

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

한국해양공학회지

제33권 제1호 (통권 제146호)

2019년 2월

Journal of Ocean Engineering
and Technology



Vol. 33, No. 1 (Serial Number 146)
February 2019

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

신성원 한양대학교

안석환 중원대학교

최형식 한국해양대학교

편집위원

강희진 한국해양과학기술원

고대은 동의대학교

구원철 인하대학교

권순철 부산대학교

김국현 동명대학교

김영훈 경남대학교

김진환 카이스트

김현식 동명대학교

남보우 한국해양과학기술원

류용욱 부경대학교

문경만 한국해양대학교

박종천 부산대학교

백광준 인하대학교

송창용 목포대학교

윤현규 창원대학교

이강수 한국해양과학기술원

이우동 경상대학교

이종현 제주대학교

이탁기 경상대학교

임영섭 서울대학교

정동호 한국해양과학기술원

정세민 조선대학교

하태민 강원대학교

허정원 전남대학교

국제논문 편집위원

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University

Atila Incecik, University of Strathclyde

Gökhan Tansel Tayyar, Istanbul Technical University

Hooi-Siang Kang, Universiti Teknologi Malaysia

Moo Hyun Kim, Texas A&M University

Norimi Mizutani, Nagoya University

김도균, PETRONAS University of Technology(UTP)

연구윤리위원회

위원장

서성부 동의대학교

운영분과 및 심의 교육·분과 위원

구원철 인하대학교

윤현규 창원대학교

Editorial Boards

Editor-in-Chief

Yun Hae Kim, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Manuscript Editors

Joonmo Choung, Inha University, Korea

Sungwon Shin, Hanyang University, Korea

Seokhwan Ahn, Jungwon University, Korea

Hyeungsik Choi, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Editorial Board Members

Hee Jin Kang, KRISO, Korea

Daeun Ko, Dong-Eui University, Korea

Weoncheol Koo, Inha University, Korea

Soonchul Kwon, Pusan National University, Korea

Kookhyun Kim, Tongmyong University, Korea

Younghun Kim, Kyungnam University, Korea

Jinwhan Kim, KAIST, Korea

Hyun-Sik Kim, Tongmyoung University, Korea

Bo Woo Nam, KRISO, Korea

Yong Uk Ryu, Pukyong National University, Korea

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

Jong Chun Park, Pusan National University, Korea

Kwang-Jun Paik, Inha University, Korea

Chang Yong Song, Mokpo National University, Korea

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

Kangsu Lee, KRISO, Korea

Woo Dong Lee, Gyeongsang National University, Korea

Chong Hyun Lee, Jeju National University, Korea

Tak Kee Lee, Gyeongsang National University, Korea

Youngsub Lim, Seoul National University, Korea

Dongho Jung, KRISO, Korea

Se-Min Jeong, Chosun University, Korea

Taemin Ha, Kangwon National University, Korea

Jungwon Huh, Chonnam National University, Korea

International Advisory Editorial Board Members

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University, Turkey

Atila Incecik, University of Strathclyde, UK

Gökhan Tansel Tayyar, Istanbul Technical University, Turkey

Hooi-Siang Kang, Universiti Teknologi Malaysia, Malaysia

Moo Hyun Kim, Texas A&M University, USA

Norimi Mizutani, Nagoya University, Japan

Do Kyun Kim, PETRONAS University of Technology(UTP), Malaysia

Research and Ethics Boards

Chief

Sung-Bu Suh, Dongeui University, Korea

Management and Deliberative and Education Department

Weoncheol Koo, Inha University, Korea

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

AIMS and SCOPE

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

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

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

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

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

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

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

GENERAL INFORMATION

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

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

Manuscript should be submitted via the online manuscript website <http://www.joet.org> Other correspondences can be sent via an email to the Editor in Chief, 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, 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, e-mail: ksoehj@ksoe.or.kr).

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

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

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

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

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

Printed on February 28, 2019 by Hanrimwon Co., Ltd., Seoul, Korea.

한국해양공학회지

Journal of Ocean Engineering and Technology

목 차

제33권 제1호 (통권 제146호)

2019년 2월

<연구논문>

불규칙 파랑 중 카페리선의 SRT _P 소요마력 수치 추정 연구 박일룡 · 김제인 · 서성부 · 김진 · 김광수 · 김유철	1
한국해양환경을 고려한 부유식 마리나 구조물의 운동성능 향상에 관한 연구 김동민 · 허상환 · 구원철	10
곡면의 특이적분을 위한 가상 매핑 방법 이익재 · 권순홍	17
PIV를 이용한 2차원 썬기형 물수체 후류의 비공동 및 공동 유동장 계측 홍지우 · 정소원 · 안병권	26
유탄성 응답을 고려한 초대형 광탄 운반선(VLOC)의 피로 손상 예측 기법에 관한 연구 김범일 · 송강현	33
Mud handling system 내 cyclone separator의 집진효율 추정을 위한 공기-분체의 CFD 시뮬레이션 전규목 · 박종천	42
실험계획법을 이용한 대형 선박용 레이더 마스트의 공진회피 설계 박준형 · 이대용 · 양정욱 · 송창용	50
회파블록케이스 방파제의 수리학적 성능에 관한 실험적 연구 김인철 · 박기철	61
조위차 극복형 저마루 구조물의 수리특성 허동수 · 정연명 · 이우동	68
고립파(지진해일)의 파형분포가 불투과 경사면의 처오름에 미치는 영향 이우동 · 김정욱 · 허동수	76
반복 충격이 유리섬유 강화 폴리우레탄 폼의 기계적 성능에 미치는 영향 김명성 · 김정현 · 김슬기 · 이제명	85

<기술논문>

밀도층 유체에서 해양 방사파 패턴 특징 민은홍 · 최하운 · 김영규 · 백광준 · 구원철	92
--	----

<오류 및 정정>

논문 정정: 비특이화 간접경계적분방정식방법을 이용한 2차원 수치수조 개발 및 적용 오승훈 · 조석규 · 정동호 · 성홍근	98
--	----

한국해양공학회지

Journal of Ocean Engineering and Technology

CONTENTS

Volume 33, Number 1

February, 2019

<Original Research Articles>

- Numerical Prediction of the Powering Performance of a Car-Ferry in Irregular Waves for Safe Return to Port(SRtP)
Il-Ryong Park, Je-in Kim, Sung-Bu Suh, Jin Kim, Kwang-Soo Kim and Yoo-Chul Kim 1
- A Study on the Improvement of the Motion Performance of Floating Marina Structures Considering Korea
Coastal Environment
Dong-Min Kim, Sanghwan Heo and Weoncheol Koo 10
- Pseudo Mapping Method for Singular Integral of Curved Panels
Ik-Jae Lee and Sun-Hong Kwon 17
- PIV Measurements of Non-cavitating and Cavitating Flow in Wake of Two-dimensional Wedge-shaped
Submerged Body
Ji-Woo Hong, So-Won Jeong and Byong-Kwon Ahn 26
- Study of the Prediction of Fatigue Damage Considering the Hydro-elastic Response of a Very Large
Ore Carrier (VLOC)
Beom-Il Kim and Kang-Hyun Song 33
- CFD Simulation of Air-particle Flow for Predicting the Collection Efficiency of a Cyclone Separator in
Mud Handling System
Gyu-Mok Jeon and Jong-Chun Park 42
- Design Enhancement to Avoid Radar Mast Resonance in Large Ship using Design of Experiments
Jun Hyeong Park, Daeyong Lee, Jung-Wook Yang and Chang Yong Song 50
- Experimental Study on Hydraulic Performance of Perforated Caisson Breakwater with Turning Wave Blocks
In-Chul Kim and Ki-Chul Park 61
- Hydrodynamic Characteristics of Tide-Adapting Low-Crested Structure
Dong-Soo Hur, Yeon-Myeong Jeong and Woo-Dong Lee 68
- Effects of Waveform Distribution of Tsunami-Like Solitary Wave on Run-up on Impermeable Slope
Woo-Dong Lee, Jung-Ouk Kim and Dong-Soo Hur 76
- Effect of Repetitive Impacts on the Mechanical Behavior of Glass Fiber-reinforced Polyurethane Foam
Myung-Sung Kim, Jeong-Hyeon Kim, Seul-Kee Kim and Jae-Myung Lee 85

<Technical Article>

- Characteristics of Ocean Wave Radiation Patterns in a Dense Layer of Fluid
Eun-Hong Min, Ha-Yun Choi, Young-Gyu Kim, Kwang-Jun Paik and Weon-Cheol Koo 92

<Erratum>

- Erratum to: Development and Application of Two-Dimensional Numerical Tank using Desingularized Indirect
Boundary Integral Equation Method
Seunghoon Oh, Seok-kyu Cho, Dongho Jung and Hong Gun Sung 98

Numerical Prediction of the Powering Performance of a Car-Ferry in Irregular Waves for Safe Return to Port(SRtP)

Il-Ryong Park^{ID*}, Je-in Kim^{ID**}, Sung-Bu Suh^{ID*}, Jin Kim^{ID***}, Kwang-Soo Kim^{ID***} and Yoo-Chul Kim^{ID***}

^{*}Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Dong-Eui University, Busan, Korea

^{**}Marine Hydrodynamic Performance Research Center, Dong-Eui University, Busan, Korea

^{***}Korea Ocean Research & Development Institute, Korea research Institute of Ship & Ocean Engineering, Daejeon, Korea

불규칙 파랑 중 카페리선의 SRtP 소요마력 수치 추정 연구

박일룡^{ID*} · 김제인^{ID**} · 서성부^{ID*} · 김진^{ID***} · 김광수^{ID***} · 김유철^{ID***}

^{*}동의대학교 조선해양공학과

^{**}동의대학교 조선해양유체성능평가연구소

^{***}선박해양플랜트 연구소

KEY WORDS: SRtP 안전귀항, CFD 전산유체역학, Irregular wave 불규칙파, Self-propulsion 자항, Damaged condition 손상상태, Flooding condition 침수상태

ABSTRACT: This paper considers a numerical assessment of the self-propulsion performance of a damaged ferry carrying cars in irregular waves. Computational fluid dynamics(CFD) simulations were performed to see whether the ferry complied with the Safe Return to Port (SRtP) regulations of Lloyd's register, which require that damaged passenger ships should be able to return to port with a speed of 6 knots (3.09 m/s) in Beaufort 8 sea conditions. Two situations were considered for the damaged conditions, i.e., 1) the portside propeller was blocked but the engine room was not flooded and 2) the portside propeller was blocked and one engine room was flooded. The self-propulsion results for the car ferry in intact condition and in the damaged conditions were assessed as follows. First, we validated that the portside propeller was blocked in calm water based on the available experimental results provided by KRISO. The active thrust of starboard propeller with the portside propeller blocked was calculated in Beaufort 8 sea conditions, and the results were compared with the experimental results provided by MARIN, and there was reasonable agreement. The thrust provided by the propeller and the brake horsepower (BHP) with one engine room flooded were compared with the values when the engine room was not flooded. The numerical results were compared with the maximum thrust of the propeller and the maximum brake horse power of the engine to determine whether the damaged car ferry could attain a speed of 6 knots(3.09 m/s).

1. 서 론

선박 운항 시 적용되는 안전에 관한 규정들의 만족 여부와 사고로 인한 손상 이후 안정성 확보에 대한 평가기술 개발이 관련 연구 분야에서 다양한 접근법으로 진행되고 있다. 이와 관련된 유체역학적 연구들 가운데, Papanikolau at al.(2000)이 손상으로 부분 침수된 Ro-Ro선의 파랑 중 전복(Capsizing) 상황에 대한 물리적 이해를 얻기 위해 수행한 모형시험 결과와 경험식과 포텐셜유동 기반의 수치해석 결과를 소개한 바 있다. 이후, Korkut et al.(2004)이 손상과 비손상 상태 Ro-Ro선의 파랑 중 운동응답에 대한 모형시험으로 연구하였으며, Lee et al.(2007) 역시, 손상

된 Ro-Ro선의 파랑 중 운동특성을 이론적 시뮬레이션 방법과 모형시험으로 연구한 결과를 발표하였다. Cho et al.(2006)은 손상된 영역의 침수유동의 동역학적 특성을 조사하기 위한 모형시험과 CFD(Computational fluid dynamics) 해석을 수행하였으며, 비슷한 연구로서 Ruponen(2007)이 손상된 선체로 해수가 유입되는 과정에 대한 해석을 수행하고 모형시험과 비교한 연구결과를 발표하였다.

한편으로, 최근 적용되는 안전규정을 가운데, 승선 인원이 많은 여객선과 같은 선박의 경우 해상 사고로 선체 손상이 발생한 조건에서도 항구로 무사히 귀환할 수 있어야 한다는 규정들이 강화되고 있다. 이러한 안전귀항(Safe return to port, SRtP)규

Received 30 November 2018, revised 2 January 2019, accepted 14 January 2019

Corresponding author Il-Ryong Park: +82-51-890-2595, irpark@deu.ac.kr ORCID: http://orcid.org/0000-0002-6194-5716

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

정에 관하여는 IMO(International Maritime Organization, 2009)에서 볼 수 있듯이 1914년 IMO에서 체결된 SOLAS(Safety of life at sea)의 강화된 규정으로 2010년 7월 이후 길이 120m 이상인 선박에 적용되고 있다. SRtP 규정은 사고와 안전취항을 달성할 수 있는 선박의 시스템들을 검증하는 다양한 항목들을 설명하고 있다. 그러나 본 논문에서는 SRtP 규정에서 추진 시스템에 관련된 손상 선박의 파랑 중 안전취항 선속을 유지할 수 있는 소요마력 추정에 관한 내용으로 제한하여 다루고자 한다. 이러한 관점에서 SRtP 규정은 선급별로 약간 다르게 적용되고 있다. 영국선급협회(Lloyd's resister)에서는 "손상선박이 Beaufort 8의 해상조건에서 6노트(knot), 약 3.09m/s의 속도로 무사히 귀환할 수 있어야 한다(Lloyd's register, 2010)."고 권고하고 있으며 독일선급협회(Germanischer Lloyd)은 "일반적인 기상조건(Normal weather)에서 7노트(3.6m/s) 선속 또는 설계속도의 절반에 준하는 속도로 무사히 회항할 수 있어야한다(Germanischer Lloyd, 2009)."라고 제시하고 있다. 최근, 이러한 SRtP 규정을 직접적으로 해석한 사례로는 Lim(2014)과 Espinoza Haro(2016)에 의한 모형시험과 CFD 해석 결과가 각각 발표된 바 있다. 대상 여객선은 측면 손상으로 선실이 부분 침수된 상황이며, 독일선급의 SRtP 규정에 따라 모형시험과 해석을 수행하여 손상 상태에서 침수구역의 내부유동, 추력 변화, 선체운동 변화 그리고 선속의 감속 정도를 추정하였다. 다만, 저자들의 연구에서 해상조건은 규칙파(Regular wave) 조건을 사용하였다.

본 논문은 기관 고장으로 좌현의 프로펠러가 작동하지 않는 쌍축 카페리선(Car ferry)을 대상으로 영국선급의 SRtP 규정에 대해 CFD해석을 수행한 연구결과를 소개하고 있다. 먼저, 논문은 SRtP 수치해석에 앞서 정수중 자항상태를 해석하고 선박해양플랜트연구소, KRISO(Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering)의 모형시험 결과와 비교하여 검증한 내용을 다루었다. SRtP 조건 수치해석은 Beaufort 8의 불규칙파 조건에서 단축 추진으로 자항중인 카페리 선박이 6노트(3.09m/s)의 속력을 내는데 필요한 실선 마력을 추정하였다. 여기서, 수치해석 결과는 네델란드 MARIN(Maritime Research Institute Netherlands)에서 수행한 모형시험 결과와 비교하고, 추정된 소요마력은 탑재된 엔진이 낼 수 있는 최대 마력과 비교하여 SRtP 선속 달성 여부를 검토하였다. 다음으로 기관실 침수 상황을 고려한 해석을 수행하고 침수가 발생하지 않는 조건과 비교하여 Beaufort 8의 파랑 중 6노트(3.09m/s)의 선속을 유지하는데 소요되는 마력 증가량에 대해 논의하였다.

2. 수치 해석 방법

2.1 지배방정식 및 난류모형

파랑 중 카페리 선박 주위 유동 해석은 범용프로그램 STAR-CCM+(Siemens, 2018)를 이용하여 수행하였다. 선체 주위 유동은 완전히 발달된 비압축성 난류유동(Incompressible turbulent flow)으로 가정하고 지배방정식으로 연속 방정식과 운동량 보존 방정식인 RANS(Reynolds averaged navier-stokes) 방정식을 사용하였다. 지배방정식은 유한체적법(Finite volume method)으로 이산화하여 그 해를 구한다. 여기서, 지배방정식의 시간 적분 및

공간에 대한 이산화에는 2차 정확도의 기법이 사용되었다. 비압축성 유동 해석에서 유체의 속도와 압력을 연성하는 방법으로 SIMPLE(Semi-Implicit method for pressure-linked equation) 방법을 선택하였다.

난류모형은 선박의 저항과 자항성능 해석에서 모형시험 결과와 비교하여 비교적 만족스러운 좋은 일치를 보여주는 Realizable $k-\epsilon$ 모형을 벽면함수(Wall function) 기법과 함께 사용하였다.

2.2 프로펠러 모델링

카페리 선박의 프로펠러는 형상을 직접 모델링하지 않고 프로펠러의 직경을 가지는 두께가 일정한 원판이 주어진 전진비(Advance ratio)에서 추력과 토크를 내는 방법으로 고려하였다. 이는 Virtual disk법으로 불리는 수치기법으로 STAR-CCM+에서 제공하고 있으며, 이때 입력으로 필요한 전진비(Advance ratio)에 따른 추력과 토크의 프로펠러 단독성능 곡선(Propeller open water curve)은 KRISO에서 수행한 모형시험 결과를 사용하였다. 프로펠러의 추력과 토크는 Virtual disk내에서 다음과 같은 방식으로 표현되는 체적력(Body-force) 분포를 통해 지배방정식에서 고려된다.

$$f_{bx} = A_x r^* \sqrt{1-r^{*2}} \quad (1)$$

$$f_{b\theta} = A_\theta \frac{r^* \sqrt{1-r^{*2}}}{r^* (1-r'_h) + r'_h} \quad (2)$$

$$r^{*2} = \frac{r' - r'_h}{1 - r'_h} \quad (3)$$

$$r' = \frac{r}{R_p} \quad (4)$$

$$r'_h = \frac{R_H}{R_p} \quad (5)$$

여기서, f_{bx} 와 $f_{b\theta}$ 는 축방향과 원주방향 체적력 성분을 나타내고, r 은 반경방향 좌표, 그리고 R_H 는 프로펠러 허브반경, 그리고 R_p 는 프로펠러의 반경을 나타낸다. 식 (1)과 식 (2)에서 상수 A_x 와 A_θ 는 다음과 같이 정의된다.

$$A_x = \frac{105}{8} \frac{T}{\pi \Delta (3R_H + 4R_p)(R_p - R_H)} \quad (6)$$

$$A_\theta = \frac{105}{8} \frac{Q}{\pi \Delta R_p (3R_H + 4R_p)(R_p - R_H)} \quad (7)$$

여기서, T 와 Q 는 각각 프로펠러의 추력과 토크를 나타내고 Δ 는 Virtual disk의 두께를 나타낸다.

2.3 불규칙파 생성

카페리 선박으로 입사되는 파와 선체의 운동으로 발생하는 자유수면상의 파는 2차 정도의 VOF(Volume of fluid)법을 선택하여 해석하였다(Muzafertija et al., 1998). 불규칙파는 유의파고

(Significant wave height)와 파의 첨두주기(Peak wave period) 그리고 바람의 속도를 입력으로 하는 STAR-CCM+에서 제공하는 JONSWAP(Joint North Sea wave project) 스펙트럼으로 생성하였다(Siemens, 2018). 이때, 불규칙파는 선형파(Linear wave)들의 중첩으로 가정하고 계산영역(Computational domain)의 유입 경계면에서 VOF 값으로 표현되는 파고와 파에 의한 유속 성분들을 입력하여 생성한다.

2.4 선체운동 및 중첩격자법

운동방정식에서 얻은 파랑 중 선체의 운동 변위는 선체 주위 선체와 같이 운동하는 격자계와 그 주위의 고정된 배경 격자계로 구분하는 중첩격자법으로 지배방정식의 해를 구할 때 고려된다. 운동하는 격자계와 고정된 격자계 간 유동 정보 교환은 격자들의 중첩영역에서 활성점(Active point), 비활성점(Hole point) 그리고 내삽점(Interpolated point) 등의 개념을 통해 2차 정확도의 선형내삽법으로 처리된다.

3. 수치 해석 결과

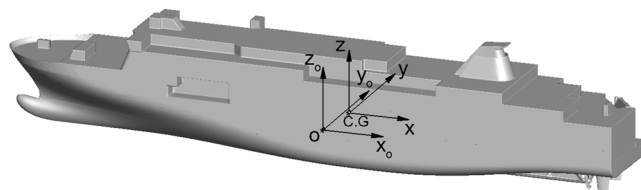
3.1 대상 카페리션 및 프로펠러

본 논문에서 대상 선박은 길이 148m, 폭 24.8m인 쌍축 선형의 카페리션이다. 실선과 모형선의 주요 제원은 Table 1에서 볼 수 있으며, Fig. 1에서는 수치해석에서 사용한 정수중 선체 중앙에 놓인 기본 좌표계(x_o, y_o, z_o)와 선체 운동 해석을 위한 무게중심(Center of gravity) 좌표계(x, y, z) 그리고 선체의 형상을 보여주고 있다. Fig. 1(b)는 KRISO 모형시험에서 사용된 상부 구조물이 없이 제작된 모형선의 모습을 보여주고 있으며, Fig. 1(c)는 회전축, I형 및 V형 스트럿(Strut) 그리고 타를 포함한 대상 카페리션의 선미를 보여주고 있다. 좌현 기관의 손상으로 좌현 프로펠러는 회전하지 않는 고정된 조건으로 격자계를 생성하고 수치해석에 직접 반영하고, 우현의 프로펠러는 앞서 2장에서 설명한 Virtual disk 모델로 해석하였다.

Fig. 2는 대상 카페리션의 정수중 및 파랑 중 저항성능 모형 시험에 사용된 KRISO KP1378 프로펠러의 형상과 Virtual disk 모델의 입력정보가 되는 모형시험에서 얻은 대상 프로펠러의 추력계수 K_T , 토오크계수 K_Q 그리고 프로펠러 단독효율 η_o 로 나타낸 단독성능 곡선을 보여주고 있다.

Table 1 Main dimensions of the car ferry ship

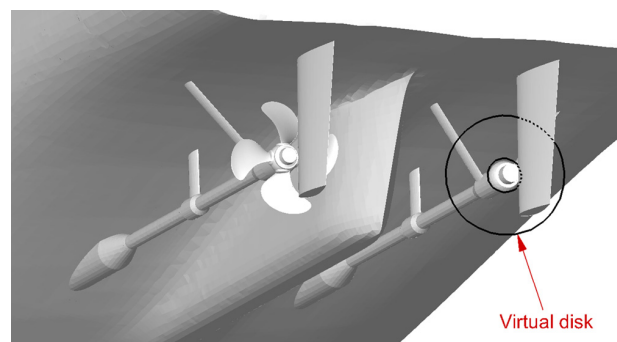
Designation	Ship	Model
Length, L_{pp} [m]	148.0	8.000
Breadth, B [m]	24.8	1.340
Depth, D [m]	14.0	0.757
Wetted surface area, S [m ²]	4028.0	11.769
Displacement, D_{ISV} [m ³]	11546.6	1.824
LCB from miship, f^+ [m]	-6.6	-0.355
VCG [m]	10.9	0.588
K_{xx}, K_{yy}, K_{zz}	0.149, 0.244, 0.244	



(a) Coordinate systems

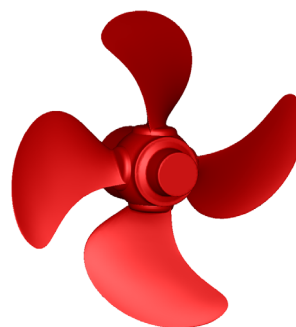


(b) Test model

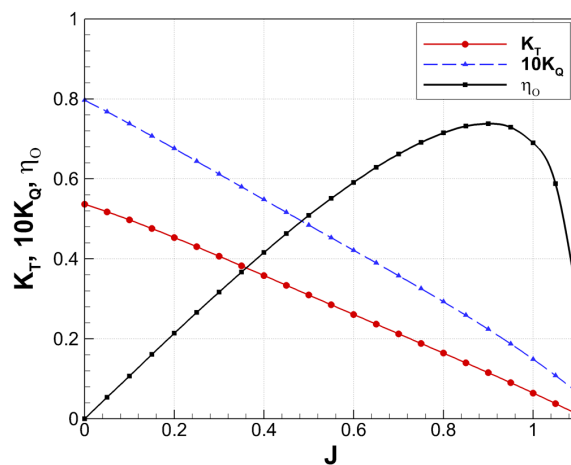


(c) Detailed view of the stern

Fig. 1 Coordinate systems and geometry of the car ferry model



(a) KP1378 propeller



(b) Open water performance curves

Fig. 2 Propeller geometry and open water performance curves

3.2 계산영역 및 격자계

Fig. 3은 카페리 선박의 파랑 중 저항성능 해석에 사용된 계산영역과 경계조건을 설명하고 있다. 계산영역은 선체 상류 방향으로 1.0Lpp, 선체 하류로 2.0Lpp, 선체에서 좌우 영역 각각 1.0Lpp 그리고 계산영역의 바닥까지 1.0Lpp의 거리를 가진다. 계산영역의 상류 경계면에서는 속도유입(Velocity inlet) 조건, 하류 경계면에서는 압력유출(Pressure outlet)조건 그리고 벽면(Solid

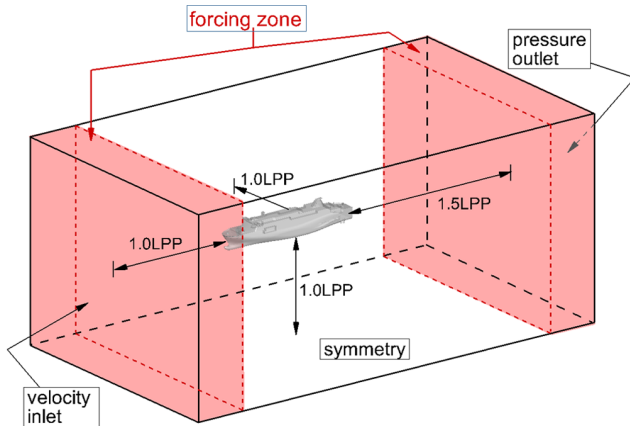
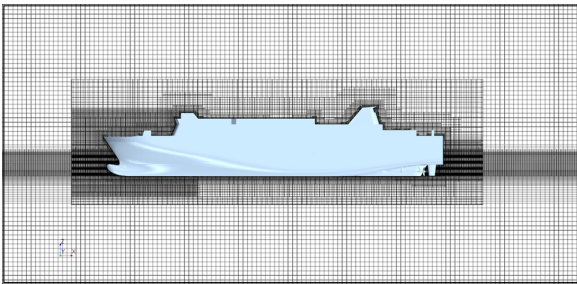
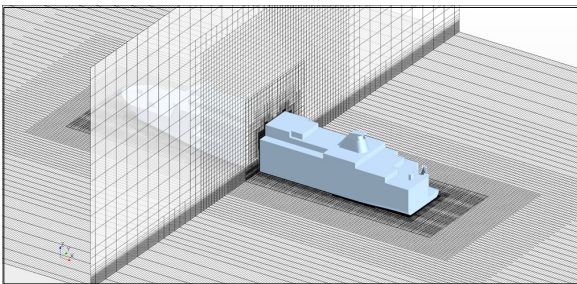


Fig. 3 Computational domain and boundary conditions



(a) background and overset grids



(b) hull surface and propeller grids

Fig. 4 Numerical grid system around the car ferry model

wall)조건을 가지는 선체를 제외한 나머지 경계면들에서는 대칭면(Symmetry plan) 조건을 사용하였다.

한편, 입사파의 선체에 의한 산란과 선체의 운동에 의한 방사파들의 상호작용 영향으로 계산영역의 경계에 특별한 수치해석 처리를 하지 않는 경우 반사파가 발생할 수 있다. 본 논문에서는 사용된 프로그램에서 제공하는 Forcing법이라 불리는 방법으로 Fig. 3에 보이는 Forcing 영역에서 CFD로 구한 파고와 유동의 운동량을 \cos^2 분포함수로 주어진 해석해와 조화시켜 반사파를 효율적으로 제거하는 접근법을 사용하였다.

Fig. 4(a)는 카페리선 주위에 생성된 격자 분포의 모습을 보여주고 있다. 수치 격자계는 Kim et al.(2018)의 2차원 Stokes 5차파와 파랑 중 FPSO(Floating production storage offloading) 운동 해석에서 사용된 다양한 규모의 격자계에 대한 해의 민감도 연구 결과를 참조하여 생성하였다. Kim et al.(2018)은 다양한 파주파수 조건에서 파장당 그리고 파고당 격자수 변화에 따른 수치해석 결과를 통해 파고당 15~20개, 파장당 95개 이상의 격자를 사용할 때 수치감쇠가 적은 만족할만한 해석결과를 얻을 수 있다고 보고하였다. 본 논문은 주어진 해상조건인 Beaufort 8의 유의파고와 평균영점교차주기(Zero-up crossing period)에 해당하는 파장에 대해 각각 약 20개와 98개의 격자 요소가 들어가도록 하였다. 이때 선체와 함께 운동하는 격자계는 약 300만개 그리고 고정된 배경 격자계는 250만개의 격자요소가 사용되어 총 격자수는 약 550만개이다. 격자계 생성은 Trimmer라 불리는 직육면체 격자요소를 기반으로 하는 비정렬 격자(Unstructured grid) 생성법을 사용하였다. 벽면 근방 경계층 영역은 Prism layer라 불리는 격자요소를 5개 적층하여 사용하고, 벽면에서 첫 격자요소의 계산점까지의 무차원 거리인 y^+ 값은 50정도가 되도록 하였다. Fig. 4(b)는 선미 선체 표면격자 분포와 직접 격자로 표현된 회전하지 않고 고정된 좌현 프로펠러를 보여주고 있다. 그림에서 우현 프로펠러의 직경과 두께 그리고 허브직경을 가지는 Virtual disk가 위치한 영역의 격자분포 모습을 보여주고 있다. 정수중 수치해석 실험을 통해 두께 방향으로 약 4개 이상의 격자를 분포시킬 때 해석의 결과는 큰 차이가 없었다.

3.3 정수중 저항성능 검증

본 절에서는 프로펠러를 모델링한 Virtual disk법을 적용한 대상 카페리선의 저항성능 해석 정확도를 검증하기 위해 정수중 비손상 상태와 앞서 설명한 손상 상태의 KRISO 모형시험 결과와 비교, 검토한 사항을 소개한다. 계획흘수(Design draft) 5.5m 조건의 비손상 상태의 수치해석은 선체 중앙을 대칭조건으로 두고 선체의 우현 영역만을 해석하였다. 이때 실선 선속 V_S 는 15노트(7.72m/s), 19노트(9.77m/s) 그리고 23노트(11.83)를 해석하였다. 손상 상태는 만재흘수(Scantling draft) 5.8m와 SRtP 조건의 선속인 6노트(3.09m/s)에서 좌현 프로펠러는 고정하고 우현 프로펠러는 Virtual disk법으로 해석하여 저항상태를 해석하였다. 이때, 예인력 F_D 를 고려하였으며 다음과 같다.

$$F_D = ((C_{FM} - C_{FS}) - C_A) \times 0.5 \rho U^2 S_w \quad (8)$$

여기서, C_{FM} 과 C_{FS} 는 각각 모형선과 실선의 마찰저항계수를 나

타내고, C_A 는 각 선형시험수조(Towing tank)들이 가지는 고유 값인 상관관계(Correlation allowance) 계수이다. 본 논문에서 사용된 C_A 는 0.00015이며 KRISO 선형시험수조의 값을 사용하였다.

Table 2는 비손상 상태 자항성능 해석결과에서 주어진 선속을 내는데 필요한 프로펠러의 추력 T_M , 토오크 Q_M 그리고 회전수 N_M 을 KRISO의 모형시험 결과와 비교하고 있다. 계산한 선속들에서 프로펠러의 회전수는 약 5%정도 높게 수치해석에서 추정되었지만, 추력과 토오크는 약 2%내에서 모형시험과 만족스러운 일치를 보여주고 있다. 본 논문에서 적용한 Virtual disk법이 비교적 만족스러운 일치를 보이는 이유는 Fig. 1(b)에서 볼 수 있듯이 대상 카페리선의 개방된 회전축 방식의 추진 시스템의 채택으로 인하여 선미 유동이 일반적인 단축(Single skeg) 선미의 상선들이 보이는 높은 반류(Wake)에서 작용하는 프로펠러 유동과는 다른 특징 때문으로 사료된다. 대상 카페리선의 반류의 경우 선체에 의한 교란이 상대적으로 적기 때문에 Virtual disk법의 적용으로 모형시험과 유사한 결과를 얻을 수 있는 조건으로 판단된다.

Table 3은 정수중 좌현의 프로펠러가 고정된 손상 상태에서 선속 6노트(3.09m/s)를 내는데 소요되는 모형선 우현 프로펠러의 추력과 토오크를 비교하고 있다. 이 경우 회전수는 모형시험

Table 2 Propeller rps and forces at self-propulsion points in calm water

V_S [kt(m/s)]	V_M [m/s]	T_M [N]		Q_M [Nm]		N_M [rps]	
		CFD	EXP	CFD	EXP	CFD	EXP
15 (7.72)	1.79	28.11	28.67	1.28	1.29	8.40	8.06
19 (9.77)	2.27	48.21	48.80	2.17	2.15	10.82	10.32
23 (11.83)	2.75	79.84	81.37	3.54	3.48	13.55	12.90

Table 3 Propeller rps and forces at the self-propulsion point for ship speed of 6 knot (3.09m/s) at damaged condition in calm water

V_S [kt(m/s)]	V_M [m/s]	T_M [N]		Q_M [Nm]		N_M [rps]	
		CFD	EXP	CFD	EXP	CFD	EXP
6 (3.09)	0.72	14.27	14.95	0.57	0.58	4.73	4.41

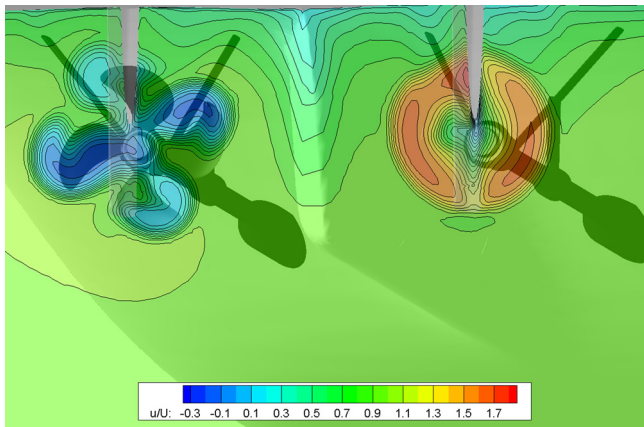


Fig. 5 Axial velocity distribution behind the propeller

과 약 7.3%로 비손상 상태보다는 약간 더 차이가 나고, 추력은 약 4.5% 그리고 토오크는 1.7%의 차이를 보였다. 결론적으로, Virtual disk법을 본 수치해석 문제에 적용한 결과 회전수의 차이가 약간 있으나, 힘의 추정에 있어 비교적 타당한 정도의 결과를 제공하고 있어, 파랑 중 자항조건 해석에서도 타당한 결과를 얻을 수 있을 것으로 사료된다.

Fig. 5는 Table 3의 해석결과에서 프로펠러와 타 사이 횡단면에서 축방향 유속분포를 보여주고 있다. 그림은 좌현의 회전하지 않고 고정된 프로펠러로 인한 날개 뒤쪽의 낮은 유속분포를 볼 수 있고, Virtual disk로 모델링한 회전하는 우현 프로펠러의 추력으로 발생하는 높은 유속분포를 보여주고 있다.

3.4 파랑 중 비침수 상태 해석

본 절에서는 Table 4에 나타난 유의파고 $H_{1/3}$, 침두주기 T_p 그리고 바람의 속력 V_{wind} 에 대한 Beaufort 8의 불규칙파 조건에서 SRtP 선속 6노트(3.09m/s)를 유지하는데 필요한 프로펠러의 추력을 해석한 결과를 소개한다. 본 연구에서는 조우각도(Encounter angle) 180도의 선수파(Head sea) 조건만을 고려하였으며, 선속으로 파의 상도속도가 고려되어 계산영역의 유입조건으로 고려되고 이때 주어진 침두주기에 따른 조우주기는 약 1.71s이다. 파랑 중 자항해석에서 힘들은 이동평균(Running mean) 값들을 사용하고 정수중 해석과 같이 예인력을 고려하였다. 선체의 운동은 상하동요(Heave), 횡동요(Roll) 그리고 종동요(Pitch)의 3자유도 운동을 고려하였으며, 계산 시간 간격(Computational time step)은 주어진 불규칙파 침두주기를 418등분하는 0.005s를 사용하였다. 이는 주어진 침두주기 조건을 규칙파로 표현하고 카페리선속을 고려하여 계산된 CFL(Courant-Friedrichs-Lewy condition)수 약 0.29에 해당하는 값이다.

CFD해석에서 불규칙파 시뮬레이션의 전체 시간에 관하여서, 일반적으로 선체의 운동과 파와의 상대운동에 따른 동적 영향(Dynamic effect)들을 면밀히 살펴보는 연구에서 통계 해석적으로 유효하기 위해 상대적으로 긴 시간의 해석시간이 필요하다. 그러나, 본 논문은 앞서 설명한 바와 같이 SRtP 선속 6노트(3.09m/s)에 대한 불규칙 파랑 중 부가저항들에 의한 대략적인 소요마력 추정 해석에 주안점을 두고 있어 힘의 평균 변동이 크지 않는 시점까지 상대적으로 짧은 시뮬레이션 시간을 설정하였다. 자항점을 찾기 위해 수치해석은 두 조건의 프로펠러 회전수에 대해 80s 동안의 시뮬레이션을 각각 수행하고, 이들의 결과를 바탕으로 내삽을 통해 자항점을 찾은 후 최종 자항점에 대해 120s를 더 이어서 수행하였다.

MARIN의 모형시험은 KRISO의 정수중 자항시험과 본 수치해석 수행 이후 수행되었으며, 조파기가 설치된 250m×10.5m×5.5m 규모의 감압수조(Depressurized wave basin)에서 수행되었다. 실험역 1시간 불규칙파를 재현하기 위해 주어진 선속 6노트(3.09m/s)에 대해 한 번 수행할 때 약 259s인 모형시험을 3번 수

Table 4 Wave and wind conditions

	$H_{1/3}$ [m]	T_p [s]	V_{wind} [m/s]
Ship	5.0	9.0	20.7
Model	0.27	2.09	4.81

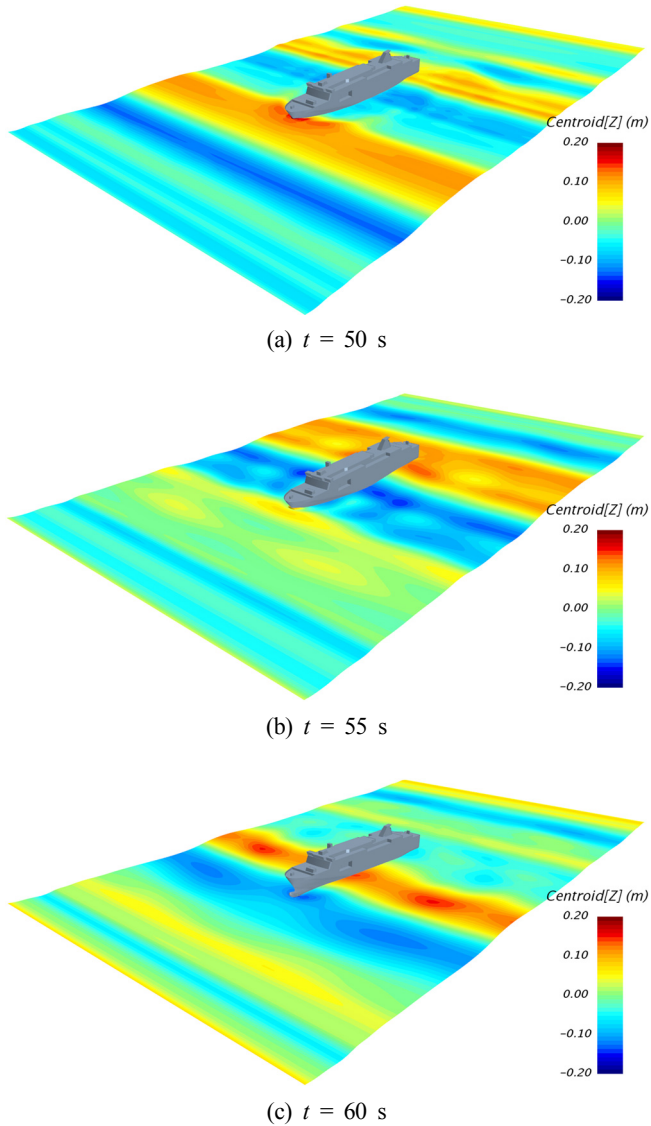


Fig. 7 Instantaneous views of wave pattern around the car ferry model

행하고 최종적으로 이들 전체 데이터를 합쳐서 후처리하였다. 여기서, MARIN의 모형시험은 선체의 상하동요와 종동요를 고려하였으며, 공기저항은 공기에 노출된 카펠리선의 상부 구조물의 전면부 면적(Frontal area)과 항력계수 0.7의 값을 사용한 경험식으로 계산하여 반영하였다. 최종모형시험의 주요한 결과는 SRtP 선속 6노트(3.09m/s)를 내는데 필요한 프로펠러의 실선 평균 추력 추정값이다.

Fig. 7은 시뮬레이션 시간 50s, 55s 그리고 60s에서 파의 상태와 선체의 자세 변화의 상황을 보여주고 있다. 그림에서 Fig. 7의 (a), (b)와 (c)는 각각 상대적으로 높은 파고의 파가 선수와 선미 그리고 선체 중앙을 통과할 때 선체와 파의 상호작용으로 인한 선체 주위 파형의 변화와 선체의 운동 변화를 보여주고 있다.

Fig. 8과 Fig. 9는 자항점 이전 프로펠러 회전수에서 80s와 이후 200s까지 자항점에서 120s 동안의 선체의 저항, 프로펠러 추력, 토크 그리고 선체의 운동 변화를 보여주고 있다. 힘과 운

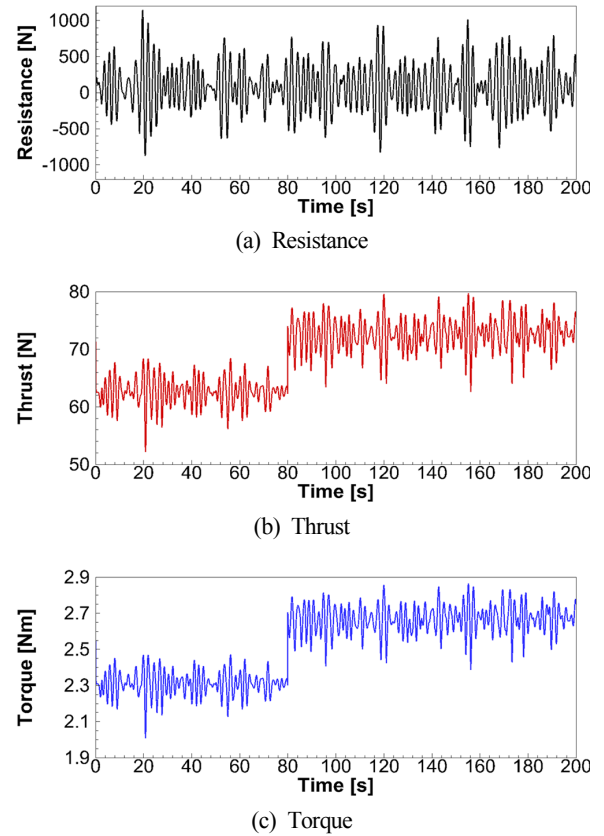


Fig. 8 Time histories of resistance, thrust and torque in irregular waves

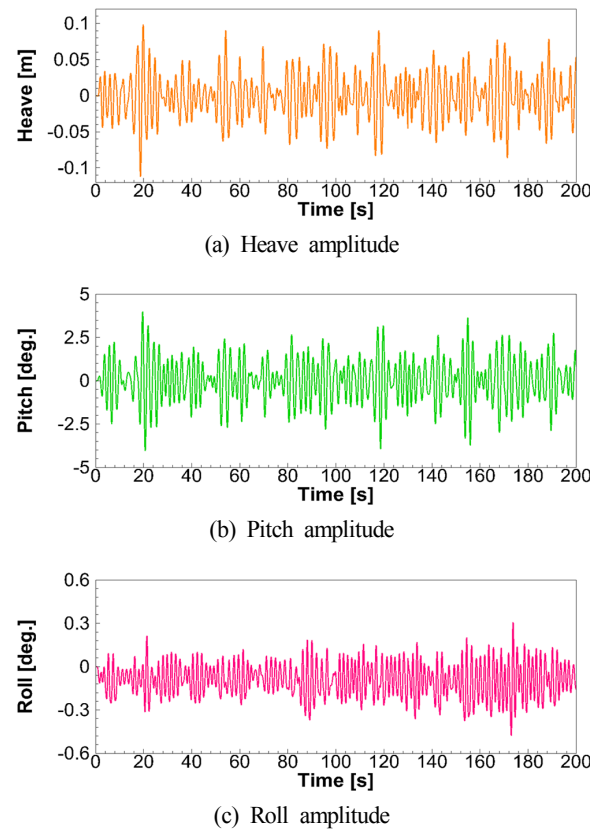


Fig. 9 Time histories of ship motions in irregular waves

Table 5 Comparisons of motions and propeller thrust in irregular waves

	Heave (1/3 SA, m)	Pitch (1/3 SA, deg.)	T_s [kN]
CFD	1.63	3.62	474.8
EXP	1.39	3.70	526.0

*available max. thrust, T_{max} [kN] = 746.0

동들은 파의 주기로 응답하고 있으며, 대체로 저항과 프로펠러의 힘 그리고 상하동요와 중동요의 진폭의 변화는 시간에 대해서 유사한 거동을 보이고 있다. 프로펠러 추력의 이동평균 값이 약 50s 이후 비슷하여 이 시점 이후의 값을 평균으로 사용하였다. 수치해석에서 고려한 카페리선의 횡동요 운동의 진폭은 0.4도 이내로 크지 않으며, 기관 손상으로 고정된 좌현 프로펠러로 인한 비대칭 유동의 결과로 선체가 우현으로 약간 경사가 발생한 것을 볼 수 있다. 이는 고정된 좌현 프로펠러 주위가 유속의 느려짐과 함께 압력이 높고, 우현의 경우 프로펠러의 작동으로 유속이 빨라져 압력이 상대적으로 낮아진 원인으로 사료된다.

Table 5는 MARIN의 모형시험에서 제공하는 실선에 대한 상하동요와 중동요 운동의 1/3 유의운동진폭(Significant amplitude, SA)과 SRtP 선속 6노트(3.09m/s)를 내는데 필요한 프로펠러의 실선 평균 추력 추정값을 비교하고 있다. 여기서, T_s 는 설계단계에서 결정된 엔진에서 얻을 수 있는 프로펠러의 최대 추력을 나타낸다. 결과에서 상하동요의 경우 약 0.24m의 약간의 차이를 보이고 중동요의 경우는 0.08도 정도의 작은 차이를 나타내고 있다. 계산된 실선 평균 추력의 경우 정수중 자항상태보다는 차이가 큰, 약 9.7% 정도의 차이로 약간 낮게 예측하고 있다. 수치해석은 완전히 발달된 난류유동을 가정하고 있지만, MARIN의 언급처럼 10노트(5.14m/s) 이하 낮은 선속의 경우 모형시험의 유동은 층류의 영향이 무시될 수 없는 상황이 되는 차이가 결과에 어느 정도 반영된 것으로 판단된다. 그러나 보다 주요한 차이는 수치해석에서 사용한 프로펠러 모델링으로 사료된다. 파랑 중 선체의 자세 변화에 따른 프로펠러로 유입되는 유동으로 인한 실제 추력은 Virtual disk법으로 이상적인 하중분포로 처리한 결과와 다소 다를 것으로 추측된다.

그러나, 본 수치해석 결과를 살펴볼 때 불규칙 파랑 중 SRtP 선속 6노트(3.09m/s)를 유지하는 필요한 대략적인 소요마력 추정에 Virtual disk법을 이용한 CFD 기법의 적용으로 비교적 타당한 결과를 얻을 수 있음을 알 수 있다. 한편, 표에서 언급한 기의 엔진에서 가용할 수 있는 프로펠러 최대 추력 T_{max} 가 746kN으로 모형시험과 수치해석에서 추정된 추력보다 여유가 있는 것을 알 수 있다. 이는 결론적으로 Beaufort 8의 불규칙파 조건에서 단축 추진으로 자항중인 대상 카페리 선박이 6노트(3.09m/s)의 속력을 내는 데는 문제가 없는 것으로 판단된다.

3.5 파랑 중 침수 상태 해석

본 절에서는 대상 카페리선의 기관 손상이 있는 좌현 엔진이 탑재된 기관실 침수 상황을 가정하고 침수가 발생하지 않는 조건과 비교하여 Beaufort 8의 파랑 중 6노트(3.09m/s)의 선속을 유

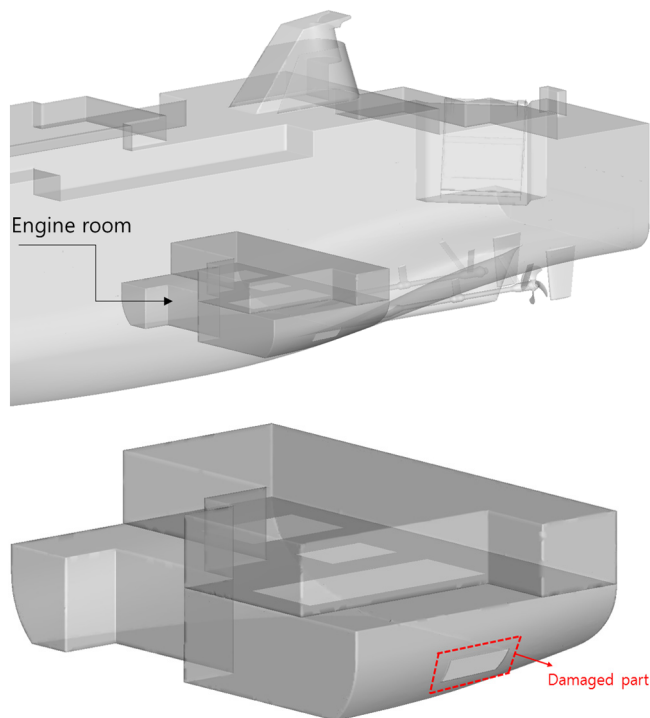


Fig. 10 Port side engine room and its damaged part

지하는데 소요되는 마력 증가량에 대해 논의하였다. 여기서, 침수로 인한 선체 내부 질량의 시간변화는 운동방정식 관성력 항의 질량에 직접 더하여 고려하지 않고, 침수 유동의 운동으로 발생하는 시간에 따른 정적 및 동적 힘과 모멘트의 변화를 운동방정식의 우변 항에 고려하여 그 영향을 해석하였다.

Fig. 10은 아래와 위 공간이 개방되어있는 복층 구조의 기관실의 형상과 침수가 발생하는 수면 아래 기관실의 좌현 쪽 벽에 실선 기준의 3.8m×1.0m의 손상 영역을 보여주고 있다. 좌현 엔진이 탑재되는 그림의 기관실은 좌우 비대칭으로 우현의 엔진에서 나온 회전축이 지나는 영역이며, 수치해석에서 기관실 내부의 다른 구조물은 없는 빈 상태로 가정하였다. 침수는 시물레이션 시작과 동시에 발생하는 것으로 설정하였다. 수치해석은 계산시간 초기 약 30s까지 기관실 침수가 발생하는 것을 확인하였으며, 이때 침수된 구간의 배수량은 대상 카페리선의 전체 배수량의 약 5.9%에 해당하였다.

Fig. 11과 Fig. 12는 침수 상황에서 찾은 자항점에서 계산한 130s 동안의 파의 진동수로 응답하는 선체의 저항, 프로펠러 추력, 토크 그리고 선체의 운동 변화를 보여주고 있다. 기관실 침수는 초기 약 30s 동안 발생하고, 이 시간 동안 침수 유동의 영향으로 선체는 우현으로 경사진 상태에서 횡동요가 발생하는 것을 볼 수 있다. 이 시간 이후, 침수된 기관실의 좌우 비대칭의 영향으로 선체가 좌현으로 약간 경사진 상태로 횡동요 운동이 변하는 것을 볼 수 있다. 운동 변위의 시간 변화를 앞선 비침수 상태와 비교할 때 침수된 기관실 내 슬로싱(Sloshing) 문제는 크지 않은 것으로 판단된다. 상하동요의 경우 선미 기관실의 침수로 인한 선미 침하 상태에서 운동이 발생하는 것을 예상할 수 있다. 전체적으로 저항과 추력 그리고 토크는 비침수 조건보다 값이 커진 것을 볼 수 있다.

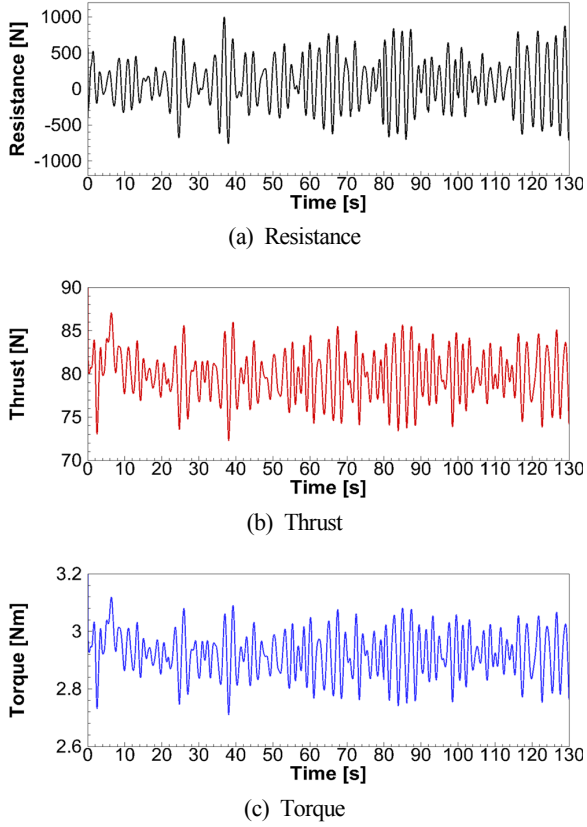


Fig. 11 Time histories of resistance, thrust and torque at flooding condition in irregular waves

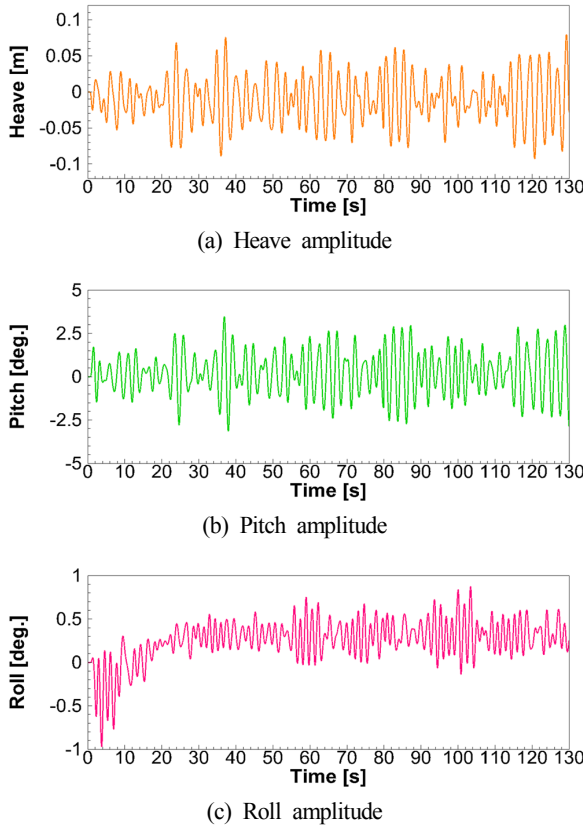


Fig. 12 Time histories of ship motions at flooding condition in irregular waves

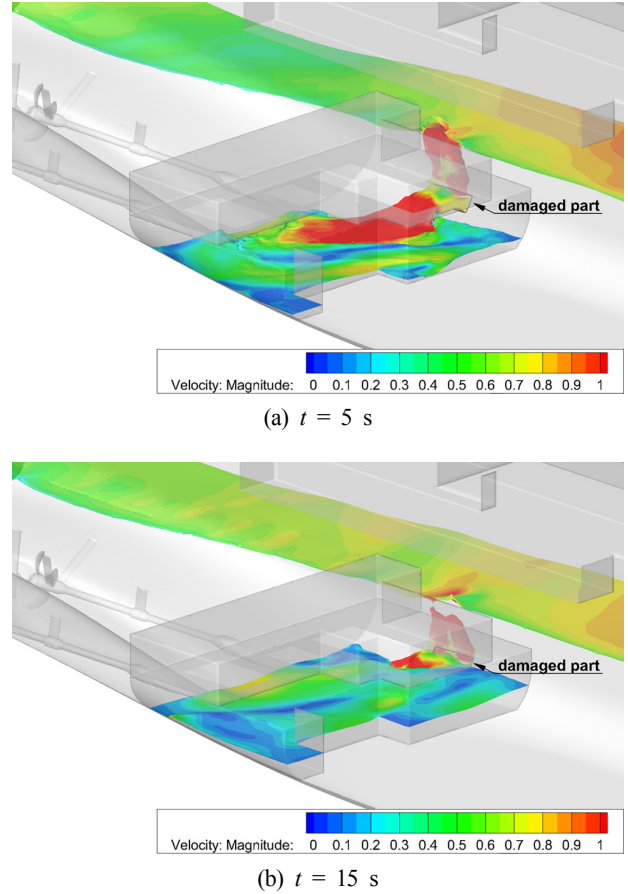


Fig. 13 Instantaneous views of flooding flow in the engine room

Table 6 Comparisons of resistance, propeller forces and brake horse power without and with consideration of flooding condition

	N_M [rps]	RT_M [N]	T_M [N]	Q_M [Nm]	T_S [kN]	BHP_S [kW]
w/o flooding	8.98	77.78	72.90	2.66	474.8	4188.4
w/ flooding	9.40	84.67	79.79	2.92	519.7	4821.2

*available max. thrust, T_p [kN] = 746.0

*available brake horse power, BHP_S [kW] = 6751.0

Fig. 13은 시간 5s와 15s에서 침수가 발생하고 있는 기관실 내부 유동의 변화를 보여주고 있다. 그림의 색의 분포는 유속의 크기를 나타내고 있으며, 우현에서 선미를 바라보는 시점에서 기관실 벽 손상부위로 내부의 공기가 유출되는 것과 동시에 외부의 물이 유입되고 있고 선체의 운동과 함께 내부에서 약한 슬로싱이 발생하는 것을 보여준다. 유속의 크기는 침수가 발생하는 기관실 벽면 손상부위를 통과하는 유동에서 상대적으로 큰 것을 볼 수 있다.

Table 6은 기관실 침수 유무에 따른 Beaufort 8의 불규칙파 조건에서 해석된 모형 프로펠러 회전수, 저항, 추력, 토크, 실선 추력 그리고 다음의 식 (9)와 같이 모형 프로펠러의 토크로 추정된 실선 제동마력(Brake horse power, BHP_S)를 비교하고 있다.

$$BHP_S = \frac{\rho_S}{\rho_M} \cdot \lambda^{3.5} \cdot 2\pi \cdot N_M \cdot Q_M \quad (9)$$

여기서, ρ_s 는 실선의 밀도, ρ_M 은 모형선의 밀도 그리고 λ 는 모형선과 실선의 축척비를 나타낸다.

기관실 침수의 영향으로 모든 값이 증가하였으며, 추정된 실선 추력의 경우 약 9.5% 증가하였고, 제동마력은 약 15% 증가하였다. 기관실 침수로 인해 증가된 소요마력을 표 아래쪽에 표기한 한기의 추진기의 가용 최대 추력 및 제동마력과 비교했을 때, 이 값들은 약 70%에 해당하며 약 30%의 여유 마력이 있는 것을 알 수 있다. 그러므로 본 논문에서 설정한 기관실 침수 상황이 발생하여도 대상 카페리선은 Beaufort 8의 불규칙과 조건에서 단축 추진으로 6노트(3.09m/s)의 속력을 내는 데는 문제가 없는 것으로 판단된다.

4. 결 론

본 논문에서는 대상 카페리선의 좌현 기관의 고장으로 프로펠러가 고정된 상태에서 우현의 단축 추진만으로 Beaufort 8의 불규칙과 해상조건에서 6노트(3.09m/s)의 선속을 유지하는데 소요되는 마력을 CFD로 해석한 연구결과를 소개하였다.

파랑 중 선체운동과 함께 해석해야할 프로펠러 문제는 Virtual disk법으로 단순화하였으며, 정수중 자항상태에 대한 KRISO 모형시험 결과를 통해 비손상 및 손상 조건에 대해 검증하였다. 여기서, 프로펠러 추력 추정 관점에서 수치해석 결과는 모형시험과 만족할만한 좋은 일치를 보여주었다.

기관실 비침수 조건에서 SRtP에 대한 수치해석 결과에서 불규칙과의 진동수로 응답하는 저항과 프로펠러의 힘 그리고 상하동요와 종동요의 진폭의 변화는 대체로 유사한 거동을 보였다. MARIN의 모형시험 결과와의 비교에서 운동응답의 경우 비교적 타당한 일치를 보여주었다. 실선 평균 추력의 경우 모형시험보다 수치해석이 약간 낮게 추정하였으나, 주어진 엔진의 가용 최대 추력 대비 Beaufort 8의 해상조건에서 6노트(3.09m/s) 선속을 내는데 필요한 추력 추정에 CFD기법이 비교적 만족스러운 결과를 제공하고 유용한 것을 확인하였다.

마지막으로 대상 카페리선 배수량의 약 5.9%에 해당하는 좌현 엔진이 탑재된 기관실의 침수가 발생했을 때 비침수 조건 대비 6노트(3.09m/s) 선속을 유지하는 데 필요한 실선 추력의 경우 약 9.5% 증가하였고, 토오크로 계산된 제동마력은 약 15% 증가하는 것으로 계산되었다. 이때, 기관실 침수로 인해 증가된 소요마력은 주어진 추진기의 가용 최대 추력 및 제동마력과 비교했을 때 이 값들은 약 70%에 해당하며 약 30%의 여유 마력이 있는 것으로 해석되었다. 결론적으로, 본 논문에서 설정한 기관실 침수 상황이 발생하여도 대상 카페리선은 Beaufort 8의 불규칙과 조건에서 단축 추진으로 6노트(3.09m/s)의 속력을 내는 데는 문제가 없는 것으로 확인되었다.

향후, 다양한 선체 손상 상황에서 대상 선박이 SRtP조건을 만족하는 여부와 파라중 직진 항주에 대한 조종성능 연구가 진행되어야 할 것으로 사료된다.

후 기

본 논문은 2017학년도 동의대학교 연구년 지원과 선박해양플랜트연구소의 KRISO모형시험 및 선형정보 DB구축과 DB분석시스템 기반기술 개발(PES3210) 과제의 지원으로 작성되었습니다.

References

- Cho, S.K., Hong, S.Y., Kim, Y.H., 2006. Investigation of Dynamic Characteristics of the Flooding Water of the Damaged Compartment of an ITTC RoRo-Passenger. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 43(4), 451-459. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2006.43.4.451>
- Espinoza Haro, M.P., 2016. Numerical Simulation of a Self-Propelling Damaged Cruise Ship in Head/Following Seas Using Computational Fluid Dynamics. M.D. Thesis, Seoul National University.
- Germanischer Lloyd, 2009. Rules for Classification and Construction - Additional Rules and Guidelines: Preliminary Guidelines for Safe Return to Port Capability of Passenger Ships. Germanischer Lloyd.
- International Maritime Organization, 2009. SOLAS, Consolidated Edition, 2009: Consolidated Text of the International Convention for the Safety of Life at Sea, 1974, and Its Protocol of 1988 : Articles, Annexes and Certificates. London, International Maritime Organization.
- Kim, J.I., Park, I.R., Suh, S.B., Kang, Y.D., Hong, S.Y., Nam, B.W., 2018. Motion Simulation of FPSO in Waves through Numerical Sensitivity Analysis. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 32(3), 166-176. <https://doi.org/10.26748/KSOE.2018.6.32.3.166>
- Korkut, E., Atlar, M., Incecik, A., 2004. An Experimental Study of Motion Behaviour with an Intact and Damaged Ro-Ro Ship Model. *Ocean Engineering*, 31(3-4), 483-512. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2003.05.001>
- Lee, D., Hong, S.Y., Lee, G.J., 2007. Theoretical and Experimental Study on Dynamic Behavior of a Damaged Ship in Waves. *Ocean Engineering*, 34(1), 21-31. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2006.02.002>
- Lim, T.G., 2014. Development of 6DOF Motion Measurement System for SRTP Test of a Damaged Ship in Head Seas. M.D. Thesis, Seoul National University.
- Lloyd's Register, 2010. Safe Return to Port - Requirements and Compliance. Lloyd's Register.
- Muzaferija, S., Peric, M., Sames, P., Schellin, T., 1998. A Two-Fluid Navier-Stokes Solver to Simulate Water Entry. *Proceedings of the 22nd Symposium on Naval Hydrodynamics*, Washington, DC, U.S.Aa., 277-289.
- Papanikolaou, D., Zaraphonitis, G., Spanos, D., Boulougouris, E., Eliopoulou, E., 2000. Investigation into the Capsizing of Damaged Ro-Ro Passenger Ships in Waves. *Proceedings of 7th International Conference on Stability of Ship and Ocean Vehicles*.
- Ruponen, P., 2007. Progressive Flooding of a Damaged Passenger Ship. Ph.D. Thesis, Helsinki University of Technology.
- Siemens, 2018. STAR-CCM+ 11.04 User Guide. [Online] Available at: <https://support.industrysoftware.automation.siemens.com/general/documentation.shtml> > [Accessed 01 Jan. 2018].

A Study on the Improvement of the Motion Performance of Floating Marina Structures Considering Korea Coastal Environment

Dong-Min Kim¹*, Sanghwan Heo¹ and Weoncheol Koo¹*

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

한국해양환경을 고려한 부유식 마리나 구조물의 운동성능 향상에 관한 연구

김동민¹* · 허상환¹* · 구원철¹*

¹인하대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Heave response amplitude operator(RAO) 상하운동응답, Connection line 연결체, Floating body 부유체, Submerged body 몰수체, Wave scatter diagram 파랑빈도분포표

ABSTRACT: The aim of this study was to improve the vertical motion performance of floating marina structures and to optimize the shapes of the structures for the Korea coastal environment. The floating body is connected to a plate-shaped submerged body through a connecting line under the water that has a stiff spring that serves to reduce the heave response. This system, which has two degrees of freedom, was modelled to analyze the interaction between the floating body and the submerged body. The vertical motion of the two-body system was compared with the motion of a single body to verify that the system could perform as an optimized model.

1. 서 론

최근 세계적으로 해양스포츠에 대한 관심이 확산되어 모터보트, 요트 등 레저선박(Pleasure boat)을 이용한 레저 활동이 증가하였고, 이에 따라 이를 수용할 마리나에 대한 수요도 증가하고 있다. 해양레저산업에 발을 내딛은 도입 초기 국가에서는 마리나를 그저 마리나선박의 계류시설에 한정하였지만 해양레저산업의 선진국이라 할 수 있는 호주에서는 마리나를 레저·관광·숙박 등 각종 서비스 시설을 갖춘 워터프론트 형태로서 고용 창출효과와 지역 내 상당한 경제효과를 이끌어내고 있다(MOF, 2015). 이러한 견해를 종합해보면 마리나는 해양관광사업의 필수불가결한 핵심시설이며, 현 시대를 살아가는 사람들을 위한 삶의 질 향상과 함께 미래 레저사업을 이끌어 나갈 공간이라고 해도 과언이 아니다.

마리나 항만 근처에 지어지는 구조물은 대부분 레저를 위한 편의시설이기 때문에, 시설 사용자들의 편의와 안정성을 고려하여 설계되어야 한다. 일반적으로 마리나 항만은 방파제에 의존

한 인공항이라 할 수 있으므로, 외해에서부터 들어오는 입사파의 영향이 그리 크지 않은 편이다(Ryu, 2007). 그러나 마리나 입구에서 들어올 수 있는 미약한 입사파도 결코 간과할 수 없으며, 항만 내에서 이동하는 선박의 항주파 또한 고려해야 한다. 이는 마리나 계류 선박 등에서 거주하고 활동하는 사람들에게 거주 편의성과 작업 안정성 등에 매우 중요한 요소이다. 일반적으로 마리나 항만에 설치되는 부유식 구조물은 Fig. 1과 같이 수직 파일에 의해 고정되어 계류를 위한 목적으로 사용되는 부잔교와 같은 형태이다. 이와 관련하여 Shin et al.(2018)은 얇은 직사각형 형태의 평판 몰수체를 스프링 강성을 지닌 양방향 스프링 강성을 지닌 연결체로 부유체에 연결하여, 두 물체 사이의 면적비와 스프링 강성비에 따른 부유체의 상하운동응답의 변화에 대한 수치적 연구를 수행한 바 있다. 또한, 수치적 연구결과에 실제 해상에서 존재할 수 있는 유체점성 등의 영향을 고려한 부유체의 상하운동저감 수치 해석 연구를 수행한 바 있다.

본 연구에서는 부유식 구조물에 상하운동을 제어하기 위한 몰수체를 양방향 스프링 강성을 지닌 연결체로 연결한 이중 부

Received 24 September 2018, revised 18 December 2018, accepted 22 February 2019

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

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2018 in Jeju.

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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



Fig. 1 Floating structures located at Gyeongin Ara Marina (Monthly Maritime Korea, 2015)

유체(Two-body)를 대상으로 하였다. 그리고 실제 해상상태를 가정한 입사와 조건에 따라 연결체의 스프링 강성과 물수체의 면적에 따른 상부 부유체의 상하운동 감소에 대해 수치적으로 비교분석 하였고, 이를 바탕으로 부유체의 상하운동을 최소화할 수 있는 물수체의 형상을 최적화하였다. 또한, 물수체가 연결되지 않은 단일 부유체 모델(Single-body)을 수치 모델링하고, 실제 계측된 파 조건에 따른 30년 반복주기 파 조건의 산정과 적용을 통해 두 모델의 유의응답을 비교함으로써 물수체 설치 유무에 따른 부유체의 상하운동저감 효과를 추정하였다. 이에 따른 항만 내 실제 적용 가능성을 추정하였다.

2. 기초 이론 및 배경

2.1 이자유도계 운동 방정식(Two degree of freedom(DOF) equation of motion)

본 연구에서는 부유체가 수직 파일로 인해 상하운동 이외의 운동은 구속되어 매우 작다고 가정하였다. 따라서, 단일 부유체는 하나의 자유도를 가지며, 물수체가 연결된 경우에는 두 물체의 상호작용에 의해 두개의 자유도를 가진다. 또한 Shin et al.(2017)의 실험적 연구 결과를 통해 부유체와 물수체간의 연결체와의 연성운동을 이상적인 스프링강성으로 고려하였으며, 이에 따른 부유체 동요에 따른 이자유도계 운동 방정식을 적용하였다.

$$\begin{aligned} (M_{33} + A_{33})\ddot{x}_3 + C_{33}\dot{x}_3 + K_{33}x_3 + K_{added}x_3 + A_{39}x_9 \\ + C_{39}\dot{x}_9 - K_{added}x_9 = F_3 e^{i\omega t} \\ (M_{99} + A_{99})\ddot{x}_9 + C_{99}\dot{x}_9 + K_{99}x_9 + K_{added}x_9 + A_{93}x_3 \\ + C_{93}\dot{x}_3 - K_{added}x_3 = F_9 e^{i\omega t} \end{aligned} \quad (1)$$

여기서, $\ddot{x}_i, \dot{x}_i, x_i$ 는 각각 부유체 운동방향의 가속도, 속도, 변위이며, M_{ij}, A_{ij}, K_{ij} 는 각각 부유체와 물수체의 질량, 부가질량, 복원력 계수를 의미하며, K_{added} 는 연결체의 스프링 강성계수, F_i 는 파랑에 의한 외력을 나타낸다. 또한, 아래첨자 3과 9는 각각 부유체와 물수체의 상하운동을 나타낸다. 식 (1)에서 K_{99} 는 물수체의 스프링강성으로 거의 존재하지 않다고 볼 수 있다.

식 (1)로부터 부유체의 응답이 최소가 되는 주파수를 예측할 수 있는데, 먼저 두 물체의 운동응답이 선형적이라고 가정하면 식 (2)와 같은 조화 함수로 나타낼 수 있다.

$$x_{3 \text{ or } 9} = X_{3 \text{ or } 9} e^{i\omega t} \quad (2)$$

$X_{3 \text{ or } 9}$ 는 부유체 또는 물수체의 운동 변위이며, 식 (2)를 식 (1)에 대입하면 식 (3)과 같이 부유체와 물수체의 속도와 가속도를 입사와 주파수와 운동 변위를 이용해서 나타낼 수 있다. 이때, 물수체의 자체 상하 운동 강성과 방사 감쇠가 거의 없고, 물수체에 작용하는 힘이 매우 작다고 가정하였다.

$$\begin{bmatrix} -\omega^2 M_{v33} + K_{33} + K_{added} & -K_{added} \\ -K_{added} & -\omega^2 M_{v99} + K_{added} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_3 \\ X_9 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_3 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3)$$

식 (3)에서 부유체와 물수체 각각의 질량과 부가질량의 합을 M_v 로 나타내었으며, 식 (3)을 부유체의 상하운동변위 X_3 에 대해 정리하면 식 (4)와 같이 나타낼 수 있다.

$$X_3 = \frac{F_3 (K_{added} - \omega^2 (M_{v99}))}{(-\omega^2 M_{v33} + K_{33} + K_{added})(-\omega^2 M_{v99} + K_{added}) - K_{added}^2} \quad (4)$$

식 (4)의 분자가 0이 되면 상하운동변위가 0이 되는데, 이 때의 주파수 ω 를 식 (5)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\omega = \sqrt{\frac{K_{added}}{M_{v99}}} \quad (5)$$

식 (5)를 통해 특정 입사와 주파수에 대한 물수체의 부가질량이나 연결체의 스프링 강성을 변화시키기에 따라 부유체의 상하운동 변위를 최소화 시킬 수 있음을 알 수 있다(Shin et al., 2017).

