한 수학적 모델을 제시한바 있다. 노르웨이 선급(DNV, 2003)은 국제 해사 기구(International Maritime Organization, IMO)의 CSS(Code of safe practice for cargo stowage and securing) (IMO, 2011)에 의거하여 선박에 적재된 화물의 고박 안전성 평가 프로그램 LashCon(DNV, 2003)을 개발한바 있다.

항행하는 선박에 적재된 화물에 작용하는 힘은 크게 자중과

Received 5 September 2016, revised 25 November 2016, accepted 16 December 2016

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

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

© 2016, 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.

같은 준정적 힘과 선체 운동으로 인한 동적 힘으로 구분할 수 있다. 선박에 적재된 화물에는 두가지 관성력이 모두 작용하고 있다. 선체의 운동에 기인한 동적인 관성력 성분 중에서 선박의 횡동요(Rolling)가 가장 큰 관성력을 유발하고, 종동요(Pitching) 및 상하동요(Heaving)로 인한 관성력도 무시할 수 없는 수준으로 알려져 있다.

IMO CSS(2011)는 카페리와 같은 여객선의 고박 장치 안전도를 검증하기 위한 체계적인 과정을 제공한다. 그러나 IMO CSS(2011)에 기반한 카페리 적재 차량의 고박 안전도 평가는 외력 산정시 대양 항행 선박에 작용하는 관성력을 준용하므로 국내 연안을 항행하는 카페리에 적용하는 것은 현실적으로 불합리하다. 하중 측면에서 연안 항행 카페리는 대양을 항행하는 선박에 비하여 비교적 작은 선체 운동 가속도를 경험할 확률이 매우 높기 때문이다. 따라서 본 논문의 제1부에서는 연안의 파랑 환경을 고려하여 연안 여객 카페리에 작용하는 가속도의 장기 분포를 추정하고자 한다. 즉 본 논문에서는 국내 연안 항행하는 만재 배수량 기준 1633톤급 카페리를 대상으로 내항성 해석(Seakeeping analysis)를 수행하여 가속도 분포를 도출하는 소위 직접 하중 계산법(Direct load approach, DLA)을 적용할 것이다.

본 논문의 제2부에서는 IMO CSS(2011)에서 제공하는 가속도 그리고 이로 인한 관성력을 예측하기 위하여 이론적 고찰을 수행할 것이다(CSS 방법). 또한 IACS(2015)의 살물선 및 유조선 공통 건조 규칙(CSR, Common structural rule for bulk carriers and oil tankers) 등에서 제시하는 횡동요각 및 종동요각에 근거하여 가속도와 관성력을 예측할 것이다(간이식 방법). 마지막으로 DLA를 통하여 얻은 가속도 기인 관성력을 예측할 것이다(DLA 방법). 최종적으로 세가지 방법론의 차이점을 비교하고 그 원인을 분석할 것이다.

2. 대상 선박 및 환경 하중

2.1 대상 선박

대상 선박은 국내 중소 조선소에서 건조한 만재 배수량 1,633톤급 연안 여객 카페리로서, 항차당 예상 최대 항행 시간은 12시간이다. 본 선박의 주요 치수(Principal dimensions)를 Table 1에 나타내었다. 또한 Fig. 1은 대상 선박의 일반 배치도(General arrangement)의 일부를 나타낸다. 여기서 차량 등의 화물은 주로 상갑판(Upper deck)에 적재된다.

본 선박의 적재 조건은 복원성 계산서(Trim and stability booklet)로부터 결정된다. 본 연구에서는 가장 대표적인 두 가지의 하중 조건인 만재 하중 조건(Full load condition)과 평형수 조건(Ballast condition)을 대상으로 하였다. 동일한 하중 조건이라도 운항 중 연료와 각종 소모품의 사용에 따라 선체 배

Table 1 Principal dimensions

Item	Dimensions
Length overall, L_{OA} [m]	69.76
Length between perpendiculars, L_{BP} [m]	56.00
Breadth moulded, B_m [m]	14.0
Depth moulded, D_m [m]	3.50
Draught at full load, T_f [m]	2.65
Light weight, W_L [tonf]	1111.50
Dead weight, W_D [tonf]	521.40
Full load displacement, W_f [tonf]	1632.90

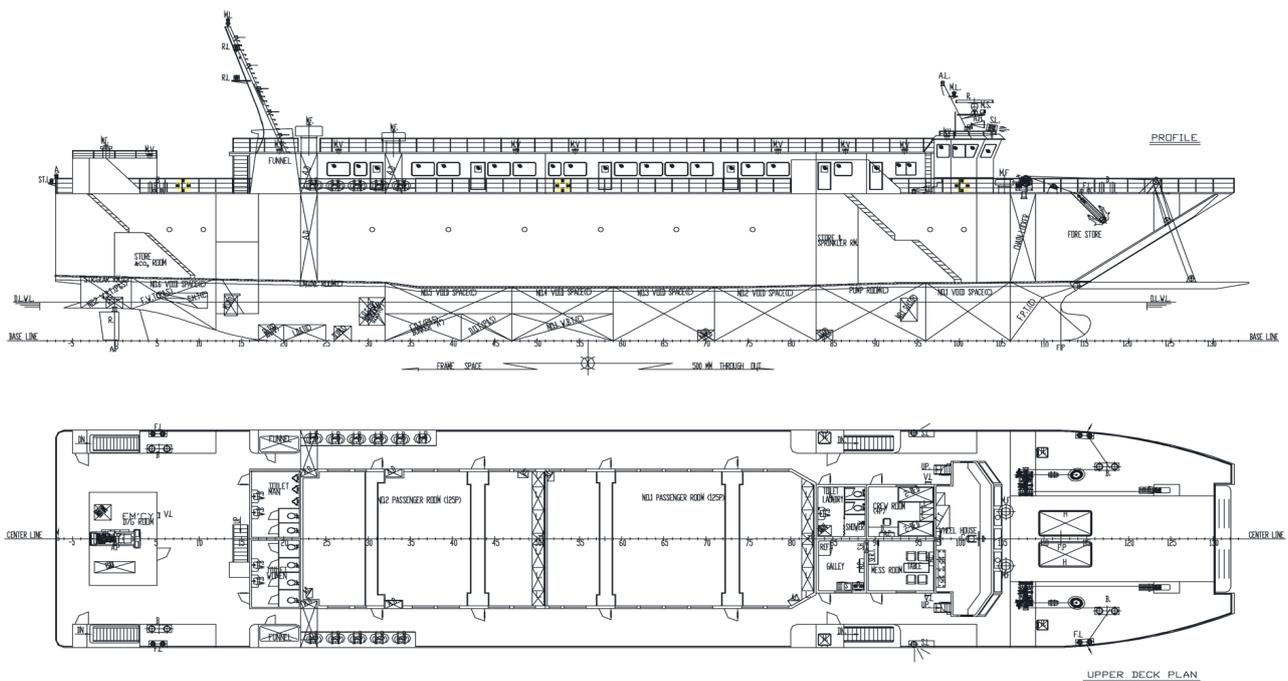


Fig. 1 Part of general arrangement of the carferry

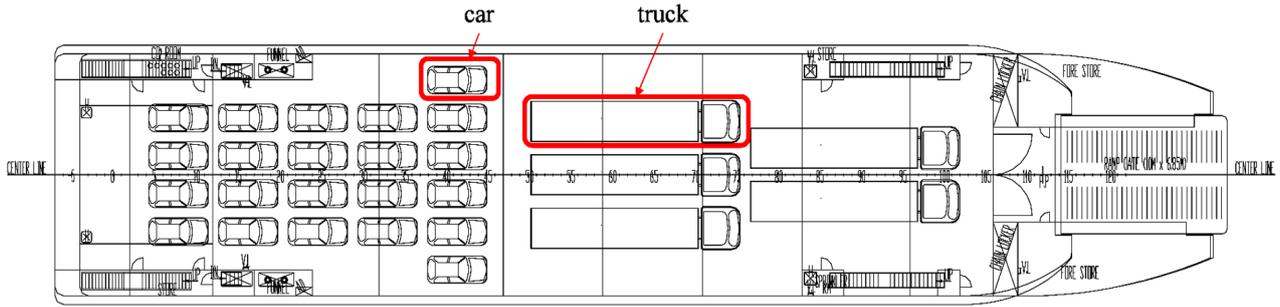


Fig. 2 Upper deck plan in full load departure condition with 25ton trucks and normal cars

Table 2 Information on mass and center of mass (COM)

Item	Ballast departure condition	Full load departure condition
Mass of light ship [ton]	1111.50	1111.50
Mass of dead weight [ton]	282.95	521.40
Rotary inertia, I_x [ton-m ²]	3.57E10	3.97E10
Rotary inertia, I_y [ton-m ²]	3.56E11	4.16E11
Rotary inertia, I_z [ton-m ²]	3.25E11	3.76E11
COM in longitudinal direction [m]	26.30	27.3
COM in vertical direction [m]	5.18	5.30

수량이 변동하므로 본 연구에서는 좀 더 큰 배수량을 가지는 만재 출항 조건(Full load departure condition)과 평형수 출항 조건(Ballast departure condition)을 하중 조건으로 결정하였다. 두 조건의 기대 확률은 실선의 운항 기록으로부터 얻을 수 있지만, 이는 선사의 협력이 필수적이다. 사실 실선의 운항 기록을 확인하는 것도 어렵지만, 운항 기록을 확인한다고 하더라도 실선의 운항 조건을 다양한 적재 조건을 보일 것이므로 만재 조건과 평형수 조건만으로 대별하기 어려움이 있다. 실제 카페리의 운항의 경우 공선 운항의 확률이 매우 작을 것이며, 따라서 본 연구에서는 본 연구에서는 비교적 큰 가속도를 나타낼 것으로 예상되는 만재 출항 조건을 80%, 평형수 출항 조건을 20%로 가정하였다.

만재 출항 조건의 경우 25톤 트럭 5대와 승용차 22대가 적재된 경우를 가정하였다. Fig. 2는 대당 예상 질량이 39톤 내외인 25톤 트럭이 선수부에 배치되고, 대당 0.9톤 내외인 승용차가 선미부에 배치된 모습을 보여준다.

Table 2는 복원성 계산서로부터 얻은 만재 출항 조건 및 평형수 출항 조건에 대한 질량, 질량 2차 모멘트, 질량 중심(COM, center of mass)을 나타낸다. 여기서 질량 중심은 선미 수선(AP, after perpendicular)과 기선(BL, baseline)으로부터의 위치를 나타낸다.

2.2 환경 하중

Fig. 3 (a)는 한국해운조합(KSA, Korea Shipping Association)에서 작성한 국내 연안 여객선의 주요 항로도(KSA, 2012)를 나타낸다. 운항 시간이 긴 주요 항로는 인천-제주, 부산-제주, 포항-울릉도, 동해-울릉도 정도로 요약될 수 있다. 이 중에서 가장

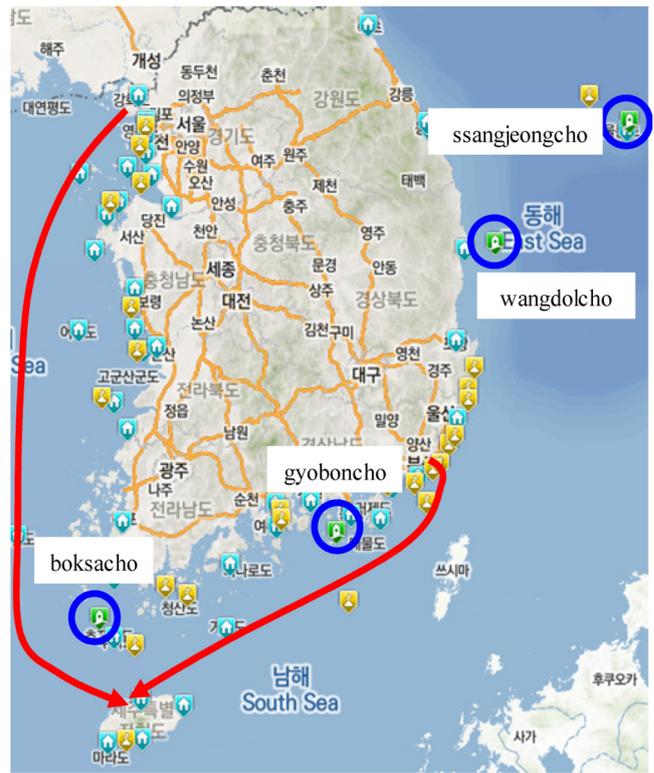
항행 시간이 긴 항로는 인천-제주이며, 파랑 하중을 결정하기 위해서는 인천-제주를 포함하는 전체적인 항로에 대한 해상 상태의 분석이 필요하다.

파랑, 조석, 바람 등에 대한 환경 하중은 국립해양조사원(KHOA, Korea Hydrographic and Oceanographic Agency)에서 얻을 수 있다. 본 연구에서는 국내의 항로에 근접한 조위 관측소, 해양 관측소, 해양 관측부이에 대하여 파랑 데이터를 얻고자 하였으나, Fig. 3 (b)의 적색으로 나타난 주요 항로인 인천-제주와 부산-제주 항로에서의 파랑 데이터를 얻을 수 없었다. Fig. 3 (b)에 나타난 바와 같이, 본 연구에서는 4개의 해양 관측 부이, 즉 북사초, 교본초, 왕돌초, 쌍정초의 4개 지역에서 2010년 1월부터 2015년 4월까지 5년 4개월의 데이터를 얻을 수 있었다. 한 개의 데이터는 1시간 단위로 측정된 유의 파고(Significant wave height, H_s)와 유의 파주기(Significant wave period, T_s)로 구성되며, 총 131,075개의 유효 데이터(0이 아닌 유의 파고와 유의 파주기 데이터)를 취득하였다. Fig. 3 (b)에서 보는 바와 같이 4개의 관측 부이 데이터는 Fig. 3 (a)의 모든 항로 해상 상태를 나타내기에는 부족하지만, 인천-제주 항로에 비하여 비교적 파랑이 심한 지역에서의 데이터를 취득하였음을 감안하면, 비교적 보수적인 DLA 결과를 얻을 수 있을 것으로 판단된다.

식 (1)은 ISSC(The international ship and offshore structures congress) 표준 파랑 스펙트럼이며, 통상 수정된 P-M 스펙트럼(Modified Pierson-Moscowitz spectrum)으로 불리며 하첨차 PM을 사용하였다. 식 (1)과 같이 파랑 스펙트럼은 파정 주기(Peak period, T_p) 또는 영점 교차 주기(Zero crossing period, T_z)의 형태로 표현되기 때문에 유의 파주기를 파정 주기나 영점 교차 주기로 변환할 필요가 있다. Kim(2008)은 식 (2)와 같은



(a) All coastal routes



(b) Two main routes

Fig. 3 Sailing routes of coastal carferries in Korea

간이식을 제안하였으며, 본 연구에서도 이를 이용하여 유의 파 주기를 영점 교차 주기로 변환하였다.

$$S_{PM}(\omega) = 4\pi^3 \frac{H_s^2}{T_z^4 \omega^5} \exp\left(-\frac{16\pi^3}{T_z^4} \frac{1}{\omega^4}\right) \quad (1)$$

$$T_z = \left(\frac{4}{5}\right)^{\frac{1}{4}} T_s \quad (2)$$

수집된 데이터의 최소/최대 유의 파고는 0.01m/6.24m, 최소/최대 영점 교차 주기는 2.0/24.2초였으며 이를 바탕으로 작성된 파랑 빈도 분포표(WSD, Wave scatter diagram)는 유의 파고 7 수준(0.5m-6.5m), 영점 교차 주기 12 수준(3sec-25sec)이었으며, 발현 빈도 1개 이상인 단기 해상 상태가 46개였다. 본 연구에서는 내향성 해석의 방대함을 감안하여 발현 확률이 1% 이상인 단기 해상 상태만을 취하고 발현 확률을 정규화하여 Table 3에 11개의 단기 해상 상태를 나타냈다.

본 연구에서는 파도의 입사각을 0도부터 180도까지 22.5도 간격으로 고려하였다. 여기서 모든 입사각은 발현 확률이 같다고 가정하였다. 예를 들어 22.5도의 경우 -22.5도와 대칭이므로 발현 확률이 2배가 된다. 대상 선박의 최고 속력은 13.5knots (6.945m/s)이며 순항 속도는 10knots(5.144m/s) 내외이다. 선미파(Following sea)의 경우 선속이 빠를 경우 조우 주파수(Encounter frequency)가 음수가 발생하므로, 이를 방지하기 위하여 입사각 90도 이상 선측파(Beam sea)부터 180도 선수파(Head sea)까지는 순항 속도를 적용하였으며, 입사각 0도 선미

Table 3 Wave scatter diagram

Sea state #	H_s	T_z	Probability
01	0.5	3.0	0.1123
02	0.5	5.0	0.2839
03	0.5	7.0	0.2231
04	0.5	9.0	0.0644
05	0.5	11.0	0.0215
06	1.5	5.0	0.0392
07	1.5	7.0	0.1237
08	1.5	9.0	0.0777
09	1.5	11.0	0.0153
10	2.5	9.0	0.0272
11	2.5	11.0	0.0117

Table 4 Probability of wave incident angle and ship forward speed

Wave incident [deg]	Probability	Forward speed [m/s]
0.0	0.0625	2.000
22.5	0.1250	2.000
45.0	0.1250	3.000
67.5	0.1250	5.144
90.0	0.1250	5.144
112.5	0.1250	5.144
135.0	0.1250	5.144
157.0	0.1250	5.144
180.0	0.0625	5.144

파부터 90도 미만까지는 음의 조우 주파수를 회피할 수 있는 최대 선속을 적용하였다(Table 4 참조).

3. 내항성 해석

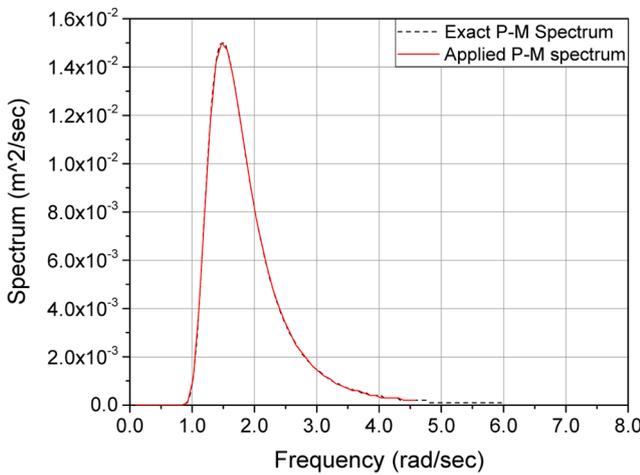
3.1 주파수 응답 해석

유체 동역학 해석의 첫 단계는 주파수 응답 해석(Frequency response analysis)을 수행하는 것이다. 주파수 응답 해석을 위해서 부가수 질량(Added mass)과 파랑 감쇠(Wave damping)와 같은 운동 방정식의 계수 행렬을 먼저 도출할 필요가 있다. 또한 운동 방정식의 외력(파 강제력) 즉, F-K력(Froude-Krylov force)과 회절력(Diffraction force)을 도출하는 과정도 필요하다. 주파수 응답 해석을 통하여 최종적으로 단위 파고에 대한 운동 특성 즉 RAO(Response amplitude operator)가 도출되지만, 계수 행렬과 파 강제력 행렬과 달리 RAO는 이후 시간 영역 유체 동역학 해석에 직접적으로 사용되지는 않는다.

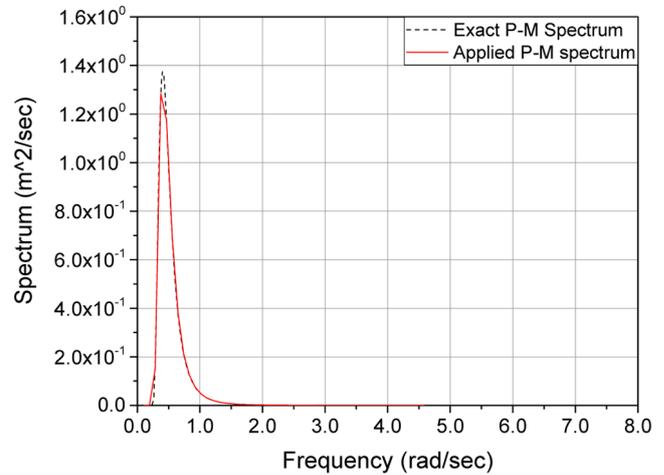
부가수 질량, 파랑 감쇠, 파 강제력은 모두 주파수의 함수이며, 특히 파 강제력은 파향의 함수이기도 하다. 따라서 충분히 넓은 범위의 주파수와 충분히 많은 개수의 주파수를 지정할 필요가 있다. 주파수 응답 해석에 필요한 주파수가 고려하는 11개의 단기 해상 상태의 파랑 스펙트럼을 비교적 정확하게 구현한다면, 주파수의 범위와 개수는 일차적으로 충분하다고 간주할 수 있다. 그러나 시간 응답 해석에서는 통상 계수 행렬에 의한 방사력(Radiation force)을 소위 컨볼루션 적분(Convolution integration)을 이용하여 추정하기 때문에 이론적 주파수 범위는

0부터 무한대가 된다. 본 연구에서는 상용 프로그램인 Ansys (2015)를 이용하여 주파수 응답 해석 및 시간 응답 해석을 수행하였으며, Ansys(2015)의 주파수 최대치 기본값은 10rad/s이다. 따라서 실제 파랑 주파수의 최대치를 컨볼루션 적분을 위한 주파수에 근접하게 설정하여 외삽 계수 행렬의 신뢰도를 높일 필요가 있다. 결론적으로 주파수의 범위와 개수는 파랑 스펙트럼의 재현 능력과 외삽 계수 행렬의 신뢰도에 의하여 결정되는 것이다.

가장 광대역 파랑 스펙트럼으로 도식화가 예상되는 해상 상태는 #01($H_s=0.5m$; $T_z=3.0s$)이므로 이로부터 주파수를 결정하였다. 즉 시작 주파수를 0.1로 설정하였으며, 종료 주파수는 Fig. 4 (a)에 나타난 파랑 스펙트럼(적색 실선) 면적의 99% 상응하는 주파수로 결정하였다. 이때 결정된 종료 주파수는 4.5850rad/s이다. 시작 주파수와 종료 주파수 사이를 49등분(50개 주파수)하여 0.0915rad/s 간격으로 주파수를 배열하였다(0.1000, 0.1915, 0.2831, ..., 4.4935, 4.5850 rad/s). Fig. 4 (a)에서 흑색 점선은 식 (1)의 P-M 스펙트럼(Exact P-M spectrum)이고, 적색 실선은 내항성 해석에 사용된 주파수별 P-M 스펙트럼(Applied P-M spectrum)을 나타낸다. 이렇게 생성된 주파수에 대하여 해상 상태 #11(가장 협대역이 예상되는 해상 상태)에 대하여 검증한 결과 최대값 주변에 약간의 손실이 있지만, 적용한 주파수는 협대역 파랑 스펙트럼을 비교적 성공적으로 도식화 할 수 있음을 확인하였다(Fig. 4 (b) 참조). 통상적으로 50개 내외의 주파수는 매우 충분한 개수로 인식되며 따라서 신뢰성 있는 주파수 개수와 범위가 결정된 것으로 간주할 수 있다.



(a) Sea state #01



(b) Sea state #11

Fig. 4 Wave spectra for sea states #01 and #11

Table 5 Information for panel elements in full load departure and ballast departure conditions

Number of elements	Ballast departure condition	Full load departure condition
Wet part (diffraction element)	5861	6699
Dry part (nondiffraction element)	986	124
Draft at AP [m]	2.702	2.646
Draft at FP [m]	2.008	2.646

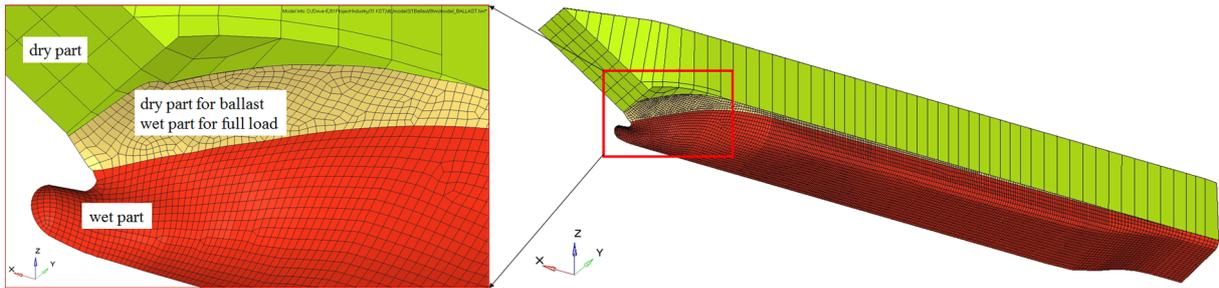


Fig. 5 Panel model

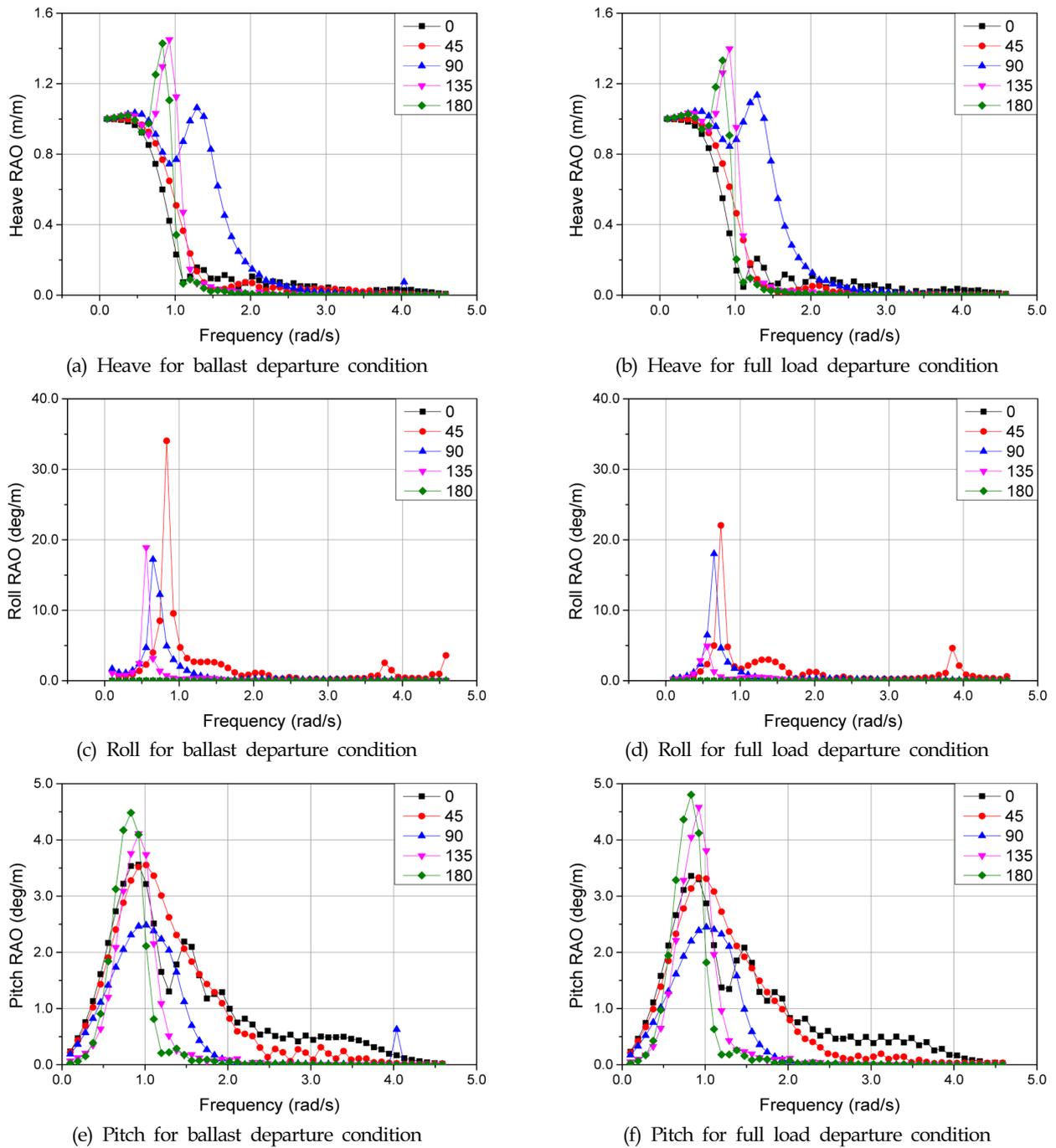


Fig. 6 Motion RAOs for sea state #01 and #11

방사력 계수 행렬 및 파 강제력 행렬을 도출하기 위한 패널 요소(Panel element) 모델링을 위하여 구조 해석 전용 전후 처리기인 Altair/Hypermesh(Altair, 2015)를 이용하였다. 만재 출항 조건 및 평형수 출항 조건에 대하여 각각 Table 5에 대칭 모델에 대한 요소 개수를 나타냈다. 요소의 생성시 선수부와 같이 곡률이 작은 부분은 비교적 작은 패널 요소가 배치되도록 하였으며, 선박 평행부에서는 비교적 큰 요소가 배치되도록 하였다. Table 5와 같이 평형수 출항 조건은 선미 트림이 현저하므로 이를 감안하여 모델링을 하였으며, 만재 출항 조건에 대하여 트림의 차이가 크지 않으므로 트림을 고려하지 않고 평균 출수를 적용하였다. 사용된 모델은 Fig. 5와 같이 y평면에 대하여 대칭 모델이었다.

통상적인 선박은 5% 이상의 ζ (횡 동요 감쇠비, Damping ratio)를 가지는 것으로 알려져 있으나, 본 선박에 대한 횡 동요 감쇠에 대한 정보를 입수하기 어려워 보수적 하중 산정을 위하여 2.5%의 감쇠비를 가정하여 b_{roll} (감쇠 상수, Damping constant)를 식 (3)을 이용하여 계산하였다. 여기서 I_x 는 Table 2에 나타난 바와 같이 중방향 축(x 축)에 관한 질량 2차 모멘트이며, I_{xa} 및 k_{roll} 는 횡동요에 대한 부가수 질량의 질량 2차 모멘트 및 회전 강성을 나타낸다.

시각적 가시화를 위하여 모든 45도 간격으로 주파수 응답 해석 결과인 운동 RAO를 Fig. 6에 나타내었다. 사파(Oblique sea)에 해당하는 45도와 135도에서 상하 동요 및 횡 동요가 크게 발생하는 것을 확인할 수 있다. 또한 횡 동요 최대 RAO는 30deg/m를 초과하는 경우도 목격되는데, 이는 적용한 횡 동요 감쇠비가 너무 작아서 발생한 결과로 추정된다.

$$b_{roll} = 2\zeta\sqrt{(I_x + I_{xa}) \times k_{roll}} \quad (3)$$

3.2 시간 응답 해석

시간 응답 해석은 주파수 응답 해석으로부터 얻은 방사력 계수 행렬과 파 강제력 행렬을 사용하기 때문에 유체력의 비선형성을 고려하지 않았다. Ansys/Aqwa(Ansys, 2015)는 수선 부근에서 파정/파저로 인한 접수를 고려한 복원력 및 F-K력을 산정할 수 있어서 이에 대한 비선형성은 고려되었다.

한 개의 단기 해상 상태에 대한 해석 시간은 통상 2-3시간 이상 충분히 설정할 필요가 있지만, 위와 같은 비선형성의 고려로 인하여 상당히 오랜 해석 시간이 요구되는데, 본 연구에서는 1시간(3,600s)으로 설정하였다. 시간 응답 해석을 위한 시간 간격은 파랑 스펙트럼의 최고 주파수가 4.585rad/s(주기 1.37s)임을 감안하여 0.2초로 결정하였다. 전체 해석 케이스는 단기 해상 상태 11개, 파향 9개, 하중 조건 2개 총 198회의 시간 응답 해석이 수행되었다.

본 연구에서는 특정한 해상 상태 즉 유의 파고가 2.5m로 가장 높은 해상 상태 #10을 대상으로, 상하 동요와 종 동요의 경우 파향 180도에 대하여, 횡 동요의 경우 파향 90도에 대하여 시간 응답 결과를 Fig. 7 (a), (c), (e)에 각각 나타내었다. 단, 시간 응답 해석은 1시간 진행이 되었지만, 초기 수평력 평형 위치 탐색 시간을 고려하여 100초 미만의 시간 응답 결과를 Fig. 7

(a), (c), (e)에 나타내지 않았다. 상하 동요의 경우 수직 방향 질량 중심의 초기 위치가 0이 아니어서 상하 동요의 기준점이 0이 아니게 나타나고 있다. 횡 동요 및 종 동요의 경우 수평 및 길이 방향 질량 중심이 0에 위치하므로 동요의 평균이 0에 근접한 것으로 보여진다. 상하 동요와 종 동요의 경우, 만재 출항 조건과 평형수 출항 조건 간의 응답 차이는 심하지 않은 것으로 나타났다. 반면, 횡 동요 응답의 경우 만재 출항 조건의 응답이 평형수 출항 조건 응답에 비하여 확연히 증가한 양상을 보인다.

또한 시간 응답의 타당성 검토를 위하여 Fig. 7 (b), (d), (f)에는 운동 스펙트럼을 나타내었다. Fig. 7 (b)는 상하 동요 스펙트럼이며 대략 1.0rad/s 이하 주파수에서 파랑 스펙트럼에 의하여 가진 것이 가능함을 확인할 수 있다. 이는 Fig. 6 (a)에 나타난 상하 동요 RAO의 경향과 일치한다고 볼 수 있다. Fig. 7 (d) 및 (f)는 횡 동요와 종 동요 스펙트럼이며 특정한 주파수 대역에서 공진이 발생하는 것을 확인할 수 있다. 이는 Fig. 6 (c), (d)의 횡 동요 RAO와 Fig. 6 (e), (f)의 종 동요 RAO의 공진 주파수와 거의 일치하는 경향을 보인다고 볼 수 있다. 즉 횡 동요의 경우 RAO로부터 확인된 공진 주파수는 0.74rad/s(평형수 출항 조건) 및 0.65rad/s(만재 출항 조건)이며, 횡 동요 스펙트럼으로부터 확인된 스펙트럼 최대값에 상응하는 주파수는 0.76rad/s으로서 상당히 일치함을 확인하였다. 반면 종 동요의 경우 RAO와 스펙트럼으로부터 확인된 주파수는 각각 0.83rad/s과 0.77rad/s으로서 시간 영역 해석의 타당성을 입증할 수 있었다.

4. 가속도 성분의 장기 극한값

4.1 가속도 성분의 확률 분포

운동 성분을 시간에 대하여 2계 미분을 수행하면 가속도 성분의 도출이 가능하다. 가속도의 장기 추정치를 얻기 위하여 3,500초 동안의 가속도 성분 프로세스에 대하여 파정/파저 집계법(Peak/valley counting method)을 적용하여 가속도의 파정과 파저를 수집하였다. 가속도 파정과 파저의 분포가 0.0을 중심으로 대칭성을 가지는 점에 감안하여 정규 분포와 로그 정규 분포에 대하여 Anderson-Darling 확률 적합성(Goodness of probability fit)을 검토한 결과 3모수 로그 정규 분포가 가장 높은 적합도를 나타냈다.

Fig. 8은 시간 응답 해석과 이에 대한 파정/파저 집계법을 이용하여 얻은 가속도의 파정 및 파저 분포를 도수 분포표(Histogram)로 나타내었다. 로그 정규 분포를 도수 분포표와 동시에 Fig. 8에 나타냈으며, 도수 분포와 확률 밀도 함수 간에 비교적 유사성이 높음을 확인할 수 있다. 식 (4)는 3모수 로그 정규 분포를 나타내며, 3개 모수 σ , μ , γ 의 분포를 Table 6에 나타내었다.

$$f(x) = \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln(x-\gamma)-\mu}{\sigma}\right)^2\right] / [(x-\gamma)\sigma\sqrt{2\pi}] \quad (4)$$

4.2 가속도 성분 극한값 도출

장기 최대 가속도 산정을 위하여 이미 확률 분포가 로그 정규

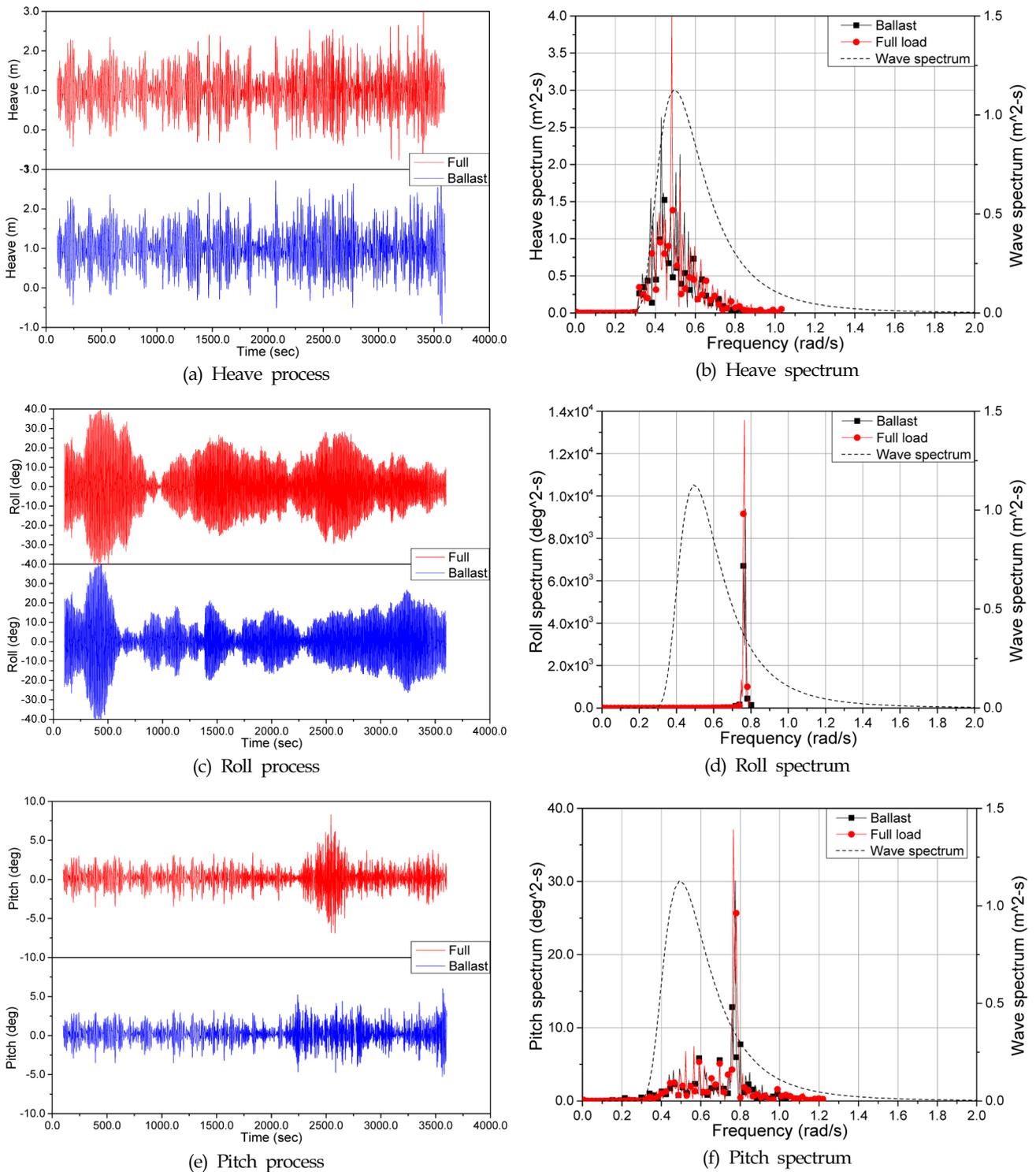


Fig. 7 Time processes and spectra of motion components

분포를 따른다고 가정하였으므로, 다음 단계로서 초과 확률 (Probability of exceedence)을 도출해야 한다. 이를 위하여 100-3600초 동안의 시간 응답 해석 결과에 대하여 가속도 성분 별 과정과 파저의 개수를 각각 산정한다. 본 연구에서는 음수를 파저, 양수를 과정으로 간주하여 개수를 각각 집계하였다. 여기에 하중 조건별 확률, 파향별 확률, 그리고 해상 상태별 확률을

감안하여 설계 수명 20년 동안 과정 및 파저의 개수를 재산정한다. 로그 정규 분포가 0.0을 기준으로 거의 대칭을 나타냈기 때문에 파저의 20년간 집계수의 역수가 파저의 극한값을 초과 (엄밀하게 미만)할 확률 즉 초과 확률이 된다.

두 가지 하중 조건에 대하여 장기 파저 개수, 초과 확률을 Table 7에 정리하여 나타내었다. 또한 도출된 3모수 확률 밀도

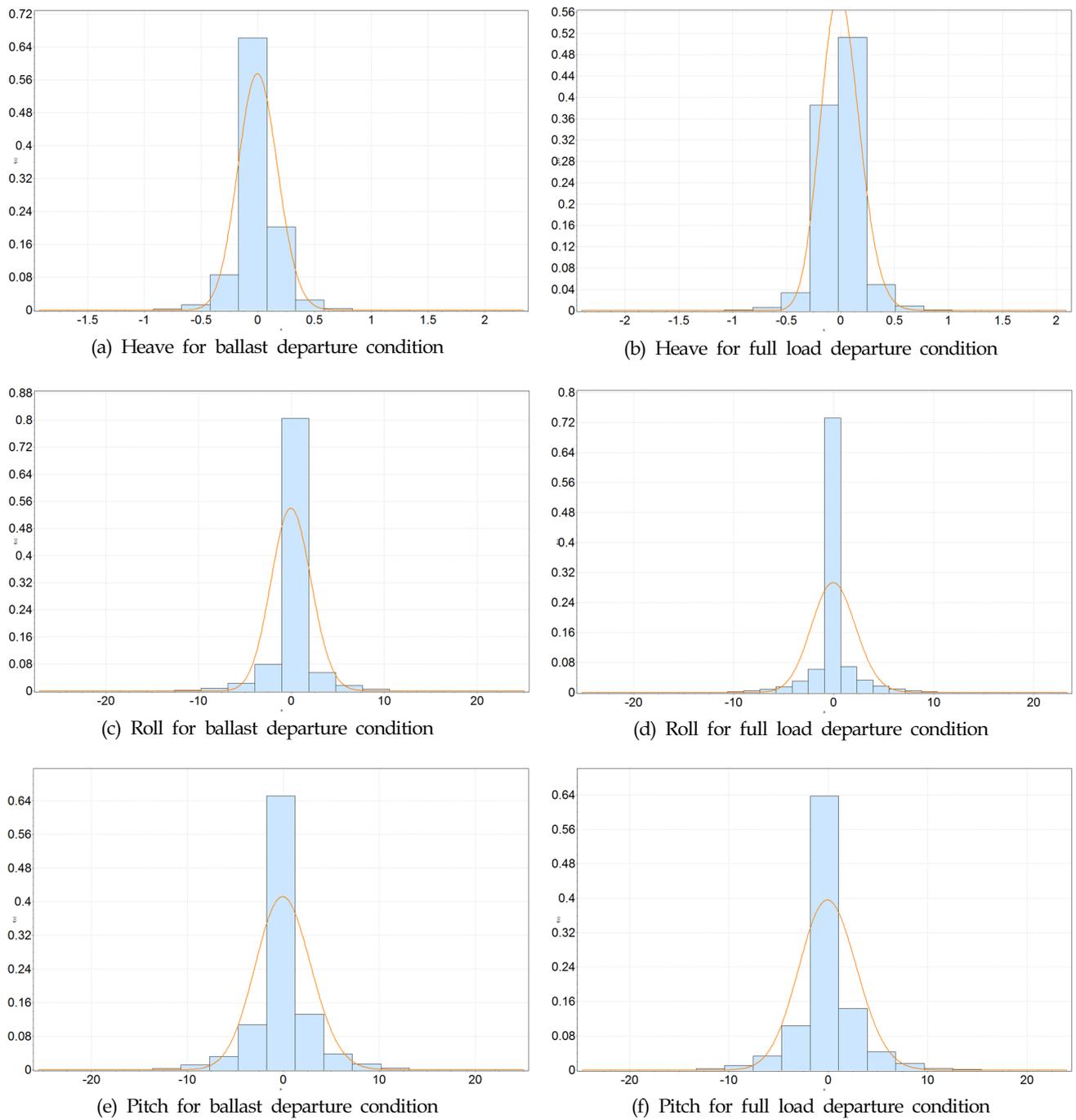


Fig. 8 Peak/valley distributions of acceleration components

Table 6 Parameters of lognormal distribution

Condition	Parameters	Heave	Roll	Pitch
Ballast departure	σ	0.02549	0.01957	0.02579
	μ	1.9212	4.6975	4.7155
	γ	-6.8289	-109.69	-111.66
Full load departure	σ	0.06831	0.02013	0.02295
	μ	0.95312	4.6934	4.8371
	γ	-2.5983	-109.22	-126.12

Table 7 Summary of long term number, probability of exceedence, and extreme acceleration

Acceleration component		Ballast departure condition	Full load departure condition
Heave	Number	23730734	94676659
	Probability of exceedence	4.2139E-08	1.0562E-08
	Extreme value [m/s ²]	-0.8718	-0.8293
Roll	Number	17525225	70772106
	Probability of exceedence	5.7061E-08	1.4130E-08
	Extreme value [deg/s ²]	-10.8280	-11.5440
Pitch	Number	19200185	78060675
	Probability of exceedence	5.2083E-08	1.2811E-08
	Extreme value [deg/s ²]	-14.3120	-15.1520

함수에 초과 확률을 적용하여 가속도 성분의 장기 극한값을 구하여 Table 7에 정리하였다.

3. 결 론

본 연구는 국내 연안 여객선의 변침 중 복원성 상실로 인한 전복과 이로 인한 막대한 인명 손실 사고로부터 화물 고박의 중요성이 새로이 부각되는바, 화물 고박에 대한 체계적인 연구가 요구되었다. 따라서 본 연구의 주요 목적은 화물에 작용하는 외력을 산정하는 방법론의 타당성을 검증하고, 고박 안전도를 평가하는 것이다.

본 논문의 제1부에서는 국내 연안 카페리에 대하여 내항성 해석을 수행하고 이에 대한 통계적 분석을 통하여 선체 운동 가속도의 장기 극한값을 추정하기 위한 과정을 소개하였다. 이렇게 도출된 가속도를 이용하여 고박 안전도를 평가하는 방법을 본 논문의 제2편에서 논의할 것이다.

내항성 해석을 통한 가속도 산정을 위하여 만재 배수량 1,633톤급 연안 카페리를 대상 호선으로 선정하였으며, 평형수 출항 조건과 만재 출항 조건을 대표적인 하중 조건으로 선정하였다. 이때 하중 조건에 대한 확률을 각각 20%와 80%로 가정하였다. 또한 각 하중 조건에 대한 질량 분포를 복원성 계산서로부터 정리하여 현실과 근사한 하중 조건별 질량과 질량 2차 모멘트를 적용하였다.

국내 연안 여객선의 항행 루트(항로)를 분석한 결과 인천-제주 항로에는 적절한 조위 관측소의 부재로 파랑 데이터를 취득하는 것이 어려웠기 때문에, 남해 및 동해에 소재한 4개 조위 관측소(복사초, 교본초, 왕돌초, 쌍정초의)를 대상으로 5년 4개월 관측 데이터를 수집하였다. 이에 대한 분석을 통하여 통계적으로 유의한 파 빈도 분포표를 제시하였다. 또한 공학적으로 유의미한 결과를 도출하기 위하여 1%미만 발현 확률을 가지는 단기 해상 상태를 제외하였으며, 따라서 총 11개의 단기 해상 상태를 대상으로 내항성 해석이 실시되었다.

작성된 파 빈도 분포표의 단기 해상 상태는 파랑 스펙트럼을 통하여 파랑 강제력으로 구현되기 때문에, 파랑 스펙트럼을 정확히 모사할 수 있도록 충분한 주파수의 개수와 범위를 결정하

고 주파수 응답 해석을 실시하였다. 또한 시간 영역 유체동역학 해석에 필요한 고 주파수 및 저 주파수 유체 동역학 계수 즉 부가수 질량 및 파랑 감쇠를 고려하여 주파수 범위 확장하였다. 파향은 22.5도 간격으로 동등한 확률을 가지는 것으로 가정하였으며, 선속은 순항 속도인 10 knots(5.144m/s)를 적용하였지만, 선미파의 경우 음의 조위 주파수가 발생하지 않도록 선속을 적절히 감소시켰다. 이러한 조건을 적용하여 유체 동역학 주파수 응답 해석을 실시하였으며, 유체 동역학 방사력 계수 행렬과 복원 강성 행렬, 파 강제력 행렬을 도출하였다. 이 결과를 자유 수면의 비선형을 고려한 시간 응답 해석에 적용하여 운동 성분, 가속도 성분 등과 같은 시간 응답을 도출하였다.

하중 조건별 그리고 단기 해상 상태별로 얻어진 가속도 성분 프로세스에 대하여 파정/파저 집계법을 이용하여 가속도 성분별 파정과 파저를 수집하였으며, 로그 정규 분포가 파정/파저 분포에 가장 적합한 확률 밀도 함수임을 적합성 검토로부터 확인하였다. 또한 시간 응답 해석 시간 동안의 파정과 파저의 개수를 하중 조건 확률, 파향 확률, 단기 해상 상태 확률을 고려하여 20년간 장기 개수로 선형 확장하고 20년 선박 수명 동안의 초과 확률을 도출하였다. 이를 로그 정규 분포 확률 밀도 함수에 대입하여 초과 확률에 대응하는 가속도 성분 즉 가속도 장기 극한값을 도출하였다. 이렇게 도출된 가속도 성분별 장기 극한값은 본 논문의 제2부에서 각종 산업 규격에서 제공하는 가속도와 비교될 것이다. 실제 선박에 적재된 차량 화물에 대한 가속도의 크기에 대한 사례 연구를 진행할 것이다.

시간 응답 해석은 본 논문에서 보인 바와 같이, 해석에 많은 시간을 요구하고 장기 분포를 도출하기 위하여 별도의 노력이 요구된다. 이러한 이유로 향후 주파수 응답 해석을 통하여 얻을 수 있는 응답 RAO(가속도 성분 RAO)와 단기 해상 상태에 상응하는 파 스펙트럼을 이용하여 가속도 성분의 장기 분포를 도출하는 방법을 동시에 비교할 필요가 있다.

후 기

본 논문은 선박안전기술공단의 연구비 지원으로 수행되었음을 알립니다. 또한 산업통상자원부와 한국산업기술진흥원의

“한-영 해양플랜트 글로벌 전문인력양성사업”의 지원에 감사드립니다.

References

- Altair, 2015. HyperWorks User Manual.
- Ansys, 2015. Ansys/Aqwa User Manual.
- Det Norske Veritas (DNV), 2003. LASHCON IMO User Guide. [Online] Available at: <<http://www.dnv.com>> [Accessed September 2015].
- Germanischer Lloyd (GL), 2013. Rules for Classification and Construction.
- Hwang, J.W., Yang, S.K., Hong, C.Y., Park, J.W., 2004. Development of Lashing Analysis Simulator for Container Vessel. Proceedings of 2004 Spring Conference of the Korean Society of Ocean Engineers(KSOE), Busan, Korea, 90-95.
- International Maritime Organization (IMO), 2011. Code of Safe Practice for Cargo Stowage and Securing.
- International Association of Classification Societies (IACS), 2015. Common Structural Rules for Bulk Carriers and Oil Tankers. [Online] Available at: <<http://www.iacs.org.uk/>> [Accessed March 2015].
- Kim, J.H., 2008. Nonlinear Waves and Offshore Structures. World Scientific.
- Korea Shipping Association (KSA), 2011. Information on Coastal Ferry Companies.
- Shin, S.H., Hwang, G.H., 2014. Development of the Container Securing Program for Large Container Carriers. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 51(5), 362-368.
- Turnbull, S.R., Dawson, D., 1997. The Securing of Rigid Semi-Trailers on Roll-on/Roll-off Ships. Journal of Mechanical Sciences, 39(1), 1-14.

Study on Structural Safety of Car Securing Equipment of Coastal Carferry: Part II Assessment of Lashing Safety according to Acceleration Prediction Approaches

Joonmo Choung*, Huisang Jo*, Kyunghoon Lee** and Young Woo Lee**

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

**Korea Ship Safety Technology Authority, Sejong, Korea

국내 연안 카페리 차량 고박 장치 안전성에 관한 연구: 제2부 가속도 예측 방법에 따른 고박 안전도 비교 연구

정준모* · 조희상* · 이경훈** · 이영우**

*인하대학교 조선해양공학과

**선박안전기술공단

KEY WORDS: Carferry 카페리, Tangential acceleration 접선 가속도, Lashing strength 고박 강도

ABSTRACT: For a carferry with a displacement of 1,633 tonf, a seakeeping analysis-based direct load approach (DLA) was used in Part I of these series, where the final deliverable was the long-term probabilistic acceleration components. In Part II of these series, the tangential acceleration components are explained based on two approaches: a standard called the IMO CSS code and simple formulas with the probable maximum roll and pitch rotations. The subsequent tangential acceleration-induced external force components are also introduced for these two approaches. The lashing strength components were selected from the IMO CSS code. It was assumed that two different vehicles (a car and a truck) were stowed at the most distant locations on the main deck to assume the largest tangential acceleration components and were secured with four steel wires with longitudinal and transverse lashing angles of 45°. Four cases were considered, with different methods for predicting the acceleration components and different tools for the external loads and lashing strengths involved: cases Rule-LS (rule-based maximum probable roll and pitch angles for predicting the acceleration components in conjunction with LashingSafety), DLA-LS (seakeeping-based long-term acceleration components with LashingSafety), CSS-LC (IMO CSS code-based acceleration components using LashCon), and CSS-LS (IMO CSS code-based acceleration components using LashingSafety). In terms of the acceleration and external force components, the CSS-LC and CSS-LS results are more than two times the results of Rule-LS. Thus, when the external forces and lashing strengths are evaluated using CSS-LC and CSS-LS, the truck needs more lashing wires, while Rule-LS and DLA-LS predict that the present lashing configuration is on the safe side.

1. 서 론

본 논문의 제1부에서는 1,633톤급 국내 연안 카페리를 대상 호선으로 결정한 후, 항행 루트 분석을 통한 장기 해상 상태의 수집과 이를 적용한 직접 하중 계산(DLA, Direct load approach)을 통하여 본 호선이 경험하는 장기 가속도 성분을 추정하는 과정에 대하여 설명하였다. 비교적 높은 확률을 가지는 해상 상태를 11개 선정하였으며, 22.5도의 간격을 가지는 파향은 선박과 균일 조우 확률을 가진다고 가정하였다. 주파수 응답 해석을 위한 주파

수 선정 과정을 설명하였으며, 2.5%의 비교적 작은 횡 동요 감쇠비를 적용하여 주파수 응답 해석을 실시하였다. 198회에 걸친 1시간 시간 응답 해석을 실시하였지만, 초기 불안정성을 제거하기 위하여 3,500초의 해석 시간에 대하여만 장기 가속도 산정에 사용하였다. 운동 성분의 시간 응답 분석으로부터 얻어진 운동 스펙트럼과 주파수 응답 해석에서 얻어진 운동 RAO(Response amplitude operator)의 비교를 통하여 시간 응답 해석의 정량성을 확인할 수 있었다. 최종적으로 가속도 성분의 시간 응답에 대한 과정/과저 집계법과 과정/과저의 확률밀도함수 분석을 통하

Received 5 September 2016, revised 25 November 2016, accepted 16 December 2016

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

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

© 2016, 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.

여 장기 가속도를 추정할 수 있었다.

제2부에서는 다양한 가속도 추정 방법에 따른 고박 장치에 작용하는 외력을 비교 평가할 것이다. 제1편에서 도출한 DLA 기반의 가속도뿐만 아니라, IMO CSS(2011)에서 제시하는 가속도와 선급 규칙 등에서 요구하는 횡 동요각 및 종 동요각을 이용하여 가속도를 분석할 것이다. 힘의 평형에 기반한 고박 강도를 소개하고, IMO CSS에 기반한 고박 강도를 소개하고자 한다. 고박 장치에 작용하는 외력과 고박 강도를 추정하기 위하여 LashCon(DNV, 2003) 및 LashingSafety(Jo et al., 2016)를 사용하여 그 결과를 비교 분석하고자 한다.

2. 고박 안전도 평가

화물을 고정하기 위하여 사용된 고박 장치의 안전도는 고박 장치의 고박력과 화물에 작용하는 외력(관성력)을 비교하는 간단한 과정이다. 즉, 식 (1)-(3)은 외력(좌향)과 고박 강도(우향)의 비교를 나타내며, F_x, F_y, M_x 는 각각 선체 길이 방향 외력, 선체 수평 방향 외력, 선체 길이 방향 축에 관한 전도 모멘트를 나타낸다. 반면 F_{cx}, F_{cy}, M_{cx} 는 각각의 외력에 대응하는 고박 장치의 고박 강도를 의미한다.

$$F_x \leq F_{cx} \tag{1}$$

$$F_y \leq F_{cy} \tag{2}$$

$$M_x \leq M_{cx} \tag{3}$$

2.1 고박 장치에 작용하는 외력

2.1.1 IMO CSS에 기반한 외력 산정

IMO CSS(2011)는 종 동요 가속도 및 횡 동요 가속도에 기인

한 관성력의 길이 방향 성분(F_x)과 수평 방향 성분(F_y)에 풍압(Wind pressure, p_w)과 청수(Green water)에 기인한 슬로싱압(Sea sloshing pressure, p_s)을 더하여 식 (4) 및 식 (5)와 같은 외력을 사용한다. 여기서 C_x, C_y, C_z 는 각각 화물의 종 방향, 횡 방향, 수직 방향 크기이다(Fig. 3 참조). 관성력의 수직 방향 성분(F_z)은 식 (6)과 같다. 식 (4) 및 식 (5)에서 가속도 성분 a_x, a_y 은 중력 가속도를 이미 포함하고 있지만, 식 (6)에서 a_z 는 중력 가속도 성분을 포함하고 있지 않다. a_x, a_y, a_z 는 각각 접선 가속도의 길이, 수평, 수직 방향 성분을 의미하며, Fig. 1에 나타난 화물의 공간상 적재 위치에 따른 표로부터 가속도를 얻는다. 또한 f_{VL} 은 선박의 속도 및 선장에 따른 수정 계수로서 식 (7)과 같이 제시된다. 여기서 V 및 L_{BP} 는 선속 및 수선간 선장을 의미한다. f_{BGM} 은 선폭(B)과 메타센터 높이(GM)와의 비(B/GM)에 의하여 결정되는 수정 계수이다. 대양을 항해하는 비교적 큰 규모의 선박은 통상 B/GM 이 13을 초과하여 계수가 1.0의 값을 가지지만, B/GM 이 13미만일 경우 Table 1을 이용하여 계수를 추정할 수 있다. 관성력의 수평 방향 성분(F_y)은 전도점(Tipping point)에 관하여 모멘트(M_t)를 유발하며, 이를 (8)에 나타내었다. 여기서 G_{cz} 는 화물의 지지점으로부터 화물의 질량 중심(G_c)까지의 수직 길이를 의미한다.

$$F_x = f_{VL} m a_x + C_y C_z p_w + C_y C_z p_s \tag{4}$$

$$F_y = f_{VL} f_{BGM} m a_y + C_x C_z p_w + C_x C_z p_s \tag{5}$$

$$F_z = f_{VL} m a_z \tag{6}$$

$$f_{VL} = \left(0.345 \frac{V}{\sqrt{L_{BP}}} \right) + \frac{58.62 L_{BP} - 1034.5}{L_{BP}^2} \tag{7}$$

Transverse acceleration a_y in m/s^2										Longitudinal acceleration a_x in m/s^2		
on deck, high	7.1	6.9	6.8	6.7	6.7	6.8	6.9	7.1	7.4	3.8 2.9 2.0 1.5		
on deck, low	6.5	6.3	6.1	6.1	6.1	6.1	6.3	6.5	6.7			
'tween-deck	5.9	5.6	5.5	5.4	5.4	5.5	5.6	5.9	6.2			
lower hold	5.5	5.3	5.1	5.0	5.0	5.1	5.3	5.5	5.9			
	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	L	
Vertical acceleration a_z in m/s^2												
7.6 6.2 5.0 4.3 4.3 5.0 6.2 7.6 9.2												

Fig. 1 Basic acceleration data for determination of tangential acceleration components (IMO, 2011)

Table 1 Correction factors f_{BGM} according to B/GM (IMO, 2011)

B/GM	7	8	9	10	11	12	13 or above
on deck, high	1.56	1.40	1.27	1.19	1.11	1.05	1.00
on deck, low	1.42	1.30	1.21	1.14	1.09	1.04	1.00
tween deck	1.26	1.19	1.14	1.09	1.06	1.03	1.00
lower hold	1.15	1.12	1.09	1.06	1.04	1.02	1.00

$$M_x = F_y G_{cz} \tag{8}$$

2.1.2 힘의 평형에 기반한 외력 산정

Fig. 2와 같이 선체의 횡 동요와 종 동요의 회전 중심 G_0 로부터 \vec{r} 만큼 떨어진 위치에 질량이 m 인 화물을 고려한다. 여기서 $\vec{r}_x, \vec{r}_y, \vec{r}_z$ 는 직교 좌표계(x, y, z)에 관한 거리 벡터 \vec{r} 의 성분을 의미한다. 외력 성분은 방향성이 존재하기 때문에 거리를 벡터로 표현하는 것이 타당하지만, 외력의 크기를 고박 강도와 비교하는 개념이므로 외력 성분의 방향성은 중요하지 않다. 따라서 거리 벡터를 길이로 간주하여도 무방하다. 종 동요 및 횡 동요로 인하여 이 화물에 작용하는 접선 가속도와 중력 가속도를 고려하여 직교 좌표 방향에 작용하는 힘(관성력)의 성분(F_x, F_y, F_z)은 각각 식 (9)-(11)과 같다. 여기서 θ_p, T_p 는 각각 종 동요 각도와 주기를, θ_r, T_r 는 각각 횡 동요 각도와 주기를 의미한다. 또한 a_{px} 와 a_{pz} 는 각각 종 동요로 인한 길이 방향 및 수직 방향 접선 가속도, a_{ry} 와 a_{rz} 는 횡 동요로 인한 수평 방향 및 수직 방향 접선 가속도를 의미한다. 또한 g 는 중력 가속도, G_x, G_y 는 각각 중력 가속도의 성분(횡 동요 및 종 동요 후 자중 성분)이

다. F_{ry}, F_{rz} 는 횡 동요로 인한 수평 방향 및 수직 방향 관성력, F_{px}, F_{pz} 는 종 동요로 인한 길이 방향 및 수직 방향 관성력이다. 식 (11)에서 수직 방향 외력에는 상하 동요로 인한 가속도가 고려되어야 하나, 본 연구에서는 이를 미소하다고 가정하여 이를 포함하지 않았다.

Fig. 3에서 화물의 종 방향, 횡 방향, 수직 방향 크기를 각각 C_x, C_y, C_z 라고 정의한다. 단, C_x 와 C_y 는 화물의 실제 크기가 아니라 전도를 산정하기 위한 치수이며, 화물이 차량이라고 가정하면, 차량의 종 방향 축거(Wheel base)가 C_x , 횡 방향 윤거(Tread)가 C_y 이다. 전도 모멘트(M_x)는 식 (8)을 사용한다.

$$F_x = G_x + F_{px} = mg \sin \theta_p + m \left(\frac{2\pi}{T_p} \right)^2 \theta_p r_z \tag{9}$$

$$F_y = G_y + F_{ry} = mg \sin \theta_r + m \left(\frac{2\pi}{T_r} \right)^2 \theta_r r_z \tag{10}$$

$$F_z = F_{pz} + F_{rz} = m \left(\frac{2\pi}{T_p} \right)^2 \theta_p r_x + m \left(\frac{2\pi}{T_r} \right)^2 \theta_r r_y \tag{11}$$

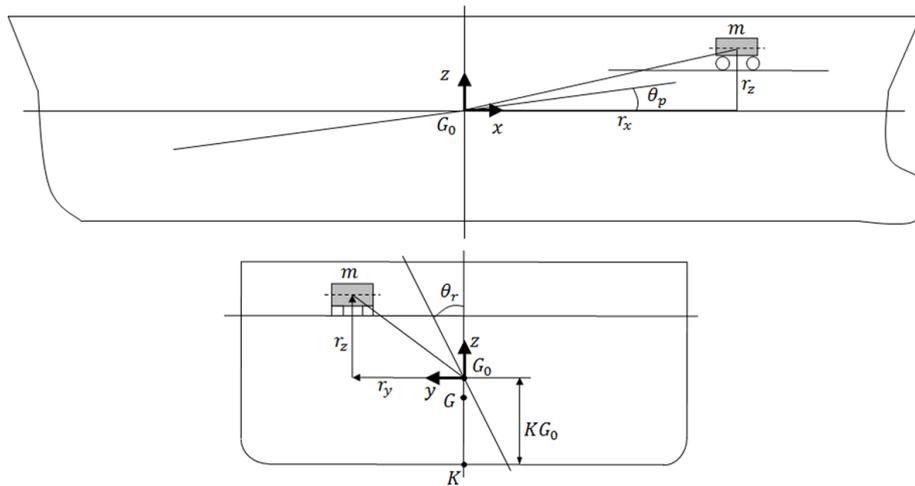


Fig. 2 A cargo located at bow and port sides on a ship

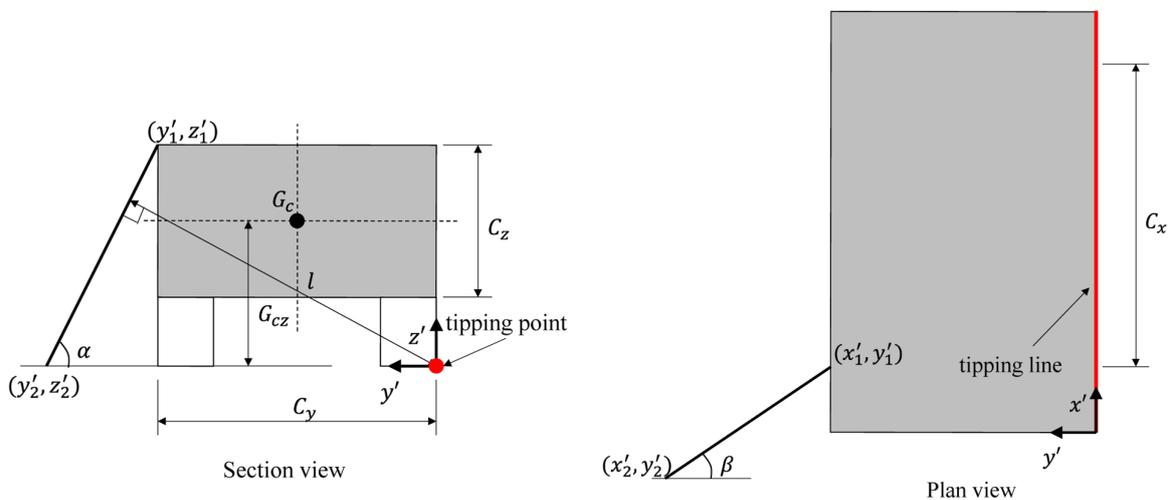


Fig. 3 Geometry of a cargo lashing

2.2 고박 강도

Fig. 3은 1개의 와이어에 의하여 고박된 차량을 도식화한 것이다. 고박 장치는 단면도 및 평면도에서 화물 지지면과 α (횡 방향 고박 각도)와 β (종 방향 고박 각도)의 각도를 이루고 있다. 고박 인장력을 T 라고 할 때 종 방향 및 횡 방향 고박 강도는 식 (12)-(13)과 같다. 전도 중심점부터 고박 장치가 만들어내는 인장력 벡터와의 수직 거리를 전도 모멘트 암(Arm, l)이라고 할 때 전도 고박 강도를 식 (14)와 같이 제시하였다. IMO CSS (2011)은 0.9의 안전율을 제공하고 있으며, 고박 장치가 $\pi/4$ 이상 일 경우에만 전도 고박 강도로 인정되도록 규정하고 있다.

