

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

한국해양공학회지

제31권 제5호 (통권 제138호)

2017년 10월

Journal of Ocean Engineering
and Technology



Vol. 31, No. 5 (Serial Number 138)
October 2017

사단법인 한국해양공학회
The Korean Society of Ocean Engineers

<http://www.joet.org>

한국해양공학회지 Journal of Ocean Engineering and Technology

편집위원회

위원장

김윤해 한국해양대학교

편집이사

정준모 인하대학교

허동수 경상대학교

편집위원

김국현 동명대학교

김영훈 경남대학교

김진환 카이스트

나원배 부경대학교

문경만 한국해양대학교

박종천 부산대학교

송창용 목포대학교

신성원 한양대학교

안석환 중원대학교

엄원석 연세대학교

윤현규 창원대학교

이종현 제주대학교

이탁기 경상대학교

정동호 한국해양과학기술원

최형식 한국해양대학교

하태민 강원대학교

국제자문 편집위원

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University

Atila Incecik, University of Strathclyde

Moo Hyun Kim, Texas A&M University

Sime Malenica, Bureau Veritas

연구윤리위원회

위원장

서성부 동의대학교

운영분과 및 심의 교육·분과 위원

윤현규 창원대학교

조일형 제주대학교

학회 임원

학회장

조효제 한국해양대학교

부회장

하문근 삼성중공업

김용수 대우조선해양

김선진 부경대학교

윤종성 인제대학교

정대연 대영엔지니어링

김병권 스틸플라워

Editorial Boards

Editor-in-Chief

Yun Hae Kim, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Manuscript Editors

Joonmo Choung, Inha University, Korea

Dong-Soo Hur, Gyeongsang National University, Korea

Editorial Board Members

Kookhyun Kim, Tongmyong University, Korea

Younghun Kim, Kyungnam University, Korea

Jinwhan Kim, KAIST, Korea

Won Bae Na, Pukyong National University, Korea

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

Jong Chun Park, Pusan National University, Korea

Chang Yong Song, Mokpo National University, Korea

Sungwon Shin, Hanyang University, Korea

Seokhwan Ahn, Jungwon University, Korea

Won Suk Ohm, Yonsei University, Korea

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

Chong Hyun Lee, Jeju National University, Korea

Tak Kee Lee, Gyeongsang National University, Korea

Dongho Jung, KRISO, Korea

Hyeungsik Choi, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Taemin Ha, Kangwon National university, Korea

International Advisory Editorial Board Members

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University, Turkey

Atila Incecik, University of Strathclyde, UK

Moo Hyun Kim, Texas A&M University, USA

Sime Malenica, Bureau Veritas, France

Research and Ethics Boards

Chief

Sung-Bu Suh, Dongeui University, Korea

Management and Deliberative and Education Department

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

Il-Hyoung Cho, Jeju National University, Korea

Officers of The Korean Society of Ocean Engineers

President

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

Vice President

Mun-Keun Ha, Samsung Heavy Industries, Korea

Yong-Soo Kim, DSME, Korea

Seon-Jin Kim, Pukyong National University, Korea

Jong-Sung Yoon, Inje University, Korea

Dae-Yeon Chung, DY Engineering, Korea

Byeongkwon Kim, Steel Flower, Korea

About Journal of Ocean Engineering and Technology

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

AIMS and SCOPE

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

GENERAL INFORMATION

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

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

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

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

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

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

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

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

Printed on October 31, 2017 by Hanrimwon Co., Ltd., Seoul, Korea.

한국해양공학회지

Journal of Ocean Engineering and Technology

목 차

제31권 제5호 (통권 제138호)

2017년 10월

<학술논문>

- LiDAR가 탑재된 계류된 부유식 기상 부이의 개념 설계
김정록 · 이혜빈 · 조일형 · 경남호 · 부성윤 325
- 파랑관통형 고속 활주선 실선 성능 분석에 관한 연구
정우철 · 이창우 · 한상천 335
- RANS 기반의 세장체 이론을 이용한 선형 조종 유체력 미계수 추정에 관한 연구
이성욱 340
- Crowhurst-Zhenquan 방법을 이용한 1차원 Madsen-Sørensen 확장형 Boussinesq 방정식의 수치 시뮬레이션
강상목 · 박진수 · 장택수 346
- 선박엔진 배관 플랜지용 세미금속 가스켓의 열전달 및 구조해석
오정석 · 이인섭 · 윤한기 · 성홍경 352
- 선체구조의 탄성지지 효과를 고려한 LNG 운반선 방열구조의 슬로싱 충격응답 해석법에 관한 연구
노인식 · 기민석 · 김성찬 · 이장현 · 김용환 357
- 심해 라이저의 와류유기 진동해석
박성종 · 김봉재 364
- <학술논문 : 수중수상로봇분야 특집>
- 시뮬레이션 기반 수중 운동체의 유체력 미계수 결정 및 6자유도 운동해석
고광수 · 안형택 · 안진형 371

한국해양공학회지
Journal of Ocean Engineering and Technology

CONTENTS

Volume 31, Number 5

October, 2017

<Original Research Articles>

- Conceptual Design of Moored Floating Meteorological Buoy with LiDAR
Jeongrok Kim, Hyebin Lee, Il-Hyoung Cho, Nam-Ho Kyong and Sung-Youn Boo 325
- Study on Sea Trial Analysis of Wave Piercing High Speed Planing Boat
Uh-Cheul Jeong, Chang-Woo Lee and Sang-Chun Han 335
- Prediction Method for Linear Maneuvering Hydrodynamic Derivatives Using Slender Body
Theory Based on RANS
Sungwook Lee 340
- Numerical Simulation of One-Dimensional Madsen-Sørensen Extended Boussinesq Equations Using
Crowhurst-Zhenquan Scheme
Sangmuk Kang, Jinsoo Park and Taek Soo Jang 346
- Thermal and Structural Analyses of Semi-metallic Gasket Joined with Graphite Seal for Ship Engine
Piping Flange
Jeong-seok Oh, In-sup Lee, Han-ki Yoon and Heung-kyoung Sung 352
- Sloshing Impact Response Analysis for Insulation System of LNG CCS Considering Elastic Support Effects
of Hull Structures
In Sik Nho, Min-Seok Ki, Sung-Chan Kim, Jang Hyun Lee and Yonghwan Kim 357
- Vortex-Induced Vibration Analysis of Deep-Sea Riser
Seongjong Park and Bongjae Kim 364
- <Original Research Article : Special Issue on Marine Robot Technology>**
- Simulation-Based Determination of Hydrodynamic Derivatives and 6DOF Motion Analysis for
Underwater Vehicle
Gwangsoo Go, Hyung Taek Ahn and Jin-Hyeong Ahn 371

Conceptual Design of Moored Floating Meterological Buoy with LiDAR

Jeongrok Kim*, Hyebin Lee**, Il-Hyoung Cho*, Nam-Ho Kyong*** and Sung-Youn Boo****

*Department of Ocean System Engineering, Jeju National University, Jeju, Korea

**Multidisciplinary graduate school program for wind energy, Jeju National University, Jeju, Korea

***Korea Institute of Energy Research, Wind Energy Research Center, Jeju, Korea

****VL Offshore Limited Liability Company, Texas, Houston, USA

LiDAR가 탑재된 계류된 부유식 기상 부이의 개념 설계

김정록* · 이혜빈** · 조일형* · 경남호*** · 부성윤****

*제주대학교 해양시스템공학과

**제주대학교 풍력특성화협동과정

***한국에너지기술연구원

****VL Offshore LLC

KEY WORDS: Motion response 운동 응답, Model test 모형 실험, Design process 설계 과정, Offshore wind energy 해상 풍력, Meterological buoy 기상 부이

ABSTRACT: This paper reports the conceptual design process for a floating metocean data measurement system (FMDMS) for measuring wind information at sea. The FMDMS consists of three circular pontoons, columns, and a deck, which the LiDAR (lighting detection and ranging) is installed on. The dynamics of the mooring lines and motion responses of the FMDMS were analyzed using commercial codes such as WAMIT and OrcaFlex. One design criterion of the developed FMDMS was to maintain the motion responses as small as possible to enhance the LiDAR's accuracy. Starting with the preliminary design parameters such as the FMDMS's principal dimensions, weight, and important parameters of mooring system, we checked whether the FMDMS met the design requirements at each design stage, and then made modifications as necessary. The developed FMDMS showed a large pitch behavior for a small heave motion.

1. 서 론

바람이 지닌 에너지를 이용하여 전기 에너지를 생산하는 풍력발전은 최근 수십 년간 활발한 연구가 진행돼 왔고, 그 결과로 풍력발전산업은 관련 기술의 축적 및 고도 성장을 이루었다. 이와 함께 바람 데이터를 수집하기 위한 측정 기술 분야도 동반 성장하였다. 최근에는 해상풍력에 관한 관심이 높아지면서 해상의 바람자료를 취득하기 위한 방안으로 고정식 기상탑을 활용하고 있다. 그러나 고정식 기상탑을 심해에 설치하기에는 제작/설치에 따른 비용 부담이 너무 커서 그 대안으로 부유식 기상 부이 개발이 필요하게 되었다. 풍력 발전기의 발전량 예측 및 경제성 평가를 위해서는 터빈이 위치한 높은 지점에서의 바람 데이터가 필요하다. 높은 고도에서의 바람 데이터를 취득하기 위해 기상탑을 높게 세우는 대신에 소형 LiDAR(Light and

detection and ranging) 장비를 활용한다(Jaynes et al., 2007). LiDAR 장비는 레이저를 이용하여 고도 300m까지 바람 정보를 측정할 수 있으며, 소형이기 때문에 부이에 탑재가 가능하므로 전체 시스템의 제작비용을 크게 줄일 수 있는 장점을 가지고 있다.

기상 부이와 같은 해상 부유식 구조물의 설계는 Fig. 1과 같이 여러 단계의 설계 절차를 거쳐 진행된다. 부유식 해상 구조물은 운용 목적과 설치해역의 환경조건에 따라 전체 크기와 주요 제원들을 결정한다. 그리고 정적 해석(Static analysis)을 통하여 구조물의 안정성을 평가하고 정유체 복원력 계수를 구한다. 다음 단계로 파랑중 동적 해석을 주파수영역 해석과 시간영역 해석으로 구분하여 실시한다. 이를 위하여 WAMIT, OrcaFlex와 같은 상용코드를 이용하여 동유체력과 파기진력을 구하고 필요에 따라 조류하중(Current force)과 풍하중(Wind force)을 포함시

Received 27 April 2017, revised 12 September 2017, accepted 19 October 2017

Corresponding author Il-Hyoung Cho: +82-10-9232-1253, cho0904@jeju.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

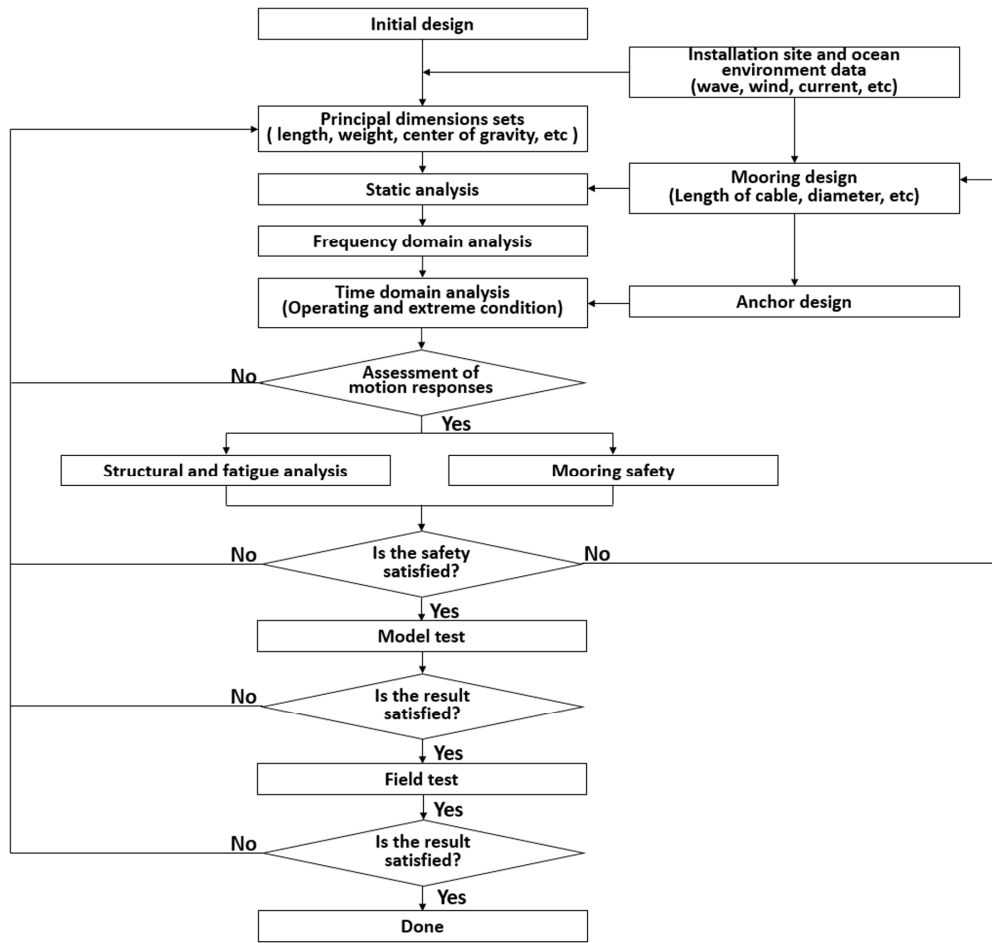


Fig. 1 Design procedure of a floating offshore structure

킨다. 운동방정식을 풀어 부유식 구조물의 6자유도 운동응답을 구한다. 이때 환경외력조건을 운용 조건(Operating condition)과 극한 조건(Extreme condition)으로 나눠 운동 해석을 실시한다. 특히, 극한 조건에서는 부유식 구조물의 운용 기간과 관련 있는 특정 재현주기(Return period)에 해당되는 설계환경에서 최대 하중을 구하고 구조물의 안전성과 계류시스템의 파손 여부를 판단한다. 이 단계에서 구조물의 안전성이 확보되고 계류 시스템에 큰 문제가 발생하지 않는다고 판단되면 축소모형을 제작하여 모형실험을 실시한다. 모형실험을 통하여 얻은 실험결과와 수치해석 결과를 서로 비교함으로써 수치모델에서 간과된 비선형 효과와 점성의 영향을 고려할 수 있다. 끝으로 축척비로 인한 모형실험 결과의 오차를 보정하기 위하여 실험실증 실험을 수행한다. 본 논문은 Fig. 1에 제시한 설계 절차에 따라 부유식 해상 기상 부이에 대한 개념 설계와 모형실험까지의 설계 과정을 다루었으며, 구조 및 피로해석은 제외하였다.

해상에서 높은 고도의 풍속을 측정하기 위하여 부이에 LiDAR를 설치하여 운용하는 방법은 최근 들어 많은 연구가 수행되었다. Mathisen(2013)은 LiDAR를 육상과 원반형(Disk type) 부이에 설치하여 각 지점에서 측정된 바람 데이터의 비교·분석하는 연구를 실시하였으며, Jaynes and Hassan(2011)은 선박형(Ship type) 소형 부이에 LiDAR를 탑재하여 실험실증 실험을 수행하였고, 오차범위 2% 이내의 풍속 데이터를 얻었다. 한편,

국내의 기상 부이에 관한 연구는 다수 존재하지만, LiDAR가 탑재된 기상 부이에 대한 연구는 미미하다. Cho and Yi(1997)가 해양 관측용 부이의 개념설계를 수행하였고, 설치 지역의 환경 외력조건을 고려하여 부이의 작용하는 하중을 구하고 계류시스템을 설계하였다. Lee et al.(1999)이 수중 소음을 측정하여 그 결과로부터 해상풍의 정보를 얻는 연구를 수행하여 수중 소음과 기상 기상관측소에서 측정된 풍속과의 상관 관계식을 유도하였다. 측정결과, 풍속의 오차범위는 1m/s 수준으로 만족할만한 성과를 얻었다. Moon et al.(2013) 등은 해상 풍력발전단지 설계를 위해 우리나라 신안군 우이도 인근 수심 약 10m 해역에 높이 120m의 ‘Ocean MAST’기상 타워를 세웠고, 측정된 풍황 자료는 한반도 바람지도 작성에 활용되고 있다. 이와 같이 해상 바람을 측정하기 위해 다양한 방법들이 제시되고 있으며, 이를 기반으로 해상 풍력 개발을 위한 다양한 연구들이 수행되고 있다(Kim, 2003; Lee and Shin, 2012).

본 연구에서는 LiDAR가 탑재된 기상 부이 개발을 목표로 설계를 진행하였으며, 논문의 구성은 다음과 같다. 먼저 2장에서는 설계된 기상 부이의 특징과 제원, 해양환경조건을 소개하였다. 기상 부이는 3개의 폰툰으로 구성된 반잠수식 구조물로서 기존의 원반형 또는 스파형(Spar type) 구조물과는 하부 구조물 형상에 큰 차이가 있다. 3장에서는 WAMIT과 OrcaFlex 상용코드를 이용하여 주파수영역 해석과 계류시스템을 포함한 시간영

역 해석을 다루었다. 이때 1년 재현 주기를 갖는 파랑 조건을 설계파로 잡아 계류시스템의 안전성을 평가하였다. 그리고 4장에서는 계류시스템을 포함한 축척비 1/10 실험 모형을 제작하여 사각형 조파수조에서 파랑중 규칙파, 불규칙파 운동 실험을 수행하였다. 끝으로 5장에서 중요한 결론들을 도출하였다.

2. 기상 부이와 파랑 조건

2.1 기상 부이

국내 해양환경조건에 적합한 부유식 기상 부이(Floating metocean data measurement system, FMDMS)를 개발하기 위한 개념 설계된 기상 부이 모델은 Fig. 2에 제시하였다. FMDMS의 주요 구성요소를 살펴보면 부력을 주는 3개의 플라스틱 폰툰(Pontoon)이 정삼각형 모양으로 배열되어 있고, 중심부에 위치한 주 기둥(Main column)과 폰툰 하단부에 위치한 외부 기둥(Outer column)이 다수의 브레이스(Brace)로 연결되어 구조적 안정성을 갖도록 하였다. 폰툰 위에 놓인 데크(Deck)에는 타워(Tower)와 LiDAR

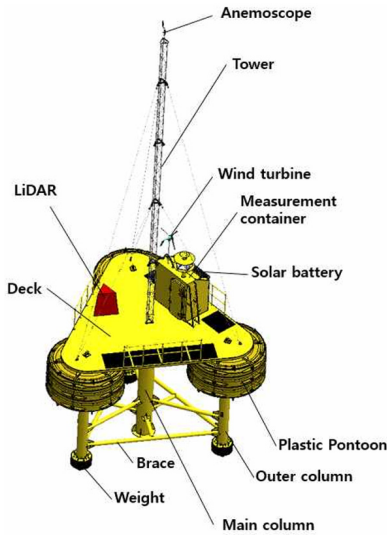


Fig. 2 Conceptual design of a FMDMS

Table 1 Specifications of the FMDMS

Item	Unit	Value
Mass	[kg]	15,705
Draft of main column	[m]	4.375
Column spacing	[m]	5.5
Diameter of main column	[m]	0.609
Diameter of pontoon	[m]	3.0
Moment of inertia (about center of gravity) [kg · m ²]		161,150.74
Center of gravity from SWL (z_G)	[m]	-0.9928
Metacentric height GM	[m]	6.35
Heave natural period	[s]	2.73
Pitch natural period	[s]	3.07

계측장비 그리고 계측장비 운용에 필요한 배터리와 데이터 송수신 장치가 탑재된 컨테이너 박스가 있다. FMDMS의 질량은 15,705kg, 주 기둥의 흘수는 4.375m이다. 폰툰의 직경은 3m, 기둥간 거리는 5.5m로 설계되었으며, GM값은 6.35m로 복원 안정성은 확보되었다. 일반적으로 부유체는 공진 시 운동이 급격히 커질 수 있기 때문에 공진 회피 설계가 필요하다. FMDMS의 수직, 종 운동 고유주기는 각각 2.73s, 3.07s로 설치 해역의 파주기 분포를 살펴볼 때 단주기 영역에 위치한다. FMDMS의 제원은 Table 1에 자세히 수록하였다.

2.2 해양환경 조건

본 논문에서 제안된 기상 부이는 제주도 동쪽 월정리 부근 수심 30m 해역에서 실증 실험을 계획하고 있다. Fig. 3는 ECMWF (European Center for Medium range Weather Forecasts)의 1979-2003년의 25년간의 자료를 이용하여 산출된 월정리 해역의 파랑 정보를 보여주고 있다. 주 파향은 315°이며, 평균 피크 주기의 대역은 약 6-7.7s, 평균 유의 파고의 최댓값은 파향 315°에서 1.67m로 나타나고 있다.

계류시스템은 FMDMS의 위치 유지를 위해 필요한 장치로 설계파(Design wave) 조건에서 계류선이 파단 되지 않도록 설계되

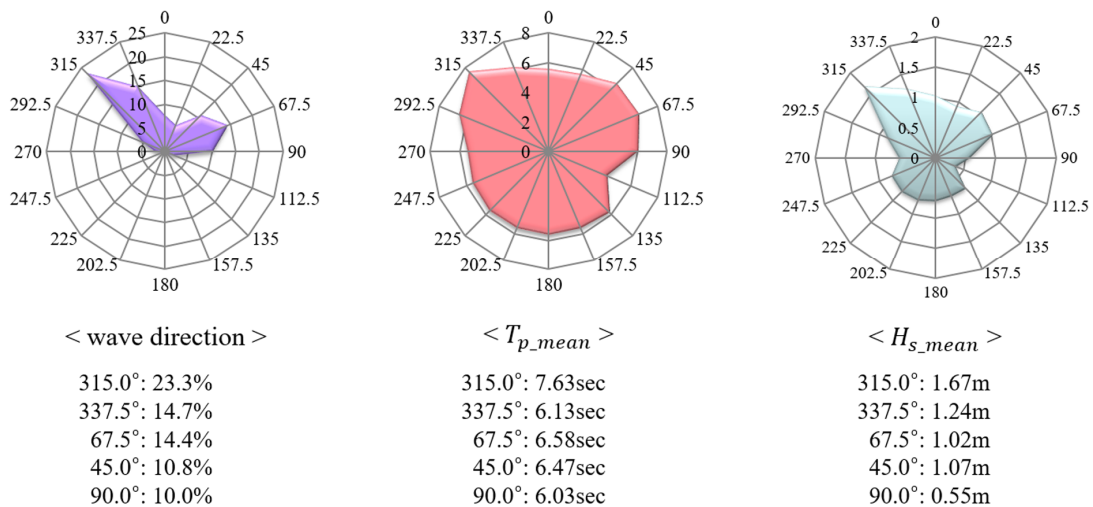


Fig. 3 Wave conditions at Waljeong sea

Table 2 Design wave conditions for mooring system

Condition	Wave (JONSWAP spectrum)			Current speed at surface [m/s]	Wind speed (10m above SWL) [m/s]
	H _S [m]	T _P [s]	γ		
Extreme (1 year return period)	5.74	10.81	2.2	1.140	18.36

어야 한다. 또한 앵커는 조류나 파랑 등에 의해 이동되지 않도록 적정 중량을 확보하는 것이 중요하다. 설계파 산정은 부유체의 수명을 좌우하기 때문에 일반적으로 설계파 조건을 50년 또는 100년 재현 주기를 갖는 극한 조건으로 선정한다. 그러나 실증 실험을 목표로 한 현 설계/제작을 고려할 때 1년 재현 주기에 해당하는 외력조건을 적용하였다. 1년 재현주기에 해당하는 파랑, 조류, 바람에 대한 대푯값으로 제주도 서쪽 차귀도 해역에서 오랜 기간 측정된 데이터를 통해 얻은 값을 사용하였다 (Kim et al, 2015) (Table 2 참조).

3. 수치 해석

3.1 주파수영역 해석

파랑중 부유체의 운동응답을 구하기 위해서는 식 (1)의 나타난 6자유도 운동 방정식을 풀어야 한다. 여기서 m_{ij}, a_{ij} 는 관성항과 부가질량항이며, b_{ij} 는 방사 감쇠계수 그리고 $k_{ij}^{(S)}, k_{ij}^{(M)}$ 는 각각 정유체력 계수와 계류라인의 복원력 계수를 나타낸다. A, E_i 는 입사파의 진폭과 단위 진폭당 파기진력을 나타낸다. $i, j = 1, 2, 3$ 은 병진운동 모드, 그리고 $i, j = 4, 5, 6$ 은 회전운동 모드를 나타낸다. 부가 질량, 방사 감쇠계수 그리고 파기진력은 WAMIT 상용코드를 이용하여 구하였다. WAMIT은 Green 함수법에 기초를 둔 수치해석 방법으로 이를 적용하기 위하여 FMDMS의 수면아래 형상을 Fig. 4와 같이 17,000개의 요소(Panel)로 분할하였다. LiDAR의 측정 오차를 발생시키는 주요 원인은 부유체의 종 운동(Pitch motion)이다. 따라서 6자유도 운동중에서 주로 종 운동에 초점을 맞추어 결과를 살펴보았다. Fig. 5는 WAMIT 수치해석 결과로써 FMDMS의 종 운동에 관한 RAO(Response amplitude operator), 종방향 파기진모멘트(E_5), 부가 관성모멘트(a_{55}), 방사 감쇠계수(b_{55})이다.

종 운동의 비감쇠 고유주파수(Undamped natural frequency) ω_n 는 식 (2)와 같이 구할 수 있다. 종 운동 고유주파수는 입사파 주파수와 일치될 때 공진으로 종 운동이 크게 발생하며 이는 종운동 RAO ($=|E_5/(kA)|$) 곡선에서 뚜렷하게 확인할 수 있다. 부가 관성모멘트는 고주파수 영역으로 접근함에 따라 일정한 값으로 수렴하고 있으며, 방사 감쇠계수와 파기진력은 저주파

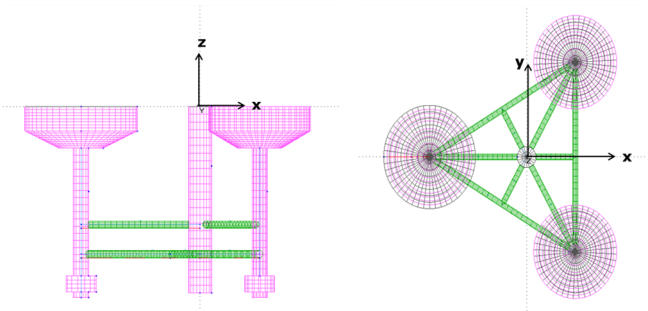


Fig. 4 Numerical model of FMDMS for WAMIT commercial code

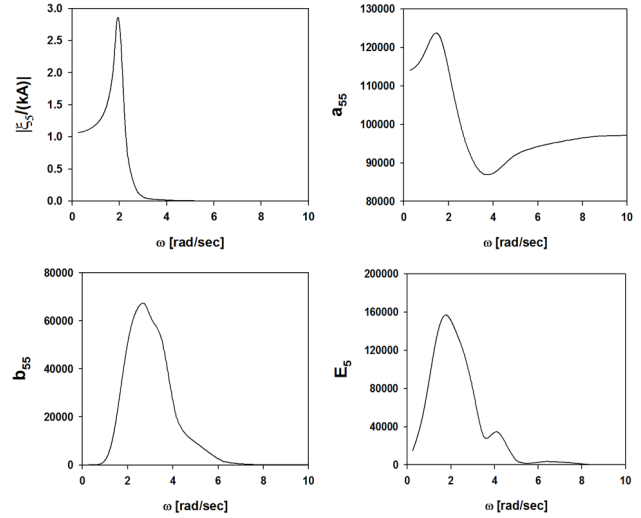


Fig. 5 Pitch RAO, added moment of inertia, radiation damping coefficient and wave exciting moment

수 영역과 고주파수 영역에서 0에 수렴하며, 피크 값은 각각 3rad/s와 2rad/s에서 발생하고 있다.

$$-\omega^2 (m_{ij} + a_{ij})\xi_j - i\omega b_{ij}\xi_j + (k_{ij}^{(S)} + k_{ij}^{(M)})\xi_j = AE_i \quad (i, j = 1, 2, \dots, 6) \quad (1)$$

$$\omega_n = \sqrt{\frac{k_{55}^{(S)} + k_{55}^{(M)}}{m_{55} + a_{55}(\omega_n)}} \quad (2)$$

3.2 계류시스템 설계

FMDMS의 계류 방법으로 3점 계류방식을 채택하였으며, 3개의 외부 기둥 바닥에서 앵커 블록까지 현수선으로 연결하였다 (Fig. 6a, Fig.6b). 각 계류선은 Grade R3 Studlink 타입의 체인으로 구성되어 있으며 체인의 두께는 40mm, 단위 길이당 수중 중량은 30.47kg중/m, 최소 파단강도(Minimum breaking level, MBL)는 1,280kN이다(Table 3). 계류선의 적절한 길이 선정을 위하여 55m, 110m, 150m에 대해 OrcaFlex를 이용하여 수치해석을 수행하였으며, 계류라인의 길이 110m에 대한 배치형태를 Fig. 6c와

Table 3 Specifications of mooring line

Item	Unit	Value
Chain type	—	Grade R3 Studlink
Chain diameter	[mm]	40
Dry weight	[kg중/m]	35.04
Wet weight	[kg중/m]	30.47
Minimum breaking load (MBL)	[kN]	1,280
Axial stiffness (EA)	[kN]	161,600

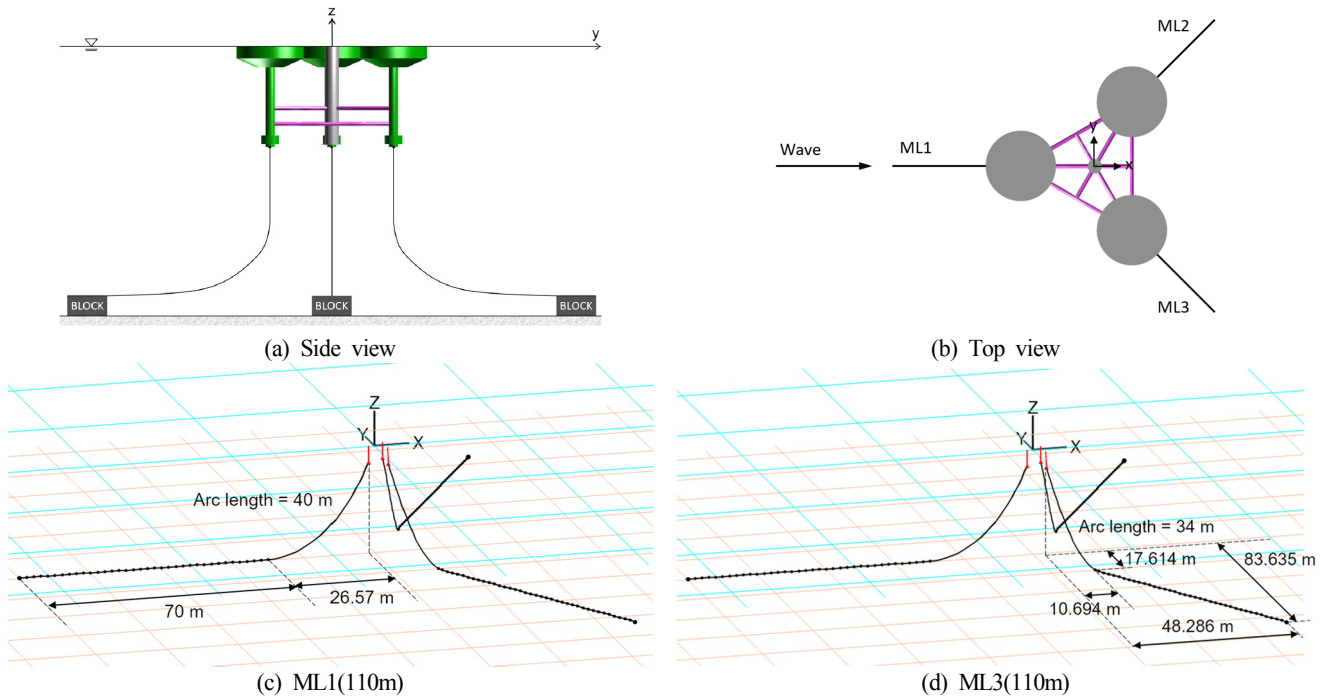


Fig. 6 Mooring system of FMDMS

Table 4 Mooring coordinate

Mooring line length	Mooring line number	Fairlead			Anchor		
		x [m]	y [m]	z [m]	x [m]	y [m]	z [m]
55m	ML1	-3.175	0.0	-4.52	-44.784	0.0	-30
	ML2	1.585	2.9	-4.52	22.371	38.903	-30
	ML3	1.585	-2.9	-4.52	22.371	-38.903	-30
110m	ML1	-3.175	0.0	-4.52	-99.748	0.0	-30
	ML2	1.585	2.9	-4.52	49.871	86.535	-30
	ML3	1.585	-2.9	-4.52	49.871	-86.535	-30
150m	ML1	-3.175	0.0	-4.52	-142.598	0.0	-30
	ML2	1.585	2.9	-4.52	71.297	123.644	-30
	ML3	1.585	-2.9	-4.52	71.297	-123.644	-30

Fig. 6d에 ML1과 ML3(=ML2)에 대해서 나타내었다. 그리고 계류라인의 길이 55m와 150m에 대한 좌표 값은 Table 4에 표로 나타내었다.

각 계류선 길이에 따른 복원력 특성을 살펴보고자 오프셋 수치 시험(Offset numerical test)을 실시하였고, 그 결과를 Fig. 7에 나타내었다. 일반적으로 부이의 수평 이동거리가 증가함에 따라 선형적으로 장력이 증가하다가 일정 거리 이상으로 부이가 이동하면 계류선이 팽팽하게 당겨져 계류 장력이 비선형적으로 급격히 증가하는 경향을 보인다. 또한 이동거리와 장력 간에 선형 관계를 보이는 구간은 계류선의 길이가 길어질수록 증가하였다.

안전한 계류시스템 설계를 위해서는 계류 장력의 최댓값이 계류선의 최소파단강도(MBL)보다 낮아야 하며 설계기준에 적합한 안전계수를 확보하여야 한다. 본 연구에서는 ABS(American Bureau of Shipping)의 설계 기준을 따랐다(API, 2005; ABS, 2013). ABS 설계 기준에 따르면 계류선에 작용하는 장력에 안전계수

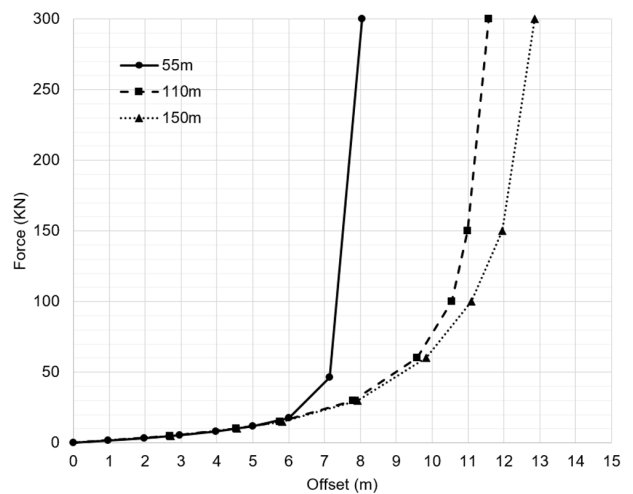


Fig. 7 Results of offset test for each mooring line

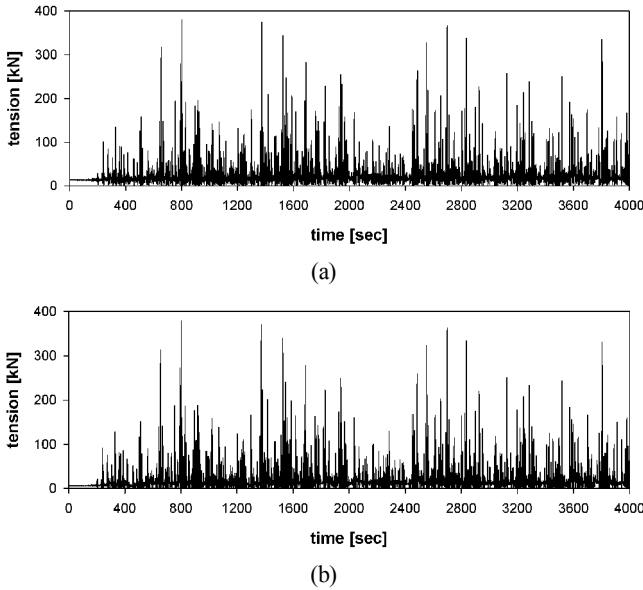


Fig. 8 Time series of tension for mooring length 110m ((a) Tension at the fairlead of ML1, (b) Tension at the anchor point of ML1)

(2.0)를 곱해준 값이 계류선의 MBL을 초과하지 않아야 한다. 계류선의 길이 변화에 따른 계류선에 작용하는 장력을 계산하기 위하여 계류시스템을 포함한 FMDMS의 시간영역 해석을 진행하였다. 1년 재현주기에 해당하는 Table 2의 환경조건을 적용하였으며, 보다 안전한 계류시스템 설계를 위하여 조류와 바람의 진행 방향을 파랑의 진행 방향과 동일하게 설정하였다. 이때 가장 큰 장력이 발생하는 계류선은 기상 부이의 전면부에 위치한 ML1이다. Fig. 8은 계류선의 길이가 110m일 때, ML1 양 끝단(Fairlead, Anchor)에 작용하는 장력의 시계열 데이터를 보여주고 있다. Table 5는 계류선 길이 변화에 따른 ML1의 양 끝단에 작용하는 최대 장력 (T_{max})과 파단강도로부터 얻은 확보된 안전계수 그리고 설계기준 만족 여부를 나타낸다. 계류선에 작용하는 장력의 최대값은 Rayleigh 3-hour most probable extreme과 3-hour extreme with 1% risk factor를 적용하여 계산된 값이다. 각 계류선 길이 변화에 따른 계산 결과를 살펴보면, 계류선의 양 끝단에 작용하는 장력은 ABS 설계 기준(안전계수:2.0)을 모두 만족하였으며, 계류선의 길이가 길어질수록 안전계수는 증가하는 것을 확인할 수 있다.

한편, 계류시스템의 한 축을 담당하는 앵커 블록은 콘크리트 블록으로 설계하였다. 공기 중 콘크리트 블록의 필요 최소 중량은 $W = \frac{T_{max}(\cos\theta_0 + \mu\sin\theta_0)}{\mu(1 - \rho g/\sigma_A)}$ 이다. 여기서 T_{max} 는 앵커점에서의 최

대 장력, θ_0 는 계류선과 해저면 사이의 각도이다. μ 는 해저면 마찰 계수로 0.7을 적용하였으며, ρg 는 단위 체적 당 해수의 중량(1025kg 중/㎥), σ_A 는 단위 체적 당 콘크리트의 중량(2400kg 중/㎥)이다. 계류선의 길이 55m, 110m, 150m 대하여 Table 5에 나타난 앵커점에서의 최대장력을 적용하여 구한 콘크리트 블록의 최소 중량은 각각 77.11ton, 51.22ton, 44.44ton이다. 앵커중량은 계류선의 길이가 짧을수록 증가하는 것을 확인하였다.

이상의 결과로부터, 계류선의 길이가 길어질수록 안전성 측면에서 유리하며 앵커 중량은 계류선의 길이가 증가할수록 감소하는 것을 확인하였다. 계류선의 길이를 너무 길게 또는 너무 짧게 설계하면 그에 따른 계류선과 앵커블록 제작비용이 증가할 뿐만 아니라 선박 운항의 지장파와 이송·설치에 따른 어려움이 발생한다. 본 연구에서는 제작 및 안전성 측면을 종합적으로 고려하여 계류선의 길이를 110m로 선정하였다.

4. 모형실험

모형실험은 수치해석 결과의 검증 및 해석적으로 고려할 수 없는 비선형 특성들을 파악하기 위해 수행되는 매우 중요한 설계 단계중 하나이다. 본 연구에서는 축척비 1/10을 갖는 실험모형을 제작하여 중소조선연구원의 사각형 조파수조에서 Froude 축척법에 따라 파랑중 운동실험을 실시하였다. Fig. 9는 제작 모형의 3차원 CAD 도면과 제작 후 모형 사진을 보여주고 있다. Table 6에 모형의 제원을 수록하였다.