2.2 규칙파 해석

본 연구에서는 부유체 운동 해석을 위해 비점성, 비압축성, 비회전성의 포텐셜 유동을 기반으로 한 유체동역학적 상용 프로그램인 ANSYS AQWA를 활용 하였다. 또한 프로그램의 운용

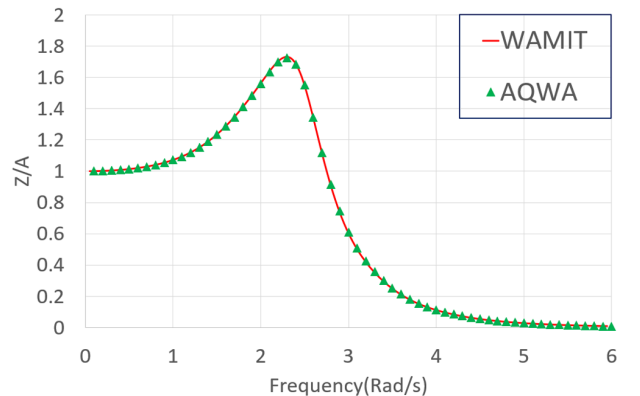


Fig. 2 Comparison of heave Response amplitude operator(RAO) of a single rectangular body with two commercial programs (Length×Breadth×Thickness = 10 m × 2 m × 1 m)

신뢰성을 검증하기 위해 또 다른 유체동역학적 상용 프로그램인 WAMIT을 이용한 이전 연구의 단일 부유체 모델에 대한 규칙과 해석 결과를 Fig. 2와 같이 비교 분석하였다.

Fig. 2를 통해 ANSYS AQWA와 WAMIT을 통한 규칙과 해석이 같은 결과 값을 보이는 것을 확인할 수 있으며, 본 연구에서는 ANSYS AQWA를 이용한 연구 결과에 충분한 신뢰성이 있다고 판단하여 수치해석을 수행하였다.

2.3 해양파 산정 배경

해양구조물의 설계에 필요한 설계파고를 산출하는 방법은 풍속의 연중 최대치를 사용하여 추정하는 방법(Hindcasting), 계측된 파고의 연중 최대치를 이용하는 방법 그리고 계측된 파랑자료를 이용하여 추정하는 방법 등이 있다. 일반적으로 관측된 파랑자료를 통한 설계파고의 추정과정에는 구조물을 설치하는 지역의 최소 2-3년간의 파랑관측 자료를 사용하는 것이 권장된다.

본 연구에서는 해수면이 잔잔하여 초보자도 쉽게 해양레저에 관심을 가질 수 있고, 수도권에 위치하여 국제적인 관광 명소로서 발전이 기대되는 경인항을 해당 마리아 지역으로 선정하였고, 국립해양조사원(Korea Hydrographic and Oceanographic Agency, 2012)의 실시간해양관측정보시스템을 통해 경인항의 파랑자료를 수집하였다. 또한, 경인항의 설계파고를 계산하기 위해 파랑빈도분포표(Wave scatter diagram)에서 유의파고와 영점상향통과주기를 이용하여 30년 반복주기를 가지는 파고를 산출하였다.

2.4 선형 회귀 분석

설계파고를 추정하는 방법은 먼저 n 년 반복주기를 가지는 한계유의파고(H_{sn})을 결정하고, 이 한계유의파고를 이용하여 극한파고를 추정하는 과정으로 나누어진다. 여기서 한계유의파고를 계산하기 위해서는 적절한 확률분포함수를 선정해야 한다. 본 연구에서는 일반적으로 해양파에 적용되어 신뢰성 있는 결과를 산출할 수 있는 Weibull 분포함수를 이용하였다.

$$P(H) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{H-\epsilon}{\theta}\right)^\alpha\right] \quad (6)$$

여기서, $P(H)$ 는 Weibull 분포함수의 누적확률분포함수이며, H 는 파고, α 와 θ 는 형상 파라미터(Shape parameter), ϵ 는 위치 파라미터(Location parameter)이다. 식 (6)을 정리하면 다음과 같이 $Y = mX + b$ 형태의 선형관계식으로 나타낼 수 있다.

$$\ln[\ln(1 - P(H))] = -\alpha \ln(H - \epsilon) + \alpha \ln(\theta) \quad (7)$$

식 (7)과 같은 선형관계식에서 X 축과 Y 축은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$X = \ln(H - \epsilon), Y = \ln(\ln(1 - P)) \quad (8)$$

$$m = -\alpha, b = \alpha \ln \theta$$

2.5 설계파고 계산 방법

본 연구에서는 구조물 설치지역인 경인항의 4년치 파랑관측 자료를 사용하여 설계파고를 추정하였다.

n 년 반복주기를 가지는 한계유의파고 H_{sn} 를 구하는 과정으로는 해당지역의 관측된 파랑자료의 파랑빈도분포표를 작성하여 누적확률분포로 정리하고, 확률분포함수를 사용하여 선형회귀 분석을 실시하여 얻을 수 있는 값을 통해 설계파고 및 파주기를 구할 수 있다(Tucker, 1991).

2.6 파랑 스펙트럼(Wave spectrum)

본 연구에서는 충분히 발달한 풍파에 대한 파랑 스펙트럼 모델 중 하나인 Pierson-Moskowitz(PM) 스펙트럼을 적용하여, 불규칙 파를 고려하였다. 유의파고와 최대파주기에 따른 에너지 스펙트럼은 식 (9)와 같이 표현할 수 있다(Heo et al., 2016).

$$S_\zeta(\omega) = \frac{173 \cdot H_s^2}{T^4} \cdot \omega^{-5} \cdot \exp\left\{\frac{-692}{T^4} \cdot \omega^{-4}\right\} \quad (9)$$

여기서, H_s 와 T 는 각각 유의파고와 파주기, ω 는 측정할 주파수 범위이다.

2.7 응답 스펙트럼(Response spectrum)

응답 스펙트럼은 상하운동응답과 파랑 스펙트럼의 연산으로 구할 수 있으며, 식 (10)과 같이 나타낼 수 있다. 응답 스펙트럼을 이용하면, 불규칙파 중 운동의 통계적 특성을 구할 수 있다. 응답이 Rayleigh 분포를 따를 때, 제곱평균제곱근(Root mean square, RMS)을 산정하고, 이를 이용하여 유의응답(RMS의 2배)과 최대응답(유의응답의 1.86배)을 계산할 수 있다(Mansouri and Hadidi, 2009).

$$S_z(\omega) = RAO(\omega)^2 \cdot S_\zeta(\omega) \quad (10)$$

3. 수치 결과 및 해석

3.1 수치모델

본 연구에서 사용된 수치 모델은 조위변동에 관계없이 상시 선박이 계류할 수 있는 부잔교를 수치적으로 모델링 한 것으로써, 직사각형 마지형태의 부유체와 몰수체가 스프링 강성을 지닌 연결체로 연결된 구조이다. Shin et al.(2017)에 의하면 부유체와 몰수체의 면적비와 스프링강성비의 변화의 따라 몰수체와의 상호작용으로 부유체의 상하운동응답이 변화하는 것을 확인한 바 있다. 본 연구에서는 Shin et al.(2018)의 수치적 연구를 기반으로 부유체 상하운동의 최소화를 위해 몰수체의 면적비, 스프링 강성비와 같은 매개변수를 통해 경인항에 적용될 수 있는 가장 적합한 몰수체의 형상을 모델링하였다.

Table 1은 부유체와 몰수체의 제원을 나타낸 것이다. 여기서 A_F 는 부유체의 수선면적이며, A_S 는 몰수체의 투영면적이다. Fig. 3은 ANSYS Workbench를 이용하여 모델링한 구조물의 형상을 나타낸 것이다. 몰수체의 형상은 Fig. 3과 같이 부유체와 몰수체의 폭은 동일하되, 몰수체의 길이방향 길이를 줄여 그에 따른 면적의 비율을 통해 몰수체의 투영면적을 선정하였다.

MOF(2013)에 따르면 20m 미만의 마리아 선박용 잔교 및 부잔교의 건현은 300~500mm로 권장된다. 따라서 이를 반영한 부

Table 1 Structural properties of numerical model

Item		Dimension
Floating body	Length (L_F)	15 m
	Breadth (B_F)	2 m
	Thickness (T_F)	1 m
	Water-plane area $A_F (=L_F \times B_F)$	30 m ²
	Mass (m_{33})	30,750 kg
	Vertical restoring coefficient $K_{33} (K_F)$	3.0×10^5 N/m
Submerged body	Thickness (T_S)	0.5 m
		$0.2A_F$ (mass = 3,075 kg)
		$0.5A_F$ (mass = 7,687.5 kg)
	Projected area at vertical direction (A_S)	$0.8A_F$ (mass = 12,300 kg)
Connection line		$1.0A_F$ (mass = 15,375 kg)
		$0.5K_F$ (1.5×10^5 N/m)
	Added stiffness $K_a (=K_{added})$	$1.0K_F$ (3.0×10^5 N/m)
		$1.5K_F$ (4.5×10^5 N/m)

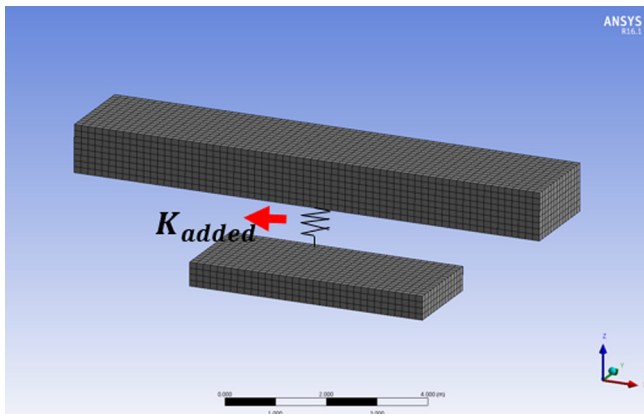


Fig. 3 Numerical model of two DOF structure

유체의 두께를 1m로 선정하였으며, 물수체는 부유체의 두께의 절반으로 가정하였다. 또한, 부유체와 물수체를 연결하는 연결체의 길이는 항만 수심 및 조위차를 고려하여 1m로 결정하였으며, 입사파 주파수의 범위는 0.1rad/s부터 6.0rad/s까지, 0.1rad/s 간격으로 총 60개의 주파수에 대해 해석을 수행하였다.

3.2 경인항의 해양파 산정

국립해양조사원의 실시간 해양관측정보시스템으로부터, 해당 항만에서 측정된 다년간(2012~2015)의 파랑정보(유의파고, 유의파주기)를 얻을 수 있다. 계측된 파랑 정보와 파랑빈도분포표를 이용하여 선형 회귀 분석을 수행하면, Fig. 4와 같은 추세선을

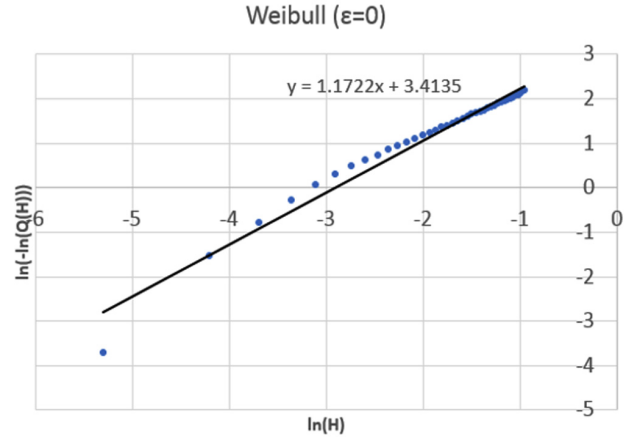


Fig. 4 Fitting of Weibull distribution

Table 2 Calculation of ocean wave at Gyeongin Port

H_{S30} [m]	H_{30} [m]	T_2 [sec]	T_1 [sec]	$1.3T_2$ [sec]
0.5	1.2	1.97	2.14	2.56

H_{S30} : 30-year return period significant wave height

H_{30} : 30-year return period marginal significant wave height

T_2 : Average zero up-crossing wave period

T_1 : $1.086 T_2$

T_{max} : $1.3 \sim 1.4 T_2$

얻을 수 있다. 또한 이 추세선의 기울기와 y절편을 이용하여 30년 반복주기 유의파고와 최대파주기를 예측할 수 있다(SNAK, 2014).

통상적으로 마리나 항만 내의 유의파고는 0.3m를 넘지 않아야 하며, 최대 파주기는 2초를 기준으로 한다. 또한, 50년 반복주기를 고려할 경우에도 유의파고는 0.5m, 최대파주기는 2.5초를 넘지 않아야 한다(MOF, 2013). Table 2는 경인항에 대한 2012년부터 2015년까지 관측된 파랑정보를 이용하여, 30년 반복주기에 대한 유의/한계파고 및 최대파주기를 Weibull분포를 이용하여 예측하고 정리한 것이다. 유의파고는 0.5m로 50년 반복주기에 대한 기준을 만족하지만, 최대파주기는 2.76초로 50년 반복주기에 대한 기준보다 더 큰 것을 확인할 수 있다. 일반적인 마리나의 50년 반복주기에 대한 최대파주기는 한 지역이 아닌 여러 지역의 최대파주기의 값에 대한 평균이므로 기준치보다 작거나 클 것이라고 판단하였다. 계산 수행 시 최대파주기는 $1.3 T_2$ 의 값을 사용하였다.

Fig. 5는 경인항의 파랑 정보로 예측한 30년 반복주기 유의파고와 최대파주기를 이용하여 구한 파랑 스펙트럼을 나타낸 것이다. 파랑 스펙트럼의 최대값은 주파수가 2.28rad/s일 때 발생하였으며, 파랑 스펙트럼이 큰 값을 가지는 파 주파수 범위와 부유체 상하운동응답의 고유주파수 범위가 비슷한 경우 부유체의 실제 상하운동이 커지게 된다. 본 연구에서는 위와 같은 파랑 스펙트럼이 큰 값을 가지는 범위에서 물수체의 영향에 의한 부유체의 상하운동 저감을 확인하기 위해 단일 부유체와 이중 부유체의 수치해석을 수행하였다.

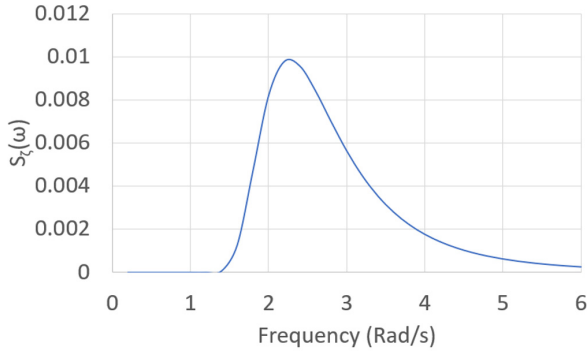


Fig. 5 Incident wave spectrum at Gyeongin Port ($T_1 = 2.14$ s, $H_s = 0.5$ m)

3.3 매개변수에 따른 부유체의 상하운동응답 계산

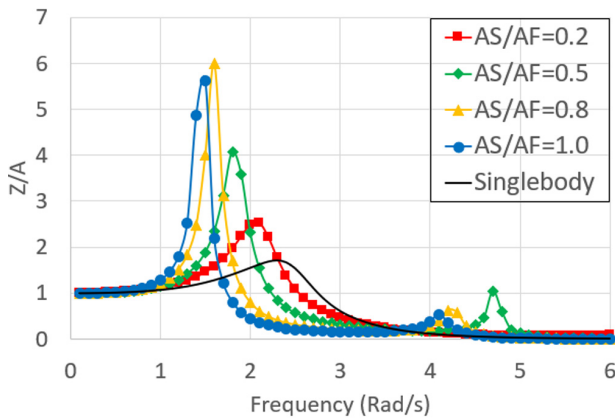
본 연구에서는 부유체 면적과 수직 복원력 계수에 대한 물수체의 스프링 강성비 및 면적에 따른 상하운동응답을 비교 분석하였다.

Fig. 6은 부유체와 물수체 사이의 면적비와 스프링 강성비에 따른 부유체의 상하운동응답을 환경 외력의 주파수에 대해 비교한 것이며, Table 3은 공진주파수와 그 주파수에서의 상하운동

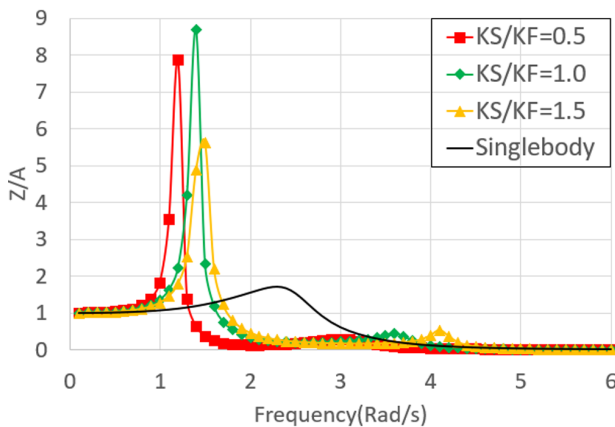
Table 3 Natural frequencies and RAOs of the surface floating body

Single body	Ratio	ω_n [rad/s]	RAO
	-	2.3	1.7206
Two-body at various area ratios	$A_s/A_F = 0.2$	2.1	2.2151
		6.2	0.4538
	$A_s/A_F = 0.5$	1.8	3.1852
		4.7	0.7855
$A_s/A_F = 0.8$	1.6	4.2348	
	4.2	0.9188	
	1.5	3.7023	
$A_s/A_F = 1.0$	4.1	1.0722	
	$K_s/K_F = 0.5$	1.2	7.8630
		3.0	0.2830
Two-body at various stiffness ratios	$K_s/K_F = 1.0$	1.4	8.6842
		3.6	0.4339
	$K_s/K_F = 1.5$	1.5	5.6283
		4.1	0.5277

동응답을 정리한 것이다. 먼저 Fig. 6에서, 앞서 언급한 바와 같이 단일 부유체는 일자유도 운동을 하므로 그에 따라 하나의 공진주파수를 가지는 것에 반해, 이중 부유체는 물수체와의 상호작용으로 인해 이 자유도 운동을 하므로 그에 따라 두 개의 공진주파수가 나타남을 확인할 수 있다. 또한, 물수체와의 상호작용에 의해 부유체의 상하운동 공진주파수가 변화하는 것을 확인할 수 있다. Fig. 6(a)는 부유체와 물수체의 면적비 변화에 따른 부유체의 상하운동응답을 나타낸 것이다. 앞서 경인항의 30년 반복주기 파랑조건에 따른 파랑 스펙트럼과 비교하여, 단일 부유체의 상하운동응답에 따른 공진주파수는 2.3rad/s로서 최대 파랑 스펙트럼 주파수(2.28 rad/s)와 거의 일치하므로 단일 부유체의 상하운동은 주어진 파랑조건에서 매우 크게 발생할 것임을 예측할 수 있다. 한편, 이중 부유체의 경우, 각각의 공진주파수 범위들은 파랑 스펙트럼이 최대인 주파수 범위를 벗어나게 되어 단일 부유체와 비교하였을 때, 이중 부유체의 상하운동은 단일 부유체의 상하운동에 비해 크게 감소할 것임을 예측할 수 있다. 또한, Fig. 6(b)는 물수체의 스프링 강성비에 따른 부유체의 상하운동응답을 나타낸 것이다. 연결체의 강성이 증가할수록 부유체의 공진주파수가 증가(공진주기가 짧아짐)하는 것을 확인할 수 있는데, 이는 강성이 큰 연결체일수록 부유체가 보다 짧은 입사파에 반응함을 의미한다.



(a) Comparison of heave RAO for various area ratios with $K_s/K_F = 1.5$



(b) Comparison of heave RAO for various stiffness ratios with $A_s/A_F = 1.0$

Fig. 6 Heave RAOs of the surface floating body

본 연구에서는 Fig. 6의 부유체의 상하운동응답에 대한 수치 해석 결과를 바탕으로, 경인항의 파랑조건에 가장 적합한 물수체의 조건을 선정하였다. 파랑 스펙트럼의 값이 큰 주파수 범위를 회피함과 동시에 작은 RAO값을 가지는 면적비($A_s/A_F = 1.0$)와 스프링 강성비($K_s/K_F = 1.5$)를 이용하여 본 연구의 수치해석에 사용하였다. Fig. 7은 위의 조건들을 적용하여 계산한 이중 부유체의 상하운동응답을 단일 부유체의 경우와 비교한 것이다. 이중 부유체 모델의 첫 번째 공진주파수 범위가 단일 부유체의 공진주파수 범위보다 더 낮은 주파수(저주파수)에 존재하고, 계산된 RAO 값이 상대적으로 더 큼을 확인할 수 있다. 그러나,

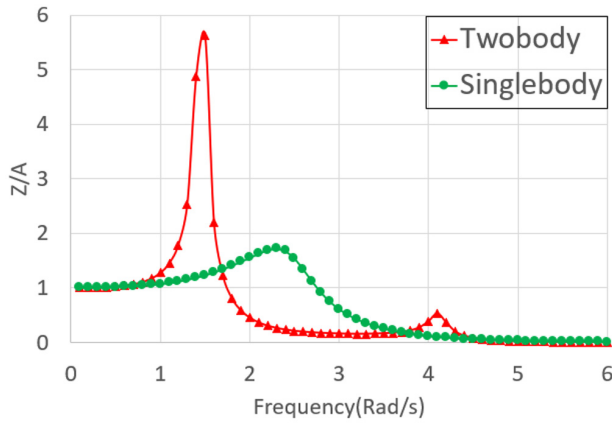


Fig. 7 Heave RAO of the numerical models at $A_s/A_F=1.0$, $K_s/K_F=1.5$

이는 실제 해상에서 발생할 수 있는 추가적인 점성 영향을 고려한 부유체 상하운동저감에 관한 수치적 연구(Shin et al, 2018)에 의하면 부유체의 상하운동응답 크기가 더욱 감소하는 것을 확인 할 수 있다. 따라서 실제 해상에서의 부유체는 점성의 영향으로 상하운동이 이보다 더 저감될 것으로 판단된다.

3.4 경인항 해상조건을 적용한 부유체 응답 스펙트럼

본 연구에서는 식 (10)을 이용하여 부유체의 상하운동에 대한 응답 스펙트럼을 계산하였으며, 몰수체의 유무에 따른 결과를 비교하였다.

Fig. 8은 경인항의 파랑조건에 따른 단일 부유체와 이중 부유체의 응답 스펙트럼을 나타낸 것이다. 단일 부유체의 응답 스펙트럼의 최대값은 2.3rad/s에서 발생하였으며, 이중 부유체의 응답 스펙트럼의 최대값은 대략 1.5rad/s에서 발생하였다. 앞서 예측한 것처럼, 이중 부유체의 응답 스펙트럼의 최대값은 단일 부유체의 최대값에 비해 상당히 작은 값을 확인할 수 있다. 이는 단일 부유체의 경우, 경인항의 파랑조건에 따른 공진주기와 단일 부유체의 공진주기가 일치되어 응답 스펙트럼의 값이 커지게 된 것이다. 또한, 이중 부유체는 몰수체의 영향에 의해 공진주기가 변화하여, 경인항의 파랑조건에 따른 공진주기를 회

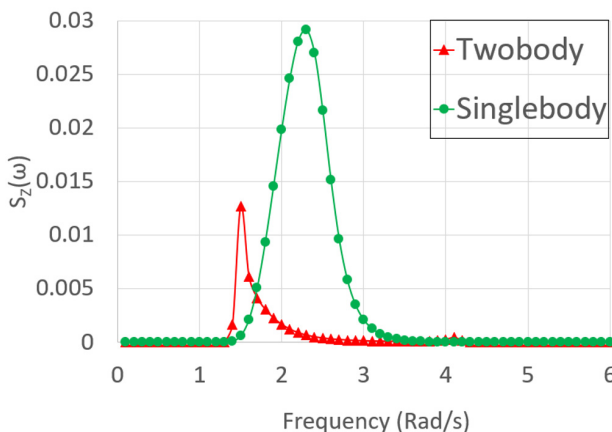


Fig. 8 Comparison of response spectrum of two different models at Gyeongin Port

피했음을 알 수 있다. 또한, 응답 스펙트럼의 제곱 평균값을 이용하여 계산한 유의응답은, 단일 부유체와 이중 부유체에 대해 각각 0.30m와 0.12m이며, 이중 부유체 모델이 약 60%의 상하운동저감 효과가 있음을 확인하였다. 또한 Fig. 7에 대한 결과에서 언급한 바와 같이, 실제 해상에서 점성영향 등을 고려한다면, 이중 부유체의 상하운동 저감효과는 더 증가할 것으로 판단된다. 이상의 결과를 통해, 본 연구에서 고려한 이중부유체는 경인항의 해상조건에서 상당한 상하운동저감 효과를 기대할 수 있으며, 향후 유사한 해역에서 본 연구에서 제시한 규모의 몰수체를 연결한다면 부유체의 상하운동 저감에 큰 효과를 발휘할 것으로 판단된다.

4. 결 론

본 연구에서는 연안레저 구조물 설치가 필요한 연안환경(특히 경인항)에 적합한 부유식 마리나 구조물의 상하운동을 저감하기 위해, 몰수체와 부유체가 스프링 강성을 가지는 연결체로 이루어진 이중 구조물의 상하운동응답을 수치 모델링하여, 단일 구조물의 운동성능과 비교 분석하였다.

부잔교 형태의 구조물인 단일 부유체 모델과 부유체에 연결된 몰수체로 구성된 이자유도 모델의 상하운동응답을 유체동역학 프로그램(ANSYS AQWA)을 이용하여 계산하였다. 또한, 경인항을 목적 항만으로 선정하고, 30년 반복주기 파랑 조건을 예측하여 이를 해상조건으로 대입하여, 두 구조물의 응답 스펙트럼을 계산하였고, 이를 통해 이중 부유체의 상하운동저감 효과를 확인하였다.

본 연구를 통해 제시된 이중 부유체는 단일 부유체에 비해 약 60%의 상하운동 저감의 효과가 있음을 확인하였고, 실제 해상에서 점성 효과 등을 고려한다면 더 큰 저감 효과가 예상된다.

경인항을 비롯한 국내 연안에 부유식 구조물을 설치하게 될 경우, 해당 지역에서의 환경 조건과 본 연구에서 제시한 방법을 이용하면 부유체의 상하운동을 저감할 수 있는 부유체 설계에 도움이 될 것으로 판단된다.

후 기

본 논문은 산업통상자원부와 한국산업기술진흥원의 “한·영 해양플랜트 글로벌 전문인력양성사업”의 지원을 받아 수행된 연구결과임. 또한, 이 논문은 2015년 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(해양에너지 융복합 인력 양성).

References

- Heo, S.H., Koo, W.C., Park, M.S., 2016. Dynamic Response Analysis of a Jack-up Leg with Pile-Soil Interaction. *New & Renewable Energy*, 12(1), 10-18. <https://doi.org/10.7849/ksnre.2016.03.12.1.10>
- Korea Hydrographic and Oceanographic Agency 2012. Korea Ocean Observing And Forecasting System. [Online] Available at:

- <http://www.khoa.go.kr/koofs/kor/oldobservation/obs_past_search_statistic.do> [Accessed 5 Mar. 2018].
- Mansouri, R., Hadidi, H., 2009. Comprehensive Study on the Linear Hydrodynamic Analysis of a Truss Spar in Random Waves. World Academy of Science, Engineering and Technology, International Science Index 29, International Journal of Mathematical, Computational, Physical, Electrical and Computer Engineering, 3(5), 349-361.
- Ministry of Oceans and Fisheries(MOF), 2013. Manual on Marina Operational Services.
- Ministry of Oceans and Fisheries(MOF), 2015. Marina Business Start Guide Book.
- Monthly Maritime Korea 2015. Floating Structures Located at Gyeongin Ara Marina. [Online] Available at: <<http://www.monthlymaritimekorea.com/news/articleView.html?idxno16318>> [Accessed 26 Mar. 2018].
- Ryu, H.J., 2007. A Study on the World Leisure Boat and Marina Industry for Korean Local Governments. Korea Local Authorities Foundation for International Relations, Seoul.
- Shin, M.J., Koo, W.C., Kim, S.J., Heo, S.H., Min, E.H., 2017. Experimental Study on the Reduction of Vertical Motion of Floating Body using Floating-Submerged Bodies Interaction. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 54(6), 485-491. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2017.54.6.485>
- Shin, M.J., Koo, W.C., Kim, S.J., 2018. Numerical Analysis of Vertical Motion Control of a Floating Structure with a Two-Body Interaction. International Journal of Applied Engineering Research, 13(1), 511-519.
- Tucker, M.J., 1991. Waves in Ocean Engineering. Ellis Horwood Ltd., Chichester.

Pseudo Mapping Method for Singular Integral of Curved Panels

Ik-Jae Lee^{ID*} and Sun-Hong Kwon^{ID*}

^{*}Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, PNU, Busan, Korea

곡면의 특이적분을 위한 가상 매핑 방법

이익재^{ID*} · 권순홍^{ID*}

^{*}부산대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Singular integral 특이적분, Pseudo mapping method 가상 매핑 방법, Higher-order boundary element method 고차경계 요소법

ABSTRACT: A numerical method is suggested for evaluating the singular integral of curved panels in the higher-order boundary element method. Two-step mapping procedures that are significantly related to the physical properties of singular behaviors were developed and illustrated. As a result, the singular behaviors were significantly alleviated, and the efficiency and robustness of the present method for tangentially and axially deformed elements were proven. However, inaccuracies and numerical instabilities of twisted elements were discovered as a result of nonlinearities.

1. 서 론

과학 및 공학 분야에서 복잡한 기하학적 경계를 포함하는 경계치 문제는 경계적분방정식을 통해 모델링할 수 있으며, 경계 요소법은 이 경계적분방정식을 효율적으로 풀 수 있는 중요한 수치 계산 방법 중 하나로 자리매김해 왔다. 경계요소법은 해양 유체, 전자기, 음향, 탄성재료 등의 다양한 영역의 해석을 위해 적용될 수 있으며, 특히 관성이 지배적인 해양 환경에 놓인 물체의 운동 해석에서는 포텐셜 이론에 기반한 유체력 계수 등을 계산할 때 주로 사용되고 있다.

경계요소법은 라플라스(Laplace) 또는 헬름홀츠(Helmholtz) 방정식을 만족하는 연속체 영역에서 복잡한 기하 형상에서 적용되는 경계치 문제를 표현한 경계적분방정식을 이산화시켜 푸는 가장 대표적인 방법으로, 풀고자 하는 전 영역이 아닌 이 영역들을 둘러싸고 있는 경계들에 적용되는 경계조건만으로 문제를 풀 수 있다는 장점을 가지고 있다. 하지만 경계적분방정식은 무한 원방 경계를 가지는 라플라스 방정식의 기본해(Fundamental solution)인 랭킨 소스(Rankine source) 항과 미분항인 다이폴(Dipole)을 포함하고 있으며, 이들은 공간에 대한 델타 함수(Delta function)의 충격 응답 함수(Impulse response function)로서 충격이 가해진 위치에서 특이점(Singular point)을 가지는 문제점

을 안고 있다.

한편, 경계요소법은 선형 요소 기반의 일정요소법(Constant panel method)과 고차 다항식 근사를 이용한 고차경계요소법(Higher-order boundary element method)으로 나뉘질 수 있는데 일정요소법과 고차경계요소법의 수치계산 정확도 및 효율은 Liu et al. (1991) 등에 의해서 비교된 바 있으며, 고차경계요소법의 넓은 적용범위와 높은 정확도는 잘 알려져 있다. 경계적분방정식에서는 앞서 언급한 특이점 위치에서 특이적분을 수행해야 한다는 어려움이 있는데, 고차경계요소법에서는 복잡한 곡면의 경계 요소들이 고차 다항식으로 근사되어 높은 정확도의 수치 적분을 위해서는 평면 요소에 비해 상대적으로 많은 계산 시간이 요구된다.

곡면에서의 특이점 적분법은 오래 전부터 많은 연구자들에 의해서 개발되어 왔는데, 이 중 Guiggiani and Gigante(1990)와 Guiggiani et al.(1992)는 경계적분방정식이 가질 수 있는 특이성(Singularity)을 약한 특이(Weakly singular), 강한 특이(Strongly singular), 초특이(Hypersingular)의 세 가지 경우로 분리하여 테일러 급수 전개(Taylor's series expansion)를 이용한 준해석적(Semi-analytical) 방법을 적용한 바 있다. 최근 Rong et al.(2014)은 Guiggiani and Gigante(1990)와 Guiggiani et al.(1992)의 테일러 급수 전개 접근 방식에서 특이점 부근의 각-방향(Angular-direction)

Received 9 January 2019, revised 29 January 2019, accepted 22 February 2019

Corresponding author Ik-Jae Lee: +82-51-510-2753, ick7140@pusan.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-7701-2996>

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of the 7th Green's Function Seminar in Shanghai, China.

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

특이 거동을 완화시킬 수 있는 특정조건들을 발견하여 Conformal polar coordinate transformation(CPCT)라고 이름한 매핑(Mapping) 방법을 고안하였고, 삼각 요소에 대한 CPCT법의 효능을 검증한 바 있다. 그리고 Lv et al.(2015)는 Rong et al.(2014)의 삼각 요소 문제를 사각 요소에서 적용할 수 있는 CPCT법으로 확장하여 정확도 및 효율에 대해 검증하였다.

일반적으로 고차경계요소법에서는 3차원 영역에서의 곡면 요소를 2차원 국부 요소(Local element)로 매핑한 후 가우스-르장드르 구적법(Gauss-Legendre quadrature) 등의 수치 적분방법을 사용하고 있는데, 특이점을 포함하는 요소의 경우는 특이점을 기준으로 극좌표계를 만들고, 이 특이점에서 국부 요소의 꼭지점들까지 선을 그어 여러 개의 삼각형 요소들로 나뉘어 각 삼각형에 대해 수치적분을 수행하는 방법이 주로 사용되고 있다.

앞서 언급한 CPCT법은 3차원 공간에서 국부 영역(Local domain) 또는 주영역(Master domain)으로의 일차적인 매핑 이후에 적용되며, 특정 조건들을 만족하는 또 다른 국부 영역으로의 추가적인 매핑을 의미하는데, 특정 조건들은 랜킨 소스를 국부 영역 특이점 기준으로 테일러 급수 전개할 때 나타나는 여러 항들 중 가장 지배적인 일차항의 각의존성(Angular dependency)을 제거하여 상수로 만드는 조건을 의미한다. 즉, CPCT법을 적용한 매핑 후의 새롭게 정의된 국부 영역에서 극좌표계로 변환하여 적분을 수행하게 된다.

앞서 언급했듯이, Rong et al.(2014)과 Lv et al.(2015)에 의해 CPCT법의 정확도 및 효율은 검증이 되었지만, 두 저자가 제시한 매핑 방법들에서는 각방향 특이성 완화 메커니즘에 대한 물리적 의미들의 해석이 어려우며, 새롭게 매핑되는 영역으로부터 역변환(Inverse transformation)을 취해야하는 다소 부자연스럽고 복잡한 절차를 요구하고 있다. 반면 본 연구에서는 CPCT법의 물리적인 의미를 명확하게 보여주면서도 수식이 간단하고 Rong et al.(2014)와 Lv et al.(2015)가 제시한 방법들의 정확성과 효율성을 동시에 가지는 가상 매핑 기법을 개발하였다. 본 연구에서 제시한 방법은 2장에서 자세히 언급하였고, 3장에서는 이산화된 경계적분식에서 특이점을 가지는 국부 요소의 극좌표 변환 및 테일러 급수 전개를 통해 CPCT에서 제시한 두 가지 조건을 유도하였다. 4장에서는 위 두 조건에 해당되는 가상 매핑 방법 두 단계의 절차를 수식을 통해 정식화 하였으며, 그림을 통해 시각적으로 도식화하였다. 5장에서는 가상 매핑 방법을 적용하기 전, 후의 특이 요소의 수치 적분 결과를 나타내었으며, 6장에서 수치 결과와 가상 매핑 방법에 대한 고찰 및 결론으로 마무리하였다.

2. 가상 매핑 방법

가상 매핑은 CPCT법에서 주어진 두 가지 조건과 특이점 부근의 물리량 왜곡(Distortion) 현상을 기반으로 하는데, 두 조건은 3차원 곡면이 국부 영역으로 옮겨가는 과정에서 발생할 수 있는 다양한 왜곡 현상 중 두 가지 선형 왜곡 현상을 의미한다. 첫 번째 조건은 마주하는 변(삼각 요소의 경우 한 꼭지점과 마주하는 변)들의 접선 방향 왜곡에 해당하고, 다른 한 조건은 수직 방향 압축(또는 인장)에 해당한다. 이에 가상 매핑 방법 또한 두 단계로 나누어 각 단계가 두 조건에 대응될 수 있도록 했으며,

각 매핑을 접선 변형(Tangential deformation)과 수직 변형(Normal deformation)으로 이름하였다. 가상 매핑을 이용하면 일차적인 매핑에서 발생한 접선 및 수직 방향의 선형 변형 현상을 2차원 공간 내에서 반대편으로 되돌려 줌으로서 특이점 주위를 둘러싸는 특이 거동을 상당히 완화시킬 수 있다. 이 두 변형들은 곡면 뿐 아니라 평면에서도 발생할 수 있지만, 평면 요소의 경우는 수직벡터를 기준으로 새로운 국부좌표계를 형성하면 3차원 공간의 요소를 아무 변형없이 2차원으로 옮겨올 수 있으므로 가상 매핑을 사용할 필요가 없게 된다. 이에 본 연구에서는 곡면 요소에 대해서만 고려하였다. 실제 평면 요소에서 선형 보간함수를 이용해 매핑을 수행한 경우는 특이점 주위 왜곡 현상들의 대부분을 제거할 수 있다.

한편, Rong et al.(2014)와 Lv et al.(2015)은 새롭게 정의된 매핑 영역에서 반경-방향(Radial-direction) 적분에 대해서는 해석적인 방법을 사용하였는데, 저자의 경험에 따르면 배가 전진하며 운동하는 특수한 문제의 경우는 경계적분방정식에 m -항과 같은 복잡한 경계조건을 필요로 하며, Rong et al.(2014)와 Lv et al.(2015)에서처럼 해석적 적분을 수행하기 위해서는 수치 미분을 포함하는 m -항을 테일러 전개하는 꽤나 복잡한 계산을 필요로 하게 된다. 이에 본 연구에서는 Rong et al.(2014)과 Lv et al.(2015)의 방법들과 달리 CPCT법을 적용한 뒤 가우스 구적법을 이용한 수치 적분만을 수행하였으며, CPCT법의 적용이 더 복잡한 사각 요소에 대해서만 수행하였다. 실제로 CPCT법을 통한 특이점 적분의 정확도와 효율은 위 두 저자의 연구에 의해 검증되었고, 동일한 두 조건을 만족한다면 수치 정확도의 차이는 발생하지 않는다. 이에 본 논문에서는 CPCT법에서 제시된 두 조건들이 가지는 좀 더 넓은 물리적 의미들을 근거하여 각 조건들에 대응하는 두 가지 매핑 방법의 수식 유도과정과 수치 결과에서 나타나는 비선형적 왜곡현상들의 문제점을 언급하는데 초점을 두었다. 이후부터는 본 연구에서 제시한 방법을 가상 매핑 방법(Pseudo mapping method, PMM)으로 명명한다.

3. 특이 적분

3.1 경계적분방정식

라플라스 방정식을 지배방정식으로 하는 속도 포텐셜 φ 와 그린 함수 G 를 통해 그린 제2 항등식으로부터 다음과 같은 경계적분방정식을 유도할 수 있다.

$$c\varphi(\mathbf{x}) + \int_S \varphi(\tilde{\mathbf{x}}) \frac{\partial G(\mathbf{x}, \tilde{\mathbf{x}})}{\partial n(\tilde{\mathbf{x}})} dS(\tilde{\mathbf{x}}) = \int_S \frac{\partial \varphi(\tilde{\mathbf{x}})}{\partial n(\tilde{\mathbf{x}})} G(\mathbf{x}, \tilde{\mathbf{x}}) dS(\tilde{\mathbf{x}}) \quad (1)$$

여기서,
$$c = \begin{cases} 0, & \mathbf{x} \notin S, \Omega \\ \mu, & \mathbf{x} \in S \\ 4\pi, & \mathbf{x} \in \Omega \end{cases}$$
 이며, $\mathbf{x} \in S_{smooth}$ 의 매끄러운 면에서는 입체각(Solid angle) μ 는 2π 를 가진다.

또한, S, Ω 는 연속체를 둘러싸는 경계와 경계의 내부 영역을 의미하며, 해양 유체 영역에서의 S 는 자유 수면, 바닥 경계, 원방 경계 등을 포함하는 모든 유체 경계를 의미한다. $\tilde{\mathbf{x}}, \mathbf{x}$ 는 실제 유체 영역 필드점(Field point)의 위치 벡터와 소스점(Source

point)에서의 위치 벡터를 의미하며 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\tilde{\mathbf{x}} = (\tilde{x}_1, \tilde{x}_2, \tilde{x}_3) \quad (2)$$

$$\mathbf{x} = (x_1, x_2, x_3) \quad (3)$$

그리고 그린 함수 G 는 경계조건이 적용되지 않은 소스 $1/r$ 이며, $r = \|\tilde{\mathbf{x}} - \mathbf{x}\|_2$ 는 필드점과 소스점 사이의 거리를 의미한다. 소스점 \mathbf{x} 가 유체의 경계에 위치할 때, 식 (1)은 이산화 과정을 통해 다음과 같이 특이점이 포함된 요소를 분리해 낼 수 있다.

$$\alpha(\tilde{\mathbf{x}}) + \beta(\tilde{\mathbf{x}}, \mathbf{x}) + \beta^*(\tilde{\mathbf{x}}, \mathbf{x}) = \gamma(\tilde{\mathbf{x}}, \mathbf{x}) + \gamma^*(\tilde{\mathbf{x}}, \mathbf{x}), \quad \tilde{\mathbf{x}} \in S \quad (4)$$

$$\alpha(\tilde{\mathbf{x}}) = \mu\varphi(\tilde{\mathbf{x}})$$

$$\beta(\tilde{\mathbf{x}}, \mathbf{x}) = \sum_{(e \neq e^*)} \int_{S_e} \varphi(\mathbf{x}) \frac{\partial G(\tilde{\mathbf{x}}, \mathbf{x})}{\partial n(\mathbf{x})} dS(\mathbf{x}),$$

$$\beta^*(\tilde{\mathbf{x}}, \mathbf{x}) = \text{P.V.} \int_{S_e} \varphi(\mathbf{x}) \frac{\partial G(\tilde{\mathbf{x}}, \mathbf{x})}{\partial n(\mathbf{x})} dS(\mathbf{x})$$

$$\gamma(\tilde{\mathbf{x}}, \mathbf{x}) = \sum_{(e \neq e^*)} \int_{S_e} \frac{\partial \varphi(\mathbf{x})}{\partial n(\mathbf{x})} G(\tilde{\mathbf{x}}, \mathbf{x}) dS(\mathbf{x}),$$

$$\gamma^*(\tilde{\mathbf{x}}, \mathbf{x}) = \int_{S_e} \frac{\partial \varphi(\mathbf{x})}{\partial n(\mathbf{x})} G(\tilde{\mathbf{x}}, \mathbf{x}) dS(\mathbf{x}) \quad (5)$$

여기서, β^* , γ^* 는 각각 강한 특이성과 약한 특이성을 가지는 특이점 적분 항들이며, P.V.는 코시 주요값을 의미한다.

3.2. 특이점을 포함하는 적분

Fig. 1은 3차원 사각 곡면 형상 및 물리량을 9개 점으로 근사해 국부 요소로의 매핑 과정과 동시에 특이점 주위의 특이성 분포 왜곡 현상을 나타낸다.

각 절점에 위한 위치 벡터와 물리량들은 라그랑지 보간함수(Lagrange interpolating function)을 이용해 다음과 같이 근사된다.

$$x_i = \sum_{k=1}^9 x_i^k N^k(\xi_1, \xi_2), \quad (i=1,2,3) \quad (6)$$

$$\varphi = \sum_{k=1}^9 \varphi^k N^k(\xi_1, \xi_2) \quad (7)$$

$$\frac{\partial \varphi}{\partial n} = \sum_{k=1}^9 \left(\frac{\partial \varphi}{\partial n} \right)^k N^k(\xi_1, \xi_2) \quad (8)$$

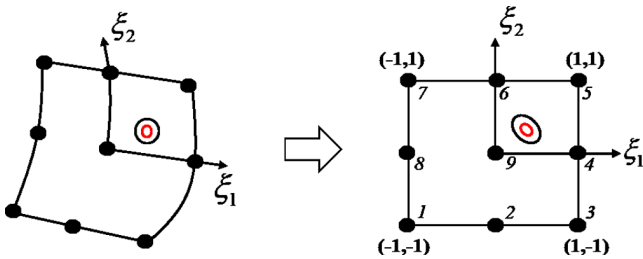


Fig. 1 Mapping from 3-D curved panel to local element and distortion of singular behavior near the singularity

여기서 라그랑지 보간함수 $N^k(\xi_1, \xi_2)$ 는 다음과 같다.

$$N^k = \frac{1}{4} \xi_1^k \xi_1 (1 + \xi_1^k \xi_1) \xi_2^k \xi_2 (1 + \xi_2^k \xi_2) \quad k=1,3,5,7$$

$$N^k = \frac{1}{2} (1 - \xi_1^2) \xi_2^k \xi_2 (1 + \xi_2^k \xi_2) \quad k=2,6$$

$$N^k = \xi_1^k \xi_1 (1 + \xi_1^k \xi_1) \frac{1}{2} (1 - \xi_2^2) \quad k=4,8$$

$$N^k = (1 - \xi_1^2) (1 - \xi_2^2) \quad k=9 \quad (9)$$

여기서, k 는 Fig. 1에 부여된 절점 번호를 의미한다.

식 (4)의 특이점을 포함하는 항들을 식 (6)-(9)를 이용하여 국부 요소로 매핑하고 이산화하면 다음 결과를 얻을 수 있다.

$$\gamma^* = \sum_{k=1}^9 \left(\frac{\partial \varphi}{\partial n} \right)^k \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 N^k(\xi) r^{-1}(\xi, \xi) \|\mathbf{J}(\xi)\|_2 d\xi_1 d\xi_2 \quad (10)$$

$$\beta^* = \sum_{k=1}^9 \varphi^k \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 N^k(\xi) \nabla_x (r^{-1}(\xi, \xi)) \cdot \mathbf{n}(\xi) \|\mathbf{J}(\xi)\|_2 d\xi_1 d\xi_2 \quad (11)$$

여기서, $\|\mathbf{J}\|_2$ 는 자코비안 놈(Jacobian norm), \mathbf{n} 은 유체 경계 바깥 방향으로의 법선 벡터이며 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\|\mathbf{J}(\xi)\|_2 = \left\| \frac{\partial \mathbf{x}(\xi)}{\partial \xi_1} \times \frac{\partial \mathbf{x}(\xi)}{\partial \xi_2} \right\|_2 \quad (12)$$

$$\mathbf{n}(\xi) = \frac{\mathbf{J}(\xi)}{\|\mathbf{J}(\xi)\|_2} \quad (13)$$

식 (6)-(8)과 같이 고차경계요소법에서는 3차원 영역에서 국부 영역으로의 매핑 과정에서 위치 벡터, 속도 포텐셜 등이 고차 다항식으로 근사하게 되는데, 본 연구에서는 수치 결과 비교를 위해 특이점 주위의 기하학적 변형에 따른 변환만을 고려하여 속도 포텐셜과 그 미분 값은 상수로 가정하였다. 실제로 라그랑지 보간함수는 경우 특이성(Singularity)을 전혀 가지지 않는 매끄러운 함수이며, 본 연구에서 살펴볼 특이점 적분에는 거의 영향을 끼치지 못한다. 따라서, 식 (7)의 노드 포텐셜과 법선방향 미분 값들을 모두 1인 간단한 문제로 가정하면 라그랑지 보간함수들의 완전성 조건(Completeness condition)에 의해 위 식들은 다음과 같이 된다.

$$\gamma^* = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 r^{-1}(\xi, \xi) \|\mathbf{J}(\xi)\|_2 d\xi_1 d\xi_2 \quad (14)$$

$$\beta^* = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \nabla_x (r^{-1}(\xi, \xi)) \cdot \mathbf{n}(\xi) \|\mathbf{J}(\xi)\|_2 d\xi_1 d\xi_2 \quad (15)$$

위 두 가지 경우처럼 일반적으로 사용하는 경계적분방정식에서 얻을 수 있는 특이 적분은 약한 특이, 강한 특이의 두 종류이지만 음향 문제에 사용되는 Burton-Miller 공식 등에서는 다음과 같은 초특이 적분을 포함하는 항들도 다루어지고 있다.

$$I_{\text{hyper}} = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 r^{-3}(\xi, \xi) \|\mathbf{J}(\xi)\|_2 d\xi_1 d\xi_2 \quad (16)$$

4. 가상 매핑 방법

4.1. 거리 r 의 테일러 급수 전개

먼저, 소스점과 필드점의 i 방향에 대한 위치 벡터 성분 차는 테일러 급수 전개로부터 근사적으로 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned} x_i - \tilde{x}_i &= \rho(u_1^i \cos \theta + u_2^i \sin \theta) \\ &\quad + \frac{\rho^2}{2}(u_{11}^i \cos^2 \theta + u_{22}^i \sin^2 \theta + u_{12}^i \cos \theta \sin \theta) + O(\rho^3) \\ &= \rho A_i(\theta) + \rho^2 B_i(\theta) + O(\rho^3) \end{aligned} \quad (17)$$

여기서 사용된 극좌표계는 $(\xi_1, \xi_2) = (\tilde{\xi}_1 + \rho \cos \theta, \tilde{\xi}_2 + \rho \sin \theta)$ 의 관계를 가진다. 그리고 $u_{\alpha\beta}^i$ 는 $\partial x_i / \partial \xi_\alpha |_{\xi=\tilde{\xi}}$ 와 $\partial^2 x_i / \partial \xi_\alpha \partial \xi_\beta |_{\xi=\tilde{\xi}}$ 로 각각 계산할 수 있으며, 전자는 공변 기저벡터(Covariant basis vector)이고, 후자는 공변 벡터 방향의 곡률(Curvature)로 생각할 수 있다($\alpha, \beta = 1, 2$).

위 결과로부터 거리의 제곱 r^2 은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} r^2 &= \sum_{i=1}^3 (x_i - \tilde{x}_i)^2 = \rho^2 \left(|\mathbf{u}_1|^2 \cos^2 \theta + |\mathbf{u}_2|^2 \sin^2 \theta + 2\mathbf{u}_1 \cdot \mathbf{u}_2 \cos \theta \sin \theta \right) \\ &\quad + \rho^3 \left\{ \begin{aligned} &\mathbf{u}_1 \cdot \mathbf{u}_{11} \cos^3 \theta + \mathbf{u}_2 \cdot \mathbf{u}_{22} \cos^3 \theta \\ &+ (\mathbf{u}_1 \cdot \mathbf{u}_{22} + 2\mathbf{u}_1 \cdot \mathbf{u}_{12}) \cos^2 \theta \sin \theta \\ &+ (\mathbf{u}_2 \cdot \mathbf{u}_{11} + 2\mathbf{u}_2 \cdot \mathbf{u}_{12}) \cos \theta \sin^2 \theta \end{aligned} \right\} + O(\rho^4) \\ &= \rho^2 A_i A_i + \rho^3 A_i B_i + O(\rho^4) \end{aligned} \quad (18)$$

여기서 $\mathbf{u}_\alpha = \partial \mathbf{x} / \partial \xi_\alpha |_{\xi=\tilde{\xi}}$, $\mathbf{u}_{\alpha\beta} = \partial^2 \mathbf{x} / \partial \xi_\alpha \partial \xi_\beta |_{\xi=\tilde{\xi}}$ 이고, 반복된 인덱스(Index)는 아인슈타인의 합 규약(Einstein summation convention)을 따른다($A_i A_i = A_1^2 + A_2^2 + A_3^2$).

4.2. 각방향 의존성을 완화시키는 두 가지 조건

식 (18)에서 A_i 와 B_i 는 각의 변화에 따라 바뀌는 값으로 각의 의존성을 가지고 있다. 앞서 언급한 CPCT법의 두 가지 조건은 각의존적인 첫 번째 항의 $A_i A_i$ 를 상수로 만들어주는 역할을 하며 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned} \mathbf{u}_1 \cdot \mathbf{u}_2 &= 0 \\ |\mathbf{u}_1| &= |\mathbf{u}_2| \end{aligned} \quad (19)$$

위 두 조건들이 각각 가지는 물리적 의미들은 다음과 같다.

(1) 곡면(또는 뒤틀린 평면) 특이점의 공변 기저벡터들은 서로 직교(Orthogonal)한다.

(2) 두 방향의 공변 기저벡터들의 크기는 같다.

하지만 일반적인 ξ -영역에서는 위 조건들을 만족시키지 못한다(즉, $\mathbf{u}_1 \cdot \mathbf{u}_2 \neq 0$, $|\mathbf{u}_1| \neq |\mathbf{u}_2|$). 따라서, 위 두 조건을 만족시키는 ζ -영역을 찾는 것이 본 연구의 목표이다. 먼저, 첫 번째 조건을 만족시키는 η -영역과 두 조건을 모두 만족시키는 ζ -영역에서의 공변 기저벡터들은 연쇄법칙(Chain rule)에 의해 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$\mathbf{v}_\alpha = \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \xi_1} \bigg|_{\xi=\tilde{\xi}} \frac{\partial \xi_1}{\partial \eta_\alpha} \bigg|_{\eta=\tilde{\eta}} + \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \xi_2} \bigg|_{\xi=\tilde{\xi}} \frac{\partial \xi_2}{\partial \eta_\alpha} \bigg|_{\eta=\tilde{\eta}} = \mathbf{u}_\beta \frac{\partial \xi_\beta}{\partial \eta_\alpha} \bigg|_{\eta=\tilde{\eta}} \quad (20)$$

$$\begin{aligned} \mathbf{w}_\alpha &= \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \xi_1} \bigg|_{\xi=\tilde{\xi}} \left(\frac{\partial \xi_1}{\partial \eta_1} \bigg|_{\eta=\tilde{\eta}} \frac{\partial \eta_1}{\partial \zeta_\alpha} \bigg|_{\zeta=\tilde{\zeta}} + \frac{\partial \xi_1}{\partial \eta_2} \bigg|_{\eta=\tilde{\eta}} \frac{\partial \eta_2}{\partial \zeta_\alpha} \bigg|_{\zeta=\tilde{\zeta}} \right) \\ &\quad + \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \xi_2} \bigg|_{\xi=\tilde{\xi}} \left(\frac{\partial \xi_2}{\partial \eta_1} \bigg|_{\eta=\tilde{\eta}} \frac{\partial \eta_1}{\partial \zeta_\alpha} \bigg|_{\zeta=\tilde{\zeta}} + \frac{\partial \xi_2}{\partial \eta_2} \bigg|_{\eta=\tilde{\eta}} \frac{\partial \eta_2}{\partial \zeta_\alpha} \bigg|_{\zeta=\tilde{\zeta}} \right) \\ &= \mathbf{u}_\gamma \frac{\partial \xi_\gamma}{\partial \eta_\beta} \bigg|_{\eta=\tilde{\eta}} \frac{\partial \eta_\beta}{\partial \zeta_\alpha} \bigg|_{\zeta=\tilde{\zeta}} \end{aligned} \quad (21)$$

매핑을 통해 최종적으로 ζ -영역에서는 다음과 같은 두 조건을 만족시키도록 한다.

$$\begin{aligned} \mathbf{w}_1 \cdot \mathbf{w}_2 &= 0 \\ |\mathbf{w}_1| &= |\mathbf{w}_2| \end{aligned} \quad (22)$$

여기서, $\xi = \xi(\boldsymbol{\eta})$, $\boldsymbol{\eta} = \boldsymbol{\eta}(\boldsymbol{\zeta})$ 이며, 다음과 같은 관계를 갖는다.

$$\begin{aligned} \xi_\alpha &= \sum_k \xi_\alpha^k N^k(\eta_1, \eta_2), \quad (\alpha = 1, 2) \\ \eta_\alpha &= \sum_k \eta_\alpha^k N^k(\zeta_1, \zeta_2) \end{aligned} \quad (23)$$

또한, 여기서 사용된 보간 함수는 식 (6)처럼 반드시 고차 다항식일 필요가 없고, 식 (22) 조건은 위치 벡터들의 1차 미분만을 사용하므로 선형 보간함수를 사용하는 것으로 충분히 만족시킬 수 있다.

4.3. 가상 매핑 방법

가상 매핑 방법은 위 두 조건에 따라 두 단계로 분리할 수 있다. 첫 번째 매핑된 영역에서는 식 (20)의 η -영역 공변 기저벡터들이 서로 직교하도록 만들어주며, Fig. 2와 같이 특이점 부근에

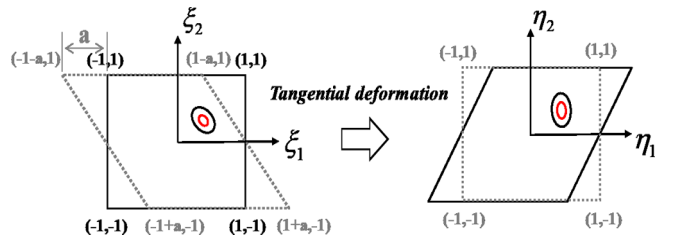


Fig. 2 Pseudo mapping method: Tangential deformation

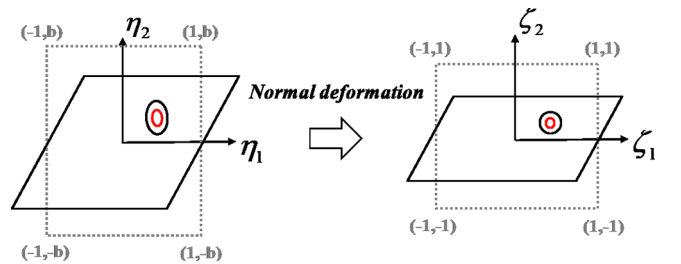


Fig. 3 Pseudo mapping method: Normal deformation

서 접선 방향의 왜곡 현상을 완화시켜주는 역할을 한다. 두 번째 매핑된 영역에서는 식 (21)의 ζ -영역 공변 기저벡터들이 첫 번째 조건을 만족시키면서 동시에 서로 크기가 같도록 만들어 준다. Fig. 3에서 볼 수 있듯이, 특이점에서의 서로 직교한 방향의 서로 다른 크기들이 같도록 해서 최종적으로 각방향 의존적인 문제를 완화시키는 역할을 한다.

먼저 Fig. 2의 가상의 사각형은 ξ -영역에서 η -영역으로 매핑되며 식 (23)과 같이 라그랑지 보간함수로 쓸 수 있다. 이 때, ξ -영역에서의 노드 값들은 다음과 같다.

$$\begin{aligned}(\xi_1^1, \xi_2^1) &= (-1+a, -1) \\ (\xi_1^2, \xi_2^2) &= (1+a, -1) \\ (\xi_1^3, \xi_2^3) &= (1-a, 1) \\ (\xi_1^4, \xi_2^4) &= (-1-a, 1)\end{aligned}\quad (24)$$

이로부터 η -영역에서 정의된 공변 기저벡터는 연쇄법칙에 의해 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned}\mathbf{v}_1 &= \mathbf{u}_1 \xi_{1,\eta} \Big|_{\eta=\bar{\eta}} + \mathbf{u}_2 \xi_{2,\eta} \Big|_{\eta=\bar{\eta}} = \mathbf{u}_1 \\ \mathbf{v}_2 &= \mathbf{u}_1 \xi_{1,\eta_2} \Big|_{\eta=\bar{\eta}} + \mathbf{u}_2 \xi_{2,\eta_2} \Big|_{\eta=\bar{\eta}} = -a\mathbf{u}_1 + \mathbf{u}_2\end{aligned}\quad (25)$$

첫 번째 조건, $\mathbf{v}_1 \cdot \mathbf{v}_2 = 0$ 을 통해 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$a = \frac{\mathbf{u}_1 \cdot \mathbf{u}_2}{|\mathbf{u}_1|^2}\quad (26)$$

마찬가지로 Fig. 3에서 η -영역의 가상의 사각형 노드 값들은 다음과 같다.

$$\begin{aligned}(\eta_1^1, \eta_2^1) &= (-1, b) \\ (\eta_1^2, \eta_2^2) &= (1, b) \\ (\eta_1^3, \eta_2^3) &= (1, -b) \\ (\eta_1^4, \eta_2^4) &= (-1, -b)\end{aligned}\quad (27)$$

이로부터 ζ -영역에서 정의된 공변 기저벡터는 연쇄법칙에 의해 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned}\mathbf{w}_1 &= \mathbf{v}_1 \eta_{1,\zeta_1} \Big|_{\zeta=\bar{\zeta}} + \mathbf{v}_2 \eta_{2,\zeta_1} \Big|_{\zeta=\bar{\zeta}} = \mathbf{v}_1 \\ \mathbf{w}_2 &= \mathbf{v}_1 \eta_{1,\zeta_2} \Big|_{\zeta=\bar{\zeta}} + \mathbf{v}_2 \eta_{2,\zeta_2} \Big|_{\zeta=\bar{\zeta}} = b\mathbf{v}_2\end{aligned}\quad (28)$$

그리고 두 조건은 다음과 같이 만족시킬 수 있다.

$$\begin{aligned}\mathbf{w}_1 \cdot \mathbf{w}_2 = 0 & \Rightarrow b\mathbf{v}_1 \cdot \mathbf{v}_2 = 0 \\ |\mathbf{w}_1| = |\mathbf{w}_2| & \Rightarrow |\mathbf{v}_1| = b|\mathbf{v}_2|\end{aligned}\quad (29)$$

이에 b 는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$b = \frac{|\mathbf{v}_1|}{|\mathbf{v}_2|}\quad (30)$$

따라서, ξ -영역과 ζ -영역사이의 관계를 식 (23)을 통해 얻을 수 있고, 이로부터 ζ -영역에서 옮겨진 특이점 위치와 꼭지점 노드 값들은 다음과 같다.

$$\begin{aligned}(\tilde{\zeta}_1, \tilde{\zeta}_2) &= (\tilde{\xi}_1 + a\tilde{\xi}_2, \tilde{\xi}_2/b) \\ (\zeta_1^1, \zeta_2^1) &= (-1-a, -1/b) \\ (\zeta_1^2, \zeta_2^2) &= (1-a, -1/b) \\ (\zeta_1^3, \zeta_2^3) &= (1+a, 1/b) \\ (\zeta_1^4, \zeta_2^4) &= (-1+a, 1/b)\end{aligned}\quad (31)$$

식 (24)와 (27)은 가상의 사각형 노드 값들이지만, 식 (32)는 실제 계산되는 영역의 노드 값들을 가리킨다. 결과적으로 ζ -영역으로 매핑된 적분방정식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned}\gamma^* &= \iint G(\tilde{\zeta}, \zeta) \|\mathbf{J}'(\zeta)\|_2 bd\zeta_1 d\zeta_2 \\ \beta^* &= \iint G_n(\tilde{\zeta}, \zeta) \|\mathbf{J}'(\zeta)\|_2 bd\zeta_1 d\zeta_2\end{aligned}\quad (33)$$

여기서 ξ -영역에서 ζ -영역으로의 매핑 자코비안은 b 이며, 면 문제에서 자코비안은 매핑 전, 후 영역의 면적비로 정의될 수 있고 접선 방향 변화는 면적에 영향을 주지 않는다. 이에 수직방향 압축(또는 인장)에 의한 면적 변화비인 b 가 자코비안 값이 됨을 알 수 있다.

최종적으로 ζ -영역의 특이점 적분을 수행하기 위해 특이점 중심의 극좌표계를 도입하면 4개의 삼각형 요소로 나눌 수 있다. 이 때, 적분방정식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned}\gamma^* &= \sum_{\Delta=1}^4 \iint_{\Delta} G''(\rho, \theta) \|\mathbf{J}''(\rho, \theta)\|_2 b\rho d\rho d\theta \\ \beta^* &= \sum_{\Delta=1}^4 \iint_{\Delta} G_n''(\rho, \theta) \|\mathbf{J}''(\rho, \theta)\|_2 b\rho d\rho d\theta\end{aligned}\quad (34)$$

여기서, $G''(\rho, \theta) = G(\xi(\zeta(\rho, \theta)))$, $\mathbf{J}''(\rho, \theta) = \mathbf{J}(\xi(\zeta(\rho, \theta)))$ 이며 $\mathbf{J}'' = b^{-1}(\partial\mathbf{x}/\partial\zeta_1 \times \partial\mathbf{x}/\partial\zeta_2)$ 와 같은 관계를 가진다.

5. 수치 계산 결과

수치 결과 비교를 위해 ξ -영역에서 극좌표계로 변환하는 기존의 방법과 가상 매핑을 적용한 ζ -영역에서 극좌표계로 변환한 방법을 비교하였으며, 전자는 PCT(Polar coordinate transformation), 후자는 PMM이라고 표기하였다. 그리고 서로 다른 기하학적 특성을 가지는 두 개의 고차요소에 대해 수치 계산을 수행하였다. 첫 번째 요소는 높은 가로세로 비(Aspect ratio)와 마주하는 변들에 대해 큰 전단 방향 변형을 가지고 있고 한 방향에 대해 높은 곡률을 가지고 있고, 두 번째는 KCS(KRISO container ship) 선형 중 상대적으로 큰 뒤틀림(Twisting) 변형을 가지는 고차요소를 선정하였다(Table 1). 또한,

Table 1 Position vectors of test elements

Element type	1 st element	2 nd element
1	(0, -2, 0)	(9.60383570, 0, -2.30673860)
2	(1, 0, 0)	(10.6937260, -0.32298802, 2.17538260)
3	(1, 2, 0)	(12.016290, -0.57100546, -2.34276250)
4	(0.92387953, 3, 0.38268343)	(11.3972740, -1.04141720, -1.84616940)
Node number	5	(0.70710678, 4, 0.70710678)
	6	(0.70710678, 2, 0.70710678)
	7	(0.70710678, 0, 0.70710678)
	8	(0.92387953, -1, 0.38268343)
	9	(0.92387953, 1, 0.38268343)

Table 2 Locations of singular points

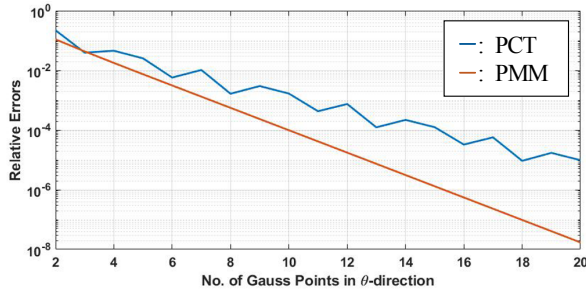
Locations	Singular points (ξ_1, ξ_2)
Inner	(0, 0)
Edges	(0, 1), (1, 0)
Vertices	(1, 1), (1, -1)

수치 계산은 특이점이 ξ -영역에서 특이점이 다양한 위치들에 놓여진 경우들에 대해 수행하였으며, 특이점 위치들은 Table 2에 표기하였다.

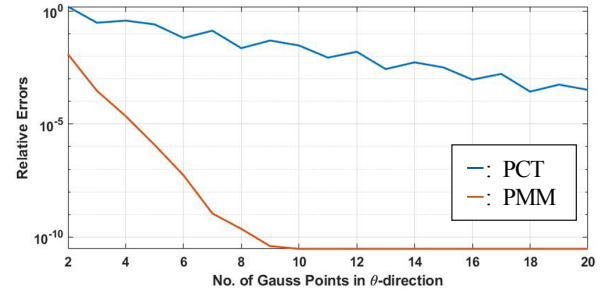
PCT와 PMM모두 반경-방향 구적점은 5개로 고정시켰으며, 각-방향 구적점들은 2개에서 20개까지 1개씩 변화시켜가며 수치계산을 수행하였고, PCT에서 반경방향과 각방향 모두 구적점을 300개씩 사용한 결과를 기준으로 잡아 상대 오차(Relative errors)를 계산하였다(Figs. 4-5). 상대오차는 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\text{Relative error} = \left| \frac{I_{300 \times 300} - I_{5 \times NGP_\theta}}{I_{300 \times 300}} \right| \quad (35)$$

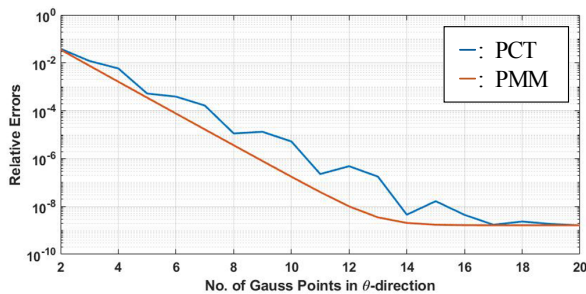
여기서 NGP_θ 는 각방향 가우스 구적점 수를 의미한다.