선원이 실제로 적용하는 고박 장치 인장력과 개수로부터 고박 강도를 산정해야 하지만, 고박 장치의 공칭 인장 강도와 개수를 통상 화물의 중량에 따라 결정하는 것이 현실이다. 고박 장치의 공칭 인장 강도는 통상 최소 파단 하중(MBL, Minimum breaking load)이나 최대 고박 인장력(MSL, Maximum securing load)를 의미한다. IMO CSS(2011)에 의하면 고박 장치 인장력 T 를 식 (15)에 따라 결정할 것을 명시한다. 즉 MSL에 안전 계수 1.35를 적용하여 고박 인장력을 결정해야 한다. 또한 MSL은 MBL로부터 결정될 수 있으며, 고박 장치의 종류별 MBL을 식 (16)에 나타내었다.

$$F_{cx} = \mu(mg - F_z) + T_i \sum_{i=1}^n (\mu \sin \alpha_i + \cos \alpha_i \sin \beta_i) \quad (12)$$

$$F_{cy} = \mu mg + T_i \sum_{i=1}^n (\mu \sin \alpha_i + \cos \alpha_i \cos \beta_i) \quad (13)$$

$$M_{cx} = \frac{1}{2} C_y mg + 0.9 \sum_{i=1}^n (T_i l_i) \text{ for } \alpha \geq \frac{\pi}{4}, \beta \geq \frac{\pi}{4} \quad (14)$$

$$T = \frac{MSL}{1.35} \quad (15)$$

$$MSL = \begin{cases} 0.50\text{MBL for shackles, rings, deckeyes,} \\ \quad \text{turnbuckles of mild steel} \\ 0.33\text{MBL for fibre rope} \\ 0.50\text{MBL for web lashing} \\ 0.80\text{MBL for single use rope} \\ 0.30\text{MBL for re-useable wire rope} \\ 0.70\text{MBL for single use steel band} \\ 0.50\text{MBL for chains} \end{cases} \quad (16)$$

3. 고박 안전도 벤치마크 연구

3.1 차량 종류에 따른 고박 시나리오

본 논문 제1편에서 정의된 두 가지 종류 차량(25톤 트럭(Truck)과 0.91톤 승용차(Car))가 선체 중심선으로부터 선측 방향 최 외측에 배치될 경우에 대하여 가속도, 고박 외력, 고박 강도, 고박 안전도를 비교 평가 하고자 한다. 이를 위하여 승용차와 트럭의 기본 제원과 고박 위치를 요약하여 Table 2에 나타내었다.

차량의 고박 위치를 표현하기 위하여 Fig. 4와 같이 4개의 고박 장치를 이용한 고박 플랜을 작성하였다. 또한 공간상의 고박

Table 2 Masses, locations, and sizes of two vehicles

Item	Car	Truck
Mass [ton]	0.91	39.00
C_x [m]	3.60	12.62
C_y [m]	1.60	2.50
C_z [m]	1.49	3.14
G_{cx} [m]	0.74	1.57
r_x [m]	7.27	3.47
r_y [m]	5.49	3.09
r_z [m]	0.24	0.24

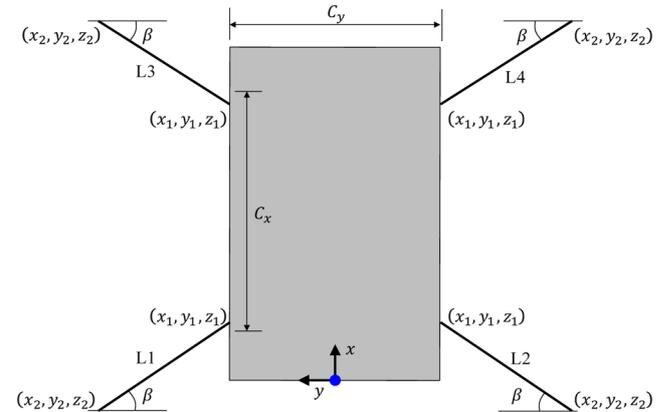


Fig. 4 A sketch of car lashing plan

Table 3 A table of each lashing location based on vehicle local coordinate.

Vehicle	Lashing ID	x_1 [m]	y_1 [m]	z_1 [m]	x_2 [m]	y_2 [m]	z_2 [m]	α [deg]	β [deg]
Car	L1	0.50	0.80	1.00	-0.50	1.80	0.00	45.00	45.00
	L2	0.50	-0.80	1.00	-0.50	-1.80	0.00	45.00	45.00
	L3	3.10	0.80	1.00	4.10	1.80	0.00	45.00	45.00
	L4	3.10	-0.80	1.00	4.10	-1.80	0.00	45.00	45.00
Truck	L1	1.00	1.25	2.00	-1.00	3.25	0.00	45.00	45.00
	L2	1.00	-1.25	2.00	-1.00	-3.25	0.00	45.00	45.00
	L3	11.00	1.25	2.00	13.00	3.25	0.00	45.00	45.00
	L4	11.00	-1.25	2.00	13.00	-3.25	0.00	45.00	45.00

위치와 고박 각도를 정리하여 Table 3에 나타내었다. 이때 차량의 최 후미에 Fig. 4와 같은 국부 좌표계를 설정하였다. x, y, z 는 이 국부 좌표계에 관한 위치를 나타내며, 하첨자 1과 2는 각각 차량 고박점과 선체 고박점을 의미한다. 고박 장치는 강철 와이어로 가정하였으며, MSL을 110kN으로 가정하였다.

3.2 고박 장치에 작용하는 외력 비교

힘의 평형에 기반한 외력 산정을 위하여 동요 각도 및 동요 주기의 결정이 필요하다. 즉 식 (9)-(11)의 $\theta_r, \theta_p, T_r, T_p$ 의 결정이 필요하다. 일본 국토 교통성(MLIT, 2015)에 따르면 실측치가 없을 경우 로로선의 T_r 과 T_p 는 식 (17)과 식 (18)를 따른다고 명시되어 있다. 연근해 항행 조건(Short sea going)을 고려하여 횡 동요각 $\theta_r=25^\circ$ 및 종 동요각 $\theta_p=5^\circ$ 를 가정하여 T_r 과 T_p 를 산정하였다(KR, 2016).

$$T_r = \frac{0.7B}{\sqrt{GM}} \tag{17}$$

$$T_p = \frac{1}{2} \sqrt{L_{BP}} \tag{18}$$

이렇게 결정된 4개의 변수($\theta_r, \theta_p, T_r, T_p$)를 식 (9)-(11) 및 식 (8)에 대입하여 가속도 성분과 외력 성분을 계산하였으며, 선급 규칙에 제시된 횡 동요각 및 종 동요각을 사용하였으므로 Rule-LS 케이스라 명명하여 Table 4에 나타내었다. 여기서 LS는 LashingSafety의 약어이며, 본 계산을 위하여 LashingSafety(Jo

et al., 2016)을 사용하였음을 의미한다. 또한 본 논문의 제1편에서 DLA를 통하여 얻은 만재 출항 조건 운동 가속도를 접선 가속도로 변환하여 외력을 산정하였다. 이를 LDA-LS 케이스라 명명하였다. LDA-LS 케이스에서는 횡 동요각 및 종 동요각을 식 (9) 및 식 (10)의 F_{px} 및 F_{py} 를 이용하여 다시 추정하였다. 마지막으로 IMO CSS 가속도를 사용하여 CSS-LC 케이스 및 CSS-LS 케이스를 비교하였다. 여기서 각각 케이스는 LashCon(DNV, 2003)과 LashingSafety(Jo et al., 2016)를 사용하여 계산되었다. IMO CSS 가속도 계산시 승용차와 트럭의 길이 방향 위치는 각각 "0.4L" 및 "0.6L", 수직 방향 위치는 "Tween deck"으로 가정하였다(Fig. 1 참조). LashCon(DNV, 2003)은 IMO CSS에 기반하여 노르웨이 선급에서 개발하여 무료 배포하는 엑셀 매크로이다.

선급 규칙에 기반하여 가속도를 추정한 케이스(Rule-LS)의 외력 성분은 DLA 결과(DLA-LS)와 비교적 큰 차이를 나타내고 있음을 확인할 수 있다. 이는 본 논문의 제1편에서 얻은 회전 가속도를 이용하여 종 동요각 및 횡 동요각을 재산정했기 때문이다. 재산정한 횡 동요각 및 종 동요각은 각각 9.4도와 5.4도로서 선급 규칙에서 제공하는 25도의 횡 동요각과는 큰 차이를 보였다.

Rule-LS 케이스 또는 DLA-LS 케이스의 종 방향, 횡 방향, 수직 방향 가속도 성분은 IMO CSS에 기반한 케이스(CSS-LC 또는 CSS-LS) 결과에 비하여 상당히 작음을 확인할 수 있다. IMO CSS가 가속도를 대략 2배 이상 크게 예측하고 있음을 확인할 수 있다. 이러한 가속도의 보수성은 3가지 외력 성분을 비례적으로 크게 산정함을 확인할 수 있다.

LashingSafety는 IMO CSS에 기반한 횡 가속도 산정시 정확

Table 4 Comparison of acceleration and resulting external force components

Case	Rule-LS	DLA-LS	CSS-LC	CSS-LS	
Based on	Eqs (8)-(11)	Seakeeping analyses	IMO CSS	IMO CSS	
Calculated using	LashingSafety	LashingSafety	LashCon	LashingSafety	
Car	a_x [m/s ²]	0.91	0.98	2.36	2.36
	a_y [m/s ²]	4.28	1.64	9.28	9.49
	a_z [m/s ²]	4.74	3.03	5.06	5.07
	F_x [kN]	0.83	0.89	2.10	2.14
	F_y [kN]	3.89	1.50	8.40	8.64
	F_z [kN]	4.32	2.76	n/a	4.61
	M_x [kNm]	2.88	1.11	6.20	6.39
Truck	a_x [m/s ²]	0.91	0.98	2.36	2.36
	a_y [m/s ²]	4.28	1.64	9.45	9.67
	a_z [m/s ²]	2.52	1.54	5.89	5.89
	F_x [kN]	35.66	38.31	91.90	91.90
	F_y [kN]	166.77	64.13	368.70	377.16
	F_z [kN]	98.17	60.08	n/a	229.76
	M_x [kNm]	261.83	100.69	578.9	592.14

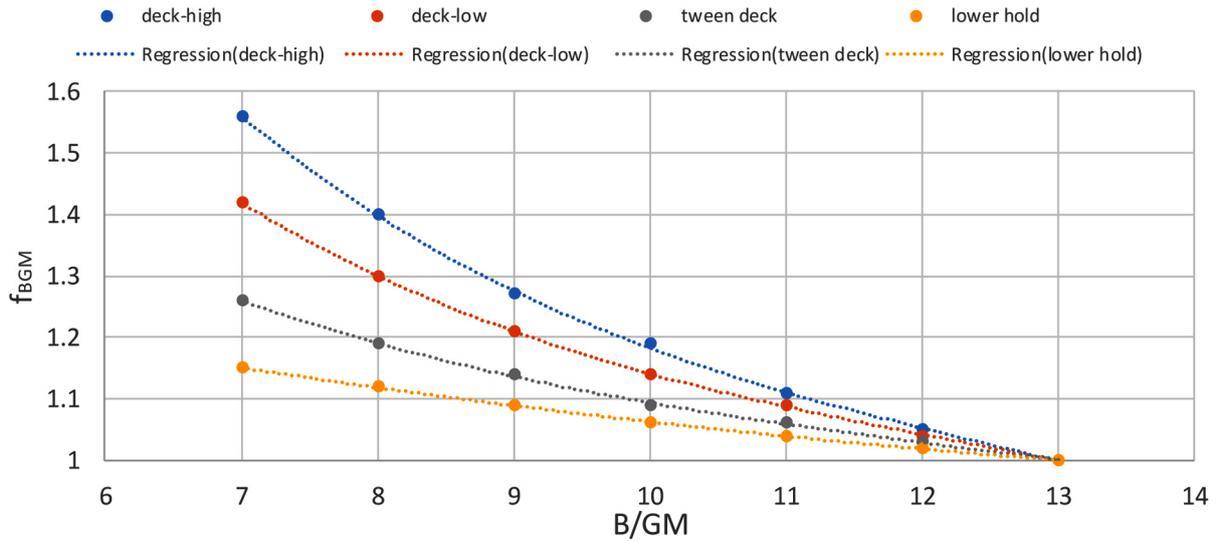


Fig. 6 Regression results for f_{BGM} interpolation

한 f_{BGM} 을 추정하기 위하여 Fig. 6와 같이 다항식 추세선을 사용하기 때문에 LashCon의 결과와 약간의 차이가 있는 것으로 추정된다. 따라서 F_y 및 M_x 도 비례적으로 차이가 있음을 확인할 수 있다.

3.3 고박 장치 강도 및 안전도 비교

Table 5는 4개 케이스에 대한 고박 강도를 정리하여 나타낸 표이다. 고박 장치의 인장력을 110kN, 마찰 계수를 0.3으로 가정하였다. 모든 케이스에서 고박 강도는 큰 차이가 없다. 사실 Table 4와 Table 5에 제시된 케이스는 가속도 산정 방법에 따른 분류이므로, 고박 강도는 가속도 산정 방법에 관계없이 동일하게 산정되어야 한다. 단 식 (12)에 보인바와 같이 수직 외력 F_z 가 포함되는 종 방향 고박 강도의 경우 케이스 간에 약간의 차

이가 발생하였음을 확인할 수 있다.

CSS-LC와 CSS-LS의 고박 강도는 차이가 전혀 없어야 하지만, M_{cx} 가 비교적 유의미한 차이를 보이고 있다. LashCon의 경우 모멘트 압의 산정시 오류를 포함할 가능성이 크다. 모멘트 압을 산정하기 위해서는 고박 각도 α 및 β 가 사용되는데, Fig. 7에 나타낸 바와 같이 횡 방향 고박 각도를 α_1 로 오인하는 경우가 종종 발견된다(IMO, 2011; KR, 2016). 역학적으로 횡 방향 고박 각도는 투영면에서 정의되어야 하므로 당연히 횡 방향 고박 각도는 α_2 가 된다. 종 방향 고박 각도 β 가 크다면 α_1 은 α_2 와 큰 차이를 보일수 있으며, 모멘트 압의 산정 오류도 커지게 된다.

Table 4와 Table 5를 비교하여 고박 강도가 작용 외력에 비하여 작다면 고박 안전도를 만족하지 못하는 것으로 간주되며, 이를 Table 5에 음영으로 나타내었다. 고박 장치의 개수 증가, 고박

Table 5 Comparison of lashing strengths

Case		Rule-LS	DLA-LS	CSS-LC	CSS-LS
Based on		Eqs (8)-(11)	Seakeeping analyses	IMO CSS	IMO CSS
Calculated by		LashingSafety	LashingSafety	LashCon	LashingSafety
Car	F_{cx} [kN]	158.05	158.52	158.00	157.96
	F_{cy} [kN]	158.05	158.52	158.00	157.96
		159.35	159.35	159.00	159.35
	M_{cx} [kNm]	159.35	159.35	159.00	159.35
411.61		411.61	427.00	411.61	
Truck	F_{cx} [kN]	411.61	411.61	427.00	411.61
	F_{cy} [kN]	242.02	253.45	203.00	202.55
		242.02	253.45	203.00	202.55
	M_{cx} [kNm]	271.48	271.48	271.00	271.48
		271.48	271.48	271.00	271.48
	M_{cx} [kNm]	1178.40	1178.40	1204.00	1108.39
1178.40		1178.40	1204.00	1108.39	

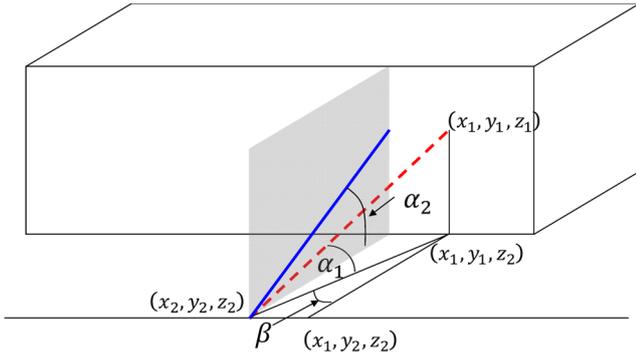


Fig. 7 Definition of vehicle securing angles

인장력 증가, 또는 고박 장치 MBL 증가 등의 조치가 필요하다.

4. 결 론

만재 배수량 1,633톤급 연안 카페리에 0.9톤급 자동차 및 39톤급 트럭이 심각한 접선 가속도를 경험하도록 횡 방향 및 종 방향 최외곽에 배치된 상황을 가정하여, 차량에 작용하는 가속도와 외력을 평가하였다. 본 논문의 제1부에서 내항성 해석을 통하여 도출한 만재 출항 조건의 회전 가속도로부터 횡 동요 각도 및 종 동요 각도를 추정하고 이를 이용하여 접선 가속도와 외력을 도출하였다. 이를 DLA-LS 케이스라 명명하였다. 두 번째 선급 규칙에 명시된 25도 및 5도 횡 동요각 및 종 동요각을 가정 고려하여 접선 가속도와 외력을 추정하였으며, 이를 Rule-LS 케이스라 정의하였다. 세 번째 IMO CSS에 정의된 접선 가속도에 기반한 외력을 두가지 다른 프로그램(LashCon 및 LashingSafety)을 이용하여 도출하였다. 이를 각각 CCS-LC 및 CCS-LS 케이스라 정의하였다. 가속도 측면에서 Rule-LS는 DLA-LS와 큰 차이를 보이지 않았다. 단 DLA-LS 케이스에서 추정된 횡 동요각이 9.4도여서 25도와는 큰 차이를 보였으며, 따라서 횡 방향 접선 가속도와 횡 방향 외력에서 큰 차이가 있었다. 가속도 측면에서 Rule-LS는 CCS-LC 및 CCS-LS 케이스 결과와는 큰 차이를 나타냈으며, IMO CCS는 대양을 항해하는 선박에 대한 가속도를 사용하기 때문으로 2배 정도 큰 가속도가 예측되었다. CCS-LC 케이스의 횡 방향 가속도는 CCS-LS 케이스의 횡 방향 가속도와 비교적 의미있는 차이를 보였으며, 이는 f_{BGM} 적용 방법의 차이에 기인하는 것으로 추정되었다. 따라서 화물에 작용하는 가속도 또는 외력 추정을 위하여 본 연구를 통하여 다음과 같은 잠정적인 결론을 추론할 수 있다. 연안을 항행하는 여객선의 경우 IMO CSS에 기반한 외력 추정보다는 선급 규칙에서 제공하는 최대 종 동요 주기나 최대 횡 동요 주기를 이용하여 가속도와 외력을 추정하는 것이 바람직하다. 또한 항행 해역의 해상 상태를 반영할 수 있다면, DLA를 이용하는 것도 가속도 또는 외력의 추정의 정확성을 향상시킬

수 있는 방법이라 판단된다.

강철 와이어 4개가 차량을 고박하는 상황에 대하여 4가지 케이스에 대한 고박 강도를 검토하였다. 4가지 케이스는 동일한 고박 강도 공식을 준용하기 때문에 거의 동일한 강도가 계산되었다. 단, 종 방향 고박 강도의 경우 수직 방향 외력을 사용하기 때문에 케이스 별로 약간의 차이를 보였다. 가정된 고박 상황에 대한 고박 안전도를 평가한 결과 IMO CSS에 기반한 가속도를 사용할 경우 고박 강도가 고박 외력에 비하여 작아서 추가적인 고박이 요구되었지만, Rule-LS 및 DLA-LS 케이스의 경우 현재 상태로도 충분한 고박 강도를 유지할 수 있음을 확인하였다.

본 연구에서는 DLA를 통하여 도출한 가속도의 장기 분포로부터 극한 가속도를 도출하였지만, 횡 동요 및 종 동요 각도에 대해 통계 분석을 통하여 극한 가속도를 도출하여 비교할 필요가 있을 것으로 사료된다. 또한 수직 방향 외력의 산정시 상하 동요에 의한 가속도 성분을 포함하여 외력을 산정하는 것이 좀 더 합리적일 것으로 사료된다. 향후 다양한 선박에 대한 DLA를 통하여 연안 여객선에 적합한 극한 가속도를 제시할 필요가 있을 것으로 사료된다.

후 기

본 논문은 선박안전기술공단의 연구비 지원으로 수행되었음을 알립니다. 또한 산업통상자원부와 한국산업기술진흥원의 “한-영 해양플랜트 글로벌 전문인력양성사업”의 지원에 감사드립니다.

References

International Maritime Organization(IMO), 2011. Code of Safe Practice for Cargo Stowage and Securing.

Jo, H., Choung, J., Lee, K., 2016. Force Equilibrium-Based Safety Assessment System for Cargo Securing of Car Ferries. Proceedings of the 26th International Ocean and Polar Engineering Conference, Rhodes, Greece.

Ministry of Land, Infrastructure, Transport and Tourism (MLIT), 2015. On Cargo Securing of Ocean-Going RORO ships(in Japanese). [Online] Available at: <<http://www.mlit.go.jp/common/000147418.pdf>> [Accessed March 2015].

Det Norske Veritas(DNV), 2003. LASHCON IMO User Guide. [Online] Available at: <<http://www.dnv.com>> [Accessed September 2015].

Korea Register of Shipping(KR), 2016. Rules for the Classification of Steel Ships Part 7 Ships of Special Service. [Online] Available at: <<http://krsusa.cloudapp.net/Files/KRRules/KRRules2016/KRRulesE.html>> [Accessed September 2016].

3D Nonlinear Fully Coupled Simulation of Cable and Tow-fish System

Gwangsoo Go*, Euntaek Lee* and Hyung Taek Ahn*

*School of Naval Architecture and Ocean Engineering, University of Ulsan, Ulsan, Korea

케이블-수중 예인체 시스템의 3차원 비선형 완전 연성해석

고광수* · 이은택* · 안형택*

*울산대학교 조선해양공학부

KEY WORDS: Cable dynamics 케이블 동역학, Tow-fish 수중 예인체, Nonlinear coupled simulation 비선형 연성해석, Nodal position finite element method 절점위치유한요소법, 6DOF equations of motion 6자유도 운동방정식, Predictor/multi-corrector Newmark algorithm, 예측자/다중 수정자 Newmark 알고리즘

ABSTRACT: In this paper, a strongly coupled method for investigating the interaction between a cable and tow-fish is presented. The nodal position finite element method was utilized to analyze the nonlinear cable dynamics, and 6DOF equations of motion were employed to describe the 3D rigid body motion of the tow-fish. Combining cable and tow-fish systems into a single formulation allowed the two nonlinear systems to be strongly coupled into a unified nonlinear system. This strongly coupled system was numerically integrated in the time domain using a predictor/multi-corrector Newmark algorithm. To demonstrate the validity, efficacy, and applicability of the current approach, two different scenarios (virtual and sea trial) were simulated, and the simulation results were validated using the physical plausibility and the sea trial test.

1. 서 론

수중 예인체(Tow-fish)는 자체 동력이 아닌 해수면에 위치하는 모선(Mother ship)과 케이블로 연결되어 예인되는 수중 운 동체(Underwater vehicle)이다. 수중 예인체는 주로 해양에 존 재하는 광물 자원 또는 수중 환경을 탐사하기 위한 목적으로 활용된다. 수중 예인체가 주어진 임무를 원활히 수행하기 위해 서는 모선과 연결된 케이블에 의해 예인되는 동안 안정적인 자 세를 유지해야한다.

수중 예인체 시스템은 예인 케이블과 케이블의 끝단에 체결 되는 예인몸체로 구성된다. 수중 예인체의 거동을 정확히 예측 하기 위해서는 케이블의 거동뿐만 아니라, 예인체의 6자유도 운 동을 정확히 해석할 수 있는 기법이 필요하다. 수중 예인체 시 스템에는 독립적인 제어장치(Control device)가 부착되어 있지 않기 때문에 케이블과 예인체의 거동은 케이블의 최상단에 위 치하는 절점의 운동에 의해 결정되게 된다. 이러한 측면에서 보 았을 때, 수중 예인체 시스템은 초기조건 및 경계조건에 의하여 거동이 결정되는 수동적인(Passive) 시스템이라고 볼 수 있다. 시뮬레이션 관점에서 제어하중(Control load)이 지배적으로 작

용하는 능동적인(Active) 시스템에 비해 수동적인 시스템의 경 우 환경하중(Environmental load)의 수학적인 모델링이 매우 중 요하며, 해양환경과 상호작용하는 현상을 정확하면서도 안정적 으로 예측할 수 있어야 한다는 수치 해석상의 어려움이 발생하 게 된다.

이러한 수치 해석상의 어려움은 구체적으로 다음과 같은 세 가지 측면에서 발생한다. 첫째로, 케이블 자체만의 대변위 (Large displacement) 거동에 의한 비선형성(Non-linearity)을 들 수 있다. 이러한 비선형성은 케이블의 탄성 변형이 작다고 하더라도 케이블의 회전과 변위가 커짐에 따라 발생하는 기하 학적인 비선형성에 기인한다. 둘째로, 예인체 운동의 비선형성 을 들 수 있다. 케이블 끝단에 체결되어 예인되는 예인체는 비 교적 작은 케이블의 운동으로도 매우 복잡한 6자유도 운동을 경험하게 된다. 예인체에는 별도의 자세 제어 장치가 부착되어 있지 않음으로 인하여 케이블 상단의 움직임이 증폭되어 예인 체의 비선형 6자유도 운동에 기인하게 된다. 비슷한 예로서, 케 이블이나 호스(Hose) 끝단에서 발생하는 위핑(Whipping) 현상 을 들 수 있다. 이러한 6자유도 비선형 운동에 대해 효과적이며 안정적인 해법이 필요하며, 이를 위하여 예인체에 작용하는 다

Received 21 November 2016, revised 12 December 2016, accepted 16 December 2016

Corresponding author Hyung Taek Ahn: +82-52-259-2164, htahn@ulsan.ac.kr

© 2016, 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.

양한 유체력의 정도 높은 수학적 모델링이 요구된다. 마지막으로, 케이블-에인체의 상호작용을 해석하기 위하여 두 개의 비선형 시스템의 안정적인 연성기법이 필요하다. 이는 두 개의 비선형 시스템에 대한 독립적인 해석이 아니라, 하나의 비선형 시스템으로 표현하고 이를 수치적으로 해석해낼 수 있는 해법을 의미한다. 케이블-에인체 연성해석에 대한 연구는 Woods Hole 해양연구소(Oceanographic institution)에서 활발히 수행된바 있다(Grosenbaugh et al., 1993; Hover et al., 1994). 그러나 최근 들어서는 에인체의 6자유도 운동을 단순화하여 케이블과 연성 해석을 수행한 Sun (2009)와 Sun et al.(2011) 외에 케이블-에인체 시스템에 대한 완전한 비선형 해석에 대한 연구는 현재까지 문헌으로 보고된 사례가 없는 것으로 알려져 있다. 기술의 고도화로 다양한 부가물이 부착되어 케이블-에인체 시스템이 점점 더 복잡해지고 있는 현 시점에서 이에 대한 지속적인 연구는 반드시 필요하며, 시급하다고 할 수 있다.

수중 에인체와 같은 다양한 종류의 수중 운동체에 대한 일반화된 운동방정식은 SNAME(Society of Naval Architects and Marine Engineers, 1950)와 Fossen(1994), Fossen(2011)에 의해 정립되어 있다. 따라서 연성해석을 위해서는 케이블의 동역학적 특성을 나타낼 수 있는 운동방정식을 정식화하는 것이 매우 중요하다. 케이블 해석은 전통적으로 유한차분법(FDM, Finite difference method)에 기반을 둔 방법론(Shin, 1990; Gobat and Grosenbaugh, 2000; Park and Jung, 2002)을 활용하여 이루어져왔다. 유한차분법을 기반으로 한 해석방법은 케이블이 다양한 물성치를 가지거나, 부력체 혹은 진동저감 장치 등 다양한 부가물이 부착될 경우 적용이 어렵다는 한계점을 가지고 있다. 이러한 문제점을 극복하기 위해 유한요소법(FEM, Finite element method) 기반의 방법론이 적용되고 있다. 대표적인 연구사례로는 부유체(Floating body)와 연결되어 있는 계류장치(Mooring device)의 동적 거동을 해석한 Garrett (2005)과 Kim et al.(2013)이 있다. 하지만, 이와 같은 전통적인 변위 기반(Displacement-based) 유한요소법의 경우 미지수로 특정 기준점으로부터의 변위가 사용된다. 케이블이 기준 자세로부터 대형 변위를 가지는 기하학적 비선형성이 중요한 문제의 경우, 단단계 해석이 수반되어야 하며 관련한 해석 방법이 복잡해지는 단점이 있다. 이러한 이유로 변위기반의 유한요소법을 개선하여 케이블의 비선형성을 효율적으로 고려하고자하는 연구가 수행되었다. 대표적으로 Berzeri and Shabana(2000)에 의해 제시된 절대 절점좌표 기법(ANCF, Absolute nodal coordinate formulation)과 Zhu (2010)에 의해 제시된 절점위치유한요소법(NPFEM, Nodal position finite element method)이 있다. 이중 NPFEM이 가장 진보된 방법으로서 케이블의 기하학적 비선형성을 효율적으로 해석할 수 있다고 알려져 있다.

본 연구에서는 NPFEM으로 케이블의 운동방정식을 유도하여 수중 에인체의 운동방정식과 연성시켰다. 동역학적 특성이 다른 두 개의 운동방정식은 기하학적으로 케이블과 수중 에인체가 연결되는 지점을 기준으로 연성되어 하나의 시스템으로 결합된다. 이와 유사한 연구사례로는 Sun(2009)와 Sun et al.(2011)이 있다. Sun(2009)와 Sun et al.(2011)에서 케이블은 NPFEM으로 해석하였으나 수중 에인체의 운동방정식을 병진운동과 회전운동으로 분리하여 정립하였다. 이 경우 수중 에인체의 회전운동 방정식에

외력으로 케이블의 장력에 의한 모멘트 값이 별도로 적용되어야 하기 때문에 추가적인 계산과정이 필요로 된다. 국내에서는 유사 연구로 Park and Kim(2015)에 의해 모션인 반잠수식 AUV (Autonomous underwater vehicle)와 케이블로 연결된 수중 에인체를 연성 해석한 사례가 존재한다. Park and Kim(2015)에서는 모션의 운동까지 고려하여 해석을 수행하였으나, 모션, 케이블, 수중 에인체 각각의 운동방정식의 외력으로 상호작용 힘 (Interaction force)을 적용하여 세 개의 시스템을 연성시켰다.

본 논문에서 제시되는 연성기법은 앞서 제시된 사전연구와는 달리 케이블-에인체 시스템의 연성현상을 있는 그대로 통일된 수학적 운동방정식의 정식화 과정에 표현하여, 일체의 가정이나 별도의 인위적인 연성처리과정이 필요하지 않은 효율적이면서도 강건한 방법론이다. 이러한 연성기법의 정식화 과정과 수치해석 결과의 검증에 대해 본 논문은 다음과 같이 구성되었다. 2절에서는 케이블과 수중 에인체에 대한 운동방정식이 정립되며, 서로 다른 두 개의 시스템을 연성하는 기법이 기술된다. 3절에서는 연성된 운동방정식의 수치해석 결과가 물리적인 타당성과 실험 해상시험결과를 통해 검증된다. 마지막으로 4절에서는 본 연구에 대한 결론으로 마무리된다.

2. 정식화

2.1 케이블의 운동방정식

케이블의 비선형 운동방정식은 가상일의 원리를 기반으로 하는 절점위치유한요소법에 의해 식 (1)과 같이 유도된다. 3차원 공간상에서 케이블은 요소 한 개당 두 개의 절점으로 표현된다.

$$\mathbf{M}_{CB}\ddot{\mathbf{X}}_e + \mathbf{K}_{CB}\mathbf{X}_e = \mathbf{F}_{CB} \quad (1)$$

케이블의 요소개수를 N 이라고 가정하였을 때, 절점은 $N+1$ 개로 구성된다. 절점의 미지수는 X , Y , Z 방향에 대한 위치이기 때문에 식 (1)을 구성하는 벡터의 크기는 $3(N+1) \times 1$, 행렬의 크기는 $3(N+1) \times 3(N+1)$ 이다. 질량행렬 \mathbf{M}_{CB} 과 강성행렬 \mathbf{K}_{CB} 그리고 우변의 외력벡터 \mathbf{F}_{CB} 에는 케이블의 기하학적 비선형성을 나타내기 위하여 운동방정식의 미지수인 절점위치벡터가 포함되어 있다.

$$\mathbf{X}_e = [X_1, Y_1, Z_1, X_2, Y_2, Z_2]^T \quad (2)$$

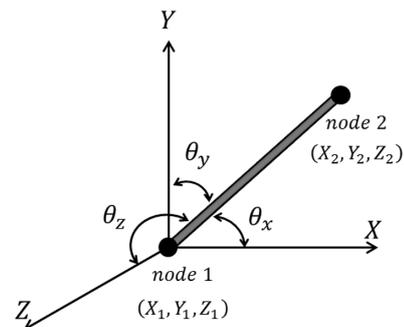


Fig. 1 Definition of cable element

여기서 \mathbf{X}_e 는 관성좌표계에 대한 케이블 요소의 절점 위치벡터를 뜻한다.

$$\mathbf{M}_{CB} = \frac{AL}{6} \left\{ \rho \begin{bmatrix} 2\mathbf{I}_{3 \times 3} & \mathbf{I}_{3 \times 3} \\ \mathbf{I}_{3 \times 3} & 2\mathbf{I}_{3 \times 3} \end{bmatrix} + C_m \rho_0 \left(\begin{bmatrix} 2\mathbf{I}_{3 \times 3} & \mathbf{I}_{3 \times 3} \\ \mathbf{I}_{3 \times 3} & 2\mathbf{I}_{3 \times 3} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 2\mathbf{m}_0 & \mathbf{m}_0 \\ \mathbf{m}_0 & 2\mathbf{m}_0 \end{bmatrix} \right) \right\} \quad (3)$$

where, $L = \sqrt{(X_2 - X_1)^2 + (Y_2 - Y_1)^2 + (Z_2 - Z_1)^2}$;

$$\mathbf{m}_0 = \begin{bmatrix} \cos^2\theta_x & \cos\theta_x \cos\theta_y & \cos\theta_x \cos\theta_z \\ \cos\theta_y \cos\theta_x & \cos^2\theta_y & \cos\theta_y \cos\theta_z \\ \cos\theta_z \cos\theta_x & \cos\theta_z \cos\theta_y & \cos^2\theta_z \end{bmatrix}; \quad \cos \begin{bmatrix} \theta_x \\ \theta_y \\ \theta_z \end{bmatrix} = \frac{1}{L} \begin{bmatrix} X_2 - X_1 \\ Y_2 - Y_1 \\ Z_2 - Z_1 \end{bmatrix}$$

\mathbf{M}_{CB} 는 케이블의 질량과 부가질량의 합으로 정의된 행렬이다. 여기서 A 는 케이블 요소의 길이방향에 대한 횡단면의 면적이고, L 은 케이블 요소의 길이이다. 그리고 ρ 는 케이블 요소의 밀도이며, ρ_0 는 케이블을 감싸고 있는 유체의 밀도이다. C_m 은 부가질량에 대한 계수이다.

$$\mathbf{K}_{CB} = \frac{EAL}{L_0^2} \begin{bmatrix} \cos\theta_x \cos\theta_y \cos\theta_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos\theta_x \cos\theta_y \cos\theta_z \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T$$

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos\theta_x \cos\theta_y \cos\theta_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos\theta_x \cos\theta_y \cos\theta_z \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4)$$

\mathbf{K}_{CB} 는 케이블의 강성행렬을 의미한다. 여기에서 E 는 탄성계수이며, L_0 는 변형이 일어나지 않은 케이블 요소의 길이이다.

$$\mathbf{F}_{CB} = \mathbf{F}_k + \mathbf{F}_a + \mathbf{F}_d + \mathbf{F}_{bg} \quad (5)$$

식 (1)의 우변에 위치하고 있는 항 \mathbf{F}_{CB} 는 식 (5)와 같이 케이블 요소에 작용하는 힘의 합을 나타내는 벡터이다.

$$\mathbf{F}_k = EAL \begin{bmatrix} \cos\theta_x \cos\theta_y \cos\theta_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos\theta_x \cos\theta_y \cos\theta_z \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \left[-\frac{1}{L}, 0, 0, \frac{1}{L}, 0, 0 \right]^T \quad (6)$$

\mathbf{F}_k 는 강성행렬을 유도하는 과정에서 발생하는 항으로 추가 탄성력으로 정의된다. 따라서 실제 케이블 요소에 작용하는 외력은 아니다.

$$\mathbf{F}_a = \frac{C_m \rho_0 AL}{6} \left(\begin{bmatrix} 2\mathbf{I}_{3 \times 3} & \mathbf{I}_{3 \times 3} \\ \mathbf{I}_{3 \times 3} & 2\mathbf{I}_{3 \times 3} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} 2\mathbf{m}_0 & \mathbf{m}_0 \\ \mathbf{m}_0 & 2\mathbf{m}_0 \end{bmatrix} \right) \dot{\mathbf{V}}_c \quad (7)$$

\mathbf{F}_a 는 케이블을 감싸고 있는 유체로부터 작용하는 관성력을 나타

난다. 여기서 $\dot{\mathbf{V}}_c$ 는 케이블 요소에 작용하는 상대가속도이다.

$$\mathbf{F}_d = \mathbf{T}^{-1} \begin{bmatrix} -C_{dt}(\alpha) \frac{\rho_0 D}{2} \text{sign}(v_x) f_1 \\ -C_{dn}(\alpha) \frac{\rho_0 D}{2} \text{sign}(v_y) f_1 \\ -C_{dt}(\alpha) \frac{\rho_0 D}{2} \text{sign}(v_x) f_2 \\ -C_{dn}(\alpha) \frac{\rho_0 D}{2} \text{sign}(v_y) f_2 \end{bmatrix} \quad (8)$$

여기서, $f_i = \dot{\mathbf{x}}_e^T \mathbf{A}_i \dot{\mathbf{x}}_e - 2\dot{\mathbf{x}}_e^T \mathbf{A}_i \dot{\mathbf{v}}_e + \dot{\mathbf{v}}_e^T \mathbf{A}_i \dot{\mathbf{v}}_e$ ($i=1,2$);

$$\mathbf{A}_1 = \frac{1}{12} \begin{bmatrix} 3\mathbf{I}_{3 \times 3} & \mathbf{I}_{3 \times 3} \\ \mathbf{I}_{3 \times 3} & 3\mathbf{I}_{3 \times 3} \end{bmatrix}; \quad \mathbf{A}_2 = \frac{1}{12} \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{3 \times 3} & \mathbf{I}_{3 \times 3} \\ \mathbf{I}_{3 \times 3} & 3\mathbf{I}_{3 \times 3} \end{bmatrix}$$

\mathbf{F}_d 는 항력벡터를 의미한다. 항력벡터는 케이블을 감싸고 있는 유체로부터 작용하는 항력을 나타낸다. 여기에서 D 는 케이블 요소의 길이방향에 대한 횡단면의 지름이다. 그리고 $C_{dt}(\alpha)$ 와 $C_{dn}(\alpha)$ 는 각각 케이블 요소의 접선방향과 법선방향에 작용하는 항력에 대한 계수이다.

$$\mathbf{F}_{bg} = \frac{LA(\rho - \rho_0)g}{2} [0, 0, 1, 0, 0, 1]^T \quad (9)$$

\mathbf{F}_{bg} 는 유효중량벡터를 의미한다. 부력벡터는 케이블 요소에 작용하는 중력과 부력의 차를 나타낸다. 여기에서 g 는 중력가속도이다.

2.2 수중 예인체의 6자유도 운동 정식화

본 연구에서는 해석대상으로 Fig. 2와 같이 Go et al.(2016)에서 다루어진 수중 예인체 모델을 사용했다. 이 모델은 생체모방형으로 상단에 케이블과 체결될 수 있는 5개의 예인점을 가지고 있는 유선형 형상이다.

2.2.1 좌표계변환

본 연구에서 사용되는 운동방정식의 좌표계는 Fig. 3과 같이 예인체의 물체고정좌표계(x, y, z)와 관성좌표계(X, Y, Z)로 표현된다. 물체고정좌표계는 예인체의 선수가 $+x$ 방향, 우현이 $+y$

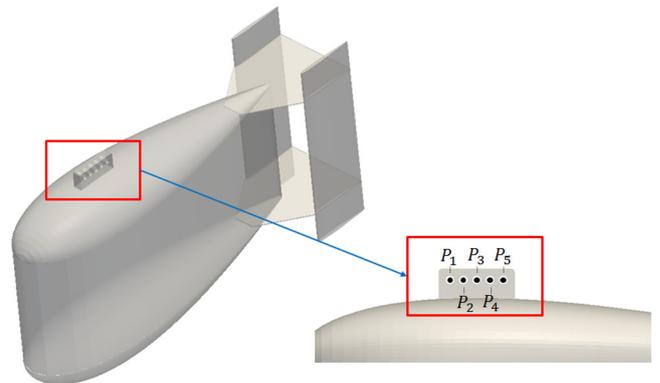


Fig. 2 Perspective view of tow-fish

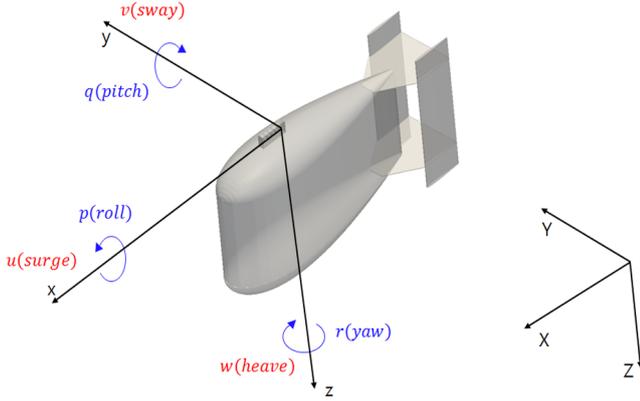


Fig. 3 Body-fixed(lower case) and Inertial(upper case) coordinates system

방향 그리고 선저가 $+z$ 방향이다. 예인체에 대한 물체고정좌표계의 중심은 Fig. 2에서 제시된 예인점 중 P_5 에 위치하고 있다.

관성좌표계에서 강체의 운동은 다음과 같은 벡터로 표현된다.

$$\eta = [\eta_1^T, \eta_2^T]^T \text{ where, } \eta_1 = [X, Y, Z]^T; \eta_2 = [\phi, \theta, \psi]^T \quad (10)$$

여기서 η_1 과 η_2 는 각각 위치와 오일러(Euler) 각을 의미한다. 물체고정좌표계에서 강체의 속도는 다음과 같이 정의된다.

$$\nu = [\nu_1^T, \nu_2^T]^T \text{ where, } \nu_1 = [u, v, w]^T; \nu_2 = [p, q, r]^T \quad (11)$$

여기서 ν_1 과 ν_2 는 각각 병진속도와 회전속도를 의미한다. 물체고정좌표계에서의 속도를 관성좌표계에 대한 값으로 변환하기 위해서 변환행렬 $J_1(\eta)$ 과 $J_2(\eta)$ 를 활용한다. 변환행렬은 $Z(\psi)$ 축, $Y(\theta)$ 축 그리고 $X(\phi)$ 축 순서로 회전함에 따라 다음과 같이 구성된다.

$$\dot{\eta}_1 = J_1(\eta)\nu_1 \text{ where, } J_1(\eta) = \begin{bmatrix} c\psi c\theta & c\psi s\theta s\phi - s\psi c\phi & s\psi s\phi + c\psi c\phi s\theta \\ s\psi c\theta & c\psi c\phi + s\phi s\theta s\psi & s\theta s\psi c\phi - c\psi s\phi \\ -s\theta & c\theta s\phi & c\theta c\phi \end{bmatrix} \quad (12)$$

$$\dot{\eta}_2 = J_2(\eta)\nu_2 \text{ where, } J_2(\eta) = \begin{bmatrix} 1 & s\phi t\theta & c\phi t\theta \\ 0 & c\phi & -s\phi \\ 0 & s\phi/c\theta & c\phi/c\theta \end{bmatrix} \quad (13)$$

여기서 $s(\cdot)$, $c(\cdot)$, $t(\cdot)$ 는 각각 $\sin(\cdot)$, $\cos(\cdot)$, $\tan(\cdot)$ 를 의미한다.

2.2.2 물체고정좌표계에 대한 6자유도 운동방정식

물체고정좌표계에서 강체의 6자유도 운동에 대해 일체의 가정이나 단순화를 고려하지 않은 비선형 운동방정식은 다음과 같이 표현된다.

$$M_{RB}\dot{\nu} + C_{RB}(\nu)\nu = \tau_{RB} \quad (14)$$

여기서

$$M_{RB} = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 & mz_g & -my_g \\ 0 & m & 0 & -mz_g & 0 & mx_g \\ 0 & 0 & m & my_g & -mx_g & 0 \\ 0 & -mz_g & my_g & I_{xx} & -I_{xy} & -I_{xz} \\ mz_g & 0 & -mx_g & -I_{yx} & I_{yy} & -I_{yz} \\ -my_g & mx_g & 0 & -I_{zx} & -I_{zy} & I_{zz} \end{bmatrix} \quad (15)$$

$$C_{RB}(\nu) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ -m(y_g q + z_g r) & m(y_g p + w) & m(z_g p - v) \\ m(x_g q - w) & -m(z_g r + x_g p) & m(z_g q + u) \\ m(x_g r + v) & m(y_g r - u) & -m(x_g p + y_g q) \end{bmatrix} \quad (16)$$

$$\begin{bmatrix} m(y_g q + z_g r) & -m(x_g q - w) & -m(x_g r + v) \\ -m(y_g p + w) & m(z_g r + x_g p) & -m(y_g r - u) \\ -m(z_g p - v) & -m(z_g q + u) & m(x_g p + y_g q) \\ 0 & -I_{yz}q - I_{xz}p + I_{zz}r & I_{yz}r + I_{xy}p - I_{yy}q \\ I_{yz}q + I_{xz}p - I_{zz}r & 0 & -I_{xz}r - I_{xy}q + I_{xx}p \\ -I_{yz}r - I_{xy}p + I_{yy}q & I_{xz}r + I_{xy}q - I_{xx}p & 0 \end{bmatrix}$$

M_{RB} 는 강체의 관성행렬 그리고 $C_{RB}(\nu)$ 는 코리올리(Coriolis) 힘과 구심력의 효과를 나타내는 행렬이다. M_{RB} 와 C_{RB} 를 구성하는 m 은 강체의 질량, I_{ij} 는 관성모멘트($I_{ij} = I_{ji}$) 그리고 x_g, y_g, z_g 는 무게중심좌표를 뜻한다. τ_{RB} 는 강체에 작용하는 외력 벡터로서 수중 예인체의 경우 다음과 같이 정의된다.

$$\tau_{RB} = \tau_{hs} + \tau_{hd} \quad (17)$$

τ_{hs} 는 수중 예인체에 작용하는 정수력(Hydrostatic force)으로 다음과 같이 정의된다. x_b, y_b, z_b 는 부력중심좌표를 뜻한다.

$$\tau_{hs} = -g(\eta) = \begin{bmatrix} (W-B)s\theta \\ -(W-B)c\theta s\phi \\ -(W-B)c\theta c\phi \\ -(W_y g - B_y b)c\theta c\phi + (W_z g - B_z b)c\theta s\phi \\ (W_z g - B_z b)s\theta + (W_x g - B_x b)c\theta c\phi \\ -(W_x g - B_x b)c\theta s\phi - (W_y g - B_y b)s\theta \end{bmatrix} \quad (18)$$

τ_{hd} 는 수중 예인체에 작용하는 동유체력(hydrodynamic force)으로 식 (19)와 같은 2nd-order modulus 전개(Fedyaevsky and Sobolev, 1963)로 모델링하였다. 2nd-order modulus 전개방법은 Taylor-series 전개와 같은 타 방법의 비해 유체가 가지는 물리적인 현상을 잘 나타낼 수 있는 것으로 알려져 있다(Clarke, 2003).

$$\tau_{hd} = -M_n \dot{\nu} - D_n \nu - D_n(\nu)\nu \text{ where, } M_n = \begin{bmatrix} X_u & \dots & X_r \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ N_u & \dots & N_r \end{bmatrix}; \quad (19)$$

$$D_n = \begin{bmatrix} X_u & \dots & X_r \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ N_u & \dots & N_r \end{bmatrix}; D_n(\nu) = \begin{bmatrix} X_{u|u}|u| & \dots & X_{r|r}|r| \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ N_{u|u}|u| & \dots & N_{r|r}|r| \end{bmatrix}$$

여기서 M_n 는 부가질량, D_n 은 선형감쇠계수 그리고 $D_n(\nu)$ 은 비

선형 감쇠계수라고 정의하며, 이를 총칭하여 유체력 미계수라고 한다. 유체력 미계수 중 부가질량은 이론적으로 결정하고 선형 및 비선형 감쇠계수는 전산유체해석과 유사선형의 값을 차용하여 결정하였다(Go et al., 2016).

결과적으로 물체고정좌표계에 대한 수중 예인체의 비선형 운동방정식은 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \mathbf{M}_{TF}\dot{\mathbf{v}} + \mathbf{C}_{TF}(\mathbf{v})\mathbf{v} &= \boldsymbol{\tau}_{TF}(\boldsymbol{\eta}) \quad \text{where, } \mathbf{M}_{TF} = \mathbf{M}_{RB} + \mathbf{M}_a; \\ \mathbf{C}_{TF}(\mathbf{v}) &= \mathbf{C}_{RB}(\mathbf{v}) + \mathbf{D}_l + \mathbf{D}_n(\mathbf{v}); \quad \boldsymbol{\tau}_{TF}(\boldsymbol{\eta}) = -\mathbf{g}(\boldsymbol{\eta}) \end{aligned} \quad (20)$$

2.2.3 관성좌표계에 대한 6자유도 운동방정식

식 (20)은 물체고정좌표계에 대한 운동방정식이기 때문에 관성좌표계를 기준으로 정의된 케이블의 운동과 연성하기 위해서는 좌표계 변환이 필요하다. 관성좌표계로의 변환은 변환행렬 $\mathbf{J}(\boldsymbol{\eta})$ 를 활용하여 Fossen(1994)와 Fossen(2011)에 기술된 방식으로 이루어진다.

$$\begin{aligned} \mathbf{J}(\boldsymbol{\eta}) &= \begin{bmatrix} \mathbf{J}_1(\boldsymbol{\eta}) & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{J}_2(\boldsymbol{\eta}) \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} c\psi c\theta & c\psi s\theta s\phi - s\psi c\phi & s\psi s\phi + c\psi c\phi s\theta & 0 & 0 & 0 \\ s\psi c\theta & c\psi c\phi + s\phi s\theta s\psi & s\theta s\psi c\phi - c\psi s\phi & 0 & 0 & 0 \\ -s\theta & c\theta s\phi & c\theta c\phi & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & s\phi t\theta & c\phi t\theta \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c\phi & -s\phi \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s\phi/c\theta & c\phi/c\theta \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (21)$$

$$\dot{\boldsymbol{\eta}} = \mathbf{J}(\boldsymbol{\eta})\mathbf{v} \Leftrightarrow \mathbf{v} = \mathbf{J}^{-1}(\boldsymbol{\eta})\dot{\boldsymbol{\eta}} \quad (22)$$

$$\ddot{\boldsymbol{\eta}} = \dot{\mathbf{J}}(\boldsymbol{\eta})\mathbf{v} + \mathbf{J}(\boldsymbol{\eta})\dot{\mathbf{v}} \Leftrightarrow \dot{\mathbf{v}} = \mathbf{J}^{-1}(\boldsymbol{\eta})[\ddot{\boldsymbol{\eta}} - \dot{\mathbf{J}}(\boldsymbol{\eta})\mathbf{J}^{-1}(\boldsymbol{\eta})\dot{\boldsymbol{\eta}}] \quad (23)$$

식 (22)와 (23)의 관계를 활용하여 관성좌표계에 대한 수중 예인체의 비선형 운동방정식은 다음과 같이 정의된다.

$$\mathbf{M}_{TF}^*(\boldsymbol{\eta})\ddot{\boldsymbol{\eta}} + \mathbf{C}_{TF}^*(\mathbf{v}, \boldsymbol{\eta})\dot{\boldsymbol{\eta}} = \boldsymbol{\tau}_{TF}^*(\boldsymbol{\eta}) \quad (24)$$

여기서,

$$\mathbf{M}_{TF}^*(\boldsymbol{\eta}) = \mathbf{J}^T(\boldsymbol{\eta})\mathbf{M}_{TF}\mathbf{J}^{-1}(\boldsymbol{\eta}) \quad (25)$$

$$\mathbf{C}_{TF}^*(\mathbf{v}, \boldsymbol{\eta}) = \mathbf{J}^T(\boldsymbol{\eta})[\mathbf{C}_{TF}(\mathbf{v}) - \mathbf{M}_{TF}\mathbf{J}^{-1}(\boldsymbol{\eta})\dot{\mathbf{J}}(\boldsymbol{\eta})]\mathbf{J}^{-1}(\boldsymbol{\eta}) \quad (26)$$

$$\boldsymbol{\tau}_{TF}^*(\boldsymbol{\eta}) = \mathbf{J}^T(\boldsymbol{\eta})\boldsymbol{\tau}_{TF}(\boldsymbol{\eta}) \quad (27)$$

2.4 연성해석 기법

본 연구에서 케이블과 수중 예인체의 연성은 각각의 운동방정식인 식 (1)과 식 (24)를 하나의 시스템으로 결합함으로써 이루어진다. 연성기법을 도식화하여 나타내면 Fig. 4와 같다. 케이블이 N 개의 요소로 정의될 때 절점은 $N+1$ 개로 구성된다. X_p^N 는 N 번째 절점의 미지수인 X, Y, Z 위치 값을 가지는 3×1 벡터이며 다음과 같이 식 (1)의 X_e 를 구성한다.

$$X_e = [(X_p^1)^T, (X_p^2)^T, \dots, (X_p^N)^T, (X_p^{N+1})^T]^T \quad (28)$$

케이블의 마지막 절점과 Fig. 2에서 정의된 예인점 P_5 를 결합하면 케이블과 수중 예인체는 하나의 시스템으로 표현된다. 케이블과 예인점의 연성이 이루어지는 절점의 미지수는 X_p^{N+1} 과 수중 예인체의 오일러 각인 η_2 로서 총 6개로 구성된다.

Fig. 4에서 제시된 연성기법에 의해 케이블과 수중 예인체가 하나의 시스템으로 표현되면 연성 운동방정식은 Fig. 5와 같이 구성된다. 체크무늬와 민무늬 영역은 각각 케이블과 수중 예인체의 운동방정식을 구성하는 시스템 행렬(질량, 감쇠, 강성)과 외력벡터를 의미한다. 케이블 영역의 감쇠행렬과 수중 예인체 영역의 강성행렬은 존재하지 않기 때문에 영벡터로 표현하였다. 두 가지 영역이 겹쳐지는 부분은 행렬 및 벡터간의 합으로 정의된다. 결과적으로 케이블과 예인체가 연성된 운동방정식은 식 (29)와 같다.

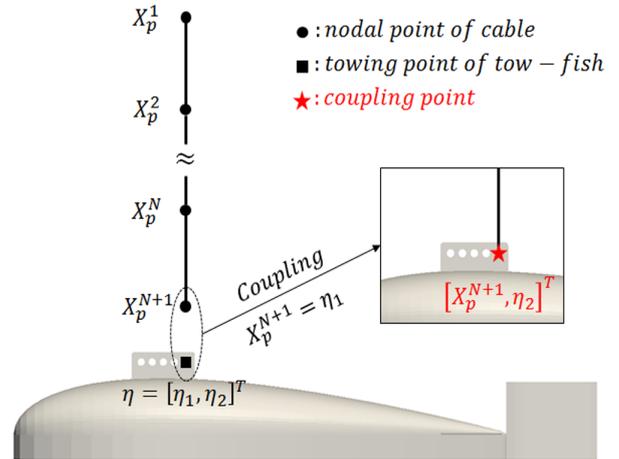


Fig. 4 Schematic figure of the coupling algorithm

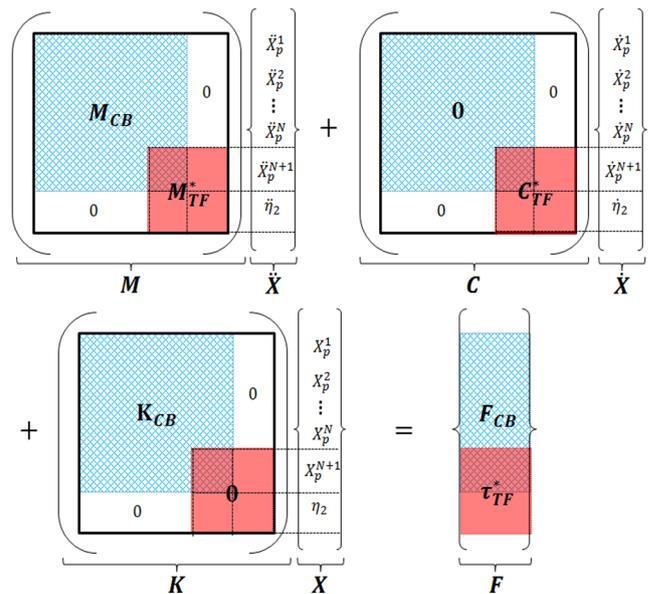


Fig. 5 Coupled system of cable and tow-fish

$$M\ddot{X} + C\dot{X} + KX = F \quad (29)$$

식 (29)는 좌변의 계수 행렬과 우변의 외력 벡터가 미지수의 함수로 표현되는 비선형 방정식이기 때문에 일반적인 선형방정식의 해법으로는 직접적인 해를 구할 수 없다. 일반적인 비선형 방정식 해법의 경우 특정한 초기 추정치를 기반으로 반복(Iteration)적인 해의 보정(Update)을 통하여 수치해가 수렴되게 된다. 현재 본 논문에서 시도하고자 하는 케이블의 비선형 운동과 예인체의 비선형 6자유도 운동과 같은 서로 상이한 두 개의 비선형 시스템의 연성 해석의 경우에는 대상 시스템 각각의 독립적인 비선형성 뿐만 아니라, 이들의 상호작용에 의한 비선형성이 추가적으로 발생할 수 있다. 이러한 고도의 비선형 연성 방정식의 안정적인 해법을 위해서는 적절한 예측자(Predictor)의 선택이 매우 중요하다. 식 (29)를 수치적으로 해석하기 위해 Cottrel et al.(2009)에 의하여 소개된 방법 중, Lee et al.(2016)에서 활용한 비선형 케이블 해석에 적합한 예측자/다중 수정자(Predictor/multi-corrector) Newmark 알고리즘을 사용 하였다. 이 알고리즘은 운동방정식의 특성에 맞는 적절한 예측자를 선택하여 운동방정식의 해를 구할 때, 안정적으로 시간에 대한 2차 정확도를 확보할 수 있는 것으로 알려져 있다. 예측자는 현재 시간의 해(X^n)를 활용하여 다음단계(Next time step)의 해(X^{n+1})를 추정하는 기법을 의미하며, 본 연구에서는 유체-구조 연성해석과 유체 해석에 적합한 것으로 알려져 있는 일정속도(Constant velocity) 예측자를 활용하였다. 예측자를 통해 추정된 해는

수정자(Corrector)를 이용한 해의 변화량이 수렴조건 이하로 떨어질 때까지 반복적으로 보정된다. 예측자/다중 수정자 Newmark 알고리즘에 대한 순서도(Flow chart)는 Fig. 6과 같다.

Fig. 6에 대한 설명은 다음과 같다. 먼저 예측자를 활용하여 다음단계의 해를 추정한다. 그 다음 예측자에 의해 발생하는 잉여 값(Residual)을 계산한다. 이후 잉여 값을 통해 계산된 가속도 증분을 활용하여 수정자 단계를 거친 뒤 해를 수정한다. 마지막으로 최초 잉여 값 대비 수정자에 의한 잉여 값이 수렴조건 이하로 감소함을 확인함으로써 수렴을 판정하게 된다.

3. 결과 및 분석

본 절에서는 2절에서 제시된 케이블과 수중 예인체가 연성된 운동방정식을 수치 해석한 결과가 제시되며 분석을 통해 결과의 타당성이 검증된다. 3.1절에서는 가상 시나리오를 해석하여 결과의 물리적인 타당성(Physical plausibility)이 검증된다. 3.2절에서는 시뮬레이션 결과를 실험적 해상시험 결과와 비교하여 정량적인(Quantitative) 검증이 이루어진다. 3.2절에서 제시되는 실험적 해상시험에 대한 정보 및 결과는 본 논문의 타당성을 검증하는 목적으로 매우 중요한 근거이지만, 자료제공기관 내부적으로 민감해할 수 있는 내용은 보안상 논문에서 제외되었다. 그러나 본 논문에서 제시된 해석기법의 정당성 확보에는 충분한 내용이 포함되었다.

3.1 가상 시나리오 해석

본 연구에서는 긴급 예인상황에 대한 가상 시나리오를 설정하여 시뮬레이션을 수행했다. 긴급 예인은 정지된 상태에서 순간속도를 가하여 예인하는 상황을 뜻한다. 가상 시나리오는 축소모형을 기준으로 설정하였으며, 이에 대한 경계 및 초기조건은 Fig. 7과 같다. Fig. 7은 초기자세로 90°의 선수동요(Yaw) 각을 가지고 있는 예인체를 모선(Mother ship)이 X방향에 대하여 1m/s의 일정한 속도로 예인하는 조건이다. 시뮬레이션은 0.01초 간격으로 총 50초 동안 수행되었으며, 케이블의 요소는 10개

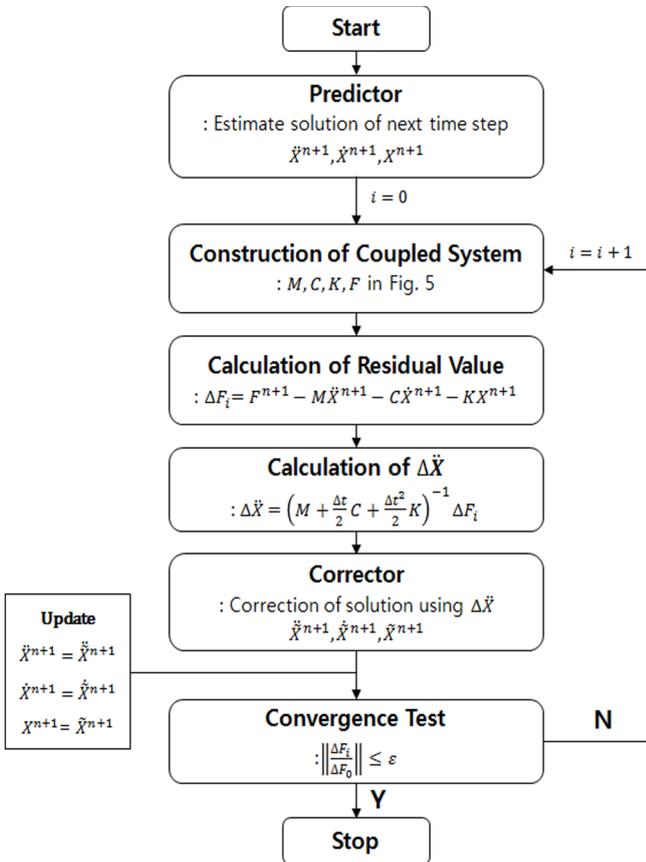


Fig. 6 Flow chart of predictor/multi-corrector Newmark algorithm

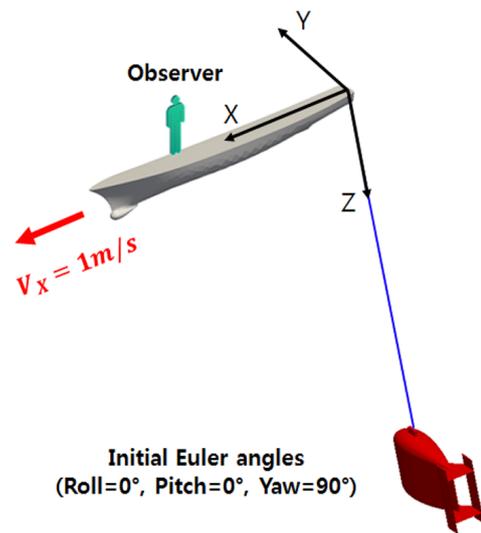


Fig. 7 Initial and boundary conditions of impulsive towing simulation

Table 1 Parameters of impulsive towing simulation

Description		Value and units
Tow ish	Volume	$3.097 \times 10^{-3} \text{ m}^3$
	Density	1440 kg/m^3
Cable	Diameter	0.00475 m
	Length	10 m
	Density	3040 kg/m^3
	Young's modulus	$2.7 \times 10^9 \text{ N/m}^2$

로 설정하였다. 예인체와 케이블의 치수 및 무게 등에 대한 정보는 Table 1과 같다. Table 1에서는 보안상 나타낼 수 있는 최소한의 정보만 제시된다.

시뮬레이션 결과는 Fig. 8과 같이 케이블과 수중 예인체가 연결되는 연성점(Coupling point)의 시간에 따른 위치변화와 수중 예인체의 오일러 각 변화로 나타내었다. 극단적인 자세에 대한 긴급 예인해석이기 때문에 수중 예인체의 초기자세가 과도하게 변화하는 것을 Fig. 8을 통해 확인할 수 있다. 연성점의 위치 특성상 모선에 의해 예인되기 시작하면 -방향의 횡동요(Roll)와 선수동요(Yaw)가 발생하게 된다. -방향의 선수동요는 +방향의 좌

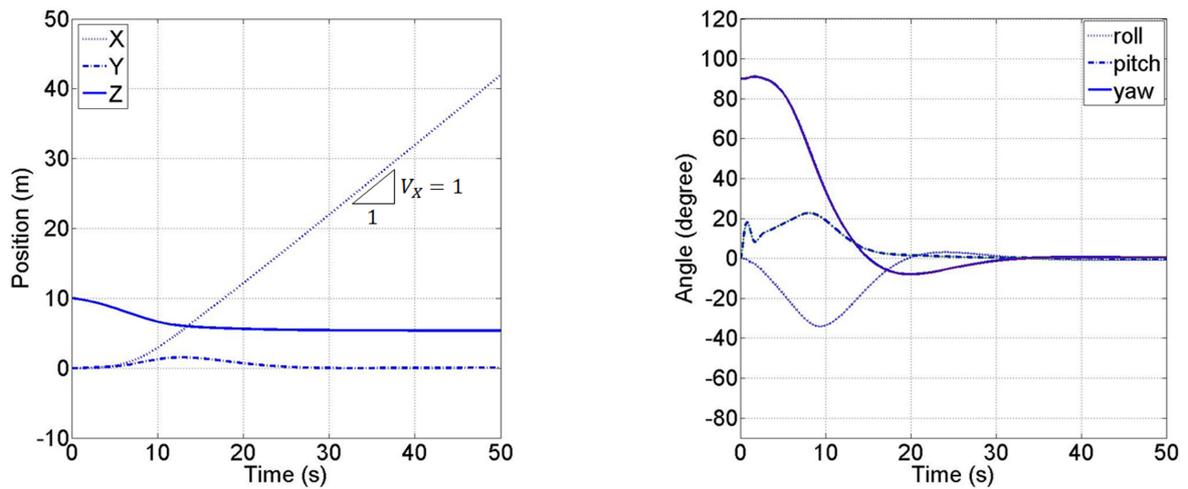


Fig. 8 Time history of position and Euler angles at coupling point

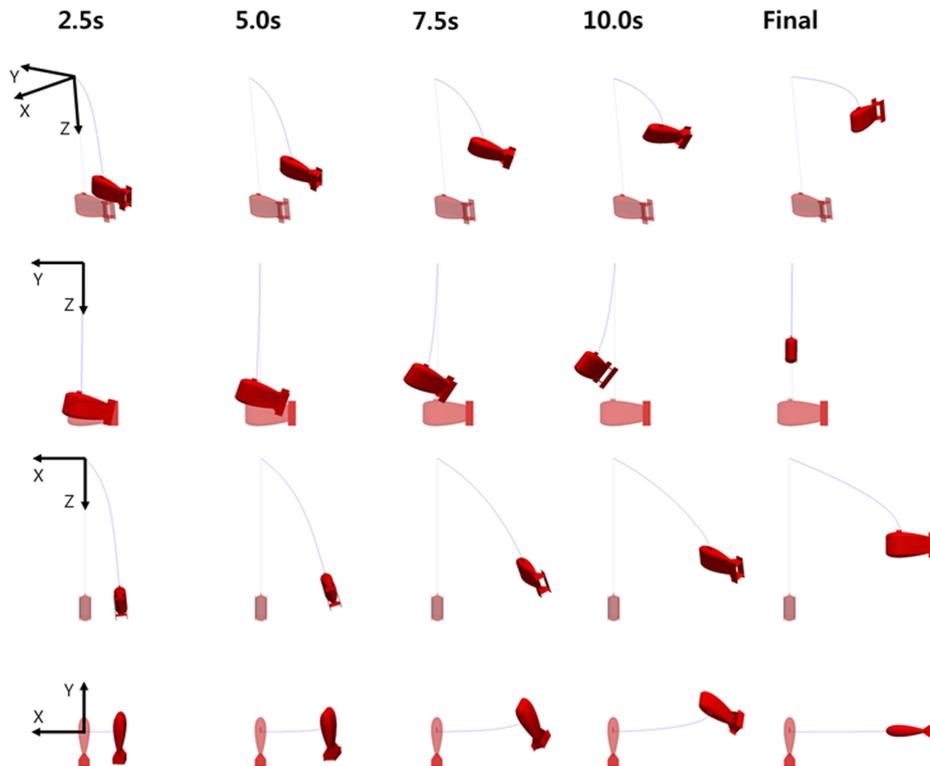


Fig. 9 Snapshots of impulsive towing simulation. Images of tow-fish are ten times expanded. Shade means initial configuration.

