

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

한국해양공학회지

제29권 제6호 (통권 제127호)

2015년 12월

Journal of Ocean Engineering
and Technology



Vol. 29, No. 6 (Serial Number 127)
December 2015

사단법인 한국해양공학회

The Korean Society of Ocean Engineers

<http://www.joet.org>

한국해양공학회 Journal of Ocean Engineering and Technology

편집위원회

위원장
김윤해 한국해양대학교

편집이사
정준모 인하대학교
최윤락 울산대학교
허동수 경상대학교

편집위원
김국현 동명대학교
김영훈 경남대학교
김진환 카이스트
나원배 부경대학교
문경만 한국해양대학교
박종천 부산대학교
송창용 목포대학교
엄원석 연세대학교
윤현규 창원대학교
이기영 해군사관학교
이종현 제주대학교
이탁기 경상대학교
정동호 한국해양과학기술원
최형식 한국해양대학교

국제자문 편집위원
Ahmet Ergin, Istanbul Technical University
Atilla Incecik, University of Strathclyde
Moo Hyun Kim, Texas A&M University
Sime Malenica, Bureau Veritas
T. Hanabusa, The University of Tokushima

연구윤리위원회

위원장
구자삼 부경대학교

운영분과 및 심의 교육·분과 위원
서성부 동의대학교
조일형 제주대학교

학회 임원

학회장
홍사영 한국해양과학기술원

부회장
김병권 스틸플라워
김선진 부경대학교
김용수 DSME
윤병구 부산컨테이너터미널
조철희 인하대학교
하문근 삼성중공업

Editorial Boards

Editor-in-Chief
Yun Hae Kim, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Manuscript Editors
Joonmo Choung, Inha University, Korea
Yoon Rak Choi, University of Ulsan, Korea
Dong-Soo Hur, Gyeongsang National University, Korea

Editorial Board Members
Kookhyun Kim, Tongmyong University, Korea
Younghun Kim, Kyungnam University, Korea
Jinwhan Kim, KAIST, Korea
Won Bae Na, Pukyong National University, Korea
Kyung-Man Moon, Korea Maritime and Ocean University, Korea
Jong Chun Park, Pusan National University, Korea
Chang Yong Song, Mokpo National University, Korea
Won Suk Ohm, Yonsei University, Korea
Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea
Kiyoung Lee, Korea Naval Academy, Korea
Chong Hyun Lee, Jeju National University, Korea
Tak Kee Lee, Gyeongsang National University, Korea
Dongho Jung, KRISO, Korea
Hyeongsik Choi, Korea Maritime and Ocean University, Korea

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

Research and Ethics Boards

Chief
Ja-Sam Goo, Pukyong National University, Korea

Management and Deliberative and Education Department
Sung-Bu Suh, Dongeui University, Korea
Il-Hyoung Cho, Jeju National University, Korea

Officers of The Korean Society of Ocean Engineers

President
Sa-Young Hong, KRISO, Korea

Vice President
Byeongkwon Kim, Steel Flower, Korea
Seon-Jin Kim, Pukyong National University, Korea
Yong-Soo Kim, DSME, Korea
Byeong Goo Yoon, Pusan Container Terminal, Korea
Chul Hee Jo, Inha University, Korea
Mun-Keun Ha, Samsung Heavy Industries, 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.

© 2015 by The Korean Society of Ocean Engineers (KSOE) / ISSN(print) 1225-0767 / ISSN(online) 2287-6715

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

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

Printed on December 31, 2015 by Hanrimwon Co., Ltd., Seoul, Korea.

목 차

제29권 제6호 (통권 제127호)

2015년 12월

<학술논문>

어선원 복지공간 확보를 위한 5톤급 쌍동형 연안어선 선형개발에 관한 연구 정우철 · 김현수 · 권수연 · 최지훈	405
트림 변화에 따른 컨테이너선의 저항성분별 특성 연구 한기민 · 박현석 · 서대원	411
대한해협에서의 수온 및 염도변화를 고려한 선박의 저항성능 예측을 위한 기초 연구 석 준 · 진송한 · 박종천 · 신명수 · 김성용	418
자유수면 아래에서 회전하는 프로펠러 주위 유동 수치 해석 박일룡	427
몰수체의 원추형시험에 관한 연구 박종용 · 김낙완 · 이기표 · 윤현규 · 김찬기 · 정철민 · 안경수 · 이성균	436
극한지용 고장력강의 평균 응력 삼축비 및 평균 정규 로드 파라미터를 고려한 3차원 파단 변형률 평면 개발: 제1부 이론적 배경과 실험적 연구 정준모 · 박성주 · 김영훈	445
극한지용 고장력강의 평균 응력 삼축비 및 평균 정규 로드 파라미터를 고려한 3차원 파단 변형률 평면 개발: 제2부 파단 변형률 평면의 정식화 정준모 · 박성주 · 김영훈	454
Fatigue Analysis of 306K Crude Oil Tanker Based on MSC Fatigue Wei Guo, Dong-Myung Bae, Bo Cao and Da-Long Qi	463
수조실험을 통한 해저지반 굴삭용 워터젯 장비의 성능평가에 관한 연구 나경원 · 조효제 · 백동일 · 황재혁 · 한성훈 · 장민석 · 김재희	470
열화한 STS316L에 대한 Cr-free 코팅액의 내식특성 이소영 · 김영수 · 정희록 · 안석환 · 남기우	475
다층용접한 저합금 용접금속의 강도와 인성에 미치는 입열량 및 예열/패스간 온도의 영향 방국수 · 정호신 · 박찬	481
수중정찰용 자율무인잠수정의 운동 모델링 및 시험을 통한 계수 조정 이필엽 · 박성국 · 권순태 · 박상웅 · 정훈상 · 박민수 · 이관목	488

CONTENTS

Volume 29, Number 6

December, 2015

<Original Research Articles>

- Study of Hull Form Development of 5-Ton-Class Catamaran-Type Coastal Fishing Boat for Welfare Accommodation of Fishing Crew
Uh-Cheul Jeong, Hyun-Soo Kim, Soo-Yeon Kwon and Ji-Hoon Choi 405
- Study on Resistance Component of Container Ship According to Trim Conditions
Ki-Min Han, Hyun-Suk Park and Dae-Won Seo 411
- Fundamental Study for Predicting Ship Resistance Performance Due to Changes in Water Temperature and Salinity in Korea Straits
Jun Seok, Song-Han Jin, Jong-Chun Park, Myung-Soo Shin and Sung-Yong Kim 418
- Numerical Analysis of Flow around Propeller Rotating Beneath Free Surface
Il-Ryong Park 427
- Study on Coning Motion Test for Submerged Body
Jong-Yong Park, Nakwan Kim, Key-Pyo Rhee, Hyeon Kyu Yoon, Chanki Kim, Chulmin Jung, Kyoungsoo Ahn and Sungkyun Lee 436
- Development of Three Dimensional Fracture Strain Surface in Average Stress Triaxiality and Average Normalized Lode Parameter Domain for Arctic High Tensile Steel: Part I Theoretical Background and Experimental Studies
Joonmo Chong, Sung-Ju Park and Younghun Kim 445
- Development of Three-Dimensional Fracture Strain Surface in Average Stress Triaxiality and Average Normalized Lode Parameter Domain for Arctic High Tensile Steel: Part II Formulation of Fracture Strain Surface
Joonmo Chong, Sung-Ju Park and Younghun Kim 454
- Fatigue Analysis of 306K Crude Oil Tanker Based on MSC Fatigue
Wei Guo, Dong-Myung Bae, Bo Cao and Da-Long Qi 463
- Study on Performance Evaluation of Subsea Waterjet Trenching Machine Using Water Tank
Kyoung-Won Na, Hyo-Jae Jo, Dong-Il Baek, Jae-Hyuk Hwang, Sung-Hoon Han, Min-Suk Jang and Jae-Heui Kim 470
- Corrosion Resistance Characteristics of Cr-free Coating Solution for Degraded STS316L
So-Young Lee, Young-Soo Kim, Hee-Rock Jeong, Seok-hwan Ahn and Ki-Woo Nam 475
- Effects of Heat Input and Preheat/interpass Temperature on Strength and Impact Toughness of Multipass Welded Low Alloy Steel Weld Metal
Kook-soo Bang, Ho-shin Jung and Chan Park 481
- Dynamic Modeling of Autonomous Underwater Vehicle for Underwater Surveillance and Parameter Tuning with Experiments
Phil-Yeop Lee, Sung-Kook Park, Soon Tae Kwon, Sangwoong Park, Hunsang Jung, Min-Soo Park and Pan-Mook Lee 488

어선원 복지공간 확보를 위한 5톤급 쌍동형 연안어선 선형개발에 관한 연구

정우철* · 김현수* · 권수연** · 최지훈***

*인하공업전문대학 조선해양과

**선박안전기술공단

*** (주)대원마린텍

Study of Hull Form Development of 5-Ton-Class Catamaran-Type Coastal Fishing Boat for Welfare Accommodation of Fishing Crew

Uh-Cheul Jeong*, Hyun-Soo Kim*, Soo-Yeon Kwon** and Ji-Hoon Choi***

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

**Korea Ship Safety Technology and Authority, Sejong, Korea

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

KEY WORDS: Fishing Boat 어선, Hull form development 선형개발, Catamaran 쌍동선, Resistance performance 저항성능, Model test 모형시험, Welfare space 복지공간

ABSTRACT: This paper reports the hull form development and resistance performance of a 5-ton-class catamaran-type coastal fishing boat. The weight estimation and preliminary design were basically extracted from existing coastal fishing vessels. In addition, the resistance performance was investigated using a model test in a high-speed circulating water channel and was analyzed in comparison to an existing catamaran fishing vessel. As a result, the modified hull achieved an approximately 30% reduction in resistance compared to the previous hull. The stability or boarding sensitivity of the modified hull form was more stable or comfortable than the original hull form based on a trim and sinkage comparison between the two boats.

1. 서 론

1990년대 중반 어선협회(현, 선박안전기술공단)에서 수행한 표준어선 개발에 대한 연구(KST, 2003) 이후, 어선 선형개발에 대한 체계적인 연구가 부족한 실정이다. 최근 들어 Yu et al.(2010)이 총톤수 4.99톤의 소형 어선에 대해 선형요소를 보정하여 유효마력을 최소화시킨 한국형 어선 선형에 관한 연구를 수행하였고, Yu et al.(2011)은 9.77톤 규모의 낚시 어선을 대상으로 12.86m/s(25노트)에서 저항성능을 개선하는 선형 개발에 대한 연구를 수행한 바 있다. 위에 언급된 두 가지 연구는 속도 성능과 적재 공간을 최대화 하는 방향으로 연구가 수행되었다. 그러나 유류비 증가로 인한 국내 어업경쟁력 악화로 연료절감형 선박 개발이 절실한 상황에 부합하는 어선 선형에 대한 연

구로 평가할 수 있다.

국내 어선은 수산업법에 따라 어업별 어선의 규모가 제한되어 있으므로 선주들은 총 톤수에 매우 민감하고, 따라서 가능한 큰 적재 톤수를 확보하는 현상이 나타나고 있다. Lee et al.(2013)의 국내 연안어선 주요제원 변화에 대한 조사에 따르면 국내 소형어선의 경우 연안어업 허가 톤수에 맞추어 가능한 어업경쟁력이 높도록 어선을 건조해야하므로 배의 길이와 폭을 크게 키워 갑판면적을 넓히고 대신 깊이를 비정상적으로 줄이는 방법을 선택하고 있다. 이러한 설계는 어선의 안전을 고려하지 않은 것으로 어선 선형에 대한 근본적인 검토가 필요하다.

그리고 최근 열악한 조업환경으로 인하여 젊은 층의 어업에 종사하는 것을 기피하는 현상이 두드러지고 있다. 이러한 문제를 해결하기 위하여 어선원들의 복지공간을 어느 정도 확보하

Received 8 September 2015, revised 9 November 2015, accepted 17 December 2015

Corresponding author Hyun-Soo Kim: +82-10-9205-6733, hyunsookim@inhac.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KSOE 2014 in Jeju.(Jeong, et al, 2014)

는 방안이 국제적으로 활발히 논의되고 있다.

본 연구는 어선원 복지공간을 확보하면서 연료소모량을 줄일 수 있는 선형을 개발하고자 수행되었다. 대상 선은 국내 연안어선 중 활용도가 가장 높은 5톤급 어선으로, 어선원 복지공간과 조업 공간 확보를 위하여 갑판면적이 넓은 쌍동선으로 결정하였다. 성능비교는 5톤급 쌍동형 어선이 존재하지 않는 관계로 현재 유어선으로 운항 중인 9.77톤 쌍동형 어선을 모선으로 설계한 선형과 본 연구를 통하여 개발한 새로운 선형을 회류수조에서 모형시험을 통하여 비교하였다.

2. 1차 선형(Hull-A)개발

2.1 선형계획 및 주요제원 결정

서론에서 언급한 바와 같이 2003년 선박검사기술협회에서 개발하여 현재까지 낚시어업에 종사하고 있는 9.77톤급 쌍동형 어선을 모선으로 5톤급 연안 어선을 설계하였다. 국내 5톤급 연안 어선의 평균길이는 약 10m, 폭은 약 3.5m, 깊이는 약 1.0m 정

도이다(Lee et al., 2013). 이를 토대로 설계한 1차 선형(Hull-A)은 각각의 단동체가 세장선형으로 중앙부에서 선미부까지 동일한 횡단면적을 가지고 있으며 좌우 대칭이다. 선수부는 조파저항을 고려하여 뾰족한 형상(뿔기형 선수)을 갖고 있다. 1차선형의 주요제원 및 형상은 Table 1 및 Fig. 1과 같다.

2.2 모형시험

모형시험은 서일본유체기술연구소 고속회류수조에서 수행되었으며, 시험모형은 $L_{pp}=1.0m$ 크기로 하드우레탄으로 제작하였다(Fig. 2). 시험조건은 Table 2와 같다.

Fig. 3은 설계 속도인 13.37m/s(26노트)에서 파형이다. Case 1과 Case 2 두 경우의 배수량 차이가 크지 않은 관계로 파형 차이는 크지 않다. 두 경우 모두 큰 선미파가 발생하고 있다. 또한 선수 어깨 부분에서 선체를 따라 파도가 높게 올라오고 있으며, 쇄파현상이 크게 나타나고 있다. 두 선체사이에서 이러한 어깨 파들 간 간섭현상이 크게 나타나는 것으로 판단된다. 이러한 파간섭은 저항증가 뿐 아니라 두 선체의 연결부인 크로스 데크(Cross deck)에 큰 충격을 주게 되고, 원하지 않는 자세 변화가 발생하는 원인이 되기도 한다.

Table 1 Principal dimensions of Hull-A

Items		Dimensions	
Length of upper deck side line		9.50	m
BOA (MLD)		3.40	m
Breadth (Demi-hull)		1.04	m
Depth (MLD)		0.96	m
Draft	Departure	0.549	m
	Arrival	0.584	
W.S.A	Departure	29.468	m ²
	Arrival	30.869	
Displacement	Departure	7.695	ton
	Arrival	7.997	

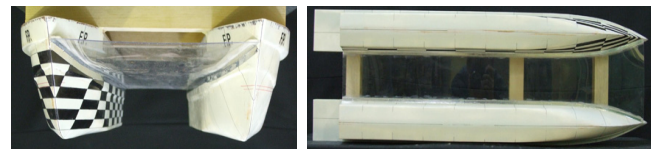


Fig. 2 Model ship of Hull-A

Table 2 Test condition of Hull-A

Test case	Condition	Remarks
Case 1	$d = 0.549$ m, $\Delta = 7.695$ ton	Departure
Case 2	$d = 0.584$ m, $\Delta = 7.997$ ton	Arrival

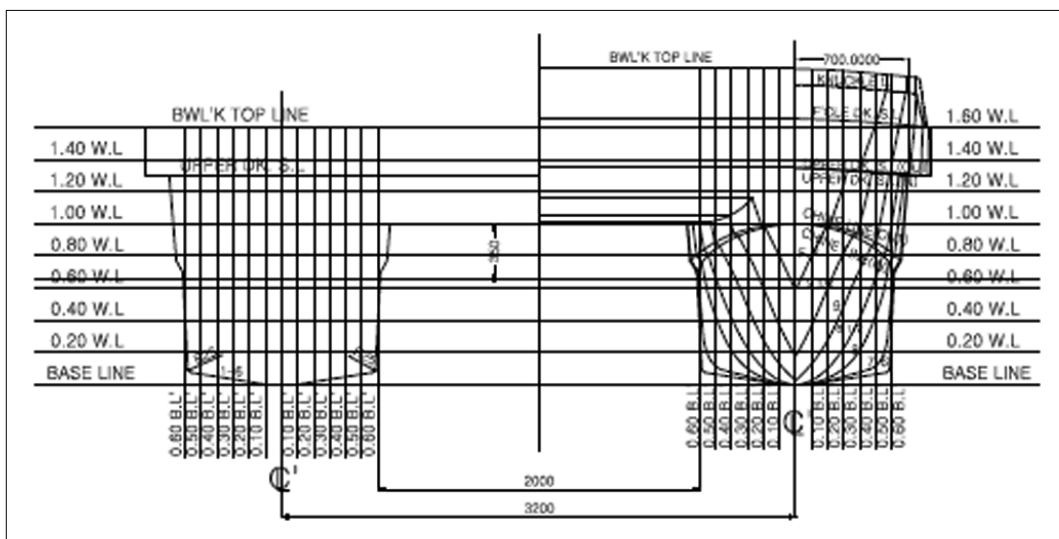
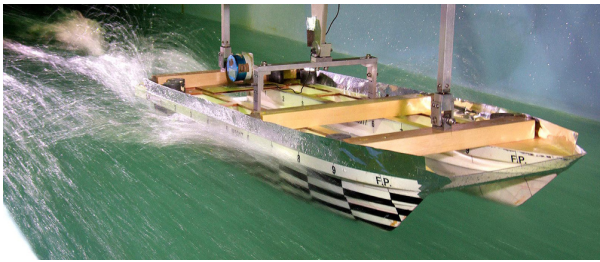
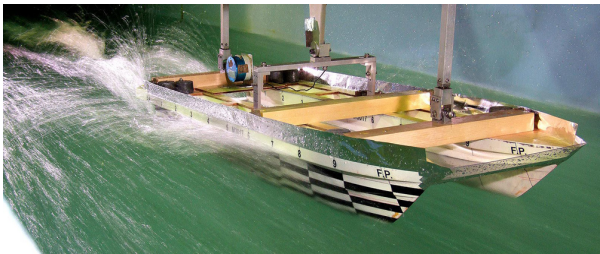


Fig. 1 Body plan of Hull-A



(Case-1)



(Case-2)

Fig. 3 Wave patterns of Hull-A at 13.37 m/s (26 knots)

3. 2차 선형(Hull-B)개발

3.1 선형계획 및 주요제원 결정

Hull-A의 모형시험 결과를 분석하여 단점을 보완하기 위해 2차 선형인 Hull-B를 계획하였다. 설계속도를 13.37m/s(26노트)로 가정할 경우 F_n 가 약 1.4정도로 Savitsky의 제안에 의하면 활주선 개념이 적합하다(Fig. 4). 그러나 쌍동선에서 각각의 단동체가 활주선일 경우, 고속 운항 시 두 선체 사이에서 파간섭이 발생하여 저항성능과 운항안정성이 나빠질 위험성이 크다. 이러한 문제를 극복하기 위하여 Jeong et al.(2013)이 고속쌍동형 레저보트에서 적용하여 그 성능을 검증한 설계개념을 적용하였다. 즉, 단동체 내부는 직선형 단면으로 설계하여 두 선체 사이에서 파 간섭이 억제되도록 하였다.

국내 FRP (Fiber reinforced plastics) 어선은 대부분 수적충공법으로 건조되고 있으므로 선체 중량이 무거우며, 추진 체계가

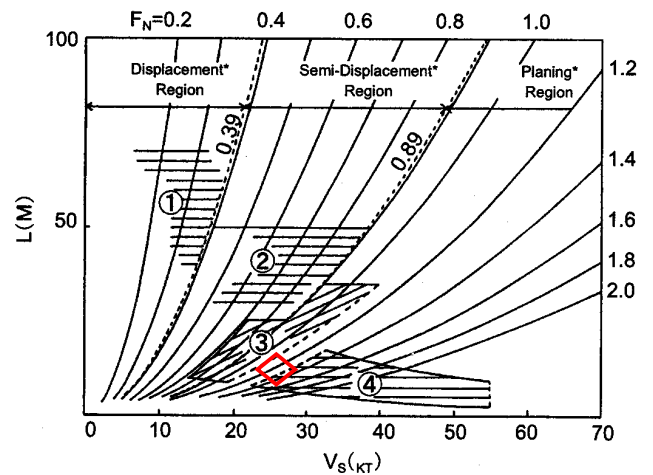


Fig. 4 Savitsky Chart

축계 타입으로 박스 킬이 설치되어 있다. 본 개발선은 진공적층법으로 건조할 예정이며, 추진시스템은 선내외기를 사용하게 되므로 기존 어선을 바탕으로 선체 중량을 추정할 경우, 오차가 크게 발생할 위험성이 있다. 따라서 선체 중량은 유사한 규모의 쌍동형 낚시레저보트(Jeong et al., 2013) 중량을 바탕으로 추정하였다.

또한 본 개발선의 용도는 연안 복합어선과 낚시용 유어선으로, 최대 승선인원은 어선인 경우에는 4~5명 내외이고, 유어선일 경우는 12명이다.

본 개발선의 중량 추정결과는 Table 3 및 Table 4와 같고, 최종 결정된 주요제원과 형상은 각각 Table 5와 Fig. 6에 나타내었다.

Table 3 Comparison of weight (Light weight)

Items	Single Hull [ton]	Twin [estimated, ton]
Hull	4.554	2.0
Outfit	1.644	2.0
Machinery	2.365	0.7
Electric	0.570	0.6
Total	9.133	5.3

Table 4 Comparison of weight (dead weight)

Items	Coastal complex fishing boat		Fishing boat [ton]
	Departure [ton]	Arrival [ton]	
Crew	0.24	0.24	0.08
Fuel	1.5	0.45	1.5
fishing gear	0.5	0.5	-
fish room	-	1.5	0.6
Food	0.5	0.15	0.5
Passenger	-	-	0.8
Margin	0.1	0.1	0.1
Total	2.84	2.94	3.58

Table 5 Principal dimensions - Hull-B

Items	Dimensions	
Length of upper deck side line	9.50 m	
BOA	4.10 m	
Breadth (Demi-hull)	1.20 m	
Depth (MLD)	1.20 m	
Draft	Coastal complex fishing boat	0.55 m
	fishing boat	0.60 m
W.S.A	Coastal complex fishing boat	33.500 m ²
	fishing boat	35.400 m ²
Displacement	Coastal complex fishing boat	8.100 ton
	fishing boat	8.900 ton

Table 6 Test condition of Hull-B

Test case	Condition	Remarks
Case-1	$d = 0.55 \text{ m}$, $\Delta = 8.10 \text{ ton}$	Coastal complex fishing boat
Case-2	$d = 0.60 \text{ m}$, $\Delta = 8.90 \text{ ton}$	fishing boat

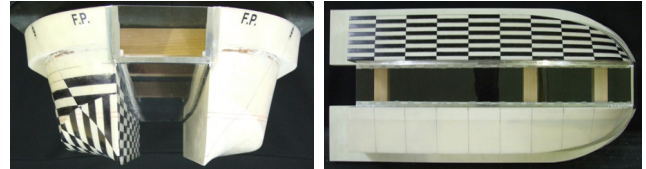


Fig. 6 Model ship of Hull-B

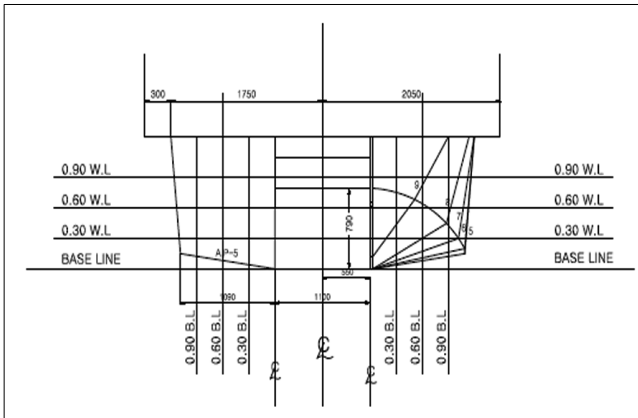


Fig. 5 Body plan - Hull-B

3.2 모형시험

2차 선형(Hull-B)의 모형시험 조건을 Table 6에 나타내었다. 모형시험은 1차선(Hull-A)과 마찬가지로 서일본유체기술연구소 고속회류수조에서 수행되었다. 시험조건 배수량은 Table 6에서 보는 바와 같이 8.1톤, 8.9톤으로 1차 선형인 Hull-A보다 모두 크다. Hull-B의 시험모형은 Fn를 고려하여 $L_{pp}=1.0\text{m}$ 크기로 하드우레탄으로 제작하였고, 5.14m/s(10노트)~15.432m/s(30노트) 범위에서 수행하였다. Hull-B의 시험모형은 Fig. 6과 같다.

Hull-B의 설계 속도인 13.37m/s(26노트)에서의 파형을 Fig. 7에 나타내었다. Hull-B의 경우에도 여전히 큰 선미파가 나타나고 있으나, 선수에서 발생한 파도가 선체를 따라가는 현상은 Hull-A에 비하여 현저히 줄어든 것을 확인할 수 있다. 이는 선수부가 Hull-A에 비하여 더욱 부상한 것이 한 원인이다. 또한 두 선체 사이에서 선미로 흘러나오는 파고가 감소한 것을 확인할 수 있다. 이는 두 선체 사이의 수선면 형상이 직선인 관계로 두 선체 사이의 파간섭이 감소한 결과로 판단된다.

Hull-A 및 Hull-B에 대한 모형 시험결과 중 연안복합어선의 만재출항인 동일한 조건에서의 성능을 직접 비교하여 Fig. 8~10



(Case-1)



(Case-2)

Fig. 7 Wave patterns of Hull-B at 26knots

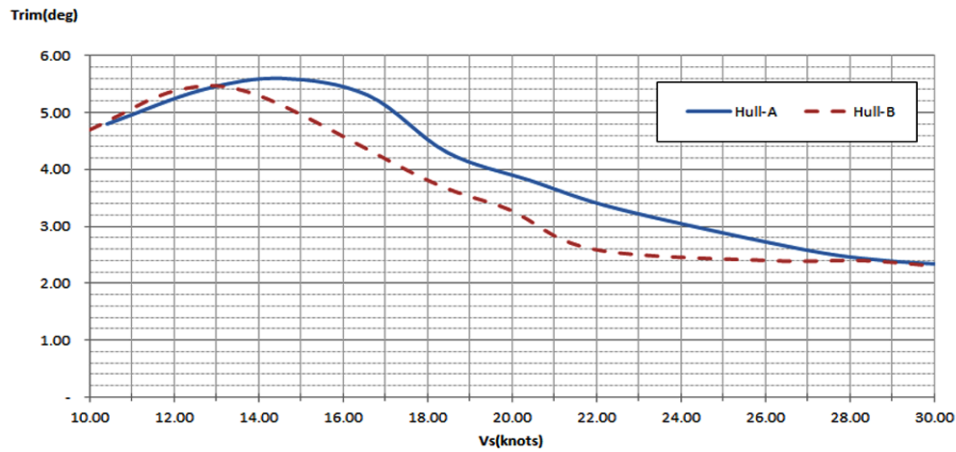


Fig. 8 Comparison of trim angle

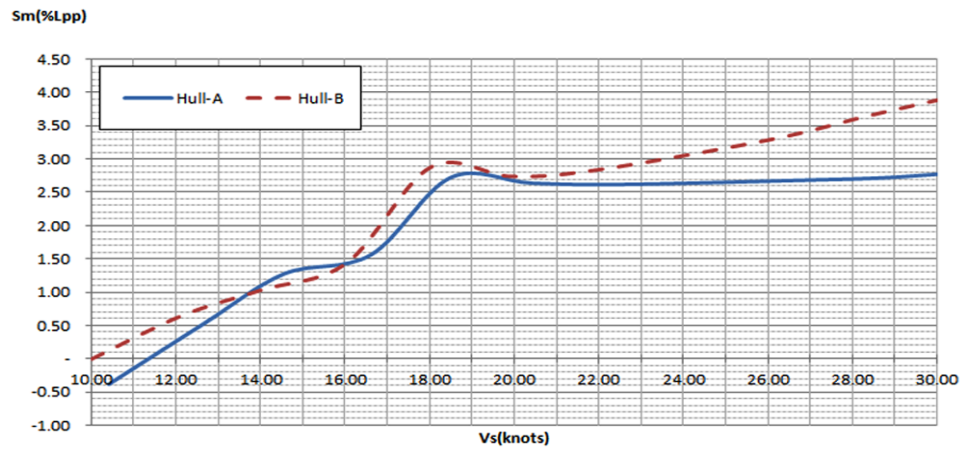


Fig. 9 Comparison of sinkage at midship (% of Lpp)

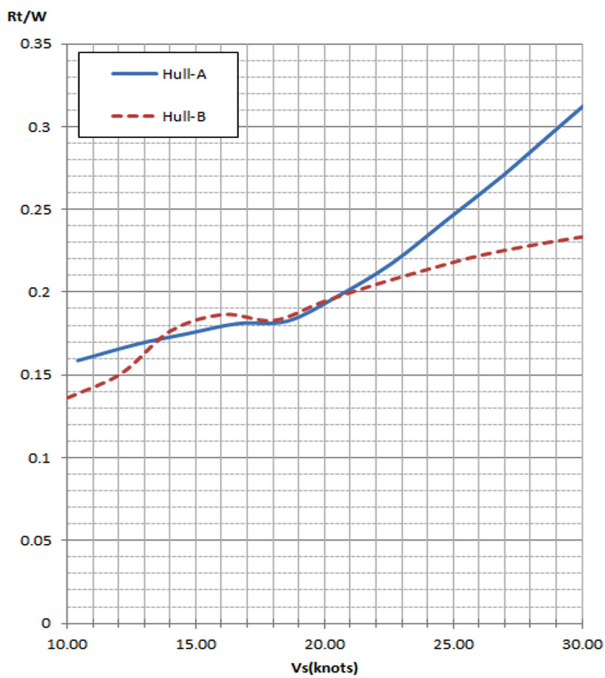


Fig. 10 Comparison of resistance performance(R_t/Δ)

에 나타내었다.

Fig. 8은 트림변화를 Fig. 9는 선체 중앙부에서의 침하량 변화를 그리고 Fig. 10에는 단위 배수량 당 저항 값을 각각 나타내었다.

Hull-A와 Hull-B의 최대 트림각은 유사하나 Hull-B의 경우, 더 낮은 속도에서 나타나고 있으며, 설계속도 부근의 트림은 2도 내외로, 일반적인 활주선의 항주트림이 통상 4도 내외인 것을 감안하면 본 개발선(Hull-B)의 트림은 오히려 다소 작은 것으로 판단된다(Jeong et al., 2012). 그러나 11.3m/s(22노트) 이후 트림변화 없이 안정된 항주자세를 유지하고 있어 작업성은 우수할 것으로 보인다.

또한 Hull-B의 선체 부상량이 전반적으로 Hull-A에 비하여 크다. 이는 Hull-B의 형상이 Hull-A와는 달리 활주형 선박이기 때문이다.

Hull-B의 배수량 톤당 저항성능이 Hull-A보다 우수하고, 속도가 증가할수록 그 차이는 더욱 커지고 있다. Hull-B의 침수표면적이 Hull-A보다 약 10%이상 큰 것을 고려하면, Hull-B의 조파저항성능이 매우 크게 개선되었다고 판단된다. 즉, Hull-B의 설계개념이 활주선에 바탕을 두고 있는 관계로 전반적인 선체 부상량이 큰 것이 주 원인인 것으로 보인다.

4. 결 론

본 연구는 어선원 복지공간 확보를 위한 쌍동형 5톤급 어선 개발을 목표로, 기존 쌍동형 어선(9.77톤)을 모선으로 1차 선형(Hull-A)을 개발하고 모형시험을 수행하여 성능을 확인하였고, Hull-A 선형의 문제점을 보완하여 2차 선형(Hull-B)을 개발한 내용을 확인하였다. 이를 토대로 1차 선형(Hull-A)의 문제점을 보완하여 2차 선형(Hull-B)을 개발하였으며, 모형시험을 통하여 성능을 비교하였다. 본 연구의 중요한 결론은 다음과 같다.

(1) Hull-B의 경우 Hull-A 대비 배수량과 침수표면적이 증가하였음에도 불구하고 저항성능이 개선되었다. 이는 Hull-B의 기본설계 개념이 활주선에 바탕을 둔 관계로 선체 부상량이 Hull-A에 비하여 큰 것이 주요 원인이다.

(2) Hull-A와 Hull-B의 최대 트림각은 유사하나 Hull-B의 경우, 더 낮은 속도에서 나타나고 있으며, 11.3m/s(22노트) 이후 트림 변화 없이 안정된 항주자세를 유지하고 있다. 따라서 Hull-B의 운항안정성과 작업성능이 더욱 우수할 것으로 판단된다.

향후 Hull-B의 성능을 개선시킬 수 있는 부가물에 대한 연구가 추가될 예정이다.

후 기

본 연구는 2012~2015년도 해양수산부 수산실용화기술개발사업(과제명 : 어선원 복지형 에너지절감 연안복합어선 개발)의 연구비 지원으로 수행되었습니다.

References

Lee, H.J., Kim, K.W., Lee, K.H., Kim, S.Y., Kim, S.H., Kim, C.J., Choi, K.I., Jeon, H.J., 2013. A Study on the

Advanced Schemes on the Welfare Accommodation of Fishing Crew. Ministry for Food, Agriculture, Forestry and Fisheries.

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., Kwon, S.Y., Choi, J.H., Kim, D.J., Hong, K.S., 2013. Study of Hull Form Development and Resistance Performance of Catamaran-type High Speed Fishing Leisure Boat. *Journal of Ocean Engineering and Technology* 27(6), 1-6.

Jeong, U.C., Kim, H.S., Kwon, S.Y., Choi, J.H., 2014. Study on Hull form Development of 5 G/T Class Catamaran-Type Coastal Fishing Boat Securing Welfare-Accommodation. *Proceeding of the Korean Society of Ocean Engineering*, Jeju, 382-385.

Korean Society of Ship Inspection and Technology (KST), 2003. A Study on The Development of Fishing Boat. Fisheries Agency.

Yu, J.W., Lee, Y.G., Jee, H.W., Park, A.S., Choi, Y.C., Ha, Y.J., Jeong, K.L., 2010. A Study on the Improvement of Resistance Performance for G/T 4.99ton Class Korean Coastal Fishing Boats. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 47(6), 757-762.

Yu, J.W., Lee, Y.G., Park, A.S., Ha, Y.J., Park, C.K., Choi, Y.C., 2011. A Study on the Resistance Performance of Korean High-Speed Small Coastal Fishing Boat. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 48(2), 158-164.

트림 변화에 따른 컨테이너선의 저항성분별 특성 연구

한기민* · 박현석* · 서대원*

*한국선급

Study on Resistance Component of Container Ship According to Trim Conditions

Ki-Min Han*, Hyun-Suk Park* and Dae-Won Seo*

*Korean Register of Shipping, Busan, Korea

KEY WORDS: Slow steaming 저속 운항, Resistance performance 저항성능, Trim variation 트림변화, Form factor 형상계수

ABSTRACT: The shipping and shipbuilding industries have had business difficulties since the implementation of regulations on the CO₂ emissions from ships by IMO and the occurrence of the global financial crisis in 2008. Under this global recession, most shipping firms have started to operate their fleets at slow steaming rates with the goal of improving the profit ratio per transported unit. This study analyzed the resistance performance of a 6,800 TEU container ship corresponding to its trim variation with slow steaming, compared with that at its original design speed. Two different grid systems were used for the numerical calculation, one that considered the free surface allowing the capture of the dynamic trim and one that did not. This made it possible to clearly classify each resistance component to provide useful information to hull-form designers. In addition, a form factor assumption method using CFD was used for a reasonable effective power prediction in compliance with the 1978 ITTC performance prediction method. It was found that the total resistance of a 6,800 TEU container ship was reduced by 2.6% in the case of a 1-m trim at the bow at 18 kn.

Nomenclature

- F_n : Froude number
- C_T : Coefficient of total resistance
- C_W : Coefficient of wave resistance
- C_F : Coefficient of frictional resistance
- k : Form factor
- $WSA [m^2]$: Wetted surface area

1. 서 론

2008년 하반기 미국 발 금융위기의 파장이 전 세계로 급속도로 확산되어 세계적 경제 불황으로 이어지면서 해운산업 또한 위기를 겪어왔다. 해운산업의 불황은 각국의 실물경제 위축으로 인한 대륙 간 물동량 감소와 지속적인 국제유가의 상승으로 선박의 급격한 운항비 증가를 유발 시켰으며, 이러한 해운산업의 불황여파는 조선 산업으로 이어지면서 조선사간 경쟁이 극한으로 치달았다.

그 결과 선가 또한 큰 폭의 하락이란 이중고를 유발시켰다. 이러한 조선·해운산업 분야의 경제적 위기사향과 더불어 국제해사기구(IMO, International Maritime Organization)가 선박의 CO₂ 배출량을 규제하기 위해 고효율 선박 건조와 효율적 운항을 위한 지침서 적용을 강조하는 등 환경 규제를 강화하고 있다. 또한 조선사들은 선박효율설계지수(EEDI, Energy efficiency design index)를 만족시킬 수 있는 그린쉽 개발이 요구되며 해운사들은 운항비 절감대책과 더불어 선박에너지효율관리계획서(SEEMP, Ship energy efficiency management plan)를 작성하여 선내에 비치해야 하고 에너지효율운항지표(EEOI, Energy efficiency operation indicator)를 통해 CO₂ 배출량을 줄여야 되는 노력이 요구되고 있다(Jung, 2011).

선박의 저항성능은 운항자세 변화에 따라서 상당한 차이가 발생하는 것으로 알려져 있다(Lee, 2012; Park et al., 2013; Seo et al., 2015). 그린쉽 기술의 운항최적화 측면에서 선사들은 선박 운항비 절감 측면에서의 모형시험 및 수치계산을 통한 최적 트림 조건을 찾는 노력을 해왔지만(Park and Kim, 2014;

Received 19 August 2015, revised 11 November 2015, accepted 17 December 2015

Corresponding author Dae-Won Seo : +82-10-3293-6834, dwseo@krs.co.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

Sherbaz and Duan, 2014) 실제 운항에서의 트림의 변화가 연료 소비율에 미치는 직접적인 영향을 분리해 내기란 쉽지가 않다. 이러한 이유로는 실제 운항상에서 트림의 변화뿐만 아니라, 파도와 같은 환경적 영향들이 선박의 저항성능에 복합적으로 영향을 미치기 때문이다. 또한 실제 해상의 환경조건을 모사하는 모형시험 또는 수치계산의 효용성은 현실적으로 많은 어려움을 내포하고 있다(Sherbaz and Duan, 2014).

본 연구의 대상선박은 2006년에 인도된 6,800TEU 컨테이너선이며, 약 26knots ($F_n : 0.25; 13.4\text{m/s}$)의 설계속속 하에 선형이 개발되어 초기 운항에서는 DMCR(Derated maximum continuous rating)의 90%의 엔진출력을 사용하여 운항을 해오다 2008년 연료비 절감을 위하여 DMCR의 40%정도의 엔진 출력을 사용하여 현재까지 의도적인 저속운항(Slow steaming) 상태로 운항빈도가 높은 선박이다. 하지만 기존 선박트림 영향에 따른 저항성능의 변화에 대한 연구들은 주로 고속영역($F_n : 0.22\sim 0.25$)에서 수행된 것들이 대부분이어서, 해운선사들은 저속운항 상태에서 선박운항에서의 정확한 경제성 검토는 쉽지가 않을 것이다(Buhaug et al., 2009).

저속운항은 프로펠러의 저 회전 상태를 유지하여 목적지 도달까지 다소 시간이 더 걸리더라도 총 운항 연료비를 줄이는 의미이다. 따라서 해운선사들은 이를 통해 단위수송 당 이익률이 향상되는 효과를 보고 있다. 의도적인 저속운항은 초기 고속 설계속도에 개발된 프로펠러의 단독효율을 저하시킬 뿐만 아니라, 선박 주 엔진의 동력-연료소모량 상관관계 측면에서도 좋지 않은 변화를 가져올 수 있다. 따라서, 현존선의 경우, 저속영역에 적합한 선수 밸브 개조 또는 저속에서의 최적 트림선정에 관한 연구들이 추가적으로 필요할 것으로 판단된다.

본 연구에서는 6,800TEU 컨테이너선에 대해 운항기록을 검토하여 가장 운항빈도가 높은 엔진출력을 선정하고, 그에 상응하는 속도영역(저속)에서 수치 해석적 접근방법을 통해 트림변화에 따른 저항특성을 분석하였다. 또한 선박의 트림이 점성저항 및 형상저항에 미치는 영향을 파악하기 위하여, 저항요소를 분리시키기 위한 추가적인 수치계산을 통해 저항요소별 변화를 조사하였다.

2. 대상 모형 및 계산 조건

격자생성 및 수치계산은 상용프로그램인 STAR-CCM+ Version 6을 사용하였다. STAR-CCM+의 트리머 격자(Trimmed mesh)기법은 유동 특성에 따라 격자의 구성 조밀도를 달리하여, 복잡한 유동영역에 대해서는 격자를 비교적 작게 설정하고, 단순한 유동영역에서는 격자의 크기를 크게 설정하여 전체 격자수를 감소시킬 수 있는 장점을 가지고 있다.

트리머 격자에 따라 만들어진 다면체 격자에서는 물리량의 공간 구배(Spatial gradient)를 계산함에 있어 2차 정확도를 위해 최소 자승법(Least square method)을 사용한다. 또한 추가적으로 선체표면의 경계층 유동을 비교적 정확하게 모사하기 위해 경계층 격자(Prism layer)기법을 사용하여, 선체 표면으로부터 6개의 격자 층을 생성시켜 약 130만개의 격자로 Fig. 1과 같

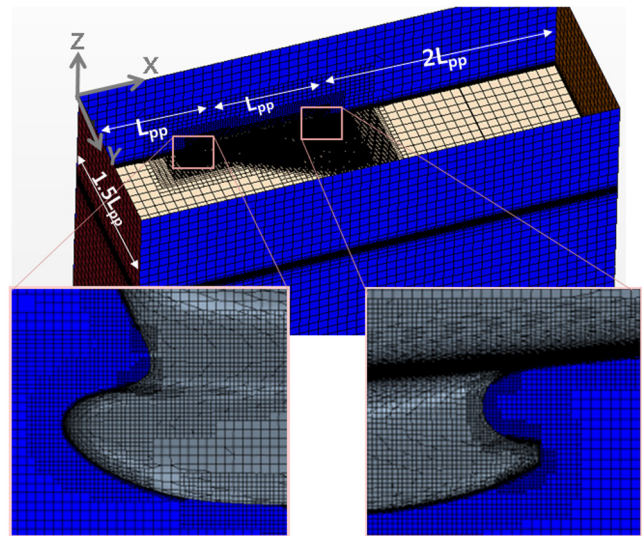


Fig. 1 Grid systems of 6,800 TEU container ship

이 구성하였다.

자유수면 위치는 $z=0$ 이며, 계산 영역의 측면은 대칭조건, 선체표면에서는 벽조건을 주었다. 또한 자유수면을 고려하기 위해서 VOF(Volume of fluid)방법을 사용하였으며, 비교적 해의 정확성을 위해 고차의 난류모형인 Reynolds stress turbulent model을 사용하였고, 수치계산의 보다 자세한 사항은 이전 연구결과(Seo et al., 2015)를 참고한다.

위에서 언급한 바와 같이 격자 및 선정된 난류모형의 적정성은 이전연구(Seo et al., 2015)를 통해 이미 수행하였으며, 본 절에서는 대상 선박에 대해 모형시험 값이 존재하는 속도조건에서 추가로 수치계산을 수행하였다. 대상 선형의 주요제원은 Table 1과 같이 수선간장이(L_{pp}) 292m, 폭(B) 40m, 흘수(T)는 12m이며, 침수표면적(WSA, wetted surface area)은 13,673 m^2 , LCB는 선체중앙부에서 선수방향으로 수선간장의 1.82%에 위치한다.

수치계산 결과와 비교를 위한 모형시험의 조건과 결과는 Table 2와 같다. 수치계산 조건은 모형시험과 같은 조건을 구현하기 위해 6자유도 운동 중 Pitch와 Heave 동적운동 구현이 가능한 STAR-CCM+에서 제공하는 DFBI(Dynamic fluid body interaction) 기법을 적용하여 트림과 침하가 가능한 비구속조건(Free)을 설정 하였다. DFBI 기법은 선체의 자세 변화에 따라 계산 영역 전체가 이동 및 회전하는 방법으로, 선체의 침하는

Table 1 Principal parameters of 6,800 TEU Container ship

Item	Value
L_{pp} [m]	292
B [m]	40
T [m]	12
WSA [m^2]	13673
∇ [m^3]	85435
LCB (%), Aft-	-1.82

Table 2 Model test conditions and test results

Item	Model
Scale ratio	40.214
F_n	0.255
L_{pp} [m]	7.261
B [m]	0.995
T_f / T_a [m]	0.298 / 0.298
WSA [m ²]	8.455
∇ [m ³]	1.314
$C_{TM} \times 1,000$	3.5856
$1 + k$	1.1050
$C_W \times 1,000$	0.3534
$C_{EM} \times 1,000$	2.9250

Table 3 Comparison of C_{TM} between EXP and CFD at $F_n : 0.255$

	Exp (2005)	CFD	
		Free	Fixed
$C_{TM} \times 1000$	3.5856	3.548	3.468
Difference(%) based on EXP		-1.06	-3.27

계산 영역 전체의 Z 방향 수직 이동으로 나타나며 트림은 계산 영역 전체의 Y 방향 회전으로 나타난다. 또한 전체 수치계산 시간을 단축시키기 위해 모든 운동이 구속된 Fixed 조건을 추가 고려하여 Free 조건의 저항수치와의 차이를 비교하였다.

수치해석 결과, Table 3에서 확인할 수 있듯이 모형시험 결과와 수치계산 결과의 운동 비구속 조건(Free)에서의 모형선 전저항 차이는 약 1%로 추정되어 신뢰성이 있다고 판단하였다.

그러나 운동구속 조건(Fixed)의 경우 모형시험에 비해 약 3% 이상 낮게 추정되었다. 이러한 이유는 F_n 가 0.255인 고속영역에서 선박의 피칭(Pitching) 운동과 수직방향(Heave)운동의 동적 운동특성 변화가 상당히 크게 나타남에 따라 그 영향이 저항차이로 나타난 것으로 보인다. 이 결과를 통해서 볼 때 모형시험 결과와 다소 큰 차이를 보이고 있는 운동구속 조건은 $F_n : 0.255$ 같은 고속 영역 해석에 적용하여 그 결과를 설계에 반영하는 것은 적절치 않은 것으로 보인다. 반면, 운동 비구속 조건에서는 모형시험 결과와 약 1%로 근소한 차이를 보임으로써 고속영역 수치해석 시 동적운동특성을 반드시 고려하는 것이 바람직한 것으로 보인다.

선박의 운동 구속조건과 비구속조건의 수치계산 결과 차이가 저속영역에서는 어떠한 경향을 보이는지를 살펴보기 위해, 상대적으로 동적운동변화가 작을 것으로 예측되는 세 개의 저속영역에서 수치계산을 수행하고 그 결과를 Fig. 2에 나타내었다.

Fig. 2에서와 같이, 저속영역인 세가지 속도조건에서의 저항 추정결과는 모든 구간에서 $F_n : 0.255$ 영역에서와 마찬가지로 운동 구속조건이 비구속 조건보다 작게 추정되었음을 알 수 있다. 그러나 앞서 언급한 고속영역에서 운동 구속조건과 비구속

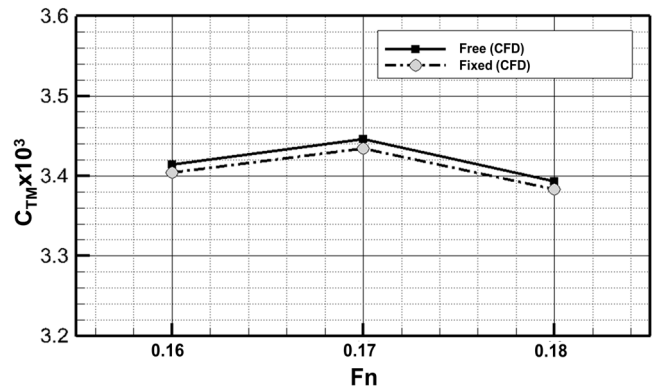


Fig. 2 Comparison curve of C_{TM} between Free and Fixed at $F_n : 0.16, 0.17, 0.18$

Table 4 Comparison table of trim and sinkage between $F_n : 0.173$ and 0.255

F_n	Trim [deg]	Sinkage [m]
0.163	0.0462	-0.0042
0.173	0.0562	-0.0048
0.183	0.0602	-0.0054
0.255	0.1250	-0.0122

조건에서 모형 시험값과의 전저항 값의 차이가 각각 3.27%과 1.06%로 약 2.1%정도 차이가 나는 반면, 저속영역에서는 운동 구속여부와 관계없이 두 값이 0.3% 이내로 큰 차이가 없는 것으로 나타났다. 이러한 이유는 Table 4와 같이 선박의 침하와 트림이 저속영역에서는 고속영역에 비해 크지 않기 때문인 것으로 판단된다.

3. 트림 변화에 따른 저속과 고속에서의 저항특성 변화

저속 및 고속영역에서 트림변화에 따른 저항변화를 분석하기 위해 저속영역인 $F_n : 0.163, 0.173, 0.183$ 과 고속영역인 $F_n : 0.255$ 에서 수치계산을 수행하였다. Table 5는 수치계산을 수행할 선속, 모형시험과 동일한 트림 및 흘수 조건을 보여주고 있다. 이때, 트림은 설계흘수인 선수미 흘수가 동일한 12m 조건을 기준으로 선수와 선미트림이 각각 $\pm 1m, \pm 2m$ 인 5개의 트림변화를 고려하여 총 20가지의 수치계산을 수행하였다. 이때 배수량은 해석구속조건으로 설정하였으며, 각각의 트림조건에서 선·수미 흘수를 계산하였다. 구속된 배수량조건으로 인해 트림에 따른 침수표면적의 변화는 Table 5에서와 같이 선수트림조건일수록 선미 트랜섬이 잠기는 면적차이로 인해 줄어드는 것으로 나타났다. Even keel기준으로 2m 선수트림에서는 침수표면적이 약 1.2% 가량 감소하였으며, 2m 선미트림에서는 1.1% 증가하였다. 여기서 -부호는 선미 트림이고, + 부호는 선수트림을 의미한다.