Fig. 9 (a) 3D CAD drawing, (b) Experimental model

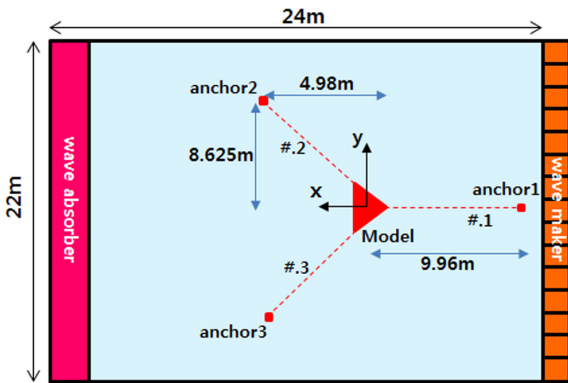
Table 5 Results of mooring system

Mooring line length [m]	ML1	Tension			Anchor block weight in air [ton]
		T_{max} [kN]	Safety factor	ABS compliance (Y/N)	
55	Fairlead	315	4.06	Y	77.11
	Anchor	252	5.06	Y	
110	Fairlead	234	5.46	Y	51.22
	Anchor	192	6.66	Y	
150	Fairlead	224	5.70	Y	44.44
	Anchor	170	7.49	Y	

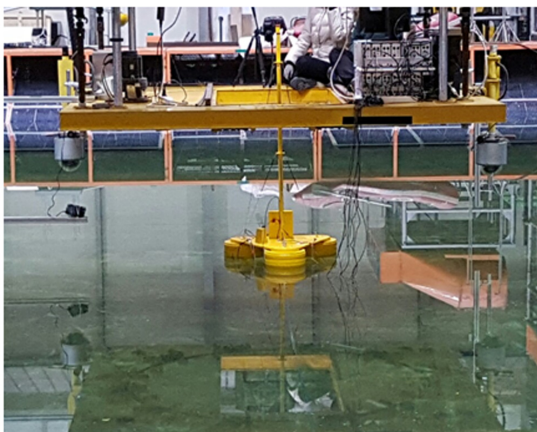
Table 6 Specifications of experimental model and mooring line

Item	Unit	Value
Mass	[kg]	15.92
Draft	[m]	0.4382
CoG from SWL(z_G)	[m]	-0.099
Pitch moment of inertia (about CoG)	[kg·m ²]	1.6832
GM	[m]	0.6309
Depth	[m]	2
Mooring length	[m]	11
Mooring weight in water per unit length	[kg중/m]	0.3
Heave natural frequency	[rad/s]	8.267
Pitch natural frequency	[rad/s]	5.764

중소조선연구원에서 보유하고 있는 조파수조의 조파기는 피스톤 타입이며 조파기 반대편에는 반사파를 줄여주기 위한 비치형 소파장치가 설치되어 있다. 실험모형은 조파기로부터 약 10.8m에 위치하며, 3점 계류방식으로 계류선의 양 끝단은 모형과 수조 바닥면에 고정되었다. 앵커에서 모형 중심까지의 직선 거리는 9.96m이며, 계류선은 체인을 사용하였다. Fig. 10(a)와 Fig. 10(b)는 각각 사각형 수조에 설치된 앵커 배치도와 실험 모형을 보여주고 있다.



(a)



(b)

Fig. 10 (a) Configuration of model and mooring lines, (b) Experimental model in wave tank

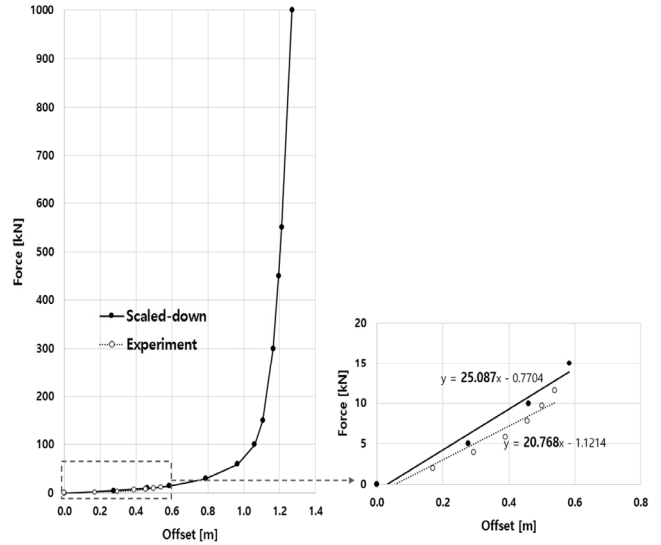


Fig. 11 Mooring restoring force coefficient obtained from offset test

모형과 실선의 계류선 강성계수를 동일하게 맞춰주기 위하여 오프셋 시험을 실시하였고, 파랑중 운동응답은 규칙파와 불규칙파 조건에서 살펴보았다. 오프셋 시험에서는 모형의 무게중심에 가는 와이어를 연결하여 일정 무게의 추를 순차적으로 증가시키며 x 축 방향으로 이동하는 모형의 이동 변위를 측정하였다. 오프셋 시험 결과는 수치해석 결과와 비교하였다. Fig. 11에서 보듯이 선형 구간에서 비교적 잘 일치하는 결과를 얻었다. 수치해석 결과의 계류 강성계수는 25.087N/m이며, 실험 결과는 20.768N/m이다.

Table 7과 Table 8은 규칙파와 불규칙파에 대한 입사파 조건들을 나타내었다. FMDMS의 공진 특성을 살펴보기 위하여 규칙파 실험에서는 모형의 수직과 중 운동의 고유주파수를 포함한 범위 내에서 총 13개의 주파수(Case 01~13)를 선정하였다. 불규칙파 조건은 Fig. 3의 제주도 월정 해역의 파랑조건을 1/10으로 축소하여 총 5 케이스(Case 101~105)를 선택하였다. 불규칙파 생성을 위하여 JONSWAP 스펙트럼을 사용하였으며, Case 101과 Case 102의 경우, 중소조선연구원 조파기의 과부하를 고려하여 기하학적 상사성을 만족하는 유의파고(0.167m, 0.102m)보다 낮은 유의파고 0.1m로 실험을 실시하였다. 그리고 모형실험에서는 조류 및 바람의 영향은 고려하지 않았다. 한편, 다수의 주파수가 공진하는 불규칙파는 피크주파수 근처에 대부분의 에너지가 분포하며, 공진 회피를 위하여 FMDMS의 수직, 중 운동 고유주파수를 각 케이스의 피크주파수보다 고주파수 영역에 위치하도록 설정하였다.

규칙파 실험은 모든 케이스에 대하여 60초 동안 파를 생성하여 실험을 진행하였으며, 모형의 수직운동과 중 운동 변위를 반사파의 영향이 미치기 전까지 계속하였다. Fig. 12는 수직 운동 RAO(ξ_z/AI)에 대한 결과로 실선은 WAMIT 상용코드를 이용한 해석 결과를 나타내며, 동그라미는 실험결과이다. 두 결과는 정성적으로 잘 일치하는 경향을 보이고 있다. 공진주파수에서 수직 운동의 피크 값은 1.2를 보이며, 그 외의 주파수에서는 모두 1 미만의 값을 보여주고 있다. 이러한 결과는 FMDMS의 수직 운동이 매우 작게 나타났음을 의미하며, 수면에 위치한 직경이

Table 7 Regular wave conditions

Case		01	02	03	04	05	06	07
ω	[rad/s]	8.98	8.38	7.85	7.39	6.98	6.61	6.28
H	[m]	0.023	0.026	0.030	0.023	0.025	0.028	0.031
H/λ	-	0.03	0.03	0.03	0.02	0.02	0.02	0.02
Case		08	09	10	11	12	13	
ω	[rad/s]	5.98	5.71	5.46	5.24	4.83	4.49	
H	[m]	0.034	0.038	0.041	0.045	0.053	0.061	
H/λ	-	0.02	0.02	0.02	0.02	0.02	0.02	

Table 8 Irregular wave conditions (JONSWAP spectrum)

Case		101	102	103	104	105
H_s	[m]	0.1	0.1	0.102	0.107	0.055
ω_p	[rad/s]	2.61	3.24	2.24	3.07	3.29
γ	-			1.0		

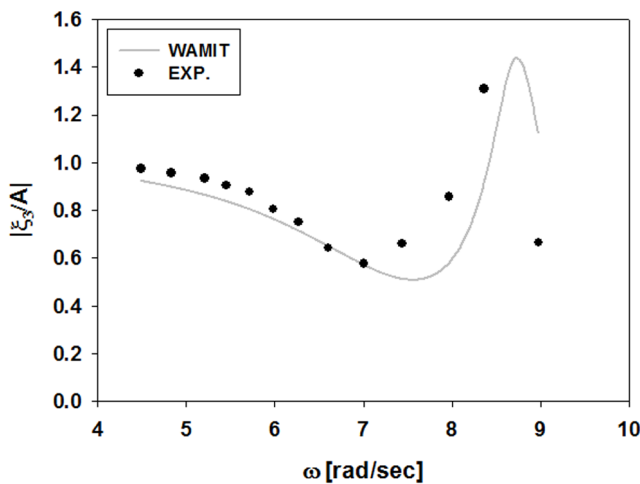


Fig. 12 Comparison of heave RAO between the numerical and experimental results

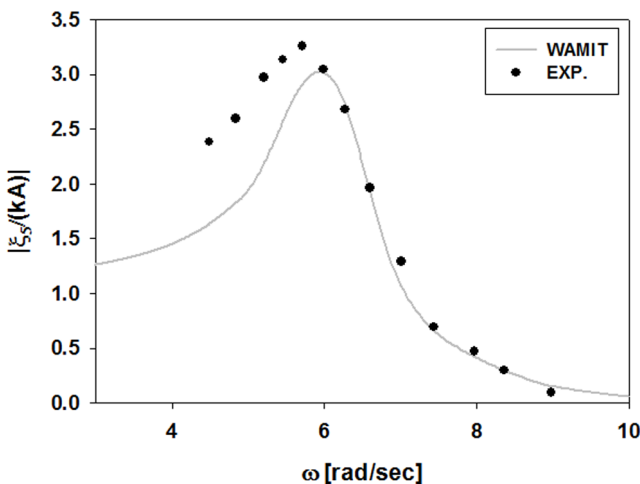


Fig. 13 Comparison of pitch RAO between the numerical and experimental results

큰 3개의 폰툰으로 인해 방사 및 점성 감쇠력이 크게 증가하였기 때문에 사료된다.

Fig. 13은 종 운동($|\xi_3/(kA)|$)에 대한 수치 계산결과와 실험결과를 보여주고 있다. 두 결과는 정성적으로 서로 잘 일치하고 있음을 확인할 수 있다. FMDMS의 종 운동은 수직운동에 비해 공진주파수 대역이 넓으며, 공진주파수를 기준으로 고주파수 영역으로 이동할수록 종 운동은 급격히 줄어드는 반면, 저주파수 영역에서는 상대적으로 완만하게 감소하는 특징을 가지고 있다. RAO 곡선의 피크 값을 살펴보면, 수직 운동에 비해 종 운동은 상대적으로 크게 발생하고 있음을 알 수 있다.

불규칙파 실험 결과는 스펙트럼 분석과 Zero-crossing 방법을 적용한 파의 유의파고 및 모형의 유의 운동고($=2\xi_3)_{1/3}$)를 산출하여 나타내었다. 파랑 스펙트럼과 FMDMS의 수직 및 종 운동 스펙트럼은 계측된 시계열 데이터를 FFT(Fast fourier transform)을 사용하여 구하였다. 실선은 파랑스펙트럼, 짧은 파선은 수직 운동스펙트럼, 긴 파선은 종 운동스펙트럼을 나타낸다(Fig. 14). 수직운동의 경우, 공진주파수 영역에서는 입사파의 에너지가 크지 않기 때문에 FMDMS의 수직운동이 크게 발생하지 않았다. 따라서 수직운동의 에너지 분포는 완만한 곡선을 갖는다. 반면에 종 운동의 경우, 공진주파수 부근에서는 비록 작지만 입사파의 에너지가 존재하므로 공진 현상이 발생하여 모든 케이스에 대하여 종 운동이 크게 발생하는 것을 볼 수 있다. 특히, Case 101과 Case 103에서는 종 운동이 공진주파수 외에 장주기 영역에 속하는 입사파의 피크 주파수에서 또 다른 피크 값이 나타났다. 이는 설계된 FMDMS가 수면 근처에 위치한 3개의 큰 폰툰으로 인해 장주기 입사파의 경사면을 따라 움직이기 때문이다. 입사파의 피크주파수에서 종 운동변위를 줄이기 위해서는 점성 감쇠력을 증가시킬 수 있도록 감쇠판 부착하는 방법 등을 고려해 볼 필요가 있다. Fig. 15는 Case 102에 대한 모형실험의 시계열 데이터를 보여주고 있다. 스펙트럼 분석에서 예상할 수 있듯이, 전반적으로 수직운동은 작게 나타나며, 종 운동은 다소 크게 발생하고 있음을 볼 수 있다. 각 불규칙파 실험 케이스에 대한 자세한 통계적 대푯값을 Table 9에 정리하였다.

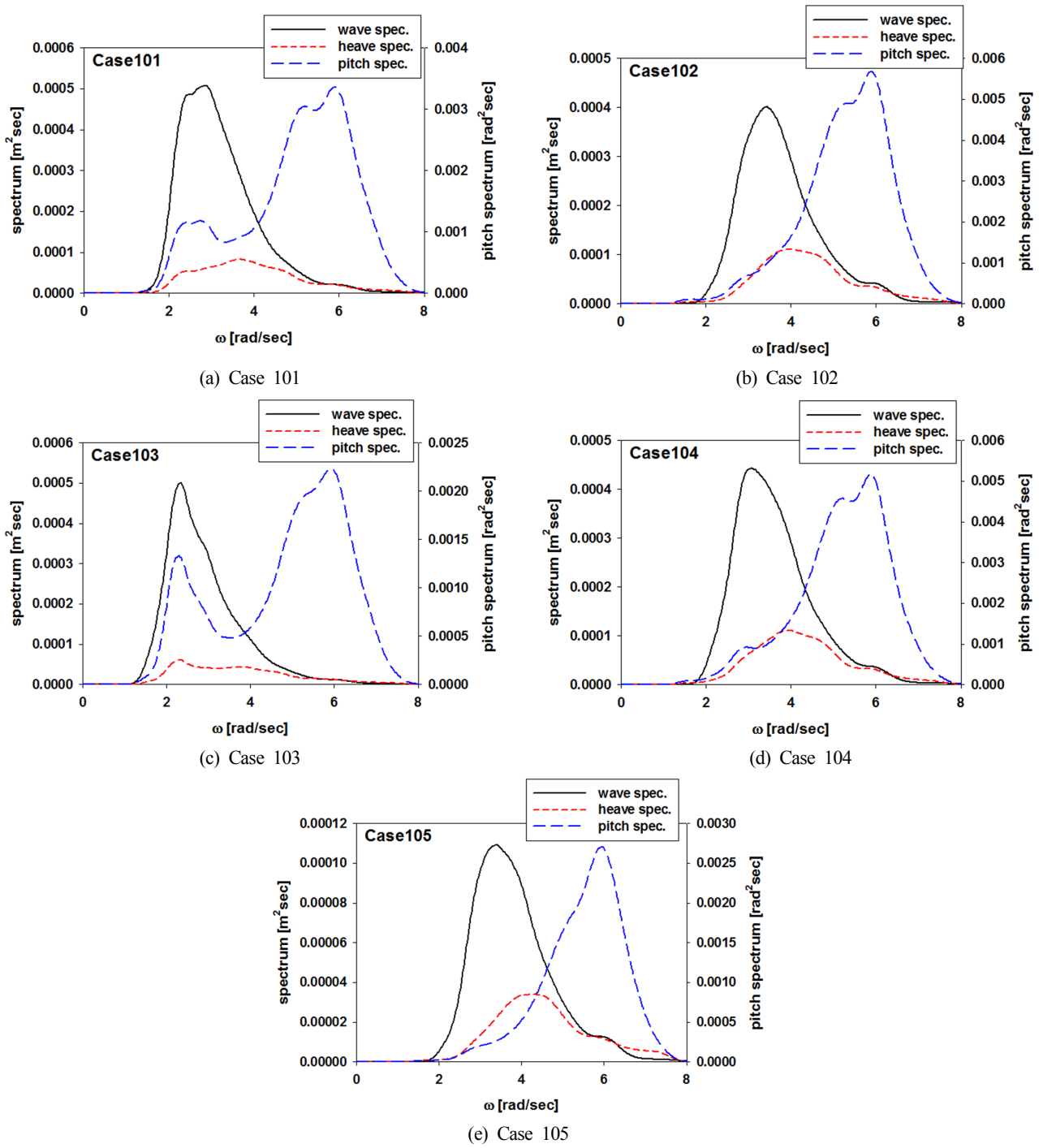


Fig. 14 Wave and motion spectrum for irregular wave conditions

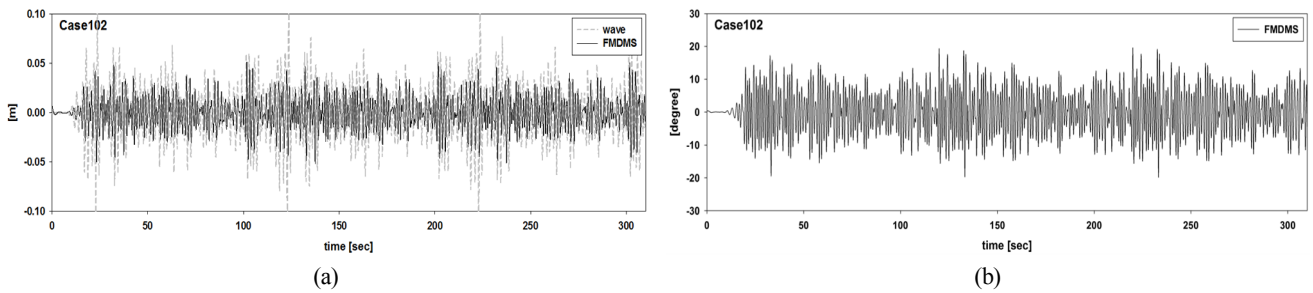


Fig. 15 Time series of wave and motion of FMDMS for case 102 (a: wave and heave, b: pitch)

Table 9 Experimental results for irregular wave

Case	H_s	$(2\xi_3)_{1/3}$	$(2\xi_5)_{1/3}$
	[m]	[m]	[deg.]
101	0.1197	0.0568	20.5875
102	0.1107	0.0637	24.2575
103	0.1047	0.0477	17.0323
104	0.1152	0.0638	23.5961
105	0.0574	0.0356	16.0076

5. 결 론

LiDAR 탑재된 기상 부이를 개발하기 위하여 일반적인 부유식 해상 구조물의 설계 절차에 따라 설계를 진행하였다. 본 연구에서 제시된 부유식 해상 기상 부이(FMDMS)는 일반적으로 사용되는 원반형이나 스파형 부이가 아닌 3개의 폰툰을 삼각형으로 배열된 새로운 형태이며, 갑판 위에 높은 고도의 바람 자료를 취득하기 위해 LiDAR 장비가 탑재된다. LiDAR 장비의 정확도는 FMDMS의 중 운동에 큰 영향을 받으므로 중 운동 저감에 초점을 맞춰 수치해석과 모형실험 결과를 살펴보았다. FMDMS의 부가질량, 방사 감쇠계수 그리고 파기진력을 계산하기 위하여 상용 프로그램인 WAMIT을 사용하였다. FMDMS의 계류시스템 설계는 1년 재현주기에 해당하는 극한환경조건 ($H_s = 5.74\text{m}$, $T_p = 10.81\text{s}$)에서 수행되었고, ABS 설계 기준(안전계수=2.0)에 따라 안전성을 평가하였다. 부유체-계류시스템 상호작용 해석 프로그램인 OrcaFlex을 이용한 시간영역 해석을 수행한 결과, 앵커 블록의 중량과 안전성을 고려하여 계류선의 길이를 110m로 결정하였다.

FMDMS의 운동 실험은 1/10의 축척비를 갖는 모형을 제작하여 중소조선연구원 조파수조에서 실시하였다. 이때 오프셋 시험을 통하여 모형과 실물의 계류 로프의 강성계수를 같게 맞추었다. 규칙파, 불규칙파 실험을 통하여 운동특성을 분석한 결과, FMDMS 모형은 공진 회피 설계를 반영했음에도 불구하고 중 운동이 크게 발생하였으며, 이는 수면에 위치한 직경이 큰 폰툰으로 FMDMS가 파의 경사면을 따라 운동하였기 때문이다. FMDMS의 중 운동을 줄이기 위해서는 3개의 외부 기둥 바닥면에 감쇠판을 부착하는 방법과 폰툰의 크기를 줄이는 방법이 적절할 것으로 사료된다. 반면에 수직운동은 대형 폰툰에 의한 감쇠력(점성 감쇠력+파랑 감쇠력)의 증가로 크게 나타나지 않았다.

후 기

본 연구는 한국에너지기술연구원의 KETEP 지원사업으로 수행한 결과입니다.

References

- American Bureau of Shipping(ABS), 2013. Rules for Building and Classing Floating Production Installations. American Bureau of Shipping.
- American Petroleum Institute(API), 2005. Recommended Practice for Design and Analysis of Stationkeeping Systems for Floating Structures: API Recommended Practice 2SK. 3rd edition, American Petroleum Institute.
- Cho, K.N., Yi, W.S., 1997. A Study on the Conceptual Design of Oceanographic Buoy Systems. Journal of Ocean Engineering and Technology, 11(4), 205-212.
- Jaynes, D.W., McGowan, J.G., Rogers, A.L., Manwell, J.F., 2007. Validation of Doppler lidar for wind resource assessment applications. In AWEA Windpower2007 Conference.
- Jaynes, D.M., Hassan, G.G., 2011. Investigating the efficacy of floating lidar motion compensation algorithms for offshore wind resource assessment applications. In European Wind Energy Conference.
- Kim, S.J., 2003. A study regarding investigation and analysis of the wind characteristics and a analysis of the economical efficiency for wind turbine system. Proceeding of The Korean Institute of Power Electronics, 7(1), 371-374.
- Kim, K.H., Lee, K., Sohn, J.M., Park, S., Choi, J.S., Hong, K., 2015. Conceptual Design of Large Semi-submersible Platform for Wave-Offshore Wind Hybrid Power Generaion. Journal of the Korean Society for Marine Environment & Energy, 13(3), 1-10.
- Lee, D.K., Oh, J.H., Suh, Y.S., 1999. The Development of Mini-Weather Buoy. Journal of the Korean Society of Oceanography, 4(2), 155-159.
- Lee, Y.N., Shin, H.Y., 2012. A study of revaluation for wind power systems in Saemangeum demonstration site. Proceeding of The Korean Solar Energy Society, 370-375.
- Mathisen, J.P., 2013. Measurement of wind profile with a buoy mounted lidar. Energy Procedia, (00), 12.
- Moon, C.j., Chang, Y.H., Jeong, M.S., Joo, H.J., Kwag, D.J., Jeong, G.S., 2013. Design and Construction of Offshore Meteorological Tower. Proceeding of The Korean Society for Marine Environment & Energy, 219-223.

Study on Sea Trial Analysis of Wave Piercing High Speed Planing Boat

Uh-Cheul Jeong*, Chang-Woo Lee** and Sang-Chun Han***

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

**Korea Marin Equipment Research Institute, Mokpo, Korea

***Daewon Marine Technology Co. Ltd., Busan, Korea

파랑관통형 고속 활주선 실선 성능 분석에 관한 연구

정우철* · 이창우** · 한상천***

*인하공업전문대학 조선해양과

** (재)한국조선해양기자재연구원

*** (주)대원마린텍

KEY WORDS: Wave piercing planing hull 파랑관통형 활주선, Sea trial 해상시운전, Speed performance 속도성능, Vertical acceleration 수직가속도, Turning circle 선회반경

ABSTRACT: This study investigated the sea trial performance of a wave piercing high speed planing hull (WPH). The bow shape of the boat is sharp, and it has no chine or spray strip like a normal planing boat. The skeg is attached to the bottom of the boat in the longitudinal direction from the bow to the stern. The speed performance was analyzed as the speed dropped in a wave, and the seakeeping performance was compared with that of a planing boat with a similar velocity coefficient by measuring the vertical acceleration of the bow in the wave. The turning circle was compared with Lewandowski's estimation for a planing boat. As a result of this study, it was confirmed that the velocity drop of the developed WPH was not large in a wave, and the vertical acceleration was greatly reduced compared with that of a normal planing boat. The turning circle was somewhat larger than the estimated results for a planing boat, but the overall tendency was the same.

1. 서 론

최근 국내에서 고속선에 대한 관심이 증가하면서 다양한 선형에 대한 기술개발이 활발히 이루어지고 있다. 대부분의 고속선은 길이 10m 내외의 단동형 활주선으로 레저활동 뿐 아니라 군사용 등 특수목적으로 사용되고 있다.

국내에서 진행된 주요 연구로, Yoon et al.(2007)은 고속 RIB(Rigid Inflatable Boat)의 조종성능을 예측할 수 있는 간략 모델을 제시하였고, Jeong et al.(2008)은 소형 고속활주선을 통계적으로 분석하여 초기선형 개발단계에서 활용할 수 있는 주요제원 추정식을 제시하였다. Kwon et al.(2012)은 고속 활주선의 종방향 자세 안정성을 향상시키기 위한 부가물을 개발하였고, Jeong et al.(2012)은 알루미늄합금 고속선의 성능을 동급의 FRP(Fiber reinforced plastic) 보트와 비교 연구를 수행한 바 있

다. Kim et al.(2014)은 3톤급 소형 활주선의 선형변화에 따른 저항성능과 내항성능을 수조시험을 통하여 비교연구를 수행하였다. 이러한 연구들은 전통적인 활주선을 대상으로 하고 있어 내파성능이 불리하고, 선저에 작용하는 선저충격(Slamming)이 크게 발생한다는 문제를 가지고 있다.

미국, 유럽 등 해외 선진국들은 오랫동안 성능 향상을 위하여 많은 연구개발을 수행하여 왔으며, 특히 고속과 안전에 대한 기술개발에 많은 노력을 기울이고 있다. 그 중 VSV(Very slender vessel)(Thompson, 1997)와 TH(Transonic hull)(Calderon and Hedd, 2011)는 기존 활주선과는 달리 선수부 형상이 도끼날처럼 뾰족한 형상을 가지고 있어 파랑 중 내파성능이 기존의 활주선보다 우수하다고 알려져 있다. 특히 VSV는 활주선과 유사한 차인(Chine)과 Spray strip을 가지고 있으며, TH는 선수부는 VSV와 유사한 뾰족한 형상이나, 선미부에서의 선저경사각이 극단적으

Received 13 July 2017, revised 24 October 2017, accepted 24 October 2017

Corresponding author Uh-Cheul Jeong: +82-32-870-2176, ucjeong@inhac.ac.kr

It is noted that this paper revised edition based on proceedings of KSOE 2017 in Busan.

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

로 작은 상자모양과 유사한 형상이고, 차인이 없는 배수량형 선형이다. 이러한 형태의 선형은 특수 목적의 쌍동선이나 삼동선 형태로 설계되어 고속선에 활용되기도 한다.

최근 국내에서도 이와 유사한 선형에 대한 연구가 수행되고 있다(Seo et al., 2016; Jeong et al., 2016). Seo et al.(2016)이 대상으로 한 선형은 VSV에 가까운 선형이다. 반면 Jeong et al.(2016)이 개발한 선형은 선수부 선저경사각이 큰 활주선이나, 기존의 VSV와 달리 차인이나 Spray strip이 없고, TH와는 선미부 형상이 다른 활주선 형상으로 배수량이 어느 정도 확보되어 있다. 또한 길이방향으로 선미단에서 선수까지 선저에 스케그(Skeg)가 부착되어 있다.

이러한 대부분의 연구들은 모형시험을 통한 개념 정립 단계로, 실선에 대한 해상 성능 검증에 대한 연구는 수행되지 않았다. 본 연구에서는 Jeong et al.(2016)이 레저보트로 개발한 파랑관통형 고속활주선의 실선성능을 유사한 속도계수를 갖는 활주선의 실선성능과 비교하였다.

2. 대상선박 특성 및 성능평가 조건

2.1 대상선박 특성

본 연구의 대상선박은 Jeong et al.(2016)이 개발한 파랑관통형 고속활주선(Wave Piercing High Speed Planing Hull; WPH)으로 선수부 형상은 선저경사각이 매우 큰 도끼날 형상을 가지고 있다. 전장은 8m이고 최대선속은 250마력 선외기 기준 35노트이며, 배수량은 약 2ton이다(Fig. 1(a)). 비교 대상선은 전장 6m, 배수량 1.3톤, 150마력 선외기(Outboard Engine) 기준 최대 32노트의 일반적인 활주선이다(Fig. 1(b)). 두 척의 최대속도에서의 배수량 기준 체적푸루우드수(식 (1))는 각각 5.1, 5.0으로 유사한 속도계수를 가지고 있다. 여기에서 ∇ 는 배수용적이고, V 는 선속이다. 두 선박의 주요 제원과 실선 형상을 Fig. 1과 Table 1에 각각 나타내었다.

$$F_{\nabla} = \frac{V}{\sqrt{g\nabla^{1/3}}} \tag{1}$$



(a) WPH



(b) Planing boat

Fig. 1 Actual ship of WPH and planing boat

Table 1 Principal dimensions of test boats

Items	Unit	WPH	Planing boat
LOA	m	8.0	6.0
B(lwl)	m	2.2	2.1
Draft	m	0.3	0.4
Disp.	ton	2.0	1.3

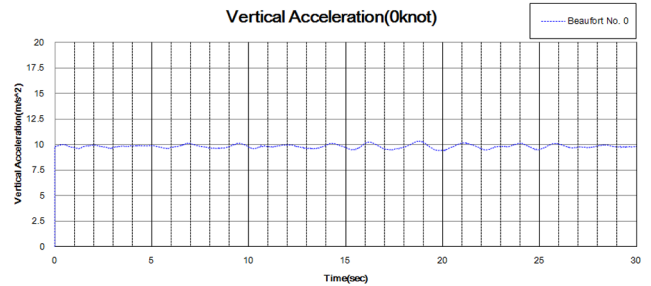


Fig. 2 Vertical acceleration for WPH (V=0knot, BN 0)

2.2 성능평가 조건

본 개발선에 대한 실해상 성능을 평가하기 위하여 파랑이 없는 해상조건 및 파랑이 있는 조건에서 엔진 회전수 변화에 따른 선속을 계측하여 개발선의 파랑 중 속도변화를 분석하였고, 동일한 해상조건에서 선수부 수직가속도를 계측하여 비교대상 활주선의 수직가속도와 비교하였다. 파랑조건은 풍력등급 인 Beaufort scale No.0(BN 0)와 No.4(BN 4) 기준이다. 또한 정수 중 선회반경을 계측하여 Lewandowski(2004)의 활주선에 대한 추정식과 비교하였다.

속도성능과 선회반경은 선내에 부착된 GPS기의 정보를 이용하였고, 가속도 계측을 위한 센서(가속도계)의 최대 계측범위는 $\pm 8G$, 계측민감도는 0.00244G이다. 가속도계는 두 선박 모두 선미단에서 길이 방향으로 약 85% 위치에 부착하였다.

Fig. 2는 선수부 상하가속도 계측을 위한 가속도 계측기의 검증 결과이다. 파랑이 없는 해상조건(BN 0), 정지상태에서 본 개발선에 대한 계측결과, 1G(9.8m/sec²)를 중심으로 작은 진폭으로 진동하고 있으며, 평균값은 9.833m/sec²이다. 본 계측기의 신뢰도를 확인할 수 있다.

3. 실선 성능 분석

파도가 거의 없는 BN 0와 약간 거친 해상상태인 BN 4에서 엔진(250마력 선외기) 회전수 변화에 따른 본 개발선의 선속을 계측하여 Fig. 3에 나타내었다. 속도는 선내에 부착된 GPS기에서 제공한 값이다. 바람과 조류의 영향을 고려하여 반복 운항을 한 후의 평균값을 산출하였다.

일반적인 활주선의 경우, 파랑 중 내파성능이 불량하고 속도저하가 나타난다(Kihara and Ishii, 1986; Niwa, 2002). 본 개발선과 유사한 형상의 VSV의 경우에서도 파랑 중 속도저하가 나타나고 있으나(Seo et al., 2016), 본 개발선의 경우에는 전반적으로 속도저하가 거의 없다. 그 이유는 본 개발선은 일반적인 활주선 및 VSV와는 달리 항주트림이 크지 않고(Jeong et al., 2016), 고

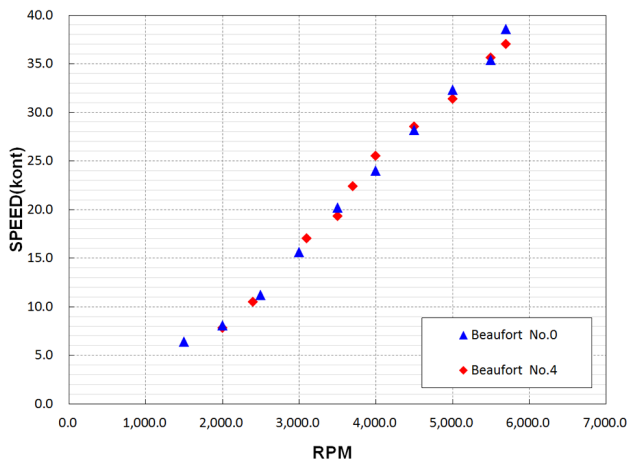


Fig. 3 Comparison of speed for WPH at BN 0 & BN 4

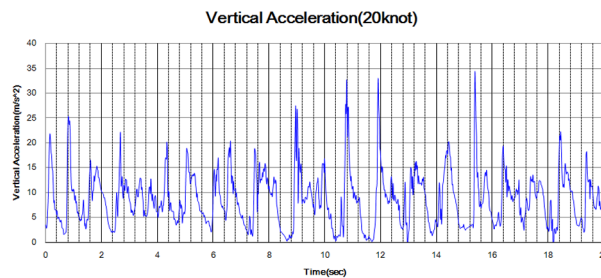


Fig. 4 Sea trial for measurement of speed, WPH (V=35knots)

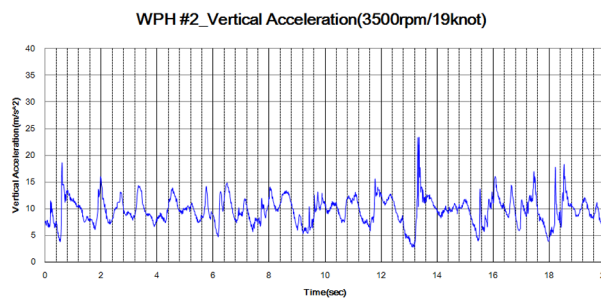
속영역에서도 수면을 관통하면서 항주하는 관계로 파랑 속에서도 안정적으로 운항하기 때문이다(Fig. 4). 4000RPM 영역에서는 파랑 중에서 약 1.5노트 정도 우수한 것으로 나타났으나, 이는 계속 오차라고 판단된다. 본 개발선의 파랑 중 속도성능을 보다 정확히 파악하기 위해서는 다양한 해상조건에서의 속도성능 분석이 추가적으로 필요하다.

본 개발선의 모형시험 결과에 따르면 선외기 추진효율(η)을 0.60으로 가정하고, 15% Sea margin을 고려하였을 경우 정수 중 최대선속 35노트를 위하여 230마력 선외기가 필요한 것으로 추정되었고(Jeong et al., 2016), 시운전 결과 본 개발선에 장착한 250마력 선외기 최대RPM(5800)의 약 95%인 5500RPM이 필요한 것으로 나타났다. 선외기 RPM과 엔진출력과의 관계는 선외기 제조사의 대외비인 관계로 공개된 정보는 없으나, 선형적인 관계라고 가정하면 본 시운전 결과는 모형시험 결과와 유사하다고 판단된다.

Fig. 5는 선속 20노트, 해상조건 BN 4에서 본 개발선과 비교 대상 활주선의 선수부 상하가속도 계측결과이다. 계측시간은 목표선속에 도달했을 때를 기점으로 20초간 실시하였으며, 계측결과를 실효값인 RMS(Root Mean Square)로 변환하여 비교하였다. 활주선의 경우, 동일 조건에서 위 방향으로의 가속도가 전반적으로 크게 나타난다. 그 이유는 수면에 부딪히는 충격으로 위 방향으로의 운동이 상대적으로 크기 때문이다. 극단적인 피크 값을 제외하면 활주선의 경우 가속도 범위가 약 0~20m/s² ($\pm 2G$) 범위인 반면, 본 개발선의 경우 약 5~15m/s² ($\pm 1.5G$) 범위이다. 본 개발선의 가속도가 활주선에 비하여 약 25% 정도 감소하는 경향을 보이고, 시간변화에 따른 가속도 변화가 상대적으로 작게 나타난다.



(a) planing hull



(b) WPH

Fig. 5 Comparison of vertical acceleration (V=20knot, BN 4)

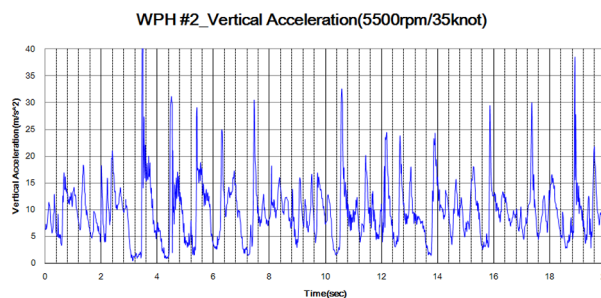


Fig. 6 Vertical acceleration, WPH (V=35knot, BN 4)

Fig. 6은 본 개발선의 파랑 중(BN 4) 35노트에서 선수부 가속도 계측결과이다. 활주선의 경우, 동일한 파랑 조건에서 안전한 운항이 어려워 고속에서는 계측이 불가능하였다. 본 개발선의 20노트 경우(Fig. 5(b))보다 가속도가 증가하고, 활주선의 20노트 경우(Fig. 5(a))와 유사한 범위이다. 즉, 동일 조건에서 본 개발선의 선수부 상하가속도는 활주선의 상하가속도보다 크게 감소하여 본 개발선의 내파성능이 활주선에 비하여 우수하다고 판단된다. 그 이유는 본 개발선의 선수부 선저경사각이 큰 관계로 선저에 작용하는 파랑 하중이 감소하기 때문이고, 이는 Kihara and Ishii(1986), Kim et al.(2014) 등이 언급한 바와 같이 선수부 선저 경사각이 클수록 선수부 수직가속도가 감소하여 내파성능이 향상된다는 연구와 동일한 경향이다.

선저경사각과 수직가속도 변화량에 대한 상관관계는 보다 다양한 체계적인 연구가 필요한 부분이다.

본 개발선의 정수중 선회반경을 계측하여 Lewandowski의 추정식(2004)과 비교하였다. 본 선회반경 추정식(식 (2))은 프로펠러와 타를 장착한 고속 활주선에 대한 추정식으로 선외기를 부착한 본 개발선과는 다소 차이가 있으나, 본 개발선과 유사한 선형에 대하여 본 추정식의 활용 가능성을 확인하고자 하였다.

$$D_s/L \approx [1.7 + 0.0222F_\nabla (\frac{L}{\nabla^{1/3}})] (\frac{30}{\delta}) \tag{2}$$

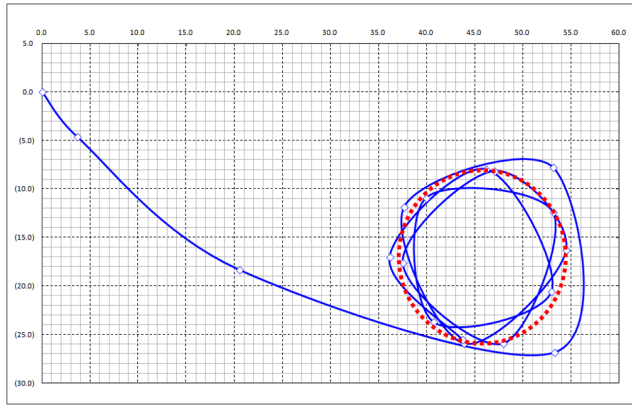
여기에서 D_s , L , ∇ , F_∇ , δ 는 각각 선외지름, 배의 길이, 배수용적, 체적푸루우드수, 타각(deg)을 나타낸다. 상기 식 (2)의 유효범위는 아래와 같다.

$$\begin{aligned} 0.3 \leq F_\nabla \leq 4.0 \\ 4.5 \leq \frac{L}{\nabla^{1/3}} \leq 7 \end{aligned} \tag{3}$$

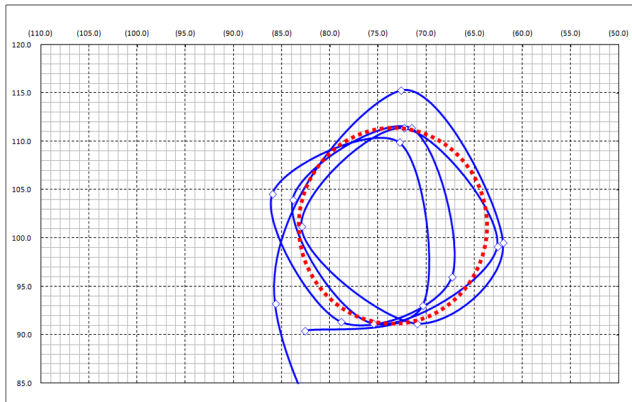
본 개발선의 $L/\nabla^{1/3}$ 은 약 6.2이고, 추진기 RPM에 대한 선속별 체적푸루우드수(F_∇)는 Table 2와 같다. 상기 식 (3)의 유효범위를 고려하여 8, 16, 24노트 세 속도에서 실선 계측 선외반경과 추정결과와 비교하였다.

Table 2 Froude number based on displacement volume

RPM	Speed [knot]	F_∇
2000	8	1.18
3000	16	2.35
4000	24	3.54



(a) Left



(b) Right

Fig. 7 Sea trial for measurement of turning circle, WPH (V=16knots, BN 0)

Table 3 Comparison of turning circle

Speed [knot]	Turning radius [m]	
	Sea trial	Estimation
8	8.85	6.4
16	9.10	7.0
24	11.25	7.6

Fig. 7은 본 개발선의 정수중 16노트에서 선외기 좌우 최대각 35도에 대한 선외향적이다. 도시된 값은 선내에 부착된 GPS의 경위도 좌표값으로 선회직경 값이고, 평균 직경을 점선으로 도시하였다. 좌우 각각 약 8.75m, 9.5m 정도의 선회반경으로 평균 약 9.1m 정도이다. 좌우 비대칭 원인은 본 개발선은 소형선박으로 바람과 조류의 영향이 민감하게 작용할 뿐 아니라 프로펠러 추진으로 인한 불평형성 때문이라고 판단된다.

앞에서 언급한 세 속도에 대한 시운전 계측 선외반경과 식 (2)에 의한 선외반경 추정결과를 Table 3에 나타내었다. 좌우 최대 35도에 대한 결과로, 좌우 선회에 대한 평균값이다. 식 (2)를 이용한 추정 시, 배수용적은 정적배수용적(Hydrostatic displacement volume)을 사용하였다.