우동요(Sway)를 유발하게 된다. 수중 예인체의 기하학적 특성 상 종동요(Pitch)는 +방향으로 발생한다. 예인체의 상하동요(Heave)는 케이블의 항력과 예인체의 항력 및 양력에 의해 -방향으로 발생하게 된다. 이러한 물리적인 운동특성은 Fig. 8을 통해 확인할 수 있으며, 시간이 지남에 따라 약 40초 부근에서 정상상태로 수렴하는 것을 확인할 수 있다. 정상상태에 돌입함에 따라 초기 케이블의 영향으로 비선형적인 값을 보였던 X 값의

변화율이 경계조건으로 설정되었던 모선의 속도 값으로 수렴해 나가는 것도 확인할 수 있다.

Fig. 9는 시뮬레이션 결과를 시각적으로 나타낸 그림이다. 시뮬레이션 결과를 Fig. 7에서 제시된 관찰자(Observer)기준으로 4가지 관점에서 촬영한 5개의 스냅샷(Snapshot)으로 나타내었으며, 초기변화를 자세히 관측할 수 있도록 촬영시점을 결정하였다. Fig. 9를 통해 앞서 기술된 긴급 예인해석에서 발생하게

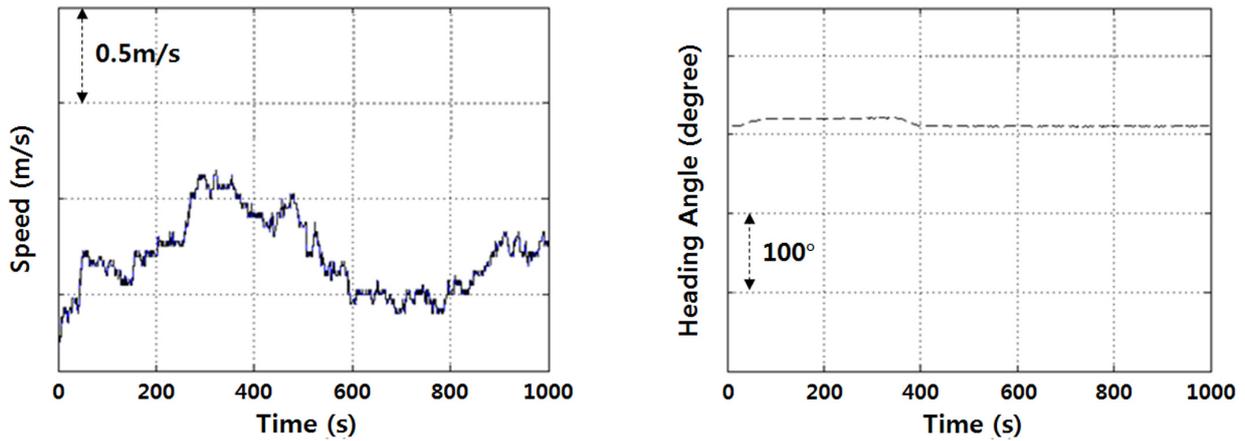


Fig. 10 Time history of speed and heading angle of mother ship

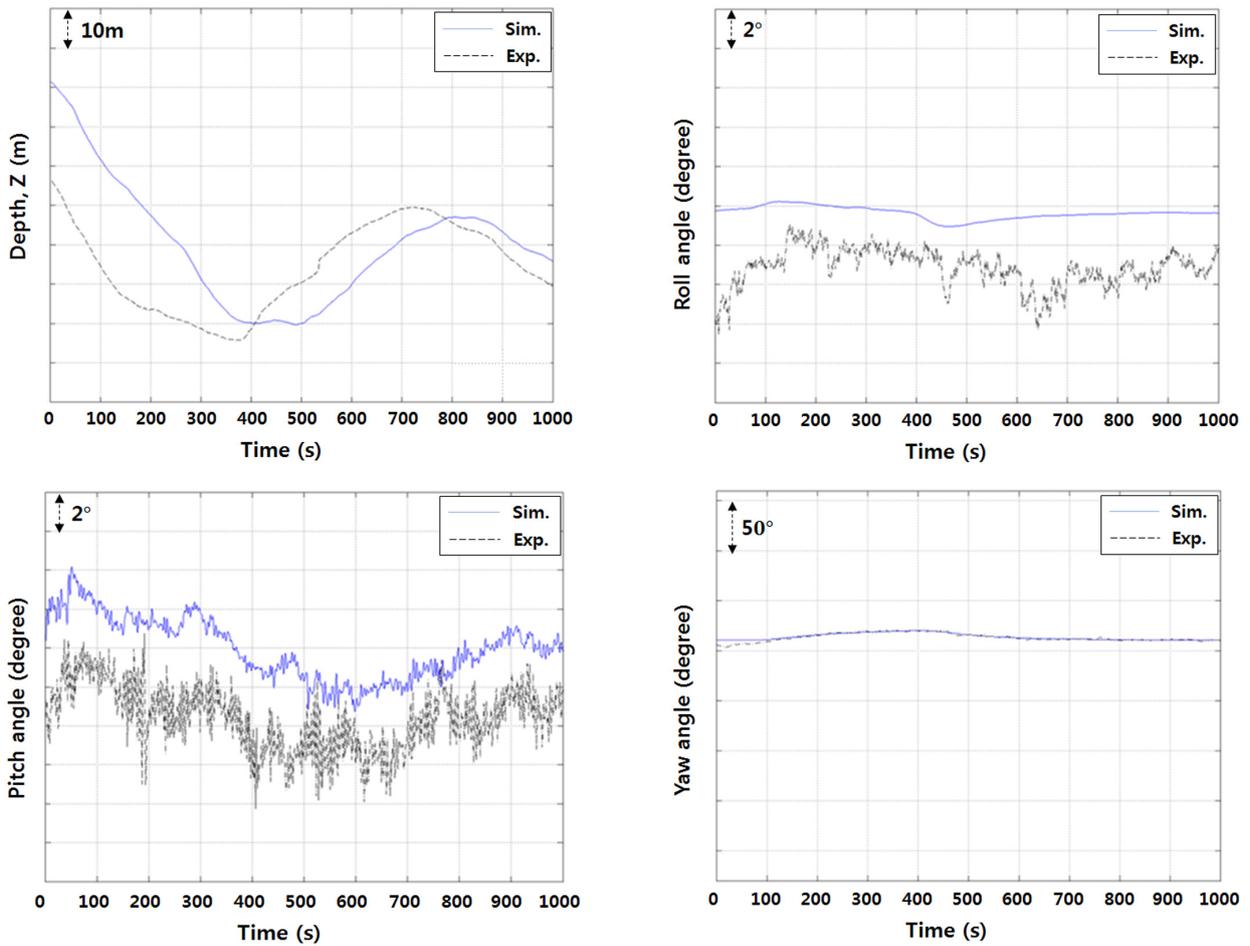


Fig. 11 Results of comparison between simulation and sea trial test

되는 운동특성을 명확하게 확인할 수 있다.

3.2 실해역 시나리오 해석

실해역 시험(Sea trial test)의 시나리오는 Fig. 10과 같다. Fig. 10은 시간에 따른 모선(Moth ship)의 속력변화와 모선의 선수각(Heading angle) 변화를 나타낸다. 수중 예인체와 케이블의 치수는 실제모형에 대한 값이며, 재료특성(Material property)은 가상 시나리오에 사용된 값과 동일하다. 시뮬레이션은 0.01초 간격으로 수행되었으며, 케이블의 요소는 10개로 설정하였다. 결과비교의 정확도를 높이기 위하여 Fig. 10에 제시된 모선의 초기속력과 선수각에 대하여 충분한 계산이 수행되었으며, 정상상태에 돌입한 시점부터 실해역 시나리오를 시뮬레이션에 적용하였다.

시뮬레이션 결과와 실해역 해상시험의 결과비교는 Fig. 11과 같다. 비교대상은 시간에 따른 수중 예인체의 수심과 오일러 각 변화이다.

수심(Depth) 변화의 경우 초기에 발생한 큰 오차의 영향으로 시뮬레이션과 실험결과 그래프 사이에 상(Phase)의 차이가 발생한 것으로 판단된다. 초기오차는 시뮬레이션의 초기 값 설정이 실험의 초기 상황을 정확히 재현하지 못했기 때문에 발생한 것으로 판단된다. Fig. 10에서 제시된 초기속력과 선수각에 대하여 충분히 계산을 수행한 후 시나리오를 적용하였더라도 실해역 시나리오는 실험의 특정 부분을 발췌한 것이기 때문에 이전 상황의 영향을 시뮬레이션상에서 정확히 구현하는 데에는 한계가 있다. 이에 대한 근거로 시간이 지남에 따라 수심 값의 오차가 줄어드는 현상을 들 수 있다.

횡동요(Roll)와 종동요(Pitch)의 경우 시뮬레이션과 실험결과와의 오차가 평균적으로 대략 2도정도 발생하였지만 전반적인 경향성이 매우 유사함을 확인할 수 있다. 실험의 경우 시뮬레이션에서 고려되지 않은 센서의 기계적인 잡음(Noise), 유동 박리(Flow separation)에 의해 발생하는 와류 방출(Vortex shedding) 그리고 난류(Turbulent flow)의 영향 때문에 결과 값의 진동이 크게 발생하고 있다. 선수동요(Yaw) 각 변화는 시뮬레이션과 실험결과가 거의 일치하고 있음을 확인할 수 있다.

5. 결 론

본 논문에서는 케이블의 비선형 대변위 운동과 예인체의 비선형 6자유도 운동의 상호작용으로 표현되는 케이블과 예인체의 비선형 연성 시스템을 효율적이면서도 안정적으로 해석할 수 있는 기법이 제시되었다. 케이블의 비선형 운동방정식은 최신의 절점위치유한요소법(Nodal position finite element method)으로부터 유도되었으며, 예인체의 비선형 운동방정식은 가장 일반적인 강체의 6자유도 운동방정식을 기반으로 정립되었다. 두 개의 서로 다른 비선형 시스템, 즉 케이블과 예인체에 대한 각각의 비선형 운동방정식은, 케이블의 마지막 절점과 예인체의 상단에 위치하고 있는 예인점을 하나의 점으로 결합시킴으로써 단일의 완전한 비선형 시스템으로 연성되었다. 연성된 운동방정식은 수치적으로 안정적인 예측자/다중-수정자(Predictor/ulti-corrector) Newmark 알고리즘으로 해석되었으

며, 해석 케이스로 가상의 긴급예인상황과 실해역 해상시험에 대한 두 가지 시나리오가 활용되었다. 가상 시나리오 시뮬레이션 결과는 물리적인 타당성뿐만 아니라 급작스러운(Impulsive) 시나리오임에도 불구하고 안정적으로 해석이 가능함을 보여줌으로써 수치해석 기법의 안정성을 검증하는 예로 제시 되었다. 또한, 실해역 해상시험의 측정치를 시뮬레이션 결과와 상호 비교함으로써 본 해석 결과의 신뢰성을 정량적으로 검증하였다. 이상의 연구를 통해 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

(1) 케이블과 예인체의 운동방정식을 하나의 시스템으로 결합하여 직접적으로 연성된 운동방정식을 정립할 수 있음을 확인 하였다.

(2) 가상 시나리오 해석을 통해 특정조건에서 발생할 수 있는 케이블과 예인체의 운동특성이 물리적으로 타당함을 확인하였고, 긴급예인이라는 극단적인 상황에 대해서도 안정적으로 시뮬레이션이 가능함을 확인할 수 있었다.

(3) 실해역 해상시험 시나리오에 대한 시뮬레이션에서 나타난 예인체의 수심과 자세변화에 대한 경향성이 실해역 해상 시험 결과와 매우 유사함을 확인하였으며, 이를 통해 본 논문에 제시된 연성해석기법을 정통하여 실제 해상 시나리오를 예측할 수 있음을 확인 하였다.

본 연구를 통해 케이블과 예인체에 대한 연성시스템의 거동을 예측할 수 있는 수치적 기법이 개발되었다. 이와 더불어 연성기법의 해석대상을 수중 예인체 시스템뿐만 아니라 다양한 해양구조물의 계류시스템까지 확장할 수 있는 추가적인 연구가 장려된다고 할 수 있겠다.

후 기

이 논문은 2016년 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단(한국연구재단-2015-글로벌박사양성사업)과, 국방과학연구소 및 (주)한화의 지원을 받아 수행되었음.

References

- Berzeri, M., Shabana, A.A., 2000. Development of Simple Models for the Elastic forces in the Absolute Nodal Coordinate Formulation. *Journal of Sound and Vibration*, 235(4), 539-565.
- Clarke, D., 2003. The Foundations of Steering and Maneuvering. *Proceedings of International Federation of Automatic Control Conference on Control Applications*, Melbourne Australia, Plenary Talk.
- Cottrel, J.A., Hughes, T.J.R., Bazileves, Y., 2009. *Isogeometric Analysis*. John Wiley & Sons Ltd, New York.
- Fedyavsky, K.K., Sobolev, G.V., 1963. *Control and Stability in Ship Design*. State Union, Leningrad.
- Fossen, T.I., 1994. *Guidance and Control of Ocean Vehicles*. John Wiley & Sons Ltd., Chichester.
- Fossen, T.I., 2011. *Handbook of Marine Craft Hydrodynamics and Motion Control*. John Wiley & Sons Ltd., Chichester.
- Grosenbaugh, C.T., Howell, C.T., Moxnes, S., 1993. *Simulating*

- the Dynamics of Underwater Vehicles with Low-Tension Tethers. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 3, 213-218.
- Gobat, J.I., Grosenbaugh, M.A., 2000. WHOI Cable v2.0: Time Domain Numerical Simulation of Moored and Towed Oceanographic Systems. Woods Hole Oceanographic Institution, Technical Report, WHOI-2000-08.
- Garrett, D.L., 2005. Coupled Analysis of Floating Production Systems. *Ocean Engineering*, 32, 802-816.
- Go, G., Lee, E., Ahn, H.T., Kim, S., Chun, S.Y., Kim, J.S., Lee, B.H., 2016. 6DOF Simulation and Determination of Hydrodynamic Derivatives of Underwater Tow-Fish Using CFD. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 53(4), 315-328.
- Hover, F.S., Grosenbaugh, M.A., Triantafyllou, M.S., 1994. Calculation of Dynamic Motions and Tensions in Towed Underwater Cables. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, 19(3), 449-457.
- Kim, B.W., Sung, H.G., Kim, J.H., Hong, S.Y., 2013. Comparison of Linear Spring and Nonlinear FEM Methods in Dynamic Coupled Analysis of Floating Structure and Mooring System. *Journal of Fluids and Structures*, 42, 205-227.
- Lee, E., Go, G., Ahn, H.T., Kim, S., Chun, S.Y., Kim, J.S., Lee, B.H., 2016. Nonlinear Analysis of Underwater Towed Cable Using Robust Nodal Position Finite Element Method. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 53(5), 388-399.
- Park, H.I., Jung, D.H., 2002. Nonlinear Dynamic Analysis on Low-Tension Towed Cable by Finite Difference Method. *Journal of Society of Naval Architects of Korea*, 39(1), 28-37.
- Park, J.M., Kim, N., 2015. Dynamics Modeling of a Semi-submersible Autonomous Underwater Vehicle with a Towfish Towed by Cable. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 7(2), 409-425.
- Society of Naval Architects and Marine Engineers(SNAME), 1950. Nomenclature for Treating the Motion of a Submerged Body Through a Fluid. Technical and Research Bulletin No.1-5, SNAME, New York.
- Shin, H.K., 1990. Cable Dynamics for Marine Applications-nonlinearities. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 4(2), 35-40.
- Sun, F.J., 2009. Elastodynamic Analysis of Towed Cable Systems by a Novel Nodal Position Finite Element Method. M.S. Thesis, York University.
- Sun, F.J., Zhu, Z.H., LaRosa, M., 2011. Dynamic modeling of cable towed by using nodal position finite element method. *Ocean Engineering*, 38, 529-540.
- Zhu, Z.H., 2010. Dynamic modeling of cable system using a new nodal position finite element method. *International Journal for Numerical Methods in Biomedical Engineering*, 26, 692-704.

Ice Load Estimation Procedures for IBRV ARAON by Analyzing Shear Strain Data Measured in Arctic Sea

Jung Ki Min*, Kyungsik Choi**, Eun-Jee Cheon** and Jin Myung Kim**

*Ocean Science and Technology School, Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

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

쇄빙연구선 아라온호의 북극해 실선 계측 전단변형 데이터 분석을 통한 빙하중 산정 기법 고찰

민정기* · 최경식** · 천은지** · 김진명**

*한국해양대학교 해양과학기술전문대학원

**한국해양대학교 해양공학과

KEY WORDS: IBRV ARAON 쇄빙연구선 아라온호, Strain gauge 스트레인게이지, Influence coefficient matrix 영향계수행렬, Shear strain 전단변형, Local ice load 국부 빙하중

ABSTRACT: This paper focuses on the estimation of local ice loads exerted from ship-ice interaction processes. The Korean IBRV ARAON was used to perform field ice trials during her 2015 Arctic voyage. During ARAON's general ice transit, a total of 72 channels of data from both strain gauges on the inner hull plates and those installed on the transverse frames of the ARAON's bow section structures were analyzed to calculate the local ice loads. The local ice loads estimated from the analysis of the shear strain data measured on the side frames were compared to those from the hull plate pressures.

1. 서 론

빙해역을 운항하는 쇄빙선박에 있어서 빙하중의 정확한 산정은 매우 중요한 설계 요소인데 선체구조 및 선형, 출력기관의 선정이 선체에 작용하는 빙하중의 세기에 좌우되기 때문이다. 쇄빙선박이 빙해역을 운항할 때는 파랑하중이나 슬래밍에 의한 하중보다는 빙하중이 선체구조에 미치는 영향이 훨씬 지배적으로 작용하는 경향이 있다. 얼음과의 충돌에 의해 쇄빙선박에 작용하는 빙하중은 전체 빙하중(Global ice load)과 국부 빙하중(Local ice load)으로 구분하지만 실제로 두 하중을 명확하게 나누어 산정하기는 매우 어렵다. 기본적으로 전체 빙하중과 국부 빙하중은 선체와 얼음과의 접촉 부위나 면적에 따른 구분이라 볼 수 있는데, 전체 빙하중은 선체가 하나의 구조부재로 거동한다고 생각하고 선체의 종강도나 선체운동 또는 진동의 측면에서 관심을 가지는 반면, 국부 빙하중은 선체 외판 및 그 주변 부재의 변형과 손상을 유발시키는 요인이 된다(Choi and Jeong, 2008).

현재 쇄빙선박의 빙하중 산정에 관한 국내외의 연구는 경험적인 방법을 위시하여 현장시험(Cheon et al., 2014), 모형실험(Jeong et al., 2015; Takimoto et al., 2006), 수치해석(Lubbad and Loset, 2011) 등 다방면으로 수행되고는 있지만 빙-선체 상호작용(Ice-ship interaction)에 대한 해석이 아직 충분히 정립되어 있지 못한 현실이다. 본 논문은 쇄빙연구선 아라온호의 선체구조에 장착된 스트레인게이지를 이용하여 2015년 북극해 현장시험 시 선체에 작용한 국부 빙하중을 산정하는 방법에 대한 고찰이다. 현장시험을 통한 빙하중 산정은 실제 빙충격을 받는 선체구조의 안전 확보와 함께 현장계측에 소요되는 많은 비용 그리고 획득한 데이터 분석과 관련된 기술적 어려움이 존재하지만, 실선시험을 통해 확보된 빙하중 데이터는 공개된 사례가 많지 않아 더욱 중요한 자료이다.

국내 유일의 쇄빙연구선 아라온호는 과거 수 차례 북극해 탐사를 통해 빙하중 계측과 연계된 실선시험을 수행한 바 있다. 2015년 8월에 실시된 북극해의 척치해(Chukchi Sea) 및 동시베

Received 4 October 2016, revised 16 November 2016, accepted 17 November 2016

Corresponding author Kyungsik Choi: +82-51-410-4324, kchoi@kmou.ac.kr

© 2016, 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.

리아해(East Siberian Sea) 실선시험에서는 선수부 선체 외판에 설치된 스트레인게이지를 통해 얼음과의 충격 시 외판에 가해지는 빙하중을 추정하였다. 통상 스트레인게이지는 외판부(Hull plate)에 설치되는 것이 보통인데 2015년 실선시험에서는 외판부와 함께 선수부 바로 뒤쪽의 횡늑골(Frame) 부위에도 3축 게이지를 설치하여 늑골을 통해 전해지는 전단력을 추정할 수 있도록 하였다.

늑골 부위의 전단변형을 계측하여 전단력을 계산하는 방법은 과거 노르웨이와 캐나다의 실선시험 보고서를 통해 그 가능성을 언급한 바 있으나 이러한 빙하중 계산 결과가 얼마나 정확한 지에 대해서는 보고되지 않았다(Ghoneim et al., 1984; Boersheim, 2007; Holm, 2012). 이런 배경으로 본 논문에서는 2015년 아라온호의 북극해 실선시험에서 계측한 스트레인게이지 데이터 분석을 통해 횡늑골 부위에 발생한 전단변형과 전단력 계산을 수행하였고 그 결과를 동일한 선체 외판 부위에 전달되는 국부 빙하중과 비교해 보았다.

2. 아라온호의 스트레인게이지 계측 시스템

2015년 아라온호의 북극해 실선시험에서는 선수부에 빙하중이 크게 작용할 것으로 예측되는 부분인 제2갑판 아래쪽 102~110번 프레임 사이의 선체 외판에 스트레인게이지를 집중해서 배치하였다. 출입이 비교적 쉬운 좌현 쪽에는 1축 게이지 24개, 3축 게이지 10개를 설치하였고 선박의 구조상 출입이 힘든 우현에는 1축 게이지 12개, 3축 게이지 4개를 설치하였다.

● Single Gauge (24) × Rosette Gauge (10)

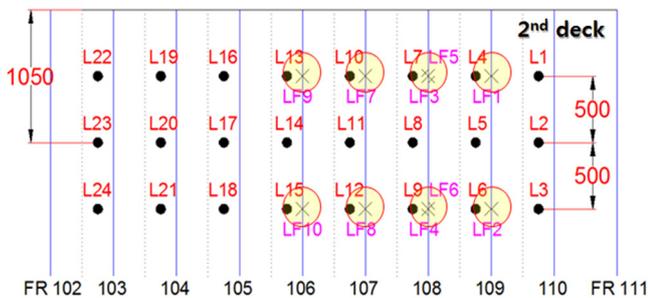


Fig. 1 Layout of strain gauges on the hull panel of the IBRV ARAON during 2015 Arctic ice cruise (Port side)

● Single Gauge (12) × Rosette Gauge (4)

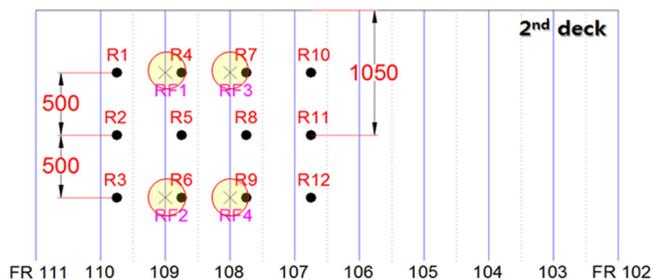


Fig. 2 Layout of strain gauges on the hull panel of the IBRV ARAON during 2015 Arctic ice cruise (Starboard side)

Fig. 1과 Fig. 2에서 보이는 ●으로 표시된 부분이 1축 게이지에 해당하는 위치이고 ×로 표시된 부분이 늑골 부위에 설치된 3축 로제트 게이지이다. 108번 프레임의 경우에는 늑골의 양쪽에 각 2개씩 설치하였다.

3. 선체 외판부에 작용하는 국부 빙하중 산정

얼음과의 충돌 시 선체 외판부에 설치된 1축 스트레인게이지로부터 얻어진 변형률 데이터는 변형이 탄성적이라고 가정하고 Hooke의 공식에 의해 선체 외판부의 응력으로 변환된다. 이렇게 계산된 선체 외판의 응력(Hull stress)은 영향계수행렬법(Influence matrix method)을 이용하여 선체 외판에 직접 작용하는 압력을 계산할 수 있다(Lee et al., 2013). 영향계수행렬은 유한요소법을 이용한 구조해석 과정에서 얻어진다. 스트레인게이지에서 얻어진 변형률 데이터로부터 외판에 작용한 빙압력을 추산하는 계산과정은 Fig. 3에 도식화하여 나타내었다.

출항 전 초기값을 0으로 조정하는 보정과정을 거쳐 스트레인게이지 데이터는 반자동화된 알고리즘에 따라 선체 외판에 작용한 빙압력(Ice pressure)으로 변환되는데 여기서 얻어진 압력값에 각 게이지가 담당하고 있는 면적을 곱해 국부 빙하중을 계산한다. 스트레인게이지 데이터의 해석기법에 대해서는 다음 논문으로 정리되어 발표된 바 있다(Cheon et al., 2014; Lee et al., 2013).

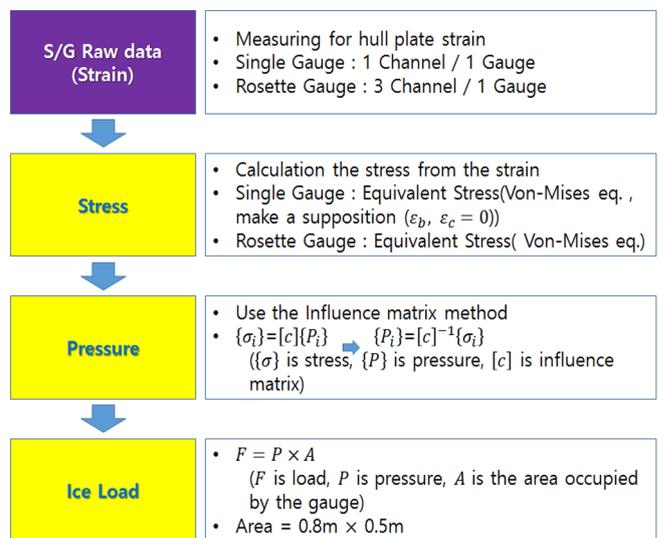


Fig. 3 Strain gauge data analysis procedures

4. 늑골 부위의 전단력 계산과 국부 빙하중 산정

앞서 언급한 바와 같이 늑골 부위의 전단변형을 계측하여 전단력을 계산하는 방법은 노르웨이나 캐나다 연구에서 그 가능성이 언급된 바 있다. 본 논문에서는 실선계측 스트레인게이지를 통해 전단변형을 구하고 이를 통해 늑골 부위의 전단력을 계산하는 과정을 수행하였다.

2015년 8월 북극 실선시험 당시 3축 로제트 게이지를 좌현과 우현의 늑골 부위에 수선면을 기준으로 상하부로 나누어 각기

10개와 4개를 설치하였는데 Fig. 1에서 보듯이 좌현의 선체 외판 내부에 설치한 1축 게이지 위치와 겹치는 부분은 106~109번 프레임이다. 우현은 1축 게이지 위치와 겹치는 부분인 108,109 프레임이다. 선체 외판부에 작용하는 빙압력과 직접 비교하기 위하여 좌현의 4개 프레임에 설치한 8개의 게이지와 우현의 2개 프레임에 설치한 4개의 게이지를 고려하였다.

먼저 빙충격에 의한 늑골의 변형은 3축 로제트 게이지의 변형도($\epsilon_a, \epsilon_b, \epsilon_c$ 각각 선수미 방향, 45° 방향, 선체 깊이 방향에 해당)로 계측되며 Fig. 4에 도시한 것과 같이 Mohr의 원을 이용하여 전단변형도를 구할 수 있다.

전단변형도 γ_a 는 식 (1)로 정의된다.

$$\gamma_a = -(2\epsilon_b - \epsilon_a - \epsilon_c) \quad (1)$$

τ_1 을 위쪽의 전단응력, τ_2 를 아래쪽의 전단응력이라 하면 각 프레임에 발생한 전단력은 식 (2)로 계산된다.

$$F_{shear} = (\tau_1 - \tau_2)A \quad (2)$$

여기서 A 는 전단응력이 작용한 프레임의 단면적을 나타낸다 (Fig. 5). 한편 프레임이 단독으로 하중을 받는 것이 아니라 외판과 함께 빙하중을 받는 것이므로 프레임 단면적을 계산 시 유효폭(Effective width)의 개념을 반영하여 단면적을 계산할 필요가 있다. 아라온호의 늑골이 위에서 아래로 휘어진 경사 프레임이기 때문에 엄밀한 계산은 어렵지만 대략 프레임 간격의 18% 정도로 계산된다(Timoshenko and Goodier, 1951). 아라온호의 경우 게이지가 설치된 프레임 사이의 간격이 0.8m 이기 때문에 유효폭은 14.4cm 정도이다.

아라온호의 106번 프레임의 단면적은 $730\text{mm} \times 28\text{mm} + 100\text{mm} \times 35\text{mm}$ 이며, 107~109번 프레임의 단면적은 $600\text{mm} \times 23\text{mm} + 80\text{mm} \times 23\text{mm}$ 으로 계산된다. 최종적으로 좌현의 경우 국부 빙하중은 4개 프레임에 작용한 전단력을 모두 합한 결과에 해당한다.

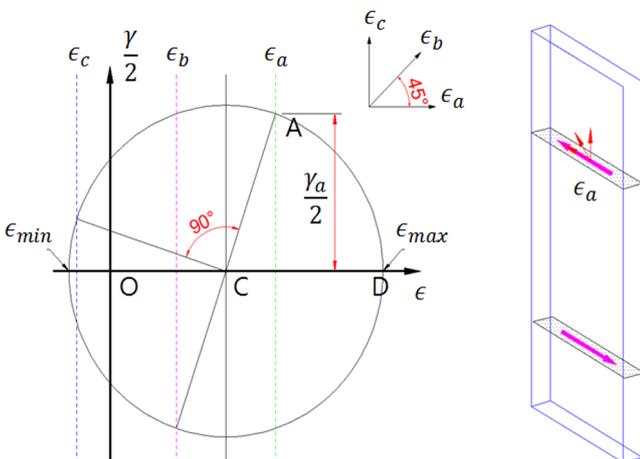


Fig. 4 Calculation of shear strains from Mohr's circle

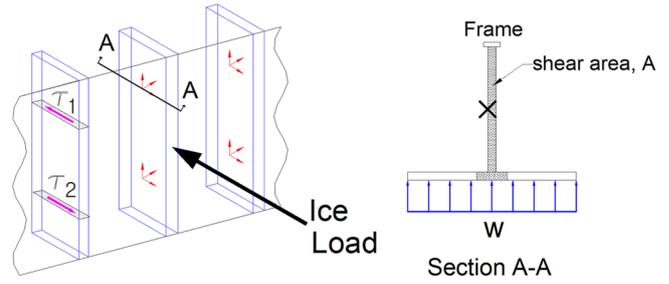


Fig. 5 Shear area and effective width of the frame

5. 2015년 실선시험 데이터 분석과 국부 빙하중 비교

스트레인게이지를 이용한 2015년 아라온호의 북극해 실선시험에서는 이전 실험과는 달리 선수부 늑골 부위에도 게이지를 설치하였는데 그 목적은 프레임에 작용하는 전단력을 통해 추정된 빙하중과 선체 외판에 받는 빙압력을 통해 추정한 빙하중을 비교하는 것이다. 오래 전부터 캐나다의 Canmar Kigoriak, 일본의 Soya, 핀란드의 Uikku호 등 선박에 늑골 부위에 전단변형률 계측할 수 있는 스트레인게이지를 설치하여 빙하중을 추정할 사례를 확인하였으나 자세한 계산방법이나 결과에 대해 제시된 것이 없다(Ghoneim et al., 1984; Takimoto et al., 2006; Kujala et al., 2009; Suominen et al., 2013; Boersheim, 2007; Holm, 2012).

2015년 아라온호의 북극해 실선시험에서 총 33번 데이터를 측정하였다. 본 논문에서는 33번의 데이터 그룹 중 계측 과정에서 이상이 생긴 데이터 그룹을 제외한 13개의 데이터 그룹을 분석하였다(Table 1).

앞 절에서 설명한 바와 같이 두 가지 방법으로 국부 빙하중을 추산해 서로 비교하기 위해서, 외판에 작용하는 빙압력은 설치된 모든 게이지 부위가 아니라 프레임 부위에 3축 게이지를 설치한 부분과 일치하는 영역의 게이지 L4~L15와 게이지 R4~R9만 고려하였다.

Table 1 Raw data obtained during IBRV ARAON's 2015 Arctic voyage

Data group	Date	UTC time
7	0811	04:30 ~ 05:15
11	0814	07:45 ~ 08:00
12		08:20 ~ 09:20
14		10:27 ~ 11:28
16		16:40 ~ 17:45
17		17:50 ~ 20:15
22	0815	06:25 ~ 08:20
23		13:05 ~ 14:05
24		14:12 ~ 15:05
25		15:10 ~ 16:07
28	0816	02:50 ~ 03:50
29		04:09 ~ 05:10
30		05:20 ~ 06:15

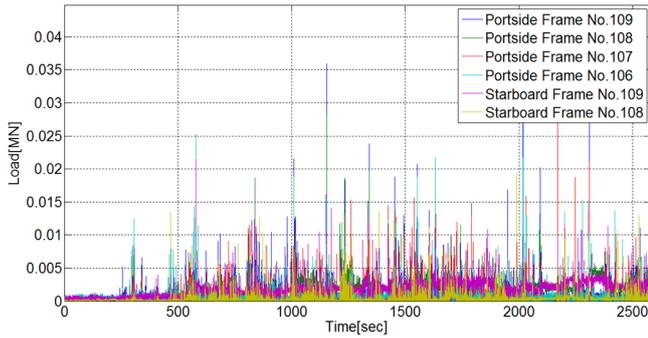


Fig. 6 Shear forces acting on each frame

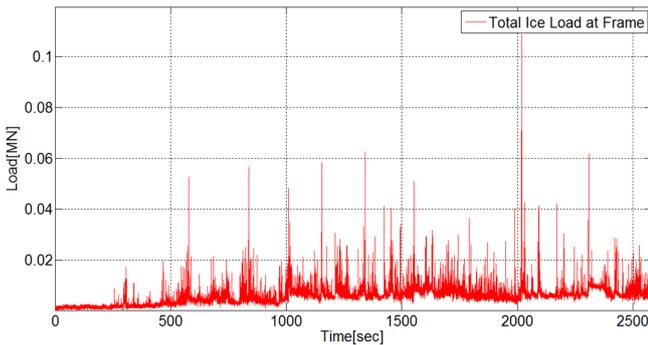


Fig. 7 Sum of shear forces acting on all frames

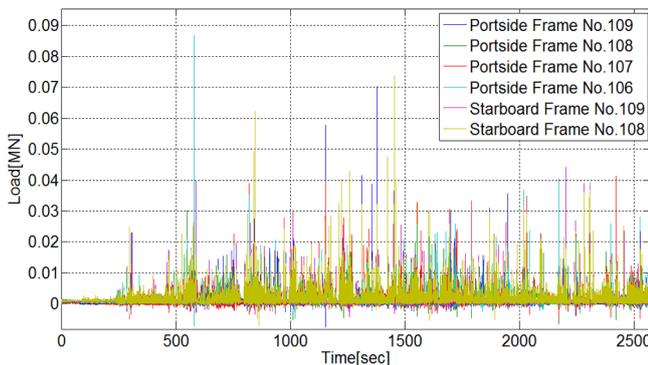


Fig. 8 Ice load acting on hull section corresponding to each frame

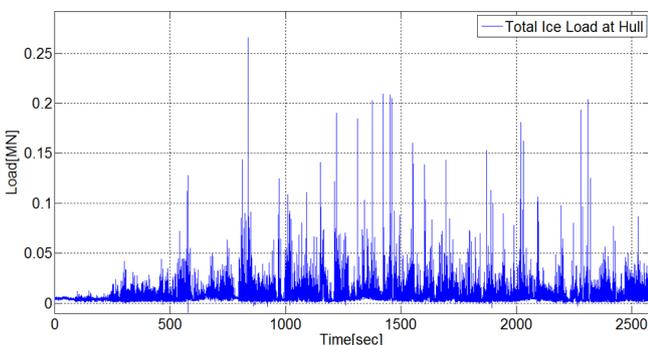


Fig. 9 Sum of local ice load acting on hull plate

먼저 Fig. 6은 6개 프레임 부위에서 각각 계산된 전단력을 보여준다. 그리고 Fig. 7은 좌, 우현 6개의 프레임에 작용하는 전단력을 전부 합한 국부 빙하중이다.

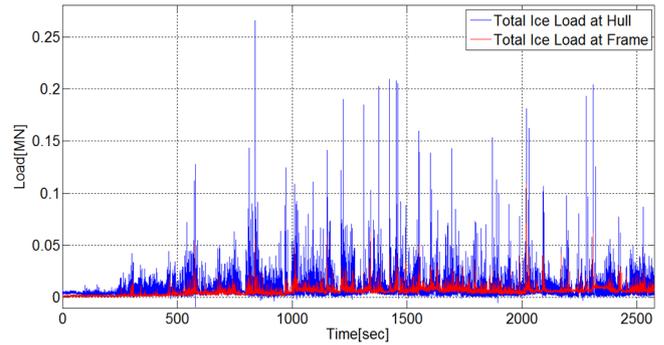


Fig. 10 Comparison of the local ice loads calculated by two approaches

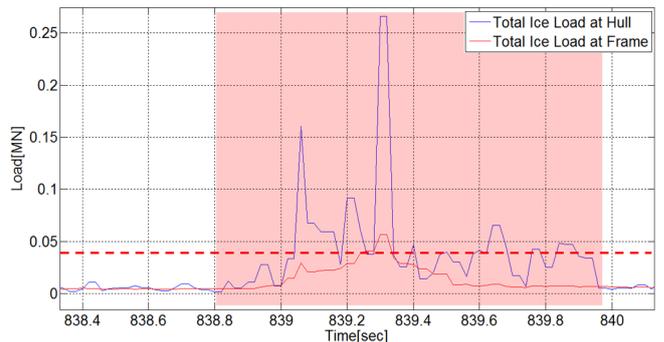


Fig. 11 Comparison of two peak ice loads in an event section

다음으로 Fig. 8은 각각 프레임 전단력 계산 부위와 일치하는 면적의 외판 부분에 작용하는 빙압력에 게이지 하나가 담당하는 면적을 곱해 얻어진 빙하중으로 좌우현 각각 6개 프레임에 상응하는 부위의 국부 빙하중을 나타내며 Fig. 9는 좌, 우현 6개 프레임 부위의 빙하중 값을 모두 합친 빙하중이다.

설명한 바와 같이 두 가지 방법으로 국부 빙하중을 추산하여 얻은 결과인 Fig. 7과 Fig. 9를 하나의 그래프로 나타내어 서로 비교해 보았다(Fig. 10). 여기서 시간에 따른 피크 하중의 변화만 가지고는 그래프를 구분하기 어렵기 때문에 빙충격 이벤트의 개념을 도입하여 빙-구조물 상호작용 하중을 분석하였다.

빙충격 이벤트(Ice collision event)의 개념은 다음과 같이 설명할 수 있다. 얼음이 선체에 부딪히는 순간 하중이 크게 증가하지만 그때 속도는 감소하기 시작한다. 또한 접촉이 끝나는 시점에서는 하중 값이 급격히 작아지며 속도는 다시 증가한다. 선체와 얼음과의 접촉이 시작되고 끝나는 사이의 구간을 하나의 이벤트로 정의할 수 있다. 그래프에 나타난 작은 하중값들은 얼음이 충돌하지 않았거나, 아주 작은 빙편들과 접촉하는 상황이라고 판단하여 이 분석에서 제외하였다.

Fig. 11은 앞의 Fig. 10에서 839sec 구간을 확대한 그래프이다. 이것을 보면 외판에서의 피크 빙하중과 프레임에서 계산된 피크 빙하중이 작용하는 시간이 일치할 경우도 있지만, 두 피크 빙하중이 근소한 시간 차이를 두고 작용하는 것을 확인할 수 있다. 시간 차이는 0.02초에서 3초 사이 정도이다. 이렇게 근소한 시간 차이를 두고 각각 피크 빙하중 값이 발생하는 경우 이를 서로 다른 하중이라 보지 않고 동일한 이벤트 안에서 나타난 빙하중으로 취급하는 것이다.

이런 방법으로 본 연구에서는 하나의 이벤트 내에서 외판에 작용하는 피크 빙하중과 프레임에 작용한 피크 빙하중을 추출하여 그 크기를 서로 비교하였다. 비교 분석을 위한 이벤트는 편의상 프레임에 작용하는 하중 기준으로 피크(Peak) 하중 0.04MN 이상을 기준으로 3~10초 구간으로 정하였다.

Table 2는 선택된 이벤트 구간에서 두 가지 방법으로 계산된 피크 빙하중들의 크기를 추출해 비교한 것이다. 실선시험이 시행되었던 2015년 8월의 북극해 빙상 상태는 큰 빙하중이 계속될만한 조건이 아닌 상황이었기 때문에 기준치보다 큰 빙하중이나 추출된 이벤트의 횟수가 예상보다는 상당히 적었다. 이벤트의 발생 횟수는 총 43회이며, 11, 12, 24, 25, 29, 30번 데이터 그룹에는 프레임에 작용한 피크 빙하중이 0.04MN을 넘는 값이 없었기 때문에 이벤트가 발생하지 않았다. Table 3은 Table 2에 나타난 피크 빙하중의 값들 중 최대값 및 평균값을 나타낸 것이다. 최대값은 외판에서의 빙하중이 0.33MN, 프레임에서의 빙하중이 0.11MN이었으며, 평균값은 각각 0.13MN, 0.05MN으로 외판에서의 빙하중에 비해 프레임에서의 빙하중이 약 40% 정도이었다. 2015년 북극해에서 계속된 아라온호의 전단력 계산에 의한 빙하중이 외판에 작용한 빙하중과 상당한 차이를 보이고 있다.

Table 2 Comparison of the local ice loads in each event section

No.	Time [sec]	Plate load [MN]	Frame load [MN]	No.	Time [sec]	Plate load [MN]	Frame load [MN]	
7	579	0.08	0.05	4544	0.11	0.05		
	839	0.27	0.06		5322	0.14	0.04	
	1010	0.11	0.05		5691	0.11	0.04	
	1153	0.10	0.06		6039	0.33	0.04	
	1342	0.10	0.06		6072	0.16	0.06	
	1424	0.21	0.04		6349	0.13	0.04	
	4552	0.16	0.05		6808	0.23	0.04	
	1989	0.08	0.04		8035	0.08	0.04	
	2018	0.18	0.11		22	174	0.04	0.05
	2030	0.16	0.04		998	0.06	0.04	
	2093	0.11	0.04		3328	0.05	0.07	
	2170	0.05	0.04		4045	0.07	0.05	
	2309	0.20	0.06		4194	0.08	0.06	
14	2333	0.04	0.04	4227	0.05	0.04		
	2984	0.06	0.05	4616	0.13	0.06		
	3059	0.15	0.04	4992	0.13	0.05		
17	1370	0.24	0.04	5642	0.17	0.06		
	1637	0.14	0.05	23	790	0.05	0.05	
	1712	0.10	0.04	827	0.12	0.08		
	3321	0.13	0.04	2192	0.16	0.05		
	3633	0.12	0.04	28	660	0.19	0.04	
	3827	0.13	0.05					

Table 3 Number of event sections for two ice load estimation

No.	Plate load	Frame load
Event average	0.13 MN	0.05 MN
Event max.	0.33 MN	0.11 MN

전단력 계산을 통해 추정되는 국부 빙하중은 측정된 전단변형도 γ_a 값이 직접적인 영향을 준다. 2015년 북극해 실선시험에서 설치한 3축 로제트 게이지의 위치는 늑골의 중앙부에 설치하였는데, 이는 늑골의 횡단면에서의 전단변형도가 모두 일정하다는 가정에 따른 것인데 게이지를 선체 외판부에 가까운 곳에 설치한다면 측정되는 전단변형도의 값은 더 커질 것이며, 따라서 식 (2)로 계산되는 전단력도 외판에 작용하는 빙하중에 비교될 만한 결과를 얻을 수 있을 것이다.

이러한 결과로 볼 때 우선 전단력 계산에 식 (2)를 바로 적용하기 보다는 식 (3)과 같이 수정된 형태를 제안한다.

$$F_{shear} = K(\tau_1 - \tau_2)A \quad (3)$$

여기서 K 는 각 프레임에 작용한 전단력들의 합이 전체 빙하중과 같다는 가정을 보완해주는 파라미터로서, 계측부 프레임의 단면 형태나 설치된 게이지의 위치에 따라 결정된다. 2015년 실선 시험과는 다른 빙상 상태에서 획득한 데이터를 분석할 필요가 있지만, 2016년도에도 2015년 8월 북극해 실선 시험과 동일한 방법에 의해 전단변형도를 계측한 바 있는데, 2016년도 실선 시험에서는 외판에서의 빙하중이 최대 2.42MN, 프레임에서의 빙하중이 1.45MN이었으며, 평균값은 각각 0.81MN, 0.58MN으로서 외판에서의 빙하중에 비해 프레임에서의 빙하중이 약 72% 정도로 나타났다. 참고로 2016년의 북극해 실선 시험 시 빙상 상태는 2015년에 비해 월등히 얼음이 두꺼운 상황이었는 데 기준치를 넘는 빙층들 이벤트 횟수도 216회를 기록하였다.

본 연구는 앞에 설명한 전단력 계산을 통해 국부 빙하중을 추정하는 것인데 2015년 북극해 실선시험에서는 스트레인게이지를 늑골 부위에 처음 설치해 보았고 그 개수도 많지 않았기 때문에 외판에 받는 빙하중과 비교하여 정량적인 값은 많은 차이가 있지만 피크 하중이 발생하는 경향은 유사한 것으로 나타났으며, 늑골 부위에 설치된 스트레인게이지를 이용해 프레임으로 전달되는 전단력을 계산할 때 식 (3)을 이용한다면 선체에 작용한 국부 빙하중을 정량적으로 추정할 수 있다고 판단된다.

6. 결 론

쇄빙선박이 빙해역에서 운항 시, 선체가 받는 국부 빙하중을 산정하기 위해, 스트레인게이지를 이용하여 외판에 작용하는 빙압력을 우선적으로 추정하는 데 더하여 본 연구에서는 늑골 부위에 설치된 게이지를 이용해 프레임으로 전달되는 전단력을 계산하여 빙하중을 산정할 수 있다는 가능성을 확인할 수 있었다.

아라온호의 2015년 북극해 실선 시험을 통해 전체적으로는 프레임에서의 빙하중이 외판에서의 빙하중에 비해 그 크기가 40% 정도인 결과를 얻었고(2016년도에는 72%), 피크 빙하중이

형성되거나 충돌 이벤트 구간이 발생하는 지점에서는 두 빙하중이 동일한 경향을 보이고 있음을 알 수 있었다.

많은 수의 스트레인게이지를 설치해야 하는 외판 부위의 빙하중 산정기법보다는 간편한 전단력 계산방법이 대안이 될 수 있으며 두 가지 방법을 병용한다면 더욱 정확한 빙하중 추정이 가능하리라 판단된다.

후 기

본 연구는 한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소 주요사업인 “쇄빙연구선 아라온호의 실시간 빙충격 하중 계측 통합시스템 개발 (PES2120)” 과제 및 2016년 산업통상자원부 지원 산업핵심기술과제 “ARC7 극지환경용 해양플랜트 내빙구조 설계기술 개발” 과제의 지원으로 수행된 결과임.

References

- Boersheim, L., 2007. Ship Hull Monitoring of Ice-induced Stresses. Master Thesis, Norwegian University of Science and Technology(NTNU), Trondheim, Norway.
- Choi, K., Jeong, S.Y., 2008. Ice Load Prediction Formulas for Icebreaking Cargo Vessels. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 45(2), 175-185.
- Cheon, E.J., Choi, K., Kim, H.Y., Lee, T.K., 2014. Analysis of Strain Gauge Data onboard the IBRV ARAON during Icebreaking Voyage in the Antarctic Sea Ice. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 51(6), 489-494.
- Ghoneim, G.A.M., Johansson, B.M., Smyth, M.W., Grinstead, J., 1984. Global Ship Ice Impact Forces Determined from Full-scale Tests and Analytical Modeling of the Icebreakers Canmar Kigoriak and Robert LeMeur. *SNAME Transactions*, 92, 253-282.
- Holm, H., 2012. Ice-induced Loads on Ship Hulls, Master Thesis. Norwegian University of Science and Technology (NTNU), Trondheim, Norway.
- Jeong, S.Y., Choi, K., Cheon, E.J., 2015. An Analysis of Characteristics of Ice Load Distribution on Model Ship due to Ship and Ice Interaction. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 52(6), 478-484.
- Kujala, P., Suominen, M., Riska, K., 2009. Statistics of Ice Loads Measured on MT UIKKU in the Baltic. *Proceedings of 20th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions*, Lulea, Swden, 810-823.
- Lee, T.K., Kim, T.W., Rim, C.W., Kim, S.C., 2013. A Study on Calculation of Local Ice Pressures for ARAON based on data Measured at Arctic Sea. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(5), 82-87.
- Lubbad, R., Loset, S., 2011. A Numerical Model for Real-Time Simulation of Ship-Ice Interaction. *Cold Regions Science and Technology*, 65, 111-127.
- Suominen, M., Karhunen, J., Bekker, A., Kujala, P., Elo, M., Polach, R.B., Enlund, H., Saarinen, S., 2013. Full-scale Measurements on Board PSRV S.A. AGULHAS II in the Baltic Sea. *Proceedings of 22th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions*, Espoo Finland.
- Takimoto, T., Uto, S., Oka, S., Murakami, C., Izumiyama, K., 2006. Measurement of Ice Load Exerted on the Hull of Icebreaker SOYA in the Southern Sea of Okhotsk. *Proceedings of 18th IAHR International Symposium on Ice*, Sapporo, Japan, 2, 41-48.
- Timoshenko, S.P., Goodier, J.N., 1951. *Theory of Elasticity*. 3th Edition, McGraw-Hill, New York.

Punching Fracture Simulations of Circular Unstiffened Steel Plates using Three-dimensional Fracture Surface

Sung-Ju Park*, Kangsu Lee** and Joonmo Choung*

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

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

3차원 파단 변형률 평면을 이용한 비보강 원판의 펀칭 파단 시뮬레이션

박성주* · 이강수** · 정준모*

*인하대학교 조선해양공학과

**한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소

KEY WORDS: Average stress triaxiality 평균 응력 삼축비, Average normalized Lode angle 평균 정규 로드각, Fracture strain surface 파단 변형률 평면, Punch test 펀치 실험

ABSTRACT: Accidental events such as collisions, groundings, and hydrocarbon explosions in marine structures can cause catastrophic damage. Thus, it is extremely important to predict the extent of such damage, which determines the total amount of oil spills and the residual hull girder strength. Punching fracture tests were conducted by Choung (2009b), where various sizes of indenters and circular unstiffened steel plates with different thicknesses were used to quasi-statically realize damage extents. A three-dimensional fracture strain surface was developed based on a reference (Choung et al., 2015b), where the average stress triaxiality and average normalized Lode angle were used as the parameters governing the fracture of ductile steels. In this study, new numerical analyses were performed using very fine axisymmetric elements in combination with an Abaqus user-subroutine to implement the three-dimensional fracture strain surface. Conventional numerical analyses were also conducted for the tests to identify the best fit fracture strain values by changing the fracture strains. Based on the phenomenon of the average normalized Lode angle starting out positive and then becoming slightly negative, it was inferred that the shear stress primarily dominates in determining the fractures locations, with a partial contribution from the compressive stress. It should be stated that the three-dimensional fracture surface effectively predicted at least the shear stress-dominant fracture behavior of a mild steel.

1. 서 론

선박 및 해양플랜트에 사용되는 구조물용 강재는 대부분 고장력 강으로서 연성 재료의 범주에 포함되며, 많은 연구자들이 연성 재료의 연성 거동(Ductile behavior)과 연성 파단(Ductile fracture)에 대한 연구를 지속적으로 진행하고 있다.

Choung et al.(2009a)은 구조물용 강재에 대한 GTN(Gurson-Tvergaard-Needleman) 모델의 재료 상수를 도출하고, 재료의 파단을 모사한 바 있다. Lehmann and Yu(1998)는 연속체 손상 역학(Continuum damage mechanics, CDM)에 기반한 손상 변수(Damage variable)을 정의하고 파단 기준을 제시하였다.

파단 변형률 모델(Fracture strain model)은 등가 소성 변형률

(Equivalent plastic strain)이 특정 변형률에 도달하면 파단이 발생한다고 가정한다. 산업규격(Norsok, 2004)은 연장에 대해 20% 파단 변형률 조건을 제시하고 있다. 하지만 연구사례 검토를 통해 산업규격에 제시된 20% 파단 변형률 조건은 재료 및 구조물의 파단을 과소평가하는 것을 확인할 수 있다(Paik et al., 1999; Narr et al., 2002; Choung, 2009b).

주응력 좌표계에서 임의의 응력 상태는 응력 삼축비(Stress triaxiality) 및 로드각(Lode angle)으로 나타낼 수 있다. 두 파라미터(Fracture parameter)가 파단 변형률을 지배하는 주요 변수임이 실험적/이론적으로 증명되었다(Bao and Wierzbicki., 2004; Bao, 2005; Bai and Wierzbicki, 2008; Choung et al., 2012; Choung and Nam, 2013; Choung et al., 2014a; Choung

Received 21 October 2016, revised 6 December 2016, accepted 7 December 2016

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

© 2016, 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., 2014b). Bai and Wierzbicki(2008)는 응력 발전 경로 (Stress path)의 영향을 고려하지 않은 파단 변형률 평면을 제시하였다. Benzerga et al.(2012)은 응력 발전 경로가 파단 변형률을 지배하는 인자임을 수치 해석적으로 증명하였다. Basu and Benzerga(2015)에 의해 실험적으로 증명된 바 있다. 최근 다수의 연구자들에 의해 응력 발전 경로의 효과에 대한 연구는 진행 중에 있다(Yu et al., 2016; Thomas et al., 2016).

Choung et al.(2011), Choung et al.(2012), Choung et al.(2014a), Choung et al.(2014b), Choung et al.(2015a), Choung et al.(2015b) 및 Choung and Nam(2013)은 EH36강재로부터 제작된 노치를 가지는 환봉형 및 판상형, 순수 전단, 전단-인장, 압축 시편에 대한 실험과 수치해석을 통해 평균 응력 삼축비 (Average stress triaxiality)와 평균 정규 로드 파라미터(Average normalized load angle)의 함수로서 새로운 파단 변형률 평면을 표현하였다. 이들은 비대칭 노치재에 대한 파단 실험을 실시하고, 상용 유한 요소 프로그램 Abaqus/Explicit(Simulia, 2008)의 사용자 서브루틴(User subroutine)으로 파단 변형률 평면을 구현하여 그 유용성을 검증했다.

이들이 실시한 비대칭 노치재는 인장 응력에 의하여 파단이 발생할 것으로 예측되며, 본 논문은 기존의 연구(Choung et al., 2011; Choung et al., 2012; Choung et al., 2014a; Choung et al., 2014b; Choung et al., 2015a; Choung et al., 2015b 및 Choung and Nam, 2013) 결과에 대한 파단 변형률 평면을 펀치 실험에 적용하고자 한다. Choung(2009b)는 펀치 실험을 수행하고 기공률 항복 모델을 이용한 수치 해석 결과와 비교한바 있으며, 본 논문에서는 동일한 펀치 실험에 대한 수치 해석을 통하여 개발된 파단 변형률 평면의 유용성을 검증하고자 한다.

2. 파단 변형률 평면

2.1 파단 변형률 평면 파라미터

주응력 성분($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$)으로 이루어진 3차원 직교 좌표계에 등방성 재료의 von Mises 항복 포텐셜을 표현하면 Fig. 1과 같이 원통 형상으로 나타낼 수 있다. 이 원통에 직교하는 편차 응

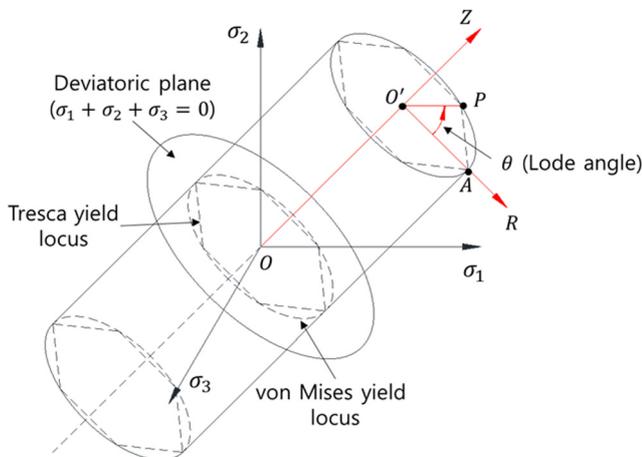


Fig. 1 Geometrical representation of yield criteria in the principal stress space

력 평면(Deviatoric stress plane) 상의 임의의 응력상태 P 는 원 점으로부터 편차 응력 평면까지의 거리로 표현되는 정수압 응력(Hydrostatic stress, p)와 편차 응력 평면상의 반지름 방향 거리로 표현 가능한 von Mises 등가 응력(q , 이하 등가 응력)으로 나타낼 수 있다(각각 식 (1) 및 식 (2) 참조).

$$q = \sqrt{\frac{2}{3}} |\dot{\sigma}P| \tag{1}$$

$$p = -\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) = -\frac{1}{\sqrt{3}} |\dot{\sigma}O| \tag{2}$$

응력 삼축비는 식 (3)과 같이 정수압 응력과 등가 응력의 비로 정의된다. 편차 응력 평면 위에는 반지름의 크기는 같지만, 원주 방향 각도가 다른 무수히 많은 P 점이 존재할 수 있다. 이 원주 방향 각도가 로드각(θ)이며, Fig. 2에 나타낸 바와 같이 로드각의 범위는 $-\pi/6 \leq \theta \leq \pi/6$ 이다. 로드각을 식 (4)과 같이 정규화한 정규 로드각(Normalized lode angle)로도 표현이 가능하며, 순수 인장, 순수 전단, 순수 압축일 때 각각 $\theta = \pi/6$ (또는 $\bar{\theta} = 1.0$), $\theta = 0$ (또는 $\bar{\theta} = 0.0$), $\theta = -\pi/6$ (또는 $\bar{\theta} = -1.0$)의 값을 가진다. 식 (4)에서 ξ 는 편차 응력 3차 불변량(Third invariant of deviatoric stress)이며, 식 (5)와 같다. 식 (5)에서 계수 r 은 식 (6)과 같다.

$$\eta = \frac{-p}{q} \tag{3}$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{6\theta}{\pi} = 1 - \frac{2}{\pi} \cos^{-1}\xi \tag{4}$$

$$\xi = \left(\frac{r}{q}\right)^3 = \cos 3\theta \tag{5}$$

$$r = \sqrt{\frac{27}{2}(\sigma_1 + p)(\sigma_2 + p)(\sigma_3 + p)} \tag{6}$$

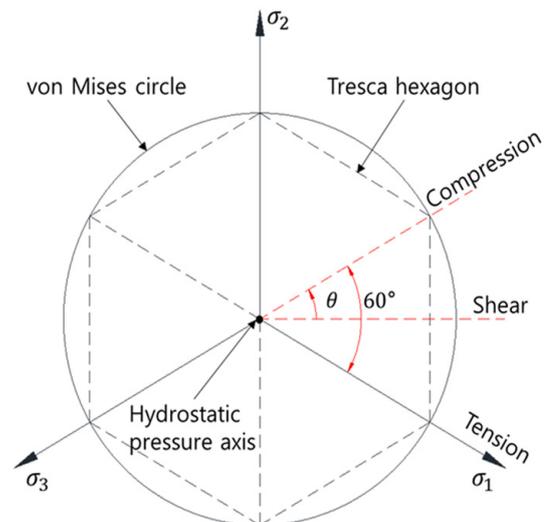


Fig. 2 von Mises yield locus on a deviatoric plane

앞서 언급한 바와 같이 시편 및 구조물이 외력을 경험할 때 응력이 급격하게 변동하며, 파단 인자 역시 변동성이 커진다. 이러한 이유로 Bai and Wierzbicki(2008)는 누적 평균의 개념을 이용한 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각을 제시하였으며, 각각 식 (7) 및 식 (8)과 같이 파단 변형률(ϵ_f)까지의 응력 삼축비와 정규 로드각을 등가 소성 변형률($\epsilon_{p,eq}$)로 적분하여 나타낸다.

$$\eta_{av} = \frac{1}{\epsilon_f} \int_0^{\epsilon_f} \eta dp,eq \quad (7)$$

$$\bar{\theta}_{av} = \frac{1}{\epsilon_f} \int_0^{\epsilon_f} \theta dp,eq \quad (8)$$

2.2 파단 변형률 평면 계수

Bai and Wierzbicki(2008)은 식 (9)와 같이 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각 영역에서 표현되는 파단 변형률 평면을 제시하였다. 세가지 성분(순수 인장, 순수 전단, 순수 압축)으로 인한 파단 변형률을 각각 $\hat{\epsilon}_f^{(T)}$, $\hat{\epsilon}_f^{(S)}$, $\hat{\epsilon}_f^{(C)}$ 라고 정의한 후 축 방향($\hat{\epsilon}_f^{(T)} + \hat{\epsilon}_f^{(C)}$)과 전단 방향($\hat{\epsilon}_f^{(S)}$)가 파단 기여도가 같다고 가정하여 식 (9)와 같이 표현되었다. 또한 축 방향 및 전단 방향 파단 변형률의 조합을 상수로 가지는 $\bar{\theta}_{av}$ 에 대한 2차식으로 표현되었다. 각 성분은 평균 응력 삼축비의 함수로 표현되며 그 계수항($D_1, D_2, D_3, D_4, D_5, D_6$)는 재료 상수이며, 실험 결과와의 회귀 분석을 통하여 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} \hat{\epsilon}_f(\eta_{av}, \bar{\theta}_{av}) &= \left[\frac{1}{2}(\hat{\epsilon}_f^{(T)} + \hat{\epsilon}_f^{(C)}) - \hat{\epsilon}_f^{(S)} \right] \bar{\theta}_{av}^2 + \frac{1}{2}(\hat{\epsilon}_f^{(T)} - \hat{\epsilon}_f^{(C)}) \bar{\theta}_{av} + \hat{\epsilon}_f^{(S)} \\ &= \left[\frac{1}{2}(D_1 e^{-D_2 \eta_{av}} + D_3 e^{-D_4 \eta_{av}}) - D_5 e^{-D_6 \eta_{av}} \right] \bar{\theta}_{av}^2 \\ &\quad + \frac{1}{2}(D_1 e^{-D_2 \eta_{av}} - D_3 e^{-D_4 \eta_{av}}) \bar{\theta}_{av} + D_5 e^{-D_6 \eta_{av}} \end{aligned} \quad (9)$$

선행 연구(Choung et al., 2011; Choung et al., 2012; Choung et al., 2014a; Choung et al., 2014b; Choung et al., 2015a; Choung et al., 2015b 및 Choung and Nam, 2013)가 제시한 재료 상수는 각각 $D_1=3.320$, $D_2=1.232$, $D_3=1.472$, $D_4=0.067$, $D_5=0.070$, $D_6=-1.806$ 이었으며, Fig. 3에 이를 도식화하여 나타내었

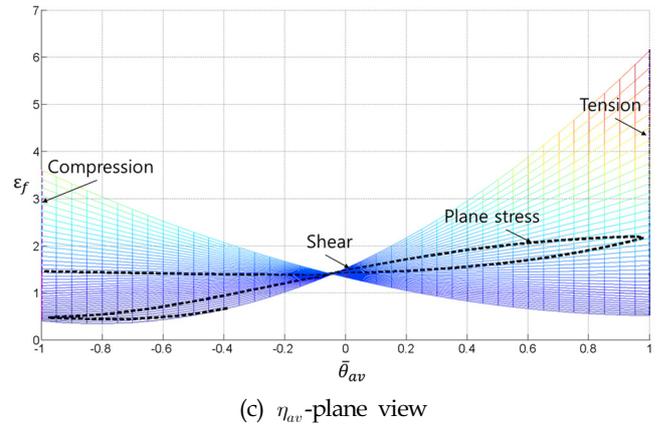
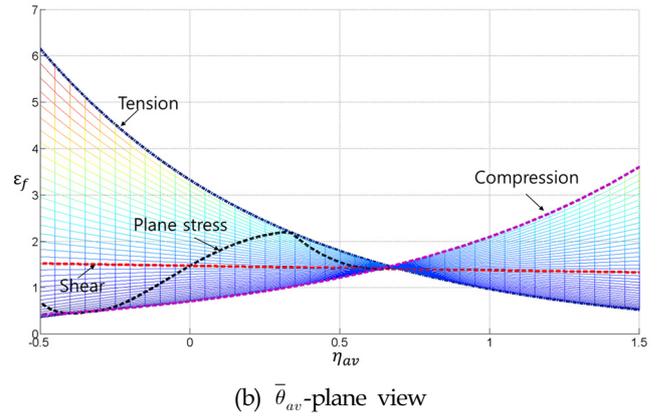
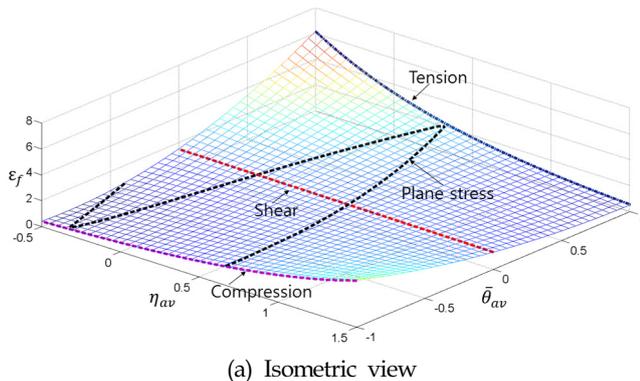


Fig. 3 Three dimensional fracture strain surface (Choung et al., 2015b).

다. 인장 응력이 지배적인 경우($\bar{\theta}_{av}=1.0$) 평균 응력 삼축비의 영향을 가장 크게 받으며, 순수 전단 상태($\bar{\theta}_{av}=0.0$)일 때 파단 변형률은 거의 변동이 없으며 상수로 간주할 수 있다. 평면 응력 상태에서 파단 변형률은 두 파단 파라미터의 영향을 모두 받는다.