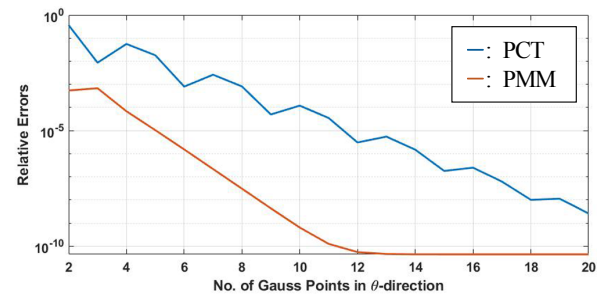
(a) Weakly singular case (0, 0)



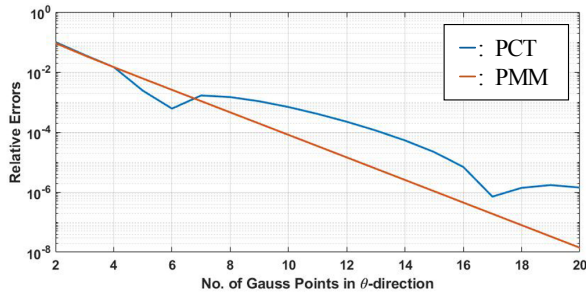
(b) Strongly singular case (0, 0)



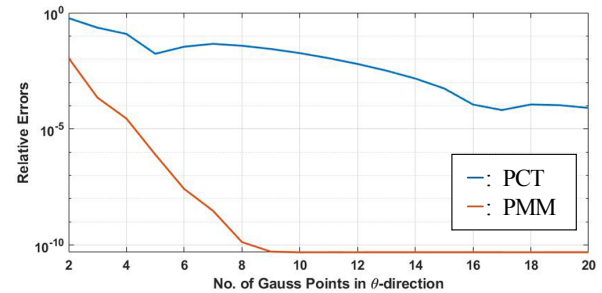
(c) Weakly singular case (0, 1)



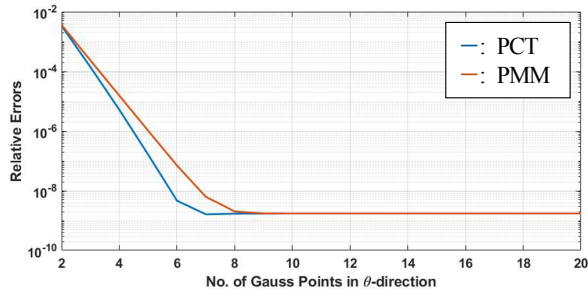
(d) Strongly singular case (0, 1)



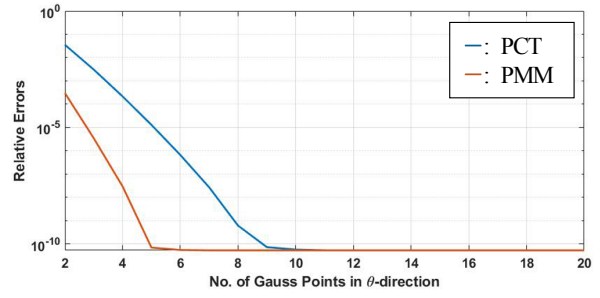
(e) Weakly singular case (1, 0)



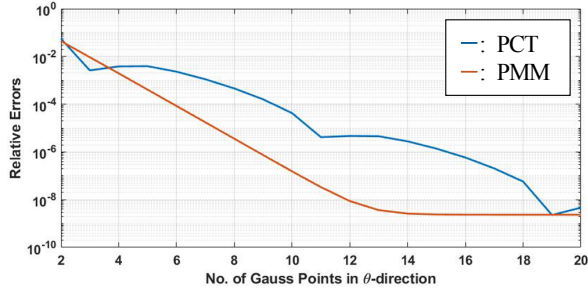
(f) Strongly singular case (1, 0)



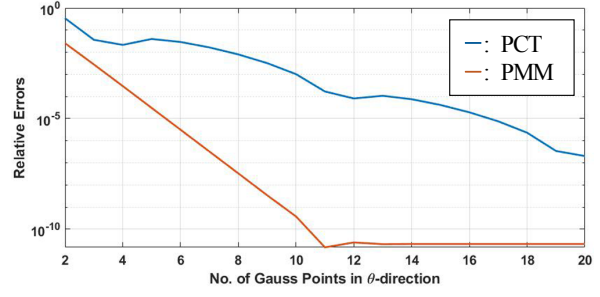
(g) Weakly singular case (1, 1)



(h) Strongly singular case (1, 1)

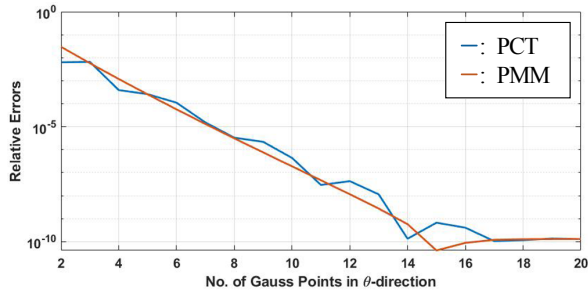


(i) Weakly singular case (1, -1)

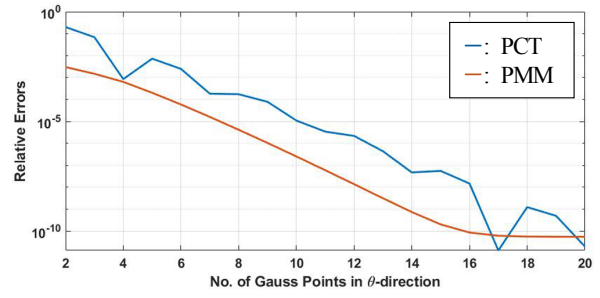


(j) Strongly singular case (1, -1)

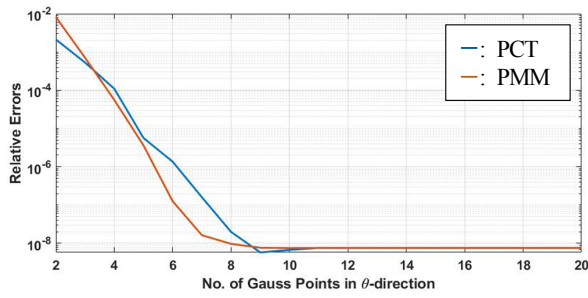
Fig. 4 Numerical results for 1st element: weakly and strongly singular cases



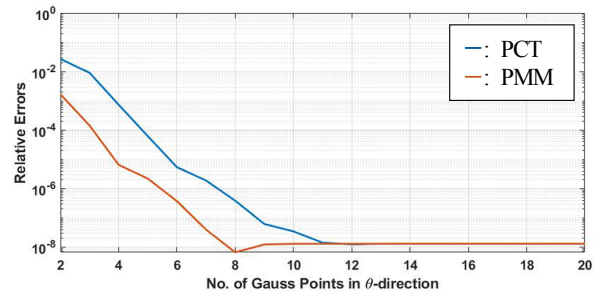
(a) Weakly singular case (0, 0)



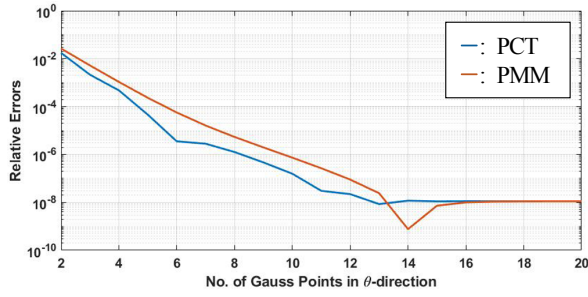
(b) Strongly singular case (0, 0)



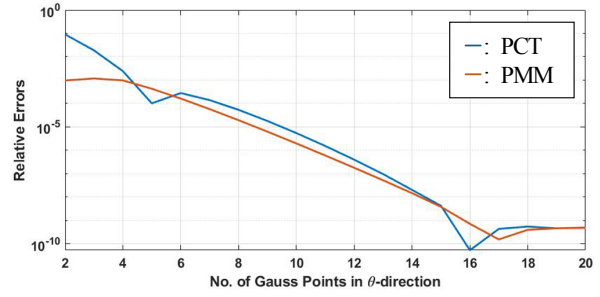
(c) Weakly singular case (0, 1)



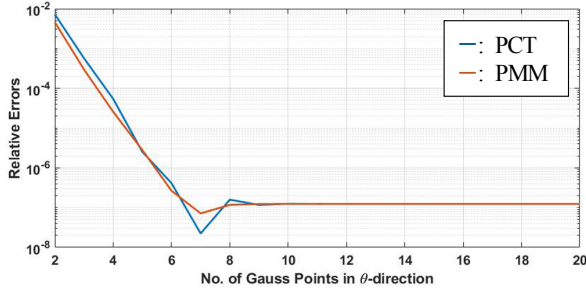
(d) Strongly singular case (0, 1)



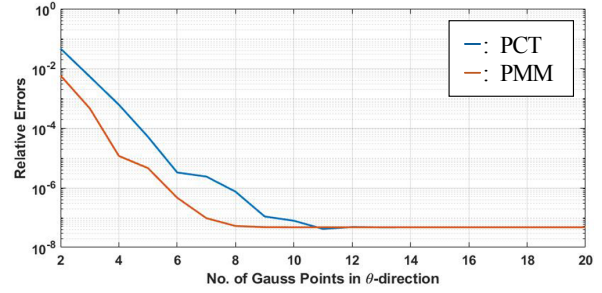
(e) Weakly singular case (1, 0)



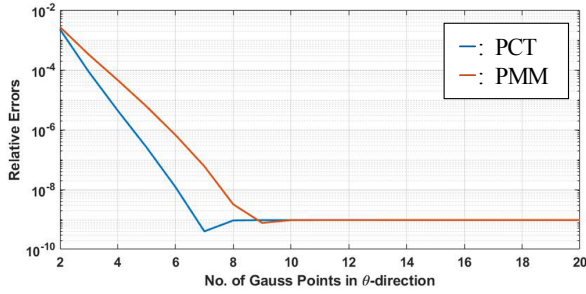
(f) Strongly singular case (1, 0)



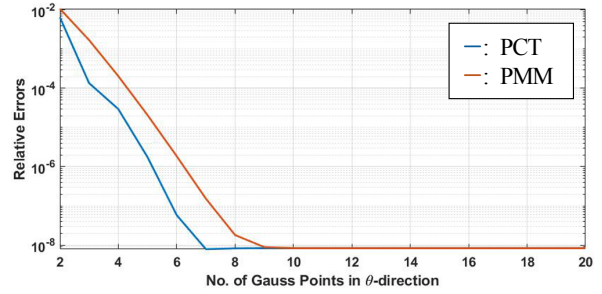
(g) Weakly singular case (1, 1)



(h) Strongly singular case (1, 1)



(i) Weakly singular case (1, -1)



(j) Strongly singular case (1, -1)

Fig. 5 Numerical results for 2nd element: weakly and strongly singular cases

두 방법의 비교에서 가장 두드러진 점은 각-방향 구적점의 변화에 따라 PMM의 결과치들은 PCT에 비해 상대적으로 점진적 감소(Monotonically decreasing) 경향을 가진다는 사실이다. 이는 수치 계산 결과의 수렴성과 강인성 및 구적점 사용 시의 적절한 구적점 수를 판단하는데 있어 매우 중요한 요소이다. 먼저, 첫 번째 요소의 경우 두 번째 요소에 비해 가상 매핑의 영향이 더 크게 나타났는데, 이는 앞서 언급한 사실과 같이 두 가상 매핑 방법들이 가지는 물리적 의미들과 첫 번째로 선정한 요소의 기하학적 특성이 상당히 잘 부합한다는 데에 있다. 첫 번째 요소는 큰 전단 변형과 높은 가로세로비를 가지고 있고 이는 두 가상 매핑 방법에 각각 대응한다. 그리고 약한 특이성보다는 강한 특이성 문제에서 PMM의 효능이 훨씬 더 크게 나타났다는 점이 주목할 만한데, 이는 약한 특이성과 강한 특이성 문제가 서로 다른 특성들을 가지는 데에서 찾을 수 있다. 약한 특이성의 경우는 근사해가 아닌 엄밀한 적분해가 존재하지만 강한 특이성 문제는 코시-주요값(Cauchy-principal value)문제로, 수치 적분을 통해 점근적인 근사값을 얻을 수 있으며, 특이점 기준으로 반경방향으로 얼마나 균일하게 떨어진 위치들에 구적점들이 놓이는지가 수치 계산 정확도와 수렴율을 결정할 수 있기 때문에 PMM을 적용하면 더 좋은 결과를 얻을 수가 있다. 실제 PMM이 적용된 이후의 매핑 영역에서는 반경방향 구적점들이 각방향으로 들렀을 때 특이점 부근의 구적점들 배치가 원 모양에 가깝게 적용되므로, 코시-주요값문제의 경우 높은 수렴율을 보여줄 수가 있게 된다.

두 번째 요소는 큰 뒤틀림이 있는 요소이며, 첫 번째 요소의 결과와 같이 PMM의 상대오차가 점진적으로 감소하는 특성을 보여주지만, 전체적인 상대오차 감소율은 PCT와 비슷한 수준이다. 이는 두 번째 요소가 갖고 있는 뒤틀림 현상은 일차적인 매핑에서 발생하는 현상들 중 선형 왜곡이 아닌 비선형적 왜곡

현상이기 때문이며 곡면 요소의 경우는 이러한 비선형적 왜곡 현상이 크게 나타날 수 있다. 물론, 선형 보간함수를 사용한 평면 사각 요소 문제에서는 $\partial^2 \mathbf{x} / \partial \xi_1 \partial \xi_2$ 와 같은 한 방향에 대한 2차 공변 미분항은 항상 0이지만, $\partial^2 \mathbf{x} / \partial \xi_1 \partial \xi_2$ 와 같은 이중선형(Bilinear)항은 0이 아닐 수 있으므로 역시 비선형 왜곡 현상을 가질 수 있다. 이러한 비선형적 왜곡 현상들이 상대적으로 큰 요소들에서는 가상 매핑된 영역에서의 공변 기저벡터들의 변화가 비선형적 왜곡 특성들을 더 악화시킬 수 있기에 좋지 않은 결과를 초래할 수 있다. 하지만 두 번째 요소와 같은 기하학적으로 복잡한 요소들은 격자 생성 시 잘 쓰이지 않고, 이런 요소들을 곧바로 사용하면 특이점 적분 뿐 아니라 위치 벡터들이나 속도 포텐셜의 다항식 근사에서도 큰 오차를 유발할 수 있기 때문에 격자 생성 시 피하는 것이 좋다. 반대로, 첫 번째 요소는 일반적인 격자에서 흔하게 발생할 수 있는 선형 왜곡 현상을 극대화시킨 모델로 PMM의 선형 왜곡 완화 메커니즘만으로도 대부분 고차요소에서는 높은 정확도와 수렴율을 가지는 수치적분이 가능하다는 것을 보여주며, 격자 생성 시 가로세로비의 크기와 전단 방향 등 선형 왜곡 특성들을 고려하지 않아도 되므로 시간 차분에 따라 격자가 변하는 시간 영역 수치 시뮬레이션 문제에서 보다 큰 이점을 가질 것으로 예상된다.

6. 결론 및 고찰

본 연구에서는 연속체의 경계치 문제의 수치적 해법으로 주로 사용되고 있는 고차경계요소법의 특이점 적분을 위한 가상 매핑 방법이 제안되었다. 가상 매핑 방법은 경계요소가 3차원 영역에서 국부 요소로 매핑될 때 발생하는 물리량 왜곡 현상의 특성을 반영한 방법으로, 이 중 선형 왜곡 거동을 완화시켜주는 역할을 한다. 첫 번째 접선 변형에서는 공변 기저벡터들이 직교

하도록 만들어주고, 두 번째 수직 변형에서는 서로 다른 공변 기저벡터들의 크기가 같도록 만들어주어 랜킨 소스의 테일러 급수 전개로부터 얻을 수 있는 두 조건들을 만족시킬 수 있도록 해준다. 수치 계산은 선형 왜곡 특성이 큰 첫 번째 요소와 비선형 왜곡 특성이 큰 두 번째 요소에 대해 수행되었고, 일반적인 고차요소를 대변하는 첫 번째 요소에서는 높은 정확도와 수렴율을 보여주었다. 반면, 기하학적으로 복잡한 두 번째 요소에서는 가상 매핑의 영향이 크지 않았는데, 이는 비선형 왜곡 현상에서 기인한 것으로 판단되며 비선형적 특이 거동을 완화시킬 수 있는 추가적인 가상 매핑 방법의 개발이 요구된다.

후 기

이 논문은 부산대학교 기본연구지원사업(2년)에 의하여 연구되었음.

References

- Guiggiani, M., Gigante, A., 1990. A General Algorithm for Multidimensional Cauchy Principal Value Integrals in the Boundary Element Method. *Journal of Applied Mechanics*, 57(4), 906-915. <http://www.doi.org/10.1115/1.2897660>
- Guiggiani, M., Krishnasamy, G., Rudolph, T.J., Rizzo, F.J., 1992. A General Algorithm for the Numerical Solution of Hypersingular Boundary Integral Equations. *Journal of Applied Mechanics*, 59(3), 604-614. <http://www.doi.org/10.1115/1.2893766>
- Liu, Y.H., Kim, C.H., Lu, X.S., 1991. Comparison of Higher-order Boundary Element and Constant Panel Methods for Hydrodynamic Loadings. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 1(1), 8-17.
- Lv, J.H., Feng, X.T., Yan, F., Jiang, Q., 2015. Efficient Evaluation of Integrals with Kernel $1/r^x$ for Quadrilateral Elements with Irregular Shape. *Engineering Analysis with Boundary Elements*, 61, 33-41. <https://doi.org/10.1016/j.enganabound.2015.06.010>
- Rong, J., Wen, L., Xiao, J., 2014. Efficiency Improvement of the Polar Coordinate Transformation for Evaluating BEM Singular Integrals on Curved Elements. *Engineering Analysis with Boundary Elements*, 38, 83-93. <https://doi.org/10.1016/j.enganabound.2013.10.014>

PIV Measurements of Non-cavitating and Cavitating Flow in Wake of Two-dimensional Wedge-shaped Submerged Body

Ji-Woo Hong¹*, So-Won Jeong¹* and Byong-Kwon Ahn¹*

¹Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Chungnam National University, Daejeon, Korea

PIV를 이용한 2차원 썰기형 몰수체 후류의 비공동 및 공동 유동장 계측

홍지우¹* · 정소원¹* · 안병권¹*

*충남대학교 선박해양공학과

KEY WORDS: Particle image velocimetry 입자영상유속계, Wake flow 후류 유동, Cavitation 공동, Vortex street 와열

ABSTRACT: The vortex flow behind a bluff body has been a subject of interest for a very long time because of its engineering applicability such as to vortex induced vibration. In the near wake of a bluff body, vortices are periodically shed in two shear layers, which originate in the trailing edges. The far wake is made up of the classical Karman vortices, which are connected together by streamwise and spanwise vortices. These vortex formations have been studied in many experimental and numerical ways. However, most of the studies considered non-cavitating flow. In this study, we investigated cavitating flow in the wake of a two-dimensional wedge. Experiments were conducted in a cavitation tunnel of Chungnam National University. Using a particle image velocimetry (PIV), we measured the velocity fields under two different flow conditions: non-cavitating and cavitating regimes. We also investigated the vortex shedding frequencies using an absolute pressure transducer mounted on the top of the test window. Throughout the experiments, it was found that the shedding frequency of the vortex was strongly affected by cavitation, and the Strouhal number could exceed its value in the non-cavitating regime.

1. 서 론

대부분의 유체역학적 문제들을 해결하기 위해서는 유동의 속도장 변화에 대한 정확한 정보가 필요하다. 그러나 일반적으로 물과 공기와 같은 유체의 경우 특수한 장치를 사용하지 않고는 유동 특성을 육안으로 확인하기가 어렵다. 그렇기 때문에 유동장을 시각화하는 가시화 실험연구는 오래전부터 수행되어 왔으며 그에 필요한 계측장비들 또한 발전하고 있다. 그중 입자영상유속계(Particle image velocimetry, PIV)는 입자 추적법(Particle tracer method)의 하나로 유동장 내에 포함된 입자를 레이저와 카메라를 사용하여 특정 시간 동안 이동한 입자의 거리를 추적하여 유동장의 변화를 계측하는 방법으로, 다양한 유체 유동의 가시화 연구에 사용되고 있다. 수중 운동체 주위의 유동 가시화 연구로는 2차원 실린더(Ro et al., 2001; Park and Kwak, 2004; Jang and Lee, 2008)와 수중익(Hyun et al., 2000) 주위 유동에서부터 회류수조의 유속 분포 교정에 관한 연구(Suh and Kwang, 2011) 및 복잡한 선박 프로펠러의 반류 유동(Lee et al., 2009)에 이르기까지 광범위하게 사용되고

있으며, 이러한 연구 결과는 수치 및 이론해석 결과를 검증하는데 유용하게 사용되고 있다. 하지만 이전의 PIV 연구의 대부분은 공기 중이나 넓은 관측부내 저속 유동 상태에서 이루어진 실험 및 영상 데이터 처리에 관한 내용이 대부분이며, 고속 유동장에 놓인 몰수체에서 발생하는 공동유동(Cavitating flow)에 대한 PIV 연구는 부족한 실정이다.

본 연구에서는 2차원 썰기형 모델을 대상으로 캐비테이션 터널 실험을 수행하였으며, 특히 동일한 유속 조건에서 터널 내부 압력을 조절하여 비공동 상태와 공동 상태를 구현하고 각각의 경우 몰수체 후류에서 생성되는 복잡한 유동장을 PIV로 계측하여 가시화하고, 유기되는 변동압력을 계측하여 박리 와류의 주기적 특성을 비교, 평가하고자 하였다.

2. 실험장치 및 방법

2.1 실험 장치

실험은 충남대학교 캐비테이션 터널(Fig. 1)에서 수행되었으며,

Received 8 August 2018, revised 2 December 2018, accepted 13 December 2018

Corresponding author Byong-Kwon Ahn: +82-42-821-6625, bkahn@cnu.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-0339-6069>

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

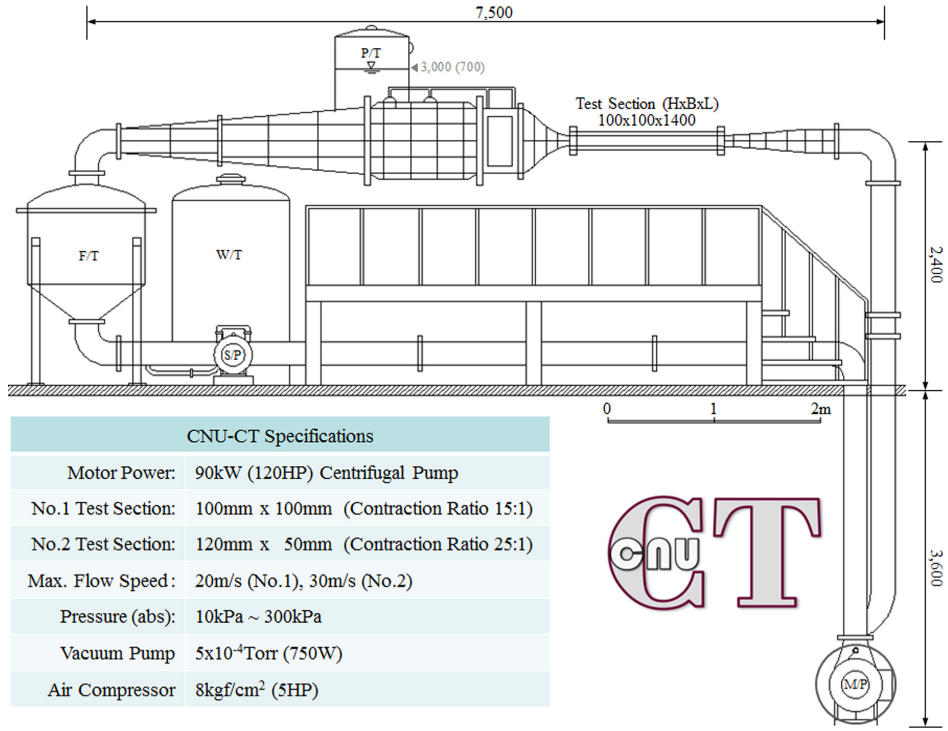


Fig. 1 CNU-CT and specifications

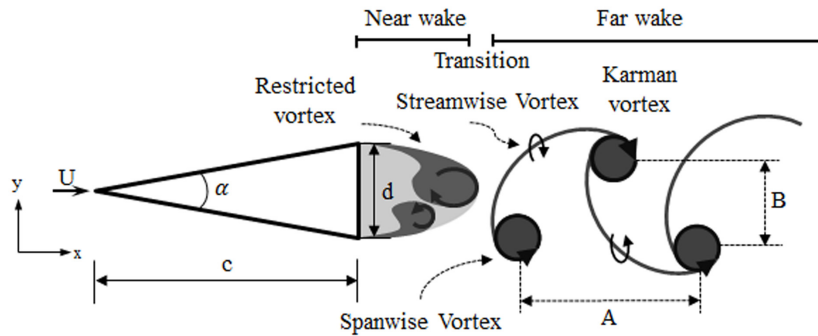


Fig. 2 Test model and schematic view of the wake flow of a wedge-shaped body

관측부의 크기는 100×100mm이며, 최대 유속은 20m/s, 터널 내부의 압력은 최소 0.1bar(10kPa)에서 최대 3bar(300kPa)까지 조절할 수 있다. Fig. 2와 같은 2차원 썰기형 모델 ($\alpha = 20^\circ$, $d = 20\text{mm}$, $c = 56.7\text{mm}$)을 대상으로 수행되었으며, 모델의 폭은 100mm이다. 유체역학적으로 잘 알려진 것처럼 무딘 물체(Blunt body)의 후류에서는 주기적으로 박리되어 발달하는 Karman 와열(Vortex street)이 형성된다. 유속이 증가할수록 박리되는 와류의 세기가 강해지면서 그 중심에서의 압력이 낮아져 공동이 형성되며 와류들의 상호 간섭이 더욱 명확하게 가지적으로 나타난다. Fig. 2는 썰기형 물수체의 후류에서 발생하여 성장하는 공동 유동의 일반적인 특성을 보여준다. 물수체 끝단(Tip)에서 박리된 유동은 물체와 가까운 후류영역에서 구속된 와류(Restricted vortex)를 형성하며 이후 유동방향 와류(Streamwise vortices)와 횡방향 와류(Spanwise vortices)로 이루어진 주기적인 Karman 와열을 이룬다.

2.2 PIV 시스템 구성

본 실험에서는 이중 펄스 YAG(Yttrium-Aluminum-Garnet) 레

이저인 Litron사의 Nano S 65-15 PIV를 사용하였으며, 그 재원은 Table 1과 같다. PIV 실험은 유동장을 가시화하고 얻어진 영상을 처리하여 짧은 시간 간격 내에 이동한 입자의 이동 거리를 분석하여 속도 벡터를 구하는 방식으로 진행된다. 각 프레임 내에 존재하는 수많은 입자 사이에서 영상을 통해 동일 입자로 인지하고 일정 시간 이후 고속으로 정확하게 식별해야 하며, 별도의 후처리 작업 또한 중요한 요소이다. 또한 레이저는 직진성을 가진 원형의 형태로 출력되기 때문에 특수 렌즈와 반사경을 사용해서 시트(Sheet)화 하여 관심 유동장에 투사하였다.

Table 1 Specifications of Nano S 65-15 PIV

Model	Nano S 65-15
Repetition rate per laser head [Hz]	0-15
Output energy at 532 nm per laser head [mJ]	65
Beam diameter [mm]	4
Pulse length @ 1064 nm [ns]	6-8

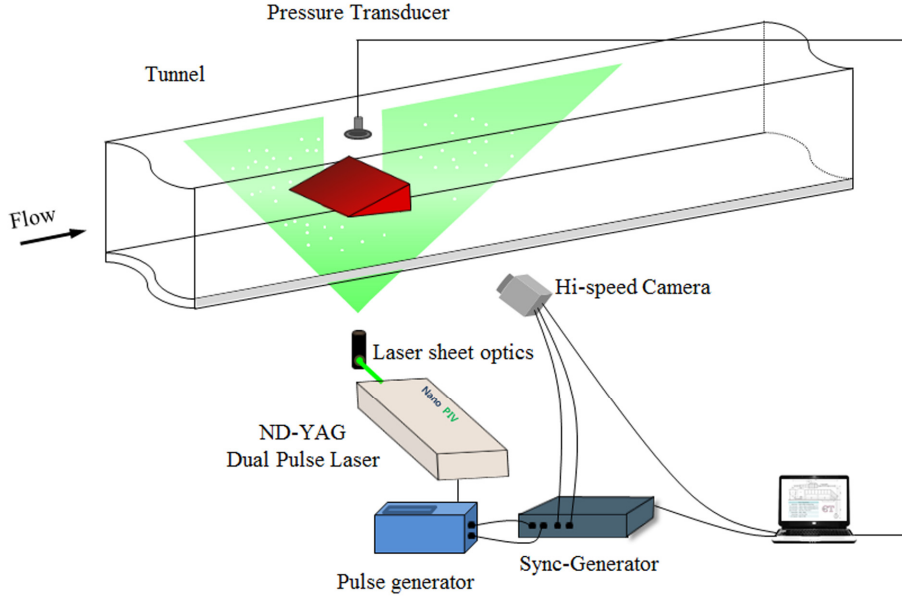


Fig. 3 Experimental setup

본 실험은 Fig. 3과 같이 캐비테이션 터널 관측부의 아랫면에서 레이저 시트를 투사하였으며, 추적 입자는 $10\mu\text{m}$ 크기의 $1.1\text{g}/\text{cm}^3$ 의 밀도를 갖는 HGS(Hollow Glass Sphere)를 사용하였다. 특히, 공동 유동장의 고속 영상분석을 위해 80,000fps급의 초고속 카메라(Photron UX100)를 사용하여 별도의 동기화 장치를 통해 레이저가 투사되는 시간과 카메라로 촬영하는 시간을 일치시켜 주고, 해석에 사용할 사진 간의 시간 간격을 별도의 프로그램을 사용하여 유속에 따라 조절해주었다. 영상 후처리 과정에 따라 결과 값이 다를 수 있기 때문에 데이터 처리 과정 또한 굉장히 중요하다. Fig. 4는 PIV 해석과정을 나타낸 것으로 PIVTEC사의 PIVview2C를 사용하여 해석하였다. 전체 해석영역의 이미지 크기는 1280픽셀×312픽셀이며, 물수체에 의하여 가려지는 영역은 해석 영역에서 제외하였다. 조사영역은 32픽셀×32픽셀로 하여 50%를 중첩하여 해석하였으며, 이 때 속도 벡터의 간격은 16픽셀로 이는 3.14mm에 해당한다.

3. 결과 및 분석

유동장 속에 위치한 물체의 후류에서는 주기적 특성을 갖는 와류가 발생한다. 특히, 췌기형상을 갖는 물수체의 경우 끝단으로부터 경계층이 박리되면서 상대적으로 넓은 범위의 와류가 생성되어 발달하며, 와류가 세기가 강해지면 그 중심에서의 압력강하(Pressure drop)에 따라 공동이 형성되어 주기적인 와류 특성이 더욱 명확하게 나타난다. 본 실험에서는 먼저 비공동 상태의 후류 유동장을 계측하고 그 특성을 분석하였으며, 동일 레이놀즈 수 상태에서, 즉 동일 유입 유속 상태에서 터널 내부의 압력을 조절하여 공동 상태를 모사하고 이때 물수체 후류에서 발생하는 와류의 박리특성을 계측하여 비교, 분석하였다. 여기서 유동 및 공동 특성을 나타내는 무차원수인 레이놀즈 수(Re)와 캐비테이션 수(σ)는 다음과 같이 정의된다.

$$Re = \frac{Ud}{\nu} \tag{1}$$

$$\sigma = \frac{P_\infty - P_v}{\frac{1}{2}\rho U^2} \tag{2}$$

여기서 U 는 유입속도, d 는 물수체의 두께, ν 는 동점성 계수, P_∞ 는 터널 내부 압력, P_v 는 유체의 증기압이다.

Fig. 5는 상대적으로 낮은 속도(5m/s)와 높은 속도(7m/s) 조건인 레이놀즈 수 1.0×10^5 과 1.4×10^5 인 비공동 유동장의 u, v 속도 성분 분포, 와도(Vorticity), 그리고 유선을 보여준다. 유속변화에 따라 레이저 펄스 사이의 시간 간격을 조절하였으며, 동기화 장치를 통해 초고속 카메라의 촬영 간격 또한 마찬가지로 조절하였다. 본 터널에서는 LDV(Laser doppler velocimeter, 모델명 FlowExploer DPSS1501D)를 사용하여 유입속도를 계측하고 있으며, 각 조건에서의 유입유동의 난류강도는 0.7%로 동일하게 계측되었다. 레이

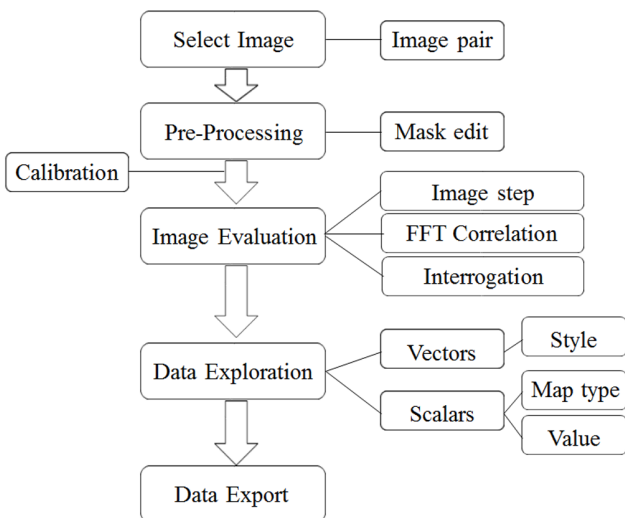


Fig. 4 PIV analysis procedure

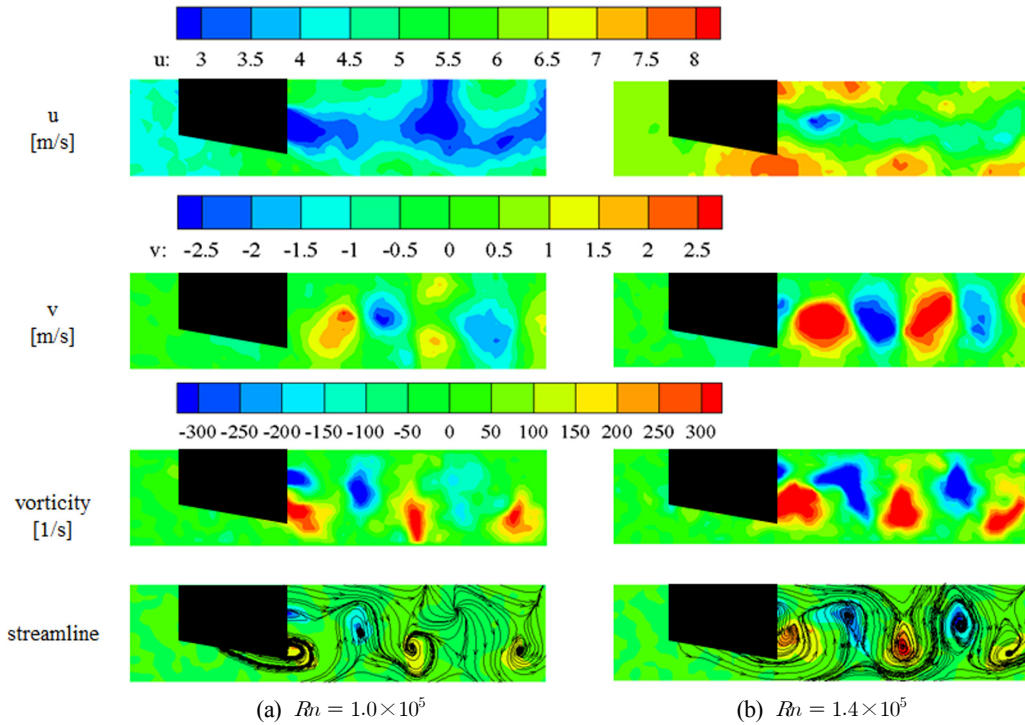


Fig. 5 Instantaneous flow field: u, v velocity, vorticity and streamlines

놀즈 수가 증가함에 따라 속도 성분과 와도가 강해지는 것을 볼 수 있으며, 이는 유선 정보를 통해서도 확인할 수 있다.

Fig. 6은 각각의 x/c 위치에서 y/c 변화에 따라 유입속도로 무차원한 u 속도 성분의 특성을 보여준다. 여기서 실선은 레이놀즈 수 1.0×10^5 , 점선은 레이놀즈 수 1.4×10^5 일 때의 값이다. 물체와 가까운 중심 영역($y/c = 0.0$)에서는 유입속도 대비 50% 이상 낮은 속도 분포를 보이고 있으며, 물수체로부터 후류 방향으로

떨어질수록 상대적으로 높은 속도 분포를 보인다. 또한 물수체와 가깝고 레이놀즈 수가 클수록 y/c 에 따른 속도 성분 차이가 더 크게 나타나는 것을 확인할 수 있으며, 물수체에서 후류 방향으로 떨어질수록 y/c 변화에 따른 속도 변화의 차이가 줄어드는 것을 확인할 수 있다.

Fig. 7은 썩기형 물수체 후류에서의 무차원한 v 속도 성분 분포를 보여주며, 각각의 y/c 위치에서 x/c 변화에 따른 무차원한

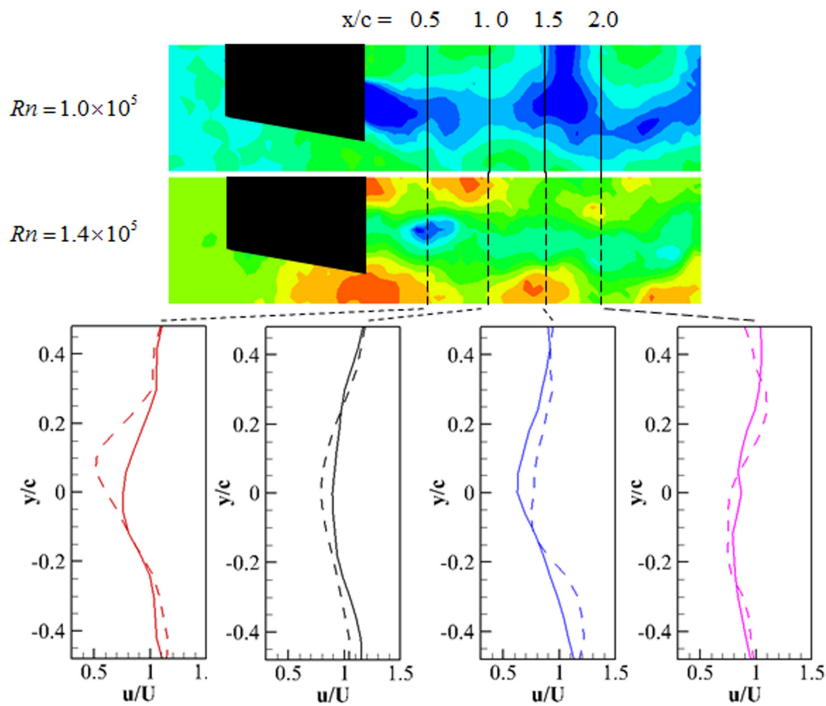


Fig 6. Comparison of u velocity components at different Reynolds numbers

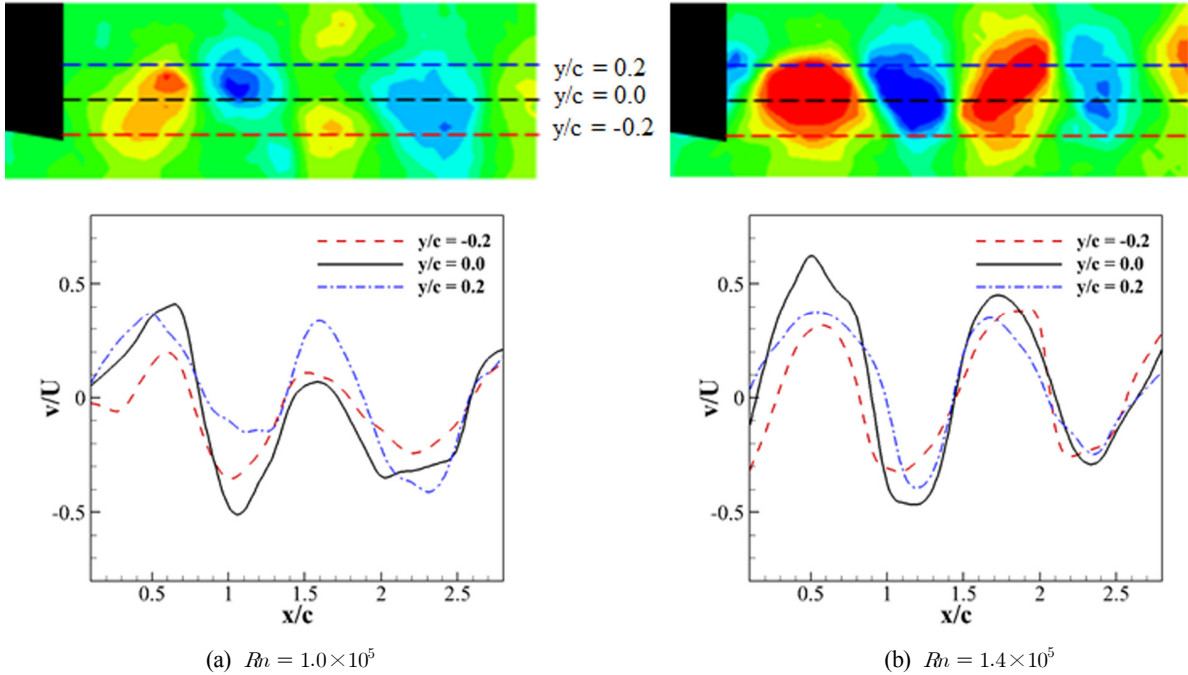


Fig. 7 Comparison of v velocity components at different Reynolds numbers

속도 변화를 보여준다. x/c 에 따라 무차원한 v 속도 성분은 양의 값과 음의 값으로 주기적 특성을 갖고 변화하는 것을 볼 수 있다. 이때 물수체의 중심에 해당하는 $y/c = 0.0$ 에서는 다른 위치와 비교했을 때 v 속도 성분 값의 차이가 상대적으로 크게 발생하지만 물수체로부터 멀어질수록 그 차이가 줄어드는 것을 볼 수 있으며, 레이놀즈 수가 증가하여 박리 와류의 강도가 강해질수록 v 속도 성분 값의 차이가 커지는 것을 확인할 수 있다. 비공동 상태에서 유속변화에 따른 박리 와류의 정량적인 주파수 특성은 유기되는 변동압력을 계측하여 정량적으로 분석하였으며, 공동상태의 특성과 함께 본 절의 후반부에 기술하였다.

수중 물수체가 빠른 속도로 운동할 때 물수체 주위의 압력이 낮아지면 캐비테이션 현상이 발생하게 된다. 캐비테이션 터널에서는 내부 압력을 조절하여 동일한 레이놀즈 수 조건, 즉 동일한 유속 조건에서 비공동과 공동 조건을 모사할 수 있으며, Fig. 8은 레이놀즈 수가 1.6×10^5 인 동일한 유속 조건에서 비공동 상태($\sigma = 5.16$)와 공동 상태($\sigma = 2.33$)에서 촬영한 초고속 카메라 이미지와 와도 해석결과를 보여준다. 특히, 공동 상태의 경우

투사된 레이저 면에 공동의 형상이 선명하게 가시화 되며, 물과 공기가 섞여 있는 캐비테이션 상태에서도 입자 추적의 가능하여 정량적인 유동 특성에 대한 정보 획득이 가능함을 알 수 있다. Fig. 9는 공동 상태($\sigma = 2.33$)에서 일정한 시간 경과에 따라 발생하는 공동 와류에 대한 초고속 카메라 이미지와 와도 해석 결과를 보여준다.

비공동 상태와 공동 상태에서 박리되는 Karman 와열의 주기적 특성을 평가하기 위해 터널 시험부의 관측창 상부에 부착된 압력센서(Kulite XTM-190)를 이용하여 변동압력을 계측하였다. 계측된 시간 영역의 변동압력 값을 고속 푸리에 변환하여 박리되는 와류의 주파수를 획득하였다. Fig. 10은 유속 변화에 따른 Karman 와열의 주파수 특성을 보여주며, 이때 비공동 상태란 터널 내부 압력을 높여 고속에서도 공동이 발생하지 않는 조건을 의미하며, 공동 상태는 유속이 증가함에 따라 주위 압력이 낮아져 특정한 유속(본 실험의 경우 약 8m/s) 이상에서는 공동이 발생한 조건을 의미한다. 8m/s 미만의 영역에서는 비공동 및 공동 조건에서는 속도와 주파수의 관계가 선형적이지만 그

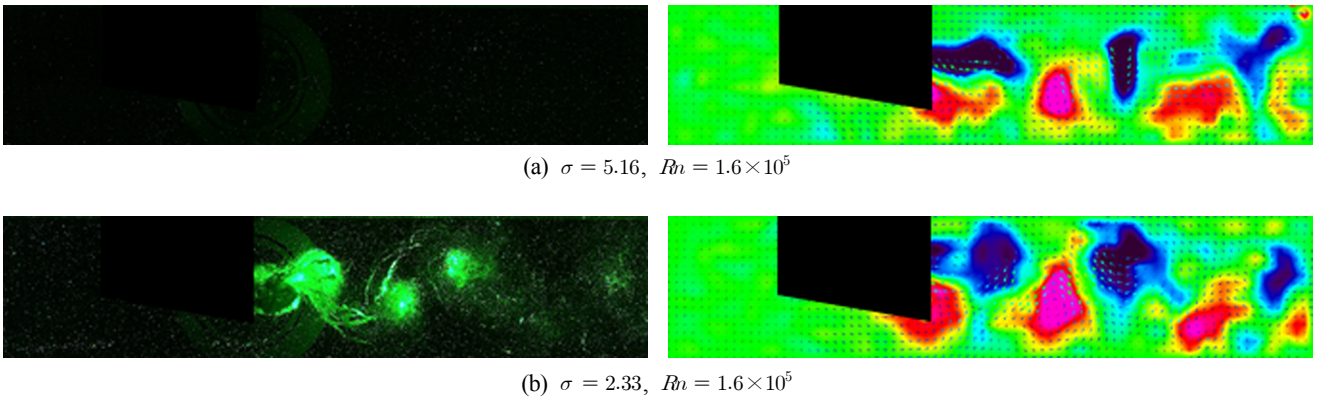


Fig. 8 Comparison of instantaneous high speed images and vorticity distributions at different cavitation numbers

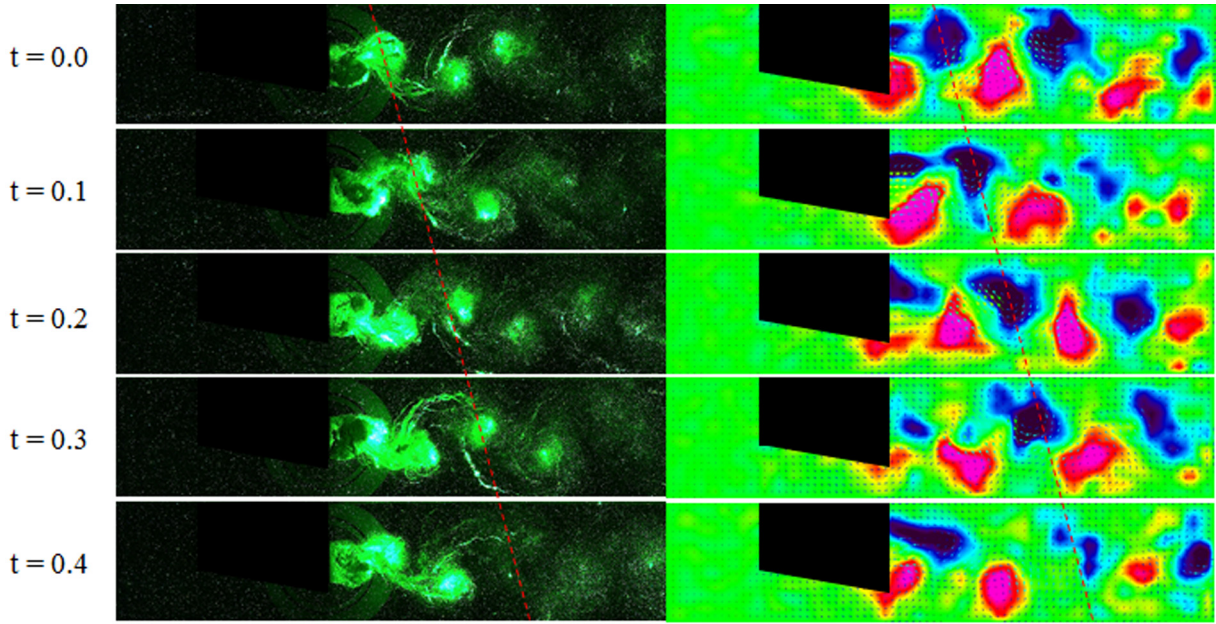


Fig. 9 Instantaneous high speed images and vorticity distributions at a time difference

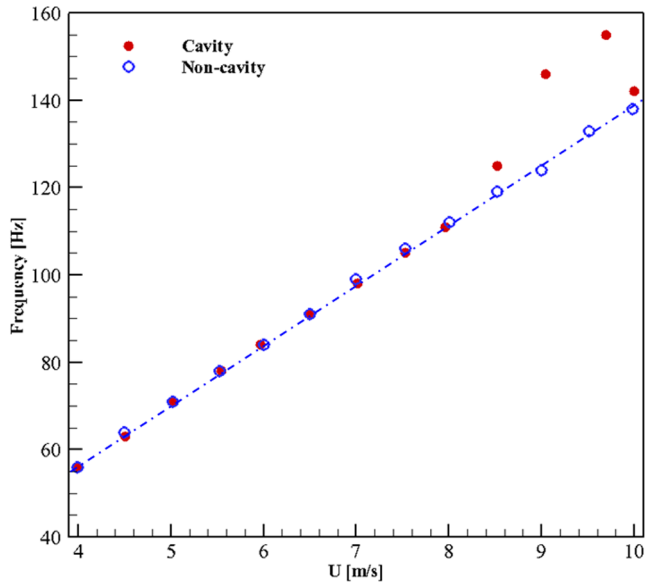


Fig. 10 Flow speed v.s. Vortex shedding frequency

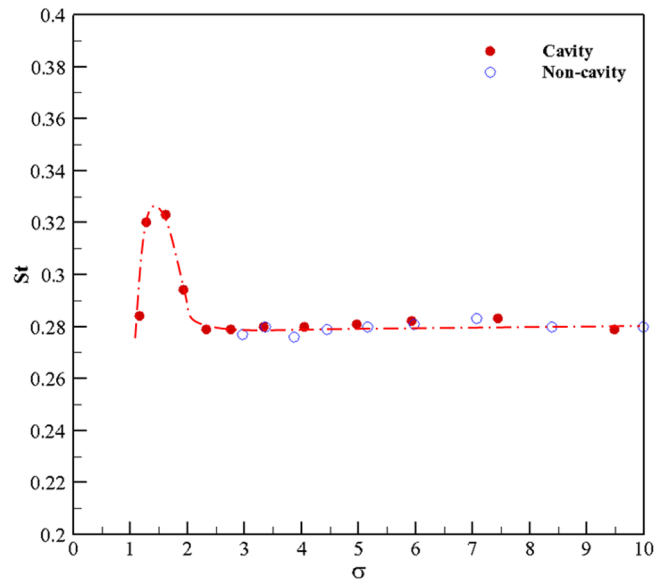


Fig. 11 Cavitation number v.s. Strouhal number

이상의 공동 조건인 경우 비선형적으로 변하는 것을 알 수 있다. Fig. 11은 물수체 주변의 압력변화가 와류의 박리 주파수에 주는 영향을 확인하기 위하여 식 (2)로 정의되는 캐비테이션 수와 다음 식으로 정의되는 Strouhal 수(St)로 무차원화하여 표시하였다.

$$St = \frac{fd}{U} \tag{3}$$

여기서 f , d , U 는 각각 박리 주파수, 물수체의 두께, 유입 속도이다. 비공동 상태일 때의 Strouhal 수는 약 0.28로 일정하게 유지되다가 공동 상태에서는 캐비테이션 수(σ) 1.29에서 약 0.32까지 증가하였다가 다시 감소하는 것을 확인할 수 있다. 일반적

으로 잘 알려져 있는 바와 같이 비공동 상태에서는 유속 변화에 상관없이 일정하게 나타나는 Karman 와류의 박리 특성이 공동이 발생하는 특정 구간에서는 다르게 나타난다는 것을 알 수 있다. 즉, Strouhal 수가 증가하는 것은 유동속도에 대한 박리 주파수의 비율이 증가한다는 것으로, 단위 시간당 박리되는 Karman 와류의 간격이 줄어든다는 것을 의미하며 이러한 사실은 Fig. 12의 와도 해석결과를 통해서 확인할 수 있다. 박리 주파수의 최대 값은 구속 와류(Restricted vortex)에서 생성된 공동의 길이가 썩기의 두께(d)과 같은 크기로 성장한 조건에서 발생하며, 이후 캐비테이션수가 낮아져 구속 와류가 더 성장하게 되면 Karman 와류의 박리 주파수는 비공동 상태와 같아진다. 이러한 사실은 동일한 물수체의 비정상 공동 와류에 대한 수치해석(Kim et al., 2018)을 통해서도 확인되었다.

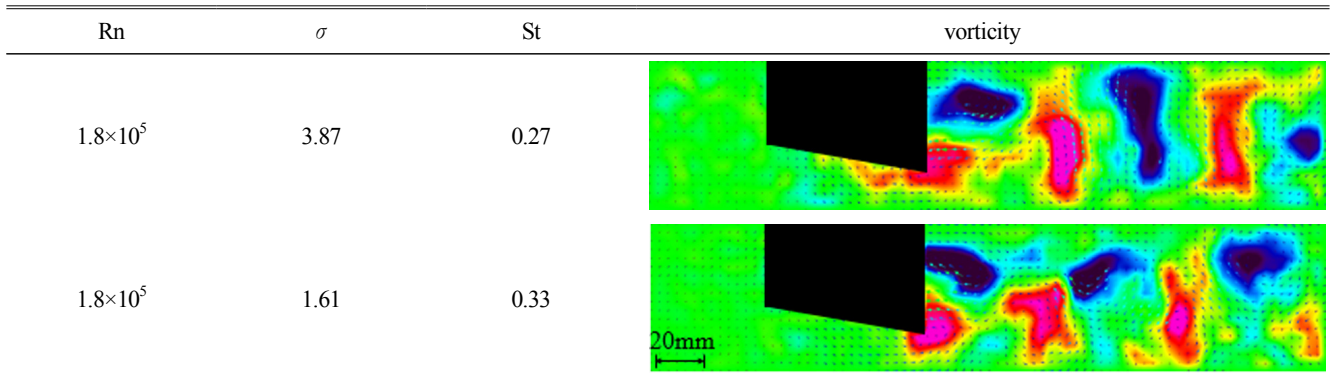


Fig. 12 Comparison of different cavitation numbers

4. 결 론

본 연구는 캐비테이션 터널에서 2차원 썰기형 물수체를 대상으로 비공동 및 공동 상태를 모사하고 이 때 발생하는 후류 유동장을 PIV를 이용하여 가시화하였다. 또한 와류가 생성되어 발달하는 과정에서 발생하는 변동압을 계측하여 그 주파수 특성을 정량적으로 평가하였다. 일반적으로 잘 알려진 바와 같이 비공동 유동장의 무딘 물수체에서 발생하는 Karman 와열의 박리 주파수는 유속 변화에 선형적으로 비례하여 증가하기 때문에 Strouhal 수는 일정한 값으로 나타난다. 그러나 본 연구를 통해 공동이 발생하는 상태에서의 Karman 와열의 박리 주파수는 비선형 특성이 나타남을 규명하였고, 공동 상태의 유동장을 PIV 계측을 통해 가시화 할 수 있음을 보였다.

후 기

본 연구는 산업통상자원부의 산업융합원천기술개발사업(10045337)과 산업핵심기술개발사업(10062293)의 지원으로 수행된 연구결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

Hyun, B.S., Choi, K.S., Doh, D.H., 2000. Quantitative Measurements of Complex Flow Field Around a Hydrofoil Using Particle

Image Velocimetry. *Journal of the Society Naval Architects of Korea*, 37(3), 37-44.

Jang, Y.I., Lee S.J., 2008. PIV Analysis of Near-wake behind a Sphere at a Subcritical Reynolds Number. *Experiments in Fluids*, 44(6), 905-914.

Kim, J.H., Jeong, S.W., Ahn, B.K., Park, C.S., Kim, G.D., 2018. Numerical Analysis of Unsteady Cavitating Vortex around Two-dimensional Wedge-shaped Submerged Body. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 32(1), 36-42. <http://dx.doi.org/10.26748/KSOE.2018.2.32.1.036>

Lee, J.Y., Paik, B.G., Lee, S.J., 2009. PIV Measurements of Hull Wake behind a Container Ship Model with Varying Loading Condition. *Ocean Engineering*, 36(5), 377-385.

Park, G.S., Kwak, Y.K., 2004. Flow Survey around Two-Dimensional Circular Cylinder using PIV Technique. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 18(3), 1-7.

Ro, K.D., Jang, D.H., Bae, H.S., Kim, W.C., 2001. The Visualization of the Flowfield around Three Circular Cylinders in the Tandem Arrangement by the PIV. *Journal of the Korea Society of Marine Engineering*, 35(2), 264-270.

Suh, S.B., Kwang, H.J., 2011. Calibration of Water Velocity Profile in Circular Water Channel Using Particle Image Velocimetry. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(4), 23-27.

Study of the Prediction of Fatigue Damage Considering the Hydro-elastic Response of a Very Large Ore Carrier (VLOC)

Beom-Il Kim¹* and Kang-Hyun Song¹*

¹Ship and Offshore Technology Center, Korean Register of Shipping, Busan, Korea

유탄성 응답을 고려한 초대형 광탄 운반선(VLOC)의 피로 손상 예측 기법에 관한 연구

김범일¹* · 송강현¹*

¹한국선급 선박해양기술센터

KEY WORDS: Fatigue damage 피로 손상도, Hydro-elasticity response 유탄성 응답, Design stage 설계 단계, Linear springing 선형 스프링잉, Nonlinear springing 비선형 스프링잉, Whipping 휘핑, VLOC 초대형 광탄 운반선

ABSTRACT: Estimating fatigue damage is a very important issue in the design of ships. The springing and whipping response, which is the hydro-elastic response of the ship, can increase the fatigue damage of the ship. So, these phenomena should be considered in the design stage. However, the current studies on the application of springing and whipping responses at the design stage are not sufficient. So, in this study, a prediction method was developed using fluid-structural interaction analysis to assess of the fatigue damage induced by springing and whipping. The stress transfer function (Stress RAO) was obtained by using the 3D FE model in the frequency domain, and the fatigue damage, including linear springing, was estimated by using the wide band damage model. We also used the 1D beam model to develop a method to estimate the fatigue damage, including nonlinear springing and whipping by the vertical bending moment in the short-term sea state. This method can be applied to structural members where fatigue strength is weak to vertical bending moments, such as longitudinal stiffeners. The methodology we developed was applied to 325K VLOC, and we analyzed the effect of the springing and whipping phenomena on the existing design.

1. 서 론

선체의 고유 진동수는 선체 길이가 증가 할수록 낮아지며 파도의 주파수에 근접하면 선체의 유탄성 현상인 스프링잉 현상이 발생한다. 대형 컨테이너 선박과 같은 고속 세장선에서 발생 빈도가 더욱 증가하며 대형 광탄 운반선과 같은 저속 비대선의 경우, 선체와 파도의 고유 주파수의 일치에 의한 공진 보다는 선수 형상에 따라 발생하는 파랑 회절력에 의해 진동 현상이 발생한다고 알려져 있으며 이러한 현상은 선체에 부가적인 피로 손상을 유발 시킬 수 있다. 최근 대형 선박의 발주에 있어서 유탄성 현상에 대한 관심이 높아지고 있으며 스프링잉 현상과 선수 및 선미에서의 강한 슬래밍에 의한 진동 응답인 휘핑 현상에 의한 피로 손상 예측에 관한 요구가 급격히 증가하고 있다. 선박의 유탄성 현상에 대한 수치적인 연구는 구조물의 응답과 구조물을 에워싸고 있는 유동장의 연성으로 가능하며 꾸준

히 연구가 진행되어 오고 있다. Bishop et al.(1985)은 개단면 박판 보의 거동을 해석하기 위해 Euler, Timoshenko, Vlasov 등의 보 이론을 적용한 동적 계산을 수행하였으며, 실험 결과와의 비교를 통해 Timoshenko 및 Vlasov의 보 이론이 좋은 결과를 주는 것을 확인하였다. Malenica et al.(2007)은 그린 함수를 이용하여 주파수 영역에서의 스프링잉 응답 해석을 수행하였고 충격 응답 함수를 도입하여 시간 영역에서의 휘핑 응답에 대한 계산으로 확장하였으며, Remy et al.(2006)은 사파 중의 변형체 응답에 대한 모형 시험을 수행하였으며 모드 중첩법을 이용하여 주파수 영역에서 구한 응답을 비교하였다. Senjanovic et al.(2009)은 와핑 변형 및 막내 전단 변형의 효과를 고려한 1차원 보 요소를 개발하였으며 이를 폰텐형 바지 및 대형 컨테이너선에 대한 유탄성 계산에 적용하였다. Kim et al.(2009)과 Kim et al.(2012)은 직교 좌표계에서 3차원 랜킨 패널법(Rankine panel method)을 Vlasov 보 모델과 직접 연성하여 선형 및 비선형 응답 해석법을

Received 6 November 2018, revised 24 December 2018, accepted 22 February 2019

Corresponding author Beom-Il Kim: +82-70-8799-8584, bikim@krs.co.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0002-8981-4777

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

개발하였고, 직접 연성을 수행하여 발생하는 수치적인 문제들을 해결하는 새로운 방법을 정립하였다. 위와 같이 유탄성 문제를 해석적으로 풀기 위한 연구는 꾸준히 진행되어 왔으나, 실제 선박의 설계에 적용할 수 있는 방법론과는 거리가 있다. Storhaug et al.(2011)은 모형 시험을 통해 저속 비대선에서의 스프링잉에 의한 피로 손상도를 추정하였고, Kim et al.(2018)은 대형 컨테이너 선박으로부터 계측된 실선 계측 데이터를 기반으로 변형률 데이터를 분석하여 선박이 경험한 진동 모드에 대한 분석을 수행하여 장기 피로 손상도를 추정하는 등 모형 실험과 실선 계측 데이터를 이용한 유탄성 응답에 대한 연구도 꾸준히 수행되고 있으나 이 또한 실제 설계 단계에 적용하기에는 한계가 있다.

본 연구는 파랑 하중에 의한 진동 성분인 스프링잉과 슬래밍 충격력에 의한 진동 성분인 휘핑과 같은 선박의 유탄성 응답을 수치적으로 계산하여 실제 초대형 광탄 운반선의 설계 단계의 피로 강도 평가에 적용할 수 있는 방법론을 개발하고 기존의 강체 기반의 피로 손상도와 영향도를 평가하는 것을 목적으로 한다. 선형 및 비선형 기반의 방법을 적용하였으며 각각의 방법론에 대한 특징과 결과에 대하여 분석하였다.

선형 기반의 방법을 적용하는 경우, 3차원 전선 모델을 적용하여 주파수 영역에서 구조 부재의 응력 전달 함수(Stress transfer function)를 직접 구해, 광대역 피로 모델을 적용하여 구조 부재의 피로 손상도를 직접적으로 추정하였다. 비선형 기반의 방법을 적용하는 경우, 1차원 보 모델을 이용하여 시간 영역에서 유체-구조 연성 해석을 수행하였고, 해석이 수행될 주요 해상 상태는 기존의 설계 단계에서 계산되는 하중 전달 함수(Load transfer function)로부터 선정할 수 있는 방법을 적용하였다. 슬래밍을 고려한 선수파에서 해석을 수행하여 얻어지는 수직 굽힘 모멘트를 이용하여 대형 광탄 운반선의 중통재 연결부와 같은 길이 방향 부재의 유탄성 응답에 의한 피로 손상도의 비율을 추정하여 기존 설계 단계에서 계산되는 강체 기반의 보 이론에서 계산되는 피로 손상도에 고려하는 방법을 개발하여 초대형 광탄 운반선에 적용하여 결과를 분석하였다.

2. 피로 해석 절차

2.1 피로 손상 예측 방법

선박의 스프링잉 현상이 고려된 피로 손상도의 추정은 Fig. 1 과 같이 크게 두 방법으로 나눌 수 있다. 첫째는 시간 영역에서 유체-구조 연성 해석을 수행하여 얻은 시계열을 레인플로우 집계법(Rainflow counting)과 같은 방법을 이용하여 응력 범위와 횟수를 직접 계산하는 방법이다. 이는 실제 구조물에 작용되는 하중 이력을 측정하여 도출되는 구조 응력 이력을 통해 유효한 빈도수를 집계하게 되며 도출된 응력 범위 분포 결과를 적절한 S-N 선도와 Palmgren-Miner의 선형 손상 누적 법칙을 이용하여 피로 수명을 예측한다. 응력의 응답과 횟수를 직접 집계하여 피로 손상을 계산하는 방법으로써 가장 신뢰할 만한 방법이지만, 통계적인 불확실성을 줄이고 안정한 피로수명의 예측을 위해 충분한 긴 지속시간을 가지는 다수의 응답 이력들이 필요하며 해상 상태 및 입사각의 개수를 전부 고려해 주려면 실제 적용 시 시간과 비용에 대한 한계에 이를 수 있다. 물론 피로 수명에

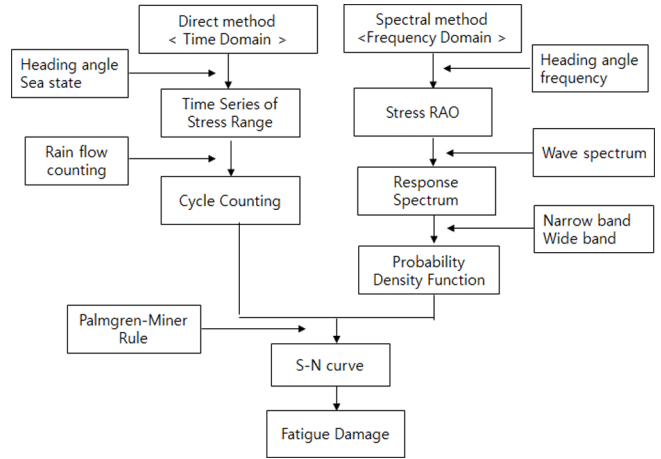


Fig. 1 Calculation method of fatigue damage

주요한 영향을 미치는 몇 개의 해상 상태를 선정하고 피로 손상도에 가장 큰 기여도를 갖는 입사각으로 해석 개수를 줄이는 방법을 적용할 수 있으나 이것 또한 실제 접근에 한계가 있을 수 있다.

다른 방법으로는 환경 하중에 따른 구조응답에 대해 확률 통계적인 특성치를 이용하여 피로 수명을 예측 할 수 있는 주파수 영역에서의 피로 해석 방법이다. 스펙트럼 피로 해석법이라 불리며 비교적 정확하게 피로 수명을 예측할 수 있고 시간 영역에서의 피로 해석 방법에 비해 계산 시간상 효율적인 이점이 있으므로 선체의 피로 수명 평가를 위한 선급의 해석 지침서에서 많이 적용되는 방법이다. 이 방법은 먼저 운동 해석을 통해 하중 전달 함수를 계산하고, 구조 해석을 통하여 각 피로 계산 부위의 응력 전달 함수를 계산한다. 다음으로 파랑 스펙트럼(Wave spectrum)에 곱하여 응력 응답 함수(Response spectrum)를 계산하고 통계적 피로 해석 방법을 이용하여 주파수 영역에서 누적 피로 손상도를 계산한다. 여기서 선박을 강체로 가정하여 문제를 풀게 되면 현재 선급 및 조선소에서 사용하고 있는 선체의 피로 강도 평가 방법과 똑같은 방법이고, 유탄성 응답을 고려하여 광대역 피로 모델을 적용하면 선형 스프링잉 응답이 고려된 선체의 피로 수명을 계산할 수 있다.

2.2 유탄성 응답을 고려하는 피로 해석 절차의 개발

Fig. 2는 유탄성 응답을 고려하는 피로 손상도를 추정하는 해석 절차이다. Fig. 2에서 2-(a)는 선형 스프링잉 성분을 고려하는 피로 해석의 절차로써 앞장에서 설명한 주파수 영역 기반의 스펙트럼 피로 해석을 적용하는 방법이다. 3차원 구조 모델 기반으로 선박의 무게, 하중, 항해 정보를 이용하여 유탄성이 고려된 운동 해석을 수행하고 선형 스프링잉 성분이 포함된 단위 파고에 대한 구조물의 응력 응답을 계산한다. 다음으로 광대역 스펙트럼을 가정한 응력 분포를 계산하여 각각의 단기 해상 상태에서의 피로 손상도를 구하고 해상 상태의 발현 확률을 고려하여 선형 스프링잉 성분이 고려된 장기 피로 손상도($D_{SPR, LIN}$)를 추정한다. 유탄성 해석의 응답치는 고주파수 영역의 진동 응답이 포함되어 응력 응답 스펙트럼이 광대역 분포를 보인다. 따라서 협대역이 아닌 광대역 가정을 통한 단기 해상 상태의 피로 손상도 계산이 필요하며, 이에 대한 고려를 위하여 본 연구

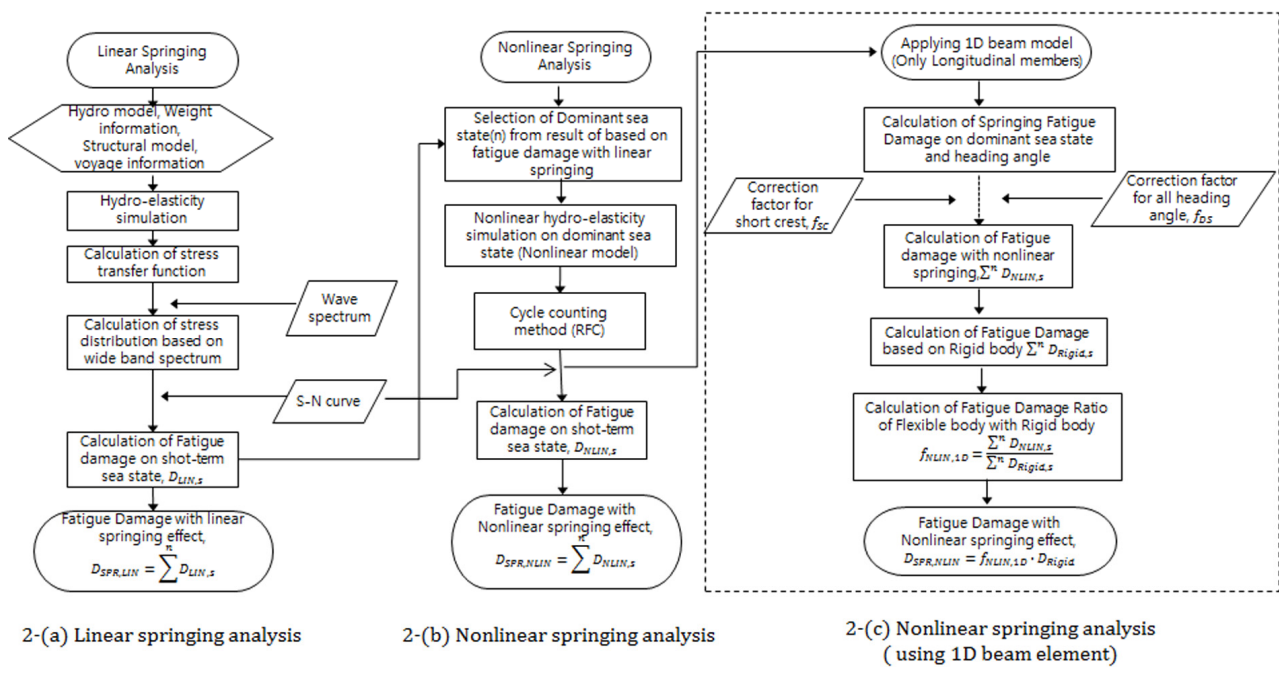


Fig. 2 Procedure of fatigue damage with springing effect

에서는 Benasciutti and Tovo(2005)가 제시한 광대역 수정 모델을 적용하였다. 이 모델은 협대역 응답 스펙트럼으로 가정하여 얻어진 피로 손상도로부터 광대역 스펙트럼 수정 계수를 적용하는 방법으로써, 이에 대한 자세한 방법 및 적용 결과에 대하여 다수의 연구에서 확인할 수 있다(Choung et al., 2012; Park et al., 2011). 유탄성 해석을 수행하여 각각의 핫스팟 위치에서 단위 파고에 대한 응력 전달 함수만을 얻으면 되므로, 해석 시간이 많이 소요 되지 않는다. 또한 높은 파고와 선박의 기하하적인 형상에 의한 비선형성이 강하게 나타나지 않고, 슬래밍의 발생 확률이 낮은 잔잔한 해상 상태를 주로 운항하는 선박에 적용한다면 피로 손상도 추정에 효율적인 방법이라 할 수 있다.

Fig. 2의 2-(b)는 슬래밍에 의한 휘핑 및 비선형 스프링잉을 고려하는 피로 해석 절차이다. 안정한 피로 수명 계산을 위하여 파랑 분포도 내의 모든 단계 해상 상태의 시간 영역에서 유탄성 해석을 수행해야 하지만 실제 접근에 한계가 있다. 따라서 피로 손상도에 주요한 영향을 미치는 해상 상태를 선정하여 유탄성 해석을 수행해야 하며 이는 앞선 선형 스프링잉 해석의 결과로부터 선정할 수 있다. 즉, 각각의 핫스팟 위치에서 계산되는 장기 피로 손상도에 주요한 영향을 미치는 주요 해상 상태들을 선정하여 비선형 유탄성 해석을 수행한다. 여기서 얻은 응력의 시계열을 레인플로우 집계법과 같은 방법을 사용하여 응력의 범위와 빈도수를 집계하여 S-N 선도에 적용하여 피로 손상도를 추정한다. 모든 해상 상태와 전 방향 입사각에 대하여 계산하면 가장 정확한 피로 손상도를 예측할 수 있지만, 실제 설계 단계에서는 시간적으로 제약이 많은 접근법이다.

따라서 2-(c)와 같이 1차원 보 모델을 이용하여 효과적으로 휘핑 및 비선형 스프링잉 성분을 고려할 수 있는 피로 해석 절차를 제시하였다. 1차원 보 모델은 핫스팟 위치의 응력 응답을 직접 계산하지 않는 대신 시간 영역에서 선체의 수직 굽힘 응답(Vertical bending response)을 3차원 전선 모델에 비하여 효율

적으로 계산할 수 있기 때문에 수직 굽힘 응답이 피로 손상에 주요한 영향을 미치는 종통재 보강재 연결부(Longitudinal connections)와 같은 구조 부재에 적용할 수 있다. 설계 단계에서 종통재 보강재 연결부의 피로 손상도는 내외부 압력 및 가속도 등을 고려하고 보 이론을 적용하여 강체 기반의 피로 손상도를 비교적 정확히 계산할 수 있다. 여기서 계산되는 피로 손상도는 수직 굽힘 응답에 지배적이며, 대형 광탄 운반선의 유탄성 응답 또한 수직 굽힘 응답에 지배적이라 예상되므로 1차원 보 모델에서 계산되는 수직 굽힘 모멘트를 피로 손상도 추정에 사용할 수 있다.

일반적으로 선체 구조의 피로 손상도는 휘핑이나 스프링잉과 같은 고주파수 대역의 진동 응답보다 파랑 하중에 의한 저주파수 대역의 강체 응답이 주요하다고 알려져 있다. 또한 피로 손상도의 계산을 위한 장기 해석(Long-term analysis)은 파랑 분도 내의 해상 상태의 발현 확률에 매우 의존적이며, 비선형성이 강하게 나타날 수 있는 높은 유의 파고를 갖는 해상 상태의 발현 확률은 상대적으로 매우 낮다. 즉 장기 해석 후의 피로 손상도에 주요한 영향을 미치는 해상 상태는 강체 기반에서 계산된 값과 유탄성 기반에서 계산된 값이 유사할 것으로 예측되기 때문에 유탄성 해석이 수행 될 주요 해상 상태는 설계 단계에서 계산되는 수직 굽힘 모멘트 전달 함수를 이용할 수 있다.

수직 굽힘 모드에 주요한 영향을 미치는 선수파(Head sea) 조건에서 해석을 수행하고, 단면 계수와 응력 집중 계수를 적용하여 수직 굽힘 모멘트 시계열을 응력의 시계열로 수정하면, 레인플로우 집계법을 적용하여 응력의 범위와 빈도수를 집계하여 피로 손상도를 추정할 수 있다. 여기서 계산되는 값은 수치 계산을 위한 일 방향파(Long-crested wave)가 적용된 피로손상도이므로, 이를 실제 해상의 파(Short-crested wave)에 대하여 적용할 필요가 있다. $f_s(\theta) = k \cos^2(\theta)$ 로 정의되는 퍼짐 함수(Spreading function)를 아래의 식 (1)과 같이 적용하였다.

$$\sum_{\theta_0-90^{\circ}}^{\theta_0+90^{\circ}} f_s(\theta) = 1 \quad (1)$$

θ_0 : 주요 파 입사각

θ : 주요 파 입사각 주위의 상대적 퍼짐(Relative spreading)

식 (1)의 퍼짐 함수를 적용하기 위하여 주요 파 입사각에 대한 각각의 피로 손상도가 필요하며 이는 앞서 주요 해상 상태의 결정을 위한 응력 전달 함수를 이용할 수 있다. 즉, 이 응력 전달 함수를 이용하여 스펙트럼 해석을 수행하고 주요 파 입사각에 대한 각각의 피로 손상도를 계산하여, 이를 퍼짐 함수에 적용하면 일 방향파와 실제 해상 파에 대한 피로 손상도의 비율(f_{sc})을 추정할 수 있다. 또한 여기서 계산된 각 주요 입사각에 대한 각각의 피로 손상도는 선수와 만을 주요 입사각으로 적용할 경우와 전 방향의 파 입사각을 피로 손상도 계산에 적용했을 때의 피로 손상도 비율(f_{DS})을 구하는데도 적용할 수 있다. 마지막으로 저주기 필터 등을 적용하여 진동 성분이 제거된 응답의 피로 손상도를 계산하여 유탄성 응답에 의한 피로 손상도 증가분($f_{NLIN,LD}$)을 추정한다. 이 값을 강체 기반의 피로 손상도(D_{Rigid})에 고려해주면 비선형 스프링 및 휘핑 응답에 의한 중통제 보강재 연결부의 피로 손상도를 추정할 수 있다.