Table 5 Trim and velocity conditions for numerical analysis

Trim [m]	Tf / Ta [m]	Fn	Model scale	
			WSA [m ²]	▽ [m ³]
+2	10.86 / 12.86		8.353	
+1	11.43 / 12.43	0.163,	8.402	
0	12 / 12	0.173,	8.455	1.314
-1	12.56 / 11.56	0.183,	8.517	
-2	13.11 / 11.11	0.255	8.550	

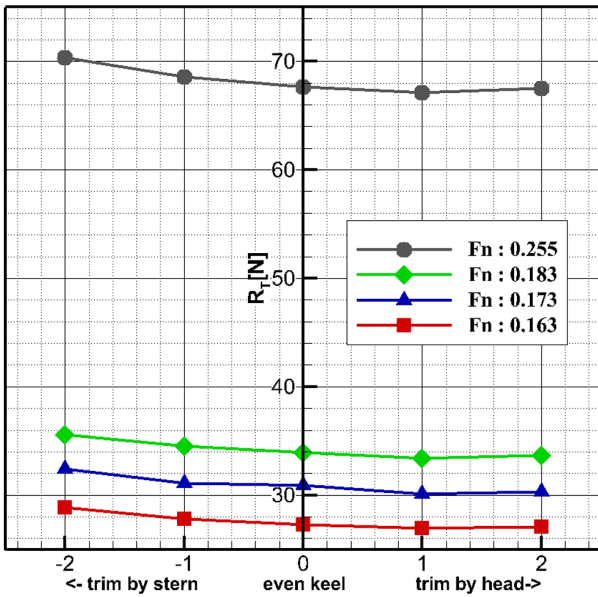


Fig. 3 Comparison of total resistance corresponding trim variation condition

수치계산 결과로 얻어진 각 선속 별 트림변화에 따른 전저항 변화를 Fig. 3에 나타내었다. 고속(Fn : 0.255)영역에서 선속에 따른 모형선의 전저항은 +1m, +2m 선수트림에서 Even keel조건을 기준으로 각각 -0.8%, -0.2% 로 소폭 감소되는 것으로 나타났으며, 반면 -1m, -2m 선미트림에서는 약 +1.3%, +4.0% 가량 전저항이 증가하였다. 또한 저속(Fn : 0.163~0.183)영역에서는 +1m, +2m 선수트림에서 Even keel 조건을 기준으로 각각 -2.6%, -1.9% 로 저항이 소폭 감소하였으며 -1m, -2m 선미트림에서는 각각 0.1%, 4.8% 저항이 증가하였다. 고속 및 저속영역 양쪽 모두 -2m 선미트림조건에서 각각 4%, 4.8% 가량의 저항 증가가 발생된 것을 확인 할 수 있다. 이는 대상선박의 선미 트랜섬이 잠기면서 생기는 선미파의 영향으로 파악된다.

다양한 트림조건에서 수치계산을 수행한 결과 Fig. 4, 5와 같은 파형을 확인하였다. Fig. 4는 의도적인 저속운항영역에서의 결과이고, Fig. 5는 고속영역인 설계속도에서의 결과이다. 두 조건의 해석 결과 모두 트림변화에 따라 자유수면과 접하는 선미부의 파고변화를 제외하고는 선수파와 가로파 그리고 발산파의 변화가 크지 않아 트림에 따른 우엘 패턴을 뚜렷이 보여주지는 못하고 있다.

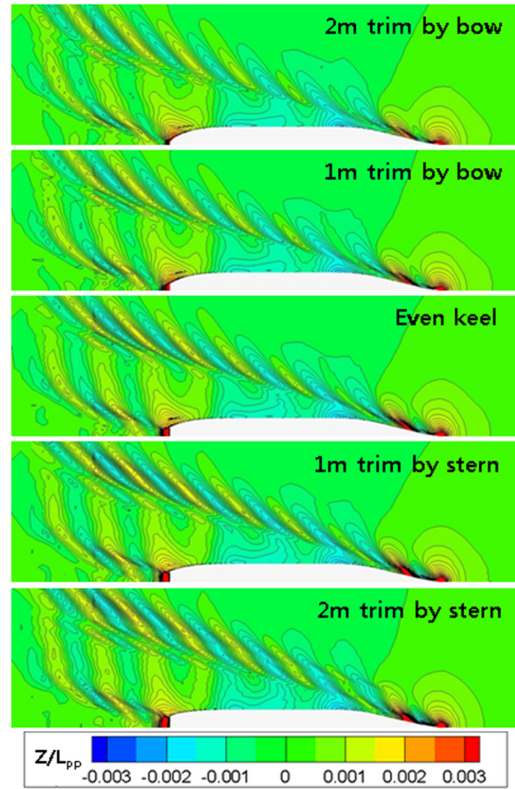


Fig. 4 Comparison of wave patterns corresponding to trim variation at Fn : 0.173

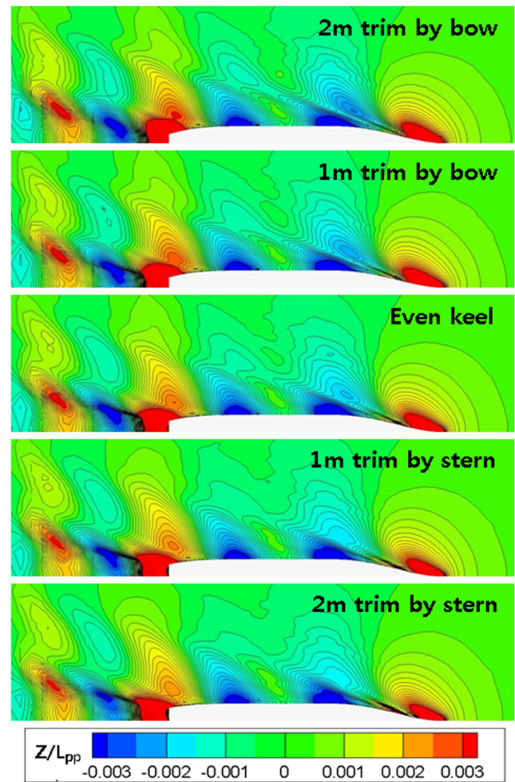


Fig. 5 Comparison of wave patterns corresponding to trim variation at Fn : 0.255

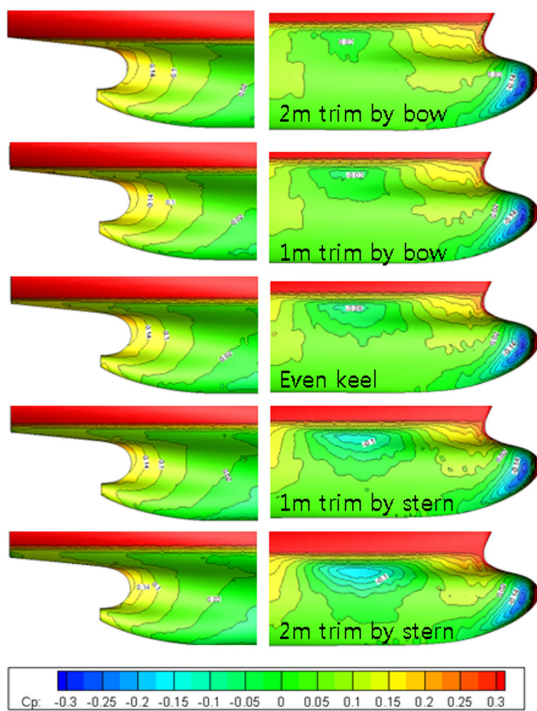


Fig. 6 Comparison of pressure distribution corresponding to trim variation at $Fn : 0.173$

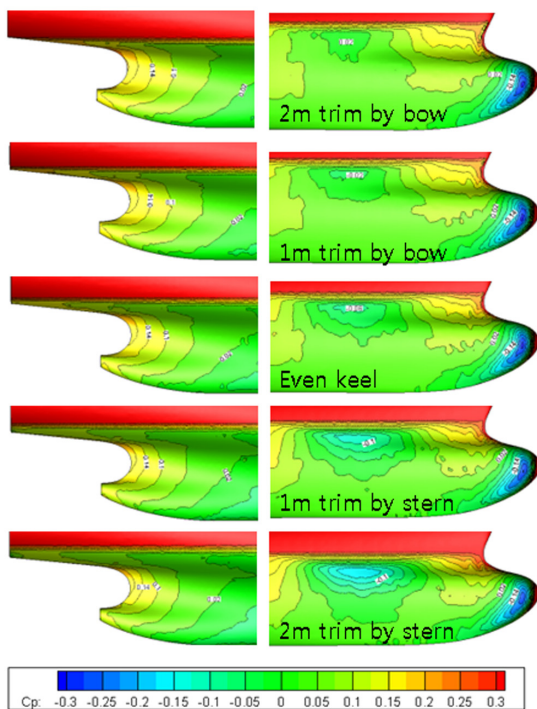


Fig. 7 Comparison of pressure distribution corresponding to trim variation at $Fn : 0.255$

Fig. 6, 7은 저속 및 고속영역에서 트림에 따른 선체 표면압력 분포를 보여주고 있다. 저속 및 고속 영역 모두 선미부의 표면 압력분포는 전체적으로 Even keel을 기준으로 크게 변화지 않

은 것을 볼 수 있다. 그러나, 선미트림이 질수록 접수면적의 변화에 따라 압력이 증가하는 것을 알 수 있다. 또한 저속 및 고속영역에서 선수부근의 압력분포를 살펴보면 선수별브근처에서의 압력분포는 큰 차이를 보이지 않았다. 다만, 저속영역에서 선미트림이 질수록 선수와 이후의 파저가 크게 발생함(Fig. 4)에 따라, 압력분포가 변하는 것으로 나타났다. 그러나, 트림에 따른 우열 패턴을 뚜렷이 보여주지는 못하고 있다. 이러한 문제점을 보완하기 위해, Park et al(2014)은 자유수면 아래부분을 4개의 영역으로 나누어 트림에 따른 압력저항과 마찰저항의 상관관계를 찾아가 노력하였으며, Seo et al(2015)은 저속영역에서 트림의 변화로 인한 점성저항 변화 또는 점성저항 중 형상압력저항의 변화가 있을 것으로 추정하였다. 본 연구에서는 트림으로 인한 저항요소 변화를 보다 정확히 파악하기 위해, 전저항을 조파저항과 점성저항으로 분리하고자 추가적인 수치계산을 수행하였다.

4. 트림 변화에 따른 저속과 고속에서의 저항 요소별 특성 변화

앞선 3장에서 해석한 방식으로는 트림에 따른 전저항의 변화 분석은 가능하지만 해석 결과를 설계자가 초기 선형개발에 활용하기에는 다소 부족함이 있다. 따라서, 본 장에서는 Hughes의 저항분류대로 모형선의 전저항을 조파저항과 점성저항으로 분리하는 해석을 추가적으로 수행하였다. 먼저 조파저항과 점성저항을 분리해 내기 위해서 Fig. 8과 같이 자유수면을 무시한 격자계를 구성하여 추가적인 수치계산을 수행하였다. 자유수면 윗부분을 고려하지 않는 격자에서는 자유수면을 대칭조건으로 처리한 이중모형 기법을 사용하였다.

자유수면을 고려한 전저항으로부터 자유수면을 고려하지 않은 저항값을 빼 이 값을 조파저항으로 간주하여 점성저항과 조파저항을 분류하였다. 조파저항 및 점성저항성분의 분류 목적은 좀 더 정확한 실선의 유효마력을 추정하기 위함이며, 저항성분의 분류는 식 (1)과 같이 ITTC(International Towing Tank

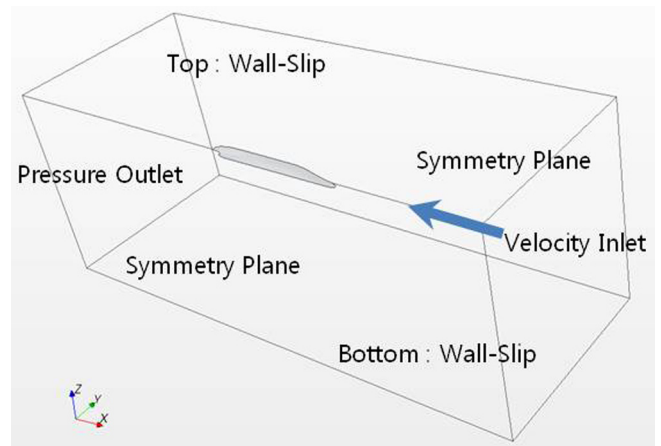


Fig. 8 Computational domain and boundary condition for considering without free surface

Conference) 1978년 3차원 선속 추정방법을 사용하여, 모형선 전저항을 분류하였다.

$$C_{TM} = C_{FM}(1+k) + C_W \tag{1}$$

여기서, C_{TM} 은 전제저항 계수 C_{FM} 은 마찰저항계수 k 는 형상계수, C_W 는 조파저항 계수이다.

고속영역의 설계속도인 $Fn : 0.255$ 조건과 저속운항 빈도가 높은 $Fn : 0.173$ 조건에서 각각 이중모형을 적용한 수치계산을 수행하였다. Table 6은 $Fn : 0.173$ 과 0.255 에서 자유수면을 고려한 조건과 고려하지 않은 조건, 두 가지의 전저항 차이를 보여주고 있다. 저속과 고속에서의 CFD(Computational fluid dynamics) 계산으로 얻은 형상계수가 속도에 따라 관계없이 일관된 값을 주는 것을 알 수 있으며, 모형시험과 비교한 $1+k$ 는 약 4%의 차이를 보이는 것으로 나타났다. 이는 모형선의 점성저항인 $C_{FM}(1+k)$ 는 3차원 평판의 마찰저항을 통해 추정된 값에 기인하기 때문이다.

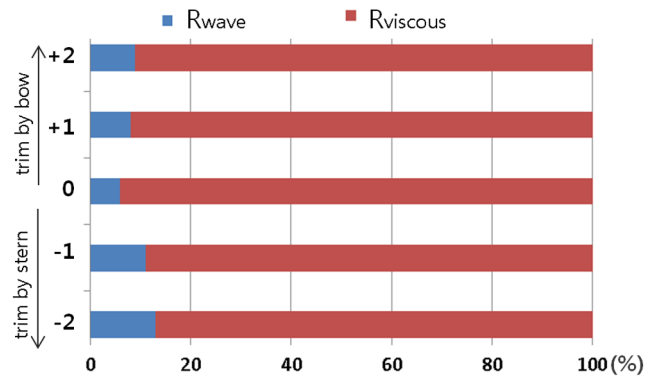
이와 같은 방법을 사용하여 동일한 선속 조건으로 5개의 트림조건에 대해 $1+k$ 를 계산하고 유효마력을 추정하였다.

이중모형을 이용한 수치계산을 통해 형상저항계수를 도출하여 전저항을 조파저항(R_{wave})과 점성저항($R_{viscous}$)으로 분리한 후 각 저항성분이 전저항에서 차지하는 비중을 Fig. 9에 보인다. 저속영역($Fn : 0.173$)에서는 전저항에서 조파저항(R_{wave})이 차지하는 비율은 트림변화에 따라 6%(Even keel인 경우)에서 최대 13%(-2m 선미트림)로 전저항의 87% 이상은 대부분 점성저항이 차지하는 것을 알 수 있다. 또한 고속영역($Fn : 0.255$)에서 조파저항이 차지하는 비율이 전저항 대비 12%(Even keel인 경우)에서 최대 18%(-2m 선미트림)로 나타나고 있다. 특히, 조파저항(R_{wav})은 고속과 저속 양쪽 모두 선수미 트림 변화에 따라 증가하였고, 점성저항(R_{vis})은 선수미 트림에서 양쪽 모두 감소하는 것으로 나타났다.

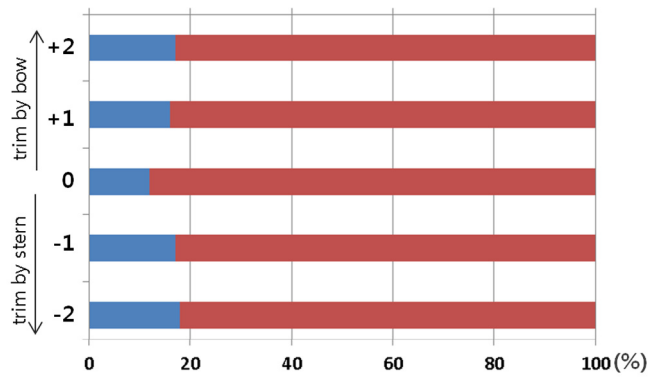
Table 7은 트림에 따른 모형선의 전저항(R_t), 조파저항(R_{wav}), 점성저항(R_{vis}), 실선의 유효마력(P_{eff})의 변화량을 Even keel조건을 기준으로 증감량의 백분율을 보이고 있다. 여기서 유효마력은 모형선의 점성저항과 조파저항계수로부터 추정하였으므로, 트림 변화에 따른 침수표면적의 변화가 포함되었다. 모형선 전저항(R_t)은 저속영역($Fn : 0.173$)에서 +1m 선수트림에서 최대 2.6%가 감소했고, 고속영역($Fn : 0.255$)에서는 +1m 선수트림에

Table 6. Form factor comparison between CFD and EXP at low and high speed

Fn	CFD		EXP		Difference [%]
	W/ free surface	W/O free surface	(1+k)	(1+k)	
	R_t [N]	R_t [N]			
0.173	30.9	29.2	1.062	1.105	4
0.255	67.6	59.5	1.063	1.105	4



(a) $Fn : 0.173$



(b) $Fn : 0.255$

Fig. 9 The Portion of wave resistance and viscous resistance at $Fn : 0.173$ and $Fn : 0.255$

Table 7 Comparison of resistance components and effective power calculated by utilization of form factor

Fn	Trim [m]	R_t [%]	R_{wav} [%]	R_{vis} [%]	P_{eff} [%]
0.173	2	98.1	167.7	94.0	96.2
	1	97.4	148.2	94.5	95.2
	0	100	100.0	100.0	100.0
	-1	100.1	197.7	95.0	101.2
	-2	104.8	249.2	96.4	105.9
0.255	2	99.8	105.2	94.6	100.1
	1	99.2	104.0	95.1	99.1
	0	100	100.0	100	100.0
	-1	101.3	105.9	95.6	101.1
	-2	104.0	107.4	97.2	104.2

여기서,

R_t : Percentage changes of total resistance (%)

R_{wav} : Percentage changes of wave making resistance (%)

R_{vis} : Percentage changes of viscous resistance (%)

P_{eff} : Percentage changes of effective power on full scale (%)

서 최대 0.8%로 감소했다. 또한, 선수트림에서 이러한 전저항의 감소효과는 동일한 배수량에서 기인한 침수표면적의 변화 및 점성저항의 감소에 기인된 것으로 나타났다. 그러나 두 경우 모두 선미트림의 경우에는 최소 4% 이상 저항이 증가하는 것으로 나타났다. 각각 실선에서의 유효마력 추정 결과는 저속영역에서 +1m 선수트림에서 최대 약 -5%로 감소하였고, 고속영역에서는 +1m 선수트림에서 최대 -1%로 감소하였다.

따라서 고속영역에서 설계된 현존선이 의도적인 감속운항을 할 경우, 1m선수트림으로 운항하는 것이 효과적이다. 또한 저속에서 선수벌브의 개조를 염두해 둔다면, 벌브 설계 시 조파저항을 감쇄시키려는 목적보다는 점성저항 및 점성압력저항을 줄이기 위한 노력 등이 필요할 것으로 보인다.

5. 결 론

대부분의 컨테이너선사들은 경기불황과 국제해사기구의 대기오염물질 배출규제 강화로 인해 현재까지 의도적 저속운항(Slow steaming)을 하고 있는 것으로 조사되었으며, 본 연구의 대상선박인 6,800TEU 컨테이너선의 경우 DMCR의 40% 엔진출력 범위에서 운항빈도가 약 40% 정도인 것으로 나타났다. 이러한 실질적인 운항정보를 바탕으로, 본 연구에서는 저속과 고속영역에서의 트림변화에 따른 저항성능의 변화를 수치계산을 통해 추정하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

저속($F_n : 0.163 \sim 0.183$)과 고속($F_n : 0.255$)의 동적운동특성 차이로 인한 트림, 침하 변화량을 검토하기 위하여 Free와 Fixed 조건에서 수치계산을 수행했으며, 그 결과 모형선 전저항 기준으로 저속에서는 약 0.3% 고속에서는 약 2.2%의 차이를 보였다. 따라서, 고속 해석조건에서 선형개발이 이뤄질 경우 동적운동 특성 변화를 고려할 수 있는 격자 및 수치계산 설정이 필수적인 것으로 보인다.

본 연구의 대상선박의 경우 트림조건에 따른 모형선 전저항의 변화는 고속 해석조건($F_n : 0.255$)에서는 선수트림이 증가하더라도 Even keel 상태와 뚜렷한 차이가 없는 것으로 나타났으며, -1m, -2m 선미트림($F_n:0.17$)에서는 약 1.3%, 4.0% 가량 저항이 증가하였다. 저항증가의 대부분은 선미부의 조파저항에서 기인하는 것으로 나타났다.

저속영역에서는 +1m, +2m의 선수트림 조건에서 약 2.6%, 1.9% 저항이 감소했으며 -1m, -2m 선미트림 조건에서는 약 0.1%, 4.8% 저항이 증가하였다. 저속 및 고속해석 양쪽 다 -2m 선미트림 조건에서 급격한 저항증가는 조파저항의 영향이 큰 것으로 나타났다.

형상계수를 도입하여, 모형선 전저항에서 조파저항과 점성저항이 차지하는 비율을 조사하였으며, 그 결과 저속영역($F_n : 0.173$)에서는 트림변화에 따라 조파저항이 차지하는 비율은 6%에서 최대 13%이며, 고속영역($F_n : 0.255$)에서 조파저항이 차지하는 비율은 12%에서 최대 18%로 나타났다. 또한, 고속과 저속 양쪽 모두 선수미 트림 변화에 따라 조파저항은 증가하고 점성저항은 감소하는 것으로 나타났다.

실선의 유효마력 추정 결과 저속영역에서 +1m 선수트림 조

건에서 4.8%로 최대 감소하였으며, 고속영역에서는 +1m 선수트림 조건에서 약 0.9% 로 최대 감소하였다. 이러한 전저항의 감소요인으로는 점성저항 감소로 파악된다. 따라서 본 선박의 경우, 통상항해 조건으로, 선미트림보다는 +1m 선수트림 조건을 유지하는 것이 유리한 것으로 판단된다.

본 연구결과는 한척의 대상선박에 대해 동일한 흘수에서 트림변화에 따른 전저항의 차이를 조사한 것으로, 향후 다양한 선종 및 속도조건으로 해석의 범위를 넓혀 실제 운항패턴 및 선수형상 개조에 적용시키기는 연구가 필요할 것으로 보인다.

후 기

본 연구는 (사)한국선급과 산업통상자원부의 산업핵심기술개발사업(No. 10040030)의 지원으로 수행된 연구결과 중 일부임을 밝힙니다.

References

Buhaug, O., Corberth, J.J., Endresen, O., Eyring, V., Faber, J., Hanayama, S., Lee, D.S., Lee, D., Lindstad, H., Mjelde, A, Palsson, C., Wanquing, W., Winebrake, J.J., Yoshida, K., 2009. Second IMO GHG Study. 1-40.

Jung, N.-T., 2011. Recent International Development on the Technical and Operational Measures of IMO's CO₂ Emission Control From Ships. Journal of the Korean Society for Marine Environmental Engineering, 14(1), 65-71.

Lee, J.-K., 2012. Study on the Resistance Performance of Ships with Initial Trim. Master's Thesis, Korea Maritime University, Korea.

Park, D.-W., Lee, S.-B., Chung, S.-S., Seo H.-W., Kwon, J.-W., 2013. Effect of Trim on Resistance Performance of a Ship. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 50(2), 88-94.

Park, S.H., Lee, S.-B., Lee, Y.-M., 2014. Study on the Estimation of the Optimum Trims in Container Carriers by using CFD Analysis of Ship Resistance. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 51(5), 429-434.

Park, J., Kim, N., 2014. A Comparison and Analysis of Ship Optimal Routing Scenarios considering Ocean Environment. Journal of the Society of Naval Architectures of Korea, 50(2), 99-106.

Seo, D.W., Park, H.S., Han, K.M., 2015. Analysis of Resistance Performance for Various Trim Conditions on Container ship Using CFD. Journal of Ocean Engineering and Technology 29(3), 224-230.

Sherbaz, S., Duan, W., 2014. Ship Trim Optimization : Assessment of Influence of Trim on Resistance of MOERI Container Ship. The Scientific World Journal, 1-6.

대한해협에서의 수온 및 염도변화를 고려한 선박의 저항성능 예측을 위한 기초 연구

석 준* · 진송한* · 박종천** · 신명수*** · 김성용****

*중소조선연구원 그린선박연구본부

**부산대학교 조선해양공학과

***한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트 연구소

****Approval Center Korea, DNV-GL

Fundamental Study for Predicting Ship Resistance Performance Due to Changes in Water Temperature and Salinity in Korea Straits

Jun Seok*, Song-Han Jin*, Jong-Chun Park**, Myung-Soo Shin*** and Sung-Yong Kim****

*Research Institute of Medium & Small Shipbuilding, Green ship research department, Busan, Korea

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

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

****Approval Center Korea, DNV-GL, Busan, Korea

KEY WORDS: EEDI 선박제조연비지수, Ship Resistance 선체 저항, Temperature 온도, Salinity 염도, Korea Straits 대한해협, ISO 국제표준화기구, IMO 국제해사기구, ITTC 세계수조회의, CFD 전산유체역학

ABSTRACT: Recently, shipping operators have been making efforts to reduce the fuel cost in various ways, such as trim optimization and bulb re-design. Furthermore, IMO restricts the hydro-dioxide emissions to the environment based on the EEDI (Energy Efficiency Design Index), EEOI (Energy Efficiency Operational Indicator), and SEEMP (Ship Energy Efficiency Management Plan). In particular, ship speed is one of the most important factors for calculating the EEDI, which is based on methods suggested by ITTC (International Towing Tank Conference) or ISO (International Standardization Organization). Many shipbuilding companies in Korea have carried out speed trials around the Korea Straits. However, the conditions for these speed trials have not been exactly the same as those for model tests. Therefore, a ship's speed is corrected by measured environmental data such as the seawater temperature, density, wind, waves, swell, drift, and rudder angle to match the conditions of the model tests. In this study, fundamental research was performed to evaluate the ship resistance performance due to changes in the water temperature and salinity, comparing the ISO method and numerical simulation. A numerical simulation of a KCS (KRISO Container ship) with a free-surface was performed using the commercial software Star-CCM+ under three conditions that were assumed based on the water temperature and salinity data in the Korea Straits. In the simulation results, the resistance increased under low water temperature & high salinity conditions, and it decreased under high water temperature & low salinity conditions. In addition, the ISO method showed the same result as the simulation.

1. 서 론

최근 해운경기 침체에 따라 해운사들은 선박의 구상선수(Bulb) 개조, 트림 최적화(Trim optimization)등을 통해 선박의 효율향상 및 연료비 절감을 위한 노력을 하고 있다. 또한 국제해사기구(International Maritime Organization, IMO)에서 이산화탄소 배

출 감소를 목적으로 선박제조연비지수(Energy efficiency design index, EEDI)를 도입하고 있어 2013년 1월 1일부터 계약되는 신조 선박들에 대해서 의무적으로 EEDI 지수를 만족시키도록 규정하고 있다.

한편, 신조선박뿐만 아니라 현존하는 선박에 대해서는 운항선 에너지 효율지수(Energy efficiency operational indicator, EEOI),

Received 30 September 2015, revised 9 November 2015, accepted 17 December 2015

Corresponding author Jong-Chun Park: +82-51-510-2480, jcpark@pusan.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

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

에너지효율관리 계획(Ship energy efficiency management plan, SEEMP) 등을 통해 탄소배출을 줄이기 위한 노력들이 이루어지고 있다.

특히 식 (1)과 같이 EEDI 계산 시 사용되는 선박의 속도(V_{ref})는 세계수조회의(International towing tank conference, ITTC) 및 국제표준화기구(International Standardization Organization, ISO)에서 제안한 식을 이용하도록 규정하고 있다.

$$EEDI = \frac{P \cdot C_F \cdot SFC}{F_i \cdot Capacity \cdot V_{ref} \cdot f_w} \quad (1)$$

이와 같이 다양한 규제들을 만족하면서 선박의 효율 향상 및 연료비 절감을 이루기 위해서는 선박의 성능을 정확히 추정하는 것이 중요하며, 국내외의 연구자들에 의해 다양한 연구들이 진행되고 있다. 국외에서는 Wilson et al.(2001) 및 Larsson et al.(2003)에 의해 다양한 선종에 대한 수치 시뮬레이션 조건들이 비교 검증 되었으며, Banks et al.(2010)은 Ansys CFX를 이용한 KCS (KRISO container ship) 선형의 저항 분석을, Zhang(2010)은 수치 시뮬레이션을 통한 KCS 선형의 프로펠러 유무에 따른 성능 분석 및 비교를, Wackers et al.(2011)은 자유표면 처리방법에 따른 Series 60, KCS 선형에 대한 저항 분석을, Peng et al.(2014)은 자유표면 경계조건 수정을 통한 다양한 선형의 저항성능 분석을 통한 실험과의 비교를 수행하였다. 국내에서는 실험적 방법을 통해 Van and Kim(1987)은 선박의 항주자세에 대한 저항성분율, Van et al.(2000)은 KCS (KRISO container ship 3600TEU) 모형선에 주위의 국부유동 예측에 관한 연구를, Kim et al.(2001)은 일반상선에 대한 연구를 수행하였다. 또한 시뮬레이션을 이용한 수치적 방법을 통해 Kim et al.(2007)은 Reynolds 수가 서로 다른 컨테이너선 모형 주위의 유동 계산에 대한 연구를, Choi et al.(2010)은 상용프로그램 Fluent를 이용한 다양한 상선의 저항 및 추진 성능해석을, Kim et al.(2013) 및 Part et al.(2013)은 CFD(Computational fluid dynamics)를 이용한 최적트림에서 선박의 유효마력 추정을, Park and Yoon(2014)은 시뮬레이션을 통해 격자, 난류모형, 이산화 방법 등의 차이가 유동해석에 미치는 영향 등을 평가하였다. 또한, Jung(2011)은 EEDI, EEOI 그리고 SEEMP의 각종 규제에 대한 동향 파악 및 고찰을 하였다. 뿐만 아니라, 최근 제67차 해양환경보호위원회(Marine Environment Protection Committee, MEPC) 회의에서는 EEDI 계산에 이용되는 선박의 선속 보정에 있어 수온 및 밀도에 따른 보정을 반영하게 함으로써 선박의 보증속도 만족을 위해 시운전 시 측정되는 수온 및 밀도가 중요시되고 있다.

본 연구에서는 최근 선박의 보증속도 만족을 위해 중요시되고 있는 수온 및 염도변화에 따른 선박의 저항성능 파악을 위한 기초 연구로써 국내 조선소들이 선속 측정을 위해 시운전을 수행하고 있는 대한해협 부근에 위치한 해양관측부이 자료를 이용하여 ISO에서 제안한 수온과 염도의 영향을 보정하는 방법과 수치 시뮬레이션 결과를 상호 비교하였으며, 또한 월별 저항성능 변화를 파악하기 위한 수치 시뮬레이션을 수행하였다. 수치 시뮬레이션에는 상용 프로그램인 Star-CCM+을 사용하였으

며, 이 때 사용된 선형은 KCS이다. 단, 본 연구에서 실선 시운전 시 시운전 해역의 수온 및 염도를 시간에 따라 연속적으로 측정하지 않기 때문에 시간적으로 변화하는 수온 및 염도에 따른 영향을 고려할 필요가 없다고 판단하여 수온과 염도를 수치 시뮬레이션 조건으로 직접 이용하지 않고 ISO 방법을 이용하여 청수와 해수 상태의 밀도와 동점성을 계산한 뒤 염도에 따른 선형보간 방법으로 해당 염도에서의 밀도와 동점성을 추정하였으며 따라서 별도의 에너지 방정식 및 상태 방정식은 고려되지 않았다.

2. 온도 및 염도 보정 방법

2.1 온도 및 염도 조건

계절별, 지역적 차이를 보이는 수온과 염도에 따른 선속 영향을 파악하기 위해 국내조선소들이 주로 시운전을 실시하고 있는 대한해협 지역에 위치한 해양관측부이 자료를 이용하였다. Fig. 1에 나타난 지점 A는 국립해양조사원(Korea Hydrographic and Oceanographic Administration, KHOA)에서 제공하는 위도 34.93°, 경도 129.14°에 위치한 대한해협부이이며, 지점 B는 국립수산과학원 한국해양자료센터(Korea Oceanographic Data Center, KODC)에서 WOA (World Ocean Atlas)자료를 바탕으로 제공하는 자료 중 대한해협부이와 가장 근접한 곳에 위치한 위도 34.5°, 경도 129.5°의 위치를 나타낸다.

Table 1은 KHOA에서 제공하는 대한해협부이 자료로 2013년 1월에서 12월까지 평균 수온 및 염도를 나타내며, 수온의 경우 8월이 가장 높고 2월의 가장 낮으며, 염도의 경우 3월이 가장 높고 12월이 가장 낮은 것을 확인할 수 있다. 단, 12월에 측정된 염분의 경우 수온이 비슷한 5월의 자료와 상대비교 시 다소 큰 차이를 보이는데, 이는 측정 센서의 오염에 따른 오차로 사료된다. 그리고 Table 2는 KODC에서 제공하는 표층부터 수심 15m까지 수온과 염도에 대한 자료로 수심에 따라 수온 및 염도의

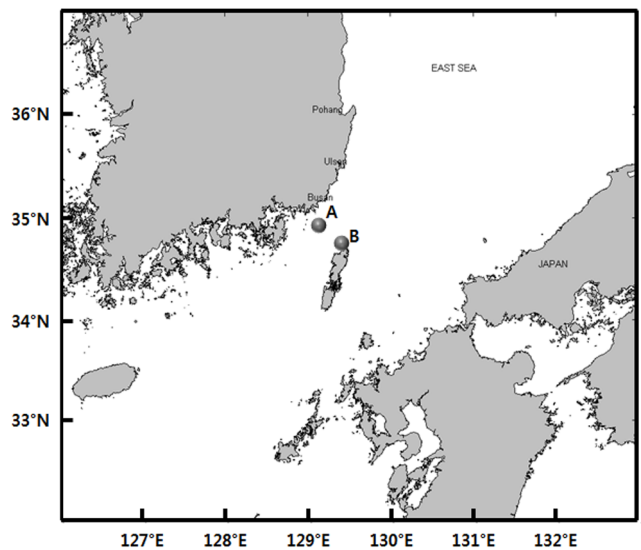


Fig. 1 Location of buoy in Korea straits

Table 1 Data of Temperature and Salinity at the Korea straits buoy from KHOA

Month	Temperature [°C]	Salinity [PSU]
January	13.6	34.2
February	13.0	34.2
March	13.7	34.3
April	14.1	34.0
May	15.9	33.8
June	20.4	32.8
July	23.2	32.4
August	26.6	31.5
September	25.5	31.7
October	23.3	33.3
November	19.6	32.5
December	16.3	29.2

Table 2 Data of temperature and Salinity at the Korea straits from KODC

Month	Temperature [°C]				Salinity [PSU]			
	0m	5m	10m	15m	0m	5m	10m	15m
January	14.8	14.9	14.9	14.9	34.4	34.4	34.4	34.4
February	13.6	13.6	13.6	13.6	34.5	34.5	34.5	34.5
March	13.2	13.2	13.2	13.2	34.6	34.6	34.6	34.6
April	14.3	14.2	14.2	14.1	34.6	34.6	34.6	34.6
May	17.1	16.9	16.7	16.6	34.5	34.5	34.5	34.5
June	19.6	19.2	19.1	18.8	34.1	34.1	34.1	34.1
July	23.6	23.3	23.0	22.4	33.1	33.2	33.3	33.4
August	26.6	26.3	25.8	25.1	32.3	32.4	32.6	32.8
September	25.6	25.6	25.5	25.3	32.6	32.6	32.7	32.9
October	22.3	22.3	22.3	22.2	33.4	33.4	33.5	33.5
November	20.3	20.3	20.3	20.3	33.9	33.9	33.9	33.9
December	17.4	17.4	17.5	17.5	34.1	34.2	34.2	34.2

Table 3 Simulation condition of physical parameter

Case	Temperature [°C]	Salinity [PSU]
Case-1	13.0	34.6
Case-2	26.6	29.2
Case-3	15.0	35.0

변화를 확인 할 수 있다. 전체적인 경향은 Table 1에 나타난 KHOA의 자료와 유사하게 수온이 증가함에 따라 염도가 감소하고 있으며, 특히 6~8월 사이에 수심별 수온 및 염도의 변화가 상대적으로 크게 나타난다. 수온의 경우 8월이 가장 높고 3월이 가장 낮으며, 염분의 경우 3~4월이 가장 높고 8월이 가장 낮게 나타나 있다.

본 연구에서는 Tables 1과 2의 자료를 이용하여 Table 3과 같이 수온과 염도의 변화가 가장 큰 경우와 가장 작은 경우, 그리고 일반적으로 ISO 시운전 선속 해석 시 기준이 되는 수온 및 염도의 경우를 고려하여 총 3가지 경우로 설정하였다. 다만 시운전 해역의 수온 측정은 시운전 선박의 해수흡입구(Sea chest)를 통해 유입되는 해수의 온도를 측정하기 때문에 시운전 선박의 흘수에 따라 수온이 측정되는 수심이 상이할 수 있다. 따라서 Table 2의 KDOC 자료의 경우 특정 수심에서의 수온 및 염도를 이용하기 보다는 해수면에서의 수온 및 염도 자료를 이용하였다.

2.2 온도 및 염도 보정 방법

모형실험과 실선의 시운전이 동일한 조건에서 이루어질 수 없기 때문에 ISO15016:2002에서는 Table 4와 같이 시운전 시 선속 측정을 위한 제한 조건을 제시하고 있으며 측정된 선속을 이용하여 다양한 보정을 하게 된다. 이 때, L_{PP} 는 수선간 길이 그리고 H 는 파고를 나타내며, 식 (2)와 같이 $H_{1/3}$ (Significant wave height)와 $H_{s1/3}$ (Significant swell height)의 합으로 나타낸다(ISO, 2002).

$$H = \sqrt{H_{1/3}^2 + H_{s1/3}^2} \quad (2)$$

한편, 선속 추정을 위한 다양한 보정 중 계절별, 지역별 차이를 보이는 온도 및 염도는 다음과 같이 보정된다(ISO, 2002).

$$R_{AS} = R_{T0} \left(1 - \frac{\rho_s}{\rho_0}\right) - R_{FS} \left(1 - \frac{C_{T0}}{C_{FS}}\right) \quad (3)$$

$$R_{T0} = \frac{1}{2} \cdot \rho_0 \cdot V_S^2 \cdot S_W \cdot C_{T0} \quad (4)$$

$$R_{FS} = \frac{1}{2} \cdot \rho_S \cdot V_S^2 \cdot S_W \cdot C_{FS} \quad (5)$$

여기서 C_F 는 마찰저항계수, C_T 는 전체저항계수, R_{AS} 는 온도 및 염도 보정에 따른 저항증가량, R_F 는 마찰저항, R_T 는 전체저항, S_W 는 침수표면적, V 는 시운전시 측정된 선속, ρ 는 밀도이다. 아래 첨자 (_s)는 실선 시운전 시 값을 의미하며, (₀)는 선주와 조선소간의 계약상 명시된 수온 및 염도에서의 값을 의미한다. 식 (3)의 우변 첫 번째 항은 밀도에 의한 저항 변화량을, 두 번째 항은 식 (6)에서 볼 수 있듯이 Reynolds 수인 R_n 의 변화에 따른 마찰 저항 변화량을 각각 나타낸다.

Table 4 Limitation of environment condition for speed test

Length	Wind	Sea state
$L_{PP} \geq 100\text{m}$	Beaufort Number 6	$H \leq 0.015 \cdot L_{PP}$ or 3m The lower value
$L_{PP} \leq 100\text{m}$	Beaufort Number 5	$H \leq 1.5\text{m}$

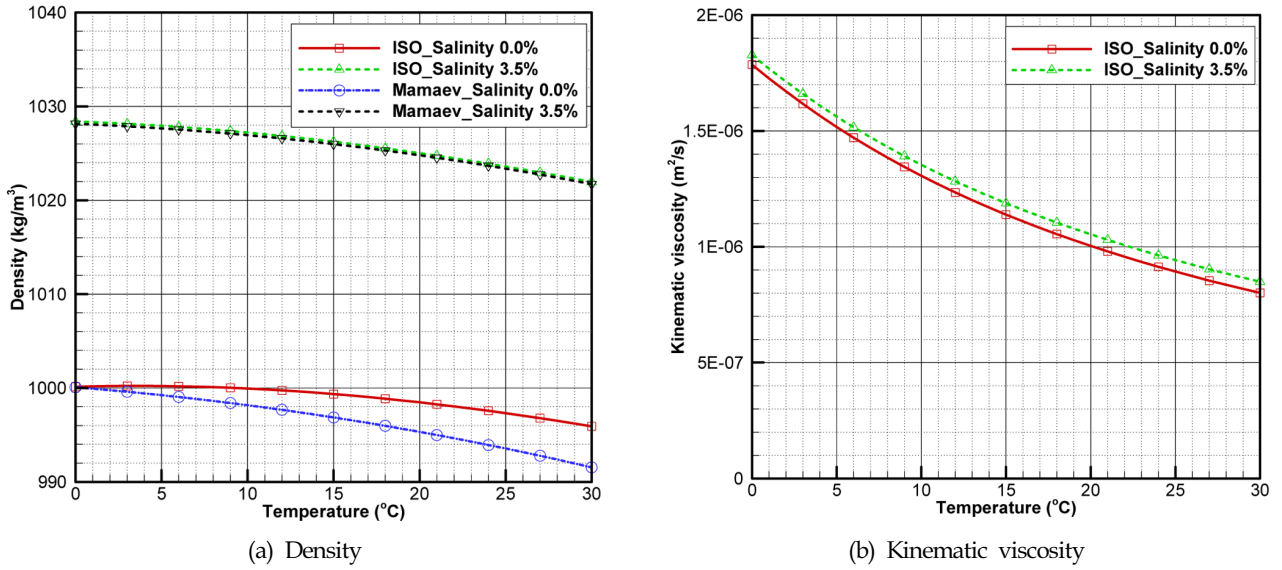


Fig. 2 Density & kinematic viscosity in accordance with water temperature

$$C_F = \frac{0.075}{(\log_{10} R_n - 2)^2} \quad (6)$$

계산에 사용되는 밀도와 동점성은 시운전 해역에서 측정된 수온 및 염도를 바탕으로, 먼저 식 (7), (8)을 이용하여 청수 (Salinity 0.0%)와 해수(Salinity 3.5%)에 대한 밀도와 동점성을 계산 후 최종적으로 염도를 이용하여 선형보간하여 사용한다. 이 때 g 는 중력가속도, T_W 는 온도, ν 는 동점성을 나타내고 각각의 계수 $a \sim e, a' \sim e'$ 는 Tables 5~6에 주어진다. 다만 일반적으로 시운전 시에는 온도계와 비중계를 이용하여 수온과 비중을 측정하며, 이는 식 (9)와 같이 Mamaev의 관계식 등을 이용하여 염도(S)를 추정할 수 있다.

$$\rho(T_W) = g(a + bT_W + cT_W^2 + dT_W^3) \quad (7)$$

$$\nu(T_W) = a' + b'T_W + c'T_W^2 + d'T_W^3 + e'T_W^4 \quad (8)$$

$$\rho = 1028.14 - 0.0735T_W - 0.00469T_W^2 + (0.802 + 0.002T_W)(S - 35.0) \quad (9)$$

Fig. 2는 식 (7)~(9)를 바탕으로 청수와 해수에 대해서 수온에 따른 밀도와 동점성을 나타낸 그래프로 수온이 증가함에 따라 밀도와 동점성이 감소하는 경향을 확인할 수 있다. 다만 ISO 방법은 수온을 이용하여 밀도를 계산한 뒤 염도에 따른 선형보간을 하는 방법이며, Mamaev의 방법은 온도와 염도를 함께 고려해 밀도를 계산하지만 염도를 고려하는 방법이 식 (9)에서 볼 수 있듯이 선형적인 방법으로 ISO 방법과 차이가 없다.

3. 수치 시뮬레이션 방법 및 조건

3.1 수치 시뮬레이션 방법

본 연구에서는 3차원 비정상 비압축성 유동을 고려하였으며, 이 때 이용된 지배방정식은 다음과 같이 연속 방정식과 운동량 방정식이다.

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_i} = 0 \quad (10)$$

$$\frac{\partial U_i}{\partial t} + U_j \frac{\partial (U_i)}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \overline{\rho u_i u_j} \right) + B \quad (11)$$

Table 5 Coefficient of density equation

Salinity	a	b	c	d
0.0%	101.94920	5.503076E-3	-7.684340E-4	3.6116360E-6
3.5%	104.83004	-6.210858E-3	-5.976822E-4	2.5797397E-6

Table 6 Coefficient of kinematic viscosity

Salinity	a'	b'	c'	d'	e'
0.0%	1.786170E-6	-6.071739E-8	1.507093E-9	-2.552462E-11	2.087519E-13
3.5%	1.8277885E-6	-6.0200312E-8	1.528715E-9	-2.741868E-11	2.3718711E-13

여기서 U 는 평균속도벡터, x 는 좌표계, t 는 시간, ρ 는 밀도, p 는 압력, μ 는 점성, $\overline{\rho u_i u_j}$ 는 난류응력 그리고 B 는 체적력이다. 이 때 난류응력 $\overline{\rho u_i u_j}$ 는 난류모델에 의해서 결정되며, 본 연구에서는 Shih et al.(1995)이 제안한 realizable $k-\epsilon$ 난류모델을 이용하였다. 이 모델은 공학적 문제에 널리 이용되고 있는 2-방정식 난류 모델인 $k-\epsilon$ 모델의 난류 소산율(Turbulent dissipation rate) 및 난류점성의 기인하는 계수들을 개량한 모델로 다양한 공학적 문제에 장점을 보인다.

상술한 지배방정식은 유한체적법(Finite-volume method, FVM)에 의해 이산화되며, 압력과 속도의 연성(Pressure-velocity coupled)에는 SIMPLE-type 알고리즘이, 그리고 대류항 및 확산항은 2차 상류차분법이 각각 적용되었다. 이 때 속도 및 압력의 해법으로는 Gauss-Seidal 반복법이 사용되었으며, 추가적으로 Algebraic multi-grid(AMG) 방법을 이용하여 수치 수렴성 및 안정성을 고려하였다.

3.2 초기 조건 및 경계 조건

본 연구에 사용된 KCS 선형의 제원은 Table 7과 같으며, 시물

레이션을 위해 KCS 모형선 제원과 동일한 크기로 모델링하였다. 다만 격자수 증가에 따른 계산시간 증가를 고려하여 모형선의 반쪽을 모델링 한 뒤 Symmetry 조건을 적용하였다. 시물레이션을 위한 계산영역은 Fig. 3(a)와 같이 계산결과에 영향을 미치지 않도록 충분한 범위를 설정하였으며, 이 때 L 은 선박의 길이로 무차원화된 길이이다. 각 영역의 경계조건은 Fig. 3(b)와 같이 입구 경계에는 속도유입조건인 Velocity inlet 조건을, 출구경계에는 유동이 잘 빠져나가도록 Pressure outlet 조건을, 중심면은 Symmetry 조건 그리고 나머지 부분은 wall 조건을 이용하였다.

시물레이션은 비정상상태로 2차 정확도의 음해법을 적용하였으며, 시간증분량은 0.03s이고 총 계산시간은 90s로 설정하였다. 그리고 Case-1,2의 밀도와 동점성의 경우 Table 3에서 결정된 수온과 염도를 이용하여 식 (7)과 (8)에 의해 계산된 값이며 Case-3은 ITTC 1963에 따른 해수온도 15도에서 동점성 값을 이용하였다. 또한 자유표면의 구현을 위해 VOF(Volume-of-fluid) 방법을 이용하였다.

3.3 격자계

수치 시물레이션을 위한 격자계는 Star-CCM+에서 제공하는

Table 7 Computational parameter for simulation

Item	Proto-type	Model	Case-1	Case-2	Case-3
Scale ratio	1.0		1/31.6		
Speed [m/s]	12.3467		2.1964		
Froude number [F_n]	0.26		0.26		
Reynolds number [R_n]	2.400E+9	1.400E+07	1.293E+07	2.378E+07	1.345E+07
Length [m]	230.0		7.2786		
Breath [m]	32.3		1.0190		
Depth [m]	19.0		0.6013		
Draft [m]	10.8		0.3418		
Wetted surface area [m ²]	9.498.0		9.5121		
Displacement [m ³]	52030.0		1.6490		
Block coefficient [C_B]	0.6505		0.6505		
Density [kg/m ³]	-	-	1026.3	1018.7	1025.9
Kinematic Viscosity [m ² /s]	-	-	1.24952E-6	9.02651E-7	1.18831E-6

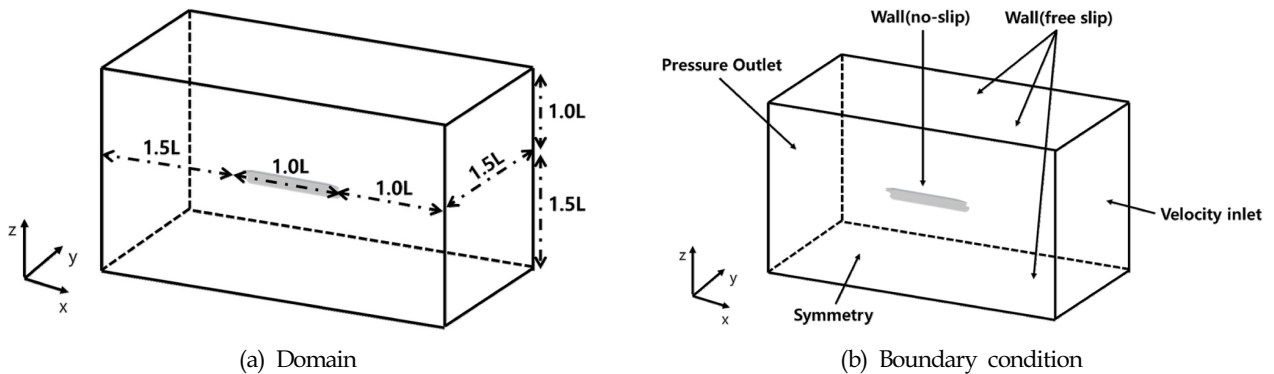


Fig. 3 Computational domain & boundary condition for simulation

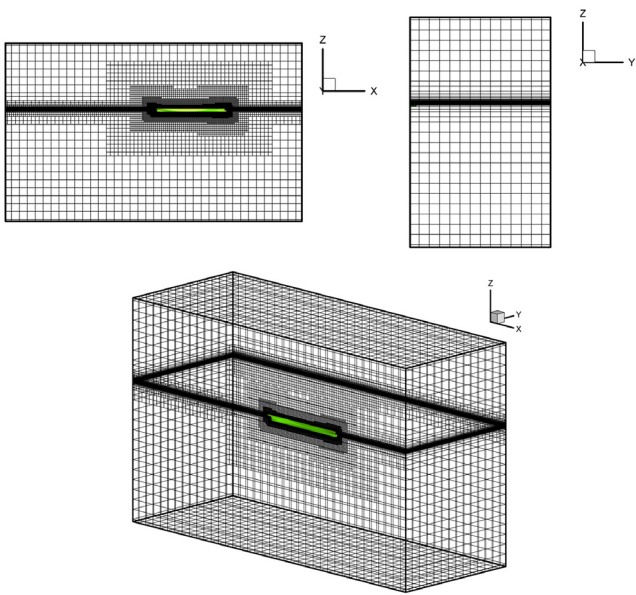


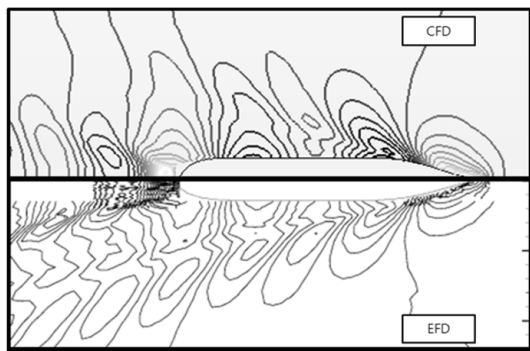
Fig. 4 Grid system for simulation

자동격자생성 방법을 통해 Prism layer와 Trimmer 격자를 이용하여 Fig. 4와 같이 생성하였다. 선체주위의 점성 유동장을 고려하기 위해 선체 표면에 법선방향으로 5개의 layer를 별도로 생성하였으며, 자유표면에서의 정확도를 향상시키기 위해 자유표면 부근에 격자를 조밀하게 배치하였다. 선체 표면 근처에서 격자의 최소크기는 1.25E-02m로 y+는 전 영역에 걸쳐 100 이하가 되도록 설정하였으며, 이 때 사용된 총격자수 약 130만개이다.