3. 펀치 실험 및 수치 해석

본 연구에서는 복합적인 하중이 작용하는 실험 모델을 선정하고, 이에 대한 수치 해석을 통해 실험 결과와 비교하여 파단 변형률 평면에 의하여 제한된 범위 내에서 파단 변형률 평면의 유용성을 검증하고자 한다. 파단 모델 검증에 사용된 실험 모델은 Choung and Cho(2008a)에 의해 수행된 JIS G3131 SPHC 강재에 대한 펀치 실험(Punch test)이다. 원판의 두께는 2-4mm였으며, 각 원판의 화학 성분을 Table 1에 나타낸다.

Table 1 Chemical compositions of JIS G3131 SPHC [unit: %]

Thickness	C	Si	Mn	P	S
2 mm	0.037	-	0.23	0.012	0.012
3 mm	0.043	0.005	0.22	0.012	0.009
4 mm	0.036	-	0.24	0.013	0.010

3.1 인장 실험

유동응력 산출을 위해 가공한 인장 시편은 판상형 ASTM (2004)을 따라 모재 두께별(2mm, 3mm, 4mm)로 제작되었다. 인장 실험은 300kN 만능 인장 실험기(Universal testing machine, UTM)를 이용하여 상온에서 수행되었다. 네킹 이전의 균일 진 인장 강도까지의 신률계를 이용하여 진 응력을 도출하였으며, 네킹 이후에는 판상형 시편의 네킹부 두께와 폭을 디지털 버니어 캘리퍼스(Digital vernier calipers)와 디지털 마이크로미터(Digital micrometer)를 이용해 1mm 또는 2mm 간격으로 실측하여 평균 진 응력을 도출하였다. 평균 진 응력에 삼축 응력으로 인한 응력 수정식(Choung and Cho, 2008b)을 적용한 등가 진 응력(Equivalent true stress)을 Fig. 4에 도시하였다. 이 등가 진 응력을 수치 해석을 유동 응력으로 사용한다. Table 2에는 인장 시험기와 신률계로부터 얻어진 두께별 최소 진 항복 강도(True yield strength), 진 인장 강도(True tensile strength), 그리고 신률(Percentage elongation)을 정리하여 나타내었다.

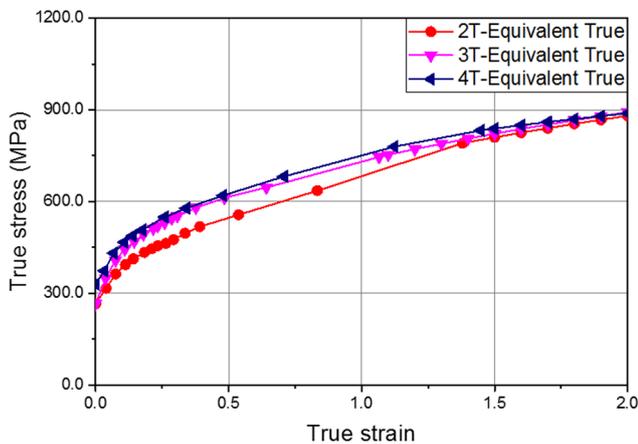


Fig. 4 Flow stress curve from tensile tests (Choung and Cho, 2008)

Table 2 Mechanical properties of JIS G3131 SPHC

Thickness	Min. yield strength	Tensile strength	Percentage elongation
2mm	218 MPa	351 MPa	45 %
3mm	275 MPa	366 MPa	38 %
4mm	223 MPa	349 MPa	47 %

3.2 펀치 실험

펀치 실험 단면을 Fig. 5에 나타내었다. Fig. 5에 보인바와 같이 시편이 볼트로 체결되고 인덴터에 따른 파단 강도의 차이를 확인하기 위해서 3개의 반지름($d/2=7.5\text{mm}, 15.0\text{mm}, 30.0\text{mm}$)을 가지는 인덴터가 준비되었다(Fig. 6 (c) 참조). 시편이 두께별(t)로 3종 제작되었으므로 실험은 총 18회(시편 3종, 인덴터 3종, 반복 2회) 수행되었다. 모든 실험은 인덴터를 시편의 중심에 위치하도록 한 뒤 변위 제어 방식으로 2mm/min의 일정한 속도의 인덴터 속도를 유지하며, 상온에서 수행되었다. 펀치 실험으로부터 인덴터의 진입 깊이에 따른 인덴터에 작용한 하중을

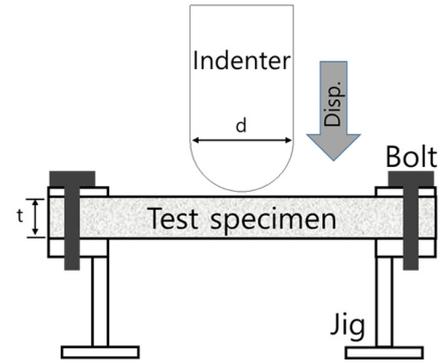
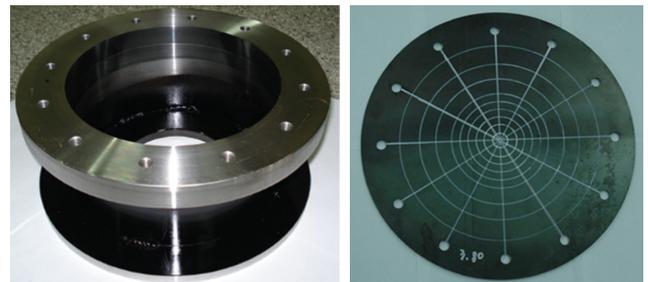


Fig. 5 Schematic of a punch test



(a) Jig

(b) Punch specimen



(c) Indenters

Fig. 6 Jig, specimen and indenters for punch tests

얻었다. 실험은 하중-인덴터 변위 곡선에서 최대 하중점을 지난 후에 종료하였다.

3.3 수치해석

Fig. 7에는 펀치 실험 시뮬레이션을 위한 모델을 나타내었다. 시편은 원주 방향으로 축대칭이므로 감차 적분 4절점 축대칭 요소(CAX4R)을 이용해 시편 중심부터 볼트 체결부까지 모델링하였다. 시편 형상은 Hypermesh(Altair, 2013)를 사용해 모델링되었다. 시편 모델 볼트 체결부 절점을 6자유도 구속하였으며, 시편과 지그와 접촉하는 절점에는 y 방향 변위를 구속하였다. 또한 대칭면에 대칭 조건을 부여하였다. 축대칭 강체 요소(RAX2)를 이용하여 인덴터를 모델링하였다. 모든 수치해석에서 시편과 인덴터 사이의 마찰 계수는 0.7을 적용하였다(HSE, 2003). 변형체에 사용된 요소의 개수는 약 2000개였으며, 매우 조밀한 요소를 사용하였기 때문에 별도의 수렴도 해석을 수행하지 않았다.

수치 해석은 상용 유한 요소 코드 Abaqus/Explicit(2008)을 이용하여 수행되었다. Abaqus/Explicit은 파단 변형률의 함수로서 변형률 속도, 온도, 응력 삼축비를 정의할 수 있다. 그러나

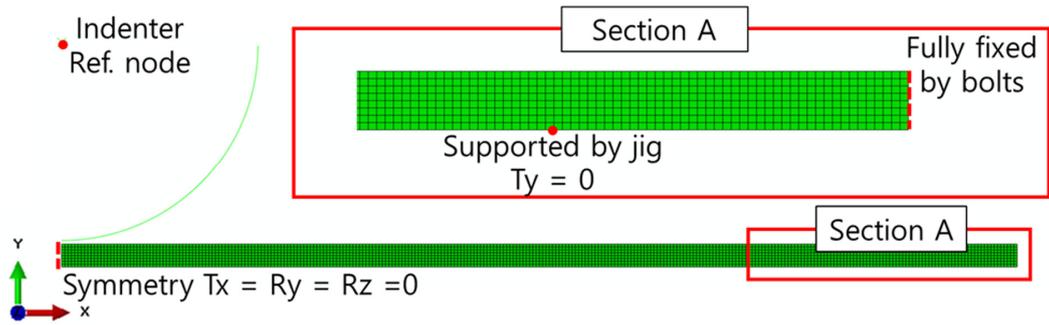


Fig. 7 Finite element model for punch test

평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각을 파단 변수로 사용하기 위해서는 사용자 서브루틴의 개발이 필요하다. Abaqus/Explicit의 사용자 정의 변수 VUSDFLD(User defined field variables)를 이용하여 원하는 요소의 적분점에서 매 시간 증분마다 응력 및 변형률 성분을 도출하고, 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각의 계산을 수행할 수 있다. 사용자 서브루틴은 Abaqus/Explicit으로부터 요소별 응력 성분을 가져오는 역할, 응력 성분을 이용하여 두 개의 파단 파라미터를 계산하는 역할, 그리고 두 개의 파단 파라미터를 다시 Abaqus/Explicit에 되돌려주는 역할을 수행한다. 따라서 Abaqus/Explicit는 두 개의 파라미터를 변수로 요소의 파단 여부를 결정할 수 있다. Fig. 8에는 사용자 지정 서브루틴 VUSDFLD의 해석 알고리즘을 나타내 있다.

펀치 실험 시편의 파단면 사진과 시뮬레이션으로부터 시편의 파단이 두께 방향으로 발생한 것을 확인할 수 있으며, 파단 발생에 주로 전단력이 기인하였을 것으로 추정된다(Fig. 9 참조). 이는 파단 지점에서 얻어진 등가 소성률에 따른 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각의 발달도를 통해서 확인할 수 있다(Fig. 10 참조). 파단 변형률(ϵ_f)에서 두 파단 파라미터는 비교적 순수 전단 조건($\bar{\theta}_{av} = 0.0$)에 가까운 값을 가진다. Fig. 9에서 파단이 처음 발생하는 요소를 확인하고, 파단이 발생하는 시점에서 이 요소의 적분점으로부터 등가 소성 변형률을 도출하여 이를 파단 변형률로 간주하여 Fig. 10에 도시하였다.

Fig. 11은 펀치 실험 및 수치 해석 결과(인텐더 진입 깊이에 따른 하중)를 동시에 나타내고 있다. 인텐더 반지름이 증가할수

록 펀치 하중은 증가하는 양상을 보임을 확인할 수 있다. 두께와 인텐더의 크기에 관계없이 파단 변형률 평면을 이용한 수치 해석 결과는 실험과 상당히 일치함을 확인할 수 있다.

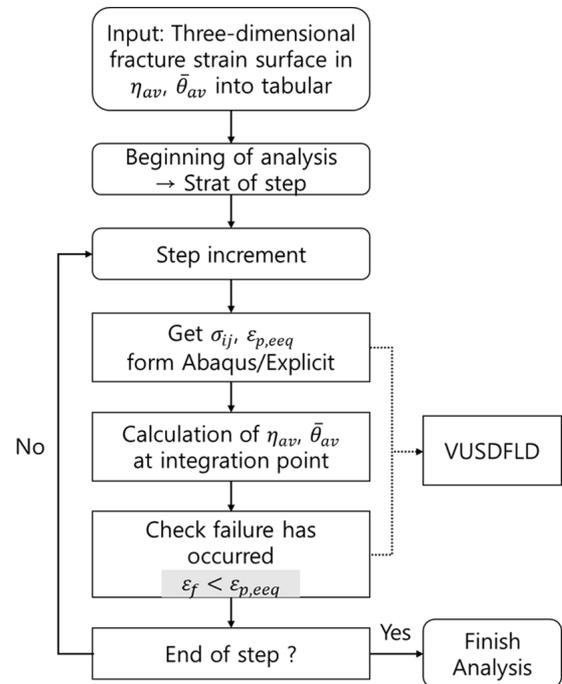


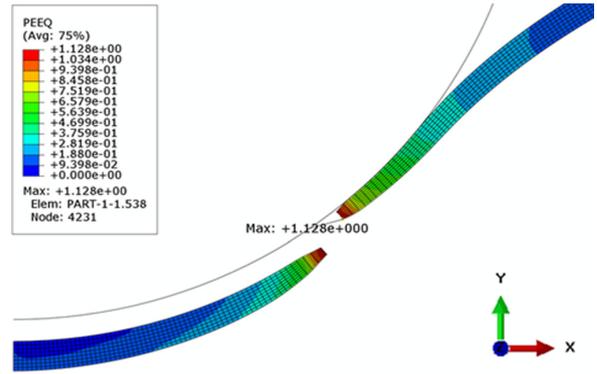
Fig. 8 Algorithm of Abaqus/Explicit user subroutine

Table 3 Comparison of fracture strain and fracture parameter for punch specimens

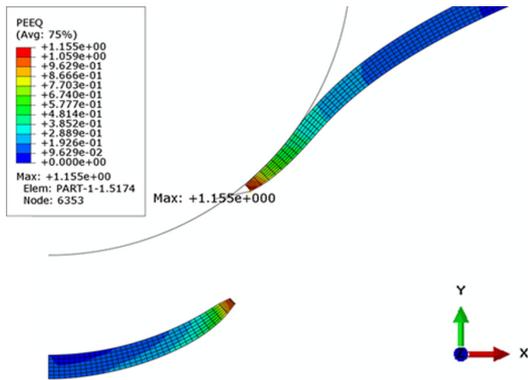
Label	ϵ_f	σ_{av}	$\bar{\theta}_{av}$
2T-D075	0.994	0.617	-0.293
2T-D150	1.336	0.613	-0.194
2T-D300	1.474	0.595	-0.193
3T-D075	1.220	0.624	-0.378
3T-D150	1.280	0.625	-0.232
3T-D300	1.452	0.629	-0.151
4T-D075	1.082	0.635	-0.419
4T-D150	1.230	0.619	-0.266
4T-D300	1.504	0.621	-0.158



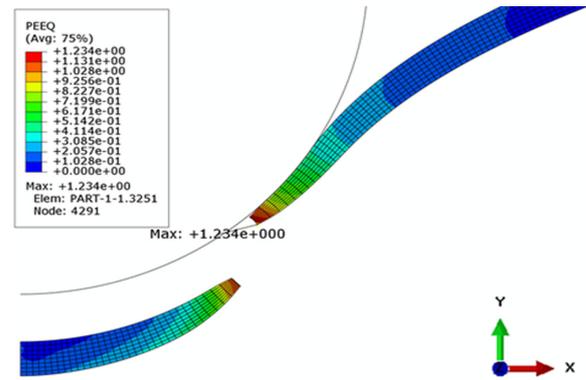
(a) Experiment (Choung, 2009b)



(b) Simulation (2T-DR300)

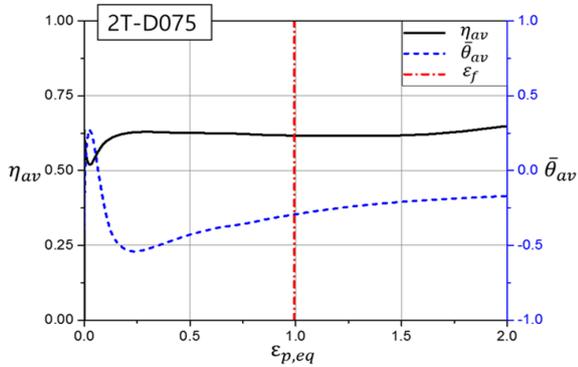


(c) Simulation (3T-DR300)

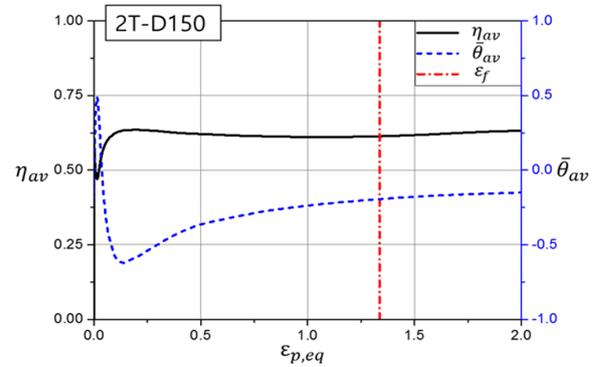


(d) Simulation (4T-DR300)

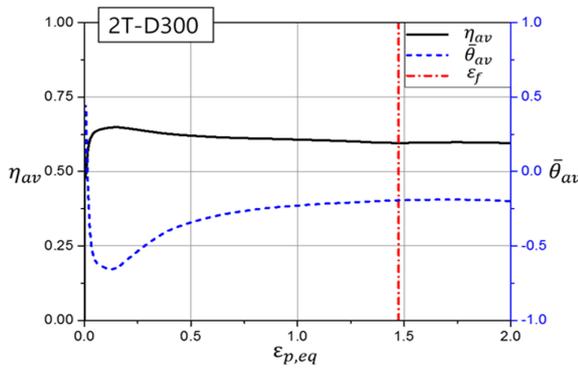
Fig. 9 Fractured shapes of experiment and simulation



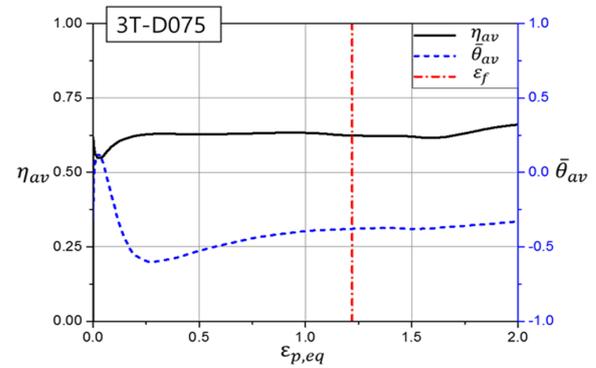
(a) $t=2.0$ mm and $d/2=7.5$ mm



(b) $t=2.0$ mm and $d/2=15.0$ mm



(c) $t=2.0$ mm and $d/2=30.0$ mm



(d) $t=3.0$ mm and $d/2=7.5$ mm

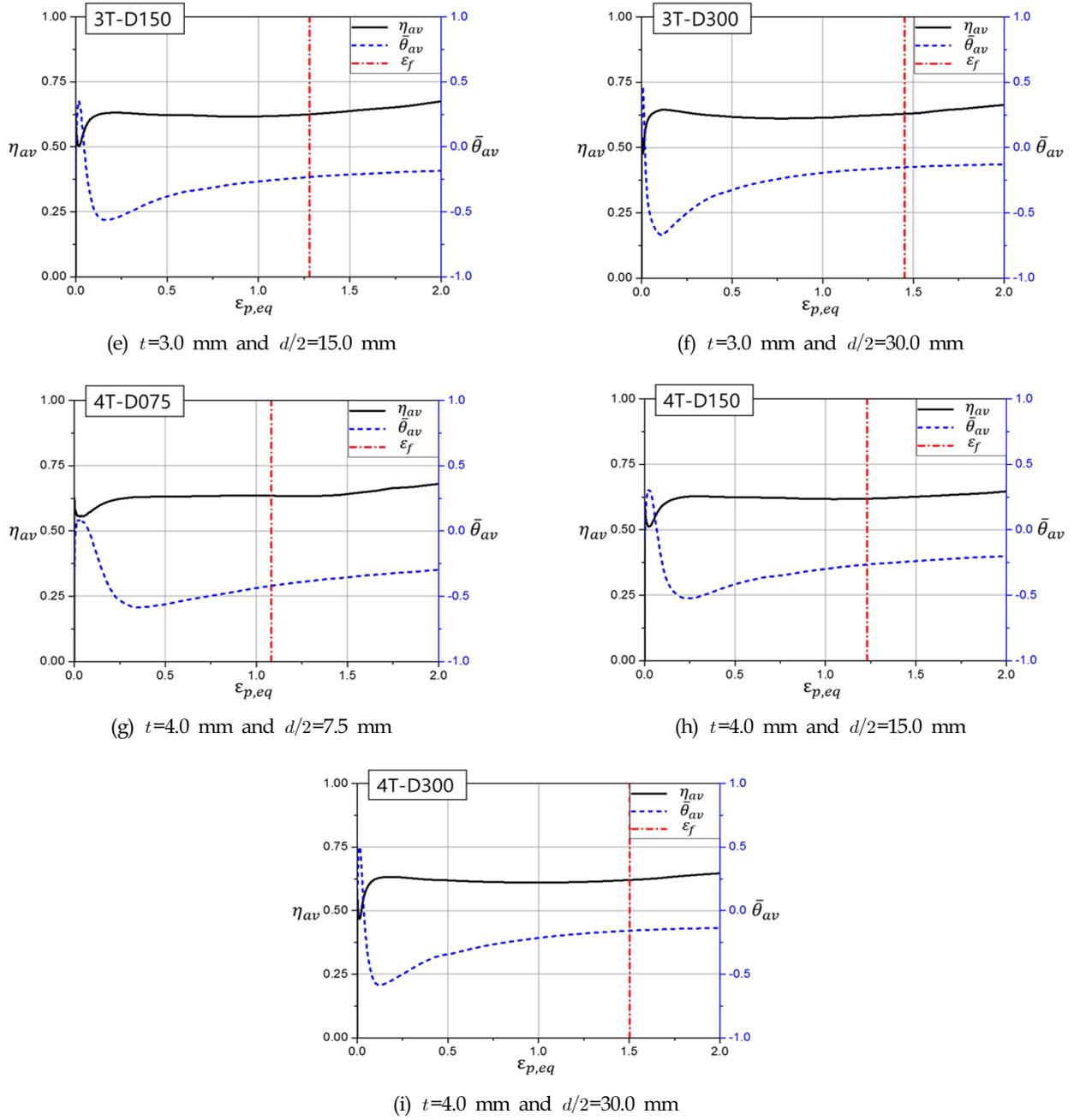
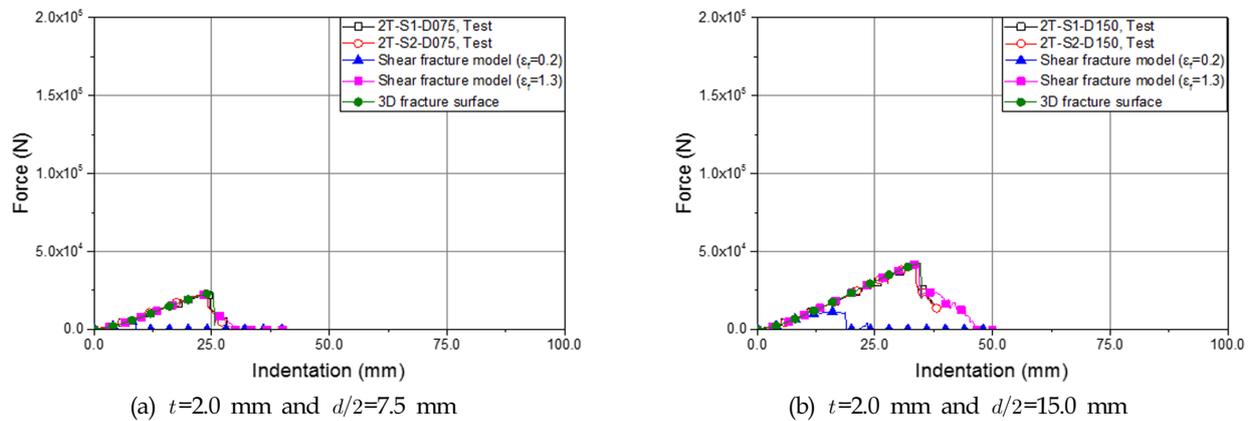
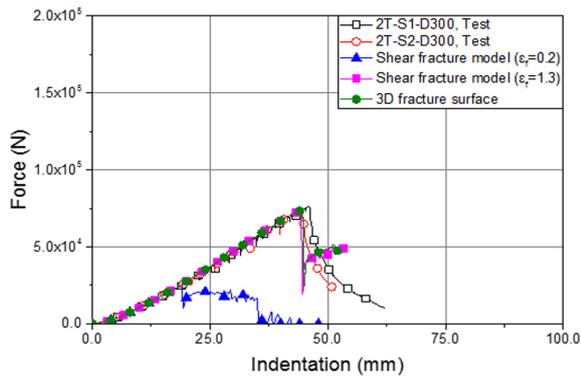
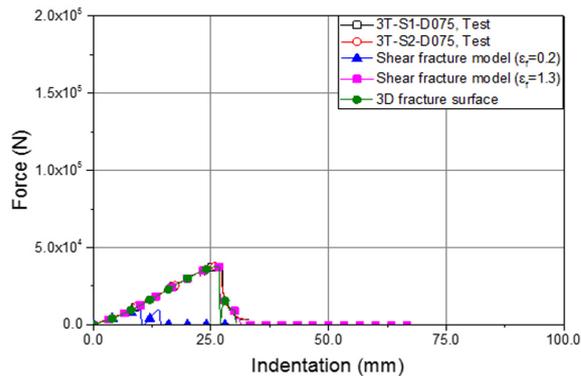


Fig. 10 History of average stress triaxiality and average normalized Lode angle

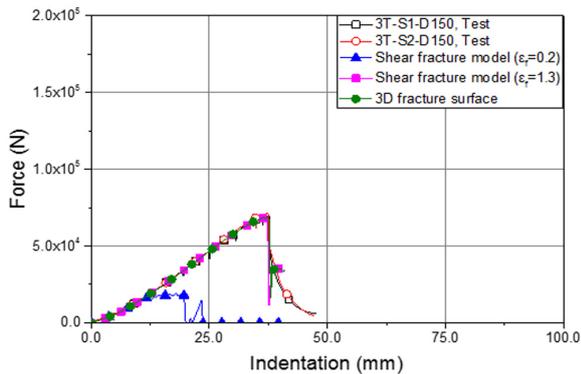




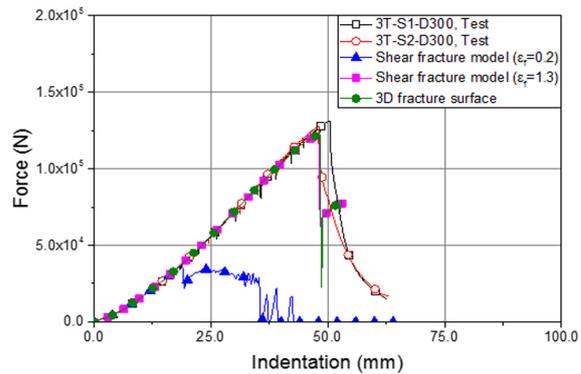
(c) $t=2.0$ mm and $d/2=30.0$ mm



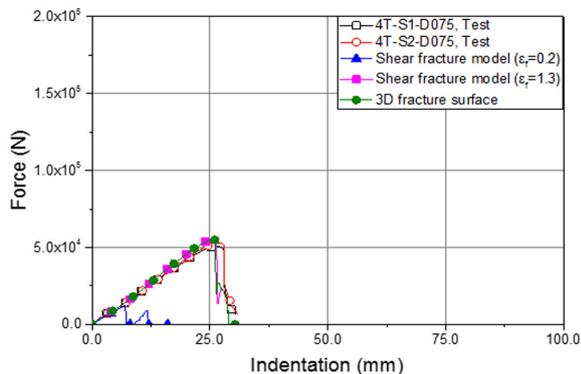
(d) $t=3.0$ mm and $d/2=7.5$ mm



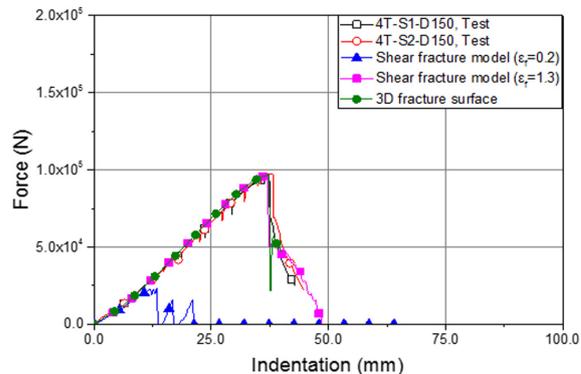
(e) $t=3.0$ mm and $d/2=15.0$ mm



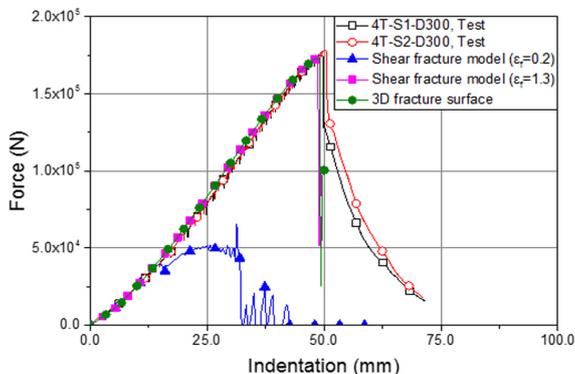
(f) $t=3.0$ mm and $d/2=30.0$ mm



(g) $t=4.0$ mm and $d/2=7.5$ mm



(h) $t=4.0$ mm and $d/2=15.0$ mm



(i) $t=4.0$ mm and $d/2=30.0$ mm

Fig. 11 Comparison of punch force vs. indentation curves

선박의 충돌 해석이나 좌초에서 주로 사용되는 20% 파단 변형률($\epsilon_f=0.2$)을 적용할 경우에 대한 수치 해석을 실시하여 Fig. 11에 동시에 나타내었다. 실험 결과에 비하여 현저히 작은 저항 능력을 보여주었다. 파단 변형률을 단계적으로 증가시키면서 수치 해석을 수행한 결과 130% 파단 변형률($\epsilon_f=1.3$)을 적용할 때 실험과 가장 근사한 파단 개시를 예측할 수 있었다. 이는 Fig. 10에 도시한 파단 개시 시점에서의 등가 소성 변형률과 상당히 근사하는 수치이다.

Fig. 10 및 Table 3를 살펴보면 판 두께 및 인텐터 크기에 따라 파단 시점(ϵ_f , Red dashed line)에서의 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각의 변화가 크지 않다. 이는 대부분의 경우 유사한 파단 파라미터 값에서 파단이 발생하였음을 의미한다. 따라서 좀더 다양한 파단 파라미터를 가지는 실험 결과와의 비교를 통한 파단 변형률 평면의 검증이 요구된다.

5. 결 론

Choung et al.(2011); Choung et al.(2012); Choung et al.(2014b); Choung et al.(2015a); Choung et al.(2015b) 및 Choung and Nam(2013)은 EH36강의 파단 변형률 평면을 제시하고, 비대칭 노치재에 대한 추가 실험 결과를 유저-서브루틴을 적용한 수치 해석 결과와 비교하여 제시한 파단 변형률 평면의 유용성 검증을 수행한 바 있다. 그러나 앞서 파단 변형률 평면의 유용성에 대한 검증은 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드각의 범위가 평면 응력 위의 인장 응력에 기인한 파단 영역으로 한정된 범위에서 수행되었다.

본 연구에서는 Choung and Cho(2008a)이 수행한 펀치 시험을 실험 모델로 선정하고, 이에 대한 수치해석을 실시하여 앞서 제시된 파단 변형률 평면의 유용성을 검증했다. 이를 위하여 판 두께별 매우 조밀한 축대칭 요소를 생성하고 파단 변형률 평면을 적용하기 위한 Abaqus 사용자 서브루틴을 이용하여 파단 시뮬레이션을 실시하였다. 시뮬레이션의 파단 형상 및 평균 정규 로드각을 분석한 결과 전단 응력이 지배적이었음을 확인할 수 있었다. 또한 충돌 및 좌초 해석을 위하여 널리 사용되는 20% 파단 변형률을 적용한 수치 해석은 구조의 파단 강도를 매우 저평가할 수 있음을 확인하였다. 파단 변형률을 20%로부터 점차 증가시키면서 구조 해석을 반복 실시한 결과 130% 파단 변형률이 실험 결과 또는 파단 변형률 평면을 적용한 수치 해석 결과와 잘 일치함을 확인할 수 있었다.

본 연구를 통하여 Choung et al.(2015b)이 제시한 3차원 파단 변형률 평면은 전단 응력 지배 영역에서 구조물의 파단을 비교적 정확히 추정할 수 있음을 확인하였으며, 향후 압축 응력이 지배적인 경우에 대한 검증이 필요하다. 3차원 파단 변형률 평면은 응력의 최종 상태만을 이용하여 파단 여부를 결정하지만, 하중 경로가 파단 조건에 미치는 영향을 연구할 필요가 있다.

후 기

본 연구는 2016년 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구입니다(해양에너지 융복합 인력양성). 또한, 선박해양플랜트연구소에서 주요사업으로 수행중

인 “해양플랜트 구조안전성평가 기반구축을 위한 선행기술 연구(PES2410)”의 지원으로 수행되었으며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- Altair, 2013. HyperWorks 12.0 User Manual. Altair.
- ASTM E8, 2004. Standard Test Methods of Tension Testing of Metallic Materials. American Society for Testing and Materials.
- Bao, Y., Wierzbicki, T., 2004. On Fracture Locus in the Equivalent Strain and Stress Triaxiality Space. *International Journal of Mechanical Sciences*, 46(1), 81-98.
- Bao, Y., 2005. Dependence of Ductile Crack Formation in Tensile Tests on Stress Triaxiality, Stress and Strain Ratios. *Engineering Fracture Mechanics*, 72(4), 505-522.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2008. A New Model of Metal Plasticity and Fracture with Pressure and Lode Dependence. *International Journal of Plasticity*, 24(6), 1071-1096.
- Basu, S., Benzerga, A.A., 2015. On the path-dependence of the fracture locus in ductile materials: Experiments. *International Journal of Solids and Structures*, 71, 79-90.
- Benzerga, A.A., Surovik, D., Keralavarma, S.M., 2012. On the Path-dependence of the Fracture Locus in Ductile Materials-analysis. *International Journal of Plasticity*, 37, 157-170.
- Choung, J., Cho, S.R., 2008a. Experimental and Theoretical Investigations on the Fracture Criteria for Structural Steels. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 45(2), 157-167.
- Choung, J., Cho, S.R., 2008b. Study on true stress correction from tensile tests. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 22, 1039-1051.
- Choung, J., 2009a. Comparative Studies of Fracture Models for Marine Structural Steels. *Ocean Engineering*, 36(15), 1164-1174.
- Choung, J., 2009b. Micromechanical Damage Modeling and Simulation of Punch Test. *Ocean Engineering*, 36(15), 1158-1163.
- Choung, J., Shim, C.S., Kim, K.S., 2011. Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel, part III: Experimental Study on Failure Strain. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(3), 53-66.
- Choung, J., Shim C.S., Song H.C., 2012. Estimation of Failure Strain of EH36 High Strength Marine Structural Steel using Average Stress Triaxiality. *Marine Structures*, 29(1), 1-21.
- Choung, J., Nam, W., 2013. Formulation of Failure Strain According to Average Stress Triaxiality of Low Temperature High Strength Steel (EH36). *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(2), 19-26.
- Choung, J., Nam, W., Kim, Y., 2014a. Fracture Simulation of Low-temperature High-strength Steel (EH36) using User-subroutine of Commercial Finite Element Code. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 28(1), 34-46.

- Choung, J., Nam, W., Lee, D., Song, S.Y., 2014b. Failure Strain Formulation Via Average Stress Triaxiality of an High Strength Steel for Arctic Structures. *Ocean Engineering*, 91, 218-226.
- Choung, J., Park, S.J., Kim, Y., 2015a. Development of Three Dimensional Fracture Strain Surface in Average Stress Triaxiality and Average Normalized Lode Parameter Domain for Arctic High Tensile Steel: Part I Theoretical Background and Experimental Studies. *Journal of Ocean Engineering and Technology*. 29(6), 445-453.
- Choung, J., Park, S.J., Kim, Y., 2015b. Development of Three-Dimensional Fracture Strain Surface in Average Stress Triaxiality and Average Normalized Lode Parameter Domain for Arctic High Tensile Steel: Part II Formulation of Fracture Strain Surface. *Journal of Ocean Engineering and Technology*. 29(6), 454-462.
- HSE, 2003. Research report 071: Friction in temporary works. Health and Safety Executive. United Kingdom.
- Lehmann, E., Yu, X., 1998. On ductile rupture criteria for structural tear in the case of ship collision and grounding. *Proceedings of the Seventh International Symposium on Practical Design of Ships and Mobile Units*, 141-147.
- Narr, H., Kujala, P., Simonsen, B.C., Ludolph, H., 2002. Comparison of the crashworthiness of various bottom and side structures. *Marine Structures*, 15, 443-460.
- Norsok Standard N-004, 2004. Design of Steel Standards. Standards Norway.
- Paik, J.K., Chung, J.Y., Choe, I.H., Thayamballi, A.K., Pedersen, P.T., Wang, G., 1999. On rational design of double Hull Tanker structures against collision. *Annual Meeting of SNAME*, 323-363.
- Simulia, 2008. Abaqus User Manual. Simulia.
- Thomas, N., Basu, S., Benzerga, A.A., 2016. On fracture loci of ductile materials under non-proportional loading. *International Journal of Mechanical sciences*, 117, 135-151.
- Yu, H., Olsen, J.S., He, J., Zhang, Z., 2016. Effects of loading path on the fracture loci in a 3D space. *Engineering Fracture Mechanics*, 151, 22-36.

Numerical Simulation of Local Scour in Front of Impermeable Submerged Breakwater Using 2-D Coupled Hydro-morphodynamic Model

Woo-Dong Lee*, Jae-Cheol Lee**, Dong-Hwan Jin*** and Dong-Soo Hur****

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

**Harbor Design Division, Hyein Engineering & Construction, Seoul, Korea

***Department of Coastal Management, GeoSystem Research Corporation, Gunpo, Korea

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

2차원 연성모델을 적용한 불투과성 잠제 전면의 국부세굴 모의

이우동* · 이재철** · 진동환*** · 허동수****

*국립경상대학교 해양산업연구소

** (주)헤인이앤씨 항만부

*** (주)지오리서치시스템 연안관리부

****국립경상대학교 해양토목공학과

KEY WORDS: Bed-load sediment 소류사, Suspended sediment 부유사, Hydro-morphodynamic model 연성모델, Local scour 국부세굴, Submerged breakwater 잠제

ABSTRACT: In order to understand the characteristics of the topography change in front of an impermeable breakwater, a coupled model for a two-way analysis of the existing LES-WASS-2D and newly developed morphodynamic model was suggested. A comparison to existing experimental results revealed that the results computed using the 2-D hydro-morphodynamic model were in good agreement with the experimental results for the wave form, pore water pressure in the seabed, and topographical change in front of a submerged breakwater. It was shown that the two-way model suggested in this study is applicable to a morphological change in the seabed around a submerged breakwater. Then, using the numerical results, the topographical changes in front of an impermeable submerged breakwater were examined in relation to partial standing waves. Moreover, the characteristics of the local scour depths in front of them are also discussed in relation to incident wave conditions, sediment qualities, and submerged breakwater shapes.

1. 서 론

삼면이 바다인 우리나라에서는 해안보전 및 관광자원 확보를 위해 친수공간조성을 위해 해안개발이 활발히 이루어지고 있다. 중앙정부 주도의 연안정비사업이 다년간 진행되면서 동해안을 중심으로 많은 해안구조물들이 설치되었다. 또한 적지 않은 예산이 소요됨에도 불구하고, 지방정부에서도 각종 민원의 해결책으로 해안구조물을 설치하고 있는 실정이다. 이 해안구조물들은 해저지반 위에 놓이기 때문에 지속적인 파랑작용, 동계의 너울성 파랑, 고파랑을 동반하는 폭풍해일 등은 구조물의 안정성에 큰 영향을 미치게 된다. 이와 같이 해안구조물 주변의 유체운동은 해저지반의 동적응답특성에 따른 간극수압 과잉, 액상화, 유

효율력 감소에 기인한 지지력 저하, 세굴현상이 복합적으로 발생하여 구조물이 침하 및 파괴를 유발하고 있다(Sumer and Fredsøe).

이에 본 연구에서는 해안구조물 주변 해저지반의 안정성에 악영향을 미치는 요인들 중에서 유체력이 직접 작용하여 발생하는 세굴에 대해 심도 깊은 논의를 수행한다. 현재까지 해안구조물 주변 해저지반의 세굴 및 퇴적에 관한 다양한 연구들이 진행되었다. 대표적인 연구로써 Xie(1981)는 연직 불투과구조물 전면에서의 조립 및 세립모래에 대한 세굴특성을 실험적으로 고찰하였으며, 세굴과정에 있어서 조립모래보다 세립모래가 더 큰 세굴심을 발생시킨다는 것을 밝혀내었다. Sumer and Fredsøe(1997)는 Keulegan-Carpenter(KC)수와 세굴과의 밀접한 관계를 수리

Received 22 July 2016, revised 5 December 2016, accepted 16 December 2016

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

© 2016, 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.

실험을 통해 조사하였다. Cater et al.(1973)는 중북과랑에 의한 세굴특성을 조사하였으며, 중북과랑이 세굴과정에 매우 중요한 역할을 한다고 보고하였다. 또한 정선과 평행하게 발달하는 사주(Sand bar)와 결부하여, 중북과동장에서의 세굴과 퇴적특성을 분석하였다.

방파제 전면의 지형변동에 관해서는 Xie(1981)는 방파제 비탈면 경사를 도입 및 적용하여 세굴에 관한 경험식을 제안하였다. Hughes and Fowler(1991), Losada et al.(1997), Sutherland and O'Donoghue(1998) 등은 사석방파제 선단부 세굴현상은 직립방파제 선단부의 세굴 및 퇴적과정과 유사한 형태를 취한다고 보고하였다. Sumer and Fredsøe(2000)는 사석방파제는 직립방파제와 달리 퇴적 발생지점이 해안 방향으로 이동하는 것을 측정하였고, 수심과 파장과의 비에 따른 국부세굴심의 함수관계를 분석하였다. Lee and Mizutani(2006)은 직립잠제 전면의 해저지반의 동적응답 및 세굴현상을 수리실험을 통해 조사하였다. 그리고 Lee and Mizutani(2008)는 경험적 표사량식을 수치모델에 적용하여 Lee and Mizutani(2006)의 실험을 재현하였다.

한편 Hsu and Silvester(1989), Silvester and Hsu(1989), Silvester(1990) 등은 실험역에서 내습과랑이 변하면, 퇴적물의 이송방식 또한 변화 할 수 있다고 보고하였다. 즉 퇴적발생 영역과 세굴발생 영역이 바뀔 수 있으며, 퇴적영역의 세굴현상은 파랑변화에 따라 나타나게 된다.

국내에서는 Hur and Jeon(2011)이 개개의 모래입자를 고려할 수 있는 개별요소법(Discrete element method, DEM)과 2차원 파동장 모델을 결합하여 불투과 잠제 전면의 지형변동을 모의하였다. 그리고 Lee and Hur(2014)는 파랑-흐름 상호작용 하에서의 지형변동을 예측하기 위하여 3차원 파동장 모델과 지형변동 모델을 결합하였다. 하지만 이 수치모델들은 계산부하가 엄청나기 때문에 현실적으로 장시간 유체-지반의 상호작용을 직접 고려할 수 없다.

본 연구에서는 이상의 수치모델들에 비해 계산부하가 작은 단면 2차원 지형변동 모델을 개발하고, 기존의 파동장 모델(LES-WASS-2D; Lee et al., 2016)과 결합한 연성모델을 제안한다. 다음으로 개발한 연성모델의 타당성 및 유효성을 확인하기 위하여 불투과성 잠제 주변의 시간과형, 해저지반 내부의 간극수압, 지형변동을 검증한다. 나아가 불투과성 잠제 전면의 국부 세굴특성을 수치적으로 분석하기 위하여 다양한 입사파랑조건, 해저지반조건, 잠제 제원에 따른 수치모의들을 수행한다. 이로 부터 얻어진 수치해석결과로부터 불투과성 잠제 전면의 중북과동장이 지형변동에 미치는 영향에 대해서 면밀히 고찰한다.

2. 연성모델(HYMO-WASS-2D)의 개발

파랑에 의한 지형변동을 예측하는 수치모델에 있어서 유체-지반의 비선형 상호작용을 같은 시간 스케일에서 해석하기에는 많은 어려움이 있다. 그것만이 아니라, 파랑작용을 재현하기 위해서는 매우 짧은 계산시간간격이 요구된다. 이에 많은 수치모델에서는 파동장과 지형변동의 일방향적 해석, 비동일 시간 스케일, 별도의 파랑모델을 적용하고 있다.

본 연구에서는 파랑-지반의 비선형 상호작용을 동시간 스케일에서 양방향 모의를 위하여 기존의 단면 2차원 파동장 모델(LES-WASS-2D; Hur et al., 2011, Lee et al., 2016)을 토대로 지형변동 모델을 결합한 새로운 연성모델을 개발한다. 이를 수행하기 위하여 기제안된 경험식에 기초한 지형변동 모델을 새롭게 구축하고, 파동장 모델과의 연성해석방법을 제안한다.

2.1 파동장 모델

PBM(Porous body model)에 기초한 2차원 Navier-Stokes Solver로써 아격자(Sub-grid) 스케일의 난류제현을 위해 Large eddy simulation(LES)기법의 와동점성모델(Smagorinsky, 1963)을 개량한 Germano et al.(1991)과 Lilly(1992)의 동적 와동점성 모델 그리고 자유수면의 표면장력을 수치적으로 고려하기 위하여 Continuum surface force(CSF)모델(Brackbill et al., 1992)을 고려하고 있다(Lee et al., 2016).

2.1.1 지배방정식

기초방정식은 2차원 비압축성 · 점성유체에서 무반사로 파랑/흐름을 발생시킬 수 있는 원천항이 포함된 연속방정식 (1)과 투과성 매체 내부의 유체저항을 고려할 수 있게 수정된 N-S 운동량 방정식 (2)로 구성된다.

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

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

여기서 v_i 는 x, y, z 방향의 유속, q^* 는 원천의 유량밀도, γ_v 는 체적공극율, γ_i 는 x, y, z 방향의 면적투과율, t 는 시간, ρ_m 는 온도, 염분, 부유사를 고려한 물의 밀도, p 는 압력, ν_T 는 온도, 염분, 부유사를 고려한 물의 동점성계수(ν_m)와 와동점성계수(ν_i)의 합, D_{ij} 는 변형률속도텐서, S_i 는 CSF모델을 기반으로 한 표면장력항, Q_i 는 파랑 또는 흐름의 소스항, R_i 는 투과성 매체에 의한 유체저항항, g_i 는 중력가속도항, E_i 는 에너지 감쇠항을 나타낸다.

VOF(Volume of fluid)법의 F 는 각 격자에서 유체가 차지하고 있는 체적비를 나타내고, 연속방정식 (1)에 비압축성 유체에 대한 가정과 PBM을 적용하여 유체의 체적보전 형식으로 나타내면 다음과 같다.

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

나머지 투과성 매체의 유체저항, 난류모델, 표면장력 등과 같은 파동장 모델의 상세한 사항은 Lee et al.(2016)를 참조하기 바란다.

2.2 지형변동 모델의 개발

단면적인 소류사와 부유사의 거동을 추정하여 전체적인 지형

변동량을 해석할 수 있는 시스템의 2차원 지형변동 모델을 개발한다.

2.2.1 소류사의 산정

소류사 영역의 이동량 추정에는 van Rijn(1984a)의 산정식 (4)를 적용하며, Shields수가 한계 Shields수를 초과할 경우에만 이동량이 발생하게 된다.

$$S_b = \begin{cases} A_b \frac{\{(s-1)gd_p^3\}^{1/2}}{D_*^{0.3}} \left(\frac{\theta}{\theta_{cr}} - 1\right)^{0.21} & : \theta > \theta_{cr} \\ 0 & : \theta \leq \theta_{cr} \end{cases} \quad (4)$$

여기서 A_b 는 경험상수(=0.053), s 는 소류사의 비중($s = \rho_s / \rho_f$; ρ_s 는 소류사의 밀도, ρ_f 는 유체의 밀도), θ 는 Shields수, θ_{cr} 은 한계 Shields수, d_p 는 평균입경 그리고 D_* 는 무차원 입경 매개변수이며, 식 (5)와 같다. g 는 중력가속도 그리고 V_f 는 전단유속이다.

$$D_* = \left\{ \frac{g(s-1)}{V_f^2} \right\}^{1/3} d_p \quad (5)$$

소류사의 이동량 산정식 (4)에 대입되는 Shields수(θ)는 식 (6)과 같이 계산된다. 그리고 한계 Shields수(θ_{cr})는 해저지반의 경사를 고려할 수 있는 Roulund et al.(2005)이 채택하고 있는 식 (7)을 적용한다.

$$\theta = \frac{V_f^2}{(s-1)gd_p} \quad (6)$$

$$\theta_{cr} = \theta_{cr0} \left\{ \cos\beta_b \left(1 - \frac{\sin^2\alpha' \tan^2\beta_b}{\mu_s^2} \right)^{1/2} - \frac{\cos\alpha' \sin\beta_b}{\mu_s} \right\} \quad (7)$$

여기서 θ_{cr0} 는 수평지반에서의 한계 Shields수이며, Soulsby and Whitehouse(1997)이 제안한 식 (8)으로부터 구할 수 있다. 그리고 α' 는 경사면에서 전단유속과 중력과의 사잇각으로 단면 2차원적 해석에서는 180°이다. β_b 는 지반의 경사각, μ_s 는 모래입자간의 동적마찰계수(= $\tan\alpha_s$), α_s 는 입자간의 동적마찰각으로 Lambe and Whitman(1969)이 제안한 0.63을 적용한다.

$$\theta_{cr0} = \frac{0.3}{1+1.2D_*} + 0.055\{1 - \exp(-0.02D_*)\} \quad (8)$$

Shields수를 추정에 대입되는 전단유속(V_f)은 소류사 이동에 직접 작용하는 유속이며, 파동장 모델에서 계산된 지반 상의 유속(V_b)을 대수법칙 관계식 (9)에 대입하여 계산한다.

$$\frac{V_b}{V_f} = \frac{1}{\kappa} \ln \frac{z_h}{k_s} + B \quad (9)$$

여기서 V_b 는 지반의 표면격자에 인접한 수평유속, z_h 는 V_b 와

V_f 의 최단거리, k_s 는 상대조도높이(=2.5 d_p), κ' 는 부유사농도에 따른 수정된 Kármán 상수이며, Xiong(2010)이 채택한 식 (10)을 적용한다. 그리고 B 는 지반 조도의 영향을 고려할 수 있는 부가항으로 Cheng and Chiew(1998)과 Cheng(2008)이 제안한 식 (11)으로부터 산정한다.

$$\kappa' = \kappa_0 - 1.68(0.365 - C) \sqrt{C} \quad (10)$$

$$B = 8.5 + (2.5 \ln k_s^+ - 3) \exp\{-0.11(\ln k_s^+)^{1/4}\} \quad (11)$$

식 (9)에서 κ_0 는 von Kármán 상수(=0.4), C 는 점착성 부유사의 농도, k_s^+ 는 조도에 관한 레이놀즈수이고, 식 (12)와 같다. 그리고 식 (10)의 부가항의 상수(B)는 $5.5 \leq B \leq 8.5$ 의 범위를 가지고, 5.5는 매끄러운 표면 그리고 8.5는 거친 표면의 지반을 의미한다.

$$k_s^+ = \frac{V_f k_s}{\nu} \quad (12)$$

2.2.2 부유사 산정

부유사의 거동특성은 van Rijn(1984b)의 개념을 적용하여 퇴적물의 부유 및 침강에 관한 소스와 싱크항을 도입함과 더불어 부유사에 관한 이류-확산 방정식을 적용한다.

해저지반의 표면에서는 퇴적물의 부유(Pickup)-침강(Deposition)에 의해 지반 표면격자의 부유사농도가 결정되고, 부유사의 원천으로 이류-확산의 기점이 된다. 이에 Lesser et al.(2004)이 제안한 부유사의 소스와 싱크의 개념을 적용하여 지반 표면셀의 부유사농도를 식 (13)과 같이 산정한다. 여기서 산정된 부유사농도(Q_{ss})는 이류-확산방정식 (21)에 대입된다.

$$Q_{ss} = \begin{cases} (P_s - D_s) / \Delta z_k & : z = z_b \\ 0 & : z \neq z_b \end{cases} \quad (13)$$

여기서 P_s 는 퇴적물의 부유량으로 식 (14), D_s 는 부유사의 침강량으로 식 (15)와 같다. 그리고 퇴적물의 부유-침강에 따른 지반고 변화(Δz_s)는 식 (16)과 같다.

$$P_s = C_a \frac{\epsilon_v}{(\Delta z_k - h_a)} \quad (14)$$

$$D_s = C_b \left(\frac{\epsilon_v}{(\Delta z_k - h_a)} + w_s \right) \quad (15)$$

$$\Delta z_s = D_s - P_s \quad (16)$$

여기서 ϵ_v 는 부유사의 연직혼합계수, h_a 는 지반표면에서 부유사의 기준높이(van Rijn and Walstra, 2003)로써 산정식 (17), C_a 는 h_a 에서의 부유사농도(van Rijn, 1984b)로써 산정식 (18)을 각각 이용한다.

$$h_a = \max(0.5\Delta_s, 0.01h) \quad (17)$$

$$C_a = \begin{cases} A_s \frac{d_p}{h_a} \frac{T_a^{3/2}}{D_*^{0.3}} & : T_a > 0 \\ 0 & : T_a \leq 0 \end{cases} \quad (18)$$

여기서 A_s 는 경험상수(=0.015), T_a 는 지반표면에 작용하는 무차원 전단응력으로 식 (19)와 같다. 식 (19)에서 τ_b 와 τ_{cr} 은 지반표면에 작용하는 전단응력과 한계전단응력이며, Shields수와 한계 Shields수로부터 역추정할 수 있다. Δ_s 는 사파(Sandwaves) 높이이며, van Rijn(1984b)이 제안한 식 (20)을 적용한다. 여기서 Δ_s 는 $\tau_{cr} < \tau_b < 26\tau_{cr}$ 의 범위 안에서 적용된다.

$$T_a = \frac{\tau_b - \tau_{cr}}{\tau_{cr}} \quad (19)$$

$$\Delta_s = 0.11h \left(\frac{d_p}{h} \right)^{0.3} (1 - e^{-0.5T_a})(25 - T_a) \quad (20)$$

부유사의 이류-확산 추정은 원천항(Q_{ss})을 포함한 이류-확산 방정식 (21)을 이용한다.

$$\frac{\partial C}{\partial t} + u \frac{\partial C}{\partial x} + (w - w_s) \frac{\partial C}{\partial z} - \frac{\partial}{\partial x} \left(\epsilon_h \frac{\partial C}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial z} \left(\epsilon_v \frac{\partial C}{\partial z} \right) = Q_{ss} \quad (21)$$

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 혼합계수이다. 수평방향의 혼합계수는 식 (22)와 같이 난류모델에서 산정된 와동점성계수(ν_t)를 사용하고, 연직방향의 혼합계수는 경험적 인자가 포함된 식 (23)와 같다.

$$\epsilon_h = \nu_t \quad (22)$$

$$\epsilon_v = \sigma_v \beta_v \nu_t \quad (23)$$

여기서 σ_v 는 Einstein and Chien(1955)에 의해 제안된 경험인자로 식 (24)와 같고, β_v 는 van Rijn의 퇴적인자로 식 (25)와 같다. 여기서 β_v 는 $1 < \beta_v < 1.5$ 범위 안에서 값을 가진다.

$$\sigma_v = 1 + \left(\frac{C}{C_0} \right)^{0.8} - 2 \left(\frac{C}{C_0} \right)^{0.4} \quad (24)$$

$$\beta_v = 1 + 2 \left(\frac{w_s}{V_f} \right)^2 \quad (25)$$

여기서 C_0 (=0.65)는 지반표면의 최대부유사농도의 경험값이다.

부유사 입자의 침강속도는 유체의 점성 및 부유사농도를 고려한 Soulsby(1997)가 제안한 식 (26)을 이용하여 각 격자에서의

침강속도를 계산한다. 동점성계수(ν)는 염분과 온도의 영향을 고려한 값을 대입한다.

$$w_s = \frac{\nu}{d_s} \left[\{10.36^2 + 1.049(1 - C)^{4.7} D_*\}^{1/2} - 10.36 \right] \quad (26)$$

여기서 d_s 는 부유사의 입경이고, 균일입자일 경우에는 평균입경(d_p)이 적용된다. 하지만 일반적인 해저지반의 경우에는 van Rijn and Walstra(2003)의 제안식 (27)으로부터 추정한다.

$$d_s = \begin{cases} \min \left[0.5d_{50}, \left\{ 1 + 0.0008 \left(\frac{d_{50}}{d_{10}} \right) (\psi - 250) \right\} d_{50} \right] & : \psi < 250 \\ d_{50} & : \psi \geq 250 \end{cases} \quad (27)$$

여기서 ψ 는 이동성 파라미터이며, 식 (28)과 같다.

$$\psi = \frac{V_b^2}{(s - 1)gd_p} \quad (28)$$

2.3. 연성해석방법

파랑-구조물-해저지반 비선형 상호작용을 직접모의하기 위해서는 파동장 모델과 지형변동 모델의 양방향 연성해석을 수행하여야 한다. 그 연성해석방법의 개요는 다음과 같다.

- (1) 파동장 모델에서 파동장 및 유동장을 계산한다.
- (2) 계산된 유동장에서 대수법을 이용하여 소류사 및 퇴적물의 부유에 직접 영향을 미치는 전단유속을 산정한다.
- (3) 산정된 전단유속을 이용하여 소류사의 이동량과 퇴적물의 부유량 및 부유사의 침강량을 추정한다.
- (4) 소류사의 이동량과 퇴적물의 부유량 및 부유사의 침강량에 따른 지반고를 산정한다.
- (5) 변화된 지반고를 고려하여 파동장 모델의 각 격자의 공극율을 재설정한다.
- (6) 온도, 염분, 부유사농도에 따른 물의 밀도 및 동점성계수를 각 셀에서 추정한다.
- (7) 각 계산시간에서 (1)-(6)의 일련의 과정을 반복적으로 수행한다.

이상의 양방향 연성해석방법을 통하여 유체-지반의 비선형 상호작용에 의한 해저지반의 동적거동을 직접 해석할 수 있다.

2.3.1 지반고 산정식

지형변동 모델로부터 산정된 소류사 이동량, 퇴적물의 부유-침강에 따른 지반고 변화량을 식 (29)에 대입하여 매시간 변화하는 지반고를 추정한다.

$$\frac{\partial z_b}{\partial t} + \frac{1}{1 - \gamma_v} \left(\frac{\partial S_b}{\partial x} + \Delta z \right) = 0 \quad (29)$$

여기서 z_b 는 지반고, γ_v 는 지반의 체적공극율이다.

2.3.2 공극율 산정

식 (29)에서 매시간 마다 계산되는 지반고를 파동장 모델에 적용하기 위해서는 각 격자의 공극율(γ_v)을 대입하여야 한다. 본 연구에서는 지반높이에 따라 각 격자의 공극율을 산정할 수 있게 제안한 Lee and Hur(2014)의 식 (30)을 도입한다.

$$(\gamma_v)_k = \begin{cases} 1 & : (z_b)_k = 0 \\ 1 - \frac{(z_b)_k}{\Delta z_k}(1 - \gamma_0) & : 0 < (z_b)_k < \Delta z_k \\ \gamma_0 & : (z_b)_k = \Delta z_k \end{cases} \quad (30)$$

여기서 Δz_k 는 수직방향 격자크기, $(z_b)_k$ 는 지반높이, γ_0 는 지반의 초기공극율이다. 그리고 $(z_b)_k = 0$ 는 유체셀, $0 < (z_b)_k < \Delta z_k$ 는 해저지반 표면셀, $(z_b)_k = \Delta z_k$ 는 해저지반셀을 각각 나타낸다.

지반고 변화에 따라 변화된 체적공극율(γ_v)과 경사면처리기법 (Hur et al., 2008)을 적용한 면적투과율(γ_i)은 매계산시간마다 파동장 모델에 적용된다.

2.3.3 상태방정식

또한 퇴적물의 부유에 따른 계산격자 내의 밀도 증가분을 산정하기 위하여 부유사에 관한 이류-확산 방정식 (21)에서 추정된 농도(C)를 Ford and Johnson(1986)에 의해 제안된 식 (31)에 대입한다. 그리고 각각의 계산격자에서 부유사농도에 따른 밀도의 증가분을 고려한 수정된 물의 밀도(ρ_m)를 파동장 모델에 적용한다.

$$\rho_m = \rho_f + C\rho_f \left\{ 1 - \frac{1}{(\rho_s/\rho_f)} \right\} \quad (31)$$

여기서 ρ_s 는 소류사의 밀도이다.

van Rijn(1984b)에 의하면 부유사가 포함된 흐름장에서는 부유사의 영향을 고려한 동점성계수를 적용할 필요가 있다고 보고하였다. 따라서 본 연구에서는 Bagnold(1954)의 실험결과로부터 주어진 식 (32)-(33)을 통하여 수정된 동점성계수(ν_m)를 산정하여 파동장 모델에 적용한다.

$$\nu_m = \nu_f(1 - \lambda_c)(1 - 0.5\lambda_c) \quad (32)$$

$$\lambda_c = \left\{ \left(\frac{0.75}{C} \right)^{1/3} - 1 \right\}^{-1} \quad (33)$$

여기서 λ_c 는 무차원 농도 매개변수로서 부유사농도가 0.13-0.62의 범위 안에서 적용되고, 0.13이하일 경우에는 그 영향을 고려하지 않는다.

2.4 HYMO-WASS-2D의 검증

파랑-잠제-해저지반 상호작용에 의한 잠제 전면의 지형변동 모의를 수행하기 위하여 연성모델을 개발하였다. 이 연성모델의 타당성 및 유효성을 확인하기 위하여 검증을 수행한다. Fig. 1은 Lee and Mizutani(2006), Lee and Mizutani(2008)의 수리모형실험들에 근거한 수치파동수조이며, 장시간 조파에 따른 파동장 교란을 방지하기 위하여 무반사 조파시스템을 적용한다. 이 시스템은 무반사로 파랑을 생성할 수 있는 조파소스와 파랑 에너지를 서서히 감소시키는 부가감쇠영역 그리고 수치파동수조의 양쪽 끝에서 파랑에너지를 완전 방사시킬 수 있는 개경계 조건(Open boundary)으로 구성된다. 수심 30cm의 해석영역에는 20cm의 모래지반을 기초하여 폭(B) 20cm, 마루수심(R) 4cm의 불투과성 잠제를 배치한다. 모래지반의 평균입경(d_{50}) 0.2mm 이고, 공극율(γ_v)은 0.4이다. 이 검증에서는 수리실험에서 계측된 시간과형, 모래지반의 간극수압, 지반고와 계산결과를 비교 검토한다.

2.4.1 수면과형

Fig. 2는 Test-1($H_i=6.46\text{cm}$, $T_i=1.8\text{s}$)의 입사파랑조건 하에서 잠제 전후의 5지점에서 측정한 시간과형들을 비교하여 나타낸다. Fig. 1에 나타난 것과 같이 Fig. 2의 (a), (b), (c)는 잠제 전면, Fig. 2의 (d)와 (e)는 잠제 배후에서의 지점이다. 각각의 그래프에서 검은색 실선(—)은 계산값, 붉은색 원(○)은 실험값을 나타낸다.

Table 1 The wave conditions used in Lee and Mizutani(2006, 2008)'s experiments

Test	H_i [cm]	T_i [s]	Note
1	6.46	1.8	Waveform, Pore water pressures
2	7.12	1.3	Morphological change
3	7.07	1.35	

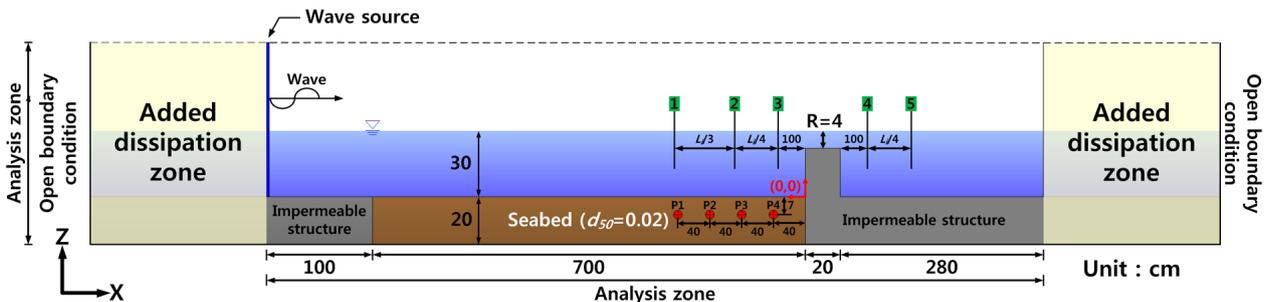


Fig. 1 Schematic diagram of a 2-D numerical wave tank based on Lee and Mizutani(2006, 2008)'s experiments

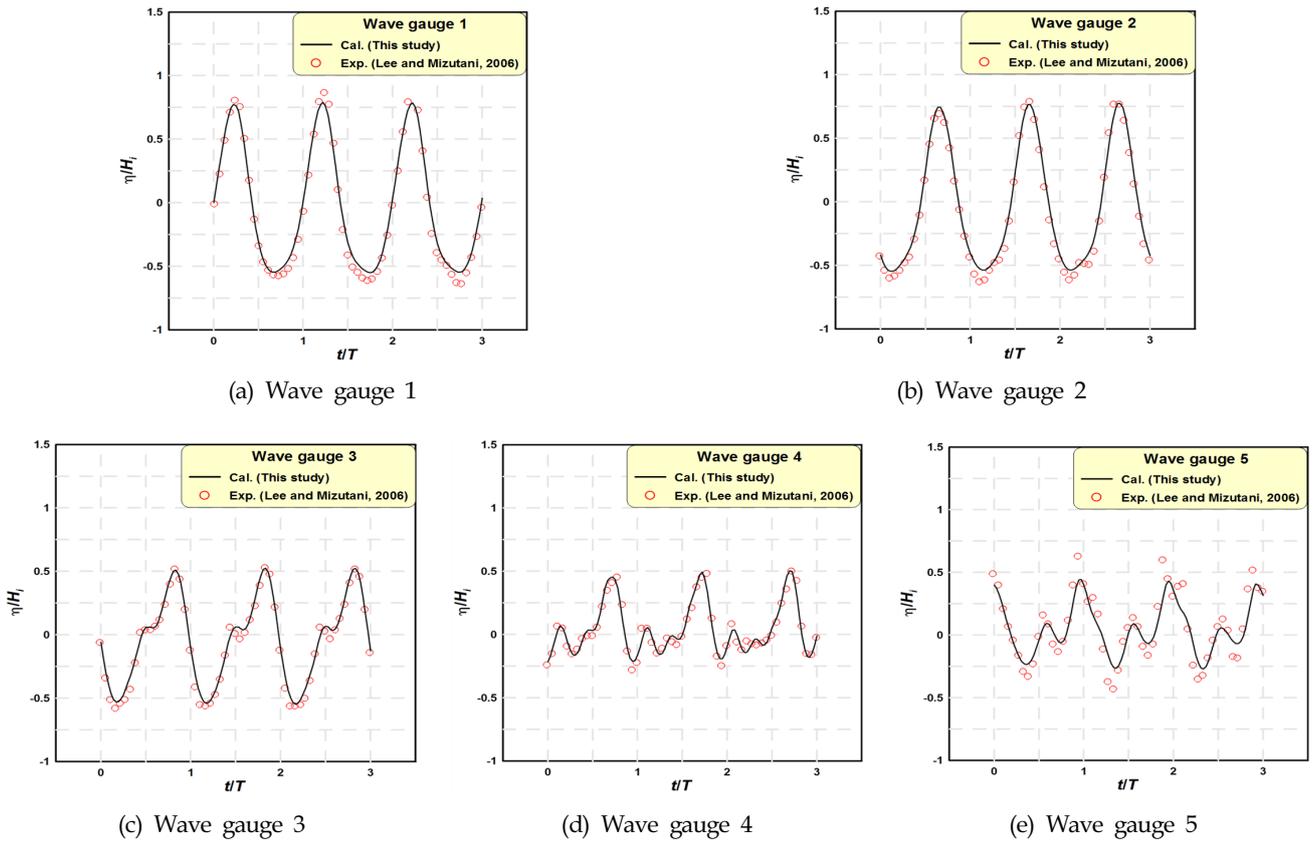


Fig. 2 Comparison between the measured(Lee and Mizutani, 2006) and the calculated time-domain waveform around an impermeable submerged breakwater

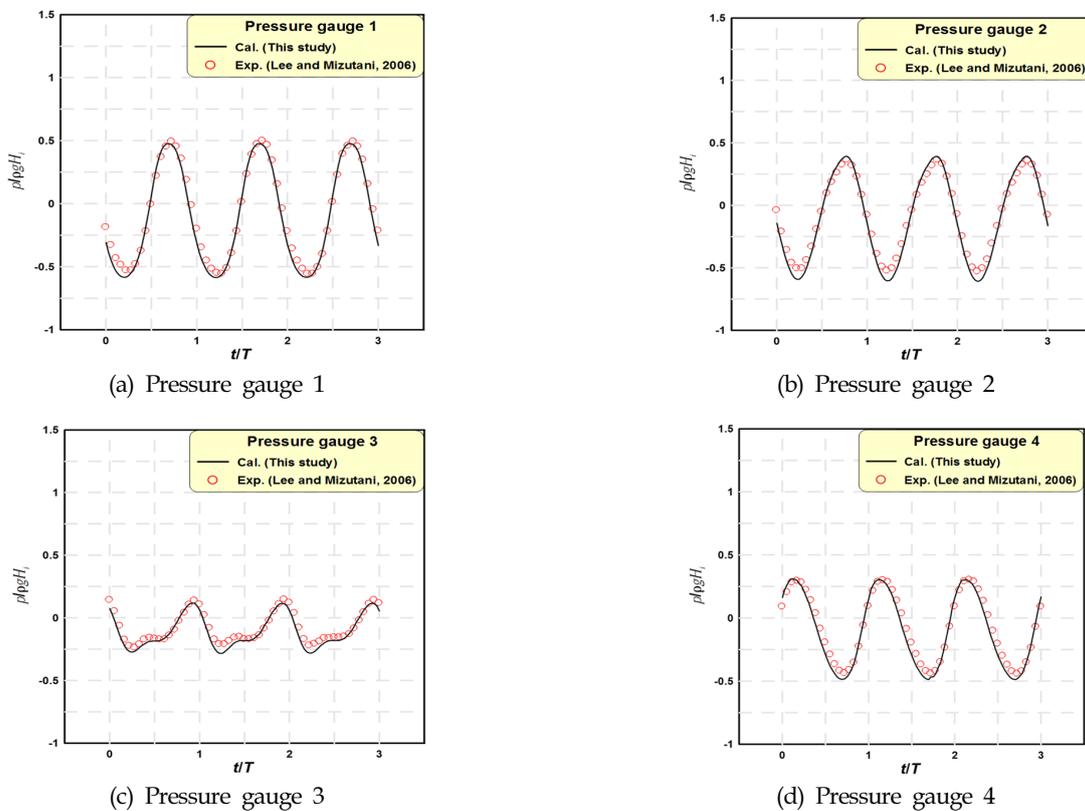


Fig. 3 Comparison between the measured(Lee and Mizutani, 2006) and the calculated pore water pressures in a sandy seabed

Fig. 2 (a)-(c)의 잠제 전면에서는 파랑반사에 의한 부분중복과 동장이 생성되고, Fig. (c)와 (d)의 잠제 배후에서는 파봉분열 현상이 발생한다. 그리고 본 연구의 계산결과가 5번 과고계에서 조금 과소평가하는 경향이 나타나지만, 잠제 배후의 파봉분열 현상까지도 잘 재현하고 있음을 알 수 있다.