속도가 증가할수록 선외반경이 증가하는 전반적인 경향은 동일하나, 시운전 결과가 추정치에 비하여 크게 나타나고, 속도가 증가할수록 그 차이는 커지고 있다. 그 이유는 앞에서 언급한 바와 같이 본 추정식은 일반적인 활주선에 대한 것으로 본 개발선과는 선형 차이에 따른 운항 특성이 서로 다르기 때문이다. 일반적인 활주선은 속도가 증가할수록 선체 대부분이 부상하여 운항하는 반면, 본 개발선은 선체 부상량이 작고 수면을 관통하여 항주하기 때문에 속도가 증가할수록 그 차이는 증가한다고 판단된다. 향후 본 개발선과 같은 선형에 적합한 추정식 개발이 필요한 부분이다.

4. 결 론

본 논문에서는 파랑관통형 고속 활주선의 실선 성능에 대하여 언급하였다. 본 연구 대상선은 선수부 형상이 도끼날 형상으로 뾰족하고, 기존 활주선이 가지고 있는 차인과 Spray strip이 부착되어 있지 않다. 실선 성능은 유사한 속도계수를 갖는 활주선의 실선 성능과 비교하였고, 선외반경은 Lewandowski의 활주선에 대한 추정식과 비교하였다. 본 연구결과, 다음과 같은 결론을 도출하였다.

(1) 본 개발선의 정수중 속도성능은 250마력 선외기 최대 RPM 기준 38노트이고, 35노트를 위하여 95% RPM이 필요하여 모형시험 결과(Jeong et al.,(2016))와 유사하다는 것을 확인하였다

(2) 본 개발선의 파랑 중 속도변화는 거의 없다. 그 이유는 본 개발선은 일반적인 활주선 및 VSV와는 달리 항주트림이 크지 않고, 고속영역에서도 수면을 관통하면서 항주하는 관계로 파랑 속에서도 안정적으로 운항하기 때문이다. 그러나 파랑 중 속도성능을 보다 정확히 파악하기 위해서는 다양한 해상조건에서의 속도성능 분석이 추가적으로 필요하다.

(3) 본 개발선의 선수부 상하가속도는 유사한 규모의 활주선

에 비하여 크게 감소한다. 선속 20노트, BN4 기준 약 25% 정도 감소하였다. 그 이유는 본 개발선의 선수부 선저경사각이 크기 때문에 선수부 선저에 작용하는 파랑 충격이 상대적으로 작기 때문이다.

(4) 선외반경 시운전 결과는 활주선에 대한 추정결과보다 다소 크게 나타났다. 그 이유는 기존 활주선과 본 개발선의 운항 특성 차이 때문이라고 판단된다. 향후 본 개발선과 같은 선형에 적합한 추정식 개발이 필요하다.

후 기

본 연구는 2014년 해양수산부 재원으로 해양수산기술진흥원의 지원을 받아 수행한 미래해양산업기술개발사업(과제명 : 글로벌 해양레저시장 진출을 위한 파랑 안정형 고속 레저보트 개발(20140112))의 결과입니다.

References

- Calderon, A., Hedd, L., 2011. Theoretical and Experimental Investigation on Resistance of Transonic Hulls. Proceeding of 9th HSMV, Naples, 25-27.
- Jeong, U.C., Park, J.W., Kim, K.S., 2008. Hull Form Development of 32-ft Class Leisure Boat by Statistical Analysis of Actual Ship. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 22(3), 58-63.
- Jeong, U.C., Kim, D.J., Choi, H.S., 2012. Study on Hull Form Development and Resistance Performance of High Speed Aluminum Leisure Boat. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 26(6), 14-18.
- Jeong, U.C., Lee, D.K., Jung, K.S., 2016. Study on Hull Form Development of Wave-Piercing-Type High-Speed Planing Boat. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 30(2), 69-74.
- Kihara, K., Ishii, T., 1986. A New Method of Initial Design for High Speed Craft(2). *Transition of West Japan Society of Naval Architecture*, Vol 72, pp 293-300.
- Kim, D.J., Kim, S.Y., Kim, S.H., Seo, J.H., Rhee, S.H., 2014. Effects of Hull Form Variations on Resistance and Seakeeping Performance of Planing Hulls with and without Incoming Regular Waves. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 51(5), 369-379.
- Kwon, S.Y., Jeong, U.C., Hong, K.S., Lee, H.J., Na, H.J., 2012. Study on Development of Control Fin of Longitudinal Position for High Speed Leisure Boat. *Proceeding of KAOSTS, Daegu Korea*, 1189-1192.
- Lewandowski, E.M., 2004. *The Dynamics of Marine Craft (Maneuvering and Seakeeping)*. World Scientific Publishing Company, Singapore.
- Niwa, S., 2002. *Engineering of High Speed Boat(Resistance and Propulsion)*. A Foundation of Ship and Ocean(in Japanese), Tokyo.
- Seo, J., Choi, H.K., Jeong, U.C., Lee, D.K., Rhee, S.H., Jung, C.M., Yoo, J., 2016. Model Tests on Resistance and Seakeeping Performance of Wave-Piercing High-Speed Vessel with Spray Rails. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 8, 442-455.
- Thompson, A., 1997. U.S. Patent No. 6116180. United States Patent and Trademark Office.
- Yoon, H.K., Yeo, D.J., Fang, T.H., Lee, C.M., 2007. A Simplified Horizontal Maneuvering Model of a RIB-Type Target Ship. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 44(6), 572-578.

Prediction Method for Linear Maneuvering Hydrodynamic Derivatives Using Slender Body Theory Based on RANS

Sungwook Lee*

*Korea Maritime and Ocean University, KMOU, Busan, Korea

RANS 기반의 세장체 이론을 이용한 선형 조종 유체력 미계수 추정에 관한 연구

이성욱*

*한국해양대학교 조선해양시스템공학부

KEY WORDS: Manoeuvrability 조종성, Slender body 세장체, Computational fluid dynamics 전산유체역학, Manoeuvring hydrodynamic derivative 조종 유체력 미계수, Stern hull form 선미형상

ABSTRACT: It is important to predict the hydrodynamic maneuvering derivatives, which consist of the forces and moment acting on a hull during a maneuvering motion, when estimating the maneuverability of a ship. The estimation of the maneuverability of a ship with a change in the stern hull form is often performed at the initial design stage. In this situation, a method that can reflect the change in the hull form is necessary in the prediction of the maneuverability of the ship. In particular, the linear hydrodynamics maneuvering derivatives affect the yaw checking motion as the key factors. In the present study, static drift calculations were performed using Computational Fluid Dynamics (CFD) based on Reynolds Average Navier-Stokes (RANS) for a 40-segment hull. A prediction method for the linear hydrodynamic maneuvering derivatives was proposed using the slender body theory from the distribution of the lateral force acting on each segment of the hull. Moreover, the results of a comparison study to the model experiment for KVLCC1 performed by KRISO are presented in order to verify the accuracy of the static drift calculation. Finally, the linear hydrodynamic maneuvering derivatives obtained from both the model test and calculation are compared and presented to verify the usefulness of the method proposed in this study.

1. 서 론

선박의 초기설계단계에서 조종성능 추정은 빈번히 검토되어 지는 설계 인자로서 국제해사기구(IMO, International Maritime Organization)에서 정한 조종성 기준(MSC.137, Maritime Safety Committee)의 만족 여부를 확인하는 것은 중요하다. 선박의 조종성능 추정에는 여러 방법들이 존재하지만 초기설계단계에서 활용될 수 있는 방법으로는 조종운동 수학모델 기반의 시뮬레이션이 널리 활용되고 있다. 이러한 수학모델 기반의 시뮬레이션 기법에서 가장 중요시 되는 것은 선박의 조종운동시에 선체에 작용하는 횡방향 유체력 및 모멘트의 추정이다. 따라서, 이에 대한 연구는 오래전 부터 많은 연구자들에 의해 검토되어 왔으며 현재까지도 많이 검토되고 있는 실정이다. 이들 중 Kijima and Nakiri(2003)는 선박의

길이, 폭, 흘수 및 Mori(1995)가 제안한 선미형상을 표현하는 파라미터(C_{pa} , C_{wa} 등)를 이용하여 선체가 받는 유체력을 추정하는 식을 통한 조종성능 추정법에 대한 연구를 수행하였다. 또한, Lee et al.(1999)은 Kijima and Nakiri(2003)가 제안한 방법에 선미 Profile 까지 고려 가능한 수정된 추정법에 대한 연구를 수행하였다. 이러한 추정법은 일련의 자유모형시험을 모집단으로 한 회귀식을 기반으로 제안되었으며 현재까지 널리 이용되어 오고 있다. 하지만, 이들 회귀식기반의 추정법은 모형시험을 그 기반으로 하고 있고, 모집단이 되는 모형선 수의 제약으로 인해 모집단 범주에 속하지 않은 새로운 선형의 경우 그 추정 정도에 대한 신뢰성이 확보되지 않는다는 단점을 가지고 있다. 또한, Kijima and Nakiri(2003), Lee et al.(1995)가 제안한 유체력에 대한 추정식의 경우 선미형상을 표현하기 위해 도입한 파라미터로는 선미형상의 차이에 따른 효과

Received 21 August 2017, revised 26 October 2017, accepted 26 October 2017

Corresponding author Sungwook Lee: +82-51-410-4303, swlee@kmou.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

를 고려하기에는 어려움이 있다는 단점을 가지고 있다. 따라서, 이러한 선미형상에 대한 파라메타가 가지는 단점을 보완하기 위해 Nonaka et al.(1997)은 세장체 이론을 기반으로 한 2차원 이산와법을 이용한 유체력 추정에 대한 연구를 수행하였으며 보다 진보된 연구 결과를 발표하였으나 2차원 이산와법을 위해 필요한 박리점 추정에 대한 어려움을 가지고 있다. 이와 유사한 연구로써, Toxopeus (2006)는 Hoofft and Quadvlieg(1996) 및 Beukelman(1998)에 의해 연구되어온 세장체 이론(Slender-body theory)을 좀 더 발전시킨 Semi-empirical 세장체 이론에 대한 연구를 수행하였다. 이들 연구자들이 제안한 세장체 이론은 선체를 일련의 2차원 스트립 단면들의 연속체로 가정하여 이들 스트립에 작용하는 횡방향 부가질량의 선체길이 방향으로의 분포로부터 선형 유체력 미계수를 구하는 방법으로 파랑 중 선체운동을 연구하는 내항성 분야에서 사용하는 방법과 근본적으로는 같다고 할 수 있다. 즉, 이는 2차원 Diffraction 이론, 3차원 패널법 또는 Computational Fluid Dynamics(CFD)를 통해 구해진 2차원 단면에 작용하는 부가질량의 선체길이방향으로의 분포를 적분함에 의해 선형 조종 유체력을 구하는 방법이다.

한편, Toxopeus(2006)가 제안한 Semi-empirical slender-body 법은 유체의 점성(Viscous)효과에 의한 경계층을 가상의 선체 외곽이라고 가정한 후 이러한 가상선체에 대한 스트립 단면의 부가질량으로부터 선형 조종 유체력 성분을 도출하였다. 또한, Toxopeus(2006)는 다양한 분할 선체에 대한 구속모형시험을 통해 구해진 부가질량의 분포와 이론계산과의 불일치를 점성효과로부터 기인된 선미 부근에서의 와도의 영향이라고 가정하여 그 영향을 상수값으로 보정하여 계산의 정도 향상을 꾀하였다.

본 연구에서는 점성효과로 인한 와도의 영향을 상수값을 이용하여 수정하는 Toxopeus(2006)의 방법에 주목하여 좀더 개선의 여지가 있을 것으로 판단하였으며, 이에 대한 심화된 방법을 검토하였다. 또한, 단순한 2차원 단면에 대한 부가질량만을 고려하는 것은 가정에 무리가 있다고 판단하였다. 이는 완전히 일치하는 2차원 스트립 단면이라 할지라도 선수부에 있는 경우와 선미부에 있는 경우 미소한 사향각을 가질때 2차원 스트립 단면이 가지는 부가질량은 다를 것이라고 판단하였다. 이러한 효과를 내기 위해서는 단순히 2차원 스트립 단면의 부가질량만을 고려하는 것이 아닌 3차원 유동 효과를 고려해야 한다. 따라서, 본 연구에서는 2차원 스트립 단면의 부가질량을 구하기 위해 등 간격으로 40분할된 KVLCC1 선체의 미소 사향시 선체에 작용하는 유체력을 Reynolds Average Navier-Stokes(RANS)기반의 CFD를 이용하여 계산하고 이를 토대로 각 단면에 작용하는 부가질량을 구하여, 포텐셜 이론 기반으로 구해진 부가질량의 선체 길이방향 분포와 비교하였다. 또한, CFD계산으로부터 구해진 부가질량으로부터 Toxopeus(2006) 등이 제안한 세장체 이론을 적용하여 선형 유체력 미계수를 도출하였으며, Sung and Park(2015) 등에 의해 연구된 모형시험 결과와 비교하여 본 연구에서 제안하는 방법의 유용성을 검증하였다.

2. RANS를 이용한 선형 조종 유체력 미계수 추정법

2.1 세장체 이론

일반적으로 Fig. 1과 같이 지구 고정좌표계와 선체 고정좌표계를 설정하였을 때, 선체에 작용하는 횡방향 유체력(Y_H)은

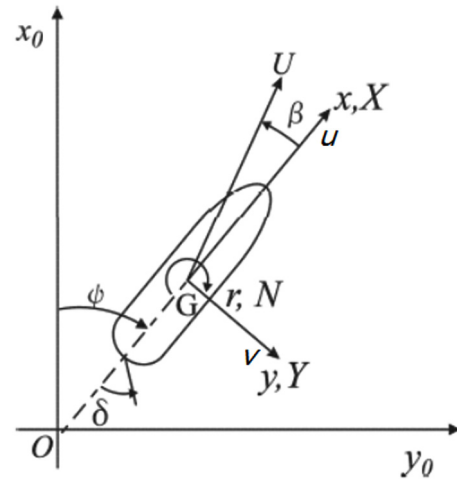


Fig. 1 Coordinate systems

Toxopeus(2006), Hoofft and Quadvlieg(1996)에 의해 다음 식 (1)과 같이 선형 성분과 비선형 성분으로 분리하여 표현할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 Y_H &= Y_{H,lin} + Y_{H,non-lin} \\
 Y_{H,lin} &= Y_{uv} \cdot u \cdot v \cdot \cos\beta - Y_{ur} \cdot u \cdot r \\
 Y_{H,non-lin} &= -\frac{1}{2} \rho \int_{x_{aft}}^{x_{fore}} C_D(x) \cdot T(x) \cdot v(x) \cdot |v(x)| \cdot dx
 \end{aligned} \tag{1}$$

위 식 (1)에서 Y_{uv} , Y_{ur} 은 각각 선체의 횡방향 이동속도 및 선 회속도에 기인하는 횡방향 유체력 미계수, $C_D(x)$ 는 선체 길이 방향의 임의의 위치 x 에서의 선형 유체력 성분을 제외한 3차원 Cross flow drag 계수를 나타낸다. u 는 선체 고정좌표계서 선체의 길이방향으로의 속도, v 는 횡방향 속도, r 은 선체의 회두 각 속도, β 는 $\beta = \tan(v/u)$ 로 표현 되어지는 사향각 그리고, ρ 는 유체의 밀도를 나타낸다. 또한, $T(x)$ 는 선체의 고정된 좌표계의 좌표원점(선체중앙)으로부터 임의의 선체 단면까지 떨어진 거리에서의 횡단면의 흡수를 나타낸다. 위 식에서 나타난 바와 같이 횡방향 유체력을 추정하기 위해서는 선형 및 비선형으로 분리된 항들에 대한 계산이 필요하게 된다. 이에 대해, 전통적으로는 서언에서 기술한 바와 같이 Kijima and Nakiri(2003)에 의해 제안된 추정식을 사용하여 횡방향 유체력을 추정하였다. 하지만, 서언에서 언급한 바와 같이 이러한 방법은 초기 설계단계에서 유용하게 사용되기는 하지만 선형의 차이에 따른 횡방향 유체력의 차이를 반영하기에는 한계를 가지고 있기 때문에 Hoofft and Quadvlieg(1996), Beukelman(1998) 및 Toxopeus(2006)은 세장체 이론을 이용하여 횡방향 유체력을 구하는 방법을 제안하였다.

세장체 이론이란, 섭동법(Perturbation method)에 의거한 Slenderness 파라메타의 도입을 통해 선체를 Fig. 2와 같이 세장체라고 가정하여 복잡한 3차원 문제를 2차원으로 간략화한 이론으로, 본 연구에서의 세장체 이론은 엄밀히 Slender-body strip 이론으로써, 참고문헌과의 용어 통일성을 위하여 세장체로 언급하기로 한다. 스트립 이론의 의하면, 선체의 스트립 단면에 작용하는 힘은 선체 스트립 단면 당 모멘텀의 변화율을 뜻하므로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

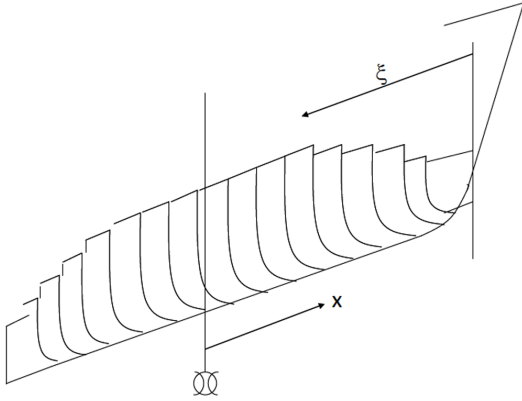


Fig. 2 Schematic view of slender-body

$$\frac{dY}{d\xi} = -\frac{D(m_{yy} \cdot v_x)}{Dt} \quad (2)$$

여기서, m_{yy} 는 단위 길이당 단면 strip의 부가질량, v_x 는 국부 횡방향 속도, ξ 는 수면 하 bow로부터 떨어진 거리, x 는 선체중앙에서 단면 스트립까지의 거리이며 선수방향을 양으로 한다. 식 (2)를 좀더 구체적으로 표현하면 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{dY}{d\xi} &= \frac{D(m_{yy} \cdot v_x)}{Dt} = -\left(\frac{d}{dt} + u \frac{d}{d\xi}\right)(m_{yy} \cdot v_x) \\ &= -m_{yy} \frac{dv_x}{dt} - v_x \frac{dm_{yy}}{dt} - um_{yy} \frac{dv_x}{d\xi} - uv_x \frac{dm_{yy}}{d\xi} \end{aligned} \quad (3)$$

식 (3)에서 편의를 위해 $d\xi/dt = -U$, Pure drift에 대해 $dv/d\xi = 0$, $d/dt = 0$ 라고 가정하면, 단면에 작용하는 횡방향 힘은 다음 식 (4)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{dY}{d\xi} &= U^2 \sin\beta \cos\beta \frac{dm_{yy}}{d\xi}, \\ u &= U \cos\beta, \quad v = U \sin\beta. \end{aligned} \quad (4)$$

여기서, U 는 선속, β 는 사향각, u, v 는 각각 선체 길이방향 속도 성분 및 선체 폭 방향 속도 성분을 나타낸다. 따라서, 선체에 작용하는 횡방향 힘과 모멘트는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} Y &= -U^2 \sin\beta \cos\beta \int_{FPP}^{APP} \frac{dm_{yy}}{d\xi} d\xi, \\ N &= -U^2 \sin\beta \cos\beta \int_{FPP}^{APP} \frac{dm_{yy}}{d\xi} x d\xi. \end{aligned} \quad (5)$$

Pure yawing에 대해서도 유사한 방법을 이용하면($d/dt = 0$, $dv/d\xi = r$, $u = U \cos\beta$, $v_x = xr$),

$$\frac{dY}{d\xi} = -U \cos\beta \cdot m_{yy} r - U \cos\beta \cdot x \cdot r \frac{dm_{yy}}{d\xi},$$

$$Y = -Ur \cos\beta \int_{FPP}^{APP} \left(m_{yy} + \frac{dm_{yy}}{d\xi} x\right) d\xi, \quad (6)$$

$$N = -Ur \cos\beta \int_{FPP}^{APP} \left(m_{yy} x + \frac{dm_{yy}}{d\xi} x^2\right) d\xi.$$

따라서, 식 (5)와 (6)으로부터 선형 유체력미계수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} Y_{uv} &= -\int_{FPP}^{APP} \frac{dm_{yy}}{d\xi} d\xi, \\ N_{uv} &= -\int_{FPP}^{APP} \frac{dm_{yy}}{d\xi} x d\xi, \\ Y_{ur} &= -\int_{FPP}^{APP} \left(m_{yy} + \frac{dm_{yy}}{d\xi} x\right) d\xi, \\ N_{ur} &= -\int_{FPP}^{APP} \left(m_{yy} x + \frac{dm_{yy}}{d\xi} x^2\right) d\xi. \end{aligned} \quad (7)$$

식 (7)로부터 선형 유체력 미계수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} Y_{uv} &= -\int_{FPP}^{APP} \frac{dm_{yy}}{d\xi} d\xi = -[m_{yy}(APP) - m_{yy}(FPP)], \\ N_{uv} &= -\int_{FPP}^{APP} \frac{dm_{yy}}{d\xi} x d\xi = \int_{FPP}^{APP} \frac{dY_{uv}}{d\xi} x d\xi, \\ Y_{ur} &= -\left(\int_{FPP}^{APP} m_{yy} d\xi + \int_{FPP}^{APP} \frac{dm_{yy}}{d\xi} x d\xi\right) \\ &= -\left([m_{yy}x]_{FPP}^{APP} + \int_{FPP}^{APP} m_{yy} \frac{dx}{d\xi} d\xi + \int_{FPP}^{APP} m_{yy} d\xi\right) \\ &= -\left([m_{yy}x]_{FPP}^{APP} - \int_{FPP}^{APP} m_{yy} d\xi + \int_{FPP}^{APP} m_{yy} d\xi\right) \\ &= -[m_{yy}x]_{FPP}^{APP}, \\ N_{ur} &= -\int_{FPP}^{APP} \left(m_{yy} x + \frac{dm_{yy}}{d\xi} x^2\right) d\xi \\ &= -\int_{FPP}^{APP} \left(m_{yy} + \frac{dm_{yy}}{d\xi} x\right) x d\xi = -\int_{FPP}^{APP} \left(\frac{dY_{ur}}{d\xi}\right) x d\xi. \end{aligned} \quad (8)$$

식 (8)은 횡방향 부가질량의 선체 길이 방향으로의 변화량을 길이 방향으로 적분을 하면 선형 조종 유체력이 구해짐을 의미하는 것으로 이에 대해 도식화 한 것을 Fig. 3에 나타내었다.

한편, 단면 부가질량은 서언에서 언급한 바와 같이 다양한 방법(2차원 스트립 이론, Diffraction 이론, 패널법, 3차원 CFD 계산, 모형시험 등)으로 계산될 수 있다. 일반적으로 2차원 단면에 대한 부가질량의 이론계산 및 2차원 Diffraction 이론에서는 물체의 운동을 어떤 특정한 2차원 방향으로만 정의하고 있기 때문에 Fig. 2에서 보인 바와 같이 길이 방향으로 2차원 스트립 단면의 집합으로 가정된 물체가 사향각을 가지며 운동하는 경

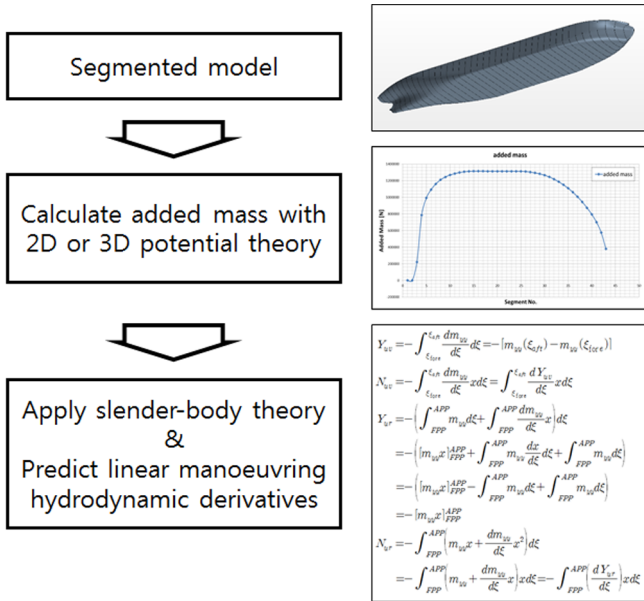


Fig. 3 Calculation procedure of slender-body theory

우, 각 2차원 단면에 작용하는 횡방향 가속도에 기인하는 부가 질량에는 유동의 3차원 효과가 포함되지 않는다. 앞에서 유도된 식 (7)에서 알 수 있는 바와 같이 세장체 이론에 기반한 선형 조종 유체력 미계수의 계산은 결국 2차원 스트립 단면에 작용하는 부가질량의 분포를 물체의 길이 방향으로 적분하여 추정하기 때문에 이에 대한 추정의 정확도가 중요한 요소임을 의미하며, 유동의 3차원 효과를 고려함이 타당하다고 판단된다. 이는 Toxopeus(2006)가 제안한 연구에서 선미 후류에서의 와도의 영향을 상수 취급하여 세장체 이론의 정도를 향상 시키고자 한 점과 동일한 이유라고 사료된다.

2.2 RANS를 이용한 부가질량 계산

3차원 유동의 효과가 고려된 2차원 단면에 작용하는 횡방향 부가질량을 얻기 위해서는 모형시험 또는 CFD계산을 수행하는 방법을 생각할 수 있다. 모형시험을 통해 미소 사향각으로 가속도 운동을 하는 분할 모형선의 각 요소에 작용하는 횡방향 부가질량을 구하는 방법은 그 사례를 찾아보기 힘들다. CFD를 활용하여 물체에 가속도를 직접적으로 발생시켜서 각 분할된 요소에 작용하는 횡방향 부가질량을 검토하는 것 또한 검증 자료의 부재로 인해 연구결과를 거의 찾아볼 수 없는 실정이다.

따라서, 본 연구에서는 직접적으로 가속도를 발생시키는 방법 대신 Fig. 4에 나타난 바와 같이 분할된 선체에 대한 정적 사향 계산(또는 모형시험)을 통해 각 분할 요소에 작용하는 횡방향 유체력 미계수(Y_{uv})을 얻는다. 이렇게 획득된 횡방향 유체력으로부터 앞서 기술한 세장체 이론에 의한 식 (8)을 이용하여 각 분할된 요소에 작용하는 횡방향 부가질량을 도출하였다. 본 연구에서는 모형시험대신, RANS기반의 CFD계산을 통해 미소 사향각을 가지고 직진하는 분할 선체에 작용하는 횡방향 유체력을 계산하였다.

2.3 수치계산 설정 및 방법

CFD계산에 사용된 대상선은 KVLCC (KRISO Very Large Crude

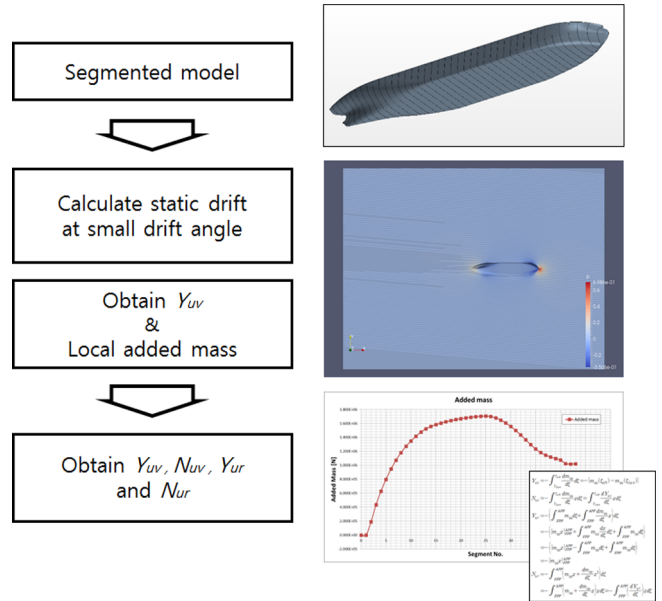


Fig. 4 Calculation procedure of RANS based slender-body theory (present study)

Table 1 Principal dimensions of KVLCC1

KVLCC1	Ship (1/1.000)	Model(1/46.426)
LBP / B / T [m]	320.0/58.0/20.8	6.893/0.625/0.448
Displacement [m ³]	321,738	3.1253
Reynolds No. [-]	2.18×10 ⁹	6.662×10 ⁶
Calculation Item	Drift angle (β)	Drift angle (β)
Static drift	-	0, ±2°, ... , ±24°(HMRI) 0°, 5°, 10° (Present study)

oil Carrier) 1으로 최근 SIMMAN2008을 통해 많은 비교 데이터가 공개되었기 때문에 본 연구에서도 이 선박을 대상선으로 채택하였다. 특히, 본 연구에서는 Sung and Park (2015)에 의해 수행된 연구 결과와의 비교를 통해 선형 조종 유체력미계수 중 횡방향 이동 속도에 기인하는 횡방향 유체력 미계수(Y_{uv})의 추정 정도를 확인하였다. 앞서 언급한 바와 같이 각 분할된 요소에 작용하는 부가질량을 얻기 위해서는 CFD 계산에 사용할 대상선을 분할 할 필요가 있으며 본 연구에서는 후처리의 편의를 위해 선체를 40등분 하였다. 대상선의 주요 제원 및 계산조건은 Sung and Park(2015)로부터 Table 1과 같다.

본 연구에서 사용한 CFD 해석자는 Open-source tool-kit인 OpenFOAM (Open-source Field Operation And Manipulation)을 사용하였다. 계산에 사용된 영역은 Fig. 5와 같고 모형 스케일로 계산을 수행했으며 자유수면 효과는 고려하지 않았다. 계산에 사용된 난류모델은 $k-\epsilon$ 으로 y^+ 의 평균값이 약 50 ~ 60이며 벽함수를 사용하도록 설정하였다. 계산에 이용된 수치기법에 대한 상세한 사항은 Table 2와 같다.

또한, 해석자로서는 OpenFOAM에서 지원하는 Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equation(SIMPLE) 계열의 PIMPLE (PISO+SIMPLE)을 사용하여 unsteady계산을 수행하였다.

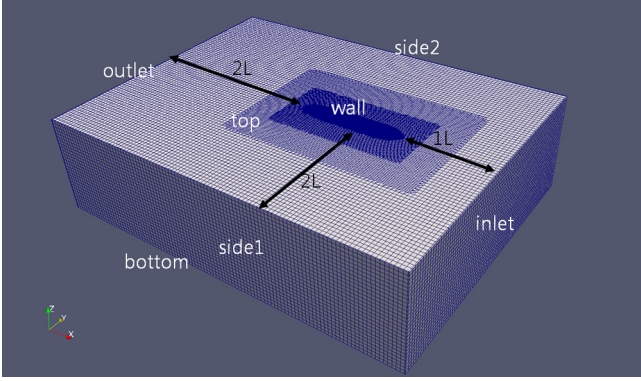


Fig. 5 Computation domain for static drift calculation

Table 2 Numerical schemes for static drift calculation with OpenFOAM

Numerical Schemes	Type
Temporal term	
ddt(U k epsilon)	backward
convection term	
div(phi,U k epsilon)	linearUpwind cellLimited Gauss linear 1
diffusion term	
all variables	linear limited 0.5

이때 사용된 시간 간격 Δt 는 0.02로 힘이 충분히 안정화 될 때까지 계산을 수행하였다. 전체 격자의 개수는 약 120만개 수준으로 하여 계산을 수행하였는데, 이는 자유수면 효과를 고려하지 않은 관계로 비교적 평의한 수준의 격자수가 사용되었다.

3. 계산결과 및 검토

본 연구에서 제안하는 방법의 적용에 앞서 RANS 기반의 CFD 계산의 정확도를 확인할 필요성이 있다. Fig. 6은 정적 사향 상태에서의 횡방향 유체력에 대해 Sung and Park(2015) 등이 수행한 연구결과와의 비교를 나타내고 있다. Fig. 6에 보여지는 바와 같이 CFD 계산이 모형시험 결과를 잘 반영하고 있음을 보여주고 있음을 알 수 있다. Table 3은 Fig. 6에서 보여주고 있는 결과를 수치화하여 나타내었다. Table 3에서 사향각이 미소할 때 모형시험과의 오차가 크게 남을 알 수 있는데, 비교 대상이 되는 두 값이 미소한 값이기 때문에 비율의 크기는 상대적으로 크게 나타난다고 판단된다. 또한, 모형시험시에는 상하동요 및 종동요에 대해서 자유로운 상태이기 때문에 미소하기는 하지만 트림 및 침하가 발생하지만 CFD 계산에서는 이를 모두 구속하였기 때문에 트림 및 침하로 인한 침수표면적의 차이에 기인하는 마찰저항의 증가분이 영향을 미칠 수 있음에도 그 이유를 찾을 수 있다고 사료된다. 더욱이, 미소 사향시 직진하는 상태는 정상 직진 상태인 저항문제와 거의 유사한 문제라고 볼 때 선체 주변의 경계층 유동을 좀더 정확히 계산하기 위한 격자 구성 또한 중요한 요소 중 하나라고 판단된다.

본 연구에서 제안하는 방법의 주안점은 미소 사향각에서의 선체 각 단면에 작용하는 횡방향 부가질량을 CFD 계산을 통해 도출한 후 선형 조종 유체력 미계수를 추정하는 것이다. 이러한

Table 3 Bare hull static drift force results (Exp. vs. Cal.)

Drift angle [deg.]	Model test [N]	Calculation [N]	Difference [-]
5	49.713	39.763	80%
10	117.856	107.109	91%
15	203.233	188.630	93%

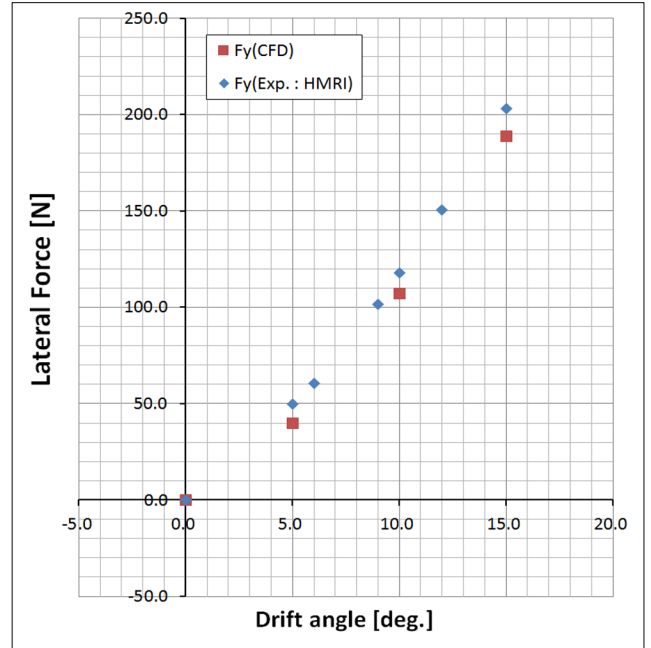


Fig. 6 Bare hull static drift force between experiment and calculation

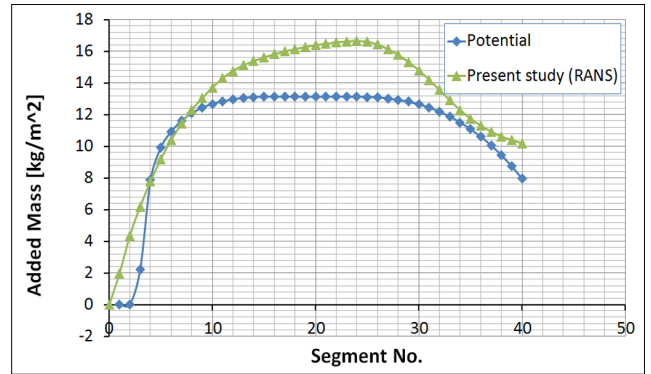


Fig. 7 Distribution sectional added mass

Table 4 Linear manoeuvring derivatives (Exp. vs. Cal.)

	Exp.	Cal.	Difference
Y'_{uv}	-0.2758	-0.2872	104.1%
N'_{uv}	-0.1501	-0.1472	98.1%
$Y'_{ur} - (m' + m'_x)$	-0.2421	-0.2505	103.5%
N'_{ur}	-0.0362	-0.0339	93.8%

점을 감안한다면 앞서 언급한 상하 및 종동요에 기인하는 자세 변화에 대한 영향도나 경계층 주변 유동의 영향도에 대해서도

고려해야만 하지만 본 연구에서는 이에 대한 고려는 추후의 연구로 남겨두고 최종 결과의 유용성 여부를 확인하기로 한다.

미소 사향각에 대한 정적 사향 계산을 통해 얻어진 선체의 각 분할요소에 작용하는 횡방향 유체력 분포로부터 식 (8)에서 나타난 방법을 역으로 이용하여 얻어진 부가질량의 선체 길이방향 분포를 Fig. 7에 나타내었다. 또한, Fig. 7에는 3차원 패널법에 의해 구해진 부가질량의 분포도 함께 나타내었다. Fig. 7로부터 포텐셜 기반으로 얻어진 부가질량의 분포와 RANS 기반의 CFD계산으로 얻어진 부가질량의 분포에 차이가 있음을 알 수 있는데, 이는 유체의 점성 및 회전성에 대한 효과의 반영 유무에 기인한 것으로 판단된다. Table 4는 식 (8)을 이용하여 얻어진 선형 조종 유체력 미계수와 모형시험을 통해 구해진 조종 유체력 미계수와의 비교를 나타내고 있다. Table 4로부터, KVLCC1의 유체력 미계수 추정오차는 최대 $\pm 7\%$ 이내로, 만족 할 만한 정도의 추정이 이루어졌음을 알 수 있다. 하지만, 본 연구에서 제안하는 방법의 유용성을 검증하기 위해서는 대상선의 수 및 종류를 다양하게 할 필요가 있다.

4. 결 론

본 연구에서는 선박의 초기 설계단계에서 빈번히 수행되는 조종 성능 추정을 위해 유용하게 사용될 수 있는 선형 조종 유체력 미계수의 추정법에 대해 제안하였다. 본 연구에서 제안한 방법은 Toxopeus(2006)가 제안한 세장체 스트립 방법에 착안하여 세장체로 가정된 분할된 선체에 대해 횡방향으로 작용하는 부가질량의 추정법에 대해, 기존의 방법이 아닌 RANS 기반의 CFD계산을 통해 구하는 방법이다. 이는 미소 사향각을 가지고 직진하는 선체에 작용하는 횡력의 국부적 분포를 선체를 분할함에 의해 구한 후, 이러한 국부적으로 분할 선체에 작용하는 유체력으로 부터 부가질량의 분포를 구한다. 이렇게 구해진 부가질량의 선체 길이 방향의 분포를 이용하여 선형 조종 유체력을 구하는 방법이다.

기존의 조종분야에서 사용하는 방법이 선형 조종 유체력 미계수의 도출을 위해 많은 양의 계산 또는 모형시험을 수행해야 함에 비해, 본 연구에서 제안하는 방법은 미소 사향각(사향각 5도 이하) 하나의 계산(또는 모형시험)을 통해 Y_{uv} 를 제외한 나머지 선형 조종 유체력 미계수를 추정할 수 있다는 장점이 있다. 많은 종류의 선형에 대한 계산을 통해 구해진 횡방향 부가질량을 구하는 회귀식을 도출하면 Kijima and Nakiri(2003)이 제안한 선미 선형을 고려한 선형 조종 유체력 미계수 추정식이 가진 단점을 보완할 수 있을 것으로 사료된다.

향후 연구계획으로서 앞서 언급한 바와 같이 대상선의 수 및 종류를 다양하게 하여 본 연구에서 제안하는 방법의 유용성을 좀 더 폭 넓게 확인해야 할 필요성이 있다고 판단된다. 또한, 미소

사향각에서의 횡방향 유체력의 경우 모형시험과의 차이를 발생 시킨 원인 파악을 위해 좀 더 다양한 계산 조건을 설정하여 연구를 수행할 필요성이 있다고 판단된다.

후 기

본 연구는 2017년도 한국연구재단의 이공학 개인기초연구지원사업(NRF-2017R1D1A3B03030423)의 지원으로 수행된 연구를 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

References

- Beukelman, W., 1998. "Manoeuvring Coefficients for a Wing-Model in Deep and Shallow Water", Int. Shipbuilding Progress, Vol 45, No 441, pp 5-50.
- Hoof, J.P., Quadvlieg, F.H.H.A., 1996. "Non-linear hydrodynamic hull forces derived from segmented model tests", International Conference on marine simulation and ship manoeuvrability, MARSIM 96, Copenhagen, Denmark, September, pp 399-409.
- Kijima, K., Nakiri, Y., 2003. "On the Practical Prediction Method for Ship Manoeuvring Characteristics", Transaction of the West-Japan Society of Naval Architects, No 105, pp 21-31.
- Lee, S.K, Choi, J.Y., Seo, Y.S., Lee, W.J., 1995. "A Study on the Prediction of the Manoeuvrability of Ships at Initial Design Stage, Considering Stern Form", Journal of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 36, No. 2, pp 72-76.
- Mori, S., 1995. "Note of Ship Form design(24)", FUNE-NO-KAGAKU, Vol 48, pp 40-49.
- Nonaka, K., Haraguchi, T., Numura, T., Ueno, M., Fujiwara, T., Makino, M., Kodama, Y., Yoshino, Y., 1997. "Research on Flow Field around a Ship in Manoeuvring Motion", Papers of Ship Research Institute, Vol 34, No 5, pp 1-68.
- Toxopeus, S., 2006. "Validation of slender-body method for prediction of linear manoeuvring coefficients using experiments and viscous-flow calculation", Proceedings of the 7th international conference on hydrodynamics, ICHD, University of Naples, Ischia, Italy, pp 589-598.
- Sung, Y.J., Park, S.H., 2015. "Prediction of Ship Manoeuvring Performance Based on Virtual Captive Model Tests", Journal of the Society of Naval Architects of Korea, Vol. 52, No. 5, pp 407-417.