3. 실선 유탄성 해석

해석에 사용된 모델은 325,000DWT 초대형 광탄 운반선이며 주요 제원은 Table 1과 같다.

Table 1 Principal Dimension

Item	Dimension
Length bet. perpendicular (LPP)	334.0 m
Rule length (L)	329.8 m
Breadth moulded (B)	62.0 m
Depth moulded (D)	29.8 m

유탄성 해석에 적용된 하중 조건은 평형수 조건(Normal ballast condition)과 최대 화물 적재 조건(Full loading condition)이며, 점성 감쇠 계수는 5%, 구조 감쇠 계수는 동일한 타입의 선박에 대하여 모형실험을 수행하고 결과를 제시하였던 기존의 참고문헌을 따라 0.5%를 적용하였다(Storhaug et al., 2011).

3.1 수치 해법

선체의 유탄성 응답을 예측하기 위하여 시간 영역에서 유체-구조 연성 문제를 정립하여 풀어야 한다. 본 연구에 사용된 프로그램은 유체 영역에서 3차원 포텐셜 유동을 가정하고 경계 요소법(Boundary element method)을 적용하여 그 해를 구하고, 경계치 문제는 평균 위치에서의 선형화된 경계 조건을 이용하는 WISH-FLEX(Kim and Kim, 2011)이다. 시간 영역에서의 유탄성 해석은 기하학적 비선형성의 고려를 위해 실 접수 면적에 대하여는 Froude-Krylov(F-K) 및 유체 정하중을 고려하는 약 비선형법

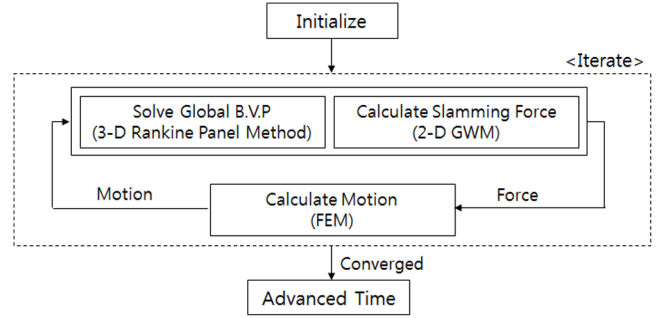


Fig. 3 Flow chart for fluid-structure interaction

(Weakly-nonlinear method)을 적용하였으며, 슬래밍 하중의 계산은 Generalized wagner model(GWM)을 적용하였다. 이 모델은 유체동역학적 압력을 속도의 제곱에 비례하는 슬래밍 압력과 가속도에 비례하는 부가질량 압력으로 구성하여 두항을 서로 독립적으로 표현하여 초기 조건 문제의 해를 구하였으며, 평판의 입수 문제에 대한 해석적 해와 임의의 형상으로부터의 등각 사상 함수를 통하여 해를 구하는 방법을 적용하였다(Khabakhpasheva et al., 2014). 선체의 운동 방정식은 아래의 식 (2)-(3)과 같이 3차원의 직교 좌표계에서 정의할 수 있다.

$$M\ddot{u}(t) + C\dot{u}(t) + K\vec{u}(t) = \vec{f}(\ddot{u}(t), \dot{u}(t), u(t), t) \quad (2)$$

$$\vec{f} = \vec{f}_{LD} + \vec{f}_{NF} + \vec{f}_{NR} + \vec{f}_{SL} + \vec{f}_{SP} + \vec{f}_{DAM} \quad (3)$$

\vec{f}_{LD} : 방사 및 회절 힘

\vec{f}_{NF} : Froude-Krylov 힘

\vec{f}_{LR} : 유체정역학 복원력

\vec{f}_{SL} : 슬래밍 힘

\vec{f}_{SP} : 소프트 스프링 복원력

\vec{f}_{DAM} : 소프트 스프링 및 톨 점성 댐핑

M, C, K 는 각각 선체의 질량, 감쇠, 강성행렬이고 t 는 시간 $\vec{u}(t)$ 는 변위 벡터, \vec{f} 는 외력 벡터이다. 매 시간 단계에 대하여 식 (2)의 좌변과 우변을 만족하도록 계산하고 외력은 3차원 랜킨 패널법과 2차원 슬래밍 모델을 통해 계산하며, 선체의 강체 및 탄성체 운동은 1차원의 유한 요소법을 통해 계산한다. Fig. 3은 슬래밍 하중을 고려한 유체-구조 연성 문제의 흐름도로서 많은 문헌에서 자세한 수치 해법을 다루고 있다(Kim and Kim, 2011; Kim and Kim, 2014).

3.2 선형 스프링잉에 의한 피로 손상도 추정

Fig. 4는 피로 손상도 계산을 위한 3차원 전선 모델이며, Table 2는 모드 해석을 수행하여 얻은 하중 조건에서의 저차 고유 모드와 해당 주파수이다. 각 고유 모드에 대한 핫스팟 위치에서 응력을 미리 계산하고 유탄성 해석을 통하여 각 고유 모드의 응답치(Amplitude)를 얻어 모드 중첩법(Superposition method)을 이용하면 선형 스펙트럼 방법에 적용되는 응력 전달 함수를 빠르게 계산할 수 있다.

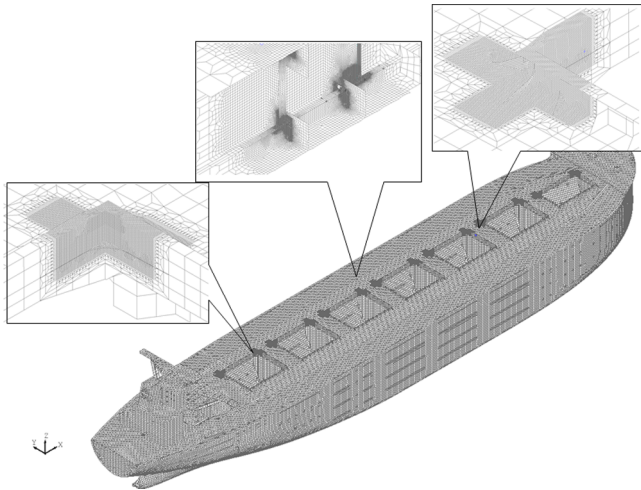


Fig. 4 Fatigue mesh for hydro-elasticity analysis

Table 2 Mode shape and natural frequency

Global mode	Normal Ballast [Hz]	Full loading [Hz]	Mode shape
1 2-node Vertical Bending	0.778	0.714	
2 1-node torsion	0.873	0.792	
3 2-node horizontal bending with torsion	1.036	0.887	
4 3-node vertical bending	1.456	1.38	

스펙트럼 방법의 계산에서 중요한 파라미터들은 선박의 응답 스펙트럼으로부터 계산되며, 이는 입사각과 전진 속도에 의존하는 응력 전달 함수($H(\omega_e|\theta)$)와 유의 파고(H_s), 영점 교차주기(T_z)로 대표되는 파 스펙트럼($S_\eta(\omega|H_s, T_z)$)으로 표현이 가능하다. 선박이 U_0 의 속도로 전진하는 경우 응력 전달 함수는 조우 주파수로 표현이 되어야 하며 이는 식 (4)와 같이 표현할 수 있다. U_0 의 속도로 장파봉파를 입사각 μ_0 로 전진하는 선박이 경험하는 조우 주파수(Encounter frequency)는 식 (5)로 주어지며 ω_e 는 조우주파수, g 는 중력가속도를 의미한다.

$$S(\omega|H_s, T_z, \theta) = (|H(\omega_e|\theta)|)^2 S_\eta(\omega|H_s, T_z) \quad (4)$$

$$\omega_e = \omega - \frac{\omega^2 U_0}{g} \cos\mu_0 \quad (5)$$

응답 스펙트럼의 특성을 살펴보기 위하여 Fig. 5와 같이 영점 교차 주기에 따른 파랑 스펙트럼과 선수파($\mu_0 = 180^\circ$)를 적용

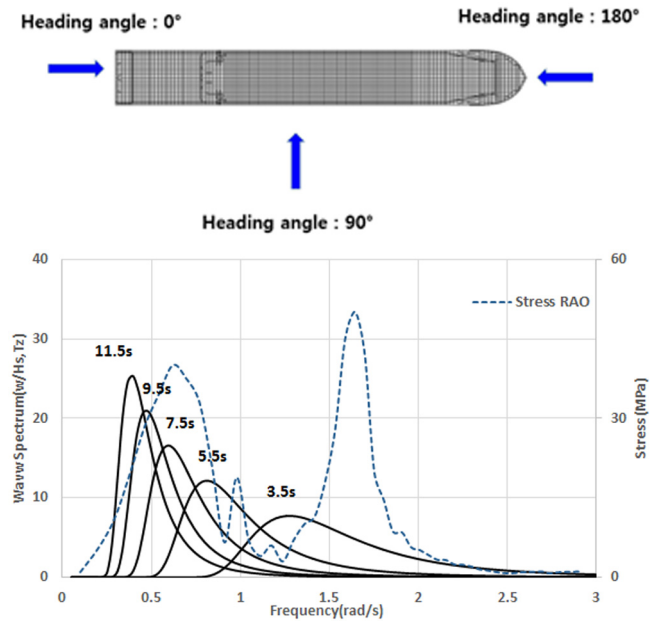


Fig. 5 Wave spectrum and stress RAO

한 중통재 연결부의 대표적인 응력 전달 함수를 나타내었다. 응력 전달 함수 계산에 적용된 선속은 설계 속도의 2/3이다. 파랑 스펙트럼의 에너지는 영점 교차 주기가 점차 짧아질수록 작아지고, 스프링잉의 공진 주기는 약 1.7rad/sec의 고주파수 영역에 머물러 있는 것을 확인할 수 있다. 고주파수 영역의 파랑 에너지는 저주기 응답(0.1-1.0rad/s)의 파랑 에너지에 비하여 매우 작다. 응력 전달 함수가 저주파수 영역보다 고주파수 영역에서 크고, 이 응답치의 제곱에 비례하여 응답 스펙트럼이 계산되지만, 파랑 스펙트럼의 에너지 차이로 인하여 스프링잉과 같은 고주파수 영역에서 계산되는 응답 스펙트럼은 저주파수 영역보다 매우 작게 계산된다. 이는 고주파수의 진동 응답보다 파도에 의한 저주파수 대역의 응답이 피로 손상에 훨씬 더 많은 기여를 한다는 의미이다.

선박이 선수 방향에서 파도를 조우하며 전진하는 경우($90^\circ < \mu_0 < 270^\circ$)에 식 (4)와 같이 조우 주파수의 영향으로 스프링잉의 공진 주파수가 짧아지며, 큰 에너지를 갖는 파랑 스펙트럼과의 교차면을 발생시켜 응답 스펙트럼에서의 스프링잉 성분에 의한 계산을 크게 한다. 이와는 반대로 측면파(Beam sea)나 선미파(Following sea)를 조우하며 전진하는 경우 공진 주파수가 변하지 않거나 길어진다. 피로 손상도 계산에 적용되는 파랑 분포도 내의 가장 짧은 주기를 갖는 해상 상태가 3.5초임을 감안하면, 선수파의 조건에서 약 1.2rad/s 보다 짧은 주파수에서 피크를 갖는 스프링잉이 발생되어야 이 성분이 식(4)의 응답 스펙트럼 계산에 기여하여 선형 스프링잉에 의한 피로 손상도를 계산할 수 있다.

Fig. 5에 나타난 응력 전달 함수의 위치인 중통재 보강재 연결부에 대하여 모든 입사각을 고려한 장기 피로 손상도를 Fig. 6과 같이 나타내었다. 선수파에서 스프링잉 응답의 공진 주파수가 약 1.7rad/s 근처에 존재하고, 그 외의 입사각에서는 조우 주파수를 고려하였을 때 더 높은 주파수 영역대에서 공진이 발생하므로 해상 상태와 무관하게 전체 피로 손상도에서 선형스프

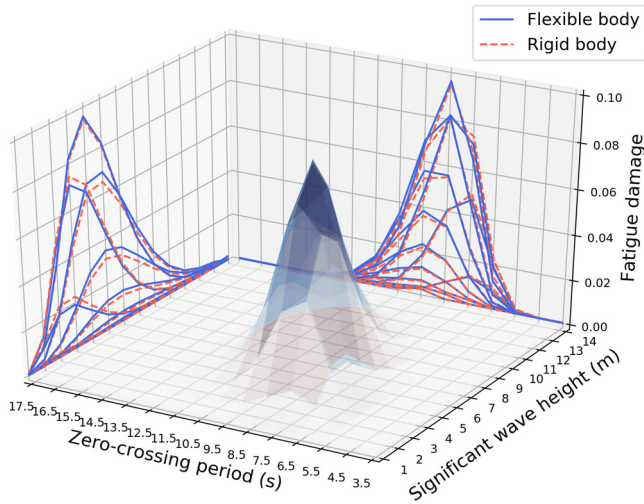


Fig. 6 Fatigue damage of longitudinal connections

링 성분은 차지하는 기여도는 약 1% 미만으로 아주 작게 계산된다. 이러한 경향은 Fig. 4의 해치 코너를 포함한 다른 모든 핫스팟 부위도 동일한 경향을 나타낸다. 이를 통하여 상대적으로 높은 주파수 영역대에서 공진이 발생하는 대형 광탄 운반선의 선형 스프링 성분은 피로 손상도 계산에 거의 기여를 하지 않는 것을 알 수 있다.

3.3 비선형 스프링 및 휘핑에 의한 피로 손상도 추정

여기서는 Fig. 2의 2-(c)에 설명되어 있는 1차원 보 모델을 이용하는 방법을 적용한다. Table 2에 나타난 고유모드 해석을 통하여 파도와 공진 가능성은 2절점 수직 굽힘 모드에서 가장 먼저 발생하는 것으로 예상되며, 이는 스프링 응답의 발생 가능성이 2절점 수직 굽힘 모드에서 가장 크다고 할 수 있기 때문에 이 모드에 가장 취약할 것으로 예상되는 종통재 연결부에 이 방법을 적용한다. 대형 컨테이너선과 마찬가지로 초대형 광탄 운반선 역시 큰 개구부를 갖기 때문에 비틀림(Torsion)을 고려해야 할 필요성이 있으며 이상화된 1차원 보 모델은 횡굽힘을

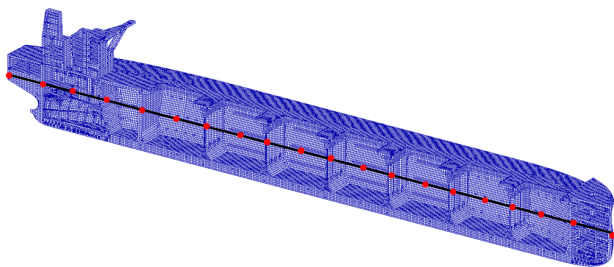


Fig. 7 Idealized beam model

Table 3 Natural frequency of mode shape

Loading condition	3D FE model (Dry)		1D beam model (Dry)	
	Vertical bending [Hz]	Torsion [Hz]	Vertical bending [Hz]	Torsion [Hz]
ballast	0.778	0.873	0.762	0.858
Cargo	0.714	0.792	0.703	0.771

고려한 Vlasov 보 이론에 기반을 한다. 선박의 횡격벽(Transverse bulkhead)의 위치에 절점을 설정하고 각 절점 사이에서 대표되는 단면 정보를 추출하였다. Fig. 7과 같이 3차원 전선 모델을 1차원 보이론 모델로 치환하여 계산할 때 보 모델에 적용되는 성분은 아래와 같다.

- Area, Shear Area, Second moment of Area
- Torsional Constant, Warping Constant, Shear Constant
- Neutral Axis, Center of Gravity, Mass
- Polar mass moment of Inertia, Second moment of Inertia, Warping Inertia

이상화된 1차원 보이론 모델과 3차원 전선 모델의 동적 특성의 등가성 확인을 위하여 1차원 모델에 대하여 모드 해석을 추가로 수행하였다. Table 3과 같이 각 구조 모델의 비점수 조건에서 가장 낮은 차수에서 발생하는 수직 굽힘 모드와 비틀림 모드의 결과가 상당히 일치하는 것을 보아 1차원 보이론 모델이 3차원 모델의 정보를 잘 반영하는 것을 확인할 수 있다.

다음으로 유탄성 해석을 수행할 주요 해상 상태를 선정해야 한다. 수직 굽힘 모멘트 전달 함수로부터 치환된 응력 전달 함수가 선체 중앙부 종통재 연결부를 대표한다고 가정하여 장단기 피로 해석을 수행하면 Fig. 8과 같이 각각의 단기 해상 상태에 대한 피로 손상도를 추정할 수 있다. 대상 선박의 경우 영점 교차 주기가 6.5초에서 11.5초, 유의 파고가 3m에서 9m까지의 해상 상태가 전체 피로 수명의 95% 이상을 차지하는 것으로 추정되며 이 해상 상태에 대하여 슬래밍을 고려한 비선형 유탄성 해석을 수행하였다.

1차원 보 모델을 이용하는 경우 핫스팟 위치에서의 응력을 직접 계산할 수 없기 때문에 유탄성 응답이 고려된 피로 손상도를 직접 추정하는 대신, 피로 손상도에 대한 기여분을 계산하여 강체 기반의 피로 손상도에 고려해 주는 방법을 취한다. 따라서 유탄성 응답이 포함되지 않은 시계열이 필요하며, 본 연구에서는 저주기 필터를 사용하여 이 응답을 얻었다. Fig. 9는 선체 중앙부에서의 비선형 수직 굽힘 모멘트의 시계열에 선체의 단면 계수와 응력 집중 계수를 적용하여 치환된 응력의 시계열(Flexible body)과 저주기 통과 필터를 통과한 시계열(Rigid body)을 함께 표시한 예이다.

Fig. 10과 Fig. 11은 주요 단기 해상 상태에서 일 방향과와 선수파만을 적용한 선체 중앙부에서의 장기 피로 손상도이다. 일 방향파로 계산된 피로 손상도를 실제 해상의 파에 대하여 적용하기 위한 수정 계수는 약 0.82로 계산되었고, 선수파만을 적용한 피로 손상도를 전방향 주요 파 입사각에 대하여 확대하기 위한 수정 계수는 약 0.41로 계산된다. 각각의 해상 상태에서 계산된 피로 손상도에 앞에서 계산된 각각의 수정 계수를 고려하면 최종 피로 손상도를 추정할 수 있다. 대상 선박의 경우 종통재 연결부에서 유탄성 응답을 고려하였을 때, 강체 기반의 피로 손상도 대비 약 25%가 증가되는 것으로 추정되며 이 피로 손상도 증가분은 S-N 선도의 역기울기를 이용하면 수직 굽힘 모멘트에 의한 발생하는 유탄성 응답으로 인한 응력의 증가분을 추정할 수 있다.

		Zero-up crossing wave periods(s)															
		3.5	4.5	5.5	6.5	7.5	8.5	9.5	10.5	11.5	12.5	13.5	14.5	15.5	16.5	17.5	18.5
Significant wave height(m)	1																
	2			0.02%	0.39%	1.23%	0.86%	0.22%	0.03%								
	3			0.01%	0.77%	5.95%	7.51%	2.88%	0.51%	0.05%							
	4				0.35%	5.99%	13.56%	7.99%	1.92%	0.25%	0.02%						
	5				0.08%	2.69%	10.28%	9.14%	3.05%	0.52%	0.05%						
	6				0.01%	0.76%	4.57%	5.87%	2.67%	0.59%	0.08%	0.01%					
	7					0.16%	1.42%	2.53%	1.53%	0.43%	0.07%	0.01%					
	8					0.03%	0.35%	0.82%	0.64%	0.23%	0.04%	0.01%					
	9						0.07%	0.22%	0.21%	0.09%	0.02%						
	10						0.01%	0.05%	0.05%	0.03%	0.01%						
	11							0.01%	0.01%	0.01%							
	12																
	13																
	14																
	15																
	16																
	17																

Fig. 8 Long-term fatigue damage on sea state from linear analysis (Ballast condition)

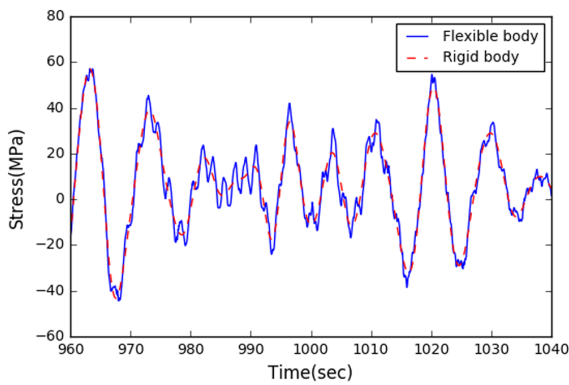


Fig. 9 Time series of flexible body and rigid body

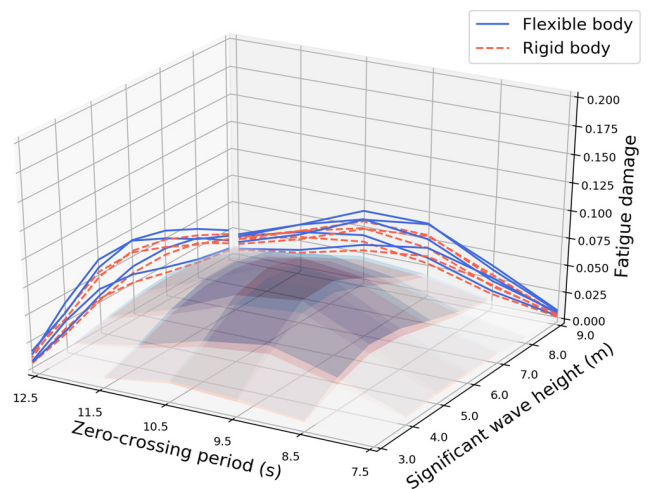


Fig. 11 Fatigue damage on longitudinal connection considering whipping and springing (cargo condition)

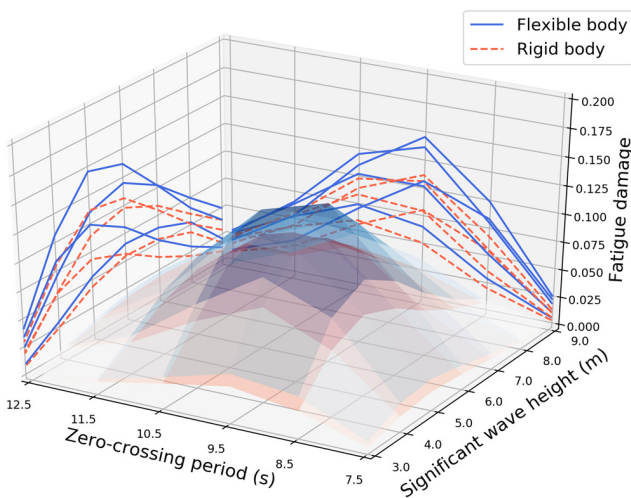


Fig. 10 Fatigue damage on longitudinal connection considering whipping and springing (Ballast condition)

위에서 추정된 유탄성 응답에 의한 피로 손상도의 증가분을 강체 기반의 피로 손상도가 가장 크게 계산되는 갑판의 종 방향 연결부에 적용하면 피로 손상도가 0.49에서 0.61로 증가하며 이는 설계 수명을 만족하는 결과를 제시한다.

다음으로 각각의 단기 해상 상태에서 계산되는 피로 손상도의 특성을 확인하기 위하여 Fig. 12와 같이 각각의 해상 상태에서 계산되는 유탄성 응답이 포함된 장기 피로 손상도를 정규화 (Normalize)하여 각각의 단기 해상 상태에서 계산되는 총 피로 손상도에서 유탄성 응답이 차지하는 비율을 식 (6)과 같이 계산 하였다. Fig. 12와 같이 영점 교차 주기가 짧고 유의 파고가 낮은 해상 상태일수록 피로 손상도의 절대값은 매우 작지만 유탄성 응답에 의한 피로 손상도의 비율이 큰 것을 확인하였다.

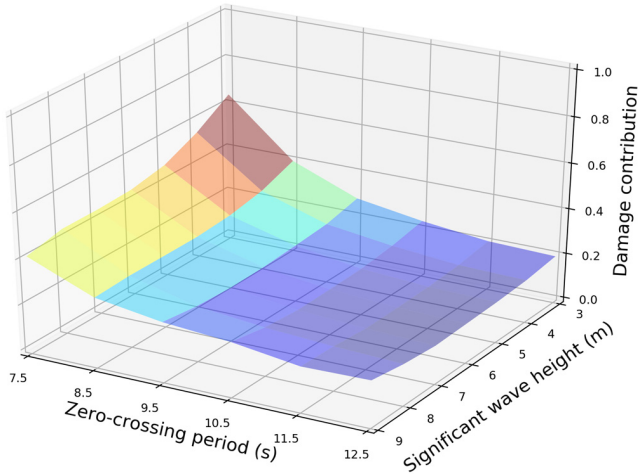


Fig. 12 Fatigue damage ratio induced by hydro-elastic response in short-term sea state

$$\text{Damage contribution}_{flexible} = \frac{D_{flexible}}{D_{rigid} + D_{flexible}} \quad (6)$$

4. 결 론

본 연구에서는 선박의 유탄성 응답을 고려한 초대형 광탄 운반선의 피로 강도 평가를 수행할 수 있는 절차를 개발하고 실선에 적용하여 영향도를 평가하였다.

선형 스프링잉 해석의 경우 3차원 전선 모델을 적용하고 모드 중첩법을 이용하여 각각의 핫스팟 부위의 응력 전달 함수를 직접 구할 수 있었으며, 광대역 스펙트럼을 적용하여 선형 스프링잉이 고려된 피로 손상도를 추정할 수 있었다. 선형 스프링잉에 의한 피로 손상도의 증가는 거의 없는 것으로 계산되며 이는 기존의 타 연구와 같은 결과이다.

휘핑과 비선형 스프링잉을 고려할 경우 주요 해상 상태의 시간 영역에서 추정할 수 있으며 많은 해상 상태와 입사각을 고려하여 계산하므로 설계단계에서 적용하기에는 비효율적이다. 따라서 1차원 보 모델을 이용하여 종통계 연결부와 같은 수직 굽힘 모멘트에 취약한 부위에 대하여 휘핑 및 비선형 스프링잉을 고려할 수 있는 해석 방법을 제시하였다.

수직 굽힘 모멘트 전달 함수로부터 피로 손상도에 주요한 영향을 미치는 해상 상태를 선정하여 선수파에 대하여 유체-구조 연성 해석을 수행하여 얻어진 선체 중앙부에서의 수직 굽힘 모멘트를 이용하여 피로 손상도를 추정하였다. 고주파수 대역의 진동 응답을 제거하여 강제 응답을 얻었으며 이로부터 계산되는 피로 손상도의 비율을 유탄성 응답에 의한 피로 손상도 증가분으로 추정하여 설계 단계에서 적용되는 보이론 기반의 결과에 적용하여 종통계 연결부에서 유탄성 응답 의한 최종 피로 손상도를 계산할 수 있었다. 선형 방법으로 계산되지 않았던 유탄성 응답에 의한 피로 손상도의 증가분이 계산되었으며 이는 초대형 광탄 운반선의 경우 비선형 성분이 피로 손상도에 주요한 영향을 미치는 것을 확인할 수 있다.

본 연구는 설계 단계에서 적용할 수 있는 해석 절차의 개발과

절차 적용에 따르는 설계 효과를 파악하는 것이 목적이었으며, 추후 주요 해상 상태와 주요 입사각의 변화에 따르는 유탄성 응답이 고려된 피로 손상도의 추정과 비선형 스프링잉 성분의 원인 및 분석과 같은 꾸준한 연구가 필요할 것으로 사료된다.

References

- Benasciutti, D., Tovo, R., 2005. Spectral Methods for Lifetime Prediction under Wide-band Stationary Random Processes. *International Journal of Fatigue*, 27(8), 867-877. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2004.10.007>
- Bishop, R.E.D., Price, W.G., Zhang, X.C., 1985. A Note on the Dynamical Behavior of Uniform Beams Having Open Channel Section. *Journal of Sound and Vibration*, 99(2), 155-167. [https://doi.org/10.1016/0022-460X\(85\)90354-2](https://doi.org/10.1016/0022-460X(85)90354-2)
- Choung, J.M., Kim, K.S., Nam, J.M., Koo, J.B., Kim, M.S., Shim, Y.L., Urm, H.S., 2012. Study on Applicability of Frequency Domain-Based Fatigue Analysis for Wide Band Gaussian Process II : Wide Band Prediction Models. *Journal of the society of Naval Architects of Korea*, 49(4), 359-366. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2012.49.4.359>
- Khabakhpasheva, T.I., Kim, Y., Korobkin, A.A., 2014. Generalized Wagner Model of Water Impact by Numerical Conformal Mapping. *Applied Ocean Research*, 44, 29-38. <https://doi.org/10.1016/j.apor.2013.10.007>
- Kim, B.H., Choi, B.K., Park, J.S., Park, S.K., Ki, H.K., Kim Y.I., 2018. Full Scale Measurement Data Analysis of Large Container Carrier with Hydroelastic Response, Part I-identification of Modal Parameters. *Journal of Society of Naval Architects of Korea*, 55(1), 37-44. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2018.55.1.37>
- Kim, J.H., Bang, J.S., Kim, Y., Kim, S.J., 2012. Analysis on the Hydroelasticity of Whole Ship Structure by Coupling Three-dimensional BEM and FEM. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 49(4), 312-326. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2012.49.4.312>
- Kim, J.H., Kim, Y.H., 2014. Numerical Analysis on Springing and Whipping using Fully-coupled FSI Models. *Ocean Engineering*, 91, 28-50. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2014.08.001>
- Kim, Y.H., Kim, Y.I., 2011. WISH-FLEX : Development of Prediction Method for Ship Structural Hydro-elasticity in Waves(Springing and Slamming-Whipping). Seoul National University Report.
- Kim, Y.I., Kim, K.H., Kim, Y.H., 2009. Analysis of Hydroelasticity of Floating Ship-like Structure in Time Domain using a Fully Coupled Hybrid BEM-FEM. *Journal of Ship Research*, 53(1), 31-47.
- Malenica, S., Senjanovic, I., Tomaservic S., Stumpf, E., 2007. Some Aspects of Hydroelastic Issue in the Design of Ultra Large Container Ships. *Proceedings of 22nd International Workshop on Water Waves and Floating Bodies, Croatia*, 133-136.

- Park, J.B., Kang, C.H., Kim, K.S., Choung, J.M., Yu, C.H., 2011. A Study on Frequency Domain Fatigue Damage Prediction Models for Wide-Banded Bimodal Stress Range Spectra. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 48(4), 299-307. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2011.48.4.299>
- Remy, F., Molin, B., Ledoux, A., 2006. Experimental and Numerical Study of the Wave Response of a Flexible Barge. *Proceedings of Fourth International Conference on Hydroelasticity in Marine Technology*, Wuxi China, 255-264.
- Storhaug, S., Moe, E., Portella, R., Neto, T., Alves, N., Park, S.G., Lee, D.K., Kim, Y.I., 2011. First Ocean Going Ships with Springing and Whipping Included in the Ship Design. *Proceedings of the ASME 2011 30th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, Rotterdam The Netherlands, OMAE2011-49366, 281-292. <https://doi.org/10.1115/OMAE2011-49366>
- Senjanovic, I., Tomasovic, S., Vladimir, N., 2009. An Advanced Theory of Thin-walled Girders with Application to Ship Vibrations. *Marine Structure*, 22(3), 387-437. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2009.03.004>

CFD Simulation of Air-particle Flow for Predicting the Collection Efficiency of a Cyclone Separator in Mud Handling System

Gyu-Mok Jeon¹⁾ and Jong-Chun Park¹⁾

¹⁾Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Pusan National University, Busan, Korea

Mud handling system 내 cyclone separator의 집진효율 추정을 위한 공기-분체의 CFD 시뮬레이션

전규목¹⁾ · 박중춘¹⁾

¹⁾부산대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Cyclone separator 원심분리기, Collection efficiency 집진효율, Air-particle flow 공기-분체 유동, Computational fluid dynamics 전산유체역학, One-way coupling 단방향 연성

ABSTRACT: Drilling mud was used once in the step of separating the gas and powder they were transported to a surge tank. At that time, the fine powder, such as dust that is not separated from the gas, is included in the gas that was separated from the mud. The fine particles of the powder are collected to increase the density of the powder and prevent air pollution. To remove particles from air or another gas, a cyclone-type separator generally can be used with the principles of vortex separation without using a filter system. In this study, we conducted numerical simulations of air-particle flow consisting of two components in a cyclone separator in a mud handling system to investigate the characteristics of turbulent vortical flow and to evaluate the collection efficiency using the commercial software, STAR-CCM+. First, the single-phase air flow was simulated and validated through the comparison with experiments (Boysan et al., 1983) and other CFD simulation results (Slack et al., 2000). Then, based on one-way coupling simulation for air and powder particles, the multi-phase flow was simulated, and the collection efficiency for various sizes of particles was compared with the experimental and theoretical results.

1. 서 론

해상에서 석유 및 가스를 시추할 때, 드릴비트(Drill bit)의 윤활 및 냉각작용과 함께 외벽이 무너지지 않게 압력을 유지시켜주는 역할을 하는 머드(Mud)가 사용되며, 이러한 머드의 순환, 재처리, 저장 등의 역할을 하는 머드 핸들링 시스템(Mud handling system)이 필요하다. 일반적으로 머드 핸들링 시스템을 이용하여 회수된 머드에는 마이크로 단위의 미세한 분체가 존재하고 있으며, 이런 분체는 장비에 손상을 줄 수 있기 때문에 적절히 분리되어야 한다. 이를 분리하는 장비로는 백필터(Bag filter), Electrofilter 그리고 원심분리기(Centrifugal separator 또는 Cyclone separator)가 있다. 이 중 원심 분리기는 대개 원추형상의 단순한 구조를 가지며 유입된 혼상류의 선회로 인한 원심력을 이용하여 분체와 머드를 분리하게 된다. 이러한 원심력을 이용한 다상 분리기는 설치 및

유지비용이 작고 효율이 좋기 때문에 농업에서 공업까지 여러 산업에서 다양하게 사용되고 있으며, 특히 미국과 유럽 등에서 많은 선행연구가 이루어져왔다.

지금까지 원심 분리기에 대한 선행연구로, Boysan et al.(1983)은 LDA(Laser doppler anemometry)를 이용한 방법으로 원심분리기 내부의 축 방향과 접선방향의 속도성분을 실험을 통해 측정하였으며, Slack et al.(2000)은 상용 프로그램인 FLUENT를 이용하여 Boysan et al.(1983)의 실험에서 측정된 내부속도 성분들을 비교 분석하였고, 난류모델에 따른 수치 시뮬레이션의 정확도에 대해 검토하였다. 또한 Bernardo et al.(2006), Elsayed(2011) 그리고 Elsayed and Lacor(2013)은 원심분리기의 형상변화에 따른 내부 유동 변화에 대한 연구를 수행하여 Vortex finder의 길이변화에 따른 축 방향 속도 및 접선방향 속도의 변화를 분석하였다. Dias et al.(2009)는 원심분리기 하부의 경계조건에 따른

Received 12 December 2018, revised 1 January 2019, accepted 22 February 2019

Corresponding author Jong-Chun Park: +82-51-510-2480, jcpark@pnu.edu ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-3168-2054>

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

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

내부유동 변화에 관한 수치적 연구를 통해 내부유동에서 경계 조건의 중요성을 파악하고 이를 실험과 비교하였다. 한편, 최근에는 Papoulias and Lo(2015)에 의해 다상유동 모델인 VOF (Volume of fluid)를 이용한 공기-분체의 수치 시뮬레이션이 수행되었으며, 그 결과를 실험과 비교 및 검증을 통해 다상유동의 적용 가능성을 보였다.

한편, 분진 원심 분리기의 집진효율에 관한 연구로서 Cooper and Alley,(1994)은 내부 압력변화와 입자의 체류 시간 등을 이용하여 기초적인 이론식에 대해 연구를 수행하였으며, Lapple (1951)은 CCD(Classical cyclone design)로 불리는 식을 제안하여 원심 분리기의 집진효율 연구에 기준을 마련하였지만 원심 분리기의 형상변화에 따른 입구속도와 유효회전수를 고려하지는 못하였다. 이 문제를 해결하기 위해 Dirgo and Leith(1985)은 입자크기 및 속도별 실험을 통해 이론식을 도출하여 CCD의 문제점을 보완하였다. 이외에도 입자크기 및 속도에 따른 집진효율의 실험기반의 이론식에 관한 많은 선행연구들(Barth, 1956; Leith and Licht, 1972; Dietz, 1981; Li and Wang, 1989; Iozia and Leith, 1990)이 있으나, 종합해 보면 기 제안된 이론식으로는 원심분리기 형상에 따른 집진효율의 추정에 한계가 있어 보인다.

본 연구에서는 원심 분리기 내부의 회전유동에 대하여 전산 유체역학(Computational fluid dynamics, CFD)을 이용한 수치 시뮬레이션을 수행하여 그 결과를 바탕으로 입자크기에 따른 집진효율을 추정해 보았다. 먼저, CFD 시뮬레이션은 상용 소프트웨어인 STAR-CCM+을 이용하여 원심 분리기 내부의 단상류에 관한 유동해석을 수행하였으며, 시뮬레이션 결과를 실험(Boysan et al., 1983) 및 타 수치 시뮬레이션(Slack et al., 2000)과 비교 검토하여 타당성을 확인하였다. 이후 그 결과를 바탕으로 공기-분체 유동의 단방향(1-way) 연성 시뮬레이션을 통한 집진효율을 산출하여 선행연구자(Dirgo and Leith, 1985)의 실험값 및 기 제안된 이론값들과 비교·검증하였다.

2. 지배방정식

본 연구에서는 필터링 조작에 의한 Grid scale(GS)의 비압축성 유동의 지배 방정식은 연속방정식과 Navier-Stokes 방정식이며, 각각 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_i \bar{u}_j}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\tau_{ij} + 2\nu \bar{S}_{ij}) + f_i \quad (2)$$

여기서 \bar{u}_i 와 \bar{u}_j 는 필터링된 속도벡터, \bar{p} 는 필터링된 압력, f_i 는 체적력, \bar{S}_{ij} 는 Large-scale의 변형율 텐서, τ_{ij} 는 Subgrid-scale의 응력을 나타내며 Sub-grid scale(SGS) 난류를 모델링하기 위해 WALE (Wall-adapting local-eddy viscosity) SGS 모델을 사용하였다.

분체-기체 혼상류 시뮬레이션에서는 라그랑지안 관점의 LPT (Lagrangian particle tracking) 방법을 사용하였고 각 입자에 작용

하는 힘을 식 (3)과 같이 나타내었다.

$$m \frac{dv_p}{dt} = F_d + F_p + F_{vm} + F_g + F_u \quad (3)$$

여기서 F_d 는 항력, F_p 는 압력 구배력, F_{vm} 는 가상 질량력, F_g 는 중력 그리고 F_u 는 사용자 정의에 의한 힘을 나타내며 본 연구에서는 F_{vm} 과 F_u 은 고려되지 않았다.

먼저 각 입자에 작용하는 힘 중 항력에 대해 표기하면 아래 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$F_d = \frac{1}{2} C_d \rho_c A_p |v_s| v_s \quad (4)$$

$$v_s = v - v_p \quad (5)$$

여기서 C_d 는 입자의 항력계수, ρ_c 는 기체의 밀도, A_p 는 입자의 단면적, v_c 는 기체의 속도, v_p 는 입자의 속도, v_s 는 입자의 Slip 속도를 나타낸다. 이 때 항력계수는 구형의 입자를 고려할 수 있는 Schiller and Naumann의 상관식을 이용하여 계수 값이 보정되며 다음과 같이 나타낸다.

$$C_d = \begin{cases} \frac{24}{Re_p} (1 + 0.15 Re_p^{0.687}) & Re_p \leq 1000 \\ 0.44 & Re_p > 1000 \end{cases} \quad (6)$$

단, 입자의 레이놀즈 수 Re_p 는 다음과 같이 정의된다.

$$Re_p = \frac{\rho_c |v_s| D_p}{\mu_c} \quad (7)$$

다음으로 입자에 작용하는 압력에 의한 힘과 중력을 나타내면 다음과 같다.

$$F_p = -V_p \nabla p_{static} \quad (8)$$

$$F_g = m_p g \quad (9)$$

여기서 V_p 는 입자의 부피, p_{static} 는 기체의 정압력, m_p 는 입자의 밀도를 나타낸다.

분체는 균일한 크기의 구형의 입자로 가정하였으며 유체에 의한 분체운동을 재현하기 위해 유체와 분체 및 분체와 분체의 상호 작용이 고려되지 않는 1-way 연성 시뮬레이션을 수행하였다. 1-way 시뮬레이션의 경우, 유체와 분체의 상호작용이 고려되지 않아 상대적으로 2-way 시뮬레이션에 비해 계산 시간에 장점이 있지만, 분체의 크기가 유동에 영향을 줄만큼 클 경우 계산 정확도는 상대적으로 낮다. 하지만 본 연구에서는 LPT 방법의 적용을 통한 수치 시뮬레이션의 정확도 향상에 앞서 적용 가능성을 확인하기 위해 상대적으로 계산 시간에 장점을 가지는 1-way 연성 기법을 적용하였다.

3. 시뮬레이션 조건

3.1 해석모델 및 격자계

CFD 시뮬레이션을 위한 형상은 Fig. 1과 같은 원추형 원심분리기이며 상세한 제원은 Table 1에 요약하였다. 단, Fig. 1(a)의 Probes 1~4는 축방향 속도와 접선방향 속도를 계측하기 위한 위치를 각각 나타낸다. 시뮬레이션을 위한 격자계는 STAR-CCM+에 제공하는 자동격자 생성 방법을 이용하여 생성하였으며 벽면에서 법선방향으로의 최소 격자 사이즈는 $5 \times 10^{-4} \text{m}$ 이고, 격자 수렴성 테스트를 통해 최종적으로 Fig. 2에 나타난 바와 같이 총 300만개의 격자를 사용하였다.

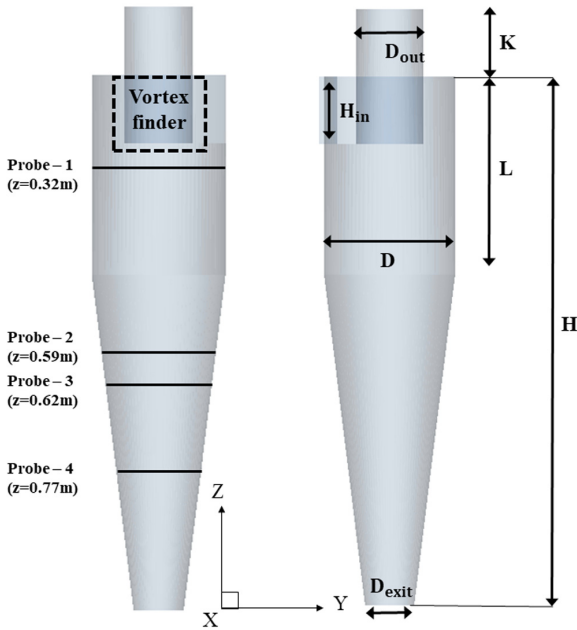


Fig. 1 Schematic view of centrifugal separator (left: measured lines, right: geometrical notation)

Table 1 Details of geometrical notation

Cyclone configuration [Unit : m]			
<i>D</i>	0.205	<i>D_{exit}</i>	0.36 <i>D</i>
<i>D_{out}</i>	0.5 <i>D</i>	<i>H</i>	4 <i>D</i>
<i>H_{in}</i>	0.5 <i>D</i>	<i>L</i>	1.5 <i>D</i>
<i>K</i>	0.75 <i>D</i>		

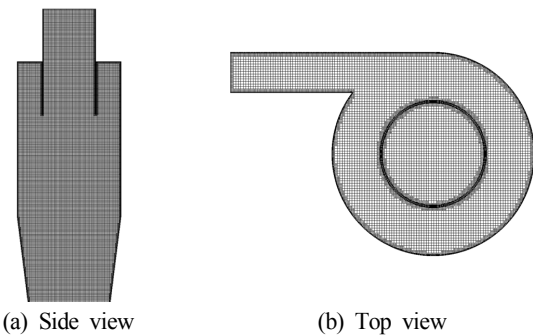


Fig. 2 Grid system for separator

3.2 시뮬레이션 경계조건

입구에서의 유입되는 공기 및 분진의 질량 유량은 Table 2와 같이 단상유동의 경우 0.098kg/s의 공기를, 다상유동의 경우 0.098kg/s의 공기와 0.002kg/s의 분진이 고려되었다. 상부유출구의 경우 대기압 조건을 적용하였으며, 하부유출구의 경우 실험에서는 분진을 수집하기 위한 탱크가 존재하지만 본 연구에서는 Dias et al.(2009)의 선행연구를 참고하여 막혀있는 벽으로 처리하였다. 시뮬레이션의 경계조건은 Fig. 3에 나타내었다. 유입 경계로부터 유입된 유체는 원심분리기의 형상을 따라 전단속도에 의해 선회하게 된다.

Table 2 Mass flow rate for each case

Case	Mass flow [kg/s]	
	Air	Dust
Air	0.098	-
Air + Dust	0.098	0.002

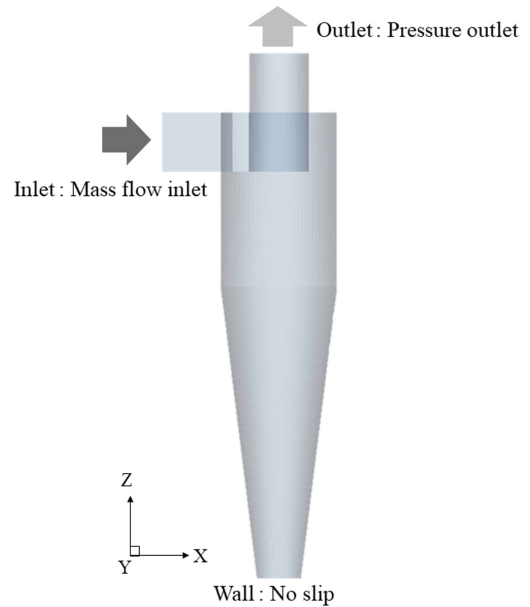


Fig. 3 Boundary condition for separator

4. CFD 시뮬레이션 결과

4.1 단상류 시뮬레이션 결과

수치 시뮬레이션의 적용 가능성을 검증하기 위한 단상류에 대한 수치 시뮬레이션을 수행하였으며, 전술한 4곳의 측정위치에서 축방향과 접선방향 속도를 Slack et al.(2000)의 CFD 시뮬레이션 결과 및 Boysan et al.(1983)의 실험결과와 상호 비교하였다.

Fig. 4에는 원심분리기 내부에서 형성되는 회전유동의 시간에 따른 발달과정을 압력과 함께 나타낸다. 입구에 투입된 유동은 원심분리기 내에서 상부의 외벽을 따라 회전류로 발달하며 $t = 0.2\text{s}$ 부근에는 저면에 도달하게 된다. 이후 $t = 0.3\text{s}$ 이후에는 회전유동의 영향으로 인해 원심분리기의 중심부에는 압력이 상대적으로 낮은 영역이 형성되고 있음을 알 수 있으며, 이 영역에서는 유동이 회전 상승하여 상부의 Vortex finder를 지나 출구로 빠

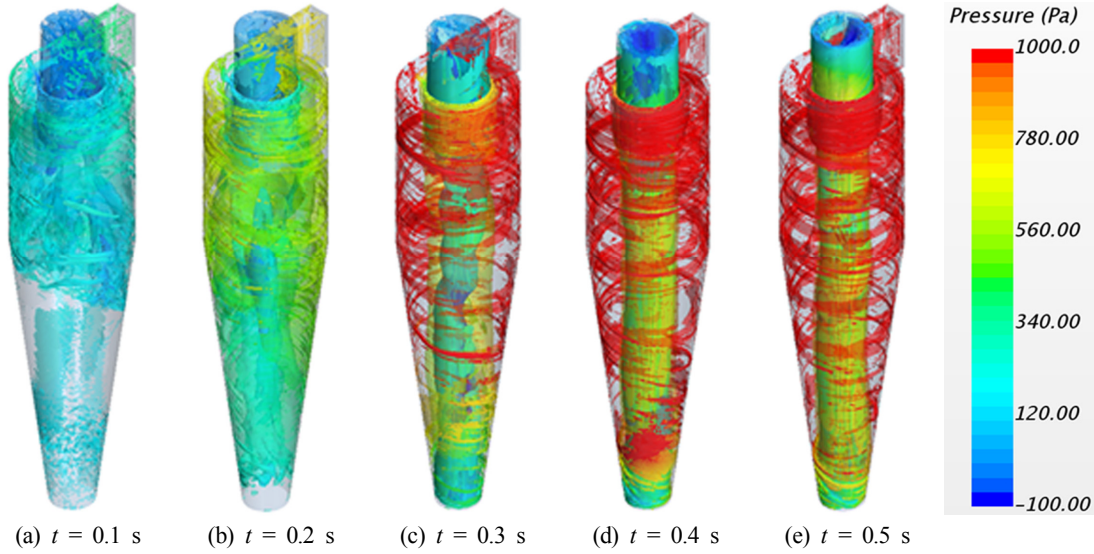


Fig. 4 Time-sequential development of 3D vortical flow in cyclone, in which the color of contour indicates pressure)

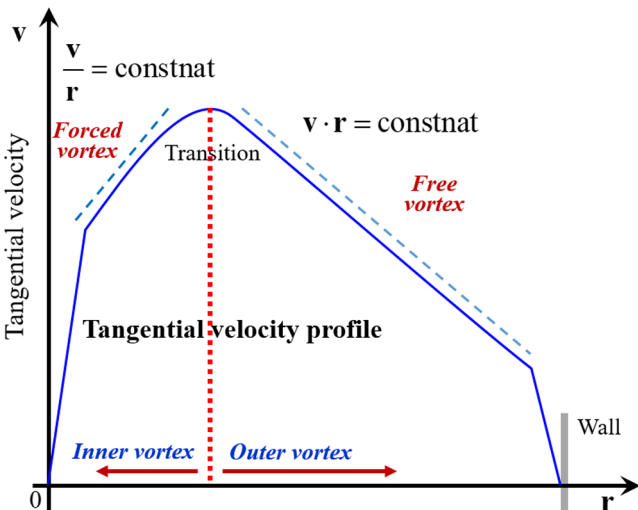


Fig. 5 Vortex region of tangential velocity inside a cyclone

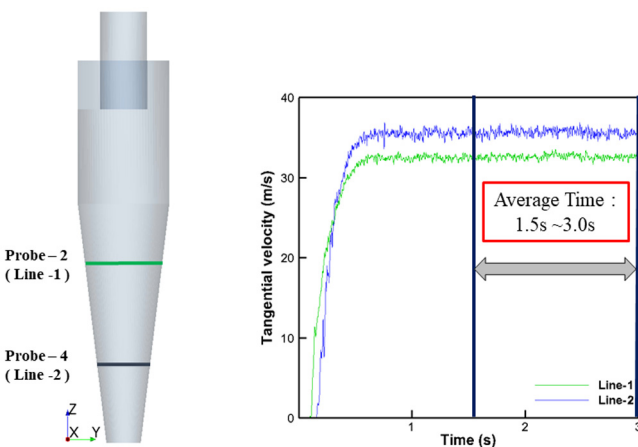


Fig. 6 Tangential velocity in quasi-steady state at probes 2 and 4

저나가는 것을 확인할 수 있다. 일반적으로 원심분리기 내부에서 생성 및 발달되는 회전유동은 Fig. 5에 나타낸 것처럼 접선방향

의 속도 프로파일을 통해 내부(Inner)와 외부(Outer)의 와류영역 (Vortex region)으로 구분되는 특성을 보이는 것으로 알려져 있는데(Wang, 2004), 특히 중심부에서의 내부 와류영역은 Fig. 4에서와 같이 압력 저하로 인해 기인된다는 것을 알 수 있다.

다음으로, 본 CFD 시뮬레이션의 결과 검증을 위해, Fig. 6에 보이는 바와 같이 접선방향 속도성분의 시계열 결과로부터 유동장이 안정화된 $t=1.5s\sim 3.0s$ 동안 축방향 및 접선방향의 속도 성분을 각각 평균하여 실험 및 타 CFD 시뮬레이션 결과와 비교하였다. Figs. 7-10에서 확인할 수 있듯이, 접선방향 속도성분의 분포뿐만 아니라 축방향 속도성분의 분포에서도 전술한 내부 및 외부의 와류영역이 뚜렷이 구분되어 나타나며 모든 측정위치에서 실험값과 정성적으로 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 보다 정량적인 비교를 위하여 각 속도 성분의 실험결과 대비 시뮬레이션 결과의 정확도를 식 (10)를 통해 산출하여 Fig. 11에 나타낸다. 결과적으로 본 시뮬레이션 및 타 시뮬레이션 결과(Slack et al., 2000)는 실험에 비하여 각각 96.4%와 85.8%의 평균적인 상대오차를 보이는 것으로 확인되었다. 양 시뮬레이션의 크나 큰 차이점이라고 한다면, 난류모델로서 동일한 Large eddy simulation(LES) 모델을 사용하였으나 SGS의 Eddy를 구현하기 위해 Slack et al.(2000)의 경우는 Renormalization group의 Subgrid scale(RNG-SGS) 모델(Yakhot et al., 1989)을 사용한 점과, 격자시스템의 효율성을 고려했다는 점 등을 들 수 있다. 이를 통해 본 시뮬레이션의 결과가 실험값에 보다 근접한 결과를 보인다는 것을 의미한다고 할 수 있다.

$$Accuracy(\%) = \frac{v_{vm}}{v_{exp}} \times 100 \tag{10}$$

여기서 v_{vm} 는 각 속도성분의 시뮬레이션 결과, v_{exp} 는 각 속도성분의 실험결과를 나타낸다.

4.2 공기-분체의 분리 효율

원심분리의 효율을 추정하기 위하여 공기-분체의 유동은

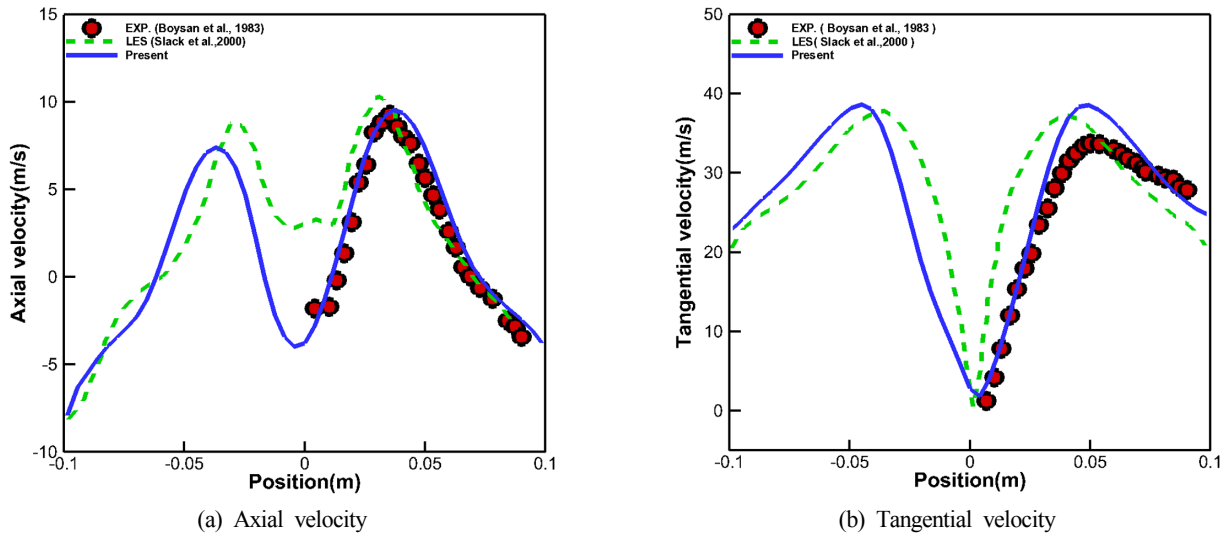


Fig. 7 Comparison of velocity components with experimental and other CFD results at probe 1

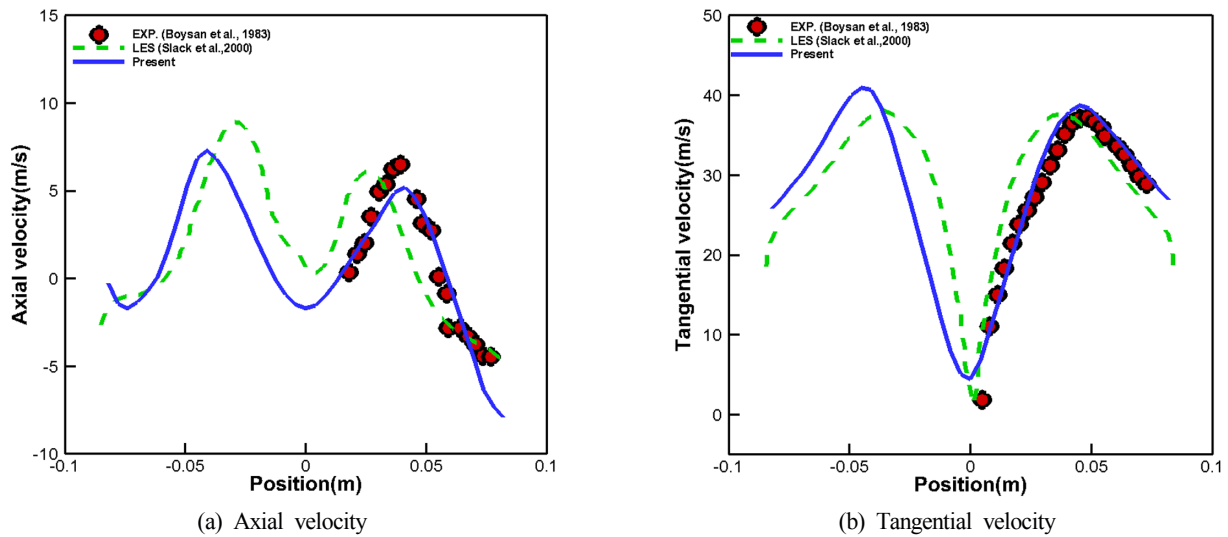


Fig. 8 Comparison of velocity components with experimental and other CFD results at probe 2

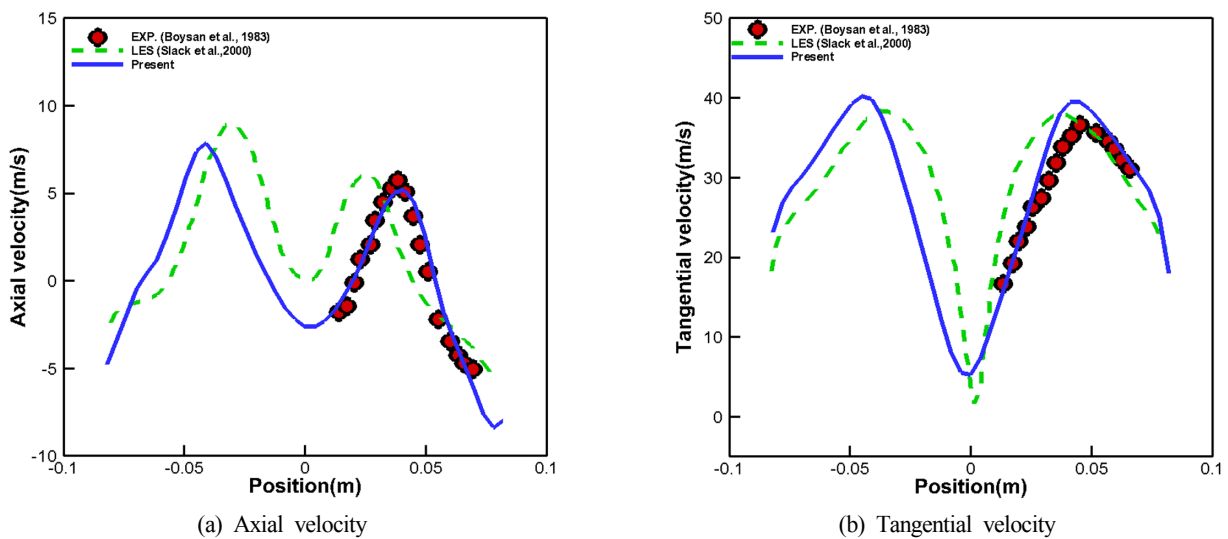


Fig. 9 Comparison of velocity components with experimental and other CFD results at probe 3

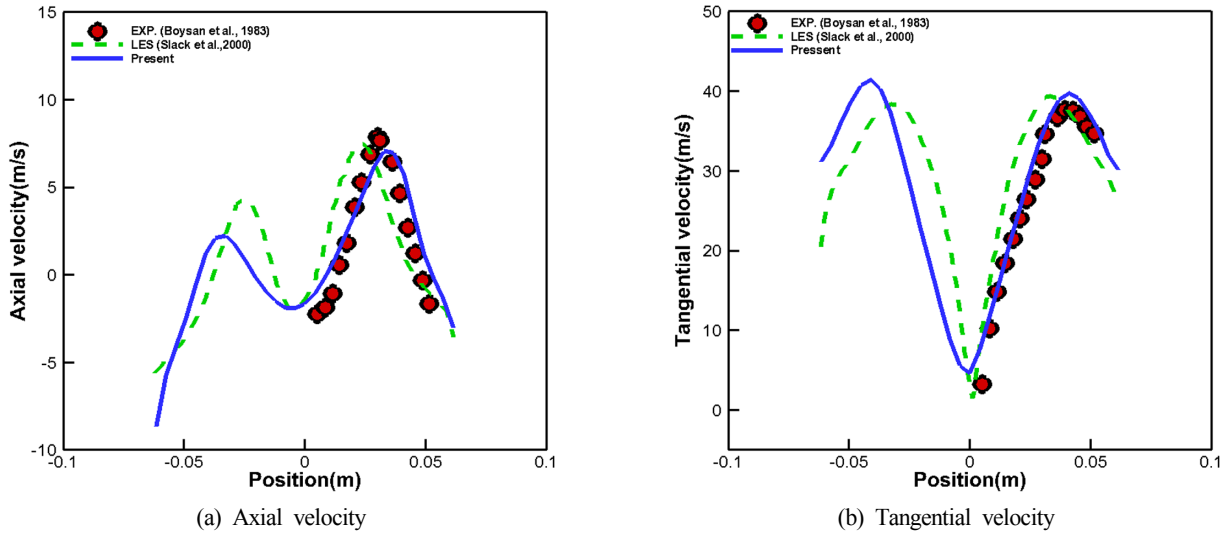


Fig. 10 Comparison of velocity components with experimental and other CFD results at probe 4

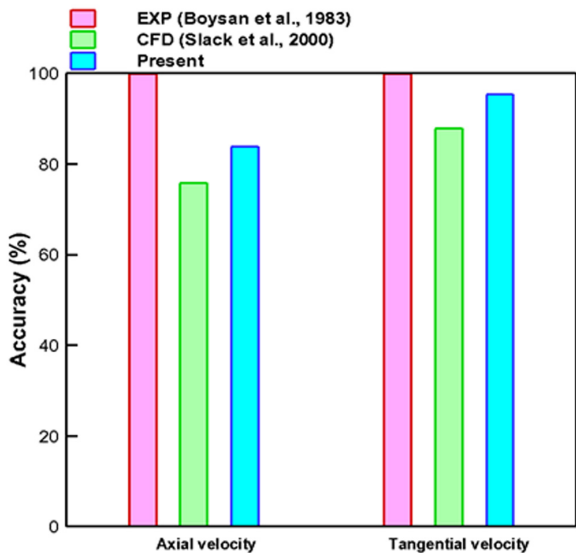


Fig. 11 Relative errors of accuracy with respect to experimental results at whole probes

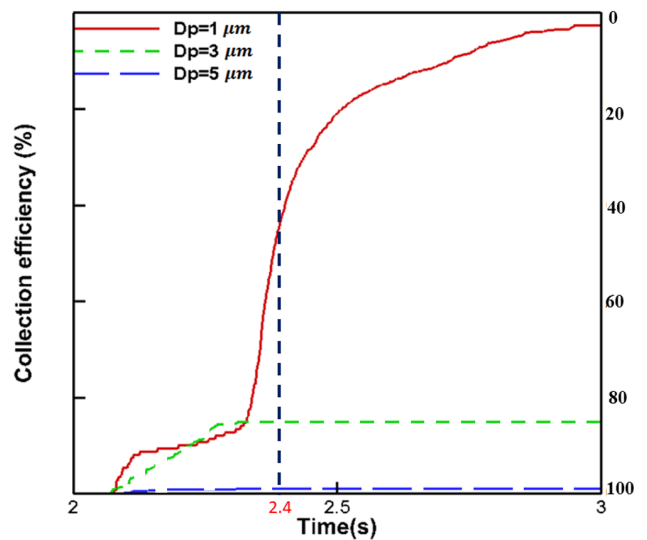


Fig. 12 Collection efficiency against particle sizes

Eulerian-Lagrangian의 단방향(1-way) 연성 해석으로 수행하였으며 Lagrangian particle를 이용하여 구 형상의 분체를 구현하였다. 분리효율은 유입된 분체의 양과 유출된 분체의 양을 통해 식 (11)과 같이 산출하였고 이를 실험값과 비교하였다. 이 때 분체 입자의 크기는 각각 1, 3, 5 μm 를 고려하였으며, 유출 경계에서 유출된 입자수를 측정하여 분리효율을 산출하였다.

$$\eta = \left(1 - \frac{m_{outlet}}{m_{inlet}}\right) \times 100 \quad (11)$$

여기서 η 는 분리효율, m_{outlet} 은 Gas outlet으로 빠져나간 입자수 그리고 m_{inlet} 은 원심분리기 입구로 투입된 입자수를 각각 나타낸다.

Fig. 12는 시간에 따른 입자별 분리효율의 변화 특성을 나타내며, 입자크기에 따른 거동을 확인하기 위해 Vortex finder에

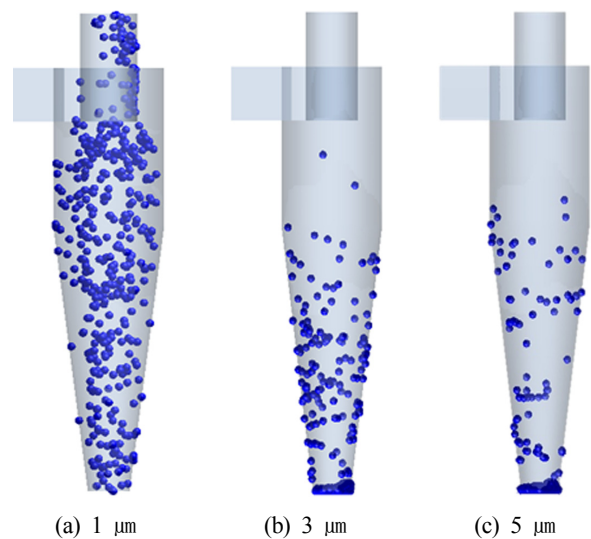


Fig. 13 Distribution of particles for different particle sizes ($t = 2.4 \text{ s}$)

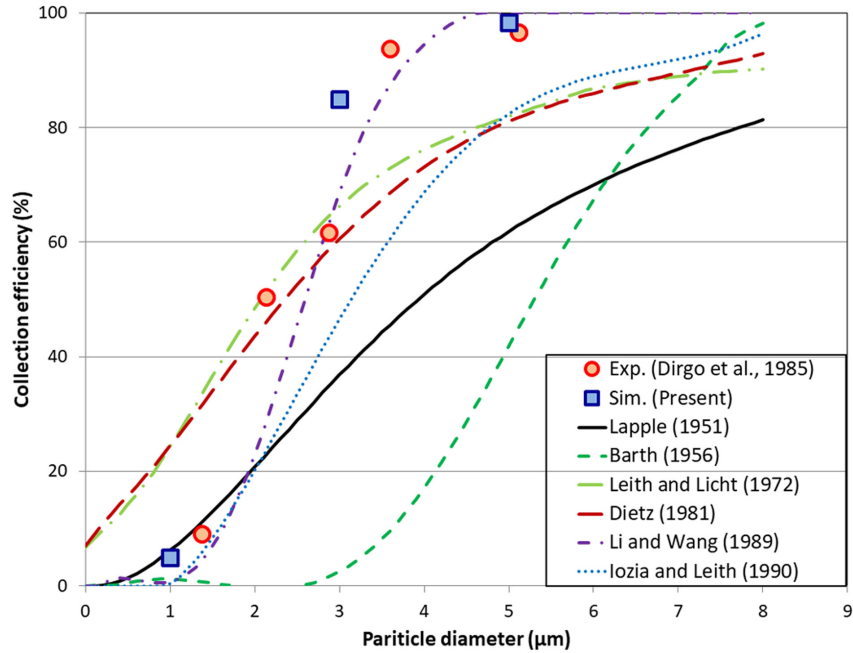


Fig. 14 Collection efficiency compared with experiment and empirical formulae

의한 1차 분리가 끝난 시점인 $t=2.4s$ 에서 입자별 거동을 가시화하여 Fig. 13에 나타낸다. 시간에 따라 입자별 분리 특성이 명확히 구분되며, 상대적으로 입자의 크기가 가장 작은 $1\mu m$ 의 경우 $t=2.1s$ 부근에서 입구로부터 투여된 입자 중 일부가 일차적으로 Vortex finder로 빠져나가고 나머지는 원심분리기 내에서 약 0.3초간의 체류시간을 가진 뒤 내부 와류영역을 통해 상승 회전을 하며 거의 모든 입자들이 Vortex finder를 지나 출구로 빠져나가는 것을 확인하였다. 반면 $3\mu m$ 와 $5\mu m$ 의 경우 투여된 입자들이 $t=2.5s$ 이후에는 Vortex finder로 빠져나가지 못하고 원심분리기 내에서 체류하는 것을 확인하였다.

최종적으로 분체-기체 유동의 단방향 연성 시뮬레이션을 통해 각 분체 크기별 집진효율을 선행연구자의 실험값(Dirgo et al., 1985) 및 다양한 이론값들을 비교하여 Fig. 14에 나타낸다. 전반적으로 입자의 크기가 커질수록 집진효율이 커지는 경향이 나타나는데, 실험과 비교하였을 때 Li and Wang(1989)이 제시한 이론식이 타 이론식보다 상대적으로 유사한 경향을 보였으며 평균 7.3%의 오차를 보였다. 본 시뮬레이션에서 얻은 집진효율은 실험과 비교하였을 때 해석한 입자크기가 달라 직접적인 비교는 곤란하지만, 최소사승법에 의한 평균오차를 산출하였을 때 5.8%의 차이를 보였다. 실험값과의 오차는 단상류 해석결과로 기인된 오차와 분체와 유체간의 상호작용 및 분체-분체간의 충돌모델이 엄밀히 고려되지 않는 단방향 방식의 수치 시뮬레이션으로 인해 발생한 것으로 판단된다.

5. 결 론

본 논문에서는 분진 원심분리기 내부유동의 특성을 파악하기 위해 상용 점성유동 해석 프로그램인 STAR-CCM+를 이용하여 단상유동에 대한 수치 시뮬레이션을 수행하였다. 그 결과 원심분리기 내부에서 발생하는 회전유동의 내부와 외부의 와류영역

(Vortex region) 특성을 파악할 수 있었으며, 선행 CFD 시뮬레이션(Slack et al., 2000)의 결과에 비해 실험결과(Boysan et al., 1983)와 정성적 및 정량적으로 보다 더 잘 일치하는 것을 확인하였다.

또한 단상유동 결과를 기반으로 공기-분체에 관한 Eulerian-Lagrangian의 단방향 연성 해석에 의한 혼상류 시뮬레이션을 수행하여 공기-분체 분리 효율에 관한 실험값(Dirgo and Leith, 1985) 및 선행연구에서 제시된 이론값들과 비교하였으며, 본 시뮬레이션의 결과가 실험값에 매우 근접한 결과를 보였다. 다만 실험값과의 차이는 본 시뮬레이션에서 단상류 해석결과의 오차와 공기-분체간의 상호작용 및 분체-분체간의 충돌모델이 엄밀하게 고려되지 않은 단방향 연성 해석에 기인한 것으로 판단되며, 보다 엄밀한 해를 얻기 위하여 고정확도의 단상류 해석결과 및 공기-분체간의 상호작용을 고려할 수 있는 연성해석기법 도입이 필요할 것으로 보인다.

향후 본 연구를 바탕으로 드릴링 시스템에서 원심분리기가 적용되는 문제에 대해, 다양한 유체 조합의 혼상유동과 복잡한 형상을 갖는 원심분리기에서의 CFD 시뮬레이션 수행이 가능할 것이며, 이를 통해 머드 핸들링 시스템에 대한 이해 및 기술개발에 적극 활용될 수 있을 것으로 기대된다.

후 기

이 논문은 부산대학교 기본연구지원사업(2년)에 의하여 연구되었음.

References

- Barth, W., 1956. Design and Layout of the Cyclone Separator on the Basis of New Investigation. Brennstoff-Warme-Kraft, 8, 1-9.