2.4.2 간극수압

Fig. 3은 Test-1($H_i=6.46$ cm, $T_i=1.8$ s)의 입사파랑조건에 따른 잠제 전면 모래지반의 간극수압을 입사파랑하중($\rho g H_i$)으로 무차원한 것이며, 검은색 실선(—)은 계산결과, 붉은색 원(○)은 실험결과를 각각 나타낸다. 여기서 간극수압의 측정깊이는 모래지반 표면으로부터 7cm 아래로 모두 동일하고, 외해측 잠제 마루를 기준으로 (a)는 40cm, (b)는 80cm, (c)는 120cm, (d)는 160cm 각각 떨어진 지점이다(Fig. 1 참조).

Fig. 3으로부터 모래지반의 간극수압 역시 잠제 전면에서 형성된 부분중복과동장의 영향에 의해 각 지점의 간극수압이 일정한 진폭을 나타냄을 알 수 있다. 이와 같이 모래지반 내부에서 측정된 간극수압특성을 본 연구의 계산결과가 정성적·정량적으로 매우 잘 나타내고 있다.

2.4.3 지형변동

Fig. 4는 파랑-지반 비선형 상호작용에 따른 잠제 전면의 평형 지반고를 비교하여 나타낸 것이다. Fig. 4에서 (a)는 Test-2 ($H_i=7.12$ cm, $T_i=1.3$ s), (b)는 Test-3($H_i=7.07$ cm, $T_i=1.35$ s)의 경우이다. 각각의 그래프에서 검정색 실선(—)은 연성모델의 계산결과, 붉은색 원(○)은 수치실험결과를 보여준다.

Fig. 4로부터 알 수 있듯이 침·퇴적 지점의 위상에 있어서

실험결과와 계산결과가 조금 차이를 나타낸다. 그러나 잠제 전면에서 발생하는 침식 및 퇴적 구간이 유사하고, 잠제 전면의 평형 세굴심을 잘 재현하고 있다. 따라서 정량적으로 지형변동을 정밀하게 재현하지는 못하지만, 정성적으로는 충분한 정도를 가지고 있는 것으로 판단된다.

이상의 비교·검증결과들에 근거하여 개발 및 적용단계에서 2차원 연성모델의 타당성 및 유효성이 충분히 검증되었다고 판단된다.

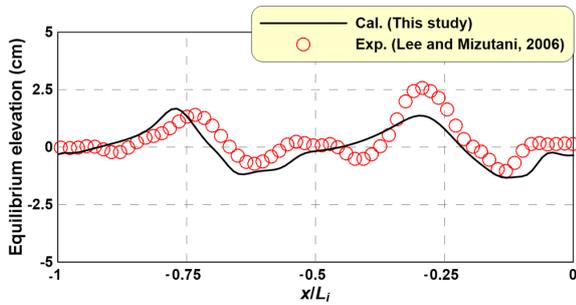
3. 수치모의

3.1 수치파동수조의 개요 및 입사조건

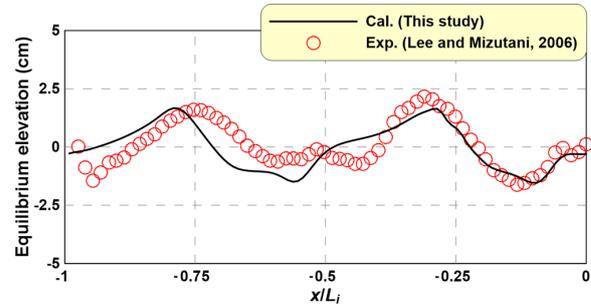
본 연구에서는 개발한 연성모델을 적용하여 불투과성 잠제 전면의 세굴특성을 분석하기 위하여 Fig. 5와 같은 수치파동수조를 구성한다. 수심 30cm의 해석영역에 두께 20cm의 해저지반에 기초하여 폭 40cm, 마루수심 2cm의 불투과성 잠제를 설치한다. 이 수치파동수조 역시 파동장 교란을 방지하기 위하여 무반사 조파시스템을 적용한다(검증을 위한 수치파동수조 참조). 그리고 수치모의에 이용된 입사파랑조건은 Table 2와 같다.

Table 2 The conditions of incident waves used in this study

Case	H_i [cm]	T_i [s]
1	5.5	1.5
2	7.5	1.5
3	9.5	1.5
4	7.5	1.75
5	7.5	2.0



(a) Test-2 ($H_i = 7.12$ cm, $T_i = 1.3$ s)



(b) Test-3 ($H_i = 7.07$ cm, $T_i = 1.35$ s)

Fig. 4 Comparison between the measured and the calculated equilibrium elevations of a sandy bed in front of an impermeable submerged breakwater

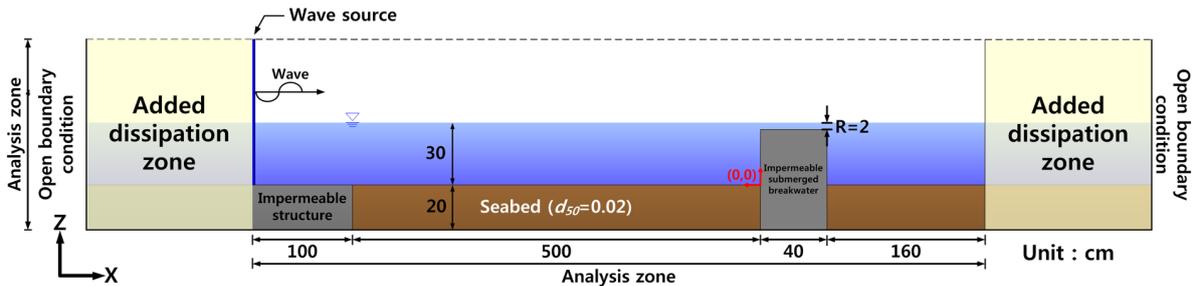


Fig. 5 Definition sketch of a 2-D numerical wave tank

3.2 입사조건에 따른 세굴특성

입사조건에 따른 불투과성 잠제 전면의 지형변동특성을 수치적으로 고찰하기 위한 저질조건은 $d_{50}=0.2\text{mm}$, $\gamma_s=0.4$, $s=2.65$ 이고, Table 2의 입사파랑조건들을 고려한 수치모의를 수행한다.

3.2.1 입사파고 변화

Fig. 6은 입사파고(H_i)에 따른 잠제 전면의 수면형 포락선을 각각의 H_i 에 대해 무차원 한 것이며, 위쪽의 선들은 최대수위, 아래쪽의 선들은 최소수위를 각각 나타낸다. Fig. 6에서 검은색 실선(—)은 $H_i=5.5\text{cm}$, 파란색 실선(—)은 $H_i=7.5\text{cm}$, 빨간색 실선(—)은 $H_i=9.5\text{cm}$ 의 경우이고, 입사주기는 1.5s로 동일하다.

Fig. 6으로부터 모든 경우에서 불투과성 잠제에 의한 파랑반사에 기인한 부분중복파동장이 형성되고, 확연히 구분되는 마디(Node)와 배(Anti-node)를 확인할 수 있다. 이 잠제 전면의 부분중복파동장은 Cater et al.(1973)이 언급한 것과 같이 구조물 주변의 지형변동에 큰 영향을 미칠 것으로 판단된다.

Fig. 7은 H_i 에 따른 불투과성 잠제 전면의 지형변동과 평균 부유사농도이다. Fig. 7에서 (a)는 $H_i=5.5\text{cm}$, (b)는 $H_i=7.5\text{cm}$, (c)는 $H_i=9.5\text{cm}$ 의 경우를 각각 나타내고, $T_i=1.5\text{s}$ 는 모든 경우가 동일하다.

Fig. 7로부터 H_i 가 클수록 지형변동이 활발하게 발생하고, 평균 부유사농도도 짙은 것을 알 수 있다. 특히 부분중복파동장에서 수평유속이 우세한 마디 부근에서는 세굴, 수직유속이 우세한 배 부근에서는 퇴적이 각각 발생한다. 그리고 수평유속이 우세하여 세굴이 발생하는 마디의 해저지반 표면에서는 그 영향으로 인하여 짙은 부유사농도를 나타낸다. 또한 H_i 가 증가할수록 퇴적물의 부유-침강 반복과정에서 부유가 우세하게 발생함으로 상층까지 부유사가 확산되는 것을 알 수 있다.

3.2.2 입사주기 변화

Fig. 8은 입사주기(T_i)에 따른 수면형의 포락선으로 위쪽 선들은 최대수위, 아래쪽 선들은 최소수위를 각각 나타낸다. 여기서 검정색 실선(—)은 $T_i=1.5\text{s}$, 파란색 실선(—)은 $T_i=1.75\text{s}$, 빨간색 실선(—)은 $T_i=2\text{s}$ 이고, H_i 는 7.5cm로 동일하다.

Fig. 8로부터 잠제에 의한 파랑반사의 영향으로 전면에는 부분중복파동장이 형성된다. 그리고 T_i 가 길어질수록 부분중복파의 마디와 배의 거리가 멀어지는 것을 확인할 수 있다. 이 부분중복파동장은 잠제 전면의 소류사 및 부유사의 이동에 큰 영향을 줄 것으로 생각된다. 이에 대한 논의는 후술하는 Fig. 9에서 이어간다.

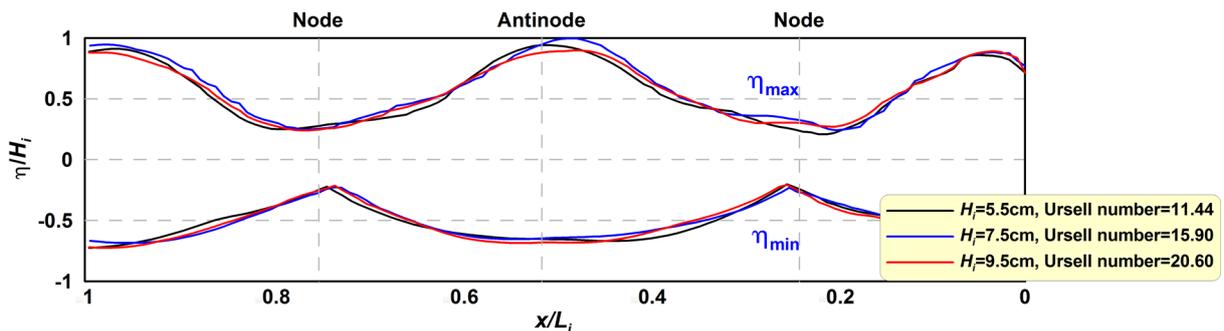


Fig. 6 Partial standing waves due to incident wave heights for $T_i = 1.5 \text{ s}$

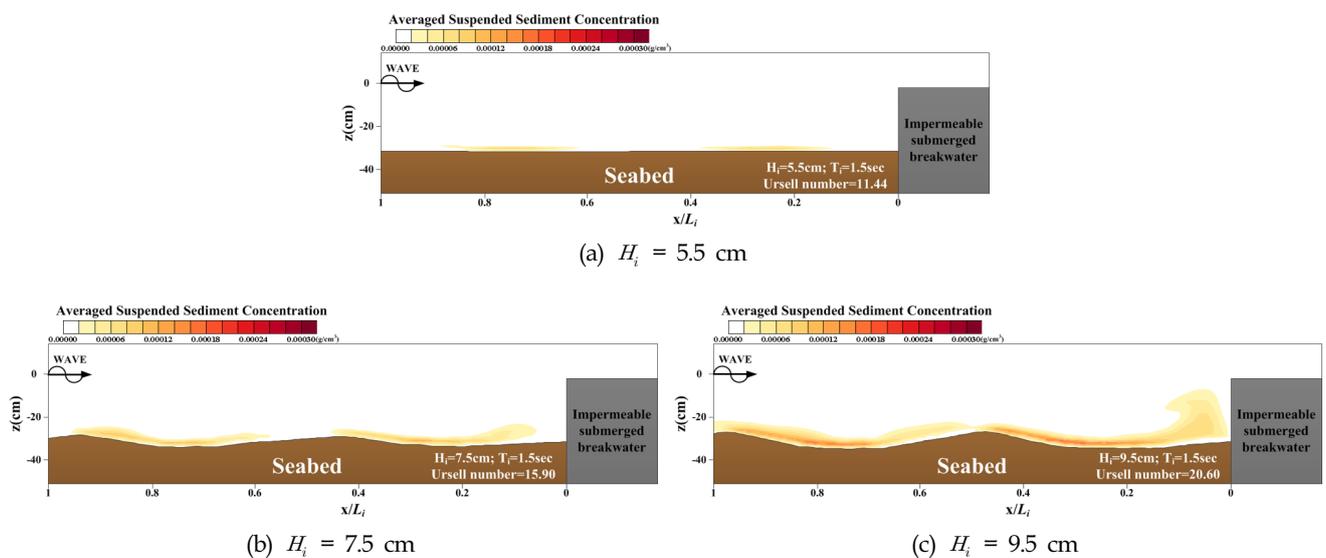


Fig. 7 The topography changes and mean concentrations of suspended sediments in front of an impermeable submerged breakwater due to incident wave heights for $T_i = 1.5 \text{ s}$

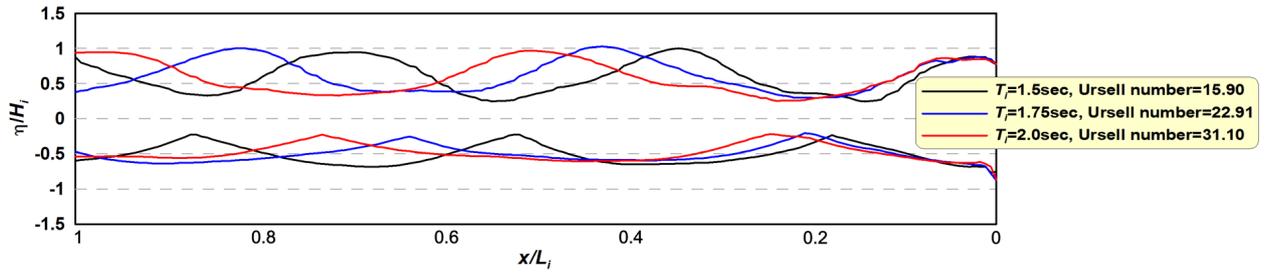


Fig. 8 Partial standing waves due to incident wave periods for $H_i = 7.5$ cm

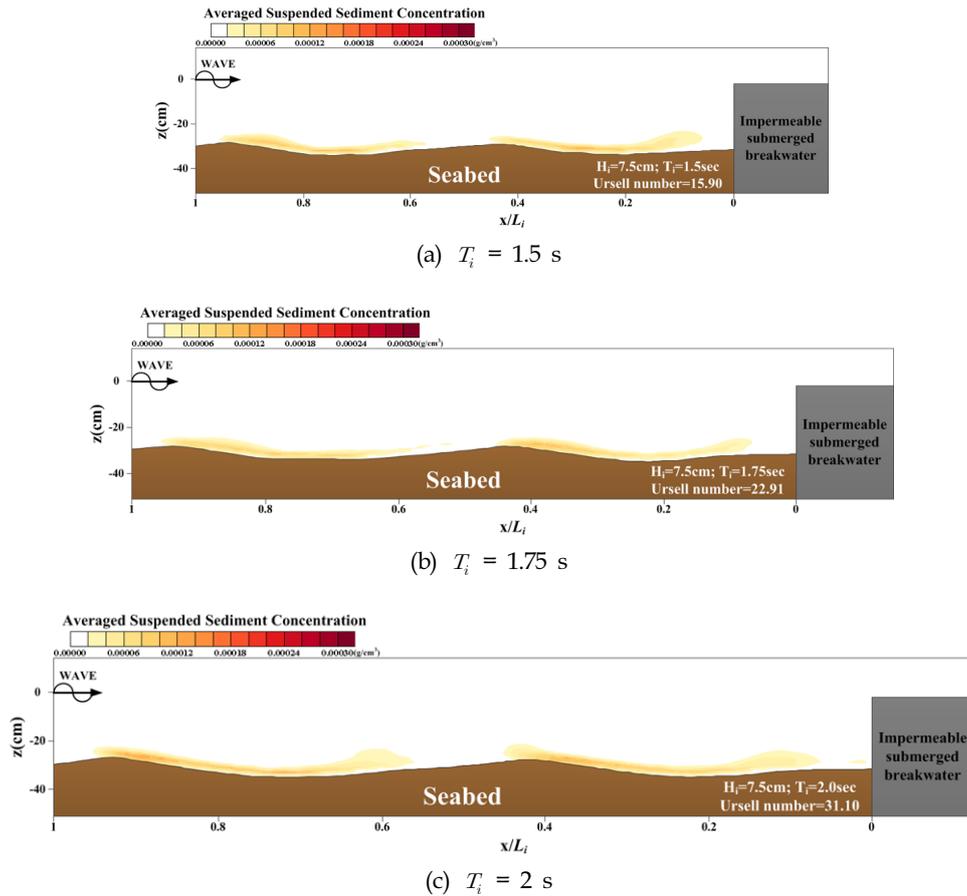


Fig. 9 The topography changes and mean concentrations of suspended sediments in front of an impermeable submerged breakwater due to incident wave periods for $H_i = 7.5$ cm

Fig. 9는 T_i 에 따른 불투과성 잠제 전면의 지형변동과 평균 부유사농도를 각각 나타내며, (a)는 $T_i=1.5s$, (b)는 $T_i=1.75s$, (c)는 $T_i=2s$ 의 경우들이고, H_i 는 7.5cm로 같다.

Fig. 9로부터 Fig. 7에서 논의한 것과 같이 잠제 전면의 부분 중폭과동장에서 수평유속이 우세한 마디 부근에서 세굴, 수직 유속이 우세한 배 부근에서 퇴적이 나타난다. 그리고 Fig. 8에서 확인한 것과 같이 T_i 가 증가할수록 세굴 발생지점과 퇴적 발생 지점의 거리가 멀어질 뿐만 아니라, 세굴 및 퇴적 발생영역이 넓어지는 것을 확인할 수 있다. 또한 상대적으로 마디의 수평유속이 강한 T_i 가 큰 경우에서 해저지만 표면의 평균 부유사농도가 짙은 것을 알 수 있다.

Fig. 10은 불투과성 잠제 전면의 평형 세굴심 및 퇴적고를

Ursell수에 따라 비교한 것으로 마름모(◆)는 Case1($H_i=5.5cm$, $T_i=1.5s$), 사각형(■)은 Case2($H_i=7.5cm$, $T_i=1.5s$), 원(●)는 Case3 ($H_i=9.5cm$, $T_i=1.5s$), 삼각형(▲)은 Case4($H_i=7.5cm$, $T_i=1.75s$), 역삼각형(▼)은 Case5($H_i=7.5cm$, $T_i=2s$)의 경우를 각각 나타낸다.

Fig. 10으로부터 Ursell수가 증가할수록 불투과성 잠제 전면의 세굴심 및 퇴적고가 증가하는 경향을 나타낸다. 특히 $T_i = 1.5s$ 에서 H_i 에 따른 Ursell수 변화(◆, ■, ●), $H_i=7.5cm$ 에서 T_i 에 따른 Ursell수 변화(■, ▲, ▼)가 잠제 전면의 세굴심 및 퇴적고에 미치는 영향이 큰 것을 알 수 있다. 이와 같은 경향은 중폭과동장의 흐름구조에 있어서 파고 또는 주기가 클수록 수직유속 또는 수평유속이 증가하고, 이것에 기인하여 해저지만의 세굴 및 퇴적작용이 크게 발생하는 것으로 이해된다.

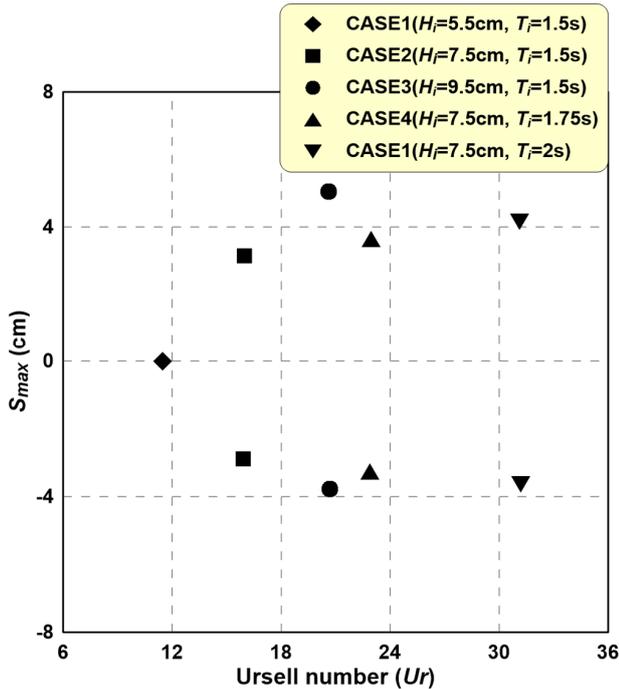


Fig. 10 Equilibrium elevations of scour and deposition due to Ursell numbers

3.3 저질특성에 따른 세굴현상

저질특성에 따른 불투과성 잠재 전면의 지형변동을 수치적으로 조사하기 위하여 입사파랑조건을 Table 2의 Case2($H_i=7.5\text{cm}$, $T_i=1.5\text{s}$)로 고정하고, Table 3의 저질의 평균입경(d_{50}), 공극율(γ_v), 비중(s)을 적용한 수치모의를 수행한다.

Table 3 The conditions of a seabed used in this study

d_{50} [mm]	γ_v	$s(\rho_s/\rho_f)$
0.1, 0.2, 0.3	0.3, 0.4, 0.5	2.15, 2.65, 3.15

3.3.1 저질 입경

Fig. 11은 저질의 평균입경(d_{50})에 따른 불투과성 잠재 전면의 지형변동 및 평균 부유사농도로서 (a)는 $d_{50}=0.1\text{mm}$, (b)는 $d_{50}=0.2\text{mm}$, (c)는 $d_{50}=0.3\text{mm}$ 의 경우를 각각 나타낸다.

Fig. 11에서 앞서 논의한 것과 같이 불투과성 잠재 전면의 부분중복파동장에 의해 지형변동이 발생하는 것을 알 수 있다. 그리고 d_{50} 가 작을수록 저질이 부유하기 쉬워짐으로 Fig. 11(a)에서는 넓은 영역에 걸쳐 부유사가 존재함을 알 수 있다. 반면 d_{50} 가 클수록 침강이 용이함으로 해저지반 표면에서의 부유사농도가 짙어진다. 여기서 뚜렷이 구분되지는 않지만, d_{50} 가 작을수록 평형 세굴심 및 퇴적고가 증가하는 경향을 약하게 나타낸다.

3.3.2 해저지반의 공극율

Fig. 12는 저질의 공극율(γ_v)에 따른 불투과성 잠재 전면의 지형변동과 평균 부유사농도를 나타낸 것이며, (a)는 $\gamma_v=0.3$, (b)는 $\gamma_v=0.4$, (c)는 $\gamma_v=0.5$ 의 경우들이다.

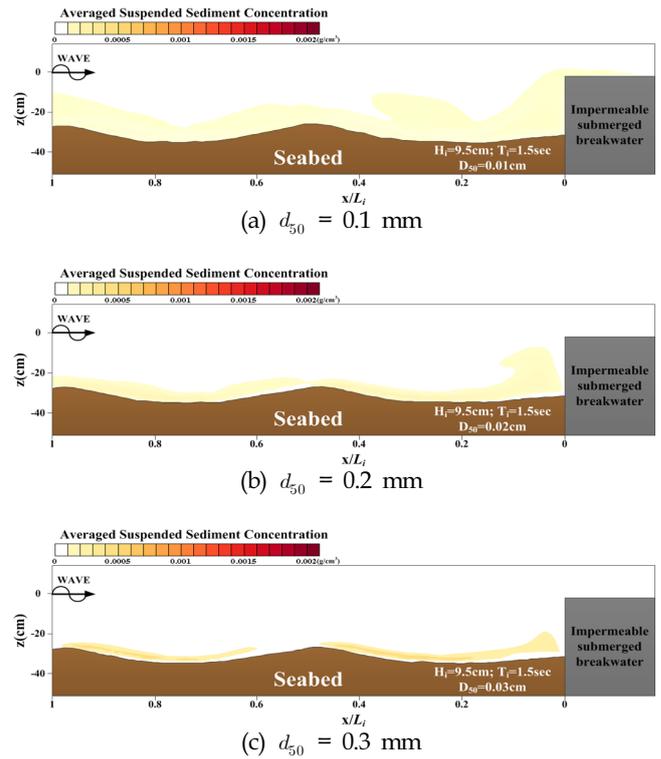


Fig. 11 The topography changes and mean concentrations of suspended sediments in front of an impermeable submerged breakwater due to the average particle diameters of a seabed for $H_i=7.5\text{ cm}$, $T_i=1.5\text{ s}$

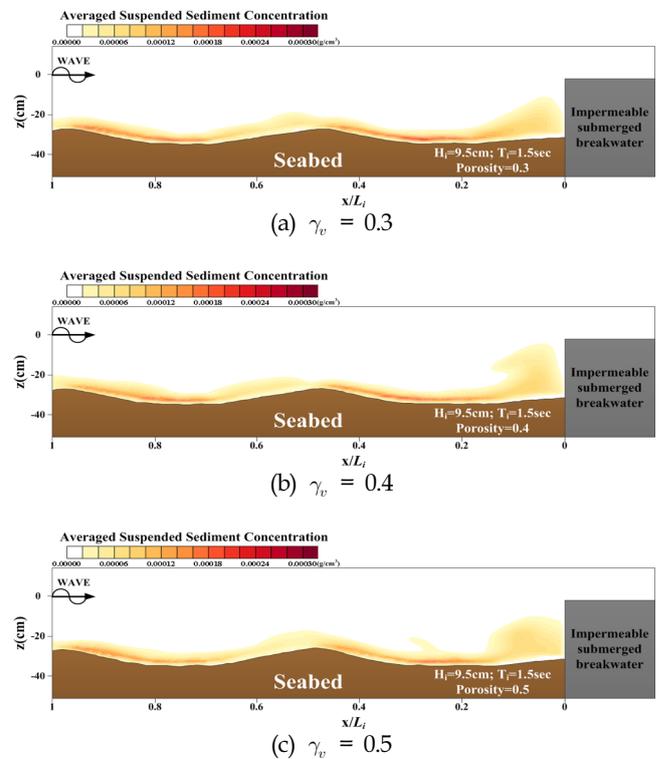


Fig. 12 The topography changes and mean concentrations of suspended sediments in front of an impermeable submerged breakwater due to the porosities of a seabed for $H_i = 7.5\text{ cm}$, $T_i = 1.5\text{ s}$

Fig. 12로부터 전술한 것과 같이 부분중복과동장의 마디 근방에는 침식, 배 근방에는 퇴적이 활발하게 일어나고, γ_v 가 클수록 침식 지역과 퇴적지역의 높이 차이가 증가하는 것을 확인할 수 있다. 그러나 평균 부유사농도는 큰 차이를 나타내지 않는다. 이것은 동일한 저질 이동량에서 γ_v 가 클수록 해저지반의 높이 변화는 증가하나, 부유사의 부유량은 큰 변화가 없기 때문이다.

3.3.3 저질 비중

Fig. 13은 저질 비중(s)에 따른 불투과성 잠제 전면의 지형변동과 평균 부유사농도이며, (a)는 $s=2.1$, (b)는 $s=2.6$, (c)는 $s=3.1$ 의 경우를 각각 나타낸다.

Fig. 13으로부터 s 가 작을수록 부분중복과동장의 마디에서는 침식현상, 배에서는 퇴적현상이 활발하게 나타난다. 이것은 s 가 작을수록 작은 유속에도 저질이 이동하기 때문이다. 그 결과 불투과성 전면의 세굴심 및 퇴적고가 증가하는 경향을 보인다.

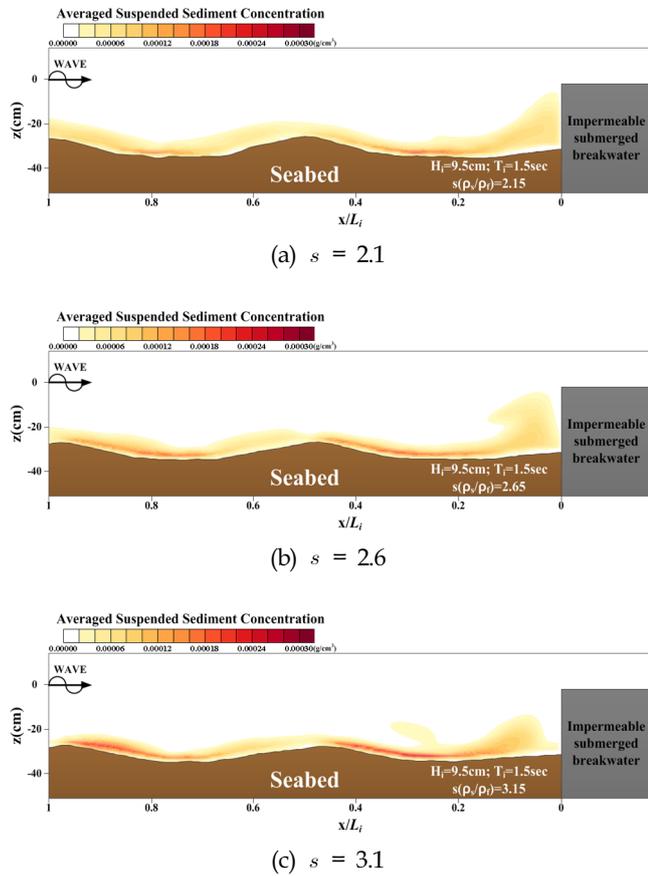


Fig. 13 The topography changes and mean concentrations of suspended sediments in front of an impermeable submerged breakwater due to the specific gravities of a seabed for $H_i = 7.5$ cm, $T_i = 1.5$ s

3.4 잠제 제원에 따른 세굴현상

잠제 제원 및 형상에 따른 불투과성 잠제 전면의 지형변동특성을 수치적으로 조사하기 위하여 입사파랑조건을 Table 2의 Case3($H_i=9.5$ cm, $T_i=1.5$ s)로 고정하고, Table 4와 같이 잠제의 비탈면 경사, 마루높이에 따른 수치시물레이션을 수행한다.

Table 4 The conditions of an impermeable submerged breakwater used in this study

S	h_c [cm]
$\infty, 1:0.5, 1:1$	-2, -4, 4

3.4.1 비탈면 경사

Fig. 14는 불투과성 잠제의 비탈면 경사(S)에 따른 지형변동 및 평균 부유사농도를 나타낸다. Fig. 14에서 (a)는 $S=\infty$, (b)는 $S=1:0.5$, (c)는 $S=1:1$ 의 경우이다.

Fig. 14에서 잠제의 비탈면경사가 완만해질수록 부분중복과동장에서 마디의 침식현상, 배의 퇴적현상이 약해지고, 평균 부유사농도 역시 떨어진다. 이것은 비탈면경사가 완만할수록 파랑반사가 줄어들어 잠제 전면의 부분중복과동장이 약해지기 때문이다. 그 결과 부분중복과동장의 배와 마디가 이동하고, 그 영향으로 S 에 따라 세굴 및 퇴적 지역이 달라지는 것을 알 수 있다.

Fig. 15는 불투과성 잠제의 비탈면경사(S)에 따른 파랑반사가 평형 세굴심과 퇴적고에 미치는 영향을 분석하기 위해 나타낸 것이다. Fig. 15에서 (a) 파랑반사계수, (b)는 평형 세굴심과 퇴적고를 각각 나타낸다. 여기서 원(●)은 비탈면 경사가 1:1, 마름모(◆)는 비탈면경사가 1:0.5, 삼각형(▲)은 직립잠제의 경우이다.

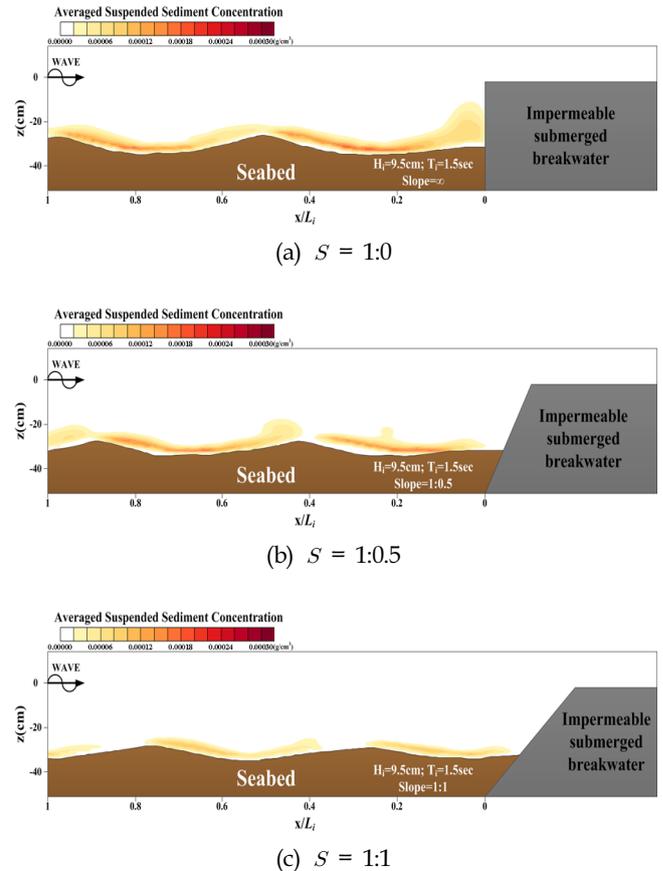


Fig. 14 The topography changes and mean concentrations of suspended sediments in front of an impermeable submerged breakwater due to the slope angles for $H_i = 7.5$ cm, $T_i = 1.5$ s

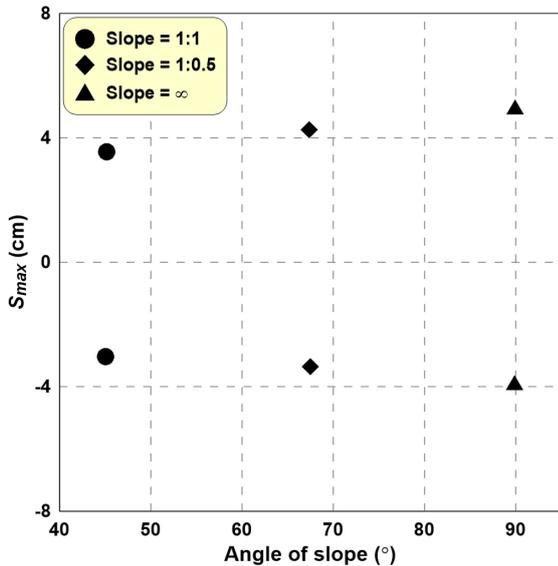
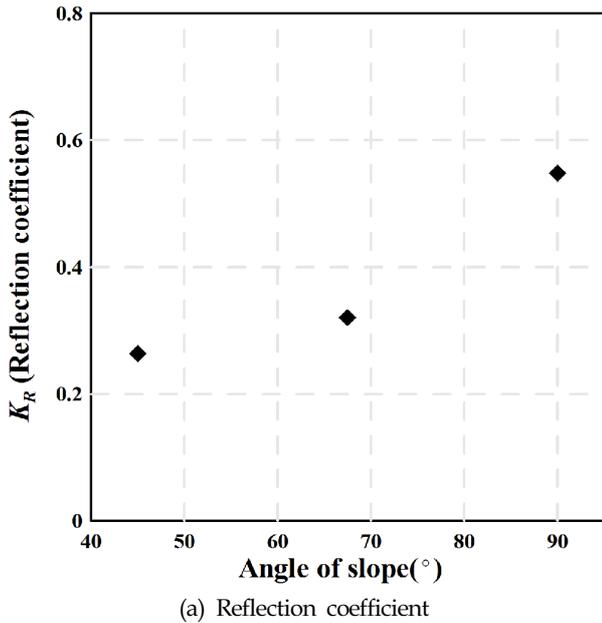


Fig. 15 The correlation between wave reflection and scour/deposition due to slope angles of an impermeable and submerged breakwater

Fig. 15 (a)에서는 일반적으로 비탈면경사가 급할수록 파랑반사계수가 증가하는 경향을 잘 보여주고 있다. 그 결과 비탈면경사가 급할수록 잠제 전면의 중복파동장은 완전중복파동장에 가깝게 발생하게 된다. 이 때문에 Fig. 14에서 확인한 것과 같이 불투과성 잠제 전면의 평형 세굴심 및 퇴적고가 함께 커지는 것을 알 수 있다. 이로써 Cater et al.(1973)이 보고한 것과 같이 구조물 주변의 지형변동은 중복파동장과 매우 밀접한 관계가 있는 것을 재확인할 수 있다.

3.4.2 마루높이의 변화

Fig. 16은 불투과성 구조물의 마루높이(h_c)에 지형변동 및 평

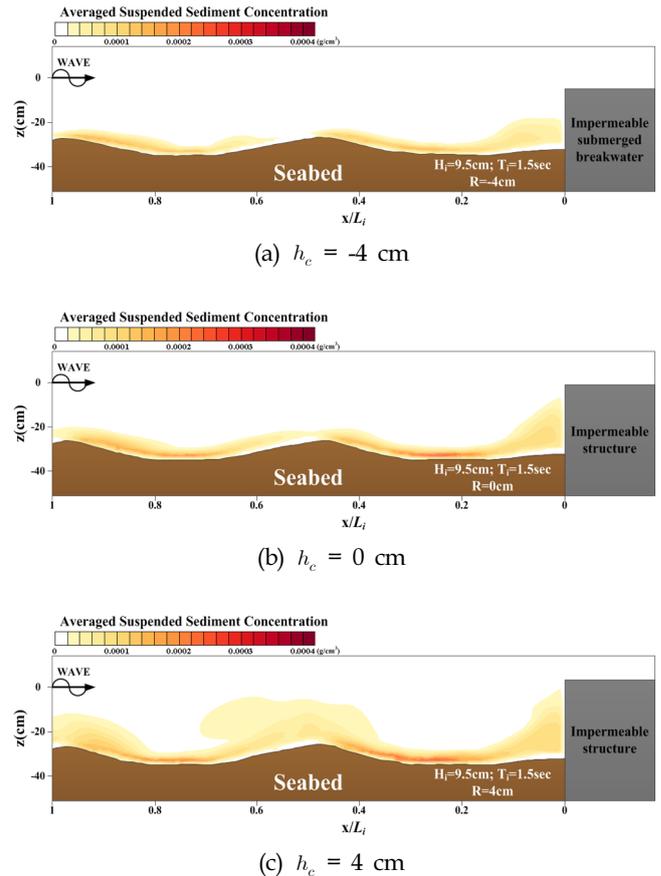


Fig. 16 The topography changes and mean concentrations of suspended sediments in front of an impermeable submerged breakwater due to the crown heights for $H_i = 7.5$ cm, $T_i = 1.5$ s

균 부유사농도이다. Fig. 16에서 (a)는 마루수심이 4cm인 잠제, (b)는 마루와 정수면이 같은 경우, (c)는 마루가 수면 밖으로 돌출된 경우를 각각 나타낸다.

Fig. 16으로부터 잠제의 마루높이가 높을수록 파랑반사가 커지기 때문에 부분중복파랑이 심화된다. 이것에 기인하여 마디에서의 세굴현상, 배에서의 퇴적현상이 크게 발생할 뿐만 아니라, 해저지반 표면의 평균 부유사농도 또한 짙어진다.

불투과성 잠제의 형상에 따른 지형변동 연성모의 결과들로부터 파랑반사에 의한 중복파동장 형성과 매우 밀접한 관계가 있으며, 중복파동장이 심화될수록 세굴심 및 퇴적고가 증가하는 것을 확인할 수 있었다.

4. 결론 및 고찰

본 연구에서는 2차원 파동장 모델(LES-WASS-2D; Lee et al., 2016)과 개발한 2차원 지형변동 모델간의 연성모델(HYMO-WASS-2D)을 제안하였다. 그리고 Lee and Mizutani(2006), Lee and Mizutani(2008)의 수리모형실험과 비교하여 제안한 연성모델의 타당성 및 유효성을 확인할 수 있었다. 입사조건, 해저지반조건, 잠제 형상에 따른 수치시뮬레이션으로부터 불투과성

잠재 전면의 세굴 및 퇴적특성을 논의하였다. 이로부터 얻어진 주요한 연구결과들은 아래와 같다.

(1) 유체-지반의 비선형 상호작용에 의한 소류사 및 부유사를 해석할 수 있는 단면 지형변동 모델을 개발하였다.

(2) 부유사농도에 따른 유체 상태방정식, 이류-확산방정식, 지반의 공극을 산정식을 도입하여 파동장 모델과 지형변동 모델 간의 연성해석방법을 제안하였다.

(3) 수리모형실험에서 얻어진 불투과성 잠제 전후의 시간과형, 해저지반 내부의 간극수압, 외해쪽의 지형변동과의 비교·검토를 진행하였다. 그 결과 개발한 연성모델이 계측된 현상을 잘 재현하였다.

(4) 다양한 입사파랑조건, 해저지반조건, 잠제 형상에 따른 지형변동 모의를 통해 잠제 전면의 중복파동장과의 관계를 이해할 수 있었다.

(5) 파랑반사가 증가하여 부분중복파동장이 심화될수록 잠제 전면의 평형 세굴심 및 퇴적고가 증가함을 알 수 있었다.

이상의 연구결과를 종합하면, 본 연구에서 개발한 단면 2차원 연성모델의 타당성 및 유효성이 충분히 검토되었다고 판단된다. 그리고 연성수치해석으로부터 불투과성 잠제 전면의 세굴 및 퇴적현상에 대한 정성적인 분석을 수행할 수 있었다. 향후에는 다양한 조건에 대한 추가적인 검증을 수행하여 수치모델의 범용성 및 정확도를 향상시킬 것이다. 그 다음에는 다양한 해안구조물 주변의 유체-지반의 비선형 상호작용에 의한 세굴현상을 정량적으로 분석할 계획이다.

후 기

이 논문은 2016년 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(연안침식 대응기술 개발). 또한 본 연구는 국토교통부 국토교통기술촉진연구사업의 연구비지원(14CRTL-B063773-03)에 의해 수행되었음.

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, 49-63.
- Brackbill, J.U., Kothe, D.B., Zemach, C., 1992. A Continuum Model for Modeling Surface Tension. *Journal of Computational Physics*, 100, 335-354.
- Carter, T.G., Liu, P.L-F., Mei, C.C., 1973. Mass Transport by Waves and Offshore Sand Bedforms. *Journal of the Waterways Harbors and Coastal Engineering Division*, 99, 165-184.
- Cheng, N.S., 2008. Formulas for Friction Factor in Transitional Regimes. *Journal of Hydraulic Engineering*, 134, 1357-1362.
- Cheng, N.S., Chiew, Y.M., 1998. Modified Logarithmic Law for Velocity Distribution Subjected to Upward Seepage. *Journal of Hydraulic Engineering*, 124, 1235-1241.
- Einstein, H.A., Chien, N., 1955. Effects of Heavy Sediment Concentration near the Bed on Velocity and Sediment Distribution. U.S. Army Engineer Division, Missouri River, MRD Sediment Series, 8, 78.
- Ford D.E., Johnson L.S., 1986. An Assessment of Reservoir Mixing Process. Technical Report E-86-7, U.S. Army Engineers Waterways Experiment Station, Vicksburg, 147.
- Germano, M., Piomelli, U., Moin, P., Cabot, W.H., 1991. A Dynamic Subgrid-Scale Eddy Viscosity Model. *Physics of Fluids*, 3, 1760-1765.
- Hsu, J.R.C., Silvester, R., 1989. Model Test Results of Scour along Breakwaters. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, 115, 66-85.
- Hughes, S.A., Fowler, J.E., 1991. Wave-Induced Scour Prediction at Vertical Walls. *Proceeding of Coastal Sediments '91*, Seattle, ASCE, 2, 1886-1900.
- 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(in Korean).
- Hur, D.S., Lee, K.H., Choi, D.S., 2011. Effect of the Slope Gradient of Submerged Breakwaters on Wave Energy Dissipation. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 5, 83-98.
- Hur, D.S., Jeon, H.S., 2011. Development of Numerical Model for Scour Analysis under Wave Loads in Front of an Impermeable Submerged Breakwater. *Journal of The Korean Society of Civil Engineers*, 31(5B), 483-489(in Korean).
- Lambe, T.W., Whitman, R.V., 1969. *Soil Mechanics*. John Wiley & Sons, New York, 553.
- Lee, W.D., Hur, D.S., 2014. 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 Engineer*, 34(5), 1463-1476(in Korean).
- Lee, W.D., Hur, D.S., Kim, H.S., Jo, H.J., 2016. Numerical Analysis on Self-Burial Mechanism of Submarine Pipeline with Spoiler under Steady Flow. *Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 28(3), 146-159(in Korean).
- Lee, K.H., Mizutani, N., 2006. Local Scour near a Vertical Submerged Breakwater and Development of Its Time Domain Analysis. *Annual Journal of Coastal Engineering*, 53, 501-505(in Japanese).
- Lee, K.H., Mizutani, N., 2008. Experimental Study on Scour Occurring at a Vertical Impermeable Submerged Breakwater. *Applied Ocean Research*, 30, 92-99.
- Lesser, G.R., Roelvink, J.A., van Kester, J.A.T.M., Stelling, G.S., 2004. Development and Validation of a Three-Dimensional Morphological Model. *Coastal Engineering*, 51, 883-915.
- Lilly, D.K., 1992. A Proposed Modification of the Germano Subgrid-Scale Closure Method. *Physics of Fluids*, 4, 633-635.
- Losada, I.J., Silva, R., Losada, M.A., 1997. Effects of Reflective Vertical Structures Permeability on Random Wave Kinematics.

- Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering, 123, 347-353.
- Roulund, A., Sumer, B.M., Fredsøe, J., Michelsen, J., 2005. Numerical and Experimental Investigation of Flow and Scour around a Aircular Pile. *Journal of Fluid Mechanics*, 534, 351-401.
- Silvester, R., 1990. Scour around Breakwaters and Submerged Structures. *Handbook of Coastal and Ocean Engineering*, 2, 959-996.
- Silvester, R., Hsu, J.R.C., 1989. Sines Revisited. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, 115, 327-344.
- Smagorinsky, J., 1963. General Circulation Experiments with the Primitive Equation. *Monthly Weather Review*, 91(3), 99-164.
- Soulsby, R.L., 1997. *Dynamics of Marine Sands*. Thomas Relford Publications, 249.
- Soulsby, R.L., Whitehouse, R.J.S.W., 1997. Threshold of Sediment Motion in Coastal Environments. *Pacific Coasts and Ports '97: Proceedings of the 13th Australasian Coastal and Ocean Engineering Conference and the 6th Australasian Port and Harbour Conference*, 1, 149-154.
- Sutherland, J., O'Donoghue, T., 1998. Wave Phase Shift at Coastal Structures. *Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering*, 124, 90-98.
- Sumer, B.M., Fredsøe, J., 1997. Scour at the Head of a Vertical-Wall Breakwater. *Coastal Engineering*, 29, 201-230.
- Sumer, B.M., Fredsøe, J., 2000. Experimental Study of 2D Scour and Its Protection at a Rubble-Mound Breakwater. *Coastal Engineering*, 40, 59-87.
- Sumer, B.M., Fredsøe, J., 2002. *The Mechanics of Scour in the Marine Environment*. World Scientific, *Advaned Series on Ocean Eengineering*, 17, 519.
- van Rijn, L.C., 1984a. Sediment Transport, Part I: Bed Load Transport. *Journal of Hydraulic Engineering*, 110, 1431-1456.
- van Rijn, L.C., 1984b. Sediment Transport, Part II: Suspended Load Transport. *Journal of Hydraulic Engineering*, 110, 1613-1641.
- van Rijn, L.C., Walstra, D.J.R., 2003. *Modelling of Sand Transport in DELFT3D*. WL|Delft Delft Hydraulics Report Z3624, Delft University of Technology, The Netherlands.
- Xie, S.L., 1981. *Scouring Patterns in Front of Vertical Breakwaters and Their Influences on the Stability of the Foundation of the Breakwaters*. Report, Department of Civil Engineering, Delft University of Technology, The Netherlands, 61.
- Xiong, Y., 2010. *Coupling Sediment Transport and Water Quality Models*. Ph.D. Thesis, Mississippi State University, USA, 275.

Wave-induced Currents using XBEACH Model after Beach Nourishment at Haeundae Beach

Tae-Soon Kang*, Myeong-Won Park**, Jin-Seok Kim* and Jong-Sup Lee***

*Department of Coastal Management, GeoSystem Research Corp., Gumpo, Korea

**Oceanographic Observation Division, Korea Hydrographic and Oceanographic Agency, Busan, Korea

***Department of Civil Engineering, Pukyong National University, Busan, Korea

XBEACH 모형에 의한 해운대 해수욕장 양빈후의 해빈류 특성 변화

강태순* · 박명원** · 김진석* · 이종섭***

*(주)지오시스템리서치 연안관리부

**국립해양조사원 해양관측과

***부경대학교 토목공학과

KEY WORDS: Haeundae Beach 해운대 해변, XBEACH model XBEACH 모형, Beach nourishment 해변 양빈, Wave-induced currents 해빈류

ABSTRACT: In this study, to predict the effect of beach nourishment at Haeundae Beach, the waves and wave-induced currents were compared before and after beach nourishment using the XBEACH model. Representative wave conditions were determined for the data observed during 2014 (KHOA). Then, the H_s,max and $H_s,1/10$ values, and their prevalent directions, were used in the numerical modeling input data. A variable grid system was used for the 5 km × 2.5 km model areas, and irregular waves based on the JONSWAP spectrum were given as incident wave conditions. In the summer season, eastward wave-induced currents were developed along the beach by the incident wave direction. Before the beach nourishment, the maximum speed around the surf zone was 1.2-1.5 m/s in the central zone of the beach, whereas the maximum speed increased to 1.4-1.6 m/s at the same areas when the currents toward Mipo Harbor were blocked as an effect of the groins after the beach nourishment. In the winter season, westward wave-induced currents were developed along the beach by the incident wave direction. After the beach nourishment, the maximum current speed increased slightly around the surf zone in the central area of the beach, and the littoral current speed decreased at the submerged breakwaters located at Dongbaek Island. As a result, after the beach nourishment, the maximum wave-induced currents increased about 10% in the surf zone of the central area of the beach.

1. 서 론

본 연구의 대상지역인 해운대 해수욕장은 국내 최대의 해수욕장으로서 도심 속에 위치하여 해운대 관광특구의 중추적인 역할을 담당하고 있다. 그러나 최근 호안도로의 건설, 춘천의 복개 등 주변지역의 도시화로 인해 모래공급원이 감소되었고 백사장 모래 유실로 인해 해변의 폭 및 길이가 점차적으로 감소되어 사회적 문제로 대두되고 있다(Tac, 2008). 이러한 표사이동 및 해변변형에 영향을 주는 성분은 파랑과 파랑에 의해 발생하는 흐름 등 여러 가지 성분들이 있다. 이에 대한 연구사례를 살펴보면, Kim(1988)은 해빈류의 유향과 지형변동의 경험적 고유함수법을

사용하여 해운대 해수욕장의 해변변형을 연구하였고 Tac(2008)은 해운대 해수욕장의 계절별 표사수치를 파랑, 해빈류 및 조석류를 고려하여 분석하였다. Yoon(2009)은 낙동강 하구역에서 파랑, 조석, 하천류 등 다양한 외력요소를 고려하여 표사이동을 연구하였으며 Kim et al.(2013)은 계절별 대표파랑과 이상파에 대한 해빈류 및 표사이동에 관해 연구한 바 있다.

최근 해운대 해수욕장 해변 침식문제에 대한 대책으로 2012년부터 2017년까지 5년에 걸친 해운대 연안정비사업이 진행 중에 있다. 이에 따른 해운대 해수욕장의 양빈 후 지형변화를 파악하기 위해서는 양빈 전·후의 계절적인 파랑 및 해빈류 특성 변화를 파악할 필요가 있다. 본 연구의 목적은 흐름, 지형변화 등 연

Received 16 October 2015, revised 1 December 2016, accepted 16 December 2016

Corresponding author Jong-Sup Lee: +82-51-629-6066, jslee@pknu.ac.kr

© 2016, 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.

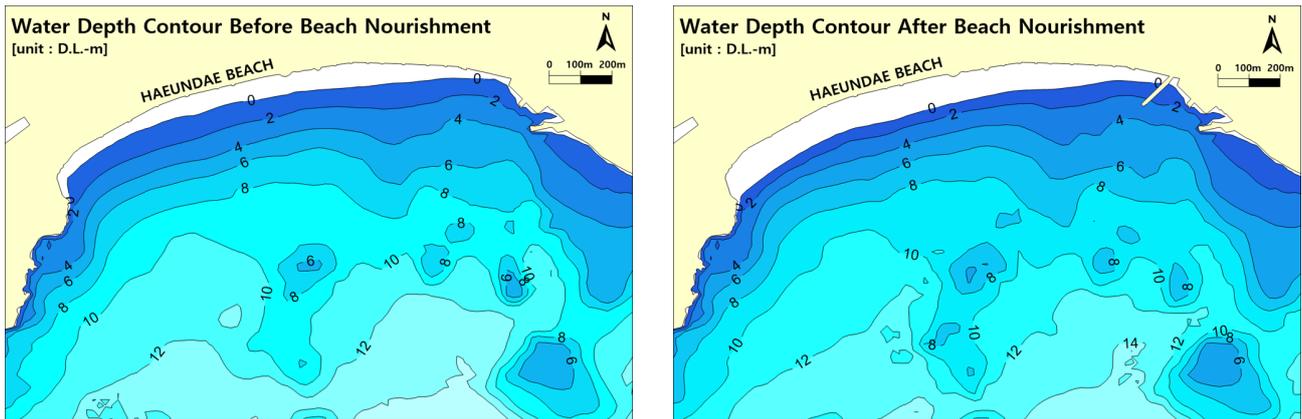


Fig. 1 Water depth contour before (left) and after (right) beach nourishment in Haeundae Beach

안의 과정들을 수치모의 할 수 있는 XBEACH 모델(Extreme beach behaviour model)을 이용하여 양빈 전·후의 계절적인 파랑 및 해빈류 특성 변화를 예측하고 해운대 해수욕장의 양빈 후의 지형변화에 대한 개략적 고찰을 수행하고자 한다.

2. 현장관측 및 자료분석

2.1 해운대 해수욕장 양빈 전·후의 지형특성

본 연구의 대상지역인 해운대 해수욕장은 해빈 길이 1.5km, 폭 30~50m에 이르는 우리나라 최대의 해수욕장이다. 하지만 최근 침식문제로 인하여 매년 해빈의 면적 및 폭이 감소하고 있다. 이에 해빈 침식문제에 대한 대책으로 해운대 연안정비사업이 진행 중에 있다. 해운대 연안정비사업의 일환으로 2회에 걸쳐 양빈사 581,185 m^3 를 들여 해빈폭을 평균 약 100m까지 넓히고 모래 유실 및 해빈 침식을 방지하기 위하여 미포측 돌제 110m 및 잠제 180m, 동백섬측 잠제 150m 및 모래유실방지공 45m를 설치하는 공사가 시행되었다.

Fig. 1은 해운대 해수욕장의 양빈 전 2013년 10월과 양빈 후 2014년 10월의 수심 분포도를 나타내고, Fig. 2는 양빈 전·후의 수심변화량을 나타낸다. 양빈 전 해운대 해수욕장 연안의 해빈 경사는 완만하였으나 양빈 후에는 욕장 중심의 양빈 영향으로 해빈경사가 다소 가파르게 변하였으며, 상대적으로 깊은 수심 지역은 큰 변화가 없는 것으로 파악되었다. 그리고 해운대 해수욕장 전면 해역은 대부분 암반지대가 분포하고 있으며 특히 미포항 전면 해역에서 원형천퇴 등의 암반층이 분포하여 수심이 복잡하게 나타난다. 이러한 해운대 해수욕장 전면의 해저천퇴에 따른 복잡한 수심의 영향으로 파랑의 굴절 및 회절이 발생하고, 파향이 서로 다른 파랑들이 해안에 전파 및 쇄파되어 해운대 해수욕장 연안에서 이안류가 자주 발생하고 있다. 양빈 후 해운대 해수욕장의 평균 해빈 폭은 크게 증가하여 전체적으로 해안선이 외해 쪽으로 전진하였다. 이에 따른 양빈 및 구조물에 의한 해수욕장 전면의 수심 및 지형변화로 인한 해빈류 특성 변화가 예상된다.

2.2 계절별 대표파랑 선정

해운대 해수욕장 수치모의의 초기조건 및 외력조건을 산정하

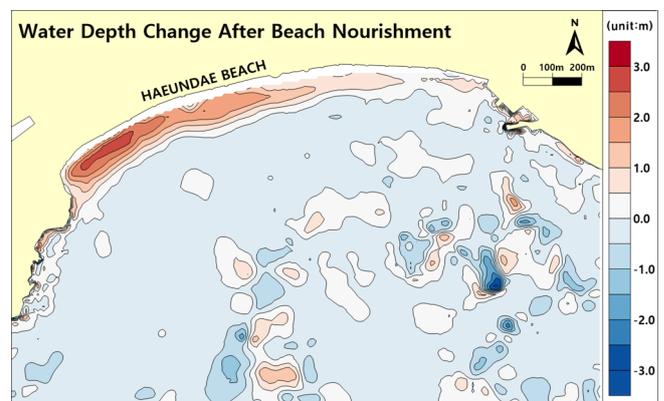


Fig. 2 Water depth change after beach nourishment in Haeundae Beach



Fig. 3 Wave observation station in Haeundae Beach

기 위해 국립해양조사원의 해운대 해수욕장 해양관측부이 W1 지점에서 실시간으로 관측하고 있는 파랑데이터 중 2013년 12월에서 2014년 11월까지 1년간의 데이터를 분석하여 대표파고 및 파향을 선정하였다. Fig. 3은 해운대 해수욕장 해양관측부이의 위치를 나타낸다.

계절별 대표파고는 관측된 유의파고 H_s 를 사용하여 최대 유의파($H_{s,max}$) 및 유의파 중 상위 10%의 평균값($H_{s,1/10}$)을 계산

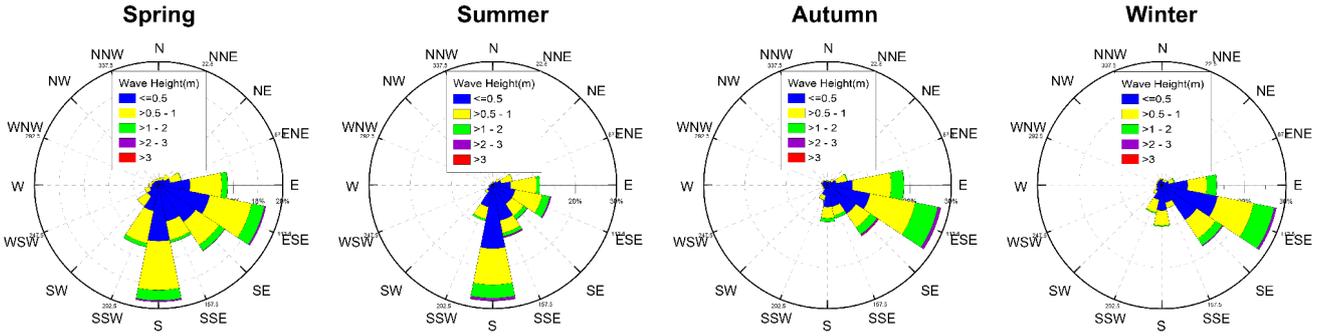


Fig. 4 Wave rose diagram in Haeundae, 2014

Table 1. Representative wave height in Haeundae, 2014

Waves		Spring	Summer	Autumn	Winter
$H_{s,max}$	Height [m]	3.09	3.64	3.67	2.90
	Period [s]	7.65	11.43	9.89	9.22
$H_{s,1/10}$	Height [m]	1.30	1.51	1.60	1.44
	Period [s]	6.80	7.68	8.01	7.74

하여 수치모형의 외력조건으로 사용하였다. Table 1은 해운대 해수욕장의 2014년 계절별 대표파고를 나타낸다. 2014년 1년간의 파고 분석결과 하계와 추계 기간 동안의 파고가 3.64m, 3.67m로 가장 크게 나타났다. 이는 하계에는 태풍 할롱(1411), 나크리(1412), 추계에는 태풍 봉풍(1419)의 영향으로 최대 유의파가 크게 나타난 것으로 판단된다. 계절별 대표 파향으로는 발생빈도가 가장 많은 파향을 선정하였으며 시기적으로 봄에 해당하는 3~5월에는 S(South) 계열과 ESE(East south east) 계열의 파가 우세하였고 여름에 해당하는 6~8월에는 S 계열의 파가 우세하였으며 가을, 겨울에 해당하는 9~11월, 12~2월에는 ESE 계열의 파가 우세하였다. Fig. 4는 2014년 1년간 관측된 입사파의 파랑장미도를 나타낸다. 본 연구에서는 각 입사파향별 해수욕장의 해변류 특성을 파악하기 위해 S 계열의 파가 우세한 계절 중 하계, ESE 계열의 파가 우세한 계절 중 동계를 대상으로 해변류 수치모의를 수행하였다.

3. XBEACH 모형의 소개와 현지적용

3.1 XBEACH 모형의 소개

XBEACH(Roelvink et al., 2009) 모형은 연안의 파의 전파, 흐름, 표사이동 및 지형변화에 대하여 변화하는 파랑과 흐름경계 조건을 고려하여 수치모의를 할 수 있는 2차원 모델이다(Delft University of Technology and Deltares, 2010). 낮은 주파수를 가지는 흐름의 경우 천수방정식을 이용하며, 파에 의한 질량플럭스와 연속적인 흐름을 고려하기 위하여 수심평균된 일반화된 라그랑지 평균(Generalized Lagrangian Mean, GLM) 공식(Andrews and McIntyre, 1978a; Andrews and McIntyre, 1978b; Walstra et al., 2000)을 사용한다. 이러한 구조에서 운동방정식과 연속방정식은 라그랑지 속도 u^L 의 항으로 표현되고 이것은 한파의 주기에서 수립자가 이동한 거리를 주기로 나누

어주는 것으로 정의된다.

라그랑지 평균 운동량 방정식과 연속방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial u^L}{\partial t} + u^L \frac{\partial u^L}{\partial x} + v^L \frac{\partial u^L}{\partial y} - f v^L - \nu_h \left(\frac{\partial^2 u^L}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u^L}{\partial y^2} \right) = \frac{\tau_{sx}}{\rho h} - \frac{\tau_{bx}^E}{\rho h} - g \frac{\partial \eta}{\partial x} + \frac{F_x}{\rho h} \tag{1}$$

$$\frac{\partial v^L}{\partial t} + u^L \frac{\partial v^L}{\partial x} + v^L \frac{\partial v^L}{\partial y} - f u^L - \nu_h \left(\frac{\partial^2 v^L}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v^L}{\partial y^2} \right) = \frac{\tau_{sy}}{\rho h} - \frac{\tau_{by}^E}{\rho h} - g \frac{\partial \eta}{\partial y} + \frac{F_y}{\rho h} \tag{2}$$

$$\frac{\partial \eta}{\partial t} + \frac{\partial hu^L}{\partial x} + \frac{\partial hv^L}{\partial y} = 0 \tag{3}$$

여기에서 τ_{bx} , τ_{by} 는 저면전단응력이고 η 는 수위, F_x , F_y 는 파에 의한 응력, ν_h 는 수평외동점성계수 그리고 f 는 코리올리계수이다. 저면전단응력항은 저면에서 오일러 속도를 가지고 계산되고 라그랑지 평균 속도를 가지지 않는다.

라그랑지 속도(u^L , v^L)와 오일러 속도(u^E , v^E)와의 관계는 다음과 같다.

$$u^L = u^E + u^S \text{ and } v^L = v^E + v^S \tag{4}$$

여기에서 u^S 와 v^S 는 각각 x와 y방향의 Stokes drift를 나타낸다(Phillips, 1977).

$$u^S = \frac{E_w \cos \theta}{\rho h c} \text{ and } v^S = \frac{E_w \sin \theta}{\rho h c} \tag{5}$$

여기에서 파군의 변화하는 단파에너지와 방향은 파동의 작용평형방정식(Wave action balance equation)으로부터 얻어진다. 또한, 흐름계산에 대한 경계조건들은 (u^L , v^L)과 (u^E , v^E)의 함수로서 표현된다.

$$u^E = u^L - u^S \text{ and } v^E = v^L - v^S \tag{6}$$

Fig. 5는 XBEACH 모형의 흐름도를 나타낸다.