Numerical Simulation of One-Dimensional Madsen-Sørensen Extended Boussinesq Equations Using Crowhurst-Zhenquan Scheme

Sangmuk Kang*, Jinsoo Park* and Taek Soo Jang*

*Department of Naval Architecture & Ocean Engineering, Pusan National University, Busan 46241, Republic of Korea

Crowhurst-Zhenquan 방법을 이용한 1차원 Madsen-Sørensen 확장형 Boussinesq 방정식의 수치 시뮬레이션

강상묵* · 박진수* · 장택수*

*부산대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Madsen-sørensen extend boussinesq equations Madsen-sørensen 확장형 boussinesq 방정식, Crowhurst-zhenquan scheme Crowhurst-zhenquan 방법, Solitary wave 고립파, Plane beach 완만한 경사의 해저 언덕, Submerged breakwater 잠제

ABSTRACT: The aim of this paper is to apply the Crowhurst-Zhenquan scheme to one-dimensional Madsen-Sørensen extended Boussinesq equations. In order to verify the application of the aforementioned scheme, the propagation of solitary waves was simulated for two different cases of submarine topography; e.g., a plane beach and submerged breakwater. The simulated results are compared to the results of recent studies and show favorable agreement. The behavior of progressive waves is also investigated.

1. 서 론

해양 유체를 이해하기 위하여 인류는 끊임없이 노력해왔다. 그 중 대표적인 성과가 Boussinesq 방정식이며 이는 천수 영역(Shallow water)에서 파랑을 계산하는 수학적 모델이다. 따라서 지진해일, 항만, 잠제 등을 다루는 해양, 토목 공학에서 중요한 방정식이므로 많은 관련 연구가 진행되고 있다(Jang, 2017; Jang, 2018a; Jang, 2018b).

고전 Boussinesq 방정식(Boussinesq, 1872)은 평평한 해저 지형에서만 적용된다. 반면에 Peregrine 방정식(Peregrine, 1967)은 완만한 기울어진 해저 지형에 적용된다. 약한 비선형성(Weakly nonlinearity)과 약한 분산성(Weakly dispersivity)을 고려하는 Peregrine 방정식은 천수 영역에서는 비교적 정확한 결과를 도출하지만, 심수 영역(Deep water)에서는 다소 부정확한 결과를 도출한다. Madsen과 Sørensen(1992)은 이러한 제한성을 극복하기 위하여 Madsen-Sørensen 확장형 Boussinesq 방정식(1992)을 고안하였다(Madsen and Sørensen, 1992).

수치해석기법으로 여러 수학적 모델을 해석하는 것처럼 Madsen-Sørensen 확장형 Boussinesq 방정식(1992)도 수치해석기

법을 통하여 해석 할 수 있다. Grilli et al.(1994)은 잠제를 지나 는 고립파에 관한 실험을 하였으며(Grilli et al., 1994), Ghadimi et al.(2016)은 Madsen-Sørensen 확장형 Boussinesq 방정식(1992)을 유한요소법(FEM, Finite element method)으로 수치해석을 하여 이를 확인하였다(Ghadimi et al., 2016). Kang et al.(2017)은 1차원 Madsen-Sørensen 확장형 Boussinesq 방정식(1992)을 기존 수치 방법과 차별되는 Crowhurst and Zhenquan(2013)의 유한차분/수치계산법을 사용하여 평평한 해저 지형과 해안선을 포함 하는 완만한 경사의 해안 지형(Peregrine, 1967)에서 고립파 전파 (Propagation)와 오름(Shoaling)에 관한 수치 실험을 하였다(Kang et al., 2017).

본 연구에서는 Kang et al.(2017)과 동일한 유한차분/수치계산법을 사용하였으나 일반적인 굴곡해저지형에서 수치 시뮬레이션을 하였다. 본 연구에서는 Kang et al.(2017)과 다르게 해안선을 포함하지 않는 완만한 경사의 해저 언덕 지형(Wang and Liu, 2011)과 잠제 지형(Grilli et al., 1994; Ghadimi et al., 2016)을 도입하여 수치 실험을 하였다. 이를 통해 앞선 연구와는 다르게 고립파의 전파와 오름뿐만 아니라 분열(Fission), 반사(Reflection) 그리고 잠제지형에서의 파의 진폭 감소를 확인하였으며, 고립

Received 14 April 2017, revised 29 September 2017, accepted 19 October 2017

Corresponding author Taek Soo Jang: +82-51-510-2789, taek@pusan.ac.kr

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

과의 물리적 특성까지 확인하였다.

2. 지배 방정식의 차분

1차원 Madsen-Sørensen 확장형 Boussinesq 방정식(1992)을 지배 방정식으로 하며 아래의 식으로 표현된다(Madsen and Sørensen, 1992). Fig. 1은 시스템의 도식을 나타낸다.

$$\eta_t + P_x = 0, \quad (1)$$

$$P_t + \left(\frac{P^2}{d}\right)_x + gd\eta_x - \left(B + \frac{1}{3}\right)h^2 P_{xxt} - Bgh^3 \eta_{xxx} - h_x \left(\frac{1}{3}h P_{xt} + 2Bgh^2 \eta_{xx}\right) = 0 \quad (2)$$

위 식에서 $\eta(x, t)$ 는 수면변위, $P(x, t)$ 는 체적속도이며 $h(x)$ 는 정지수면에서의 수심, $d(=h+\eta)$ 는 전체 수심, g 는 중력가속도, B 는 조율계수(Calibration factor)이다. 아래 첨자 x 와 t 는 각각 $\partial/\partial x$ 와 $\partial/\partial t$ 를 의미한다. 본 연구에서 조율계수를 $B=1/15$ 로 하여 지배방정식이 Stokes 1차 파랑 근사이론과 가장 유사한 값을 가지게 한다(Madsen and Sørensen, 1992).

지배방정식을 Crowhurst and Zhenquan(2013)가 제시하였던 유한차분, 수치 계산법을 도입하여 Kang et al.(2017)과 같은 방법으로 유한차분식을 도출한다(Crowhurst and Zhenquan, 2013; Kang et al., 2017).

$$\frac{\eta_i^{n+1} - \eta_i^n}{\Delta t} + \frac{-P_{i+2}^{n+1} + 8P_{i+1}^{n+1} - 8P_{i-1}^{n+1} + P_{i-2}^{n+1}}{12\Delta x} = 0, \quad (3)$$

$$\begin{aligned} & \frac{P_i^{n+1} - P_i^n}{\Delta t} + \left(\frac{P_i^n}{d_i^n}\right) \frac{P_{i+1}^{n+1} - P_{i-1}^{n+1}}{\Delta x} - \left(\frac{P_i^n}{d_i^n}\right)^2 \frac{d_{i+1}^{n+1} - d_{i-1}^{n+1}}{2\Delta x} \\ & + gd_i^n \frac{\eta_{i+1}^{n+1} - \eta_{i-1}^{n+1}}{2\Delta x} - Bgh^3 \frac{\eta_{i+2}^{n+1} - 2\eta_{i+1}^{n+1} + 2\eta_{i-1}^{n+1} - \eta_{i-2}^{n+1}}{2\Delta x^3} \\ & - \left(B + \frac{1}{3}\right)h^2 \left(\frac{P_{i+1}^{n+1} - 2P_{i-1}^{n+1} + P_{i-1}^{n+1} - (P_{i+1}^n - 2P_i^n + P_{i-1}^n)}{\Delta x^2 \Delta t}\right) \\ & - 2Bgh_x h^2 \frac{\eta_{i+1}^{n+1} - 2\eta_{i-1}^{n+1} + \eta_{i-1}^{n+1}}{\Delta x^2} \\ & - \frac{1}{3}h_x h \frac{P_{i+1}^{n+1} - P_{i-1}^{n+1} - P_{i+1}^n + P_{i-1}^n}{2\Delta x \Delta t} = 0 \end{aligned} \quad (4)$$

위 유한차분식은 $O(\Delta x)$ 의 정도를 가진다. 아래 첨자 i 와 위 첨자 n 은 각각 공간축과 시간축의 교점 번호이고 Δx 과 Δt 은 각

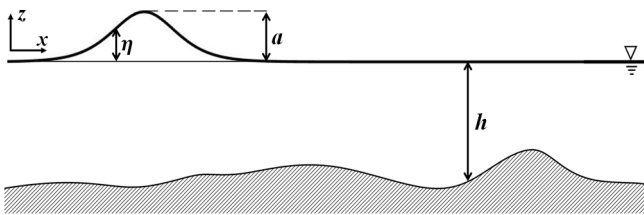


Fig. 1 The schematic description of computational domain

각 공간축과 시간축의 교점간격이다. 경계조건은 소멸조건으로 하여 식 (5)와 식 (6)과 같이 나타내며, 초기조건은 일반적인 고립파를 나타내는 식을 사용하여 식 (7)과 식 (8)과 같이 한다 (Seabra-Santos et al., 1987; Kang et al., 2017).

$$P_0^n = P_1^n = P_M^n = P_{M+1}^n = 0, \quad \forall n \in \{0, \dots, N\}, \quad (5)$$

$$\eta_0^n = \eta_1^n = \eta_M^n = \eta_{M+1}^n = 0, \quad \forall n \in \{0, \dots, N\}, \quad (6)$$

$$P_i^0 = P_0(x_i) = a c \operatorname{sech}^2\left(\frac{K}{h}x_i\right), \quad \forall i \in \{0, \dots, M+1\}, \quad (7)$$

$$\eta_i^0 = \eta_0(x_i) = a \operatorname{sech}^2\left(\frac{K}{h}x_i\right), \quad \forall i \in \{0, \dots, M+1\}, \quad (8)$$

$$K = \sqrt{\frac{3a}{4h\left(1 + \frac{a}{h}\right)}}, \quad c = \sqrt{gh\left(1 + \frac{a}{h}\right)}$$

위 식에서 N 은 시간교점의 최댓값, $M+1$ 은 공간교점의 최댓값이다. 수심이 일정한 해저지형에서 격자를 변경시켜 가며 고립파 전파에 관한 수치 시뮬레이션을 실행하여 $t=10s$ 일 때의 수치 결과와 엄밀해를 비교하여 오차(μ)가 $O(10^{-2})$ 의 정도를 가지게 하는 격자 간격을 본 연구에서 사용한다. 오차는 아래의 식 (9)를 활용하여 구할 수 있다.

$$\mu = \frac{[\sum(\eta_{\text{numerical}} - \eta_{\text{exact}})^2]^{1/2}}{[\sum(\eta_{\text{exact}})^2]^{1/2}} \quad (9)$$

아래의 Table 1은 Δx 와 Δt 를 각각 변경했을 때의 오차를 나타낸다.

Table 1 Error with regard to the size of mesh

(a) Fixed Δt			(b) Fixed Δx		
Δx	Δt	Error	Δx	Δt	Error
0.05		0.0512		0.0100	0.0512
0.1	0.01	0.0512	0.1	0.0010	0.0111
0.5		0.0512		0.0005	0.0099

수치 모델에서 공간 격자의 크기는 오차의 크기에 크게 영향을 미치지 않으므로 $\Delta x=0.1m$ 로 하며, 시간격자의 크기는 오차의 정도가 $O(10^{-2})$ 미만으로 하는 $\Delta t=0.0005s$ 로 한다.

3. 수치 시뮬레이션

수치 시뮬레이션에서 격자의 크기는 $\Delta x=0.1m$, $\Delta t=0.0005s$ 이며 유한차분법의 수렴조건 (Courant-Friedrichs-Lewy condition, C_r)은 아래의 식을 이용하여 구할 수 있다(Lee and Cho, 2000; Kang et al., 2017).

Table 2 Courant-Friedrichs-Lewy conditions

	Section 3.1	Section 3.2
k	1.310	0.260
C	1.380	3.100
C_g	1.350	3.030
C_r	0.007	0.015

$$C = \frac{w}{k} = \sqrt{gh \frac{1 + Bk^2h^2}{1 + (B + \frac{1}{3})k^2h^2}}, \quad k = \frac{K}{h}, \quad (10)$$

$$C_g = C \left[1 - \frac{k^2h^2}{3(1 + Bk^2h^2) \left\{ 1 + (B + \frac{1}{3})k^2h^2 \right\}} \right], \quad (11)$$

$$C_r = C_g \Delta t / \Delta x < 1 \quad (12)$$

위 식들에서 k 는 파수(Wave number), C 는 위상 속도(Phase velocity), w 는 각 주파수(Angular frequency), C_g 는 군속도(Group velocity)이다. 아래의 Table 2는 $\Delta x = 0.1m$, $\Delta t = 0.0005s$ 로 하였을 때, 3.1장, 3.2장에서 사용되는 수치 모델에서의 C_r 을 보여준다. 두 경우의 수치 모델에서 모두 $C_r < 1$ 을 만족시키는 것을 확인할 수 있다.

3.1 완만한 경사의 해저 언덕 모델

Fig. 2와 같은 해저 언덕에서 경사가 각각 $\alpha_1 = 1/200$ 와 $\alpha_2 = 1/400$ 인 조건에서 수치 시뮬레이션을 하며, 해저 지형은 식 (13)과 같다(Klopman, 2010).

$$h(x) = \begin{cases} 0.2, & (0 \leq x \leq 10) \\ 10\alpha [1 + \tanh\{\tan(-0.05\pi x)\}] + 0.1, & (10 < x < 30) \\ 0.2 - 20\alpha, & (30 \leq x \leq 40) \end{cases} \quad (13)$$

계산영역은 $0m < x < 40m (N = 400)$, $0s < t < 22s (M = 44,000)$ 이다. $10m < x < 30m$ 에 경사가 있으며, 초기 수심은 $h_0 = 0.2m$ 이며, 입사파의 위치와 진폭은 $x_0 = 5m$, $a = 0.02m$ 이다. 유효 파장은 $L = 4.4m$ 이며, 이는 고립파의 $\eta/a = 0.01$ 인 지점 사이의 거리이며 $L = 21.86h_0$ 로 구해진다(Wang and Liu, 2011).

비쇄파(Non-breaking) 파의 경우 군속도와 파의 에너지 밀도(E)의 곱($C_g E$)으로 나타나는 에너지 유동량(Energy flux)이 보존된다. 진행파가 언덕을 만나기 전 일정한 수심을 지날 때는 일정한 속도와 형상을 유지하며 전파를 한다. 하지만 고정되어

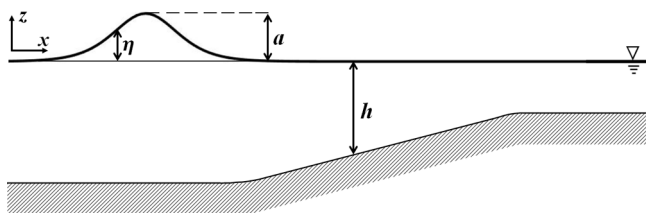


Fig. 2 The sketch of a mild slope

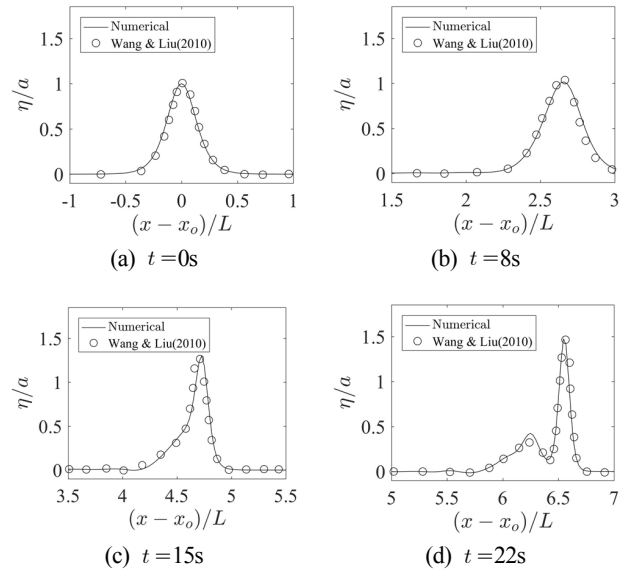


Fig. 3 Comparison of the numerical results with those of Wang and Liu(2011) : $\alpha_1 = 1/200$

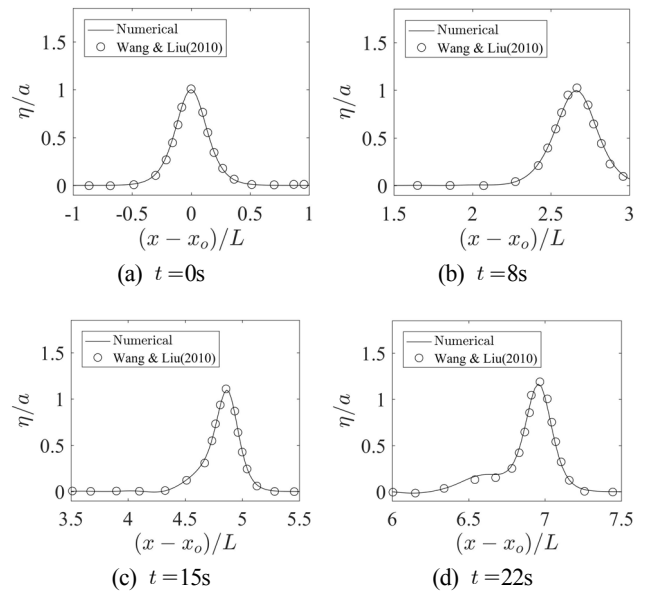


Fig. 4 The numerical results compared to those of Wang and Liu(2011) : $\alpha_2 = 1/400$

있는 경사면을 지날 때 군속도는 감소되며, 이 감소된 양은 에너지 밀도의 증가로 보상되며 이로 인해 진폭이 증가하는 오름을 나타내게 된다(Wikipedia, 2016). 그 후, 진폭이 일정 높이에 다다르게 되면 더 이상 증가하지 않고 진행파가 분열하게 된다(Madsen and Mei, 1969).

Fig. 3과 Fig. 4는 수치 시뮬레이션 결과와 Wang and Liu (2011)의 수치 결과를 나타내며, 두 결과가 잘 일치한다. $t = 8s$ 에 고립파가 경사에 도착하며, $t = 15s$ 에는 고립파가 경사를 지나고 있다. $t = 22s$ 에는 고립파가 경사를 완전히 통과한다. 고립파가 경사를 지날 때 오름 현상이 발생 하며 이 후, 고립파가 분열하여 작은 진폭의 고립파가 생긴다. 경사의 수평거리가 같을 때 경사의 기울기가 클수록 군속도의 감소폭이 더 커지므로

오름과 분열의 경향이 강하게 된다.

3.2 잠제 모델

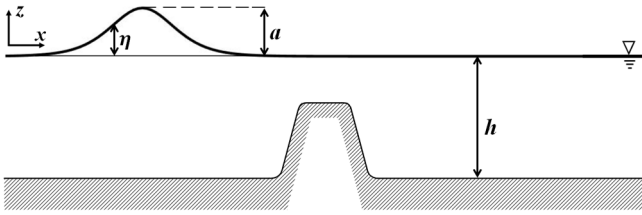


Fig. 5 The computational domain of a submerged breakwater

Fig. 5 형태를 가지는 잠제 지형에서 고립파의 전파에 관한 수치 시뮬레이션을 실행 하며, 해저 지형은 식 (14)로 설정한다 (Klopman, 2010).

$$h(x) = \begin{cases} 1, & (-30 \leq x \leq -2) \\ 0.4[1 + \tanh\{\tan\pi(-0.625x - 1.75)\}] + 0.2, & (-2 < x < -0.4) \\ 0.2, & (-0.4 \leq x \leq 0.4) \\ 0.4[1 + \tanh\{\tan\pi(0.625x - 0.75)\}] + 0.2, & (0.4 < x < 2) \\ 1, & (2 \leq x \leq 20) \end{cases} \quad (14)$$

수치 시뮬레이션의 계산영역은 $-30\text{m} < x < 20\text{m}$ ($N=500$), $0\text{s} < t < 8\text{s}$ ($M=16,000$)이다. 입사파의 위치는 $x_0 = -13\text{m}$ 이며, 진폭을 $a=0.06\text{m}$, $a=0.1\text{m}$ 로 각각 설정한다. 잠제 이외의 지점에서의 수심은 초기 수심은 $h_0=1\text{m}$ 와 같다. 잠제는 $x=0\text{m}$ 에 대하여 대칭의 형태를 가지고 있으며, 높이는 0.8m 이다. 그리고 잠제의 왼쪽 면에서 기울기 $\gamma=1/2$ 의 경사가 $-2\text{m} < x < -0.4\text{m}$ 에 존재한다. 고립파의 초기 진폭을 수치 시뮬레이션을 한다.

진행파가 경사를 만나기 전까지는 일정한 속도와 형상을 유지하며 전파를 하다가 고정되어 있는 잠제의 경사면을 지날 때

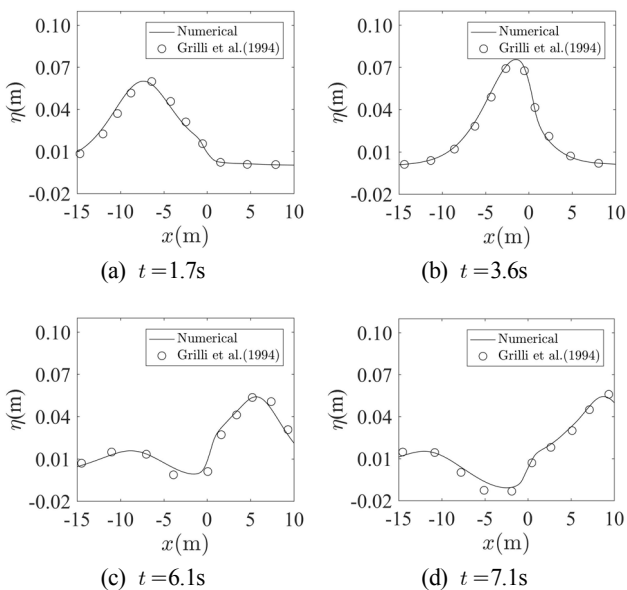


Fig. 6 Wave profiles compared to the conventional numerical data of Grilli et al.(1994) ($a=0.06\text{m}$)

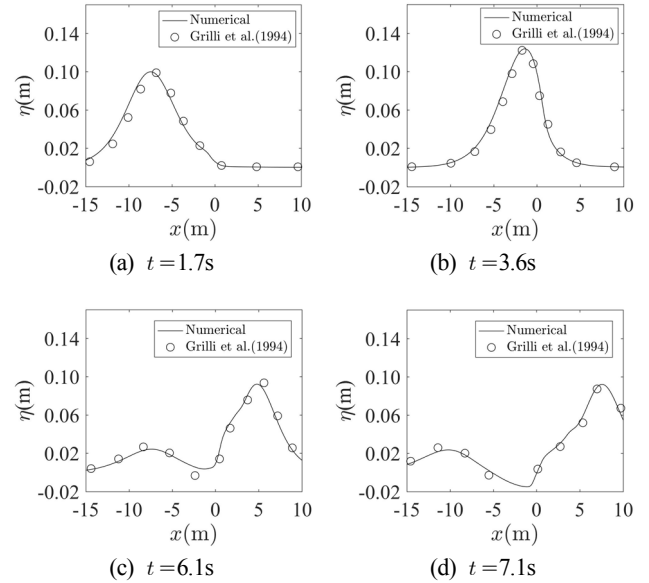


Fig. 7 Computed wave profiles and the numerical data of Grilli et al.(1994) ($a=0.1\text{m}$)

균속도는 감소되며, 이 감소된 양에 의해 에너지 밀도가 증가하게 되어 진폭이 증가하게 된다. 동시에 진행파가 잠제를 올라갈 때 경사의 영향으로 인해 반사파가 생긴다(Peregrine, 1967). 잠제의 정상을 지나 내려올 때는 균속도가 증가하여 진폭이 작아지게 된다. 하지만 반사파에 의한 에너지 손실로 인하여 초기 진폭보다 잠제를 완전히 통과했을 때의 진폭이 더 작게 된다 (Wikipedia, 2016).

Fig. 6과 Fig. 7는 수치 시뮬레이션 결과와 Grilli et al.(1994)의 수치 결과를 나타낸다. 첫 번째 그래프는 고립파가 잠제에 도착했을 때의 형상이며, 두 번째 그래프는 쇄망의 진폭을 가질 때의 형상이며 오름 현상을 볼 수 있다. 나머지 두 그래프는 고립파가 잠제를 통과 한 후의 형상을 나타낸다. 두 진폭의 조건에서 두 결과들이 잘 일치하는 것을 확인 할 수 있다.

다음으로, 잠제의 기울기에 따른 파의 진폭 감소에 관한 수치 시뮬레이션을 한다. 초기 진폭을 $a=0.06\text{m}$ 로 하고 Fig. 8처럼 잠제의 기울기를 $\gamma_1=1/2$, $\gamma_2=1/4$ 로 한다.

고립파의 파고가 무차원 공간 $x'=x/h_0=-6$ 을 통과 할 때의 무차원 시간을 $t'=t(g/h_0)^{0.5}=0$ 으로 하여, 진폭의 무차원 값인 $\eta'=\eta/h_0$ 을 구하여 Ghadimi et al.(2016)의 수치 결과와 비교한 후, 기울기 변화에 따른 진폭 감소변화를 분석한다. Fig. 9는 고립파가 이동할 때 진폭의 크기를 나타낸다. Table 3은 각 기울기에서 $t'_1=5.07$, $t'_2=12.99$ 에서의 파의 위치와 그때의 평균 속도를 보여주며, Table 4은 $t'_2=12.99$ 에서의 무차원 진폭을 보여 준다.

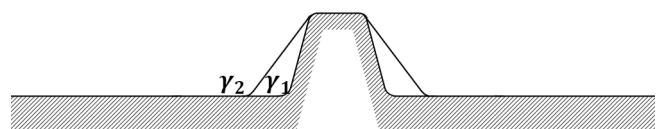


Fig. 8 The geometry of the submerged breakwaters of different slopes

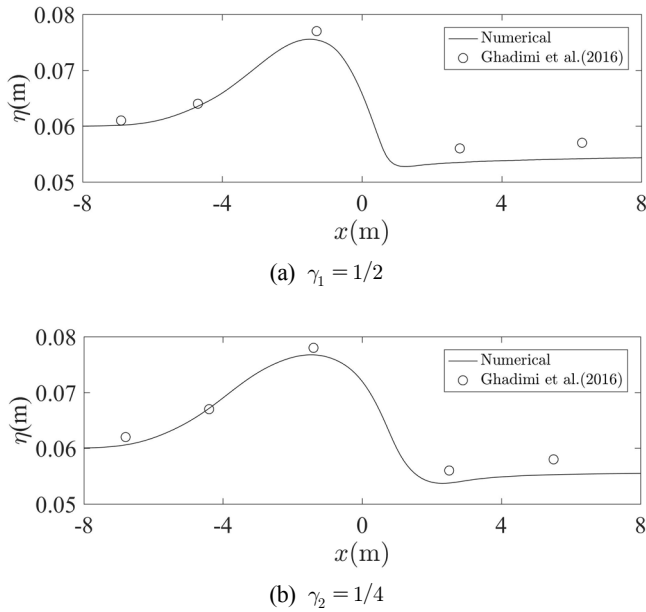


Fig. 9 Values of amplitude with regard to x coordinate and the numerical data of Ghadimi et al.(2016) : $\gamma_1 = 1/2, \gamma_2 = 1/4$

Table 3 Mean velocity between t_1' and t_2'

		Location(x')		Mean velocity (v')
		t_1'	t_2'	
γ_1	Numerical	-1.4	5.8	0.91
	Ghadimi et al. (2016)	-1.3	6.3	0.95
γ_2	Numerical	-1.5	5.1	0.83
	Ghadimi et al. (2016)	-1.4	5.5	0.87

Table 4 Solitary wave amplitude at $t_2' = 12.99$

Slope	Amplitude(η')	
	γ_1	γ_2
Numerical	0.054	0.055
Ghadimi et al. (2016)	0.057	0.058

유체가 잠제를 통과하여 진폭이 작아지며, 동시에 유체의 속도가 증가하게 된다. 기울기가 더 클수록 잠제를 통과했을 때의 유체의 속도가 더 크며 운동에너지가 더 크다. 이로 인해 유체의 위치에너지 더 작게 되며 진폭이 더 작게 된다(Ghadimi et al., 2016).

4. 결 론

본 연구에서는 Crowhurst과 Zhenquan(2013)의 유한차분/수치 계산법을 활용하여 1차원 Madsen-Sørensen 확장형 Boussinesq 방정식(1992)을 두 가지 굴곡해저지형에서의 고립파에 대한 수치 시뮬레이션을 하였으며 해저지형에 의한 고립파의 여러 가지 물리적 변화를 확인 하였다.

(1) 완만한 경사의 해저 언덕에서 수치 시뮬레이션에서는

Wang과 Liu(2011)의 수치 결과와 잘 일치하는 것을 확인 할 수 있었다. 고립파가 경사에 도달하기 전에는 일정한 형상을 유지한 채 전파하였으며, 경사를 지나갈 때 군속도가 감소하고 에너지 밀도가 증가하여 진폭이 커지는 오름 현상을 확인 할 수 있었다. 그리고 진폭이 일정 높이에 다다르면 더 이상 증가하지 않고 진행파가 분열 되었다. 경사의 수평거리가 같을 때 경사의 기울기가 클수록 군속도의 감소폭이 커지므로 오름과 분열의 경향이 커지는 것을 확인 할 수 있었다.

(2) 잠제 지형에서 Grilli et al.(1994)의 수치 결과와 잘 일치하였다. 고립파가 경사에 도달하기 전에는 일정한 형상을 유지하였으며, 경사를 지나갈 때 진폭이 커지며 동시에 반사파가 발생하였다. 이 후, 잠제에서 내려올 때, 군속도가 증가하였으며 진폭이 감소하는 것을 볼 수 있었다. 하지만 반사파에 의한 에너지 손실로 인하여 초기 진폭보다 더 작아 지는 것을 확인 할 수 있었다.

Ghadimi et al.(2016)의 수치 결과와의 비교를 통하여 파의 감소에 관한 잠제 기울기의 영향을 알아보았다. 잠제에서 내려 올 때 파는 진폭이 감소하며 유체의 속도가 증가하였다. 기울기가 더 클수록 잠제를 통과했을 때의 운동에너지가 더 크며, 이로 인해 위치에너지 더 작게 되어 진폭이 더 작게 되는 것을 확인 할 수 있었다.

후 기

이 논문은 2015년도 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업(NRF-2015R1D1A1A01058542)이며, 2017년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업(NRF-2017R1A5A1015722), 또한 산업통상자원부의 재원으로 추진 중인 ‘한-영 해양플랜트 글로벌 전문 인력 양성사업(N0001288)’의 지원으로 수행된 연구결과 중 일부입니다.

References

Boussinesq, J., 1872. Théorie des ondes et des remous qui se propagent le long d'un canal rectangulaire horizontal, en communiquant au liquide contenu dans ce canal des vitesses sensiblement pareilles de la surface au fond. Journal de Mathématiques Pures et Appliquées, 2(17), 55-108.

Crowhurst, P., Zhenquan, L., 2013. Numerical Solutions of One-Dimensional Shallow Water Equations. UKSim 15th International Conference on IEEE, 55-60.

Ghadimi, P., Rahimzadeh, A., Chekab, M., 2016. Numerical Investigation of Free Surface Elevation and Celerity of Solitary Waves Passing over Submerged Trapezoidal Breakwaters. The International Journal of Multiphysics, 9(1), 61-74.

Grilli, S.T., Losada, M.A., Martin, F., 1994. Characteristics of Solitary Wave Breaking Induced by Breakwaters. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, 120(1), 74-92.

Jang, T.S., 2017. A New Dispersion-Relation Preserving Method

- for Integrating the Classical Boussinesq Equation. *Communications in Nonlinear Science Numerical Simulation*, 43, 118-138.
- Jang, T.S., 2018a. An improvement of convergence of a dispersion-relation preserving method for the classical Boussinesq equation. *Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation*, 56, 144-160.
- Jang, T.S., 2018b. A new functional iterative algorithm for the regularized long-wave equation using an integral equation formalism. *Journal of Scientific Computing*, In press.
- Kang, S., Park, J., Jang, T.S., 2017. Numerical Simulation of 1D Shallow Water Waves Using Madsen-Sørensen Extended Boussinesq Equations on Slowly Varying Bottom. *Proceedings of the Spring Conference of the Korea Ocean Engineering Society*, Busan
- Klopman, G., 2010. Variational Boussinesq Modelling of Surface Gravity Waves over Bathymetry. Doctoral dissertation, Wöhrmann Print Service.
- Lee, C., Cho, Y.S., 2000. Extendability of Extended Boussinesq Equations : 1. Linear Dispersion Relation. *Journal of Korean Society of Civil Engineering*, 20(4B), 545-552.
- Madsen, O.S., Mei, C.C., 1969. The Transformation of a Solitary Wave over Uneven Bottom. *Journal of Fluid Mechanics*, 39(04), 781-791.
- Madsen, P.A., Sørensen, O.R., 1992. A New Form of the Boussinesq Equations with Improved Linear Dispersion Characteristics. Part 2. A Slowly Varying Bathymetry. *Coastal Engineering*, 18, 183-204.
- Peregrine, D.H., 1967. Long Waves on a Beach. *Journal of Fluid Mechanics*, 27, 815-827.
- Seabra-Santos, F.J., Renouard, D.P., Temperville, A.M., 1987. Numerical and Experimental Study of the Transformation of a Solitary Wave over a Shelf or Isolated Obstacle. *Journal of Fluid Mechanics*, 176, 117-137.
- Wang, X., Liu, P.L.F., 2011. An Explicit Finite Difference Model for Simulating Weakly Nonlinear and Weakly Dispersive Waves over Slowly Varying Water Depth. *Coastal Engineering*, 58(2), 173-183.
- Wikipedia, 2016. Wave Shoaling. [Online] (Updated November 2016) Available at : https://en.wikipedia.org/wiki/Wave_shoaling/ [Accessed November 2016]

Thermal and Structural Analyses of Semi-metallic Gasket Joined with Graphite Seal for Ship Engine Piping Flange

Jeong-seok Oh*, In-sup Lee**, Han-ki Yoon*** and Heung-kyoung Sung****

*Advanced Nuclear Materials Technology Institute, Dong-Eui University, Busan, Korea

**Department of Materials Engineering, Dong-Eui University, Busan, Korea

***SUNG CHANG Co., LTD., & Korea Institute of Science and Technology Information, Busan, Korea

****SUNG CHANG Co., LTD., Busan, Korea

선박엔진 배관 플랜지용 세미금속 가스켓의 열전달 및 구조해석

오정석* · 이인섭** · 윤한기*** · 성흥경****

*동의대학교 차세대원자력소재기술연구소

**동의대학교 신소재공학과

***주식회사 성창 기업부설연구소, 한국과학기술정보연구원

****주식회사 성창 기업부설연구소

KEY WORDS: Semi-metallic gasket 세미금속 가스켓, Seal 실, Expanded graphite 팽창흑연, Finite element analysis 유한요소해석, Stainless steel 스테인리스 강

ABSTRACT: We performed thermal and structural analyses to evaluate the structural integrity of a semi-metal gasket for a flange with increases in the internal fluid temperature and pressure using a commercial FEA program. As a thermal analysis result, the temperature distribution of the gasket body increased with an increase in the internal fluid temperature until the maximum fluid temperature of 600 °C. In addition, the structural analysis showed that contact pressures of more than 35 MPa occurred uniformly in the graphite seal regions. It was found that no fluid leakage occurred under the load conditions for the structural analysis because the contact pressure in the graphite seal region was greater than the maximum internal fluid pressure of 35 MPa. Therefore, we demonstrated the structural integrity of the semi-metal gasket by performing the thermal and structure analyses under the maximum fluid temperature of 600 °C and the internal fluid pressure of 35 MPa.

1. 서 론

실 재료(Seal material)는 구조물, 기계부품, 각종 기기 등 유체의 누설(Leakage) 방지용으로 사용되는 밀봉재이며, 고온, 고압, 부식, 유해성 유체 등 가혹한 조건 아래에서 완벽한 성능을 요구한다. 실은 소형의 부품이지만 기능 및 역할은 대단히 중요하다. 실이 장착된 부위에 고온·고압 증기, 화학약품 등 누설이 발생되었을 때 작업자의 안전에 미치는 영향은 치명적이다 (Lee et al., 2013).

가스켓은 선박 엔진, 압력용기 등 배관 플랜지 고정 접합면에 가스켓을 삽입하고 볼트 등으로 체결하여 누설을 방지하는 정적 실(Static seal)을 말한다. 가스켓 종류는 일반적으로 금속 가

스켓, 비금속 가스켓, 또한 금속재료와 비금속재료를 조합하여 사용하는 세미금속 가스켓(Semi-metal gasket)이 있으며, 비금속 재료가 가지고 있는 유연성, 탄력성과 금속 재료가 가지고 있는 강도, 내열성 등 이점을 조합함으로써 광범위한 온도 및 압력 조건에서 뛰어난 기밀성을 발휘할 수 있는 특징이 있다. 기존의 널리 사용되고 있는 대표적인 세미금속 가스켓은 스파이럴 와운드 가스켓(Spiral Wound Gasket)이 있다.

본 연구에서는 기존의 고온·고압 환경에서 우수한 기밀성능을 발휘하는 스파이럴 와운드 가스켓 보다 경제성, 성능면에서 보다 유리한 세미금속 가스켓을 개발하였으며, 금속 바디부와 흑연 실로 결합된 새로운 형상의 혁신적인 가스켓이다. Fig. 1(a)는 기존의 스파이럴 와운드 가스켓, Fig. 1(b)는 세미금속 가스

Received 28 March 2017, revised 18 September 2017, accepted 19 October 2017

Corresponding author In-Sup Lee: +82-51-890-2287, islee@deu.ac.kr

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KIM 2016 Gyeongju.

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

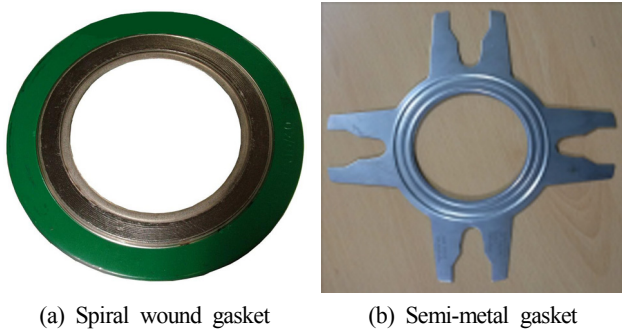


Fig. 1 Gasket geometry

켓을 나타내고 있다. 날개 모양의 바디부와 바디 원형부 요철에 흑연실 각 2개씩 바디 앞면과 뒷면에 부착한다. 특히 독특한 디자인의 날개 모양 형상은 가스켓 체결 시 배관 플랜지의 외경 크기가 다양하게 변화하여도 동일한 크기의 가스켓으로 볼트를 체결할 수 있도록 설계하였다. 또한 작업자가 가스켓 체결시 날개부분을 손으로 잡고 간단히 가스켓을 체결할 수 있도록 작업 용이성을 고려하여 설계하였다. 바디 부는 SUS316 재질이며 요철부에 부착되는 실은 천연 흑연 성분을 98% 포함한 유연한 성질을 가지고 있는 팽창 흑연이다. 세미 금속가스켓은 기존의 스파이럴 와운드 가스켓에 있는 용접부 및 기계가공 공정을 없애고 간단한 프레스 성형만으로 단시간에 제조가 가능하며, 단가 면에서 경제적이고 성능이 우수하다. 가스켓 바디 두께도 기존의 3.2mm에서 1.6mm로 얇지만 뛰어난 기밀성과 내구성을 가지고 있다. 또한 유연성과 복원력이 크고 내화학성, 고열전도율을 가진 팽창 흑연 실을 금속 가스켓 바디 요철부에 삽입시켜 고온 및 고압에서 기밀성을 극대화할 수 있도록 하였다. 본 연구의 세미금속 가스켓은 선박 엔진, LNG·LPG선, 석유·해양플랜트 등의 고온, 고압 배관 플랜지 등에 적용하여 기존의 스파이럴 와운드 가스켓을 대체할 것이다.

세미금속 가스켓의 구조 건조성을 확인하기 위하여 상용 유한요소 해석 프로그램 Ansys workbench 13.0을 이용하여 고온(600°C) 및 최대압력(35MPa)을 가지는 유체의 누설여부를 열전달 및 구조해석을 통하여 실링부의 접촉 면압을 해석하여 평가하였다. 특히 플랜지 내부 유체(물) 온도 및 압력 변화에 따른 가스켓의 누설 유무를 평가하였다(Krishna et al., 2007; Haruyama et al., 2013).

2. 실험방법

2.1 흑연시트의 인장시험

유연한 흑연 시트의 인장시험은 KS M ISO 1924-2를 참고하

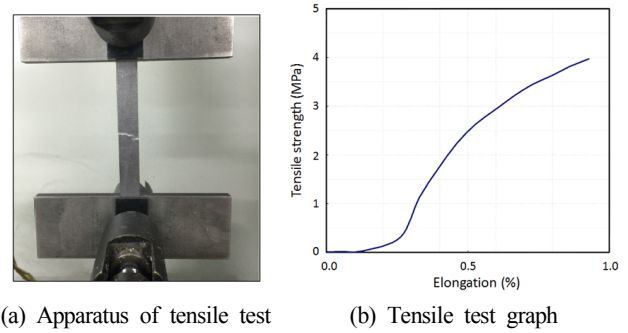


Fig. 2 Tensile test of expanded graphite sheet

여 실시하였다. 흑연시크 크기 210×15mm, 10개를 준비하여 인장시험을 실시하였다. Fig. 2는 유연한 흑연 시트의 인장시험 모습 및 인장시험 결과 그래프를 나타내었다. 인장시험에서 얻은 재료 물성치는 열전달 해석 및 구조해석의 재료 물성치로 이용하였다.