- Bernardo, S., Mori, M., Peres, A.P., Dionisio, R.P., 2006. 3-D Computational Fluid Dynamics for Gas and Gas-particle Flows in a Cyclone with Different Inlet Section Angles. *Powder Technology*, 162(3), 190-200. <https://doi.org/10.1016/j.powtec.2005.11.007>
- Boysan, F., Ewan, B.C.R., Swithenbank, J., Ayers, W.H., 1983. Experimental and Theoretical Studies of Cyclone Separator Aerodynamics. *ICHEME Symposium Series*, 69, 305-320.
- Cooper, C.D., Alley, F.C., 1994. *Air Pollution Control; A Design Approach*. Prospect Heights, Ill, Waveland Press, Inc.
- Dias, D.B., Mori, M., Martignoni, W.P., 2009. Boundary Condition Effects in CFD Cyclone Simulations. 8th World Congress of Chemical Engineering (WCCE8), Montreal.
- Dietz, P.W., 1981. Cyclone Collection Efficiency : Collection Efficiency of Cyclone Separators. *AIChE Journal*, 27(6), 888-892. <https://doi.org/10.1002/aic.690270603>
- Dirgo, J., Leith, D., 1985. Cyclone Collection Efficiency: Comparison Experimental Results with Theoretical Predictions. *Aerosol Sciences and Technology*, 4(4), 401-415. <https://doi.org/10.1080/02786828508959066>
- Elsayed, K., 2011. Analysis and Optimization of Cyclone Separators Geometry Using RANS and LES. PhD Thesis, Vrije Universiteit Brussel.
- Elsayed, K., Lacor, C., 2013. CFD Modeling and Multi-objective Optimization of Cyclone Geometry Using Desirability Function, Artificial Neural Networks and Genetic Algorithms. *Applied Mathematical Modelling*, 37(8), 5680-5704. <https://doi.org/10.1016/j.apm.2012.11.010>
- IoZIA, D.L., Leith, D., 1990. The Logistic Function and Cyclone Fractional Efficiency. *Aerosol Science and Technology*, 12(3), 598-606. <https://doi.org/10.1080/02786829008959373>
- Lapple, C.E., 1951. Processes Use Many Collector Types. *Chemical Engineering*, 58(5), 144-151.
- Leith, D., Licht, W., 1972. The Collection Efficiency of Cyclone Type Particle Collectors: a New Theoretical Approach. *AIChE Symposium Series*, 68(126), 196-206.
- Li, E., Wang, Y., 1989. A New Collection Theory of Cyclone Separators. *AIChE Journal*, 35(4), 666-669. <https://doi.org/10.1002/aic.690350419>
- Papoulias, D., Lo, S., 2015. Advances in CFD Modeling of Multiphase Flows in Cyclone Separators. *Chemical Engineering Transactions*, 43, 1603-1608.
- Slack, M.D., Prasad, R.O., Bakker, A., Boysan, F., 2000. Advances in Cyclone Modelling Using Unstructured Grids. *Trans IChemE*, 78(Part A), 1098-1104.
- Wang, L., 2004. Theoretical Study of Cyclone Design. PhD Thesis, Texas A&M University.
- Xiang, R.B., Lee, K.W., 2005. Numerical Study of Flow Field in Cyclones of Different Height. *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification*, 44(8), 877-883. <https://doi.org/10.1016/j.cep.2004.09.006>
- Yakhot, A., Orszag, S.A., Yakhot, V., Israeli, M., 1986. Renormalization Group Formulation of Large-Eddy Simulation. *Journal of Scientific Computing*, 4(2), 139-158.

Design Enhancement to Avoid Radar Mast Resonance in Large Ship using Design of Experiments

Jun Hyeong Park^{ID*}, Daeyong Lee^{ID**}, Jung-Wook Yang^{ID***} and Chang Yong Song^{ID***}

^{*}Daehan Shipbuilding Co. Ltd., Jeonnam, Korea

^{**}Structure Research Group, POSCO, Incheon, Korea

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

실험계획법을 이용한 대형 선박용 레이더 마스트의 공진회피 설계

박준형^{ID*} · 이대용^{ID**} · 양정욱^{ID***} · 송창용^{ID***}

^{*}대한조선(주)

^{**}포스코 구조연구그룹

^{***}목포대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Radar mast 레이더 마스트, Resonance avoidance 공진회피, Design of experiments 실험계획법, Normal mode analysis 고 유모드해석, Sea trial test 시운전 시험

ABSTRACT: Recently, problems with excessive vibration of the radar masts of large bulk carriers and crude oil tankers have frequently been reported. This paper explores a design method to avoid the resonance of a radar mast installed on a large ship using various design of experiment (DOE) methods. A local vibration test was performed during an actual sea trial to determine the excitation sources of the vibration related to the resonant frequency of the radar mast. DOE methods such as the orthogonal array (OA) and Latin hypercube design (LHD) methods were used to analyze the Pareto effects on the radar mast vibration. In these DOE methods, the main vibration performances such as the natural frequency and weight of the radar mast were set as responses, while the shape and thickness of the main structural members of the radar mast were set as design factors. From the DOE-based Pareto effect results, we selected the significant structural members with the greatest influence on the vibration characteristics of the radar mast. Full factorial design (FFD) was applied to verify the Pareto effect results of the OA and LHD methods. The design of the main structural members of the radar mast to avoid resonance was reviewed, and a normal mode analysis was performed for each design using the finite element method. Based on the results of this normal mode analysis, we selected a design case that could avoid the resonance from the major excitation sources. In addition, a modal test was performed on the determined design to verify the normal mode analysis results.

1. 서 론

선박의 진동 문제는 선원의 쾌적한 근무환경 유지뿐만 아니라 과대 진동응답에 의한 선체 구조와 의장품의 피로파괴를 방지하기 위해 ISO(International Organization for Standardization)와 같은 국제표준 및 선급에서 제시하는 진동허용치가 지속적으로 강화되어 오고 있다(ABS, 2006; DNV, 2011; ISO, 2016; LR, 2015). 선박진동에서 일반적으로 선박의 주기관과 프로펠러로부터 발생하는 기진력 주파수를 기준으로 낮은 주파수 영역 내에서 발생하는 저주파 진동은 선체구조에 영향을 주며, 상대적으로 높은 주파수 영역 내에서 발생하는 고주파 진동은 주로 선

실 및 콤파스 데크(Compass deck) 상부에 설치되는 항해 통신용 의장품 등에 영향을 미치게 된다(KR, 2014). 회전 구동 장치의 기진력 주파수와 수진체의 고유진동수 주파수가 일치하게 되면 공진(Resonance)이 발생하게 되는데, 선박의 경우 공진 시에 과대 진동 현상이 나타나고 심한 경우 선체나 의장품의 파손을 야기할 수 있다. 특히 주기관의 상용출력 영역에서 기진력 주파수와 의장품의 공진이 발생할 경우 선실 및 의장품에 심각한 진동 문제를 야기 할 수 있다. 최근 선박 구조의 경량화, 추진효율 향상 등의 영향으로 선박의 구조설계시 전선진동(Global vibration) 뿐만 아니라 국부진동(Local vibration)의 고려가 충분히 이루어져야 한다. 특히 레이더 마스트는 선박에서 상대적으로 강도가

Received 15 November 2018, revised 11 December 2018, accepted 13 December 2018

Corresponding author Chang Yong Song: +82-61-450-2732, cysong@mokpo.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-1098-4205>

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

취약한 콤포스 데크 상부에 취부되는 중량 구조물이기 때문에 과도한 국부진동이 발생하게 되면 구조적인 파손이나 항해통신 장비의 손상 우려가 있다.

선박의 국부 및 의장품 진동에 관한 다양한 연구가 수행되어 오고 있다. Kong et al.(2005)은 최적화기법으로 전역최적화 알고리즘인 무작위 타부 탐색법을 이용하고 수치해석으로 범용 유한요소해석 프로그램인 NASTRAN의 외부호출형 최적화 기법을 이용하여 콤포스 갑판의 국부진동해석을 수행하였으며, 이를 통해 콤포스 갑판의 웹과 거더의 최적크기를 결정하여 진동모드에서 변위 폭이 가장 크고 민감한 부분의 강성을 증가시키는 것이 가장 합리적인 보강방법임을 파악하였다. Kim et al.(2011)은 선박에 설치된 발전기세트에 대해 계산된 고유진동수와 선박 운항 조건에서 진동 응답으로부터 구한 고유진동수의 차이를 파악하여 선박 기진력을 고려한 발전기세트 공진 회피 설계를 위해 다양한 조건에서의 진동 계측 및 예측을 수행하였다. Lee et al.(2014) 선박에 적용된 톱 브레이싱의 형식에 따른 엔진 본체진동의 특성을 평가하고 엔진 본체진동을 보다 효율적으로 제어하기 위한 방안에 대해서 고찰하였다. Kim et al.(2014)은 탄성지지를 통한 진동절연으로 다양한 선박의 기관 의장품의 진동제어 방법을 고찰하였다. Park et al.(2016)은 선박의 엔진과 축계의 자유진동해석과 엔진 폭발에 의한 강제진동해석을 수행하고, 플라이휠에 부진동 장치인 동흡진기를 설치하여 진동을 줄이는 방법을 제안하였다.

본 연구에서는 대형 상선에 장착되는 항해 통신용 레이더 마스트(Radar mast)의 주기관 상용 운전 영역에서 발생하는 공진 문제를 해결하기 위해 다양한 실험계획법(Design of experiments, DOE)을 이용하여 공진을 회피할 수 있는 합리적인 설계방안을 탐색하였다. 주기관 상용 운전 영역에서 레이더 마스트의 높은 진동응답이 발생한 이력이 있는 선종을 대상으로 진동응답의 크기와 관련된 가진원(Excitation sources) 주파수를 파악하기 위해 해상 시운전 진동계측을 수행하였다. 레이더 마스트의 공진 회피 설계방안을 검토하기 위해 유한요소법(Finite element method, FEM)을 이용한 진동해석모델을 생성한 후 진동해석 결과를 해상 시운전 진동계측 결과와 비교하여 해석모델의 정확도를 검증하였다. 레이더 마스트의 공진을 회피할 수 있는 설계 개선 방안을 탐색하기 위해 직교배열법(Orthogonal array, OA)과 라틴방격법(Latin hypercube design, LHD)과 같은 DOE 방법을 이용하여 레이더 마스트의 주요 구조부재의 진동특성에 대한 영향도를 평가하였다. DOE를 통한 레이더 마스트의 진동 영향도 평가를 위해 레이더 마스트의 주요 구조부재 형상과 두께는 설계인자로 설정하였고, 고유진동수와 중량은 응답치로 설정하였다. DOE 기반 진동 영향도 평가를 통해 레이더 마스트의 진동특성 상에 영향도가 가장 높은 구조 부재들을 선정하여 구조 개선을 검토하였다. 또한 OA와 LHD로 부터의 진동 영향도 평가 결과는 전인자설계법(Full factorial design, FFD)을 적용하여 검증하였고, DOE 방법에 따른 영향도 산출 결과의 특성을 비교하였다. DOE 방법을 적용하여 레이더 마스트의 구조개선을 통해 주기관 상용 운전 영역에서 주요 가진원과의 공진을 회피할 수 있는 설계안을 결정하였다. 개선된 설계안의 검증을 위해 실제 레이더 마스트를 제작한 후 진동시험을 수행하여 설계개선

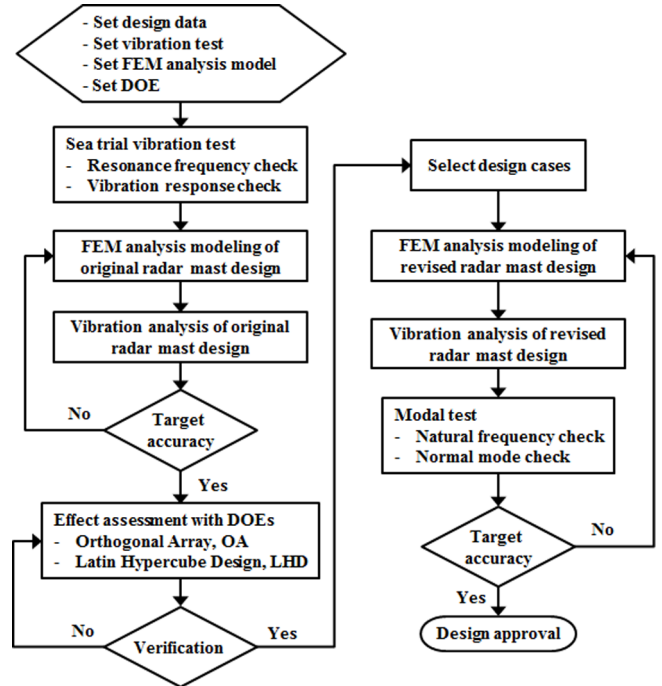


Fig. 1 Design enhancement procedure for radar mast vibration

안의 진동해석 결과와 비교하였다. 전체적인 연구 수행과정은 Fig. 1의 흐름도에 도식적으로 정리하였다.

본 논문은 2장에서 초기 레이더 마스트의 진동현상과 진동해석 모델 구성에 대한 내용을 기술하였고, 3장에서 DOE 이론에 대한 간략한 검토와 DOE를 통한 진동 영향도 평가 및 설계변경안 도출에 대한 내용을 기술한 후, 설계변경안의 진동해석 및 시험 결과의 내용을 정리하였다. 마지막으로 결론 내용을 정리하는 형태로 구성하였다.

2. 시운전 및 유한요소해석에 의한 진동평가

2.1 레이더 마스트의 진동현상 및 설계 개요

선박용 레이더 마스트는 항해 통신용 레이더 스캐너, 안테나, 각종 등(Light)을 탑재하는 특수 목적의 철의장 구조로서 선실 최상단부인 콤포스 데크에 설치된다. 레이더 마스트는 다른 선체나 선실 구조보다 상대적으로 강도가 취약한 콤포스 데크 상부에 설치되는 중량 구조물이기 때문에 과도한 국부진동이 발생하게 되면 구조적인 파손이나 항해통신용 장비의 손상 우려가 있다. 본 연구에서 고려한 레이더 마스트는 재화중량톤수 (Dead weight tonnage, DWT) 100,000DWT이상의 벌크 운반선, 원유 운반선, 정유제품 운반선 등의 대형 상선에 공용으로 적용되며, 설계 제원은 Fig. 2에 나타내었다.

Fig. 2에 나타나 있는 것처럼, 높이 13.3m의 철골구조인 레이더 마스트는 직경 40인치 강관소재인 마스트 바디(Mast body, B01), 지지용 브라켓(B02, B03), 수직 사다리(B05, B06), 각종 항해통신 장비 부착용 서포트(Support) 등으로 구성되어 있다. 레이더 마스트의 과도한 진동은 선박의 선실부분인 상부구조를 통해 전달된 기진력 성분에 의해 발생한다. 선박의 상부구조는 추진기의 날개 주파수 성분 기진력이나 주기관의 고차 성분 기

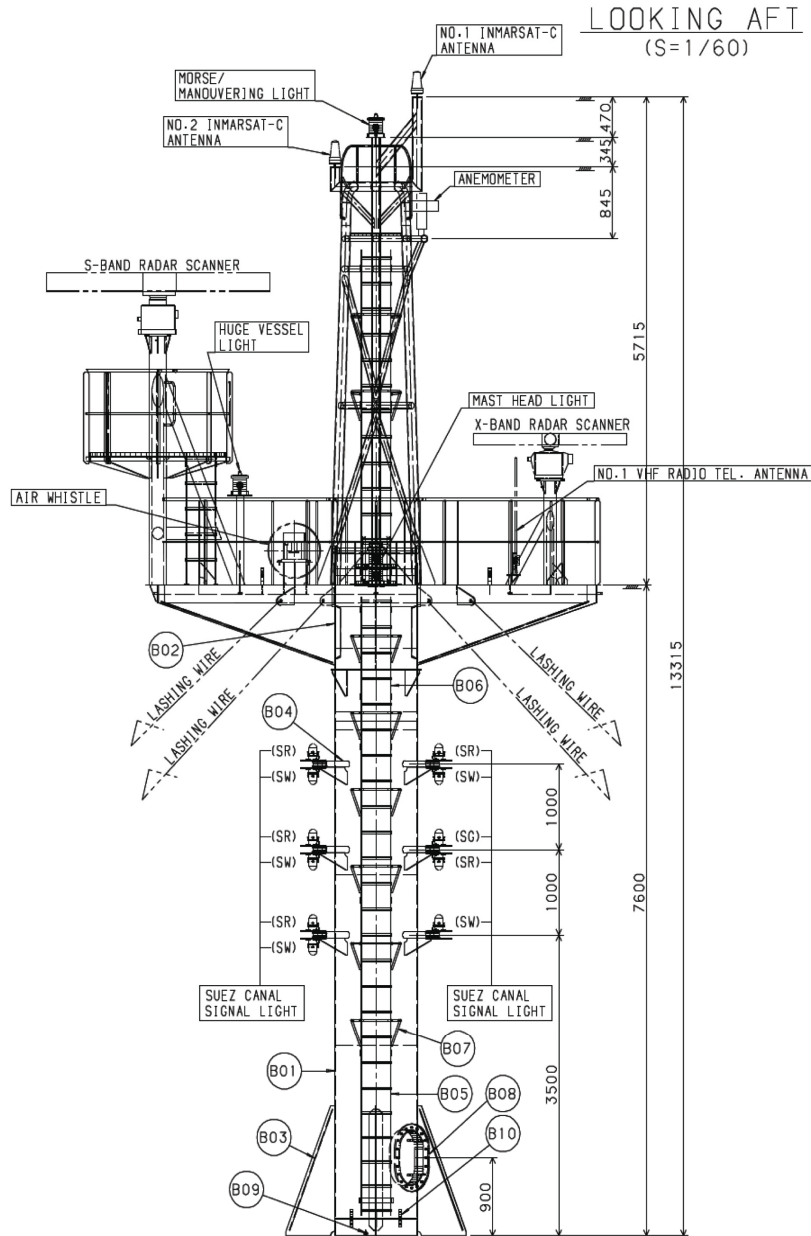


Fig. 2 Design specification of radar mast

진력과 공진할 가능성이 높은 것으로 보고되고 있으며(KR, 2014), 상부구조 최상단에 설치되는 레이더 마스트도 유사한 기진력 성분에 의해 공진이 발생할 가능성이 높다. 레이더 마스트의 진동모드는 선박의 길이 방향으로의 전후진동 모드와 선박의 폭 방향으로의 수평진동 모드가 기본 고유진동모드로 나타나며, 이에 대한 공진회피 설계가 중요하다. 세장비가 큰 구조인 레이더 마스트는 고유진동수가 낮기 때문에 상용 운항 영역에서 공진발생의 가능성이 매우 높다. 레이더 마스트의 진동 감소를 위한 설계방안은 마스트 바디의 높이 낮추고 단면강성을 강화하여 레이더 마스트의 고유진동수를 상용 운항 영역보다 높이는 것이 이상적이지만, 항해 통신용 레이더 스캐너의 탐색 기능에 필요한 높이가 확보되어야하기 때문에 실현이 용이하지 않다(KR, 2014). 또한 마스트 바디의 높이를 유지하면서 단면강성만 강화할 경우 중량이 과도하게 증가하게 되므로 적절한 설

계방안으로 적용하기 어렵다. 따라서 레이더 마스트의 과도한 진동이 발생할 경우, 공진 회피를 위한 실질적인 설계개선은 필요한 높이를 유지하면서 중량이 증가되지 않는 방안을 탐색하는 것이라고 할 수 있다.

2.2 시운전 진동평가

주기관 상용 운전 영역에서 레이더 마스트의 높은 진동응답이 발생한 이력이 있는 산적화물선을 대상으로 진동응답의 크기와 관련된 가진원 주파수를 파악하기 위해 해상 시운전 진동계측을 수행하였다. 시운전 대상 선박은 벌크 운반선이었으며, 선박의 주요목과 추진장치의 사양은 Table 1에 나타내었다.

시운전 해역은 제주도 인근이었으며, 해상상태는 보퍼트 등급(Beaufort scale) 2로 온화한 환경이었다. 진동계측 장비는 National Instruments사의 디지털 입력 모듈시스템 및 FFT(Fast fourier

Table 1 Principal dimensions and propulsion system specifications

Contents		Particulars
Ship particulars	Length overall	292.0 m
	Breadth	45.0 m
	Depth	25.0 m
Main engine particulars	Type	2 Strokes
	No. of cylinder	6 EA
	Power at MCR	15,5000 kW at 70 rpm
	Power at NCR	12,010 kW at 64 rpm
Propeller particulars	Type	Fixed pitch propeller
	No. of blades	4 EA

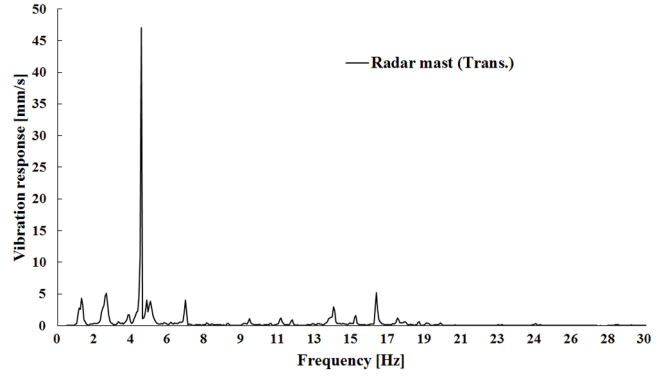
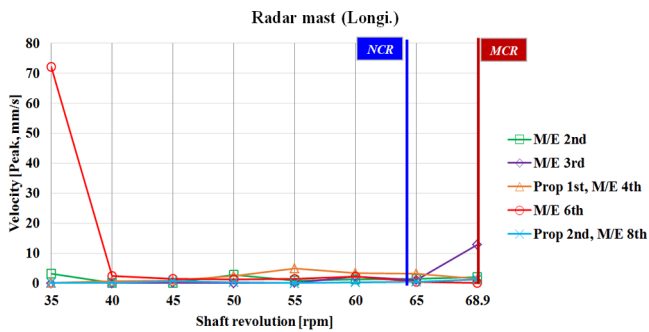
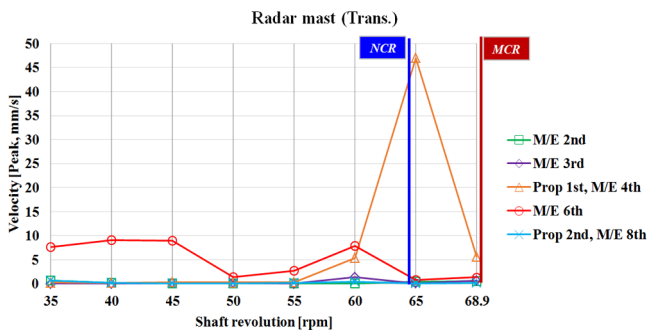


Fig. 4 Frequency response results of radar mast at sea trial - Trans. direction



(a) Longitudinal direction



(b) Transverse direction

Fig. 3 Vibration response results of radar mast at sea trial

transformation) 분석기와 CTC사의 WT135-1D 가속도센서를 사용하였다. 가속도센서는 레이더 마스트 최상단부 마스트 바디에 선박의 종(Longi.)과 횡(Trans.) 방향으로 각각 부착하였다. 진동응답은 레이더 마스트용 Lashing wire를 체결하지 않은 상태에서 주기관 회전수를 35rpm부터 최대연속출력 회전수까지 5rpm 간격으로 속도 값을 측정하였다. 레이더 마스트의 시운전 진동응답 결과는 주요 기진력인 주기관(M/E) 2차, 3차, 6차와 프로펠러(Prop.) 1차, 2차 성분 별로 분리하여 Fig. 3에 나타내었다.

Fig. 3에 나타난 바와 같이 레이더 마스트의 종방향 진동응답은 주기관의 초기 계측 rpm인 35rpm에서 과도한 진동이 발생하였으나 상용운항 영역(Normal continuous rating, NCR)에서는 진동응답이 낮게 나타난 반면, 횡방향 진동응답은 NCR 영역에서 프로펠러 1차 기진력에 의한 높은 진동응답이 관측되었다. NCR 영역에서 레이더 마스트의 횡방향에 대한 주파수 응답 계측결

과는 Fig. 4에 나타내었다.

Det Norske Veritas(DNV)선급에서는 선박의 강구조가 과도한 진동으로 인해 파손이 발생할 수 있는 범주를 4~200Hz 영역에서 45mm/s로 규정하고 있다(DNV, 2011). Fig. 4에 나타난 바와 같이 프로펠러 1차 기진력 주파수인 4.3Hz에서 47mm/s의 진동응답이 발생하였으며, DNV선급의 강구조 진동 제한치인 45mm/s를 초과하는 것으로 나타났다. 35rpm 구간은 선박이 거의 운항하지 않는 영역이나, NCR 영역은 선박의 운항 비율의 대부분을 차지하기 때문에 레이더 마스트의 높은 진동응답을 낮추기 위한 설계 개선이 필요하다고 판단되었다.

2.3 FEM을 이용한 진동해석

앞서의 시운전 진동평가에서 나타난 바와 같이 주요 기진력과 공진을 회피할 수 있는 레이더 마스트의 설계 변경안을 검토하기 위해 본 연구에서는 DOE 기반 진동 영향도 평가를 수행하고자 한다. DOE 방법을 적용하기 위해서는 다양한 설계인자의 변동 데이터가 필요한데, 계측 기반의 시험적 방법을 적용하게 되면 과도한 비용과 시간이 요구된다. 따라서 본 연구에서는 FEM을 이용하여 정확도가 확보된 고유진동 해석모델을 생성하

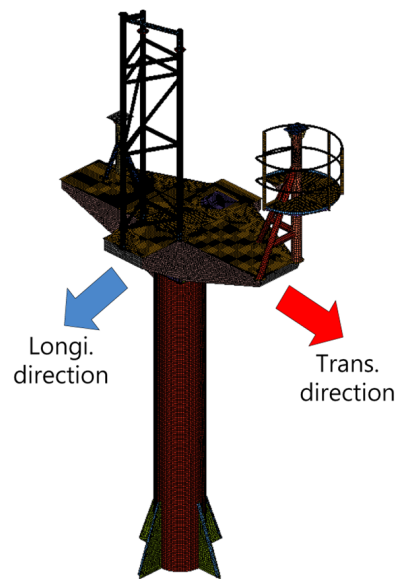


Fig. 5 Finite element model of radar mast

고 이를 DOE 기반 진동 영향도 평가에 적용하고자 하였다. 고유진동 해석모델은 Fig. 2에 나타난 설계제원을 토대로 3차원 캐드 데이터를 생성하고 이를 이용하여 유한요소 모델을 구성하였다. 레이더 마스트의 구조가 아닌 항해통신 장비 등은 질량특성만 고려하였다. 레이더 마스트의 유한요소 모델은 쉘(Shell) 요소와 집중질량(CONM2) 요소를 사용하여 129,428개의 절점과 131,513개의 요소로 구성하였고, 재료 물성치는 밀도 7,850kg/m³, 탄성계수 210GPa, 프와송 비(Poisson's ratio) 0.3인 일반강재를 적용하였다. 또한 유한요소 모델의 중량을 확인하여 실제 레이더 마스트의 중량과 동일하도록 구성하였다. 고유진동 해석을 위한 유한요소모델의 형상은 선박의 중방향 및 횡방향 표시와 함께 Fig. 5에 나타내었다.

레이더 마스트의 고유진동 해석을 위한 하부 경계조건은 콤팩트 데크와 연결되는 절점 상에서 선실 구조의 지지 스프링 강성을 고려하였다. 레이더 마스트의 하부 경계조건을 단순히

변위 자유도만 구속하여 고려할 경우, 높은 기부 강성이 작용하여 레이더 마스트의 동적 특성이 과대 평가될 수 있다. 스프링 강성 산출은 각 절점의 강성 복원점마다 단위 하중 또는 단위 강재 변위를 부여하여 얻어진 절점력 또는 절점 반력으로부터 산정하게 되며 기존의 연구문헌에서 제시하는 방법을 적용하였다(Choung and Min, 2011). 산출된 스프링 강성 값은 종, 횡, 상하 방향으로 31,100N/mm², 28,500N/mm², 29,700N/mm²으로 각각 산정되었다. 스프링 강성을 고려한 고유진동 해석결과는 Fig. 6(a)에 횡방향과 종방향의 1, 2차 모드에 대해 각각 나타내었다. 또한 스프링 강성효과를 검토하기 위해 변위 자유도를 구속한 경우의 해석결과도 Fig. 6(b)에 같이 나타내었다.

Fig. 6에 나타난 바와 같이 스프링 강성을 고려한 경우 횡방향 모드의 고유 진동수는 4.03Hz이고, 종방향 모드의 고유진동수는 4.14Hz로 산출되었고, 변위 자유도를 구속한 경우 횡방향 및 종

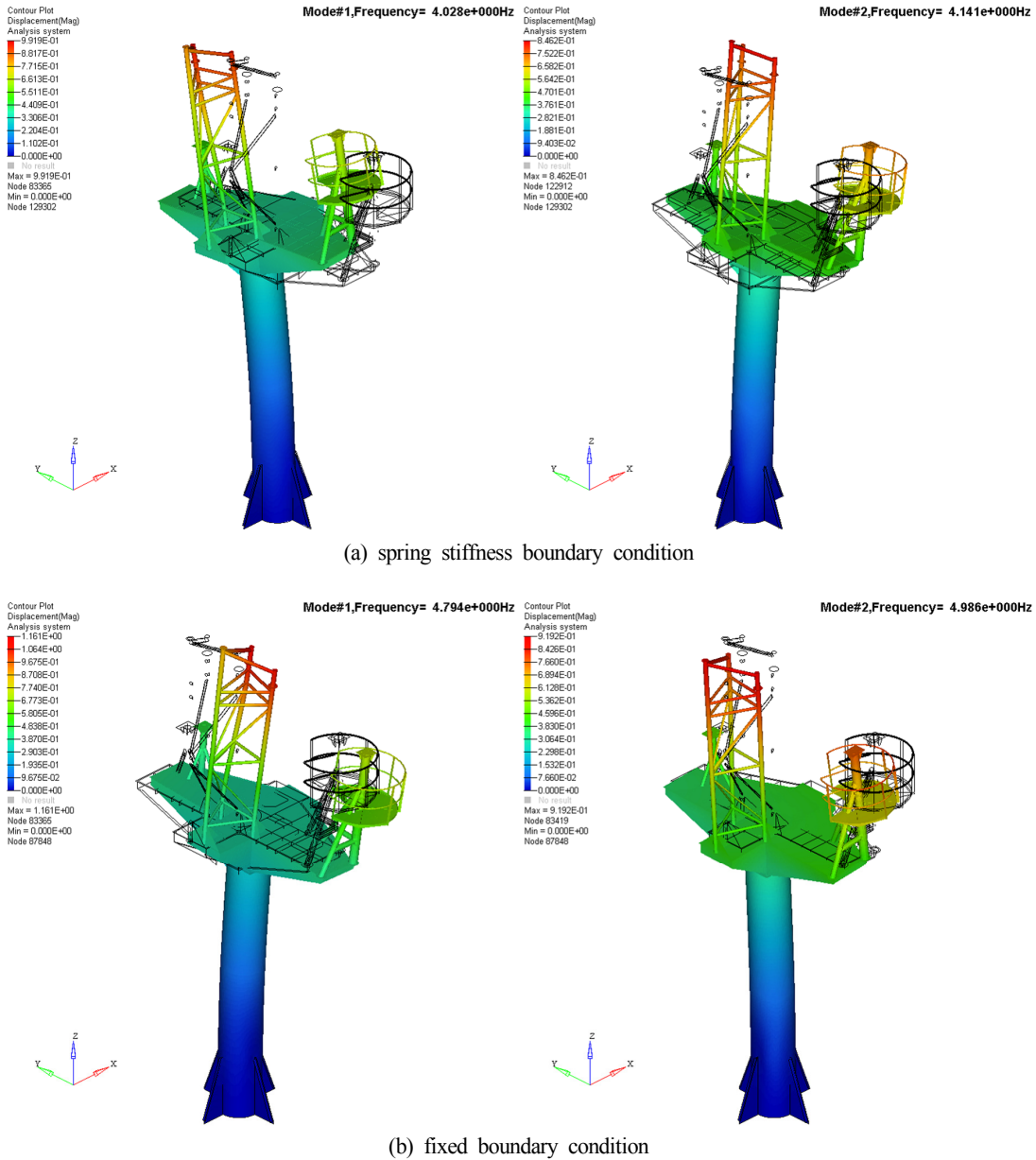


Fig. 6 Normal mode results of radar mast (left: Trans. mode, right: Longi. mode)

방향 모드의 고유 진동수는 4.79Hz와 4.99Hz로 각각 산출되었다. 또한 각각의 해석모델의 모드 특성을 정량적으로 평가하기 위해 모드 기여도(Modal participation factor, MPF)를 산출하였다. 스프링 강성을 고려한 경우 횡방향 1차 모드의 종, 횡, 상하 방향의 MPF는 0.47, 2.19, 0.13으로 나타났으며, 종방향 2차 모드의 종, 횡, 상하 방향의 MPF는 2.26, 0.48, 0.006으로 나타났다. 변위 자유도를 구속한 경우 횡방향 1차 모드 및 종방향 2차 모드의 종, 횡, 상하 방향의 MPF는 0.53, 2.06, 0.16과 2.16, 0.55, 0.007로 각각 나타났다. 해석모델에 따른 MPF는 유사한 경향성을 나타내었다. 시운전 진동계측 결과에서 프로펠러 1차 기진력 주파수인 4.3Hz에서 레이더 마스트의 횡방향 공진응답이 관측되었고, 횡방향 모드의 고유진동 해석결과인 4.03Hz와 6% 정도의 오차만 발생하였다. 따라서 스프링 강성을 고려한 경우 고유진동 해석 모델의 정확도가 확보된 것으로 판단되었고, 고유진동 해석모델을 이용하여 DOE 기반 진동 영향도 평가를 수행하였다.

3. DOE 기반 진동 영향도 평가 및 설계변경

3.1 DOE 기반 진동 영향도 평가

본 연구에서 고려한 레이더 마스트의 주요 기진력과의 공진을 회피할 수 있는 설계개선 방안을 탐색하기 위해 2.3절의 고유진동 해석모델을 기반으로 OA와 LHD의 DOE 방법을 이용하여 레이더 마스트의 주요 구조부재의 진동특성에 대한 영향도를 평가하였다. 또한 OA와 LHD의 진동 영향도 결과를 비교 분석하고, FFD의 DOE 방법을 적용하여 영향도 분석 결과를 검증하였다. 우선 각각의 DOE 방법의 이론적 특징을 간략히 고찰하였다. OA 방법은 인자(Factor)의 수가 많을 경우 주효과(Main effect)와 두 개 이상의 인자 간 교호작용(Interaction)을 검출하고, 유효성이 낮은 인자 간의 교호작용 및 고차의 교호작용에 관한 정보를 희생시켜 실험횟수를 줄이는 직교배열표(Orthogonal array table, OAT)를 이용하여 실험계획을 수행하는 방법이다. OAT는 2, 3, 4, 5 수준계 및 혼합 수준계 등이 있으나 주로 2 수준계와 3 수준계가 널리 사용되며, 본 연구에서는 다음의 식 (1)과 같은 3 수준계의 OAT를 사용하였다(Park, 2012).

$$L_{3^m}[3^{(3^m-1)/2}] \quad (1)$$

여기서 m 은 2이상의 정수이며 3^m 은 실험의 크기, $(3^m-1)/2$ 는 OAT의 열의 수를 나타낸다. LHD 방법은 k 개의 숫자 또는 글자의 어느 행, 어느 열에도 인자가 하나씩만 존재하도록 확률적으로 무작위(Random)하게 나열하여 종횡 k 개씩의 숫자 또는 글자가 4각형이 되도록 한 $k \times k$ 라틴방격(Latin square)을 이용하는 방법이다. 일반적으로 LHD는 3인자의 실험에 사용되며 각 인자의 수준수가 반드시 동일하여야 하며, 수준수를 k 라 하면 총 실험횟수는 k^2 개가 된다. LHD는 이처럼 적은 실험횟수으로써 실험이 가능한 반면에 인자 간의 교호작용의 효과를 검출할 수 없다는 단점을 가지고 있다. 따라서 이 DOE는 인자간의 교호작용이 무시될 수 있을 때, 적은 실험횟수로서 주효과에 대한 정보를 간편히 얻고자 할 때 많이 사용된다(Park, 2012). FFD 방법은 모든 인자간의 수준의 조합에서 실험이 이루어지는 실험이다. 따라서 실험이 반복되지 않아도 수준수에 따라 인자수의 제곱번의 실험횟수가 실시되어야 한다. FFD는 요인배치법에 의한 실험인 요인실험(Factorial experiment)을 이용하며, 요인실험에서는 모든 요인효과를 추정할 수 있다(Park, 2012).

DOE를 통한 레이더 마스트의 진동 영향도 평가를 위해 레이더 마스트의 주요 구조부재 두께 치수는 3수준의 설계인자(Design factor, DF)로 설정하였고, 횡방향 및 종방향 모드의 고

Table 2 Design factor range of radar mast

Design factors	Lower limit value [mm]	Original design value [mm]	Upper limit value [mm]
DF-#1	6.5	9.5	12.5
DF-#2	8	12	1
DF-#3	8	12	16
DF-#4	6	8	10
DF-#5	6	8	10
DF-#6	6	8	10
DF-#7	6	8	10

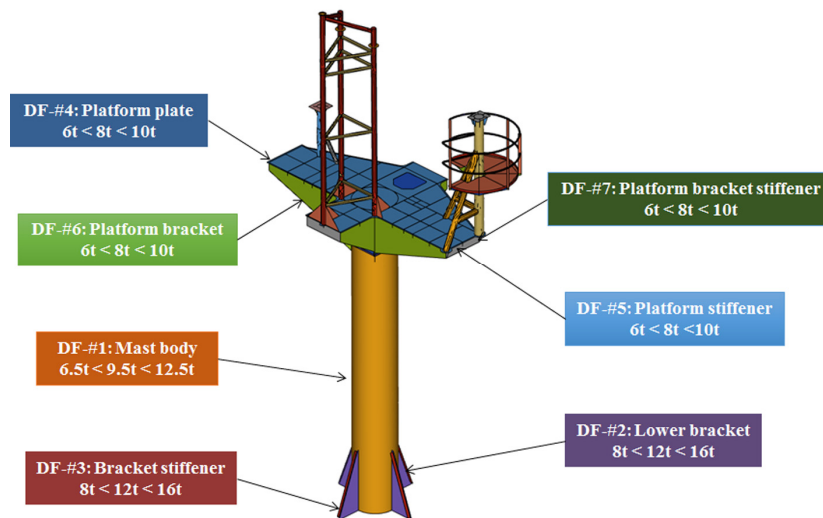


Fig. 7 Detailed setup for design factors of radar mast

Table 3 DOE run table of OA

DOE run No.	DF-#1 [mm]	DF-#2 [mm]	DF-#3 [mm]	DF-#4 [mm]	DF-#5 [mm]	DF-#6 [mm]	DF-#7 [mm]	1st N.F ¹⁾ [Hz]	2nd N.F ²⁾ [Hz]	Weight [ton]
1	6.5	8	8	6	6	6	6	3.43	3.49	6.58
2	6.5	12	16	8	8	6	10	4.03	4.11	6.97
3	9.5	16	12	10	10	6	8	3.78	3.85	7.53
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
79	6.5	12	8	8	10	10	8	3.93	4.00	6.77
80	12.5	16	16	10	6	10	6	3.93	4.01	8.21
81	9.5	8	12	6	8	10	10	3.94	4.01	7.27

1) 1st N.F: Natural frequency of Trans. direction mode

2) 2nd N.F: Natural frequency of Longi. direction mode

Table 4 DOE run table of LHD

DOE run No.	DF-#1 [mm]	DF-#2 [mm]	DF-#3 [mm]	DF-#4 [mm]	DF-#5 [mm]	DF-#6 [mm]	DF-#7 [mm]	1st N.F [Hz]	2nd N.F [Hz]	Weight [ton]
1	6.57	9.93	13.65	8.73	7.90	8.55	9.01	3.22	3.28	6.92
2	6.56	14.58	13.47	7.90	6.69	9.48	9.39	3.30	3.36	6.81
3	6.54	10.86	11.61	6.78	7.52	9.57	7.90	3.30	3.38	6.62
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
41	11.51	13.10	12.35	9.20	8.46	6.41	8.08	4.01	4.09	7.97
42	11.70	9.38	10.49	8.08	9.29	6.50	6.59	4.18	4.26	7.89
43	11.89	14.03	10.31	7.25	8.08	7.43	6.97	4.09	4.19	8.07

Table 5 Pareto effect results for OA and LHD

Design factors	1st N.F		2nd N.F		Weight	
	OA	LHD	OA	LHD	OA	LHD
DF-#1	36 %	46 %	36 %	47 %	49 %	45 %
DF-#2	38 %	19 %	39 %	19 %	6 %	7 %
DF-#3	1 %	5 %	2 %	7 %	2 %	2 %
DF-#4	9 %	11 %	8 %	8 %	18 %	22 %
DF-#5	1 %	4 %	1 %	5 %	15 %	14 %
DF-#6	7 %	7 %	7 %	7 %	3 %	3 %
DF-#7	8 %	8 %	7 %	7 %	7 %	7 %

유진동수와 중량은 응답치(Response)로 설정하였다. Table 2와 Fig. 7에는 레이더 마스트의 설계인자 설정에 대해 정리하여 나타내었다.

Table 2와 Fig. 7과 같이 설정된 설계인자와 응답치를 적용하여 OA의 경우에는 81회의 실험행렬을 구성하였고, LHD의 경우에는 43회의 실험행렬을 구성하였다. Table 3-4에는 OA와 LHD의 실험행렬을 통해 산출된 응답치의 결과를 정리하여 나타내었다. 또한 OA와 LHD의 실험행렬을 이용하여 DOE 방법에 따른 응답치 별 설계인자의 정량적 영향도를 파레토(Pareto) 분석을 통해 Table 5에 정리하여 나타내었다. 파레토 분석의 영향도는 설계인자의 수준 변화에 따라 관측된 응답치의 평균 변화량을 나타내는 지표로서 설계인자 별로 산출된 영향도의 크기가 클수록 해당 설계인자의 응답치에 대한 중요도가 높은 것을 의미한다.

Table 5에 나타난 바와 같이 OA와 LHD의 방법 모두 횡방향 및 종방향 모드의 고유진동수에 대해서는 마스트 바디(DF-#1)와 하부지지 브라켓(DF-#2)의 영향도가 가장 높게 나타났고, 중량에 대해서는 마스트 바디(DF-#1)와 플랫폼 판부재(DF-#4)의 영향도가 높게 나타났다. Table 5의 OA와 LHD의 영향도 평가 결과를 검증하기 위해 Table 6과 같이 FFD를 적용하여 2,187회의 실험행렬을 구성하였다. 또한 FFD를 적용한 경우의 응답치 별 설계인자의 영향도 결과와 함께 OA와 LHD와의 오차율을 정리하여 Table 7에 나타내었다.

Table 7에 나타난 바와 같이 OA의 결과가 LHD보다 전체적으로 높은 정확도를 나타냈다. 이는 LHD가 설계인자를 랜덤하게 설계공간 상에 배열하는 특성 때문에 본 연구에서 고려한 레이더 마스트의 설계문제에 대해 OA보다 효율적인 탐색이 어려운

Table 6 DOE run table of FFD

DOE run No.	DF-#1 [mm]	DF-#2 [mm]	DF-#3 [mm]	DF-#4 [mm]	DF-#5 [mm]	DF-#6 [mm]	DF-#7 [mm]	1st N.F [Hz]	2nd N.F [Hz]	Weight [ton]
1	6.5	8	8	6	6	6	6	3.42	3.48	6.58
2	6.5	8	8	6	6	6	8	3.40	3.46	6.61
3	6.5	8	8	6	6	6	10	3.37	3.43	6.64
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
2185	12.5	16	16	10	10	10	6	4.41	4.47	8.47
2186	12.5	16	16	10	10	10	8	4.48	4.54	8.77
2187	12.5	16	16	10	10	10	10	4.59	4.65	8.80

Table 7 Comparison of Pareto effect results

Design factors	1st N.F			2nd N.F			Weight		
	FFD	Error ratio		FFD	Error ratio		FFD	Error ratio	
		OA	LHD		OA	LHD		OA	LHD
DF-#1	37 %	1.4 %	26.0 %	37 %	2.2 %	27.7 %	49 %	0.2 %	8.2 %
DF-#2	39 %	2.6 %	35.9 %	40 %	2.0 %	32.2 %	6 %	0.1 %	16.7 %
DF-#3	1 %	5.3 %	57.9 %	2 %	2.6 %	28.2 %	2 %	0 %	0 %
DF-#4	8 %	5.9 %	29.4 %	7 %	6.7 %	6.7 %	18 %	0.2 %	22.2 %
DF-#5	1 %	5.3 %	57.9 %	1 %	3.1 %	49.5 %	15 %	0.1 %	6.7 %
DF-#6	7 %	1.4 %	1.4 %	7 %	1.6 %	1.6 %	3 %	0 %	0 %
DF-#7	7 %	6.7 %	6.7 %	6 %	7.7 %	7.7 %	7 %	0 %	0 %

것으로 판단된다. Table 3-4에 나타난 것처럼 수치계산의 비용적인 측면에서는 LHD가 OA보다 약 2배정도 효율적이지만, 본 연구의 레이더 마스트의 설계문제와 관련된 실험행렬의 재현성과 영향도 평가의 정확성 측면에서 OA가 적합한 것으로 나타났다. DOE 기반 진동 영향도 평가로부터 주기관 상용 운전 영역에서 레이더 마스트의 주요 기진력과의 공진을 회피할 수 있는 설계개선은 마스트 바디(DF-#1)와 하부지지 브라켓(DF-#2)을 중심으로 설계변경안을 탐색하는 것이 적절한 것으로 나타났다.

3.2 설계변경안 진동해석

선박 의장품의 공진회피를 위한 설계개선은 해당 의장품의 고유진동수를 공진점 보다 높이는 방향 혹은 낮추는 방향으로 개선을 할 수 있는데, 이를 위해서는 기진력 주파수와 공진위치치를 파악하여 결정하는 것이 타당하다. 이를 위해 본 연구에서는 Fig. 8과 같이 Campbell 도표(Campbell, 1924)를 도시하여 기진력 주파수와 공진위치와의 관계를 검토하였다. Fig. 8에 나타난 바와 같이 주기관과 프로펠러에 의한 기진력 주파수의 변화는 주기관 회전수에 따라 도시하였고, 붉은색 수평선으로 레이더 마스트의 횡방향 모드 고유진동수를 도시하여 NCR 근처에

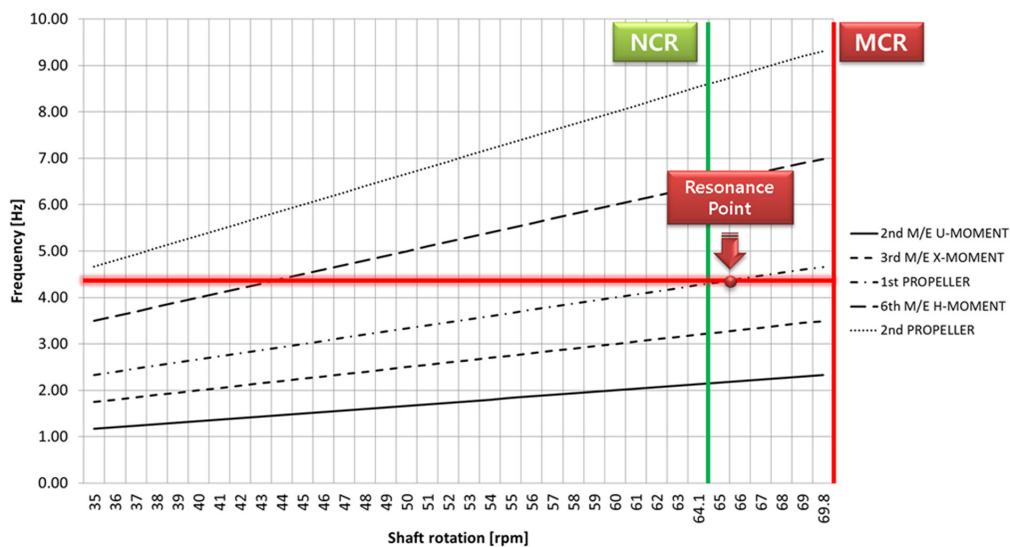
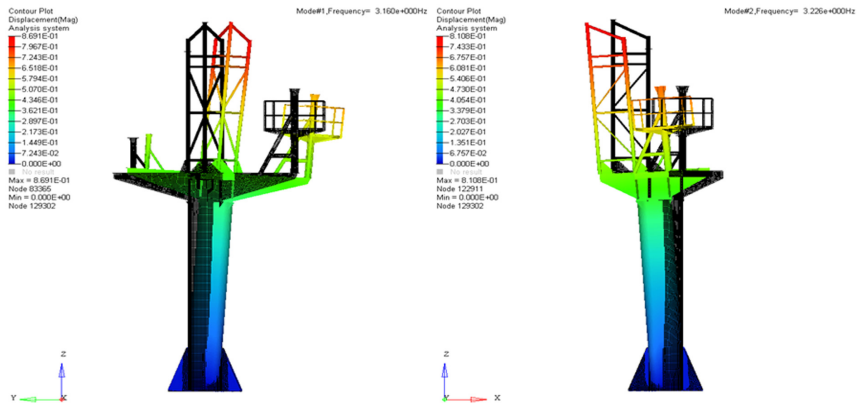


Fig. 8 Campbell diagram of radar mast vibration

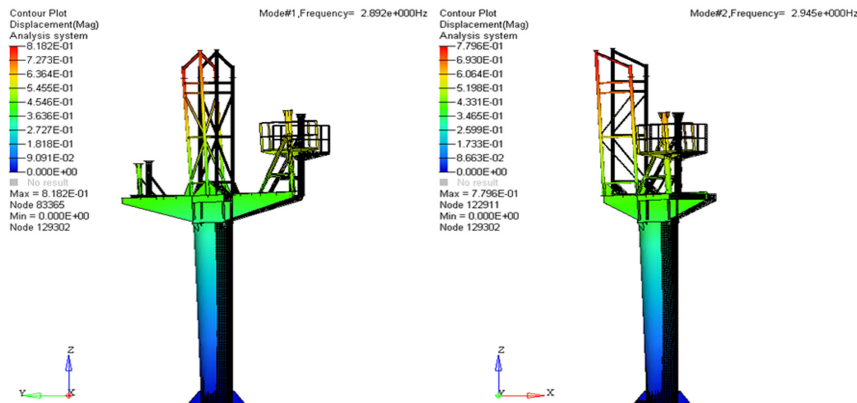
Table 8 Design enhancement cases of radar mast

Case no.	Thickness of DF-#1 [mm]	Thickness of DF-#2 [mm]	Shape of DF-#2 [mm]	1st N.F [Hz]	2nd N.F [Hz]	Weight variation
Case-#1	6.5	8.0	600×1500*	3.16	3.23	↓ 13.4 %
Case-#2	9.5*	10.0	400×500	2.89	2.95	↓ 0.1 %
Case-#3	9.5*	8.0	600×400 with R600	2.77	2.82	↓ 5.5 %

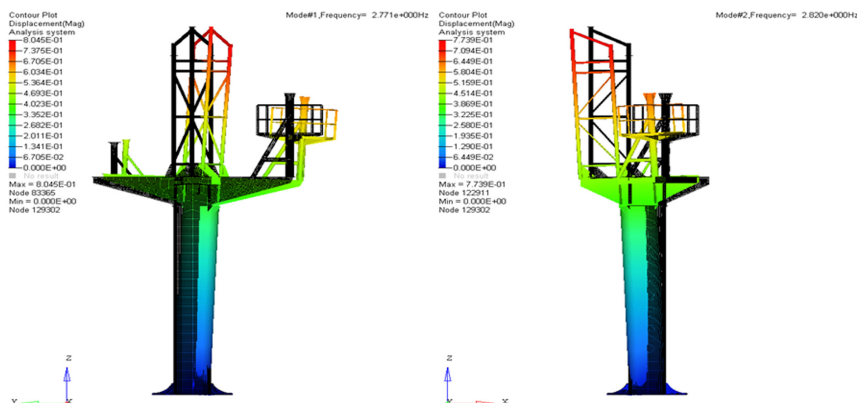
*: original design specification



(a) Case-#1: Trans. mode (left) and Longi. mode (right)



(b) Case-#2: Trans. mode (left) and Longi. mode (right)



(c) Case-#3: Trans. mode (left) and Longi. mode (right)

Fig. 9 Normal mode results of design enhancement cases

서 프로펠러 1차 기진력과외의 공진위치를 표시하였다. 공진회피를 위해 레이더 마스트의 횡방향 모드 고유진동수를 높이는 설

계개선을 선택할 경우 주기관 6차 성분인 H형 모멘트 및 프로펠러 2차 기진력과 공진의 가능성이 있다. 또한 고유진동수를

높이기 위한 구조적인 보강설계로 인해 레이더 마스트의 중량이 증가할 수 있다. 반면 고유진동수를 낮추는 설계개선을 적용할 경우 주기관 2차 불평형 모멘트(U-moment)와 3차 X형 모멘트 성분과 공진의 가능성이 있지만, 부재의 치수를 줄이는 설계 변경으로 레이더 마스트의 중량이 저감될 수 있다. 따라서 본 연구에서는 레이더 마스트의 중량을 저감하면서 횡방향 모드 고유진동수를 낮출 수 있는 방향으로 설계개선을 수행하였다.

Table 8에는 실제 설계 및 제작 상에 적용 가능한 3가지 개선안을 마스트 바디(DF#1)와 하부지지 브라켓(DF#2) 중심으로 구성하여 나타내었다. 또한 각각의 개선안을 적용했을 경우의 횡방향 및 종방향 모드의 1차, 2차 고유진동수, 그리고 중량 감소 변화율을 같이 표시하였다. 각각의 개선안의 고유모드 해석 결과는 Fig. 9에 나타내었다.

Table 8과 Fig. 9에 나타난 바와 같이 Case-#1은 중량감소 측면에서 가장 좋은 결과이나 산출된 고유진동수가 주기관 상용운전 근처에서 3차 X형 모멘트 성분과 공진의 가능성이 있고, Case-#2의 고유진동수는 주기관 상용운전 근처에서 공진의 가능성은 낮지만 중량감소 효과가 거의 없는 것으로 나타났다. 반면 Case-#3은 산출된 고유진동수가 주기관 상용운전 근처에서 공진의 가능성이 낮고, 5.5%의 중량감소 효과도 나타내었다. 따라서 Case-#3의 설계개선안이 레이더 마스트의 공진회피를 위해 가장 적절한 설계변경안인 것으로 판단되었다.

3.3 설계변경안 시험검증

앞서의 DOE 방법과 진동해석을 통해 가장 적합한 것으로 선정된 Case-#3의 설계개선안을 검증하기 위해 설계변경안을 토

대로 실제 레이더 마스트를 제작하여 고유진동시험을 수행하였다. 고유진동시험은 설계개선안인 적용되어 제작된 레이더 마스트를 전체 선박에 선실블록이 탑재되기 전에 콤팩트 데크 상부에 취부한 상태로 수행하였다. 진동계측 장비는 SV사의 3 Channel RealWave FFT Analyzer, DYTRAN사의 3063B 3축 가속도센서 및 B&K사의 12lb(5.44kg) 충격해머를 사용하였다. 진동시험은 가속도센서는 레이더 마스트 최상단부 마스트 바디에 부착하고, 마스트 바디 하단부에 충격해머로 가진하여 횡방향 및 종방향의 고유진동수와 주파수 응답을 측정하였다. 측정된 주파수 응답 그래프는 Fig. 10에 나타내었고, 고유진동수 측정 결과는 설계개선안의 진동해석 결과와 비교하여 Table 9에 나타내었다.

Fig. 10과 Table 9에 나타난 바와 같이 진동시험결과는 해석결과와 높은 일치도를 나타냈으며, 본 연구에서 수행한 DOE 방법과 진동해석을 통해 고안된 레이더 마스트의 공진회피 설계개선안은 실선에 적용이 가능한 신뢰도를 확보한 것으로 판단되었다. 본 연구에서 제안하는 DOE 방법기반의 진동해석을 통한 공진회피 설계방법은 선박과 해양플랜트에 탑재되는 다양한 의장품의 방진설계에 유용하게 적용될 수 있을 것으로 사료된다.

Table 9 Comparison of test and analysis results for Case-#3

Normal mode type	Natural frequency		Error ratio
	Analysis	Test	
Trans. mode	2.77 Hz	2.75 Hz	0.7 %
Longi. mode	2.82 Hz	2.88 Hz	2.1 %

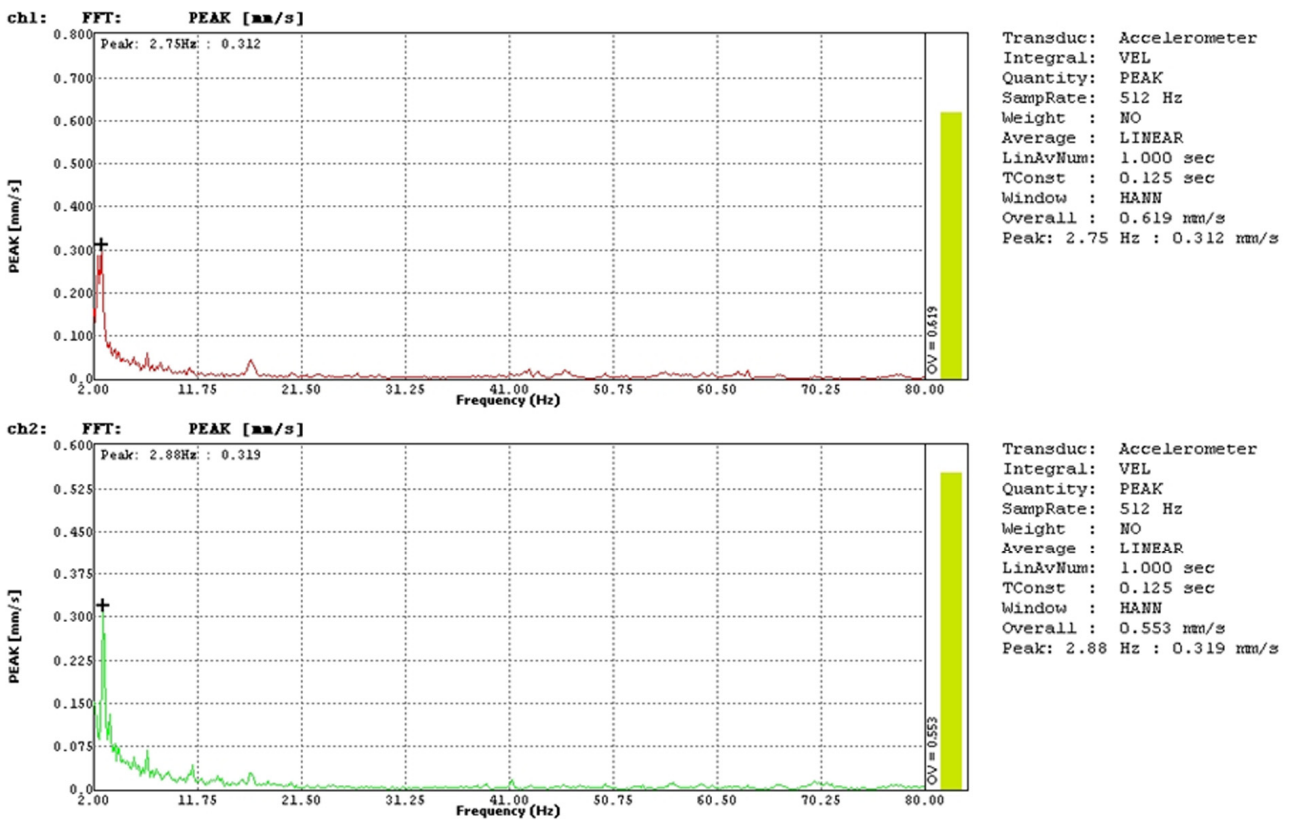


Fig. 10 Frequency response test results of Case-#3 - Trans. direction (upper) & Longi. direction (lower)

4. 결 론

본 연구에서는 대형 상선에 탑재되는 항해 통신용 레이더 마스트의 주기관 상용 운전 영역에서 발생된 공진문제를 해결하기 위해 다양한 DOE 기법을 이용하여 공진을 회피할 수 있는 합리적인 설계방안을 제시하였다. 주기관 상용 운전 영역에서 레이더 마스트의 높은 진동응답이 발생한 이력이 있는 산적화물선을 대상으로 진동응답 및 가진원 주파수를 파악하기 위해 해상 시운전 진동계측을 수행하였다. 레이더 마스트의 공진회피 설계방안을 검토하기 위해 FEM 기반의 진동해석 결과를 해상 시운전 진동계측 결과와 비교하여 해석모델의 정확도를 검증하였다. 레이더 마스트의 공진을 회피할 수 있는 설계개선 방안을 탐색하기 위해 OA와 LHD와 같은 DOE 방법을 이용하여 레이더 마스트의 주요 구조부재의 진동특성에 대한 영향도를 평가하였다. DOE를 통한 레이더 마스트의 진동 영향도 평가를 위해 레이더 마스트의 주요 구조부재 형상과 두께는 설계인자로 설정하였고, 고유진동수와 중량은 응답치로 설정하였다. DOE 기반 진동 영향도 평가를 통해 레이더 마스트의 진동특성 상에 영향도가 가장 높은 구조 부재들을 선정하여 구조개선을 수행하였다. 또한 OA와 LHD로 부터의 진동 영향도 평가 결과는 FFD를 적용하여 검증하였고, DOE 방법에 따른 영향도 산출 결과의 특성을 비교하였다. 이를 통해 본 연구에서 고려한 레이더 마스트의 설계문제에 대해 실험행렬의 재현성과 영향도 평가의 정확성 측면에서 OA가 적합한 것으로 나타났다. DOE 방법을 적용하여 레이더 마스트의 구조개선을 통해 주기관 상용 운전 영역에서 주요 기진원과의 공진을 회피할 수 있는 설계안을 마스트 바디와 하부 지지 브라켓 중심으로 결정하였다. 개선된 설계가 적용된 레이더 마스트의 진동해석을 통해 산출된 고유진동수가 주기관 상용 운전 근처에서 공진의 가능성이 낮고, 5.5%의 중량감소 효과도 나타내었다. 개선된 설계안의 검증을 위해 실제 레이더 마스트를 제작한 후 진동시험을 수행하여 설계개선안의 진동해석 결과와 비교하였다. 진동시험결과는 해석결과와 높은 일치도를 나타냈으며, 본 연구에서 수행한 DOE 방법과 진동해석을 통해 고안된 레이더 마스트의 공진회피 설계개선안은 실선에 적용이 가능한 신뢰도를 확보한 것으로 판단되었다. 본 연구에서 제안하는 DOE 방법기반의 진동해석을 통한 공진회피 설계방법은 선박과 해양플랜트에 탑재되는 다양한 의장품의 방진설계에 유용하게 적용될 수 있을 것으로 사료된다.

후 기

본 연구는 산업통상자원부 ‘산업전문인력역량강화사업’의 지원으로 한국산업기술진흥원(KIAT)의 지원을 받아 수행된 연구임 (2018년 친환경스마트선박 R&D 전문인력양성사업, 과제번호: P0001968).

References

- American Bureau of Shipping(ABS), 2006. Guidance Notes on Ship Vibration. ABS, New York.
- Campbell, W., 1924. The Protection of Steam Turbine Disk Wheels from Axial Vibration. Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, 46(1920), 31-160.
- Choung, J., Min, D.K., 2011. Study on Effective Arrangement of Main Engine Top-Bracing. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 48(4), 289-298. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2011.48.4.289>
- Det Norske Veritas(DNV), 2011. Rules for Classification of Ships - Vibration Class. DNV, Oslo.
- International Organization for Standardization(ISO), 2016. ISO 20283-5:2016 Mechanical vibration - Measurement of Vibration on Ships. Geneva.
- Kim, J.S., Kim, T.U., Lee, I.O., Lee, D.C., 2011, An Investigation on the Assessment Method of Ship's Vibration Concerning Habitability(ISO6954:2000). Proceedings of Korean Society for Noise and Vibration Engineering Conference, 772-778.
- Kim, U.K., Kim, H.J., Kim, Y.G., 2014. Vibration Control of Ship Main Engine and Outfitting System using Elastic Mount. Journal of Korean Society for Noise and Vibration Engineering, 24(3), 19-26.
- Kong, Y.M., Choi, S.H., Song, J.D., Yang, B.S., 2005. Optimum Design for Vibration Reduction of Compass Deck Structure in Ship. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 42(3), 249-258. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2005.42.3.249>
- Korean Register of Shipping(KR), 2014. Control of Ship Vibration and Noise. KR, Seoul.
- Lee, M.S., Kim, Y.G., Hwang, S.J., Lee, D.C., Kim, U.K., 2014. A Study on Vibration Control of the Engine Body for a Large Scale Diesel Engine using the Semi-active Controlled Hydraulic Type of Top Bracing. Journal of the Korean Society of Marine Engineering, 38(6), 632-638. <https://doi.org/10.5916/jkosme.2014.38.6.632>
- Lloyd's Register(LR), 2015. Guidance Notes - General Overview of Ship Structural Vibration Problems. LR, London.
- Park, S.H., 2012. Design of Experiments. Minyoung Publishing Co., Seoul.
- Park, S.C., Park, K.I., Kim, J.R., 2016. Use of Dynamic Absorber for Reduction of Shaft Vibration in Diesel Engines of Ship. Journal of the Korean Society of Marine Engineering, 40(9), 743-748. <https://doi.org/jkosme.2016.40.9.743>

Experimental Study on Hydraulic Performance of Perforated Caisson Breakwater with Turning Wave Blocks

In-Chul Kim^{ORCID}* and Ki-Chul Park^{ORCID}*

*Division of Architecture & Civil Engineering, Dongseo University, Busan, Korea

회파블록케이슨 방파제의 수리학적 성능에 관한 실험적 연구

김인철^{ORCID}* · 박기철^{ORCID}*

*동서대학교 건축토목공학부

KEY WORDS: Non-porous caisson 무공케이슨, Turning wave blocks caisson 회파블록케이슨, Reflection coefficients 반사율, Wave overtopping rates 월파량, Wave forces 파력

ABSTRACT: Recently, a perforated caisson breakwater with turning wave blocks was developed to improve the water affinity and public safety of a rubble mound armored by TTP. In this study, hydraulic model tests were performed to examine the hydraulic performance of a non-porous caisson and new caisson breakwater with perforated blocks for attacking waves in a small fishery harbor near Busan. The model test results showed that the new caisson was more effective in dissipating the wave energy under normal wave conditions and in reducing the wave overtopping rates under design wave conditions than the non-porous caisson. It was found that the horizontal wave forces acting on the perforated caisson were slightly larger than those on the non-porous caisson because of the impulsive forces on the caisson with the turning wave blocks.

1. 서 론

일반적으로 국내 대부분의 해안에는 침식 방지 및 방파제와 같이 항구보호 등의 목적으로 테트라포드와 같은 소파용 이형블록 등이 설치되고 있다. 콘크리트로 제작된 테트라포드는 시공이 어렵지 않아 다양한 위치에서 방파제 역할과 해안 보호구조물로 적용되고 있으며 각각의 블록사이 공간은 수중생물의 서식처가 되는 등 다양한 장점을 가지고 있다.

그러나 최근 테트라포드로 피복된 시공현장에서 서로 맞물려 발생하는 블록과 블록 사이의 공간으로 인해 여러 가지 안전상의 문제가 빈번하게 발생함에 따라 테트라포드와 같은 소파형 블록에 대한 대안제시가 시급한 실정이다. 2014년의 경우, 테트라포드에서 실족으로 인한 추락사고는 총 95건(이 중에서 사망사고는 26명) 발생하였으며 2015년의 경우에는 총 100여 건(이 중에 사망사고는 약 20%)의 추락사고가 발생한 것으로 보고되었다. 이는 표면이 평평하지 않고 둥근 형태로 형성된 테트라포드의 구조적인 문제와 함께 해조류가 서식하기 쉬운 환경에 노출된 환경적 문제에 기인한다. 또한 테트라포드와 같은 소파제에 대부분의 해안이 둘러 쌓여있는 국내의 경우, 해안 경관 조망이나 친수공간

의 활용도가 저하된다는 문제점이 끊임없이 제기되고 있다. 테트라포드가 설치된 해안가의 경우 상부 표면이 고르지 못해 친수공간으로 활용하는데 있어 어려움이 있으며, 주변의 각종 쓰레기 투기로 인해 연안 환경오염 또한 심각한 수준이다.

따라서 이러한 부분을 개선하기 위해서 방파제용으로 최적화된 블록결속형 회파블록(특허번호: 제10-2016-0107522호)이 개발되었으며, 블록결속형 회파블록 방파제는 블록의 단순 거치가 아니고 적층된 각각의 블록을 기둥으로 결속된 일체형으로 유공케이슨에 비해 소형 크레인으로 블록 적층이 가능하므로 공사비가 저렴하고 시공이 용이한 장점이 있다.

블록 내부 중공형상으로 인해 중공 내에서 반사파가 지체되어 나타나는 위상간섭 효과로 구조물 전면의 수면변위를 저감시킬 수 있다. 또한 회파블록의 소파관은 전단면이 넓고 후단면이 좁은 형태로 표면이 구성되며, 내부의 중공부분은 길이방향을 따라 주름지게 형성된다. 이는 블록 전면으로 입사되는 파랑의 대부분을 소파관 입구를 통해 내부 주름관으로 유도하게 되며, 복수의 주름부에서 파랑에너지를 감쇠시켜 반사파를 저감시키는 구조이다.

유공케이슨 방파제를 Jarlan(1961)이 제안한 이래 유공율과 유

Received 1 November 2018, revised 20 November 2018, accepted 13 December 2018

Corresponding author In-Chul Kim +82-51-320-1818, cvkic@dongseo.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0001-8017-0664>

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

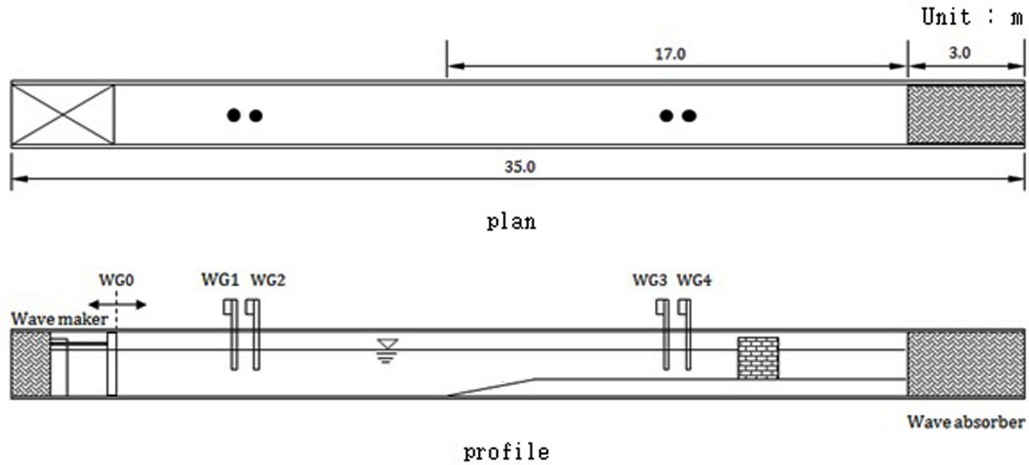


Fig. 1 Installation plan of model structure and measuring system

수실 폭에 따른 반사율에 미치는 영향에 관한 대표적인 연구로는 Tanimoto and Yoshimoto(1982)는 유공 슬릿의 반사율이 가장 작게 나타나는 조건으로 유공벽 높이와 수심, 유수실 폭과 파장의 비율을 수리실험으로 규명하였다. 파력 및 파압에 관한 연구로는 Goda(1974)의 무공케이슨 방파제의 파압공식을 확장하여 파랑이 단일 유수실 유공케이슨에 작용하는 상황을 여섯 가지 서로 다른 위상에 따라 구분하여 단일유수실 전면벽의 유공부 및 무공부 그리고 후면벽에 작용하는 파력산정식을 Takahashi and Shimosako(1994)가 제안하였다.

국내에서는 Kim and Lee(2000)가 투수성의 슬릿케이슨 및 소파블록을 대상으로 반사율 및 월파랑의 수리학적 특성을 수리실험을 통하여 비교 검토하였으며, 파력에 관한 연구로는 Oh and Lee(1998)가 3축 하중계를 이용하여 무공케이슨 방파제에 작용하는 규칙파의 파력을 파압계의 계측결과와 비교 검증하였다. 또한 Oh et al.(2014)는 단일 및 이중 유수실 유공케이슨 방파제에 작용하는 수평파력을 1축 하중계를 이용하여 구한 계측결과를 Goda 파압공식과 비교하였다. 최근에 Kim and Park (2018)는 3축 하중계를 이용하여 회파블록 방파제에 작용하는 파력을 다양한 파랑조건에서 계측하여 무공케이슨 방파제와 비교 검토하였으며, 설계과 내습 시 회파블록의 소파관에서 약간의 충격파력이 발생함을 알 수 있었다.

본 연구에서는 부산 인근의 소규모 어항에 내습하는 다양한 주기를 가진 평상파와 월파가 발생하는 설계과를 대상으로 회파블록케이슨 방파제의 반사율과 월류하는 수피의 월파랑 및 파응집부 및 소파관 내부에 작용하는 파력의 특성을 무공케이슨 방파제와 비교수리실험을 통하여 정량적으로 파악하고자 한다.

2. 실험

2.1 실험장치 및 계측기기

실험은 동서대학교 수리실험실에 있는 길이 35m, 폭 0.8m 그리고 높이 1.2m인 조파수조에서 수행하였다. 조파관은 피스톤 형태로 규칙파 및 불규칙파를 조파시킬 수 있으며 PC로 조파기를 제어시킨다.