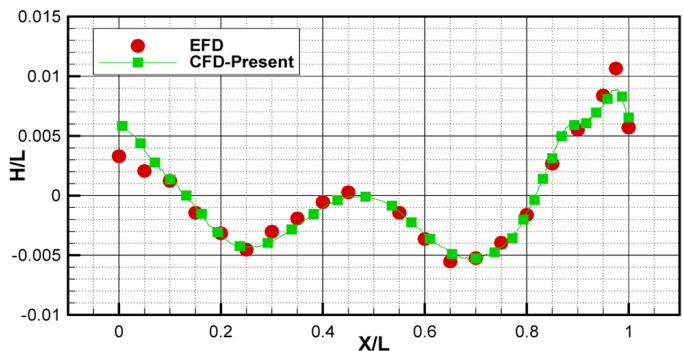
4. 수치 시뮬레이션 결과

4.1 수치 시뮬레이션 조건 평가

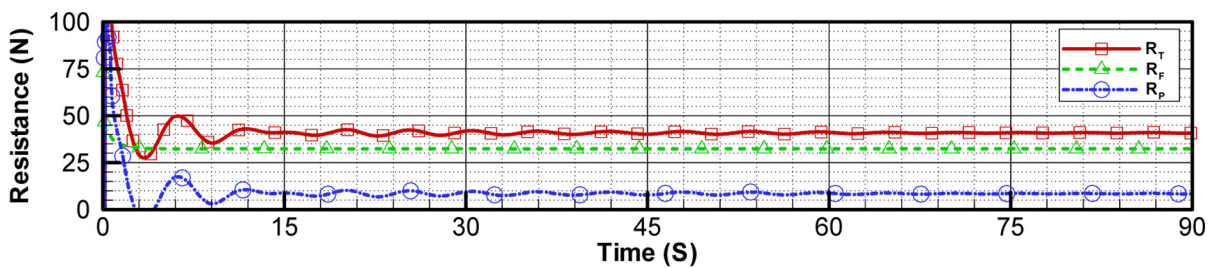
본 연구에서 제안한 밀도 및 동점성 적용을 적용한 수치 시뮬레이션에 앞서 전술한 격자계 및 경계 조건 등의 검증을 위해 실험과 동일한 조건의 추가적인 수치 시뮬레이션을 수행하여 실험과 비교하였으며, 그 결과는 Fig. 5와 같다. KCS 선형 주위의 파형은 비교적 실험과 유사한 형태를 보이고 있으며, 선체과고는 선수미부분에서 실험과 정량적 차이는 보이지만 전체적인 경향은 잘 일치하고 있다. 선박의 저항의 경우 약 15s 전후로



(a) Wave pattern



(b) Wave elevation



(c) Time history of resistance

Fig. 5 Comparison of experiment with simulation

Table 8 Comparison of resistance coefficient with experiment for validation

Item	EFD	CFD-Present	CFD-Kim et al.	Relative error between EFD and CFD-Present [%]
C_F	2.83E-03	2.83E-03	2.92E-03	0.00
C_P	0.73E-03	0.74E-03	0.85E-03	1.37
C_T	3.56E-03	3.57E-03	3.77E-03	0.28

수렴해가는 경향을 보이며, 이 때 전체 저항은 Table 8과 같이 Kim et al.(2001)이 수행한 실험(Experimental fluid dynamics, EFD) 결과와 약 0.3% 차이를 보이지만 Kim et al.(2007)의 수치 계산 결과에 비해 실험과 유사한 경향을 보인다. 단, 저항의 경우 Fig. 5와 같이 주기적으로 진동하면서 수렴해 가는 경향을 나타내기 위해 80s~90s의 값을 평균하여 사용하였다.

이처럼 실험 및 선행연구와의 비교를 통해 수치 시뮬레이션에 이용된 격자계 및 시뮬레이션 조건이 추후 시뮬레이션에 적용됨에 있어 타당함을 확인할 수 있었으며, 추후 수행되는 시뮬레이션에 적용하기로 한다.

4.2 수치 시뮬레이션 계산 결과

실험과의 비교에 이어 Case-1, Case-2 그리고 Case-3에 대한 수치 시뮬레이션을 수행하였으며 이 때 각각의 저항 값은 Table 9와 같으며, 상대오차(Relative error)는 Case-3을 기준으로 계산된 수치이다. 먼저 Case-3의 경우 실험에 비해 상대적으로 큰 밀도와 동점성을 이용하였기 때문에 전체 저항이 실험과 비교하여 약 1.2% 증가하였다. 그리고 Case-3에 비해 상대적으로 낮은 수온과 높은 염도가 이용된 Case-1의 경우 압력저항의 변화는 미비하며 밀도와 동점성의 증가로 인한 마찰저항의 증가로 인해 전체저항이 0.56% 증가하였다. 마지막으로 Case-3에 비해 상대적으로 높은 온도와 낮은 염도가 이용된 Case-2의 경우 역시 압력저항의 변화는 미비하며 밀도와 동점성의 감소로 인한 마찰저항의 감소로 전체저항이 2.80% 감소하였다. ISO 방법으로 계산된 마찰저항계수는 2.2절에서 전술한 식 (6)에 의해서 계산되며, 수치 시뮬레이션 결과와 비교 시 마찰저항 변화들은

상대적으로 크지만 Case-1은 저항이 증가하고 Case-2는 저항이 감소하는 동일한 경향을 나타내고 있음을 확인할 수 있다.

4.3 ISO 보정법

수치 시뮬레이션 결과를 이용하여 ISO 보정법으로 계산된 결과와 ISO 보정법만을 이용한 계산 결과를 비교하였으며, 그 결과는 Table 10과 같다. 단, 후자의 경우 R_{T0} 의 값을 계산할 수 없기 때문에 두 가지 방법의 상호 비교를 위해 Case-3의 수치 시뮬레이션 값을 이용하였다.

수치 시뮬레이션 결과를 이용하여 계산된 Case-1,2의 경우 $R_{T0}(1 - \rho_s/\rho_0)$ 가 Case-1은 0.03N 감소하였으며, Case-2는 0.59N 증가하였다. 이는 수식이 기준밀도 ρ_0 를 중심으로 시운전 해역의 밀도인 ρ_s 가 큰 경우 저항이 감소하며, 작은 경우 저항이 증가하는 2차 함수 형태의 수식이기 때문이다. 동점성의 차이로 인해 발생하는 $R_{FS}(1 - C_{F0}/C_{FS})$ 의 경우 Case-1은 0.44N 증가하였고, Case-2는 2.29N 감소해 결과적으로 R_{AS} 는 식 (5)에 따라서 Case-1은 0.47N 감소하였으며, Case-2는 2.88N 증가하였다. 또한 표준조건으로 고려된 Case-3의 전체저항을 기준으로 R_{AS} 를 계산 시 Case-1은 약 0.6% 감소하였으며, Case-2는 약 3% 증가하였다.

ISO 보정법만을 이용하여 계산된 경우 밀도로 인한 저항 증가량은 수치 시뮬레이션 결과와 동일하며, 이는 수치 시뮬레이션이 밀도 변화가 없는 비압축성 조건을 가정하였기 때문이다. 하지만 $R_{FS}(1 - C_{F0}/C_{FS})$ 의 경우 Case-1은 0.58N 증가하였으며 Case-2는 2.99N 감소하였다. 이를 수치 시뮬레이션 결과로 계산된 값과

Table 9 Comparison of simulation result with ISO method

Item	CFD			ISO		
	Case-1	Case-2	Case-3	Case-1	Case-2	Case-3
C_F	2.86E-03	2.74E-03	2.84E-03	2.88E-03	2.72E-03	2.85E-03
C_P	7.43E-04	7.43E-04	7.42E-04	-	-	-
C_T	3.60E-03	3.48E-03	3.58E-03	-	-	-
Relative error [%]	C_F	0.66	-3.45	-	1.05	-4.56
	C_P	0.16	0.16	-	-	-
	C_T	0.56	-2.80	-	-	-

Table 10 Comparison of ISO method based on simulation with ISO method

Item	CFD		ISO		Relative error [%]	
	Case-1	Case-2	Case-1	Case-2	Case-1	Case-2
$R_{T0} \left(1 - \frac{\rho_s}{\rho_0}\right)$	-0.03N	0.59N	-0.03N	0.59N	0.00	0.00
$R_{FS} \left(1 - \frac{C_{F0}}{C_{FS}}\right)$	0.44N	-2.29N	0.58N	-2.99N	31.82	-30.57
R_{AS}	-0.47N	2.88N	-0.61N	3.58N	-29.78	24.31
R_{AS}/R_T	-5.57E-03 (-0.56%)	3.41E+02 (3.41%)	-7.23E-03 (-0.72%)	4.24E+02 (4.24%)	-	-

정량적 비교 시 Case-1은 약 32% 증가하였고, Case-2는 약 31% 감소하여 차이를 보이지만 Case-1은 증가하고 Case-2는 감소하는 정성적인 경향은 일치하고 있다. 이는 2.2절에서 전술한 바와 같이 R_n 의 영향으로 Case-3에 비해 상대적으로 큰 동점성이 이용된 Case-1의 경우 R_n 이 감소하여 C_{FS} 가 증가하였고, 이와 반대로 Case-2는 Case-3에 비해 상대적으로 작은 동점성이 이용되었기 때문에 C_{FS} 가 감소하였다. 결과적으로 R_{AS} 는 Case-1이 0.61N 감소하였으며 Case-2는 3.58N 증가하여 수치 시뮬레이션 결과로 계산된 값과 비교 시 Case-1은 약 30% 감소하였고, Case-2는 약 24% 증가하여 정량적인 차이를 보이지만 Case-1은 감소하고 Case-2는 증가하는 정성적인 경향은 일치한다. 저항 증감량인 R_{AS} 의 경우 Case-1은 표준 조건인 Case-3에 비해 약 0.7% 감소하였으며, Case-2는 약 4% 증가하였다.

ISO 보정법에 따른 R_{AS} 는 기준 수온 및 염도에서 속도를 추정하기 위한 보정량으로 속도 시운전을 실시한 환경이 기준 수온 및 염도보다 선속이 높게 측정되는 수온 및 염도의 조건일 경우 이를 보정하기 위해 R_{AS} 가 양수가 되어 저항을 증가시켜 선속을 보정하며, 반대로 실제 속도 시운전 환경이 기준 수온 및 염도보다 선속이 낮게 측정되는 환경 조건일 경우 R_{AS} 가 음수가 되어 저항을 감소시켜 선속을 보정하게 된다.

따라서 R_{AS} 가 음수인 Case-1은 속도 시운전 시 기준조건보다 선속이 낮게 측정되는 수온 및 염도의 상태임을 알 수 있으며, 이는 저항이 증가한 것으로 고려할 수 있다. 반대로 R_{AS} 가 양수인 Case-2는 기준조건보다 선속이 높게 측정되는 환경임을 알 수 있으며, 이는 저항이 감소한 것으로 고려할 수 있다.

4.4 월별 저항성능 평가

3가지 조건에 따른 시뮬레이션을 통해 수온 및 염도가 선박의 저항성능에 미치는 영향을 파악하였고, 추가적으로 월별 수온 및 염도에 따른 영향을 파악하기 위해 Table 2의 KODC 자료 중 표면에서의 수온 및 염도 자료를 이용하여 12개월에 관한 수치 시뮬레이션을 수행하였다.

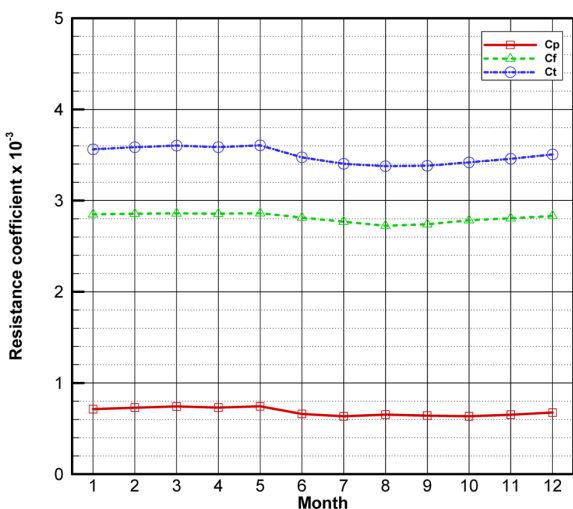


Fig. 6 Resistance coefficient on mont

수치 시뮬레이션 결과는 Fig. 6과 같이 마찰저항과 압력저항이 서로 동일하게 증가와 감소하는 경향을 보이며, 전체저항의 경우 5월이 가장 크고 8월이 가장 작으며 그 때 차이는 약 6%이다. 또한 4.2절에서 표준조건으로 고려된 Case-3과 비교 시 2~5월은 Case-3에 비해 상대적으로 저항이 크게 나타나며, 나머지 1, 6~12월은 상대적으로 저항이 작게 나타난다. 따라서 시운전 시 상대적으로 저항이 증가한 2~5월은 파도, 바람 등의 환경 조건 등을 배제하고 수온과 염도만을 고려할 경우 측정되는 선속이 감소할 것으로 예상되며, 반대로 1, 6~12월은 선속이 증가할 것으로 예상된다.

다시 말해 선속이 증가하는 1, 6~12월의 경우 ISO 보정법에 따라 환경영향으로 인해 증가된 선속만큼을 보정하기 위해 보정량이 음의 값을 가지게 되어 측정된 선속을 낮추는 보정을, 반대로 선속이 감소하였던 2~5월은 선속을 높이는 보정이 됨을 시운전 시 유념하여야 된다.

5. 결 론

본 연구에서는 국내에서 시운전이 활발히 이루어지고 있는 대한해협에서의 수온 및 염도 변화에 따른 선박의 저항성능변화를 파악하기 위한 기초연구로써 수치 시뮬레이션 및 ISO 보정법에 대한 연구를 수행하였다. 이 때 수온 및 염도는 KHOA, KODC의 자료와 시운전 선속 해석 시 일반적으로 기준이 되는 경우를 고려하여 총 3가지 계산조건을 설정하였고, 계산조건들의 밀도 및 동점성은 수온 및 염도를 이용하여 ISO에서 제안한 방법을 통해 추정하였다. 또한 Mameav가 제안한 수온 및 염도를 이용하여 밀도를 추정하는 방법과 청수와 해수에 대해 밀도를 계산 후 염도를 이용하여 최종적으로 선형보간하는 ISO 방법이 서로 정량적인 차이가 크지 않으며 정성적으로 동일한 경향을 나타내고 있음을 확인하였다.

추정된 밀도와 동점성을 이용한 수치 시뮬레이션에 앞서 시뮬레이션 조건 및 격자계 검증은 위해 실험 및 선행연구자의 시뮬레이션 결과와 비교하여 타당성을 확인하였다. 그리고 추정된 조건들을 바탕으로 수치 시뮬레이션을 수행하여 수온 및 염도가 선박의 저항성능에 미치는 영향을 파악해 보았다. 그 결과 상대적으로 수온이 낮고 염도가 높은 겨울철을 고려한 Case-1의 경우 Case-3에 비해 저항이 증가한 반면 수온이 높고 염도가 낮은 여름철을 고려한 Case-2는 Case-3에 비해 저항이 감소하는 결과를 확인하였다. 이어서 수치 시뮬레이션 결과 검증을 위해 수치 시뮬레이션 결과를 이용한 ISO 보정법 계산과 ISO 보정법만을 이용한 계산을 수행하여 상호 비교 하였으며, 비교 시 정량적인 차이는 보이지만 정성적인 경향은 일치하였다. 이 때 저항 증감량인 R_{AS} 를 표준조건으로 고려된 Case-3과 비교 시 수온이 약 2도 낮은 Case-1은 저항이 약 1% 가량 증가하였으며, 수온이 약 10도 정도 높은 Case-2는 3~4% 가량의 저항이 감소하였다.

상술한 수치 시뮬레이션과 ISO 보정법의 정량적인 차이의 경우, ISO 보정법은 선종, 선형 등의 다양한 분석을 통해 선박에 공통으로 적용하기 위해 제안된 수식으로 본 연구에 이용된 하

나의 선형만으로 얻어진 수치 시뮬레이션 결과와 정량적인 비교는 무의미하지만, 정성적으로 Case-1은 저항이 증가하고 Case-2는 저항이 감소하는 동일한 결과를 통해 전산유체역학적 방법의 적용가능성을 확인할 수 있었다.

또한 대한해협에서의 월별 저항성능 변화를 파악하기 위해 KODC의 데이터를 이용하여 12개월에 대한 수치 시뮬레이션을 수행하여 비교한 결과 1년 중 8월의 저항이 가장 낮으며 5월이 가장 높고 그 차이는 약 6%임을 확인할 수 있었다. 이처럼 수온 및 염도에 따라 연중 선박의 저항이 최대 6%까지 변화할 수 있으며 따라서 시운전 시 이를 보정하기 위해 이용되는 수온과 염도의 측정이 무엇보다 중요할 것으로 사료된다.

이처럼 수온 및 염도에 따라 차이를 보이는 저항성능의 정확한 파악을 위해서는 다양한 선종에 대한 추가적인 연구 및 각 해역별 특성 파악이 필요할 것이며, 이를 통해 계절별, 지역별 차이를 보이는 수온 및 염도의 영향을 정확하게 파악한다면 선박의 효율적인 운항 항로 개발을 통한 선박의 운항비 절감 및 환경규제 만족 등의 효과를 거둘 수 있을 것으로 사료된다.

후 기

본 연구에 이용된 대한해협부이 자료는 국립해양조사원에서 제공하였음을 밝히며, 자료 제공에 감사드립니다.

본 논문의 내용은 산업통상자원부 산업기술혁신사업으로 수행 중인 “온실가스 저감 및 실해역 에너지 효율 향상을 위한 운항선 선속-동력 고정도 해석 기반기술 개발” 과제의 연구내용 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다(1415135126).

References

- Banks, J., Phillips, A.B., Turnock, S., 2010. Free Surface CFD Prediction of Components of Ship Resistance for KCS. 13th Numerical Towing Tank Symposium, Duisburg, DE, 6-6.
- Choi, J.E., Min, K.-S., Kim, J.H., Lee, S.B., Seo, H.W., 2010. Resistance and Propulsion Characteristics of Various Commercial Ships Based on CFD Results. *Ocean Engineering*, 37, 549-566.
- ISO, 2002. Ships and Marine Technology-Guidelines for the Assessment of Speed and Power Performance by Analysis of Speed Trial Data. ISO 15016:2002, ISO.
- Jung, R.T., 2011. Recent International Development on the Technical and Operational Measures of IMO's CO2 Emission Control From Ships. *Journal of the Korean Society for Marine Environmental Engineering*, 14(1), 65-71.
- Kim, W.J., Van, S.H., Kim, D.H., 2001. Measurement of flows Around Modern Commercial Ship Models. *Experiments in Fluids*, 31, 567-578.
- Kim, B.N., Park, J.H., Kim, W.J., 2007. Calculation of Flows around Container Ship Models with Different Reynolds Numbers. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 44(3), 258-266.
- Kim, S.O., Kim, K.M., Park, J.C., Kim, S.Y., Kim, W.Y., 2013. CFD Simulation on Estimating Effective Power of Ship at Optimal Trim for Reduction on Fuel Consumption. *Proceeding of The Korean Society for Marine Environment and Energy*, Yeosu Korea, 82-82.
- Larsson, L., Stern, F., Bertram V., 2003. Benchmarking of Computational Fluid Dynamics for Ship Flows: The Gothenburg 2000 Workshop. *Journal of Ship Research*, 47(1), 63-81.
- Park, D.W., Lee, S.B., Chung, S.S., Seo, H.W., Kwon, J.W., 2013. Effects of Trim on Resistance Performance of Ship. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 50(2), 88-94.
- Park, D.W., Yoon, H.S., 2014. Effect of Grid, Turbulence Modeling and Discretization on the Solution of CFD. *Journal of the Korean Society of Marine Environment & Safety*, 20(4), 419-425.
- Peng, H., Ni, S., Qiu, W., 2014. Wave Pattern and Resistance Prediction for Ships of Hull Form, *Ocean Engineering*, 87, 162-173.
- Shih, T.H., Liou, W.W., Shabbir, A., Yang, Z., Zhu, J., 1995. A New $k-\epsilon$ Eddy-Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows Model, *Computer Fluids*, 24(3), 227-238.
- Van, S.H., Kim, H.C., 1987. An Experimental Study on Hull Attitude and Resistance Components of a Ship. *Journal of the Society of Naval Architects of Korean*, 24(2), 11-19.
- Van, S.H., Kim, W.J., Kim, D.H., 2000. Experimental Investigation of Local Flow around KRISO 3600TEU Container Ship Model in Towing Tank. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 37(3), 1-10.
- Wackers, J., Koren, B., Raven, H.C., van der Ploeg, A., Starke, A.R., Deng, G.B., Queutey, P., Visonneau, M., Hino, T., Ohashi, K., 2011. Free-Surface Viscous Flow Solution Methods for Ship Hydrodynamics, *Archives Computational Methods Engineering*, 18, 1-41.
- Wilson, R.V., Stern, F., Coleman, Hugh W., Paterson, E.G., 2001. Comprehensive Approach to verification and Validation of CFD Simulations-Part2: Application for RANS Simulation of a Cargo/Container Ship. *Journal of Fluids Engineering*, 123, 803-810.
- Zhang, Z.R., 2010. Verification and Validation for RANS Dimulation of KCS Container Dhip without/with Propeller. 9th International Conference on Hydrodynamics, 932-939.

자유수면 아래에서 회전하는 프로펠러 주위 유동 수치 해석

박일룡*

*동의대학교 조선해양공학과

Numerical Analysis of Flow around Propeller Rotating Beneath Free Surface

Il-Ryong Park*

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

KEY WORDS: 프로펠러, Free surface 자유수면, CFD 전산유체역학, RANS method RANS기법, Unsteady flow 비정상유동

ABSTRACT: This paper provides the numerical results of a simulation of the flow around a propeller working beneath the free surface. A finite volume method is used to solve the unsteady Reynolds averaged Navier-Stokes (URANS) equations, where the wave-making problem is solved using a volume-of-fluid (VOF) method. The numerical analysis focuses on the propeller wake structure affected by the free surface, where we consider another free surface boundary condition that treats the free surface as a rigid wall surface. The propeller wake under the effect of these two free surface conditions shows a reduction in the magnitude of the longitudinal and vertical flow velocities, and its vortical structures strongly interact with the free surface. The thrust and torque coefficient under the free surface effect decrease about 3.7% and 3.1%, respectively. Finally, the present numerical results show a reasonable agreement with the available experimental data.

1. 서 론

선박의 프로펠러는 일반적으로 선미부 선체에 근접한 상태에서 작동하기 때문에 선박 프로펠러의 추진성능은 선체에 의해 교란된 후류의 영향을 주로 받는다. 이러한 이유로 프로펠러에 대한 유체성능 해석은 하중을 정확히 예측하는 것은 물론 얻어진 선체의 반류(Wake)와 프로펠러의 반류에 대한 유동 특성을 잘 이해하는 것을 포함한다. 설계된 프로펠러의 추진성능 분석에 필요한 프로펠러 주위 유동 특성을 밝히기 위한 주제에 관련된 실험 및 수치해석을 포함한 이론적 연구들이 현재까지 다수 수행되어 왔다(Paik et al., 2000; Paik et al., 2005; Ahn et al., 2008; Joung et al., 2014). 다른 한편으로는, Jang et al.(2010)의 예와 같이 추진효율이 높은 프로펠러 날개 형상 개발에 필요한 설계기법을 고도화 하거나 설계작업의 용이성을 높이기 위한 연구들도 수행되고 있다.

선박 프로펠러의 추진성능 분석에 선체의 반류와 함께 자유수면의 영향을 고려하기 위한 노력으로 PIV (Particle image velocimetry)기법으로 프로펠러 후방 유동의 변화를 Paik and Lee(2003)가 조사한 바 있다. 동일한 목적에서 Paik et al.(2008)

은 수심의 변화와 전진비 변화에 따른 프로펠러 후류의 변화를 예측하여 속도손실 및 프로펠러 반류의 자유수면과의 간섭현상을 설명하였다. 상기 연구들의 연구배경을 살펴보면 실제로 선박의 흘수 변화가 있는 상황에서 선미에 놓인 프로펠러는 자유수면과 상대적으로 가까워 질 수 있다. 이 때 프로펠러의 추진성능에 대한 자유수면의 영향은 무시할 수 없는 요인이 될 수 있다는 것이다(Paik et al., 2008). 최근, 이 주제와 밀접한 수치해석적 연구로 Tokgoz et al.(2014)이 프로펠러 후류의 수심 변화의 영향을 해석한 바 있다. 여기서, 저자들은 포텐셜유동 해석법의 일종인 BET(Blade element theory)를 통해 프로펠러 유동을 해석하고 그 결과를 점성유동 해석법에 체적력(Body force)으로 환산하여 적용하는 방법을 사용하였다. 자유수면이 프로펠러의 유체성능에 미치는 영향에 대한 실험적 및 수치해석적 연구는 많지 않다. 특히 제한적인 실험적 데이터를 보강하여 프로펠러의 추진성능에 미치는 자유수면의 영향을 보다 심도 깊게 살펴볼 검증된 수치해석 결과가 다소 부족한 상황이다.

본 논문에서는 비정상 점성유동 해석법인 URANS(Unsteady reynolds averaged Navier-Stokes)방정식을 해석하는 방법으로 자유수면 바로 아래에서 회전하는 프로펠러 주위 유동을 해석하

Received 20 November 2015, revised 7 December 2015, accepted 17 December 2015

Corresponding author Il-Ryong Park: +82-051-890-2595, irpark@deu.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

고 그 결과를 분석한 내용을 소개하고 있다. 수치해석 결과에서는 POW(Propeller open water)시험에 대한 검증으로 시작하여 프로펠러의 잠긴 깊이에 따른 후류 유동의 변화를 조사하였다. 이 때 일부 수치해석 결과는 회류수조에서 계측된 결과와 비교하여 검토하였다. 자유수면은 두 가지 물리적 경계조건으로 처리하고 각 경계조건이 프로펠러 후류 변화에 미치는 영향을 비교하였다. 국부유동의 비교는 축방향 및 수직방향 유속 분포와 프로펠러에서 생성된 보오텍스(Vortex)에 대한 3차원 특성 등을 포함한다. 이 때 프로펠러의 추력과 토크 변화를 함께 계산하여 자유수면의 프로펠러 성능에 미치는 영향을 살펴보았다.

2. 수치 해석 기법

2.1 지배방정식

자유수면을 포함하는 유동의 지배방정식은 비압축성 RANS 방정식(Reynolds averaged Navier-Stokes equations)과 연속방정식(Continuity equation)이며, 다음과 같이 적분방정식 형태로 각각 표시할 수 있다.

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho d\Omega + \int_S \rho u_i n_i dS = 0 \quad (1)$$

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho u_i d\Omega + \int_S \rho u_i u_j n_j dS = \int_S (\tau_{ij} n_j - p n_i) dS + \int_{\Omega} \rho b_i d\Omega \quad (2)$$

여기서, τ_{ij} 는 점성과 난류에 의한 유효응력이며 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$\tau_{ij} = \mu_e \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \rho \frac{2}{3} \delta_{ij} k \quad (3)$$

상기 식들에서 Ω 는 면 S 의 경계를 가지는 검사체적(Control volume)이며, n_i 는 단위 법선벡터를 나타낸다. ρ 는 유체밀도이며, u_i 는 각 좌표축 방향의 유체 속도 성분을 나타낸다. p 는 압력을 나타내며, b_i 는 각 좌표 축 x_i 방향의 단위 질량당 체적력을 나타낸다. 식 (3)에서 δ_{ij} 는 Kronecker's delta를 나타내고, k 는 난류의 운동에너지 그리고 μ_e 는 난류 와점성계수(Turbulent eddy viscosity) μ_t 와 유체의 운동학적 점성계수 μ 를 합한 유효 점성계수를 나타낸다.

지배방정식의 해는 시간적분 및 공간에 대해 2차 정확도의 이산화기법을 사용하는 유한체적법(Finite volume method, FVM)으로 구하며, 이 기법을 기반으로 하는 범용소프트웨어 STAR-CCM+를 이용하여 수치해석을 수행하였다(CD-adapco, 2015). 비압축성 유동 해석 시 요구되는 속도-압력을 연성하는 방법으로 SIMPLE(Semi-implicit method for pressure-linked equation)방법을 이용하였다. 수치해석에서 프로펠러의 비정상

회전운동은 STAR-CCM+에서 제공하는 sliding mesh라 불리는 기법으로 구현하였다.

2.2 자유수면 및 난류모형

자유수면 근처에서 회전하는 프로펠러로 인해 생성되는 조파(Wave-making)현상은 HRIC(High resolution interface capturing) 기법을 바탕으로 Muzaferija et al.(1998)가 개발한 VOF(Volume-of-fluid)으로 해석하였다.

본 논문에서 유동은 완전히 발달된 난류로 가정하고 있으며, 해석을 위해 역압력 구배가 존재하는 경우 및 회전하는 프로펠러 주위 유동해석에서 정도가 높은, 점성저층(Viscous sub-layer) 영역에서 $k-\omega$ 모형을 적용하고 그 외 영역은 $k-\epsilon$ 모형을 결합하는 SST(Shear stress transport) $k-\omega$ 난류모델(Menter, 1994)을 사용하였다. 벽면에 대한 경계조건 처리법으로 STAR-CCM+에서 제공하는 방법 중에서 벽면에서 첫 번째 격자점까지의 무차원 거리, $y^+ \rightarrow 0$ 인 경우 low y^+ 경계조건식으로 처리하고 격자에 의한 $y^+ > 30$ 인 경우 high y^+ 경계조건식으로 스위치 처리하는 방법을 도입하였다.

3. 수치 해석 결과

3.1 대상 프로펠러 및 POW시험 검증

수치해석은 Fig. 1에서 볼 수 있는 직경(D) 0.25m의 선박해양플랜트연구소(KRISO, Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering)에서 설계한 KP505 프로펠러에 대해 수행하였다. 이 프로펠러는 CFD(Computational fluid dynamics)해석 결과를 검증하기 위한 모형시험 수행용으로 설계된 KCS(KRISO container ship) 컨테이너선과 함께 설계되었었다(Kim et al., 2001).

Fig. 2와 3은 POW시험 검증을 위해 설정된 유동장의 형상과 프로펠러면 격자분포를 보여준다.

유동장은 프로펠러와 같이 회전하는 내부영역과 그 밖의 외부영역으로 구분되며, 영역의 크기는 프로펠러 직경을 기준으로

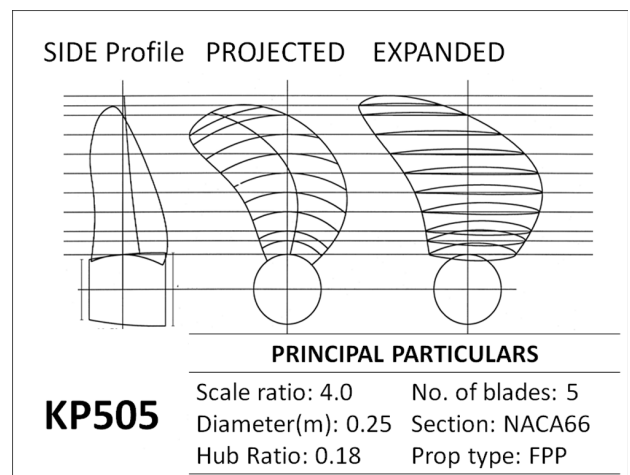


Fig. 1 Blade profile and principal dimensions of KP505 propeller

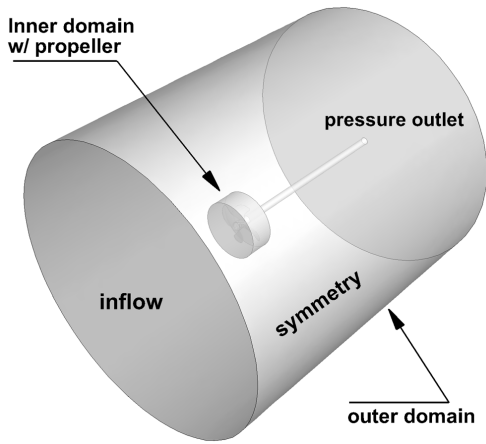


Fig. 2 Perspective view of the computational domain

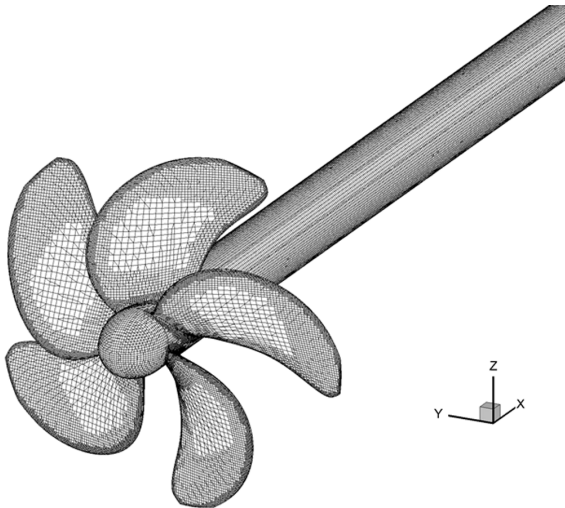


Fig. 3 Grid distribution on the propeller surface

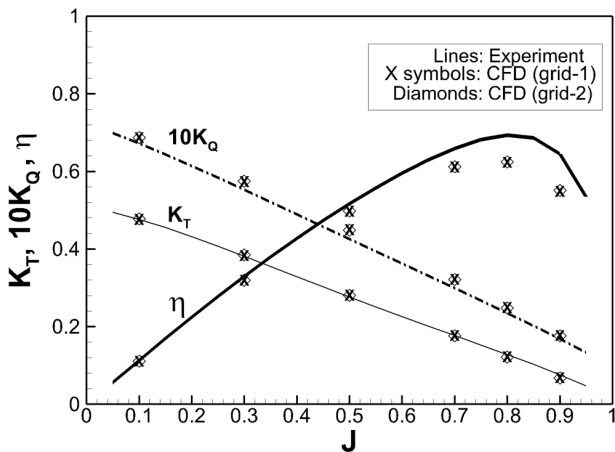


Fig. 4 Comparison of thrust coefficient, torque coefficient and open water efficiency of propeller

로 프로펠러 중심에서 폭 방향으로 $3.5D$ 그리고 유동장의 전체 길이는 $8D$ 의 크기를 가진다. 프로펠러 주위 수치격자는 Trimmer라 불리는 Cartesian 격자 생성법을 바탕으로 만들어지

는 비정렬격자와 프로펠러 벽면근처의 경계층을 유효하게 해상하기 위해 조밀하게 격자를 적용한 프리즘격자로 구성된다. 본 논문에서는 전체 격자수 2.6M (Grid-1)과 이 크기의 약 1.8배인 4.6M (Grid-2)의 두 가지 격자계를 구성하였으며, 여기서 Grid-1의 경우 내부영역 격자수가 약 2M이고 Grid-2의 경우 3.4M의 크기를 가진다.

POW계산은 각 전진비 $J(=U_o/nD)$ 에서 대해 KRISO시험조건과 동일한 고정 회전수(n) 14rps에서 수행되었다. 여기서, U_o 는 유입유속이다. 이 때 전진비 0.1에서 0.9까지의 Reynolds수의 범위는 $1.45 \times 10^5 \sim 1.3 \times 10^6$ 이다.

Fig. 4는 프로펠러 전진비에 따른 추력(T_h)과 토크(Q)에 대한 각각의 계수 $K_T(=T_h/\rho n^2 D^4)$ 와 $K_Q(=Q/\rho n^2 D^5)$ 그리고 효율 $\eta(=JK_T/2\pi K_Q)$ 값을 KRISO의 모형시험 결과 비교하고 있다. 계산된 추력계수 값들은 전체 평균해서 모형시험과 약 2.6% 정도의 차이를 보이고, 토크계수는 약 4.1% 정도의 차이를 보여주었다. 본 계산이 보이는 차이는 동일한 문제를 다루는 Lee et al.(2010)과 Baek et al.(2015)의 결과와도 유사하다. 수치해석에 사용된 두 격자간 값들의 차이는 모두 약 0.3%이하의 차이를 보였으며, 이 결과는 다음 절에서 자유수면을 고려한 계산에서 프로펠러를 포함하는 회전영역의 격자수를 결정하는데 참조되었다.

3.2 자유수면을 고려한 유동해석 결과

3.2.1 유동조건

Fig. 5와 같은 회류수조시험 조건에서 자유수면과 수심에 따른 프로펠러 주위 유동에 대한 영향을 Paik et al.(2008)이 조사한 바 있다. 다만, 크기가 $1.2m \times 0.3m \times 0.25m$ 인 소형 회류수조 조건으로 인해 사용된 KP505 프로펠러 모델의 직경은 POW조건인 약 1/5 수준인 0.054m로 다소 작다.

회류수조의 단점으로 유입유동 조건에 따라 자유수면 근처 수심 5~10% 영역에서 유속이 10% 내외로 느려질 수 있다(Suh and Jung, 2011). 자유수면 근처의 느린 유속을 보정하기 위해 일반적으로 표면유동가속계(Surface flow accelerator)를 사용한다. 그러나 저자를 통해 상기 소형회류수조의 경우 이 장비를 갖추고 있지 않으며, 유속이 느려지는 영역의 크기 및 유속의 변화에 대한 계측 데이터가 부재한 것을 확인하였다. 이로 인해 본 수치해석에서는 자유수면 근처 수심에서 유속이 느려질 수 있는 상기 회류수조의 유동현상은 고려하지 않았다.

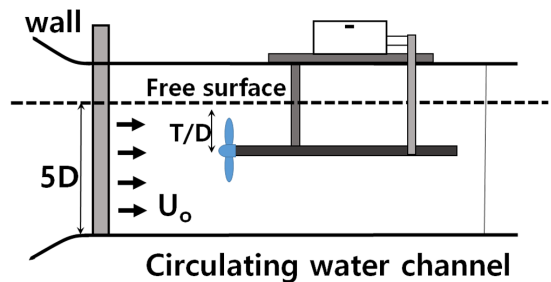


Fig. 5 Schematic diagram for experimental set-up (Paik et al., 2008)

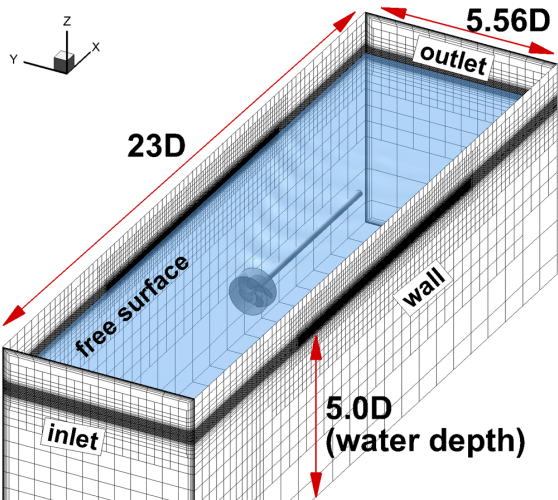


Fig. 6 Schematic diagram of the numerical flow domain

수치해석은 프로펠러 회전수가 8.37rps와 전진비 0.72조건의 유입유속 0.325m/s에서 프로펠러 중심에 대한 잠긴 수심(T/D)이 각각 2.5와 0.6인 두 가지 계산조건을 고려하였다. 이 때, 좌표계의 원점은 프로펠러 평면이 $x/D=0$ 에 위치하고 프로펠러 회전축은 $y/D=0$ 과 $z/D=0$ 에 위치한다. 이 때 Reynolds 수는 약 1.4×10^4 이고 유속과 프로펠러 직경에 근거한 Froude 수는 0.447정도 이다.

본 논문에서는 $T/D=0.6$ 의 조건에서 자유수면의 영향을 고려하는 계산과 자유수면을 벽면경계(Wall boundary)로 두었을 때의 유동 변화도 계산하고 함께 비교하였다.

Fig. 6은 $T/D=0.6$ 조건에 대해 수치해석에서 구현한 회류수조 유동장의 크기 및 자유수면 영역을 포함한 일부 영역에서의 격자분포와 경계조건을 나타내고 있다. 격자수는 회전하는 프로펠러 영역에서 약 2.2M 그리고 프로펠러 후류와 자유수면을 포함한 나머지 영역에 약 4.8M로서 총 약 7.0M의 격자수가 사용되었다. 수치해석은 모두 주어진 rps로 1°진행할 때의 시간 간격을 사용하여 비정상 시뮬레이션을 수행하였으며, 유동 해석의 결과는 모형시험과의 비교를 위해 프로펠러 위상각(ϕ)이 0도인 면에 대해 위상평균을 취하였다.

3.2.2 프로펠러 상류 유동

프로펠러가 잠긴 깊이 $T/D=2.5$ 인 조건의 경우 자유수면의 영향을 무시할 수 있는 깊이이며, 수치해석에서도 회전하는 프로펠러로 인한 자유수면의 변화가 거의 없음을 확인하였다.

Fig. 7은 $y/D=0$ 평면 내에서 $x/D=-0.1, -0.2, -0.3$ & -0.4 의 프로펠러 상류에서 회전축으로부터 연직방향인 z/D 변화에 따른 축방향 유속변화를 비교하고 있다. 여기서, 프로펠러의 날개 끝은 $z/D=0.5$ 에 위치한다. 유속의 가속이 커지는 프로펠러 면에 인접한 $x/D=-0.1, -0.2$ 의 $z/D < 0.3$ 영역에서의 차이를 제외하고 수치해석 결과가 모형시험의 유속분포의 경향을 정성적으로 잘 따르고 있다. 프로펠러에 의한 유동의 교란이 작은 보다 상류 위치한 $x/D = -0.3, -0.4$ 의 경우 모형시험에서 측정한 유속분포와 타당한 일치성을 보여주고 있다.

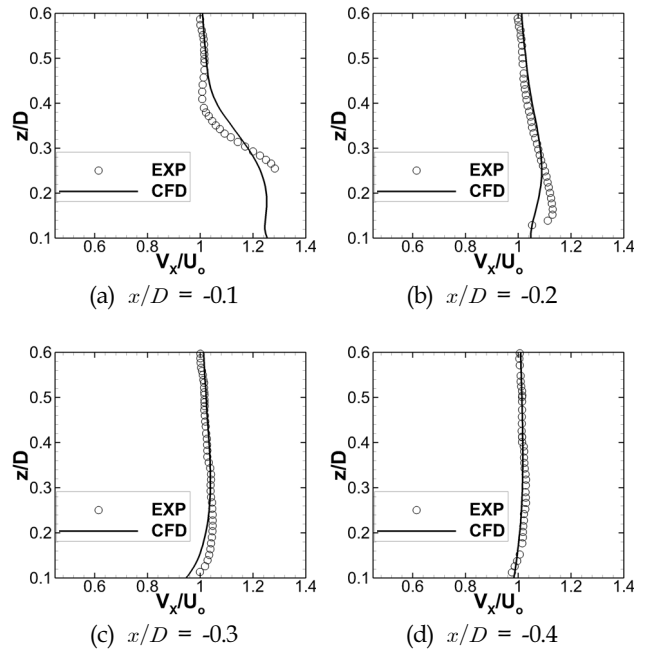


Fig. 7 Axial velocity profiles at several upstream locations at $T/D = 2.5$

3.2.3 프로펠러 후방 유동

Fig. 8은 프로펠러가 잠긴 깊이 $T/D=2.5$ 인 조건에서 $y/D=0$ 평면 내 $x/D=0.1, 0.3, 0.5$ & 0.7 의 프로펠러 후방에서 회전축으로부터 연직방향인 z/D 변화에 따른 축방향 속도 변화를 비교하고 있다. 프로펠러 날개표면에서 유기된 후류가 발달되기 시작하는 프로펠러 평면에 인접한 $x/D=0.1$ 에서 수치해석의 결과는 모형시험과 잘 일치하는 경향을 보여주고 있다.

다만, 하류로 진행하면서 $z/D > 0.4$ 의 프로펠러 날개끝 영역에서 프로펠러에 의해 가속된 Slipstream 안쪽 유속과 그렇지 않은 바깥쪽 유속간의 구배가 모형시험보다 다소 두드러지게 나타나고 있다. 여기서, 높은 속도구배의 원인은 프로펠러에서 생성된 날개끝 보오텍스(Tip vortex)가 이 위치에서 유동에 지배적인 영향을 미치며 하류로 흘러가기 때문이다. 보다 낮은 $z/D < 0.3$ 에서는 수치해석이 모형시험과 비슷한 결과를 보여주고 있다.

Fig. 9는 프로펠러가 잠긴 깊이 $T/D=0.6$ 인 조건에서 $y/D=0$ 평면 내 $x/D=0.1, 0.3, 0.5$ & 0.7 의 프로펠러 후방 위치에서 z/D 변화에 따른 축방향 속도변화를 비교하고 있다. 프로펠러 면에 인접한 $x/D=0.1$ 에서 수치해석은 모형시험과 경향은 비슷하나 속도 프로파일 전체에서 차이를 나타내고 있다. 이는 앞서 설명했듯이 회류수조 모형시험 결과에 자유수면 근방에서 유속이 느려진 영향이 반영된 원인으로 판단된다. 하류로 진행하면서 수치해석의 경우 여전히 프로펠러에 의해 가속된 Slipstream 안쪽 유속과 그렇지 않은 바깥쪽 유속간의 구배가 모형시험보다 다소 두드러진 것을 볼 수 있다. 본 결과에서 모형시험과 수치해석 모두 $T/D=2.5$ 의 결과보다 날개끝 영역에서 축방향 유속의 불연속적인 급한 변화는 다소 감소한 것을 볼 수 있지만, 유속의 손실은 커진 것을 볼 수 있다.

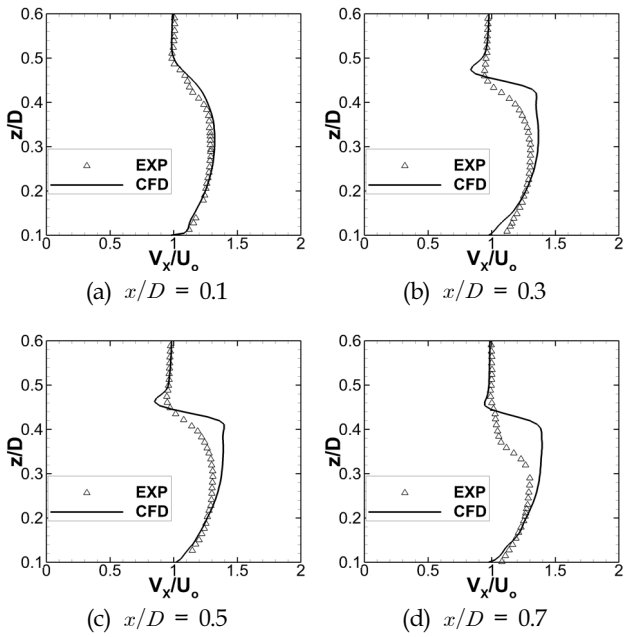


Fig. 8 Axial velocity profiles at several downstream locations at $T/D = 2.5$

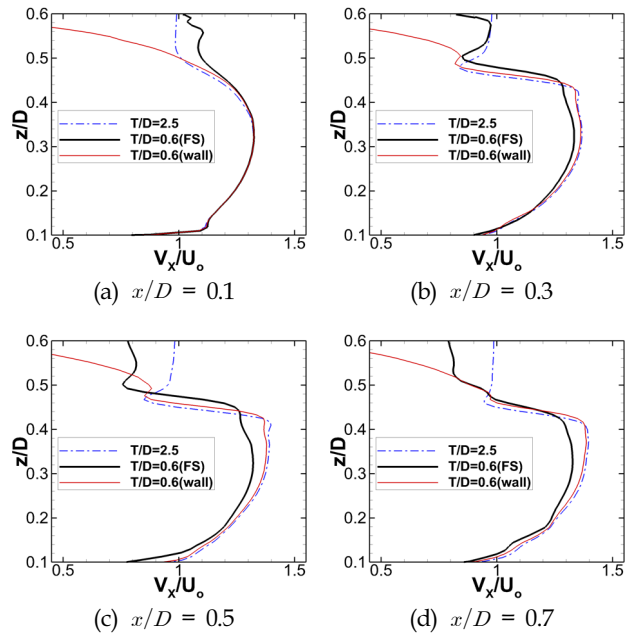


Fig. 10 Axial velocity profiles at several downstream locations for different depth condition and free surface condition

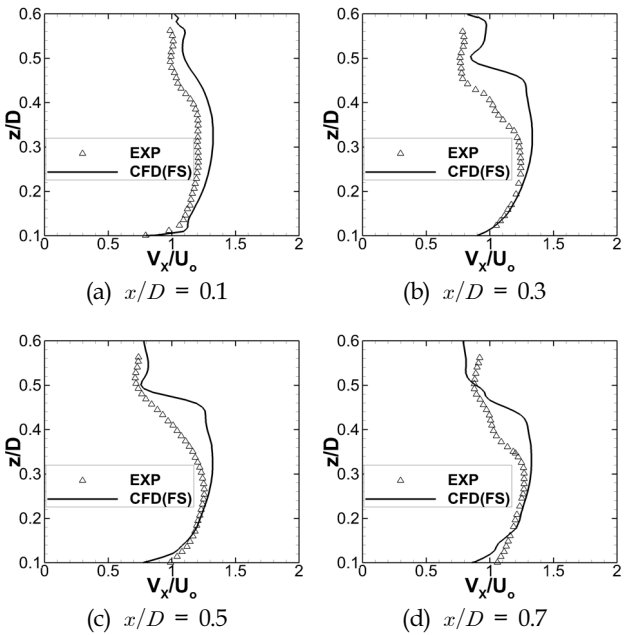


Fig. 9 Axial velocity profiles at several downstream locations at $T/D = 0.6$

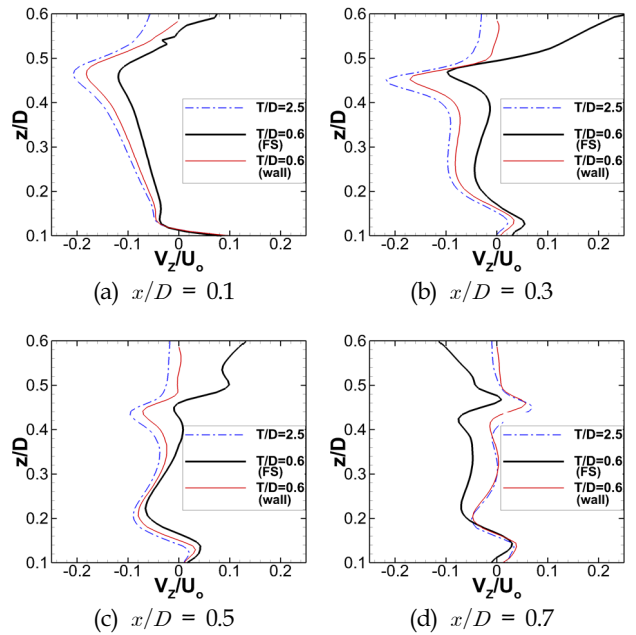


Fig. 11 Vertical velocity profiles at several downstream locations for different depth condition and free surface condition

이는 Paik et al.(2008)이 언급한 바와 같이 프로펠러에 의해 생성된 자유수면 파가 만드는 유동장의 교란이 주요 원인이다. 날개끝보다 높은 $z/D > 0.5$ 에서 모형시험과의 차이는 자유수면 근처에서 느려진 유속 조건에서 생성된 회류수조의 파와 수치 해석에서 계산된 파의 차이로 나타난 결과이다.