2.2 세미금속 가스켓의 유한요소 해석

세미금속 가스켓의 누설 여부를 평가하기 위하여 열전달해석과 구조해석을 수행하였다. Fig. 3은 유한요소 해석에 사용된 배관 플랜지용 세미가스켓의 3D CAD 모델이며, 해석 모델은 플랜지, 금속가스켓, 흑연 실, 볼트, 너트로 구성되어 있다. Table 1은 유한요소해석을 위한 플랜지용 세미금속 가스켓의 각 부위별 재료의 상온 물성치를 나타내었다(Mathan and Prasad, 2012). 가스켓 바디 재질은 스테인리스강 SUS304, 두께는 1.6mm, 실은 팽창흑연, 볼트, 너트는 S35C이다. Fig. 4는 각 재료의 고온환경에서의 물성치로서 열전달 및 구조해석의 물성치로 적용하였다(Afanasov et al., 2009). Fig. 5(a)는 플랜지, 가스켓, 흑연실의 유한요소 3차원 모델을 나타내었으며, Fig. 5(b)는 유한요소 해석 과정을 단순화하기 위하여 3D CAD 모델의 1/8 모델을 나타내었다. 유한요소 1/8 모델의 메시 형상을 Fig. 6에 나타내었다.

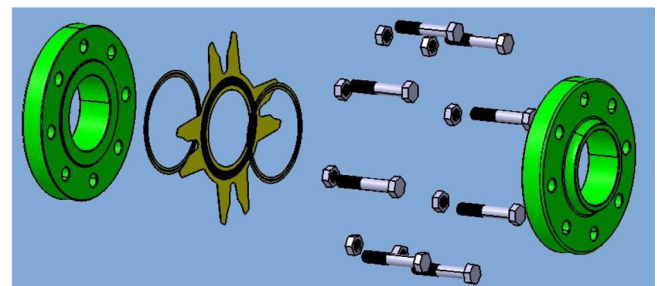


Fig. 3 3D CAD model of flange and gasket

Table 1 Material properties for FEA

Part	Material	Young's modulus [GPa]	Yield strength [MPa]	Tensile strength [MPa]	Poisson's ratio
Gasket	SUS304	193	205	520	0.3
Seal	Graphite	1.16	2.59	3.98	0.2
Flange	SUS316	214	290	580	0.3
Bolt & Nut	S35C	210	500	800	0.3

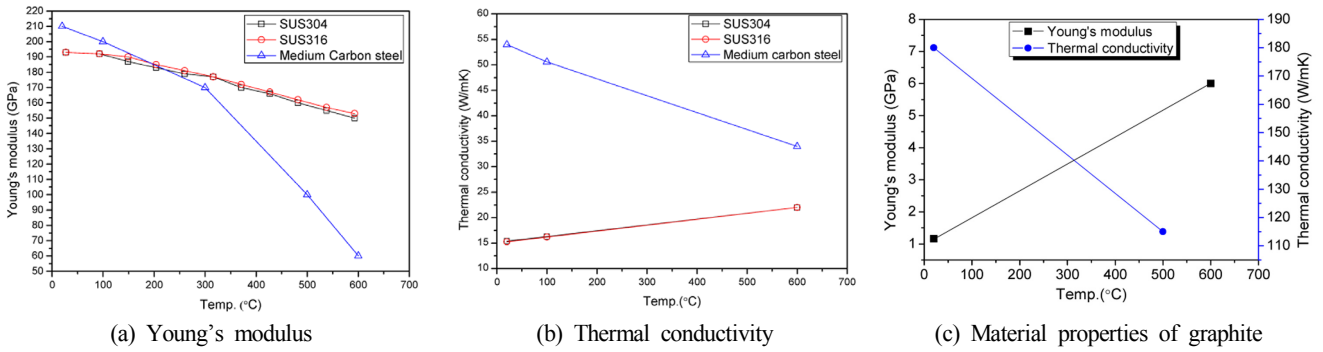


Fig. 4 Materials properties at high temperature

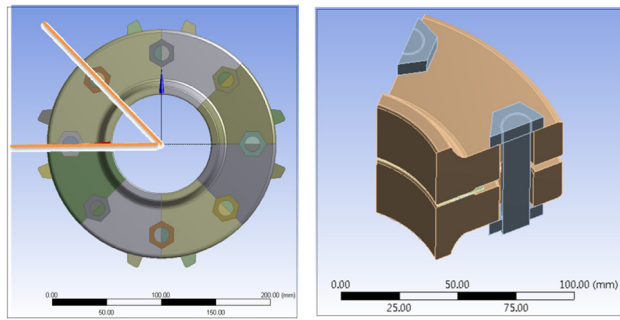


Fig. 5 Finite element model of flange gasket

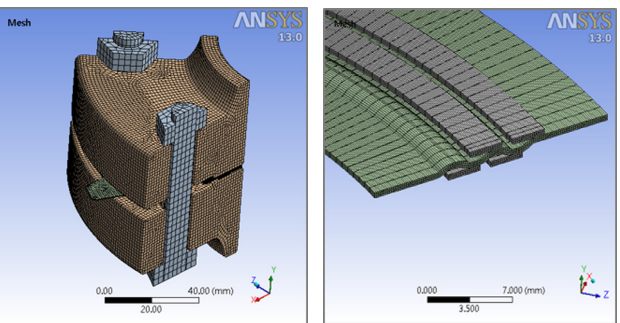


Fig. 6 Finite element mesh of flange gasket

3. 열전달 및 구조해석 결과

3.1 가스켓의 열전달 해석

열전달 해석 경계조건을 Fig 7에 나타내었다. 플랜지 외부 표면은 공기와 접촉하는 부분으로 온도 22°C, 자연 대류열전달 계수 $5.0 \times 10^{-6} [W/mm^2 \cdot ^\circ C]$ 을 적용하였다(Fig. 7(a)). 플랜지 내부 벽면은 유체(물)가 접촉하는 부분으로 대류열전달계수 $1.2 \times 10^{-3} [W/mm^2 \cdot ^\circ C]$, 내부 유체 온도는 22°C, 600°C로 적용하였다(Fig. 7(b)).

플랜지 내부 유체온도 22°C 및 600°C에서 가스켓 바디의 열전달 해석 결과와 온도 분포 등고선을 Fig. 8에 나타내었다. 플랜지 내부 유체온도 600°C의 경우 가스켓 바디의 최대온도 599.74°C, 최저온도 256.39°C를 나타내었다(Fig. 8(C) 참조). Fig. 8(d)는 플랜지 내부 유체 온도변화에 따른 열전달해석 결과를 그래프로 나타내었다. 플랜지 내부 유체온도가 증가할수록 가

스켓 바디의 최대온도 및 최소온도도 증가하였으며, 또한 최대온도 및 최저온도의 격차는 더욱 크게 나타났다.

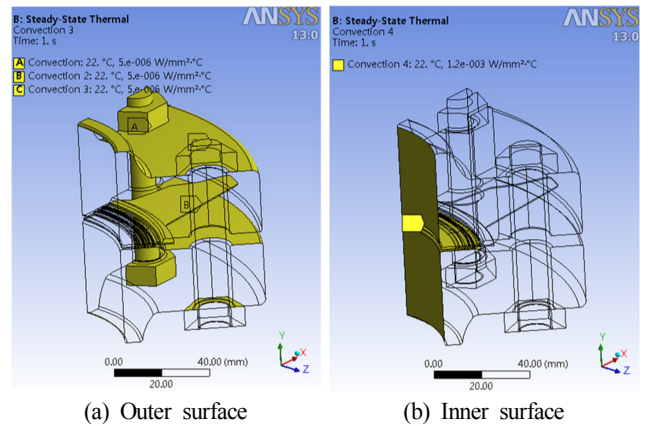


Fig. 7 Boundary conditions for thermal analysis in flange gasket

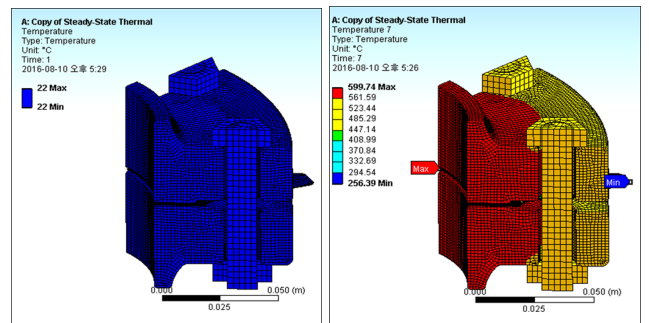


Fig. 8 Temperature distributions on the internal fluid temperatures

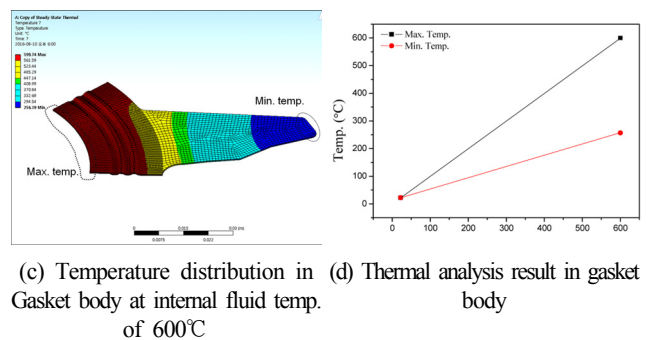


Fig. 8 Temperature distributions on the internal fluid temperatures

3.2 가스켓의 구조 해석

Fig. 9는 구조해석을 위한 경계조건을 나타내며, 접촉면 ABC 면은 Frictionless support로 설정하였다. 구조해석의 하중조건(열전달 해석에서 구한 가스켓 바디 최대온도+유체 최대 압력+볼트 체결력+플랜지 길이방향 압력)을 Fig. 10에 나타내었다(Shen et al., 2015). 또한 Fig. 8 열전달 해석 결과에서 구한 가스켓 바디의 최대 온도 분포를 구조해석 하중조건에 적용하였다(Fig. 10(a)). 볼트 체결력: 33,600N (Fig. 10(b)), 내부 유체 최대 압력 35MPa (Fig. 10(c)), 플랜지 길이 방향(y방향)으로 발생하는 압력 (pressure 2) -135.04MPa (Fig. 10(d))을 하중조건으로 적용하였다.

가스켓 구조해석 결과 가운데 흑연실에 분포하는 면압 결과를 Fig. 11에 나타내었다. 그림에서 가스켓 전면 요철부 실부분의 접촉면압은 35MPa 이상으로 균일하며, 또한 후면 요철부 흑연 실부분의 접촉면압도 35MPa 이상 균일하게 발생하고 있는 것을 알 수 있다. 플랜지 내부 유체의 최대 압력 35MPa과 비교하여 흑연 실부분의 접촉 면압이 크게 발생하고 있는 것을 알 수 있다. 구조해석 결과 상기의 하중조건에서 흑연 실부분의 접

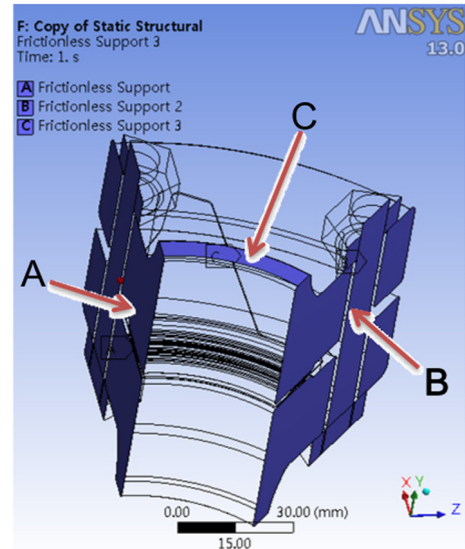


Fig. 9 Boundary conditions for structural analysis

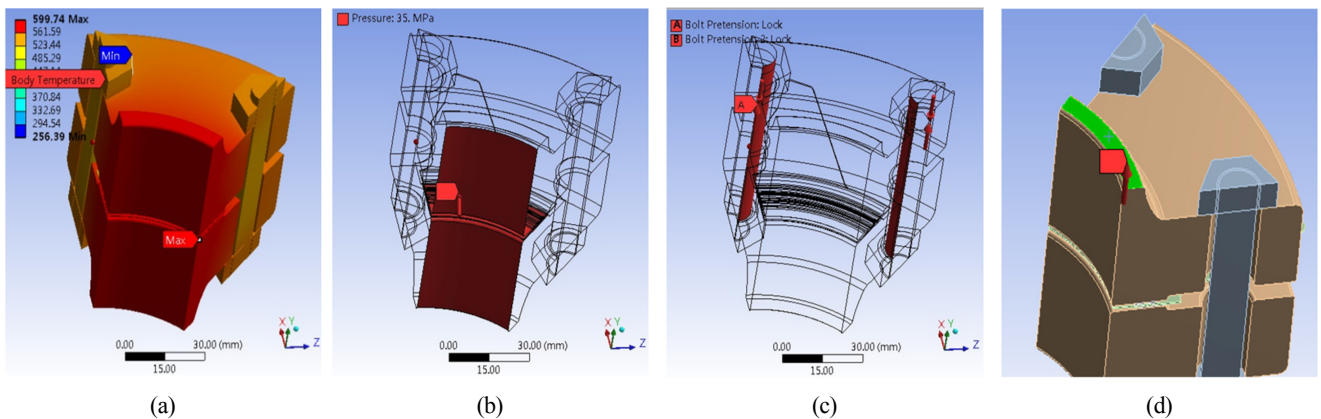


Fig. 10 Load conditions for structural analysis: (a) Body temperature : 599.74°C; (b) Pressure 35MPa; (c) Bolt preload : 16800N; (d) pressure 2 - 135.04MPa

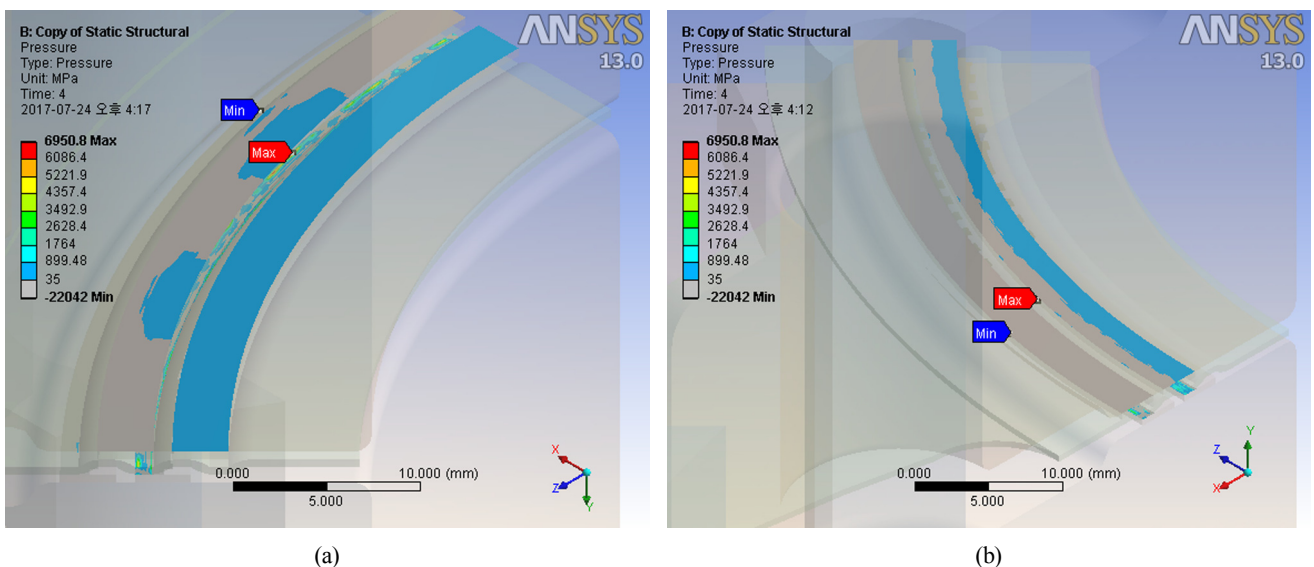


Fig. 11 Contact pressure at the graphite seal in the semi gasket body: (a) contact pressure of upper side ; (b) contact pressure of bottom side.

측면압이 내부 유체 최대압력보다 크기 때문에 플랜지 내부 유체는 흑연 실부분을 통과하여 누설이 발생하지 않는다고 해석할 수 있다. 이상의 플랜지용 세미금속 가스켓의 열전달 및 구조해석 결과를 통하여 플랜지 내부 유체의 최대온도 600°C 및 최대압력 35MPa 조건에서 세미 금속 가스켓의 구조 건전성을 검증할 수 있었다.

4. 결 론

본 연구에서는 흑연실과 결합된 세미금속 가스켓의 구조 건전성을 평가하기 위하여 플랜지 내부 유체의 최대온도 600°C 및 최대압력 35MPa 조건에서 열전달 및 구조해석을 실시하였다.

(1) 열전달 해석 결과 플랜지 내부 유체온도 600°C의 경우 가스켓 바디의 온도 분포는 최대온도 599.74°C, 최저온도 256.39°C를 나타내었다. 내부 유체온도 22°C와 비교하여 플랜지 내부 유체온도가 증가할수록 가스켓 바디의 최대온도 및 최저온도의 격차는 크게 나타났다.

(2) 세미금속 가스켓의 구조해석을 위하여 다음의 하중조건(열전달해석에서 구한 가스켓 바디의 최대온도+유체 최대압력+볼트 체결력+플랜지 길이방향 압력)들을 적용하였다. 구조해석 결과 가스켓 요철부 흑연 실부분의 접촉면압이 35MPa 이상 균일하게 발생하였으며, 내부 유체 최대압력 35MPa 과 비교하여, 흑연 실부분의 접촉 면압이 35MPa 이상 균일하게 발생하고 있기 때문에 상기의 하중조건에서는 플랜지 내부 유체의 누설이 발생하지 않는다고 해석할 수 있다.

(3) 세미금속 가스켓의 최대 사용조건 유체 온도 600°C 및 압력 35MPa 조건에서 열전달 및 구조해석을 통하여 세미금속 가스켓의 구조 건전성을 검증할 수 있었다.

(4) 본 연구를 통하여 세미금속 가스켓의 열전달 및 구조해석 방법을 다양한 가스켓에 적용하여 구조 건전성을 해석할 수 있을 것으로 사료된다.

본 연구의 흑연 실과 결합된 세미금속 가스켓은 고온·고압 환경에서 뛰어난 기밀성능을 발휘하며 또한 기존의 스파이럴 와운드 가스켓과 비교하여 제작비용, 경제성에서 더욱 유리하여 기존 가스켓을 대체할 수 있다. 특히 선박엔진 배관, LNG·

LPG선 고압 배관, 해양플랜트 배관 등의 배관 플랜지용 가스켓으로 크게 활용될 것으로 사료된다.

후 기

본 연구는 2014년도 중소기업기술개발사업 기업부설연구소 신규설치사업(No. C0193754) 지원의 연구결과 중 일부임을 밝히며, 관계자 여러분께 감사의 말씀을 드립니다.

References

- Afanasov I.M., Savchenko D.V., Ionov S.G., Rusakov D.A., Seleznev A.N., Avdeev V.V., 2009. Thermal conductivity and mechanical properties of expanded graphite, *Inorganic Materials*, 45(5), 486-490.
- Haruyama S., Nurhadiyanto D., Choiron M.A., Kaminishi K., 2013. Influence of surface roughness on leakage of new metal gasket, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 111-112, 146-154.
- Krishna M.M., Shunmugam M.S., Prasad N.S., 2007. A study on the sealing performance of bolted flange joints with gaskets using finite element analysis, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 84, 349-357.
- Lee J.C., Park S.H., Lee J.G., Kim P.G., 2013. A Study on simple geometric design method of a high-performance gasket in the refrigerator, *The Korean Society of Mechanical Engineers*, 212-213.
- Mathan G., Prasad N. Siva, 2012. Study of dynamic response of piping system with gasketed flanged joints using finite element analysis, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 89, 28-32.
- Shen J., Tang Y.F., Liu Y.H., 2015. Buckling analysis of pressure vessel based on finite element method, *Procedia Engineering*, 130, 355-363.

Sloshing Impact Response Analysis for Insulation System of LNG CCS Considering Elastic Support Effects of Hull Structures

In Sik Nho*, Min-Seok Ki**, Sung-Chan Kim***, Jang Hyun Lee**** and Yonghwan Kim*****

*Department of Naval Architecture & Ocean Engineering, Chungnam National University, Daejeon, Korea

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

***Department of Naval Architecture & Ocean Engineering, Inha Technical College, Incheon, Korea

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

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

선체구조의 탄성지지 효과를 고려한 LNG 운반선 방열구조의 슬로싱 충격응답 해석법에 관한 연구

노인식* · 기민석** · 김성찬*** · 이장현**** · 김용환*****

*충남대학교 선박해양공학과

**선박해양플랜트연구소

***인하공업전문대학 조선해양과

****인하대학교 조선해양공학과

*****서울대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Sloshing impact pressure 슬로싱 충격압력; LNG CCS 액화천연가스 격납시스템, Insulation system 방열구조, Transient dynamic response analysis 과도동적응답해석, Triangular response function 삼각형응답함수, Elastic support effects of hull structure 선체구조의 탄성지지 효과

ABSTRACT: The sloshing pressure acting on a membrane-type LNG CCS is a typical irregular impact load, and the structural response of a tank system induced by sloshing also shows very complex behavior, including fluid structure interaction. Therefore, it is not easy to accurately estimate the sloshing impact pressures and resulting structural response. Moreover, a huge time consuming process to deal with the enormous pressure data obtained during a model tank test and the following structural analysis would be inevitable. To reduce the computation time for structural analysis, in this study, a rational structural modeling strategy was considered, and a simplified scheme to analyze the dynamic structural responses of an LNG CCS was introduced, which was based on the concept of the linear combination of the triangular response functions obtained by a transient response analysis of structures under unit triangular impact pressure. A structural analysis of a real Mark III membrane type insulation system under the sloshing impact pressure time histories obtained by model tests was performed using the various proposed structural models and simplified analysis scheme. The results were investigated in detail, including the elastic support effects of the hull structure.

1. 서 론

LNG 선박의 CCS(Cargo Containment System) 내부에서 발생하는 슬로싱(Sloshing) 현상 때문에 발생하는 유체 충격력은 멤브레인형(Membrane type) LNG 선박의 화물창과 방열구조(Insulation system)

를 설계함에 있어서 고려해야 할 가장 중요한 하중 요소 중 하나이다. 최근의 LNG 운반선과 FLNG(LNG FPSO)의 화물창 대형화 추세에 따라 방열구조에 작용하는 유체 충격력을 산정하고 이에 대한 구조응답을 구하기 위하여 다양한 이론적 접근 방법(Graczyk and Moan, 2008)과 수치적 해석 기법(Yum and Yun, 2008)이 제안되

Received 4 April 2017, revised 10 October 2017, accepted 19 October 2017

Corresponding author In Sik Nho +82-42-821-6622, isno@cnu.ac.kr

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of Computational Structural Engineering Institute of Korea 2011 in Busan.

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

고 있다.

하지만 최근 진행되고 있는 여러 정밀한 수치적 해석 기법과 함께 실시되는 모형실험, 실선 계측 등은 부분적으로 좋은 결과를 보이고는 있지만(Nahm et al, 2007) 유탄성(Hydro-elastic)해석을 비롯한 수치적 해석 기법(CFD)은 막대한 계산 시간이 필요한 경우가 많고 모형실험의 경우엔 방대한 계측자료의 처리 방법에 대한 문제와 축척 효과와 초저온에 기인하는 문제로 인하여 결과의 정성적 경향은 인정되고 있으나 실제 선체 설계에 직접 적용하기에는 여러 가지 문제점이 남아있어 이에 대한 명확한 해법이 아직 마련되지 못하고 있다. 그리고 실선 계측은 실험 자체가 어려울 뿐만 아니라 많은 비용과 인력, 소요시간이 들기 때문에 이를 일반화하여 실제 방열구조의 구조설계에 적용하기에는 현실적으로 문제점들이 남아있다. 따라서 모형실험 또는 실선 계측 데이터를 통해 얻을 수 있는 유체 충격 하중에 대한 구조응답을 충격 압력의 시계열에 의한 시간영역 과도응답해석으로 구하는 전통적인 방법이 아직 많이 이루어지고 있고 특히 초기 설계를 위한 개략적인 응답 추정 단계에서 상당히 합리적인 결과를 보이고 있다. 시간영역 과도응답해석법이 유탄성해석 기법에 비해 계산량이 적은 것은 사실이지만, 모형 실험에서 얻어지는 압력 시계열 자료의 양이 워낙 방대하고, 방열 패널을 3차원으로 상세히 모델링하였을 경우에는 자유도 수 역시 상당히 커지므로 방대한 계산시간 때문에 어려움이 있다. 따라서 ABS (2006), Nho et al.(2011a), Nho et al.(2011b), Nho et al.(2012)이 제안한 충격 압력의 시계열을 여러 개의 삼각형 단위 충격으로 분할하고, 하나의 단위 삼각형 단위 충격에 대한 구조 응답만을 구하여, 이를 중첩하여 전체 충격 압력 시계열에 대한 해를 구하는 삼각형 응답함수를 이용한 간이해석법(Simplified analysis)은 계산효율 측면에서 주목할 만하다.

본 연구에서는 Fig. 1과 같은 Mark III 멤브레인형 LNG 탱크 방열구조의 유체 충격에 대한 구조 응답 검토 과정에서 선체 구조의 탄성지지 영향을 고려하기 위하여 방열 패널과 그 지지 구조가 되는 선체 화물 탱크 주위를 여러 가지 다양한 범위와 형상으로 함께 모델링하여 정적해석과 시간영역 과도응답해석을 수행하였다. 시간영역 과도응답해석을 간이해석법과 직접해석 방법으로 각각 수행하여 적용된 간이해석법의 타당성을 다

시 한 번 검증하는 한편, 각 해석모델에 대한 정적, 동적 구조해석 결과를 상호 비교 검토함으로써 해석의 정도를 저하시키지 않는 범위 내에서 해석 영역을 최소한으로 줄여 계산 시간을 절감할 수 있는 가장 합리적인 모델링 방법을 제안하였다. 과도 동적응답해석 과정에서 실제 슬로싱 모형실험으로부터 계측된 압력 시계열 데이터를 실선압력으로 확장하여 적용함으로써 선체 구조의 탄성지지 영향이 방열구조의 동적 구조응답에 어떻게 작용하는지 고찰하였다.

2. 방열구조의 구조해석 모델링

시간영역 과도응답해석법이 CFD법에 기반한 유탄성해석 기법에 비해 계산량이 적은 것은 사실이지만, 방열 패널을 3차원으로 모델링 하였을 경우에는 요소 수가 굉장히 방대해져 상당한 계산량을 필요로 한다. 따라서 본 연구에서는 LNG CCS를 여러 가지 방법으로 모델링하고 이를 이용하여 다양한 구조응답해석을 수행하여 그 결과를 비교함으로써 합리적하면서도 계산 시간이 짧은 모델링 방안을 모색하였다. 해석 범위는 Fig. 2에서 보인 바와 같이 방열 패널이 선측의 중통재(Stringer) 위에 위치한 경우와 일반 보강재 위에 위치한 경우를 비교하여 탄성 지지구조의 강성에 의한 효과를 살펴보고자 한다.

선체와 방열 구조의 모델링 범위는 Mark III 멤브레인형 160K LNGC 탱크 중앙부의 선측 부분으로 국한하였다. 횡늑골 간격은 3,200mm이고 탱크의 크기를 고려하여 9개 횡늑골 범위를 해석 대상으로 하였다. 이때 좌표축은 방열 패널의 장축 방향(선체의 종방향)을 x, 단축 방향을 y, 높이 방향을 z-축으로 두었다.

Mark III

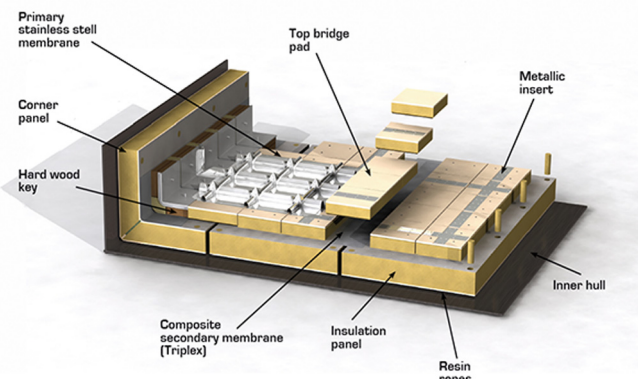


Fig. 1 Schematic view of Mark III membrane type LNG tank (GTT, 2017)

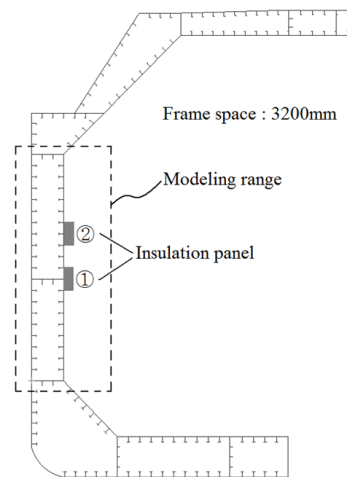


Fig. 2 Modeling range & position of insulation panel

2.1 재료 특성치

Mark III 방열 구조는 주 성분인 Reinforced-PUF(이하 R-PUF)가 2차방벽인 Triplex를 경계로 2개 층으로 나뉘어져 있고, 받침대 역할을 하는 Plywood 그리고 선체와 접합을 위한 Mastic으로 구성되어 있다. 각 구성 성분들의 재료특성치를 Table 1에 정리하였다. 실제로 R-PUF과 Mastic은 등방성 재료, Plywood는 이방성 재료이고 R-PUF은 점탄성 재료이지만 여기서는 모델링에 따른 결과 비교에 초점을 두어 점탄성 효과는 무시하였다.

Table 1 Material properties of insulation system

	E [MPa]	ρ [kg/m ³]	ν
Mastic	2,880	1,500	0.3
Plywood	8,900	710	0.17
R-PUF	84	120	0.18
Triplex	13,133	2,500	0.3

2.2 해석 모델 및 경계 조건

LNG 화물창 내부에 작용하는 슬로싱 충격압력은 방열 패널에 직접 작용하여 변형과 응력을 발생시킬 뿐만 아니라 지지부가 되는 선체의 변형도 동시에 유발함으로써 방열 구조에 2차적인 응력을 발생시킨다(Fig. 3). 결국 방열구조의 구조 응답은 이러한 지지구조의 변형에 무관하게 직접적으로 작용하는 압력만에 의한 거동과 지지 구조의 변형에 의한 영향의 합으로 나타나는 것으로 생각할 수 있다(Ki, M.-S., 2011).

이러한 선체 구조의 탄성지지 영향을 고려하기 위하여 R-PUP, Plywood, Mastic로 구성된 방열 패널과 지지 선체구조를 함께 모델링하여 LNG CCS의 동적 구조해석을 수행하였다. 이때, 다음 사항들을 가정하여 모델링을 단순화하였다.

(1) 슬로싱 충격압력은 1차방향인 상면의 주름진 SUS304 박판(Membrane)을 통하여 방열 패널로 수직방향으로 전달된다. 이때 박판은 주름(Corrugation) 때문에 면내방향 자체 강성이 미미한 수준이므로 선형 해석이 목적인 본 연구의 구조해석 대상에서는 제외하였다. 슬로싱 충격에 의한 박판 주름 자체의 손상 문제는 또 다른 연구 주제로 다루어질 수 있을 것이다.

(2) 3,030mm(L) × 990mm(B) × 300mm(H) 크기인 표준 방열 패널들은 각각의 사이에 약간의 간격을 두고 탱크벽에 나란히 부착되며, 이 간격은 연성 PUP에 의해 메워진다. 따라서 방열 패널들 사이에서 발생하는 수평방향 변위의 상호작용은 무시할 만한 것으로 간주하고 하나의 패널만 모델링 범위에 포함시켜 해석한다.

(3) Triplex는 두께 1mm의 매우 얇은 박판이며 실제 시 계산에서도 방열 패널 전체의 강성과 구조 거동에 미치는 영향이 미미함을 확인하였으므로 모델링에서 제외하였다.

선체 구조의 모델링 범위에 따라 지지부의 강성이 달라질 수 있고 방열 구조의 응답 또한 이에 따라 변화할 수 있기 때문에 선체 구조의 모델링 범위를 달리하여 Fig. 4와 같은 여러 가지 경우에 대한 정, 동적해석을 수행하여 그 결과를 비교하고 그 영향을 고찰하였다. 여기서, (a)는 방열 패널 자체만의 모델링이다. 하단부를 고정하여 선체의 탄성지지 효과를 배제한 결과를 도출하여 비교의 기준으로 삼았다. 이때 방열 패널의 요소분할 크기는 25×25(mm)이다. 나머지 8개 모델링들의 특성은 다음과 같다.

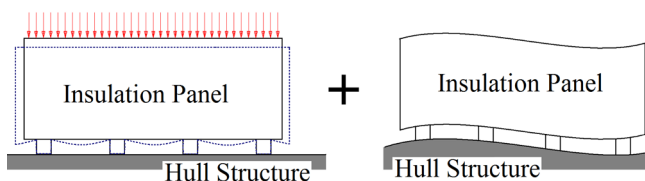


Fig. 3 Structural response of insulation system

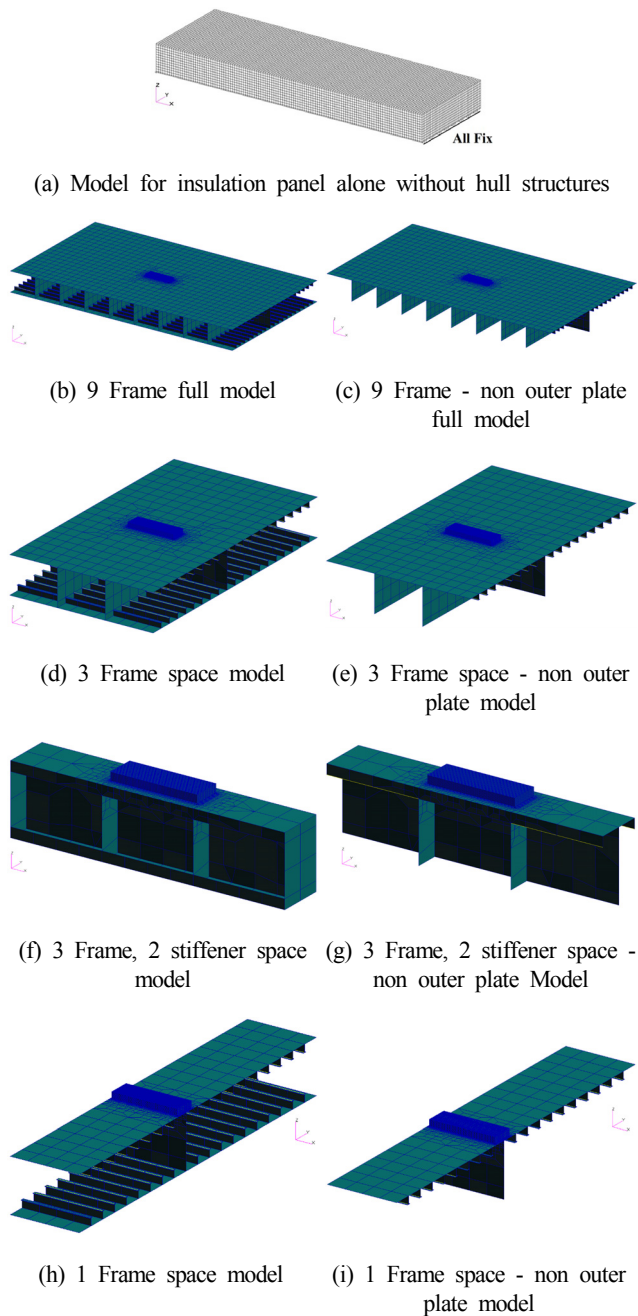


Fig. 4 Modeling cases according to hull modeling range

- Modeling (b) : 선체의 9개 횡늑골 전체를 모델링
- Modeling (c) : (b)에서 외판을 범위에서 제외하고 경계조건으로 대체
- Modeling (d) : 3개 횡늑골 모델링
- Modeling (e) : (d)에서 외판 제외
- Modeling (f) : 3개 횡늑골을 모델링하였지만 횡 방향으로 두 보강재 간격만을 모델링
- Modeling (g) : (f)에서 외판 제외
- Modeling (h) : 길이 방향으로 1개 횡늑골 범위, 대신 횡 방향으로 18 보강재 간격을 모델링
- Modeling (i) : (h)에서 외판 제외

Table 2 Maximum static stress components of unit pressure in each FE model

[unit : Pa]

Stress components	Panel position in Fig.2	(a)	(b)	(c)	(d)	(e)	(f)	(g)	(h)	(i)
σ_x	①		-1.729	-1.664	-1.722	-1.664	-1.673	-1.672	-1.727	-1.722
	②	-1.484	-2.365	-2.336	-2.344	-2.315	-2.327	-2.296	-1.838	-1.838
σ_y	①	16.01	32.12	32.63	32.43	32.633	32.371	32.4	37.896	37.917
	②		31.072	31.498	31.069	31.333	31.32	31.109	38.036	38.036
σ_z	①		-0.834	-0.831	-0.834	-0.831	-0.83	-0.827	-0.89	-0.887
	②	-0.602	-0.983	-0.98	-0.981	-0.977	-0.962	-0.96	-0.1	-0.1
τ_{xy}	①		-0.999	-1.013	-0.999	-0.101	-1.009	-1.009	-1.121	-1.111
	②	-0.711	-1.323	-1.319	-1.327	-1.317	-1.286	-1.287	-1.43	-1.43
τ_{yz}	①		-0.686	-0.677	-0.685	-0.677	-0.674	-0.674	-0.721	-0.719
	②	-0.526	-0.817	-0.813	-0.813	-0.809	-0.804	-0.799	-0.774	-0.774
τ_{zx}	①		0.003	0.007	0.003	0.006	0.004	0.004	0.006	0.006
	②	-0.017	-0.036	-0.035	-0.035	-0.033	-0.037	-0.034	0.006	0.006

이때 (b), (d), (h)의 선체 측면부는 고정단으로, (c), (e), (i)는 선체 측면부와 하부를 고정단으로 하여 외관을 대체하였다. 그리고 (f)는 다른 해석 모델과 달리 Inner hull의 사이드를 높이 방향으로 거동할 수 있게 하였다. (h)는 선체 하단을 고정단으로 하여 외관을 대체하였다.

2.3 정적 해석 결과의 고찰

Fig. 2에서 보인 바와 같이 방열 패널이 선체의 종통재 (Stringer) 또는 일반 보강재 위의 2가지 위치, 8가지 모델링 범위와 방열 패널 자체 모델 즉, 17가지 해석 모델에 대하여 정적 해석을 수행하고 결과를 고찰하였다. 하중조건은 모든 경우에 동일하게 1(Pa)의 정적 단위 압력을 방열 패널의 표면에 작용하였다.

먼저 최대 응력이 나타나는 Plywood 하부 Mastic과의 접점에서 계산된 응력을 방열 패널 자체만을 모델링 한 경우와 비교하여 각 성분별로 Table 2에 정리하였다. 대체로 방열 패널의 폭 방향 응력성분 σ_y 가 압도적임을 알 수 있으므로 이 성분을 기준으로 결과의 정확도를 고찰한다. 선체 강성을 고려하게 되면 방열 패널만을 모델링하여 하부를 고정으로 간주한 경우인 (a) 보다 거의 2배 정도 큰 응력이 작용함을 확인할 수 있다. 이것은 탄성지지부의 변형에 따른 응력 성분이 방열 패널 자체 변형의 영향과 거의 대등한 수준임을 의미한다. 그리고, (h), (i)를 제외한 모든 경우에서 비교적 유사한 크기의 응력이 작용함을 확인할 수 있다. (h), (i)가 다른 모델링 경우와 차이를 보이는 이유는 선체 모델링 범위가 너무 좁아 방열 패널에 인접한 선체 사이드의 경계조건이 높이 방향 거동을 제한하기 때문인 것으로 보인다. 이는 높이 방향 거동이 자유로운 (f), (g)에 대한 결과를 통해 재확인 할 수 있다. 그리고 외관을 모델링한 경우와 이를 경계조건으로 대체한 경우 유사한 결과를 보이고 있다. 대체로 길이 방향으로 방열 패널 길이의 3배 이상의 범위를 모델링하면 비교적 합리적인 결과가 도출됨을 확인할 수 있다.

실제 유체 충격력은 하나의 방열 패널이 아닌 이웃 방열 패널 표면에도 동시에 작용하기 때문에 이 영향을 고려한다면 더 정

Table 3 Comparison of maximum stress levels under unit uniform pressure

Modeling (c) position ①	Pressure acting on insulation panel	Pressure acting on all tank surface
σ_y	32.6 [Pa]	35.0 [Pa]

확한 해석 결과를 얻을 수 있을 것으로 보인다. 즉 선체지지 구조의 변형에 따른 영향은 방열 패널 자체에 작용하는 압력 외에 나머지 주위 패널에 작용하는 압력 역시 고려되어야 한다는 의미이다. 이 영향을 살펴보기 위하여 모델 (b)의 패널 위치 ①에서 하나의 방열 패널에만 압력을 작용시킨 경우와 나머지 표면 전체에 압력을 작용시킨 경우의 응력을 비교해 본 결과, Table 3에서 보는 것처럼 약 7%정도 응력 크기가 증가하는 것을 확인할 수 있다. 즉, 패널의 구조응답에 있어서 대상 패널 자체에 직접 작용하는 압력의 영향이 그 주변에 작용하는 압력 성분에 비해 압도적으로 크다는 것을 의미한다. 또한 실제 슬로싱 충격압력은 대체로 매우 국부적인 면적에 집중되어 작용하므로 전체적인 면적보다는 패널 하나에 집중적으로 작용하는 것으로 가정하는 것이 더 타당할 수 있다. 이것은 이웃 방열 패널 사이의 구조적 상호작용은 그다지 크지 않을 것으로 판단한 2.2절의 (2) 가정과 함께 본 연구에서 제시하는 방열 구조의 국부적 모델링 기법에 대한 근거가 되며, 특히 CCS의 초기설계 단계에서는 큰 문제없이 적용 가능함을 입증하고 있다.