Fig. 1과 같이 조파수로 내에 제작된 해저경사면은 조파관으로부터 12.4m까지는 64cm의 일정수심이고 그 후에는 1:25로 구

성되며 조파관으로부터 18m에서 다시 44cm의 일정수심이며, 23m 지점부터 직립 방파제 구조물을 설치하였다. 구조물로부터 한 파장 이상 떨어진 지점에 위치한 두 개의 파고계는 입·반사파를 분리하여 구조물 입사파 조건 및 구조물의 반사율을 계측하는 용도로 사용하였다. 그리고 형상이 복잡한 회파블록 방파제의 수평파력은 3분력 하중계(3-component load cell)를 사용하여 계측하였으며, 형상이 가장 단순한 무공케이슨 방파제를 대상으로 하중계와 파압계를 이용하여 계측된 파력을 비교함으로써 하중계를 검증하였다.

2.2 하중계 및 파압계 제원

본 실험에서 구조물 상단에 설치된 3분력 하중계는 국산 Dacell사 제품으로 모델명은 MC 123-3-1000이다. 최대 출력 전압은 $\pm 10V$ 이며 이 값이 X, Z 방향의 파력 $\pm 1,000N$ 과 Y 방향의 $200N\cdot m$ 에 대응한다. 구조물 전면벽에 부착하여 파압을 계측하는 파압계는 일본 SSK사 제품으로 Strain gauge형의 직경 10mm 이고, 용량 0.2kg인 박막형 파압계이다.

2.3 계측기기의 설치

하중계는 방수가 되지 않으므로 물과 접촉되지 않도록 구조물로부터 떨어져 설치하였다. 또한 파력에 의하여 하중계의 고

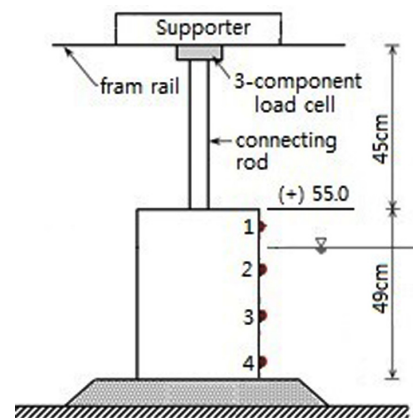


Fig. 2 The vertical locations of a 3-component load cell and pressures sensors

정부위가 움직여서는 안되므로 Fig. 2와 같이 조파수조의 양측 벽에 고정된 견고한 지지대 하부에 부착하였으며 견고한 연결 봉으로 실험모형과 연결하여 일체화시켰다.

조파수조 저면 바닥에 미끌림 장치를 설치하여 파력이 작용할 동안 구조물 저면과 기초사석간에 발생할 수 있는 마찰력을 최소화하였다. 그리고 파압계 센서는 폭 80cm, 높이 49cm의 케이슨 상단에서 6.13cm 떨어진 지점부터 전면벽의 중심선을 따라 12.25cm 간격으로 4개를 부착하여 파압을 계측하였다.

2.4 불규칙파의 조파

입사파랑으로는 다음과 같이 Goda(1985)에 의해 수정된 Bretschneider-Misuyasu 스펙트럼을 사용하였다.

$$S(f) = 0.205 H_{1/3}^2 T_{1/3}^4 f^{-5} \exp[-0.75 (T_{1/3} f)^{-4}] \quad (1)$$

여기서 $S(f)$ 는 파랑에너지 밀도, f 는 주파수를 나타내며 $H_{1/3}$ 및 $T_{1/3}$ 은 각각 유의파고 및 유의주기를 나타낸다. 식 (1)을 목표스펙트럼으로 하여 모형 구조물의 설치 예정위치에 두 개의 파고계를 설치하여 통과파 스펙트럼과 목표스펙트럼이 일치하도록 재현시키고 이들과 병행하여 조파관 부근의 일정수심상에 설치한 두 개의 파고계는 입사파조건을 확인하기 위한 지시계로 사용하였다. 여기서 입·반사파 분리에는 주기별로 상호 적정한 간격을 두고 설치된 두 개의 파고계로 계측된 파형기록을 이용하는 방법을 사용하였다(Goda and Suzuki, 1976).

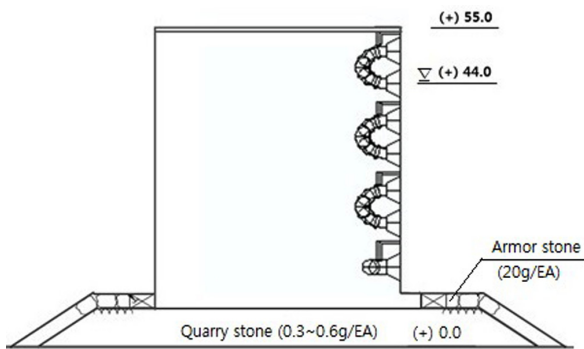
2.5 실험조건

실험단면의 기본적인 형태는 Fig. 3과 같이 무공케이슨(Non-

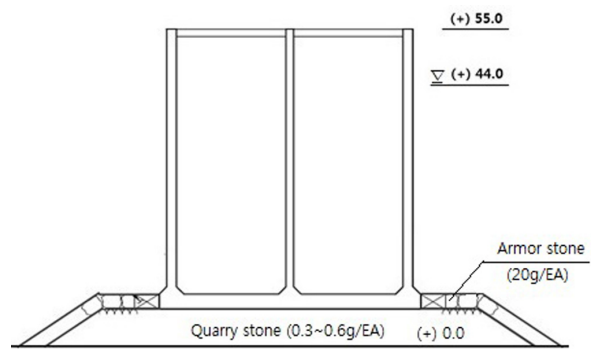
porous caisson) 및 회파블록케이슨(Porous 15% caisson) 방파제이다. 부산 인근 소규모 어항을 대상으로 조사된 50년 빈도 설계파, 평상파와 약최고 만조위 및 평균해면을 모형 축척 1/25로 하여 실험파 제원 및 실험수위를 설정하여 Table 1에 제시하였다.

Table 1 Experimental conditions

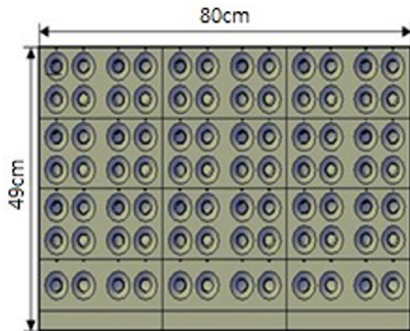
Cross sections	Water levels [cm]	Wave conditions	$H_{1/3}$ [cm]	$T_{1/3}$ [s]	Remarks
Non-porous caisson & Turning wave blocks caisson	(+ 37.0)	Normal wave		1.4	Non- overtopping
				1.0	
				2.2	
				1.4	
				1.8	
	(+ 44.0)	Design wave		2.2	Overtopping
				4.0	
				2.2	
				2.6	
				2.2	
	8.0	2.6			
	10.0	2.2			
	12.0	2.6			



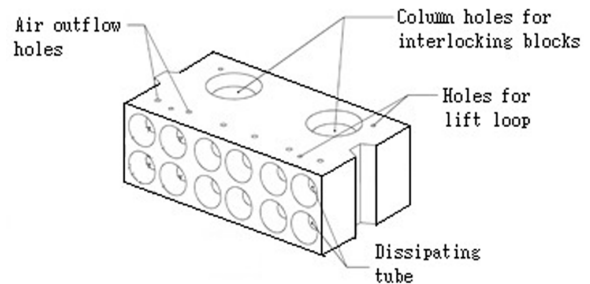
(a) Side view of non-porous caisson



(b) Side view of caisson with turning wave blocks



(c) Front view of turning wave blocks



(d) Detail plan of turning wave block

Fig. 3 Model setups for the wave flume tests

2.6 실험항목의 계측방법

2.6.1 반사율

제체에 도달한 입사파는 제체로부터 반사하게 되므로 제체에서 유의파장 이상 떨어진 지점에 적절한 간격을 두고 2개의 파고계를 설치하여 이들의 계측결과인 파형기록에 의해서 FFT (Fast Fourier transform)법을 사용해서 성분파의 진폭을 구하고, 이러한 성분파로부터 입·반사파의 진폭을 구한 후, Periodogram을 평활화 함으로써 입·반사파의 스펙트럼을 추정할 수 있다. 그리고 스펙트럼의 분리 추정치는 발산하지 않는 주파수 범위에서만 유효하며 파고계 간격은 유효 주파수 범위 내에 포함된 에너지가 전체 에너지의 90% 이상이 되도록 결정하였다.

2.6.2 월파량

월파량은 호안 및 방파제 설계 시 가장 중요한 실험인자 중의 하나이다. 월파량에 대한 실험은 불규칙파의 파군을 대상으로 200~300파를 연속적으로 작용시켜 파랑이 월류하는 제체의 상부와 하류측 저수통 사이에 설치된 도수로를 통하여 저수통에 도달하는 물의 총량을 펌핑하여 회수된 물의 총 무게를 3회 이상 반복하여 계측한 후, 산술평균한 값을 단위폭당 평균월파량으로 나타내었다.

2.6.3 파력

실험과 작용 시 무공 및 회파블록 케이슨 전면벽에 작용하는 수평파력을 계측하기 위해 2.3절에서 기술한 것과 같이 3분력

하중계로 파력계측시스템을 구성하여 500Hz로 수평파력의 시계열을 독취하였다. 그리고 3분력하중계의 계측결과를 검증하기 위해 무공케이슨 전면에 Fig. 2과 같이 4개의 박막형 파압계를 부착하고 파압의 시계열을 독취하여 직사각형법칙(Martin et al., 1999)으로 적분하여 수평파력을 구하였으며 시계열에 포함된 Noise를 Butter worth filter로 제거하여 사용하였다.

3. 실험결과 및 분석

3.1 반사율 및 월파특성 검토

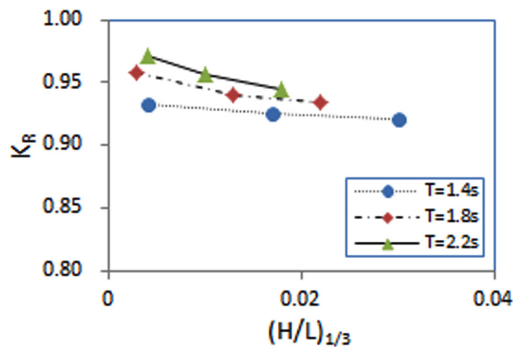
Table 1에서 제시한 실험조건 중에서 무월파에 해당하는 실험파로 수행한 반사율의 실험결과를 Table 2에 나타내었고, Fig. 4에는 비교대상 구조물별로 반사율과 파형경사 (H/L)_{1/3}의 관계를 도시하였다.

반사율의 계측결과를 살펴보면 주기별로 파형경사가 클수록 반사율은 작게 나타나며, 동일한 파형경사에서도 주기가 길수록 반사율은 크게 나타난다. 무공케이슨과 회파블록케이슨의 반사율을 비교해 보면, 모든 실험조건에서 회파블록케이슨의 반사율이 무공케이슨보다 작게 나타남을 알 수 있다. 이는 블록전면의 소파관으로 입사되는 파랑에너지가 소파관 내에 일부 포획되고 또한 내부 주름관에서 파랑에너지가 감쇠된 결과라 판단된다.

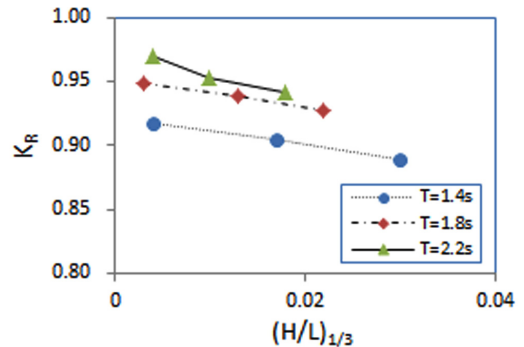
월파량은 3회 이상 반복하여 계측한 후 그 산술 평균값을 Table 3에 나타내었고 Fig. 5는 유의파고별 특정 유의주기에 대하여 평균월파량을 구조물별로 구분시켜 도시하였다.

Table 2 Reflection coefficients of non-porous and caisson with turning wave blocks

Water level [cm]	$T_{1/3}$ [s]	$H_{1/3}$ [cm]	Wave steepness	Reflection coefficients	
				Non-porous caisson	Porous 15 % caisson
(+)	1.4	1.0	0.004	0.932	0.917
		4.0	0.017	0.926	0.904
		7.0	0.030	0.921	0.889
	1.8	1.0	0.003	0.958	0.949
		4.0	0.013	0.94	0.939
		7.0	0.022	0.934	0.927
2.2	1.0	0.002	0.964	0.960	
	4.0	0.010	0.957	0.953	
	7.0	0.018	0.945	0.941	



(a) Non-porous caisson

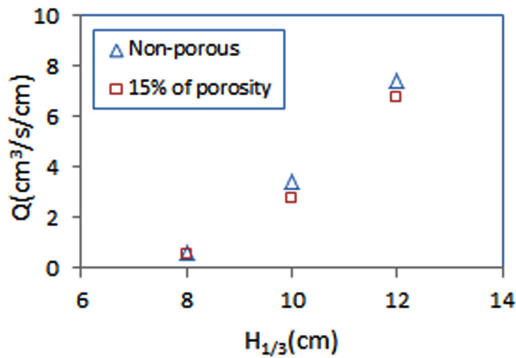


(b) Caisson with turning wave blocks

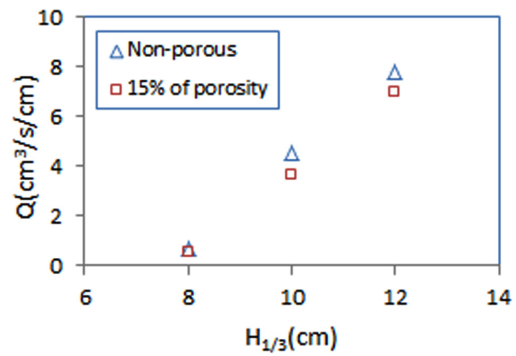
Fig. 4 Reflection coefficients vs. wave steepness

Table 3 Mean overtopping rates of non-porous caisson & caisson with turning wave blocks

Water level [cm]	$H_{1/3}$ [cm]	$T_{1/3}$ [s]	Mean overtopping rates [$\text{cm}^3/\text{s}/\text{cm}$]	
			Non-porous caisson	Porous 15 % caisson
(+) 44.0	8.0	2.2	0.648	0.533
		2.6	0.669	0.563
	10.0	2.2	3.418	2.801
		2.6	4.532	3.654
	12.0	2.2	7.453	6.743
		2.6	7.819	7.009



(a) $T_{1/3} = 2.2$ s



(b) $T_{1/3} = 2.6$ s

Fig. 5 Mean overtopping rates vs. wave heights

계측결과를 보면 비교 대상구조물과 관계없이 유의파고가 크고 유의주기가 길 수록 월파량은 많이 계측된다. 또한 월파되는 모든 실험조건에서 전반적으로 회파블록 케이슨이 무공케이슨보다 월파량이 적게 계측되는 결과를 확인할 수 있으며 이는 무월파 조건에서 계측한 반사율의 계측결과와 밀접한 관계가 있음을 알 수 있다. 그리고 유의파고 $H_{1/3}=10\text{cm}$ 에서 회파블록의 계측결과는 무공케이슨에 비해 월파량이 많이 감소되어 나타났으나 고월파 조건($H_{1/3}=12\text{cm}$)에서는 회파블록의 공극으로 인한 월파량의 감소효과가 다른 입사조건과 비교하여 상대적으로 적게 나타난다.

3.2 3분력 하중계의 검증

조파수조 저면 바닥에 설치된 미끌림 장치를 포함한 하중계의 계측시스템의 계측결과를 검증하기 위하여 무공케이슨을 대상으로 파압계 및 하중계로 계측된 시계열의 실험결과를 Fig. 6에 도시하였다. 두 개의 계측시스템에서 얻어진 최대수평파력

값과 파력 시계열의 위상이 거의 일치하였으며, 미끌림 장치의 상대적으로 파력계측에 크게 영향을 미칠 수 있는 작은 파력이 작용하는 시각에서도 파력이 거의 유사하게 나타나므로 미끌림 장치는 파력이 모형 구조물에 작용할 때, 하중계에서 비교적 큰 변위가 발생하는 파랑조건에서 불가피하게 사용해야 할 보조장치임을 알 수 있다.

3.3 무공케이슨 및 회파블록의 수평파력특성

무공케이슨 및 회파블록을 대상으로 무월파 및 약간 월파조건에서 하중계로 파력실험하는 장면 및 계측결과를 각각 Fig. 7과 Table 4에 나타내었으며 또한 무공케이슨 및 회파블록의 수평파력의 시계열을 중첩하여 Fig. 8에 도시하였다.

비교 대상구조물과 상관없이 동일한 파고조건에서 주기가 증가하면 할수록 최대수평파력이 증가하였고, 무월파 및 약간 월파하는 실험조건에서 회파블록에 작용하는 최대 수평파력은 무공케이슨에 작용하는 최대파력보다 대체적으로 크게 계측되

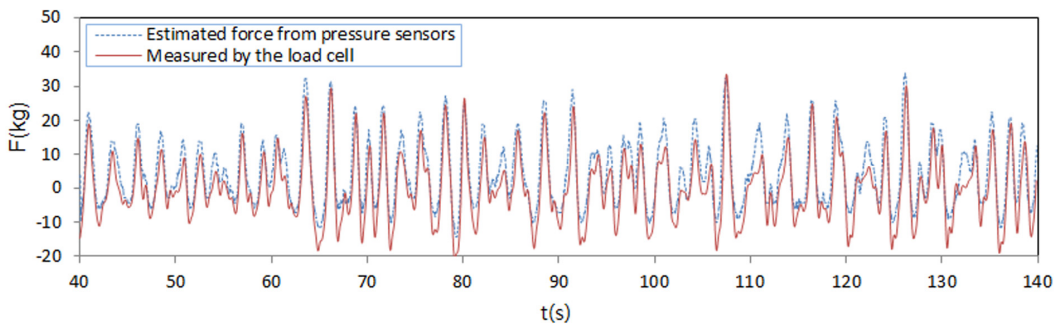


Fig. 6 Time series of horizontal wave forces acting on the non-porous caisson in case of $H_{1/3} = 8$ cm, $T_{1/3} = 2.6$ s

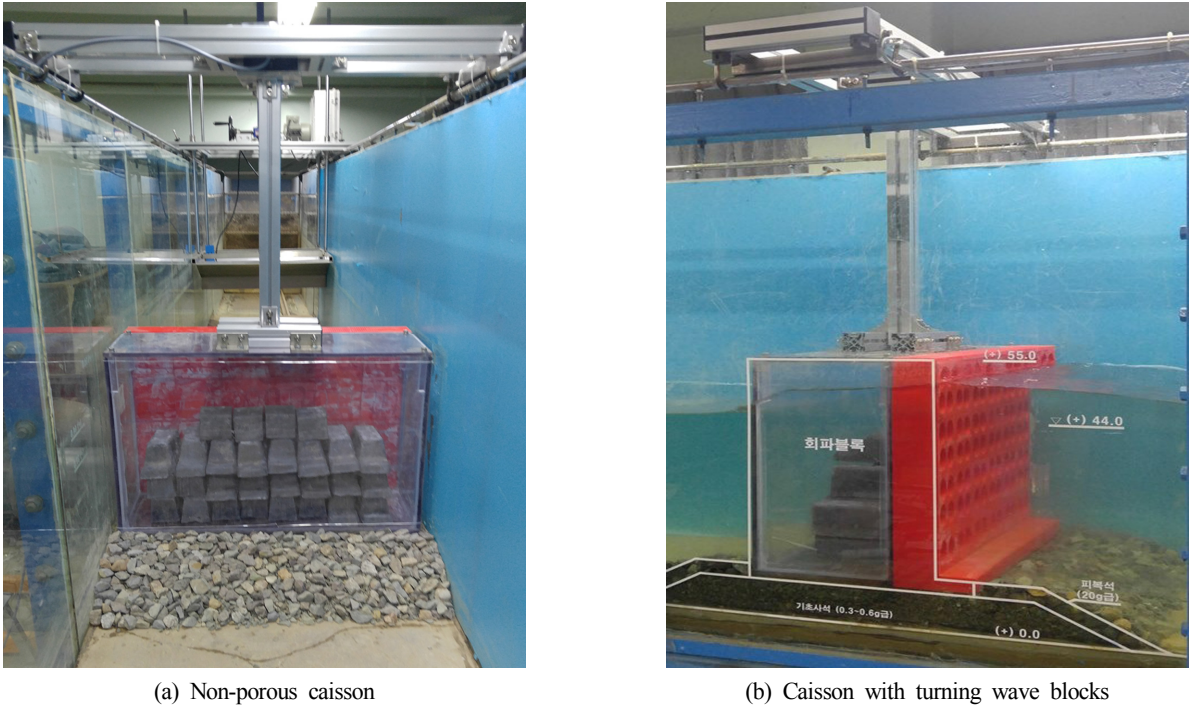


Fig. 7 Scene measuring horizontal wave forces acting on non-porous caisson and caisson with turning wave blocks

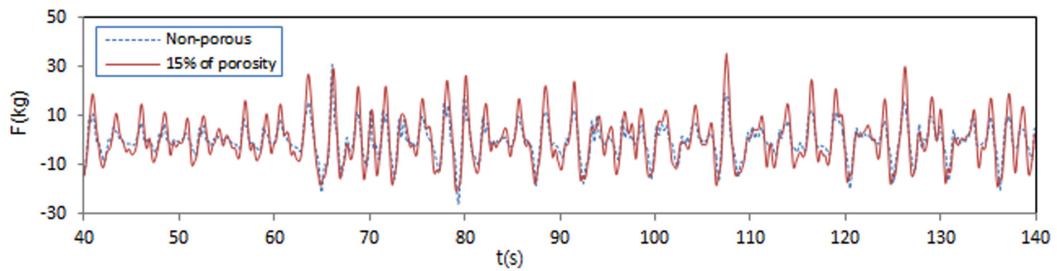


Fig. 8 Time series of horizontal wave force acting on the non-porous and turning wave blocks caisson in case of $H_{1/3} = 8$ cm, $T_{1/3} = 2.6$ s

Table 4 Maximum horizontal forces of non-porous and caisson with caisson with turning wave blocks in case of non-overtopping

Cross sections	$H_{1/3}$ [cm]	$T_{1/3}$ [s]	Maximum forces [kg]	Remarks
Non-porous caisson	4.0	2.2	13.25	Non-overtopping
		2.6	15.32	
	8.0	2.2	25.84	Small overtopping
		2.6	31.07	
Caisson with turning wave blocks	4.0	2.2	15.48	Non-overtopping
		2.6	17.11	
	8.0	2.2	31.24	Small overtopping
		2.6	35.48	

로 회파블록의 중공부에서 약간의 충격파가 발생하는 것으로 판단된다.

4. 결 론

부산 인근 소규모 어항에 내습하는 평상파 및 설계파를 대상으로 방파제 전면벽에 투수성의 주름진 중공부를 갖는 회파블

록케이슨의 수리학적 특성(반사계수, 월파량)과 내파안정성(파력)을 파악하기 위하여 불투수성의 무공케이슨과 비교 수리모형실험을 수행한 결과, 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

(1) 무월파조건에서 실험 대상구조물과 상관없이 파형경사가 클 수록 반사율이 작게 나타나며 동일한 파형경사에서는 주기가 길 수록 반사율이 크게 나타난다. 또한 투수성을 갖는 회파블록케이슨의 반사율은 무공케이슨의 예측결과보다 약간 작게

나타남을 알 수 있다.

(2) 월파조건에서 실험 대상구조물과 상관없이 유의파고가 크고 유의주기가 길 수록 월파량이 증가하여 나타난다. 그리고 공극을 갖는 중공단면 형태의 회파블록케이슨에서 계측된 월파량은 무공케이슨의 계측결과보다 적게 나타난다. 이는 무월파 조건에서 계측한 비교 구조물별 반사율의 계측결과와 밀접한 관계가 있음을 알 수 있다. 고월파조건에서 계측한 월파량은 다른 입사조건과 비교하여 회파블록의 공극을 인한 월파양의 감소가 상대적으로 적게 나타난다.

(3) 실험 대상구조물과 상관없이 동일한 파고조건에서 주기가 길 수록 최대파력이 증가하고 회파블록케이슨에 작용하는 수평파력은 무공케이슨의 계측결과보다 모든 파력실험조건에서 크게 계측되며, 이는 회파블록의 중공부에서 약간의 충격파가 발생하는 것으로 판단된다.

(4) 회파블록케이슨의 수리학적 특성은 무공케이슨에 비해 성능이 우수하나, 블록케이슨의 내파안정성이 불리하게 나타나므로 회파블록의 중공부를 확대시키고 상치부를 반 개방형으로 보완하여 파력을 감소시킬 필요가 있다.

후 기

본 연구는 국토교통부의 재원으로 국토교통기술사업화 지원 사업의 지원을 받아 수행된 연구(16TBIP-C111160-01)이며 그리고 실험에 참여하여 도와준 학부생들에게도 감사드립니다.

References

- Goda, Y., 1974. New Wave Pressure Formula for Composite Breakwater. Proceedings of 14th International Conference Coastal Engineering, ASCE, 1702-1720.
- Goda, Y., Suzuki, Y., 1976. Estimation of Incident and Reflected Waves in Random Wave Experiments. Proceedings of 15th International Conference Coastal Engineering, Honolulu, 828-845.
- Goda, Y., 1985. Random Seas and Design Maritime Structure. University of Tokyo Press, 323.
- Jarlan, G.E., 1961. A Perforated Vertical Wall Breakwater. The Dock and Harbor Authority, 12(486), 394-398.
- Kim, I.C., Lee, H.T., 2000. An Experimental Study on the Hydraulic Performance of Wave Dissipating Quay Walls. Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers, 12(4), 195-202.
- Kim, I.C., Park, K.C., 2018. Impact Load on Perforated Wall Breakwater with Turning Wave Blocks. Proceedings of Joint Conference of Korean Association of Ocean Science and Technology Societies, 120-123.
- Martin, F.L., Losada, M.A., Medina, R., 1999. Wave Loads on Rubble Mound Breakwater Crown Walls. Coastal Engineering, 37, 149-174.
- Oh, S.H., Ji, C.H., Oh, Y.M., Jang, S.C., Lee, D.S., 2014. Comparison of Maximum Horizontal Wave Force Acting on Perforated Cassion Breakwater with Single and Double Chamber. Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers, 26(5), 335-341. <https://doi.org/10.9765/KSCOE.2014.26.5.335>
- Oh, Y.M., Lee, D.S., 1998. Hydraulic Experiment for the Characteristics of Wave Forces Acting on the Mixed Type Breakwater Cassion. Journal of the Korean Society and Civil Engineers, 18(II-4), 359-364.
- Takahashi, S., Shimosako, K., 1994. Wave Pressure on a Perforated Wall Cassion. Proceedings of the International Conference on Hydro-Technical Engineering for Port and Harbour Construction, Yokosuka, 747-764.
- Tanimoto, K., Yoshimoto, Y., 1982. Theoretical and Experiment Study of Reflection Coefficient for Wave Dissipating Caisson with a Permeable Front Wall. Report of the Port and Harbor Research Institute, 21(3). 44-77.

Hydrodynamic Characteristics of Tide-Adapting Low-Crested Structure

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

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

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

조위차 극복형 저마루 구조물의 수리특성

허동수^{ID*} · 정연명^{ID**} · 이우동^{ID*}

*국립경상대학교 해양산업연구소 해양토목공학과

**국립경상대학교 해양산업연구소

KEY WORDS: Low-crested structure(LCS) 저마루 구조물, Tide-adapting low-crested structure(TA-LCS) 조위차 극복형 저마루 구조물, Wave control 파랑제어, Breakwater development 방파제 개발, Hydraulic experiment 수리실험

ABSTRACT: A low-crested structure (LCS) is an excellent feature not only because it provides shore protection but also because it is fully submerged. However, in order to properly control waves, it is necessary to maintain a certain range of crest height and width in consideration of the wave dimensions at the installation area. According to previous studies, an LCS has some wave breaking effect when the crest width is more than a fourth of the incident wavelength and the crest depth is less than a third of the incident wave height. In other words, if the crest width of the LCS is small or the crest depth is large, it cannot control the wave. Therefore, when an LCS is installed in a large sea area with a great tidal range in consideration of the landscape, waves cannot be blocked at high tide. In this study, the hydraulic performances of a typical trapezoidal LCS with a constant crest height and a low-crested structure with an adjustable crest height, which was called a tide-adapting low-crested structure (TA-LCS) in this study, were compared and evaluated under various wave conditions through hydraulic experiments. It was found that the wave transmission coefficients of the TA-LCS at high tide were lower than the values for the typical LCS based on empirical formulas. In addition, the hydraulic performances of the TA-LCS for wave reflection control were 12.9730.4% lower than that of the typical LCS. Therefore, the TA-LCS is expected to be highly effective in controlling the energy of incoming waves during high tide even in a macro-tidal area.

1. 서 론

잠제와 같은 저마루 구조물(LCS, Low-crested structure)은 일반적인 형태의 방파제와 달리 마루가 수면 밖으로 돌출되지 않고 수중에 설치된다. 이러한 LCS는 다른 해안구조물에 비해 미관상 매우 우수하나, 연안으로 유입되는 파랑을 제대로 제어하기 위해서는 설치해역의 파랑 제원에 기초하여 일정 이상의 마루폭과 높이를 갖추어야 한다. 그 이유는 LCS의 수리성능은 마루 위에서 강제 쇄파로 인한 에너지소산을 유도하여 배후로 전달되는 파랑을 크게 감소시키기 때문이다. 이에 많은 연구자는 잠제의 파랑제어기능을 분석하기 위한 수리모형실험, 수치해석을 수행하였다(d'Angremond et al., 1996; Seabrook and Hall, 1998; Calabrese et al., 2002; van der Meer et al., 2005; Goda and Ahrens, 2008; Hur et al., 2012a). 그 결과, 일정 이상의 마루폭, 일정 이하의 마루수심을 유지하여야 LCS의 파랑차단이 가능함

을 밝혀내었다. Hur et al.(2012b)에 따르면, 투과성 LCS의 경우에는 마루폭은 입사파장의 1/4 이상, 마루수심은 입사파고의 1/3 이하일 때, 연안의 처오름 높이가 감소에 효과적인 것으로 나타났다. 따라서 조위차가 큰 해역의 만조 시에는 LCS가 본연의 파랑제어기능을 제대로 발휘하지 못한다. 이에 조위차가 큰 해역에도 설치 가능한 다기능 LCS가 요구된다.

다기능 LCS에 관한 연구로는 Hur et al.(2010)이 제체에 관로가 설치된 LCS를 제안함과 더불어 Navier-Stokes 방정식 모델을 적용한 수치해석을 통해 배후수위를 저감시킴으로써 LCS 주변의 흐름을 제어할 수 있음을 밝혀내었다. 나아가 Hur et al.(2017a)은 2차원 수리모형실험을 통하여 Hur et al.(2010)에서 제안한 신형식 LCS의 배후수위 저감효과 및 흐름제어기능을 재차 확인하였다. Hur et al.(2014)는 LCS 개구부 지반을 개량, 추가 구조물을 설치하여 개구부 흐름제어 가능성을 3차원 수치파동수조에서 검토하였다. Hur et al.(2017b)은 마루폭이 좁은 벽체를 다열로 배치

Received 9 November 2018, revised 2 February 2019, accepted 22 February 2019

Corresponding author Woo-Dong Lee: +82-55-772-9126, wdlee@gnu.ac.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0001-7776-4664

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

하는 LCS의 배후수위 및 개구부 흐름을 저감효과를 3차원 수치 파동수조에서 조사하였다. 이상의 연구들은 LCS 개구부의 강한 흐름(이안류)의 원인이 되는 배후수위 상승을 줄일 수 있는 신기능 LCS의 개발 및 적용성을 검토한 것이다. LCS의 파랑제어기능을 향상시키기 위한 연구들로 Uemura(2013)은 다열 불투과성 벽체가 포함된 투과성 LCS의 파랑제어기능을 CADMAS-SURF (CDIT, 2001)를 이용하여 조사하였다. Le et al.(2016)은 공기 격실을 가진 LCS에서 공기압축에 따른 파랑감쇠효과를 RANS (Reynolds-averaged Navier-Stokes)모델을 통해 확인하였다. Hur et al.(2017b)에서는 다열 벽체 LCS 및 투과성 LCS 주변의 파고분포를 비교하였으며, 2열 이상의 벽체 LCS는 투과성 LCS보다 파랑 차단능이 우수함을 수치적으로 분석하였다. Hur et al.(2019)은 LCS 상부(마루)에 부력이 있는 날개를 부착하여 파랑을 제어하는 TA-LCS(Tide-adapting low-crested structure)를 제안하고, 수리모형실험을 통해 파랑차단성능을 조사하였다.

한편 Hur et al.(2019)에서는 수리모형실험을 통해 TA-LCS의 파랑차단성능과 효율성을 일반 LCS와 비교하였다. 그러나 저조

위에서 일반 LCS와 고조위에서 TA-LCS의 파랑전달계수를 정량적으로 비교하여 TA-LCS의 파랑차단 효율에 대해 검토하기에는 불합리한 점이 있다. 그리고 Hur et al.(2019)에서는 TA-LCS의 파랑반사, 파랑에너지감쇠 등과 같은 수리특성은 논의되지 않았다.

본 연구는 Hur et al.(2019)가 제안한 조위차 극복형 LCS의 수리특성을 파악할 목적으로 수리모형실험에서 측정된 LCS 주변의 시간과형을 분석한다. Hur et al.(2019)과 달리 LCS의 파랑전달계수에 관한 경험식과 실험값을 비교하여 TA-LCS의 파랑차단성능을 조사한다. 나아가 다양한 파랑조건 하에서 일반 LCS와 TA-LCS의 파랑전달계수 및 파랑감쇠계수를 비교하여 TA-LCS의 정량적 수리특성을 분석한다.

2. 수리모형실험

2.1 실험수조와 LCS모형의 개요

본 연구에서 검토하는 TA-LCS의 수리특성을 조사하기 위하여 Fig. 1과 같이 길이 30m, 폭 0.4m, 높이 0.9m의 조파수조를 이용

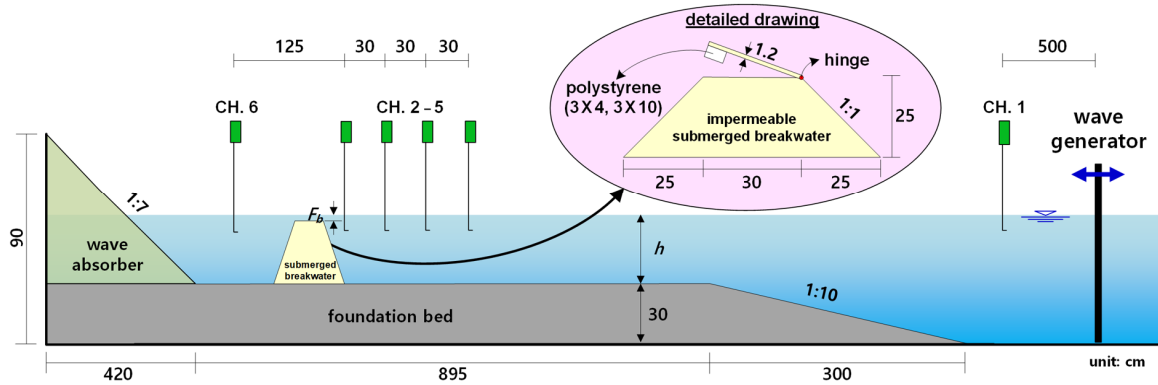


Fig. 1 Definition sketch of 2-D wave channel including the submerged breakwater

Table 1 Experimental conditions used in this study

Run	LCS model	Image	Depth	Freeboard	Wave	
			h [cm]	F_b [cm]	H_i [cm]	T_i [s]
1-9	Typical LCS		27	2		
10-18	TA-LCS34		32	7		
19-27	TA-LCS310				3, 5, 7	1.2, 1.5, 1.8
28-36	TA-LCS34		37	12		
37-45	TA-LCS310					

하였다. 안정적으로 파랑을 생성하기 위해 조파기 부근의 수심을 57cm 이상 확보하였다. 그리고 대상 구조물은 기울기 1:10, 높이 30cm의 기초바닥 위에는 기본적으로 높이 25cm, 마루폭 30cm, 경사 1:1의 불투과성 사다리꼴 구조물을 거치하였다. 조파수조의 끝에는 파동장 교란을 최소화하기 위한 1:7의 경사를 가진 파랑흡수장치를 배치하였다.

Fig. 1의 상세도와 같이 TA-LCS의 마루 위에는 수위변화에 따라 움직일 수 있는 날개와 이 끝에는 부력을 발생시킬 수 있는 EPS(Expanded polystyrene)를 부착하였다. 마루 위의 날개가 파랑작용에 따라 자유롭게 움직일 수 있게 반대쪽에는 경첩을 설치하였다.

2.2 실험조건과 측정방법

본 실험에서 적용한 LCS 모형, 수심, 입사파랑 조건들은 Table 1과 같으며, 총 45회에 걸쳐 실험을 수행하였다. 실험에 이용한 LCS 모형은 일반적인 사다리꼴 불투과성 구조물, 부력체의 크기가 3cm×4cm인 TA-LCS34, 3cm×10cm인 TA-LCS310이다. 마루수심(Freeboard)은 일반 LCS에서는 2cm, TA-LCS에서는 만조 시를 고려하여 7cm, 12cm를 각각 적용하였다. 입사파랑은 규칙파를 대상으로 하며, 파고(H_i) 3cm, 5cm, 7cm 그리고 주기(T_i) 1.2s, 1.5s, 1.8s를 조합하여 9가지의 입사조건을 고려하였다.

실험수조에는 6개의 파고계를 설치하였으며, 조파기로부터 5m 떨어진 지점에 CH. 1, LCS 전면 CH. 2-5, LCS 배후에 CH. 6를 각각 배치하였다. 그리고 이 6개의 파고계로부터 1/100초 간격으로 수위를 연속적으로 취득할 수 있게 설정하였다. LCS 전면의 파고계 CH. 2-5에서 측정된 수면파형들을 Goda and Suzuki(1976)의 입·반사 분리산정법에 대입하여 반사계수(K_R), 배후의 파고계 CH. 6에서 측정된 수면파형으로는 전달계수(K_T)를 각각 계산하였다.

3. 실험결과

3.1 파동장

Figs. 2-4는 입사파고 5cm, 입사주기 1.5s일 때, 일반 불투과성 LCS와 수리특성을 분석하는 TA-LCS 주변의 파동장과 마루에 부착된 날개의 거동을 1주기 동안 $t/T_i=1/10$ 간격으로 나타낸 것이다. Fig. 2는 마루수심이 2cm인 불투과성 사다리꼴 LCS, Fig. 3은 마루수심이 7cm인 TA-LCS34, Fig. 4는 마루수심이 7cm인 TA-LCS310의 경우를 각각 나타낸다.

Fig. 2에서는 불투과성 사다리꼴 LCS으로 인한 전형적인 파랑변형 특성을 보여주고 있다. 외해에서 유입된 파랑이 LCS의 외해측 경사면 상에 비선형성이 발달하고, 마루 상에서는 쇄파

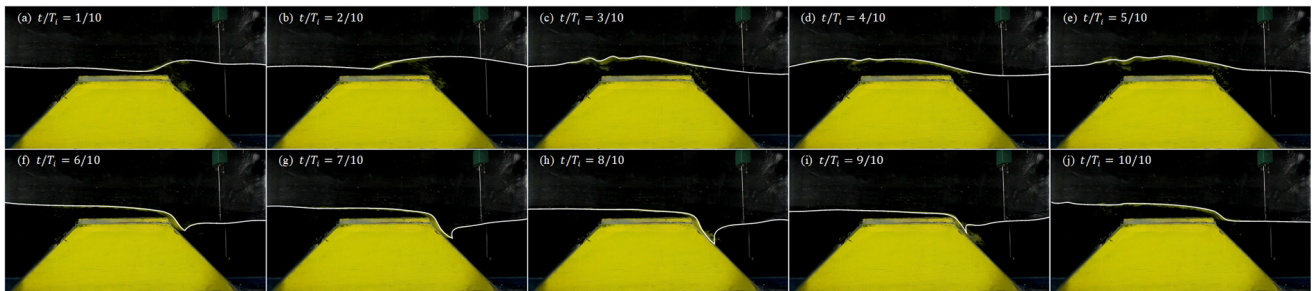


Fig. 2 Temporal and Spatial distributions of surface elevations around typical LCS with $F_b = 2$ cm

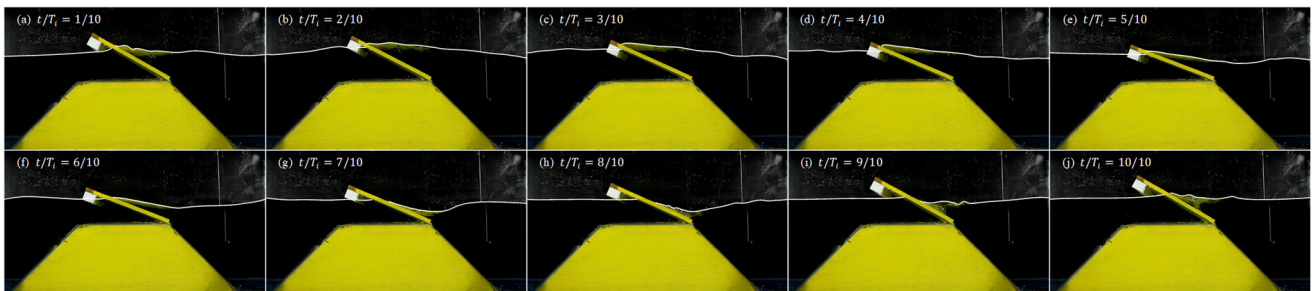


Fig. 3 Temporal and Spatial distributions of surface elevations around TA-LCS34 with $F_b = 7$ cm

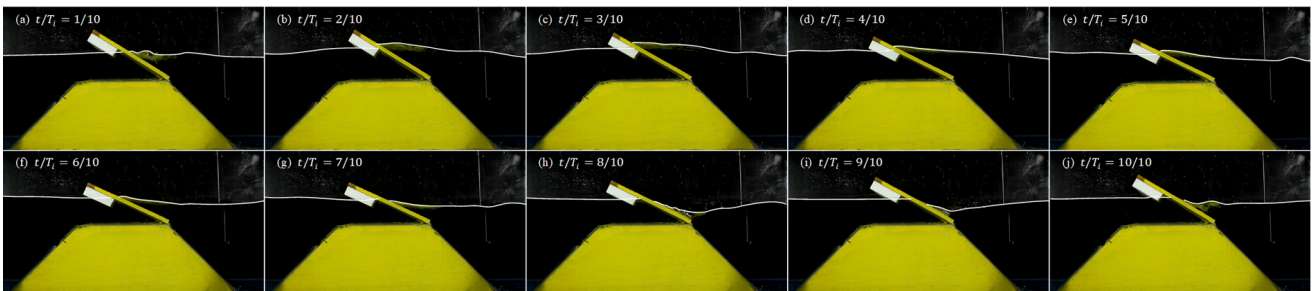


Fig. 4 Temporal and Spatial distributions of surface elevations around TA-LCS310 with $F_b = 12$ cm

로 인한 수위상승이 나타난다. 그리고 파곡이 유입시에는 내-외해의 수위차로 인한 리턴플로우가 발생하기도 한다. 이와 같은 LCS의 수리현상은 마루수심이 깊을수록 약해짐으로 파랑차단 효과는 크게 떨어지게 된다.

Fig. 3과 Fig. 4에서는 조위가 높음에도 불구하고, TA-LCS의 마루에 부착된 날개가 파랑을 차단하는 것을 확인할 수 있다. 날개 끝에 부착된 부력체로 인해 파랑에 의한 수위변동에 즉각적 반응으로 인해 월파가 발생하지 않으며, 그로 인해 파랑에너지 전달이 차단된다. 파봉 유입 시에는 상승하였던 날개가 다시 하강하면서 수면과의 간섭이 발생하며, 이 영향으로 잠제 배후의 수면변동이 조금 증가하는 경향이 나타나기도 한다.

이상에 근거하여 본 연구에서 검토하는 TA-LCS는 조위가 상승하더라도 방파제의 본연의 역할인 파랑제어 기능을 잘 수행하는 것을 정성적으로 확인하였다. 다음 장에서는 전달계수 (K_T), 반사계수(K_R), 감쇠계수(K_D)를 비교·분석하여 TA-LCS의 정량적 수리특성을 파악한다.

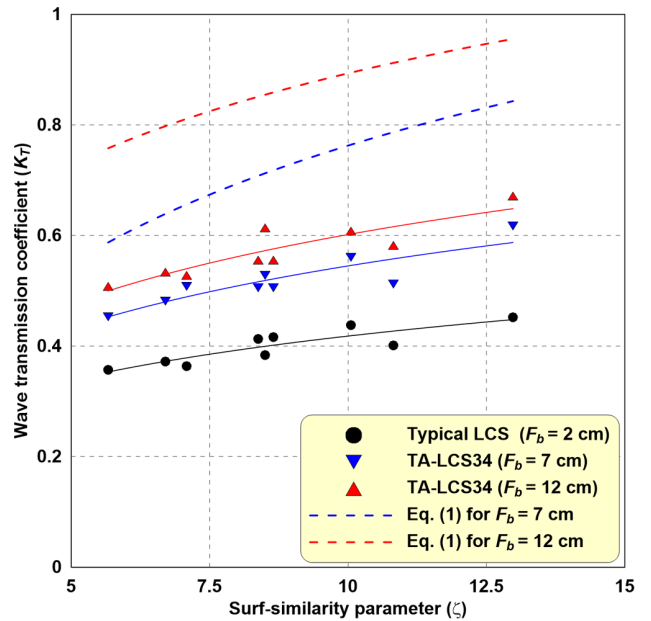
3.2 파랑전달계수

Fig. 5에서는 TA-LCS의 파랑차단성능을 조사하기 위하여 쇄상사계수($\zeta = \tan\alpha / \sqrt{H_i/L_i}$; α 는 구조물의 외해측 경사, H_i/L_i 는 파형경사)에 따른 파랑전달계수를 나타낸다. Fig. 5에서 검정색 원은 일반 LCS, 파란색 역삼각형은 마루수심 7cm인 TA-LCS, 빨간색 삼각형은 마루수심 12cm인 TA-LCS인 경우들을 각각 나타낸다. 그리고 Fig. 5(a)에서는 일반 LCS와 TA-LCS34, Fig. 5(b)에서는 일반 LCS와 TA-LCS310을 각각 비교한 것이다.

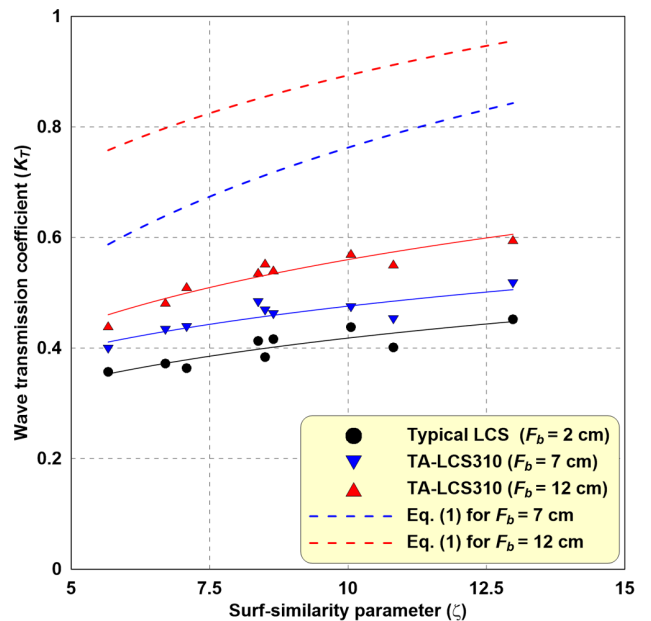
마루수심이 7cm, 12cm일 때, 일반 LCS에 실험을 수행하지 못하여 직접적인 파랑차단에 대한 수리성능 비교가 불가능하여 다음의 경험식 (1)을 이용하며, 산정한 일반 LCS의 K_T 의 추세선(점선)을 각각 나타내었다. LCS의 K_T 산정에는 마루수심과 입사파고와의 비(F_b/H_i), 마루폭과 입사파고와의 비(B/H_i)를 고려할 수 있게 제안된 경험식(d'Angremond et al., 1996; van der Meer et al., 2005; Cox and Tajziehchi, 2005)을 많이 적용한다. 그러나 본 실험조건처럼 F_b 가 H_i 보다 큰 경우에는 전술한 경험식의 적용범위($0.075 \leq K_T \leq 0.8$)를 벗어나는 경우가 발생하여 F_b/H_i 만을 고려할 수 있는 Bleck and Oumeraci(2001)의 경험식을 이용한다. 이 경험식은 직사각형 인공리프를 대상으로 수행한 수리모형실험을 통해 취득한 K_T 에 근거하여 제안된 것이다.

$$K_T = 1 - 0.83 \exp\left(-0.72 \frac{F_b}{H_i}\right) \quad (1)$$

Hur et al.(2019)에서 논의된 것처럼 고조위에서도 TA-LCS의 파랑차단성능은 F_b 가 작은 LCS에 비해 다소 떨어지며, 날개의 부력이 큰 TA-LCS10의 경우에는 그 차이가 줄어드는 것을 Fig. 5를 통해 확인할 수 있다. 그러나 고조위의 경우에는 일반 LCS의 점선 추세선으로부터 알 수 있듯이 상당히 큰 K_T 를 가진다. 이것은 일반 LCS는 고조위에서 마루에서의 강제쇄파가 발생하지 않음으로 파랑차단성능이 크게 저하되기 때문이다. 이것에 반해 TA-LCS는 고조위에서도 어느 정도 이상의 파랑제어가 가능함을 알 수 있다.



(a) Comparison between the typical LCS and the TA-LCS34



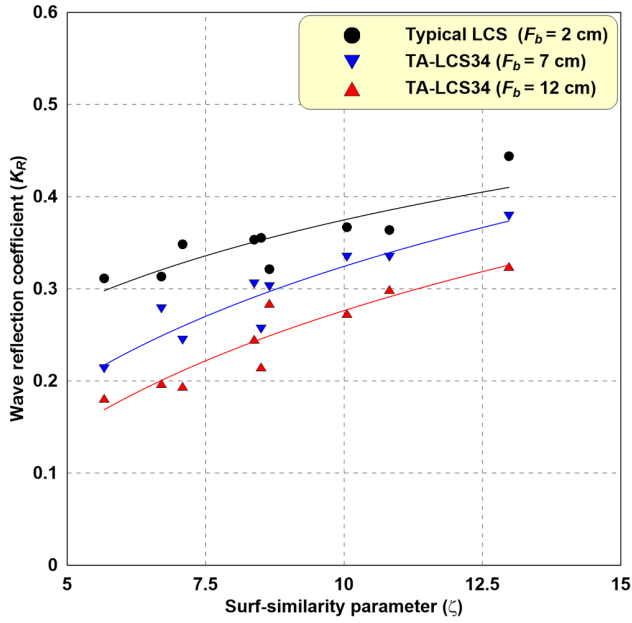
(b) Comparison between the typical LCS and the TA-LCS310

Fig. 5 Distributions of wave transmission coefficients versus surf-similarity parameter

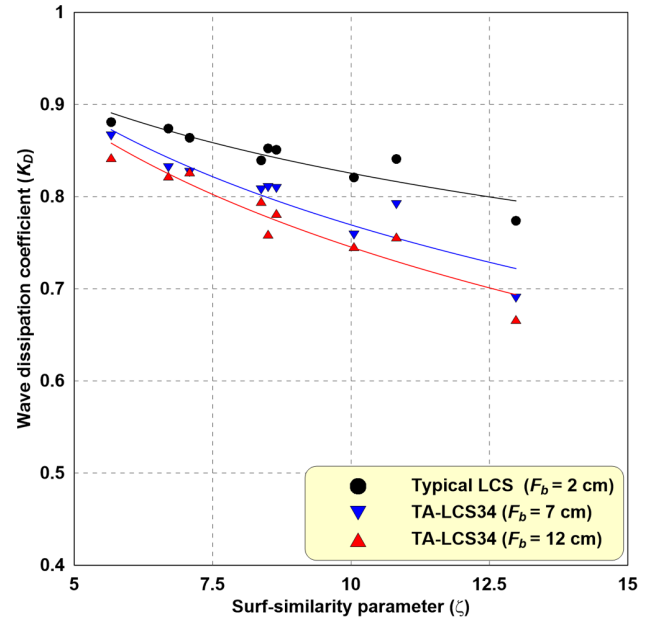
3.3 파랑반사계수

Fig. 6에서는 Goda and Suzuki(1976)의 입·반사 분리법을 이용하여 산정한 파랑반사계수(K_R)를 쇄파계수(ζ)에 따라 나타낸다. 그리고 Fig. 6의 그래프에 표시된 기호들의 의미는 Fig. 5의 설명과 같다.

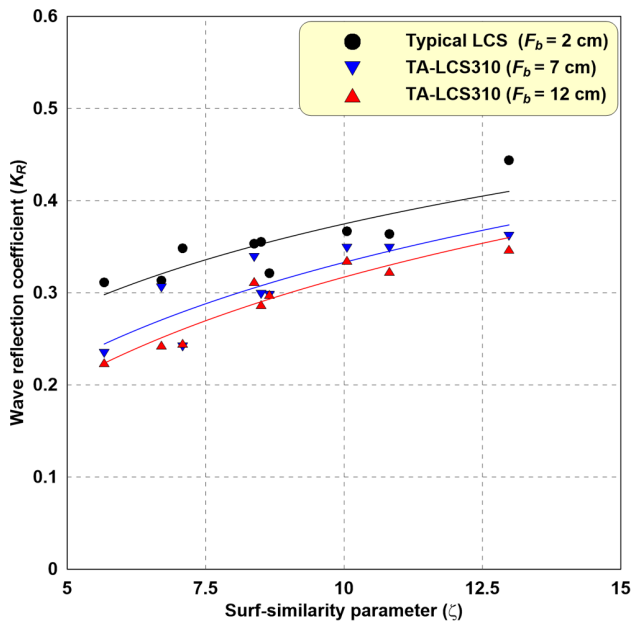
Fig. 6으로부터 일반 LCS보다 TA-LCS의 K_R 가 상대적으로 작은 것을 확인할 수 있고, ζ 가 작을수록 더 작아진다. ζ 가 작을수록 파장이 짧음으로 TA-LCS의 날개 전후의 위상차(수위차)가 발생한다. 파봉 유입 하에서는 날개 후면의 수위가 낮아 입사파랑의 반사는 작아지고, 날개로 에너지가 전달된다. 그 결과,



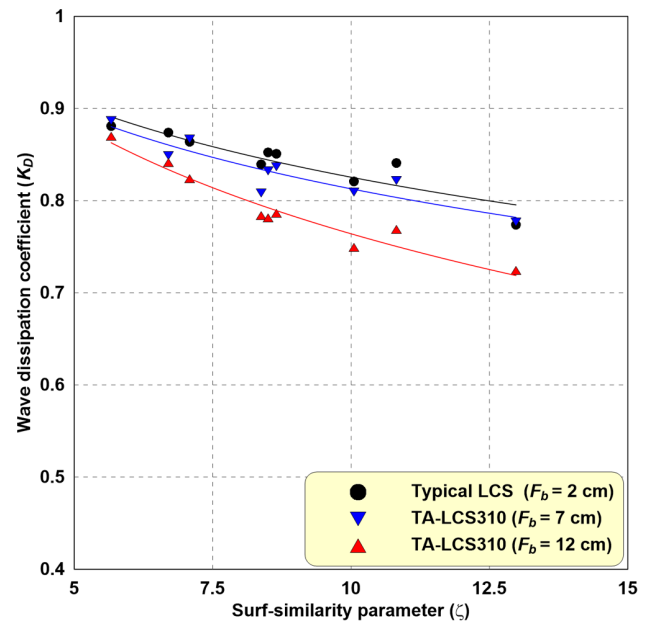
(a) Comparison between the typical LCS and the TA-LCS34



(a) Comparison between the typical LCS and the TA-LCS34



(b) Comparison between the typical LCS and the TA-LCS310



(b) Comparison between the typical LCS and the TA-LCS310

Fig. 6 Distributions of wave reflection coefficients versus surf-similarity parameter

Fig. 7 Distributions of wave dissipation coefficients versus surf-similarity parameter

LOS-OTR의 K_R 가 일반 LCS에 비해 작을 뿐 아니라, 날개에 의한 에너지 전달이 발생함으로 K_T 는 크다. 그리고 LOS-OTR34가 LOS-OTR310보다 K_R 이 작은 이유는 LOS-OTR310는 LOS-OTR34보다 날개의 부력이 크므로 파랑전달과정에서 날개가 수면 아래로 많이 잠기지 않는다. 이 현상들은 앞서 논의한 LOS-OTR 주변의 파동장과 날개의 거동은 Fig. 3과 Fig. 4로부터 이해할 수 있다.

3.4 파랑감쇠계수

Fig. 7은 K_T 와 K_R 을 다음 식 (2)에 대입하여 계산한 파랑감쇠계수(K_D)를 ζ 에 대해 나타낸 것이다. 그리고 Fig. 7의 그래프

에 표시된 기호들의 의미는 Fig. 5의 설명과 같다.

$$K_D = \sqrt{1 - K_T^2 - K_R^2} \quad (2)$$

Fig. 7에서 TA-LCS의 K_D 는 일반 LCS보다 작으며, Figs. 2-4를 상호비교를 통해 그 이유를 쉽게 이해할 수 있다. 일반 LCS(Fig. 2)에서는 마루 위에서 쇄파로 인한 에너지소산이 발생하지만, TA-LCS(Figs. 3-4)에서는 날개가 상하로 움직이며, 파랑을 차단하는 것을 확인할 수 있다. 그로 인해 저조위 조건의 일반 LCS와 비교에서는 TA-LCS의 K_D 가 작지만, 고조위 조건의 일반

Table 2 Hydraulic performance of TA-LCS for wave blocking

H_i [cm]	F_b [cm]	F_b/H_i	Mean transmission coefficient (KT)			Efficiency [%]	
			Eq. (1)	TA-LCS		34	310
				34	310		
3	7	2.33	0.845	0.545	0.476	193.5	238.1
5		1.40	0.697	0.515	0.462	60.1	77.6
7		1.00	0.596	0.496	0.434	24.8	40.1
		Averaged value	0.713	0.519	0.457	67.6	89.2
3	12	4.00	0.953	0.603	0.563	744.7	829.8
5		2.40	0.853	0.566	0.530	195.2	219.7
7		1.71	0.758	0.550	0.502	86.0	105.8
		Averaged value	0.855	0.573	0.532	194.5	222.8

Table 3 Hydraulic performance of TA-LCS for wave reflection control

H_i [cm]	F_b [cm]	F_b/H_i	Mean reflection coefficient (KR)			Efficiency [%]	
			Typical LCS	TA-LCS		34	310
				34	310		
3	2	2.33	0.376	-	-	-	-
5		1.40	0.344	-	-	-	-
7		1.00	0.338	-	-	-	-
		Averaged value	0.713	-	-	-	-
3	7	2.33	-	0.338	0.335	10.1	10.9
5		1.40	-	0.306	0.330	11.0	4.1
7		1.00	-	0.238	0.257	29.6	24.0
		Averaged value	0.353	0.294	0.307	16.7	12.9
3	12	4.00	-	0.302	0.323	19.7	14.1
5		2.40	-	0.238	0.300	30.8	12.8
7		1.71	-	0.197	0.252	41.7	25.4
		Averaged value	0.85	0.246	0.292	30.4	17.4

LCS와 비교한다면 TA-LCS의 K_D 가 상당히 클 것이다.

3.5 수리성능 분석

본 연구에서 검토한 TA-LCS의 파랑차단 및 반사제어에 관한 정량적 수리성능을 확인하기 위하여 Table 2와 Table 3에 각 H_i 에 대한 평균전달계수($\overline{K_T}$)와 평균반사계수($\overline{K_R}$)를 각각 나타낸다. 여기서 TA-LCS의 파랑차단성능은 Bleck and Oumeraci(2001)의 경험식 (1), TA-LCS의 반사제어성능은 일반 LCS와 각각 비교하여 그 효율을 계산한다.

Table 2에서 조위가 높을수록(마루수심이 깊을수록) $\overline{K_T}$ 가 커지는 경향이 나타난다. 그리고 Bleck and Oumeraci(2001)의 경험적 $\overline{K_T}$ 와 비교하면, TA-LCS34는 $F_b=7\text{cm}$ 에서는 67.6%, $F_b=12\text{cm}$ 에서 194.5% 그리고 TA-LCS310는 $F_b=7\text{cm}$ 에서 89.2%, $F_b=12\text{cm}$ 에서 222.8%의 파랑차단성능이 우수하다. 높이가 일정한 LCS는 저조위에서는 파랑차단성능이 좋지만, 조위가 높은 경우에는 그 성능이 현저히 떨어진다. 그러나 TA-LCS의 경우에는 고조위에서도 어느 정도의 파랑차단성능을 유지한다.

Table 3으로부터 앞서 논의한 바와 같이 TA-LCS는 날개가 움

직임에 의해 파랑의 반사와 전달이 동시에 발생함으로 일반 LCS에 비해 $\overline{K_R}$ 이 다소 작다. 상대적으로 날개의 움직임이 활발한 TA-LCS34는 일반 LCS에 비해파랑반사제어가 $F_b=12\text{cm}$ 에서 30.4%, $F_b=7\text{cm}$ 에서 16.7% 우수한 성능을 가진다. 그리고 TA-LCS310는 $F_b=7\text{cm}$ 에서 12.9%, $F_b=12\text{cm}$ 에서 17.4% 파랑반사제어 효과가 일반 LCS보다 좋다.

이상의 비교결과에 근거하여 TA-LCS는 일반 LCS에 비해 고조위에서도 파랑차단성능을 발휘할 수 있고, 파랑반사 또한 작다. 그러므로 본 연구에서 수리성능을 확인한 TA-LCS는 조위차가 큰 해역에 파랑제어 목적으로 충분히 설치 검토될 수 있다.

4. 결론 및 고찰

본 연구는 Hur et al.(2019)가 제안한 TA-LCS의 수리성특성을 파악하기 위하여 수리모형실험에서 측정된 시간과형을 분석하여 전달계수, 반사계수, 감쇠계수를 산정하였다. 이 실험결과들로부터 TA-LCS의 파랑차단 및 반사제어에 관한 수리성능을 정량적으로 조사하였다. 이로부터 얻어진 주요한 결과들을 다음

과 같이 기술한다.

(1) 파랑작용 하에서 TA-LCS의 날개 거동으로부터 파랑에너지 전달, 반사 메커니즘을 이해할 수 있었다.

(2) 모든 실험모형에서 ζ 가 증가할수록 K_T 와 K_R 은 증가, K_D 는 감소하였다.

(3) 고조위 조건에서 TA-LCS의 K_T 는 경험식에 기초한 LCS의 K_T 보다 상당히 작은 값을 나타내었다. 이것은 고조위에서도 TA-LCS는 파랑차단에 어느 정도 이상의 성능을 발휘하기 때문이다.

(4) TA-LCS의 날개는 파랑의 전달과 반사가 동시에 발생하기 때문에 일반 LCS에 비해 다소 작은 K_R 를 나타내었다.

(5) 고조위에서 TA-LCS는 저조위 조건의 일반 LCS보다는 파랑차단성능이 우수하지는 않지만, 어느 정도 이상의 파랑차단 성능을 나타내었다. 그리고 일반 LCS에 비해 파랑반사제어는 우수한 것으로 나타났다.

이상의 실험결과에 근거하여 LCS는 조위차가 작은 해역에서는 파랑제어에 있어서 효과적인 해안구조물임은 틀림이 없다. 그러나 조위차가 큰 해역에 설치될 경우, 고조위 하에서는 파랑차단성능이 크게 저하된다. 그러므로 본 연구에서 수리특성을 분석한 TA-LCS는 조위차가 크거나, 대수심 해역에 파랑제어의 목적으로 설치·검토될 수 있을 것으로 판단된다.

후 기

이 논문은 2018년 해양수산부 재원으로 해양수산과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(연안침식 관리 및 대응기술 실용화).

References

- Bleck, M., Oumeraci, H., 2001. Wave Damping and Spectral Evolution at Artificial Reefs. Proceedings of 4th International Symposium on Ocean Wave Measurement and Analysis, San Francisco USA.
- Calabrese, M., Vicinanza, V., Buccino, M., 2002. Large Scale Experiments on the Behaviour of Low Crested and Submerged Breakwaters in Presence of Broken Waves. Proceedings of the 28th International Conference on Coastal Engineering, ASCE, 1900-1912.
- CDIT(Coastal Development Institute of Technology), 2001. CADMAS-SURF, Development for the Numerical Simulation of Waves. CDIT Library, Japan.
- Goda, Y., Ahrens, J.P., 2008. New Formulation of Wave Transmission over and through Low-Crested Structures. Proceedings of the 31st International Conference on Coastal Engineering, ASCE, 3530-3541. https://doi.org/10.1142/9789814277426_0293
- Goda, Y., Suzuki, Y., 1976. Estimation of Incident and Reflected Waves in Random Wave Experiments. Proceedings of 15th International Conference Coastal Engineering, ASCE, 828-845. <https://doi.org/10.1061/9780872620834.048>
- Cox, R.J., Tajziehchi, M., 2005. 2D Experimental Modeling of Hydrodynamic Effects of Submerged Breakwaters. Proceedings of 5th International Conference on Coastal Dynamics, Barcelona Spain. [https://doi.org/10.1061/40855\(214\)51](https://doi.org/10.1061/40855(214)51)
- d'Angremond, K., van der Meer, J.W., de Jong, R.J., 1996. Wave Transmission at Low-Crested Structures. Proceedings of the 25th International Conference on Coastal Engineering, ASCE, 2418-2427. <https://doi.org/10.1061/9780784402429.187>
- Hur, D.S., Cho, W.C., Yoon, J.S., Kim, I.H., Lee, W.D., 2014. Control Technologies in Reduction Rip Currents around the Open Inlet between Two Submerged Breakwaters. Journal of Coastal Research, Special Issue, 72, 75-80. <https://doi.org/10.2112/SI72-014.1>
- Hur, D.S., Cho, W.C., Yoon, J.S., Kang, C., Lee, W.D., 2017b. Applicability of Multiple Submerged Narrow-Crested Breakwaters for Reduction of Mean Water Level in Rear Side and Flow Control. Journal of Coastal Research, Special Issue, 79, 179-183. <https://doi.org/10.2112/SI79-037.1>
- Hur, D.S., Lee, W.D., An, S.W., Park, J.B., 2010. A Numerical Study on Flow Control Structure of a New-Type Submerged Breakwater. Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers, 22(3), 181-190.
- Hur, D.S., Lee, W.D., Cho, W.C., 2012a. Three-Dimensional Flow Characteristics around Permeable Submerged Breakwaters with Open Inlet. Ocean Engineering, 44, 100-116. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2012.01.029>
- Hur, D.S., Lee, W.D., Cho, W.C., 2012b. Characteristics of Wave Run-up Height on a Sandy Beach behind Dual-Submerged Breakwaters. Ocean Engineering, 45, 38-55. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2012.01.030>
- Hur, D.S., Lee, W.D., Goo, N.H., Jeon, H.S., Jeong, Y.M., 2017a. Development of New Type of Submerged Breakwater for Reducing Mean Water Level behind Structure. Journal of Ocean Engineering and Technology, 31(2), 130-140. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2017.31.2.130>
- Hur, D.S., Jung, K.H., Park, J.R., Lee, W.D., 2019. Wave Control Performance of Tide-Adapting Low-Crested Structure Overcoming Tidal Range. Journal of Coastal Research, Special Issue 91(Under review).
- Le, Q., Yang, Y., Yin, Z., Zhang, F., 2016. Numerical Analysis of a New Kind of Submerged Breakwater with an Air Chamber. Proceedings of the 26th International Ocean and Polar Engineering Conference, International Society of Offshore and Polar Engineers, Rhodes Greece.
- Seabrook, S.R., Hall, K.R., 1998. Wave Transmission at Submerged Rubble Mound Breakwaters. Proceedings of the 26th International Conference on Coastal Engineering, ASCE, 2000-2013. <https://doi.org/10.1061/9780784404119.150>
- Uemura, T., 2013. A Numerical Simulation of the Shape of Submerged Breakwater to Minimize Mean Water Level Rise and Wave Transmission. Master's Thesis, Lund University, Sweden.

van der Meer, J.W., Briganti, R., Zanuttigh, B., Wang, B., 2005.
Wave Transmission and Reflection at Low-Crested Structures:
Design Formulae, Oblique Wave Attack and Spectral Change.

Coastal Engineering, 52(10-11), 915-929. <https://doi.org/10.1016/j.coastaleng.2005.09.005>

Effects of Waveform Distribution of Tsunami-Like Solitary Wave on Run-up on Impermeable Slope

Woo-Dong Lee^{ID*}, Jung-Ouk Kim^{ID**} and Dong-Soo Hur^{ID*}

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

**Harbor Design Division, Sekwang Engineering Consultants Co., Ltd., Seoul, Korea

고립파(지진해일)의 파형분포가 불투과 경사면의 처오름에 미치는 영향

이우동^{ID*} · 김정옥^{ID**} · 허동수^{ID*}

*국립경상대학교 해양산업연구소 해양토목공학과

** (주)세광종합기술단 항만설계본부

KEY WORDS: Tsunami 지진해일, Solitary wave 고립파, Run-up 처오름, Tsunami waveform 지진해일 파형, Numerical wave tank 수치 파동수조

ABSTRACT: For decades, solitary waves have commonly been used to simulate tsunami conditions in numerical studies. However, the main component of a tsunami waveform acts at completely different spatial and temporal distributions than a solitary waveform. Thus, this study applied a 2-D numerical wave tank that included a non-reflected tsunami generation system based on Navier-Stokes equations (LES-WASS-2D) to directly simulate the run-up of a tsunami-like solitary wave on a slope. First, the waveform and velocity due to the virtual depth factor were applied to the numerical wave tank to generate a tsunami, which made it possible to generate the wide waveform of a tsunami, which was not reproduced with the existing solitary wave approximation theory. Then, to validate the applied numerical model, the validity and effectiveness of the numerical wave tank were verified by comparing the results with the results of a laboratory experiment on a tsunami run-up on a smooth impermeable 1:19.85 slope. Using the numerical results, the run-up characteristics due to a tsunami-like solitary wave on an impermeable slope were also discussed in relation to the volume ratio. The maximum run-up heights increased with the ratio of the tsunami waveform. Therefore, the tsunami run-up is highly likely to be underestimated compared to a real tsunami if the solitary wave of the approximation theory is applied in a tsunami simulation in a coastal region.

1. 서 론

2004년 12월 26일에 인도네시아 수마트라 서부 해안의 40km 지점에서 발생한 해저지진에 의해 지진해일은 약 30만 명의 사망/실종자, 약 120억 달러의 재산피해를 발생시켰다. 2011년 3월 11일에 일본 미야기현 센다이에서 동쪽으로 70km 떨어진 지점의 해저지진에 의한 지진해일은 약 3만 명의 사망/실종자, 약 2,350억 달러의 재산피해를 발생시켰다. 이 같은 지진해일은 막대한 인·물적 피해를 야기 시킨다.

Fig. 1은 한반도 주변에서 발생한 해저지진의 분포도이고, Fig. 2는 매년 발생한 해저지진해일 횟수를 나타낸 것이다. Fig. 1과 Fig. 2의 기상청에서 보고한 자료를 살펴보면, ‘우리나라는 지진해일에 안전한가?’라는 의문이 생기기 마련이다. 여기에 우

리나라의 동해안에서는 약 50년 사이에 지진해일에 의한 피해가 1964년 M7.5의 니가타 지진해일, 1983년 M7.5의 동해중부 지진해일, 1993년 M7.8의 북해도 남서외해 지진해일이 보고되었다. 특히 1983년에 발생한 지진해일은 임원항에 내습하여 최대 3~5m의 처오름 흔적을 남겼고, 3명의 사망/실종자, 약 4억 원의 재산피해를 입혔다. 우리나라도 더 이상 지진해일에 안전지대가 아니며, 잠재적 위험지역으로 볼 수 있다.

이에 국내·외적으로 지진해일 피해에 대한 경각심을 가지고 다양한 분야에서 많은 연구자들이 지진해일의 발생, 전파 그리고 수리현상을 파악하는 것에 노력을 기울이고 있다. 그 중에서 지진해일에 의한 직접적인 피해원인이 되는 충격파, 처오름, 월파, 침수 등에 관한 연구에서는 수십 년간 지진해일과 파형이 유사한 고립파 근사값을 입사조건으로 이용해 왔다(Synolakis,

Received 2 August 2018, revised 16 November 2018, accepted 13 December 2018

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

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

1986; Synolakis, 1987; Zelt, 1991a; Zelt, 1991b; Li, 2000; Tonkin et al., 2003). 그러나 Qu et al.(2017a)과 Qu et al.(2017b)에 따르면, Fig. 3처럼 2011년 동일본에 관측된 지진해일은 고립파에 비해 매우 넓게 분포하는 것을 확인할 수 있다. 이것은 수치실험 및 수치모의에서 고립파 근사이론에 의한 입사조건을 적용할 경우, 실제 발생하는 지진해일보다 충격파, 처오름, 월파, 침수 같은 재해규모가 과소평가될 수 있다. 이것을 보완하기 위해 수치실험에서는 조파기의 스트로크 및 이동속도를 조절(Park et al, 2013), 붕괴파(Nouri et al, 2010; Liu et al., 2014), 공기압축식(Rossetto et al, 2011), 대용량 펌프(Goseberg, 2012) 등을 통해 넓은 파형의 지진해일 생성한다. 수치파동수조에서는 고립파 근사이론에 근거하여 분포를 조절(Lee et al., 2016), Fig. 3처럼 파형을 중첩(Qu et al., 2017a; Qu et al., 2017b)하여 넓은 고립파형의 지진해일을 발생시킨다.