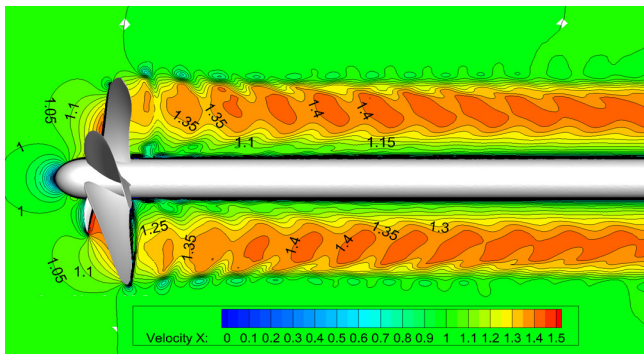
3.2.4 자유수면 조건에 따른 후방 유동

Fig. 10은 $T/D=2.5$ 과 $T/D=0.6$ 일 때 자유수면의운동을 고려

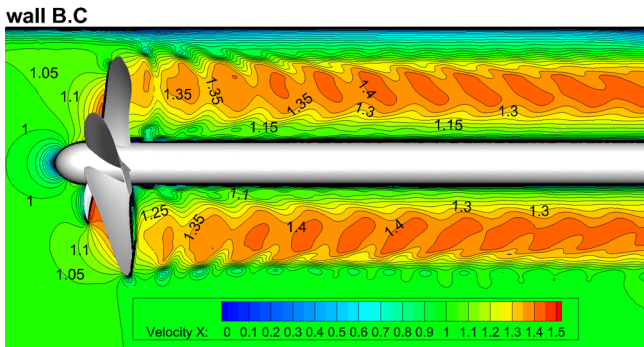
한 경우 및 자유수면을 벽면으로 처리한 경우 $=0$ 평면 내 $x/D = 0.1, 0.3, 0.5, 0.7$ 의 프로펠러 후방에서 회전축으로부터 연직방향인 z/D 변화에 따른 축방향 속도 변화를 각각 비교하고 있다. 프로펠러 평면에 인접한 $x/D=0.1$ 에서 날개끝 아래 영역에서 축방향 유속의 분포는 거의 동일하고 $z/D > 0.5$ 이상에서는 자유수면 및 수심 조건의 변화에 상응하는 유동 특성들을 보여주고 있다. Fig. 8과 9의 비교에서도 살펴본 바와 같이 $x/D > 0.1$ 의 후방에서 $T/D=2.5$ 의 결과와 비교할 때 자유수면 조건에서 축방향

유속의 결손이 크게 나타나고 있으며 자유수면을 벽면으로 처리한 조건의 경우도 약간의 유속의 결손이 있음을 볼 수 있다.

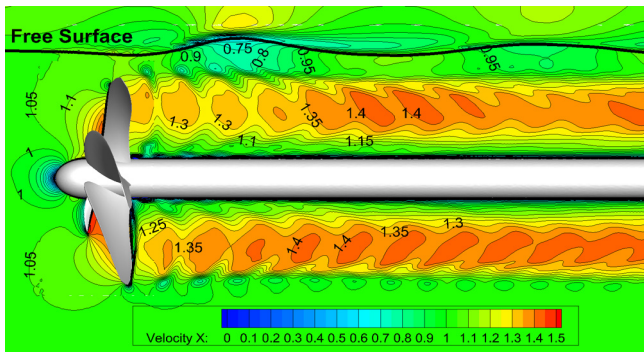
Fig. 11은 Fig. 10에서 설명한 조건에서 프로펠러 후방에서 회전축으로부터 연직방향인 z/D 에 따른 수직방향 속도 변화를 각각 비교하고 있다. 프로펠러 평면에 인접한 $x/D=0.1$ 에서 회전축에서 날개끝으로 갈수록 하강하는 수직방향의 속도가 크며 자유수면을 고려한 계산의 경우 다른 두 조건보다 속도의 크기가 작은 것을 볼 수 있다. 하류로 갈수록 프로펠러의 날개 끝과 허브면 근방에서 속도구배는 여전히 크지만 두 위치 사이 날개 영역에서는 수직방향 유속은 감소하고 있다. 날개 끝과 허브면 근방에서 수직방향 유속의 방향이 바뀌고 있는데, 이는 유속 추출 위치와 보오텍스의 위치에 따라 달라진다.



(a) $T/D = 2.5$ with free surface



(b) $T/D = 0.6$ with wall boundary



(c) $T/D = 0.6$ with free surface

Fig. 12 Axial velocity contours on longitudinal plane for different depth condition and free surface condition

Fig. 12는 $T/D=2.5$ 과 $T/D=0.6$ 일 때 자유수면의 운동을 고려한 경우 및 자유수면을 벽면으로 처리한 경우 $y/D=0$ 평면 내 축방향 유속 분포를 서로 비교하고 있다. $T/D=2.5$ 의 결과(a)와 비교했을 때 $T/D=0.6$ 에서 자유수면을 벽면으로 처리한 경우(b) 벽면에서 발달되는 경계층의 영향으로 날개의 끝단과 프로펠러 후류가 다소 영향을 받는 것을 볼 수 있다. $T/D=0.6$ 에서 자유수면을 고려한 결과(c)에서 프로펠러에 의해 생성된 파와 프로펠러의 후류와의 강한 상호작용 현상을 볼 수 있다. 특별히 첫 번째 및 더 먼 하류의 두 번째 파정아래에서 축방향 속도의 손실이 명확하게 나타나고 있다.

Fig. 13의 수직방향 속도 분포를 보면 전형적인 수면파 아래의 유동 특성을 따르고 있으며 파정의 좌측 상승하는 유동과 우측에서 하강하는 수직방향 속도분포의 거동을 쫓아 프로펠러 후류가 파정방향으로 신장되고 파정부근을 지날 때는 다소 수축되는 현상을 보여준다.

Table 1은 자유수면의 영향을 고려하거나 자유수면을 벽면으로 처리한 결과에서 나타나는 속도손실이 프로펠러의 추력과 토크의 변화에 미치는 영향을 보여주고 있다. 여기서, 추력의 경우 Reynolds수 영향으로 인해 0.25m직경에 대한 POW결과보다 작은 값을 나타내고 있다.

자유수면의 영향을 무시할 수 있는 $T/D=2.5$ 조건의 결과와 비교해서 $T/D=0.6$ 수심조건에서 자유수면을 벽면으로 처리한 경우 추력은 약 2.53% 토크는 1.2%정도 감소하고, 자유수면의 운동을 고려한 경우 각각 3.7%와 3.05%의 더 큰 감소를 나타내고 있다.

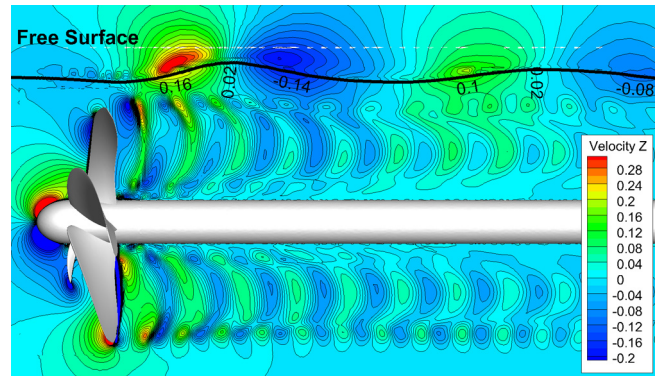
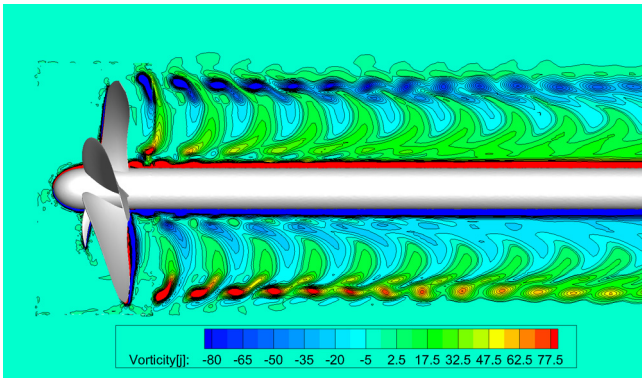


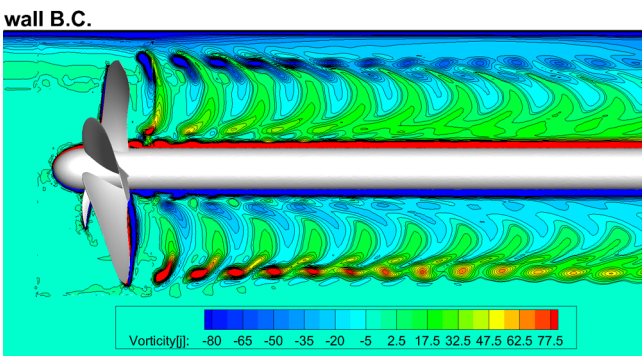
Fig. 13 Vertical velocity contours on longitudinal plane for $T/D = 0.6$ with the free surface condition

Table 1 Comparison of thrust coefficient and torque coefficient

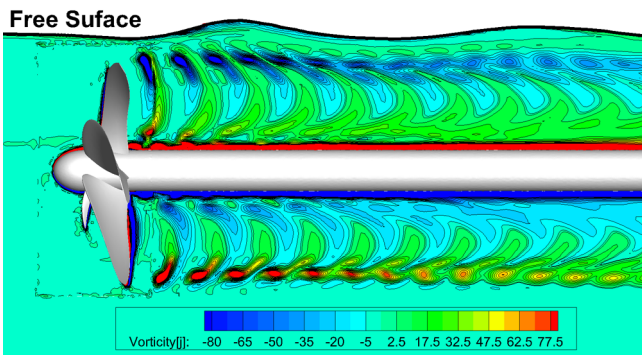
	K_T	%D	$10K_Q$	%D
$T/D = 2.5$ (w/ free surface)	0.1330	-	0.327	-
$T/D = 0.6$ (w/ wall boundary)	0.1297	-2.53	0.323	-1.20
$T/D = 0.6$ (w/ free surface)	0.1281	-3.70	0.317	-3.05



(a) $T/D = 2.5$ with free surface



(b) $T/D = 0.6$ with wall boundary

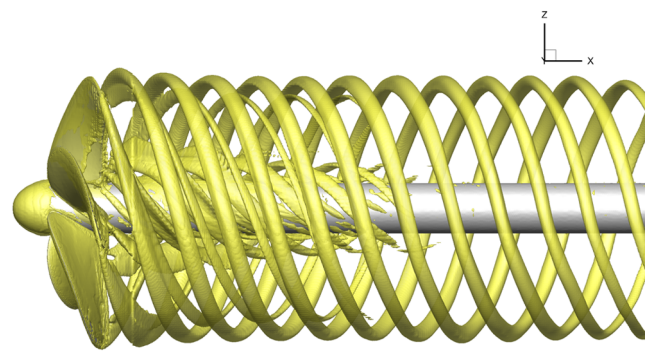


(c) $T/D = 0.6$ with free surface

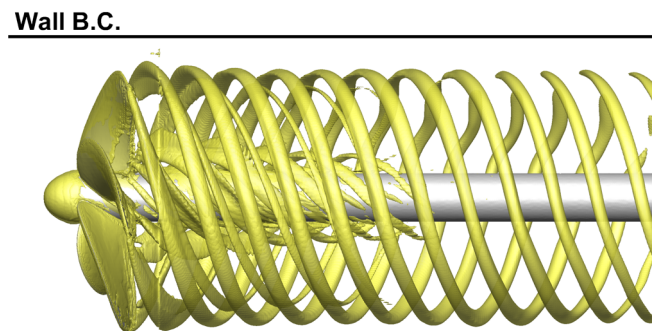
Fig. 14 Vorticity contours on longitudinal plane for different depth condition and free surface condition

Fig. 14는 y축에 대한 와도(Vorticity) 분포를 비교하고 있다. Fig. 13의 축방향 유속분포의 비교에서 설명하였듯이 $T/D=0.6$ 에서 자유수면을 벽면으로 처리한 경우(b) 그리고 자유수면의 영향을 고려한 결과(c)에서 경계층 및 파와 프로펠러의 후류와의 강한 상호작용 현상으로 인해 프로펠러 후류 와도의 강도가 작아지고 형상이 왜곡되는 것을 볼 수 있다.

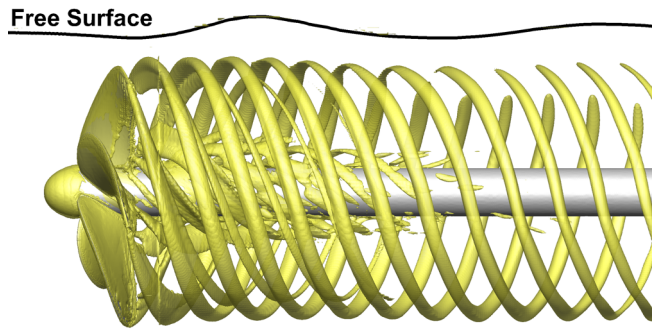
Fig. 15는 프로펠러 주위에 생성된 날개의 압력면과 흡입면의 압력차로 발생한 날개 끝 보오텍스와 프로펠러 면 근방의 후연(Trailing edge) 보오텍스, 허브면 근처 날개사이에 생성되어 회전축을 따라 흐르는 보오텍스의 3차원 형상을 비교하고 있다.



(a) $T/D = 2.5$ with free surface



(b) $T/D = 0.6$ with wall boundary



(c) $T/D = 0.6$ with free surface

Fig. 15 Iso-surface of Q-criterion for different depth conditions and free surface conditions

날개 끝 보오텍스의 경우 자유수면을 벽면으로 모델링한 경우 경계층과의 상호작용으로 벽면근처에서 체적이 감소하고 형상이 꿍꿍의 형태를 보여주고 있다. 자유수면의 영향을 고려한 경우 파의 윤곽선 형상을 따라 보오텍스가 변형하고 수면과 접하고 있는 영역에서 파에 의한 교란유동으로 인한 확산으로 보오텍스의 변형과 지속성이 떨어지는 것을 볼 수 있다.

3.2.5 자유수면 파

Fig. 16은 전진비 0.72와 $T/D=0.6$ 수심에서 회전하는 KP505 프로펠러에 의해 자유수면에 생성된 파형(Wave pattern)을 나

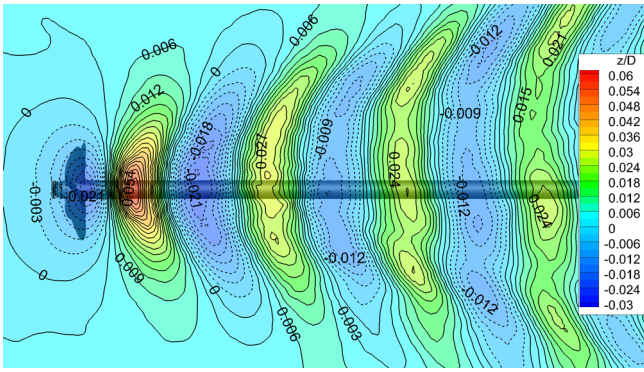


Fig. 16 Wave pattern around the rotating propeller at $T/D=0.6$

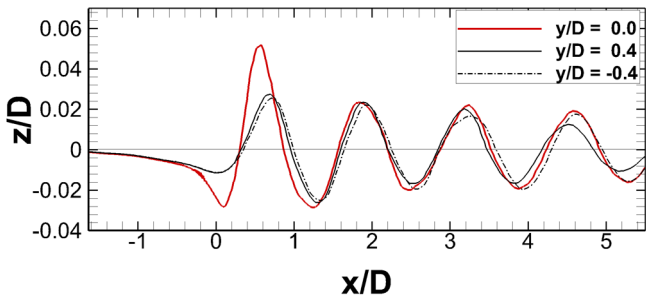


Fig. 17 Longitudinal wave cuts at $y/D = -0.4, 0 \text{ \& } 0.4$

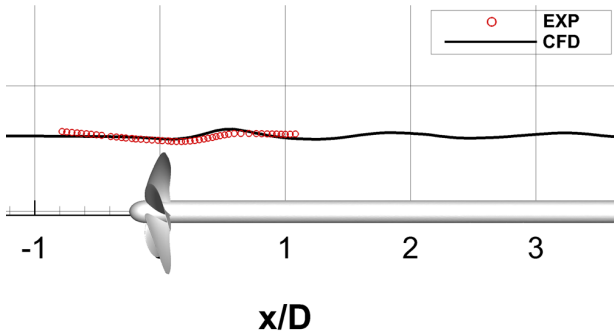


Fig. 18 Comparison of wave profile at $y/D = 0$ plane.

타낸다. 파형은 수면아래 물수체(Immersed body)가 생성하는 전형적인 발산파(Divergent wave) 패턴과 유사한 것을 볼 수 있다. 시계방향의 프로펠러의 회전으로 인해 프로펠러의 우현의 파장이 길며, 좌현과 비교했을 때 서로 비대칭적인 파고의 분포를 가진다.

Fig. 17은 $y/D=0$ 의 프로펠러 축 중심 위치에서 상류에서 하류방향의 파진폭의 변화와 좌현과 우현의 횡방향 위치 $y/D = -0.4$ 과 0.4 에서 서로 비대칭적인 파진폭의 변화를 서로 비교하고 있다. 프로펠러 중심과 후방의 $x/D=0.1$ 위치 사이에 첫 번째 파저를 형성하고 있으며 $x/D=0.5$ 부근에서 가장 큰 진폭의 첫 번째 파정을 볼 수 있다.

Fig. 18은 회류수조에서 측정한 파형과 수치해법을 비교하고 있으며, 프로펠러 주위 파의 발달 형상은 정성적으로 일치하는 것을 보여준다. 앞서 설명한 바와 같이 회류수조의 경우 자유수면

근방에서의 유속이 느려지는 영향이 포함되어 있어 파정과 파저의 위치가 수치해와는 약간 다른 것을 볼 수 있다.

4. 결 론

본 논문에서는 URANS법을 이용하여 자유수면 아래 낮은 깊이에서 회전하는 프로펠러 주위 비정상 유동을 해석하였다.

먼저, 자유수면을 강제벽으로 가정한 경우 벽면에 발달된 경계층의 영향으로 프로펠러 면 근방 영역($x/D < 1$) 반류에서 축방향 및 수직방향 유속의 손실을 볼 수 있었다. 또한 경계층과 프로펠러 날개끝 보오텍스와 상호작용으로 프로펠러 후방으로 가면서 그 강도와 형상에 변화가 있었다.

자유수면에 생성된 파의 운동이 있는 경우 자유수면과 인접하는 반류 영역의 유속의 손실은 보다 현저하며, 앞서 설명한 경계층의 영향과는 달리 파가 존재하는 프로펠러 후방 먼 거리까지 이러한 속도 손실이 나타났다. 3차원으로 살펴본 보오텍스 거동은 자유수면 파의 운동을 따라 변하는 것을 볼 수 있었다.

파에 의한 유동의 교란으로 파와 인접하고 있는 날개끝 보오텍스의 강도는 감소하고 하류에서 확산으로 지속성이 떨어졌다.

자유수면의 영향을 무시할 수 있는 깊은 수심의 조건과 비교해서 $T/D=0.6$ 조건에서 자유수면을 강제벽면으로 처리한 경우 추력은 약 2.53% 토오크는 1.2%정도 감소하고, 자유수면의 파의 운동을 고려한 경우 각각 3.7%와 3.05%의 더 큰 감소를 보였다.

프로펠러에 의해 생성된 파는 전형적인 발산파 지배적인 자유수면 아래 물수체에 의한 파형분포 형태이고, 좌현과 우현에서 비대칭적인 파고 분포를 보여 주었다.

마지막으로, 회류수조에서 측정한 프로펠러 반류의 유속 분포 비교에서 본 수치해석은 타당한 일치를 보여주었다.

후 기

본 논문은 한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소(KRISO)의 민군기술협력사업으로 수행되었음을 밝히며 지원해주신 산업통상자원부, 방위사업청 및 유관기관에 감사사를 드립니다.

References

Ahn, B.K., Kim, G.D., Lee, C.S., 2008. Wake Roll-up Modeling and Steady Hydrodynamic Analysis of Marine Propellers Using a B-Spline Based Higher-Order Panel Method. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 45(4), 353-360.

Baek, D.G., Yoon, H.S., Jung, J.H., Kim, K.S., Paik, B.G., 2015. Effects of the Advance Ratio on the Evolution of a Propeller Wake. Computers & Fluids, 118, 32-43.

CD-adapco, 2015. STAR-CCM+ 10.04 User's Manual.

- Jang, H.G., Ahn, B.K., Moon, I.S., Lee, C.S., 2010. Development of Internet-Based Marine Propeller Design and Analysis System. *Journal of Ocean Engineering and Technology* 24(4), 66-71.
- Joung, T.H., Jeong, S.J., Lee, S.K., 2014. CFD Simulations and Experimental Tests for Three Different Ducted Propellers. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 28(3), 199-208.
- Kim, W.J., Van, D.H., Kim, D.H., 2001. Measurement of flows around modern commercial ship models. *Experiments in Fluids*, 31(5), 567-578.
- Lee, J.H., Park, B.J., Rhee, S.H., 2010. Ship Resistance And Propulsion Performance Test Using Hybrid Mesh And Sliding Mesh. *Journal of Computational Fluids Engineering*, 15(1), 81-87.
- Menter, F.R., 1994. Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications. *AIAA Journal*, 32(8), 1598-1605.
- Muzaferija, S., Peric, M., Sames, P., Schellin, T., 1998. A Two-Fluid Navier-Stokes Solver to Simulate Water Entry. *Proceedings of the 22nd Symposium on Naval Hydrodynamics*, Washington, DC, U.S.A.
- Paik, B.G., Kim, J., Park, Y.H., Kim, K.S., Kim, K.Y., 2005. PIV Analysis of Vortical Flow behind a Rotating Propeller in a Cavitation Tunnel. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 42(6), 17-25.
- Paik, B.G., Lee, J.Y., Lee, S.J., 2008. Effect of Propeller Immersion Depth on the Flow Around a Marine Propeller. *Journal of Ship Research*, 52(2), 102-113.
- Paik, B.G., Lee, S.J., 2003. PIV Velocity Field Measurements of Flow around a Ship with Rotating Propeller. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 40(5), 619-630.
- Paik, K.J., Suh, S.B., Chun, H.H., 2000. Analysis of Contra-Rotating Propellers in Steady Flow by a Vortex Lattice Method. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 14(2), 36-43.
- Suh, S.B., Jung, K.H., 2011. Calibration of Water Velocity Profile in Circular Water Channel Using Particle Image Velocimetry. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(4), 23-27.
- Tokgoz, E., Chen, W.P., Yokota, S., Toda, Y., 2014. Application of New Body-Force Concept to the Free Surface Effect on the Hydrodynamic Force and Flow around a Rotating Propeller. *Proceedings of the Twenty-fourth International Ocean and Polar Engineering Conference*, Busan, Korea.

몰수체의 원추형시험에 관한 연구

박종용* · 김낙완* · 이기표* · 윤현규** · 김찬기*** · 정철민*** · 안경수**** · 이성균****

*서울대학교 조선해양공학과

**창원대학교 조선해양공학과

***국방과학연구소

****현대중공업

Study on Coning Motion Test for Submerged Body

Jong-Yong Park*, Nakwan Kim*, Key-Pyo Rhee*, Hyeon Kyu Yoon**, Chanki Kim***, Chulmin Jung***, Kyoungsoo Ahn**** and Sungkyun Lee****

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

**Department of Naval Architecture and Marine Engineering, Changwon National University, Changwon, Korea

***Agency for Defense Development, Changwon, Korea

****Hyundai Heavy Industries Co., Ltd., Ulsan, Korea

KEY WORDS: Submerged body 몰수체, Coning motion test 원추형시험, Hydrodynamic coefficient 유체력 미계수, 6-DOF equation of motion 6자유도 운동방정식, Regression analysis 회귀분석법

ABSTRACT: A submerged body is sensitive to changes in the roll moment because of the small restoring moment and moment of inertia. Thus, a method for predicting the roll-related hydrodynamic coefficients is important. This paper describes a deduction method for the hydrodynamic coefficients based on the results of a coning motion test. A resistance test, static drift test, and coning motion test were performed to obtain the coefficients in the towing tank of Seoul National University. The sum of the hydrodynamic force, inertial force, gravity, and buoyancy was measured in the coning motion test. The hydrodynamic force was deduced by subtracting the inertial force, gravity, and buoyancy from the measured force. The hydrodynamic coefficients were deduced using the regression method.

1. 서 론

몰수체는 수중에서 작동하는 모든 운동체를 의미하며, Remotely operated vehicle(ROV), Autonomous underwater vehicle(AUV), 수중무기, 잠수함 등이 포함된다(Kim et al., 2012). 몰수체는 해양 자원 탐사 및 채취, 수중작업, 적함 공격 및 회피기동과 같은 각각의 고유한 임무에 적합한 조종성능을 보유해야 한다. 따라서 설계 초기단계에서 몰수체의 조종성능을 추정하기 위한 방법이 요구된다.

몰수체의 조종성능을 추정하기 위한 동유체력 모형에 대한 연구는 1960년대부터 이루어졌다. Gertler and Hagen(1967)은 잠수함의 동유체력을 운동변수와 제어변수의 Taylor급수 전개식을 이용하여 다항식 모형으로 제안한 바 있다. 급격한 선회운동

이나 긴급부상과 같은 고영각(High incidence angle) 운동을 하는 경우의 조종운동을 모사하기 위하여 Feldman(1979)은 Gertler모형에 횡교차항력(Cross flow drag)과 세일보텍스(Sail vortex)와 같은 성분을 추가하거나 식을 변형시키는 방식으로 새로운 모형을 제안한 바 있고 Watt(2007)는 수평면과 수직면에 국한되지 않은 영각을 정의하여 동유체력을 모델링한 바 있다. 동유체력 모형 내의 유체력 미계수는 전통적으로 수조모형시험을 통하여 도출된다. 유체력 미계수 추정을 위한 모형시험은 평면운동장치 시험(Planar motion mechanism test), 회전팔 시험(Rotating arm test), 제어형 예인전차시험(Computerized planar motion carriage test) 등이 있다. 평면운동장치 시험은 수직면 혹은 수평면 방향으로 몰수체 모형을 강제운동 시키며 힘과 모멘트를 측정하는 방식으로 수행되며 수직면으로 운동시킬 경우

Received 5 October 2015, revised 10 December 2015, accepted 17 December 2015

Corresponding author Nakwan Kim: +82-2-880-7293, nwkim@snu.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2014 in Jeju.

상하동요와 종동요 운동에 관련된 미계수를 도출할 수 있고, 수평면으로 운동시킬 경우 좌우동요와 선수동요 운동에 관련된 미계수를 도출할 수 있다. 물수체의 평면운동장치 시험은 Rhee et al.(2000), Seol(2005), Jung et al.(2014) 등에 의하여 수행된 바 있다. 회전팔 시험과 제어형 예인전차 시험은 주로 물수체의 좌우동요와 선수동요에 관련된 미계수를 도출하기 위한 시험방법으로서 Feldman(1987), Feldman(1995), Kim et al.(2000), Kim et al.(2012)에 의하여 수행된 바 있다. 전통적으로 수행되는 수조모형시험이 아닌 풍동시험을 통해 동유체력을 계측하거나 잠수함 주위 유동을 관찰하여 유체역학적인 특성을 파악하는 등의 연구도 수행되고 있다(Nguyen et al., 1995; Quick et al., 2012; Quick et al., 2014).

물수체의 경우 수상함에 비해 정복원력과 질량관성 모멘트가 작기 때문에 횡동요 모멘트 변화에 매우 민감하다. 또한 횡동요, 종동요 및 선수동요의 회전운동이 동시에 복합적으로 일어날 수 있는데 위에서 언급한 시험방법으로는 횡동요와 연성된 유체력 미계수를 도출할 수 없다. 이와 같은 문제점을 해결하기 위하여 Davidson Laboratory(DL)의 Lewandowski(1991)은 항공기의 유체력 미계수를 추정하기 위해 사용되던 원추형시험장비를 잠수함 수조모형시험에 처음으로 적용하였고, 후에 Rhee et al.(2000)이 원추형 시험 장비를 이용하여 횡동요와 연성된 유체력 미계수를 도출한 바 있다. 하지만 앞서 소개한 연구 이외에는 원추형 시험을 물수체에 적용한 연구사례를 찾기 어렵고, 소개한 문헌에서도 원추형시험의 수행방법이나 해석방법에 대하여 자세히 다루지는 않고 있다.

본 논문은 평면운동장치 시험, 회전팔 시험과 같은 일반적인 물수체 시험에 비해 잘 알려져 있지 않은 원추형시험의 수행방법과 시험결과 해석법을 정립하고 자세히 설명하고자 하였다. 원추형 시험으로부터 동유체력만을 얻기 위하여 고려해야 할 사항은 크게 두 가지가 있다. 첫째, 원추형 시험 결과에는 구해야 하는 동유체력 뿐만 아니라 관성력, 중력 및 부력이 포함되어 측정된다는 점이다. 둘째, 원추형 시험 중 모형에 작용하는 힘들로 인해 센서(Sensor)의 스팅(Sting)에 변형이 생겨 초기에 설정된 시험조건과 달라진다는 점이다. 위와 같은 문제를 해결하기 위하여 원추형 시험에 앞서 선행되어야 하는 시험을 관성계측시험, 영점변회계측시험, 스팅변형계측시험으로 구성하고 각각의 시험법을 설명하였다. 앞서 기술된 영향을 보정하여 도출된 동유체력을 회귀분석하여 유체력 미계수를 구하였고, 계산된 유체력 미계수를 이용하여 추세선 추정한 결과와 시험결과를 비교하였다.

2. 좌표계 및 동유체력 모형

2.1 좌표계 및 기호정의

운동 방정식을 구성하기 위하여 지구고정좌표계 $O-x_s y_s z_s$ 와 물체고정좌표계 $o-x_o y_o z_o$ 를 정의한다. u, v, w 는 각각 물수체의 전후방향(Surge), 좌우방향(Sway), 상하방향(Heave) 속도를 의미하고 p, q, r 은 각각 횡동요(Roll), 종동요(Pitch), 선수동요(Yaw) 각속도를 의미한다. 물체고정좌표계와 지구고정좌표계 사이의 각변위는

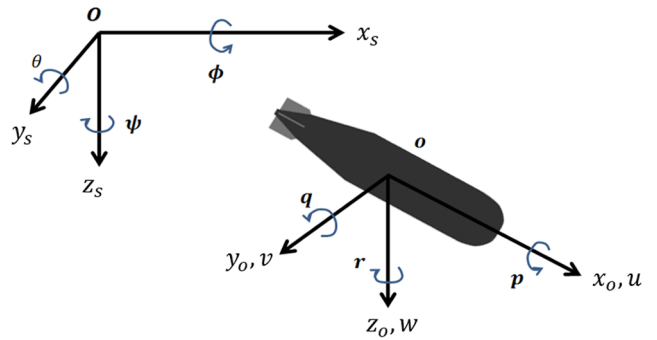


Fig. 1 Coordinate systems

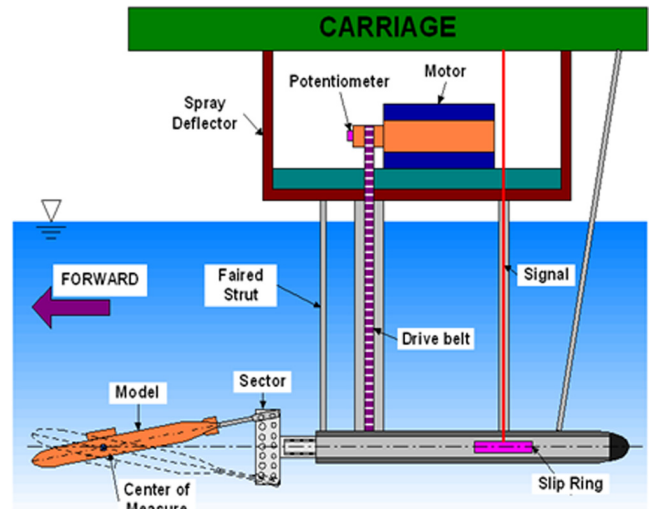


Fig. 2 Configuration of the coning motion test equipment

오일러 각(Euler angle) ϕ, θ, ψ 로 정의된다. 본 연구에서는 물체 고정좌표계의 원점을 선체중앙으로 잡았고, 실험에서의 힘과 모멘트 계측중심이 선체중앙에 위치하도록 물수체 모형을 제작하였다. Fig. 1은 본 연구에서 사용된 좌표계를 보여준다.

원추형 시험은 예인전차 위에 원추형운동 모형시험장비를 장착하고 시험장비의 회전축에 물수체의 축소모형을 부착하여 수중에서 여러 가지 원추각과 회전수로 원추형 운동을 강제로 부여한 후 정상예인상태에서 6분력 밸런서를 사용하여 모형에 가해지는 힘과 모멘트를 계측하는 시험이다. 원추형 모형시험장비의 구성도는 Fig. 2와 같다.

원추형 시험에서 조절할 수 있는 변수는 회전 각속도 ω , 원추각(Coning angle) α , 설정 횡경사각(Set-up heel angle) χ 이다. 원추각과 설정 횡경사각의 정의를 그림으로 표현하면 Fig. 3과 같다.

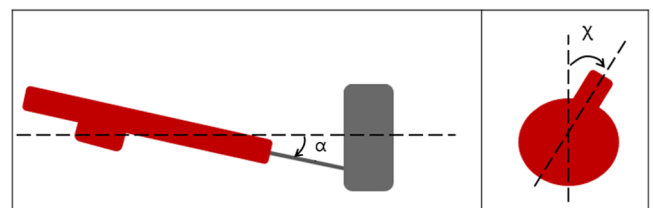


Fig. 3 Definition of the coning angle and set-up heel angle

모형시험 중의 물체고정좌표계에 대한 상태변수를 $\underline{x}=[u \ v \ w \ p \ q \ r]^T$ 로 정의하면 이에 대응되는 지구고정좌표계에 대한 상태변수는 $\underline{X}=[U \ 0 \ 0 \ \omega \ 0 \ 0]^T$ 와 같다. 여기서 U 는 합속도를 의미하며 실험에서는 예인속도와 동일하게 된다. \underline{X} 와 \underline{x} 의 변환관계는 물체고정좌표계에서 지구고정좌표계로의 오일러 변환행렬에 의하여 관계지어진다. 오일러 변환을 이용하여 물체고정좌표계의 선속도 및 각속도를 원추형시험에서 조절할 수 있는 변수들로 표현하면 식 (1)과 같다.

$$\begin{aligned} u &= U \cos \alpha, \quad v = U \sin \alpha \sin \chi, \quad w = U \sin \alpha \cos \chi, \\ p &= \omega \cos \alpha, \quad q = \omega \sin \alpha \sin \chi, \quad r = \omega \sin \alpha \cos \chi \end{aligned} \quad (1)$$

2.2 동유체력 모형

본 연구는 DL에서 사용되어 왔던 물수체용 동유체력 모형을 참고하였다. DL의 동유체력 모형에서 가속도와 관련된 유체력 미계수, 제어판 및 프로펠러와 관련된 유체력 미계수는 시험 장비 상 도출할 수 없으므로 소거하였다. 속도와 관련된 유체력 미계수 중에서도 원추형시험 상의 종속 관계로 인해 구할 수 없는 계수들이 있다. 원추형시험에서 종속관계에 있는 운동은 식 (2)에 표현하였다.

$$\begin{aligned} u' r' &= p' w' \left(= \frac{\omega L}{U} \sin \alpha \cos \alpha \cos \chi \right), \quad v' r' = w' q' \left(= \frac{\omega L}{U} \sin^2 \alpha \sin \chi \cos \chi \right), \\ u' q' &= p' v' \left(= \frac{\omega L}{U} \sin \alpha \cos \alpha \sin \chi \right) \end{aligned} \quad (2)$$

식 (2)와 같은 운동의 종속관계를 고려하여 수정된 동유체력 모형은 식 (3) ~ 식 (8)과 같다.

$$\begin{aligned} X'_H &= X'_{uu} u^2 + X'_{rr} r'^2 + X'_{vv} v'^2 + X'_{qq} q'^2 + X'_{ww} w'^2 + \\ &X'_{pv|v} |p' v'| + X'_{pw|w} |p' w'| + X'_{pp} p'^2 \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} Y'_H &= (Y'_r + Y'_{pw}) u' r' + Y'_v v' + Y'_{vrr} v' r'^2 + Y'_{rvv} r' v'^2 + \\ &Y'_{vvv} v'^3 + Y'_{rrr} r'^3 + Y'_{wrr|r} |r' w'| + Y'_{pq} p' q' + Y'_{pp} p'^2 \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} Z'_H &= (Z'_q + Z'_{pv}) u' q' + Z'_w w' + Z'_{wqq} w' q'^2 + Z'_{wwq} q' w'^2 + \\ &Z'_{www} w'^3 + Z'_{qqq} q'^3 + Z'_{vq|q} |q' v'| + Z'_{pr} p' r' + Z'_{pp} p'^2 \end{aligned} \quad (5)$$

$$K'_H = K'_p u' p' + K'_{w\omega} w_t'^2 p' + K'_{v\omega} v_t'^2 p' + K'_{NL} V_t'^2 \sin 4\phi_t \quad (6)$$

$$\begin{aligned} M'_H &= (M'_q + M'_{pv}) u' q' + M'_w w' + M'_{wqq} w' q'^2 + M'_{qww} q' w'^2 + \\ &M'_{www} w'^3 + M'_{qqq} q'^3 + M'_{q|q|v} |q' v'| + M'_{pr} p' r' + M'_{pp} p'^2 \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} N'_H &= (N'_r + N'_{pw}) u' r' + N'_v v' + N'_{vrr} v' r'^2 + N'_{rvv} r' v'^2 + \\ &N'_{vvv} v'^3 + N'_{rrr} r'^3 + N'_{wrr|r} |r' w'| + N'_{pq} p' q' + N'_{pp} p'^2 \end{aligned} \quad (8)$$

행동요 운동방정식, 즉 식 (6)에서의 각 변수들은 아래와 같다.

$$\begin{aligned} v_t' &= v' + x_t' r', \quad w_t' = w' - x_t' q', \quad V_t' = (v_t'^2 + w_t'^2)^{1/2}, \\ \sin \phi_t &= v_t' / V_t', \quad \sin 4\phi_t = 4(v_t' w_t' / V_t'^4)(w_t'^2 - v_t'^2) \end{aligned} \quad (9)$$

여기서 x_t 는 물체고정좌표계 원점에서부터 제어판의 압력중심까지의 종방향 거리를 의미하고, 물수체 전체 길이로 나누어 무차원화한다.

3. 육상시험

원추형시험을 수행하기에 앞서 육상에서 수행해야 하는 시험이 있다. 센서 캘리브레이션, 모형의 관성계측시험, 스텔변형계측시험이 육상시험에 해당된다. 센서 캘리브레이션의 개념과 수행방법은 잘 알려져 있기 때문에 이와 관련된 내용은 생략하기로 한다. 본 연구에서 사용된 센서는 스텔형의 방수형 6분력 밸런스이다. 방수형 6분력 밸런스의 모습과 밸런스의 각 방향 최대허용힘과 모멘트를 각각 Fig. 4와 Table 1에 수록하였다.

3.2 관성 계측시험

원추형시험의 경우 병진운동과 각운동을 연성시켜 시험하기 때문에 계측되는 힘에 관성력이 포함된다. 계측되는 힘에서 관성력을 제하고 동유체력만을 구하기 위해서는 사전에 질량, 관성모멘트 및 무게중심의 위치를 파악해야 한다. 수중시험시 모형내부에 빈 공간이 존재하므로 관성 계측시험에서도 모형내부에 인위적으로 물을 채워 넣고 관성 계측시험을 수행하였다. 질

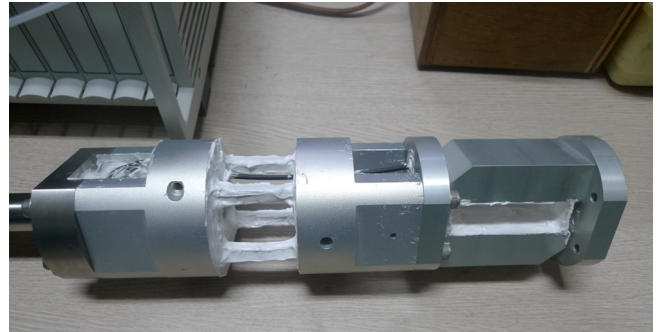
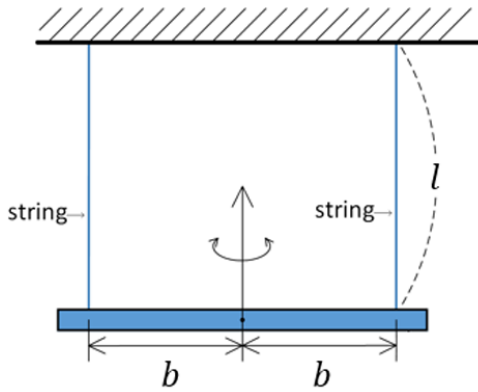


Fig. 4 6-axis waterproof balance

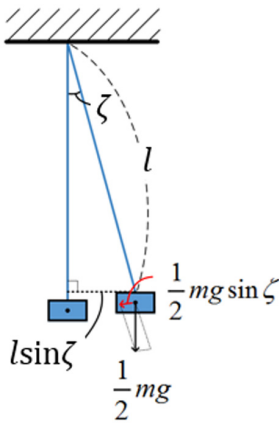
Table 1 Capacity of the waterproof balance

Component	Range
Surge force	± 18.144 kgf
Sway force	± 68.039 kgf
Heave force	± 68.039 kgf
Roll moment	± 1.383 m-kgf
Pitch moment	± 13.825 m-kgf
Yaw moment	± 13.825 m-kgf

량 m 은 저울을 이용하여 측정하고, 길이방향 무게중심 x_y 은 삼각대를 이용하여 측정하였다. 관성모멘트를 추정하기 위하여 Bifilar pendulum 시험을 수행하였다. Bifilar pendulum 시험의 구성도는 Fig. 5와 같다.



(a) Side view



(a) Front view

Fig. 5 Configuration of the Bifilar pendulum test

중동요 및 선수동요의 관성모멘트를 구하기 위하여 Fig. 5의 측면도에서 표현된 회전축을 기준으로 물수체를 비틀고 고정시킨 상태에서 놓았을 때 움직이는 주기를 계측한다. 주기 T 를 측정하면 중동요 및 선수동요의 관성모멘트를 식 (10)과 같이 구할 수 있다.

$$I = \frac{mgb^2 T^2}{4\pi^2 l} \quad (10)$$

횡동요 관성모멘트는 Fig. 5의 정면도처럼 비틀림 없는 상태에서 임의의 각을 주고 고정시킨 상태에서 놓은 후에 주기를 측정하여 구한다. 이때의 진자운동을 수식으로 표현하면 식 (11)과 같다.

$$I_{do} \ddot{\zeta} + mgl\zeta = 0 \quad (11)$$

여기서, I_{do} 은 줄이 벽에 묶인 위치에서의 관성모멘트이다. 식 (11)에서 표현된 2계 미분방정식을 풀면 식 (12)와 같이 I_{do} 를 구할 수 있다.

$$I_{do} = mgl \left(\frac{T}{2\pi} \right)^2 \quad (12)$$

물체고정좌표계의 원점에서의 횡동요 관성모멘트 I_{xx} 는 식 (13)과 같이 평행이동을 이용하여 구할 수 있다.

$$I_{xx} = I_{do} - mg(L + D/2)^2 \quad (13)$$

여기서 D 는 물수체 모형의 지름이다. 관성모멘트를 측정하기 위한 시험은 3번에 걸쳐서 10주기의 시간을 측정하고 평균을 통해 1주기의 시간을 계산하는 방식으로 수행되었다.

3.3 스팅변형계측시험

모형시험 시 작용하는 여러 가지 힘의 영향으로 센서에 부착된 스팅에 변형이 발생하게 되고 이 때문에 초기에 설정된 원추각이 변화하게 된다. 따라서 스팅에 가해진 힘과 스팅의 변형에 의한 원추각의 변화의 관계를 사전에 파악해야 한다. 이러한 관계를 파악하기 위하여 스팅변형계측시험을 수행하였다. 스팅에 힘을 가해주기 위하여 캘리브레이션 판을 센서에 부착하였고 이곳에 Fig. 6과 같이 힘을 부과하였다.

스텅의 변형은 부과된 힘과 모멘트에 따라 선형적인 관계가 있다고 가정한다. 이러한 가정 하에 부과된 힘과 스팅의 변형의 선형적인 관계를 정의하게 된다. 힘과 스팅의 변형의 관계를 측정하기 위하여 우선 정반으로부터 Dial gage 계측위치까지의 거리 l_d 를 측정하였다. 2개의 Dial gage로부터 변위량 차이 Δl_d 를 측정하였고 식 (14)를 이용하면 수평면 방향 변형각 σ_1 을 식 (14)와 같이 계산할 수 있다.

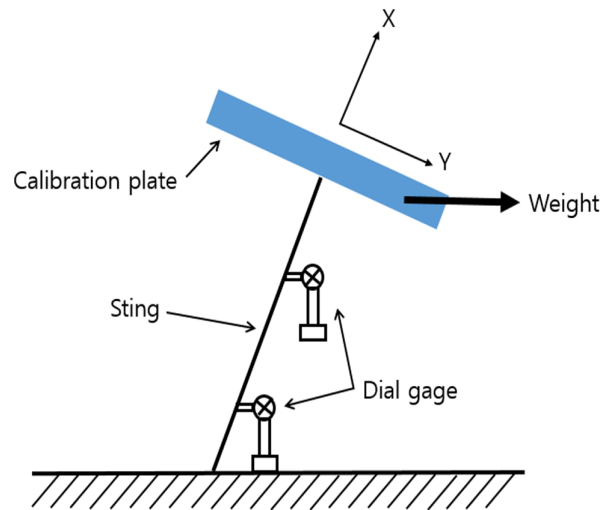


Fig. 6 Configuration of the sting deflection test

$$\sigma_1 = \tan^{-1} \frac{\Delta d_d}{l_d} \tag{14}$$

여러 가지 하중에 대하여 위의 과정을 반복하여 얻어진 계측 값으로부터 최소자승법에 따라 식 (15)의 계수를 구하였다.

$$\sigma_1 = d_Y Y + d_N N \tag{15}$$

수직면에 대해서도 같은 과정을 반복하여 식 (16)의 계수를 구하였다.

$$\sigma_2 = d_Z Z + d_M M \tag{16}$$

여기서 σ_2 는 수직면 방향 변형각이다.

4. 수중모형시험

수중모형시험은 저항시험, 사항시험, 원추형시험으로 구성된다. 각각의 시험에서 계측되는 힘과 모멘트는 식 (17)과 같이 무차원화한다.

$$F' = \frac{F}{1/2\rho A U^2}, M' = \frac{M}{1/2\rho A U^2 L} \tag{17}$$

여기서, A 는 물수체의 중앙단면적을 의미한다. 시험 해석 시 힘과 모멘트에 대하여 이전 시험 해석을 통해 알고 있는 동유체력 성분은 소거한 후 Residual 힘과 모멘트를 통하여 동유체력 계수를 도출하였다. 유체력 미계수를 도출할 때는 최소자승법을 사용한 회귀분석법을 사용하였다. 시험 종류별로 유체력 미계수를 도출하는 순서를 Table 2에 표기하였다.

원추형시험의 순수 횡동요시험은 원추각과 설정 횡경사각을 0°로 설정한 시험을 의미한다. 실제 물수체는 높은 레이놀즈 수(Reynolds number)의 영역에서 운항하게 되므로 주위의 유

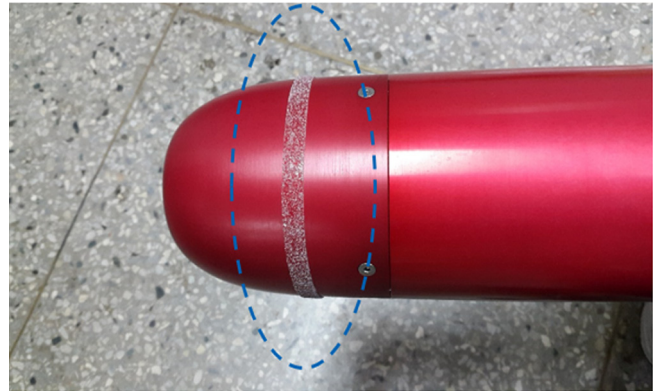


Fig. 7 Turbulence stimulator for a submerged body

Table 3 Control gains of outer-loop

Width [mm]	10
Grain size [mm]	0.5
Location	5% Lpp aft from the FP

동장은 난류유동이라고 할 수 있다. 하지만 모형시험에서는 모형의 크기가 작고 속도가 낮으므로 낮은 레이놀즈 수의 영역에서 진행할 수 밖에 없다. 그러므로 실제 물수체의 운항환경에 최대한 맞추기 위하여 수중시험을 수행하기 이전에 난류축진장치를 모형에 부착하였다. 본 연구에서는 ITTC recommended procedure(ITTC, 2002)를 참고하여 본 시험에 적절한 난류축진장치를 부착하였다. 모형에 난류축진장치를 부착한 모습과 규격 및 부착 위치를 Fig. 7과 Table 3에 수록하였다.