2.4 동적 해석 및 결과 고찰

정적해석 결과를 고려하여 전체 모델링 (b)와 부분 모델이면서도 비교적 합리적인 결과를 주는 것으로 판단되는 (d), (g) 등 3가지 모델링에 대해 과도동적응답해석(Transient dynamic response analysis)을 수행하였다. Fig. 5에서 보는 바와 같이 가장 단순한 이등변 삼각형 형태(Skewness parameter=1)의 단위충격압력을 적용하였다. 일반적으로 충격하중에 대한 구조물의 응답 특성은 구조물 고유진동 주기에 대한 하중 지속시간의 상대적인 비율에 따라 크게

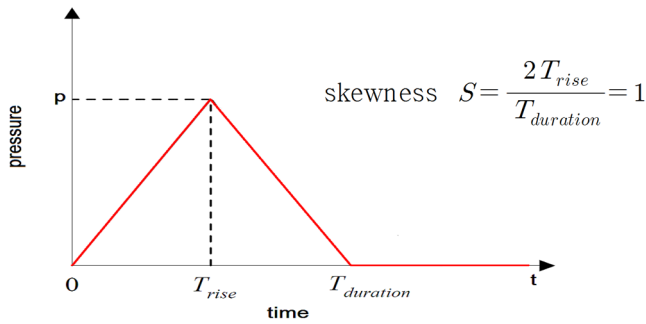


Fig. 5 Triangular impulse

Table 4 Maximum displacements according to duration time of impulse

		[unit : $\times 10^{-9}$ m]		
$T_{duration}$	Model	(b)	(d)	(g)
	$4T_n$		2.001	0.554
$2T_n$		3.551	0.862	2.924
T_n		5.090	4.378	4.372
$T_n/2$		9.362	9.250	9.249
$T_n/4$		14.293	14.286	14.286
$T_n/8$		15.082	15.082	15.082
$T_n/16$		15.107	15.107	15.107

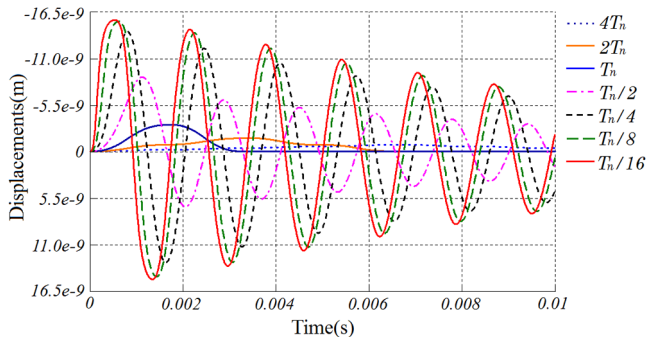


Fig. 6 Time histories of displacements at top surface of insulation panel in model (b)

달라지므로(Nho et al., 2010) 본 연구에서도 단위충격압력의 작용 시간을 방열 패널 자체의 1차 고유진동주기 T_n 에 대한 상대적인 크기로 나타내어 준정적 응답과 충격 응답 범위를 아우를 수 있는 $4T_n \sim T_n/16$ 까지 7단계로 구분하여 해석하고 결과를 검토하였다.

가장 큰 변형이 발생하는 방열 패널 상단 모서리 절점에서의 수직 변형을 정리한 결과를 Table 4에 보였으며 가장 큰 모델인 (b)의 시간이력을 Fig. 6에 나타내었다. 최대 변위는 작용시간이 길 때 차이를 보이다가 작용시간이 짧아질수록 비슷한 크기로 수렴됨을 확인할 수 있다. 이는 Nho et al.(2010)이 보인 바와 같이 충격에 대한 구조응답이 작용하중의 역직에 의존한다는 일반적 논리가 적용됨을 나타내고 있다. 이상 선체 강성을 고려한 방열 구조에 대한 구조응답결과를 비교하였을 때, 충격압력의

작용시간이 짧아질수록 전체 모델인 (b)와 부분 모델인 (d), (g)의 결과가 근접하고 있어 두 부분 모델의 타당성을 확인할 수 있다. 즉 (g)만으로도 효율적이고 정확한 계산이 가능한 것으로 판단되며 따라서 이후의 해석은 모델링 (g)로 수행한다.

결론적으로 방열 패널의 거동은 선체의 탄성지지 영향을 크게 받지만 선체 구조의 전체적인 강성 분포의 영향보다는 패널이 부착된 부분의 국부적 영향으로 한정됨을 알 수 있으며 따라서 유한요소해석 모델링의 범위를 방열 패널 부근의 선체구조만을 모델링하여도 충분한 해석 정도를 확보할 수 있음을 보여주고 있다.

3. LNG 탱크 방열구조의 과도응답해석

유체 충격력을 받는 LNG 탱크 방열 구조의 과도응답해석을 손쉽게 하기 위해 Nho et al.(2011a)에서 제안한 간이해석법을 이용하여 실제 Mark III 방열 구조를 대상으로 유체 충격압력 시계열에 대한 과도응답해석을 수행하고 그 결과를 검토하였다. 대형 모델에 대한 과도응답해석인 경우 간이 응답해석법은 해석 정도는 거의 그대로 유지하면서 해석시간은 거의 1/100 수준으로 대폭 절감할 수 있음을 보인 바 있다.

3.1 삼각형 응답함수를 이용한 간이해석법

먼저 일반적인 형태의 압력 시계열은 Fig. 7에 보인 바와 같이 짧은 주기의 삼각형 단위 충격압력들의 합으로 표현할 수 있다.

$$p(t) = \sum_{i=1}^n p_i \cdot p_N^i(t) \tag{1}$$

여기서, p_i 는 시간 $t = t_i$ 에서 충격 압력의 크기, Δt 는 시간 간격의 크기이다. $p_N^i(t)$ 는 Fig. 8에 보인 단위 삼각형 단위 충격압력이며 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$p_N^i(t) = \begin{cases} \frac{1}{\Delta t}(t_i - t) & \text{when } t_{i-1} \leq t \leq t_i \\ 1 - \frac{1}{\Delta t}(t - t_i) & \text{when } t_i \leq t \leq t_{i+1} \\ 0 & \text{elsewhere} \end{cases} \tag{2}$$

삼각형 응답함수(Triangular response function) $L_i(t)$ 는 Fig. 9의 삼각형 단위 충격압력 $p_N^i(t)$ 에 대한 구조 응답의 시계열로 정의할 수 있으며, 식 (1)의 일반적인 형태의 압력 시계열에 대한 구조물의 응답 시계열 $R(t)$ 는 삼각형 응답함수들의 합으로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$R(t) = \sum_{i=1}^n p_i \cdot L_i(t) \tag{3}$$

Nho et al.(2011a)은 이미 LNG CCS 방열 구조 자체의 동적 응답을 이 삼각형 응답함수를 이용한 간이 과도응답 해석법을 적용하여 구하고, 직접 해석법에 의한 결과를 서로 비교하여 고

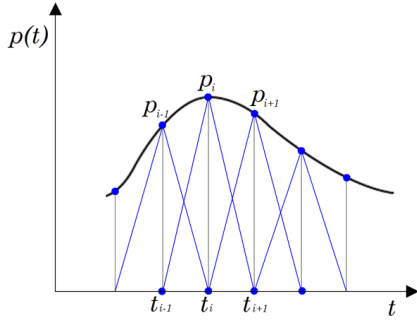


Fig. 7 Decomposition of a pressure time history by unit triangular impulses

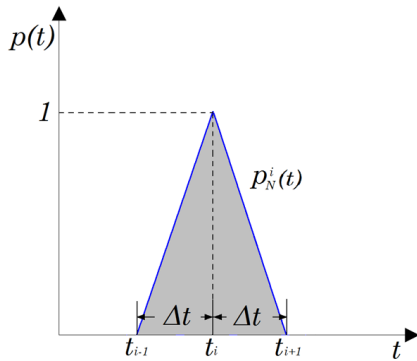


Fig. 8 Unit triangular impulse

참함으로써 타당성을 확인한 바 있다.

3.2 간이해석법에 의한 방열구조의 과도응답해석

1/50(Scaling ratio $\lambda = 50$) 모형실험(20% Filling level)을 통해 얻어진 탱크 유체 충격압력의 시계열 중 일부를 이용하여 실제 크기의 LNG CCS 방열 패널에 대해 간이 과도응답해석을 수행하였다. 모형실험의 계측자료 중에서 부분적으로 압력의 피크치가 가장 크게 나타나는 구간의 시계열을 고려하였다(Fig. 9).

모형실험은 축척 모형을 사용해야하기 때문에 기하학적 상사성과 함께 재료적 시간적 축척효과를 합리적으로 고려해야 하지만 슬로싱 현상에 관련된 인자들의 상호 관계가 워낙 복잡하기 때문에 모형탱크에서 계측된 물리량들을 실선 Scale로 변환하는 과정에서 관련된 모든 무차원 계수들을 동일하게 유지하

는 것은 불가능하다. 본 연구에서는 모형실험에서 계측된 자료를 실선 스케일로 확장하기 위해 비압축성 유동에서 일반적으로 사용되고 있는 다음과 같은 Froude 축척법칙을 적용하였다.

$$p_f = \lambda \frac{\rho_f}{\rho_m} p_m, \quad \lambda = \frac{L_f}{L_m} \tag{4}$$

$$\Delta t_f = \sqrt{\lambda} \Delta t_m \tag{5}$$

여기서,

- p_m, p_f : 실험모형과 실선 탱크에서 압력,
- L_m, L_f : 실험모형과 실선 탱크의 길이,
- ρ_m, ρ_f : 실험모형과 실선 탱크에서 유체밀도,
- $\Delta t_m, \Delta t_f$: 실험모형과 실선 탱크에서 Sampling 주기.

이때, 모형실험의 압력 샘플링 주기는 0.0001초(샘플링 주파수 10kHz)이므로 Froude 축척법칙을 적용하여 실선 탱크에서 샘플링 주기 Δt_f 를 결정할 수 있고, 이 값을 Fig. 9에 보인 단위 삼각형 단위 충격압력의 시간 증분 Δt 로 두고 해석한다.

먼저 시간 증분의 크기를 $\Delta t_f/20$ 로 하여 삼각형응답함수 $L_i(t)$ 를 구한 다음, 이를 이용하여 방열 패널 자체만의 모델링인 Fig. 4 (a) 및 선체 포함한 모델링 (g) 각각에 대하여 간이 과도응답해석을 수행하였다. 또한 직접계산에 의한 과도응답해석, 준정적 해석을 수행하고 가장 큰 변위가 발생하는 패널 상면부의 수직방향 변위 시계열들을 Fig. 10에서 상호 비교하여 나타내었다. 먼저 Fig. 10(a)는 선체의 탄성지지 효과를 감안한 모델 (g)의 동적 거동은 방열 패널 자체만의 모델링 (a)의 결과에 비해 최대치가 2배 이상으로 현저하게 커지며, 이어지는 충격에 의한 과도 응답도 상당 시간 지속되는 등 확연한 차이가 있음을 보이고 있다. 이는 선체 구조의 탄성지지 효과를 고려하지 않고 방열 패널 자체 모델만으로 하면을 구속하여 해석하는 방식을 택하는 경우, 슬로싱 충격압력에 기인하는 패널의 동적구조 응답을 과소 평가할 수 있음을 의미한다. Fig. 10(b)에 선체의 탄성지지 강성을 고려한 모델링 (g)의 직접해석 결과와 간이 해석 결과를 비교하였다. 두 해석 방법의 차이는 거의 보이지 않을 정도로 일치하기 때문에 간이 동적해석법의 정도와 적용의 타당성을 다시 한 번 확인할 수 있다.

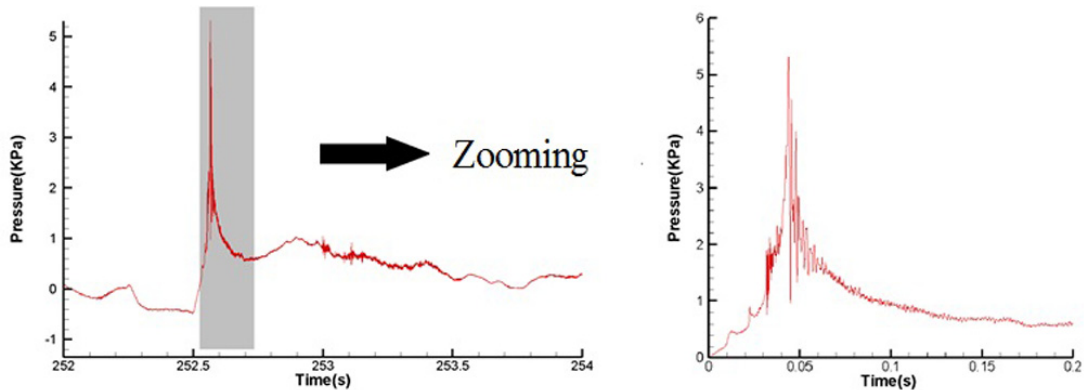
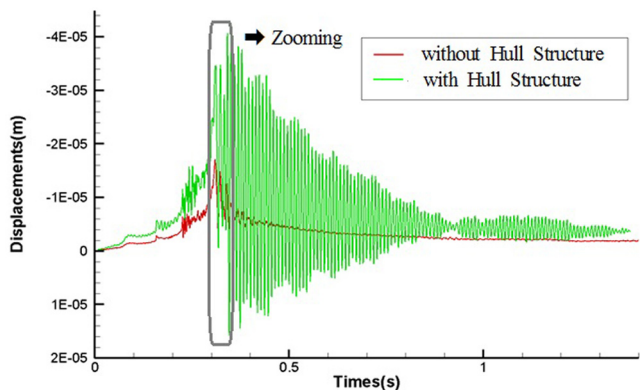
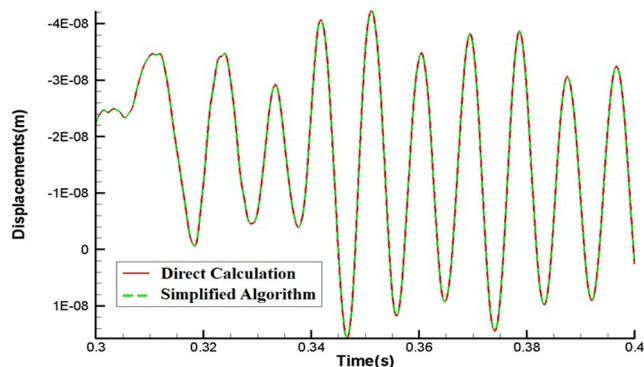


Fig. 9 Selection of pressure time history of sloshing model test



(a) Comparison of all solutions



(b) Displacement time history with model (g) including hull structure

Fig. 10 Comparison of displacement time histories

4. 결 론

Mark III 멤브레인형 LNG 탱크 방열구조의 슬로싱에 의한 유체충격 응답을 간편하게 해석하기 위하여 화물창의 선측 구조를 여러 가지 방법으로 모델링하고 이에 대한 구조해석 결과를 비교 검토함으로써 다음과 같은 결론을 제시하였다.

(1) 선체 강성을 고려하는 경우, 최대 압력 발생 이후로 탄성 지지 효과로 인하여 방열 패널 만의 거동에 비해 더 큰 과도 동적 거동을 나타내는 것을 확인하였다. 따라서 방열 구조의 합리적인 유체 충격응답 해석을 위해서는 방열구조 지지부의 탄성 지지 효과에 대한 고려가 반드시 필요할 것으로 사료된다.

(2) 방열 패널의 구조거동은 선체의 탄성지지 영향을 크게 받지만 선측 구조의 전체적인 강성 분포 영향보다는 방열 패널이 부착된 위치의 국부적 영향으로 한정됨이 밝혀졌으며, 따라서 유한요소해석 모델링의 범위를 방열 패널 부근의 선체구조만을 모델링하여도 충분한 정도를 확보할 수 있음을 확인할 수 있다. 이는 최대 압력이 작용하는 지점 주위로 모델링 범위를 축소시킴으로써 해석에 대한 노력을 상당히 줄일 수 있음을 의미한다.

(3) 슬로싱에 의한 CCS의 동적 충격응답 거동을 추정하기 위하여 간이 응답 해석법을 적용하였다. 1/50 축척 모형탱크 실험에서 얻어진 압력 시계열에 대한 동적 응답해석 결과를 검토함으로써 간이해석법의 정확성과 타당성을 확인하였다.

(4) 삼각형 응답함수를 이용한 간이 과도응답 해석법으로도

짧은 시간 안에 정확한 동적응답계산이 가능하기 때문에 슬로싱에 대한 단일구조의 구조안전성을 평가할 때 정밀 유탄성 해석기법을 적용하기 전 단계에서 모형시험에서 얻어진 방대한 압력시간이력의 계측 자료 중에서 관심 대상 구간을 직접 선별하는 수단으로서 그 효율성을 발휘할 수 있을 것으로 판단된다.

후 기

이 논문은 지식경제부 산업원천기술개발사업인 “LNG 관련 선박 또는 해양구조물의 탱크 설계를 위한 슬로싱 해석 기술 개발 및 관련 인프라 구축(10033656)”과제와 충남대학교 자체연구과제의 지원으로 수행된 연구 결과의 일부입니다.

References

American Bureau of Shipping(ABS), 2006. Guidance Note on Strength Assessment of Membrane-Type LNG Containment Systems under Sloshing Loads.

Graczyk, M., Moan, T., 2008. A Probabilistic Assessment of Design Sloshing Pressure Time Histories in LNG Tanks. *Ocean Engineering*, 35, 834-855.

Gaztransport and Technigaz(GTT), 2017. MARK III System's Original Design, Available at <http://www.gtt.fr/>

Ki, M.-S., 2011. A study on Sloshing Impact Response Analysis of LNG CCS, M.S. Thesis of Chungnam National University.

Nahm, J.O., Kang, H.D., Chung, J.Y., Kwon, S.H., Choi, H.-S., 2007. An Experimental Study on Slamming Phenomenon by Forced Impact. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 21(1), 40-44.

Nho, I.S., Lee, J.M., Yeom, C.W., 2010. A Fundamental Study for Time History Modeling of Fluid Impact Pressure. *Journal of the Society of Naval Architecture of Korea*, 47(2), 242-247.

Nho, I.S., Ki, M.S., Kim, S.C., 2011a. “A Study on Simplified Sloshing Impact Response Analysis for Membrane-Type LNG Cargo Containment System,” *Journal of the society of Naval Architecture of Korea*, Vol 48(5), 451-456.

Nho, I.S., Ki, M.S., Lee, J.M., Kim, S.C., 2011b. A Study on the Sloshing Impact Response Analysis for the Insulation System of Membrane Type LNG Cargo Containment System, *Proceeding of 2011 Computational Structural Engineering Annual Conference*, Busan

Nho, I.S., Ki, M.S., Yun, Y.M., and Kim, S.C., 2012, "Sloshing Impact Response Analysis for Insulation System of Mark III type LNG Cargo Containment System," *Proceedings of the 26th Asian-Pacific Technical Exchange and Advisory Meeting on Marine Structure*, Fukuoka, JAPAN, TEAM 2012.

Yum, D.J., Yoon, B.S., 2008. Numerical Simulation of Slamming Phenomena during Water Entry of 2-D Wedges. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 45(5), 477-486.

Vortex-Induced Vibration Analysis of Deep-Sea Riser

Seongjong Park* and Bongjae Kim*

*Central Research Institute, Samsung Heavy Industry, Seongnam, Korea

심해 라이저의 와류유기 진동해석

박성종* · 김봉재*

*삼성중공업(주) 중앙연구소

KEY WORDS: Steel catenary riser 카티너리 라이저, Top tensioned riser 상부장력 라이저, Vortex-induced vibration 와류유기 진동, Fatigue damage 피로 손상, Mode superposition 모드 중첩

ABSTRACT: A numerical model based on the mode superposition method is used to study the vortex-induced vibration response characteristics of a deep-sea riser such as steel catenary riser (SCR). A steel catenary riser can be modeled using a flexible cable with simple supports at both ends. The natural frequency, mode shape and mode curvature of the riser are calculated and the vortex-induced vibration response of the riser is obtained using the equilibrium of the input and output power. The mode superposition method is applied to the vibrational stresses for each mode to calculate the overall riser fatigue life.

1. 서 론

심해역 해양자원의 개발 추세와 함께 라이저의 적용 수심은 점점 깊어지고 있다. 심해역에 설치되는 라이저는 높은 압력 등 열악한 환경에 노출되기 쉽다. 카티너리 라이저(Steel Catenary Riser, SCR)는 상부장력 라이저(Top Tensioned Riser, TTR)에 비하여 더욱 큰 선박의 움직임을 허용하며, 플렉서블 라이저(Flexible Riser)에 비하여 열악한 환경에 더욱 잘 견딜 수 있다. 따라서 카티너리 라이저는 심해 자원개발에 가장 넓게 적용되고 있다. 카티너리 라이저는 수명기간 중 해류와 파랑 등의 외부 하중에 지속적으로 노출되며, 구조적인 안정성을 확보하기 위하여 이와 같은 외부환경에 잘 견딜 수 있도록 설계되어야 한다. 따라서 라이저의 피로수명을 예측하는 것이 설계의 핵심 중 하나이다.

라이저가 설치된 해역에 일정한 속도 이상의 해류가 흐르는 경우, 급격한 구배 변화로 인하여 라이저 뒷면에는 규칙적인 패턴의 와류 흘림(Vortex Shedding) 현상이 발생하게 된다. 와류 흘림은 라이저에 주기적으로 하중을 발생시키며, 라이저의 움직임과 상호작용에 의하여 와류유기 진동(Vortex-Induced Vibration, VIV)을 발생시킨다. 특히, 와류 흘림 주파수가 라이저의 고유진동수(Natural Frequency)와 가까워지면 라이저는 와류 흘림과 동조화되어 대변

위 진동이 발생하게 된다. 이를 Lock-in 현상이라고 하며, 이 때 라이저는 큰 구조 응력에 의하여 피로손상이 발생한다(Park et al., 2004).

이와 같은 와류유기 진동에 의한 라이저의 피로수명을 예측하기 위하여 많은 연구가 진행되었다. Kim(2013)과 Youn(2016)은 파워입력범위와 분포방법에 따른 상부장력 라이저의 와류유기 진동 특성을 연구하였으며, Gao 등(Gao et al., 2011)은 카티너리 라이저의 와류유기 진동에 의한 피로 수명을 예측하였다. Vikestad 등(Vikestad et al., 2000)은 Venugopal(1996)이 제시한 유체 감쇠 모델을 Gopalkrishnan(1993)과 Vikestad(1998)의 실험과 비교하였다.

본 연구에서는 모드중첩법에 기반한 수치모델을 제시하여 카티너리 라이저의 와류유기 진동 수치해석기법을 정리한다. 카티너리 라이저는 양단이 단순지지된 유연한 케이블로 모델링되며, 입력과 출력 파워의 평형을 이용하여 진동 응답 및 피로수명을 계산한다.

2. 수치 이론

심해 라이저는 길이가 지름에 비하여 매우 크며($L/D > 200$), 이

Received 27 June 2017, revised 18 September 2017, accepted 19 October 2017

Corresponding author Seongjong Park: +82-31-5171-7595, sj07.park@samsung.com

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2010 in Jeju.

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

경우 라이저는 유연한 케이블로 간주할 수 있다(DNV, 2006). 외력이 작용하는 케이블의 지배방정식은 다음과 같다(Gao et al., 2011).

$$m(s)\frac{\partial^2 y(s,t)}{\partial t^2} + R(s)\frac{\partial y(s,t)}{\partial t} - T(s)\frac{\partial^2 y(s,t)}{\partial s^2} = P(s,t) \quad (1)$$

여기서, $m(s)$ 는 접수에 의한 부가질량을 포함한 단위 길이당 질량, $R(s)$ 는 단위 길이당 감쇠, $T(s)$ 는 유효장력, $P(s,t)$ 는 라이저에 작용하는 외력이며, s 와 t 는 각각 위치좌표와 시간을 나타낸다. 외력은 와류홀림에 의해 주기적으로 작용하므로 $P(s,t)$ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$P(s,t) = \frac{1}{2}\rho_f DV^2(s)C_L(s;\omega_r)\sin(\omega_r t) \quad (2)$$

여기서, ρ_f 는 유체 밀도, D 는 라이저 지름, $V(s)$ 는 해류 속도, $C_L(s;\omega_r)$ r 번째 고유모드에 대한 양력계수이다.

$Y_r(s)$ 와 $q_r(s)$ 를 각각 r 번째 고유모드와 모드좌표계라고 정의하면, 라이저의 변위 응답을 다음과 같이 각 모달 변위의 중첩으로 나타낼 수 있다.

$$y(s,t) = \sum_r Y_r(s)q_r(t) \quad (3)$$

식 (3)을 식 (1)에 넣고 정리하면, 다음과 같은 모드좌표계에 서의 운동방정식을 얻을 수 있다.

$$M_r \frac{d^2 q_r(t)}{dt^2} + R_r \frac{dq_r(t)}{dt} + K_r q_r(t) = P_r(t) \quad (4)$$

여기서, M_r , R_r , K_r , $P_r(t)$ 는 각각 r 번째 모달 질량, 모달 감쇠, 모달 강성 및 모달 힘이며, 식 (5)에서 식 (8)과 같다.

$$M_r = \int_0^L Y_r^2(s)m(s)ds \quad (5)$$

$$R_r = \int_0^L Y_r^2(s)R(s)ds \quad (6)$$

$$K_r = - \int_0^L Y_r''(s)Y_r(s)Tds \quad (7)$$

$$P_r(t) = \int_0^L Y_r(s)P(s,t)ds \quad (8)$$

여기서, double prime(")은 2계 미분을 나타낸다.

입력 파워는 외력과 속도의 곱으로 나타낼 수 있으며, r 번째 모드의 입력 파워는 다음과 같다.

$$\Pi_r^{in} = \int_0^L \frac{1}{2}\rho_f DV^2(s)C_L(s;\omega_r)A_r\omega_r \sin^2(\omega_r t) \times |Y_r(s)|\Phi(s)ds \quad (9)$$

여기서, A_r 은 r 번째 모드변위의 진폭(Mode Displacement Amplitude)이며, $\Phi(s)$ 는 외력의 가진 범위와 기여도를 나타내는 함수이다 (Kim, 2013). 본 연구에서는 파워입력이 중복되는 경우, 중복되는 모드의 파워 크기에 비례하여 기여도를 결정하였다.

또한, 출력 파워는 감쇠력과 속도의 곱으로 나타낼 수 있으며, r 번째 모드의 출력 파워는 다음과 같다.

$$\Pi_r^{out} = \int_0^L Y_r^2(s)R(s)A_r^2\omega_r^2 \sin^2(\omega_r t)ds \quad (10)$$

r 번째 모드의 한 주기 동안의 시간 평균 입력파워 및 출력파워는 각각 식 (11) 및 식 (12)와 같다.

$$\Pi_r^{in} = \int_0^L \frac{1}{4}\rho_f DV^2(s)C_L(s;\omega_r)A_r\omega_r |Y_r(s)|\Phi(s)ds \quad (11)$$

$$\langle \Pi_r^{out} \rangle = \int_0^L \frac{1}{2} Y_r^2(s)R(s)A_r^2\omega_r^2 ds \quad (12)$$

각각의 모드에 대하여 입력 파워와 출력 파워는 평형을 이루므로, 다음을 얻을 수 있다.

$$\frac{A_r}{D} = \frac{\int_0^L \frac{1}{2}\rho_f V^2(s)C_L(s;\omega_r)|Y_r(s)|\Phi(s)ds}{\int_0^L Y_r^2(s)R(s)\omega_r ds} \quad (13)$$

A_r/D 의 초기값을 가정하면 감쇠 $R(s)$ 와 양력 계수 $C_L(s;\omega_r)$ 을 구할 수 있으며, 이를 이용하여 다시 A_r/D 를 구할 수 있다. 이를 반복적으로 계산하여 연속적인 A_r/D 의 값의 차이가 일정한 값 이하이면 수렴한 것으로 판단한다.

단위 길이당 감쇠 $R(s)$ 는 구조감쇠 R_s 와 유체동역학적 감쇠 $R_h(s)$ 로 구성되며, 본 연구에서 구조감쇠는 0.003으로 가정한다. 그리고 유체동역학적 감쇠는 감소속도(Reduced Velocity)를 기준으로 두 개의 다른 모델로 나타난다(Vikestad et al., 2000). 저속 (Low Reduced Velocity) 범위인 파워 입력 구간에서 $R_h(s)$ 는 식 (14)와 같고, 고속(High Reduced Velocity) 범위인 파워 출력 구간에서 $R_h(s)$ 는 식 (15)와 같다.

$$R_{h,low} = \frac{\omega\pi\rho_f D^2}{2} \left[2\sqrt{\frac{2}{Re} + C_{sw}\left(\frac{A_r}{D}\right)^2} \right] + C_{rl}\rho_f DV(s) \quad (14)$$

$$R_{h,high} = \frac{C_{rh}\rho_f V^2(s)}{\omega} \quad (15)$$

여기서, C_{sw} , C_{rl} , C_{rh} 는 각각 정수(Still Water), 저속 및 고속에서의 경험계수이며, 각각 0.20, 0.18, 0.20이 적용되었다. 또한, Re 는 레이놀즈 수(Reynolds Number)이며, 다음과 같이 나타낸다.

$$Re = \frac{\omega D^2}{\nu} \quad (16)$$

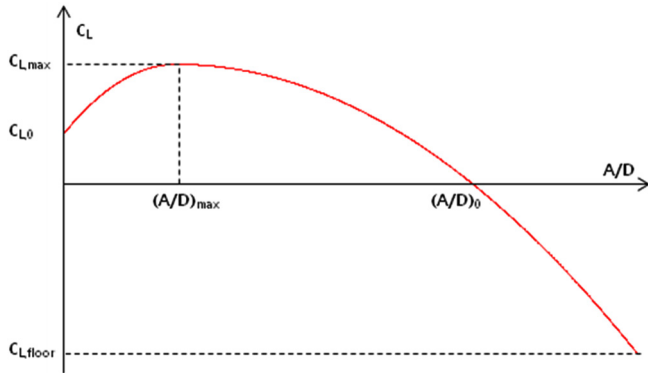


Fig. 1 Lift coefficient model

Table 1 Lift coefficient(Vandiver and Li, 2015)

Item	Value
A/D_{max}	0.30
A/D_0	1.10
$C_{L,max}$	0.70
$C_{L,0}$	0.30
$C_{L,floor}$	-1.00

여기서, v 는 유체점성(Fluid Viscosity)이다.

라이저의 양력 계수 C_L 는 무차원 응답 진폭 A/D 의 함수로 표현할 수 있다(Vandiver and Li, 2005). C_L 은 Fig. 1과 같이 세 점을 연결하는 두 개의 포물선의 조합으로 구성되며, 양력계수의 최소값 $C_{L,floor}$ 가 정의된다. 본 연구에서는 Table 1에 정리된 값을 이용하여 양력계수를 추정하였다.

단순지지(pinned-pinned) 조건에서 식 (4)를 이용하여 식 (17) 및 식 (18)과 같이 라이저의 고유진동수 ω_r 과 고유모드 $Y_r(s)$ 를 구할 수 있다.

$$\omega_r = \frac{r\pi}{\int_0^L \sqrt{\frac{m}{T(s)}} ds} \tag{17}$$

$$Y_r(s) = \sin \left[\int_0^s \sqrt{\frac{m}{T(s)}} \omega_r ds \right] \tag{18}$$

RMS 응력(Root Mean-Squared Stress)은 다음과 같다(Vandiver and Li, 2005).

$$S_{rms}(s) = \left\{ \sum_r \frac{1}{8} \left| \sum_n Y_n''(s) ED_s P_{nr} H_{nr} \left(\frac{\omega_r}{\omega_n} \right) \right|^2 \right\}^{1/2} \tag{19}$$

여기서, n 과 r 은 고유모드이며, E 는 탄성계수(Young's Modulus), D_s 는 강력 지름 (Strength Diameter)이다. 모달 힘 P_{nr} 과 주파수 응답 함수 H_{nr} 은 각각 식 (20) 및 식 (21)과 같다.

$$P_{nr} = \int_0^L sgn[Y_r(s)] Y_n(s) P_r(s) \Phi(s) ds \tag{20}$$

$$H_{nr} \left(\frac{\omega_r}{\omega_n} \right) = \frac{1}{K_n} \frac{1}{\left[1 - \left(\frac{\omega_r}{\omega_n} \right)^2 + 2i\zeta_n \frac{\omega_r}{\omega_n} \right]} \tag{21}$$

여기서, $sgn[()]$ 는 다음과 같은 부호 함수이다.

$$\begin{aligned} sgn[()] &= +1 \text{ if } () > 0 \\ sgn[()] &= -1 \text{ if } () < 0 \\ sgn[()] &= 0 \text{ if } () = 0 \end{aligned} \tag{22}$$

또한, 감쇠비 ζ_n 은 구조 감쇠비 $\zeta_{n,s}$ (=0.003)와 유체동역학적 감쇠비 $\zeta_{n,h}$ 로 구성되며, 유체동역학적 감쇠비 $\zeta_{n,h}$ 는 다음과 같다.

$$\zeta_{n,h} = \frac{\int R_h(s) Y_n^2(s) ds}{2\omega_n \int m(s) Y_n^2(s) ds} \tag{23}$$

가진 주파수 ω_r 에 대한 와류유기 피로손상은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$E_r(s) = \frac{\omega_r T}{2\pi c} \left[\sqrt{2} S_{r,rms}(s) \right]^b \Gamma \left(\frac{b+2}{2} \right) \tag{24}$$

여기서, $\Gamma()$ 는 식 (25)에 의해 정의되는 감마(Gamma)함수이다. 또한 b 와 c 는 식 (26)에 의해 정의되는 S-N(응력-반복횟수) 곡선의 계수이며, $S_{r,rms}$ 는 식 (27)과 같다.

$$\Gamma(z) = \int_0^\infty \frac{t^{z-1} dt}{\exp t} \tag{25}$$

$$N(S \times SCF)^b = c \tag{26}$$

$$S_{r,rms}(s) = \frac{1}{2\sqrt{2}} \left[\sum_n Y_n''(s) ED_s P_{nr} H_{nr} \left(\frac{\omega_r}{\omega_n} \right) \right] \tag{27}$$

여기서, S 는 응력, N 은 반복의 수이며, SCF 는 Stress Concentration Factor로 1.2를 적용하였다(GAO et al., 2011).

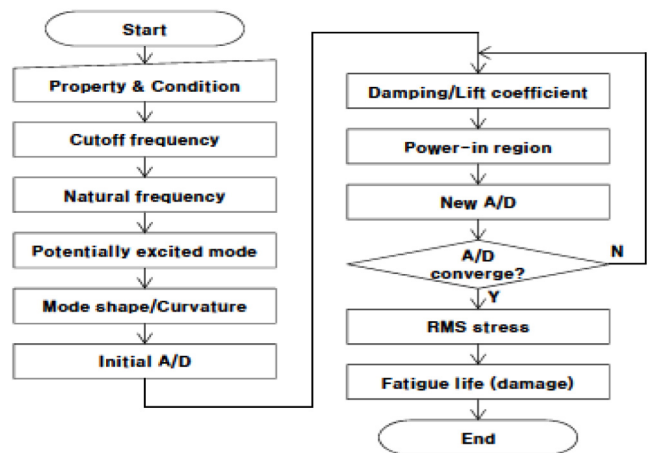


Fig. 2 Road map of riser VIV analysis

이를 정리하면, 라이저의 와류유기 진동해석 기법에 대한 흐름도는 Fig. 2와 같다.

3. 수치 해석

3.1 검증 모델

Fig. 3과 같은 카티너리 라이저의 플랫폼 수직 설치각도 (Hang-Off Angle, HOA)가 θ 인 라이저의 플랫폼 설치점과 해저면 사이의 거리를 H 라고 가정하면, 카티너리 방정식에 의해 라이저의 전체 길이 L 은 다음과 같다.

$$L = H \frac{\cos \theta}{1 - \sin \theta} \tag{28}$$

라이저와 해저면의 교점을 원점, 수면 방향을 y 축, 흐름 방향을 x 축으로 하는 좌표 평면을 가정하면, 카티너리 라이저는 다음의 식으로 나타낼 수 있다.

$$y = \frac{L^2 - H^2}{2H} \left[\cosh \left(\frac{2H}{L^2 - H^2} x \right) - 1 \right] \tag{29}$$

라이저의 플랫폼 수직 설치각도 θ 가 매우 작다고 가정하면, 카티너리 라이저는 상부장력 라이저로 근사될 수 있다. 수치해석의 정확도를 검증하기 위하여 Table 2와 같은 검증 라이저 모델에 대하여 수치해석을 수행하고 상용프로그램인 SHEAR7과 비교하였다. 비교 해석을 위하여 검증 모델의 유효장력은 상부장력으로 가정하였다.

Table 2에서 제시한 검증 모델은 일정한 단면을 가지며, 양단은 단순지지(Pinned-Pinned)되는 것으로 가정되었다. 또한, 라이저의 플랫폼 설치점은 해수면과 동일하다고 가정하였다. 라이저의 길이 L 은 식 (28)에 의해 구할 수 있으며, 고유진동수와 고유모드는 식 (17)과 식 (18)에 의해 구할 수 있다. 라이저 모델의 고유진동수는 Table 3에 나타내었으며, 5차까지의 고유모드 $Y(s)$ 와 고유모드의 2계 미분인 곡률 $Y''(s)$ 은 각각 Fig. 4 및 Fig. 5와 같다. 양단이 단순지지되는 조건에서 양단의 $Y(s)$ 와 $Y''(s)$ 은 모두 0이며, 식 (19)에 따라서 와류유기 진동에 의한 응력은 양단에서 작용하지 않는다.

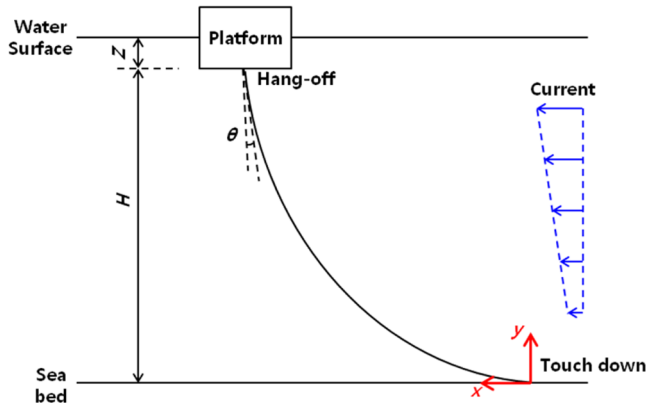


Fig. 3 Steel catenary riser system

Table 2 Verification riser model

Item	Value & Condition	Remarks
H [m]	1,000	
Z [m]	0	Hang-off depth
D [m]	0.6	hydraulic diameter
D_s [m]	0.6	steel pipe diameter
m [kg]	600	effective mass
θ [°]	1E-3	hang-off angle
E [N/m ²]	2.10E+11	
T [N]	(top) 5.02E+06 (bottom) 5.00E+06	linearly varying
St	0.18	Strouhal number
ρ_f [kg/m ³]	1,025	
ν [m ² /s]	1.30E-06	fluid viscosity
V [m/s]	(top) 1.2 (bottom) 0.2	linearly varying

Table 3 Natural frequencies (verification model)

Mode No.	Freq. [Hz]		Difference [%]
	Present	SHEAR7	
1	0.046	0.046	0.2
2	0.092	0.092	0.2
3	0.138	0.139	0.4
4	0.184	0.185	0.6
5	0.230	0.232	0.9

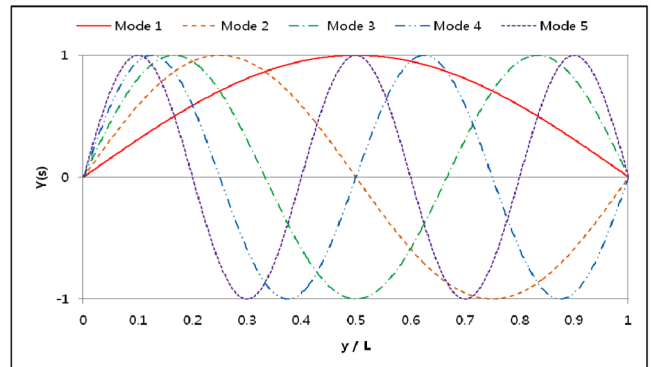


Fig. 4 Mode shapes (verification model)

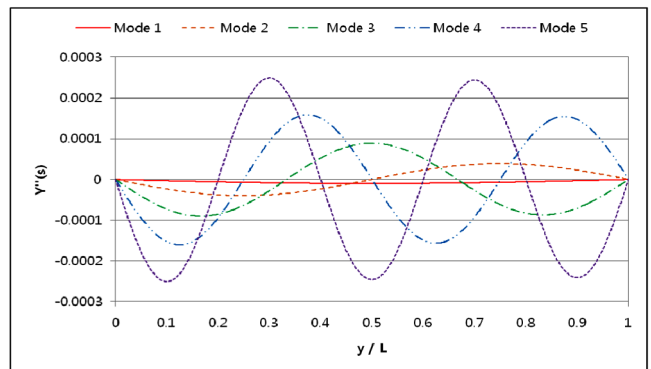


Fig. 5 Curvatures (verification model)

Table 4 S-N curve properties

Point	Stress Range [MPa]	Cycles to Failure
1	324.05	0.1E+05
2	27.65	0.1E+09

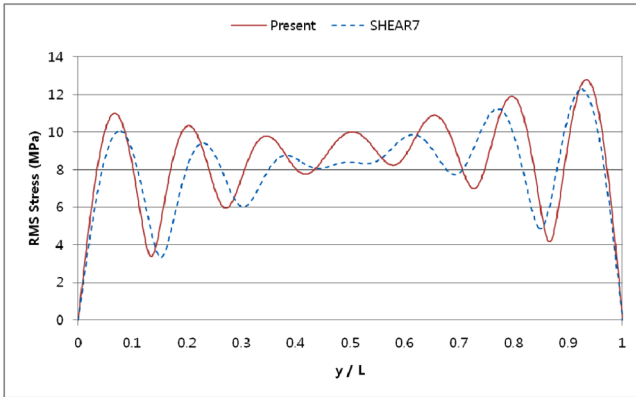


Fig. 6 RMS stress (verification model)

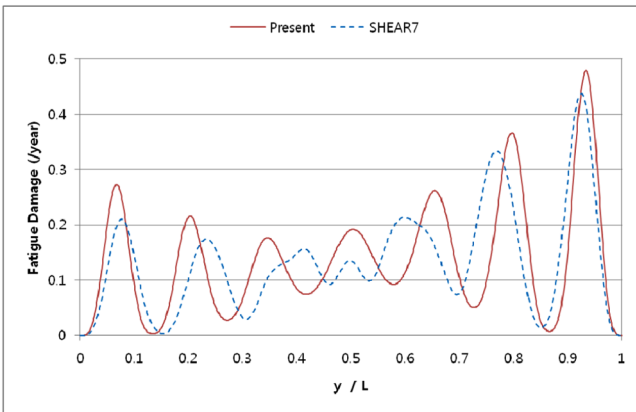


Fig. 7 Fatigue damage (verification model)

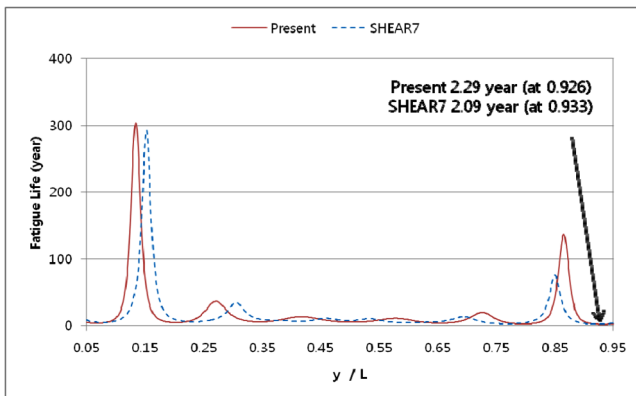


Fig. 8 Fatigue life (verification model)

검증 모델의 와류유기 진동해석에는 모든 가진 모드를 고려하였으며, 해석 결과는 Fig. 6에 SHEAR7 결과와 함께 나타내었다. 검증 모델의 최대 응력은 12.1MPa이며, $y/L=0.930$ 에서 발생하였다. SHEAR7 결과에 따르면, 최대 응력은 $y/L=0.925$ 에서

12.3Mpa이다. 따라서 본 연구의 해석기법이 SHEAR7 결과와 상당히 부합됨을 확인할 수 있다. 그러나 SHEAR7결과와 일부 차이를 나타내고 있으며, 이는 모드중첩에 따른 외력의 가진범위와 기여도의 차이에서 기인하는 것으로 보인다. 피로손상을 계산하기 위하여 Table 4에 제시된 물성치를 적용하였다(Youn, 2016). 따라서, $N=cS^{-b}$ 로 정의되는 S-N 곡선에서 b 는 3.7421이며, c 는 7.0406e35로 산정된다. 검증 모델의 피로손상 및 피로수명 해석 결과는 각각 Fig. 7 및 Fig. 8과 같다. 최대 피로 손상은 라이저 상단에서 발생하였으며, 본 연구에서 피로수명은 2.09년을 나타내었으며 SHEAR7은 2.29년을 나타내었다.