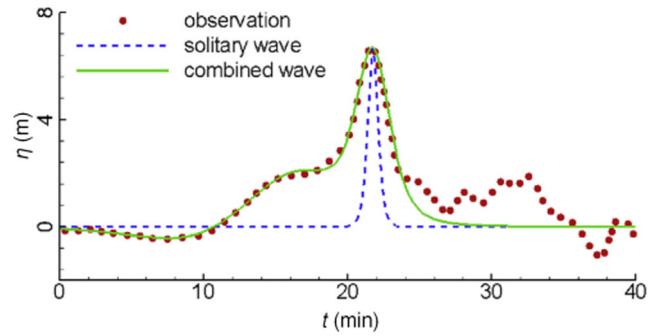


Fig. 3 Comparisons between the observed tsunami waveform and the solitary waveform based on approximation theory (Source: Qu et al., 2017a)

국내에서는 해저 지각활동에 따른 지진해일의 발생과 전파특성을 분석하기 위한 연구들이 활발하게 수행되고 있다(Cho and Lee, 2002; Kim et al., 2007a; Kim et al., 2007b; Kim et al., 2008). 그리고 직접적인 인명피해의 원인이 되는 처오름, 월파, 침수에도 실험수조 또는 수치수조에서 고립파형의 지진해일을 직접 발생시켜 그 현상을 조사하였다(Ha et al., 2010; Ha et al., 2012; Lee and Kim, 2014; Hur et al., 2015; Lee et al., 2018). 국외에서는 Liu et al.(2006)과 Chang et al.(2009)은 1:20 경사면 상을 전파하는 고립파의 파형, 파고, 처오름 등을 측정하여 보고하였으며, 수치모델 검증에 많이 이용되고 있다. Hunt-Raby et al.(2011)은 고립파 및 파군형성에 따른 월파현상을 수치수조에서 측정하였다. Baldock et al.(2012)는 일정한 경사면 전파하는 고립파의 처오름과 월파량을 측정된 수치실험에서 파고와 수심과의 비, 파고와 월파수조 높이와의 비와 월파량과의 관계를 분석하였다. Bozorgnia et al.(2014)은 2차원 CFD(Computational fluid dynamic)에서 고립파를 생성하여 방파제에서 월파모의를 수행하였으며, 기존실험에서 측정된 수면변위와 유속을 고정도로 재현하였다.

이상의 활발한 국내·외 연구들도 모두 고립파를 대상으로 하고 있기 때문에 지진해일에 의한 수리특성이 과소평가 될 우려가 크다. 따라서 본 연구에서는 고립파형 지진해일의 파형분포에 따른 경사면 상의 처오름 특성을 논의하기 위하여 Lee et al.(2016)이 제안한 조파방법과 2차원 수치파동수조(Hur et al., 2011)를 결합하여 지진해일 처오름 모의를 수행한다. 먼저 이용하는 수치파동수조의 타당성 및 유효성을 입증하기 위하여 1:19.85 경사면 주변에서 Synolakis(1987)가 측정된 수면형과 모의한 시·공간파형을 비교·검토한다. 그리고 지진해일 처오름 모의를 통해 파형분포가 처오름 현상이 미치는 영향을 정성/정량적으로 분석한다.

2. 수치파동수조

본 연구에서는 고립파형 지진해일의 파형분포가 경사면 처오름에 미치는 영향을 분석하기 위한 수치모의를 수행한다. 수치모의에 이용하는 수치모델은 Hur et al.(2011)를 토대로 개량한 Lee et al.(2018)의 Numerical wave tank(NWT)이다. 이 수치모델은 강비선형 2-D Navier-Stokes(N-S) solver로서 지진해일의 수리현상을 직접 해석할 수 있다. 그리고 이 수치모델에서는 Lee et al.(2016)이 제안한 고립파형 지진해일 조파방법을 적용한다.

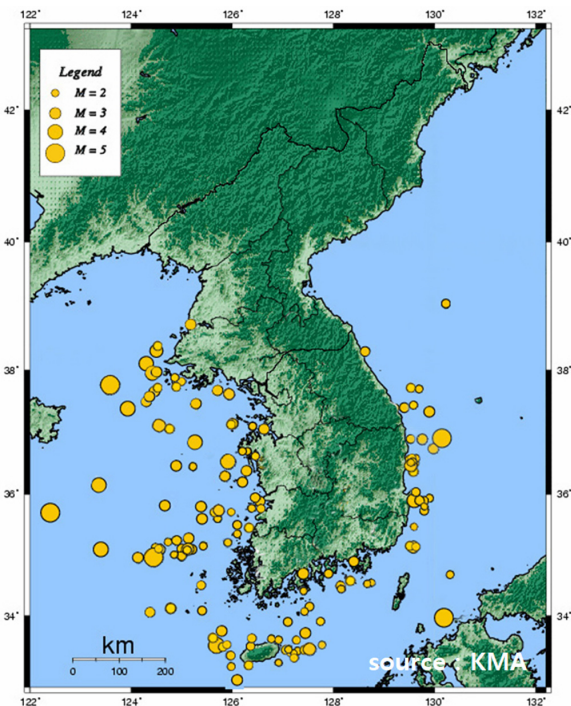


Fig. 1 Distribution of submarine earthquake around the Korean Peninsula (Source: Korea Meteorological Administration)

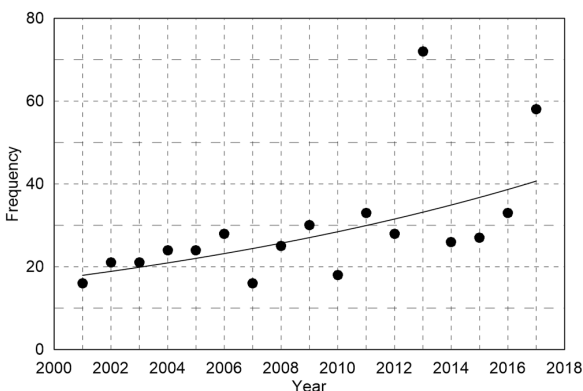


Fig. 2 Occurrences frequency of submarine earthquake around Korea Peninsula (Source: Korea Meteorological Administration)

2.1 지배방정식

지배방정식은 비압축성·점성유체 조건에서 지진해일을 생성할 수 있게 무반사 조파시스템이 도입된 연속방정식 (1)과 Porous body model(PBM)에 기초한 N-S 운동량 방정식 (2)로 구성된다.

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

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

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

F 는 각 격자에서 유체가 차지하고 있는 체적비이며, 연속방정식 (1)에 비압축성 유체에 대한 가정과 PBM을 토대로 VOF (Volume of fluid)함수를 적용하면, 식 (3)과 같이 유체 보존형식으로 나타낼 수 있다.

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

2.2 지진해일 조파방법

수치파동수조에서 조파원천의 양쪽방향(x 의 \pm 방향)으로 파랑이 생성되기 때문에 상수 2를 고려한 생성강도(q)는 Brorsen and Larsen(1987)의 식 (4)를 이용한다. 그리고 수치파동수조 내의 장애물 또는 경계로부터 발생하는 반사파의 영향을 최소화하기 위하여 Ohyama and Nadaoka(1991)가 제안한 강도조절계수(ζ)를 적용하여 안정적으로 지진해일을 조파한다.

$$q = 2\zeta V_0 \quad (4)$$

여기서 V_0 는 근사이론에 의한 파랑의 수평유속성분, ζ 는 강도조절계수($= \frac{\eta_0 + h}{\eta_s + h}$); η_0 는 조파원천의 근사수면변위, η_s 는 실제수면변위)이다.

이 수치파동수조는 엇갈림 격자체계임으로 식 (5)과 같이 지진해일 생성지점의 격자크기(Δx_s)에 따른 생성강도(q)의 영향을 배제하기 위해 유량밀도(\dot{q}^*)를 도입한다.

$$\dot{q}^* = \begin{cases} q(y, z, t) / \Delta x_s & : x = x_s \\ 0 & : x \neq x_s \end{cases} \quad (5)$$

Lee et al.(2016)는 Dean and Dalrymple(1984)의 고립파 근사이론에 기초하여 다양한 고립파형의 지진해일을 생성할 수 있는 분포계수(α)와 가상수심계수(β)를 제안하였다. Lee et al.(2018)

에서 2차원 수치파동수조에 지진해일 조파방법을 도입하였다. Lee et al.(2016)이 제안한 고립파형 지진해일의 시간파형과 각수심별 수평유속은 다음의 식 (6)-(7)과 같다.

$$\eta_0 = H_i \operatorname{sech}^2 \left[\sqrt{\frac{3}{4}} \frac{H_i}{(\beta h)^3} (x_s - Ct) \right] \quad (6)$$

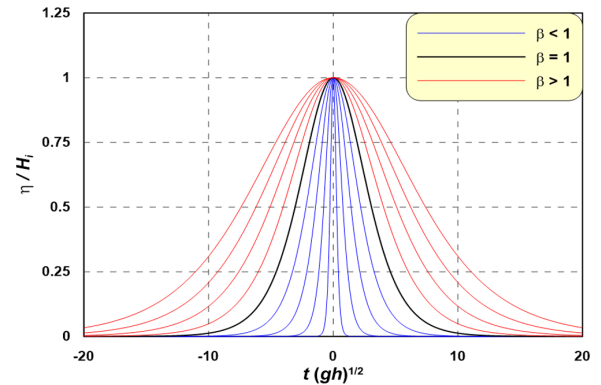
$$V_0 = \left[\lambda \left\{ \epsilon + 3\epsilon^2 \left(\frac{1}{6} - \frac{z_h^2}{2} \right) \right\} - \lambda^2 \epsilon^2 \left(\frac{7}{4} - \frac{9z_h^2}{4} \right) \right] \quad (7)$$

여기서 H_i 는 지진해일고, h 는 수심, C 는 식 (8)과 같은 파속, λ 는 근사수면변위와 해일고와의 비($=\eta/H_i$), ϵ 는 해일고와 수심과의 비($=H_i/h$), z_h 는 바닥과 수립자의 연직거리와 수심과의 비이다.

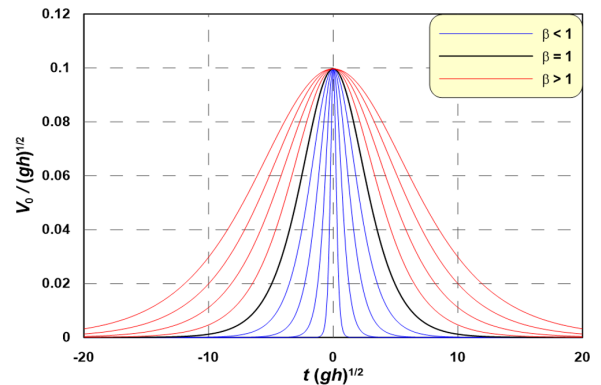
$$C = \sqrt{gh} \left(1 + \frac{H_i}{2h} \right) \quad (8)$$

2.3 수치파동수조의 검증

고립파형 지진해일의 파형분포에 따른 처오름 특성을 분석하기에 앞서 이용하는 2차원 수치파동수조의 타당성 및 유효성을 검증한다. 먼저 지진해일 조파방법을 검증하기 위하여 가상수심계수(β)에 따른 파형과 유속을 비교한다. 그리고 지진해일 처오름 시, 불투과 경사면 상의 시·공간 파형을 검증한다.



(a) Surface elevation



(b) Velocity profile

Fig. 4 Hydraulic Characteristics of Tsunami-like solitary wave due to the virtual depth factor (β)

Fig. 4는 수심 100cm, 지진해일고 10cm일 때, Dean and Dalrymple (1984)의 고립파 근사식에 β 를 적용하여 구한 지진해일의 수리특성이다. Fig. 4에서 (a)는 시간파형, (b)는 정수면에서의 유속분포를 나타낸다. (a)와 (b)의 그래프에서 파란색 실선은 $\beta < 1$, 검정색 실선은 $\beta = 1$, 빨간색 실선은 $\beta > 1$ 의 경우를 각각 의미한다.

Fig. 4에서 β 에 따른 다양한 파형 및 유속분포가 형성되고, 선형적인 증감하는 것을 확인할 수 있다. Fig. 4(a)에서는 $\beta > 1$ 이며 Dean and Dalrymple(1984)의 고립파 근사파형보다 넓은 파형분포, $\beta < 1$ 이면 좁은 파형분포를 나타낸다. Fig. 4(b)에서는 전

술한 파형분포에 상응하는 유속값을 가지는 것을 알 수 있다.

이상에 근거하여 미루어 볼 때, Dean and Dalrymple(1984) 근사식에 β 를 대입하여 다양한 파형 그리고 이것에 상응하는 유속분포를 수치파동수조에 적용하여 실제에 가까운 지진해일을 얻을 수 있을 것이다.

본 연구에서 적용하는 2차원 수치파동수조의 타당성 및 유효성을 검증하기 위하여 Fig. 5와 같은 Synolakis(1987)의 경사면 처오름에 관한 수리모형실험에 근거한 수치파동수조를 이용한다. 수심 20cm의 해석영역에 1:19.85의 불투과성 경사면을 설치

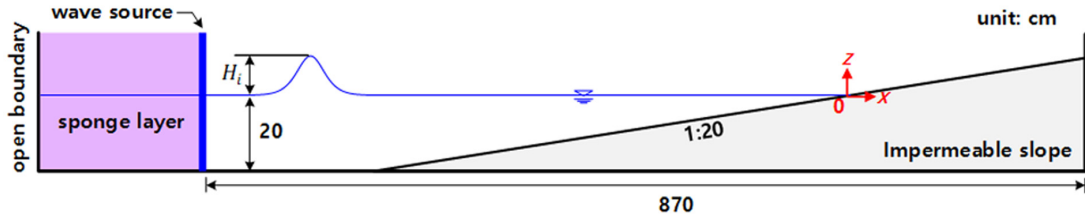


Fig. 5 Schematic diagram of a numerical wave tank based on Synolakis (1987)'s experimental one

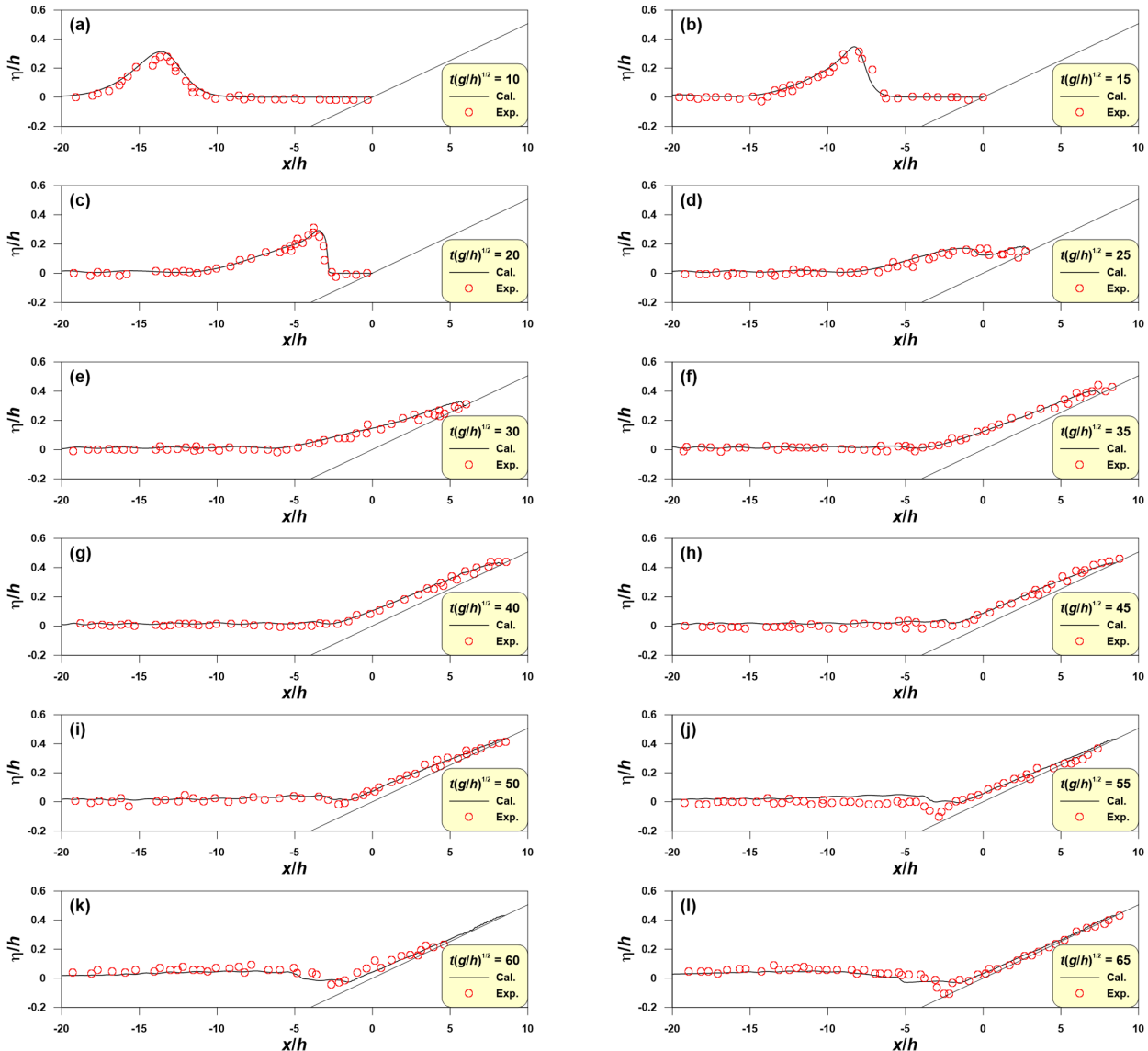


Fig. 6 Comparisons between the measured and simulated free surface elevations by breaking solitary wave

하고, 안정적 지진해일 조파를 위해 외해에는 조파소스, 감쇠영역, 개경계 조건을 고려한다. 수치수조의 수평격자는 2cm, 수직격자는 0.2cm로 구성하고, 1/1000초 간격으로 계산을 수행한다.

Fig. 6은 높이 6cm의 고립파가 불투과 경사면으로 내습할 때의 시·공간 파형분포를 $t\sqrt{gh}=5$ 의 간격으로 나타낸 것이다. Fig. 6에서 빨간색 원(○)은 Synolakis(1987)의 수치실험에서 측정된 수면형, 검정색 실선(—)은 수치파동수조에 얻은 수면형이다.

Fig. 6(a)-(c)에서는 외해에서 유입되는 고립파의 비선형성이 증가하여 경사면 상에서 발생한다. Fig. 6(d)-(g)에서는 고립파 쇄파 이후에 경사면 상으로 전파되고, Fig. 6(g)에서 최대 처오름 높이를 나타낸다. Fig. 6(h)-(l)에서는 경사면을 따라 처내림이 발생함을 확인할 수 있다. 이와 같은 불투과 경사면 상의 고립파 전파과정을 수치모의결과가 Synolakis(1987)의 실험결과를 매우 잘 재현하고 있다.

이상의 검증결과에 근거하여 수치파동수조에 도입한 지진해일 조파방법, 지진해일 처오름 모의를 위한 수치파동수조의 유효성 및 타당성이 입증되었다고 판단된다.

2.4 수치파동수조의 구성 및 입사조건

본 연구에서는 고립파형 지진해일의 파형분포에 따른 처오름 특성을 논의하기 위해 수치모의를 수행하며, Fig. 5에서 구성한 2차원 수치파동수조를 동일하게 이용한다. 수치모의의 입사조건은 Table 1과 같으며, 입사 해일고(H_i)는 3cm, 5cm, 7cm, 고립파 근사파형 대비 지진해일의 체적비(V/V_0)는 0.6-2.0 범위를 적용한다.

Table 1 Incident conditions of tsunami-like solitary wave used for numerical simulation

H_i [cm]	V/V_0
3	
5	0.6 - 2
7	

3. 수치모의결과

3.1 시·공간파형분포

Fig. 7은 5cm의 고립파형 지진해일이 경사면으로 내습하여 최대 처오름이 발생하는 시점에서 입사파형에 따른 수면형의 공간분포를 나타낸다. Fig. 7에서 검은색 실선(—)은 Dean and Dalrymple(1984)의 고립파 근사이론에 의한 고립파가 유입되는 경우($V/V_0=1$), 파란색 실선(—)은 근사파형보다 좁은 경우($V/V_0<1$) 그리고 빨간색 실선(—)은 근사파형보다 넓은 경우($V/V_0>1$)를 각각 의미한다. 그래프의 종축은 수평거리(x)를 유효파장(L_{eff}), 횡축은 수면변위(η)를 입사 해일고(H_i)로 각각 무차원화 한다. 여기서, L_{eff} 는 Dean and Dalrymple(1984)의 고립파형의 약 95% 체적에 해당하는 파장이고, 식 (9)로부터 구할 수 있다.

$$L_{eff} = \frac{4.24h}{\sqrt{\epsilon}} \quad (9)$$

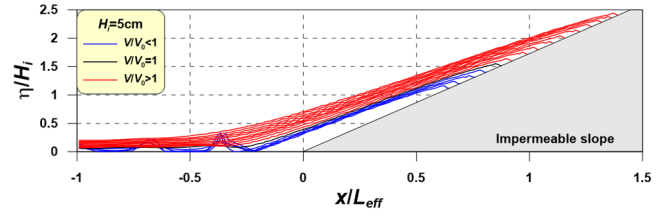


Fig. 7 Spatial-domain waveform of tsunami-like solitary wave due to the volume ratios in case of the maximum run-up height

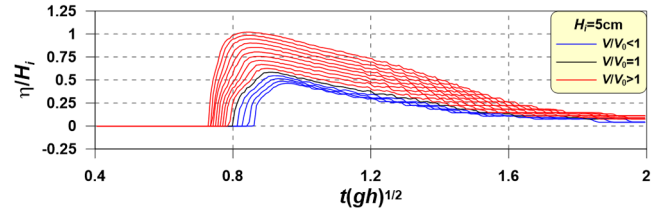


Fig. 8 Time-domain waveform of tsunami-like solitary wave due to the volume ratios at the shoreline

Fig. 7로부터 고립파형 지진해일의 입사파형이 넓을수록(V/V_0 가 클수록) 경사면 상의 수면형이 넓게 분포하고, 처오름이 뚜렷하게 증가하는 경향을 보인다. 이러한 경향은 V/V_0 가 클수록 지진해일의 공간파형이 넓게 분포함으로써 처오름 시에 지속적으로 밀어주는 유속과 해안으로 유입되는 유체량이 증가한다. 그리고 V/V_0 가 클수록 파장이 길기 때문에 먼저 도달한 지진해일이 중첩의 영향에 의한 수위 상승이 처오름을 더욱 가중시키는 것으로 이해된다.

Fig. 8는 고립파형 지진해일이 내습하는 동안 정선($x/L_{eff}=0$)에서의 수면형의 시간분포를 나타내며, 검은색 실선(—)은 근사 고립파의 경우($V/V_0=1$), 파란색 실선(—)은 근사파형보다 좁은 경우($V/V_0<1$) 그리고 빨간색 실선(—)은 근사파형보다 넓은 경우($V/V_0>1$)이다. Fig. 8의 그래프에서 종축은 고립파형 지진해일의 특성을 파악하기 위해 시간에 파속을 곱해 이동거리($t(gh)^{1/2}$)로 나타내고, 횡축은 η 를 H_i 로 무차원한다.

Fig. 8에서 V/V_0 가 클수록 정선($x/L_{eff}=0$)에서의 최대지진해일고가 증가하고, 경사면과의 상호간섭 시점이 빨라질 뿐만 아니라, 시간파형도 넓게 분포한다. 따라서 지진해일의 공간분포에서 논의한 바와 같이 V/V_0 가 클수록 지진해일 처오름 시 밀어주는 유체량이 많으며, 더 긴 시간동안 처오름이 발생함으로써 정선에서의 수위상승이 커진다.

3.2 파동장과 유동장

Fig. 9에는 $x/L_{eff}=0$ 에서의 내습하는 고립파형 지진해일이 최대 수위를 발생하는 시점에 불투과성 경사면 주변의 파동장과 유동장을 도시하며, 대표적으로 근사 고립파형보다 좁은 경우, 넓은 경우 그리고 근사 고립파형인 경우에 대해 각각 나타낸다. Fig. 9에서 (a)는 좁은 파형($V/V_0=0.6$), (b)는 고립파형($V/V_0=1$), (c)는 넓은 파형($V/V_0=2$)이다.

Fig. 9으로부터 V/V_0 가 클수록 경사면 상의 유체범위가 넓게 분포하고, 처오름 수위의 선단 유속이 큰 것을 알 수 있다. 그리

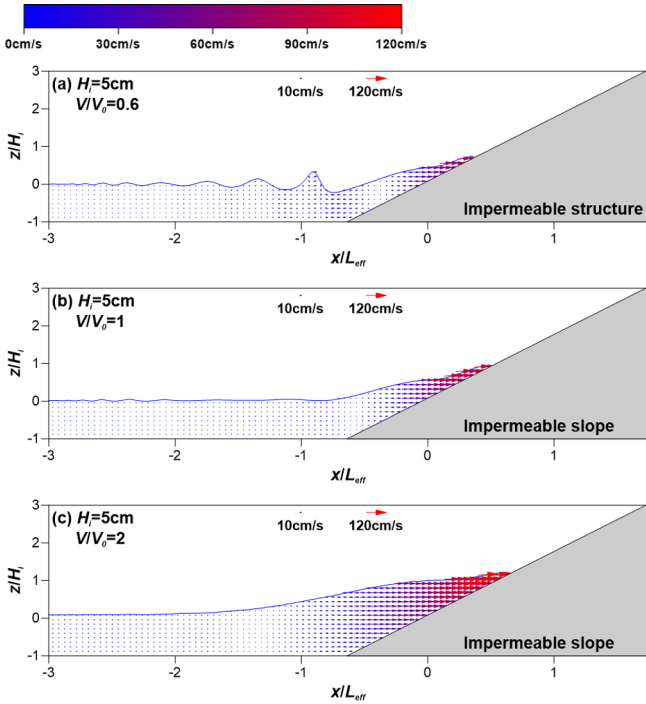


Fig. 9 Spatial distributions of free surface elevations and velocities by a tsunami-like solitary wave in the vicinity of an impermeable slope

고 경사면 상에서 처오름을 지속적으로 발생시킬 수 있는 수평 방향의 후속유속이 넓게 분포한다. 이와 같은 유속분포는 V/V_0 가 클수록 뚜렷하며, 지진해일의 처오름에 있어서 유체를 지속적으로 경사면 상으로 밀어주어 처오름 높이를 증가시킬 것이다. 이처럼 예상되는 최대 처오름 높이 결과는 Fig. 7에서 확인할 수 있다.

3.3 정선에서의 연직유속분포

Fig. 10에서는 Fig. 9에서 $x/L_{eff} = 0$ 지점의 유속 및 x, z 방향의 유속성분의 연직분포를 나타낸다. Fig. 10에서 (a)는 유속, (b)는 수평유속성분, (c)는 수직유속성분의 연직분포이다. 그리고 파란색 원(●)는 근사 고립파형보다 좁은 $V/V_0 = 0.6$, 검정색 사각형(■)은 근사 고립파형인 $V/V_0 = 1$, 빨간색 마름모(◆)는 근사 고립파형보다 넓은 $V/V_0 = 2$ 를 각각 의미한다. 여기서 횡축은 유속을 파속(\sqrt{gh}), 종축은 연직거리(z)를 입사 해일고(H_i)로 각각 무차원화 한 것이다.

Fig. 10(a)에서는 전술한 Fig. 8에서 논의한 바와 같이 V/V_0 가 클수록 정선에서의 수위상승이 증가하기 때문에 V/V_0 가 큰 경우에 유속의 연직분포도 넓다. 특히 쇄파가 발생하지 않는 $V/V_0 = 2$ 가 유속의 연직분포가 높게 형성됨을 알 수 있다. Fig. 10의 (b)와 (c)에서는 점진적으로 단면이 축소되는 볼투과 경사면 상으로 전파하는 지진해일의 수평유속이 지배적이고, V/V_0 가 클수록(지진해일의 파장이 길수록) 수직유속 성분보다 수평유속 성분이 발달함을 알 수 있다.

이상의 고립파형 지진해일 처오름 모의로부터 확인한 수리특성은 처오름 높이와 직결될 것으로 판단된다. 이에 다음 단락에

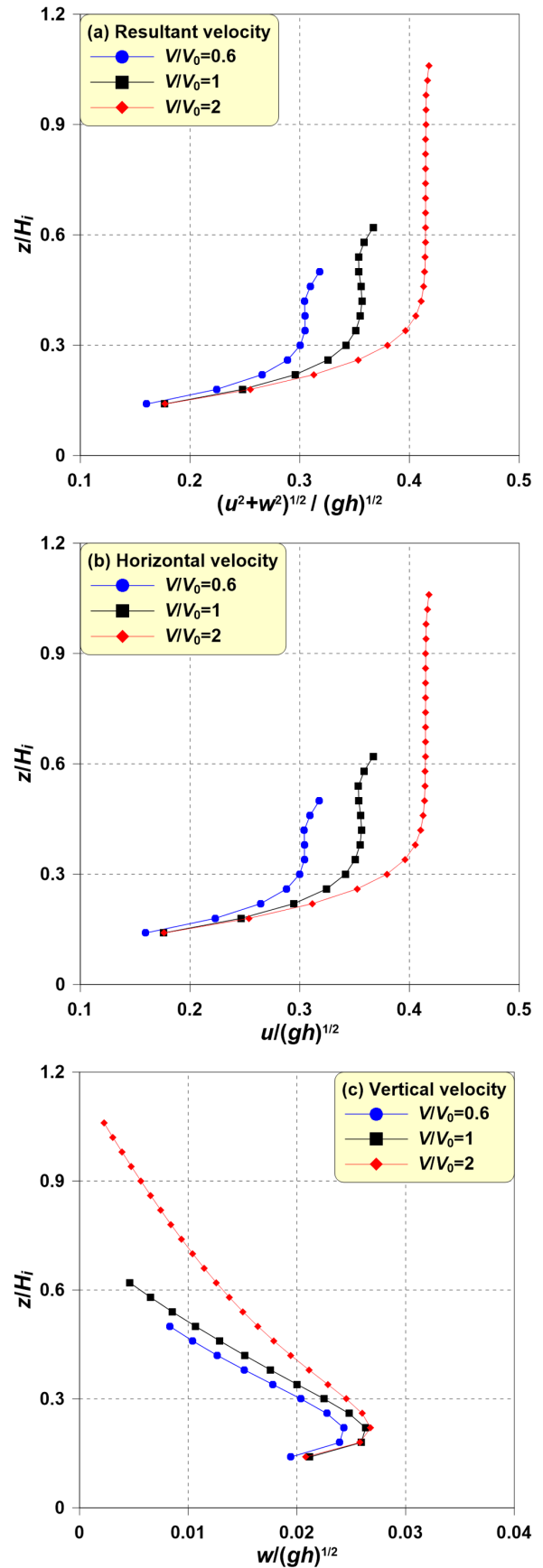


Fig. 10 Vertical distributions of velocities by a tsunami-like solitary wave at the shoreline

서 근사 고립파 대비 지진해일의 체적비가 처오름 높이에 미치는 영향을 정량적 비교하여 실제 지진해일에 의한 처오름 높이를 가늠할 수 있는 논의를 진행하기로 한다.

3.4 처오름 높이

Fig. 12는 V/V_0 에 따른 고립파형 지진해일의 최대 처오름 높이를 비교한 것이다. Fig. 12에서 빨간색 마름모(\diamond)는 $H_i = 3\text{cm}$, 검정색 원(\circ)은 $H_i = 5\text{cm}$, 파란색 사각형(\square)은 $H_i = 7\text{cm}$ 의 경우이다. 그리고 빨간색 실선(—)은 $H_i = 3\text{cm}$, 검정색 실선(—)은 $H_i = 5\text{cm}$, 파란색 실선(—)은 $H_i = 7\text{cm}$ 의 경우 경향선을 각각 나타낸다. 그래프에서 종축은 근사 고립파 대비 지진해일의 체적비(V/V_0), 횡축은 지진해일의 최대 처오름 높이(R_{max})를 근사 고립파 내습 시의 최대 처오름 높이(R_0)로 무차원한 것이다. 여기서 R_{max} 는 Fig. 11에 나타난 것처럼 최대 처오름이 발생하는 시점에 정선과의 최단거리로 정의한다.

Fig. 12에서 V/V_0 와 R_{max}/R_0 는 비례관계이며, V/V_0 가 클수록 R_{max}/R_0 가 급하게 증가한다. 그리고 $V/V_0 < 1$ 인 경우에는 H_i 에 따른 R_{max}/R_0 의 차이가 작지만, $V/V_0 > 1$ 인 경우에는 H_i 에 따른 R_{max}/R_0 의 차이가 커진다. 동일한 V/V_0 에서 H_i 가 클수록

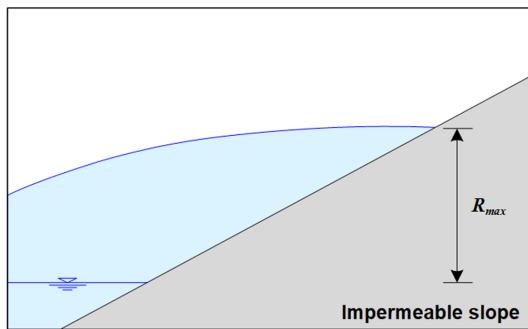


Fig. 11 Definition sketch of maximum run-up height over an impermeable slope

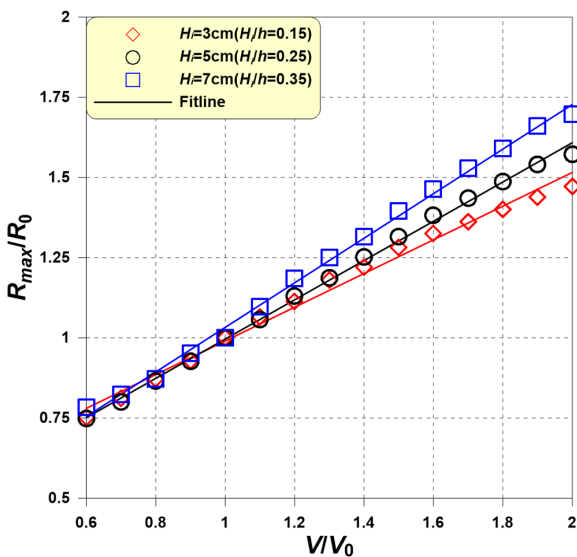


Fig. 12 Run-up characteristics of tsunami-like solitary wave due to volumetric rates with tsunami wave height

R_{max}/R_0 가 크다는 것은 높은 지진해일이 유입될 때 경사면 상의 처오름 높이가 더욱 증가함을 의미한다. 이것은 그래프에서 H_i 가 클수록 최대 처오름 높이 경향선 기울기가 급하게 형성되는 것을 보아 알 수 있다. 그 결과 지진해일의 파형이 가장 넓은 $V/V_0 = 2$ 일 때, $V/V_0 = 1$ 대비 $H_i = 3\text{cm}$ 는 48.2%, $H_i = 5\text{cm}$ 는 58.1%, $H_i = 7\text{cm}$ 는 71.5%의 최대 처오름 높이가 증가하였다.

이상의 수치모의결과를 종합하면, 실제와 같이 넓은 파형의 지진해일이 해안으로 내습할 경우에 고립파보다 처오름 높이가 커진다. 그리고 내습하는 지진해일고가 클수록 처오름에 의한 피해는 더욱 가중될 것으로 판단된다.

4. 결론 및 고찰

본 연구에서는 고립파형 지진해일의 파형분포가 불투과 경사면 상의 처오름에 미치는 영향을 수치적으로 분석하였다. 수치모의에는 2차원 수치파동수조(Hur et al., 2011)을 이용하였고, 다양한 파형의 지진해일을 조파하기 위해 Lee et al.(2016)이 제안한 조파방법을 적용하였다. 그리고 이용하는 수치파동수조 및 지진해일 조파방법의 타당성 및 유효성을 검증하기 위하여 Synolakis(1987)의 수리모형실험에 근거한 지진해일 처오름 모의를 수행하여 실험값과 비교·검토하였다. 검증결과 불투과 경사면 상에서 계산의 시·공간파형이 실험에서 측정된 파형을 높은 정확도로 재현함을 확인하였다. 또한 수치모의를 통해 얻어진 고립파형 지진해일의 체적비에 따른 불투과 경사면 상의 처오름 특성은 다음과 같다.

- (1) 고립파형 지진해일의 입사파형이 넓을수록(V/V_0 가 클수록) 경사면 상의 수면형이 넓게 분포하고, 처오름이 뚜렷하게 증가하는 경향을 나타내었다.
 - (2) 불투과 경사면 상의 정선에서는 V/V_0 가 클수록 처오름 시에 밀어주는 지속시간과 유체량이 증가하여 최대 지진해일고가 상승하였다.
 - (3) V/V_0 가 클수록 경사면 상의 유체범위가 넓어지고, 처오름 수피의 선단 유속이 크게 증가하였다. 그리고 경사면 상에서 처오름을 증가시킬 수 있는 흐름이 넓게 분포하였다.
 - (4) V/V_0 가 클수록 정선에서의 지진해일고가 상승하기 때문에 V/V_0 가 클수록 유속의 연직분포 역시 커졌다.
 - (5) H_i 가 클수록 최대 처오름 높이 경향선 기울기가 급하게 형성되며, 이것은 높은 지진해일이 유입될 때 경사면 상의 처오름 높이가 더욱 증가함을 나타내는 것이다.
 - (6) 이상에 기인하여 파형이 가장 넓은 $V/V_0 = 2$ 의 경우에는 $V/V_0 = 1$ 대비 $H_i = 3\text{cm}$ 는 48.2%, $H_i = 5\text{cm}$ 는 58.1%, $H_i = 7\text{cm}$ 는 71.5%의 최대 처오름 높이가 증가하였다.
- 이상의 수치모의결과에 근거하여 실제 발생한 지진해일은 고립파와 근사파형보다 넓은 파형분포를 가지기 때문에 근사이론을 적용한 지진해일 모의는 처오름 현상이 과소평가될 우려가 매우 크다. 그러므로 수리실험 또는 수치모의에서는 고립파보다 지진해일에 가까운 넓은 파형을 적용하여야 할 것이다. 나아가 불투과성 경사면 뿐 아니라, 해안지형을 고려하여 투과성 경사해빈에 대한 지진해일 처오름 특성을 분석할 예정이다.

후 기

이 성과는 2018년도 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. NRF-2018R1C1B6007461).

References

- Baldock, T.E., Peiris, D., Hogg, A.J., 2012. Overtopping of Solitary Waves and Solitary Bores on a Plane Beach. *Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 468, 3494-3516.
- Bozorgnia, M., Eftekharian, A., Lee, J.J., 2014. CFD Modeling of a Solitary Wave Overtopping Breakwater of Barging Submergence. *Proceedings of the 34th International Conference on Coastal Engineering*, ASCE, Seoul, Korea.
- Brackbill, J.U., Kothe, D.B., Zemach, C., 1992. A Continuum Model for Modeling Surface Tension. *Journal of Computational Physics*, 100, 335-354.
- Brosen, M., Larsen, J., 1987. Source Generation of Nonlinear Gravity Waves with the Boundary Integral Equation Method. *Coastal Engineering*, 11, 93-113.
- Chang, Y.H., Hwang, K.S., Hwang, H.H., 2009. Large-Scale Laboratory Measurements of Solitary Wave Inundation on a 1:20 Slope. *Coastal Engineering*, 56, 1022-1034.
- Cho, Y.S., Lee, H.J., 2002. Numerical Simulations of 1983 Central East Sea Tsunami at Imwon: 1. Propagation Across the East Sea. *Journal of Korea Water Resources Association*, 35(4), 443-452.
- Dean, R.G., Dalrymple, R.A., 1984. *Water Wave Mechanics for Engineers and Scientists*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 353.
- Goseberg, N., 2012. A Laboratory Perspective of Long Wave Generation, *Proceedings of the 22nd International Offshore and Polar Engineering Conference*, Rhodes, Greece, 3, 54-60.
- Ha, T., Kim, H.J., Cho, Y.S., 2010. Numerical Simulation of Solitary Wave Run-up with an Internal Wave-Maker of Navier-Stokes Equations Model. *Journal of Korea Water Resources Association*, 43(9), 801-811.
- Ha, T., Jung, W., Cho, Y.S., 2012. Numerical Study on Reduced Runup Heights of Solitary Wave by Submerged Structures. *Journal of the Korean Society of Hazard Mitigation*, 12(5), 251-258.
- Hunt-Raby, A.C., Borthwick, A.G.L., Stansby, P.K., Taylor, P.H., 2011. Experimental Measurement of Focused Wave Group and Solitary Wave Overtopping. *Journal of Hydraulic Research*, 49, 450-464.
- 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. <http://dx.doi.org/10.1080/19942060.2011.11015354>
- Hur, D.S., Lee, W.D., Jang, B.J., 2015. A Numerical Simulation on Delay Time of Tsunami Propagation due to Permeable Submerged Breakwater. *Journal of Korean Society of Coastal Disaster Prevention*, 2(4), 197-205.
- Kim, D.S., Kim, J.M., Lee, K.H., Son, H.K., 2007a. Analysis of the Effects on the Southeastern Coast of Korea by a Tsunami Originating from Hypothetical Earthquake in Japan. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 21(6), 64-71.
- Kim, D.S., Kim, J.M., Lee, K.H., 2007b. Numerical Simulation of Tsunamis that Affected the Coastal Zone of East Sea. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 21(6), 72-80.
- Kim, H.S., Kim, H.S., Kang, Y.S., 2008. The Simulation of Tsunami Against the South Coast of the Korean Peninsula. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 22(5), 31-38.
- Lee, S.D., Kim, M.J., 2014. Effects of Disaster Prevention of a Coastal Forest Considering Wave Attenuation Ability. *Journal of the Korean Society of Hazard Mitigation*, 14, 381-388. <https://doi.org/10.9798/KOSHAM.2014.14.5.381>
- Lee, W.D., Park, J.R., Jeon, H.S., Hur, D.S., 2016. A Study on Stable Generation of Tsunami in Hydraulic/Numerical Wave Tank. *Journal of the Korean Society of Civil Engineers*, 36, 805-817. <https://doi.org/10.12652/Ksce.2016.36.5.0805>
- Lee, W.D., Kim, J.O., Park, J.R., Hur, D.S., 2018. Effects of Tsunami Waveform on Overtopping and Inundation on a Vertical Seawall. *Journal of Korea Water Resources Association*, 56(8), 643-654. <https://doi.org/10.3741/JKWRA.2018.51.8.643>
- Li, Y., 2000. Tsunami : Non-breaking and Breaking Solitary Wave Run-up. *Laboratory of Hydraulics and Water Resources, California Institute of Technology, Report KH-R-60*, 221.
- Liu, H., Sakashita, T., Sato, S., 2014. An Experimental Study on the Tsunami Boulder Movement. *Proceedings of the 34th International Conference on Coastal Engineering*, ASCE, Seoul, Korea.
- Liu, P.L.-F., Simarro, G., Vandever, J., Orfila, A., 2006. Experimental and Numerical Investigation of Viscous Effects on Solitary Wave Propagation in a Wave Tank. *Coastal Engineering*, 53, 181-190. <http://dx.doi.org/10.1016/j.coastaleng.2005.10.008>
- Nouri, Y., Nistor, I., Palermo, D., 2010. Experimental Investigation of Tsunami Impact on Free Standing Structures. *Coastal Engineering Journal*, 52, 43-70.
- Ohyama, T., Nadaoka, K., 1991. Development of a Numerical Wave Tank for Analysis of Non-linear and Irregular Wave Field. *Fluid Dynamics Research*, 8, 231-251.
- Park, H.S., Cox, T.D., Lynett, P.J., Wiebe, D.M., Shin, S.W., 2013. Tsunami Inundation Modeling in Constructed Environments: A Physical and Numerical Comparison of Free-Surface Elevation, Velocity, and Momentum Flux. *Coastal Engineering*, 79, 9-21. <http://dx.doi.org/10.1016/j.coastaleng.2013.04.002>
- Qu, K., Ren, X.Y., Kraatz, S., Zhao, E.J., 2017a. Numerical

- Analysis of Tsunami-Like Wave Impact on Horizontal Cylinders. *Ocean Engineering*, 145, 316-333. <http://dx.doi.org/10.1016/j.oceaneng.2017.09.027>
- Qu, K., Ren, X.Y., Kraatz, S., 2017b. Numerical Investigation of Tsunami-Like Wave Hydrodynamic Characteristics and its Comparison with Solitary Wave. *Applied Ocean Research*, 63, 36-48. <http://dx.doi.org/10.1016/j.apor.2017.01.003>
- Rossetto, T., Allsop, W., Charvet, I., Robinson, D., 2011. Physical Modelling of Tsunami using a New Pneumatic Wave Generator. *Coastal Engineering*, 58, 517-527. <http://dx.doi.org/10.1016/j.coastaleng.2011.01.012>
- Synolakis, C.E., 1986. The Run-up of Long Waves. Ph.D. Thesis, California Institute of Technology, USA.
- Synolakis, C.E., 1987. The Run-up of Solitary Waves. *Journal of Fluid Mechanics*, 185, 523-545.
- Tonkin, S., Yeh, H., Kato, F., Sato, S., 2003. Tsunami Scour around a Cylinder. *Journal of Fluid Mechanics*, 496, 165-192.
- Zelt, J.A., 1991a. The Run-up of Non-breaking and Breaking Solitary Waves. *Coastal Engineering*, 15, 205-246.
- Zelt, J.A., 1991b. Overland Flow from Solitary Waves. *Journal of Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering*, ASCE, 117, 247-263.

Effect of Repetitive Impacts on the Mechanical Behavior of Glass Fiber-reinforced Polyurethane Foam

Myung-Sung Kim¹⁾, Jeong-Hyeon Kim¹⁾, Seul-Kee Kim¹⁾ and Jae-Myung Lee¹⁾

¹⁾Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Pusan National University, Busan, Korea

반복 충격이 유리섬유 강화 폴리우레탄 폼의 기계적 성능에 미치는 영향

김명성¹⁾ · 김정현¹⁾ · 김슬기¹⁾ · 이재명¹⁾

¹⁾부산대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Glass fiber-reinforced polyurethane foam 유리섬유 강화 폴리우레탄 폼, Impact load 충격 하중, Repetitive impact 반복 충격, Mechanical behavior 기계적 거동, Impact behavior 충격 거동

ABSTRACT: In a cryogenic storage structure, the insulation system is in an environment in which fluid impact loads occur throughout the lifetime of the structure. In this study, we investigated the effect of repetitive impact loading on the mechanical performance of glass fiber-reinforced polyurethane foam. The repeated impact loading test was conducted in accordance with the required impact energy and the required number of repetitive impacts. The impact behavior of glass fiber-reinforced polyurethane foam was analyzed in terms of stress and displacement. After the impact test, the specimen was subjected to a compression test to evaluate its mechanical performance. We analyzed the critical impact energy that affected mechanical performance. For the impact conditions that were tested, the compressive strength and elastic modulus of the polyurethane foam can be degraded significantly.

1. 서 론

유리섬유 강화 폴리우레탄 폼(Glass fiber-reinforced polyurethane foam, RPUF)은 셀 구조로 이루어진 경질 폴리우레탄 폼에 유리섬유를 첨가해 발포하여 이방성 다공성 구조를 갖고 있다. 이러한 미세구조 때문에 폴리우레탄 폼은 밀도대비 기계적 성능 및 단열 성능이 매우 뛰어나 극저온 환경 구조물에 적용되고 있다(Desai et al., 2000). 대표적으로는 액화천연가스 화물창(Liquefied natural gas cargo containment system, LNGCCS)에 적용되고 있으며, 액화천연가스 화물창은 영하 163도로 액화된 천연가스를 장기간 저장해야 하고(Harris, 1993), 이 과정에서 내부에 적용되는 단열 소재는 열구배로 인한 열하중, 액화천연가스 정수압에 의한 하중 및 화물창 운동주기 및 탱크 내부 유체의 공진주파수 영향에 의한 유체 충격 하중을 견딜 수 있어야 한다(Park et al., 2016a). 만일, 액화천연가스 화물창에 파손이 발생하여 내부 극저온 유체가 외부로 유출된다면, 이는 큰 재산적, 인명 손실을 가져올 수 있으므로 이에 대한 구조 안정성 확보 및 파손 예측이 상당히 중요하다고 할 수 있다.

이를 위해, 액화천연가스 화물창에 적용되는 폴리우레탄 폼의 전산해석적 거동 및 파손 예측을 위한 여러 연구가 수행되었다. Lee et al.(2015)은 액화천연가스 화물창내 환경 조건인 극저온 하에서 수행된 일련의 압축 시험 데이터를 기반으로 온도 및 변형률 속도 영향을 고려한 압축 거동 모사 구성방정식을 제안하였다(Lee et al., 2015). Jeong and Cheon(2009)은 Sherwood-Frost 모델과 임펄스 모멘텀 이론의 두가지가 연성된 방정식을 이용하여 충돌 조건에서 폴리우레탄 폼의 충격 및 기계적 거동 모사 모델을 개발하였다(Jeong and Cheon, 2009). 폴리우레탄 폼의 재료단위 거동 예측 기법 뿐만 아니라 폴리우레탄 폼 기반 단열 구조물의 파손 예측을 위해 Lee and Lee(2014)는 유리섬유 강화 폴리우레탄 폼의 이방성 재료 거동 및 손상 구현 모델을 적용해 액화천연가스 화물창에 설치되는 단열 패널 구조물의 충격 하중 하 파손을 모사할 수 있는 기법을 제안하였다(Lee and Lee, 2014).

폴리우레탄 폼의 거동 및 파손을 예측하기 위한 전산해석적 기법 이외에도 액화가스 저장 구조물의 운용 환경을 고려한 성능 평가 연구 또한 수행되었다. Park et al.(2016b)은 극저온 분야

Received 20 August 2018, revised 22 January 2019, accepted 22 February 2019

Corresponding author Jae-Myung Lee: +82-51-510-2342, jaemlee@pusan.ac.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-8096-4306>

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

에 적용되는 여러 종류의 폴리머 폼의 압축 거동에 대해 온도가 미치는 영향을 미세구조를 활용하여 분석하였다(Park et al., 2016b). Denay et al.(2013)은 극저온 환경에서 폴리우레탄 폼과 유리섬유강화 단조, 반복 압축 및 크리프 하중등 여러 하중 조건에서 폴리우레탄 폼 거동을 분석하였다(Denay et al., 2013). 앞서 언급된 연구는 준정적 하중 하 거동을 다루고 있지만 폴리우레탄 폼의 준정적 범위부터 홉킨스바를 활용한 고속 변형률 속도 범위의 인장, 압축 및 전단 성능을 분석 또한 수행된 바 있다(Pellegrino et al, 2015). 복합소재의 경우 저에너지 충격(Low-energy impact)에 의한 외관상 관찰이 불가능한 내부 손상 혹은 파손이 발생할 수 있으며 이것이 누적되면 구조물의 수명을 상당히 저하시킬 수 있기 때문에(Jang et al, 1992, Petit et al., 2007), 액화천연가스 화물창에 확률 분포에 따라 여러 범위의 충격 하중이 지속적으로 가해지는 것(Graczyk and Moan, 2008)을 고려하였을 때, 액화천연가스 화물창 적용 소재에 대한 저에너지 반복 충격 하 설계 조건을 만족하는지에 대한 연구가 필요함에도 불구하고 이루어진 바 없다. 충격 하중에 의해 복합소재의 내부에 발생한 손상으로 구조물 본연의 역할을 수행할 수 있는지에 대한 평가 방법은 항공분야에서 이미 제안된 바 있지만(ASTM, 2005), 본 성능 평가 방법은 면의 충격 하중(Out-of-plane impact)이 가해진 판구조 형상 복합소재의 면내 압축(In-plane compression) 성능을 평가하는 것이기 때문에 액화천연가스 화물창에 설치되는 폴리우레탄 폼과 같은 육면체 형상에 적용하기에는 무리가 따른다.

따라서, 본 연구에서는 액화천연가스 화물창에 대표적으로 적용되는 유리섬유 강화 폴리우레탄 폼의 기계적 성능에 반복 충격이 미치는 영향을 분석한다. 이를 위해, 충격 에너지 및 반복 충격 횟수를 변수로 하는 반복 충격 시험을 수행하고 이에 따른 충격 거동을 분석하였다. 충격 에너지는 1회 충격 하중을 기준으로 유리섬유 강화 폴리우레탄 폼에 영구 변형이 발생하지 않는 저에너지 영역을 대상으로 하였다. 반복 충격을 가한 시험편에

대해 이후 압축 시험을 통한 기계적 성능 평가를 수행하였으며, 이를 통해 반복 충격이 영향을 미치지 못하는 충격 에너지 임계점을 분석하고 임계점 이후의 반복 충격에 의한 유리섬유 강화 폴리우레탄 폼의 탄성 계수 및 압축 강도의 변화에 대해 분석하였다. 이를 통해, 반복 충격 조건에 따른 유리섬유 강화 폴리우레탄 폼의 충격 성능 및 압축 성능의 저하를 확인하였으며 임계 이상의 충격 에너지가 지속적으로 가해지는 경우 내충격 성능 및 기계적 성능 모두 급격한 저하를 나타낼 수 있다.

2. 시험 방법

2.1 시험 장비 및 시험편 준비

본 연구에서는 Fig. 1에서 나타난 바와 같이 유리섬유 강화 폴리우레탄폼의 반복 충격에 따른 기계적 성능 저하를 분석하기 위한 시험편을 준비하였다. 해당 시험편은 액화천연가스(Liquefied natural gas, LNG) 운반선 화물창에 설치되는 극저온 단열 패널에 적용되는 소재이며, 가로, 세로 및 높이가 각각 50mm인 정육면체 모양으로 한국산업규격(KS M ISO844)에 준수하여 제작하였다. 시험편의 밀도는 120kg/m^3 이며, 유리섬유는 중량비의 15% 가량 첨가되어 있다.

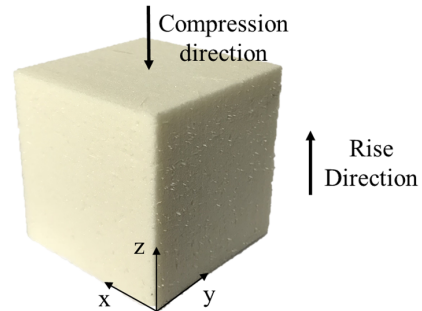


Fig. 1 Glass fiber-reinforced polyurethane foam specimen

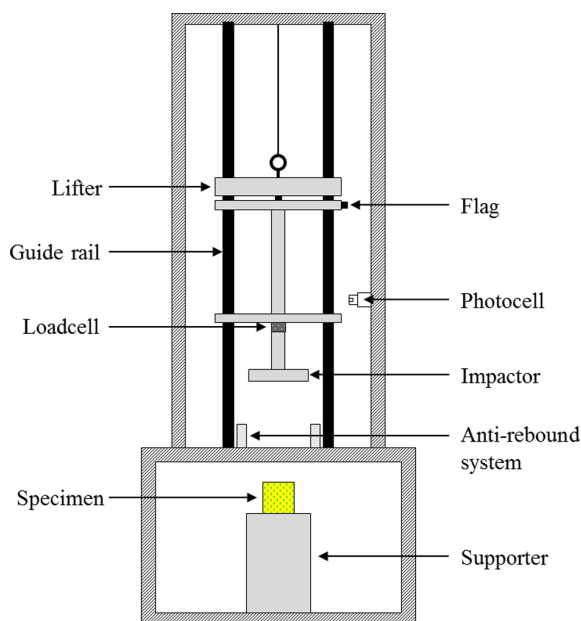


Fig. 2 Instron CEAST®9340 impact test machine

유리섬유 강화 폴리우레탄폼에 가해지는 반복 충격이 기계적 성능에 미치는 영향을 분석하기 위해 재료단위 충격시험기를 통해 대상 시험편에 반복 충격을 가하였다. 재료의 동적 파손을 포함한 충격문제 분석용으로 널리 사용되고 있는 충격 시험기인 Instron 사의 CEAST®9340 모델을 사용하였으며 장비 사진 및 이에 대한 개요도는 Fig. 2에 나타내었다.

충격 시험은 특정 높이까지 기계식 기중기(Lifter)에 의해 올려진 후 분리된 낙하추(Impactor)가 낙하를 하며 시험편에 충격 하중을 전달하는 방식이며, 이때 시험편에 가해지는 하중은 낙하추에 설치된 부하전지(Loadcell)를 통해 실시간으로 측정한다. 낙하추는 시험편의 윗면 전체를 덮는 형태이며 낙하추 및 시험편 지지대(Supporter)를 교체하여 각종 국제 표준에 적합한 형태로 시험 수행이 가능하다. 시험편의 변형량 및 변형 속도는 충격시험기에 설치된 광학검측기(Photocell)가 낙하추의 깃발(Flag)을 감지해 측정된다. 낙하추가 첫 충격을 가한 이후 반발하여 다시 낙하해 시험편에 지속적으로 충격을 가하는 것을 방지하기 위해 반등 방지 시스템(Anti rebound system)을 설치하였다. 충격 시험을 마친 시험편의 준정적 영역 압축 거동을 평가하기 위해 만능시험기(KSU-5M, 경성시험기)를 사용하였다. 충격 시험 조건과 동일하게 모든 시험편은 유리섬유 강화 폴리우레탄폼의 발포 방향과 하중 방향이 평행하도록 설치하여 압축 시험을 수행하였다.

2.2 시험 시나리오

유리섬유 강화 폴리우레탄 폼의 반복 충격에 따른 기계적 성능을 분석하기 위해 반복 충격 횟수 및 충격 에너지를 변수로 하는 시험 시나리오를 선정하였다. 시험편을 대상으로 80회까지 반복 충격을 가하였으며, 반복 충격 횟수에 따른 압축 성능을 평가하기 위해 시험편에 20회, 40회, 60회, 80회의 반복 충격을 가하였다. 충격을 가하는 낙하추의 무게는 3.475kg이며 낙하추가 시험편에 닿기 직전의 충격 속도, 변형률 속도 및 충격 에너지는 Table 1에 나타내었다. 변형률 속도는 낙하추가 시험편에 충격을 가하는 순간의 초기속도를 기준으로 정의하였으며 이때 변형률 속도는 낙하 충격의 특성상 시간에 따라 지속적으로 변화한다. 충격에너지는 낙하추가 시험편에 충격을 전달하기 직전의 속도를 기반으로 한 운동에너지 값으로 산정하였다. 이는 모두 1회 충격을 기준으로 시험편의 소성변형을 포함한 파손이 나타나지 않으며 충격을 가한 이후에도 기계적 성능의 저하가 발생 않은 범위이다.

충격 시험이 끝난 시험편은 곧바로 준정적 영역의 압축 성능을 평가하기 위한 압축 시험을 수행하였다. 시험 시나리오는 Table 2에 나타내었으며, 어느 수준의 반복 충격 조건이 유리섬유 강화 폴리우레탄 폼 시험편의 기계적 성능에 영향을 미치는지 확인하기 위해 본 연구에서는 충격 시험을 수행하지 않은

Table 1 Impact test condition

Impact velocity [m/s]	Strain rate [/s]	Impact energy [J/m ²]
1.17	23.4	956
1.33	26.6	1,228
1.48	29.6	1,500

Table 2 Impact test scenario

No.	Impact Energy [J/m ²]	Strain rate [/s]	Repetitive number
1	-	-	0
2			20
3			40
4	956	23.4	60
5			80
6			20
7			40
8	1,228	26.6	60
9			80
10			20
11			40
12	1,500	29.6	60
13			80

시험편을 시나리오에 추가하였다. 모든 충격 시험 및 압축 시험은 상온에서 수행하였으며, 재현성을 위해 각각 5회씩 반복 수행하였으며 평균에 가까운 3개의 데이터를 이용하여 결과를 도출하였다.

3. 시험 결과

3.1 충격 특성 분석

반복 충격이 유리섬유 강화 폴리우레탄폼의 기계적 성능에 미치는 영향을 분석하기 앞서, 충격 조건에 따른 유리섬유 강화 폴리우레탄폼의 충격 거동에 대해 분석한다. Fig. 3은 충격 에너지 및 반복 충격 횟수에 따른 낙하추 속도의 시간이력을 나타내고 있다. Fig. 3(a)에 나타난 바와 같이, 충격 에너지가 증가함에 따라 충격에너지 및 낙하 속도 값이 크며, 시험편에 충격 하중을 가한 이후 반발 속도 및 가속도 또한 이와 같은 경향을 보이고 있다. Fig. 3(b)는 1,500J/m²의 충격에너지를 기준으로 한 반복 횟수에 따른 속도의 시간이력을 나타내고 있는데, 충격을 지속적으로 가함에 따라 반발되는 정도가 저하되어 시험편의 변형 속도가 더 유지됨을 확인하였다. 이는 후술할 내용인 탄성 계수가 감소하여 이와 같은 현상이 나타나는 것으로 보인다.

Fig. 4는 충격에너지 및 반복 충격 횟수에 따른 응력 시간이력을 나타낸다. 956J/m²의 충격 에너지를 반복적으로 가한 경우 응력 시간 이력의 변화는 거의 관찰되지 않았다. 하지만, 1,228J/m²의 충격에너지를 가한 경우, 시험편의 최대 응력이 지속적으로 감소하였으며 충격량이 동일하기 때문에 응력 지속시간(Duration)은 점점 증가하였다. 1,500J/m²의 충격에너지가 가해지는 시험편의 경우 확연하게 최대 응력의 감소 및 지속 시간의 증가가 관찰되었다.

반복 충격에 따른 성능 저하를 정량적으로 평가하기 위해 Fig. 5에 반복 충격 횟수에 따른 최대 응력 및 최대 변위를 나타내었다. 956J/m²의 충격에너지의 경우 반복 충격에 따라 최대 충격 하중의 감소가 나타나지 않았지만, 1,228J/m² 충격에너지 시나리오부터 지속적으로 감소를 나타내다가 1,500J/m² 충격에너지 시나리오는 상당한 최대 충격 하중의 감소를 확인하였다. 1

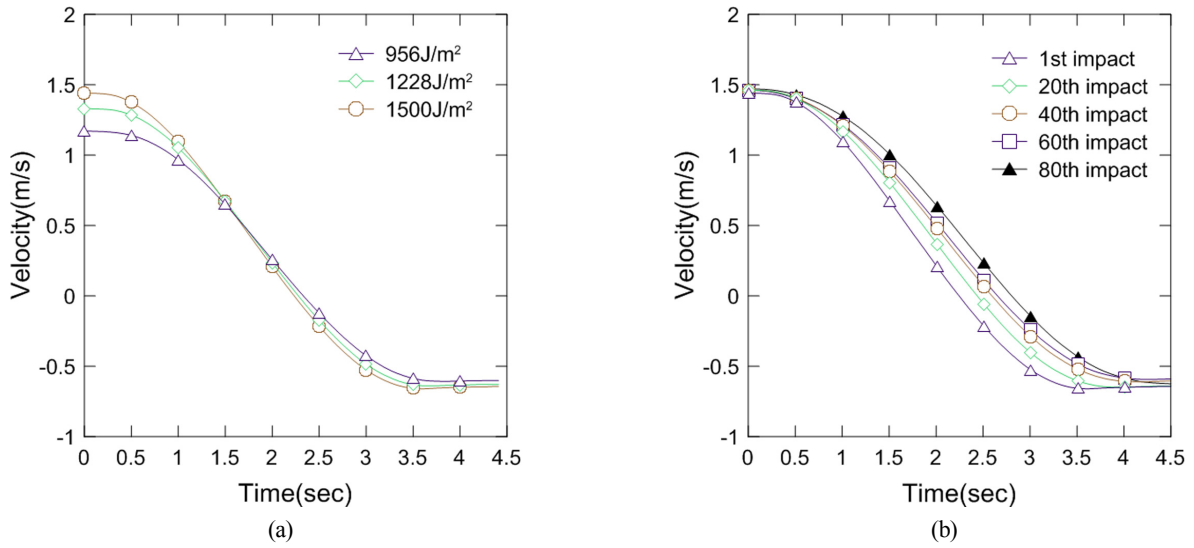


Fig. 3 Velocity-time history in accordance with (a) the impact energy and (b) the repetitive

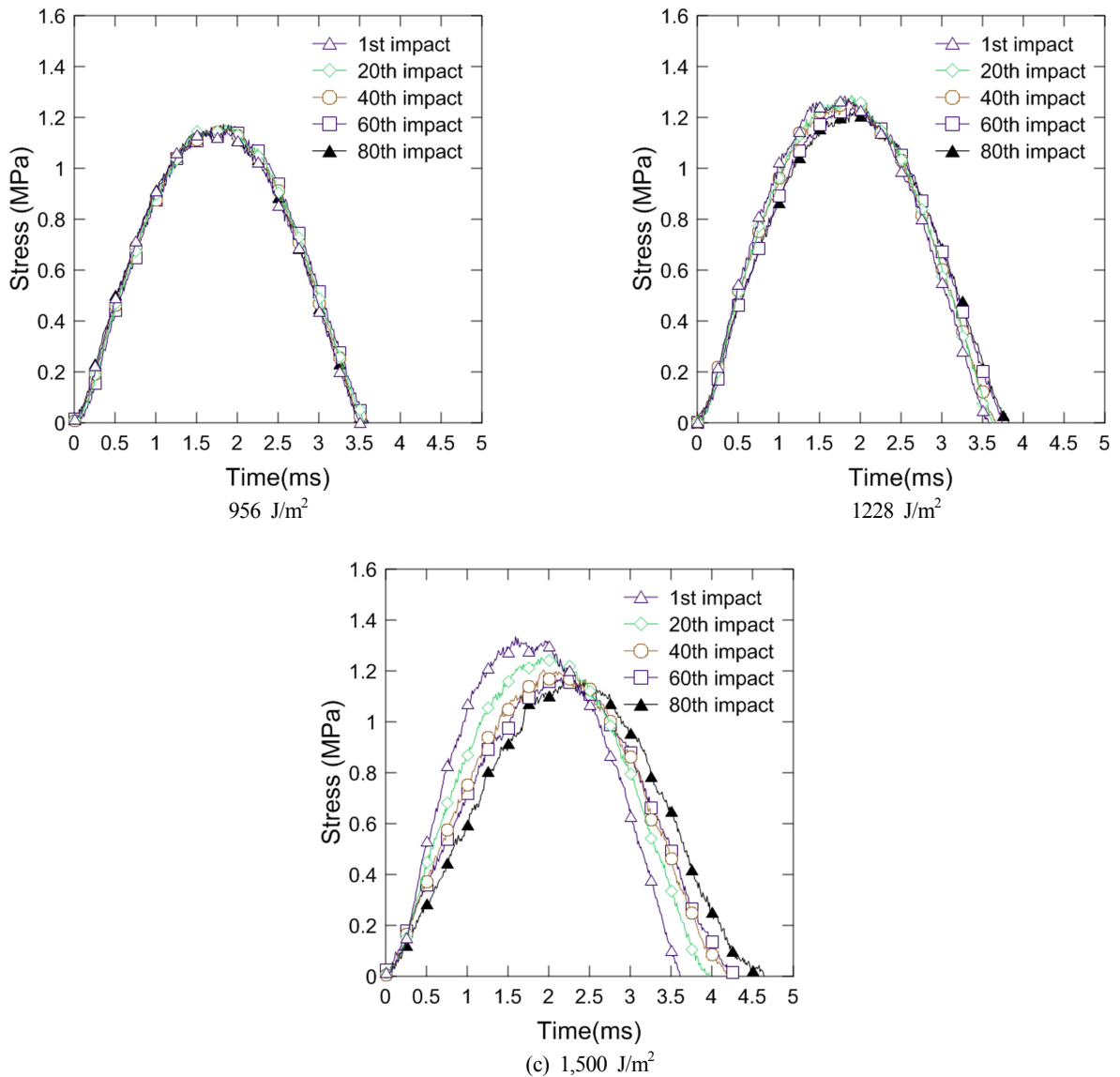


Fig. 4 Stress time history of RPUF specimen under repeated impact

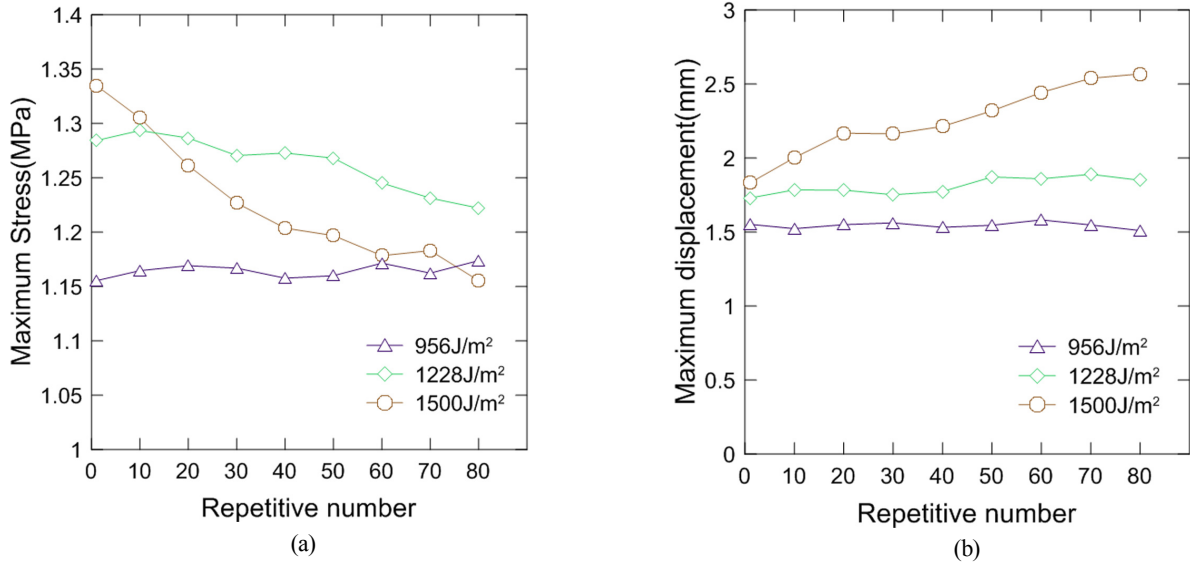


Fig. 5 (a) Maximum stress and (b) maximum displacement in accordance with repetitive impact

최대 80회 충격 하중을 가하였을 때 최대 충격 하중의 감소 폭은 1,228J/m² 및 1,500J/m² 충격 에너지에서 각각 4.8%, 13.4% 인 것으로 나타났다. 시험편에 충격이 가해질 때 나타나는 변위 시간이력의 최대 변위를 반복 충격 횟수에 따라 나타낸 경우에서도 956J/m² 및 1,228J/m² 충격에너지의 경우 최대 변위의 증감이 거의 관찰되지 않았지만, 1,500J/m²의 경우 최대 변위가 첫 충격 하중 대비 80회 충격 하중에서 40.2% 증가하였다.

3.2 압축 성능 분석

반복 충격 하중이 가해진 유리섬유 강화 폴리우레탄폼 시험편의 압축 성능을 알아보기 위해 압축 시험을 수행하였다. Fig. 6는 본 연구에서 진행하는 시험 시나리오에서 각 충격 에너지 별 80회씩 반복 충격을 가한 케이스에 대한 압축 거동을 나타내었다.

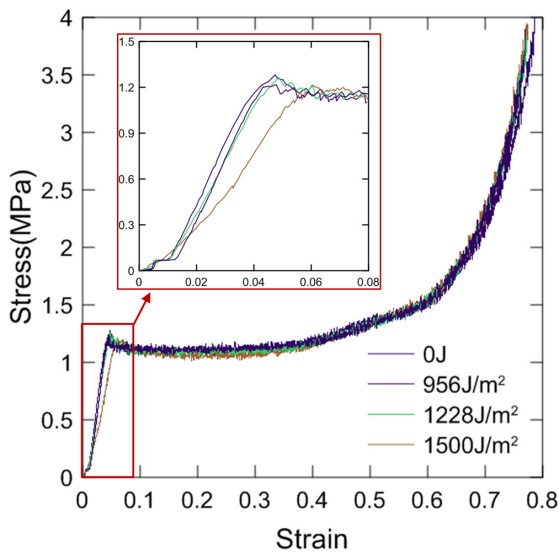


Fig. 6 Compressive behavior in accordance with 80th impact loading

반복 충격 시험을 수행하지 않은 시험편에 대비하여 충격 에너지가 956J/m² 및 1,228J/m²인 경우 거의 큰 차이가 없었으나, 충격에너지가 1,500J/m²인 경우 탄성계수가 감소함을 확인하였다. 또한, 탄성 계수가 감소함에 따라 항복이 발생하는 지점이 충격 하중을 가하지 않은 경우보다 이후에 발생했고, 이에 따라 상향복점에 도달하지 않고 바로 평탄부 응력(Plateau stress)에 도달해 압축 강도가 감소하는 현상이 발생하였다. 이는 폴리머 폼의 셀 구조에 좌굴이 발생하여 내하력(Load-carrying capacity)이 손실되어 발생하는 것으로 알려져있다(Lim et al., 2009). 그 외, 평탄부 응력이나 경화 현상이 나타나는 지점 및 경화 정도에는 반복 충격이 영향을 미치지 못하는 것으로 판단된다. 충격 에너지 및 반복 충격 횟수에 따른 탄성계수, 압축강도는 Table 3에 정량적으로 정리하여 나타내었다. 충격 에너지가 956J/m²일 때 80회 반복 충격에서도 큰 성능저하가 없다고 판단하여 80회 이하 반복 횟수에 대한 데이터는 나타내지 않았다.