4.1 저항시험

저항시험은 예인속도를 달리하여 동유체력을 계측하는 실험으로 전후방향 동유체력의 계측이 중요하다. 저항시험은 예인 속도 0.5m/s ~ 3.5m/s범위에서 0.5m/s간격으로 수행하였다. 저항시험 결과와 최소자승법을 이용하여 유체력 미계수 X_{uu} 를 도출하고 추세선 추정을 수행한 결과를 도시하면 Fig. 8과 같다.

Table 2 Test procedure

Test type	Obtained coefficients
Resistance test	X_{uu}
Static drift test	X'_{vv}, X'_{ww}
	$Z'_w, Z'_{www}, M'_w, M'_{www}$
	$Y'_v, Y'_{vvv}, N'_v, N'_{vvv}$
Pure roll test	$X'_{pp}, Z'_{pp}, K'_p, M'_{pp}$ Y'_{pp}, N'_{pp}
Coning motion test	$Z'_q + Z'_{pv}, Z'_{wqq}, Z'_{wwq}, Z'_{qqq}, Z'_{vq q }, Z'_{pr}, Z'_{pp}$
	$M'_q + M'_{pv}, M'_{wqq}, M'_{wwq}, M'_{qqq}, M'_{vq q }, M'_{pr}, M'_{pp}$
6-DOF Combined test	$K'_{w\dot{p}q}, K'_{v\dot{p}q}, K'_{NL}$
	$Y'_r + Y'_{pw}, Y'_{vrr}, Y'_{vvr}, Y'_{rrr}, Y'_{wr r }, Y'_{pq}, Y'_{pp}$
	$N'_r + N'_{pw}, N'_{vrr}, N'_{vvr}, N'_{rrr}, N'_{wr r }, N'_{pq}, N'_{pp}$

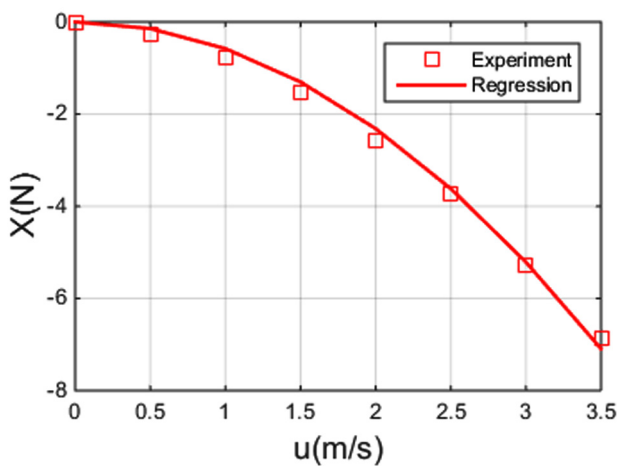


Fig. 8 Resistance test results

4.2 사항시험

사항시험은 예인속도는 고정시킨 채 사항각(Drift angle)을 달리하며 힘과 모멘트를 계측하는 시험이다. 본 연구에서 사항각 β 는 $-\arctan(v/u)$ 를 의미한다. 예인속도는 3.5m/s로 고정하고 사항각 $-8^\circ \sim 8^\circ$ 범위에서 2° 간격으로 수행되었다. 사항시험결과를 토대로 구할 수 있는 유체력 미계수 $X'_{vv}, Y'_v, Y'_{vvv}, N'_v, N'_{vvv}$ 를 최소자승법으로 도출하고 추세선 추정을 수행한 결과를 도시하면 Fig. 9와 같다.

4.3 원추형시험

원추형시험 시 모터의 각속도는 횡동요 각속도와 관련을 가지기 때문에 현실적으로 계측 가능한 횡동요 각속도의 범위를

설정하는 것이 중요하다. 무차원화된 모형의 각속도는 식 (18)과 같이 표현할 수 있다.

$$p' = \frac{pL}{U}, \quad q' = \frac{qL}{U}, \quad r' = \frac{rL}{U} \tag{18}$$

무차원화된 횡동요 각속도는 0.7 ~ 2.5의 범위로 설정되었고 이에 대응되는 원추형시험 장비의 모터 RPS는 Table 4와 같다.

원추형시험 장비의 원추각은 센서 Cable의 길이 등을 고려했을 때 최대 8° 까지 설정이 가능하였다. 수평면과 수직면 운동을 함께 재현하기 위해 설정 횡경사각을 바꾸어 주며 시험하였다. 결정된 원추형시험 조건은 Table 5와 같다.

4.3.1 영점변화계측시험

원추형시험은 모형이 회전을 하며 수행되고, 센서도 모형과 함께 회전을 하기 때문에 중력 및 부력의 방향이 바뀜으로 인해 영점의 변화가 생긴다. 순수한 동유체력을 도출하기 위해서는 이러한 중력 및 부력의 영향으로 인한 영점의 변화를 파악하고 보정해 주어야 한다. 영점변화계측시험 방법은 정지된 4개의 각도, 즉 $0^\circ, 90^\circ, 180^\circ, 270^\circ$ 에서 물수체에 걸리는 힘들을 계측하는 방식으로 수행된다. 본 시험을 통해 얻어진 결과의 예는 Fig. 10에 도시하였다.

4개의 정지된 각도에서 측정되는 힘과 모멘트를 평균하고, 4개의 평균값을 다시 평균내면 물수체 모형이 한 바퀴 회전하며 받는 중력과 부력에 의해 변화하는 영점을 얻을 수 있게 된다. 영점변화계측시험은 Table 5에 명시된 모든 원추각과 설정 횡경사각에 대하여 수행되었고 동유체력 도출에 사용되었다.

4.3.2 원추형시험

원추형시험은 예인전차가 멈춰있는 상태에서 계측을 시작한 후 원추형장비를 가동하여 회전운동을 시작하고 약 4주기 이상의 회전을 한 후 예인전차를 가속한다. 수조길이를 최대한 이용하여 등속 구간을 최대한 확보하고 계측을 멈춘다. 이러한 방식으로 계측된 데이터의 예로 원추각과 설정 횡경사각이 0° 이고 회전각속도를 0.65RPS로 설정하고 수행한 시험의 결과를 Fig. 11에 도시하였다.

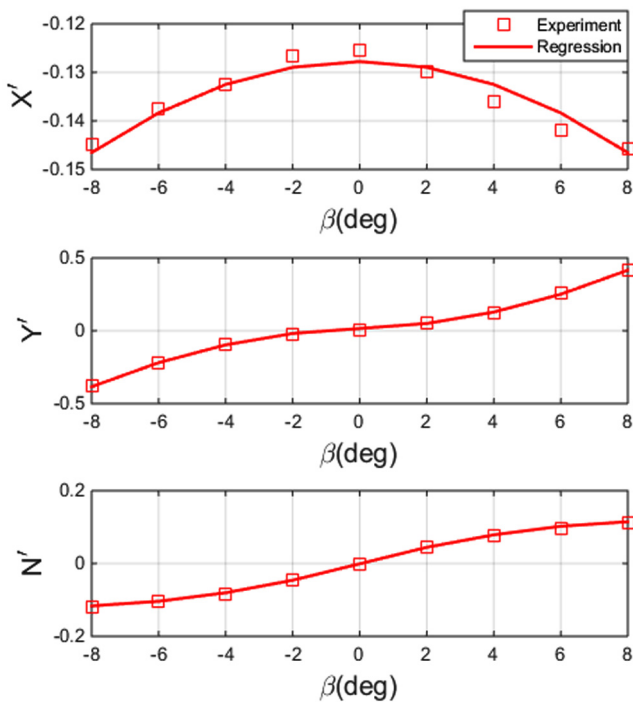


Fig. 9 Static drift test results

Table 4 Relation between nondimensionalized roll rate and motor RPS

p'	0	0.71	1.00	1.52	2.02	2.53
Motor RPS	0	0.30	0.43	0.65	0.85	1.07

Table 5 Coning motion test cases

Towing speed [m/s]	3.5
Set-up heel angle [$^\circ$]	0, 15, 30, 60, 90
Coning angle [$^\circ$]	0, 2, 4, 8
Roll rate [RPS]	0, 0.3, 0.43, 0.65, 0.85, 1.07

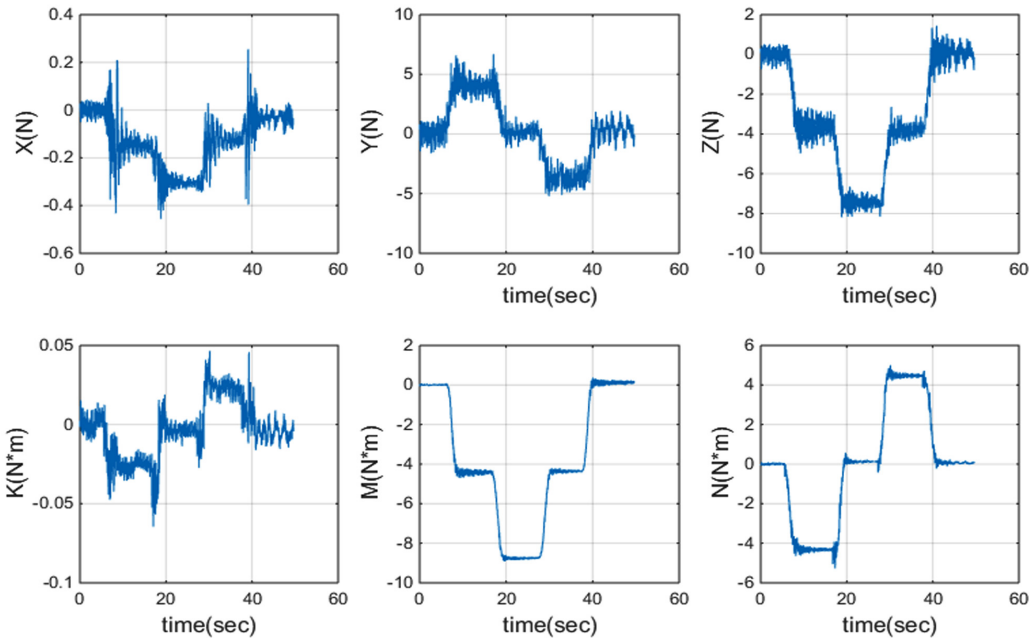


Fig. 10 Zero point measurement test results

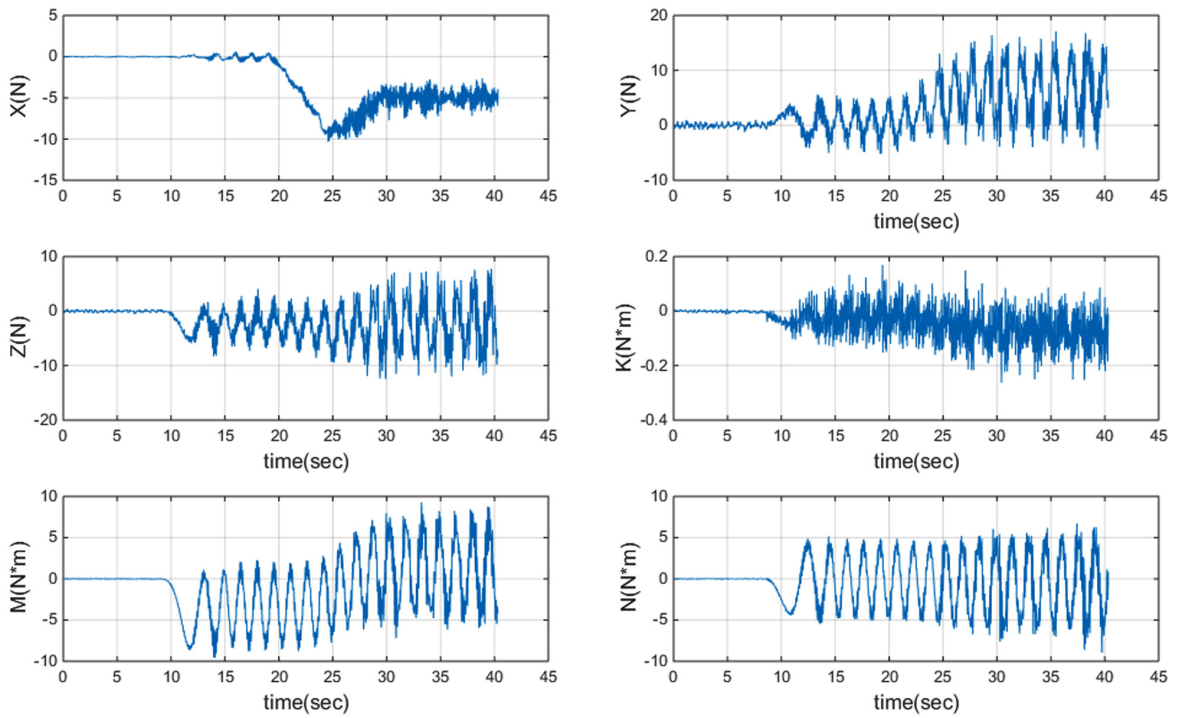


Fig. 11 Example of the coning motion test results

위의 계측결과에서 유의미한 결과는 등속구간이 시작되는 약 30초 이후의 결과이다. 중력과 부력의 불평형으로 인해 계측값이 주기운동을 하는데 이 주기운동의 진폭은 원추형 시험으로 구하고자 하는 동유체력과는 관련이 없고 주기운동의 평균값이 영점에서부터 이동한 값이 중요하다. 이 값을 C_3 라고 정의하고, 주기운동을 하는 계측값을 추체선 추정한다. 계측되는 힘은 식

(19)와 같은 사인함수 형태로 표현하자.

$$F_{mea}(t) = A_{mea} \sin(\omega t + \epsilon) + C_3 \tag{19}$$

여기서 A_{mea} 는 진폭, ω 는 주파수, ϵ 은 위상을 의미한다. 삼각함수의 덧셈정리를 이용하면 식 (19)는 식 (20)과 같이 표현할 수 있다.

$$A_{mea} \sin(\omega t + \epsilon) = A_{mea} \cos\epsilon \sin(\omega t) + A_{mea} \sin\epsilon \cos(\omega t) + C_3 = C_1 \sin(\omega t) + C_2 \cos(\omega t) + C_3 \quad (20)$$

$$A_{mea} = \sqrt{C_1^2 + C_2^2}, \epsilon = \tan^{-1}(C_2/C_1) \quad (21)$$

주파수는 아는 값이므로 계수 C_1, C_2, C_3 를 최소자승법을 이용하여 구할 수 있다. 계수를 구한 후 식 (21)과 같은 관계식을 이용하여 삼각함수의 진폭과 상을 구할 수 있다.

위와 같은 방법을 이용하여 추세선 추정한 결과와 실험결과 간 비교의 예를 Fig. 12에 도시하였다.

추세선 추정을 통하여 영점에서부터 이동한 값을 구하고, 관성력과 중력 및 부력의 영향을 보정하여 각각의 시험조건에 대

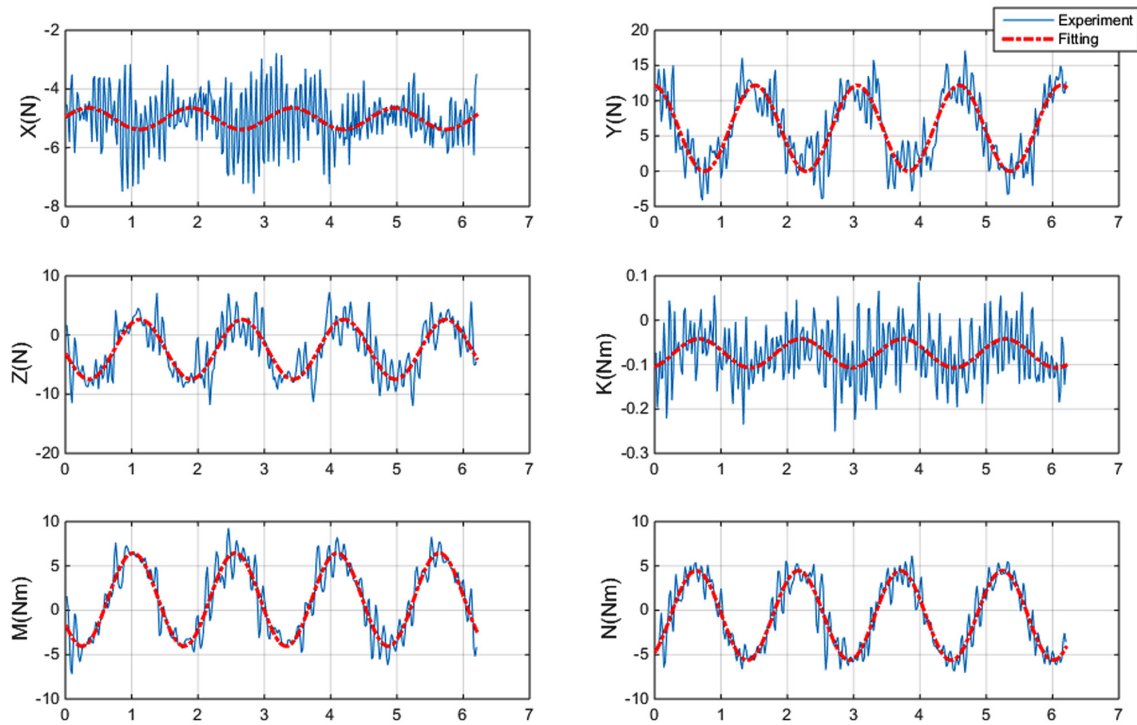


Fig. 12 Fitting results example of the coning motion test

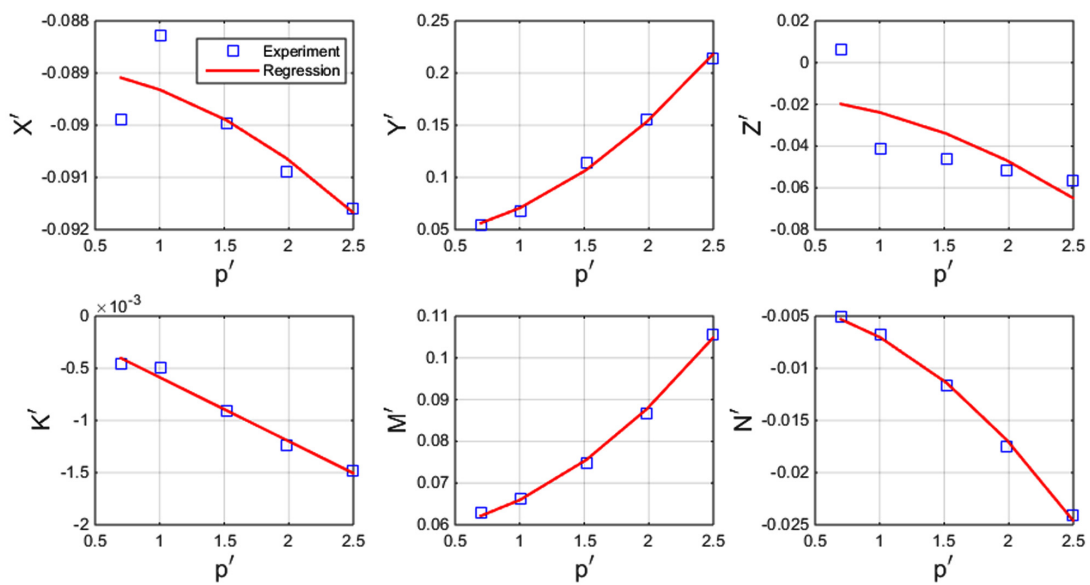


Fig. 13 Pure roll test results

한 동유체력을 도출한다. 원추형 시험을 통하여 구할 수 있는 유체력 미계수를 최소자승법으로 도출하고 이를 이용하여 추세선 추정된 결과의 예로 순수 횡동요 시험 결과를 도시하면 Fig. 13과 같다.

시험결과를 보면 횡동요 속도가 커질수록 동유체력의 절대값이 대체로 커지는 것을 확인할 수 있다. 특히 횡동요 모멘트의 경우 횡동요를 하면서 점성효과로 인해 회전하는 반대방향으로 작용하는 감쇠모멘트가 작용하는 것을 알 수 있다. 도출된 유체력 미계수로 재생산한 힘이 시험결과와 대체로 잘 일치하는 것을 알 수 있다.

5. 결 론

본 논문은 물수체의 횡동요 연성 운동의 영향을 파악하기 위해서 개발된 원추형시험의 수행방법과 해석방법에 대하여 설명하였다. 동유체력 모형으로는 DL에서 사용된 모형을 원추형 운동 특성 및 모형의 대칭성을 고려하여 본 시험에 맞게 수정하여 사용하였다. 수중 시험을 수행하기에 앞서 스팅변형시험을 통해 하중에 따른 센서 스팅의 변형정도를 확인하였고, 육상시험을 통해 물수체 모형의 관성력을 계측하였다. 서울대학교 해양시스템공학연구소의 직선예인수조에서 물수체에 대한 저항시험, 사항시험, 원추형시험이 수행되었다. 중력과 부력으로 인한 영점의 변화와 관성력이 포함되는 원추형시험 결과에서 동유체력만을 도출하는 방법을 제시하였다. 도출된 동유체력 중 횡동요 방향 모멘트는 횡동요 가속도가 커질수록 감쇠모멘트가 증가하는 경향을 보임을 확인하였다. 도출된 유체력 미계수를 이용하여 추세선 추정된 결과와 시험결과가 잘 일치하는 것을 확인하였다. 그러나 본 연구는 추진기가 없이 시험을 수행하였기 때문에 추진기로 인한 후류가 조종성능에 큰 영향을 미치는 물수체의 유체력 미계수를 정확하게 도출했다고 판단하기 어렵다. 향후 센서의 스팅에 부가적으로 추진기를 달아 선미 유동을 재현하며 물수체 시험을 수행할 수 있는 방법에 대한 추가적인 연구가 필요하다.

후 기

본 연구는 국방과학연구소의 지원으로 수행된 연구결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다(UD130002DD).

References

- Feldman, J., 1979. DTNSRDC Revised Standard Submarine Equation of Motion. DTNSRDC SPD-0393-09.
- Feldman J., 1987. Straightline and Rotating Arm Captive-model Experiments to Investigate the Stability and Control Characteristics of Submarines and Other Submerged Vehicles. David Taylor Research Center, Bethesda MD, Ship Hydrodynamics Department.
- Feldman J., 1995. Method of Performing Captive-model Experiments to Predict the Stability and Control Characteristics of Submarines. Carderock Division Naval Surface Warfare Center, CRDKNSWC-HD-0393-25.
- Gertler, M., Hagen, G.R., 1967. Standard Equation of Motion for Submarine Simulation. NSRDC-Report SR 009 01 01, Task 0102.
- ITTC, 2002. Recommended Procedure - Ship Models. 23rd International Towing Tank Conference, 7.5-01-01-01.
- Jung, J.W., Jeong, J.H., Kim, I.G., Lee, S.K., 2014. Experimental Study on Hydrodynamic Coefficients of Autonomous Underwater Glider Using Vertical Planar Motion Mechanism Test. Journal of Ocean Engineering and Technology, 28(2), 119-125.
- Kim, S.Y., Yang, H.J., Kim, J.W., Hong, S.W., Kang, J.S., Jun, T.B., 2000. A Description of KRISO Rotating Arm System. Journal of Ship & Ocean Engineering, 29, 155-160.
- Kim, Y.G., Yun, K.H., Kim, S.Y., Kim, D.J., 2012. Captive Model Test of Submerged Body Using CPMC. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 49(4), 296-303.
- Lewandowski, E., 1991. Tests of a Submarine Model in Coning Motion. Davidson Laboratory Technical Report 2660.
- Nguyen V.D., Drolet Y., Watt G.D., 1995. Interference of Various Support Strut Configurations in Wind Tunnel Tests on a Model Submarine. Proceedings of the 33rd Aerospace Sciences Meeting and Exhibit, AIAA Paper 95-0443.
- Quick H., Widjaja R., Anderson B., Woodyatt B., Snowden AD., Lam S., 2012. Phase I Experimental Testing of a Generic Submarine Model in the DSTO Low Speed Wind Tunnel. DSTO Technical Note, DSTO-TN-1101.
- Quick H., Widjaja R., Anderson B., Woodyatt B., Snowden A.D., Lam S., 2014. Phase II Experimental Testing of a Generic Submarine Model in the DSTO Low Speed Wind Tunnel. DSTO Technical Note, DSTO-TN-1274.
- Rhee, K.P., Yoon, H.K., Sung, Y.J., Kim, S.H., Kang, J.N., 2000. An Experimental Study on Hydrodynamic Coefficients of Submerged Body Using Planar Motion Mechanism and Coning Motion Device. In International Workshop on Ship Maneuverability, 1-20.
- Seol D.M., 2005. An Experimental Study of the Depth Effect on the Manoeuvrability in a Horizontal Plane of the Submerged Body. Seoul National University, Master Thesis.
- Watt G.D., 2007. Modelling and Simulating Unsteady Six Degrees-of-freedom Submarine Rising Maneuvers. DRDC Atlantic TR 2007-008.

극한지용 고장력강의 평균 응력 삼축비 및 평균 정규 로드 파라미터를 고려한 3차원 파단 변형률 평면 개발: 제1부 이론적 배경과 실험적 연구

정준모* · 박성주* · 김영훈**

*인하대학교 조선해양공학과

**경남대학교 조선해양T공학과

Development of Three Dimensional Fracture Strain Surface in Average Stress Triaxiality and Average Normalized Lode Parameter Domain for Arctic High Tensile Steel: Part I Theoretical Background and Experimental Studies

Joonmo Chong*, Sung-Ju Park* and Younghun Kim**

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

**Department of Naval Architecture, Ocean & IT Engineering, Kyungnan University, Changwon, Korea

KEY WORDS: Average stress triaxiality 평균 응력 삼축비, Average normalized lode parameter 평균 정규 로드 파라미터, Fracture strain surface 파단 변형률 평면, Pure shear test 순수 전단 실험, Shear-tension test 전단-인장 실험, Pure compression test 순수 압축 실험

ABSTRACT: The stress triaxiality and lode angle are known to be most dominant fracture parameters in ductile materials. This paper proposes a three-dimensional failure strain surface for a ductile steel, called a low-temperature high-tensile steel (EH36), using average stress triaxiality and average normalized lode parameter, along with briefly introducing their theoretical background. It is an extension of previous works by Choung et al. (2011; 2012; 2014a; 2014b) and Choung and Nam (2013), in which a two-dimensional failure strain locus was presented. A series of tests for specially designed specimens that were expected to fail in the shear mode, shear-tension mode, and compression mode was conducted to develop a three-dimensional fracture surface covering wide ranges for the two parameters. This paper discusses the test procedures for three different tests in detail. The tensile force versus stroke data are presented as the results of these tests and will be used for the verification of numerical simulations and fracture identifications in Part II.

1. 서 론

선박 및 해양플랜트에 사용되는 대부분의 연강(Mild steel)과 고장력강(High tensile steel)은 모두 연성 재료(Ductile material)의 범주에 포함된다. 이러한 연성 재료의 파단 거동은 거시적(Macroscopic)으로 소성 변형의 마지막 단계이며, 미시적(Microscopic)으로 기공(Void)의 생성(Nucleation)과 성장(Growth)의 마지막 단계인 병합(Coalescence)으로 간주된다 (Gurson, 1977; Tvergaard, 1982; Tvergaard and Needleman, 1984; Koplik and Needleman, 1988; Gao and Kim, 2006;

Besson, 2009; Choung, 2009a). 소위 GTN(Gurson, Tvergaard and Needleman)모델이라 불리는 미시적 관점의 항복/파단 모델은 소위 기공률(Void volume fraction or porosity)을 손상 (Damage)과 파단의 기준으로 사용한다. 즉 항복 포텐셜(Yield potential)이 기공률에 따라 변동적이다. 연속체 손상 역학 (Continuum damage mechanics, CDM) 모델도 미시적 관점의 항복/파단 모델로서 근본적으로 GTN 모델과 유사한 개념을 가지지만, 손상을 거시적 관점에서 기술한다(Lemaitre, 1985; Bonora et al., 2006; Choung, 2009b).

반면 파단 변형률(Fracture strain) 모델은 소재 또는 구조 내

Received 8 October 2015, revised 11 November 2015, accepted 17 December 2015

Corresponding author Younghun Kim: +82-55-249-2686, younghun@kyungnam.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

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

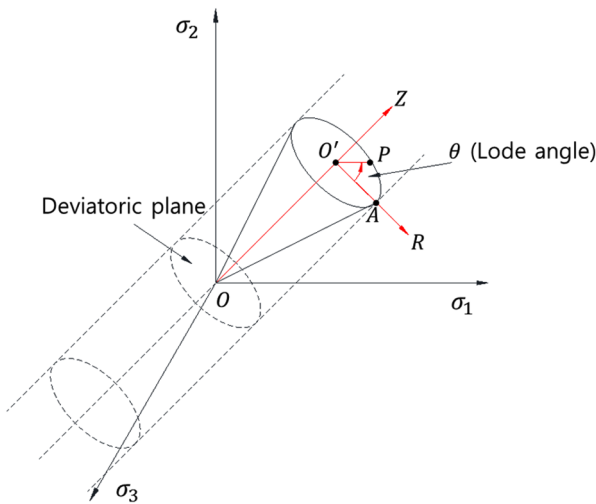


Fig. 1 Lode angle on a π plane orthogonal to von Mises yield function.

부의 등가 소성 변형률(Equivalent plastic strain)이 특정 변형률에 도달할 경우 소재에 파단이 발생한다고 가정한다. 응력 삼축비(Stress triaxiality)가 파단 변형률을 결정하는 주요 인자임을 실험적/이론적으로 제시하였다(Bao and Wierzbicki, 2004; Bao, 2005; Chung et al., 2012; Chung and Nam, 2013; Chung et al., 2014a; Chung et al., 2014b). Fig. 1에서 보는 바와 같이 편차 응력 평면(Deviatoric stress plane) 상의 von Mises 항복 포텐셜을 고려하면, 특정 편차 응력 평면에는 무한히 많은 응력 상태가 존재한다. 즉 편차 응력 평면을 결정하는 응력 삼축비가 결정되더라도 무수히 많은 로드각(Lode angle)이 존재하므로 로드각이 파단 변형률을 결정하는 주요 인자로 취급되기 시작하였다(Bai and Wierzbicki, 2008; Luo and Wierzbicki, 2010; Lou et al., 2012; Bai and Wierzbicki, 2010; Dunand and Mohr, 2011; Lou and Huh, 2013).

파단 변형률에 근거한 파단 모델은 하중 경로>Loading path) 또는 응력 경로>Stress path)의 영향에 비교적 덜 민감해지기 위하여 평균 응력 삼축비(Average stress triaxiality)와 평균 로드각(Average lode angle)의 개념을 도입하고 있다. 평균의 개념을 두개의 파단 인자>Fracture parameter)에 도입하더라도 하중 경로는 파단 변형률 평면을 변동시킨다는 점이 발견되었다(Benzerger et al., 2012). 즉 주각>Principal angle)이 변동하지 않는 특별한 경우>비례 하중>Proportional loading)이 작용하는 경우)에만 파단 변형률 평면의 변동성을 무시할 수 있으며, 일반적인 경우>비비례 하중>Nonproportional loading)이 작용하는 경우)에는 파단 변형률의 변동성을 고려해야 한다고 주장하였다.

비비례 하중의 효과에 대한 합리 연구 결과에도 불구하고 하중 경로의 조합이 파단에 미치는 영향은 아직도 연구 단계이다. 즉 범선 응력의 비율에 관한 연구는 수행되었지만, 전단 응력의 효과에 대해서는 아직도 많은 연구가 진행 중이다. 따라서 본 논문에서는 파단 변형률 모델에 대한 실험적/이론적 연구 결과를 소개할 것이다. Chung et al.(2011), Chung et al.(2012), Chung et al.(2014a), Chung et al.(2014b) 및 Chung and

Nam(2013)은 노치를 가지는 환봉형 시편(Round bar specimen)과 판상형 시편(Flat bar specimen)에 대한 인장 실험과 수치 해석을 실시하여 파단 변형률을 평균 응력 삼축비의 함수로 표현한바 있다. 본 논문은 선행 연구의 연장선에서 추가적으로 수행된 순수 전단 시편>Pure shear specimen), 인장-전단 시편>Shear-tension specimen), 순수 압축 시편>Pure compression specimen)에 대한 실험 결과를 소개하고, 이를 파단 변형률 평면으로 정식화하는 과정을 소개할 것이다. 3차원 파단 변형률 평면의 정량성 검증을 위해 비대칭 노치를 가지는 시편을 제작하여 인장 실험을 실시하고, 상용 유한 요소 프로그램 Abaqus/Explicit (Simulia, 2008)을 이용한 사용자 서브루틴을 통한 수치 해석으로부터 제시한 파단 변형률 평면의 유용성을 검증할 것이다.

2. 이론적 배경 및 선행 연구

2.1 이론적 배경

등방성 재료의 von Mises 항복 포텐셜은 Fig. 1과 같이 세 개의 주응력 성분($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$)으로 이루어진 직교 좌표계에 원통형상을 가진다. 항복 포텐셜과 직교하는 편차 응력 평면 상의 응력이 von Mises 등가 응력(von Mises equivalent stress, q), 평면에 직교하는 응력이 정수압 응력(Hydrostatic stress, p)이다. q (이하 등가 응력으로 표현)는 식 (1), p 는 식 (2)와 같다. 정수압 응력과 등가 응력의 비를 응력 삼축비(η)라 정의하며 식 (3)과 같이 표현된다. 식 (4)와 같이 평균 응력 삼축비(η_{av})는 응력 삼축비를 파단 변형률(ϵ_f)까지 발생한 등가 소성 변형률($\epsilon_{p,eq}$)로 적분하여 구한다.

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

$$p = -\frac{1}{\sqrt{3}} |\sigma O| \tag{2}$$

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

$$\eta_{av} = \frac{1}{\epsilon_f} \int_0^{\epsilon_f} \eta d\epsilon_{p,eq} \tag{4}$$

특정 편차 응력 평면의 중심에 R, θ, Z 성분을 가지는 원통 좌표계를 만들면 현재의 응력 상태 \overline{OP} 는 R 성분이 \overline{OP} , θ 성분이 θ , Z 성분이 $\overline{OO'}$ 와 같다. 이때 θ 를 로드각이라고 정의하며, 식 (6)을 활용하여 식 (5)와 같이 표현된다. 로드각의 범위는 $0 \leq \theta \leq \pi/3$ 이므로, 편리성을 위하여 식 (7)과 같이 정규화하여 사용한다. $\bar{\theta}$ 를 정규 로드 파라미터라 정의하며, 순수 인장 응력일때 $\bar{\theta}=1.0$, 순수 전단 응력일때 $\bar{\theta}=0.0$, 순수 압축 응력일때 $\bar{\theta}=-1.0$ 의 범위를 가진다. 식 (8)과 같이 평균 정규 로드 파라미터($\bar{\theta}_{av}$)는 정규 로드 파라미터를 파단 변형률(ϵ_f)까지 발생한 등가 소성 변형률($\epsilon_{p,eq}$)로 적분하여 구한다.

$$\theta = \frac{1}{3} \cos^{-1} \left(\frac{r}{q} \right)^3 \quad (5)$$

$$r = \sqrt[3]{\frac{27}{2} (\sigma_1 + p)(\sigma_2 + p)(\sigma_3 + p)} \quad (6)$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{\sigma}{\pi} \theta \quad (7)$$

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

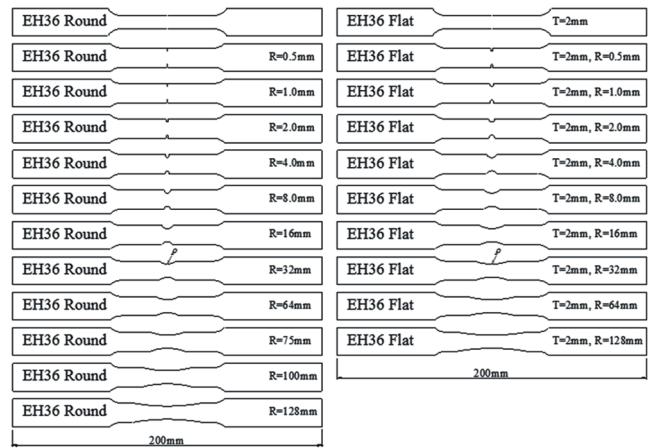
2.2 선행 연구

전술한 바와 같이 본 논문은 이전에 발표되었던 논문의 확장 개념이므로, 본 논문에서 기술할 실험 및 이론 내용의 언급에 앞서 저자에 의하여 수행되었던 선행 연구(Choung et al., 2011; Choung et al., 2012; Choung et al., 2014a; Choung et al., 2014b; Choung and Nam, 2013)에 대한 간단한 검토가 필요하다. 우선, 실험에 사용되었던 소재는 국내 철강사에서 제조한 극한지 선박용 고장력강(EH36)이다. 원판(Base plate)의 두께, 폭, 길이는 각각 25mm×2,880mm×7,000mm이며, 주요 화학성분을 Table 1에 나타내었다.

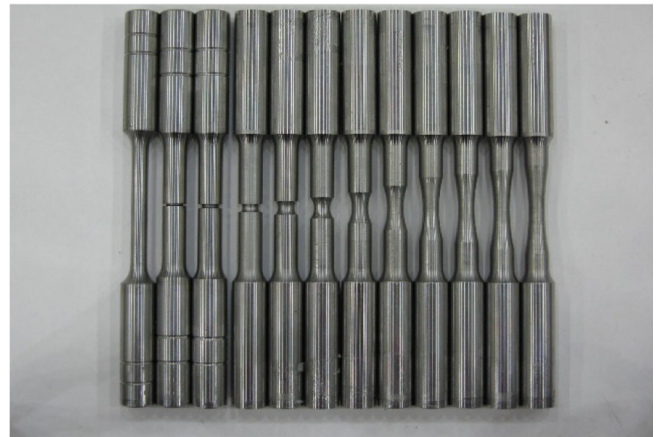
원판에서 환봉형 및 판상형 평활재 시편 및 노치재 시편을 가공하고 이에 대한 인장 실험을 수행하였다. 평활재는 ASTM (2004)에서 제시하는 설계 기준을 적용 하였으며, 노치 크기에 따른 파단 변형률을 관찰하기 위하여 다양한 노치 크기를 가지는 환봉형 및 판상형 시편이 제작되었다. 강재의 가공 방향(Rolling direction)과 가공 직교방향(Transverse direction)으로 시편을 가공하였다. 모재의 두께 25mm를 고려하여 위치에 따라 상층(Top layer), 중층(Middle layer)에 두께 2mm의 판상형 시편이 가공 되었다. 시편의 형상을 Fig. 2에, 시편의 명칭을 Table 2에 각각 나타내었다.

환봉형 시편은 노치가 매우 날카롭지 않은 이상 시편 노치부 단면의 중앙부에서 파단이 발생하는 것을 관찰하기 위하여 제작되었고 실험이 수행되었다. 즉 매우 높은 평균 응력 삼축비를 구현하기 위하여 노치를 가지는 환봉형 시편이 제작되었다. 반면 판상형 시편의 경우 비교적 평면 응력(Plane stress)상태에 근접할 것으로 예상되었으며, 평면 응력 상태는 로드 파라미터의 변화에 따라 상당히 변동적인 파단 변형률을 나타낸다고 알려져 있다(Bai and Wierzbicki, 2008). 또한 판상형 시편의 경우 기하학적 형상으로부터 노치 주변에서 파단이 발생할 가능성이 높다고 판단하여 다양한 노치를 가지는 판상형 시편에 대한 실험이 실시되었다.

환봉형이던 판상형이던 실험으로부터 얻을 수 있는 유일한 데이터는 인장력과 표점 간의 변위 또는 지그간 변위(스트로크)이다. 즉 실험으로부터 시편 내부의 응력장(Stress field)과 변형



(a) Design of specimens



(b) Photos of round bar specimens (Choung et al., 2011)



(c) Photos of flat bar specimens (Choung and Nam, 2013)

Fig. 2 Round and flat bar specimens.

률장(Strain field)를 실험으로부터 얻을 수 없었기 때문에 실험을 위한 요소 시뮬레이션으로 재현할 필요가 있었다. 즉 시편

Table 1 Chemical components of EH36.

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	Nb	Ti	V
4.0	3.0	3.0	4.0	4.0	2.0	2.0	3.0	2.0	3.0	3.0	3.0

Table 2 Labels of round bar- and flat bar- type specimens.

p [mm]	Round bar		Flat bar			
	Long.	Trans.	Long.		Trans.	
			Top	Mid.	Top	Mid.
smooth	RL-R0000	RT-R0000	FLT-R0000	FLM-R0000	FTT-R0000	RLM-R0000
0.5	RL-R0005	RT-R0005	FLT-R0005	FLM-R0005	FTT-R0005	FTM-R0005
1	RL-R0010	RT-R0010	FLT-R0010	FLM-R0010	FTT-R0010	FTM-R0010
2	RL-R0020	RT-R0020	FLT-R0020	FLM-R0020	FTT-R0020	FTM-R0020
4	RL-R0040	RT-R0040	FLT-R0040	FLM-R0040	FTT-R0040	FTM-R0040
8	RL-R0080	RT-R0080	FLT-R0080	FLM-R0080	FTT-R0080	FTM-R0080
16	RL-R0160	RT-R0160	FLT-R0160	FLM-R0160	FTT-R0160	FTM-R0160
32	RL-R0320	RT-R0320	FLT-R0320	FLM-R0320	FTT-R0320	FTM-R0320
64	RL-R0640	RT-R0640	FLT-R0640	FLM-R0640	FTT-R0640	FTM-R0640
75	RL-R0750	RT-R0750	n/a	n/a	n/a	n/a
100	RL-R1000	RT-R1000	n/a	n/a	n/a	n/a
128	RL-R1280	RTR1280	FLT-R1280	FLM-R1280	FTT-R1280	FTM-R1280

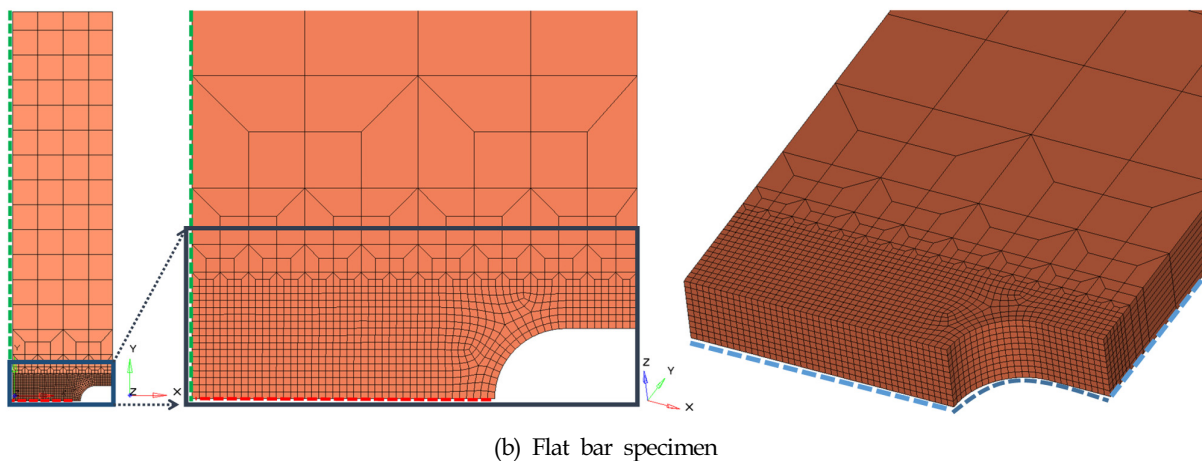
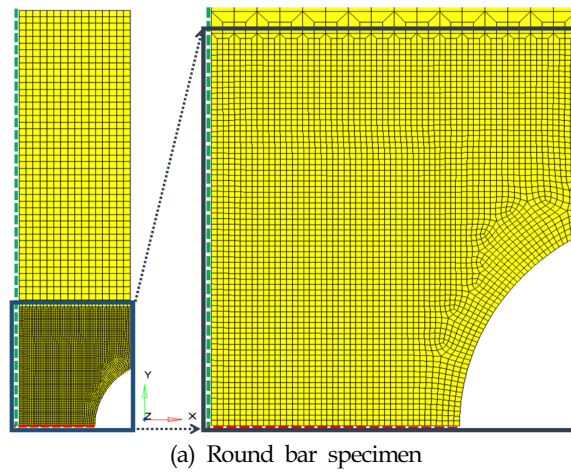


Fig. 3 Round and flat bar specimens.

내부 파단이 예상되는 지점에서의 응력장과 변형률장을 유한 요소 해석으로부터 얻을 필요가 있었다.

환봉형과 판상형 시편에 대하여 Fig. 3 (a) 및 (b)와 같이 신률

계가 부착된 부분까지 유한 요소를 생성하였다. 각각 환봉형 시편과 판상형 시편을 감차 적분 축대칭 요소(CAX4R)와 감차 적분 8절점 요소(C3D8R)를 이용하여 Fig. 3 (a) 및 (b)와 같이 모델링

하였다. Fig. 3에 보이는 바와 같이 노치부에는 많은 요소를 배치하여 응력 집중부에서 신뢰도 있는 응력 이력을 도출하였다.

환봉형 노치재 시편은 시편의 길이방향(y 방향)를 따라 x 축 대칭조건, 지름방향 중심선을 따라 y 축 대칭조건을 부여하였다. 판상형은 x, y, z 축 대칭을 이루고있기 때문에 시편의 1/8 모델링을 수행하였다. 시편 길이 방향(y 방향) 대칭면에 y 축 대칭조건, 폭방향(x 방향) 대칭면에 x 축 대칭조건, 두께방향(z 방향) 대칭면에 z 축 대칭조건을 부여하였다. 인장력은 모델링 상단 절점에 길이방향(y 방향) 강제 변위를 부여함으로써 구현하였다.

실험과 시뮬레이션으로부터 각각 얻은 인장력-변위 선도의 비교를 통하여 시뮬레이션의 신뢰성을 확인하는 연구를 수행하였다. 대부분의 시편에 대한 시뮬레이션은 비교적 실험에서 얻은 인장력-변위 선도와 일치하는 것을 확인할 수 있었다(상세한 비교는 선행 연구 참조).

실험으로부터 파단 시점을 확인하고 파단 시점에서의 응력을 유한 요소 해석으로부터 도출하여 평균 응력 삼축비 및 평균 정규 로드 파라미터를 계산하고, 이에 상응하는 등가 소성 변형률을 Fig. 4에 제시하였다. Fig. 4에서 보는 바와 같이, 선행 연구에서는 대략 0.3 이상의 평균 응력 삼축비 영역에서 파단 변형률 곡선을 제시한바 있다. 따라서 선행 연구에서 제시되지 못하였던 0.3이하의 낮은 평균 응력 삼축비 영역의 파단 변형률의

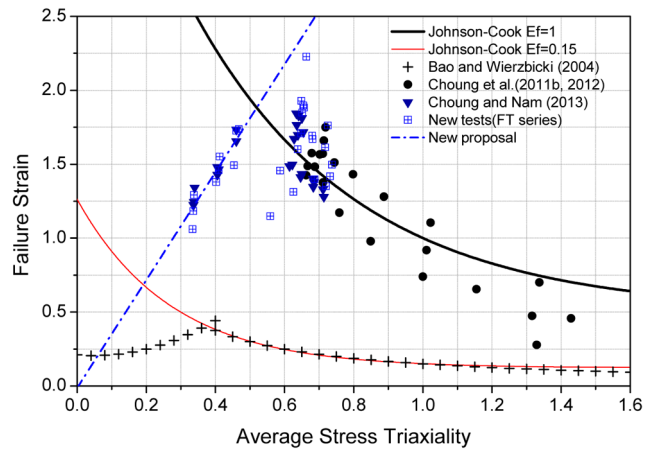


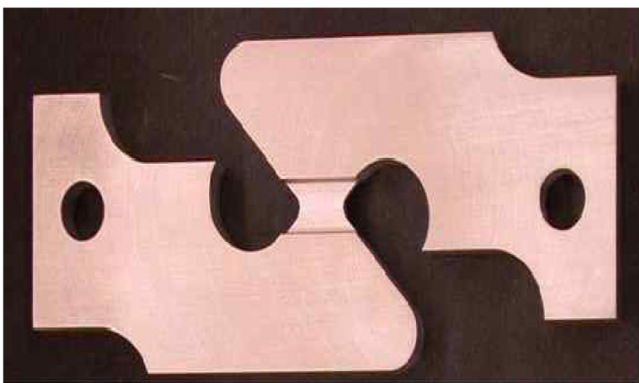
Fig. 4 Failure strain curves in average stress triaxiality domain (Choung et al., 2014a).

정식화와 평균 정규 로드 파라미터의 효과를 고려한 파단 변형률의 정식화가 필요하였다.

3. 실험

3.1 시편 설계 및 가공

전술한 바와 같이 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드 파라메



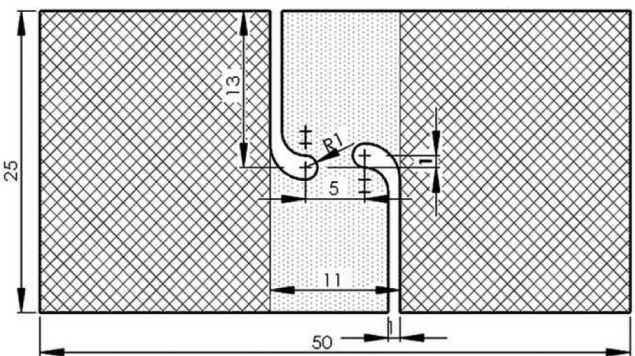
(a) Pure shear specimen (Bao and Wierzbicki, 2004)



(b) Grooved specimens (Bai and Wierzbicki, 2008)



(c) Shear specimens (Driemeier et al., 2010)



(d) Shear specimen geometry (Peirs et al., 2011)

Fig. 5 Pure shear bar specimens.