3.2 수치 모델

라이저의 플랫폼 수직 설치각도 θ 가 12°인 카티너리 라이저 모델에 대하여 수치해석을 수행하였다. Table 5에 제시한 수치 모델은 일정한 단면을 가지며, 양단은 검증 모델과 마찬가지로 단순지지(Pinned-Pinned)되는 것으로 가정하였다. 그러나 본 수치 모델의 유효장력은 카티너리 라이저의 자중과 수직 설치각도에 의하여 결정된다. 카티너리 라이저의 유효장력은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$T(s) = \left\{ (ws - T_{0,y})^2 + T_{0,x}^2 \right\}^{1/2} \tag{30}$$

여기서, w 는 라이저의 단위 길이당 수중 무게, s 는 지반과 접촉점으로부터 라이저 길이, $T_{0,x}$ 와 $T_{0,y}$ 는 지반과 접촉점에서 유효장력의 각각 수평 성분과 수직 성분이다.

라이저의 고유진동수는 Table 6에 나타내었으며, 흐름 방향 길이 X 에 대하여 5차까지의 고유모드와 곡률은 각각 Fig. 9 및 Fig. 10에 나타내었다. 라이저의 길이 s/L 에 대하여 고유모드와 곡률을 그리면 각각 Fig. 4 및 Fig. 5와 비슷한 그래프를 얻을 수 있다. 양단이 단순지지되는 조건에서 양단의 $Y(s)$ 와 $Y''(s)$ 은 모두 0이며, 식 (19)에 따라서 와류유기 진동에 의한 응력은 양단에서 작용하지 않는다.

Table 5 Catenary riser model

Item	Value & Condition	Remark
H [m]	1,356	
Z [m]	144	Hang-off depth
D [m]	0.3556	hydraulic diameter
D_s [m]	0.3556	steel pipe diameter
m [kg]	328.3	effective mass
m [kg]	124.7	submersible mass
θ [°]	12	hang-off angle
E [N/m ²]	2.07E+11	
St	0.18	Strouhal number
ρ_f [kg/m ³]	1,025	
ν [m ² /s]	1.30E-06	fluid viscosity
V [m/s]	(top) 1.0 (bottom) 0	linearly varying

Table 6 Natural frequencies (catenary model)

Mode No.	Freq. [Hz]
1	0.102
2	0.203
3	0.305
4	0.407
5	0.509

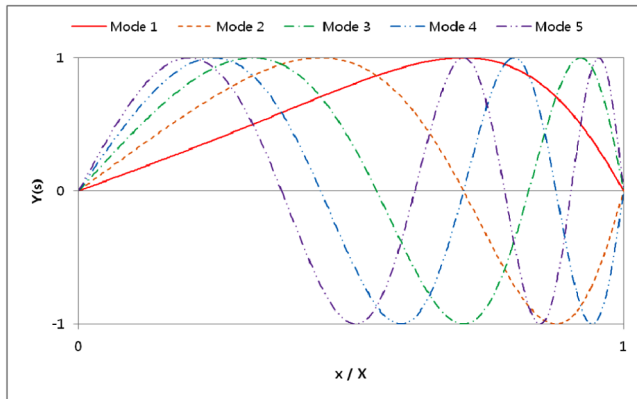


Fig. 9 Mode shapes (catenary model)

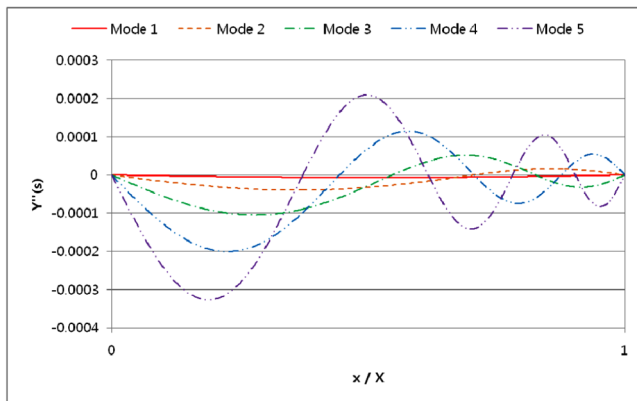


Fig. 10 Curvatures (catenary model)

카티너리 라이저 모델의 와류유기 진동해석에는 모든 가진 모드를 고려하였으며, 와류유기 진동해석 결과는 Fig. 11에 나타내었다. 검증 모델의 최대 응력은 15.6MPa이며, $x/X=0.035$ 에서 발생하였다. 와류유기 진동에 의한 피로손상을 계산을 위하여 Table 4에 제시된 물성치를 적용하였다. 검증 모델의 피로손상 및 피로수명 해석 결과는 각각 Fig. 12 및 Fig. 13과 같다. 최대 피로 손상은 유효장력이 상대적으로 작은 라이저 하단에서 발생하였으며, 피로수명은 0.18년을 나타내었다.

라이저의 플랫폼 수직 설치각도 θ 가 다른 5가지 카티너리 라이저 모델에 대하여 와류유기 진동 응답을 관찰하였다. 라이저의 기본 물성치는 Table 5의 카티너리 라이저와 동일하며, 수직 설치각도는 12° 를 기준으로 증감된다. 해석 모델은 마찬가지로 일정한 단면을 가지며 양단은 단순지지(Pinned-Pinned)되는 것으로 가정하였다. 5가지 카티너리 라이저 모델의 고유진동수 및 라이저의 전체 길이는 Table 7에 나타내었다. 또한, 수직 설치각

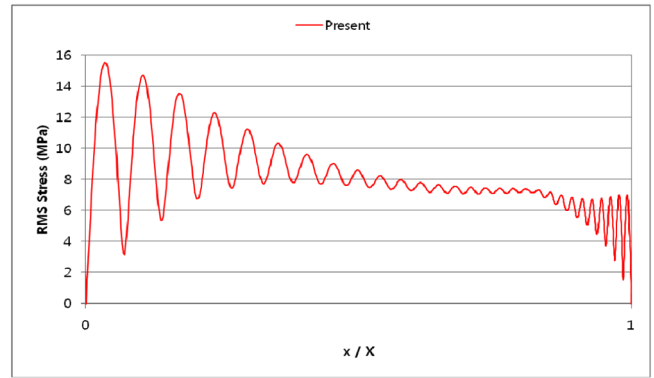


Fig. 11 RMS stress (catenary model)

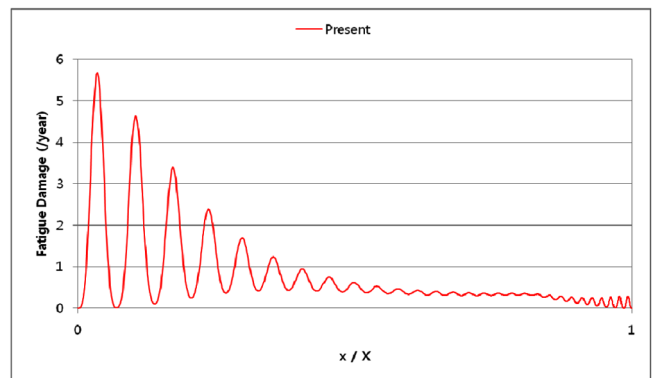


Fig. 12 Fatigue damage (catenary model)

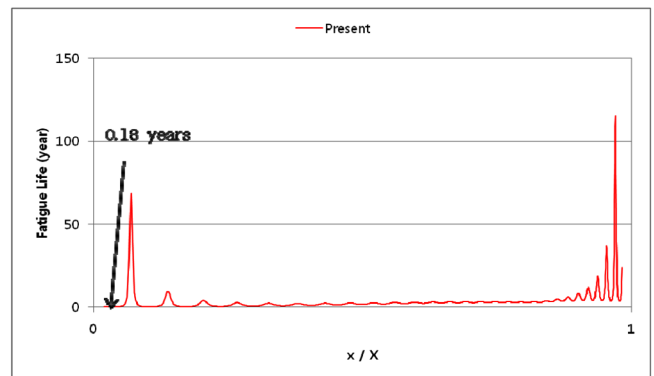


Fig. 13 Fatigue life (catenary model)

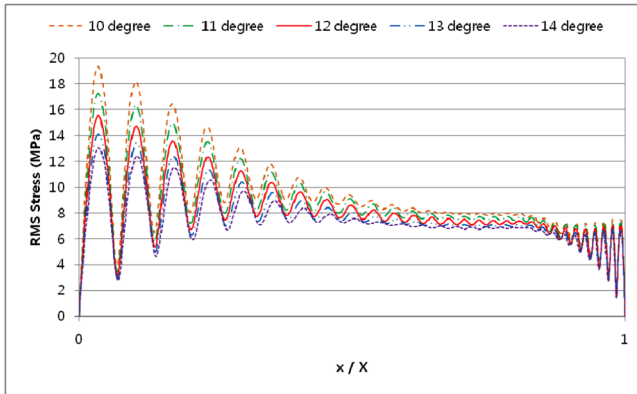
도에 따른 최대 RMS 응력은 Table 8에 나타내었으며, 흐름 방향 길이 X 에 대하여 RMS 응력은 Fig. 14에 나타내었다.

Table 7 Natural frequencies and lengths (various models)

θ [°]	10	11	12	13	14	
Freq. [Hz]	Mode 1	0.100	0.101	0.102	0.102	0.103
	Mode 2	0.201	0.202	0.203	0.205	0.206
	Mode 3	0.301	0.303	0.305	0.307	0.309
	Mode 4	0.401	0.404	0.407	0.410	0.412
	Mode 5	0.502	0.505	0.509	0.512	0.515
L [m]	1,616	1,645	1,675	1,705	1,736	

Table 8 Maximum RMS stresses (various models)

θ [°]	10	11	12	13	14
Max. RMS stress [MPa]	19.4	17.3	15.6	14.2	13.1

**Fig. 14** RMS stresses (various models)

수직 설치각도 θ 가 증가함에 따라서 라이저의 길이도 증가하였지만, 고유진동수는 거의 변화가 없었다. 이는 수직 설치각도 θ 가 증가한 라이저의 유효장력이 증가하여 오히려 고유진동수를 증가시켰기 때문이다. 따라서 해당 범위 내에서는 수직 설치각도 θ 가 증가함에 따라서 와류유기 진동에 의한 RMS 응력은 감소하는 것으로 나타났다.

4. 결 론

본 연구에서는 모드중첩법에 기반한 수치모델을 이용하여 카티너리 라이저의 와류유기 진동 수치해석기법을 정립하였다. 길이가 지름에 비하여 매우 큰 심해 라이저를 유연한 케이블로 근사하였으며, 와류홀림에 대한 라이저의 동적 응답을 관찰하였다. 카티너리 라이저에 대한 해석을 검증하기 위하여 라이저의 수직 설치각도를 0으로 가정하여 상부장력 라이저로 이상화하였으며, SHEAR7 결과와 비교하여 그 타당성을 검토하였다. SHEAR7과 일부 차이는 모드중첩에 따른 외력의 가진범위와 기여도의 차이에서 기인하는 것으로 보인다.

정립된 해석 기법을 이용하여 카티너리 라이저의 와류유기 피로손상과 피로수명을 계산하였으며, 수직 설치각도의 변화에 따른 사례 연구를 통하여 카티너리 라이저의 응답 특성을 관찰하였다. 수직 설치각도가 증가함에 따라서 라이저의 길이도 증가하였지만, 고유진동수는 거의 변화가 없었다. 이는 수직 설치

각도가 증가한 라이저의 유효장력이 증가하여 오히려 고유진동수를 증가시켰기 때문이며, 일정한 수직 설치각도 범위에서는 각도가 증가함에 따라서 와류유기 진동에 의한 RMS 응력은 감소하는 것으로 나타났다.

라이저의 와류유기 진동에 대한 정도를 향상하기 위하여 다양한 해석 및 실험 결과와 비교 등을 통한 외력에 대한 추가적인 연구가 필요하다.

References

- Det Norske Veritas (DNV), 2006. Recommended Practice DNV-RP-F105, Free Spanning Pipelines, Det Norske Veritas.
- Gao, Y., Zong, Z., Sun, L., 2011. Numerical Prediction of Fatigue Damage in Steel Catenary Riser due to Vortex-Induced Vibration. *Journal of Hydrodynamics*, 23(2), 154-163.
- Gopalkrishnan, R., 1993. Vortex-Induced Forces on Oscillating Bluff Cylinders, Sc. D. Thesis. Massachusetts Institute of Technology and Woods Hole Oceanographic Institute.
- Kim, K.H., 2013. Dynamic Response Analysis of Top-Tensioned Riser under Sheared Current Load. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(4), 83-89.
- Park, S.J., Kwon, H.J., Lee, I., Han, J.H., 2004. Flow-Induced Vibration Analysis of Bridge Girder Section. *Journal of Korean Society for Noise and Vibration Engineering*, 14(5), 402-409.
- Vandiver, J.K., Li, L., 2005. SHEAR7 V4.4 Program Theoretical Manual. Massachusetts Institute of Technology.
- Vandiver, J.K., Li, L., 2015. User Guide for SHEAR7 Version 4.9a. Massachusetts Institute of Technology.
- Venugopal, M., 1996. Damping and Response Prediction of a Flexible Cylinder in a Current, Ph.D. Thesis. Massachusetts Institute of Technology.
- Vikestad, K., 1998. Multi-Frequency Response of a Cylinder Subjected to Vortex Shedding and Support Motions, Ph.D. Thesis, Norwegian University of Science and Technology.
- Vikestad, K., Larsen, C.M., Vandiver, J.K., 2000. Damping of Vortex-Induced Vibrations. *Offshore Technology Conference*, Paper No. OTC 11998, Houston, Texas.
- Youn, J.Y., 2016. Dynamic Response and Fatigue Life Estimation of Top-Tensioned Marine Riser according to the Methods to Determine Power-in Region and Distribution, Master Thesis. Pusan National University.

Simulation-Based Determination of Hydrodynamic Derivatives and 6DOF Motion Analysis for Underwater Vehicle

Gwangsoo Go*, Hyung Taek Ahn* and Jin-Hyeong Ahn**

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

**The 6th Research and Development Institute, Agency for Defense Development, Changwon, Korea

시뮬레이션 기반 수중 운동체의 유체력 미계수 결정 및 6자유도 운동해석

고광수* · 안형택* · 안진형**

*울산대학교 조선해양공학부

**국방과학연구소 제 6 기술연구본부

KEY WORDS: Hydrodynamic derivatives 유체력 미계수, Underwater vehicle 수중 운동체, Tow-fish 수중 예인체, Computational fluid dynamics (CFD) 전산유체역학, Least square method 최소 자승법

ABSTRACT: This paper introduces a simulation-based determination method for hydrodynamic derivatives and 6DOF (degrees-of-freedom) motion analysis for an underwater vehicle. Hydrodynamic derivatives were derived from second-order modulus expansion and composed of the added mass, and linear and nonlinear damping coefficients. The added mass coefficients were analytically obtained using the potential theory. All of the linear and nonlinear damping coefficients were determined using CFD simulation, which were performed for various cases based on the actual operating condition. Then, the linear and nonlinear damping coefficients were determined by fitting the CFD results, which referred to 6DOF forces and moments acting on an underwater vehicle, with the least square method. To demonstrate the applicability of the current study, 6DOF simulations for three different scenarios (L-, U-, and S-turn) were carried out, and the results were validated on the basis of physical plausibility.

1. 서 론

시뮬레이션을 통한 수중 운동체의 운동성능 평가 방법은 수중 로봇 혹은 수중 운동체에 대한 설계의 효율성 및 운용 안전성 향상에 매우 중요한 정보를 제공해줄 수 있다. 이러한 운동성능을 파악하기 위해서는 해당 수중 운동체에 대한 신뢰성 있는 비선형 6자유도 운동해석이 반드시 필요하다. 수중 운동체에 대한 6자유도 운동방정식은 Fossen(1994) 등에 의해 정립이 되어있기 때문에 6자유도 운동해석에서 가장 중요한 요소는 수중 운동체에 작용하는 외력을 여하히 신뢰성 있는 방법으로 모델링 할 수 있는가 하는 점이다.

수중 운동체의 외력은 일반적으로 정수력, 동유체력, 제어력, 환경하중으로 구분된다. 여기서 정수력은 수중 운동체의 자세에 대한 함수로 정의되어 있기 때문에 수중 운동체의 자세에

따라 자동적으로 결정된다. 또한, 제어력과 환경하중은 시뮬레이션 관점에서 보았을 때 입력 변수이기 때문에 수중 운동체의 6자유도 운동해석에서의 핵심은 동유체력을 모델링하는 것이다. 특히, 자체적인 동력인 아닌 케이블 등에 의해 예인되는 수중 예인체(Tow-fish)의 경우 제어력이 없기 때문에 거동 예측에 있어서 정확한 동유체력 모델링이 매우 중요한 관건이다.

모델링 된 동유체력의 경우 유체력 미계수(Hydrodynamic derivatives)에 의하여 정식화된다. 현재까지 수중 운동체의 유체력 미계수는 포텐셜 이론을 기반으로 한 이론적인 접근방법, 반경험적(Semi-empirical) 방법 그리고 PMM(Planar motion mechanism), RA(Rotating arm) 시험과 같은 수조시험을 통해 결정되어왔다. 이론적인 방법은 부가질량을 예측하는 데는 적합하지만, 점성의 영향을 포함하는 감쇠계수를 결정하는 데는 많은 한계를 가지고 있는 것으로 알려져 있다. 반경험적 방법은 복잡한 형상을 충분히

Received 23 August 2017, revised 26 October 2017, accepted 26 October 2017

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

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KMRTS 2017 in Pangyo.

© 2017, The Korean Society of Ocean Engineers

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

고려할 수 없다는 단점이 있다. 수조시험은 유체력 미계수를 결정하는데 가장 효과적인 방법으로 널리 적용되고 있으나, 수조시험은 많은 비용을 필요로 할 뿐만 아니라 시간이 오래 걸리기 때문에 경제적인 관점에서 매우 비효율적인 방법이다(Pan et al., 2012; Shadlaghani and Mansoorzadeh, 2016).

최근 CFD(Computational fluid dynamics)에 대한 연구가 활발히 진행됨에 따라 유체력 미계수 결정에 새로운 대안으로 CFD가 활용되고 있다. Tyagi and Sen(2006)은 AUV(Autonomous underwater vehicle)의 유체력 미계수를 CFD 계산으로 결정하였다. 여기서는 좌우동요(Sway)와 관련된 감쇠계수만을 간단한 시뮬레이션을 통해 예측하였지만, 그 결과를 반경험적 방법으로 얻은 결과와 비교하여 CFD로 유체력 미계수를 추정할 수 있음을 보여주었다. Zhang et al.(2010)은 PMM 시험과정을 CFD 시뮬레이션으로 구현하여 AUV의 유체력 미계수를 결정하였고, 여러 가지 조종시험에서 발생하는 AUV의 거동특성을 검증하여 결정된 계수들의 타당성을 증명하였다. Pan et al.(2012)와 Shadlaghani and Mansoorzadeh(2016)은 SUBOFF 잠수함 모델의 유체력 미계수를 CFD로 결정하였다. 전자의 경우 경사예인시험과 PMM 시험을 CFD 시뮬레이션으로 구현하였고, 결과를 실험결과와 비교하였다. 후자는 경사예인시험과 RA 시험을 정상상태에 대한 시뮬레이션으로 구현하여 유체력 미계수를 결정하였다. 국내에서는 CFD를 활용하여 Ahn and Jung(2012)에 의해 단순한 형상의 수중 운동체의 유체력 미계수를 결정한 사례가 있으며, Go et al.(2016a)에 의해 수중 예인체의 유체력 미계수를 결정한 사례가 있다. 회전속도와 관련된 감쇠계수는 Santhakumar et al.(2009)에 의해 형상변화에 따른 민감도가 낮은 것으로 제시된 바 있어, Go et al.(2016a)에서는 회전속도와 관련된 감쇠계수는 유사선형을 값을 차용하고 병진속도에 대한 감쇠계수만을 결정하였다. 이상의 연구들 중에서 CFD해석은 주로 수조실험을 보완하는 방법으로 사용되어오고 있으며, 전체 유체력 미계수 중 일부에 대한 결정에 사용되었을 뿐 동유체력 정식화에 필요한 모든 유체력 미계수를 결정한 사례는 존재하지 않는다.

최근 Go et al.(2016b)의 연구에서는 CFD시뮬레이션을 통하여 결정된 유체력 감쇠계수를 이용하여 실제 수중 예인체의 해상 시험 데이터를 성공적으로 예측해 낼 수 있음을 보여 주었다. 이를 통해 CFD 시뮬레이션을 통한 유체력 감쇠계수 결정 방법론의 타당성이 간접적으로 제시되었다고 할 수 있다. 본 연구에서는 CFD 시뮬레이션을 통한 유체력 미계수 결정법에 대한 일련의 수치적인 방법론을 구체적으로 제시하고자 한다. 유체력 미계수는 Second-order modulus 전개로 유도하였으며, 부가질량은 포텐셜 이론을 바탕으로 이론적으로 결정하였다(Son et al., 2006; Go et al., 2016a). 모든 감쇠계수는 CFD 시뮬레이션을 통해 결정하였으며, 그 과정은 다음과 같다. 먼저 수중 예인체의 실제 운용조건을 기준으로 다양한 해석 케이스를 설정하였다. 다음으로 설정된 해석 케이스에 대하여 CFD 시뮬레이션을 수행 하였고, 마지막으로 CFD 해석을 통해 얻은 수중 예인체에 작용하는 6자유도 힘과 모멘트를 동유체력 모델링 식으로 커브 피팅하여 모든 감쇠계수를 결정하였다. 커브피팅에는 최소자승법(Least square method)이 활용되었다. 이와 같이 본 연구는 일체의 수조시험이나 공학자의 직관에 의존하지 않고 순수 CFD 시뮬레이션만을 통하여 모든 성분의 감쇠계수를 결정했다는 점에서 그 독창성이 있다고 할 수 있으며, 뿐만 아니라 실제운용

조건을 기준으로 설정된 가상의 상황을 기반으로 CFD 해석조건을 설정하여 축소 모형시험 등에서 발생하는 상사법칙의 불만족 가능성을 배제하였기에 기존 연구들과 차별화 된다.

본 논문의 나머지 부분은 다음과 같이 구성된다. 먼저 2절에서는 수중 운동체에 대한 6자유도 운동방정식과 동유체력 모델링 기법이 제시된다. 3절에서는 유체력 미계수 결정에 활용된 CFD 시뮬레이션에 대한 내용과 최소자승법으로 유체력 미계수를 결정하는 과정이 기술된다. 4절에서는 결정된 유체력 미계수를 검증하기 위해 수행된 L형, U형 그리고 S형 선회 시나리오에 대한 6자유도 운동해석 조건 및 결과가 제시된다. 마지막으로 5절에서는 본 연구에 대한 결론으로 마무리 된다.

2. 수중 운동체 모델링

2.1 6자유도 운동방정식

3차원 공간상에서 수중 운동체의 6자유도 운동을 표현하기 위하여 Fig. 1과 같이 물체고정좌표계와 관성좌표계가 활용된다. 일반적으로 수중 운동체의 물체고정좌표계 원점은 부력중심으로 설정되지만, 수중 예인체의 경우 예인 케이블과 연성되어야 되기 때문에 본 연구에서 물체고정좌표계 원점은 Fig. 1과 같이 예인점(Towing point)으로 설정된다. 물체고정좌표계에서 수중 운동체의 속도는 식 (1)과 같이 표현되며, 관성좌표계에서 수중 운동체의 위치 및 자세는 식 (2)와 같이 표현된다.

$$\nu = [\nu_1^T, \nu_2^T]^T \text{ where, } \nu_1 = [u, v, w]^T; \nu_2 = [p, q, r]^T \quad (1)$$

$$\eta = [\eta_1^T, \eta_2^T]^T \text{ where, } \eta_1 = [x_i, y_i, z_i]^T; \eta_2 = [\phi, \theta, \psi]^T \quad (2)$$

여기서 ν_1 과 ν_2 는 각각 물체고정좌표계에서 수중 운동체의 병진속도와 각속도를 정의하는 벡터이다. η_1 과 η_2 는 각각 관성좌표계에서 수중 운동체의 위치 및 오일러 각을 나타내는 벡터이다.

$$\dot{\eta} = J(\eta)\nu \quad (3)$$

식 (3)과 같이 물체고정좌표계에서 계산된 결과는 변환행렬 $J(\eta)$ 을 통해 관성좌표계에 대한 값으로 변환된다. 변환행렬은 $z_i(\psi)$ 축, $y_i(\theta)$ 축 그리고 $x_i(\phi)$ 축 순으로 회전하는 경우에 대하여 식 (4)와 같이 정의된다.

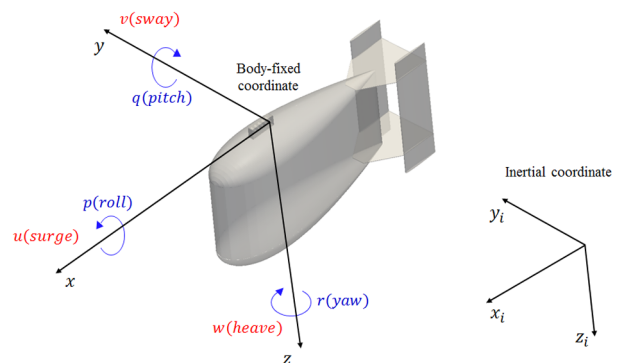


Fig. 1 Three-dimensional coordinate system

$$\mathcal{J}(\eta) = \begin{bmatrix} c\psi c\theta & c\psi s\theta s\phi - s\psi c\phi & s\psi s\phi + c\psi c\phi s\theta & 0 & 0 & 0 \\ s\psi c\theta & c\psi c\phi + s\phi s\theta s\psi & s\theta s\psi c\phi - c\psi s\phi & 0 & 0 & 0 \\ -s\theta & c\theta s\phi & c\theta c\phi & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & s\phi t\theta & c\phi t\theta \\ 0 & 0 & 0 & 0 & c\phi & -s\phi \\ 0 & 0 & 0 & 0 & s\phi/c\theta & c\phi/c\theta \end{bmatrix} \quad (4)$$

여기서 $s(\cdot)$, $c(\cdot)$, $t(\cdot)$ 는 각각 $\sin(\cdot)$, $\cos(\cdot)$, $\tan(\cdot)$ 를 의미한다. 물체고정좌표계에서 수중 운동체의 6자유도 운동방정식은 식 (5)-(10)과 같다(Fossen, 1994; Fossen, 2011; Go et al., 2016a; Go et al., 2016b).

$$m[\dot{u} - vr + wq - x_g(\dot{q}^2 + r^2) + y_g(pq - \dot{r}) + z_g(pr + \dot{q})] = X \quad (5)$$

$$m[\dot{v} - wp + ur - y_g(r^2 + p^2) + z_g(qr - \dot{p}) + x_g(qp + \dot{r})] = Y \quad (6)$$

$$m[\dot{w} - uq + vp - z_g(p^2 + q^2) + x_g(rp - \dot{q}) + y_g(rq + \dot{p})] = Z \quad (7)$$

$$I_{xx}\dot{p} + (I_{zz} - I_{yy})qr - (\dot{r} + pq)I_{xz} + (r^2 - q^2)I_{yz} + (pr - \dot{q})I_{xy} + m[y_g(\dot{w} - uq + vp) - z_g(\dot{v} - wp + ur)] = K \quad (8)$$

$$I_{yy}\dot{q} + (I_{xx} - I_{zz})rp - (\dot{p} + qr)I_{xy} + (p^2 - r^2)I_{zx} + (qp - \dot{r})I_{yz} + m[z_g(\dot{u} - vr + wq) - x_g(\dot{w} - uq + vp)] = M \quad (9)$$

$$I_{zz}\dot{r} + (I_{yy} - I_{xx})pq - (\dot{q} + rp)I_{xz} + (q^2 - p^2)I_{xy} + (rq - \dot{p})I_{zx} + m[x_g(\dot{v} - wp + ur) - y_g(\dot{u} - vr + wq)] = N \quad (10)$$

여기서 m 과 I_{ij} 는 각각 수중 운동체의 질량과 관성모멘트이며 x_g , y_g , z_g 는 수중 운동체의 무게중심 좌표이다. X , Y , Z , K , M , N 은 본 논문의 주요 관심사인 동유체력을 포함하는 모든 외력을 의미한다.

2.2 동유체력 모델링

6자유도 방향에 대한 동유체력은 다음과 같이 정의된다.

$$\tau_{hd} = [X_{hd}, Y_{hd}, Z_{hd}, K_{hd}, M_{hd}, N_{hd}]^T \quad (11)$$

동유체력은 물체의 움직임에 의해 발생하는 유체력이기 때문에 물체의 가속도와 속도에 대한 함수라고 정의할 수 있다. 따라서 가속도와 속도에 대하여 동유체력을 Taylor-series 전개하면 수학적 모델링이 가능하다. 이러한 접근방법이 동유체력을 모델링하는데 적용되는 핵심적인 아이디어이다. 동유체력을 1차 미분 항까지 Taylor-series 전개하여 선형화된 모델을 활용하는 것이 가장 기본적인 방법이다. x 방향 동유체력을 가속도와 속도에 대하여 1차 미분 항까지 Taylor-series 전개하게 되면 식 (12)와 같이 나타낼 수 있다.

$$X_{hd} = \frac{\partial X_{hd}}{\partial u}u + \frac{\partial X_{hd}}{\partial v}v + \frac{\partial X_{hd}}{\partial w}w + \frac{\partial X_{hd}}{\partial p}p + \frac{\partial X_{hd}}{\partial q}q + \frac{\partial X_{hd}}{\partial r}r + \frac{\partial X_{hd}}{\partial \dot{u}}\dot{u} + \frac{\partial X_{hd}}{\partial \dot{v}}\dot{v} + \frac{\partial X_{hd}}{\partial \dot{w}}\dot{w} + \frac{\partial X_{hd}}{\partial \dot{p}}\dot{p} + \frac{\partial X_{hd}}{\partial \dot{q}}\dot{q} + \frac{\partial X_{hd}}{\partial \dot{r}}\dot{r} \quad (12)$$

여기서 가속도와 속도 항 앞에 곱해져 있는 항들은 유체력에

대한 미분계수로서 유체력 미계수(Hydrodynamic derivatives)라 정의되며, 가속도와 속도 항 앞에 곱해져 있는 미분계수를 각각 부가질량과 감쇠계수로 정의한다. 일반적으로 유체력 미계수는 보다 효율적인 표기를 위해 식 (13)과 같이 미분변수를 아래첨자로 하여 나타내어진다. 이와 같은 형태가 가장 많이 쓰이고 잘 알려진 유체력 미계수 표기법이다.

$$X_{hd} = X_u u + X_v v + X_w w + X_p p + X_q q + X_r r + X_{\dot{u}} \dot{u} + X_{\dot{v}} \dot{v} + X_{\dot{w}} \dot{w} + X_{\dot{p}} \dot{p} + X_{\dot{q}} \dot{q} + X_{\dot{r}} \dot{r} \quad (13)$$

식 (13)과 같은 방법으로는 동유체력의 비선형성을 고려할 수 없다. 따라서 비선형성을 고려할 수 있는 모델링 방법이 적용되어야 한다. 본 연구에서는 비선형화 기법으로 물리적인 현상을 보다 더 효과적으로 표현 가능한 것으로 알려져 있는 Second-order modulus 전개방법(Fedyevsky and Sobolev, 1963)을 활용하여 동유체력을 모델링하였다(Clarke, 2003). Second-order modulus 전개를 통해 동유체력은 식 (14)와 같이 모델링된다.

$$X_{hd} = X_u \dot{u} + X_u u + X_{u|u}|u| + X_v \dot{v} + X_v v + X_{v|v}|v| + \dots + X_r \dot{r} + X_r r + X_{r|r}|r| + \dots \\ N_{hd} = N_u \dot{u} + N_u u + N_{u|u}|u| + N_v \dot{v} + N_v v + N_{v|v}|v| + \dots + N_r \dot{r} + N_r r + N_{r|r}|r| \quad (14)$$

식 (14)를 하나의 시스템으로 표현하면 식 (15)와 같다.

$$\tau_{hd} = -\mathbf{M}_d \dot{\nu} - \mathbf{D}_l \nu - \mathbf{D}_n(\nu) \nu \quad \text{where} \quad (15)$$

$$\mathbf{M}_d = - \begin{bmatrix} X_u & X_v & X_w & X_p & X_q & X_r \\ Y_u & Y_v & Y_w & Y_p & Y_q & Y_r \\ Z_u & Z_v & Z_w & Z_p & Z_q & Z_r \\ K_u & K_v & K_w & K_p & K_q & K_r \\ M_u & M_v & M_w & M_p & M_q & M_r \\ N_u & N_v & N_w & N_p & N_q & N_r \end{bmatrix}; \quad \mathbf{D}_l = - \begin{bmatrix} X_u & X_v & X_w & X_p & X_q & X_r \\ Y_u & Y_v & Y_w & Y_p & Y_q & Y_r \\ Z_u & Z_v & Z_w & Z_p & Z_q & Z_r \\ K_u & K_v & K_w & K_p & K_q & K_r \\ M_u & M_v & M_w & M_p & M_q & M_r \\ N_u & N_v & N_w & N_p & N_q & N_r \end{bmatrix};$$

$$\mathbf{D}_n(\nu) = - \begin{bmatrix} X_{u|u}|u| & X_{v|v}|v| & X_{w|w}|w| & X_{p|p}|p| & X_{q|q}|q| & X_{r|r}|r| \\ Y_{u|u}|u| & Y_{v|v}|v| & Y_{w|w}|w| & Y_{p|p}|p| & Y_{q|q}|q| & Y_{r|r}|r| \\ Z_{u|u}|u| & Z_{v|v}|v| & Z_{w|w}|w| & Z_{p|p}|p| & Z_{q|q}|q| & Z_{r|r}|r| \\ K_{u|u}|u| & K_{v|v}|v| & K_{w|w}|w| & K_{p|p}|p| & K_{q|q}|q| & K_{r|r}|r| \\ M_{u|u}|u| & M_{v|v}|v| & M_{w|w}|w| & M_{p|p}|p| & M_{q|q}|q| & M_{r|r}|r| \\ N_{u|u}|u| & N_{v|v}|v| & N_{w|w}|w| & N_{p|p}|p| & N_{q|q}|q| & N_{r|r}|r| \end{bmatrix}$$

여기서 \mathbf{M}_d 는 부가질량 행렬, \mathbf{D}_l 은 선형 감쇠계수 행렬 그리고 $\mathbf{D}_n(\nu)$ 은 비선형 감쇠계수 행렬이며, 6자유도 운동해석을 위해 결정되어야 하는 유체력 미계수는 총 108개이다. 본 연구에서 \mathbf{M}_d 는 포텐셜 이론에 근거한 이론적인 방법(Son et al., 2006; Go et al., 2016a)으로 결정하고, \mathbf{D}_l 과 $\mathbf{D}_n(\nu)$ 은 CFD 시뮬레이션으로 결정하였다.

3. 유체력 미계수 결정기법

3.1 CFD 해석

본 연구에서는 CFD 해석을 위해 상용 프로그램인 FLUENT를

사용하였다. 유체의 지배방정식은 비압축성 Navier-Stokes 방정식이며, 이를 FLUENT를 통해 셀 중심 유한체적기법으로 해석하였다. 식 (16)-(17)은 각각 지배 방정식을 구성하는 연속방정식과 운동량 방정식을 아인슈타인 표기법으로 나타낸 것이다.

$$\frac{\partial V_j}{\partial x_j} = 0 \tag{16}$$

$$\rho \frac{\partial V_j}{\partial t} + \rho \frac{\partial}{\partial x_k} (V_j V_k) = -\frac{\partial P}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_k} \left[\mu \left(\frac{\partial V_j}{\partial x_k} + \frac{\partial V_k}{\partial x_j} \right) \right] + \rho f_j \tag{17}$$

여기서 ρ , V , P 그리고 f 는 각각 유체의 밀도, 속도, 압력 그리고 유체에 작용하는 외력을 뜻한다. μ 는 유동의 전체 점성계수로 $\mu = \mu_t + \mu_l$, 즉 유체 자체의 물성에 따라 결정되는 층류점성계수 μ_l 과 평균유동에 추가적인 비정상 와류에 의하여 발현되는 난류점성계수 μ_t 의 합으로 정의된다. 본 연구에서 μ_t 는 k- ω SST(Shear-stress transport) 난류모델을 통해 결정된다. 유체의 속도와 압력은 SIMPLE(Semi-implicit method for pressure linked equation) 알고리즘으로 연성된다.

전체 계산영역은 예인체의 기하학적 중심을 중심으로 하고 지름이 예인체 길이의 100배인 구로 설정하였다. 입구 유동조건은 속도에 대한 Dirichlet 조건을 적용하였고, 출구는 Pressure outlet으로 지정하였다. 격자는 상용 프로그램인 POINTWISE를 사용하여 생성하였다. 예인체의 표면을 비정렬 격자로 구성하고 계산영역에 대하여 비정렬 사면체 격자를 생성하였다. 격자 생성 결과는 Fig. 2와 같다.

CFD 해석을 통해 유체력 미계수를 결정하기 위해서는 다양한 조건에 대한 해석이 필요하다. 해석 케이스는 수중 운동체의 실제 운용조건을 기준으로 설정되었다. 본 연구에서는 수중 예인체의 운용조건을 바탕으로 기준 움직임은 직진운동으로 설정하고, 기준 속도는 운용속도로 지정하였다. 이를 토대로 직진 운동의 방향 및 회전축의 방향을 변화시켜가면서 해석 케이스를 결정하였고, 정상상태에 대한 CFD 해석을 수행하였다. CFD 해석에서 물체의 병진운동은 고정된 물체에 상대속도로 유체가 유입되도록 하여 나타내었고, 회전운동은 MRF(Moving reference frame) 기법으로 표현하였다.