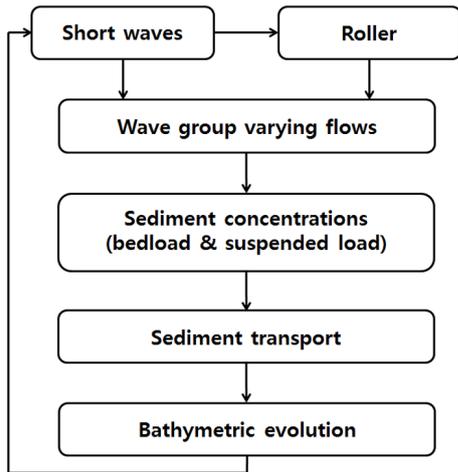


Fig. 5 Flowchart of XBEACH model

3.2 XBEACH 모형의 현지적용

수치모형의 계산영역은 해운대 해수욕장을 중심으로 동서방향 5.0km, 남북방향 2.5km로 설정하였다. 격자체계는 직교가변 격자체로 구성하였으며 최대격자는 10m, 최소격자는 5m로 격자수는 700×350로 설정하였다(Fig. 6). 모형의 수치모의결과는 연안부근의 상세역 결과만을 나타내었다. 수치모형의 외력조건은 앞에서 선정한 $H_{s,max}$ 와 $H_{s,1/10}$ 중 연안 주변의 구조물과 연안의 흐름에 가장 크게 영향을 미칠 것으로 판단되는 $H_{s,max}$ 를 사용하였다. 파의 생성은 불규칙파에 대한 수치모의를 수행하기 위해 해안선과 평행한 외해경계에서 JONSWAP(Joint North Sea wave project) 스펙트럼을 사용하여 조파하였다. JONSWAP 스펙트럼을 사용할 경우 첨두계수(Peak enhancement factor)를 결정해야 하나, 본 연구에서는 해당지역의 파랑스펙트럼 부채로 일반적으로 광대역과 협대역 파랑분포를 구분하는 경계값인 첨두계수 $\gamma=3.3$ 을 사용하였다. 그리고 XBEACH 모형의 두 가지 모드인 Hydrostatic mode와 Non-hydrostatic mode 중 Hydrostatic mode를 사용하여 계산하였다. Hydrostatic mode는 장파와 흐름으로부터 단파의 변화가 계산되어져 나와 계산 시간을 단축할 수 있다는 장점이 있고 기존의 Surf beat 모형과 비교하여 평균 파향 예측이 필요하지 않으며 서로 다른 파군이 서로 다른 방향에서 이동하는 것을 허용한다. 수치계산영역의

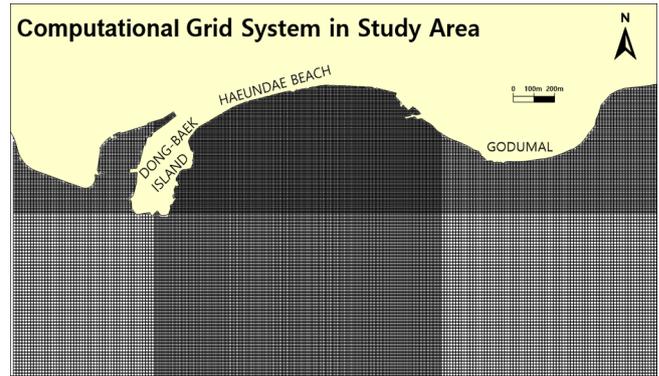


Fig. 6 Grid system in the study area

Table 2. Initial conditions of numerical simulation

Initial condition		Summer	Winter
Wave condition	Height [m]	3.64	2.9
	Period [s]	11.43	9.22
	Direction [°]	S	ESE
Basin [m]		5.0 × 2.5 km	
Grid system	Grids	700 × 350	
		$\Delta x = \Delta y = 5\sim 10$ m (Variable grid)	

경계조건으로 외해경계에는 약반사조건을 사용하여 반사파의 영향을 최대한 줄였으며 해안선과 직각방향의 수평경계에서는 Neumann의 경계조건을 사용하여 종단방향의 속도가 경계를 따라 동일하게 설정되도록 하였다. 또한 XBEACH 모형은 Ruessink의 접근법(Ruessink et al., 2001)에 의해 저면전단응력을 계산하였다. 여기서 저면마찰계수는 전형적으로 모래 해변에서 많이 사용되는 Chezy 계수 $55m^{1/2}s^{-1}$ 를 사용하여 계산하였다. Table 2에는 수치모형의 초기조건을 나타내었다.

4. 해빈류 관측자료와 비교·검토

4.1 양변전

본 연구에 적용된 XBEACH 모형의 적용성을 파악하기 위해

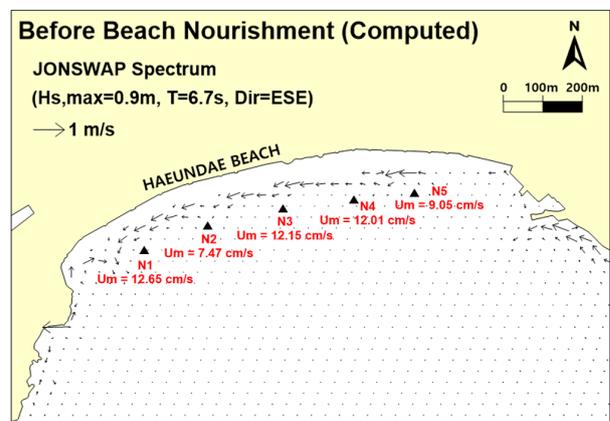
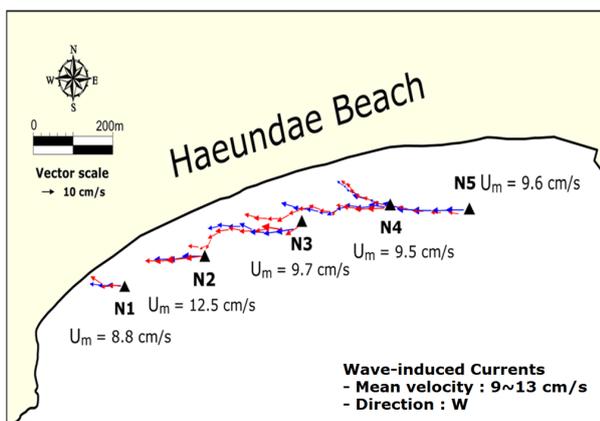


Fig. 7 Comparison between measured (left) and calculated (right) wave-induced current in October, 2013

여 해운대 해수욕장이 양빈을 시작하는 2013년 11월 전에 파랑 및 해빈류 관측자료를 확보하여 검토하였다. Fig. 7는 해양수산부(BROOF, 2013)에서 관측한 자료와 2013년 10월 6일 대표파랑 조건인 파고 0.9m, 주기 6.7sec, ESE 파향 조건으로 수치모의한 해빈류 패턴을 나타낸다. 관측된 해빈류 평균유속은 9.0~13.0cm/s, 유향은 W(West) 계열이 우세하게 관측되었다. 수치계산된 해빈류 유속은 평균적으로 5.0~40.0cm/s를 나타냈으며 유향은 W 계열이 우세하게 나타났다. 해빈류 수치모의결과 유속 및 흐름패턴이 관측결과와 유사하게 나타났다.

4.2 양빈 후

한편, 해운대 해수욕장의 1차 양빈을 완료되고 난 후(2014년 2월말) 백사장의 양빈안정화 과정이 어느 정도 진행된 후에 대하여 양빈 전과 같이 파랑 및 해빈류 관측자료를 확보하여 검토하였다. Fig. 8은 해양수산부(BROOF, 2014)에서 관측한 자료와 2014년 7월 24일 대표파랑조건인 파고 0.7m, 주기 10.0sec, S 파향 조건으로 수치모의한 해빈류 패턴을 나타낸다. 관측된 해빈류 평균유속은 10.0~24.0cm/s, 유향은 E(East)~NNE(North north east) 계열이 우세하게 관측되었다. 수치계산된 해빈류 유속은 평균적으로 5.0~25.0cm/s를 나타냈으며 유향은 E~ENE(East north east) 계열이 우세하게 나타났다. 해빈류 수치모의 결과 유속 및 흐름패턴이 관측결과와 유사하게 나타났다.

5. 이상파랑 시 불규칙파에 의한 해빈류 수치모의 결과

5.1 하계 양빈 전·후 해빈류 계산 결과

하계 S 계열의 이상파랑 입사 시, 양빈 및 돌제 건설 전에는 전반적으로 해수욕장 서쪽 동백섬에서 해안을 따라 해수욕장 동쪽 미포항을 향하는 해빈류가 강하게 나타났다. 해빈류 유속은 동백섬 부근에서 1.0~1.2m/s, 해수욕장 중앙에서 최대 1.2~1.5m/s로 가장 큰 해빈류가 나타났고 해수욕장 동쪽 부근에서도 0.4~0.75m/s의 해빈류가 나타났다. 양빈 및 돌제 건설 후의 해빈류 패턴은 양빈 전과 유사한 해수욕장 서쪽에서 동쪽을 향하는 흐름이 나타났다. 해빈류 유속은 동백섬 부근에서 1.05~1.25m/s, 해수욕장 중앙에서 최대 1.4~1.6m/s로 양빈 전과 비교하여 증가하였으며 돌제 건설의 영향으로 해수욕장에서 미포항으로 향하는 해빈류 흐름이 차단되어 나타났다(Fig. 9).

이러한 해빈류 계산결과로 인한 침·퇴적 경향은 양빈 전에는 해수욕장 서쪽 조선비치호텔 앞에서 많은 침식이 일어나 침식된 표사들이 해빈류를 타고 해수욕장 동쪽 끝부분이나 미포항으로 흘러 들어가 퇴적될 것으로 예상된다. 하지만 양빈 후에는 돌제의 영향으로 인해 표사가 미포항쪽으로 더 이상 이동하지 못하고 많은 양의 표사가 돌제 부근에서 퇴적될 것으로 예상된다.

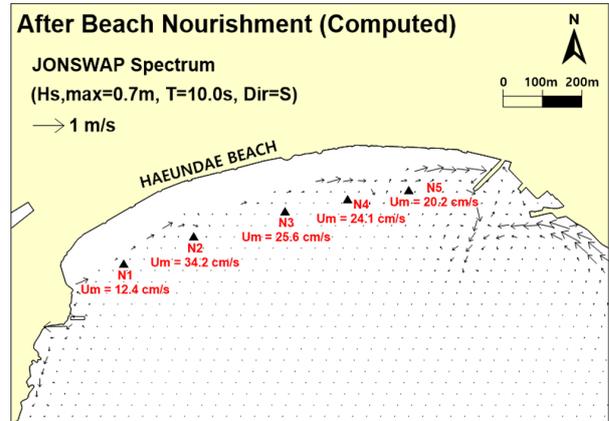
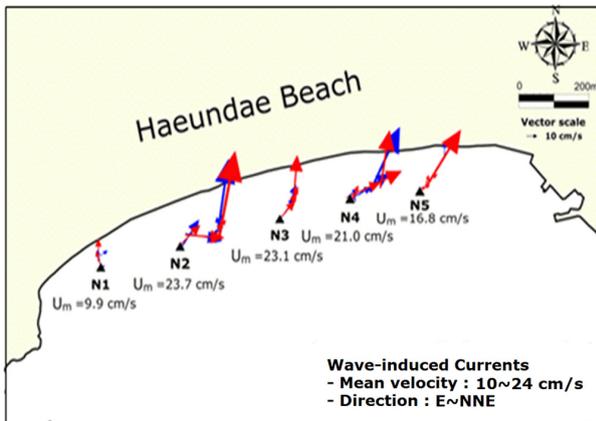


Fig. 8 Comparison between measured (left) and calculated (right) wave-induced current in October, 2014

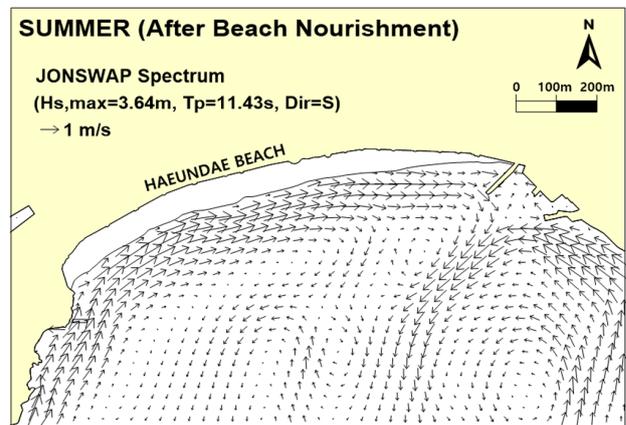
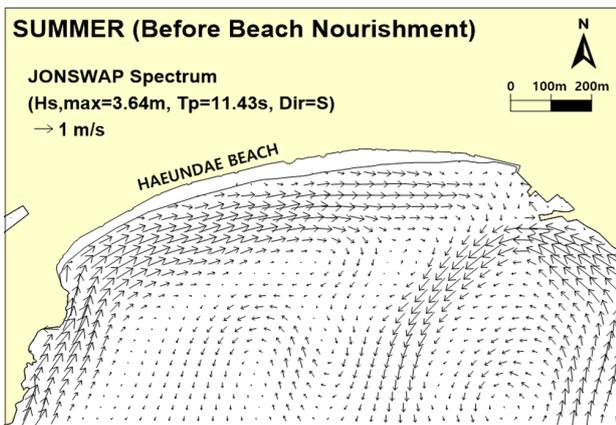


Fig. 9 Calculated wave-induced currents vectors before (left) and after (right) beach nourishment in summer

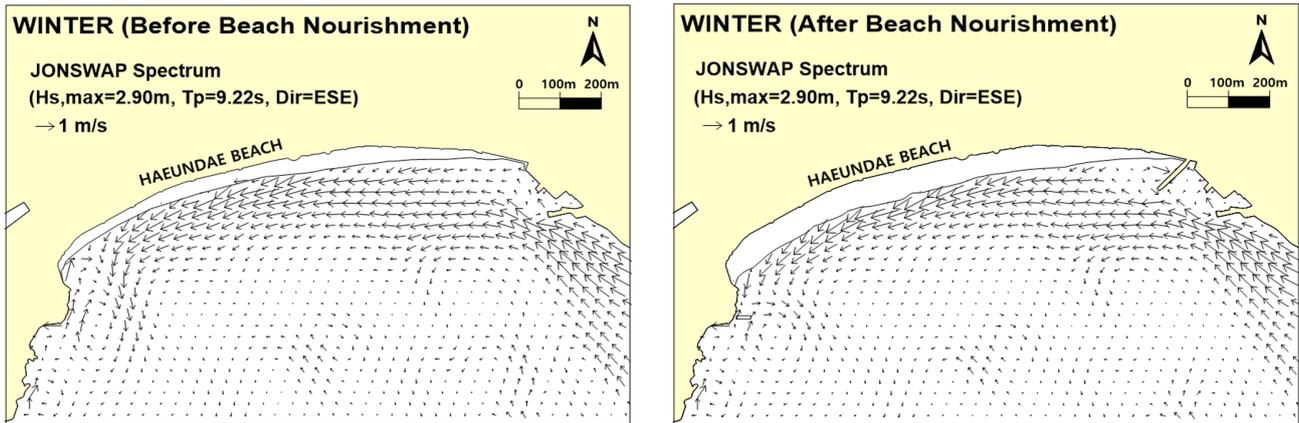


Fig. 10 Calculated wave-induced currents vectors before (left) and after (right) beach nourishment in autumn

5.2 동계 양빈 전·후 해빈류 계산 결과

동계 ESE 계열의 이상파랑 입사 시, 양빈 및 돌제건설 전에는 해수욕장 동쪽 미포항에서 해안을 따라 해수욕장 서쪽 동백섬을 향하는 해빈류가 강하게 나타났고 동백섬 부근에서는 외해방향의 흐름이 나타났다. 해빈류 유속은 해수욕장 중앙 부분에서 최대 0.8~1.1m/s의 해빈류가 나타났고 해수욕장 서쪽 동백섬 부근에서 0.4~0.6m/s 크기의 외해방향의 흐름이 나타났다. 양빈 및 돌제 건설 후의 해빈류 패턴은 양빈 전과 유사하게 해수욕장 동쪽에서 서쪽을 향하는 해빈류가 나타났다. 해수욕장 서쪽 동백섬 부근의 외해방향의 흐름은 0.2~0.4m/s 정도의 크기로 나타났고 양빈 전과 비교하여 그 크기는 감소하였는데 이는 모래유실방지공 건설의 영향인 것으로 판단된다. 전반적인 해수욕장 부근의 해빈류 유속은 최대 0.9~1.4m/s로 양빈 전과 비교하여 증가하였지만 돌제 배후 해안의 흐름은 양빈 전과 비교하여 감소하였다(Fig. 10).

이러한 해빈류 계산결과로 인한 침·퇴적 경향은 양빈 전에는 해수욕장 동쪽에서 많은 침식이 발생하고 침식된 표사들이 해빈류 흐름을 타고 흘러가 해수욕장 서쪽에서 퇴적되거나 외해방향의 흐름을 타고 외해방향으로 모래유실이 일어날 것으로 예상된다. 하지만 양빈 후에는 해수욕장 서쪽 모래유실방지공 건설로 인한 외해방향의 흐름 감소로 외해방향의 모래유실이 감소되고 침식된 표사가 모래유실방지공 주변에서 퇴적될 것으로 예상되며, 또한 해수욕장 동쪽 돌제 부근은 파의 회절의 영향으로 돌제 배후 해안에서 침식된 표사가 돌제 주변에서 퇴적될 것으로 예상된다.

5.3 하계 및 추계의 해빈류 변화량

5.3.1 하계 해빈류 변화량

Fig. 11은 하계 기간 동안의 양빈 전 해빈류 유속과 양빈 후 해빈류 유속의 변화량을 나타낸다. 해빈 부근에서 해빈류 유속은 양빈으로 인해 0.2~0.6m/s 정도 증가한 것으로 나타났다. 이는 양빈으로 인한 해안선의 전진으로 수심이 얕아지고 쇄파대폭이 좁아졌기 때문인 것으로 판단된다. 그리고 돌제의 영향으로 인해 양빈 후 돌제에서 미포항 사이의 흐름은 최대 0.4m/s 정도 작아진 것으로 나타났고 모래유실방지공 설치로 인해 해수욕장 서쪽 조선비치호텔 앞 부근의 양빈 후 해빈류 유속은 감소한 것으로 나타났다.

5.3.2 동계 해빈류 변화량

Fig. 12은 추계 기간 동안의 양빈 전 해빈류 유속과 양빈 후 해빈류 유속의 변화량을 나타낸다. 해수욕장 중앙과 서쪽해안의 해빈류 유속은 0.2~0.8m/s 정도 증가한 것으로 나타났다. 이것 또한 하계 때와 마찬가지로 양빈으로 인한 해안선 전진으로 수심이 얕아지고 쇄파대폭이 좁아졌기 때문인 것으로 판단된다. 그리고 돌제의 영향으로 돌제 배후 파라디스호텔 앞 해안에서 해빈류 유속은 0.2~0.5m/s 정도 작아졌고 돌제 주변의 양빈

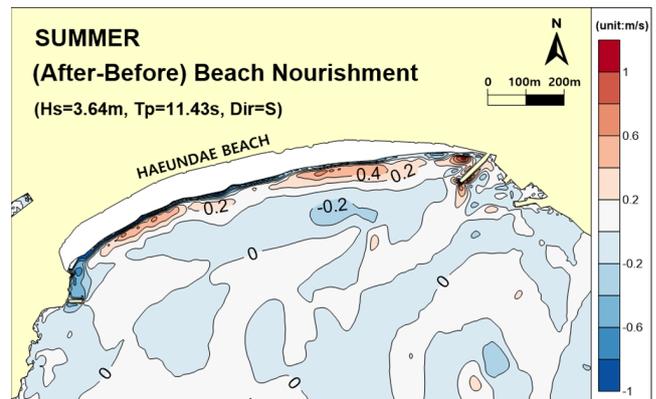


Fig. 11 Wave-induced velocity change after beach nourishment in summer

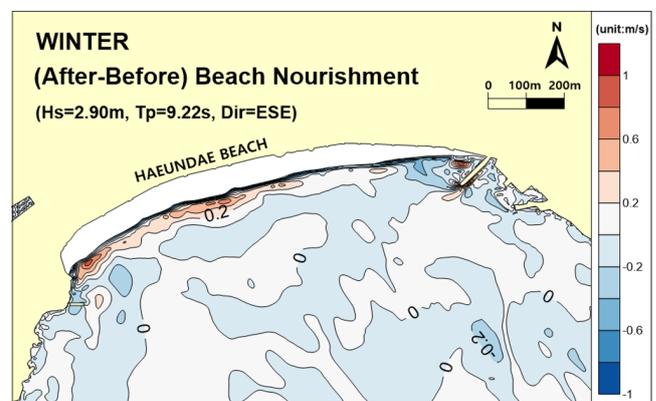


Fig. 12 Wave-induced velocity change after beach nourishment in winter

후 유속은 0.2~0.6m/s 정도 더 증가한 것으로 나타났다. 이는 파의 회절의 영향인 것으로 판단된다. 해수욕장 서쪽 조선비치호텔 앞쪽의 해빈류 유속은 최대 1.0m/s 정도 더 증가한 것으로 나타났으나 모래유실방지공 부근의 전반적인 외해방향의 흐름은 감소된 것으로 나타났다.

6. 결 론

본 연구는 해운대 해수욕장 양빈 전·후의 해빈류 특성변화를 파악하기 위한 기초연구로서 XBEACH 모델을 이용하여 이상파랑 시에 대한 양빈 전·후의 해운대 해수욕장의 해빈류 특성을 수치모의하였다. 모델의 외력조건은 국립해양조사원에서 실시간으로 조사하고 있는 해운대 해수욕장 해양관측부이의 파랑자료를 사용하여 대표파랑을 산정하여 모델에 적용하였으며 JONSWAP 스펙트럼을 사용하여 불규칙파에 대한 수치모의를 수행하였다.

수치모의 결과 하계 S 계열의 이상파랑 입사 시 해수욕장 서쪽 동백섬에서 해안을 타고 해수욕장 동쪽 미포항으로 향하는 해빈류 흐름이 강하게 나타났다. 양빈 전의 해빈류 유속은 해수욕장 중앙에서 최대 1.2~1.5m/s 크기로 나타났다. 반면에 양빈 후의 해빈류 유속은 최대 1.4~1.6m/s로 양빈 전과 비교하여 증가하였고 돌제 건설의 영향으로 해수욕장에서 미포항으로 향하는 해빈류가 차단되어 나타났다. 이러한 해빈류 흐름으로 인해 양빈 전에는 해수욕장 서쪽에서 침식된 표사가 해수욕장 동쪽 부근과 미포항으로 흘러들어와 퇴적될 것으로 예상된다. 하지만 양빈 후에는 돌제 건설의 영향으로 미포항으로 향하는 해빈류 흐름이 감소되어 돌제부근에서 많은 퇴적이 발생할 것으로 예상되며, 이로 인해 미포항으로 흘러들어가는 표사가 감소하여 항내매물을 다소나마 방지할 수 있을 것으로 예상된다.

추계 ESE 계열의 이상파랑 입사 시에는 해수욕장 동쪽 미포항에서 해수욕장 서쪽 동백섬을 향하는 해빈류 흐름이 나타났고 동백섬부근에서 외해방향의 강한 흐름이 나타났다. 양빈 전의 해빈류 유속은 해수욕장 중앙에서 최대 0.8~1.1m/s 크기로 나타났다. 양빈 후의 해빈류 유속은 최대 0.9~1.4m/s로 양빈 전과 비교하여 증가하였고 동백섬부근의 외해방향의 강한 흐름은 모래유실방지공 건설로 인해 감소하였다. 이러한 해빈류 흐름으로 인해 양빈 전에는 해수욕장 동쪽에서 침식된 표사가 해수욕장 서쪽으로 흘러와 퇴적되거나 외해방향의 강한 흐름으로 모래유실이 발생될 것으로 예상된다. 양빈 후에는 해수욕장 서쪽 조선비치호텔 앞의 해빈류 유속 증가로 침식이 더 커질 것으로 예상되지만 외해방향의 흐름 감소와 잠제 건설의 영향으로 침식된 표사의 외해방향 모래유실은 감소되고 잠제 주변에서 퇴적될 것으로 판단된다.

마지막으로 XBEACH 모델은 2차원 모델이라는 단점이 있지만 연안의 파의 전파, 흐름, 표사이동 및 지형변화에 대하여 수치모의를 할 수 있으며 비정수압항의 사용으로 연안에서의 파의 비선형성, 파-흐름의 상호작용 및 쇄파를 보다 더 정확하게 계산할 수 있는 장점이 있다. 그리고 XBEACH 모델은 해빈류 수치모의에만 국한되지 않고 표사이동 및 지형변화까지 광범위한 적

용이 가능하기 때문에 그 활용성이 클 것으로 기대된다.

후 기

이 논문은 부경대학교 자율창의학술연구비(2016년)에 의하여 연구되었습니다.

References

- Andrews, D.G., McIntyre, M.E., 1978a. An Exact Theory of Nonlinear Waves on a Lagrangian-mean Flow. *Journal of fluid Mechanics*, 89(4), 609-646.
- Andrews, D.G., McIntyre, M.E., 1978b. On Wave-action and Its Relatives. *Journal of Fluid Mechanics*, 89(4), 647-664.
- BROOF, 2013. Intermediate Report on Beach Monitoring for Coastal Maintenance Projects in Haeundae Beach[1st year]. Busan Regional Office of Oceans and Fisheries, Ministry of Oceans and Fisheries, 337.
- BROOF, 2014. Intermediate Report on Beach Monitoring for Coastal Maintenance Projects in Haeundae Beach[2nd year]. Busan Regional Office of Oceans and Fisheries, Ministry of Oceans and Fisheries, 242.
- Delft University of Technology and Deltares, 2010. XBeach Model Description and Manual.
- Kim, C., 1988. Studies on the beach Deformation Mechanism of Haeundae Beach. Master's thesis, Pukyong National University, Pusan, Korea, 52 (in Korean with English abstract).
- Kim, G., Ryu, H., Park, H., Kim, K., 2013. Characteristics of Sediment Transport under External Force in Haeundae Beach, *Journal of Navigation and Port Research*, 37(6), 663-671.
- Phillips, O.M., 1977. *The Dynamics of the Upper Ocean* 2nd Edition. Cambridge University Press, New York. 336.
- Roelvink, D., Reniers, A., van Dongeren, A., Van Thiel de Vries, J., McCall, R., Lescinsky, J., 2009. Modelling Storm Impacts on Beaches, Dunes and Barrier Islands. *Coastal Engineering*, 56, 1133-1152.
- Ruessink, B.G., Miles, J.R., Feddersen, F., Guza, R.T., Elgar, S., 2001. Modeling the Alongshore Current on Barred Beaches. *Journal of Geophysical Research*, 106(22), 451-463.
- Tac, D., 2008. Seasonal Characteristics of Sediment Circulation in Haeundae Beach, Ph.D. Dissertation, Pukyong National University, Pusan, Korea, 157 (in Korean with English abstract).
- Walstra, D.J., Roelvink, J.A., Groeneweg, J., 2000. 3D Calculation of Wave-driven Cross Shore Currents. *Proceedings 27th International Conference on Coastal Engineering*, Sydney.
- Yoon, E., 2009. Analysis of Sediment Transport using the STA Method and Morphodynamic Model in the Nakdong Estuary. Ph.D. Dissertation, Pukyong National University, Busan, Korea, 220 (in Korean with English abstract).

3-D Dynamic Response Characteristics of Seabed around Composite Breakwater in Relation to Wave-Structure-Soil Interaction

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

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

**Disaster Information Research Division, National Disaster Management Research Institute, Ulsan, Korea

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

파랑-구조물-지반 상호작용에 의한 혼성제 주변 해저지반의 3차원 동적응답 특성

허동수* · 박종률** · 이우동***

*국립경상대학교 해양토목공학과

**국립재난안전연구원 재난정보연구실

***국립경상대학교 해양산업연구소

KEY WORDS: Composite breakwater 혼성제, Seabed 해저지반, Wave loading 파랑하중, Pore water pressure 간극수압, Wave-structure-soil interaction 파랑-구조물-지반 상호작용

ABSTRACT: If the seabed is exposed to high waves for a long period, the pore water pressure may be excessive, making the seabed subject to liquefaction. As the water pressure change due to wave action is transmitted to the pore water pressure of the seabed, a phase difference will occur because of the fluid resistance from water permeability. Thus, the effective stress of the seabed will be decreased. If a composite breakwater or other structure with large wave reflection is installed over the seabed, a partial standing wave field is formed, and thus larger wave loading is directly transmitted to the seabed, which considerably influences its stability. To analyze the 3-D dynamic response characteristics of the seabed around a composite breakwater, this study performed a numerical simulation by applying LES-WASS-3D to directly analyze the wave-structure-soil interaction. First, the waveform around the composite breakwater and the pore water pressure in the seabed and rubble mound were compared and verified using the results of existing experiments. In addition, the characteristics of the wave field were analyzed around the composite breakwater, where there was an opening under different incident wave conditions. To analyze the effect of the changed wave field on the 3-D dynamic response of the seabed, the correlation between the wave height distribution and pore water pressure distribution of the seabed was investigated. Finally, the numerical results for the perpendicular phase difference of the pore water pressure were aggregated to understand the characteristics of the 3-D dynamic response of the seabed around the composite breakwater in relation to the water-structure-soil interaction.

1. 서 론

최근 해안·해양개발에 대한 사회적인 관심이 고조되고 있으며, 연안역의 이용 및 보전 등을 위하여 많은 해안구조물이 건설되고 있다. 이 구조물은 대부분 중력식으로 해저지반 위에 설치된다. 해저지반이 장기간 고파랑에 노출될 경우 간극수압이 과잉되어 액상화가 진행될 수 있다. 그리고 투과성 매체인 해저지반의 유체저항으로 인하여 간극수압의 전달과정에서 위상차가 발생하여 유효응력이 감소하게 된다. 여기에 혼성제와 같은

파랑반사율이 큰 해안구조물이 설치되면, 부분중복파동장이 형성되고, 수위변동이 증폭되는 곳에서는 전자의 현상들이 더욱 심화된다.

실제 지속적인 파랑작용이 해안구조물이 설치된 해저지반의 동적응답특성으로 인하여 간극수압의 과잉, 지지력 감소, 액상화 현상 그리고 세굴이 발생하여 해안구조물이 침하, 파괴되는 사례가 보고되고 있다(Sumer and Fredsoe, 2002). 따라서 이러한 해저지반의 불안정에 의한 해안구조물의 피해를 저감시키기 위해서는 설계단계에서부터 해저지반의 동적응답에 대한 충분

Received 22 July 2016, revised 5 December 2016, accepted 16 December 2016

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

© 2016, 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.

한 검토가 수행되어야 한다.

파랑에 의한 해저지반의 동적응답에 관한 연구는 1970년 이후 현지관측을 비롯하여 수리·수치모형실험을 통하여 많은 연구들이 수행되었지만, 대부분 2차원적인 검토에 머무르고 있다. 이 연구들은 대부분 잠제(Hur et al., 2008a), 경사제(Ulker, 2014), 혼성제(Hur et al., 2010; Ye and Wang, 2015) 등과 같은 해안구조물 주변 해저지반의 단면 2차원적 동적응답에 대해 논의하였다. Kirca et al.(2013)에서 따르면, 중복파는 해저지반의 액상화를 가중시키는 것으로 보고하고 있다. 이것은 파랑반사율이 높은 해안구조물 주변의 해저지반이 중복파동장에 의해 액상화 발생 우려가 크다는 것을 말한다. 이에 본 연구에서는 파랑반사율이 높아 해저지반 액상화의 위험도가 상대적으로 큰 혼성제 주변의 해저지반 동적응답 특성을 분석한다.

혼성제 주변 해저지반의 동적응답 특성에 관해서는 주로 2차원적 분석이 수행되었다. 대표적으로 Mostafa et al.(1999)은 수리모형실험을 통하여 파랑-혼성제-지반 비선형 상호작용이 해저지반을 비롯한 사석마운드 내부의 간극수압에 미치는 영향을 조사하였다. Hur et al.(2010)은 혼성제 주변의 파동/유동/외동장이 해저지반내부의 유동/간극수압에 미치는 영향을 수치적으로 분석하였다. Ulker et al.(2010)은 파랑작용 하에서 발생하는 혼성제 주변 지반의 응력특성에 대하여 고찰하였다. Ye and Wang(2015)은 지반해석을 통해 해저지반의 액상화에 의한 혼성제의 거동모의를 수행하였다. Yang(2013)은 현장에 설치된 혼성제 주변에서 측정한 잔류과잉간극수압과 계산값을 비교하여 수치모의에 대한 타당성을 확인하였다. Jeng and Li(2008)는 잔류간극수압의 3차원 지배방정식을 정의하여 파랑과 해저지반의 종류에 따른 혼성제 제두부 해저지반의 간극수압, 유효응력 변화, 액상화 깊이에 관한 검토를 수행하였다. 그러나 이 연구는 1차원 해석에 따른 잔류간극수압과 비교·검토만을 수행하였다. 또한 파동장과 지반부에 대해 다른 지배방정식으로 구성하는 Hybrid기법의 적용으로 해석과정이 다소 복잡하며, 투과성 구조물 내부의 유동현상을 직접 모의하지 않는 단점을 가지고 있다.

한편 Hur et al.(2008b)는 다소 복잡한 동수학적 특성을 나타내는 개구부가 존재하는 혼성제 주변의 3차원 파동장 특성을 분석하였을 뿐만 아니라, 파랑의 위상차를 고려하여 케이슨에 작용하는 파압구조를 밝혔다. 이 3차원 수치모형을 적용하여 파랑-잠제-해저지반 비선형 상호작용에 의한 잠제 주변 해저지반의 3차원 동적응답 특성을 분석하였다(Hur et al., 2014). 앞서 언급한 것처럼 해저지반의 액상화는 반사율이 높은 구조물 주변에서 발생할 우려가 크다. 이에 혼성제 주변의 3차원 파동장 해석(Hur et al., 2008b)과 해저지반의 3차원 동적응답을 해석(Hur et al., 2014)의 기술을 적용하여 혼성제 주변 해저지반 3차원 동적응답 특성을 분석한다.

본 연구에서는 파동장과 해저지반을 동시에 고려할 수 있는 Porous body model(PBM)을 적용한 3-D Navier-stokes(N-S) solver를 이용한다. 이 LES-WASS-3D(Hur and Lee, 2007; Hur et al., 2012)는 파랑-구조물-지반 비선형 상호작용을 모의할 수 있기 때문에 반복/지속적인 파랑하중이 혼성제 주변 해저지반의 동적응답에 미치는 영향을 직접 모의할 수 있다. 본 수치모의에 앞서 혼성제에 관한 수리모형실험(Mostafa et al., 1999)과

비교하여 수치해석방법에 대한 유효성 및 타당성을 확인한다. 그리고 개구부가 존재하는 혼성제 주변의 파동장 형성과 해저지반의 간극수압분포와의 관련성을 분석하여 파랑작용이 해저지반의 동적응답특성에 미치는 영향에 대해 논의한다.

2. 수치모델

LES-WASS-3D는 PBM을 토대로 개발된 강비선형 수치모델로써 파랑-구조물-해저지반의 비선형 상호작용에 의한 에너지소산을 직접모의할 수 있다. 아격자 규모(Sub-grid scale)의 난류현상을 고려하기 위해 Large eddy simulation(LES)기법의 SGS 모델(Smagorinsky, 1963)을 적용하고 있다. 그리고 해저지반, 해빈, 사석마운드와 같은 투과성 구조물의 특성(입경, 공극율, 형상 등)에 따른 에너지소산을 고려하기 위하여 관성저항(Sakakiyama and Kajima, 1992), 난류저항(Ergun, 1952), 층류저항(Liu and Masliyah, 1999)을 고려한 유체저항을 산정한다.

2.1 지배방정식

LES-WASS-3D의 지배방정식은 무반사 조파시스템과 PBM을 고려한 연속방정식 (1)과 투과성 매체의 에너지소산 항을 적용한 수정된 N-S 운동량 방정식 (2)-(4)로 구성된다. 그리고 쇄파 같은 복잡한 수면형상을 모의하기 위한 Volume of function (VOF)함수의 이류방정식 (6)을 적용하고 있다.

$$\frac{\partial(\gamma_x u)}{\partial x} + \frac{\partial(\gamma_y v)}{\partial y} + \frac{\partial(\gamma_z w)}{\partial z} = \dot{q}^* \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \gamma_v \frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial(\gamma_x u)}{\partial x} + v \frac{\partial(\gamma_y u)}{\partial y} + w \frac{\partial(\gamma_z u)}{\partial z} = & \\ -\gamma_v \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \left[\frac{\partial}{\partial x} \left\{ \gamma_x \nu_T \left(2 \frac{\partial u}{\partial x} \right) \right\} + \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \gamma_y \nu_T \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right\} \right] & \\ + \frac{\partial}{\partial z} \left\{ \gamma_z \nu_T \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right\} & \\ - M_x - D_x - E_x & \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \gamma_v \frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial(\gamma_x v)}{\partial x} + v \frac{\partial(\gamma_y v)}{\partial y} + w \frac{\partial(\gamma_z v)}{\partial z} = & \\ -\gamma_v \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \left[\frac{\partial}{\partial x} \left\{ \gamma_x \nu_T \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) \right\} \right] & \\ + \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \gamma_y \nu_T \left(2 \frac{\partial v}{\partial y} \right) \right\} + \frac{\partial}{\partial z} \left\{ \gamma_z \nu_T \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \right\} & \\ - \frac{2\nu}{3} \frac{\partial \dot{q}^*}{\partial y} - M_y - D_y - E_y & \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \gamma_v \frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial(\gamma_x w)}{\partial x} + v \frac{\partial(\gamma_y w)}{\partial y} + w \frac{\partial(\gamma_z w)}{\partial z} = & \\ -\gamma_v \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + \left[\frac{\partial}{\partial x} \left\{ \gamma_x \nu_T \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \right\} \right] & \\ + \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \gamma_y \nu_T \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) \right\} + \frac{\partial}{\partial z} \left\{ \gamma_z \nu_T \left(2 \frac{\partial w}{\partial z} \right) \right\} & \\ - \frac{2\nu}{3} \frac{\partial \dot{q}^*}{\partial z} - M_z - D_z - E_z - \gamma_v g - \beta w & \end{aligned} \quad (4)$$

여기서 u, v, w 는 x, y, z 방향의 속도성분, γ_v 는 체적 공극율, $\gamma_x, \gamma_y, \gamma_z$ 는 x, y, z 방향의 면적 투과율, t 는 시간, g 는 중력가

한다. 사석마운드의 경사면 기울기는 1:2, 마루수심은 11cm이다.

수치모델의 검증에 위한 입사조건은 파고(H_i)는 5cm, 주기(T_i) 2.2s이다. 수치파동수조의 수평방향 격자크기($\Delta x, \Delta y$)는 2cm, 수직방향 격자크기(Δz)는 1cm로 등분할한다. x 방향 양쪽의 경계조건은 방사조건, y 방향 양측면의 경계조건은 Slip조건, 바닥은 Non-slip조건, 천정은 Slip조건, 볼투과 구조물의 표면경계는 Non-slip조건을 적용한다. 그리고 수치파동수조에 설치되는 모든 경사구조물은 Hur et al.(2008c)이 제안한 경사면처리기법을 고려한다. 안정적 계산을 위하여 Courant-friedrichs-lewy (CFL) 조건과 확산불안정(Diffusive time limit)조건을 감안하여 초기 계산시간간격(Δt_0)은 1/500sec로 설정한다. 또한 매 계산시간마다 안정조건들을 만족할 수 있게 계산시간간격(Δt)을 조절한다.

Fig. 2 (a)-(d)는 Fig. 1에 나타난 No. 1-4 지점에서의 수면변위(η)를 입사파고(H_i)로 무차원화하여 나타낸 것이다. 각각의 그래프에서 붉은색 원(○)은 Mostafa et al.(1999)의 실험에서 측정된 수면파형, 검정색 실선(—)은 LES-WASS-3D에서 시뮬레이션한 수면파형을 각각 나타낸다.

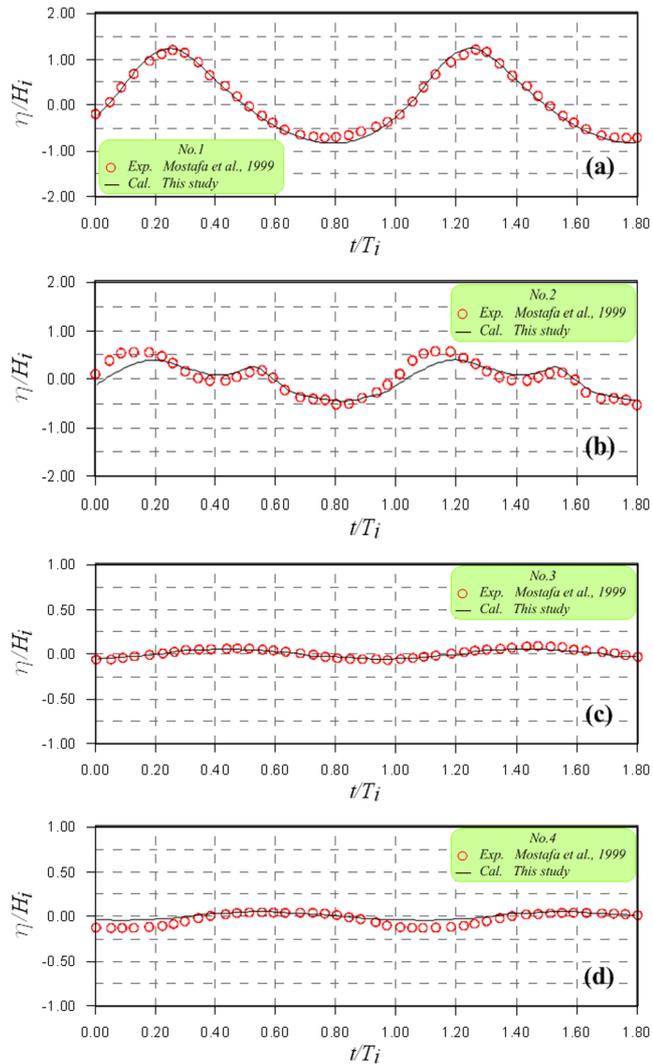


Fig. 2 Comparison between measured(Mostafa et al., 1999) and calculated non-dimensional free surface elevations

Fig. 2에서 알 수 있듯이 혼성계 전면에서는 진행파와 반사파의 합성에 의해 형성된 부분중복파의 특성을 잘 보여준다. 그리고 실험에서 측정된 부분중복파동장 및 파봉분열의 특성까지 시뮬레이션결과가 높은 정확도로 재현하고 있다.

Fig. 3 (a)-(c)는 Fig. 1에 나타난 것과 같이 무공케이슨 저면의 사석마운드 A지점, 혼성계 전면의 해저지반 B지점, 혼성계 저면의 해저지반 C지점에서의 간극수압(p)을 입사파랑하중($\rho g H_i$)으로 무차원하여 나타낸 것이다. 붉은색 원(○)은 Mostafa et al.(1999)의 실험결과, 검정색 실선(—)은 계산결과이다.

Fig. 3으로부터 혼성계 저면 해저지반의 C지점에서 계산값이 실험값을 조금 과소평가하고 있지만, 전반적으로 투과성 매체(해저지반, 사석마운드) 내부에서 발생하는 간극수압의 위상을 잘 재현하고 있음을 알 수 있다.

한편 파랑작용에 의한 유체의 압력변화가 투과성 매체로 전달되는 과정에서 유체저항에 의한 위상차가 발생하게 된다. 수면파형과 간극수압 특성을 종합적으로 분석하면, 실험에서 측정된 수면변위와 간극수압의 위상이 거의 일치하는 것으로 보아, 전술한 투과성 매체로의 압력전달 메커니즘을 LES-WASS-3D모델이 잘 구현하고 있는 것으로 판단된다. 여기서 실험결과들과의 비교·검토를 통하여 LES-WASS-3D모델의 타당성 및 유효성이 확보되었을 뿐만 아니라, 혼성계 주변 해저지반의 동적응답을 해석하기에 적합한 수치모델인 것을 확인할 수 있다.

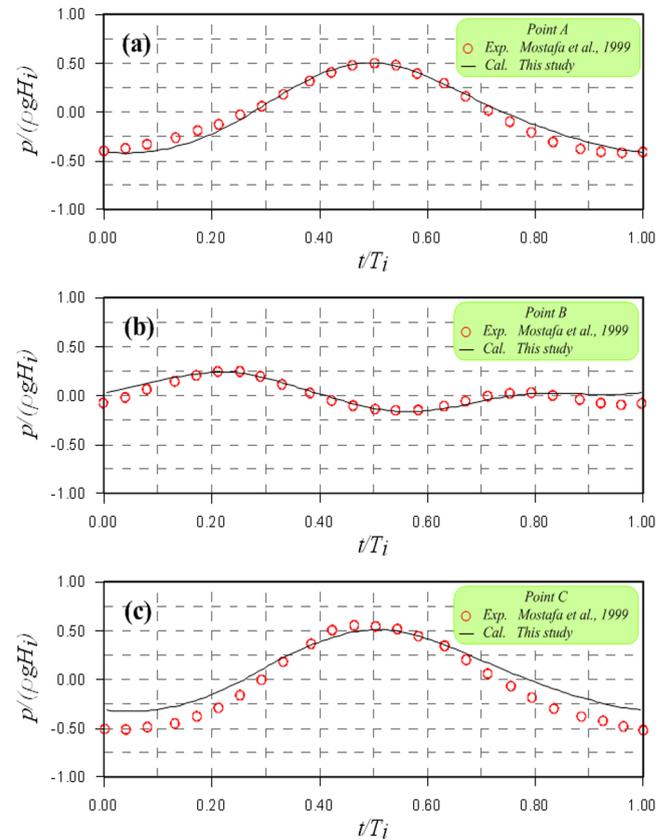


Fig. 3 Comparison between measured (Mostafa et al., 1999) and calculated non-dimensional pore water pressures in seabed and rubble mound

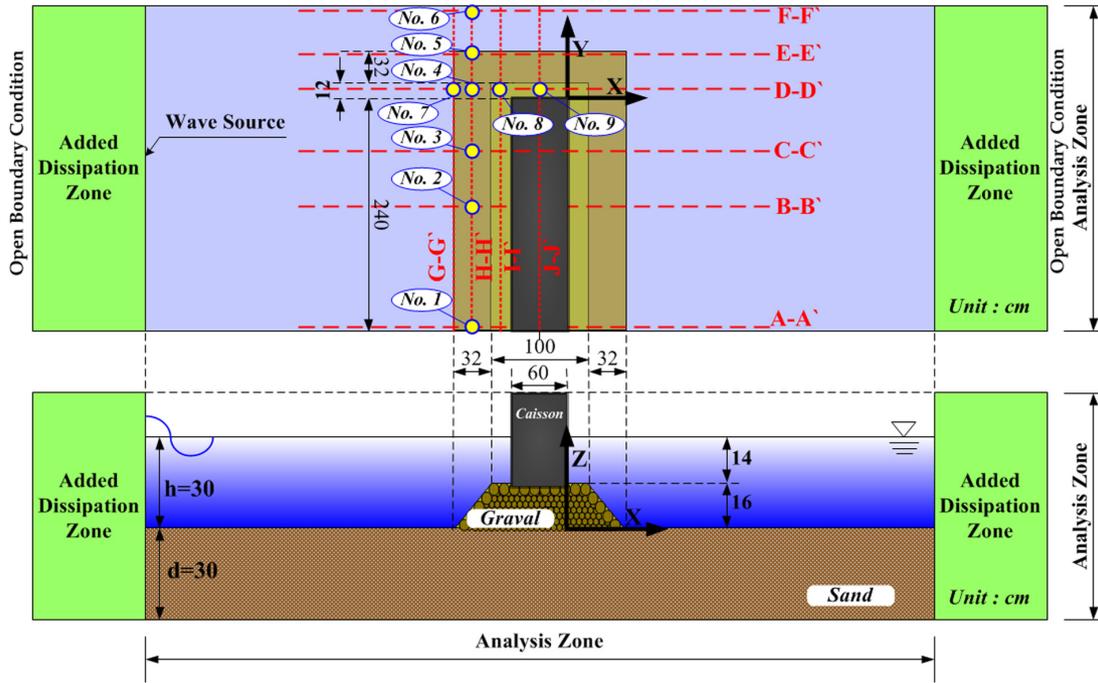


Fig. 4 Definition sketch of 3-D numerical wave tank

2.3 수치파동수조의 개요 및 입사조건

본 연구에서는 3차원 파동장 내에서 파랑 · 구조물 · 지반의 상호간섭에 따른 해저지반의 동적응답 특성을 파악하기 위하여 Fig. 4와 같은 수치파동수조를 설치한다. 전 영역에 걸쳐 평균입경(d_p) 0.8mm, 공극율(γ_v) 0.3의 모래를 두께(d) 30cm로 배치한다. 모래지반 위에 설치된 사석마운드는 평균입경(d_p) 3cm, 공극율(γ_v) 0.4의 자갈이고, 전 · 후면의 경사면 기울기는 1:2이다. 그리고 사석마운드 위에는 폭 60cm, 길이 240cm의 무공케이슨을 거치한다. 본 수치모의는 검증용을 위한 수치파동수조와 동일한 무반사 조파시스템을 적용하여 해석영역의 파동장 교란을 방지한다.

입사파랑조건은 Table 1과 같으며, 2가지 파고(H_i)와 3가지 주기(T_i)를 조합하여 총 6조건에 대한 시뮬레이션을 진행한다. 수치파동수조의 수평방향 격자크기($\Delta x, \Delta y$)는 4cm, 수직방향 격자크기(Δz)는 1cm로 등분할한다. 나머지 계산조건(경계조건, 안정조건, 계산시간간격 등)은 검증용을 위한 수치모의와 같다.

Table 1 Incident wave conditions used in numerical simulations

Case	H_i [cm]	T_i [s]	H_i/L_i
1		1.2	0.0226
2	4	1.5	0.0170
3		1.8	0.0138
4		1.2	0.0339
5	6	1.5	0.0255
6		1.8	0.0207

3. 수치해석결과

3.1 파고분포

Fig. 5는 Table 1에 나타낸 $H_i=6\text{cm}$, $T_i=1.5\text{s}$ 의 입사파랑조건 (Case 5) 하에서 혼성제 설치에 따른 무차원 파고분포를 나타낸

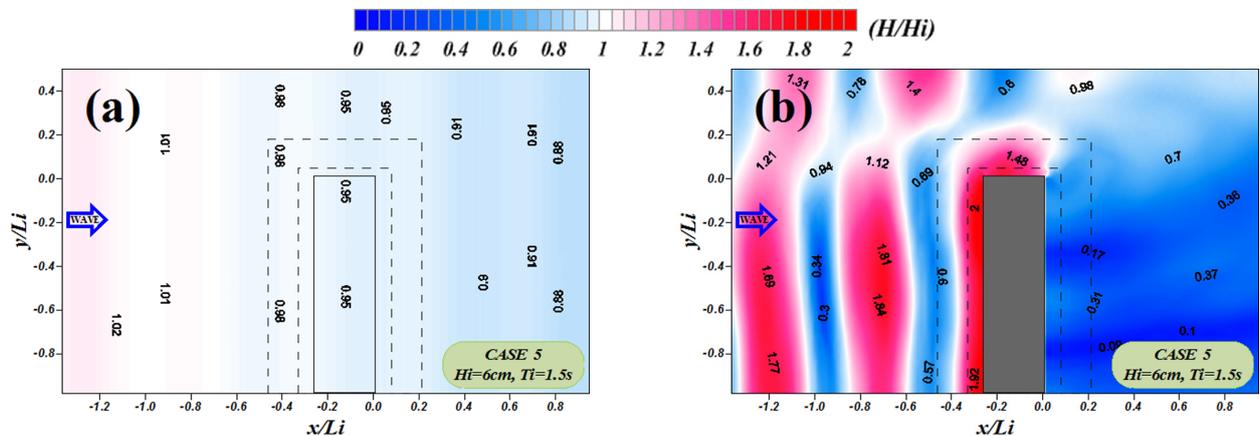


Fig. 5 Spatial distributions of non-dimensional wave heights with and without composite breakwater

것이다. Fig. 5 (a)는 혼성체가 없는 경우, Fig. 5 (b)는 혼성체가 설치된 경우이다. 여기서 붉은색 계열은 H_i 보다 높은 파고, 파란색 계열은 H_i 보다 낮은 파고를 의미한다.

Fig. 5 (a)로부터 혼성체가 설치되지 않은 경우에는 해저지반 표면의 마찰과 해저지반 내부의 유체저항으로 인하여 에너지가 감쇠하기 때문에 진행파의 파고가 서서히 줄어드는 것을 확인할 수 있다. 여기에 파랑 차단효과가 우수한 혼성체가 설치되면 (Fig. 5 (b)로부터), 무공케이슨 및 사석마운드에 의한 파랑반사에 의해 전면에서는 부분중복파동장이 형성되고, 배후에서는 개구부로부터 회절 및 굴절을 통해 유입되는 파랑과 사석마운드를 통한 투과파랑에 의해 낮은 파고분포가 나타난다. 그리고 제두부의 케이슨 측면에서는 사석마운드에 의한 굴절의 영향으로 높은 파고가 형성된다. 또한 혼성체는 잠제의 경우(Hur et

al., 2014)와 달리 배후로 전파되는 파랑에너지가 크지 않음을 알 수 있다.

이상의 혼성체 유무에 따른 파고분포 해석결과에 근거하여 혼성체가 설치됨으로 인한 파동장 변화는 해저지반의 거동에 큰 영향을 미친다. 이 현상은 파랑조건에 따라 다소 차이를 나타낼 것으로 판단되며, 후술에서 입사파랑조건에 따른 파동장 특성의 논의를 이어간다.

Fig. 6은 입사파랑조건에 따른 무차원 공간파고분포를 나타낸 것으로 각각의 H_i 로 무차원화 한다. 각각의 그림에서 붉은색 계열은 H_i 보다 높은 파고, 파란색 계열은 H_i 보다 낮은 파고를 나타낸다. 여기서 (a)는 Case 1 ($H_i=4\text{cm}$, $T_i=1.2\text{s}$), (b)는 Case 2 ($H_i=4\text{cm}$, $T_i=1.5\text{s}$), (c)는 Case 3 ($H_i=4\text{cm}$, $T_i=1.8\text{s}$), (d)는 Case 4 ($H_i=6\text{cm}$, $T_i=1.2\text{s}$), (e)는 Case 5 ($H_i=6\text{cm}$, $T_i=1.5\text{s}$) 그

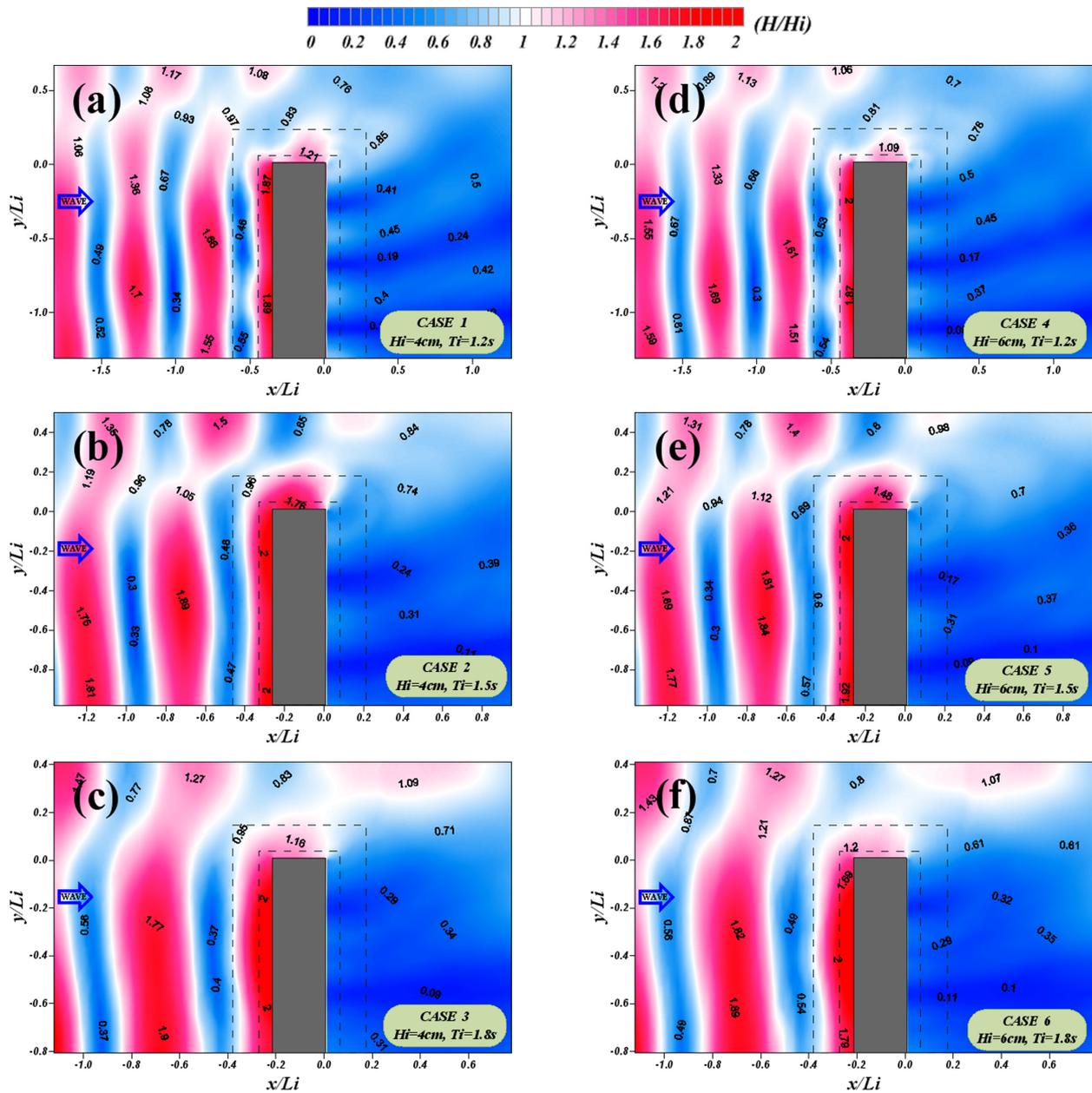


Fig. 6 Spatial distributions of non-dimensional wave heights under the different incident wave conditions

리고 (f)는 Case 6 ($H_i=6\text{cm}$, $T_i=1.8\text{s}$)의 경우이다.

Fig. 6으로부터 전술한 바와 같이 혼성체에 의한 파랑반사에 기인한 부분중복파동장이 외해측에 형성되고, T_i 가 커질수록 파장이 길기 때문에 배(Anti-node)와 마디(Node)의 거리가 멀어지는 것을 알 수 있다. 그리고 파형경사(H_i/L_i)가 작아질수록 배와 마디의 파고차이가 증가하는 경향을 나타낸다. 이것은 H_i/L_i 가 작을수록 파랑반사가 증가하고, 투과성 사석마운드의 유체저항에 의한 에너지 감쇠가 상대적으로 작기 때문이다. 전술한 것과 같이 Fig. 6 (b)와 (e)의 $T_i=1.5\text{s}$ 의 경우, 제두부의 케이슨 측면에서 파랑의 굴절에 의해 다른 경우보다 파고가 크게 증가하는 현상을 나타낸다. 이것은 파장과 혼성체의 폭과의 관계에 의한 현상으로 보여지며, 여기에서는 상세한 논의를 하지 않기로 한다. 혼성체의 배후에는 파랑의 회절, 굴절, 투과에 의한 파고분포가 형성되고, 특히 회절파에 의해 케이슨 배후에서는 $0.25L$ 간격으로 높고 낮은 파고분포가 반복적으로 나타남을 알 수 있다. 이 현상은 Hur et al.(2008b)에서 논의된 바 있으며, 자세한 내용은 참고하기 바란다.

이와 같은 혼성체 주변에서 형성되는 파동장은 해저지반의 간극수압 분포에 큰 영향을 미칠 것으로 판단된다. 특히 혼성체의 반사에 의해 부분중복파가 발생하는 외해측의 해저지반과 $2H_i$ 의 파고가 발생하는 케이슨 전면 사석마운드의 간극수압이 크게 증가할 것으로 사료된다. 이에 다음 장에서는 해저지반 및 사석마운드의 간극수압 분포특성에 대해 고찰한다.

3.2 해저지반의 간극수압분포

3.2.1 혼성체 설치에 따른 간극수압 변화

파랑작용 하에서 해저지반의 간극수압은 주기적인 수위변위에 따라 변동하게 된다. 이때에 해저지반 표면의 수압이 해저지반 내부의 간극수압으로 곧바로 전달된다면, 해저지반의 유효응력의 변화는 발생하지 않는다. 그러나 수위변위에 따른 수압 변동이 해저지반의 간극수압으로 전달되는 과정에서 순간적인 물의 이동이 나타나며, 투과성 해저지반의 유체저항에 의한 유속감소가 이동을 지연시킨다. 따라서 해저지반 표면의 수압과 해저지반의 간극수압에는 위상차가 발생하게 되고, 해저지반의 유효응력 변화를 유발시키게 된다. 이에 본 연구에서는 간극수압이 높을수록 이러한 현상이 두드러지게 나타나기 때문에 최대간극수압을 대상으로 분석을 수행한다.

Fig. 7는 Case 5 ($H_i=6\text{cm}$, $T_i=1.5\text{s}$)의 입사파랑조건에서 혼성체 유무에 따른 무차원 간극수압분포를 나타내며, 최대간극수압(p_{max})은 1주기 동안에서 가장 큰 값으로써 입사파랑하중($\rho g H_i$)에 대해 무차원한다. Fig. 7 (a)와 (c)는 혼성체가 설치된 경우, Fig. 7 (b)와 (d)는 혼성체가 설치되지 않은 경우이다. 그리고 Fig. 7 (a)와 (b)는 해저지반의 표층($z/h=0.05$), Fig. 7 (c)와 (d)는 제두부의 $x-z$ 단면에 해당하는 C-C 단면(Fig. 4 참조)을 나타낸다. 여기서 붉은색이 짙을수록 높은 간극수압을 나타낸다.

Fig. 7 (b)의 혼성체가 없을 경우에는 전술한 파고분포(Fig.

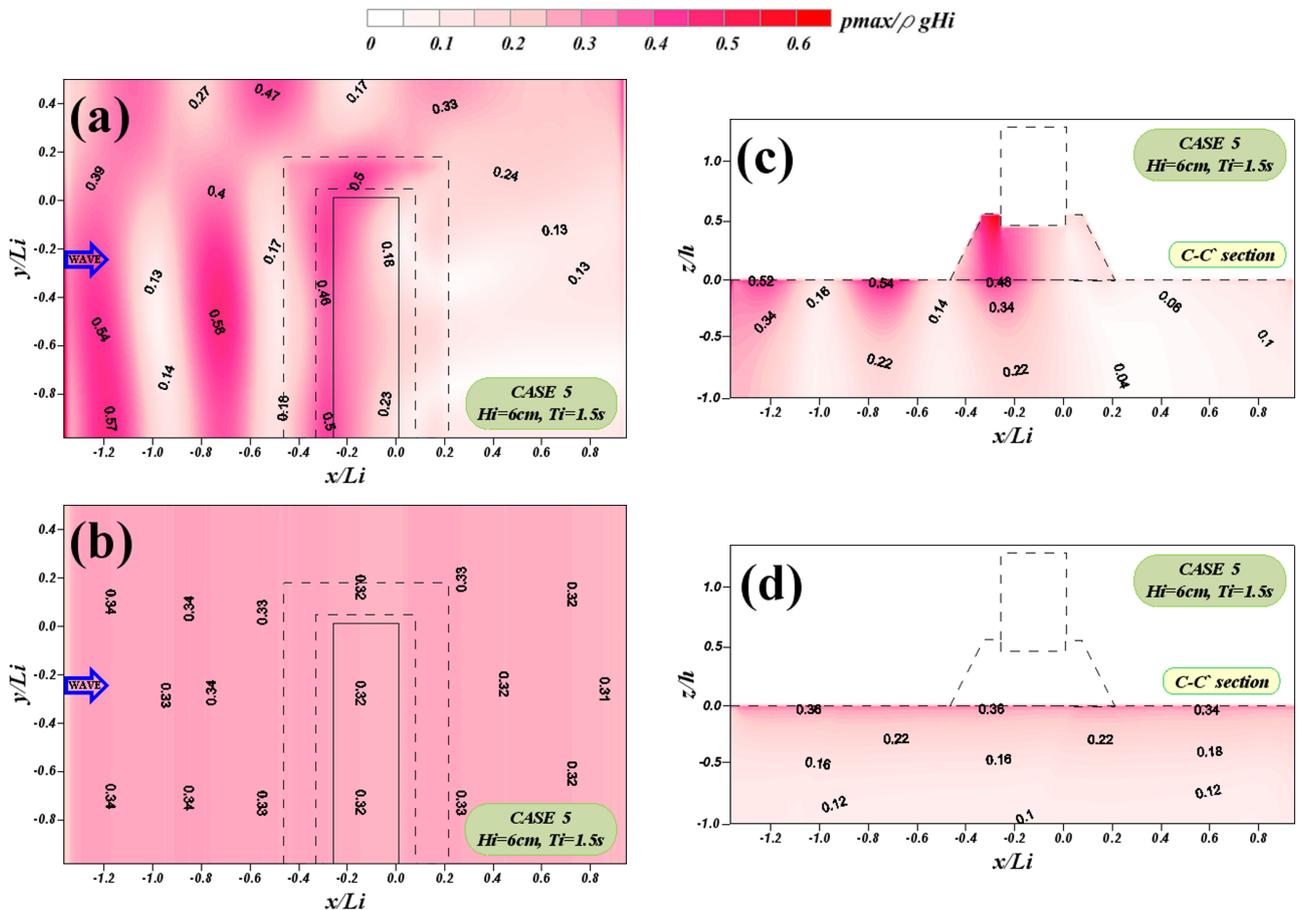


Fig. 7 Spatial distribution of non-dimensional maximum pore water pressures with and without composite breakwater

5 (a)에서 확인한 것처럼 파고감쇠가 작기 때문에 혼성제 전후의 최대간극수압 차가 크지 않은 것을 알 수 있다. Fig. 7 (d)에서는 해저지반의 유체저항으로 인하여 파랑작용에 의한 수압이 해저지반 내부로 전달될수록 약해지는 경향을 나타낸다. 그리고 파고변화가 크지 않기 때문에 해저지반 내부에서의 수평적 압력경도가 거의 나타나지 않는 것을 확인할 수 있다. 따라서 압력경도가 평형을 유지하고 있기 때문에 수평적인 유동은 크게 발달하지 않을 것으로 판단된다. 반면에 혼성제가 있을 경우 (Fig. 7 (a)와 (c)), 혼성제의 외해측에서는 부분중복파동장의 영향(Fig. 5 (b) 참조)으로 파고가 증폭되는 배에서 높은 최대간극수압을 나타내고, 특히 $2H_i$ 의 파고가 나타나는 케이스 저면의 사석마운드에서 가장 높은 최대간극수압이 발생한다. 그리고 파고가 작은 마디에서는 혼성제가 없을 경우(Fig. 7 (b)와 (d))보

다 낮은 최대간극수압을 발생하고, 혼성제 배후에서도 파고가 작기 때문에 낮은 최대간극수압이 나타난다. 혼성제가 설치되어 형성된 파동장에 의한 해저지반의 간극수압분포에서 수평적인 압력경도가 크게 발생한다. 따라서 투과성 매체 내부의 유동은 더욱 복잡하고, 격렬해질 것으로 예상된다. 이에 대한 해저지반의 유동특성에 대해서는 Hur et al.(2010)의 단면 2차원적 수치해석에서 충분한 논의가 있었으며, 본 연구에서는 간극수압을 중심으로 논의를 이어간다. 따라서 세부적인 내용에 대해서는 Hur et al.(2010)를 참조하기 바란다.