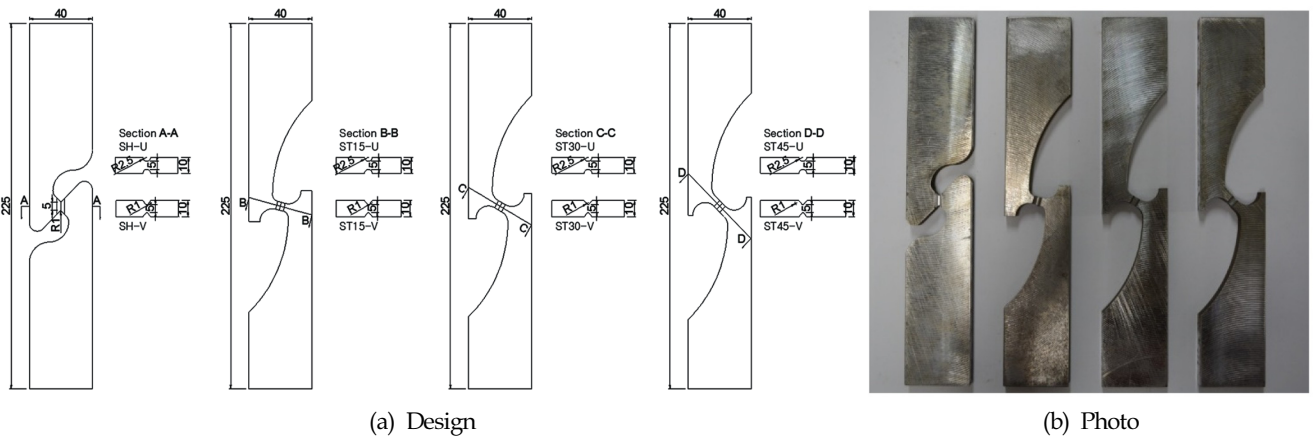
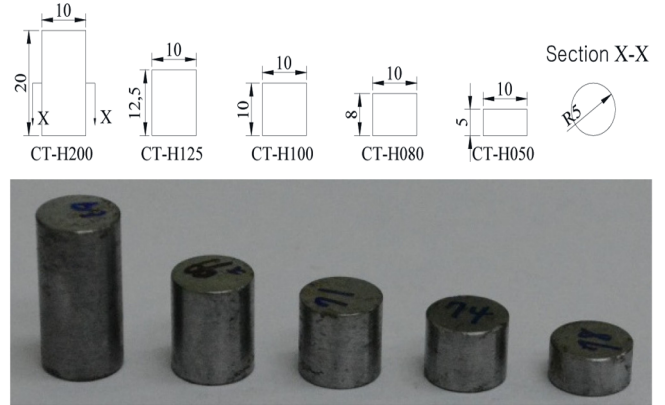


Fig. 6 Pure shear and shear-tension bar specimens.

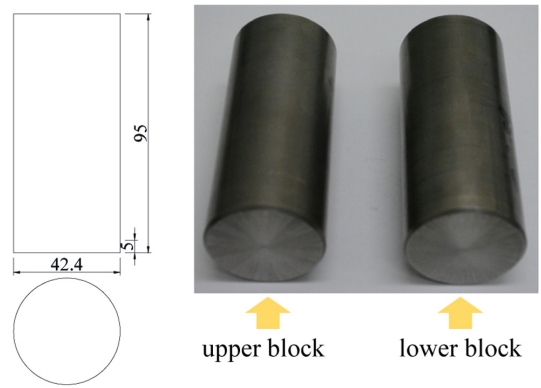
터틀 함수로하는 3차원 파단 변형을 단면을 도출하기 위해서는 광범위한 영역의 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드 파라미터가 필요하다. 낮은 평균 응력 삼축비 영역에서의 결과를 도출하기 위하여 Fig. 5와 같은 순수 전단 파단을 유발할 수 있는 시편을 제작하고 실험한 바 있다(Bao and Wierzbicki, 2004; Bai and Wierzbicki, 2008; Driemeier et al., 2010; Peirs et al., 2011). 본 논문에서는 Fig. 5의 자료를 토대로 순수 전단 시편 및 전단-인장 시편을 Fig. 6와 같이 설계하고 제작하였다. 전단-인장 시편은 순수 전단 시편의 대칭면을 15°, 30°, 45°회전 시킨 시편을 의미한다. 노치의 형상에 따른 변동성을 파악하기 위하여 Fig. 6 (a)에 보인 바와 같이 U형 노치와 V형 노치를 가지는 시편을 준비하였다. SH-U는 U노치를 가지는 순수 전단 시편, ST30-V는 30°각도와 V노치를 가지는 시편을 의미한다. 형상에 따른 시편의 명칭은 Fig. 6 (a)에 모두 나타나 있다. 회전 각도가 클수록 전단의 효과가 감소(인장의 효과가 증가)할 것으로 예측하였다.

사실 이렇게 복잡한 형상의 시편을 설계하기 위하여 수치 해석을 통하여 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드 파라미터 등을 미리 예측할 필요가 있다. 본 연구에서는 순수 전단 시편의 경우 평균 응력 삼축비가 0, 전단-인장 시편의 경우 평균 응력 삼축비가 0-0.5정도에서 발생할 것을 예측하여 시편을 설계하였다. 이와 같은 낮은 응력 삼축비에서는 평균 정규 로드 파라미터의 변동성이 크지 않기 때문에 평균 응력 삼축비만 고려하여 순수 전단 및 전단-인장 시편을 설계하였다.

순수 압축 상태에서는 이론적으로 평균 정규 로드 파라미터가 -1이고, 평균 응력 삼축비는 음수이다. Fig. 7 (a)와 (b)는 각각 일축 압축 실험(Uniaxial compression test)을 위하여 설계/제작된 순수 압축 시편 및 압축 블록(Compression block)을 보여준다. 순수 압축 시편의 높이와 지름의 비(H/D)의 변동성에 따른 실험 결과의 변동성을 관찰하기 위하여 총 5가지(0.5, 0.8, 1.0, 1.25, 2.0) 종류의 시편을 설계 및 제작하였다. 각각의 명칭은 CT-H050, CT-H080, CT-H100, CT-H125, CT-H200이다. 압축 블록은 순수 압축 시편을 접촉하면서 압축력을 전달하기 위하여 제작되었기 때문에, 시편의 단면적에 비하여 상당히 크게 설계/제작되었으며, 순수 압축 시편과의 접촉시 압축 블록의 국부 변형을 방지하기 위하여 고장력 강을 사용하였으며, 표면이



(a) Compression specimens



(b) Compression block

Fig. 7 Compression specimens.

경화 열처리되었다. 압축 블록은 상부 지그 및 하부 지그에 각각 고정되어야 하므로 2개(Upper block 및 Lower block)가 제작되었다.

3.2 실험 절차

순수 전단, 전단-인장 시편의 인장 실험은 MTS사의 50톤급 UTM(Universal testing machine)을 이용하여 수행되었으며, 상

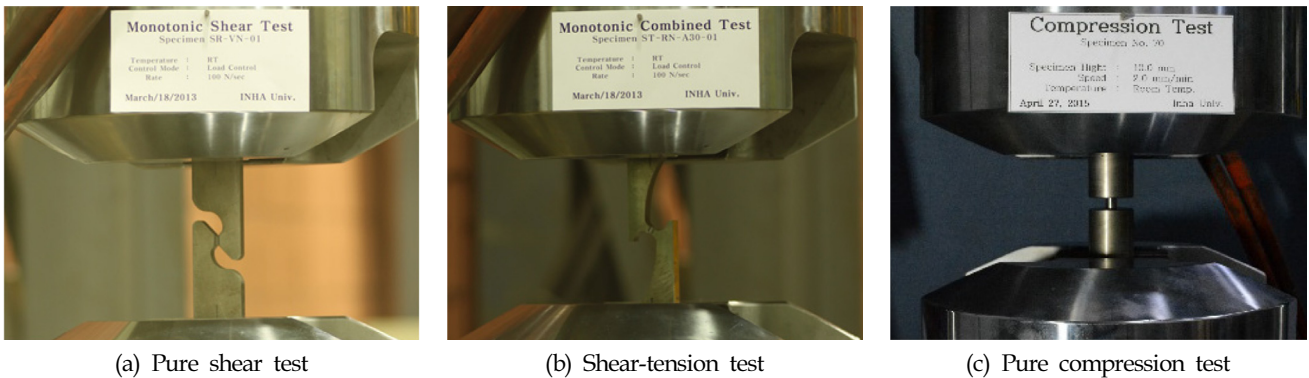


Fig. 8 Photos after test setup

온에서 하중 제어(100N/s)를 하였다. 시편 형상의 특성상 실험계를 부착할 수 없었기 때문에, 단순히 인장 하중과 실린더 스트로크를 측정하였다(Fig. 8 (a) 및 (b) 참조).

순수 압축 실험도 50톤급 MTS UTM으로 상온에서 수행되었다. Fig. 8 (c)와 같이 UTM의 유압식 지그로 블록을 유압 압착하여 고정된 후 압축 시편을 원형 단면의 블록의 중앙에 위치시키고 2mm/min로 변위 제어하여 순수 압축 실험을 수행하였다. Fig. 8 (c)에서 압축 시편이 2개의 압축 블록 사이에 위치한 모습을 확인할 수 있다. ASTM(2004)은 압축 실험시 압축 시편과 압축 블록 표면의 마찰을 최소화 하기 위해서 다양한 윤활제를 사용할 것을 권장하고 있으며, ASTM(2004)가 제시하는 폴리브덴 계열의 윤활제를 사용하여 마찰을 최소화하였다. 지그와 압축 블록 사이의 움직임이나 블록의 국부 변형이 작아서 무시한다면, 압축 시편의 압축 변위를 스트로크 변위와 동일하다고 가정할 수 있다. 따라서 순수 압축 실험으로부터 얻은 데이터는 압축 하중 및 실린더 스트로크였다.

3.3 실험 결과

Fig. 9는 순수 전단 및 전단-인장 실험 결과를 보여준다. 시편의 형상으로 인하여 공칭값으로의 변환이 어려웠기 때문에 인

장력-스트로크 곡선으로 나타내었다. 가장 작은 스트로크에서 파단이 발생하는 경우는 순수 압축 실험이었으며, 대칭면 회전 각도가 커질수록(ST15→ST30→ST45) 최대 인장력이 증가하고, 파단이 발생한 스트로크가 감소하였다. 이는 전단-인장의 비율이 파단에 미치는 영향이 매우 크다는 사실의 증거로 볼 수 있다. 또한 노치 형상(U노치 또는 V노치)에 따라 인장력-스트로크 곡선의 변동성은 크지 않은 것으로 보여진다.

Fig. 10 (a)와 (b)는 각각 압축 시편에 대한 압축 하중-스트로크 및 공칭 응력-공칭 변형률 곡선을 나타낸다. 압축 하중-스트로크의 경우 시편의 높이가 높을수록 파단에 상응하는 스트로크가 커지지만, 압축 하중-스트로크 곡선을 공칭 응력-공칭 변형률 곡선으로 표현하면 거의 유사한 공칭 변형률에서 파단이 발생하는 것을 확인할 수 있다. 그러나 시편의 높이가 높을수록 탄성 기울기가 커지는 경향을 보였다. 시편의 높이가 높을수록 탄성 압축 변형이 증가하지만, 공칭 변형률은 초기 길이 대비 압축 변위이므로 시편의 높이가 증가할수록 탄성 기울기가 커지는 경향을 보였다. 압축 실험의 경우 인장 실험과 달리 네킹이 발생하지 않으므로, 최대 공칭 응력까지 즉 파단 직전까지 비교적 선형적인 곡선을 나타낸다. 향후 이를 압축 실험 결과를 소재의 유동 응력 곡선으로 활용할 수 있을 것으로 사료된다.

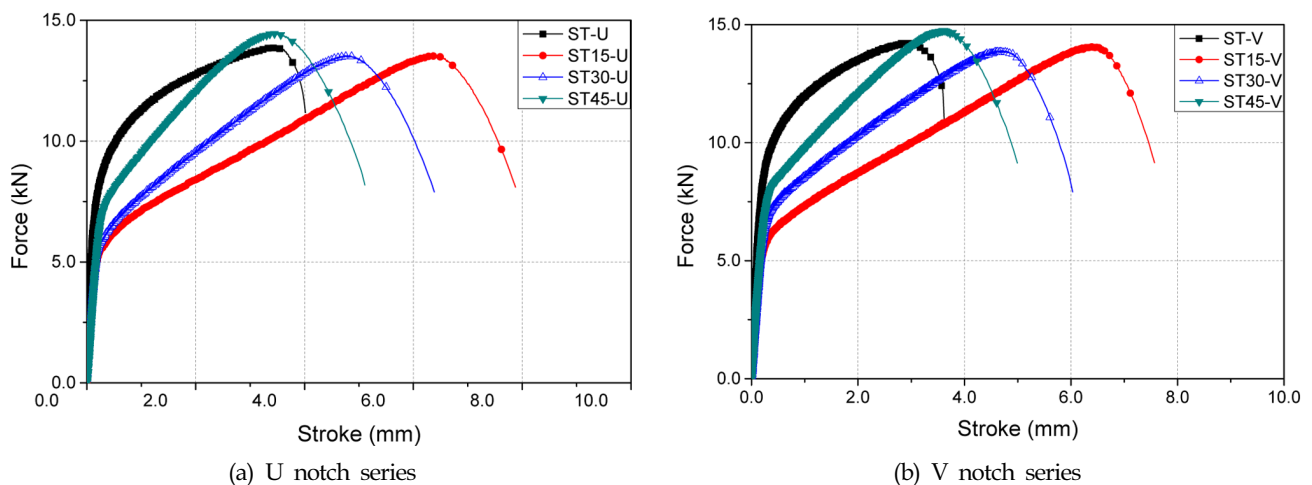


Fig. 9 Tensile force versus stroke curves for pure shear and shear-tension tests.

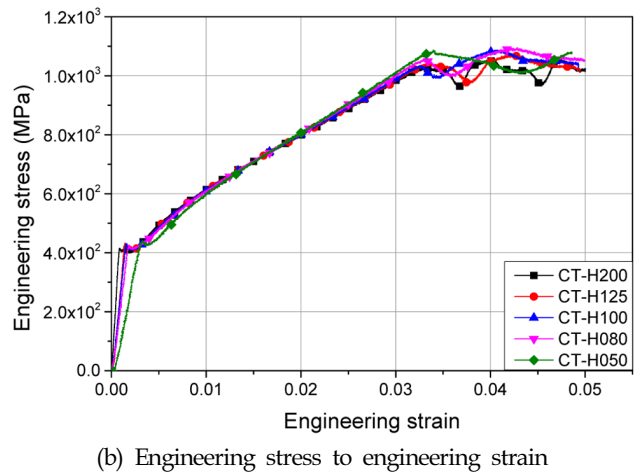
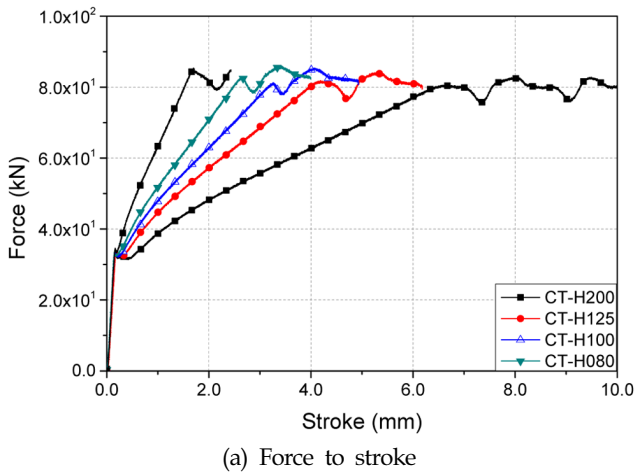


Fig. 10 Pure compression test results

Fig. 9 및 Fig. 10의 실험 결과는 수치 해석과 비교하여 수치 해석의 정량성을 검증하는데 사용될 것이다. 또한 Fig. 9 또는 Fig. 10로부터 파단의 발생 시점을 판단하는 것이 다소 불분명한 측면이 있지만, 매우 급격한 하중의 감소를 파단으로 간주한다면 파단 시점에서의 평균 응력 삼축비, 평균 정규 로드 파라미터, 그리고 등가 소성 변형률을 수치해석으로부터 도출하여 파단 변형률의 정식화에 사용할 수 있다.

4. 결 론

Choung et al.(2011), Choung et al.(2012), Choung et al.(2014a), Choung et al.(2014b) 및 Choung and Nam(2013)은 EH 36강의 환봉형 및 판상형 시편의 인장 실험을 통하여 평균 응력 삼축비 영역에서 파단 변형률 곡선을 제시한바 있다. 그러나 이 결과는 평균 응력 삼축비가 대략 0.3이상에서 정식화되었기 때문에 전단에 의한 파단, 압축에 의한 파단을 예측하기위한 추가적인 실험이 요구되었다. 또한 평균 정규 로드 파라미터는 평균 응력 삼축비와 함께 파단을 결정하는 주요 파라미터임에도 이를 고려하지 않았던 문제점이 있었다.

Choung et al.(2011), Choung et al.(2012), Choung et al.(2014a), Choung et al.(2014b) 및 Choung and Nam(2013)의 결과를 확장하기 위한 실험적 연구 내용을 본 논문에 기술하였다. 즉 0.3이하의 낮은 평균 응력 삼축비에 대한 실험을 실시하였다. 이를 위하여 이전 연구와 동일한 모재로부터 순수 전단, 전단-인장, 순수 압축 시편을 설계/제작하였다. 순수 전단 시편과 전단-인장 시편은 상당히 복잡한 구조적 형상을 가지는 시편으로서 수치 해석에 의한 예상 파단 모드, 파단시 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드 파라미터를 인지하면서 설계되었다. 순수 전단 실험과 전단-인장 실험 과정을 설명하였으며, 실험 결과로서 하중과 스트로크 관계를 도시하였다.

순수 전단 및 전단-인장 실험 결과를 비교한 결과, 스트로크의 관점에서 순수 전단 실험에서 가장 먼저 파단이 발생하였다. 인장 응력이 지배적인 시편일수록 즉 예를 들어 ST45-U 또는

ST45-V의 경우 전단 응력이 지배적인 시편(ST15-U 또는 ST15-V)에 비하여 짧은 스트로크에서 파단이 발생하였지만, 가장 높은 하중을 나타내었다.

순수 압축 실험을 통하여 압축 하중-스트로크 곡선과 공칭 응력-공칭 변형률 곡선을 도시하였다. 시편의 높이와 관계없이 유사한 형태의 공칭 응력-공칭 변형률 선도를 얻을 수 있었다. 공칭 응력-공칭 변형률 선도는 소성 변형 구간에서 거의 선형적인 곡선으로 관찰되었으며, 네킹이 발생하지 않았기 때문에 최대 공칭 응력 이후에 바로 파단이 발생함을 확인할 수 있었다. 그러나 압축 탄성 기울기는 시편의 높이에 따라 상이하게 나타남을 확인할 수 있었다.

제2부에서는 이들 실험에 대한 수치 해석 결과가 언급될 것이다. 또한 실험 결과를 수치 해석 결과와 비교하여, 수치 해석의 정량성을 확인하고, 파단 예상 지점에서의 파단 파라미터 즉 평균 응력 삼축비 및 평균 정규 로드 파라미터를 도출하고 3차원 파단 변형률 평면의 정식화를 수행할 것이다. 또한 파단 변형률의 유효성을 검증하기 위한 실험을 추가적으로 실시하고 3차원 파단 변형률이 이식된 사용자 서브루틴을 이용한 파단 시뮬레이션을 수행할것이다.

후 기

본 논문은 산업통상자원부 해양플랜트특성화대학사업의 지원을 받아 수행되었습니다. 또한 2015년 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구입니다 (해양에너지 융복합 인력양성).

References

American Society for Testing and Materials (ASTM), 2004. E8-04 Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. ASTM.
 Bao, Y., Wierzbicki, T., 2004. On Fracture Locus in the Equivalent

- Strain and Stress Triaxiality Space. *International Journal of Mechanical Sciences*, 46(1), 81-98.
- Bao, Y., 2005. Dependence of Ductile Crack Formation in Tensile Tests on Stress Triaxiality, Stress and Strain Ratios. *Engineering Fracture Mechanics*, 72(4), 505-522.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2008. A New Model of Metal Plasticity and Fracture with Pressure and Lode Dependence. *International Journal of Plasticity*, 24(6), 1071-1096.
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2010. Application of Extended Mohr-Coulomb Criterion to Ductile Fracture. *International Journal of Fracture*, 161(1), 1-20.
- Besson, J., 2009. Continuum Models of Ductile Fracture: A review. *International Journal of Damage Mechanics*, 19(1), 3-52.
- Benzerga, A.A., Surovik, D., Keralavarma, S.M., 2012. On the Path-dependence of the Fracture Locus in Ductile Materials-analysis. *International Journal of Plasticity*, 37, 157-170.
- Bonora, N., Ruggiero, A., Esposito, L., Gentile, D., 2006. CDM Modeling of Ductile Failure in Ferritic Steels: Assessment of the Geometry Transferability of Model Parameters. *International Journal of Plasticity*, 22(11), 2015-2047.
- Choung, J., 2009a. Comparative Studies of Fracture Models for Marine Structural Steels. *Ocean Engineering*, 36(15), 1164-1174.
- Choung, J., 2009b. Micromechanical Damage Modeling and Simulation of Punch Test. *Ocean Engineering*, 36(15), 1158-1163.
- Choung, J., Shim, C.S., Kim, K.S., 2011. Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel, part III: Experimental Study on Failure Strain. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(3), 53-66.
- Choung, J., Shim C.S., Song H.C., 2012. Estimation of Failure Strain of EH36 High Strength Marine Structural Steel using Average Stress Triaxiality. *Marine Structures*, 29(1), 1-21.
- Choung, J., Nam, W., 2013. Formulation of Failure Strain According to Average Stress Triaxiality of Low Temperature High Strength Steel (EH36). *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(2), 19-26.
- Choung, J., Nam, W., Kim, Y., 2014a. Fracture Simulation of Low-temperature High-strength Steel (EH36) using User-subroutine of Commercial Finite Element Code. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 28(1), 34-46.
- Choung, J., Nam, W., Lee, D., Song, S.Y., 2014b. Failure Strain Formulation Via Average Stress Triaxiality of an High Strength Steel for Arctic Structures. *Ocean Engineering*, 91, 218-226.
- Driemeier, L., Brúnig, M., Micheli, G., Alves, M., 2010. Experiments on Stress-triaxiality Dependence of Material Behavior of Aluminum alloys. *Mechanics of Materials*, 42(2), 207-217.
- Dunand, M., Mohr, D., 2011. On the Predictive Capabilities of the Shear Modified Gurson and the Modified Mohr-Coulomb Fracture Models over a Wide Range of Stress Triaxialities and Lode Angles. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 59(7), 1374-1394.
- Gao, X., Kim, J., 2006. Modeling of Ductile Fracture: Significance of Void Coalescence. *International Journal of Solids and Structures*, 43(20), 6277-6293.
- Gurson, A.L., 1977. Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I - Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 99(1), 2-15.
- Lemaitre, J., 1985. A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 107(1), 83-89.
- Lou, Y., Huh, H., Lim, S., Pack, K., 2012. New Ductile Fracture Criterion for Prediction of Fracture Forming Limit Diagrams of Sheet Metals. *International Journal of Solids and Structures*, 49(25), 3605-3615.
- Lou, Y., Huh, H., 2013. Extension of a Shear-controlled Ductile Fracture Model Considering the Stress Triaxiality and the Lode Parameter. *International Journal of Solids and Structures*, 50(2), 447-455.
- Luo, M., Wierzbicki, T., 2010. Numerical Failure Analysis of a Stretch-bending Test on Dual-phase Steel Sheets Using a Phenomenological Fracture Model. *International Journal of Solids and Structures*, 47(22), 3084-3102.
- Simulia, 2008. Abaqus User Manual. Simulia.
- Koplik, J., Needleman, A., 1988. Void Growth and Coalescence in Porous Plastic Solids. *International Journal of Solids and Structures*, 24(8), 835-853.
- Peirs, J., Verleysen, P., Van Paepegem, W., Degrieck, J., 2011. Determining the Stress-Strain Behaviour at Large Strains from High Strain Rate Tensile and Shear Experiments. *International Journal of Impact Engineering*, 38(5), 406-415.
- Tvergaard, V., 1982. On Localization in Ductile Materials Containing Spherical Voids. *International Journal of Fracture*, 18(4), 237-252.
- Tvergaard, V., Needleman, A., 1984. Analysis of the Cup-cone Fracture in a Round Tensile Bar. *Acta Metallurgica*, 32(1), 157-169.

극한지용 고장력강의 평균 응력 삼축비 및 평균 정규 로드 파라미터를 고려한 3차원 파단 변형률 평면 개발: 제2부 파단 변형률 평면의 정식화

정준모* · 박성주* · 김영훈**

*인하대학교 조선해양공학과

**경남대학교 조선해양T공학과

Development of Three-Dimensional Fracture Strain Surface in Average Stress Triaxiality and Average Normalized Lode Parameter Domain for Arctic High Tensile Steel: Part II Formulation of Fracture Strain Surface

Joonmo Chong*, Sung-Ju Park* and Younghun Kim**

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

**Department of Naval Architecture, Ocean & IT Engineering, Kyungnan University, Changwon, Korea

KEY WORDS: Average stress triaxiality 평균 응력 삼축비, Average normalized lode parameter 평균 정규 로드 파라미터, Fracture strain surface 파단 변형률 평면, Uniform true stress 균일 진 응력, Corrected true stress 수정 진 응력

ABSTRACT: An extended study was conducted on the fracture criterion by Choung et al. (2011; 2012) and Choung and Nam (2013), and the results are presented in two parts. The theoretical background of the fracture and the results of new experimental studies were reported in Part I, and three-dimensional fracture surface formulations and verifications are reported in Part II. How the corrected true stress can be processed from the extrapolated true stress is first introduced. Numerical simulations using the corrected true stress were conducted for pure shear, shear-tension, and pure compression tests. The numerical results perfectly coincided with test results, except for the pure shear simulations, where volume locking appeared to prevent a load reduction. The average stress triaxialities, average normalized lode parameters, and equivalent plastic strain at fracture initiation were extracted from numerical simulations to formulate a new three-dimensional fracture strain surface. A series of extra tests with asymmetric notch specimens was performed to check the validity of the newly developed fracture strain surface. Then, a new user-subroutine was developed to calculate and transfer the two fracture parameters to commercial finite element code. Simulation results based on the user-subroutine were in good agreement with the test results.

1. 서 론

본 연구는 본 논문의 제1부에서는 평균 응력 삼축비(Average stress triaxiality)와 평균 정규 로드 파라미터(Average normalized lode parameter)의 이론적 의미에 대하여 고찰하였다. 본 연구는 이전 연구의 확장이므로 이전에 수행된 실험 및 수치 해석적 과정과 제시된 파단 변형률 곡선에 대하여도 고찰하였다(Choung et al., 2011; Choung et al., 2012; Choung et al., 2014a; Choung et

al., 2014b; Choung and Nam, 2013). 이전 연구에서 수행되지 못한 낮은 평균 응력 삼축비에서의 실험을 위하여 순수 전단 시편(Pure shear specimen), 전단-인장 시편(Shear-tension specimen), 순수 압축 시편(Pure compression specimen)에 대한 설계/실험 과정을 소개하였다. 순수 전단과 전단-인장 실험의 경우 인장력-스크로크를 실험 결과로 제시하였으며, 순수 압축 실험의 경우 압축력-스트로크(Stroke) 및 공칭 압축 응력-공칭 압축 변형률을 압축 실험의 결과로 제시하였다.

Received 8 October 2015, revised 11 November 2015, accepted 17 December 2015

Corresponding author Younghun Kim: +82-55-249-2686, younghun@kyungnam.ac.kr

© 2013, The Korean Society of Ocean Engineers

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

제2부에서는 3차원 파단 변형을 평면을 정식화 하는 과정을 우선적으로 소개할 것이다. 이를 위하여 비선형 유한 요소 해석 과정과 결과 처리하는 과정을 소개할 것이다. 이로부터 3차원 파단 변형을 평면을 정식화 하는 과정을 상세히 소개할 것이다. 마지막으로 비대칭 노치를 가지는 시편에 대한 인장 실험을 소개할 것이다. 비대칭 노치 시편의 인장 실험에 대하여 상용 유한 요소 프로그램 Abaqus/Explicit(Simulia, 2008)에 사용자-서브루틴(User-subroutine)을 이식하여 파단을 시뮬레이션 할 것이다. 이로부터 본 연구에서 제시한 3차원 파단 변형을 평면의 유용성을 검증할 것이다.

2. 파단 변형을 정식화

2.1 유동 응력

비선형 유한 요소 해석을 위해서 초기 항복 응력에 상응하는 초기 항복 변형률로부터 파단 변형률 구간까지의 유동 응력이 필요하다. 본 논문의 선행 연구(Choung et al., 2011; Coung et al., 2012)에서 수행되었던 환봉형 및 판상형 평활재 인장 실험으로부터 얻은 균일 진 응력(Uniform true stress) 및 균일 진 변형률(Uniform true strain)을 네킹 발생 이전의 유동 응력으로 사용하였다. 반면 균일 진 응력-균일 진 변형률을 식 (1)에 곡선 적합(curve fitting)하여 재료 상수 K (강도 계수, Strength coefficient)와 n (소성 변형률 경화 지수, Plastic strain hardening exponent)을 도출하고, 식 (1)에 재료 상수를 대입하여 네킹 이후의 유동 응력을 도출하였다. 이러한 진 응력을 외삽 진 응력(Extrapolated true stress)라 칭한다. Choung(2009)에 의하면 외삽 진응력은 큰 소성 변형률에서 유동 응력을 과소 평가하므로 Choung and Nam(2013)이 제시한 방법을 이용하여 외삽 진 응력을 보정하였다. 이를 수정 진 응력(Corrected true stress)이라 칭한다. 이를 Fig. 1에 도식화하여 나타내었다. 수정 진 응력은 수치 해석을 위한 향후 입력 데이터로 사용된다. 즉 네킹 발생 이전과 이후로 구분하여 이전에는 균일 진 응력을 이후에는 수정 진 응력을 모든 노치재(모든 환봉형 및 판상형 노치 시편)의 수치 해석 입력 데이

터로 사용하였다.

$$\sigma = K\epsilon^n \tag{1}$$

2.2 유한 요소 모델링

Fig. 2 (a) 및 (b)는 각각 순수 전단, 전단-인장 시편을 유한 요소로 모델링한 형상을 나타낸다. 두께 방향 평면(z축 평면)에 대칭 모델이며, 감차 적분 20절점 고체요소(C3D20R)가 적용되었다. 노치부의 정밀한 모델링을 위하여 l_c/ρ (요소의 길이/노치 반지름)이 0.1이하를 유지하였다. 노치에서 충분히 떨어진 부분에 큰 요소를 배치하고 중간에 요소의 크기 차이를 보정해주기 위한 천이 요소를 배치하여 수치 해석 시간을 단축하였다. 순수 전단 및 전단-인장 시편 모델의 대칭면에 z축 대칭 조건을 부여하였으며, 모델링 상하단을 6자유도 구속하되, 단 상단 절점에 길이 방향(y방향) 강제 변위를 부여하여 인장력을 발생시켰다.

Fig. 2 (c)에 보인바와 같이 감차 적분 축대칭 요소(CAX4R)를 사용하여 순수 압축 시편을 모델링하였으며, 강제 요소(RAX2)를 가지고 압축력을 전달하기 위한 압축 블록(Compression block)을 모델링하였다. 압축 블록과 순수 압축 시편과의 접촉면에서의 마찰 계수(Friction coefficient)를 알수 없기 때문에 마찰 계수를 시행착오적으로 변경하면서 수치 해석을 수행하고 압축 하중-압축 스트로크 선도를 실험 결과와 비교하여 마찰 계수를 결정하였다. 결정된 정 마찰 계수(Static friction coefficient)는 0.01이었으며, 모든 순수 압축 수치해석에 동일하게 적용되었다. 금속 간의 정 마찰 계수는 대략 0.7을 상회하는 것으로 알려져 있지만, 본 연구에서는 윤활유를 충분히 사용하여 매우 작은 정 마찰 계수가 얻어진 것으로 분석된다. 압축 요소는 시편 길이 방향(y축 평면)에 대칭 모델이며, 강제 요소에 강제 변위를 부여하여 압축 하중을 구현하였다. 시편 모델링을 위하여 Altair/HyperMesh(Altair, 2013)를 사용했으며, Abaqus/Standard(Simulia, 2008)을 이용하여 유한 요소 해석을 실시하였다.

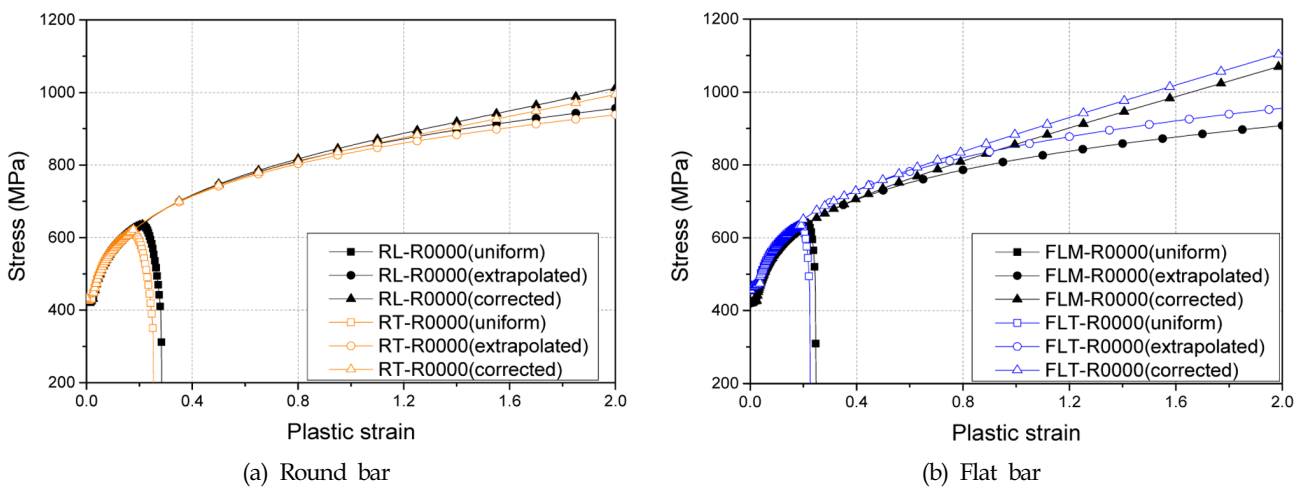
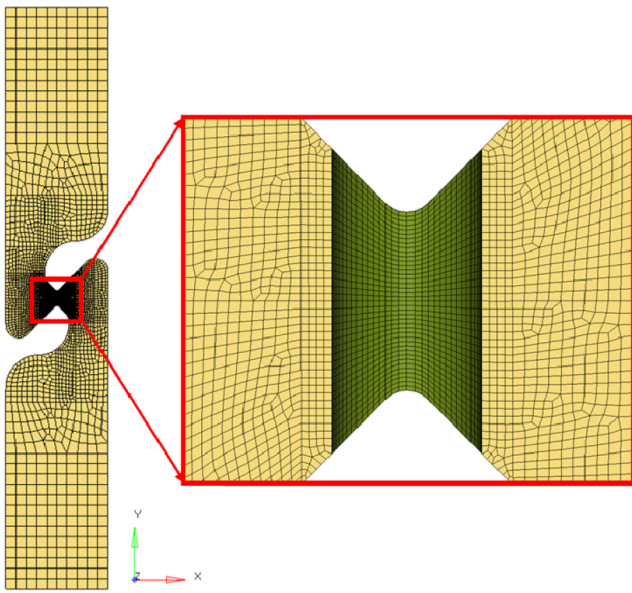
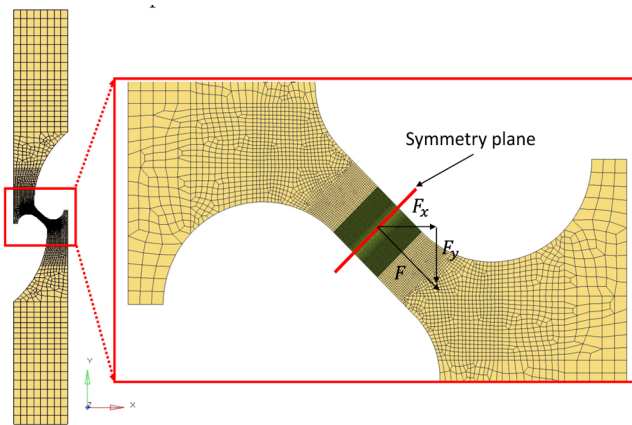


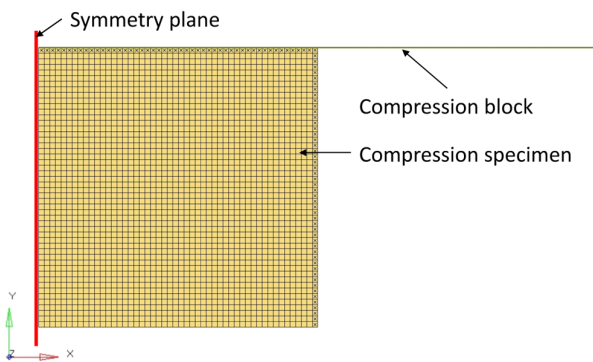
Fig. 1 Flow stresses from tensile tests of smooth specimens (Choung and Nam, 2013).



(a) Pure shear bar specimen (SH-V)



(b) Shear-tension bar specimen (ST45-U)



(c) Pure compression specimen

Fig. 2 Finite element models of specimens.

순수 전단 시편은 소성 변형 중에도 x 평면에 거의 대칭으로 간주될 수 있으므로, 소성 변형 중의 x 방향 힘(F_x)이 발생하지 않는다고 간주될 수 있다. 그러나 전단-인장 시편의 경우 탄성

변형부터 소성 변형까지 x 방향 및 y 방향 힘(F_x 및 F_y)이 작용한다. 즉 전단-인장 시편의 경우 두방향 성분의 변형이 동시에 발생하기 때문에 수치해석에서 이를 정확히 구현하여야만 신뢰성 있는 수치해석으로 간주될 수 있다.

Fig. 2 (b)에서 대칭면의 상부에 존재하는 시편만을 고려하면, F_x 를 경험하므로 시편의 대칭면 상부는 지그에 고정된 외팔보와 같다. 이 외팔보의 x 방향 처짐은 외팔보의 길이에 따라 변동적일 것이다. 실험에서 이 외팔보의 유효 길이를 변동시키는 원인은 다음과 같이 추정할 수 있다. 시편의 중앙부보다는 압착부 종단(시편의 양끝단)에 큰 유압이 가해지며, 이는 외팔보의 유효 길이가 길어질 수 있음을 의미한다. 실제 실험이 종료된 시편으로부터 시편의 양 끝단에 훨씬 선명한 압착 흔적을 확인할 수 있었으며, 시편의 중앙부에 가까운 압착부는 압착의 흔적이 거의 없는 경우도 관찰할 수 있었다. 이러한 이유로 압착부가 지그에 의하여 완전히 고정되었다고 가정하여 수행한 수치 해석 결과는 하중 측면에서 실험과 거의 일치하였지만, 변위(스크로크) 측면에서는 실험의 변위가 크게 나타남을 목격할 수 있었다.

본 연구에서는 이러한 문제를 해결하기 위하여 실험 후 시편의 외관 검사를 통하여 UTM(universal testing machine) 지그의 유효 압착 지점을 육안으로 확인한 결과 Fig. 3과 같이 길이 방향 중앙부에 가까울 수록 압착이 유효하지 않음을 확인할 수 있었다. 따라서 압착부가 선명한 지점까지를 모델의 초기 길이로 설정하고, 실험 결과와 일치할때까지 전단-인장 시편의 모델 길이를 증가시키면서(유효 압착 길이를 감소시키면서) 수치 해석 결과를 실험 결과와 동기화하는 작업을 수행하였다.

2.3 수치 해석 결과

순수 전단 및 전단-인장 시편에 대한 실험 및 수치해석으로부터 얻어진 인장력-스트로크 곡선을 Fig. 4에 비교하여 나타내었다. 전단-인장 실험 결과는 탄성 변형부터 파단에 이르기까지 전체 변형에 걸쳐 수치 해석 결과와 매우 잘 일치한다(Fig. 4

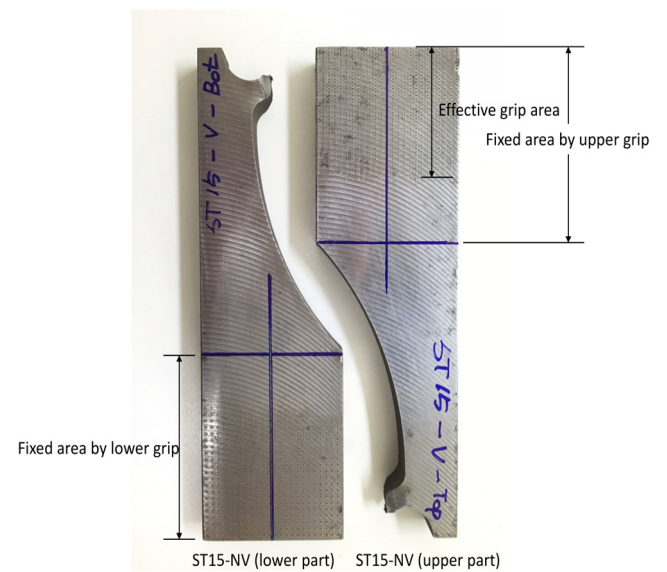


Fig. 3 Effective grip marks on specimen ST15-NV

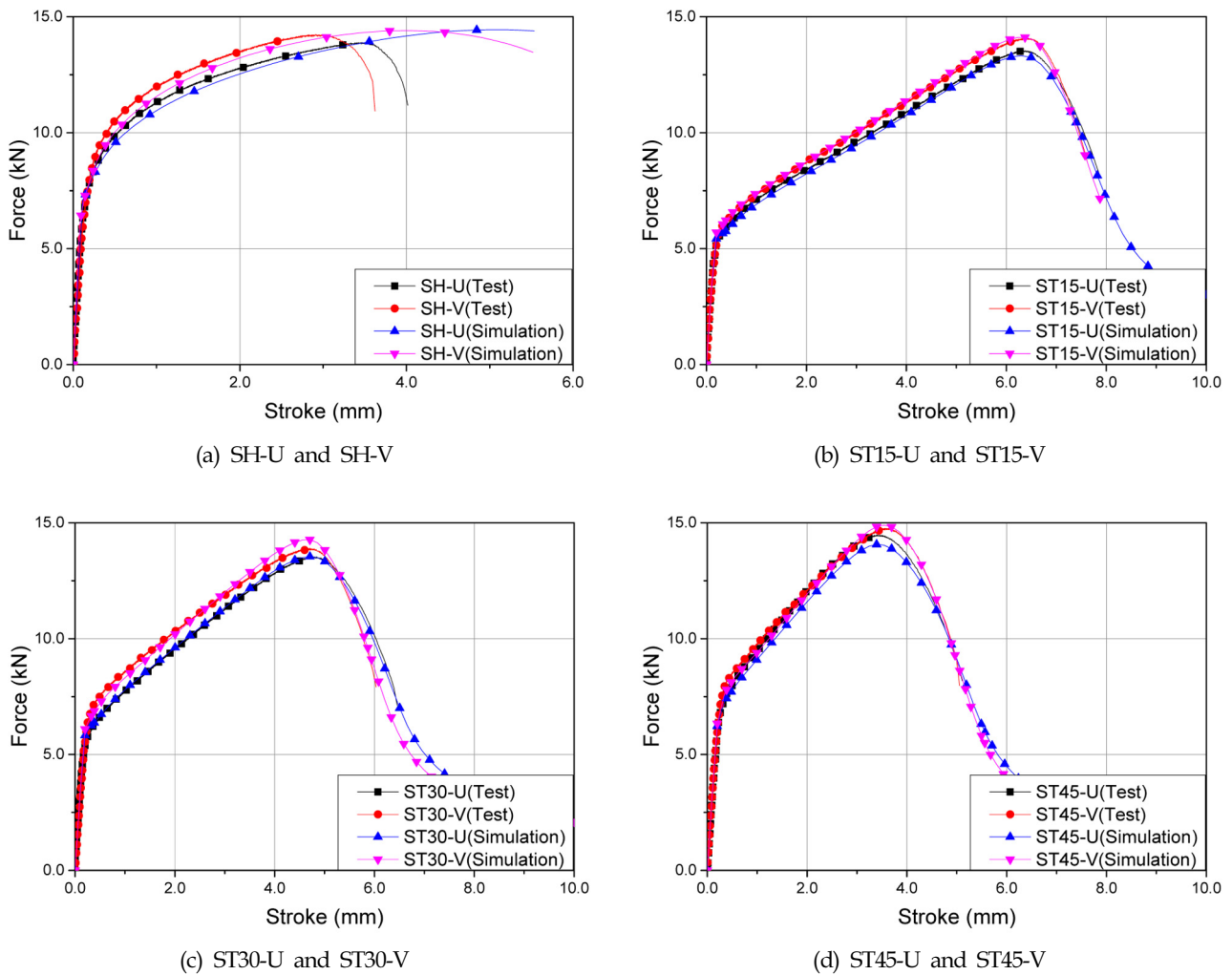


Fig. 4 Comparison of simulated tensile force versus stroke data with test ones for pure shear and shear-tension tests.

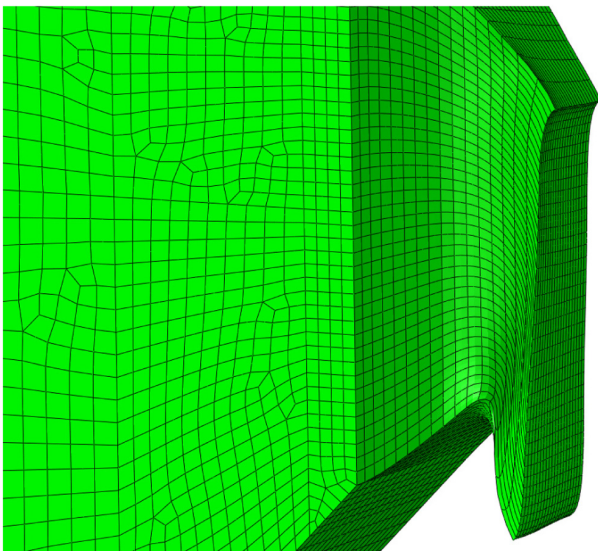
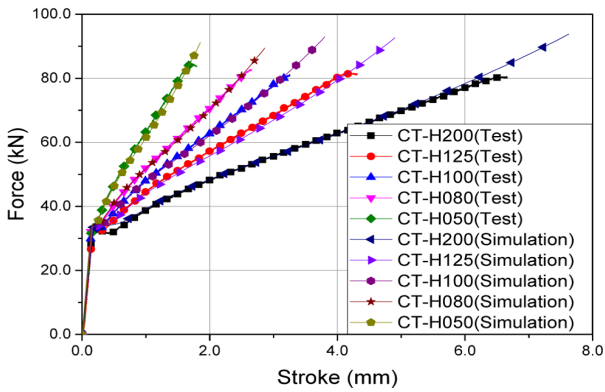


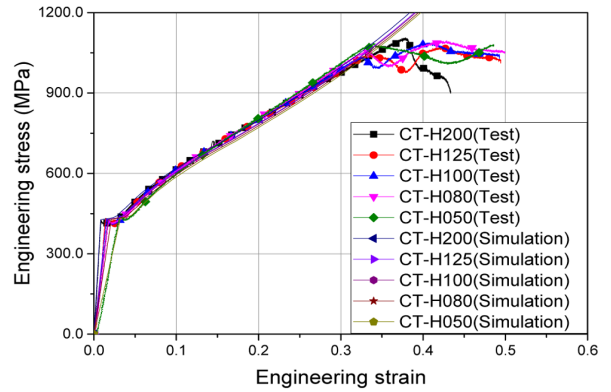
Fig. 5 Volume locking at the symmetric section of pure shear specimen.

(b), (c), (d) 참조). 반면, 순수 전단(SH-U, SH-V) 수치 해석 결과는 파단이 발생하기 이전까지 실험과 비교적 일치하지만, 최대 하중 이후부터 실험과 많은 차이를 보이고 있다. 즉 순수 전단 수치 해석으로부터 하중의 감소를 얻을 수 없었다(Fig. 4 (a) 참조). 수치 해석에서는 파단이 발생해야 하는 노치부에 전단 응력이 지배적이었기 때문에 노치부 요소도 전단 변형만 했으며, 단면적의 변화가 없었다. 즉 노치부 요소에 체적 잠김 (Volume locking)이 발생하여 하중의 감소가 발생하지 않은 것으로 추정된다. Fig. 5는 전단 시편의 대칭면에 대한 변형 후 형상을 나타내며, 체적 잠김이 발생하였음을 육안으로 확인할 수 있다.

압축 실험 시뮬레이션으로부터 얻은 압축 하중-압축 스트로크 선도와 응력-공칭 변형을 선도는 실험 결과와 매우 일치하는 것으로 보여진다(Fig. 6 참조). 수치 해석 역시 시편의 길이가 길어짐에 따라 전체적인 유동 응력이 낮아 짐을 확인할 수 있다. 모든 압축 실험의 실험과 수치해석 결과가 정확히 일치하고 있다.



(a) Compressive force to stroke



(b) Compressive engineering stress to engineering strain

Fig. 6 Comparison of simulated results with test ones for compression tests.

2.4 파단 변형률 도식화

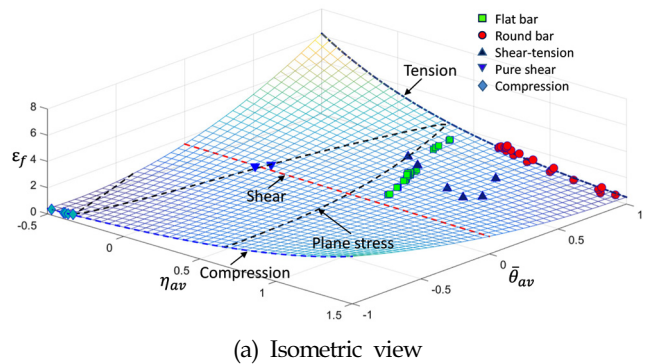
Bai and Wierbicki(2008)은 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드 파라미터를 변수로 연성 재료의 파단 변형률 평면을 제시했다(식 (2) 참조). 여기서 $\epsilon_{f,t}$, $\epsilon_{f,s}$, $\epsilon_{f,c}$ 는 각각 인장, 전단, 압축에 기인한 파단 변형률의 단위항을 의미한다. 각 성분에 기인한 파단 변형률은 평균 응력 삼축비의 함수이며, 2개의 재료 상수를 가진다. 즉 인장에 관한 재료 상수는 D_1 및 D_2 , 전단에 관한 재료 상수는 D_3 및 D_4 , 압축에 관한 재료 상수는 D_5 및 D_6 이다. 최종적으로, 각 단위항의 조합을 계수항으로 가지는 평균 정규 로드 파라미터의 2차식으로 파단 변형률을 표현하였다(식 (3) 참조).