Table 3을 살펴보면, 956J/m²의 충격 에너지를 가한 경우는 충격 에너지를 가하지 않은 시험편과 큰 차이가 없었다. 충격에너지 1,228J/m²의 시험편부터 반복 충격에 따라 지속적으로 탄성계수가 감소하는 것이 나타났으며, 1,500J/m²의 경우 20회 반복 충격부터 탄성계수가 두드러지게 감소한 것을 확인할 수 있다. 감소폭의 경우에도, 1,228J/m²은 반복충격을 20회에서 80회까지 가하는 동안 탄성계수가 3.9MPa 감소하였지만, 1,500J/m²의 경우 6.6MPa 감소해, 충격 에너지가 크면 클수록 탄성계수가 더 많이 감소하는 것으로 나타났다. 이와 같은 압축 성능의 감소는 반복 충격을 가함에 따라 Fig. 4에 나타낸 응력 시간이력에서 알 수 있듯이 시험편에서 야기되는 응력이 압축 강도에 근접하거나 그 이상이 되는 경우에 기인하는 것으로 추정된다. 여기서, 반복 충격 조건은 탄성계수에 큰 영향을 미치는 것에 반해, 압축 강도의 경우 평탄부응력 이하로 하락하는 현상은 관찰되지 않았으며, 이로 인해 반복 충격은 압축 강도에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 판단된다.

Table 3 Elastic modulus and compressive strength in accordance with the impact condition

Impact energy [J/m ²]	Strain rate [/s]	Repetitive number	Elastic modulus [MPa]	Compressive strength [MPa]
-	-	-	39.8	1.28
956	23.4	80	39.4	1.22
		20	38.7	1.25
		40	36.4	1.24
1,228	26.6	60	36.4	1.25
		80	34.8	1.27
		20	28.7	1.18
		40	25.2	1.18
1,500	29.6	60	23.7	1.19
		80	22.1	1.22

4. 결 론

본 연구에서는 저에너지 반복 충격 하중이 유리섬유 강화 폴리우레탄 폼의 기계적 성능에 미치는 영향에 대해서 분석하였다. 이를 위해 충격에너지 및 반복 충격 횟수에 따른 낙하 충격 시험을 수행하였으며, 이후 충격 시험을 수행한 시험편에 대해 기계적 성능 평가를 수행하였다. 본 연구 결과는 여지껏 수행된 바 없는 유리섬유 강화 폴리우레탄 폼의 반복 충격에 따른 특성을 분석하였기 때문에 슬로싱이 문제될 수 있는 극저온 유체화물창 설계에 매우 유용한 기초 자료로 사용될 수 있을 것으로 판단된다. 연구 결과에 대한 요약은 아래와 같다.

(1) 반복 충격을 가함에 따라 충격 에너지가 956J/m² 인 경우, 하중 이력에 큰 변화를 나타내지 않았지만, 충격에너지가 1,228J/m²에서부터는 유의미한 변화를 보였으며, 충격에너지가 1,500J/m²에서는 그 감소가 두드러지게 나타났으며 각각 80회 충격하중에서는 첫 충격하중 대비 최대 응력이 4.8%, 13.4% 감소해 이에 따라 지속시간은 점점 길어진 것으로 나타났다.

(2) 충격 하중에 의한 유리섬유 강화 폴리우레탄 폼 시험편의 최대 변형량은 956J/m² 및 1,228J/m²의 경우 큰 변화가 없었지만, 1,500J/m²은 최대 변위가 80회 충격하중에서는 첫 충격하중 대비 40.2% 증가하였다.

(3) 반복충격이 기계적 성능에 미치는 영향을 분석하기 위해 압축 시험을 수행한 결과, 탄성계수의 감소가 두드러지게 나타났다. 압축 강도에는 큰 변화가 없었으며 반복 횟수를 증가시킨 다던지, 더 큰 충격에너지 조건 하에서도 평탄부 응력 이하로 감소하는 현상을 나타나지 않을 것으로 판단된다.

(4) 위 결과를 통해, 유리섬유 강화 폴리우레탄 폼의 경우 반복 충격에 따른 기계적 성능의 저하가 나타나는 임계 충격 에너지는 956J/m²에서 1,228J/m² 사이 값으로 판단되며, 이는 첫 충격 하중 하 시험편의 응력이 압축강도를 넘어선 것이 영향을 미친 것으로 판단된다. 1,228J/m² 이상의 충격 에너지가 지속적으로 가해지는 경우 내충격 성능 및 기계적 성능 모두 급격한 저하를 나타낼 수 있다.

후 기

이 논문은 2018년도 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한

국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. 2018R1A2B6007403). 이 논문은 2013년도 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. 2011-0030013).

References

- ASTM, 2005. Standard Test Method for Compressive Residual Strength Properties of Damaged Polymer Matrix Composite Plates. D7137/D7137M-05.
- Denay, A.G., Castagnet, S., Roy, A., Alisei, G., Thenard, N., 2013. Compression Behavior of Glass-fiber-reinforced and Pure Polyurethane Foams at Negative Temperatures Down to Cryogenic Ones. *Journal of Cellular Plastics*, 49(3), 209-222. <https://doi.org/10.1177/0021955X13477672>
- Desai, S., Thakore, I.M., Sarawade, B.D., Devi, S., 2000. Effect of Polyols and Diisocyanates on Thermo-mechanical and Morphological Properties of Polyurethanes. *European Polymer Journal*, 36(4), 711-725. [https://doi.org/10.1016/S0014-3057\(99\)00114-7](https://doi.org/10.1016/S0014-3057(99)00114-7)
- Graczyk, M., Moan, T., 2008. A Probabilistic Assessment of Design Sloshing Pressure Time Histories in LNG Tanks. *Ocean Engineering*, 35(8-9), 834-855. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2008.01.020>
- Harris, F.S., 1993. Safety Features on LNG Ships. *Cryogenics*, 33(8), 772-777. [https://doi.org/10.1016/0011-2275\(93\)90186-R](https://doi.org/10.1016/0011-2275(93)90186-R)
- Jang, B.P., Kowbel, W., Jang, B.Z., 1992. Impact Behavior and Impact-fatigue Testing of Polymer Composites. *Composites Science and Technology*, 44(2), 107-118. [https://doi.org/10.1016/0266-3538\(92\)90103-A](https://doi.org/10.1016/0266-3538(92)90103-A)
- Jeong, K.Y., Cheon, S.S., 2009. Crashworthy Behaviour of Cellular Polymer under Constant Impact Energy. *Composites Research*, 22(4), 27-32.
- Lee, C.S., Lee, J.M., 2014. Failure Analysis of Reinforced Polyurethane Foam-based LNG Insulation Structure Using Damage-coupled Finite Element Analysis. *Composite Structures*, 107, 231-245. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2013.07.044>

- Lee, C.S., Kim, M.S., Park, S.B., Kim, J.H., Bang, C.S., Lee, J.M., 2015. A Temperature- and Strain-rate-dependent Isotropic Elastoviscoplastic Model for Glass-fiber-reinforced Polyurethane Foam. *Materials and Design*, 84, 163-172. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.06.086>
- Lim, G.T., Altstädt, V., Ramsteiner, F., 2009. Understanding the Compressive Behavior of Linear and Cross-linked Poly(Vinyl Chloride) Foams. *Journal of Cellular Plastics*, 45(5), 419-39. <https://doi.org/10.1177/0021955X09105372>
- Park, S.B., Choi, S.W., Kim, J.H., Bang, C.S., Lee, J.M., 2016a. Effect of the Blowing Agent on the Low-Temperature Mechanical Properties of CO₂- and HFC-245fa-blown Glass-fiber-reinforced Polyurethane Foams. *Composites Part B: Engineering*, 93, 317-327. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.03.008>
- Park, S.B., Lee, C.S., Choi, S.W., Kim, J.H., Bang, C.S., Lee, J.M., 2016b. Polymeric Foams for Cryogenic Temperature Application: Temperature Range for Non-recovery and Brittle-fracture of Microstructure. *Composite Structures*, 136, 258-269. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2015.10.002>
- Pellegrino, A., Tagariellia, V.L., Gerlach, R., Petrinica, N., 2015. The Mechanical Response of a Syntactic Polyurethane Foam at Low and High Rates of Strain. *International Journal of Impact Engineering*, 75, 214-221. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2014.08.005>
- Petit, S., Bouvet, C., Bergerot, A., Barrau, J., 2007. Impact and Compression After Impact Experimental Study of a Composite Laminate With a Cork Thermal Shield. *Composites Science and Technology*, 67(15-16), 3286-3299. <https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2007.03.032>

Characteristics of Ocean Wave Radiation Patterns in a Dense Layer of Fluid

Eun-Hong Min^{ID*}, Ha-Yun Choi^{ID*}, Young-Gyu Kim^{ID**}, Kwang-Jun Paik^{ID*} and Weon-Cheol Koo^{ID*}

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

^{**}Agency for Defense Development, Changwon, Korea

밀도층 유체에서 해양 방사파 패턴 특징

민은홍^{ID*} · 최하윤^{ID*} · 김영규^{ID**} · 백광준^{ID*} · 구원철^{ID*}

^{*}인하대학교 조선해양공학과

^{**}국방과학연구소

KEY WORDS: Brunt-Väisälä frequency 부력 주파수(브룬트-마이살라 주파수), Internal wave 내부파, Stratification 성층화, Density gradient layer 연속 밀도층, Discrete density layer 불연속 밀도층

ABSTRACT: The sea is stratified with water that has different densities because of pressure, temperature, and salinity. When conducting studies of internal waves in the ocean, the fluid is assumed to have layers that have discrete densities. This assumption is made because it is difficult to achieve layers that exhibit gradual changes in the density of the water. In this study, we used previous studies on ocean waves and their radiation issues in the density layer fluid to investigate the characteristics of internal waves in the ocean and their radiation patterns induced by a moving body in a stratified fluid. We also studied the difference in wave radiation between the density gradient layer and the discrete density layer. We found that the wave radiation patterns depended on the velocity of the moving body and the change in the density of the water. The crest apex shift phenomenon was observed in the density gradient in the layer of fluid.

1. 서 론

일반적으로 유체 내부에 밀도층이 존재하고 밀도 경계층에서 전파되는 파동을 내부파(Internal wave)라고 한다. 이러한 내부파는 파주기나 복원력의 종류 등으로 구분되는데, 조석주기(12시간, 24시간)와 같이 긴 주기를 가지면 내부조석(Internal tide)이라 하고, 전향력(Coriolis force)에 의해 나타나는 관성운동 주기(관성주기)를 갖는 파동을 내부 관성파(Internal inertial wave)라고 하며, 단주기를 갖는 내부파 중 솔리톤(Soliton) 형태의 파동을 내부고립파(Internal solitary wave)라고 한다. 또한, 전향력을 복원력으로 갖는 파동을 로스비파(Rossby wave), 중력 또는 부력을 복원력으로 갖고 유체내부에서 전파되는 파동을 내부중력파(Internal gravity wave)라고 한다.

해양 유체의 밀도는 압력, 온도, 염도 등 다양한 요인에 의해 변하게 되는데, 이로 인해 해양 내부에는 밀도차에 의한 유체층

이 발생하게 되고, 그 밀도층의 경계에서 해양 내부파가 발생하게 된다. 이 같은 해양 내부파의 존재는 남중국해(Liu et al., 1998)와 지브롤터 해협(Alpers and La Violette, 1993) 등에서 관측된다고 보고되었다. 해양 내부파는 보통 밀도 차이가 크지 않은 유체층에서 발생하기 때문에 복원력이 작아 일반적으로 그 주기가 수면파에 비하여 상당히 길고 파고가 매우 큰 특징이 있다. 이러한 특성으로 인해, 해양 내부에서 생성 및 전파되는 파는 표면파와 차이를 보이며 과학적인 이해가 필요하지만, 이에 대한 실질적인 연구는 아직까지 상당히 제한적이다. 그 이유는 해양 내부파를 실제 해양과 같은 밀도층 유체환경으로 수치 모델링하거나 실험을 위한 유체 계층화를 정밀하게 구현하는데 어려움이 있기 때문이다.

유체 밀도층을 구현하는 방법에는 서로 다른 밀도층으로 구별되는 불연속 밀도층(Discrete density layer)으로 가정하는 방법과 수심에 따라 밀도가 점진적으로 변하는 연속 밀도층(Density

Received 8 October 2018, revised 8 January 2019, accepted 22 February 2019

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

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2018 in Jeju.

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

gradient layer)으로 구현하는 방법이 있다. 불연속 밀도층은 통상 상부유체와 하부유체 밀도가 서로 다른 이층유체로 가정한다. Yeung and Nguyen(1999a)은 밀도가 서로 다른 유한한 깊이의 두 유체층에서 그린 함수를 도출하고, 그 결과를 통해 유체 깊이의 비, 밀도비에 따른 유체표면과 두 유체 경계층에 나타나는 파형에 대해 조사하였다.

Ten and Kashiwagi(2004)는 이층 유체에서 운동하는 부유체의 방사문제를 경계 적분방정식을 사용하여 풀고 그 결과를 실험값과 비교하였다. 한편, Keller and Munk(1970)는 유체 깊이에 따라 밀도가 변하는 연속 밀도층에서 발생하는 파의 형태를 표현하는 식을 도출하였다. 이와 비슷한 조건에서 Sharman and Wurtele(1983)는 유체 내부에 나타나는 항주파(Internal ship wave) 패턴을 수치적으로 구현하고 표면에 나타나는 항주파(Surface ship wave)와 비교하여 차이점을 분석하였다. Tunaley(2012, 2015)는 유체의 밀도 성층화가 존재할 때, 선박 이동에 따른 방사파의 패턴을 계산하고, 불연속 밀도층과 연속 밀도층에서 생성파의 방사 형태 및 차이를 분석하였다.

본 연구에서는 해양 밀도층에서 부유체 혹은 수중체 이동에 따라 후류에 생성되는 방사파 패턴의 특징을 알아보기 위해 밀도층 방사파 관련 기존 연구 결과들을 분석하였다. 먼저, 밀도층을 불연속 밀도층과 연속 밀도층으로 구분하여 기본적인 파의 전파 특성을 파악하고, 물체의 이동에 따라 불연속 밀도층과 연속 밀도층에서 나타나는 방사파 패턴을 비교 분석하였다. 또한, 이와 같은 비교 분석 결과를 통해, 향후 진행될 해양 환경기반의 해양 내부파 및 관련 연구에 필요한 기초 정보를 제공하고자 한다.

2. 유체 밀도층 특징

2.1 불연속 밀도층(Discrete density layer)

불연속 밀도층은 물과 기름처럼 섞이지 않고 밀도가 다른 두 유체로 이루어진 밀도층을 말한다. 여기서는 밀도가 다른 두 유체 층으로 유체내부가 이루어진 이층 유체에 대해 고려하고자 한다.

이층 유체로 가정하는 경우 유체 표면에서 전파하는 표면파와 유체 경계층에서 전파하는 내부파가 존재하고, 분산관계식을 통해 같은 주파수에서 서로 다른 파수(Wave number)로 진행하는 두 가지 모드, 즉 표면파 모드(또는 Barotropic 모드)와 내부파 모드(또는 Baroclinic 모드)가 존재하게 된다(Yeung and Nguyen, 1999b). 또한, 각 파랑모드에 따라 분산관계식이 존재하며, 그로 인한 모드별 특징이 존재한다. Fig. 1은 각 파랑모드에서의 특징을 나타낸다. 표면파 모드에서는 두 진행파의 위상이 같고, 표면파의 파고가 내부파에 비해 더 큰 특징이 있는 반면, 내부파 모드에서는 두 진행파의 위상차가 180도이고, 내부파의 파고가 표면파에 비해 더 크다는 특징이 있다. 따라서 이층 유체 내에서 물체의 운동에 의한 외력이 가해질 때, 앞서 언급한 두 가지 파랑모드 성분이 혼합된 파가 생성되고 전파한다. 이와 같은 진행파는 부체의 진동주파수가 낮을 때 내부파 모드가 우세한 특징을 보이는 반면, 주파수가 증가 할수록 표면파 모드가 우세해 지는 특징을 가지고 있다(Min and Koo, 2017).

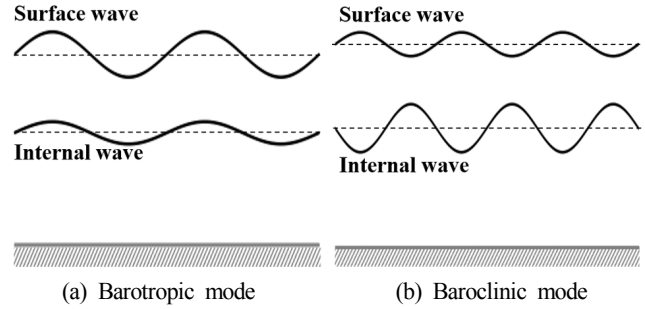


Fig. 1 Characteristics of wave modes in two-layer fluid

2.2 연속 밀도층(Density gradient layer)

연속 밀도층이란 밀도가 수심에 따라 연속적으로 변하는 밀도층으로 대부분의 해양 내부층이 이에 해당한다. 유체의 수심에 따라 밀도가 변하는 경우 부력 주파수(Brunt-Väisälä frequency)가 존재한다. 부력 주파수란 중력장에서 밀도성층을 이루고 있는 정지 유체를 수직 방향으로 단진자 운동 시켰을 때 정역학적 안정도의 기준이 되며, 다음과 같은 식으로 표현한다(Turner, 1973).

$$N(z)^2 = -\frac{g}{\rho_0} \left(\frac{d\rho(z)}{dz} \right) \quad (1)$$

여기서 ρ_0 는 기준밀도, g 는 중력가속도를 나타내며, 이와 같은 유체상태에서 생성된 파의 주파수는 다음과 같은 조건을 만족한다(Gerkema and Zimmerman, 2008).

$$0 < \omega \leq N_{\max} \quad (2)$$

여기서 ω 는 파 주파수, N_{\max} 는 최대 부력 주파수를 나타내며, 코리올리 주파수는 무시하였다. 일반적인 단층에서의 표면파와 유체 경계층에서의 내면파는 파가 경계층을 따라 수평 방향으로 진행한다. 반면에 연속 밀도층에서는 내부파가 어느 방향으로든 진행할 수 있으며, 분산 관계식에서 파수의 방향 성분이 중요한 인자가 된다. 이차원 밀도층에서 일정한 부력 주파수를 갖는 경우 분산 관계식은 다음과 같다(Kundu et al., 2016).

$$\omega = \frac{k_x N}{\sqrt{k_x^2 + k_z^2}} = \frac{k_x N}{|K|} \{ \vec{K} = (k_x, k_z) \} \quad (3)$$

여기서 ω 는 주파수 그리고 k_x, k_z 은 각각 수평, 수직 방향 파수를 나타낸다. 한편, 위상속도(\vec{c})와 군속도(\vec{c}_g)는 다음과 같이 정의된다.

$$\vec{c} = \frac{\omega}{K} \quad (4)$$

$$\vec{c}_g = e_x \frac{\partial \omega}{\partial k_x} + e_z \frac{\partial \omega}{\partial k_z} \quad (5)$$

식 (3), (4), (5)를 사용하여 위상속도와 군속도를 내적하면 0을 얻을 수 있고, 이를 통해 위상속도와 군속도의 방향은 수직

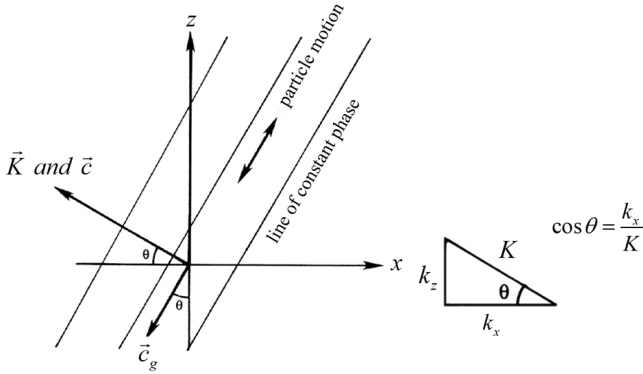


Fig. 2 Group velocity and phase velocity in density gradient layer (Kundu et al., 2016)

임을 알 수 있다(Kundu et al., 2016). Fig. 2에서는 이를 도식화한 그림을 보여준다.

연속 밀도층에서는 수직방향에 대해서 무한한 전파모드가 존재하며, 각 전파모드에 대한 고유값(Eigen value) 문제를 해결함으로써 각각의 분산 관계식을 구할 수 있다. 또한, 이를 통해 각 모드에서의 위상속도와 군속도를 구할 수 있다. 이때 무한한 전파 모드 중, 앞쪽의 저차 모드가 대부분의 영향을 미치며, 고차항 모드의 영향은 무시할 만큼 작다(Tunaley, 2015; Robey, 1997).

3. 밀도층 유체에서의 방사파 패턴

3.1 항주파(Kelvin Wave)

일반적으로 선박 등의 물체가 이동하면 항주파가 생성되며, Fig. 3에서 볼 수 있듯이 보통 가로파(Transverse wave)와 발산파(Diverging wave)의 패턴으로 구분된다. 심해(Deep water)에서는 켈빈 파 패턴이 나타나며 이 항주파의 쐐기각(Wedge angle) 반쪽 크기는 약 19.5도 정도의 한계값을 갖는다.

밀도층이 존재할 때, 수중체 운동에 의해 생성되는 방사파 형태는 물체의 이동속도와 환경 조건에 따라 달라지며 각 조건에 따라서 가로파와 발산파 형태를 보이며, 이에 대하여 다음에서 자세히 분석하였다.

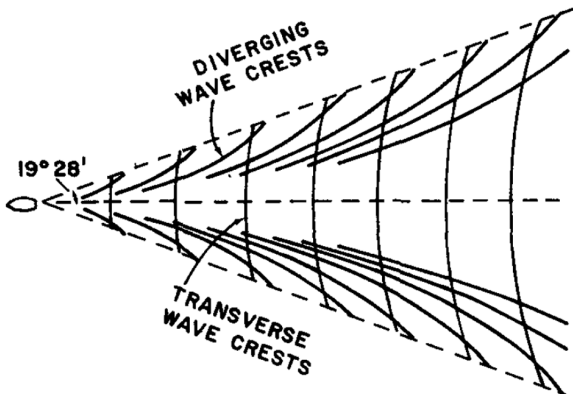


Fig. 3 Transverse and diverging phase lines for deep water ship waves (Sharman and Wurtele, 1983)

3.2 불연속 밀도층에서의 방사파 패턴

이층 유체에서는 식 (6)에 나타난 것처럼 각 파랑모드에서 임계 프루드수(Critical Froude number, Fr_n)를 갖는다. 이 식의 물리적 의미는 각 파랑모드에서 가장 빠른 파속도에 대한 프루드수로 생각할 수 있으며, 방사파 패턴을 결정짓는 중요한자가 된다(Yeung and Nguyen, 1999a).

$$Fr_n^2 = \frac{1}{2} + (-1)^{n+1} \sqrt{\frac{1}{4} - \frac{(1-\gamma)h_1h_2}{(h_1+h_2)^2}} \quad (6)$$

여기서 $n=1, 2$ 일 때 각각 표면파 모드, 내부파 모드를 가리키며, γ 은 유체의 밀도비(ρ_1/ρ_2 , ρ_1 : 상부유체 밀도, ρ_2 : 하부유체 밀도), h_1, h_2 는 각각 상부유체와 하부유체의 깊이를 나타낸다. 물체의 이동속도에 따른 프루드수(Fr)는 식 (7)과 같이 구할 수 있으며, 식 (6)에서 구한 임계 프루드수 값과의 비교를 통해 방사파 패턴이 결정된다.

$$Fr = \frac{U}{\sqrt{gh}} \quad (7)$$

여기서 h 는 유체층의 전체 수심, U 는 물체의 이동 속도를 나타낸다. Fig. 4에서는 일정한 속도로 이동하는 용출점(Source)에 대한 각 모드에서 방사파의 패턴을 나타낸다.

$Fr < Fr_n$ 인 경우 방사파는 가로파와 발산파 형태가 함께 존재하지만, $Fr > Fr_n$ 인 경우에는 발산파의 형태만 존재한다(Yeung and Nguyen, 1999a).

식 (6)을 통해 각 파랑모드에서 임계 프루드수를 구하면 내부파 모드($n=2$) 에서 보다 표면파 모드($n=1$) 에서의 임계 프루드수가 더 크다($Fr_2 < Fr_1$). 따라서 수중체의 이동속도에 따라 ① $Fr < Fr_2 < Fr_1$, ② $Fr_2 < Fr < Fr_1$, ③ $Fr_2 < Fr_1 < Fr$ 의 세 가지 경우가 존재한다. Fig. 4에서는 두 번째 경우인 $Fr_2 < Fr < Fr_1$ 인 경우에 대해 나타냈는데, 표면파 모드에서는 가로파와 발산파가 나타나지만 내부파 모드에서는 발산파만 나타나는 것을 확인할 수 있다.

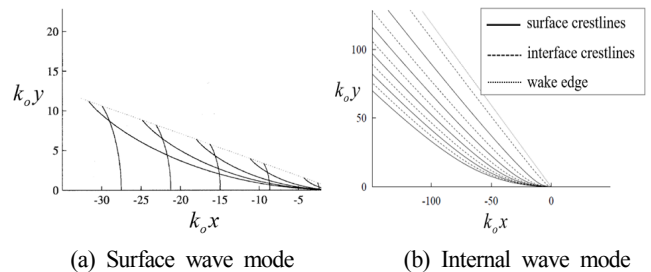


Fig. 4 Crestlines in two-layer fluid [$k_o = g/U^2$; $Fr_2=0.383 < Fr = 0.5 < Fr_1=0.924$] (Yeung and Nguyen, 1999a)

3.3 연속 밀도층에서의 방사파 패턴

연속 밀도층에서 수중체 속도에 대한 기준으로 정의되는 Internal Froude number(Fr_i)는 다음과 같다.

$$(Fr)_i = \frac{U}{Na} \quad (8)$$

여기서 U 는 물체(Source)의 이동속도, N 는 부력 주파수, a 는 길이 단위의 값(물체의 길이, 지름, 수심 등)을 의미한다.

Sharman and Wurtele(1983)은 일정한 부력 주파수를 갖는 유동에 대해서 Internal Froude number와 모드수로 구성된 파라미터 ϵ_n 에 대한 방사와 패턴의 특징을 나타냈다.

$$\epsilon_n = \frac{n\pi U}{N} \quad (9)$$

여기서 n 은 모드차수를 의미하며, 파라미터 ϵ_n 는 단위길이($a=1$)에 대한 파라미터를 사용하였다.

파라미터 값이 변화함에 따라 방사와 패턴이 다르게 나타내는데, $\epsilon_n=1$ 을 기준으로 특징을 구분할 수 있다. 먼저 $\epsilon_n < 1$ 인 경우 아임계 영역(Subcritical case)으로 방사와 패턴은 가로파와 발산파 형태를 갖고, 파라미터 값이 증가할수록 썸기각의 크기가 증가한다. $\epsilon_n > 1$ 인 경우 초임계 영역(Supercritical case)으로 방사와 패턴은 발산파 형태만 나타나며, 파라미터 값이 증가할수록 썸기각의 크기는 감소한다.

Fig. 5에서는 파라미터(ϵ_n)에 따른 썸기각의 반쪽을 보여준다. 아임계 영역($\epsilon_n < 1$)에서는 썸기각의 크기가 증가하고, 초임계 영역($\epsilon_n > 1$)에서는 각의 크기가 감소하는 것을 확인할 수 있다. Fig. 6에서는 임의의 Internal Froude number($(Fr)_i=0.25$)에서의 방사와 패턴을 가장 낮은 세 가지 모드에 대해 나타냈다. 가장 낮은 1차 모드(Fig. 6(a))에서는 가로파와 패턴의 형태를 나타내는데, 이때 파라미터(ϵ_n)는 1보다 작은 값을 갖는 아임계 영역이라고 볼 수 있다. 그러나 모드차수(n)가 증가함에 따라 파라미터(ϵ_n)가 1보다 커지게 되고, 초임계 영역에 들어서면서 발산파 형태만 남게 된다(Fig. 6(b)). 초임계 영역에 들어선 방사와 패턴은 계속해서 모드차수가 증가함에 따라(Fig. 6(c)), 썸기각의 크기 감소하는 것을 확인할 수 있다.

이러한 특징은 부력 주파수가 일정하지 않은 경우에 대해서도 확인할 수 있다. Robey(1997)는 수심에 따라 일정하지 않은 부력 주파수 분포를 갖는 유체 밀도층에 대해 물체 이동에 따른 방사와 패턴을 실험과 이론식 계산 결과와 비교하였는데, 방사와 패턴은 다음과 같이 Keller-Munk 식(Keller and Munk, 1970)을 사용하여 표현할 수 있다.

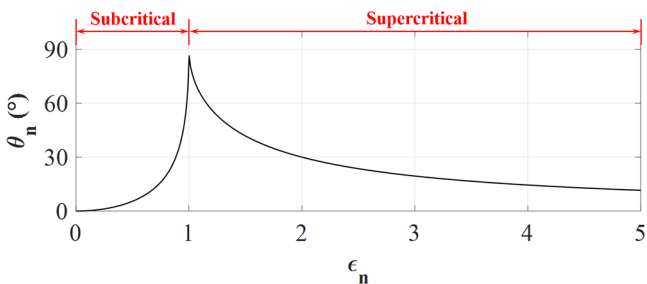


Fig. 5 The angle of the wedge(θ_n) containing the wave pattern as a function of ϵ_n (Sharman and Wurtele, 1983)

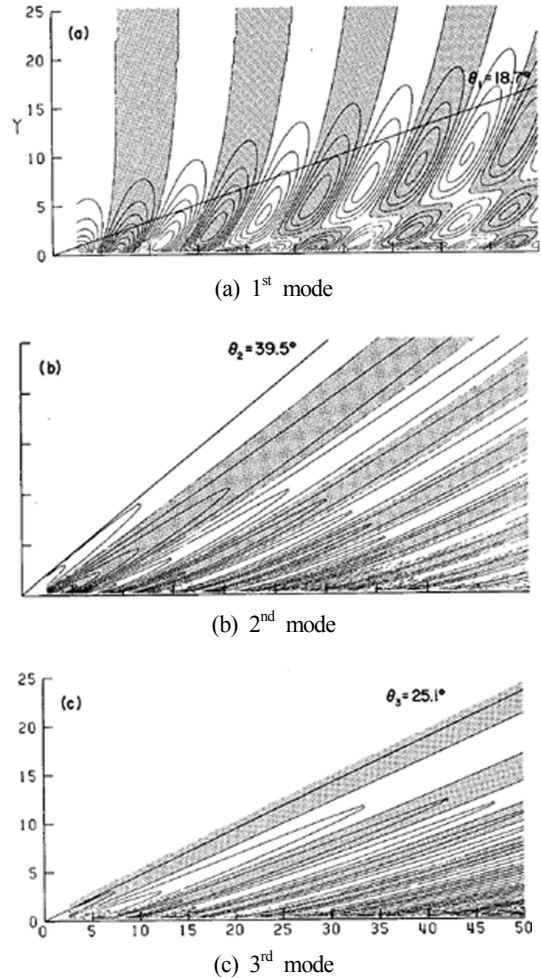


Fig. 6 Wave pattern and the angle of the wedge(θ_n) in $(Fr)_i=0.25$ (Sharman and Wurtele, 1983)

$$x = \frac{\phi U(1 - c_p c_g / U^2)}{k(c_p - c_g)} \quad (10)$$

$$y = \frac{\phi c_g (1 - c_p^2 / U^2)^{1/2}}{k(c_p - c_g)} \quad (11)$$

여기서 $\phi(=0, 2\pi, 4\pi, \dots)$ 는 일정한 위상, k 는 파수, U 는 수중체의 이동속도를 나타낸다. c_p, c_g 는 위상속도와 군속도를 나타내며, 각 전파모드에서의 고유값 문제를 해결하면 위상속도와 군속도 값을 구할 수 있다. Fig. 7에서는 임의의 속도에서의 각 전파모드별 방사와 패턴을 보여준다. 가장 낮은 모드(Fig. 7(a))에서는 가로파 형태를 보이지만, 그 다음 모드(Fig. 7(b))에서는 발산파 형태만 나타난다. 또한, 그 뒤로 모드가 증가함에 따라 Fig. 7(c)에서 보이는 것처럼 발산파 형태의 썸기각이 감소하는 것을 확인할 수 있다.

연속 밀도층에서 나타나는 또 하나의 특징은 물체 이동에 의해 생성된 파의 Crestline이 조금씩 뒤로 밀리는 현상이다. 이는 연속 밀도층에서 생성된 파는 식 (2)의 조건을 만족해야 하며, 따라서 파속도가 제한되어 있기 때문에 생성된 파가 물체의 이동속도를 따라가지 못하면서 발생하는 현상이다. 생성된 파들

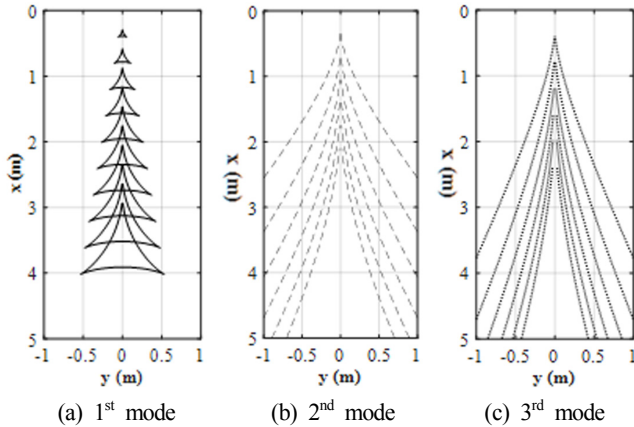


Fig. 7 Internal wave patterns in density gradient layer ($U = 2$ cm/s, $N_{max} = 0.45$ rad/s)

의 Crestline이 이루는 꼭지점 간의 간격의 거리(d)는 다음 식으로 나타낼 수 있다(Tunaley, 2012).

$$d = \frac{2\pi U}{N_{max}} \quad (12)$$

여기서 N_{max} 는 유체 내부 밀도층에서 가장 높은 부력 주파수 값을 의미한다.

한편, 이러한 현상은 불연속 밀도층에서는 확인할 수 없는데, 이는 상부유체와 하부유체 경계에서의 부력 주파수가 무한한 값을 가짐에 따라($N_{max} \rightarrow \infty$) 수중운동체에 의해 생성된 파의 속도가 제한되어 있지 않아 수중체의 이동속도를 따라갈 수 있기 때문이다.

Fig. 7을 통해 밀도 연속층에서 계산된 방사와 패턴을 살펴보면 모든 전파모드 계산 결과에서 Crestline 꼭지점이 뒤로 밀리는 현상을 확인할 수 있다. 반면, 불연속 밀도층인 이층유체(Fig. 4)에서는 모든 Crestline이 원점(시작점)에서 이어지는 것을 확인할 수 있다.

4. 결 론

본 논문에서는 이전 연구들에서 수행된 연속 밀도층과 불연속 밀도층의 특성을 비교하고, 연속 밀도층과 불연속 밀도층에서 이동하는 물체에 의해 생성된 방사와 패턴을 비교 분석하였다. 연속 밀도층과 불연속 밀도층에서 내부파 전파 특성 및 방사와 패턴의 특징에 대한 분석 결과는 다음과 같다.

(1) 연속 밀도층에서는 내부파가 수평방향 뿐만 아니라 수직 방향으로도 전파가능하며 무한한 수직전파모드가 존재함에 따라 각 모드에서의 방사와 패턴이 무한히 존재한다. 이러한 수직 전파모드는 일반적으로 저차모드가 우세하며 고차모드 성분의 영향은 무시할 만큼 작다.

(2) 이층 유체(불연속 밀도층)에서는 경계층(또는 경계면)을 따라 방사와의 수평 방향으로 전파 가능하며, 단지 두 파랑모드만 존재하여 물체 이동속도에 따라 각 모드에서 방사와 패턴

이 결정된다.

(3) 두 밀도층 구조는 특정 파라미터(임계 프루드수 또는 ϵ_n)를 기준으로 물체 속도 변화에 따라 가로파와 발산파 형태가 동시에 존재하는 아임계 영역과 발산파 형태만 존재하는 초임계 영역으로 나뉜다.

(4) 아임계 영역에서는 물체 속도(연속 밀도층에서는 속도와 모드차수)가 증가함에 따라 썩기각의 크기가 증가하지만, 초임계 영역에서는 썩기각의 크기가 감소한다.

(5) 연속 밀도층에서는 유한한 값을 갖는 부력 주파수가, 생성된 파의 진행 속도에 영향을 주기 때문에 각 위상별 Crestline이 만나는 꼭지점의 간격이 벌어지는 특징이 존재한다. 그러나 불연속 밀도층에서는 부력 주파수에 의한 제한이 없으므로 이러한 특징이 나타나지 않는다.

(6) 연속 밀도층인 경우, 무한한 수직 전파모드가 존재하며, 유한한 최대 부력주파수(N_{max})를 갖는다. 이에 따라 불연속 밀도층과는 일정부분 다른 전파 특징을 보이지만, 물체 운동에 따른 방사와 패턴에 있어서는 특정 파라미터나 임계 프루드수에 따라 정성적으로 유사한 특징을 보인다.

결론적으로, 서로 다른 유체층 가정에 대한 내부파 전파 특성 분석 결과의 보다 정확한 비교를 위해서는 향후 정량적인 비교 연구가 필요하다고 판단된다.

후 기

본 연구는 국방과학연구소의 지원을 받아 수행한 위탁연구(UD170021DD)의 일부임을 밝히며, 지원에 감사드립니다. 또한, 본 연구는 한국연구재단 이공분야기초연구사업의 지원을 받았습니다(NRF-2018R1D1A1B07040677).

References

- Alpers, W., La Violette, P.E., 1993. Tide-generated Nonlinear Internal Wave Packets in the Strait of Gibraltar Observed by the Synthetic Aperture Radar Aboard the ERS-1 Satellite. Proceedings of the First ERS-1 Symposium - Space at the Service of our Environment Published by ESA, Paris, France, ESA Sp-359, 753-758.
- Gerkema, T., Zimmerman, J.T.F., 2008. An Introduction to Internal Waves. Lecture Notes, NIOZ Royal Netherlands Institute for Sea Research, Den Burg.
- Keller, J.B., Munk, W.H., 1970. Internal Wave Wakes of a Body Moving in a Stratified Fluid. Physics of Fluids, 13(6), 1425-1431. <https://doi.org/10.1063/1.1693096>
- Kundu, P.K., Cohen, I.M., Dowling, D.R., 2016. Fluid Mechanics, 6th edition, Academic Press, Cambridge. <https://doi.org/10.1016/C2012-0-00611-4>
- Liu, A.K., Chang, Y.S., Hsu, M.K., Liang, N.K., 1998. Evolution of Nonlinear Internal Waves in the East and South China Seas. Journal of Geophysical Research, 103(C4), 7995-8008. <https://doi.org/10.1029/97JC01918>

- Min, E.H., Koo, W.C., 2017. Hydrodynamic Characteristics of Internal Waves Induced by a Heaving Body in a Two-layer Fluid. *Ocean Engineering*, 145, 290-303. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2017.09.017>
- Robey, H.F., 1997. The Generation of Internal Waves by a Towed Sphere and its Wake in a Thermocline. *Physics of Fluids*, 9(11), 3553-3367. <https://doi.org/10.1063/1.869448>
- Sharman, R.D., Wurtele, M.G., 1983. Ship Waves and Lee Waves. *Journal of Atmospheric Sciences*, 40, 396-427. [https://doi.org/10.1175/1520-0469\(1983\)040<0396:SWALW>2.0.CO;2](https://doi.org/10.1175/1520-0469(1983)040<0396:SWALW>2.0.CO;2)
- Ten, L., Kashiwagi, M., 2004. Hydrodynamics of a Body Floating in a Two-layer Fluid of Finite Depth - Part 1 Radiation Problem. *Journal of Marine Science and Technology*, 9(3), 127-141. <https://doi.org/10.1007/s00773-004-0185-7>
- Tunaley, J.K.E., 2012. The Theory of Internal Wave Wakes. London Research and Development Corporation Final Report CR 2012-119, Defence Research and Development, Ottawa, Canada.
- Tunaley, J.K.E., 2015. Ship Wakes Generated in a Diffuse Internal Layer. London Research and Development Corporation Report CR 2015-C093, Defence Research and Development, Ottawa, Canada.
- Turner, J.S., 1973. *Buoyancy Effects in Fluids*. Cambridge University Press, Cambridge.
- Yeung, R.W., Nguyen, T.C., 1999a. Radiation and Diffraction of Waves in a Two-layer Fluid. *Proceedings of the 22nd Symposium of Naval Hydrodynamics*, Washington, 875-891.
- Yeung, R.W., Nguyen, T.C., 1999b. Waves Generated by a Moving Source in a Two-layer Ocean of Finite Depth. *Journal of Engineering Mathematics*, 35(1-2), 85-107. <https://doi.org/10.1023/A:100439991769>

Erratum to: Development and Application of Two-Dimensional Numerical Tank using Desingularized Indirect Boundary Integral Equation Method

Seunghoon Oh^{ORCID*}, Seok-kyu Cho^{ORCID*}, Dongho Jung^{ORCID*} and Hong Gun Sung^{ORCID*}
**Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering, Daejeon, Korea*

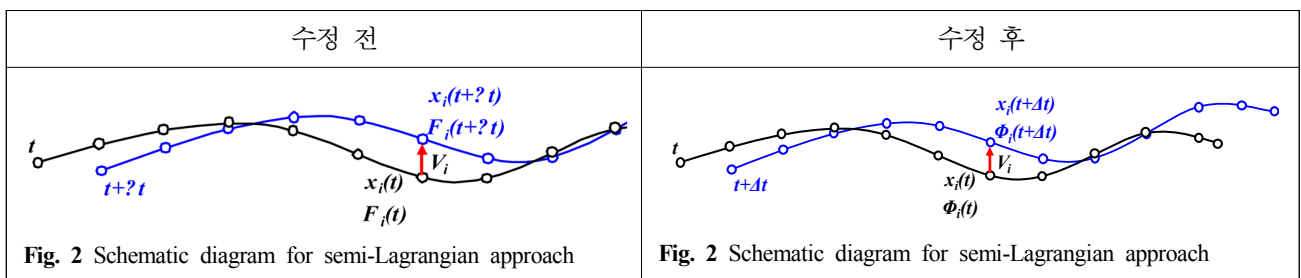
논문 정정: 비특이화 간접경계적분방정식방법을 이용한 2차원 수치수조 개발 및 적용

오승훈^{ORCID*} · 조석규^{ORCID*} · 정동호^{ORCID*} · 성홍근^{ORCID*}
**한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소*

Erratum to: Journal of Ocean Engineering and Technology 32(6), 447-457, December, 2018
<https://doi.org/10.26748/KSOE.2018.32.6.447>

논문 정정: 한국해양공학회지 제32권 제6호, pp 447-457, 2018년 12월
<https://doi.org/10.26748/KSOE.2018.32.6.447>

위의 논문 450쪽의 Fig. 2에서 ‘?’는 ‘ Δt ’의 잘못된 표기이고, $F_i(t)$ 는 $\phi_i(t)$ 의 잘못된 표기이므로, 다음의 수정 후와 같이 정정합니다.



Received 16 January 2019, revised 22 February 2019, accepted 22 February 2019

Corresponding author Seunghoon, Oh: +82-42-866-3921, carot541@kriso.re.kr ORCID: <http://orcid.org/0000-0002-7249-2353>

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2018 in Jeju.

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

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

An Experimental Method for Analysis of the Dynamic Behavior of Buoys in Extreme Environment ← (영문제목)

Gil-Dong Hong*, Gil-Dong Kim** and Gil-Dong Lee** ← (영문이름)

*Ocean Development System Laboratory, KORDI, Daejeon, Korea ← (영문소속: 소속명/지역명/국가)
yundai Heavy Industry Co. Ltd., Ulsan, Korea

극한 환경하의 부표 운동성능 모형시험기법 개발 ← (한글제목)

홍길동* · 김길동** · 이길동** ← (한글이름)

*한국해양연구원 해양개발시스템연구본부 ← (한글소속)
**현대중공업(주) 구조설계부

KEY WORDS: Buoy motion 부표운동, Mooring tension 계류삭 장력, Extreme environment 극한환경, ← (영문 국문)

ABSTRACT: An experimental method to investigate the dynamic characteristics of buoys in extreme environmental condition is established. Because the buoy model requires a reasonable size for accurate experiment, the test condition in model basin that satisfies the similarity law is hardly compatible with capability of test facilities. …… (중략) …….

(본문은 1단 또는 2단으로 작성, 심사완료 후 2단으로 편집됨.)

1. 서론

해양에서 다양한 목적으로 사용되는 부표의 효과적인 운용을 위해서는 부표의 안정성 및 적절한 운동성능의 확보가 필수적이며, 이들 성능의 평가를 위해서는 운동특성 및 계류장력의 파악을 위한 수조모형시험이 요구된다. …… (중략) …….

2. 극한조건의 상사

2.1 파랑조건의 상사

파랑특성은 파고 및 파주기에 의해 정의되며, 모형 축척비를 λ ← (수식편집기사용) 라고 할 때, 파고의 축척비는 λ , 파주기의 축척비는 $\sqrt{\lambda}$ ← (수식편집기사용) 가 된다. 시험수조에서 생성 가능한 파랑의 크기는 한정되어 있으며, 전세계적으로도 대형수조에 속하는 KRISO 해양공학수조의 파랑생성 범위는 파주기 0.5~5.0sec, 최대파고 80cm 이다(Hong, 2001; Kim and Lim, 2002; Park et al., 2003; Mike, 2004; Jordan and Brewerton, 2005; Brown et al., 2006).

Received 00 March 2012, revised 00 April 2012, accepted 00 April 2012

Corresponding author Gil-Dong Hong: +82-111-222-3333, gdhong@kriso.re.kr

© 2013, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2010 in Jeju. ← (논문투고규정 또는 Guide for authors 참조: 학술지 이외에 학술대회 논문, 연구보고서, 학술기사 등 모든 기발표 원고도 투고가 가능하나 투고원고에 상기와 같이 출처를 반드시 밝혀야 함.)

2.2 바람조건외의 상사

부표의 상하동요, 종동요, 횡동요의 3자유도 운동은 부표의 체적에 비례하는 복원력에 의해 일어나며, 복원력이 상사되기 위한 풍력의 상사는 다음의 관계식으로 표현된다.

$$F_M = F_P / \Lambda^3 \quad \leftarrow (\text{수식편집기사용}) \quad (\text{번호표시}) \Rightarrow (1)$$

여기서 첨자 M \leftarrow (수식편집기사용) 과 P 는 모형과 실부표를 각각 나타낸다.

힘의 작용점을 상사시키고, 식 (1)에 따라 풍력을 상사시키면 상하동요, 종동요의 (중략)

3. 표준형 등부표 모형시험

수심과 파고에서 모형 상사조건과 수조시험 조건이 상이한 것은 해양공학수조의 물리적 환경과 조파능력의 한계에 기인한다. 수심의 경우에는 실험 수심 20m에 상사하는 계류사의 중량을 수조시험 수심조건에 균일하게 분포시키고, 계류사의 강성을 스프링을 이용하여 상사시킴으로서(Jordan and Brewerton, 1982) 서로 다른 수심 조건의 차이를 극복하였다. (중략) 모형시험에 사용된 부표의 제원 및 특성은 Table 1과 같다.

Table 1 Computed wind and current forces on buoy models

Buoy	Wind		Current	
	Force [Kgf]	Center [m]	Force [Kgf]	Center [m]
LL-26(M)	5.714	0.588	5.508	0.536
LL-30	6.587	0.682	6.450	0.608
LS-35	3.796	0.395	4.131	0.159
LNBY-100	2.563	0.516	2.729	0.140

\leftarrow (Table은 영문으로 작성, 표기되는 기호는 수식으로 작성)

\leftarrow (Table은 설명내용과 분리하지 말고 원고 속에 설명내용에 이어서 삽입)

4. 모형시험 결과 및 해석

부표의 축대칭 특성에 기인하여 직선운동은 전후동요와 상하동요가 (중략) 크게 나타나는 것이 일반적이다. 주 운동인 전후동요, 상하동요, 종동요의 최대값(Maximum value)을 구하여 Fig. 1에 도시하였다. (중략)

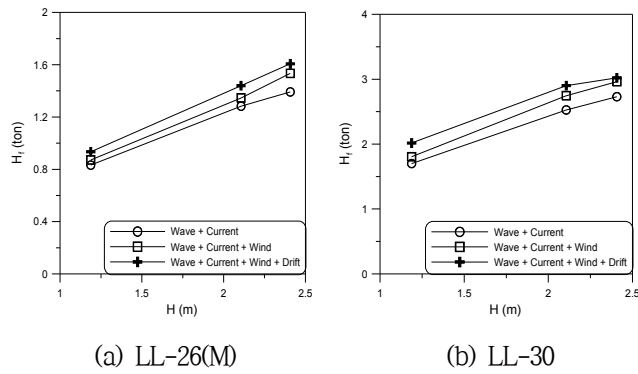


Fig. 1 Maximum height of tension forces acting on the mooring line at buoy

≡ (그림은 영문으로 작성)

≡ (Figure는 설명내용과 분리하지 말고 원고 속에 설명내용에 이어서 삽입)

5. 결 론

본 논문에서는 모형시험에서 부표의 동력학적 거동과 함께 계류삭의 장력을 조사하였으며, 모형시험 결과를 확장하여 극한 ……중략…… 이로부터 다음의 결론을 얻을 수 있다.

- (1) 조류력, 풍력 및 파랑표류력 성분에 대한 상사성을 만족하고, 이상으로 …… (중략) …… 추정할 수 있다.
- (2) LNBY-100을 제외하고는 설계와 시험 파랑조건의 차이가 커서 부표의 동력학적 거동을 추정하기 위한 외삽 시 대체로 과대 평가하는 경향이 있다.

후 기

본 연구는 해양수산부와 현대중공업(주)의 지원으로 수행된 연구결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

참 고 문 헌

All references should be listed at the end of the manuscripts, arranged in English Alphabet order. The exemplary form of listed references is as follows :

- 1) Single author : (Kim, 1998)
- 2) Two authors: (Kim and Lee, 2000)
- 3) Three or more authors: (Kim et al., 1997)
- 4) Two or more paper: (Lee, 1995; Ryu et al., 1998)

References, including those pending publications in well-known journals or pertaining to private communications, not readily available to referees and readers will not be acceptable if the understanding of any part of any part of the submitted paper is dependent upon them. Single or two authors can be referred in the text; three or more authors should be shortened to the last name of the first author, like smith et al.

- ① Write the reference in order of English alphabet 「a,b,c…」 (작성순서는 영어 알파벳 순)
- ② Do not drop all of authors involved. (관련저자(총 저자명)는 빠뜨리지 말고 모두 기입)
- ③ Refer to below examples (아래의 예제를 참조)
- ④ Journal names should not be abbreviated.

(example for proceedings) ⇒

Aoki, S., Liu, H., Sawaragi, T., 1994. Wave Transformation and Wave Forces on Submerged Vertical Membrane. Proceedings of International Symposium Waves - Physical and Numerical Modeling, Vancouver Canada, 1287-1296.

(example for journals) ⇒

Cho, I.H., Kim, M.H., 1998. Interactions of a Horizontal Flexible Membrane with Oblique Waves. Journal of Fluid Mechanics, 356(4), 139-161.

(example for books) ⇒

Schlichting, H., 1968. Boundary Layer Theory. 6th Edition, McGraw-Hill, New York.

(example for websites) ⇒

International Association of Classification Societies (IACS), 2010a. Common Structural Rules for Bulk Carriers. [Online] (Updated July 2010) Available at: <<http://www.iacs-data.org.uk/>> [Accessed August 2010]. ⇐ web document

Anglia Ruskin University, 2001. Anglia Ruskin University Library. [Online] Available at: <<http://libweb.anglia.ac.uk/referencing/harvard.htm>> [Accessed 12 Dec. 2012]. ⇐ website

참고문헌은 일반인이 접근할 수 있는 문헌이어야 함(예를 들어 사기업보고서는 외부인의 열람이 불가능하므로 참고문헌이 될 수 없음).

<주>

1. 모든 원고는 한글(Ver. 2005이상)과 MS Word(Ver. 2003이상)로 작성
2. 원고의 언어는 국문과 영문으로 한정 (기타 언어는 사용불가)
3. 국문 및 영문 원고양식 동일

General Information for Authors

Requirement for Membership

One of the authors who submits a paper or papers should be member of KSOE, except a case that editorial board provides special admission of submission.

Publication type

Manuscript is made up of scholarly monographs, technical reports and data. The paper should have not been submitted to other academic journal. Conference papers, research reports, dissertations and review articles can be submitted to JOET. When part or whole of a paper was already published to conference papers, research reports, dissertations, and review articles, then corresponding author should note it clearly in the manuscript. After published to JOET, the copyright of manuscript belongs to KSOE. (example) It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2010 in Jeju.

Manuscript submission

Manuscript should be submitted through the on-line manuscript website (<http://www.joet.org>). The date that corresponding author submits a paper through on-line website is official date of submission. Other correspondences can be sent by an email to the Editor in Chief, 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 disclosed during review process to reviewers. The review process can be repeated till three times if the request of revision is suggested by reviewers. If the re-review is repeated more than three times, it may not be considered for publication. If two reviewers do not agree to accept the journal, it may not be also considered for publication. Usually the first review process ends within one month. Statistical Review: If there are any complicated statistical analyses in the manuscript, it may be reviewed by statistical editor.

Manuscript Editing: The finally accepted manuscript will be reviewed by manuscript editor for the consistency of the format and the completeness of references. The manuscript may be revised according to the opinion of the manuscript editor.

Page charge

The charge per a paper for the publication is 150,000KRW (Express review service : 300,000KRW) up to 6 pages. Extra rate, 30,000KRW per page, will be charged for more than 6 pages. Page charge include forty copies of offprints. Offprints in color pages or extra copies of offprints will require actual expenses. The charge per a paper for the paper review is 40,000KRW. Rate for the express review service is 240,000KRW.

Editing checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Transfer of copyright

Transfer of copyright can be found in submission homepage (<http://www.joet.org>).

Authors' Checklist

The following list will be useful during the final checking of an article prior to sending it to the journal for review. Please submit this checklist to the KSOE when you submit your article.

< Editing checklist >

- I checked my manuscript has been 'spell-checked' and 'grammar-checked'.
나의 원고에 오타 및 문법적 오류가 있는지 확인하였습니다.

One author has been designated as the corresponding author with contact details such as

- E-mail address
 - Phone numbers
- 최소한 한명의 저자는 교신저자로 지정되었으며, 다음의 연락처가 표기되었습니다.
- 이메일 주소
 - 전화 번호

I checked abstract 1) stated briefly the purpose of the research, the principal results and major conclusions, 2) was written in around 300 words, and 3) did not contain references (but if essential, then cite the author(s) and year(s)).

- 나는 초록이 1) 간결하게 연구의 목적, 주요 결과 및 결론을 포함하고 있음을 확인하였으며, 2) 300단어 내외의 단어로 구성되었음을 확인하였으며, 3) 참고문헌을 포함하고 있지 않음을 확인하였습니다 (꼭 필요시 참고문헌 삽입 가능).

- I provided 5 or 6 keywords.
나는 5-6개의 키워드를 사용하였습니다.

I checked manuscript consisted of as follow: 1) Title, 2) Author's name, 3) Key word, 4) Abstract, 5) Nomenclature description, 6) Introduction, 7) Body (analysis, test, results and discussion), 8) Conclusion, 9) Acknowledgements,

- 10) Reference, 11) Appendix, etc.
나는 원고가 다음의 순서로 구성되었음을 확인하였습니다: 1) 제목, 2) 저자명, 3) 키워드, 4) 초록, 5) 기호, 6) 서론, 7) 본문 (해석, 실험, 결과, 검토), 8) 결론, 9) 후기(사사), 10) 참고문헌, 11) 부록, 등.

I checked color figures were clearly marked as being intended for color reproduction on the Web and in print, or to be reproduced in color on the Web and in black-and-white in print.

- 나는 모든 컬러 그림이 컬러 웹이 또는 컬러(또는 흑백) 인쇄물에 잘 나타날 수 있도록 선명한 그림을 사용하였음을 확인하였습니다.

- I checked all table and figure captions were written in English.
나는 원고의 모든 표 제목과 그림 제목은 영문으로 작성되었음을 확인하였습니다.

- I checked all table and figure numbered consecutively in accordance with their appearance in the text.
나는 본문에서 나타나는 순서대로 표 번호 및 그림 번호가 지정되었음을 확인하였습니다.

I checked abbreviations were defined at their first mention there and used with consistency throughout the article.

- 나는 영문 약자를 원고의 첫 번째 사용에서 정의하였으며, 이후 원고에서는 동일한 약자를 사용하였음을 확인하였습니다.

- I checked that references were in the correct format for the journal (See 'Guide for Authors' for details).
나는 모든 참고문헌이 본 저널의 참고문헌 표기법(저자 가이드 참조)에 따라서 작성되었음을 확인하였습니다.

I checked all references mentioned in the Reference list were cited in the text, and vice versa.

- 나는 'References'에 존재하는 모든 참고문헌은 원고 본문에서 언급되었으며, 반대로 원고 본문에 언급된 모든 참고문헌은 'References'에 표기되었음을 확인하였습니다.

- I checked I used the international system units (SI) or SI-equivalent engineering units.
나는 SI 단위계 또는 공학적으로 인정되어지는 단위계를 사용하였음을 확인하였습니다.

< **Submission checklist** >

- I checked the work described has not been published previously (except in the form of an abstract or as part of a published lecture or academic thesis).
나는 본 원고의 내용이 초록, 단행본, 학위논문 등을 제외한 타 저널 등에 게재된 사실이 없음을 확인하였습니다.

- I checked when the work described has been published previously in other proceedings without copyright, it has clearly noted in the text.
나는 본 원고의 내용이 판권이 없는 프로시딩에 게재되었던 경우 이를 원고에서 명시하였음을 확인하였습니다.

- I checked permission has been obtained for use of copyrighted material from other sources (including the Web)
나는 웹을 포함하여 판권이 있는 자료의 사용 허가를 득했습니다.

- I have processed Plagiarism Prevention Check through reliable web sites such as www.kci.go.kr, <http://www.ithenticate.com/>, or <https://www.copykiller.org/> for my submission.
나는 논문 표절 유사도 검사를 마친 후 투고하였습니다.

- I agree that final decision for my final manuscript can be changed according to results of Plagiarism Prevention Check by JOET administrator.
나의 최종본 논문에 대한 JOET 자체적인 논문 표절 유사도 검토 결과에 따라 최종 판정이 변경될 수 있다는 사실에 동의합니다.

- I checked minimum one author is member of the Korean Society of Ocean Engineers.
나는 저자 중 1인 이상이 한국해양공학회 회원임을 확인하였습니다.

- I agreed all policies related to 'Ethical Code of Research' and 'Research and Publication Ethics' of the Korean Society of Ocean Engineers.
나는 연구출판정책과 연구윤리규정을 확인했으며, 준수할 것을 서약합니다.

- I agreed to transfer copyright to the publisher as part of a journal publishing agreement and this article will not be published elsewhere including electronically in the same form, in English or in any other language, without the written consent of the copyright-holder.
나는 한국해양공학회지의 저작권 정책에 동의하며, 저작권 위임동의서를 제출하겠습니다.

- I made a payment for reviewing of the manuscript, and I will make a payment for publication on acceptance of the article.
나는 심사료를 납부하였으며, 논문 게재 확정 후 게재료를 납부하겠습니다.

- I have read and agree to the terms of Author's Checklist.
나는 저자 체크리스트 모든 조항을 검토하였으며, 모든 조항에 동의합니다.

Title of article :

Date of submission : DD/MM/YYYY

Corresponding author : signature

Email address :

※ Print and sign completed form. Fax(+82 51 759 0657) or E-mail scanned file to ksoehj@ksoe.or.kr

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

Authorship should be limited to those who have made a significant contribution to the conception, design, execution, or interpretation of the reported study. All those who have made significant contributions should be listed as co-authors. Where there are others who have participated in certain substantive aspects of the research project, they should be acknowledged or listed as contributors.

The corresponding author should ensure that all appropriate co-authors and no inappropriate co-authors are included on the paper, and that all co-authors have seen and approved the final version of the paper and have agreed to its submission for publication.

Hazards and human or animal subjects

If the work involves chemicals, procedures or equipment that have any unusual hazards inherent in their use, the author must clearly identify these in the manuscript. If the work involves the use of animal or human subjects, the author should ensure that the manuscript contains a statement that all procedures were performed in compliance with relevant laws and institutional guidelines and that the appropriate institutional committee(s) has approved them. Authors should include a statement in the manuscript that informed consent was obtained for experimentation with human subjects. The privacy rights of human subjects must always be observed.

Fundamental errors in published works

When an author discovers a significant error or inaccuracy in his/her own published work, it is the author's obligation to promptly notify the journal editor or publisher and cooperate with the editor to retract or correct the paper. If the editor or the publisher learns from a third party that a published work contains a significant error, it is the obligation of the author to promptly retract or correct the paper or provide evidence to the editor of the correctness of the original paper.

Ethical Codes of Research

for The Korean Society of Ocean Engineers [1, Nov. 2008 amended]

All members of The Korean Society of Ocean Engineers, by observing the following codes of conduct and regulations regarding research in the field, will contribute to the development of ocean engineering and the security and prosperity of the society and the nation, thus holding our honesty, reputation and authority in the highest standards.

A. Foundational Spirit

1. We make a contribution to mutual prosperity of mankind through ocean development, using the knowledge and technique in the field of ocean engineering.
2. We contribute to fostering the good spirit of citizenship by conducting responsible research.
3. We make efforts to enhance our authority and competitiveness as experts in ocean engineering.

B. Fundamental Canons

1. We consider the public security and welfare as a top priority and conform to the principle of sustainable use of ocean in conducting our research.
2. We promote professional development through performing proper research and provide young researchers with the opportunities to develop professionally.

3. We respect the public values such as honesty, accuracy, efficiency and objectivity in offering services such as providing expertise or disclosing research results.
4. We do not have unfair competitions with others and solve problems with objective information and processes when there is a clash of interests.
5. We raise common issues only through objective and fair methods.

C. Practical Platforms

1. We consider the public security and welfare as a top priority and conform to the principle of sustainable use of ocean in conducting our research.
 - (a) We must acknowledge the fact that the life, security, health and welfare of the public have an absolute reliance over our products such as structures, equipments and machines that are given thought to and made into decision by engineers.
 - (b) We must not propose or approve research plans which cause harm to the public health and welfare.
 - (c) We must conform to the principle of sustainable use of ocean to enhance the quality of the public life and endeavor to improve the ocean environment.
2. We promote professional development through performing proper research and provide young researchers with the opportunities to develop professionally.
 - (a) As we build our career, we must continue to acquire new knowledge and promote intellectual development by keeping track of research results, organizing research methods and raising necessary issues voluntarily.
 - (b) We must be thoroughly honest to the contributions from cooperators, competitors and predecessors and utilize them for our professional development.
 - (c) We, as administrators, must supervise young researchers in a fair manner and, as their advisors, must assist them sincerely to grow into socially recognized members.
3. We respect the public values such as honesty, accuracy, efficiency and objectivity in offering services such as providing expertise or disclosing research results.
 - (a) When we offer service under our responsibility that involves providing professional knowledge, we must act according to professionalism as a commissioner, trying to prevent waste of resources and reporting objective facts, trustworthy data and accurate research results.
 - (b) We prohibit any fraudulent acts in conducting research such as fabrications, forgeries and plagiarism.
 - (c) We must admit our mistakes or errors when they are verified and must not try to justify them by distorting facts or data.
4. We do not have unfair competitions with others and solve problems with objective information and processes when there is a clash of interests.
 - (a) We must not distort the professional, academical qualifications of ourselves and coworkers. We must not fabricate or exaggerate our positions or authorities of the past achievements.
 - (b) Our papers must contain facts and no exaggeration that are contributed to media sources. When publishing a paper or a report which involves multiple researchers, we must allocate authors based on their levels of contributions and mention every person and institution that is concerned and provided assistance.
 - (c) We must not criticise others' achievements in an irresponsible manner by intentionally distorting their professional reputation, prospects and character in both direct and indirect ways.
 - (d) When a clash of interests occur, we must organize a committee composed of authoritative experts in the field and fairly solve the problem based on objective facts and data.
5. We raise common issues only through objective and fair methods.
 - (a) We must be thoroughly objective and honest when submitting expert reports or policy proposals and include relevant, sufficient and appropriate information.

- (b) When addressing public issues through open debates or forums, we must provide opinions based on objective facts and data and must not cause harm to the public interest by making groundless argument or being involved in private interests with others.
 - (c) We must be honest when explaining our business and its advantages, and must not try to meet our interests by damaging professional honor and coordination with coworkers.
6. All members of The Korean Society of Ocean Engineers must abide by the ethical codes of research stated above.

D. The Scope of Manuscript

1. Manuscripts include papers, technical reports and commentaries, and papers must be the ones that are not released in other journals.
2. "Journals" are the ones that have an appropriate screening of submitted theses and that are published on a regular basis.
3. All manuscripts other than the ones stated in the previous clause can be submitted such as conference papers, research reports, diploma papers and academic articles, provided that their sources are stated according to the 3rd clause of The Regulations on Paper Submission in The Journal of the Korean Society of Ocean Engineers.

E. The Definitions and Types of Fraudulent Acts in Research

1. "Fraudulent acts in research" include all affairs that violates ethical codes of research: fabrications, forgeries, plagiarism, overlapping publications and unfair marking of writers which may occur in every phase of research process, such as in a proposal, conducting, a report or presentation of research results.
2. "Fabrication and forgeries" refers to an act of distorting the content or outcome of research by making up false data or results.
3. "Plagiarism" refers to an act of unfairly employing all research results, such as others' publications, research proposals, ideas, hypotheses and theories, without a fair approval or quotation.
4. "Overlapping publications" refers to two writings published in different media sources that are totally identical in their contents or share the major contents. It is also the case of overlapping publication where the paper published later contains a slightly different viewpoint, yet contains the same or slightly different analysis on the same data from the previous paper.
5. "Unfair marking of writers" refers to an act of unfairly gaining reputation by pretending to be a real author of a paper without any participation in research.
6. Fraudulent acts also include a behavior of intentionally disturbing investigations regarding assumed misconducts in research or inflicting an injury on an informant.
7. "Other fraudulent acts in research" refers to all affairs that are generally accepted as the violations to ethical codes of research in the academia.

F. Screening System, Processing Criteria and Procedure

1. Screening System
 - (a) Authors must submit a "consent form of delegation of copyright" which necessitates an author's confirmation on any violations to ethical codes of research.
 - (b) When inspectors raise question on any violations to ethical codes of research, The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after examining all materials concerned and giving the contributor a chance to defend him/herself.
 - (c) When any violations to ethical codes of research are found while screening or editing (after the insertion of a paper in an academic magazine), The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after giving the contributor a chance to defend him/herself.
 - (d) When any violations to ethical codes of research are called into question after a paper is published, The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after giving the

contributor a chance to defend him/herself.

2. Processing Criteria

- (a) All processing criteria regarding fraudulent acts in research follow the regulations and detailed rules for operation of The Committee of Ethical Codes of Research of this society.

3. Processing Procedure

- (a) When any affair is determined as a violation to the ethical codes of research in the phase of submission or screening, The Editing Commission should report it to The Committee of Ethical Codes of Research.
- (b) When any affair is determined as a violation to the ethical codes of research after the insertions of a paper in an academic magazine, The Committee of Ethical Codes of Research should immediately cancel its publication and notify the cancellation to the author/s

G. Ethical codes of Editing

1. The editor must a strong sense of ethics regarding the codes of conduct in research and in publication. Also, he/she must not have any personal interests with others in the process of edition.
2. The editor must thoroughly keep security in all matters related to the contribution of manuscripts, screening and publication.
3. The editor must be well-informed about the violations to ethical codes of research and make a neutral and impersonal judgement when he/she found any violations.

Supplementary Provisions

1. Regulations stated above are enacted after 1 Nov. 2008. For the manuscripts contributed in academic magazines before 1, Nov. 2008, the 3rd clause in “D” is not applied. Also, they are not interpreted as violations to the ethical codes of research even if they did not stated their source in the journal of this society.
2. Also, for the papers applicable to the clause “D” or “E”, the writer/s can take measures such as “cancellation of a paper” based on their judgement, or “rejection of screening” if the paper is under screening.

1, Nov. 2008

The Korean Society of Ocean Engineers

[31, May 2007 enacted]

[1, Nov. 2008 amended]

Publishing Agreement

Article details

Article :
Corresponding author :
E-mail address :
DOI :

YOUR STATUS

I am one author signing on behalf of all co-authors of the manuscript.

ASSIGNMENT OF COPYRIGHT

I hereby assign to Korean Society of Ocean Engineers, the copyright in the manuscript identified above and any tables, illustrations or other material submitted for publication as part of the manuscript (the "Article"). This assignment of rights means that I have granted to Korean Society of Ocean Engineers the exclusive right to publish and reproduce the Article, or any part of the Article, in print, electronic and all other media (whether now known or later developed), in any form, in all languages, throughout the world, for the full term of copyright, and the right to license others to do the same, effective when the Article is accepted for publication. This includes the right to enforce the rights granted hereunder against third parties.

SCHOLARLY COMMUNICATION RIGHTS

I understand that no rights in patents, trademarks or other intellectual property rights are transferred to the Journal owner. As the author of the Article, I understand that I shall have: (i) the same rights to reuse the Article as those allowed to third party users of the Article under the CC-BY-NC License, as well as (ii) the right to use the Article in a subsequent compilation of my works or to extend the Article to book length form, to include

I have read and agree to the terms of the Journal Publishing Agreement.

Corresponding author :

name

signature

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

the Article in a thesis or dissertation, or otherwise to use or re-use portions or excerpts in other works, for both commercial and non-commercial purposes. Except for such uses, I understand that the assignment of copyright to the Journal owner gives the Journal owner the exclusive right to make or sub-license commercial use.

USER RIGHTS

The publisher will apply the Creative Commons Attribution-Noncommercial Works 4.0 International License (CC-BY-NC) to the Article where it publishes the Article in the journal on its online platforms on an Open Access basis.

The CC-BY-NC license allows users to copy and distribute the Article, provided this is not done for commercial purposes and further does not permit distribution of the Article if it is changed or edited in any way, and provided the user gives appropriate credit (with a link to the formal publication through the relevant DOI), provides a link to the license, and that the licensor is not represented as endorsing the use made of the work. The full details of the license are available at <http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0/legalcode>.

REVERSION OF RIGHTS

Articles may sometimes be accepted for publication but later rejected in the publication process, even in some cases after public posting in "Articles in Press" form, in which case all rights will revert to the author.

한국해양공학회지(JOET) 논문투고규정 (2016. 10. 20 개정)

1. 본 학회지에 투고하고자 하는 사람은 한국해양공학회 회원임을 원칙으로 하며 공저인 경우에는 적어도 1인 이상이 회원이어야 한다. 단, 본 학회의 편집위원회가 특별히 인정한 사람은 예외로 한다.
2. 원고는 학술논문, 기술보고 및 자료를 포함하고, 학술논문의 경우 다른 학술지에 게재되지 않은 것이라야 한다. 학술지라 함은 투고 논문에 대한 적절한 심사체계와 주기적 발간이 이루어지는 저널(Journal) 등을 의미한다. 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구 보고서, 학위논문, 학술기사 등 모든 원고는 투고가 가능하다. 또한 본 학회지에 게재되면 본 학회 편집위원회의 서면승인 없이 타학술지에 전부 또는 일부가 동일형식으로 발표되어서는 안되며, 저작권은 학회에 귀속된다.
3. 투고논문 중 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구보고서, 학위논문, 학술기사 등의 경우는 각주를 통해서 아래 예와 같이 원고 전체 혹은 부분이 출판되었음을 명시하여야 한다.
예) 본 논문은 2008년 제주도에서 개최된 한국해양과학기술협의회 공동학술대회에서 발표된 논문을 근간으로 하고 있음을 밝힙니다.
4. 원고는 인터넷 상에서 WebReview 시스템을 이용하여 제출하여야 하며 이때 본 학회의 논문투고양식(template)에 맞도록 한글(Hangul) 또는 MS 워드(MS Word) 파일을 첨부로 제출하여야 한다. 원고접수 시 소정의 심사료를 납부하여야 한다. 또한 저작권 위임동의서를 학회 사무국으로 제출하여야 한다.
5. 원고가 인터넷 상에서 접수된 날을 접수일자로 한다.
6. 원고의 채택여부는 논문심사규정에 따라 정한다.
7. 학회지에 게재될 원고의 규정면수는 6면 이내이고, 규정면수를 초과할 때 저자는 소정의 게재료 이외에 초과분에 대한 게재료를 납부하여야 한다.
8. 논문원고의 체제는 다음을 원칙으로 한다. (1)제목, (2)저자명, (3)주요기술용어(Key Words), (4)영문초록, (5)기호설명, (6)서론, (7)본론(이론해석, 실험방법, 결과, 결과의 해석, 고찰), (8)결론, (9)후기, (10)참고문헌, (11)부록, 기타
9. 상세한 편집 방법은 한국해양공학회지(JOET) 템플릿을 따른다.
10. 원고에 포함될 도표 및 사진은 한글 또는 MS워드에서 처리가 가능하여야 하며 그 선명도에 대한 책임은 저자가 진다.
11. 원고 내용 및 탈오자의 책임은 저자가 진다.
12. 편집위원회는 본 학회의 논문투고규정을 따르지 않는 원고에 대하여 심사 및 게재를 거부할 수 있다.
13. 기타 본 규정에 명시되지 않은 사항(투고분야 포함)은 본 학회 편집위원회의 결정에 따른다.
14. 학회는 저자에게 별쇄본을 제공하지 않는 것을 원칙으로 하나, 필요한 경우는 저자가 실비를 부담하여야 한다.

한국해양공학회지

제33권 제1호(통권 제146호)

인쇄: 2019년 2월 26일

발행: 2019년 2월 28일

발행인: 윤중성

편집인: 김윤해

발행소: 사단법인 한국해양공학회

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

전화: (051)759-0656 FAX: (051)759-0657

담당: 사무국장 이희진

E-mail: ksoehj@ksoe.or.kr

Homepage: www.ksoe.or.kr

인쇄소: 한림원(주)

서울특별시 중구 퇴계로51길 20 1303(오장동, 넥서스타워)

전화: (02)2273-4201 FAX: (02)2179-9083

E-mail: hanrim@hanrimwon.co.kr



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