3.2.2 해저지반 표층의 간극분포 특성

Fig. 8은 입사파랑조건 Case 1-6을 각각 적용한 수치모의에서 얻어진 해저지반 표층($z/h=0.05$)의 최대간극수압을 $\rho g H_i$ 으로

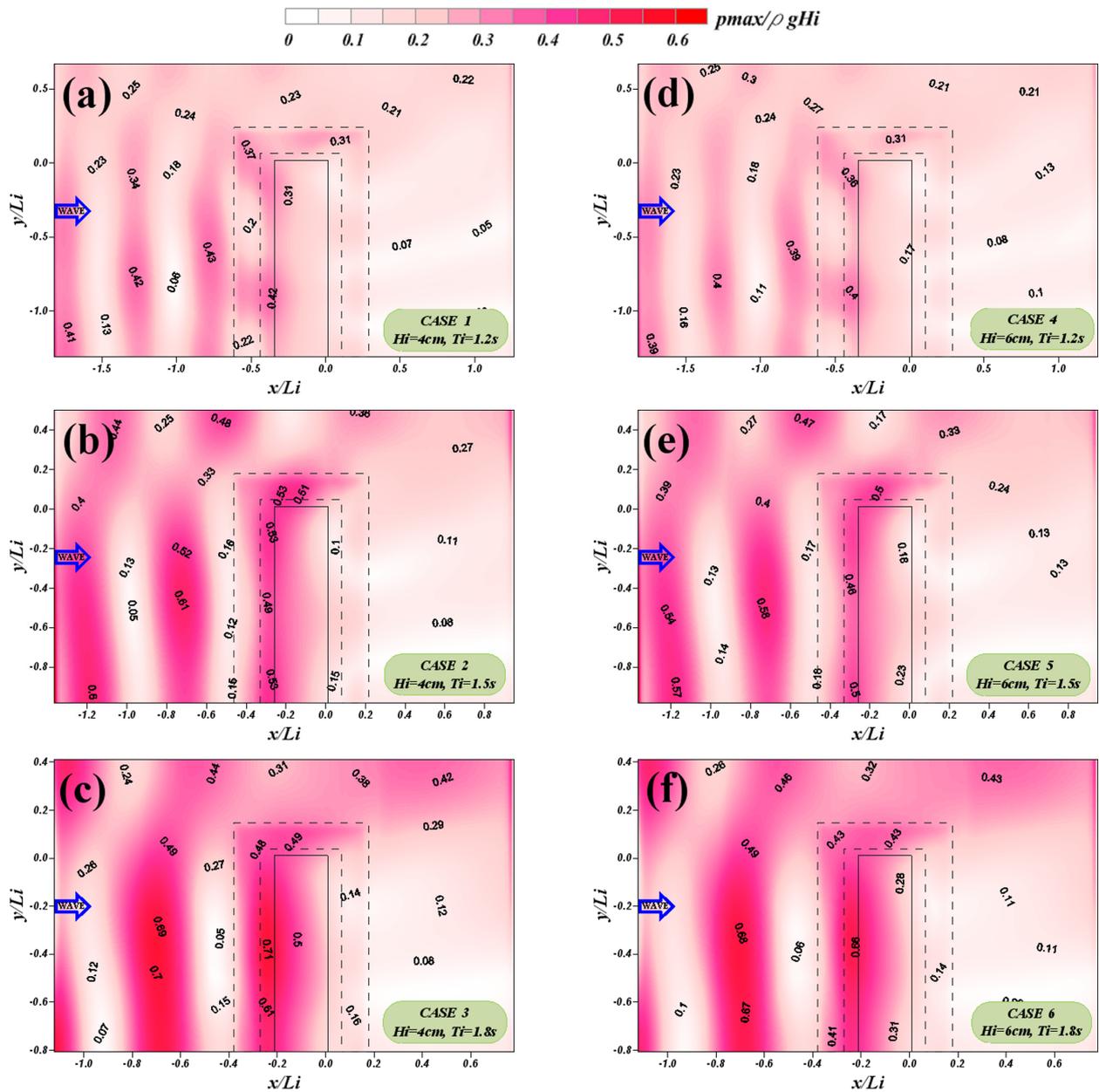


Fig. 8 Spatial distribution of non-dimensional pore water pressures in seabed-face under the different incident wave conditions

무차원한 것이다. 여기서 짙은 붉은색은 높은 간극수압을 나타낸다.

Fig. 8은 Fig. 6의 공간파고분포와 함께 살펴보아야 한다. 혼성체의 외해측에서는 진행파와 반사파가 중첩되어 큰 수면변위가 발생하는 배 부근에서 높은 간극수압분포를 나타낸다. 반면에 파고가 작은 즉, 수면변위가 작은 마디에서는 낮은 간극수압분포를 보인다. 한편 부분중복파동장이 형성되지 않는 개구부와 혼성체 배후에서 진행파의 회절 및 굴절에 의해 나타내는 파고분포와 거의 동일한 형태로 간극수압이 분포하는 것을 확인할 수 있다. 그리고 T_i 가 길어질수록 해저지반 및 사석마운드로의 침투유속이 커지기 때문에 높은 간극수압을 발생한다. 게다가 배와 마디의 거리가 멀어지기 때문에 높은 간극수압이 발생하는 범위가 넓어진다. 그리고 배와 마디의 간극수압 차이가 커지는 현상이 나타난다. 또한 케이스 저면의 해저지반 표층에서는 주기가 짧은 (a)와 (d)에는 비교적 작은 간극수압을 보이지만, 주기가 길어질수록 강한 침투유속에 의해 투과성 사석마운드로 간극수압이 전달됨으로써 해저지반의 표층에서 높은 간극수압이 나타나는 범위가 넓어지는 것을 확인할 수 있다. 한편

입사파고에 따른 무차원 최대간극수압분포는 큰 차이를 나타내지 않는다. 이것은 입사파랑하중에 대해 무차원 하였기 때문이며, 실제 간극수압은 파고가 높을수록 크다.

파랑작용에 의해 전달되는 해저지반 표층의 간극수압변화는 저층으로 전파되게 된다. 이 과정의 수리특성을 검토하기 위하여 가장 높은 파고를 나타내는 케이스 전면에서 해저지반의 층별 간극수압 시간분포를 후술에서 면밀히 분석한다.

3.2.3 케이스 전면 해저지반의 간극수압분포 특성

Fig. 9은 $H_i=6.0\text{cm}$ 의 고정조건에서 T_i 변화를 고려한 Case 4-6을 적용한 계산결과로써 Fig. 4에 나타낸 No. 2지점(해저지반의 내부)의 무차원 간극수압변화의 시계열을 1주기 동안 나타낸다. Fig. 8 (a)-(c)는 혼성체 유무에 따른 해저지반 표층($z/h=-0.05$)의 간극수압을 비교한 것이고, Fig. 8 (d)-(f)는 혼성체가 설치된 경우에서 해저지반의 층별 간극수압을 비교하여 나타낸 것이다. 여기서 간극수압의 층별 비교는 $z/h=-0.05$ 를 기준으로 $z/h=0.2$ 간격으로 $z/h=-0.85$ 까지 5층을 나타낸다.

Fig. 9로부터 앞서 논의한 바와 같이 T_i 가 길어질수록 강한

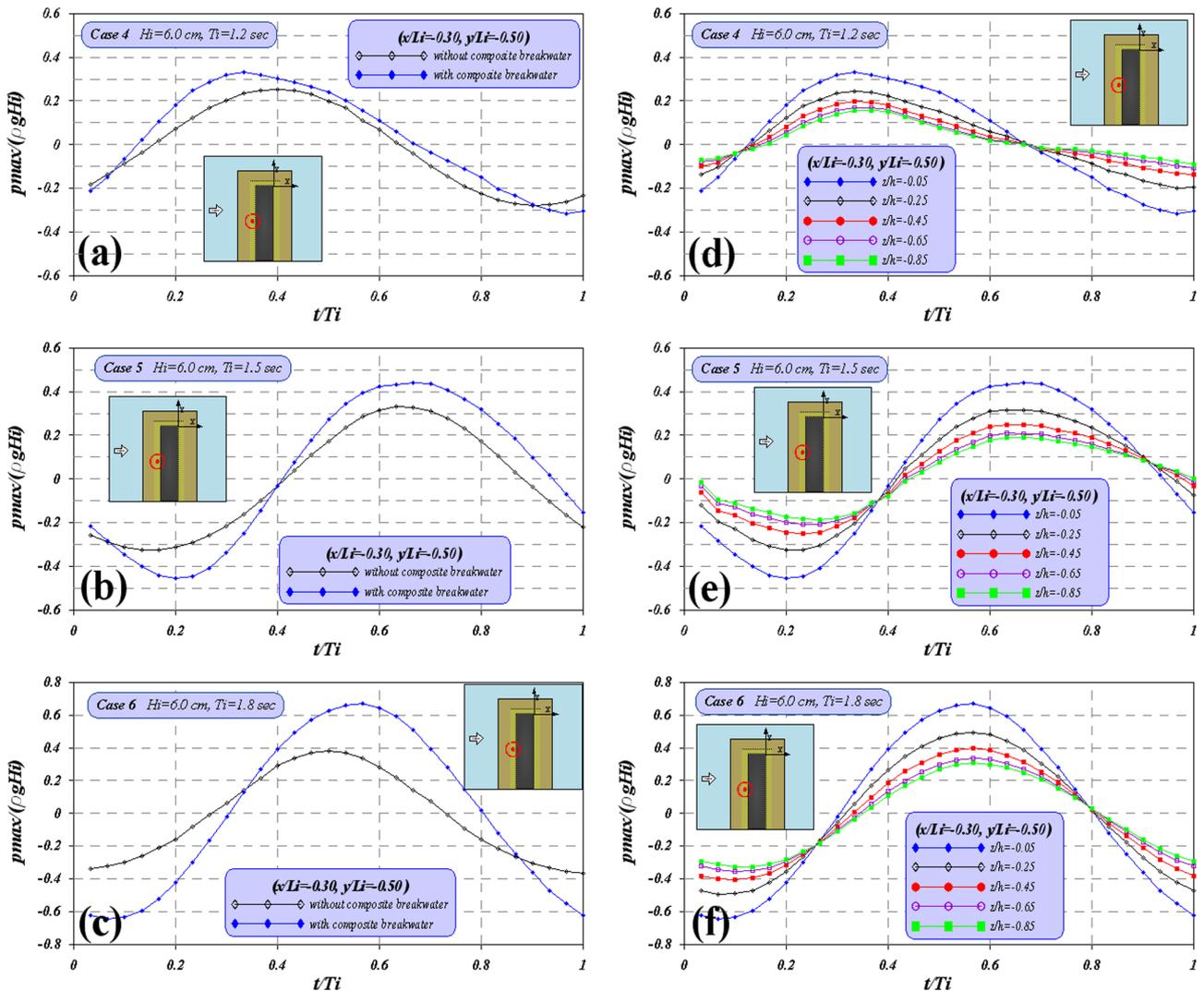


Fig. 9 Time-series of non-dimensional pore water pressures in front of cassion(No. 2)

침투유속이 사석마운드로 유입되어 간극수압의 진폭이 증가하는 경향을 보인다. Fig. 9(a)-(c)에서는 혼성제가 설치되어 수면 변동이 증폭됨으로 이에 상응하는 간극수압이 해저지반 표층에서 발생한다. 그리고 T_i 가 클수록 혼성제가 없는 경우에 비해 간극수압의 증가폭이 커지는 것을 알 수 있다. Fig. 9 (d)-(f)에서는 표층에서 저층으로 갈수록 해저지반의 유체저항에 의해 유속이 감소하기 때문에 점차 간극수압이 줄어드는 현상이 발생한다. 또한 해저지반의 저층으로 갈수록 간극수압의 위상이 지연되며, T_i 가 작을수록 위상차가 크게 나타난다. 이것은 T_i 가 작을수록 침투유속이 작기 때문에 나타나는 것으로 다음의 연직 간극수압의 위상차 분석에서 면밀히 검토하기로 한다.

3.2.4 혼성방파제 저면의 간극수압분포 특성

Fig. 10는 혼성제 아래의 해저지반 표층($z/h=0.05$)에서 발생하는 간극수압을 입사파랑하중에 대해 무차원한 것이다. Fig.

10 (a)-(c)는 $x-z$ 단면으로 체간부의 A-A'와 B-B', 체두부의 C-C'와 D-D', 개구부의 E-E', F-F'를 각각 나타낸다. Fig. 10 (d)-(f)는 $y-z$ 단면으로 외해측 해저지반의 G-G', 사석마운드 사면의 H-H', 사석마운드의 마루 위의 I-I', 케이슨의 중앙의 J-J'를 각각 나타낸다(Fig. 4 참조). 여기서 각종 기호는 단면을 나타내고, 붉은색 실선은 혼성제가 설치되지 않은 경우이다.

Fig. 10에서 전체적으로 혼성제 전면부에서는 혼성제가 없을 경우보다 높은 무차원 최대간극수압을 보이며, 개구부를 비롯한 혼성제 배후부에서는 혼성제가 없을 경우보다 낮은 무차원 최대간극수압을 나타낸다. Fig. 10 (a)-(c)로부터 혼성제의 체간부(A-A', B-B')와 체두부(C-C', D-D')의 $x-z$ 단면에서는 혼성제의 파랑에너지 차단효과에 의해 침투유속이 배후로 전달되는 과정에서 유체저항에 의해 에너지손실이 발생하기 때문에 전·후의 압력차가 발생하는 것으로 판단된다. 그러나 개구부 단면 E-E'와 F-F'에서는 혼성제 배후로의 회절과 전파특성에 따른 간극수

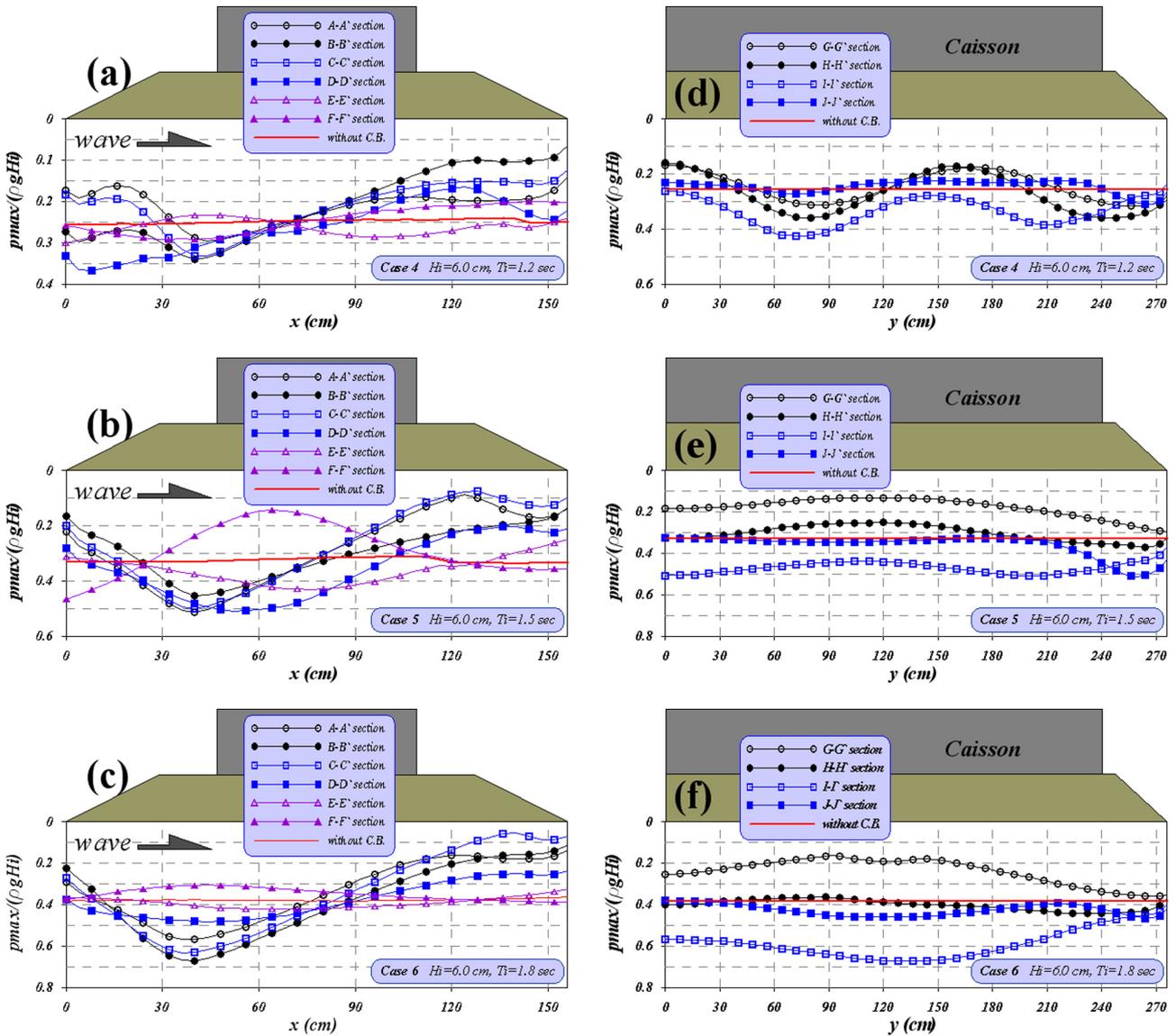


Fig. 10 Spatial distribution of non-dimensional pore water pressures under composite breakwater under the different incident wave periods

압분포가 나타난다. 그리고 Hur et al.(2010)의 2차원 수치모의에서는 분석할 수 없었던 개구부의 영향에 의한 단면별 간극수압 분포 특성이 나타나며, y - z 단면의 Fig. 10 (d)-(f)로부터 분석할 수 있다. Fig. 6의 파고분포에서 확인한 것과 같이 가장 높은

파고가 발생하는 케이스 바로 전면의 I-I'가 가장 큰 간극수압 값을 가진다. 그리고 외해측의 G-G'와 H-H'에서는 부분중복파랑의 형성지점에 상응하는 간극수압 특성을 보여주고 있다. 케이스의 중앙단면 J-J'는 T_1 가 작은 (d)에서는 침투유속이 약하기

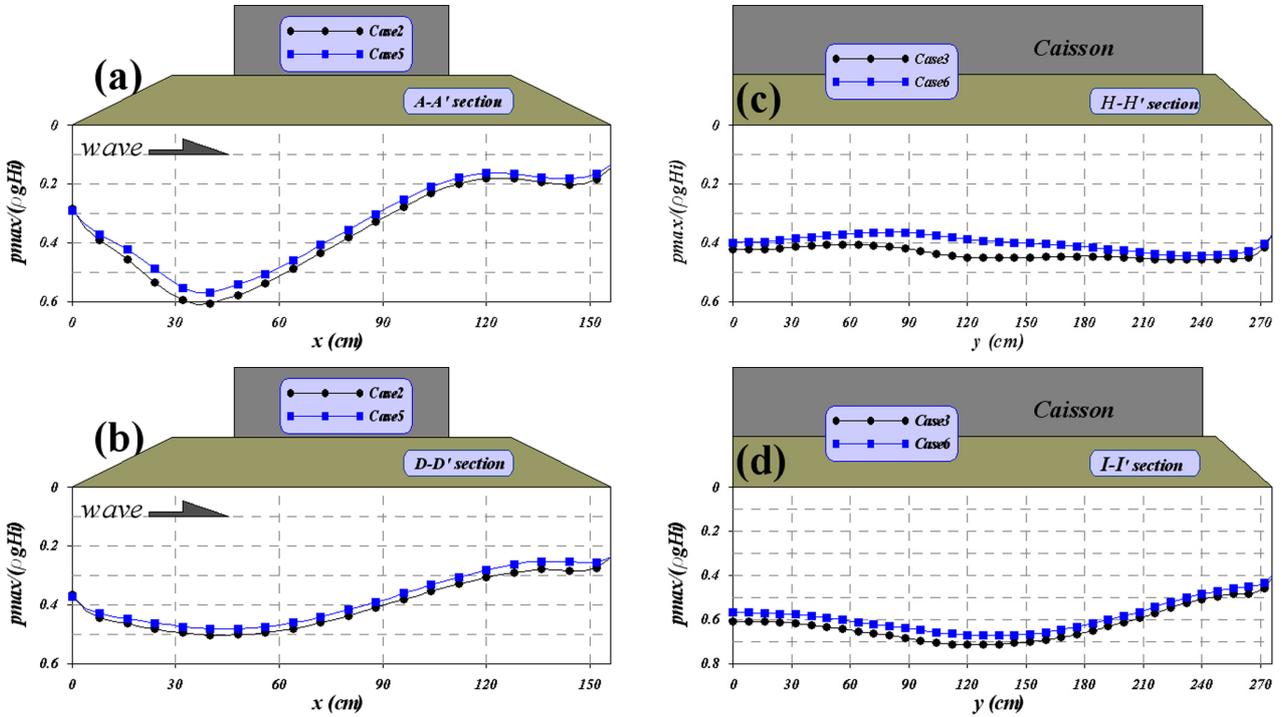


Fig. 11 Spatial distribution of non-dimensional pore water pressures under composite breakwater under the different incident wave heights

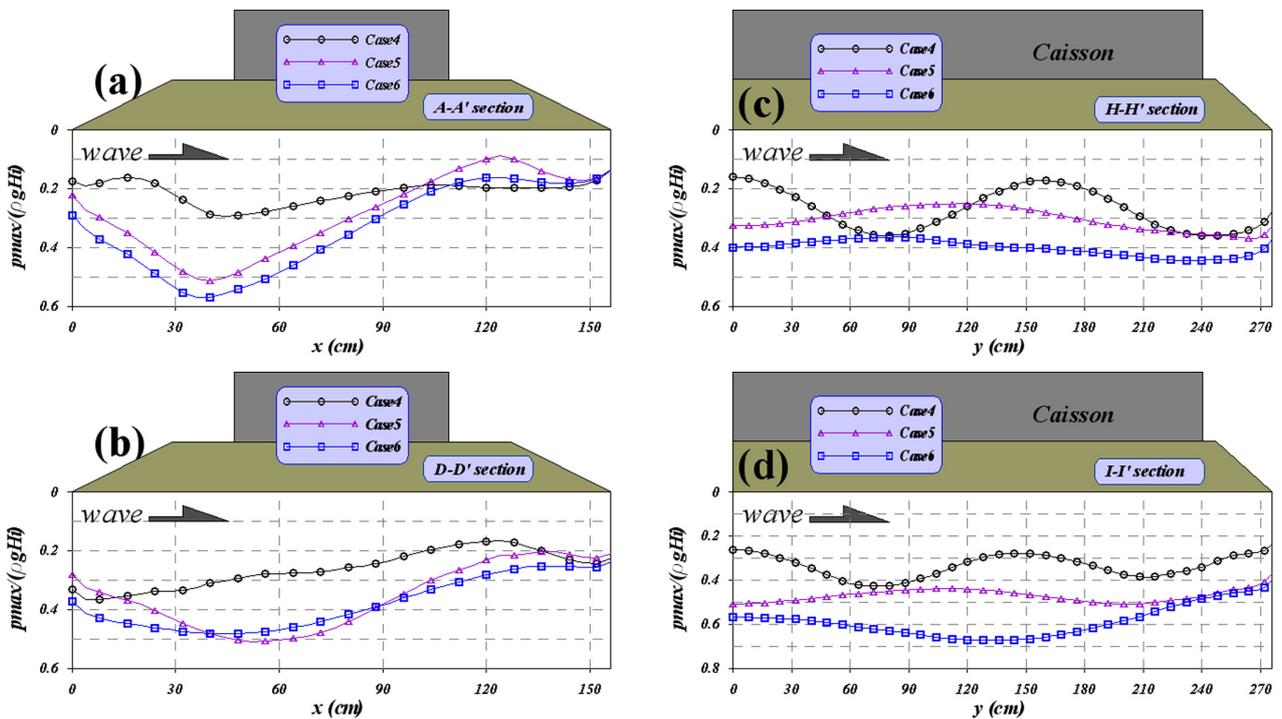


Fig. 12 Spatial distribution of non-dimensional pore water pressures under composite breakwater under the different incident wave periods

때문에 혼성체가 없는 경우에 비해 낮은 간극수압을 나타내기도 하지만, T_i 가 커질수록 사석마운드로의 강한 침투유속에 의해 압력이 해저지반까지 전달되는 것을 확인할 수 있다. 한편 혼성체의 제간부에서도 입사파장(L_i)과 제장(L_r)과의 비에 따라 y 방향의 간극수압차가 발생한다. 이것은 개구부가 존재함으로 인하여 혼성체 주변에서 나타나는 파동장 특성에 의한 것으로 Hur et al.(2008b)이 혼성체 전·후의 위상차를 고려한 수치해석에서 심도 깊게 다루고 있다. 따라서 이것에 관한 논의는 더 이상 이어가지 않으며, Hur et al.(2008b)을 참고하기 바란다.

Fig. 11은 H_i 에 따른 혼성체 저면 해저지반 표층($z/h=0.05$)의 무차원 최대간극수압 분포로서 (a)와 (b)에서는 $T_i=1.5s$ 의 Case 2 ($H_i=4cm$)와 Case 5 ($H_i=6cm$) 그리고 (c)와 (d)에서는 $T_i=1.8s$ 의 Case 3 ($H_i=4cm$)와 Case 6 ($H_i=6cm$)을 각각 비교한다. 여기서 Fig. 4에 표시된 것과 같이 (a)와 (b)는 $x-z$ 단면으로 (a)는 제간부의 A-A', (b)는 제두부의 D-D' 그리고 (c)와 (d)는 $y-z$ 단면으로 (c)는 외해측 사석마운드의 경사면 H-H', (d)는 케이슨 바로 전면의 I-I'에서의 값을 각각 나타내고 있다.

Fig. 11로부터 H_i 가 작은 경우($x-z$ 단면에서는 Case 2, $y-z$ 단면에서는 Case 3)가 무차원 최대간극수압이 크게 나타난다. 이것은 파고가 클수록 투과성 매체를 통해 전달되는 에너지의 손실이 증가하기 때문에 나타나는 현상으로 이해된다. 그러나 H_i 가 클수록 실제의 간극수압은 더 크게 발생한다.

Fig. 12는 T_i 에 따른 혼성체 저면 해저지반 표층($z/h=0.05$)의 최대간극수압을 무차원한 것이다. 여기서 나타낸 단면은 Fig. 11과 동일하고, Case 4 ($T_i=1.2s$), Case 5 ($T_i=1.5s$), Case 6 ($T_i=1.8s$)의 값을 비교하여 나타낸다.

Fig. 12에서 앞서 고찰한 것과 같이 주기가 길수록 파랑작용에 의한 침투유속이 강하게 나타남으로 해저지반 표층까지 수압이 전달된다. 그 영향으로 인해 전체적으로 T_i 가 클수록 높은 간극수압을 나타내고 있다. 그러나 (b)의 제두부의 케이슨 측면에서는 T_i 가 작은 Case 5가 Case 6보다 큰 간극수압을 나타내기도 한다. 이것은 개구부에서의 회절 및 사석마운드 경사면에서의 굴절이 복합적으로 작용하여 형성된 파동장의 영향에 기인한 것으로 Fig. 6의 파고분포에서 논의한 것과 같다.

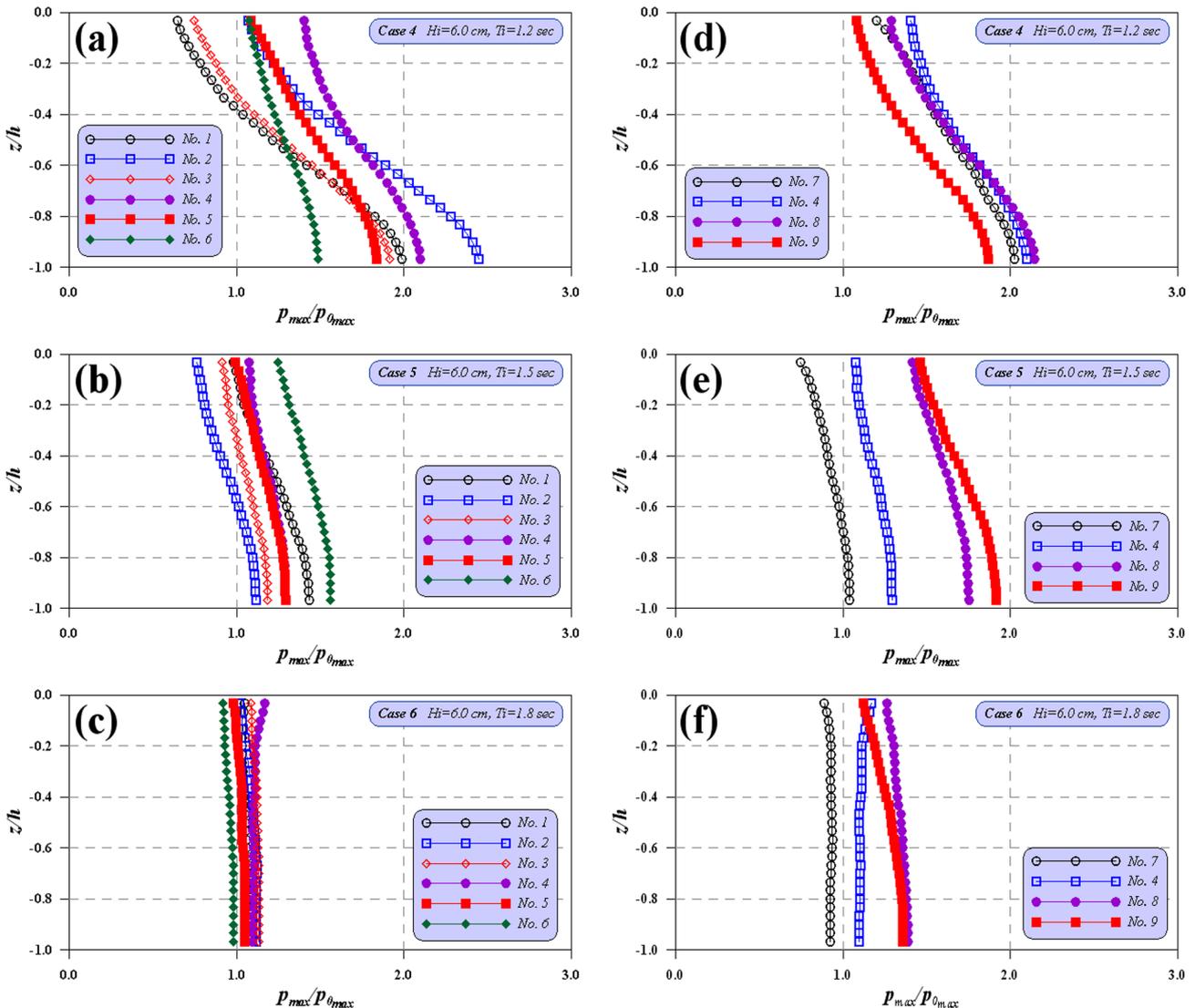


Fig. 13 Vertical distribution of non-dimensional pore water pressures(p_{max}/p_{0max}) under the different incident wave periods

3.2.5 간극수압의 연직분포 특성

Fig. 13은 무차원 최대간극수압의 연직분포를 나타낸 것으로 혼성제 설치에 따른 간극수압 변화를 분석하기 위하여 혼성제 설치 이전의 각 지점의 최대간극수압(p_{0max})으로 무차원화 한다. Fig. 13에서 (a)-(c)는 y - z 단면에서 외해측 사석마운드 경사면의 H-H'단면의 No. 1-6이며, No. 1과 2는 제간부, No. 3과 4는 제두부, No. 5와 6은 개구부에 해당한다. 그리고 (d)-(f)는 x - z 단면에서 제두부의 케이스 측면의 D-D'단면의 No. 4과 No. 7-9지점이며, No. 7은 외해측 사석마운드의 단부, No. 4는 사석마운드의 경사면, No. 8은 사석마운드 마루의 우각부, No. 9는 개구부 케이스의 중앙 측면을 각각 나타낸다(Fig. 4 참조). 그리고 (a)와 (d)는 $T_i=1.2s$, (b)와 (e)는 $T_i=1.5s$, (c)와 (f)는 $T_i=1.8s$ 이고, 입사파고는 6cm로 동일하다.

Fig. 13에서 전반적으로 혼성제가 설치됨으로 인하여 해저지반의 최대간극수압이 증가하며, 표층보다는 저층의 상승률이 큰 것을 알 수 있다. 이 현상은 단주기의 (a)와 (d)에서 뚜렷이 나타나는 데, 이것은 T_i 가 작은 경우에는 해저지반의 저층까지 수압전달이 약하기 때문이다. 여기에 혼성제가 설치되면, 중복 파랑에 의해 증가한 수압이 해저지반의 저층까지 전달됨으로

간극수압이 크게 증가하는 것으로 판단된다. 한편 지점별 무차원 최대간극수압의 연직분포는 뚜렷한 경향을 나타내지 않는다. 이것은 Fig. 6에서 확인한 것과 같이 혼성제의 파랑반사에 의해 형성되는 부분중복파동장이 T_i 에 따라 크게 달라짐으로 지점별로 이에 상의한 간극수압분포가 나타나기 때문이다.

Fig. 14는 해저지반 지점별 최대간극수압의 연직분포 특성을 논의하기 위하여 각 지점의 해저지반 표층($z/h=-0.05$)의 최대간극수압($p_{max}(z/h=-0.05)$)으로 무차원하여 나타낸다. Fig. 14의 측정지점 및 입사파랑조건은 Fig. 13과 같다.

Fig. 14로부터 파랑작용에 의한 수압이 사석마운드를 통해 해저지반의 저층으로 전달되는 과정에서 투과성에 의한 에너지손실이 발생하게 된다. 따라서 해저지반의 표층에서 저층으로 갈수록 최대간극수압이 서서히 감소하는 것을 알 수 있다. 그리고 T_i 가 클수록 해저지반의 저층에서 상대적으로 높은 최대간극수압이 발생하는 것으로 보아 침투유속이 강하게 작용함으로 해저지반의 저층까지 파랑작용에 의한 수압이 전달되는 것으로 이해된다. Fig. 13에서 언급한 것과 같이 지점별 연직 최대간극수압은 혼성제 설치에 의한 파랑의 반사, 굴절, 회절 등의 영향에 의해 형성된 주변 파동장이 입사파랑조건에 따라 달리 나타

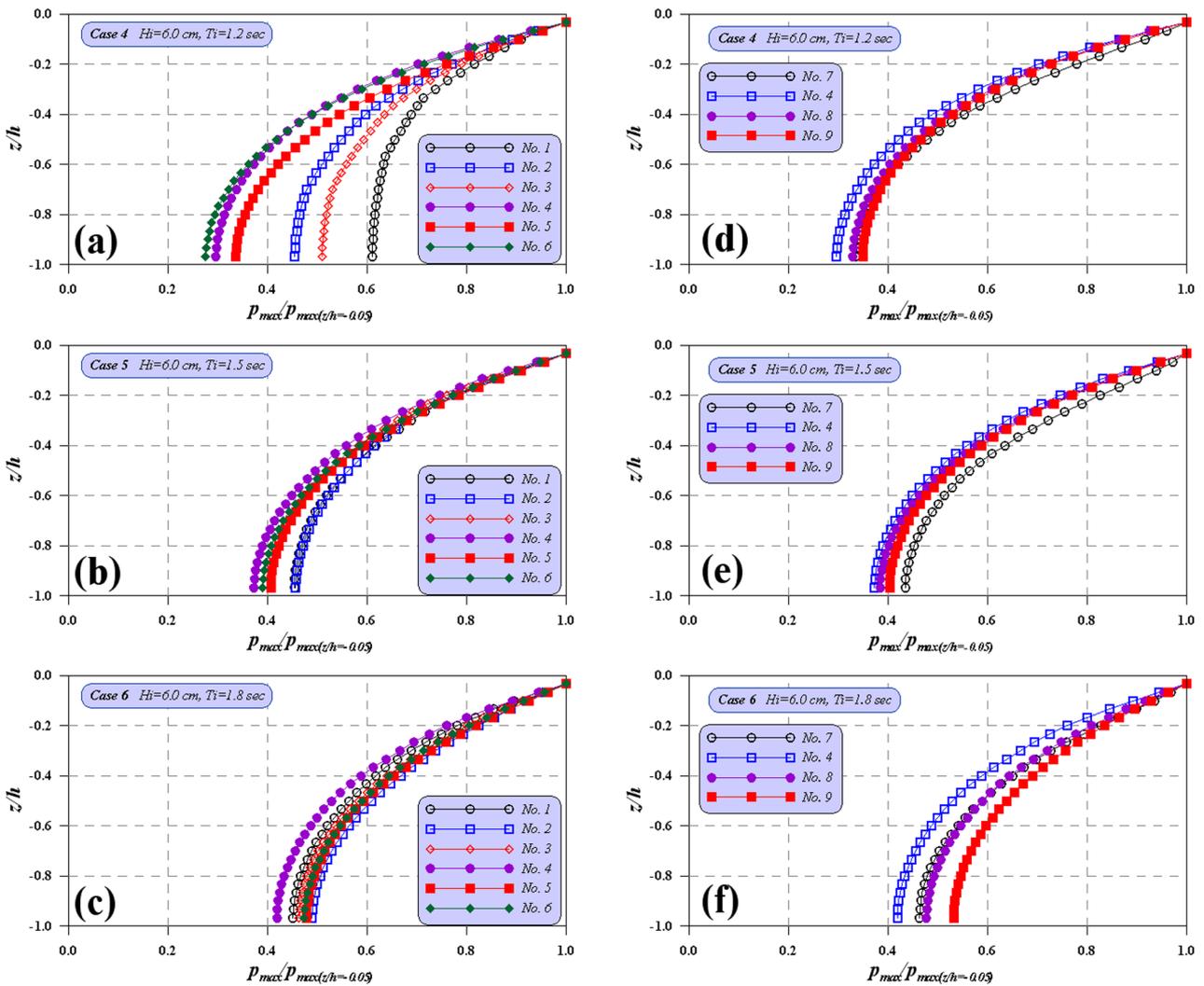


Fig. 14 Vertical distribution of non-dimensional pore water pressures($p_{max}/p_{max}(z/h=-0.05)$) under the different incident wave periods

나기 때문에 특정한 경향을 찾아 볼 수 없다.

3.2.6 연직 간극수압분포의 위상차 분석

Fig. 15는 y - z 단면에서 혼성체의 외해측 사석마운드 경사면의 H-H'라인에 표시된 No. 1-6지점에서 연직 간극수압분포의 위상차를 나타낸 것이다. 여기서 Fig. 4와 나타낸 것과 같이 (a)는 No. 1의 제간부, (b)는 No. 3의 제두부, (c)는 No. 5의 개구부에 해당하는 것을 알 수 있다.

Fig. 15로부터 파랑작용에 의한 수압이 해저지반으로 전달되는 과정에서 순간적인 물의 이동이 연쇄반응하지 않는다. 따라서 해저지반의 유체저항에 의한 에너지손실에 의해 지연됨으로 인해 위상차가 모든 경우에서 나타나고, 저층으로 갈수록 위상차가 증가한다. 그리고 (a) 제간부, (b) 제두부에서는 H_i 와 T_i 가 작을수록 침투유속이 약하기 때문에 위상차가 커지는 경향을 보인다. 또한 케이슨 전면에서는 파랑조건에 따라 부분중복파동장의 배와 마디의 위치가 달라짐으로 입사파랑에 따라 큰 차이를 나타내고 있다. 반면 (c)에서는 부분중복파동장의 영향이

작기 때문에 입사파랑조건에 따른 차이가 크지않다. 이 같은 간극수압의 위상차는 해저지반의 유효응력을 감소시켜, 액상화의 원인으로 작용한다.

이상의 수치해석결과를 종합적으로 분석하면, 혼성체를 설치할 경우에 전면에서는 파랑반사에 의한 부분중복파동장이 형성되어 배 부근에서 간극수압이 증가한다. 특히 가장 높은 파고를 나타내는 케이슨 앞에서는 사석마운드를 비롯한 해저지반의 최대간극수압이 급격히 상승한다. 그리고 지속적인 파랑작용에 의한 수압변화가 해저지반으로 전달되는 과정에서 유체저항에 의한 위상차가 발생하고, 해저지반의 유효응력을 감소시키는 원인으로 작용하게 된다. 또한 혼성체 주변의 파고분포에 기인한 수평적인 압력경도는 해저지반 내부의 흐름을 발생시키게 된다. 이 현상들이 복합적으로 작용하여 혼성체가 설치된 주변 해저지반의 지지력 감소, 액상화 그리고 세굴을 유발시켜 구조물의 안정성에 큰 영향을 미칠 수 있다. 그러므로 혼성체 설치 해역의 지질조사 및 파랑특성을 면밀히 분석한 후, 본 연구와 같은 다각도의 검토를 통하여 해저지반의 안정성을 확보할 필요가 있다.

4. 결론 및 고찰

본 연구에서는 혼성체 주변 해저지반의 3차원 동적응답 특성에 대해 논의하기 위하여 파랑-구조물-지반 비선형 상호간섭을 직접 모의할 수 있는 3차원 수치모델 LES-WASS-3D를 적용한 수치해석을 진행하였다. 먼저 수치계산결과와 수리모형실험 (Mostafa et al., 1999)에서 측정된 혼성체 전후의 시간파형, 사석마운드의 간극수압, 혼성체 전면 지반의 간극수압을 각각 비교·검토하여 수치모델의 타당성 및 유효성을 확보하였다. 그리고 수치모델을 통해 혼성체 설치 주변 해저지반의 동적응답에 미치는 영향을 분석하였으며, 얻어진 주요한 내용은 다음과 같다.

- (1) 혼성체가 설치됨으로 인하여 전면에서는 부분중복파동장이 형성되고, 배후에는 개구부로부터 유입되는 회절파와 사석마운드를 통한 투과파에 의해 낮은 파고분포를 나타내었다. 그리고 입사파랑조건에 따라 개구부에서 발생하는 회절파 및 굴절파에 의해 배후의 파고분포가 나타나는 것을 확인하였다.
- (2) 혼성체가 설치되면, 전면에서는 부분중복파동장에 의해서 파고가 증폭되는 배에서 높은, 마디에서는 낮은 간극수압분포가 나타났다. 그리고 가장 높은 파고가 발생하는 케이슨 전면의 사석마운드에서 가장 높은 간극수압을 나타냄을 확인하였다.
- (3) 입사파랑조건에 따른 해저지반 표층의 최대간극수압은 T_i 가 길어질수록 해저지반 및 사석마운드로의 침투유속이 커지기 때문에 높은 간극수압이 나타났다. 또한 부분중복파동장의 배와 마디의 거리가 길어짐으로 인하여 높은 간극수압을 나타내는 영역이 넓어질 뿐만 아니라, 배와 마디의 간극수압 차이가 증가하는 경향을 나타내었다.

(4) 혼성체가 설치됨으로 가장 큰 파고가 발생하는 케이슨 전면 해저지반에서의 최대간극수압은 크게 증가하였다. 그리고 T_i 가 길수록 강한 침투유속에 의해 해저지반 내부까지 간극수압이 증가하고, 표층과 저층의 위상차는 작아지는 것을 알 수 있었다.

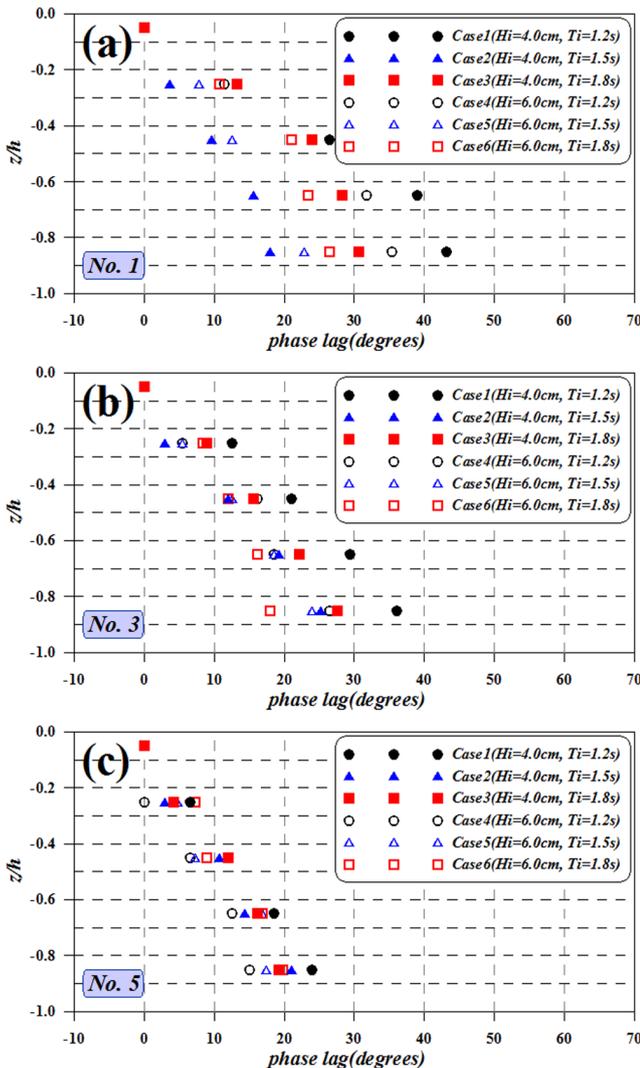


Fig. 15 Vertical distribution of phase of pore water pressures under the different incident wave conditions

(5) 각각의 x - z , y - z 단면별 혼성제 저면 해저지반 표층의 최대 간극수압분포는 입사파랑조건에 따라 형성되는 혼성제 주변의 파동장의 영향으로 단면별로 다소 차이를 나타내었다. 이와 같은 결과는 2차원 해석에서는 검토가 불가능하다.

(6) 혼성제의 전면의 지점별 연직 최대간극수압분포에서는 혼성제가 설치됨으로 인하여 간극수압이 크게 증가하였다. 그리고 저층으로 갈수록 증가폭이 크고, 제간부에서는 약 2.5배까지 최대간극수압이 커지는 현상이 발생하였다.

(7) 혼성제 전면의 지점별 간극수압의 연직 위상분포를 살펴보면, H_i 와 T_i 가 작을수록 침투유속이 작을 뿐만 아니라, 해저지반의 유체저항으로 인하여 저층까지 전달시간이 지연되어 위상차가 증가하는 현상이 발생하였다.

이상과 같이 간극수압의 과잉과 위상차에 따른 유효응력 감소는 액상화를 유발시켜, 해저지반의 불안정을 증가시킬 수 있다. Hur et al.(2010)과 같은 단면 2차원적인 수치해석에서는 검토할 수 없었던 여러 단면에 대한 분석을 수행하였으며, 혼성제의 제간부와 제두부, 해저지반의 동적응답이 다소 차이를 나타냄을 확인하였다. 그러므로 3차원적으로 배치되는 구조물 주변 해저지반의 동적응답을 이해하기 위해서는 본 연구와 같은 3차원적인 해석이 수반되어야 할 것이다.

후 기

이 논문은 2016년 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(연안침식 대응기술 개발). 또한 본 연구는 국토교통부 국토교통기술촉진연구사업의 연구비지원(14CRTI-B063773-03)에 의해 수행되었음.

References

- Ergun, S., 1952. Fluid Flow through Packed Columns. Chemical Engineering Progress, 48(2), 89-94.
- Hur, D.S., Kim, C.H., Kim, D.S., Yoon, J.S., 2008a. Simulation of the Nonlinear Dynamic Interactions between Waves, a Submerged Breakwater and the Seabed. Ocean Engineering, 35, 511-522.
- Hur, D.S., Lee, K.H., Yeom, G.S., 2008b. The Phase Difference Effects on 3-D Structure of Wave Pressure Acting on a Composite Breakwater. Ocean Engineering, 35, 1826-1841.
- Hur, D.S., Lee, W.D., Bae, K.S., 2008c. On Reasonable Boundary Condition for Inclined Seabed/structure in Case of the Numerical Model with Quadrilateral Mesh System. Journal of Korean Society of Civil Engineers, KSCE, 28, 591-594 (in Korean).
- Hur, D.S., Kim, C.H., Yoon, J.S., 2010. Numerical Study on the Interaction among a Nonlinear Wave, Composite Breakwater and Sandy Seabed. Coastal Engineering, 57, 917-930.
- Hur, D.S., Lee, W.D., 2007. Three-Dimensional Flow Characteristics and Wave Height Distribution around Permeable Submerged Breakwaters; PART I- without Beach. Journal of the Korean Society of Civil Engineer, 28(3B), 345-354(in Korean).
- Hur, D.S., Lee, W.D., Cho, W.C., 2012. Three-dimensional Flow Characteristics around Permeable Submerged Breakwaters with Open Inlet. Ocean Engineering, 44, 100-116.
- Hur, D.S., Park, J.R., Lee, W.D., 2014. 3D Characteristics of Dynamic Response of Seabed around Submerged Breakwater Due to Wave Loading. Journal of ocean engineering and technology, 28(4), 331-337(in Korean).
- Liu, S., Masliyah, J.H., 1999. Non-linear Flows in Porous Media. J. Non-Newtonian Fluid Mech., 86, 229-252.
- Kirca, V., Sumer, B., Fredsøe, J., 2013. Residual Liquefaction of Seabed under Standing Waves. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, ASCE, 139, 489-501.
- Mostafa, A.M., Mizutani, N., Iwata, K., 1999. Nonlinear Wave, Composite Breakwater and Seabed Dynamic Interaction. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, ASCE, 125, 88-97.
- Jeng, D.S., Li, J., 2008. Response of Porous Seabed around Breakwater Heads. Ocean Eng., 35, 864-886.
- Sakakiyama, T., Kajima, R., 1992. Numerical Simulation of Nonlinear Wave Interacting with Permeable Breakwater. Proceedings of the 23rd The International Conference on Coastal Engineering, ASCE, 1517-1530.
- Smagorinsky, J., 1963. General Circulation Experiments with the Primitive Equation. Monthly Weather Review, 91(3), 99-164.
- Sumer, B.M., Fredsøe, J., 2002. The Mechanics of Scour in the Marine Environment. World Scientific, Advanced Series on Ocean Engineering, 17, 552.
- Ulker, M.B.C., Rahman, M.S., Guddati, M.N., 2010. Wave- induced Dynamic Response and Instability of Seabed around a Breakwater. Ocean Engineering, 37, 1522-1545.
- Ulker, M.B.C., 2014. Dynamic Responses of Seabed-Rubble Mound Breakwater System under Seismic Waves. 2nd European World Conference on Earthquake Engineering, 25-29.
- Yang, S., 2013. Comparison Study on the Residual Excess Pore Water Pressure Observed in Seabed. Journal of Navigation and Port Research, 37(2), 173-179(in Korean).
- Ye, J., Wang, G., 2015. Seismic Dynamics of Offshore Breakwater Onliquefiable Seabed Foundation. Soil Dynamic sand Earthquake Engineering, 76, 86-99.

Environment Deterioration Characteristics of Polypropylene / Glass Fiber Composites under Moisture Absorption Environment

Yun-Hae Kim*, Chang-Wook Park*, Gyung-Seok Jung* and Seok-Jin Shin*

*Division of Mechanical Engineering, College of Engineering, Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

흡습 환경 하의 폴리프로필렌/유리 섬유 강화 복합재료의 환경 열화 특성

김윤해* · 박창욱* · 정경석* · 신석진*

*한국해양대학교 공과대학 기계공학부

KEY WORDS: Fiber reinforced composite 섬유강화 복합재료, Marine environment 해양환경, Moisture absorption 수분흡습, Polypropylene fiber 폴리프로필렌 섬유, Glass fiber 유리 섬유

ABSTRACT: In this study, a mixture of polypropylene fibers and glass fibers were used to weave polypropylene/glass fiber-reinforced composite panels with characteristics such as highly elongated short fibers, high ductility, anti-fouling, and hydrophobicity as a result of a directional property. Mechanical and environmental tests were carried out with specimens fabricated with this composite panel, and its applicability to shipbuilding and ocean leisure industries was evaluated through a comparison with existing glass fiber-reinforced composite materials. The results of this experiment verified the excellence of the polypropylene/glass-mixed woven fiber-reinforced composite material compared to the existing glass fiber-reinforced composite material. However, the forming process needs to be changed to improve the weak interfacial bonding, and the properties of the composite material itself could be improved through mixed weaving with other fibers after development. Maximizing of the advantages of the polypropylene fibers and overcoming their shortcomings will improve their applicability to the shipbuilding, ocean leisure, and other industries, and increase the value of polypropylene fibers in the composite material market.

1. 서 론

최근 해양 레저 시장의 연평균 증가율이 조선 시장의 침체에도 불구하고 계속해서 늘어남에 따라 해양레저의 전 세계 시장이 활성화 될 것으로 예상된다. 현재 해양 레저 산업에는 가격 대비 기계적 특성이 우수한 유리 섬유가 활발하게 이용되고 있으나 작업 환경적인 문제 등의 이유로 대체 할 섬유의 연구가 계속 되고 있다. 그 중 하나인 폴리프로필렌 섬유는 나프타의 부산물 혹은 에틸렌의 부산물을 통해 얻어지는 프로필렌을 Ziegler-Natta 촉매와 접촉시켜 구조성을 가진 폴리프로필렌으로 중합하고, 이를 용융, 방사하여 제작하며, 비중이 낮고 방오, 방수 특성을 가져 각종 위생 소재, 여과제, 레저 의류 등 다방면에 산업에서 사용되고 있다. 마이크로 스케일의 폴리프로필렌 섬유를 특정 방식으로 방적할 경우 방적 방식에 따라 단섬유

폴리프로필렌과 비교하여 인장강도, 충격저항 등의 물성이 대폭 강화된 폴리프로필렌 섬유를 얻을 수 있다(Alhozaimy et al., 1996; Joseph et al., 1999). 최근에는 특정 물성에 대한 향상을 목표로 공정방식을 변경하여 제작된 폴리프로필렌 섬유를 시트 형태로써 제조 시 삽입하여 물성의 향상을 꾀하는 연구가 증가하고 항공, 의료, 해양 산업 등의 적용에도 관심이 높아지고 있다. 해양 산업에서 다습한 해양 환경은 섬유강화 복합재료가 기지재를 통한 확산에 의하여 수분 함유율이 증가하기 유리한 조건이다. 수분의 노출은 섬유강화 복합재료의 물리적, 화학적 특성의 변화를 야기한다(Kim et al, 2008).

따라서, 본 연구에서는 기본적으로 폴리프로필렌 섬유와 섬유의 직조과정에 폴리프로필렌 섬유에 유리섬유를 방향성을 주어 삽입/혼합 직조한 폴리프로필렌/유리 혼합직조 섬유를 사용하여 섬유강화 복합재료를 제작하여 대표적인 강화재인 유리섬유

Received 27 October 2016, revised 19 December 2016, accepted 19 December 2016

Corresponding author Soek-Jin Shin: +81-51-410-4355, tjrwlsz@naver.com

© 2016, 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.

와 비교 분석하였다.

2. 실험 재료 및 방법

2.1 재료 및 시험편제작

폴리프로필렌 섬유 강화 복합재료의 기계적 강도를 측정하기 위하여 본 실험에서 필요한 실험재료를 준비하였다. 최적의 폴리프로필렌 보강재와 기지재 확인을 위하여 보강재로 사용되는 폴리프로필렌 섬유는 INEGRA Technologies사의 Polypropylene 단섬유 패브릭과 Polypropylene/Glass hybrid 평직으로 제작된 패브릭을 사용하였고, 물성 비교를 위해 동일한 제작 상태의 유리섬유 패브릭을 선택하였다. 또한, 기지재로는 Hand Lay-up과 VaRTM 공정에 사용하기 위해 Resoltech 사의 열경화성수지인 에폭시 Resoltech 1050/1053과 국도화학의 KFR 120/KFH548, 폴리에스테르 수지인 CCP composites사의 LSP-8020B를 사용하였다. 본 연구에서는 가장 보편적인 섬유강화복합재료 제조법인 Hand lay-up과 VaRTM으로 시험편을 제작하였다. Hand-lay up 시험편의 경우 섬유에 수지를 함침 시킨 후 이물질이 묻지 않도록 이형 필름을 붙이고, 완전 경화와 안정적인 물성을 위해 진공 상태로 80°C 오븐에서 24시간 동안 경화 시켰으며, VaRTM 시험편 또한 공정 후 80°C 오븐에서 24시간 동안 경화 시켰다.

2.2 실험방법

2.2.1 기계적 특성 실험

폴리프로필렌 섬유 강화 복합재료와, 폴리프로필렌/유리섬유 강화복합재료, 유리섬유강화복합재료의 기계적 특성을 평가하기 위하여, 인장시험, 3점 굽힘시험, 충격시험을 실시하였다. 인장시험, 3점 굽힘시험에는 Kyung-Do사의 Universal Test Machine을 이용하였고 수식을 통해 각각의 물성을 계산하였다. 인장시험은 ASTM D 5766, 3점 굽힘시험은 ASTM D 2344에 따라 케이스 별로 7개의 시험편에 대해 시험을 실시하였다. 충격시험은 Tinius Olsen사의 샤르피 충격시험기를 사용하여 ASTM D 6110에 따라 진행 했으며, 파괴 시 발생하는 에너지 흡수량을 측정하였다 (Yun, 2011; Kim et al., 2011; Shin et al., 2011).

2.2.2 환경 특성 실험

본 연구에서는 폴리프로필렌/유리 섬유강화 복합재료의 수분/습기에 대한 환경 열화를 분석하기 위해 흡습시험을 진행하였고, 쿠폰시험편을 사용하여 재료의 확산계수와 일정시점에서의 흡습률을 구하였다. 쿠폰시험편은 신뢰성 확보를 위해 7개를 준비 하였고, 초기 무게가 일정한 값이 될 때까지 50±2°C 오븐에서 미리 건조 후 상온에서 냉각 한 후 초기 무게를 측정하였다. 무게 측정 후 80±2°C 항온수조에 침지하여 60일 동안 변화를 통해 확산계수와 흡습률의 변화를 관찰 하였다. 흡습에 의한 기계적인 물성 열화를 분석하기 위해 인장시험편을 사용하여 흡습에 따른 인장강도의 변화를 분석 하였다. 인장시험편은 각 일차별로(1/2/3/5/7/10/15/20/25/30/40/50/60/80/100일) 14개 씩 총 210개를 준비 하였다. 섬유강화 복합재료의 수분 흡수로 인한 기계적인 물성 열화는 건조를 통해 일정 수준 회복이

가능하기 때문에 열화와 회복에 대해 분석하기 위해 인장시험편을 2배수로 준비 하였다. 쿠폰시험편과 같이 80±2°C 항온수조에 10일 침지 중 일차별로 14개의 시험편을 꺼내어 7개의 시험편은 건조 없이, 나머지 시험편은 80±2°C 오븐에서 24시간 건조한 후 ASTM D 5229에 따라 인장시험을 진행 하였다.

3. 실험결과 및 고찰

3.1 기계적 특성 분석 결과

각 성형법에 따른 시험편의 기계적 특성을 분석해보면 인장강도와 3점 굽힘강도의 경우 폴리프로필렌/유리 혼합직조 섬유와 Resoltech 에폭시 수지로 제작된 시험편의 강도가 우수하고, 충격 에너지의 경우 미세하게 폴리프로필렌/유리섬유 혼합직조 섬유와 Resoltech 에폭시 수지로 제작된 시험편이 높았으나 단일 유리섬유 제작된 시험편과 큰 차이가 없음을 알 수 있었다.

3.1.1 인장 강도

케이스별 시험편의 인장강도 시험 결과를 Fig. 1에 나타내었다. 단독 섬유의 인장 강도의 경우 유리섬유를 기지재로 사용한 시험편이 폴리프로필렌을 사용한 시험편보다 높은 값을 나타내었다. 폴리프로필렌/유리 혼합직조 시험편의 경우 유리섬유를 사용한 시험편보다 높은, 약 200MPa의 평균 강도를 가지며 3종의 시험편 중 가장 높은 값을 나타내었다. 이는 폴리프로필렌 섬유의 미세 구조가 결합의 이동을 억제하며 유리섬유에 가해지는 하중을 균일하게 분산 시켜 발생 된 현상으로 사료 된다. 폴리프로필렌 섬유가 함유된 시험편의 경우 1차 파단 후 하중이 지속적으로 가해져 2차 파단이 발생하는 현상이 발견되었는데, 이는 폴리프로필렌 섬유가 가지는 높은 연성이 1차 파단 후 완전 파단을 지연시켜 추가 하중에 의해 파단이 되어 발생하는 현상으로 사료 된다.

폴리프로필렌 섬유가 함유 되지 않은 단일 유리섬유 시험편의 경우 제조공정에 관계없이 거의 비슷한 인장강도를 보이고 있는데, 이는 유리섬유가 수지와의 계면 결합력이 우수하여 서로 다른 제조공정에 따른 수지 함유율의 차이를 줄여주며, Hand lay up으로 제작 된 시험편 역시 VaRTM 시험편과 똑같이 진공 상태로 최종 경화를 진행 하여 최종 물성의 큰 차이가 없이 비슷한 인장강도를 보이는 것으로 사료된다.

3.1.2 3점 굽힘강도

3종의 강화재 및 공정에 대한 3점 굽힘강도 시험 결과를 Fig. 2에 나타내었고, 폴리프로필렌/유리 섬유강화 복합재료의 3점 굽힘 강도가 37.2MPa로 가장 높은 값을 나타내었다. 폴리프로필렌 섬유를 단독으로 사용하여 제작된 시험편의 경우 시험 장비에서 측정 가능한 파단 변위를 초과하는 값을 가져 추가적인 측정이 불가능 하였다. 폴리프로필렌/유리 혼합직조 섬유강화 복합재료 시험편의 경우 역시 1차적으로 유리섬유부에서의 파단이 발생한 후 한계거리 이상으로 변형이 진행되었으며, 폴리프로필렌이 함유된 섬유강화 복합재료 시험편 모두 가해지는 하중을 제거하자 초기형상으로 회복되는 현상이 발생하였다. 이는 폴리프로필렌 섬유의 높은 연신율에 의한 결과로 사료된다.

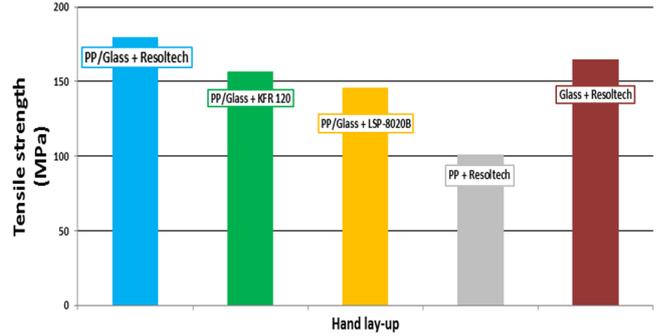
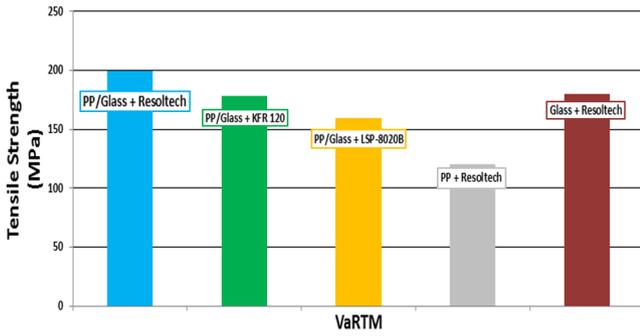


Fig. 1 Result of tensile test

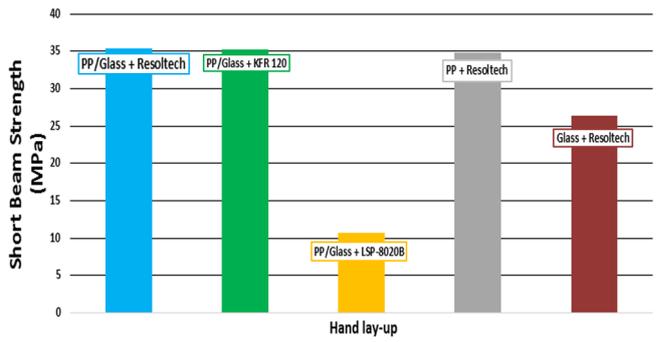
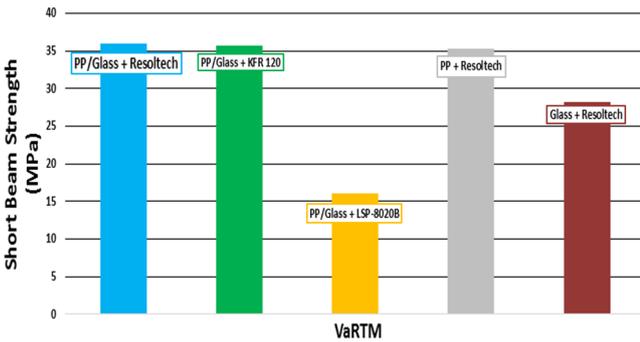


Fig. 2 Result of short beam test

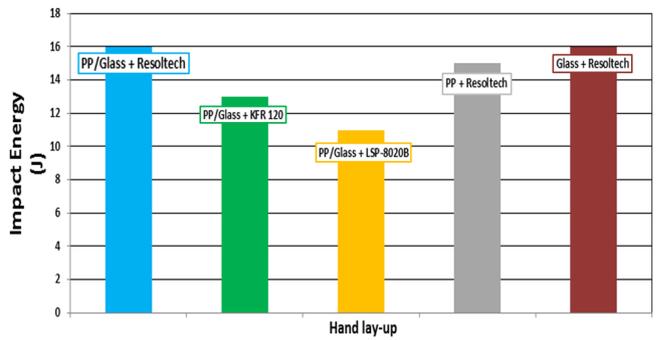
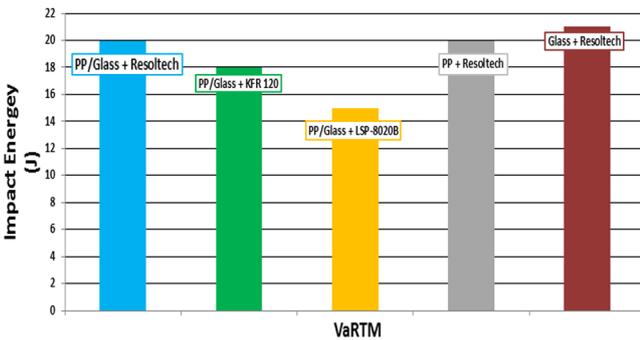


Fig. 3 Result of the charpy impact test

3점 굽힘강도는 제조 공정에 관계없이 각각의 시험편들이 거의 비슷한 결과 값을 나타내고 있는데, 서로 다른 제조 공정이지만 똑같은 진공 상태로 최종 경화를 진행하였기 때문에 공정에 따른 수지의 함유율의 차이가 크게 없었으며, 수함유율에 크게 영향을 받는 3점 굽힘 강도가 거의 비슷한 결과 값을 나타내는 이유로 사료된다.

3.1.3 충격강도

케이스별 시험편의 충격시험 결과를 Fig. 3에 나타내었다. 인장 시험, 3점 굽힘시험과 같이 Hand lay-up보다 VaRTM 공정으로 제작한 시험편이 모든 케이스에서 충격 에너지가 높게 나오는 것을 확인 할 수 있었다. 또한, 단일 유리섬유 시험편이 혼합직조 시험편에 비해 높은 충격 에너지를 가지지만 그 차이가 크게 나지 않았다. 이는 폴리프로필렌 섬유를 기지재와 혼합하여 복합재료로 제작하면 섬유 자체의 특성인 충격저항과 뎀핑 특성이 충격에너지 흡수에 큰 영향을 주지 못하기 때문이며, 복합재료의 충격 에너지는 기지재의 특성에 의해 좌우되기 때문이라고 사료된다.

3.1.4 파단면 분석

기계적 특성 실험을 진행한 케이스별 섬유강화 복합재료의 결과와 현상을 자세하게 규명하기 위해 각 케이스별 시험편의 파단면을 관찰하였다. Fig. 4는 각 케이스별 시험편의 파단면을 주사 전자 현미경(Scanning electron microscope, SEM)으로 관찰한 사진이다. 사진을 보면 유리섬유와 수지의 계면 결합력이 우수해 파단된 섬유 표면에 수지가 다량 묻어 있는 것을 확인할 수 있었다. 폴리프로필렌 섬유가 포함된 나머지 4개의 시험편에도 풀 아웃 현상은 없었으나, 유리섬유에 비해 수지의 분포가 적은 것으로 보아 계면 결합력은 유리섬유만 사용된 시험편이 더 우수한 것으로 사료된다.