재료 상수는 실험 결과와의 회귀 분석을 통하여 결정이 가능하다. 3차원 회귀 분석을 통하여 결정된 계수는 $D_1=3.32$, $D_2=1.232$, $D_3=1.472$, $D_4=0.0673$, $D_5=0.0702$, $D_6=-1.086$ 이며, 수정 결정 계수(Adjusted R-square coefficient)는 95.6%로서 실험 결과와 상당히 높은 상관 관계를 보여주었다.

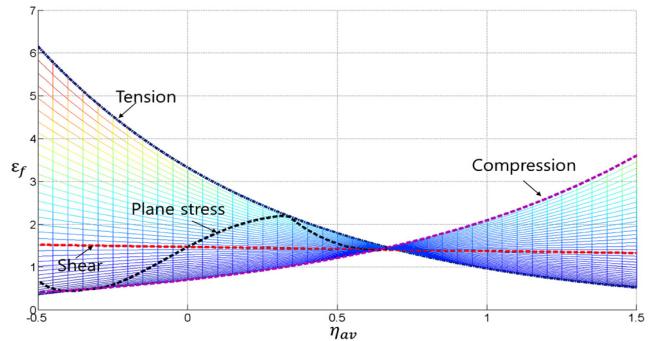
$$\epsilon_f(\bar{\eta}, \bar{\theta}) = \left[\frac{1}{2}(\epsilon_{f,t} + \epsilon_{f,c}) - \epsilon_{f,s} \right] \bar{\theta}^2 + \frac{1}{2}(\epsilon_{f,t} + \epsilon_{f,c}) \bar{\theta} + \epsilon_{f,s} \quad (2)$$

$$\epsilon_f(\bar{\eta}, \bar{\theta}) = \left[\frac{1}{2}(D_1 e^{-D_2 \bar{\eta}} + D_3 e^{-D_4 \bar{\eta}}) - D_5 e^{-D_6 \bar{\eta}} \right] \bar{\theta}^2 + \frac{1}{2}(D_1 e^{-D_2 \bar{\eta}} - D_3 e^{-D_4 \bar{\eta}}) \bar{\theta} + D_5 e^{-D_6 \bar{\eta}} \quad (3)$$

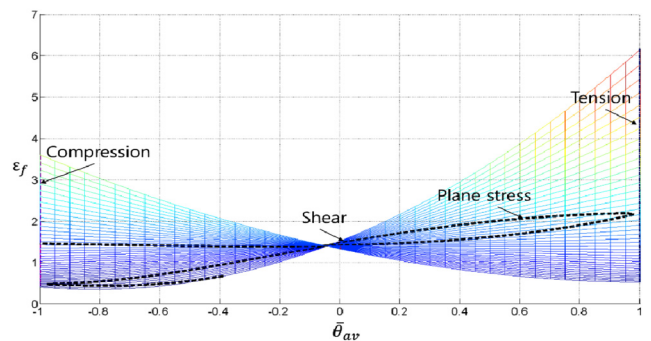
식 (3)을 이용하여 3차원으로 나타낸 파단 변형률 평면은 Fig. 7과 같다. 전단 응력만 작용하는 경우($\bar{\theta}=0.0$) 파단 변형률은 거의 상수로 간주됨을 Fig. 7 (a) 또는 (c)로부터 알 수 있다. 즉 전단 응력만 작용한다면, 평균 응력 삼축비가 파단 변형률에 거의 영향을 미치지 않는다는 의미이다. 반면 인장 응력이 지배적일 경우($\bar{\theta}=1.0$), 파단 변형률은 평균 응력 삼축비의 영향을 가장 크게 받는 것으로 나타났다. 물론 압축 응력이 지배적일 경우($\bar{\theta}=-1.0$)에도 평균 응력 삼축비는 파단 변형률에 상당한 영향을 미침을 알 수 있다. 평면 응력 상태를 유지한다면, 파단 변형률은 평균 응력 삼축비와 평균 로드 파라미터에 모두 영향을 받는다.



(a) Isometric view



(b) Plane view with respect to average normalized lode parameter axis



(c) Plane view with respect to average stress triaxiality axis

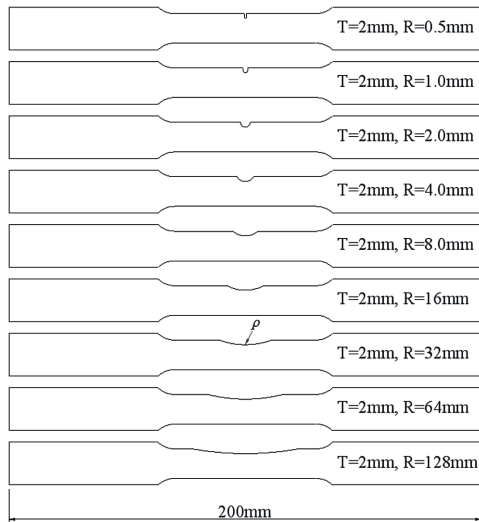
Fig. 7 Three dimensional fracture strain surface.

3. 파단 변형률 평면의 검증

3.1 비대칭 노치재 시편 실험

개발된 파단 변형률 평면의 유용성을 검증하기 위해서는 인장 응력, 전단 응력, 압축 응력이 지배적인 실험과 3개 응력 성분의 조합에 따른 실험이 필요하다. 이러한 실험은 방대한 비용과 시간이 요구되므로, 본 논문에서는 Fig. 8에 보인 것과 같이 노치에서의 인장 응력이 지배적인 것으로 예측되는 비대칭 노치 시편을 설계/가공하였다. 따라서 본 논문에서의 파단 변형률 평면의 검증은 인장 응력에 기인한 파단에 국한된다.

시편의 기본 형상은 Choung and Nam(2013)에서 적용한 판상형과 동일하지만, 폭방향으로 한쪽에만 노치가 가공되었다. 시편은 모재 두께의 상층과 중층에서 강제 롤링 방향으로 가공되었다. 시편의 명칭은 Table 4에 나타나 있다. 실험 결과는 수치 해석 결과와 비교하여 이후 절에서 나타내었다. 실험은 MTS사의 25톤급 UTM을 이용하여 실시되었으며, 표점 거리 50mm의 신물계를 사용하여 표점간의 변위를 계측하였다.



(a) Design



(b) Photo

Fig. 8 Asymmetric notch bar specimens.

Table 1 Labels of asymmetric bar specimens.

Notch radius [mm]	Top layer	Middle layer
0.5	ALT-R0005	ALM-R0005
1.0	ALT-R0010	ALM-R0010
2.0	ALT-R0020	ALM-R0020
4.0	ALT-R0040	ALM-R0040
8.0	ALT-R0080	ALM-R0080
16.0	ALT-R0160	ALM-R0160
32.0	ALT-R0320	ALM-R0320
64.0	ALT-R0640	ALM-R0640
128.0	ALT-R1280	ALM-R1280

3.2 수치 해석

시뮬레이션 도중 요소의 파단을 구현하기 위하여 상용 유한 요소 해석 코드인 Abaqus/Explicit(Simulia, 2008)을 사용하였다. Abaqus/Explicit은 변형률 속도, 응력 삼축비, 온도를 기본 변수로 파단 변형률을 정의할 수 있으며, 평균 응력 삼축비와 평균 로드 파라미터가 본 연구에서 사용하고자 하는 변수이므로 Abaqus/Explicit의 사용자 정의 변수 VUSDFLD(User subroutine to redefine field variables)를 새롭게 정의할 필요가 있다. 본 연구에서는 두개의 사용자 정의 파라미터에 따른 파단 변형률을 표로 이산화하여 유한 요소 모델 파일에 입력하였다.

평균 응력 삼축비와 평균 로드 파라미터를 계산하기 위한 사용자-서브루틴의 개발이 필요하다. 공학용 컴파일러인 포트란(Fortran)을 통하여 유한 요소 모델의 모든 요소의 적분점에서 응력 성분과 및 변형률 성분을 실시간으로 도출하고 평균 응력 삼축비와 평균 로드 파라미터를 계산하여 유한 요소 모델로 전달하는 사용자-서브루틴을 개발하였다. 파단 파라미터를 전달받은 Abaqus/Explicit은 특정 요소의 적분점이 변형률 평면을 초과했는지 판단하고 초과했다면 특정 요소는 파단된 것으로 간주한다.

Fig. 9는 본 연구에서 개발한 3차원 파단 변형률 평면에 대한 검증을 위한 비대칭 노치 시편의 유한 요소 모델이다. 비대칭 노치 시편의 유한 요소 모델은 판상형 시편의 수치 해석 모델

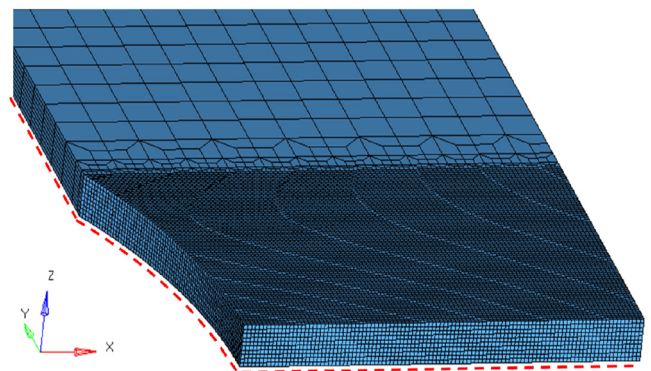


Fig. 9 Finite element models of an asymmetry specimen with applied boundary conditions.

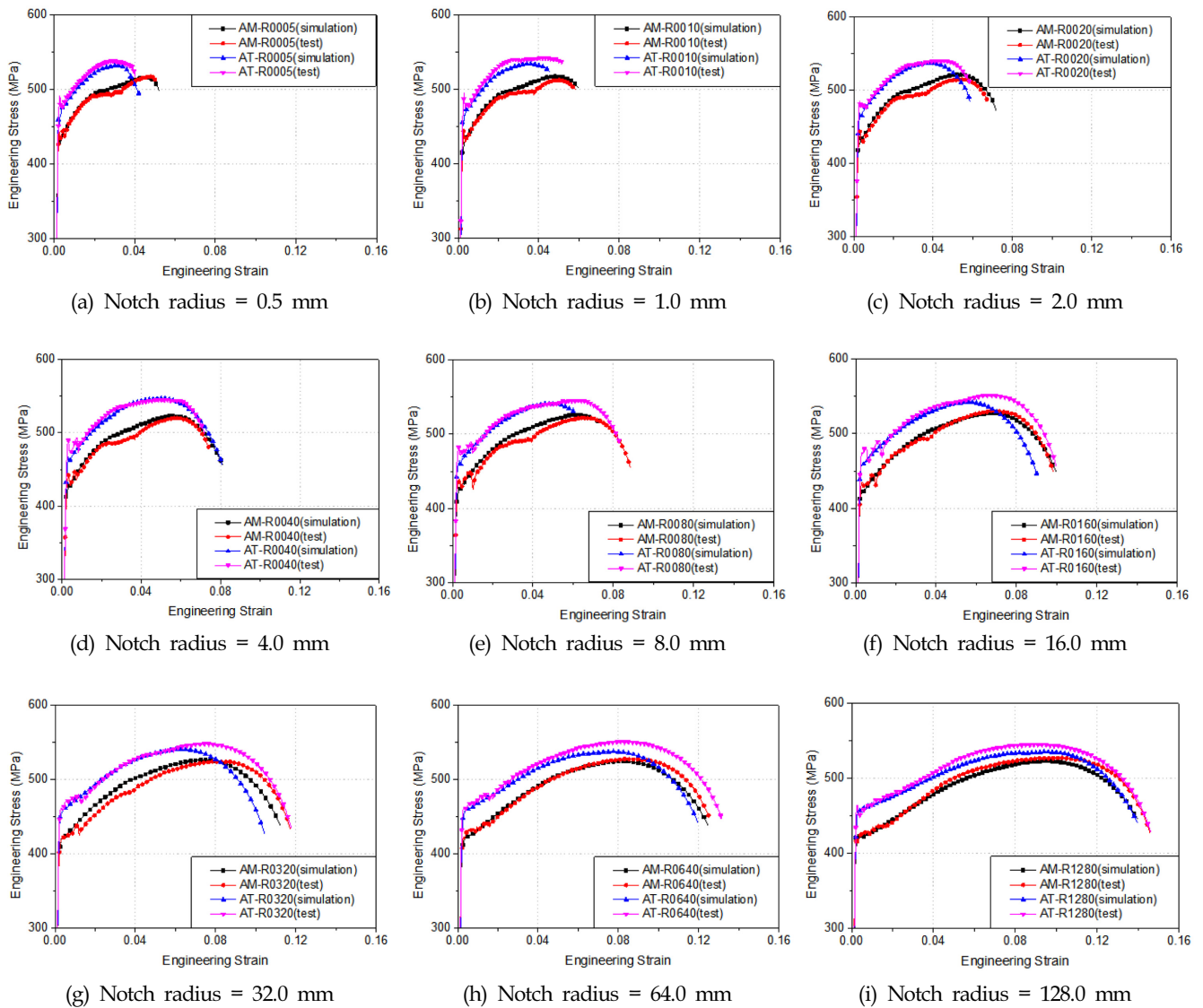


Fig. 10 Comparison of engineering stress versus strain curves of asymmetric notch specimens.

(Choung and Nam, 2013)과 동일한 요소를 사용하였으며, 동일한 요소 크기 제약을 가진다. 단, Choung and Nam(2013)은 x 평면, y 평면, z 평면에 관한 각 대칭 조건을 적용하여 1/8 대칭 유한 요소 모델을 사용하였지만, 비대칭 노치 시편의 경우 y 평면에 관하여 비대칭이므로 1/4 대칭 유한 요소 모델을 사용하였다. 본 모델에 적용된 하중 조건과 경계 조건은 Choung and Nam(2013)과 거의 유사하며, 시편 중앙부 최소 횡단면의 x 축을 따라 y 축 대칭 조건, 두께 방향 대칭면에 z 축 대칭 조건을 부여하였다. 수치 해석에 사용된 유동 응력은 Fig. 1 (b)의 균일 진 응력(넉킹 발생 이전)과 수정 진 응력(넉킹 발생 이후)이었다.

3.3 수치 해석 결과 및 비교

Fig. 10는 사용자 정의 서브루틴을 Abaqus/Explicit에 이식하여 얻은 수치 해석 결과(공칭 응력-공칭 변형률 선도)를 실험 결과와 비교하여 나타낸 그래프이다. 실험에서 얻은 공칭 응력-공칭 변형률 선도의 경우 소성 변형하는 도중에 공칭 응력의

불연속부가 존재함을 Fig. 10로부터 확인할 수 있다. 응력의 불연속은 노치가 작을수록 확연하게 나타나는 경향이 있다. 작은 노치의 경우 거의 초기 균열과 같은 역할을 하며 인장력에 의하여 균열이 처음 진전할때 하중의 감소로 인하여 발생하는 현상으로 추정된다.

Fig. 10로부터 수치 해석에 의한 파단 시점은 실험에서의 파단 시점을 비교적 잘 예측한다고 판단된다. 노치가 작을수록 예측의 정확성은 높을 것으로 보여진다. 그러나 노치가 큰 시편의 경우 파단 시점의 편차는 물론이고, 소성 변형 프로세스에서 무시하지 못할 편차를 보인다. 이는 본 연구에서 사용한 수정 진 응력의 부정확성에 기인한 것으로 추정된다. 즉 외삽 진 응력(Extrapolated true stress)으로부터 수정 진 응력(Corrected true stress)을 예측하여 사용하였지만, 큰 소성 변형률에서의 유동 응력이 아직도 과소 평가된 결과로 사료된다. 따라서 수치 해석의 정량성을 담보하기 위해서는 유동 응력의 정확성을 향상하기 위한 연구가 필요할 것으로 사료된다.

Table 2 Comparison of engineering fracture strains for asymmetric notch specimens.

Labels	e_f (Simulation)	e_f (Test)	error [%]
ALT-R1280	0.1470	0.1487	1.1166
ALT-R0640	0.1260	0.1357	7.1550
ALT-R0320	0.1075	0.1194	9.9665
ALT-R0160	0.0935	0.1018	8.1803
ALT-R0080	0.0787	0.0854	7.8844
ALT-R0040	0.0800	0.0726	10.2536
ALT-R0020	0.0570	0.0589	3.1929
ALT-R0010	0.0500	0.0558	10.4103
ALT-R0005	0.0380	0.0378	0.4228
ALM-R1280	0.1500	0.1493	0.4621
ALM-R0640	0.1325	0.131	1.1296
ALM-R0320	0.1185	0.1189	0.3697
ALM-R0160	0.1050	0.0971	8.1694
ALM-R0080	0.0900	0.0882	2.0408
ALM-R0040	0.0820	0.0751	8.4146
ALM-R0020	0.0700	0.0682	4.2442
ALM-R0010	0.0565	0.0575	1.6707
ALM-R0005	0.0494	0.0495	0.2021

실험과 수치 해석에서 얻은 공칭 파단 변형률을 비교하여 Table 2에 나타내었다. 최대 오차는 10% 내외이며, 오차의 평균과 표준 편차는 각각 4.9% 및 4.1%이다. 본 논문에서 제시한 3차원 파단 변형률 평면은 인장 하중에 대하여 비교적 정확한 파단을 예측하고 있다고 판단된다.

4. 결 론

본 논문의 제1부에서는 파단의 주요 파라미터인 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드 파라미터의 이론적 배경과 3차원 파단 변형률 평면을 개발하기 위한 선행 연구와 새로이 수행된 실험 연구 내용이 소개되었다. 선행 연구(Choung et al., 2011; Coung et al., 2012)에서는 환봉형 및 판상형 시편의 인장 실험 결과를 이용하여 외삽 진 응력 및 수정 진 응력을 도출하는 과정을 제시하였다. 새로이 수행된 실험은 순수 전단 실험, 전단-인장 실험, 순수 압축 실험이었다.

본 논문의 제2부에서는 1부에서 수행된 실험에 대한 수치 해석을 상세히 소개하였으며, 이 결과를 토대로 3차원 파단 변형률 평면의 정식화가 수행되었다. 또한 파단 변형률의 검증에 위한 추가 실험 및 수치 해석 과정이 소개되었다.

전단-인장 및 순수 압축 실험의 시뮬레이션은 실험과 거의 동일한 수준의 하중-스트로크 선도를 예측하였다. 그러나 순수 전단 실험의 시뮬레이션의 경우 하중의 감소가 발생하지 않고 지속적으로 인장 하중이 증가하는 현상이 발생하였으며, 이는 순수 전단 시편 노치부 요소가 전단 변형할때의 체적 잠김에 기

인한 것으로 추정되었다. 파단 발생 지점과 파단 발생 시점에서의 평균 응력 삼축비, 평균 정규 로드 파라미터, 그리고 등가 소성 변형률을 추출하여 파단 변형률의 정식화에 사용하였다.

Bai and Wierzbicki(2008)가 제시한 평균 정규 로드 파라미터에 관한 2차 다항식을 파단 변형률 평면의 기본 수식으로 활용하여, 인장 응력, 전단 등력, 압축 응력에 대한 각각의 재료 상수를 2개씩 도출하였다. 도출된 3차원 파단 변형률 평면은 실험 결과와 상당히 밀접한 상관 관계를 가지는 것으로 파악되었다. 전단 응력만 작용하는 경우 평균 응력 삼축비의 영향이 거의 존재하지 않음을 확인하였으며, 인장 응력 또는 압축 응력이 지배적일 경우 평균 응력 삼축비의 영향을 무시할 수 없다는 점을 파단 변형률 평면으로부터 파악할 수 있었다.

파단 변형률 평면의 유효성을 검증하기 위하여 비대칭 노치를 가지는 시편을 설계/제작하여 인장 실험을 실시하였다. 또한 평균 응력 삼축비와 평균 정규 로드 파라미터는 상용 유한요소 해석 코드의 파단 변수로 사용할 수 없기 때문에 이 파라미터를 수치 해석에 도입하기 위하여 사용자-서브루틴을 개발하였다. 사용자-서브루틴을 적용한 비대칭 노치 시편의 수치 해석을 수행한 결과 실험 결과와 잘 일치하는 결과를 얻었고, 3차원 파단 변형률 평면의 유효성을 검증하였다.

향후 개선 사항으로서, 순수 전단 시뮬레이션의 하중 감소를 구현하기 위하여 고차 형상 함수 요소나 하이브리드 요소 등의 사용을 검토할 필요가 있다. 또한 선행 연구(Choung et al., 2011; Coung et al., 2012; Choung and Nam, 2013)에서 큰 노치를 가지는 대칭 시편의 경우 수치 해석이 실험과 비교적 큰 차이를 보였던 것처럼 본 논문에서 제시하는 비대칭 노치 시편의 시뮬레이션에서도 큰 노치를 가지는 시편에서의 편차가 큰 것을 확인하였다. 이는 수정 진응력이 외삽 진응력의 기울기를 증가시키는 역할을 하였음에도 여전히 소재의 유동 응력을 과소 평가해서 발생하는 문제이므로 이에 대한 향후 연구가 필요하다. 전단 응력이 지배적인 시편과 압축 응력이 지배적인 시편에 대한 추가적인 실험을 통하여 파단 변형률 평면의 유효성을 넓은 범위의 파단 파라미터에 대하여 검증할 필요가 있다. 본 논문의 제1부에서 기술한 바와 같이 응력의 비비례성 (Nonproportionality)이 파단 변형률 평면의 형성에 영향을 줄 수 있으므로 향후 이에 대한 엄밀한 연구가 요구된다.

후 기

본 논문은 산업통상자원부 해양플랜트특성화대학사업의 지원을 받아 수행되었습니다. 또한 2015년 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구입니다 (해양에너지 융복합 인력양성).

References

- Altair, 2013. HyperWorks 12.0 User Manual. Altair.
 Bai, Y., Wierzbicki, T., 2008. A New Model of Metal Plasticity and Fracture with Pressure and Lode Dependence.

- International Journal of Plasticity, 24(6), 1071-1096.
- Choung, J., 2009. Comparative Studies of Fracture Models for Marine Structural Steels. *Ocean Engineering*, 36(15), 1164-1174.
- Choung, J., Shim, C.S., Kim, K.S., 2011. Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel: Part III - Experimental Study on Failure Strain. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(3), 53-66.
- Choung, J. Shim C.S., Song H.C., 2012. Estimation of Failure Strain of EH36 High Strength Marine Structural Steel Using Average Stress Triaxiality. *Marine Structures*, 29(1), 1-21.
- Choung, J., Nam, W., 2013. Formulation of Failure Strain According to Average Stress Triaxiality of Low Temperature High Strength Steel (EH36). *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(2), 19-26.
- Choung, J., Nam, W., Kim, Y., 2014a. Fracture Simulation of Low-temperature High-strength Steel (EH36) Using User-subroutine of Commercial Finite Element Code. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 28(1), 34-46.
- Choung, J., Nam, W., Lee, D., Song, S.Y., 2014b. Failure Strain Formulation Via Average Stress Triaxiality of an High Strength Steel for Arctic Structures. *Ocean Engineering*, 91, 218-226.
- Simulia, 2008. Abaqus User Manual. Silumia.

Fatigue Analysis of 306K Crude Oil Tanker Based on MSC Fatigue

Wei Guo^{***}, Dong-Myung Bae^{*}, Bo Cao^{*} and Da-Long Qi^{*}

^{*}Department of Naval Architecture and Marine Systems Engineering, Pukyong National University, Busan 48513, Korea

^{**}Shipbuilding Technology Research Institute, Shanghai 200032, China

KEY WORDS: Fatigue analysis, Li's approach, MSC. Fatigue, Common structural rules (CSR)

ABSTRACT: Fatigue in the metal used as hull material has always been an important issue. The fatigue phenomenon generally occurs suddenly in a ship hull, and always causes a large number of casualties and economic losses. This paper presents a study of an assessment method for the fatigue life based on Li's approach using MSC Fatigue. The details of Li's approach based on MSC Fatigue are provided. Based on the results of this study, it can be concluded that Li's approach has several advantages: (1) it allows the wide application of different structural details, (2) is easy to use, and (3) provides accurate results. Finally, Li's approach can be proven to be feasible for a ship's fatigue analysis.

1. Introduction

Fatigue study requires an advanced and combined synthetic analysis of the macro- and micro-circumstances. Because of the distinctiveness of fatigue analysis, there are many factors, including the material properties, environmental factors, and welding characteristics. There is also great uncertainty in the coefficients during the calculation or assessment process. Moreover, there are so many uncertain factors in an actual situation that fatigue analysis mainly focuses on the study of the certainty derived from a fatigue analysis method, which requires a combination of practical experiments to verify the known methods. The development of computer technology has opened up a new research direction involving rapid methods of fatigue analysis using computer simulations based on the mainstream deterministic method (Yang and Kim, 2012).

Generally, the fatigue failure process can be divided into three stages: the initiation of cracks, stable growth of cracks, and fracture (Cramer et al., 1995). There are also different reasons for fatigue failure and the destruction of the total or local intensity. The former is caused by alternating stresses, particularly the amplitudes of the alternating stresses, and the breakage is a gradual accumulation process. However, the latter is induced by an amplitude with an extreme value, which causes a sudden destruction (Mao, 2009; Fricke, 2003;

Sarkani et al., 2001).

Fatigue analysis may be carried out using methods based on a fatigue test (S-N data) and the estimation of cumulative damage (Palmgren-Minner rule). In a case where the loading or geometry of the considered part is too complex, Li's approach (Li and Zhao, 2013) has been proposed based on MSC Fatigue. In this paper, Li's approach is utilized by taking a 306K crude oil tanker as an example, and the results may indicate that it is feasible to estimate the fatigue life of a ship.

2. Theory of fatigue assessment

2.1 Basic theory of Li's approach

Fatigue analysis may be carried out using methods based on a fatigue test (S-N data) and the estimation of cumulative damage (Palmgren-Minner rule). The long term stress range distribution is a fundamental requirement for fatigue.

The fatigue assessment of Li's approach is based on a finite element (FE) model, which should consider the influence of corrosion. The total corrosion addition t_{corr} for structural members is found as follows:

$$t_{corr} = t_{was} + 0.5 \text{ mm} \quad (1)$$

where t_{was} is the total wastage allowance of considered

Received 16 July 2015, revised 9 November 2015, accepted 17 December 2015

Corresponding author Dong-Myung Bae: +82-51-629-6613, dmbae@pknu.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

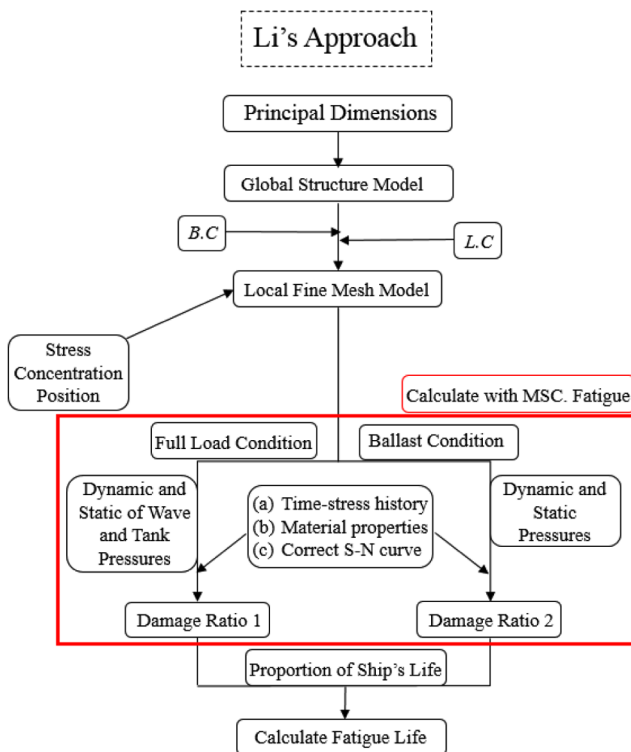


Fig. 1 Basic phases of Li's approach

structural member.

For ships, the basic loading conditions are a full load condition and ballast condition. In the theory mentioned above, in order to estimate the fatigue life of a ship, it is first necessary to calculate the alternating stresses for each loading condition. Second, the time-stress history should be obtained through a simulation of the approximate operating states in waves. Then, the damage value can be calculated using the correct S-N curve by MSC Fatigue. Finally, the fatigue life is calculated using the damage value and time-stress histories in Li's approach. The basic phases are shown in Fig. 1.

2.2 S-N curve and cumulative damage

According to the common IACS rules (2006), the assessment of the fatigue strength of a welded structural members includes the following 3 phases:

- (1) Calculation of stress ranges
- (2) Selection of design S-N curve
- (3) Calculation of the cumulative damage

The capacity of a welded steel joints with respect to its fatigue strength is characterized by S-N curves, which give the relationship between the stress ranges applied to a given detail and the number of constant amplitude load cycles to failure (DNV, 2003). The basic designed S-N curves are

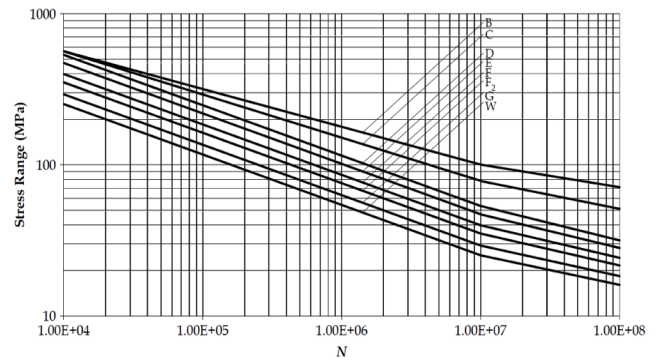


Fig. 2 Basic design S-N curves, in-air

shown in Fig. 2.

We assume that the long-term distribution of stress ranges fit a two-parameter Weibull probability distribution, and the fatigue assessment of the structure is based on the application of the Palmgren-Miner cumulative damage rule (DNV, 2003).

The cumulative fatigue damage ratio, DM , should be less than one for the design life of the ship. The design life is not to be less than 25 years. The resultant cumulative damage can be found as follows:

$$DM = \sum_{i=1}^2 DM_i \tag{4}$$

DM_i cumulative fatigue damage ratio for the applicable loading condition

- $i = 1$ for full load condition
- $i = 2$ for normal ballast condition

The cumulative fatigue damage ratio, DM , may be converted to a calculated fatigue life using the relationship given below:

$$Fatigue\ life = \frac{Design\ life}{DM} \text{ years} \tag{5}$$

2.3 Design pressure for fatigue analysis

Generally, fatigue analyses are performed for representative loading conditions according to the ship's intended operation (IACS, 2006). The following two loading conditions should be examined:

- (1) Full load condition at design draught at departure
- (2) Ballast condition at normal ballast draught at departure

The load components that should be considered are the static pressures due to loading conditions, dynamic wave pressure P_e , and dynamic tank pressure P_i . The rule expressions are adjusted for an excess probability of 10^{-4} per wave cycle. In general, the fatigue damage should be

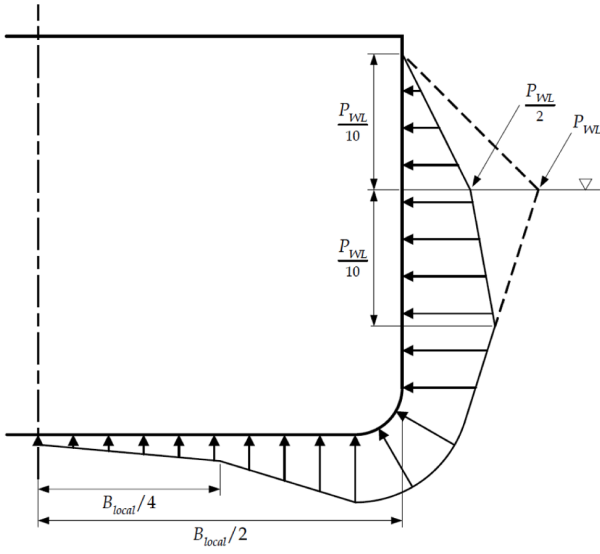


Fig. 3 Transverse distribution of dynamic wave pressure amplitude (half pressure range)

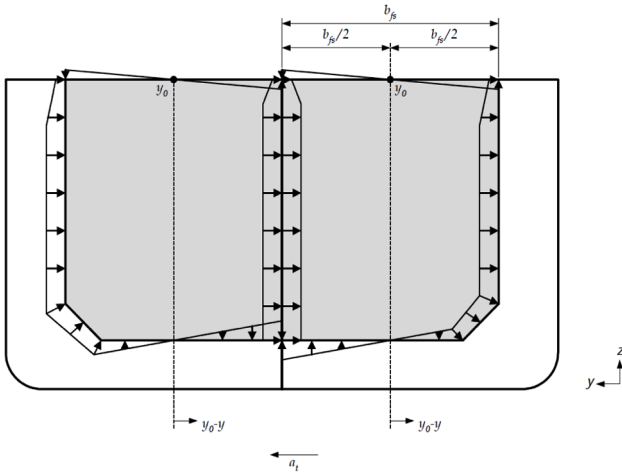


Fig. 4 Dynamic tank pressure due to transverse acceleration

calculated for all representative load conditions combined with the expected operation time under each of the considered conditions.

The distribution of the dynamic wave pressures P_e is shown in Fig. 3 based on the common structural rules.

The dynamic tank pressures P_{ix} , P_{iy} , and P_{iz} resulting from the longitudinal, transverse, and vertical accelerations, respectively, can be calculated. They are found as follows:

$$P_{iz} = \rho a_v (z_0 - z) \quad (6)$$

$$P_{iy} = f_{ull} - t \rho a_t (y_0 - y) \quad (7)$$

$$P_{ix} = f_{ull} - t n g \rho a_{lng} (x_0 - x) \quad (8)$$

For example, Fig. 4 shows the dynamic tank pressure due

to the transverse acceleration.

2.4 Calculation of pressure cycles

Because the motions of a ship are very complex during actual operations, it is difficult to predict the dynamic pressure amplitude outside the ship and thus inside the tanks (including cargo tanks and ballast tanks) using a reasonable method.

In order to approximately characterize the time-stress histories under different operating conditions of a ship, a tank's transverse movement cycle T_y and longitudinal movement cycle T_x can be calculated using the following formulas:

$$T_y = \sqrt{\frac{4\pi b_f}{g \tanh\left(\frac{\pi h_f}{b_f}\right)}} \quad (9)$$

$$T_x = \sqrt{\frac{4\pi l}{g \tanh\left(\frac{\pi h_f}{l}\right)}} \quad (10)$$

The main parameters are shown in Fig. 5.

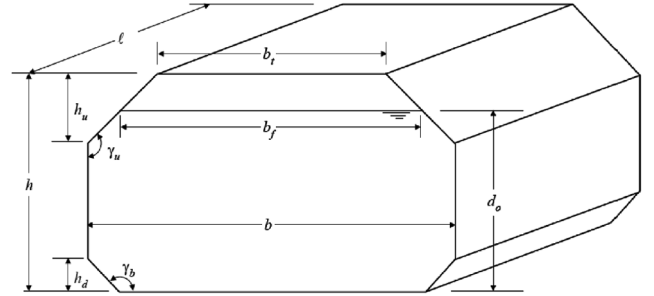


Fig. 5 Geometric parameters of tank

3. Tanker's characteristics

The principal dimensions and some of the basic data of a 306K ton crude oil tanker are presented in Table 1.

Table 1 Principle dimensions of target ship

Items	Symbol	Value
Length	L_{OA}	332.00 m
Length	L_{BP}	320.00 m
Depth	D	31.00 m
Draft	T_d	20.80/10.20 m
Breadth	B	58.00 m
Service speed	V	16.00 knot
Block coefficient	C_B	0.829/0.764

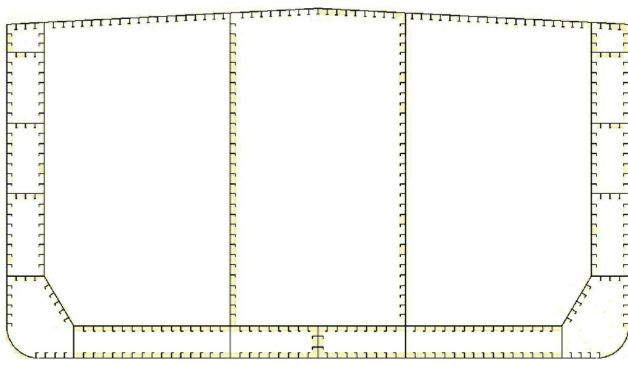


Fig. 6 Mid-section of tanker

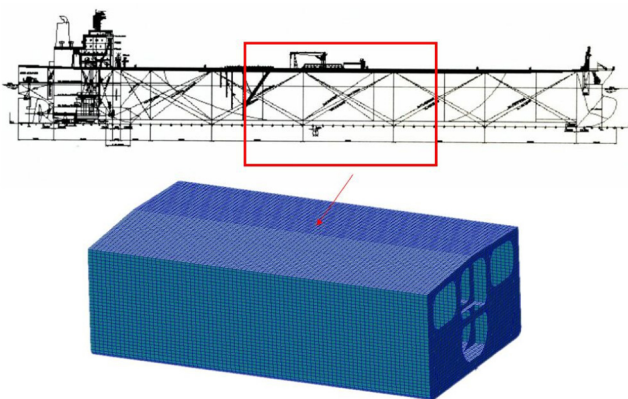


Fig. 7 General arrangement profile & considered section (from frame 75 to frame 95)

The typical mid-section of the 306K ton crude tanker is shown in Fig. 6.

The general arrangement profile and considered FE model as shown in Fig. 7. The FE model of the middle body includes 20 frames. This paper considers this part of the ship.

According to common structural rules, the model extent to be considered is 1/2+1+1/2 tanks.

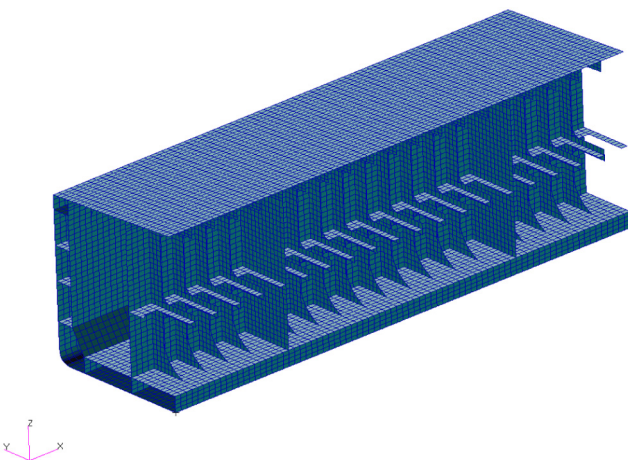


Fig. 8 Half FE model of considered section

4. Calculation and analysis

4.1 Load cases

Fatigue analyses are carried out for representative loading conditions according to the ship's intended operation. The following two loading conditions are examined:

- (1) Full load condition at design draught
- (2) Normal ballast condition

The load cases are shown in Fig. 9.

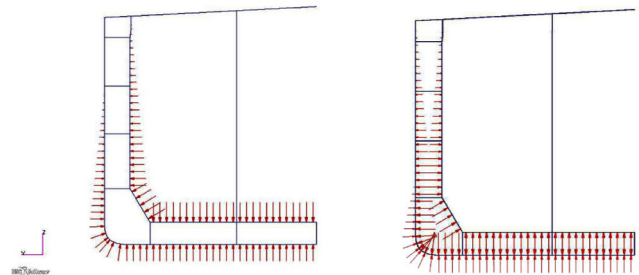


Fig. 9 Load cases for full load and ballast conditions

4.2 Boundary condition

The boundary conditions used in Li's approach are the same as those used in a structural strength assessment. All of the boundary conditions are applied at the ends of the cargo tank FE model. These are listed in Table 2.

Table 2 Boundary constraints at model ends

Location	Translation			Rotation		
	δ_x	δ_y	δ_z	θ_x	θ_y	θ_z
Aft End						
Aft end (all longitudinal elements)	RL	-	-	-	RL	RL
Independent point	Fix	-	-	-	M_{v-en}	M_{lt-en}
Deck, inner bottom and outer shell	-	Springs	-	-	-	-
Side, inner skin and longitudinal bulkheads	-	-	Springs	-	-	-
Fore End						
Fore end (all longitudinal elements)	RL	-	-	-	RL	RL
Independent point	-	-	-	-	M_{v-en}	M_{lt-en}
Deck, inner bottom and outer shell	-	Springs	-	-	-	-
Side, inner skin and longitudinal bulkheads	-	-	Springs	-	-	-

Ground spring elements with stiffness in global Y and Z degrees of freedom are applied on the grid points along the structures.

4.3 Stress concentration position

By adding the load cases and boundary conditions, the basic structural strength analysis can be done by MSC. Nastran. The stress concentration position would be found through this analysis.

The details of the concentration position in Fig. 11 and the geometry are listed in Table 3.

Table 3 Geometry of considered position

Item	Value [mm]
Height of water side keelson	3000
Height of frame	
Thickness of lower hopper	24
Thickness of frame	
Thickness of water side keelson	15
Thickness of inner bottom	21

4.4 Fatigue analysis

The detail model should be fine meshed in order to obtain more accurate results. This fine mesh FE model is depicted in Fig. 12, and the corrosion thickness is obtained using the fine mesh model.

The pressure described in the front may be combined in MSC Fatigue. For example, the combined static and dynamic external pressure at position Y=29m, Z=0 for the full load

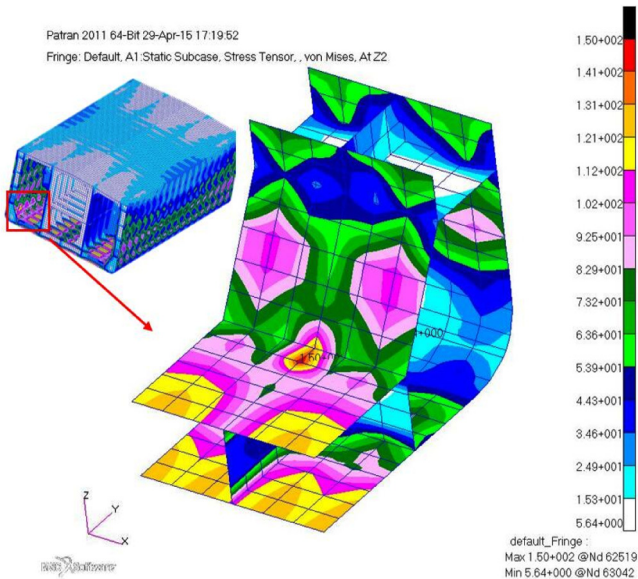


Fig. 10 Stress result for concentration position

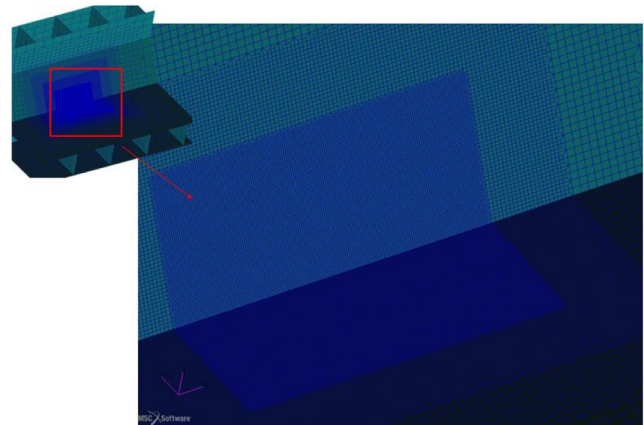


Fig. 12 Fine mesh model details

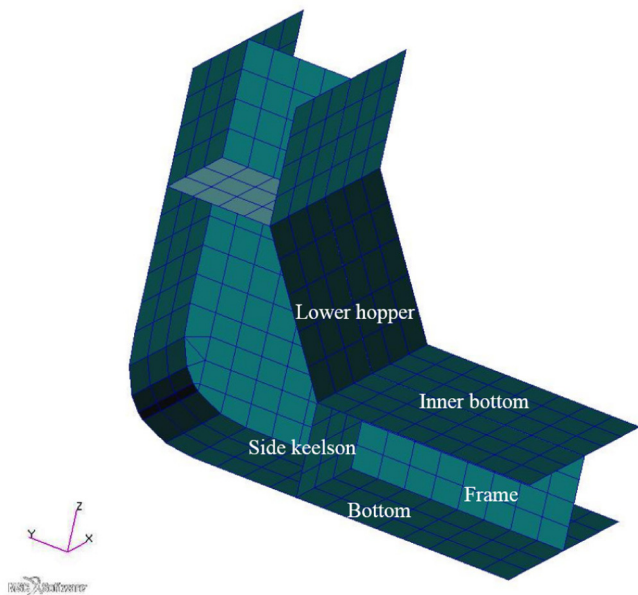


Fig. 11 Details of concentration position

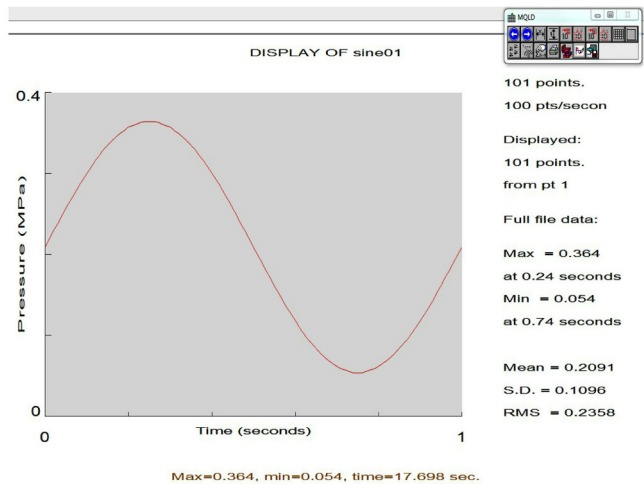


Fig. 13 Combined pressure at position Y = 29 m, Z = 0 for full load condition

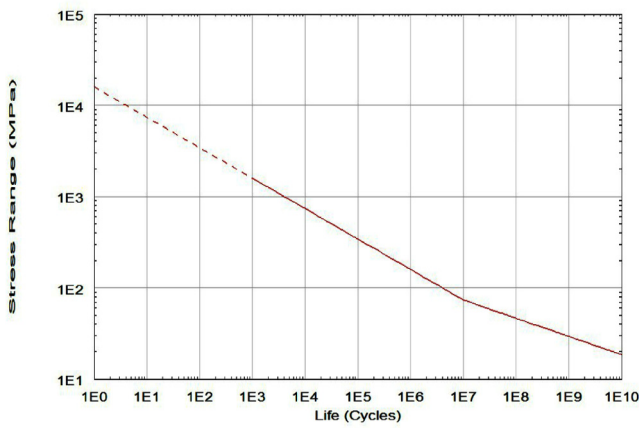


Fig. 14 Described Class D S-N curve in MSC.Fatigue

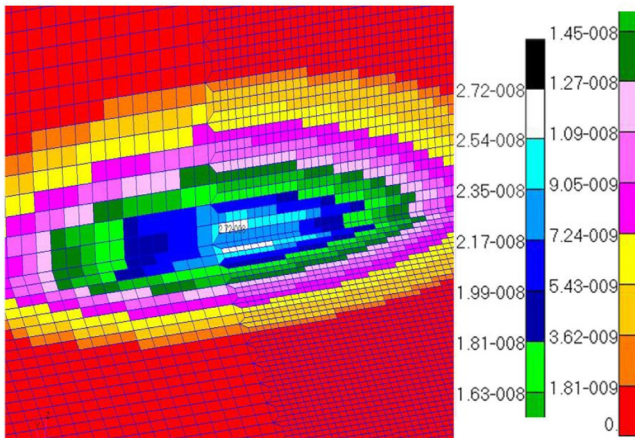


Fig. 15 Fatigue damage of fine mesh model

condition is shown in Fig. 13, and the Class D S-N curve is shown in Fig. 14.

At the same time, in order to meet the fatigue strength security requirement, the certainty of survival is taken to be 96%. The fatigue assessment results are shown in Fig. 15.

For the full load condition, the fatigue damage is found to be 2.716285×10^{-8} according to the results, which are listed in Table 4.

Table 4 Results from fine mesh model

Items	Full load condition	Ballast condition
Damage per cycle	2.7163×10^{-8}	1.6541×10^{-8}
Period per cycle	17.698 s	13.721 s
Part of time	0.425	0.425
Cycles per year	7.5731×10^5	9.7681×10^5
Part of damage per year	2.0571×10^{-2}	1.6158×10^{-2}
Part damage of 25 years	0.5143	0.4039

The total fatigue life can be calculated as follows:

$$T_{life} = 25/DM = 27.227 \text{ years}$$

In order to verify the feasibility of Li's approach, the two methods recorded in the common structural rules were also used, namely the nominal stress method and hot spot stress method. A comparison of the results is shown in Table 5.

Table 5 Comparisons of results of other methods

Items	Calculated fatigue life [years]	Difference
Nominal stress method	29.415	4.60%
Hot spot stress method	28.121	0
Li's approach	27.227	-3.18%

5. Conclusions

In the past, fatigue has been studied by various classification societies and institutions. On the basis of common structural rules, the initial fatigue strength check specification was based on an empirical formula. However, these deterministic fatigue verification methods have many disadvantages, including computational complexity and result uncertainty.

Li's approach using an FE method based on MSC Fatigue has been shown to be a useful method for fatigue assessment. It can be used for other concentration positions or to compare the results from other fatigue assessment methods.

In the above analysis, the basic results of a fatigue analysis of the target ship were obtained. In particular, because there are various methods for performing a fatigue assessment, it is necessary to perform a comparison between them by investigating an actual structure, and then making a comparison with simulation results in the next study.

References

Yang, P.D.C., Kim, M.-K., 2012. Modified S-N Curve Method to Estimate Fatigue Life of Welded Joints. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 26(2), 26-32.

Cramer, E.H., Loseth, R., Olaisen, K., 1995. Fatigue Assessment of Ship Structures. *Marine Structures*, 8(4), 359-383.

Mao, W., 2009. Random Fatigue Analysis of Container Ship Structures. Chalmers University of Technology and University of Gothenbur, Sweden, 1-13.

Fricke, W., 2003. Fatigue Analysis of Welded Joint: State of

- Develop. Marine Structures, 16(3), 186-200.
- Sarkani, S., Michaelov, G., Kihl, D.P., 2001. Stochastic Fatigue Damage Accumulation in a T-welded Joint According for the Residual Stress Fields. *International Journal of Fatigue*, 23(1), 71-78.
- Li, T., Zhao, Z.Y., 2013. Research on Fatigue Life of Portal Crane Structure based on MSC. Fatigue. Wuhan University of Technology, China, Chapter 4, 39-66.
- International Association of Classification Societies (IACS), 2006. Common Structural Rules for Double Hull Oil Tankers. Section 7.3, 1-22, Appendix C.1, 1-37, C.2, 1-9.
- Det Norske Veritas (DNV), 2003. Fatigue Assessment of Ship Structures. Classification Notes 30.7), 8-11.