3.2 최소자승법을 통한 유체력 미계수 결정

선형 및 비선형 감쇠 계수는 CFD 계산결과를 최소자승법으로 커브피팅하는 방식으로 결정된다. 본 연구에서 수행한 CFD 해석은 정상상태에 대한 해석이기 때문에 가속도와 관련된 항

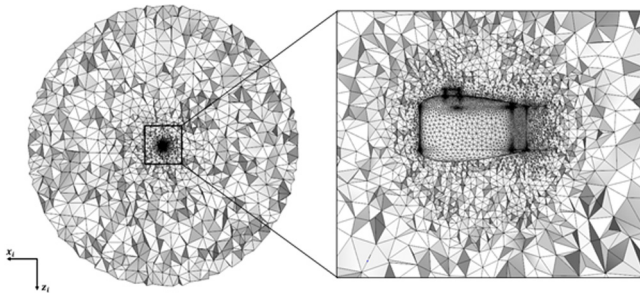


Fig. 2 Grid generation

은 무시된다. 따라서 정상상태에 대한 동유체력 모델링 식은 식 (18)과 같이 정의된다.

$$\tau_{hd} = -D\nu - D_n(\nu)\nu \tag{18}$$

따라서 x방향에 대하여 다음과 같은 관계식이 성립된다.

$$\underbrace{\begin{Bmatrix} X_1 \\ X_2 \\ \vdots \\ X_n \end{Bmatrix}}_{\mathbf{b}} = \underbrace{\begin{bmatrix} u_1 & v_1 & \dots & r_1 & | & u_1 & | & u_1 & | & v_1 & | & v_1 & | & \dots & | & r_1 & | & r_1 \\ u_2 & v_2 & \dots & r_2 & | & u_2 & | & u_2 & | & v_2 & | & v_2 & | & \dots & | & r_2 & | & r_2 \\ \vdots & \vdots & & \vdots & | & \vdots & | & \vdots & | & \vdots & | & \vdots & | & \dots & | & \vdots & | & \vdots \\ u_n & v_n & \dots & r_n & | & u_n & | & u_n & | & v_n & | & v_n & | & \dots & | & r_n & | & r_n \end{bmatrix}}_{\mathbf{A}} \underbrace{\begin{Bmatrix} X_u \\ X_v \\ X_r \\ \vdots \\ X_{|u|} \\ X_{|v|} \\ \vdots \\ X_{|r|} \end{Bmatrix}}_{\mathbf{h}} \tag{19}$$

여기서 아래첨자로 표현된 숫자는 CFD 해석케이스의 순번을 의미하고 n은 CFD 해석 케이스의 총 계수를 나타낸다. A 는 CFD 해석조건인 수중 운동체의 속도로 구성된 $n \times 12$ 행렬이고 b 는 CFD 해석을 통해 얻은 x방향 힘으로 구성된 $n \times 1$ 벡터이다. h 는 예인체의 선형 및 비선형 감쇠계수로 구성된 12×1 벡터이다. A 와 b 는 각각 CFD 해석의 입력 값과 결과 값으로 구성요소를 이미 알고 있는 행렬 및 벡터이다. h 는 식 (19)를 통해 구해야하는 미지수 벡터이다. 본 연구에서 식 (19)는 미지수의 수보다 방정식의 수가 많은 시스템이다. 따라서 식 (19)를 해석하기 위해서는 식 (20)과 같이 정규연립방정식(Normal system)으로 변환되어야 한다.

$$A^T A h = A^T b \tag{20}$$

식 (19)의 양변에 A^T 를 곱해줌으로써 식 (20)은 미지수와 방정식의 수가 동일한 정규연립방정식이 된다. 따라서 미지수 벡터 h 는 다음과 같이 결정된다.

$$h = (A^T A)^{-1} A^T b \tag{21}$$

이러한 일련의 과정을 최소자승법이라고 한다. 나머지 방향에 대한 선형 및 비선형 계수도 동일한 방식으로 결정하면 된다.

4. 6자유도 운동해석

4.1 해석조건

결정된 유체력 미계수의 물리적인 타당성을 검증하기 위해 가상 시나리오에 대한 6자유도 운동해석을 수행하였다. 수중 예

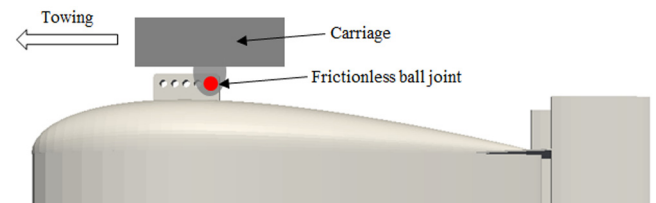


Fig. 3 Boundary conditions of towing point

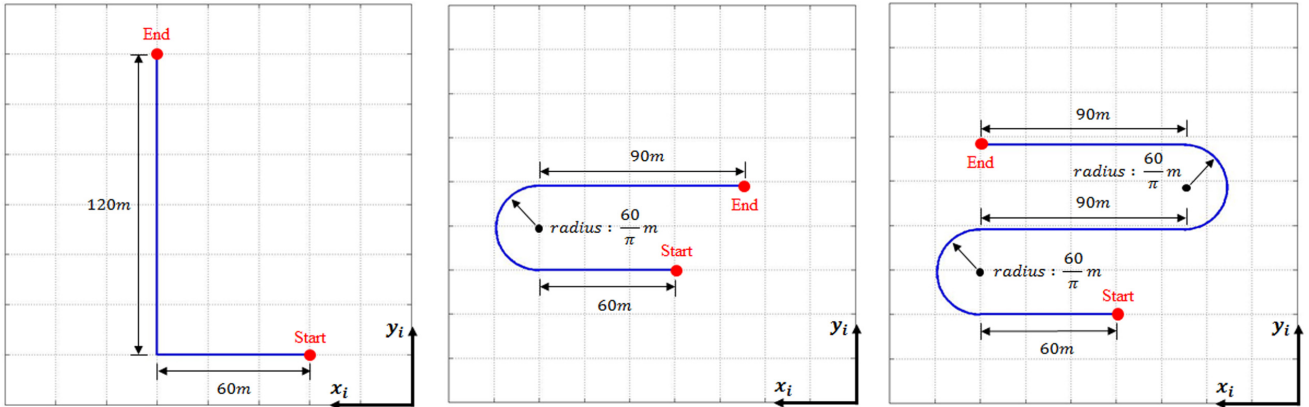


Fig. 4 Trajectory of the towing scenarios(left : L-, center : U-, right : S-turn)

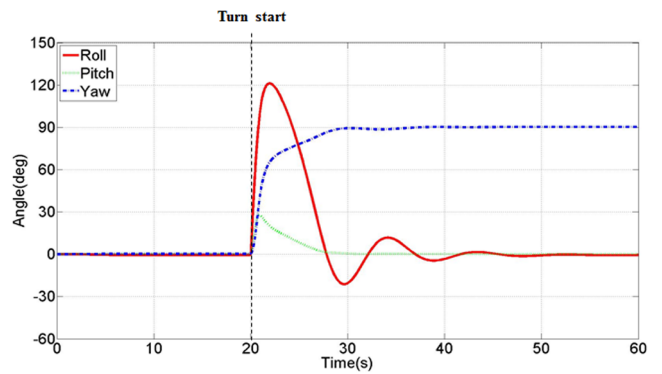
인체의 독자적인 운동특성을 파악하기 위하여 본 해석에서는 케이블이 아닌 캐리지에 의해 예인되는 상황을 가정하였다. Fig. 3과 같이 캐리지는 예인체 상단에 위치하는 마지막 예인점 (Towing point)과 마찰이 없는 볼 조인트로 체결된다. 따라서 예인체의 병진운동은 캐리지와 동일하게 발생하게 되고, 회전운동은 구속조건 없이 자유롭게 발생하게 된다.

본 해석에서 캐리지는 Fig. 4에 제시된 세가지 시나리오의 경로에 따라 3m/s의 일정한 속력으로 움직이게 된다. 세 가지 예인 시나리오는 다양한 관점에서 예인체의 운동특성을 파악하기 위하여 L형(90도) 선회, U형(180도) 선회 그리고 S형(360도) 선회로 구성된다. L형 선회는 경로의 방향이 순간적으로 90도 변화되기 때문에 실제 운용단계에서 수행될 수 없는 가혹한 조건의 기동이지만 본 논문에서는 수치해석 기법의 강건성을 보여주기 위해 해석 시나리오로 활용되었다.

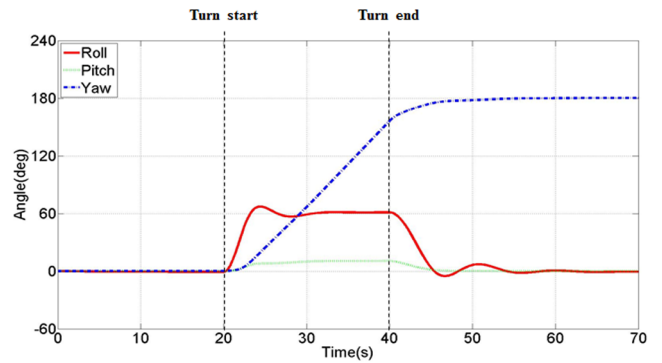
4.2 결과 및 토의

6자유도 운동해석 결과는 Figs. 5-6과 같이 시간에 따른 예인체의 오일러 각 변화 그래프와 스냅 샷으로 제시된다. L형 선회와 U형 선회는 총 21개의 스냅 샷으로 나타내었고, S형 선회는 경로가 상대적으로 길기 때문에 31개의 스냅 샷으로 나타내었다. 스냅 샷에서 제시된 예인체의 크기는 자세변화를 보다 명확하게 구별하기 위하여 2배로 확장하여 나타내었다.

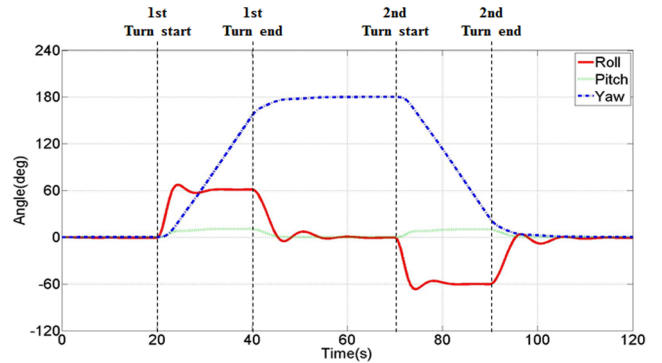
세 가지 시나리오는 모두 직진코스에서 시작된다. Fig. 5를 통해 예인체의 자세변화가 첫 번째 직진코스에서 정상상태로 돌입하는 것을 확인할 수 있다. 정상상태에서 예인체의 오일러 각은 횡동요(Roll), 종동요(Pitch), 선수동요(Yaw) 순으로 각각 -0.6도, 0.18도, 0.3도이다. 예인체의 형상은 좌우대칭이며 예인점이 몸체의 상단에 위치하고 있기 때문에 직진 예인시 종동요 각을 제외한 나머지 각들은 모두 0도가 나와야 한다고 판단될 수 있다. 본 연구에서는 유체의 비선형성이 고려된 CFD 해석을 통해 유체력 미계수를 결정하였으며, 6자유도 방향에 대한 유체력 미계수가 모두 고려되었기 때문에 직진코스임에도 불구하고 횡동요 각과 선수동요 각이 모두 0이 아닌 특정 값을 가지고 있는 것으로 판단된다. 그러나 그 크기는 1도 미만으로 무시될 수 있을 만큼 매우 작기 때문에 실제 예인체의 거동을 예측하는데 큰 영향을 미치지 않는다. 이러한 현상을 통해 CFD 해석을 통해 유체력 미계수를 결정하고 동유체력 모델링에 일체의 가정



(a) Result of L-turn scenario

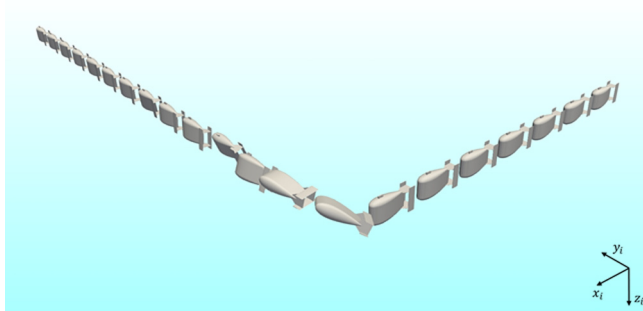


(b) Result of U-turn scenario

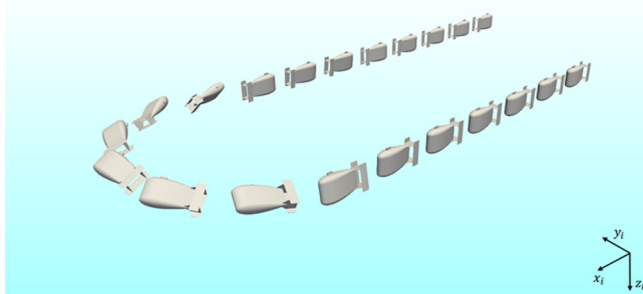


(c) Result of S-turn scenario

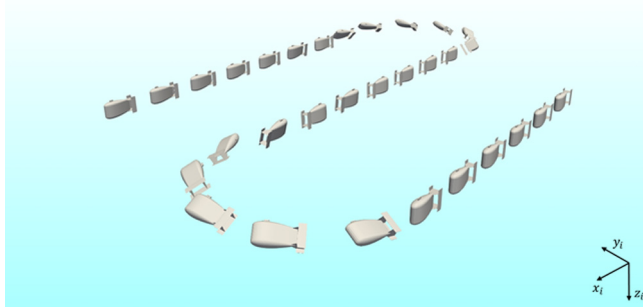
Fig. 5 Time history of Euler angles of the tow-fish



(a) Result of L-turn scenario



(b) Result of U-turn scenario



(b) Result of S-turn scenario

Fig. 6 Snapshot of the simulation results. Size of tow-fish is two times expanded.

이나 단순화가 고려되지 않았다는 본 연구의 차별성을 확인할 수 있다.

Fig. 5-(a)와 같이 L형 선회가 시작하게 되면 예인체의 자세변화가 급격하게 발생한다. 예인체의 진행방향이 수직으로 꺾이기 때문에 예인체의 횡동요 각이 최대 120도 이상까지 발생하게 되는 것을 확인할 수 있다. 또한, 기존 운동방향에 대한 예인체의 속도가 순간적으로 0이 되기 때문에 관성에 의해 머리를 뒀(Nose up) 방향으로 종동요 각이 약 30도까지 증가하는 것을 확인할 수 있다. 선수동요 각은 진행방향과 동일하게 90도로 수렴해 나가게 된다. 선회가 끝나게 되면 다시 직진코스가 시작되기 때문에 횡동요 각과 종동요 각은 첫 번째 직진코스에서 나타난 값으로 수렴하게 되고 선수동요 각은 약 90도에 수렴한 것이 확인된다.

U형 선회는 일정한 반경을 기준으로 수행되기 때문에 L형 선회에 비해 자세변화가 부드럽게 발생하게 된다. Fig. 5-(b)를 통해

U형 선회가 수행되는 동안 선회중심으로 향하는 속도성분이 발생하여 예인체의 횡동요 각이 선회 중심과 반대되는 방향으로 증가하는 것을 확인할 수 있다. 이와 더불어 예인체가 U형 선회를 절반이상 수행하게 되면 평형상태가 되어 일정한 자세로 나머지 선회를 마무리 하게 되는 것을 확인할 수 있다. 두 번째 직진코스가 시작되면 선수동요 각은 약 180도로 수렴하게 되고 나머지 오일러 각들은 첫 번째 직진코스의 값과 동일해진다. S형 선회는 두 번의 U형 선회가 서로 반대방향으로 수행되는 상황으로 첫 번째 U형 선회와 두 번째 U형 선회시 발생하게 되는 자세변화가 대칭적인 것을 Fig. 5-(c)를 통해 확인할 수 있다.

세 가지 시나리오에서 발생하는 예인체의 자세변화는 Fig. 6을 통해 보다 명확하게 파악할 수 있으며, 이를 통해 각 시나리오 별로 발생하게 되는 예인체의 운동특성이 물리적인 직관과 매우 유사함 확인할 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 수중 예인체에 작용하는 동유체력을 Second-order modulus 전개로 모델링하고, 이를 구성하는 부가질량과 감쇠계수(선형, 비선형)를 각각 이론적인 접근방법과 CFD 시뮬레이션으로 결정하였다. 선형 및 비선형 감쇠계수를 결정하기 위해 수중 예인체의 실제운용조건을 기준으로 CFD 해석 케이스를 설정하였고, CFD 해석을 통해 예측된 수중 예인체에 작용하는 6자유도 힘과 모멘트를 동유체력 모델링 식으로 커브피팅하였다. 커브피팅 과정에는 최소자승법이 사용되었고, 이와 같은 과정을 통해 모든 선형 및 비선형 감쇠계수를 결정할 수 있었다. 본 연구의 타당성을 검증하기 위해 결정된 유체력 미계수를 적용하여 L형, U형 그리고 S형 선회 시나리오에 대한 6자유도 운동해석을 수행하였다. 이상의 연구를 통해 다음과 같은 결론을 내릴 수 있다.

첫째, 구속모형시험과정 없이 오로지 CFD 시뮬레이션만으로도 유체력 미계수를 결정할 수 있음을 확인할 수 있었다. 둘째, 본 연구에서 제시한 기법은 PMM, RA 시험과 같은 복잡한 구속모형시험과정을 시뮬레이션 상에서 구현하지 않아도 되기 때문에 기존 연구들에서 제시한 기법에 비해 보다 효율적으로 유체력 미계수를 결정할 수 있다. 또한, 동유체력 정식화 과정에 필요한 모든 유체력 미계수를 결정할 수 있다. 마지막으로, 세 가지 다른 시나리오에 대한 6자유도 해석결과가 물리적인 직관과 매우 유사함을 확인할 수 있었으며, 이를 통해 결정된 유체력 미계수의 물리적인 타당성을 검증할 수 있었다.

후 기

이 논문은 국방과학연구소와 2017년 정부(교육부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(한국연구재단-2015-글로벌박사양성사업).

References

Ahn, J.H., Jung, C.H., 2012. A Study on the Analysis of Underwater

- Behaviors of Two Bodies Having Different Weight Characteristics. *Journal of the Korea Society for Simulation*, 21(1), 35-43.
- Clarke, D., 2003. The foundations of steering and maneuvering. *Proceedings of International Federation of Automatic Control Conference on Control Applications*, Melbourne Australia, Plenary talk.
- Fedyayevsky, K.K., Sobolev, G.V., 1963. *Control and Stability in Ship Design*. State Union Shipbuilding Industry Publishing House, Leningrad.
- Fossen, T.I., 1994. *Guidance and Control of Ocean Vehicles*. John Wiley & Sons Ltd., Chichester.
- Fossen, T.I., 2011. *Handbook of Marine Craft Hydrodynamics and Motion Control*. John Wiley & Sons Ltd., Chichester.
- Go, G., Lee, E., Ahn, H.T., Kim, S., Chun, S.Y., Kim, J.S., Lee, B.H., 2016a. 6DOF Simulation and Determination of Hydrodynamic Derivatives of Underwater Tow-Fish Using CFD. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 53(4), 315-328.
- Go, G., Lee, E., Ahn, H.T., 2016b. 3D Nonlinear Fully Coupled Simulation of Cable and Tow-fish System. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 30(6), 458-467.
- Pan, Y., Zhang, H., Zhou, Q., 2012. Numerical Prediction of Submarine Hydrodynamic Coefficients Using CFD Simulation. *Journal of Hydrodynamics*, 24(6), 840-847.
- Son, K.H., Lee, S.K., Ha, S.P., 2006. Mathematical Model for Dynamics of Manta-type Unmanned Undersea Vehicle with Six Degrees of Freedom and Characteristics of Maneuverability Response. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 43(4), 399-413.
- Santhakumar, M., Asokan, T., Sreeram, T.R., 2009. Analysis of Parameter Sensitivity Using Robust Design Techniques for a Flatfish Type Autonomous Underwater Vehicle. *International Journal of Quality, Statistics, and Reliability*, 2009, 1-10.
- Shadlaghani, A., Mansoorzadeh, S., 2016. Calculation of Linear Damping Coefficients by Numerical Simulation of Steady State Experiments. *Journal of Applied Fluid Mechanics*, 9(2), 653-660.
- Tyagi, A., Sen, D., 2006. Calculation of transverse hydrodynamic coefficients using computational fluid dynamic approach. *Ocean Engineering*, 33(5), 798-809.
- Zhang, H., Xu, Y., Cai, H., 2010. Using CFD Software to Calculate Hydrodynamic Coefficients. *Journal of Marine Science and Application*, 9, 149-155.

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)

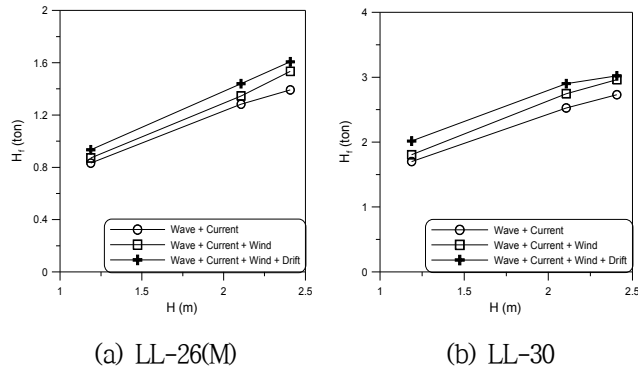


Fig. 1 Maximum height of tension forces acting on the mooring line at buoy

≡ (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 not disclosed during review process to reviewers. The review process can be repeated till three times if the request of revision is suggested by reviewers. If the re-review is repeated more than three times, it may not be considered for publication. If two reviewers do not agree to accept the journal, it may not be also considered for publication. Usually the first review process ends within one month. Statistical Review: If there are any complicated statistical analyses in the manuscript, it may be reviewed by statistical editor.

Manuscript Editing: The finally accepted manuscript will be reviewed by manuscript editor for the consistency of the format and the completeness of references. The manuscript may be revised according to the opinion of the manuscript editor.

Page charge

The charge per a paper for the publication is 150,000KRW (Express review service : 300,000KRW) up to 6 pages. Extra rate, 30,000KRW per page, will be charged for more than 6 pages. Page charge include forty copies of offprints. Offprints in color pages or extra copies of offprints will require actual expenses. The charge per a paper for the paper review is 40,000KRW. Rate for the express review service is 240,000KRW.

Editing checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Transfer of copyright

Transfer of copyright can be found in submission homepage (<http://www.joet.org>).

Authors' Checklist

The following list will be useful during the final checking of an article prior to sending it to the journal for review. Please submit this checklist to the KSOE when you submit your article.

< Editing checklist >

- I checked my manuscript has been 'spell-checked' and 'grammar-checked'.
나의 원고에 오타 및 문법적 오류가 있는지 확인하였습니다.

One author has been designated as the corresponding author with contact details such as

- E-mail address
 - Phone numbers
- 최소한 한명의 저자는 교신저자로 지정되었으며, 다음의 연락처가 표기되었습니다.
- 이메일 주소
 - 전화 번호

I checked abstract 1) stated briefly the purpose of the research, the principal results and major conclusions, 2) was written in around 300 words, and 3) did not contain references (but if essential, then cite the author(s) and year(s)).

- 나는 초록이 1) 간결하게 연구의 목적, 주요 결과 및 결론을 포함하고 있음을 확인하였으며, 2) 300단어 내외의 단어로 구성되었음을 확인하였으며, 3) 참고문헌을 포함하고 있지 않음을 확인하였습니다 (꼭 필요시 참고문헌 삽입 가능).

- I provided 5 or 6 keywords.
나는 5-6개의 키워드를 사용하였습니다.

I checked manuscript consisted of as follow: 1) Title, 2) Author's name, 3) Key word, 4) Abstract, 5) Nomenclature description, 6) Introduction, 7) Body (analysis, test, results and discussion), 8) Conclusion, 9) Acknowledgements,

- 10) Reference, 11) Appendix, etc.
나는 원고가 다음의 순서로 구성되었음을 확인하였습니다: 1) 제목, 2) 저자명, 3) 키워드, 4) 초록, 5) 기호, 6) 서론, 7) 본문 (해석, 실험, 결과, 검토), 8) 결론, 9) 후기(사사), 10) 참고문헌, 11) 부록, 등.

I checked color figures were clearly marked as being intended for color reproduction on the Web and in print, or to be reproduced in color on the Web and in black-and-white in print.

- 나는 모든 컬러 그림이 컬러 웹이 또는 컬러(또는 흑백) 인쇄물에 잘 나타날 수 있도록 선명한 그림을 사용하였음을 확인하였습니다.

- I checked all table and figure captions were written in English.
나는 원고의 모든 표 제목과 그림 제목은 영문으로 작성되었음을 확인하였습니다.

- I checked all table and figure numbered consecutively in accordance with their appearance in the text.
나는 본문에서 나타나는 순서대로 표 번호 및 그림 번호가 지정되었음을 확인하였습니다.

I checked abbreviations were defined at their first mention there and used with consistency throughout the article.

- 나는 영문 약자를 원고의 첫 번째 사용에서 정의하였으며, 이후 원고에서는 동일한 약자를 사용하였음을 확인하였습니다.

- I checked that references were in the correct format for the journal (See 'Guide for Authors' for details).
나는 모든 참고문헌이 본 저널의 참고문헌 표기법(저자 가이드 참조)에 따라서 작성되었음을 확인하였습니다.

I checked all references mentioned in the Reference list were cited in the text, and vice versa.

- 나는 'References'에 존재하는 모든 참고문헌은 원고 본문에서 언급되었으며, 반대로 원고 본문에 언급된 모든 참고문헌은 'References'에 표기되었음을 확인하였습니다.

- I checked I used the international system units (SI) or SI-equivalent engineering units.
나는 SI 단위계 또는 공학적으로 인정되어지는 단위계를 사용하였음을 확인하였습니다.

< **Submission checklist** >

- I checked the work described has not been published previously (except in the form of an abstract or as part of a published lecture or academic thesis).
나는 본 원고의 내용이 초록, 단행본, 학위논문 등을 제외한 타 저널 등에 게재된 사실이 없음을 확인하였습니다.

- I checked when the work described has been published previously in other proceedings without copyright, it has clearly noted in the text.
나는 본 원고의 내용이 판권이 없는 프로시딩에 게재되었던 경우 이를 원고에서 명시하였음을 확인하였습니다.

- I checked permission has been obtained for use of copyrighted material from other sources (including the Web)
나는 웹을 포함하여 판권이 있는 자료의 사용 허가를 득했습니다.

- I have processed Plagiarism Prevention Check through reliable web sites such as www.kci.go.kr, <http://www.ithenticate.com/>, or <https://www.copykiller.org/> for my submission.
나는 논문 표절 유사도 검사를 마친 후 투고하였습니다.

- I agree that final decision for my final manuscript can be changed according to results of Plagiarism Prevention Check by JOET administrator.
나의 최종본 논문에 대한 JOET 자체적인 논문 표절 유사도 검토 결과에 따라 최종 판정이 변경될 수 있다는 사실에 동의합니다.

- I checked minimum one author is member of the Korean Society of Ocean Engineers.
나는 저자 중 1인 이상이 한국해양공학회 회원임을 확인하였습니다.

- I agreed all policies related to 'Ethical Code of Research' and 'Research and Publication Ethics' of the Korean Society of Ocean Engineers.
나는 연구출판정책과 연구윤리규정을 확인했으며, 준수할 것을 서약합니다.

- I agreed to transfer copyright to the publisher as part of a journal publishing agreement and this article will not be published elsewhere including electronically in the same form, in English or in any other language, without the written consent of the copyright-holder.
나는 한국해양공학회지의 저작권 정책에 동의하며, 저작권 위임동의서를 제출하겠습니다.

- I made a payment for reviewing of the manuscript, and I will make a payment for publication on acceptance of the article.
나는 심사료를 납부하였으며, 논문 게재 확정 후 게재료를 납부하겠습니다.

- I have read and agree to the terms of Author's Checklist.
나는 저자 체크리스트 모든 조항을 검토하였으며, 모든 조항에 동의합니다.

Title of article :

Date of submission : DD/MM/YYYY

Corresponding author : signature

Email address :

※ Print and sign completed form. Fax(+82 51 759 0657) or E-mail scanned file to ksoehj@ksoe.or.kr

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

Authorship should be limited to those who have made a significant contribution to the conception, design, execution, or interpretation of the reported study. All those who have made significant contributions should be listed as co-authors. Where there are others who have participated in certain substantive aspects of the research project, they should be acknowledged or listed as contributors.

The corresponding author should ensure that all appropriate co-authors and no inappropriate co-authors are included on the paper, and that all co-authors have seen and approved the final version of the paper and have agreed to its submission for publication.

Hazards and human or animal subjects

If the work involves chemicals, procedures or equipment that have any unusual hazards inherent in their use, the author must clearly identify these in the manuscript. If the work involves the use of animal or human subjects, the author should ensure that the manuscript contains a statement that all procedures were performed in compliance with relevant laws and institutional guidelines and that the appropriate institutional committee(s) has approved them. Authors should include a statement in the manuscript that informed consent was obtained for experimentation with human subjects. The privacy rights of human subjects must always be observed.

Fundamental errors in published works

When an author discovers a significant error or inaccuracy in his/her own published work, it is the author's obligation to promptly notify the journal editor or publisher and cooperate with the editor to retract or correct the paper. If the editor or the publisher learns from a third party that a published work contains a significant error, it is the obligation of the author to promptly retract or correct the paper or provide evidence to the editor of the correctness of the original paper.

Ethical Codes of Research

for The Korean Society of Ocean Engineers [1, Nov. 2008 amended]

All members of The Korean Society of Ocean Engineers, by observing the following codes of conduct and regulations regarding research in the field, will contribute to the development of ocean engineering and the security and prosperity of the society and the nation, thus holding our honesty, reputation and authority in the highest standards.

A. Foundational Spirit

1. We make a contribution to mutual prosperity of mankind through ocean development, using the knowledge and technique in the field of ocean engineering.
2. We contribute to fostering the good spirit of citizenship by conducting responsible research.
3. We make efforts to enhance our authority and competitiveness as experts in ocean engineering.

B. Fundamental Canons

1. We consider the public security and welfare as a top priority and conform to the principle of sustainable use of ocean in conducting our research.
2. We promote professional development through performing proper research and provide young researchers with the opportunities to develop professionally.

3. We respect the public values such as honesty, accuracy, efficiency and objectivity in offering services such as providing expertise or disclosing research results.
4. We do not have unfair competitions with others and solve problems with objective information and processes when there is a clash of interests.
5. We raise common issues only through objective and fair methods.

C. Practical Platforms

1. We consider the public security and welfare as a top priority and conform to the principle of sustainable use of ocean in conducting our research.
 - (a) We must acknowledge the fact that the life, security, health and welfare of the public have an absolute reliance over our products such as structures, equipments and machines that are given thought to and made into decision by engineers.
 - (b) We must not propose or approve research plans which cause harm to the public health and welfare.
 - (c) We must conform to the principle of sustainable use of ocean to enhance the quality of the public life and endeavor to improve the ocean environment.
2. We promote professional development through performing proper research and provide young researchers with the opportunities to develop professionally.
 - (a) As we build our career, we must continue to acquire new knowledge and promote intellectual development by keeping track of research results, organizing research methods and raising necessary issues voluntarily.
 - (b) We must be thoroughly honest to the contributions from cooperators, competitors and predecessors and utilize them for our professional development.
 - (c) We, as administrators, must supervise young researchers in a fair manner and, as their advisors, must assist them sincerely to grow into socially recognized members.
3. We respect the public values such as honesty, accuracy, efficiency and objectivity in offering services such as providing expertise or disclosing research results.
 - (a) When we offer service under our responsibility that involves providing professional knowledge, we must act according to professionalism as a commissioner, trying to prevent waste of resources and reporting objective facts, trustworthy data and accurate research results.
 - (b) We prohibit any fraudulent acts in conducting research such as fabrications, forgeries and plagiarism.
 - (c) We must admit our mistakes or errors when they are verified and must not try to justify them by distorting facts or data.
4. We do not have unfair competitions with others and solve problems with objective information and processes when there is a clash of interests.
 - (a) We must not distort the professional, academical qualifications of ourselves and coworkers. We must not fabricate or exaggerate our positions or authorities of the past achievements.
 - (b) Our papers must contain facts and no exaggeration that are contributed to media sources. When publishing a paper or a report which involves multiple researchers, we must allocate authors based on their levels of contributions and mention every person and institution that is concerned and provided assistance.
 - (c) We must not criticise others' achievements in an irresponsible manner by intentionally distorting their professional reputation, prospects and character in both direct and indirect ways.
 - (d) When a clash of interests occur, we must organize a committee composed of authoritative experts in the field and fairly solve the problem based on objective facts and data.
5. We raise common issues only through objective and fair methods.
 - (a) We must be thoroughly objective and honest when submitting expert reports or policy proposals and include relevant, sufficient and appropriate information.

- (b) When addressing public issues through open debates or forums, we must provide opinions based on objective facts and data and must not cause harm to the public interest by making groundless argument or being involved in private interests with others.
 - (c) We must be honest when explaining our business and its advantages, and must not try to meet our interests by damaging professional honor and coordination with coworkers.
6. All members of The Korean Society of Ocean Engineers must abide by the ethical codes of research stated above.

D. The Scope of Manuscript

1. Manuscripts include papers, technical reports and commentaries, and papers must be the ones that are not released in other journals.
2. "Journals" are the ones that have an appropriate screening of submitted theses and that are published on a regular basis.
3. All manuscripts other than the ones stated in the previous clause can be submitted such as conference papers, research reports, diploma papers and academic articles, provided that their sources are stated according to the 3rd clause of The Regulations on Paper Submission in The Journal of the Korean Society of Ocean Engineers.

E. The Definitions and Types of Fraudulent Acts in Research

1. "Fraudulent acts in research" include all affairs that violates ethical codes of research: fabrications, forgeries, plagiarism, overlapping publications and unfair marking of writers which may occur in every phase of research process, such as in a proposal, conducting, a report or presentation of research results.
2. "Fabrication and forgeries" refers to an act of distorting the content or outcome of research by making up false data or results.
3. "Plagiarism" refers to an act of unfairly employing all research results, such as others' publications, research proposals, ideas, hypotheses and theories, without a fair approval or quotation.
4. "Overlapping publications" refers to two writings published in different media sources that are totally identical in their contents or share the major contents. It is also the case of overlapping publication where the paper published later contains a slightly different viewpoint, yet contains the same or slightly different analysis on the same data from the previous paper.
5. "Unfair marking of writers" refers to an act of unfairly gaining reputation by pretending to be a real author of a paper without any participation in research.
6. Fraudulent acts also include a behavior of intentionally disturbing investigations regarding assumed misconducts in research or inflicting an injury on an informant.
7. "Other fraudulent acts in research" refers to all affairs that are generally accepted as the violations to ethical codes of research in the academia.

F. Screening System, Processing Criteria and Procedure

1. Screening System
 - (a) Authors must submit a "consent form of delegation of copyright" which necessitates an author's confirmation on any violations to ethical codes of research.
 - (b) When inspectors raise question on any violations to ethical codes of research, The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after examining all materials concerned and giving the contributor a chance to defend him/herself.
 - (c) When any violations to ethical codes of research are found while screening or editing (after the insertion of a paper in an academic magazine), The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after giving the contributor a chance to defend him/herself.
 - (d) When any violations to ethical codes of research are called into question after a paper is published, The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after giving the

contributor a chance to defend him/herself.

2. Processing Criteria

- (a) All processing criteria regarding fraudulent acts in research follow the regulations and detailed rules for operation of The Committee of Ethical Codes of Research of this society.

3. Processing Procedure

- (a) When any affair is determined as a violation to the ethical codes of research in the phase of submission or screening, The Editing Commission should report it to The Committee of Ethical Codes of Research.
- (b) When any affair is determined as a violation to the ethical codes of research after the insertions of a paper in an academic magazine, The Committee of Ethical Codes of Research should immediately cancel its publication and notify the cancellation to the author/s

G. Ethical codes of Editing

1. The editor must a strong sense of ethics regarding the codes of conduct in research and in publication. Also, he/she must not have any personal interests with others in the process of edition.
2. The editor must thoroughly keep security in all matters related to the contribution of manuscripts, screening and publication.
3. The editor must be well-informed about the violations to ethical codes of research and make a neutral and impersonal judgement when he/she found any violations.

Supplementary Provisions

1. Regulations stated above are enacted after 1 Nov. 2008. For the manuscripts contributed in academic magazines before 1, Nov. 2008, the 3rd clause in “D” is not applied. Also, they are not interpreted as violations to the ethical codes of research even if they did not stated their source in the journal of this society.
2. Also, for the papers applicable to the clause “D” or “E”, the writer/s can take measures such as “cancellation of a paper” based on their judgement, or “rejection of screening” if the paper is under screening.

1, Nov. 2008

The Korean Society of Ocean Engineers

[31, May 2007 enacted]

[1, Nov. 2008 amended]

Publishing Agreement

Article details

Article :
Corresponding author :
E-mail address :
DOI :

YOUR STATUS

I am one author signing on behalf of all co-authors of the manuscript.

ASSIGNMENT OF COPYRIGHT

I hereby assign to Korean Society of Ocean Engineers, the copyright in the manuscript identified above and any tables, illustrations or other material submitted for publication as part of the manuscript (the "Article"). This assignment of rights means that I have granted to Korean Society of Ocean Engineers the exclusive right to publish and reproduce the Article, or any part of the Article, in print, electronic and all other media (whether now known or later developed), in any form, in all languages, throughout the world, for the full term of copyright, and the right to license others to do the same, effective when the Article is accepted for publication. This includes the right to enforce the rights granted hereunder against third parties.

SCHOLARLY COMMUNICATION RIGHTS

I understand that no rights in patents, trademarks or other intellectual property rights are transferred to the Journal owner. As the author of the Article, I understand that I shall have: (i) the same rights to reuse the Article as those allowed to third party users of the Article under the CC-BY-NC License, as well as (ii) the right to use the Article in a subsequent compilation of my works or to extend the Article to book length form, to include

I have read and agree to the terms of the Journal Publishing Agreement.

Corresponding author :

name

signature

Print and sign completed form. Fax(+82 51 759 0657) or E-mail scanned file to : ksoehj@ksoe.or.kr
(Papers will not be published unless this form is signed and returned)

the Article in a thesis or dissertation, or otherwise to use or re-use portions or excerpts in other works, for both commercial and non-commercial purposes. Except for such uses, I understand that the assignment of copyright to the Journal owner gives the Journal owner the exclusive right to make or sub-license commercial use.

USER RIGHTS

The publisher will apply the Creative Commons Attribution-Noncommercial Works 4.0 International License (CC-BY-NC) to the Article where it publishes the Article in the journal on its online platforms on an Open Access basis.

The CC-BY-NC license allows users to copy and distribute the Article, provided this is not done for commercial purposes and further does not permit distribution of the Article if it is changed or edited in any way, and provided the user gives appropriate credit (with a link to the formal publication through the relevant DOI), provides a link to the license, and that the licensor is not represented as endorsing the use made of the work. The full details of the license are available at <http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode>.

REVERSION OF RIGHTS

Articles may sometimes be accepted for publication but later rejected in the publication process, even in some cases after public posting in "Articles in Press" form, in which case all rights will revert to the author.

한국해양공학회지(JOET) 논문투고규정 (2016. 10. 20 개정)

1. 본 학회지에 투고하고자 하는 사람은 한국해양공학회 회원임을 원칙으로 하며 공저인 경우에는 적어도 1인 이상이 회원이어야 한다. 단, 본 학회의 편집위원회가 특별히 인정한 사람은 예외로 한다.
2. 원고는 학술논문, 기술보고 및 자료를 포함하고, 학술논문의 경우 다른 학술지에 게재되지 않은 것이라야 한다. 학술지라 함은 투고 논문에 대한 적절한 심사체계와 주기적 발간이 이루어지는 저널(Journal) 등을 의미한다. 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구 보고서, 학위논문, 학술기사 등 모든 원고는 투고가 가능하다. 또한 본 학회지에 게재되면 본 학회 편집위원회의 서면승인 없이 타학술지에 전부 또는 일부가 동일형식으로 발표되어서는 안되며, 저작권은 학회에 귀속된다.
3. 투고논문 중 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구보고서, 학위논문, 학술기사 등의 경우는 각주를 통해서 아래 예와 같이 원고 전체 혹은 부분이 출판되었음을 명시하여야 한다.
예) 본 논문은 2008년 제주도에에서 개최된 한국해양과학기술협의회 공동학술대회에서 발표된 논문을 근간으로 하고 있음을 밝힙니다.
4. 원고는 인터넷 상에서 WebReview 시스템을 이용하여 제출하여야 하며 이때 본 학회의 논문투고양식(template)에 맞도록 한글(Hangul) 또는 MS 워드(MS Word) 파일을 첨부로 제출하여야 한다. 원고접수 시 소정의 심사료를 납부하여야 한다. 또한 저작권 위임동의서를 학회 사무국으로 제출하여야 한다.
5. 원고가 인터넷 상에서 접수된 날을 접수일자로 한다.
6. 원고의 채택여부는 논문심사규정에 따라 정한다.
7. 학회지에 게재될 원고의 규정면수는 6면 이내이고, 규정면수를 초과할 때 저자는 소정의 게재료 이외에 초과분에 대한 게재료를 납부하여야 한다.
8. 논문원고의 체제는 다음을 원칙으로 한다. (1)제목, (2)저자명, (3)주요기술용어(Key Words), (4)영문초록, (5)기호설명, (6)서론, (7)본론(이론해석, 실험방법, 결과, 결과의 해석, 고찰), (8)결론, (9)후기, (10)참고문헌, (11)부록, 기타
9. 상세한 편집 방법은 한국해양공학회지(JOET) 템플릿을 따른다.
10. 원고에 포함될 도표 및 사진은 한글 또는 MS워드에서 처리가 가능하여야 하며 그 선명도에 대한 책임은 저자가 진다.
11. 원고 내용 및 탈오자의 책임은 저자가 진다.
12. 편집위원회는 본 학회의 논문투고규정을 따르지 않는 원고에 대하여 심사 및 게재를 거부할 수 있다.
13. 기타 본 규정에 명시되지 않은 사항(투고분야 포함)은 본 학회 편집위원회의 결정에 따른다.
14. 학회는 저자에게 별쇄본을 제공하지 않는 것을 원칙으로 하나, 필요한 경우는 저자가 실비를 부담하여야 한다.

한국해양공학회지

제31권 제5호(통권 제138호)

인쇄: 2017년 10월 26일

발행: 2017년 10월 31일

발행인: 조효제

편집인: 김윤해

발행소: 사단법인 한국해양공학회

부산광역시 동구 중앙대로 180번길 13, 1302호 (초량동 프레지던트오피스텔)

전화: (051)759-0656 FAX: (051)759-0657

담당: 사무국 서은희

E-mail: ksoehj@ksoe.or.kr

Homepage: www.ksoe.or.kr

인쇄소: 한림원(주)

서울특별시 중구 퇴계로51길 20 1303(오장동, 넥스타타워)

전화: (02)2273-4201 FAX: (02)2179-9083

E-mail: hanrim@hanrimwon.co.kr



사단법인 **한국해양공학회**
The Korean Society of Ocean Engineers