3.2 환경특성 실험 결과

3.2.1 수분 흡수 거동

흡수 실험 시작 후 10일 동안은 유리섬유강화 복합재료와 폴리프로필렌/유리 혼합직조 섬유강화 복합재료가 급격하게 수분 흡수율이 증가하였고, 10일 이후 수분 흡수율이 감소하는 것을

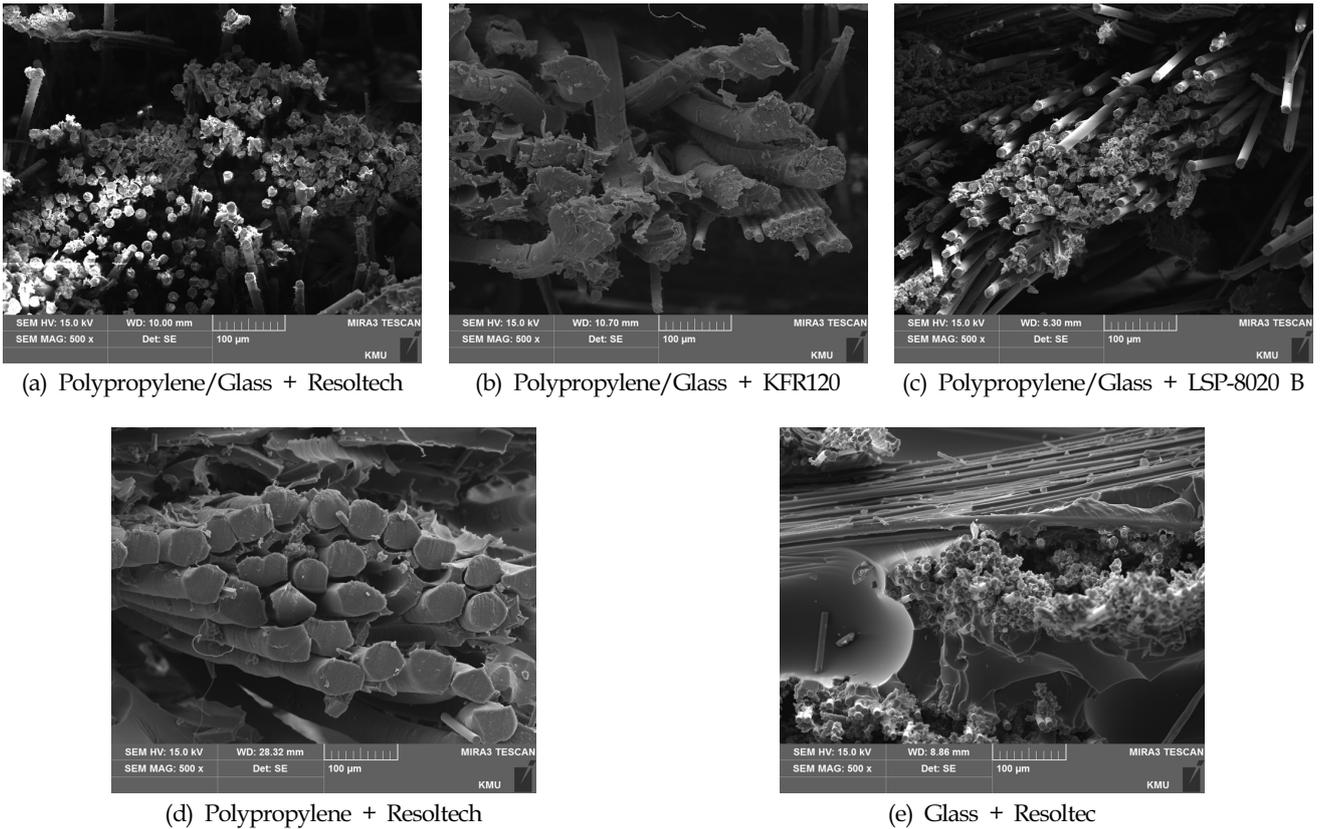


Fig. 4 Micrographs of tested specimens

확인할 수 있었다. 또한, 모두 80일 이후 흡수율이 증가와 감소를 반복하게 되는데 이는 수분 흡수 포화상태로 인해 더 이상 수분을 흡수할 수 없는 상태인 것으로 사료된다. 분석 결과, 유리섬유 복합재료의 수분 흡수율이 0.95% 낮은 것을 확인할 수 있었다. 유리섬유강화 복합재료의 수분 흡수율이 낮은 이유는 수지와 섬유간의 계면 결합력이 폴리프로필렌/유리 혼합직조 섬유강화 복합재료보다 우수하기 때문으로 사료된다.

3.2.2 흡습에 의한 기계적 물성 열화와 회복
 폴리프로필렌/유리 혼합직조 섬유강화 복합재료와 유리섬유

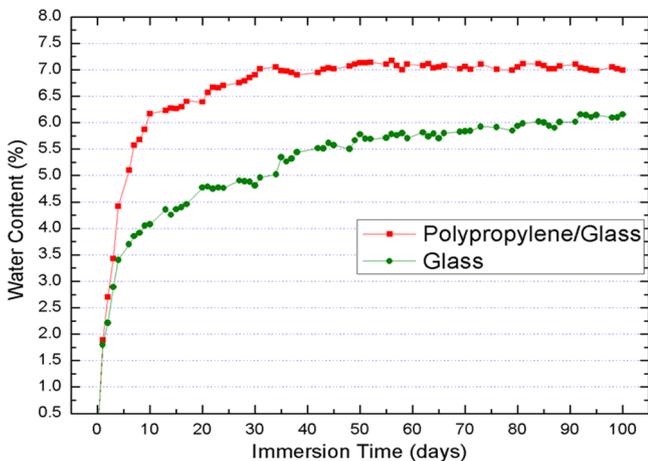


Fig. 5 Relationship between water content and immersion time

강화 복합재료 두 케이스 모두 침지 시간의 경과에 따라 인장강도는 감소하였고, 흡수 거동과 유사하게 침지 후 10일 동안 급격하게 감소하였다. 두 케이스 시험편의 침지 100일 경과 후 인장강도 감소는 폴리프로필렌/유리 혼합직조 섬유강화 복합재료가 0.40%, 유리섬유 강화 복합재료는 0.60%였다. 인장강도의 회복은 침지 시간이 경과함에 따라 감소하는 경향을 나타내었다. 폴리프로필렌/유리 혼합직조섬유강화 복합재료는 80일 후, 단일 유리섬유강화 복합재료는 60일 후 건조에 의한 회복 현상이 나타나지 않는 것을 확인할 수 있었다. Fig. 6은 폴리프로필렌/유리 혼합직조 섬유강화 복합재료와 단일 유리섬유강화 복합재료 시험편의 수분 흡수와 회복에 따른 인장강도 변화를 나타내었고, Fig. 7은 두 종류의 섬유강화 복합재료 시험편의 흡수와 회복에 따른 인장강도 감소율을 나타내고 있다.

폴리프로필렌/유리 혼합직조섬유강화 복합재료의 흡수율이 유리섬유강화 복합재료 보다 높았음에도 흡습에 의한 인장강도 감소가 작고, 회복 일수가 길었던 이유는 수분 환경 내에서의 열화 매커니즘에 따라 수분의 침투가 진행될 때 강화재 내부까지 수분의 침투가 진행되는 다른 소재와 달리 폴리프로필렌 섬유 표면층의 방수 특성과 소수성으로 인해 강화재 내부로 침입되는 물 분자가 적어 기지재와 강화재의 계면상에서만 수분으로 인한 열화가 진행된 것으로 사료된다.

4. 결 론

- (1) 인장시험은 폴리프로필렌/유리 혼합직조 섬유강화 복합

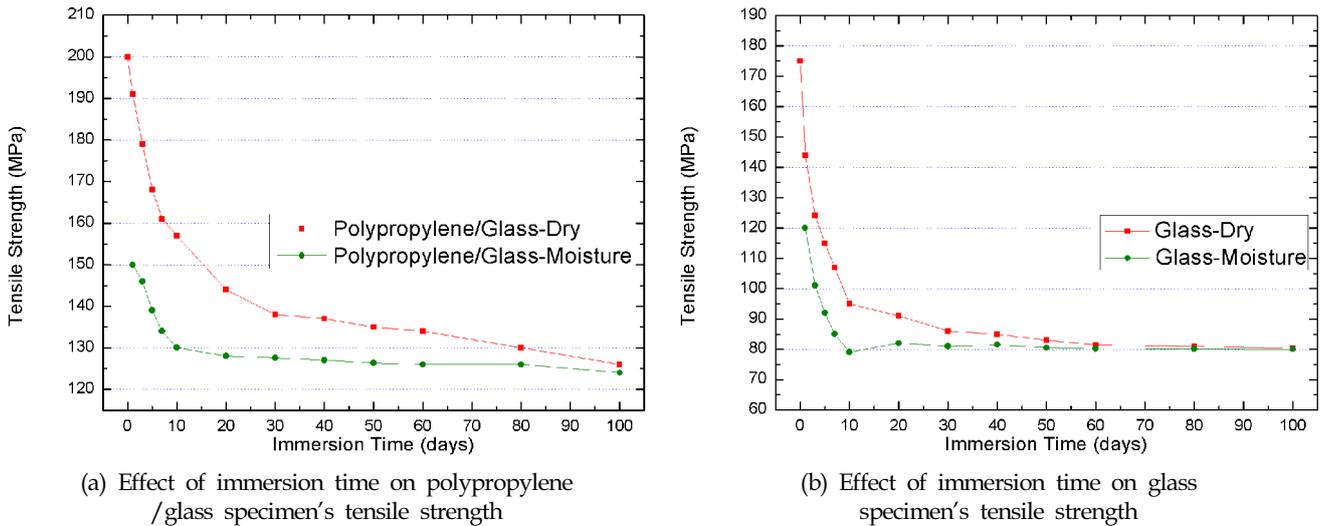


Fig. 6 The tensile strength behavior by the moisture-absorption and recovery

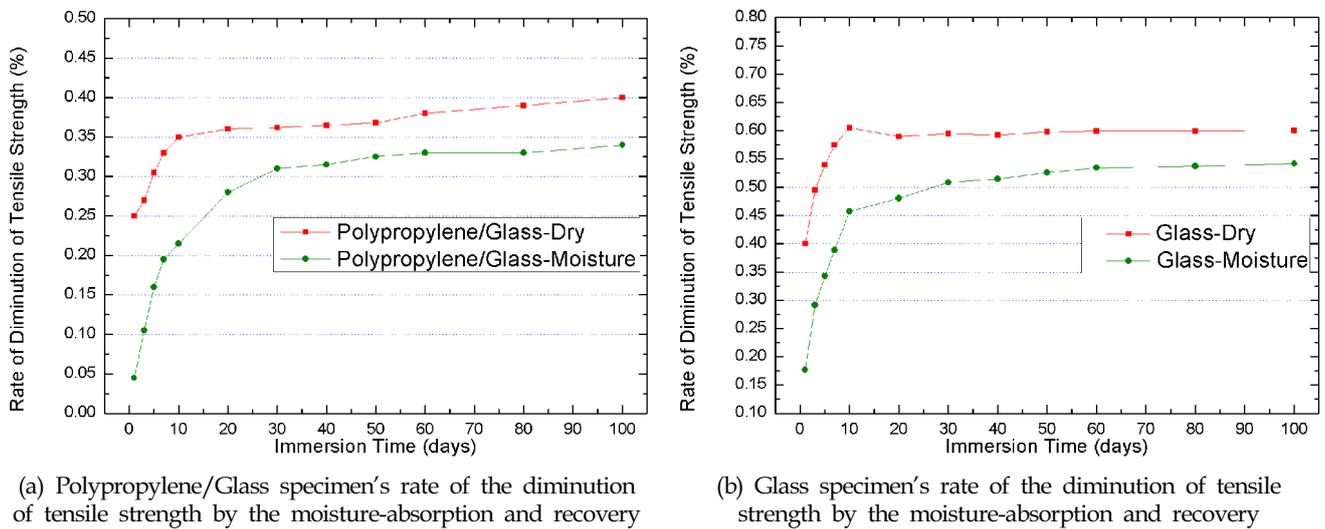


Fig. 7 The rate of the diminution of tensile strength by the moisture-absorption and recovery

재료 시험편이 가장 높은 값을 나타내었다. 이와 같은 현상은 함유된 폴리프로필렌 섬유가 2차적인 지지재의 역할을 하여 에너지를 저장하고 유리섬유에 균일한 하중을 부과하여 발생한 것으로 사료된다.

(2) 3점 굽힘시험 역시 폴리프로필렌/유리 혼합직조 섬유강화 복합재료가 가장 높은 값을 나타내었다.

(3) 충격시험의 경우 폴리프로필렌/유리 혼합직조 섬유를 사용한 시험편이 단일 유리섬유 시험편에 비해 높은 충격 에너지를 나타내었으나 그 차이 값이 크지 않았다. 이는 지지재가 폴리프로필렌 섬유와 원활한 접촉을 이루지 못하여 각각의 층들이 단독으로 파단되어 발생한 것으로 사료된다.

(4) 흡습시험 결과 폴리프로필렌/유리 혼합직조 섬유강화 복합재료 시험편이 단일 유리섬유강화 복합재료에 비해 시간에 따른 수분 흡수율은 높았지만, 인장강도의 감소와 건조에 의한 회복률이 더 높음을 확인할 수 있었다.

본 연구에서는 폴리프로필렌/유리 혼합직조 섬유강화 복합재료의 물성 검증을 통해 해양플랜트, 해양레저 스포츠 산업 적용

가능성을 확인할 수 있었다. 섬유와 지지재간의 계면 접합력을 향상시키는 연구를 지속 한다면, 복합재료 시장에서 폴리프로필렌 섬유의 가치를 더 높여 줄 것으로 사료된다.

후 기

본 연구는 중소기업청에서 지원하는 2016년도 중소기업기술 개발지원사업(No. S2328725)의 연구수행된 것이며, 지원에 대해 진심으로 감사드립니다.

References

Alhozaimy, A.M., Soroushian, P., Mirza, M., 1996. Mechanical Properties of Polypropylene Fiber Reinforced Concrete and the Effects of Pozzolanic Materials. Cement & Concrete Composites, 18, 85-92.

- Joseph, P.V., Joseph, K., Thomas, S., 1999. Effect of processing variables on the mechanical properties of sisal-fiber-reinforced polypropylene composites. *Composites Science and Technology*, 59(11), 1625-1640.
- Kim, Y.H., Kim, K.J., Han, J.W., Jo, Y.D., Bae, S.Y., Moon, K.M., 2008. A study on degradation and recovery mechanisms of composites under the moisture environment. *Composites research*, 21(2), 8-14.
- Shin, H.S., Kim, J.H., Oh, S.H., 2011. Development of Experimental Setup for Impact Punching in Brittle Materials. *Journal of Mechanical Science and Technology*. 25(4), 629-636.
- Kim, Y.H., Park, J.M., Yoon, S.W., Lee, J.W., Jung, M.K., Murakami, Ri-Ichi., 2011. The Effect of Moistures Absorption and Gel-coating Process on the Mechanical Properties of the Basalt Fiber Reinforced Composite. *International Journal of Ocean System Engineering*, 9-15.
- Yun, S.W., 2011. A study on the Mechanical Properties of Basalt Fiber Composites for Application to Ballast Pipe. Korea Maritime and Ocean University.

Risk-based Design of On-board Facility for Lifting System Field Test of Deep-sea Mining System

Su-gil Cho*, Sanghyun Park*, Jaewon Oh*, Cheonhong Min*, Seongsoon Kim*, Hyung-Woo Kim*,
Tae Kyung Yeu*, Jung Yeul Jung*, Jaeil Bae** and Sup Hong*

*Technology Center for Offshore Plant Industries, KRISO, Daejeon, Korea

**Yooyoun ENE Co.,LTD, Busan, Korea

심해저 광물자원 양광시스템 실증 시험을 위한 위험도 기반 선상 설비 설계

조수길* · 박상현* · 오재원* · 민천홍* · 김성순* · 김형우* · 여태경* · 정정열* · 배재일** · 홍섭*

*선박해양플랜트 연구소 해양플랜트산업기술센터

**유연이앤이

KEY WORDS: Deep-sea mining system 심해저 집광 시스템, Failure mode and effect analysis 고장모드 분석, Lifting system 양광시스템, On-board facility design 선상 설비 설계, Risk-based design 위험도 기반 설계

ABSTRACT: This study had the goal of designing onboard structures for a pre-pilot mining test (PPMT), which is required for the commercialization of the deep-sea mining industry. This PPMT is planned to validate the performance of a hydraulic lifting system and verify the concept of operating through a moon-pool in the east sea, Korea. All of the onboard equipment and facility were designed by KRISO. Because the test was performed at the first development, it is difficult to determine what risk will occur in the facility. Therefore, risk-based design is required in the facility for the PPMT, which includes the facility layout, failure mode and effect analysis (FMEA), and risk reduction plan. All of the expected performances of the lifting system itself and the onboard facilities were qualitatively validated using the risk-based design.

1. 서 론

자원고갈로 인한 원자재 가격 상승이 우려되는 상황에서 수심 5,000미터의 심해 연약지반에 존재하는 망간 단괴는 매우 큰 경제성을 지니고 있다(Hong, 2010a; Chi and Hong, 2014). 국내에서는 94년부터 심해저 광물자원 개발 연구를 지속해오면서 심해저 채광기술 분야에서 선도 기술 보유국의 위치에 진입할 수 있게 되었다(Hong et al., 2006; Hong, 2010b). 이러한 성과는 국제해저기구(International Sea-bed Authority, ISA) 및 탐사채약자들에게도 인정받게 됨으로써, 향후 공해상 심해저광물자원 개발규칙(Mining Code) 제정에 있어서 대한민국의 주도적인 참여가 가능하게 되었다. 2020년경 제정이 예상되고 있는 ISA의 개발규칙은 심해저광업이란 신산업 태동의 근간이 될 것이고 이러한 개발규칙의 제정 과정에는 채광시스템의 대규모 실증 시험이 요구될 것으로 예견되기에 선도 기술 보유국으로

서의 역할 수행에 대한 준비가 필요하다. 이에 대한 준비로 선박해양플랜트 연구소에서는 각 부분에 대한 예비파일럿 성능 실증 시험(PPMT, pre-pilot mining test)을 계획, 실증 시험 단계에 이르렀다(Yeu et al., 2013).

심해저 망간단괴 채광시스템은 개념적으로 심해에 부존하는 망간단괴를 집광하는 집광시스템과 집광된 망간단괴를 선상까지 끌어올리는 양광시스템으로 구분된다(Hong et al., 2007). 이에 대한 개념도는 Fig. 1과 같다. 집광시스템에 대한 연구로는 2007년 상업 채광량의 1/20 규모로 시험 집광기가 제작되었으며 2010년 동해 130미터 깊이의 근해에서 실증 시험을 통해 집광성능을 확인하였다(Park et al., 2010). 2012년에는 상업 채광량의 1/4 규모의 파일럿 집광로봇이 제작되었으며 2013년 동해 1,300미터 깊이의 근해에서 실증 시험이 이루어진 바 있다(Yeu et al., 2012; Yeu et al., 2013). 한편 양광시스템에 대한 연구는 2009년 불연속적으로 집광되는 망간단괴를 임시 저장, 일정한

Received 15 October 2016, revised 21 November 2016, accepted 22 November 2016

Corresponding author Sup Hong: +82-42-866-3350, suphong@kriso.re.kr

© 2016, 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.

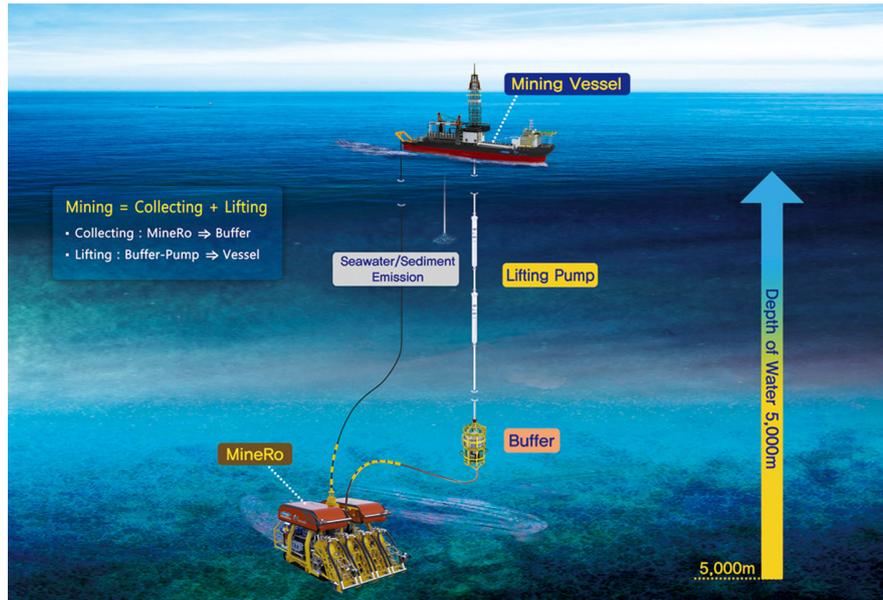


Fig. 1 Concept of the deep-seabed mining system

양으로 선상으로 송출하기 위한 시스템인 버퍼시스템이 개발되었으며 2,000미터의 수두에 망간단괴를 송출할 수 있는 6단 원심펌프를 가지고 있는 양광펌프가 개발되었다. 이 두 개의 시스템에 대한 수조실험은 실시되었지만 양광시스템의 통합적인 실증 시험은 아직 이루어지지 않았다.

본 연구는 파일릿 양광시스템의 예비파일릿 성능 실증 시험을 위한 선상 설비의 설계가 목적이다. 양광시스템 성능 실증 시험을 위한 선상 설비는 기존 오일 시추를 위한 해양플랜트 장비와는 운용 목적, 단괴 처리 방법 등에 차이가 있다. 즉, 처음 시도되는 장비들로써 자체 설계, 제작되기 때문에 그 위험도는 매우 크다고 할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 위험도에 따른 각 시스템의 배치를 수행하고 FMEA(failure mode and effect analysis) 분석을 통해 개념 설계부터 제작, 운용까지 발생할 수 있는 고장모드를 식별하

여 위험도를 최소화 할 수 있는 대응 방안을 제시한다. 분석 결과 제시된 대응 방안은 고 위험도 장비의 잠재된 그리고 발생 가능한 위험요소 및 그 원인과 결과를 체계적으로 방지할 수 있다(Shafice and Fateme, 2014).

2. 양광시스템 성능 실증 시험 구성

2.1 양광시스템 성능 실증 시험 준비

양광시스템 성능 실증 시험의 목표는 2,000m 수심의 망간단괴를 양광펌프가 관손실을 이겨내고 수상으로 양정할 수 있는가를 실험하는 것이다. 하지만 실험 비용의 한계로 양광관을 수심 2,000m까지 설치하는 것은 불가능하였다. 따라서 양광펌프의 작동수심인 500m에 맞추어 양광시스템을 설치하고 수심

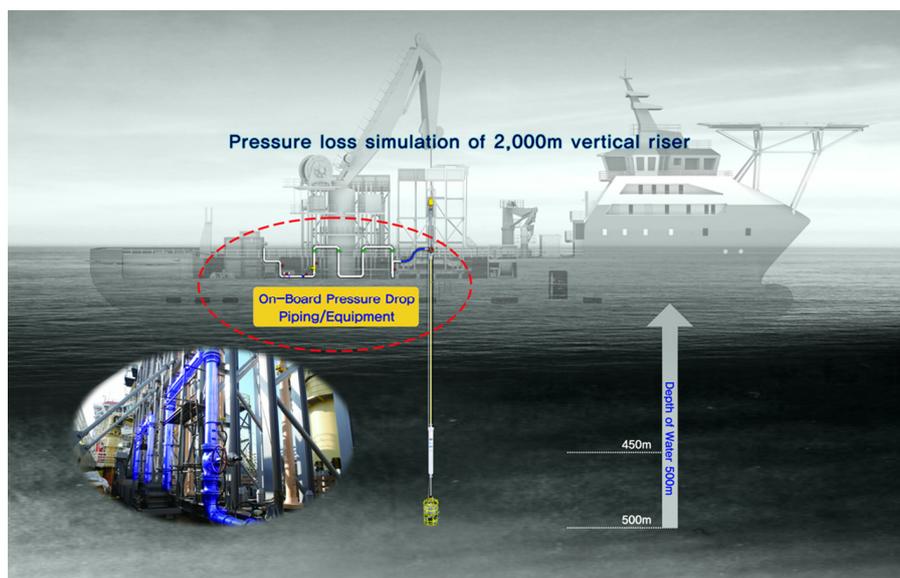


Fig. 2 Pressure drop simulation on-board system

2,000m 대비 양광관 축소에 의해 발생하는 펌프의 양정 문제는 Fig. 2와 같이 양광관 하단 흡입부에 밸브를 설치하여 관손실 발생을 모사함으로써 해결하였다.

양광펌프의 성능(유량, 양정, 슬러리 이송) 및 버퍼시스템의 성능(단괴 보관, 단괴 피딩) 실증을 지원하기 위해서 시험 선박은 충분한 크기의 문풀(Moon-pool), 능동운동보상형(AHC, active heave compensation) 대용량 크레인, 고성능 DPS 등을 기본 제원으로 갖추고 있는 OSV(offshore support vessel)을 사용해야 한다. 본 시험에서는 선장 94.6m, 선폭 20m, 총 톤수 4,425톤, DP2, AHC 100톤, Moon-pool 6.5m×6.5m 등의 제원을 가지는 OSV를 지원 선박으로 선정하였다.

2.2 양광시스템 구성

양광시스템 구성을 살펴보면 Fig. 3과 같이 양광펌프, 버퍼, 양광관이 존재한다. 먼저 양광펌프는 Brushless 전기모터와 6단 원심펌프를 사용하는 심정펌프 개념의 펌프로써 유량 500m³/h, 양정 26.5bar, 설치수심 400m 토출압력 45.3bar, 흡입압력 18.9bar, 전기모터 800kW(6.6kV, 3상/4극, 60Hz) 등의 설계사양을 갖는 펌프이다.

버퍼는 시간적으로 불규칙한 집광공정과 안전성 및 효율성이 요구되는 양광공정을 원활히 연결시키기 위해 중간저장기능(버퍼링)과 슬러리 관유동 보장기능을 가지는 시스템으로 선박해양플랜트 연구소에서 독자 개발되었다(Yeu et al., 2012). 버퍼는 상부의 중간저장 호퍼(Hopper), 호퍼 하부의 단괴공급제어장치(Feeder), 외부배관(인입, 토출), 전기유압제어시스템, 방향제어 추진기(Thruster) 2대 등으로 구성된다. 호퍼는 저장용적 6m³로 최대 7톤의 망간단괴를 저장할 수 있으며, Feeder의 공급용

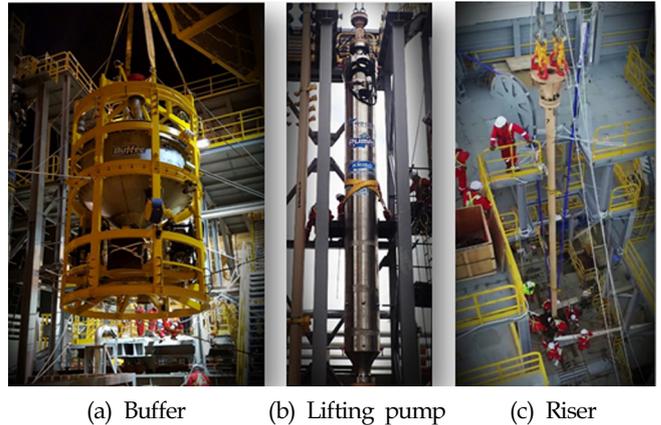


Fig. 3 Main equipment of lifting system field test

량은 평균 10kg/s(최대 15kg/s)을 갖도록 스크류 방식으로 개발되었다. 버퍼 시스템의 Feeder와 방향제어 Thruster는 유압으로 작동되며 원격실시간으로 제어된다.

양광관은 국내 민간기업의 특허기술인 SAW(submerged arc welding) 방법을 사용해서 API 5L X80 재질의 양광관이 개발되었다. 플랜지 규격은 API 6A 6B 5000psi(양광관)/10000psi(양광펌프) 및 ASTM A182 F22 Class 3에 따라서 국내 제작되어 양광관과 용접되었다. 단위 양광관의 길이는 12.5m, 내경 202.7mm, 두께 8.2mm로 제작되었다. 본 시험을 위해 총 38본의 양광관이 사용되었다.

2.3 시험지원을 위한 필요 선상 구조물 개념설계
양광시스템 실증시험의 운용도는 Fig. 4와 같다.

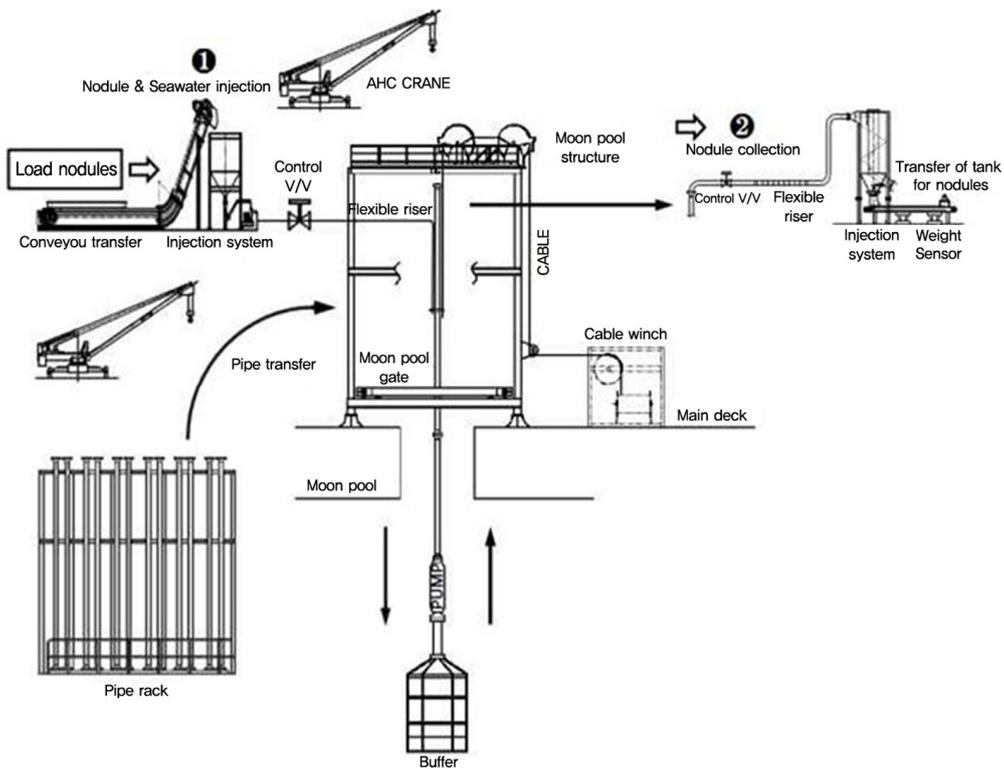


Fig. 4 Planar figure for lifting system field test

본 시나리오는 크게 양광시스템 진/회수 작업, 단괴 투입/회수 작업으로 구성된다. 먼저 양광시스템의 진/회수 작업은 선박에 있는 크레인을 이용하여 라이저랙에 있는 양광시스템을 문풀 타워를 통해 해저로 진/회수 시키는 작업이다. 단괴 투입/회수 작업은 양광시스템 진수 뒤 진행된다. 적재된 단괴를 단괴 투입시스템으로 버퍼로 투입한 뒤 버퍼에 저장된 단괴를 양광펌프로 선상으로 회수하는 과정이다. 또한 2000미터 양정을 모사하기 위해 감압배관을 거친 뒤 단괴와 해수를 분리하고 단괴는 저장, 분리된 해수는 배출하는 작업을 포함한다. 이를 구현하기 위해서 양광시스템을 보관할 수 있는 라이저랙, 양광시스템 설치/해체를 위한 문풀 타워, 선상압력강하배관, 단괴분리회수 및 해수배출 시스템이 필요하다. 또한 양광시스템 전체를 운용할 수 있는 선상 통합운용시스템, 고압 전력 공급을 위한 선상발전기 및 엄빌리컬-윈치(2대, 버퍼 및 펌프용), 양광펌프 구동 인버터 등이 존재한다. 이를 자세히 살펴보면 다음과 같다.

(1) 양광시스템 진/회수를 위해 플랜지 체결방식을 선택하였다. 체결작업을 위한 플랫폼인 문풀 타워는 크기가 서로 다른 양광시스템(버퍼, 양광펌프, 양광관)을 진/회수 시킬 수 있도록 문풀 타워 및 문풀 게이트 등이 자체 설계·제작되었다. 문풀 타워는 전체 하중을 지지하고 각 층마다 작업 공간이 확보되어야 한다. 또한 버퍼의 진/회수를 위해 5m 이상 개방이 가능한 문풀 게이트가 마련되어야 한다.

(2) 500m의 수심까지 양광시스템 진수시키기 위해 사용된 양광관은 38분이다. 따라서 양광관의 보관 장소가 선박 데크 내부에 마련되어야 한다. 본 연구에서는 데크 면적의 제한으로 수직 거치식으로 라이저 거치대를 자체 설계 제작하였다.

(3) 수직 양광관의 길이 축소(당초 2,500m → 변경 500m)에 따른 관내압력손실 차이는 선상배관을 통해서 모사하는 방법으로 실증 시험이 수행되었다. 본 연구에서는 Engelmann의 연구 결과에 따라 망간단괴가 포함된 슬러리의 2,000m에 대한 압력손실을 예측하였으며(Engelmann, 1978), 이를 상황에 맞게 압력손실을 조절할 수 있는 밸브 및 고정적으로 큰 압력손실이 가능한 오리피스스를 사용하여 배관설계를 수행하였다.

(4) 회수된 모조단괴를 해수와 분리 회수하는 장치와 일정시간

동안의 양광량 저장 측정하는 장치를 설계·제작하였다. 양광시스템 실증시험에서 목표로 하는 단괴슬러리 유량이 500m³/hr이기 때문에 이를 처리할 수 있도록 설계되어야 하며 분리된 단괴는 이송 및 저장하고 해수는 선박 밖으로 배출될 수 있도록 설계하였다. 계획된 단괴농도는 약 3vol%로 약 485m³/hr의 해수유량을 선박 밖으로 배수하기 위해 슬러리펌프와 자연배수관을 연결하는 방식을 선정하였다.

(5) 버퍼 시스템과 양광펌프 작동을 위하여 각각의 엄빌리컬/윈치(2기)를 주문 설계·제작하였다.

(6) 버퍼-양광펌프 통합운용, 선상배관 유량/압력 측정 및 양광슬러리 중량 측정 등의 통합운용모니터링을 담당하는 통합운용시스템(H/W, S/W)이 자체 개발되었다.

3. 양광시스템 성능 시험을 위한 위험도 기반 선상 구조물 설계

본 연구에서는 위험도를 기반으로 선상 구조물 배치 및 설계를 수행하였다. 수행 절차는 먼저 앞 절에서 정의된 각 시스템의 위험도와 기능을 고려하여 선상 배치를 수행하였다. 그 뒤 FMEA 분석을 통해 개념 설계부터 제작, 운용까지 발생할 수 있는 고장모드를 식별하여 큰 위험요소에 대해서 위험도 저감을 위한 개선설계 및 대응방안을 마련하였다. 이를 기반으로 상세설계를 수행하여 선상 구조물을 제작하였다.

3.1 위험도 및 기능을 고려한 선상 구조물 배치

선상 구조물의 배치는 운용적인 측면뿐만 아니라 선박 하부의 구조, 위험도까지 동시에 고려되어야 하는 매우 중요한 설계 요소이다. 기존 해양플랜트 FPSO(Floating production storage offloading) 배치 설계 역시 중요한 요소로 간주되어 연구가 진행된 바 있다(Ku et al., 2014). 본 실증시험을 위해 선박에 적재해야 하는 장비 무게는 약 280톤으로 장비 무게와 장비의 위험도는 Table 1과 같다. 고압 및 화재 폭발 위험이 따르는 발전기 및 고압인버터 Van은 작업 공간 및 사람이 밀집한 곳과 가장 멀리 떨어진 선박 선미 부분에 위치해야 한다. 또한 발전기-고압인버터-엄빌리

Table 1 Computed wind and current forces on buoy models

Equipment	EA	Size [m] (L×W×H)	Weight [ton]	Hazard
Moonpool tower	1	7.2 × 6.5 × 7	88.5	high
Riser rack (with riser)	1	12 × 3.6 × 13	80(37+43)	high
Nodules Injection system	1	1.8 × 18.5 × 2.6	7	low
Separated system	1	7 × 6.5 × 7	16	low
Decompression pipe line	1	∅ 0.2 × L 20.5	2	middle
Disposal system	3	∅ 0.5 × L 12.4	0.3	low
Invertor VAN	1	9 × 3 × 3.6	25	high
Power VAN	3	6 × 3 × 3	15	high
Control VAN	1	6 × 3 × 3	10	high
Buffer	1	∅ 3 × H 6.2	7.5	low
Winch	2	4.5 × 2.5 × 4.25	17.5/19.5	high

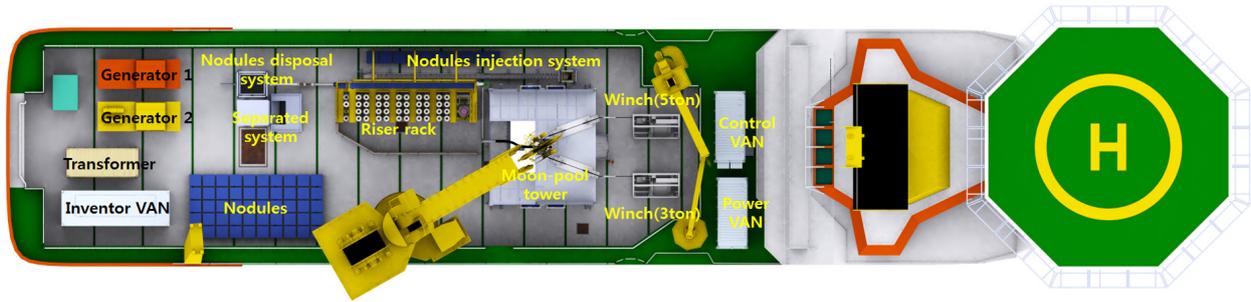


Fig. 5 Layout drawing of on-board facility for lifting system field test

Table 2 Plan for dominant failure mode of FMEA report

No.	Item Item's Name	Freq.	Seve.	Detect.	RPN	Solution
1	Moon Pool Gate	3	5	1	15	
1-1	Moon Pool Gate	3	5	1	15	Prohibit operation over 15m/s wind velocity, 2m maximum wave
1-2	Guide Rail	3	3	2	18	Pin fixation design
1-4	Moon Pool Base Frame	2	5	2	20	Reinforcement
1-7	Elec. Cable	3	4	2	24	Design change
2	Moon Pool Structure	2	5	2	20	
2-1	Structure	2	5	2	20	Prohibit operation over 15m/s wind velocity, 2m maximum wave
2-2	Base Frame	2	5	2	20	Perform UT test
2-4	Sheave Base Plate	3	3	2	18	Reinforcement
2-6	2nd Floor Moving Plate	3	3	2	18	Consideration based on HSE working condition
3	Riser Rack	2	3	2	12	
3-1	Riser Rack Structure	2	4	2	16	Reinforcement
3-3	Clamp	3	3	2	18	Monitoring system design
5	Nodules Separation and Disposal System	3	2	2	12	
5-1	Pipe Line for Nodules Separation (On the Deck)	3	2	2	12	Monitoring system design
5-5	Disposal Pipe	3	2	2	12	Monitoring system design

컬/윈치 시스템으로 이어지므로 전선의 꼬임이 발생하지 않도록 배치를 결정해야 한다. 고 위험도 군에 포함되는 엄빌리컬/윈치 시스템의 경우 선미에 배치해야 하나 문폴 타워까지 거리가 길어지고 사람의 통행이 있는 곳을 지나칠 경우 케이블의 손상이 더 큰 위험도를 발생시킨다. 따라서 문폴 타워에 가깝고 양광시스템 진/회수 상황을 바로 확인할 수 있는 부분에 배치시켰다.

기능적으로는 빠른 양광시스템 설치를 위해 라이저랙은 문폴 타워 측면에 설치하였으며, 안전을 위해 메인 크레인의 이동 반경과 사람의 동선이 겹치지 않도록 고려하여 배치하였다. 그리고 감압배관의 경우 라이저랙 기둥에 고정하여 설치하였다. 감압배관은 중 위험도에 속하므로 사람의 통행이 제한되는 곳에 배치해야 한다. 본 실증시험에서는 단괴 투입과 회수를 연속적으로 하지 않기 때문에 단괴 투입 시스템이 위치한 부분과 감

압장치를 같이 위치시켜 투입할 때는 사람이 지나다니는 공간으로 회수할 때는 사람의 출입을 제한하도록 배치하였다. 회수 시스템은 큰 소음이 발생하고 많은 양의 물이 발생하여 사람이 미끄러질 수 있으므로 상대적으로 선미 지역에 배치하였다. 하지만 해수가 발전기, 고압인버터에 침투하지 않도록 두 시스템 간의 이격 거리 및 분리대를 설치, 발전기 및 고압인버터를 높여서 설치하도록 하여 위험도를 제거하였다. 마지막으로 Control Van은 긴급 상황 시 사람이 빨리 진입할 수 있어야 하며 모든 시스템을 제어해야 하므로 가장 가까운 A 데크에 설치하였다. 선박 위에 설치되는 모든 시스템은 하중과 선박 하부의 메인 프레임간의 안정성을 고려하여 정확한 위치를 결정하였고 DNV-GL(Det Norske Veritas/Germanischer Lloyd)의 승인을 받아 진행하였다. 이에 따른 전체 배치도는 Fig. 5와 같다.

3.2 FMEA 분석

양광시스템 실증 시험을 위한 선상 설비는 자체 개발, 제작되는 부분이기 때문에 위험도 평가가 필수적이다. 위험도 평가는 먼저 양광시스템 통합 운용에서 발생할 수 있는 고장모드를 분석하고, 이것의 발생 빈도와 발생에 따른 손상/피해 정도를 객관적으로 분석하는 것이다. 다음으로는 분석된 고장모드의 피

해를 최소화 할 수 있는 대응 방안을 제시하고, 이를 통해 발생 빈도와 손상/피해의 저감 정도를 예측하는 것이다.

FMEA 분석은 대상 시스템에 잠재된 그리고 발생 가능한 고장모드 및 그 원인과 결과를 체계적으로 빠짐없이 식별할 수 있으며, FMEA 중에 논의되고 결정된 위험도 지수를 통해 대상 시스템의 전반적인 안전성 수준을 정성적(Qualitative) 또는 준

Table 3 FMEA report of on-board facility for lifting system field test

No.	Item's Name	Item's Function	Potential Failure mode	Potential Cause of Failure	Failure Effect Effect on Total System	Freq.	Seve.	Detect.	RPN
1	Moon Pool Gate	Clamp and support to riser in the LARS process of lifting system	Noise, Speed drop, Operation trouble	Deformation or failure by environmental factors(wind, noise, wave, snow, rain, temperature, impact) and crash into external equipment or crain	Impossible to lifting test	3	5	1	15
1-1	Moon Pool Gate	Open and close in the side direction for clamp of lifting system	Noise, Speed drop, Operation trouble	Deformation or failure by environmental factors(wind, noise, wave, snow, rain, temperature, impact) and crash into external equipment or crain	Impossible to lifting test	3	5	1	15
1-2	Guide Rail	Support rail for open of moon pool gate	Noise, Speed drop, Operation trouble	Rial deviation by noise and external shock	Impossible to open/close of moon pool gate	3	3	2	18
1-3	Guide Roller	Bottom roller for open of moon pool gate	Noise, Speed drop, Operation trouble	Rial deviation by noise and external shock	Impossible to open/close of moon pool gate	3	2	2	12
1-4	Moon Pool Base Frame	Installation between moon pool gate and deck, Support to moon pool gate	Deformation, Failure	Deformation or failure of base plate due to weaken base support structure	Impossible to lifting test	2	5	2	20
1-5	Ball Screw	Prevention for rail deviation on the roller and deformation	Deformation, Failure	Deformation or failure by external force	Impossible to open/close of moon pool gate	3	2	2	12
1-6	Moon Pool Clamp	Securement of free motion for roll & pitch mode on the ship, Consideration of material nonlinearly due to contact between flange and clamp, Securement of structural safety on the stopper	Deformation, Failure	Deformation or failure by environmental factors(wind, noise, wave, snow, rain, temperature, impact) and crash into external equipment or crain	Impossible to lifting test	3	4	1	12
1-7	Elec. Cable	Electrical cable to supply with buffer and lifting pump	Operation trouble, Overheating, Degradation of electric power	Failure or damage of Elec. Cable by external force Impossible operation of moon pool gate	Impossible to open/close of moon pool gate	3	4	2	24
2	Moon Pool Structure	Securement of work spcae for lifting system operation, Sturcture able to wire work through the sheave	Deformation, Failure	Deformation or failure by environmental factors(wind, noise, wave, snow, rain, temperature, impact) and crash into external equipment or crain	Impossible to lifting test	2	5	2	20
2-1	Structure	Basic tower supprot on the moon pool, Securement of work space at each floor	Deformation, Failure	Deformation or failure by environmental factors(wind, noise, wave, snow, rain, temperature, impact) and crash into external equipment or crain	Impossible to lifting test	2	5	2	20
2-2	Base Frame	Basic support on the total structure weight	Deformation, Failure	Deformation or failure of base plate due to weaken base support structure	Impossible to lifting test	2	5	2	20
2-3	Sheave	Structure of pulley type able to operate two cables on the two winches	Noise, Operation trouble, Deformation, Failure	Deformation or failure by environmental factors(wind, noise, wave, snow, rain, temperature, impact) and crash into external equipment or crain Wire deviation into sheave due to winch operation	Impossible to lifting test	3	2	1	6
2-4	Sheave Base Plate	Basic support plate for external force on the sheave at 3rd floor of moon pool tower	Deformation, Failure	Deformation or failure by external force, Destruction of sheave baseplate	Impossible to lifting test	3	3	2	18
2-5	Stair	Stair of moon pool tower	Deformation, Failure	Deformation or failure by external force	Hazard of safety accident	2	2	1	4
2-6	2ndFloor Moving Plate	Moving plate for LARS process of buffer equipment	Noise, Operation trouble, Deformation, Failure	Destruction of moving plate by external force, Operation trouble due to damaged driveline, Crashed plate due to support weakness	Impossible to lifting test	3	3	2	18
2-7	Handrail	Handrail for fall prevention at moon pool tower	Deformation, Failure	Deformation or failure by external force	Hazard of safety accident	2	2	1	4

No.	Item's Name	Item	Potential Failure mode	Failure Item	Failure Effect	Freq.	Seve.	Detect.	RPN
		Item's Function		Potential Cause of Failure	Effect on Total System				
3	Riser Rack	Structure for riser cargo and operation	Noise, Operation trouble, Deformation, Failure	Deformation or failure by environmental factors(wind, noise, wave, snow, rain, temperature, impact) and crash into external equipment or crain	Difficult to operation of pipe clamping	2	3	2	12
3-1	Riser Rack Structure	Structure for riser cargo of 48 ea	Deformation, Failure	Deformation or failure by environmental factors(wind, noise, wave, snow, rain, temperature, impact) and crash into external equipment or crain	Difficult to operation of pipe clamping	2	4	2	16
3-2	Guide Rail	Guide rail for rolling movement of riser at operation	Deformation, Failure	Defect on the pipe or guide rail due to external crash, Deviation of pipe on the clamp due to guide rail defection	Difficult to operation of pipe clamping	3	2	1	6
3-3	Clamp	Prevention for fall and rollover of riser in the rack	Operation trouble, Deformation, Failure	Defect on the clamp due to crash between pipe and clamp, Deviation of pipe on the clamp due to clamp defection	Hazard of safety accident	3	3	2	18
3-4	Handrail	Handrail for fall prevention at top floor of riser rack	Deformation, Failure	Deformation or failure by external force	Hazard of safety accident	2	2	1	4
4	Nodules Injection System	Equipment for continuous injection of nodules	Noise, Operation trouble, Speed drop	Deformation or failure by external force, Plugging on injection pipe by foreign material, Injection operation trouble of nodules due to defect on the pump, Operation trouble due to failure of the conveyer belt	Impossible to lifting test	3	2	2	12
4-1	Injection Pump	Pump for injection of nodules	Noise, Operation trouble, Speed drop	Defect on the pump by external force, Pumping operation trouble due to overworking or overheating of lifting pump	Impossible to lifting test	3	2	2	12
4-2	Conveyer Belt	Conveyer belt for injection of nodules	Noise, Operation trouble, Speed drop	Deformation of failure due to decrepit conveyer belt, Deformation or failure by external force, Operation trouble on the conveyer belt by foreign material	Impossible to lifting test	3	2	1	6
4-3	Injection Sensor	Sensor to detect injection amount of nodules	Operation trouble	Sensing failure by external force, Detection trouble by foreign material	Hazard of safety accident	3	2	2	12
4-4	Injection Control System	System to control injection amount of nodules	Operation trouble	Failure on the injection control system by external force	Hazard of safety accident	3	2	2	12
4-5	Support Plate of Injection Hose	Support plate for coupling lifting system to injection hose	Deformation, Failure	Deformation or failure of support plate by external crash	Operation difficult and time consuming	3	2	2	12
5	Nodules Seperation and Disposal System	System for seperation nodules into slurry, Disposal system of seperated seawater	Noise, Operation trouble, Speed drop	Deformation or failure by external force, Lifting performance trouble due to defect pump, Plugging on the pipe by foreign material or defect equipment, Leakage due to decrepitude or failure	Impossible to lifting test	3	2	2	12
5-1	PipeLine for Nodules Seperation (OntheDeck)	Pipe line from flexible hose to seperation system of slurry from lifting process, Structure safety on the internal force due to pipe pressure	Deformation, Failure	Plugging on the pipe by foreign material or defect equipment, Leakage due to decrepitude or failure	Degradation of system efficiency and hazard of safety accident	3	2	2	12
5-2	Flexible Hose	Flexible hose from lifting system to pipe line, Compensation function due to heave motion of lifting system	Deformation, Failure	Deformation or failure by external force, Plugging on the hose by foreign material or defect equipment, Leakage due to decrepitude or failure	Degradation of system efficiency and hazard of safety accident	3	2	2	12
5-3	Flow Control Measurement Sensor	Sensor to measure the flow amount into the injection system	Operation trouble	Sensing failure by external force, Detection trouble by foreign material	Impossible to measure for R&D	3	2	2	12
5-4	Measurement System of Nodules Weight	Measure system of seperated nodules weight	Operation trouble	Sensing failure by external force, Detection trouble by foreign material	Impossible to measure for R&D	3	2	2	12
5-5	Disposal Pipe	Pipe to dispose the seawater	Deformation, Failure	Deformation and defect of disposal pipe due to friction, Deformation or failure by external force, Operation trouble on the pipe by foreign material	Degradation of system performance	3	2	2	12
5-6	Pump for Seawater-Nodules DisCharge	Pump to separate nodules into seawater	Operation trouble	Defect pump by external crash, Pump operation trouble due to overwork or overheating of pump	Impossible to separate seawater and nodules	3	2	2	12
5-7	Mesh for seperating Nodules into Slurry	Mesh to separate nodules into seawater	Deformation, Failure	Defect or deformation by friction of seperating process between seawater and nodules, Deformation and failure by external force	Impossible to separate seawater and nodules	3	2	2	12

정량적(Semi-quantitative)으로 확인할 수 있다. 식별된 위험요소들의 원인과 결과를 적절히 제어하여 해당 위험도를 감소시키기 위한 대응 방안, 즉 안전시스템을 합리적이고 효과적으로 도출해냄으로써 대상 시스템을 보다 안전하고 신뢰할 수 있는 수준으로 개발할 수 있게 하는 것 또한 FMEA의 중요한 역할이자 목적이라 할 수 있다. 본 연구에서는 발주처, 설계, 제작 및 감사 업체들을 포함하여 FMEA 그룹을 구성하였고 3번의 회의에 거쳐 FMEA 분석을 실시하였다. 양광시스템 실증시험을 위한 양광시스템의 수중 진/회수 설치, 기동 및 양광, 선상 분리 및 처리과정 상황에서의 모든 고장모드를 식별하였다. 각 고장모드의 빈도, 영향 정도를 Table 3에 상세히 표기하였다. 특히, 양광시스템의 진/회수 작업 중 장비 충돌, 문폴 게이트 레일 이탈, 하중에 의한 파손 및 변형, 단괴 회수 시스템의 마찰 및 이물질로 인한 누수 또는 작동 불능이 위험도가 매우 높은 것으로 파악되었다. 특히 단괴 회수 시스템의 경우 상대적으로 높지 않은 고장모드이지만 겨울철 실험이기 때문에 결빙, 작업자의 상해를 고려하여 선정하였다. 식별된 높은 고장모드는 운용 환경 가이드라인 구축, 구조 변경, 구조 불량 검사 시스템 구축, 위험 감지 프로세스 추가 및 작업자의 감시 또는 각별한 주의 등의 형태로 방안이 마련되었다. 이는 Table 2에 표기되어 있다.

4. 선상 구조물 상세 설계 및 설치, 운용

고장모드 분석을 기반으로 각 시스템의 개선 설계를 수행하여 다음과 같이 상세 설계를 수행하였다. 제작이 완료된 선박의 모습은 Fig. 6과 같으며 운용 시 그림은 Fig. 7과 같다.

5. 결 론

본 논문에서는 파일럿 양광시스템의 예비파일럿 성능 실증 시험(PPMT)을 위해 개념 설계 단계에서 운용 시나리오에 따라 필요한 선상 시스템을 정의하고 이를 기반으로 선상 설비의 배

치와 설계를 위해 FMEA 분석을 통하여 잠재된 고장모드를 식별하고 위험도를 최소화 할 수 있는 대응 방안을 제시하였다. 자세한 내용은 다음과 같다.

(1) 운용 시나리오에 따른 필요한 선상 시스템은 양광시스템을 보관할 수 있는 라이저랙, 양광시스템 설치/해체를 위한 문폴 타워, 선상압력강하배관, 단괴분리회수 및 해수배출 시스템이다. 또한 양광시스템 전체를 운용할 수 있는 선상 통합운용시스템, 고압 전력 공급을 위한 선상발전기 및 엄빌리컬-윈치(2대, 버퍼 및 펌프용), 양광펌프 구동 인버터가 필요하다. 이에 대한 적절한 제원과 요구 사항들을 정의하였다.

(2) 선상 시스템들의 위험도 및 기능을 기반으로 선박 내 배치를 수행하였다. 화재, 폭발 등의 위험도가 큰 시스템에 대해서는 선미에 배치하고 기능적으로 양광시스템 진/회수와 관련된 기능을 문폴 주변에 배치하였다. 또한 작업자의 동선과 작업 시나리오 상 동시에 발생하지 않는 시스템들을 배치하여 위험도를 최소화 하였다.

(3) FMEA 그룹을 구성하고 회의를 통해 양광시스템 실증시험을 위한 모든 고장모드를 식별하였다. FMEA 분석 결과, 양광시스템의 진/회수 작업 중 장비 충돌, 문폴 게이트 레일 이탈, 하중에 의한 파손 및 변형, 단괴 회수 시스템의 마찰 및 이물질로 인한 누수 또는 작동 불능의 고장모드가 발생 확률이 높은 것으로 파악되었다. 높은 확률의 고장모드에 대해서는 운용 환경 가이드라인 구축, 구조 변경, 구조 불량 검사 시스템 구축, 위험 감지 프로세스 추가 및 작업자의 감시 또는 각별한 주의 등의 형태로 방안이 마련되었고 이를 상세 설계에 반영하였다.

본 연구 결과를 바탕으로 2015년 11월에 성능 실증 시험을 위한 선상 구조물이 제작되었고 인명 사고 및 시스템의 결함 없이 시험을 성공적으로 수행하였다. 이는 최근 해양플랜트 산업에서 중요시 되고 있는 전단설계(FEED, front engineering end design) 개념이며 아직 정립되지 않은 새로운 시스템을 설계하는 방법론으로 적합하기 때문에 그 효용성이 크다. 또한 본 설계와 운용 경험은 향후 신산업이 될 해양광물플랜트의 산업화 개발에 활용될 수 있다고 판단된다.



Fig. 6 Topside completion on the support vessel



Fig. 7 Operation of lifting system field test

후 기

본 연구는 한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소의 지원으로 수행된 “해양플랜트 장비/시스템 신뢰성 평가 핵심기술 개발(PES2320)” 및 해양수산부 지원으로 수행된 “해양플랜트 산업지원센터 구축 및 운영(PMS3270)” 과제의 연구결과 중 일부임을 밝힙니다.

References

- Chi, S.B., Hong, S., 2014. Development of Polymetallic Nodules in the NE Equatorial Pacific: Past, Present and Future. *Ocean and Polar Research*, 36(4), 367-371.
- Engelmann, H.E., 1978. Vertical Hydraulic Lifting of Large-Size Particles – A Contribution to Marine Mining. OTC 3173 the 10th Annual Offshore Technology Conference.
- Hong, S., Kim, H.W., Choi, J.S., Yeu, T.K., 2006. Total Dynamic Analysis of Deep-seabed Integrated Mining System. *Proceedings of Conference of KSOE, Busan*, 311-314.
- Hong, S., Choi, J.S., Kim H.W., Yeu, T.K., Park, S.J., Lee, T.H., Yoo, J.Hun., Jung, J.J., 2007. Development of a Self-Propelled Test Collector for Deep-Seabed Manganese Nodules. *Proceedings of The Seventh ISOPE Ocean Mining Symposium, Lisbon, Portugal*.
- Hong, S., 2010a. World Market and Opportunities in the Coming Decade. 2010 SMM Workshop, Offshore - Deep Sea Mining Dialogue.
- Hong, S., 2010b. Development Outlook of Marine Mineral Resources. *Proceedings of Conference of KSOE, Mokpo*, 247-250.
- Ku, N.K., Hwang, J.H., Lee, J.C., Lee, K.Y., 2014. Optimal Module Layout for a Generic Offshore LNG Liquefaction Process of LNG-FPSO. *Ships and Offshore Structures*, 9(3), 311-332.
- Park, S.J., Yeu, T.K., Yoon, S.M., Kim, D.W., Hong, S., Kim, H.W., Lee, C.H., Lee, K.M., Kim, S.B., 2010. Inshore Test of MineRo for Driving Property Analysis. *Proceedings of Conference of KSOE, Mokpo*, 251-254.
- Shafiee, M., Fateme, D., 2014. An FMEA-Based Risk Assessment Approach for Wind Turbine System: A Comparative Study of Onshore and Offshore. *Energies*, 7(2), 619-642; doi:10.3390/en7020619.
- Yeu, T.K., Yoon, S.M., Park, S.J., Hong, S., Kim, H.W., Lee, C.H., Choi, J.S., Sung, K.Y., 2012. Study on Path Tracking Approach for Underwater Mining Robot. 2012 OCEANS.
- Yeu, T.K., Yoon, S.M., Hong, S., Kim, J.H., Kim, H.W., Choi, J.S., Min, C.H., 2013. Operating System of KIOST Pilot Mining Robot in Inshore Test. the 10th ISOPE Ocean Mining and Gas Hydrates Symposium, 265-268.

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)

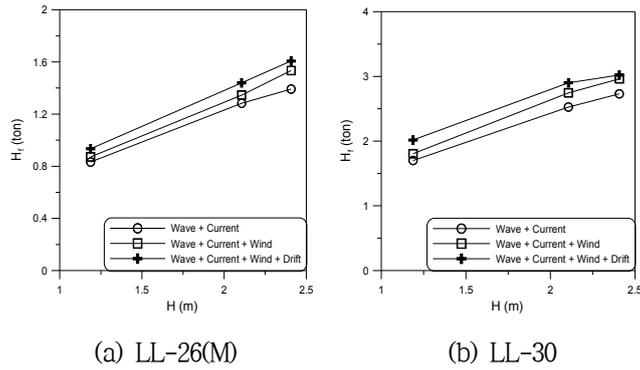


Fig. 1 Maximum height of tension forces acting on the mooring line at buoy

≡ (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) LNBV-100을 제외하고는 설계와 시험 파랑조건의 차이가 커서 부표의 동력학적 거동을 추정하기 위한 외삽 시 대체로 과대 평가하는 경향이 있다.

후 기

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

참 고 문 헌

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

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

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

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

(example for proceedings) ⇒

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

(example for journals) ⇒

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

(example for books) ⇒

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

(example for websites) ⇒

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

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

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

<주>

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

General Information for Authors

Requirement for Membership

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

Publication type

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

Manuscript submission

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

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

Submission checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

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

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

Hazards and human or animal subjects

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

Fundamental errors in published works

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

Article structure

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

Abstract

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

Keywords

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

Unit

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

Equations

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

Tables

Tables should be numbered consecutively with Arabic numerals. Each

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

Figures

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

Reference

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

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

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

Examples:

Reference to a journal publication:

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

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

Reference to a book:

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

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

Reference to a proceeding:

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

Reference to a website:

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

Journal abbreviations

Journal names should not be abbreviated.

Revised manuscripts

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

Proofs and reprints

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

Peer review

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

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

Page charge

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

Editing checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Transfer of copyright

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

Authors' Checklist

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

< Editing checklist >

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

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

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

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

- 나는 초록이 1) 간결하게 연구의 목적, 주요 결과 및 결론을 포함하고 있음을 확인하였으며, 2) 300단어 내외의 단어로 구성되었음을 확인하였으며, 3) 참고문헌을 포함하고 있지 않음을 확인하였습니다 (꼭 필요시 참고문헌 삽입 가능).
- I provided 5 or 6 keywords.
나는 5-6개의 키워드를 사용하였습니다.

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

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

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

- 나는 모든 컬러 그림이 컬러 웹이 또는 컬러(또는 흑백) 인쇄물에 잘 나타날 수 있도록 선명한 그림을 사용하였음을 확인하였습니다.
- I checked all table and figure captions were written in English.
나는 원고의 모든 표 제목과 그림 제목은 영문으로 작성되었음을 확인하였습니다.

I checked all table and figure numbered consecutively in accordance with their appearance in the text.

- 나는 본문에서 나타나는 순서대로 표 번호 및 그림 번호가 지정되었음을 확인하였습니다.

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

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

I checked that references were in the correct format for the journal (See 'Guide for Authors' for details).

- 나는 모든 참고문헌이 본 저널의 참고문헌 표기법(저자 가이드 참조)에 따라서 작성되었음을 확인하였습니다.

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

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

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

< **Submission checklist** >

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Title of article :

Date of submission : DD/MM/YYYY

Corresponding author : signature

Email address :

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

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

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

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

Hazards and human or animal subjects

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

Fundamental errors in published works

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

Ethical Codes of Research

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

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

A. Foundational Spirit

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

B. Fundamental Canons

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

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

C. Practical Platforms

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

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

D. The Scope of Manuscript

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

E. The Definitions and Types of Fraudulent Acts in Research

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

F. Screening System, Processing Criteria and Procedure

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

contributor a chance to defend him/herself.

2. Processing Criteria

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

3. Processing Procedure

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

G. Ethical codes of Editing

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

Supplementary Provisions

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

1, Nov. 2008

The Korean Society of Ocean Engineers

[31, May 2007 enacted]

[1, Nov. 2008 amended]

Publishing Agreement

Article details

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

YOUR STATUS

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

ASSIGNMENT OF COPYRIGHT

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

SCHOLARLY COMMUNICATION RIGHTS

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

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

Corresponding author :

name

signature

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

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

USER RIGHTS

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

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

REVERSION OF RIGHTS

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

2016년도 한 해 동안 한국해양공학회지에 투고된 원고를 심사하신 분들입니다.
심사위원 여러분께 감사드립니다.

강동훈	경상대학교	리춘보	인하대학교	이기영	해군사관학교
강태순	지오시스템리서치	명 현	KAIST	이상무	동양대학교
고낙용	조선대학교	문경만	한국해양대학교	이성열	한국해양대학교
고재용	목포해양대학교	민천홍	KRISO	이승준	충남대학교
공유식	부경대학교	박민수	한국건설기술연구원	이순섭	경상대학교
구본국	창원대학교	박일룡	동의대학교	이우동	경상대학교
구원철	인하대학교	박종천	부산대학교	이장현	인하대학교
권순홍	부산대학교	박준범	한국해양대학교	이제명	부산대학교
김건우	목포해양대학교	박준수	경남대학교	이종현	제주대학교
김경성	포항공과대학교	박창규	군산대학교	이진학	KIOST
김경환	KRISO	배창원	한국해양수산연수원	이탁기	경상대학교
김국현	동명대학교	변승우	한화탈레스	임성우	POSCO
김낙완	서울대학교	서대원	한국선급	장범선	서울대학교
김동희	한국해양대학교	서정관	부산대학교	전석희	대우조선해양(주)
김명현	부산대학교	서주노	한국해양대학교	정광효	부산대학교
김병완	KRISO	손병규	한국수산자원관리공단	정동호	KRISO
김승우	리스크솔루션	손상영	고려대학교	정성엽	KRISO
김영복	경남대학교	송창용	목포대학교	정세민	조선대학교
김영상	전남대학교	신성원	강원대학교	정준모	인하대학교
김영식	KRISO	신승호	KRISO	정태화	한밭대학교
김영훈	경남대학교	심천식	목포대학교	정한구	군산대학교
김용직	동화뉴텍	안석환	중원대학교	조용진	동의대학교
김인호	강원대학교	안형택	울산대학교	조일형	제주대학교
김준영	한국해양대학교	우진호	부경대학교	주문갑	부경대학교
김진경	한국해양수산연수원	유선철	포항공과대학교	최윤락	울산대학교
김진환	KAIST	유창일	부경대학교	하태민	강원대학교
김현식	동명대학교	윤석민	KAIST	허동수	경상대학교
김현조	삼성중공업	윤성원	중소조선연구원	허선철	경상대학교
나원배	부경대학교	윤한삼	부경대학교	현승균	인하대학교
남기우	부경대학교	윤현규	창원대학교	홍사영	KRISO
남보우	KRISO	윤현덕	명지대학교	황성철	KRISO
류용욱	한국건설기술연구원	이광국	경남대학교	황아름	거제대학교

(사)한국해양공학회 특별회원

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

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



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 제주도에에서 개최된 한국해양과학기술협의회 공동학술대회에서 발표된 논문을 근간으로 하고 있음을 밝힙니다.
4. 원고는 인터넷 상에서 WebReview 시스템을 이용하여 제출하여야 하며 이때 본 학회의 논문투고양식(template)에 맞도록 한글(Hangul) 또는 MS 워드(MS Word) 파일을 첨부로 제출하여야 한다. 원고접수 시 소정의 심사료를 납부하여야 한다. 또한 저작권 위임동의서를 학회 사무국으로 제출하여야 한다.
5. 원고가 인터넷 상에서 접수된 날을 접수일자로 한다.
6. 원고의 채택여부는 논문심사규정에 따라 정한다.
7. 학회지에 게재될 원고의 규정면수는 6면 이내이고, 규정면수를 초과할 때 저자는 소정의 게재료 이외에 초과분에 대한 게재료를 납부하여야 한다.
8. 논문원고의 체제는 다음을 원칙으로 한다. (1)제목, (2)저자명, (3)주요기술용어(Key Words), (4)영문초록, (5)기호설명, (6)서론, (7)본론(이론해석, 실험방법, 결과, 결과의 해석, 고찰), (8)결론, (9)후기, (10)참고문헌, (11)부록, 기타
9. 상세한 편집 방법은 한국해양공학회지(JOET) 템플릿을 따른다.
10. 원고에 포함될 도표 및 사진은 한글 또는 MS워드에서 처리가 가능하여야 하며 그 선명도에 대한 책임은 저자가 진다.
11. 원고 내용 및 탈오자의 책임은 저자가 진다.
12. 편집위원회는 본 학회의 논문투고규정을 따르지 않는 원고에 대하여 심사 및 게재를 거부할 수 있다.
13. 기타 본 규정에 명시되지 않은 사항(투고분야 포함)은 본 학회 편집위원회의 결정에 따른다.
14. 학회는 저자에게 별쇄본을 제공하지 않는 것을 원칙으로 하나, 필요한 경우는 저자가 실비를 부담하여야 한다.

한국해양공학회지 관련 규정(발행세칙, 편집위원회 규정, 투고논문 심사규정)이 개정되었습니다.

상세 내용은 학회 홈페이지(www.ksoe.or.kr) 공지사항이나 자료실을 확인하시기 바랍니다.

한국해양공학회지

제30권 제6호(통권 제133호)

인쇄: 2016년 12월 28일

발행: 2016년 12월 31일

발행인: 조효제

편집인: 김윤해

발행소: 사단법인 한국해양공학회

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

전화: (051)759-0656 FAX: (051)759-0657

담당: 사무국장 이희진

E-mail: ksoehj@ksoe.or.kr

Homepage: www.ksoe.or.kr

인쇄소: 한림원(주)

서울특별시 중구 퇴계로51길 20 1303(오장동, 넥스타워)

전화: (02)2273-4201 FAX: (02)2179-9083

E-mail: hanrim@hanrimwon.co.kr



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