수조실험을 통한 해저지반 굴삭용 워터젯 장비의 성능평가에 관한 연구

나경원* · 조효제** · 백동일*** · 황재혁** · 한성훈** · 장민석* · 김재희**

*한국해양대학교 해양과학기술전문대학원

**한국해양대학교 조선해양시스템공학부

***한국해양대학교 건설공학과

Study on Performance Evaluation of Subsea Waterjet Trenching Machine Using Water Tank

Kyoung-Won Na*, Hyo-Jae Jo**, Dong-Il Baek**, Jae-Hyuk Hwang**,
Sung-Hoon Han**, Min-Suk Jang* and Jae-Heui Kim**

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

**Division of Naval Architecture and Ocean Systems Engineering, Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

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

KEY WORDS: Subsea trenching machine 해저지반 굴삭장비, Waterjet trenching 워터젯 굴삭, ROV trencher 굴삭로봇, Trenching depth 굴삭심도, Trenching speed 굴삭속도

ABSTRACT: The demand for subsea cables and pipelines that transfer marine energy resources onshore has recently increased. Laying these underground after trenching is one engineering method to stabilize exposed subsea cables and pipelines. This experimental study found the optimum conditions for operating two types of waterjet arms mounted on an ROV trencher. A waterjet arm for trenching the seabed was scaled down at a ratio of 1:6, and a comparative analysis was conducted using diverse parameters. The results of this research provide a practical fundamental database to assist in making decisions about the ROV trencher performance in advance.

1. 서 론

최근 전 세계적으로 해상풍력발전단지, 해저 원유 및 천연가스 생산을 위한 해양 플랜트 설치가 증가하면서 생산된 에너지를 수송하기 위한 해저케이블과 해저파이프라인의 설치 및 시공이 점차 증가하고 있다. 특히 해저케이블은 해상풍력발전 단지로부터 생산된 에너지를 육상으로 수송해 줄 뿐만 아니라 세계 각국의 정보 전달 수단으로서 그 기능을 수행하고 있다. 해저파이프라인 역시 해양에서 채취한 원유와 천연가스를 육상으로 공급해주는 수단으로 그 중요성이 크다. 육상과 달리 다양한 해양환경에 노출된 해저케이블과 해저파이프라인은 파랑, 조류, 해저산사태와 같은 자연환경 요소와 선박의 닻, 저인망 어구, 폐그물 등에 의한 인위적 유해환경 요소에 노출되어 있다. 따라서 해양에서 생산된 전기에너지와 원유, 가스 등을 안전하게 운반하기 위해 케이블 및 파이프라인이 설치될 지역의

정밀한 해저지반 조사를 수행하여 적절한 보호시공 공법을 선정해야한다. 보호시공 공법 중 해양환경으로 인한 손상을 방지하기 위해 콘크리트 매트리스, 자갈, 사석 등을 이용하여 안정성을 확보하고 구조물의 위치를 유지시키는 피복형 공법이 있다. 그러나 피복형 공법은 시공 안정성의 문제와 비경제적인 문제가 있어, 특수한 장비를 사용하여 해저지반을 굴삭하고 구조물을 매설시키는 공법이 일반적으로 사용된다.

그 중 대표적인 굴삭공법으로는 워터젯 암(Waterjet arm)을 이용하여 매설 토사구간에 다량의 물을 고압으로 주입함으로써, 주변 지반의 토사밀도를 감소시켜 지반을 직접 제거하거나 액상화시키는 워터젯 공법이 있다. 이러한 워터젯 굴삭공법의 개발 및 적용원리에 대한 선행 연구는 특히 수중상태에서 워터젯 암을 적용하여 모래지반에 작용하는 현상을 실험결과를 통해 경험적으로 접근한 논문이 주를 이루고 있다. O'Donoghue et al.(2001)은 대차에 워터젯 암을 수직으로 고정시키고 대차가 수

Received 10 September 2015, revised 18 November 2015, accepted 17 December 2015

Corresponding author Hyo-Jae Jo: +82-051-410-4302, hjjo@kmou.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

조를 따라 이동할 때 워터젯 노즐에서 분사되는 압력에 따른 세굴의 형상을 경험식으로 나타내었다. Berghe et al.(2008)과 Su et al.(2007)은 노즐이 하나인 워터젯 암을 Berghe et al.(2011)과 Perng and Capart(2008)은 노즐이 여러 개인 워터젯 암을 경사지게 매달아 수중 상태에서 이동할 때 발생하는 모래 입자의 부유현상과 침식현상을 분석하여 이론적으로 설명하였다. 이와 같은 선행연구들은 워터젯 암을 지반에 매설하지 않고 단순히 지반위에서 작용하는 현상에 대한 실험을 수행하였기 때문에 실제 해양에서 이루어지는 매설 작업의 환경을 구현하지 못했으며 연구 대상 장비의 성능 및 작업효율을 추정할 수 있는 실험결과와 신뢰성에도 한계가 있다.

반면 Adamson and Kolle(1996)는 두 개의 노즐을 지닌 워터젯 암을 대차에 고정시키고, 물이 존재하지 않는 점토질의 지반에 묻은 채 이동시키며 실험을 하여 굴삭 성능 향상을 위한 노즐 구조를 제안하였다. 그러나 다양한 해양작업 환경 조건에서 다수의 노즐을 갖는 워터젯 암을 지반에 매설하고 전진시킨 실험적 연구는 본 연구가 유일하다.

본 연구에서는 젯팅암(Jetting arm) 타입과 백파이프(Back pipe) 타입의 워터젯 굴삭기를 실제 크기의 1/6로 축소 제작하였고, 최대 작업효율을 예측할 수 있는 노즐직경, 굴삭속도, 유량, 분사각도를 파라미터로 실험을 수행하였다. 실험을 통해 예측된 측정치들의 분석을 통하여 굴삭용 워터젯 장비의 성능들을 비교·검토하였다.

2. 실험 방법

2.1 실험을 위한 워터젯 암 모형

실험에 사용된 워터젯 암은 실제 크기의 1/6로 축소 제작하였으며, 실제 작업환경을 고려할 수 있는 파라미터들의 기하학적 비율은 Table 1에 정리하였다. 실험에 사용되는 펌프는 굴삭시 실질적으로 분사수류를 만들어 내는 역할로 워터젯 장비의 굴

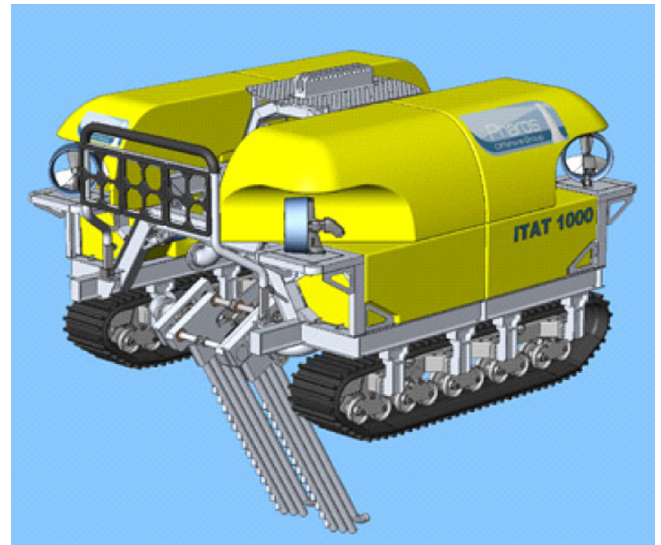


Fig. 1 Jetting arm mounted on ROV trencher (Pharos, 2013)

삭능력을 좌우하는 중요한 장비이다. 그러나 실제 ROV (Remotely operated vehicle) 트랜처를 기준으로 Table 1과 같이 전력용량을 축소시킬 경우 실제 장비를 구동시킬 수 있는 최소한의 전력량보다 작은 값이 산출되므로 모형실험을 위한 펌프는 유량과 분사압력을 고려하여 이에 부합하는 장비의 전력을 사용하였다(Kim, 2006).

ROV기반 수중 작업용 로봇의 한 종류인 ROV 트랜처는 주로 해저케이블 및 소구경 파이프라인의 매설과 유지보수 작업을 수행한다. 일반적인 워터젯 방식의 굴삭 작업은 ROV 하단에 한 쌍의 워터젯 암이 유압실린더에 의해 내려오면서 높은 수압을 이용하여 해저면을 굴삭하고 케이블 및 파이프라인을 매설한다(Li et al., 2014). Fig. 1은 젯팅암이 장착된 전형적인 ROV 트랜처의 모습이다.

Fig. 2는 실험에 사용하기 위해 실제 크기의 1/6으로 축소 제작된 두 종류의 워터젯 굴삭기를 나타낸 것이다. (a)는 젯팅암, (b)는 백파이프로 본 논문에서는 Type I 과 Type II로 명명한다. Type I 은 전면부 노즐(Forward-firing water jet nozzles)과 백

Table 1 Scale effect

Quantity	Model	Prototype	Equivalent value of the scale
Trench depth	L_m	L_p	$\frac{L_p}{L_m} = SF = 6$
Flow rate	Q_m	Q_p	$\frac{Q_p}{Q_m} = \frac{L_p^2 V_p}{L_m^2 V_m} = SF^{2.5}$
Water pressure	p_m	p_p	$\frac{p_p}{p_m} = \frac{V_p^2}{V_m^2} = SF$
Jetting power	P_m	P_p	$\frac{P_p}{P_m} = \frac{p_p Q_p}{p_m Q_m} = SF^{3.5}$
Progress rate of trencher or Water velocity through nozzle	V_m	V_p	$\frac{V_p}{V_m} = \sqrt{\frac{gL_p}{gL_m}} = SF^{0.5}$

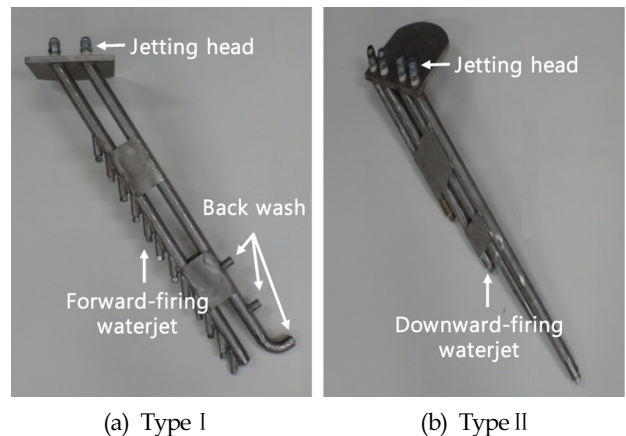


Fig. 2 Model of experiment

워시(Back wash)로 구성된다. 전면부 노즐은 진행방향의 지반을 굴삭하는 기능을 갖고, 백워시는 워터젯 암 전면부 노즐과 균형을 맞추기 위해 제작되어 굴삭된 지반을 제거하는 역할을 한다(Adamson and Kolle, 1996). 또한 Type I의 전면부 노즐은 좌우 5°씩 기울어진 채로 제작되어 지반을 굴삭한다. Type II는 지반으로 향하는 노즐만 가지고 있으며, Type I과 같이 백워시 기능을 갖는 노즐들이 설비되지 않아 굴삭하고 난 이후의 액상화된 지반을 후면으로 불어줄 수 없는 단점이 있다. 이러한 단점을 보완하기 위해 Type I보다 훨씬 큰 구경의 노즐을 사용한다.

2.2 실험장비 및 구성

실험은 Fig. 3과 같이 한국해양대학교 해양시스템 연구실(Ocean systems engineering laboratory)에서 보유하고 있는 길이 25m, 높이 1.3m, 폭 1m 규격의 수조에서 수행하였다. 실험장비는 실제 작업해역을 구현할 수 있는 해양공학 수조, 굴삭속도의 변화를 위한 예인대차, 두 가지 타입의 워터젯 굴삭기 모형, 분사되는 물의 유량 조절을 위한 펌프, 해저지반의 구현을 위한 토사로 구성되며 수조 내부에 길이 2.5m, 높이 1m, 폭 0.5m의 알루미늄 프레임으로 구성된 내부수조를 제작하였다.

내부수조 바닥으로부터 0.6m 높이로 모래층을 포설하고, 포설된 모래층 상부로 0.2m의 물을 채웠다. 수조위에 설치된 예인대차는 컴퓨터로 제어하는 전기모터에 의해 최소 0.11m/s 속도에서 최대 0.33m/s의 속도로 이동한다. 또한 토사는 침수시간에 따라 입자간의 결합력이 달라지기 때문에 매 실험마다 30분의 동일한 시간 간격을 갖고 지반이 안정된 후에 실험을 진행하였다. 이와 같이 워터젯 매설기의 재질과 이동방향, 굴삭속도,

Table 2 Specification of equipment

Material of trenching machine	Sand diameter [cm]	Direction of movement	Velocity of towing carriage [m/s]
Stainless	0.012	A → B	0.11 ~ 0.33

토사의 평균입경과 같은 실험장비의 특성을 Table 2와 같이 정리하였다.

2.3 실험 파라미터

Table 3과 같이 동일한 굴삭속도 및 분사유량 조건에서 직경이 다른 세 가지 종류의 노즐로 실험을 수행하여 굴삭심도가 가장 큰 결과를 나타낸 직경의 노즐을 Type I의 노즐로 선정하였다. 이와 같이 선정된 노즐을 적용한 Type I의 굴삭심도를 계측하기 위하여 Table 4와 같이 굴삭속도와 분사유량을 파라미터로 두었다. Type II는 3.4m³/h의 동일한 분사유량을 가질 때 굴삭속도와 분사각도를 변수로 두어 굴삭심도를 파악하였다.

Table 3 Nozzle variation of Type I

Variable	Nozzle degree [°]	Flow rate [m ³ /h]	Trenching velocity [m/s]	Nozzle diameter [mm]
Type I	60	4.2	0.11	3
				4
				5

Table 4 Experiment condition for Type I and Type II

Type	Trenching velocity [m/s]	Flow rate [m ³ /h]	Nozzle degree [°]		
I	0.11	3.0	90		
				3.4	
					3.8
		4.2			
				0.22	
					3.4
	3.8				
		0.33	3.0		
					3.4
	3.8				
			0.11	3.0	
					3.4
3.8					
	0.22	3.4			
				3.8	
0.33					3.0
		3.4			
			3.8		

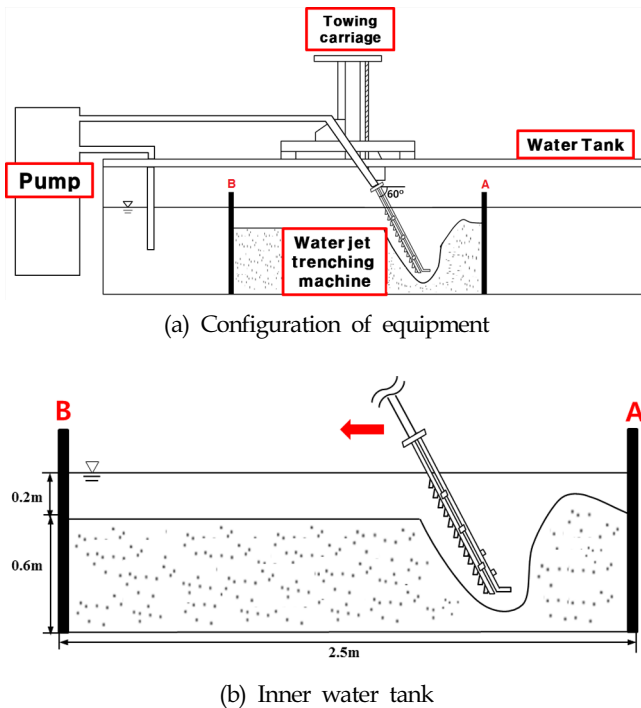


Fig. 3 Experiment setup

3. 실험결과 및 고찰

3.1 Type I의 굴삭성능

Fig. 4는 Type I의 실험 중 일부 실험장면을 촬영한 사진이며, 직경이 다른 세 개의 노즐을 적용하여 반복실험을 통해 평균값을 산출한 결과 3mm, 4mm, 5mm의 노즐 직경에서 각각 0.465m, 0.372m, 0.354m의 평균 굴삭심도를 파악하였으며 그 결과는 Fig. 5에 나타내었다. 동일한 유량조건에서 노즐직경이 증가할수록 분사압력이 감소하므로 굴삭효율을 극대화할 수 있는 3mm의 노즐을 최적 노즐 직경으로 결정하였다.

Fig. 6에서 Type I의 최대 굴삭심도는 4.2m³/h의 유량과 0.11m/s의 굴삭속도에서 측정되었으며, 3.0m³/h 와 3.4m³/h 유량에 대해 0.11m/s 보다 빠른 굴삭속도를 갖는 실험 조건에서는 신뢰성 있는 굴삭심도의 측정에 어려움이 있었다. 마찬가지로 3.8m³/h의 유량을 가지고 0.33m/s의 굴삭속도를 가지게 될 경우 굴삭하기에는 부족한 유량을 가지고 있으므로 굴삭심도를 파악하기 어려웠다.

따라서 굴삭심도는 유입되는 유량이 작을수록, 굴삭속도가 빠를수록 굴삭심도는 얇게 측정되었으며 실제작업 해석에서 필요로 하는 일정 수준의 굴삭심도를 확보하기 위해서는 최소 3.0m³/h 이상의 유량과 0.11m/s 이상의 굴삭속도가 필요한 것을 파악하였다.

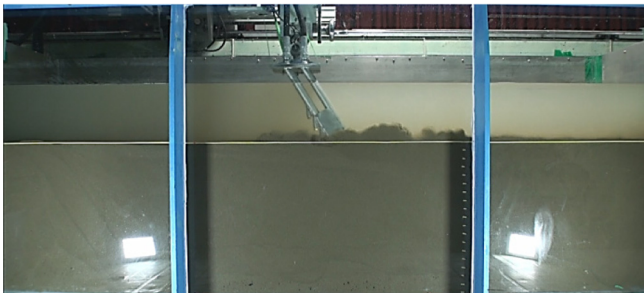


Fig. 4 Snapshot of Type I

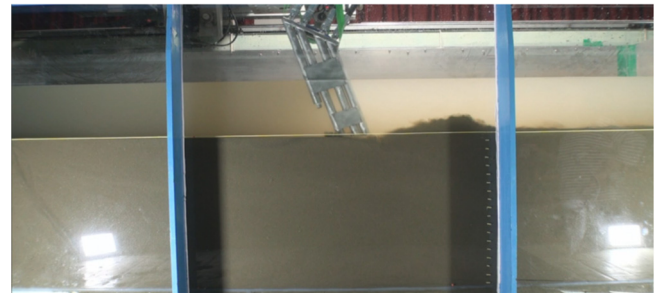


Fig. 7 Snapshot of Type II

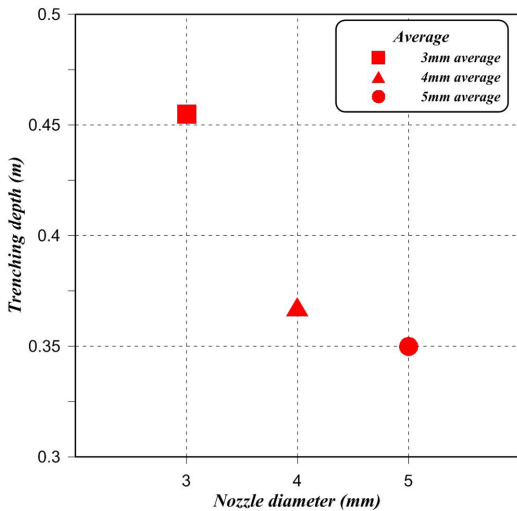


Fig. 5 Nozzle diameter vs. trenching depth

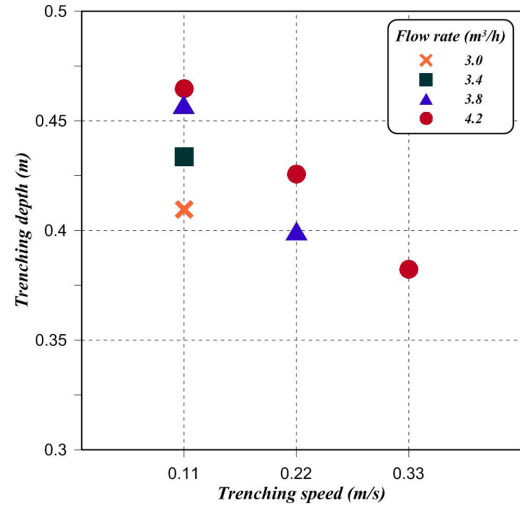


Fig. 6 Trenching depth vs. trenching speed by flow rate

3.2 Type II의 굴삭성능

Fig. 7은 Type II의 실험 중 일부 실험장면을 보여주고 있다. Type II는 3.0m³/h의 유량조건에서 굴삭하며 전진하기에는 유량이 부족한 것으로 판단되며, 3.8m³/h 이상의 유량에서는 지반교란으로 측정된 굴삭심도의 신뢰성이 부족하여 분석에서 제외하였다.

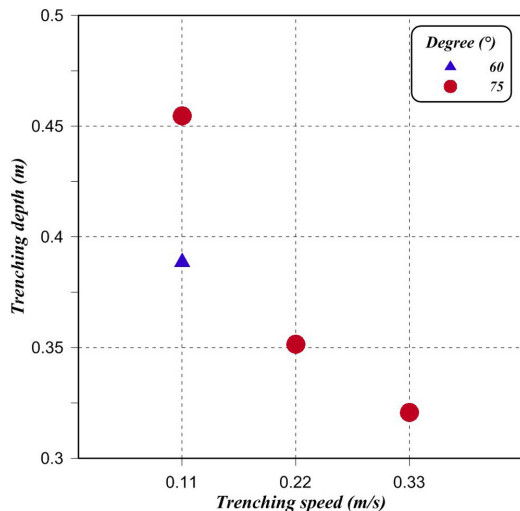


Fig. 8 Trenching depth vs. trenching speed by flow rate

Fig. 8은 Table 4에서 나타낸 TypeⅡ의 노즐각도와 굴삭속도의 변화에 따른 굴삭심도를 나타낸 그래프이다. 그 결과 75°의 노즐각도를 갖고 0.11m/s, 0.22m/s, 0.33m/s의 굴삭속도의 조건에서는 각각 0.455m, 0.351m, 0.321m의 굴삭 심도가 측정되었다. 반면 60°의 노즐각도를 갖는 경우 0.11m/s의 굴삭속도에서 0.389m의 굴삭심도가 측정되었지만, 0.11m/s의 굴삭속도보다 빠른 속도에서는 공학적으로 유의미한 굴삭심도를 측정하는데 어려움이 있었다.

4. 결 론

본 연구는 해저케이블과 해저파이프라인의 매설시공에 있어 ROV 트랜처에 장착되는 두 종류의 워터젯 굴삭기의 굴삭성능을 파악하기 위해 모형실험을 수행하였으며 결과는 다음과 같다.

(1) 노즐 직경의 변화에 따른 굴삭심도는 직경이 3mm일 때 최대 굴삭심도를 나타내었고 분사압력이 높을수록 굴삭효율이 증가하는 양상을 보였다.

(2) Type I의 경우 실제 작업시 요구되는 굴삭심도를 확보하기 위해서는 최소 3.0m³/h 이상의 유량과 0.11m/s 이상의 굴삭속도가 필요한 것으로 파악하였다.

(3) TypeⅡ는 해저지면에 대한 노즐각도가 작을수록, 전진 속도가 빠를수록 굴삭성능이 저하되어 작업효율이 낮아지는 것을 확인할 수 있었다. 특히 해저지면에 대한 노즐의 각도가 60°일 경우, 0.11m/s이상의 속도에서 측정이 어려웠던 굴삭심도는 공학적 신뢰성 확보를 위하여 추가 실험이 필요한 것으로 판단된다.

(4) 향후, 본 실험결과를 바탕으로 수치 시뮬레이션 검증을 통해 실험결과의 신뢰성을 확보하고 나아가 해저지반 워터젯 굴삭장비의 기본설계에 참고자료로 활용될 것으로 기대된다.

후 기

본 연구는 교육부의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 산학협력 선도대학(LINC) 육성사업의 연구결과입니다.

References

- Adamson, J.E., Kollé, J.J., 1996. Development of a Waterjetting Cable Burial System for a Broad Range of Soils in up to 2500 Meters of Seawater. Presentation at Underwater Intervention '96, Marine Technology Society.
- Berghe, J.V., Capart, H., Su, J.C.C., 2008. Jet Induced Trenching Operations: Mechanisms Involved. Proceeding of Offshore Technology Conference, OTC (19441), USA.
- Berghe, J.V., Pyrah, J., Gooding, S., Capart, H., 2011. Development of a Jet Trenching Model in Sand. Frontiers in Offshore Geotechnics II, 889-894
- Kim, H.A., 2006. A Study on the Basic Design of Sub-sea Trenching Machine Using Water Jetting. MSc thesis, Graduated Institute of Ocean system Engineering, Korea Maritime and Ocean University.
- Li, J.H., Kim, J.T., Lee, M.J., Lee, W.S., Han, S.C., Lee, J.W., Pyo, S.H., 2014. Consideration on Optimal Construction of Thrust System for Improvement of ROV Trencher's Cable Burying Performance. 29th ICROS Annual Conference. 482-483.
- O'Donoghue, T., Trajkovic, B., Piggins, J., 2001. Sand Bed Response to Submerged Water Jet. Proceeding of the Eleventh International Offshore and Polar Engineering Conference, 66-72.
- Perng, A.T.H., Capart, H., 2008. Underwater Sand Bed Erosion and Internal Jump Formation by Travelling Plane Jets. Journal of Fluid Mechanics, 595, 1-43.
- Pharos Offshore Group, 2013. ITAT1000 Trenching ROV. [Online] Available at: <<http://www.pharosoffshoregroup.com/services/equipment/itat1000/>> [Accessed 13 Dec. 2013].
- Su, J.C.C., Perng A.T.H., Capart, H., 2007. Underwater Trenching Incision and Turbid Overspill due to Moving Point Jets. Proceedings of the 32nd International Association for Hydro-Environment Engineering and Research (IAHR) Congress, Venice, Italy, 544

열화한 STS316L에 대한 Cr-free 코팅액의 내식특성

이소영* · 김영수* · 정희록** · 안석환*** · 남기우****

*부경대학교 대학원

** (주)프리폴

***충원대학교 메카트로닉스학과

****부경대학교 재료공학과

Corrosion Resistance Characteristics of Cr-free Coating Solution for Degraded STS316L

So-Young Lee*, Young-Soo Kim*, Hee-Rock Jeong**, Seok-hwan Ahn*** and Ki-Woo Nam****

*Graduate School, Pukyong National University, Busan, Korea

**Prepoll Co. Ltd., Busan, Korea

***Dept. Mechatronics, Jungwon University, Chungbuk, Korea

****Dept. Materials Science and Engineering, Pukyong National University, Busan, Korea

KEY WORDS: Organic/inorganic hybrid coating solution 유/무기 하이브리드 코팅 용액, Salt spray test 염수분무시험, Corrosion resistance 내식성, Degradation 열화

ABSTRACT: In this study, we developed a Cr-free organic/inorganic hybrid solution and investigated its coating properties on degraded STS316L. Both the OIBD-1 solution and OIBD-2 solution had excellent corrosion resistance and adhesion ability. However, the solution had some problems in a boiling water environment. In addition, the flexibility was excellent, and the scratch resistance was relatively good.

1. 서 론

최근 해양산업과 관련된 강구조물의 사용은 급격히 증가하고 있으며, 특히 해상구조물 혹은 기계부품에 사용되는 강 소재들은 해수라는 분위기 특성 때문에 항상 부식(Corrosion)에 노출되고 있다. 따라서 부식저항성이 높은 재료를 사용해야 치명적인 파손을 예방할 수 있으며, 또한 수명연장을 피할 수 있다. 스테인리스강(STS, stainless steel)은 크롬을 12% 이상 함유하기 때문에, 표면의 크롬산화물 피막으로 인하여 산화를 방지한다. 즉, 표면에 Cr₂O₃의 피막이 20~40 Å의 두께로 형성되어, 부식을 유발하는 인자(물, 산소 및 염소이온 등)들이 금속기내로 침입하는 것을 차단하는 부동태 피막으로 작용하여 우수한 내식성을 가진다. 그러나 용접 등에 의하여 500~900℃의 열을 받으면 입계나 입내에 Cr₂₃C₆ 등의 크롬탄화물을 형성하여(Atanda1 et al, 2010), 크롬 고갈 영역을 형성함으로써 입계부식과 공식이 발생된다(Rashid

et al, 2012). 이것은 응력 하에서 입계응력부식균열(IGSCC, intergranular stress corrosion cracking)과 입내응력부식균열(TGSCC, transgranular stress corrosion cracking)의 원인이 되어, 스테인리스강은 내식성을 잃게 된다. 이와 같이 선박이나 건축용으로 많이 사용되고 있는 스테인리스강의 예민화(열화)에 관한 부식 특성 연구는 많다(Clarke et al, 1978; Tsai and Eagar, 1984; Lee et al, 1990; Kim et al, 1998; Kim and Baek, 1998; Lim et al, 2007). 그러나 유/무기 하이브리드 용액에 의한 내식성 향상의 연구는 저자들에 의하여 보고되었으나(Seo et al, 2010a; Seo et al, 2010b; Seo et al, 2010c; Nam et al, 2011a; Nam et al, 2011b; Kim et al, 2012; Nam et al, 2013), 예민화 온도역에서 열화된 스테인리스강을 사용한 코팅액의 내식성 평가 연구는 찾아볼 수 없다.

따라서 본 연구는 스테인리스강 예민화 온도 범위 480~720℃에서 열화한 STS316L에 고내식 Cr-free 유/무기 하이브리드 용

Received 5 January 2015, revised 21 October 2015, accepted 17 December 2015

Corresponding author Ki-Woo Nam: +82-51-629-6358, namkw@pknu.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2014 in Busan

액을 코팅하고, 염수분무 시험에 의한 내식성, 크로스 컷에 의한 부착성, 내비등수성, 내굴곡성 및 굽힘 저항성 등 코팅액의 내식특성을 평가하였다.

2. 재료 및 실험방법

2.1 시험편

사용한 재료는 시판되고 있는 두께 1mm의 STS316L이며, Table 1에 화학성분을 나타낸다. Fig. 1에 나타내는 염수 분무 시험편의 크기는 KS D 9502 규정의 60×80mm 보다 약간 큰 70×90mm이다. 이것은 가장자리 부분에서 부식이 시작되는 것을 방지하기 위하여 테이핑 처리하기 위한 것이다. 먼저, STS316L 제조 당시 부식 방지용 방청액은 탈지제(중외 휴먼텍, CW-ISC/D, 강력탈지 세척제, CW-1020)를 사용하여 제거하고, 이소프로판올에서 5분간 초음파 세척하고, 건조하였다. 그리고 시험편은 열화에 의한 내식성 영향을 평가하기 위하여, 480~720°C 범위에서 60°C 간격으로, 각 온도에서 4시간 열화하여 공냉하였다.

코팅은 바코터 3호(습도막 두께 : 6.86 μ m)를 사용하였으며, 200°C에서 80초간 경화시켰다. 이때 경화된 OIBD-1과 OIBD-2 코팅막의 두께는 습도막 두께 × 코팅액 고형분으로 계산하면 약 1.1 μ m정도이다.

2.2 코팅용액

본 실험에서 사용한 코팅액은 도료나 접착제로 널리 사용되고 있는 고분자 합성수지를 이용하여 (주)프리폴에서 제조하였다. 사용한 고분자는 우레탄, 멜라민 및 에폭시 수지를 사용하

Table 1 Chemical compositions of STS316L [wt.%]

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	N
0.021	0.38	0.83	0.021	0.001	16.78	10.02	2.04	0.05

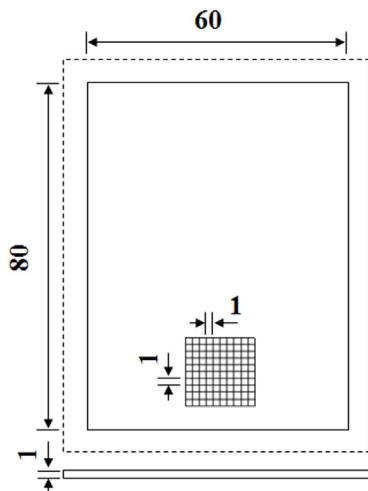


Fig. 1 Dimensions of specimen for salt spray test (unit : mm)

Table 2 Coating solution [wt.%]

	OIBD-1	OIBD-2
Urethane resin	13	7
Si polysilicate	7	7
melamine resin	2	5
Epoxy resin	-	6

였으며, Si 폴리실리케이트를 혼합하여, 유/무기 하이브리드 용액을 제조하였다. Table 2는 Si기가 함유된 OIBD-1용액과 OIBD-2용액의 조성을 나타낸다.

2.3 염수분무시험

코팅된 STS316L의 내식성 평가는 염수분무시험기(ATS-SST900, AT system Co. Ltd)를 사용하여 실시하였다. KS D 9502에 의거하여 시험편은 챔버 내의 45°기울어진 거치대에 설치하고, 분무실의 온도는 35±2 °C로 유지하면서 중성 염수를 분무하여 시험을 실시하였다. 시험편은 24시간 간격으로 관찰하였으며, 120시간 동안 실시하였다. 시험편의 내식성 평가는 촬영한 사진으로 초기 부식의 발생시간과 부식의 진행영역의 넓이(부식 면적률)로 판단하였다. 부식 면적률은 모눈종이법으로 구하였다. Fig. 2는 염수분무 시험의 흐름도이다.

2.4 코팅막 부착성 시험

STS316L 표면의 코팅막 부착성은 일반적으로 사용되고 있는 테이프법을 사용하였다. 시험은 Fig. 1에 나타낸 것과 같이 10×10mm의 면적에 1mm 간격으로 선을 긋고 3M 테이프를 붙였다 떼어내었을 때, 코팅막의 박리여부로서 부착성을 평가하였다(ASTM, 2009).

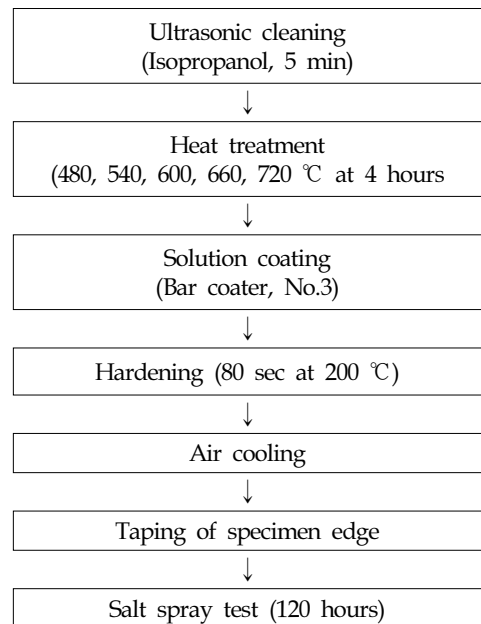


Fig. 2 Flow chart of salt spray test

2.5 내비등수성 시험

코팅막의 내비등수성 시험은 STS316L 표면에 OIBD-1용액과 OIBD-2용액을 코팅하여 끓는 물에 1시간 동안 침적한 후 건져 내어 표면을 관찰하고, 젖은 상태에서 손가락으로 30회 문질러 표면의 변화를 관찰하였다.

2.6 내굴곡성 시험

코팅막의 내굴곡성은 OIBD-1용액과 OIBD-2용액을 코팅한 STS316L을 180°굽혀서, 코팅 표면의 크랙이나 박리 등의 발생 유무를 관찰하였다.

2.7 굽힘 저항성 시험

굽힘 저항성 평가는 간이식 연필 경도 시험기(No.221D, Yoshimitsu)를 사용하여 KS D 3520에 의거하여 실시하였다. 연필은 미즈비시 제품으로, 끝단을 코팅막과 45°로 하여 9.8N 하중으로 전방으로 밀어서 코팅막에 굽힘이 발생하지 않는 저항성을 평가하였다. 이 때 2~4초 동안 앞쪽으로 약 10mm 거리를 균일한 속도로 이동하였다. 하나의 시험편에 대하여 5회씩 시험하여 3회 이상 굽힘이 발생하지 않으면, 사용한 연필의 경도를 합격하는 것으로 하였다.

3. 결과 및 고찰

3.1 염수분무시험

Fig. 3은 120시간 동안 염수분무 시험한 모재 및 720°C 열화 시험편의 결과를 나타낸다. 그림에서 (a)는 무코팅 시험편, (b)는 OIBD-1용액 코팅시험편, (c)는 OIBD-2용액 코팅시험편이다. 부

식면적률은 염수분무 시간에 따라 초기 표면 상태와 비교하여 나타낸 것이다. 무코팅 시험편 (a)에서 열화시험편은 열화온도가 증가하고 염수분무 시간이 길어질수록 부식이 많이 발생하였다. 그러나 OIBD-1용액 코팅시험편(b)는 부식이 전혀 발생하지 않았으나, OIBD-2용액 코팅시험편(c)는 부식이 약간 발생하였다.

Fig. 4는 무코팅 시험편, OIBD-1용액 코팅시험편 및 OIBD-2용액 코팅시험편의 부식면적률과 염수분무시간과의 관계를 나타낸 것이다. (a), (b) 및 (c)에서 모재는 부식이 발생하지 않았기 때문에 나타내지 않았다. (a)는 무코팅시험편의 부식면적률을 나타낸 것이다. (a)에서 열화온도가 낮은 480°C는 부식이 거의 발생하지 않았으나, 540°C와 600°C는 부식면적률이 직선적으로 증가하고 있다. 120시간에서 각각 면적률이 50%와 80%를 나타내었다. 한편 660°C와 720°C는 20시간에서 부식면적률이 거의 70~80%를 나타내고, 120시간에서 전 면적에 부식이 발생하였다. (b)는 OIBD-1용액 코팅시험편의 부식면적률을 나타낸 것으로, 어떤 열화온도에서도 부식이 발생하지 않았다. (c)는 OIBD-2용액 코팅시험편의 부식면적률을 나타낸 것이다. OIBD-2용액 코팅시험편은 유일하게 720°C 열화시험편의 120시간에서 부식이 약간 발생하여, 약 4%의 부식면적률을 나타내었다. 따라서 본 연구에 사용한 2종류의 코팅액은 내식성이 우수하다고 판단된다.

상기와 같이 우수한 내식성을 나타내는 이유는 다음과 같다 (Seo et al, 2010(a)). Si기를 첨가한 유/무기 하이브리드 용액은 졸-겔 방법의 가수분해에 의하여 Si 폴리실리케이트 용액을 만들 수 있다. 금속 알콕사이드를 Me(OR)_n으로 나타내면, 식 (1)의 반응과 같이 가수분해하여, 생성된 Me(OH)_n은 용액 중에서

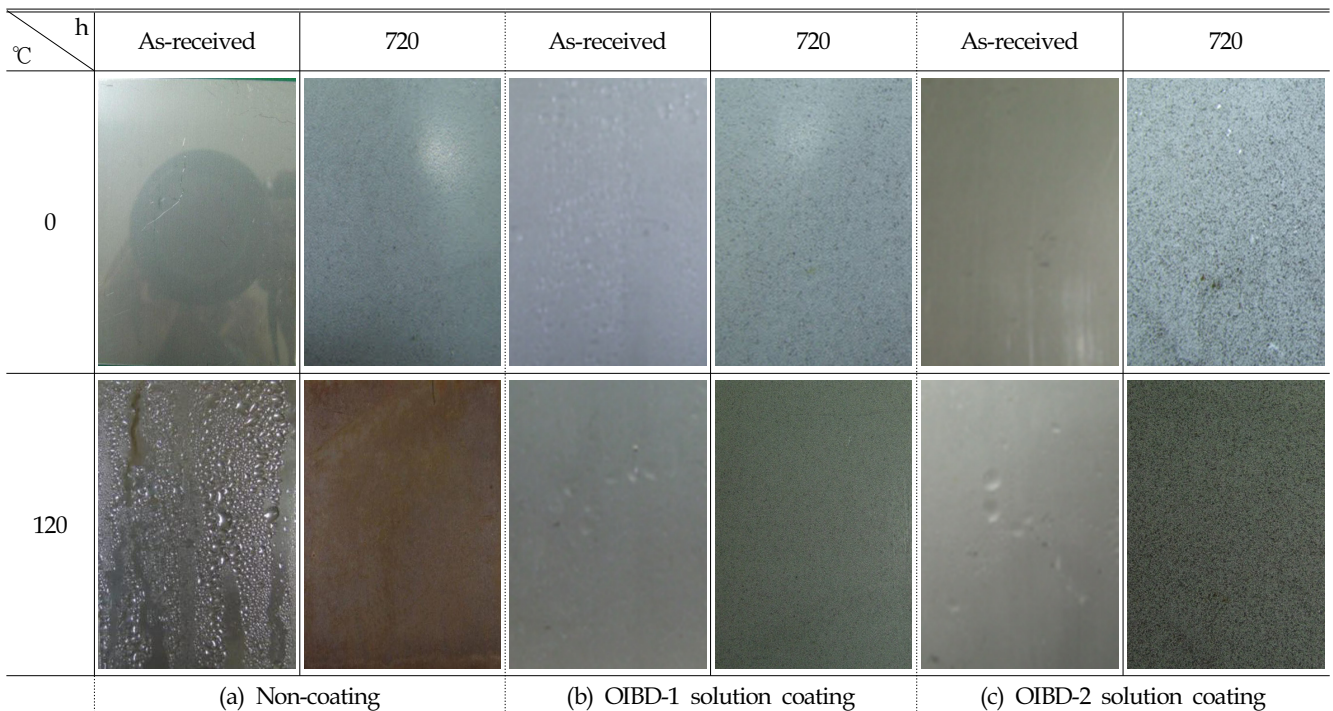
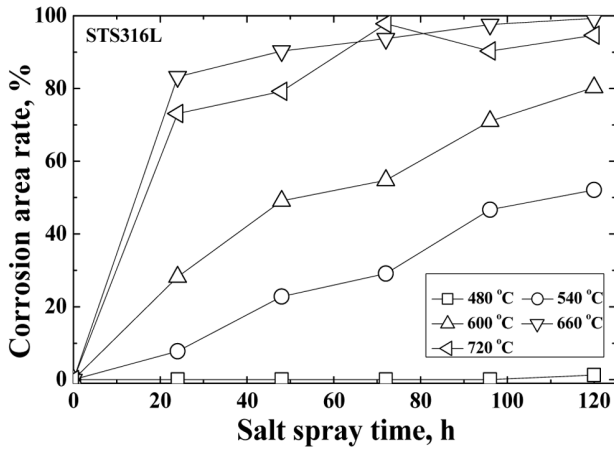
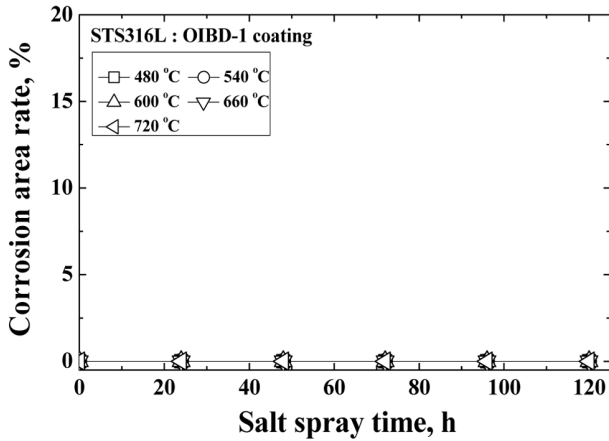


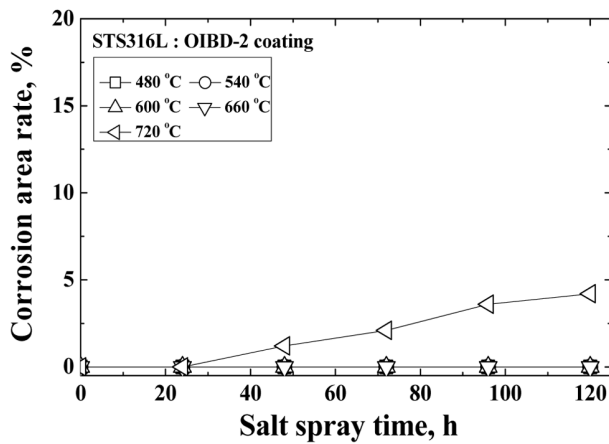
Fig. 3 Typical results of salt spray test using as-received specimen and degraded specimen (720 °C)



(a) Non-coating



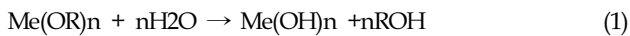
(b) OIBD-1 solution coating



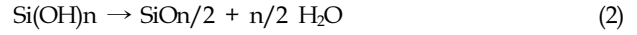
(c) OIBD-2 solution coating

Fig. 4 Relationship of between corrosion area rate and salt spray time

식 (2)와 같이 반응한다.



식 (1)에서 Me는 Si, Ti, Al, Ba 등의 금속, R은 CH₃, C₂H₅, C₃H₇ 등의 알킬기, n은 금속의 산화수를 나타낸다. 본 연구에서는 Si를 첨가하였으므로,



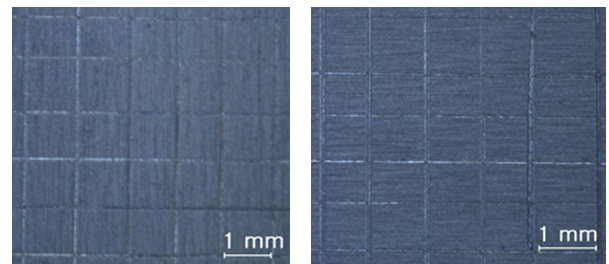
Si(OH)_n은 식 (2)에 의하여 중축합하여 용액 중에 -Si-O-Si-O-의 결합이 형성된 골격을 가지는 산화물 미립자가 생성되고, 이것이 연결되어 용액은 겔화하여 건조 후에 치밀한 피막이 형성된다. 이와 같은 이유에 의하여 염수분무에 의한 내식성, 크로스 컷, 내비등수, 내굴곡성 및 굽힘 저항성이 우수하다.

3.2 크로스 컷 시험

Fig. 5는 Fig. 1에 나타내듯이 크로스 컷한 표면에 3M 테이프를 부착하여 박리 시험한 결과를 나타낸다. 두 종류의 코팅액 OIBD-1용액과 OIBD-2용액에 의한 코팅막은 전혀 박리가 발생하지 않았으므로, 코팅액의 부착성은 우수하다. Seo et al(2010c)의 연구결과에서 박리가 발생한 S-700보다 우수한 부착성을 나타낸다.

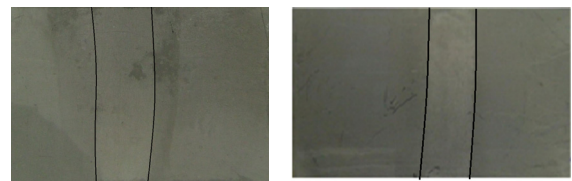
3.3 내비등수성 시험

Fig. 6은 내비등수성 시험의 결과를 나타낸다. 그림의 실선은 문지름에 의한 코팅막의 변화를 표시하였다. 코팅막 상태는 1시간 동안 끓는 물에서 주름, 팽창, 균열, 벗겨짐 등의 변화는 없었다. 이것은 위에서 설명한 것과 같이 치밀한 피막이 형성되었기 때문이다. 그러나 손가락으로 30회 문지른 후의 코팅막은 OIBD-1용액과 OIBD-2용액 모두 변화가 일어남을 확인하였다. 코팅액의 고분자수지는 유리전이온도가 140°C 전후이므로 100°C의 비등수에서 연화되었기 때문이다. 이것으로 OIBD-1용액



(a) OIBD-1 solution (b) OIBD-2 solution

Fig. 5 Results of cross cut test.



(a) OIBD-1 solution (b) OIBD-2 solution

Fig. 6 Results of boiling water resistance test (Solid line : Surface variation portion by rubbing)

과 OIBD-2용액은 비등 범위의 분위기에서 접촉에 약하다고 판단된다.

3.4 내굴곡성 시험

Fig. 6은 OIBD-1용액과 OIBD-2용액으로 코팅한 시험편을 180° 굴곡 시험한 결과이다. 인장측의 코팅막은 육안과 현미경으로 확인한 결과, OIBD-1용액과 OIBD-2용액 코팅시험편 모두 균열 또는 박리가 전혀 발생하지 않았다. 이것으로부터 두 종류의 코팅액으로 코팅한 시험편의 코팅막은 굴곡 등의 변형에 박리될 염려가 없다고 판단된다.

3.5 굽힘 저항성 시험

굽힘 저항성 시험은 두 종류의 코팅용액으로 코팅된 STS316L 모재시험편으로 실시하였다. OIBD-1용액과 OIBD-2용액으로 코팅한 시험편의 굽힘 저항성 시험의 결과를 Table 3과 Table 4에 나타내었다. 여기서 x는 굽힘이 발생한 경우이고, o는 굽힘이 발생하지 않은 경우를 나타낸다. 한 종류의 시험편에 대하여 5회씩 시험하여 3회 이상 굽힘이 발생하지 않으면, 굽힘 저항성이 양호한 것으로 판단하였다. 시험 결과 OIBD-1용액은 3H의 정도를 만족하였고, OIBD-2용액은 가장 높은 정도인 4H의 정도를 만족하였다. OIBD-2용액의 굽힘 저항성이 높은 것은 첨가된 에폭시 수지 때문이라 판단된다.

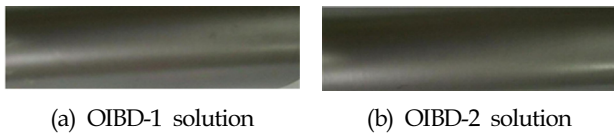


Fig. 7 Results of flexibility

Table 3 Results of scratch resistance by OIBD-1 solution coating

	Pencil type					
	4B	B	F	H	3H	4H
1	o	o	o	o	x	x
2	o	o	o	o	x	o
3	o	o	o	x	o	x
4	o	o	o	x	o	x
5	o	o	o	o	o	o

Table 4 Results of scratch resistance by OIBD-2 solution coating

	Pencil type					
	4B	B	F	H	3H	4H
1	o	o	o	o	o	x
2	o	o	o	o	x	x
3	o	o	o	o	o	o
4	o	o	o	o	x	o
5	o	o	o	o	o	o

4. 결 론

본 연구는 예민화 온도 영역에서 열화한 STS316L에 Cr-free 유/무기 하이브리드용액을 코팅하여 염수분무 시험에 의한 내식성, 크로스 컷에 의한 부착성, 내비등수성, 내굴곡성 및 굽힘 저항성 등 코팅액의 내식특성을 평가하였다.

- (1) 열화된 STS316L에 코팅한 OIBD-1용액과 OIBD-2용액은 염수분무에 대하여 우수한 내식성을 나타내었다.
- (2) 두 종류의 용액은 부착성, 내비등수성, 굴곡성 및 굽힘 저항성도 우수한 특성을 나타내었다. 그러나 우레탄수지 때문에 내비등 후의 문지름 시험은 문지름 자국이 남았다.
- (3) 두 종류의 용액은 중축합하여 용액 중에 -Si-O-Si-O-의 결합으로 산화물 미립자가 생성되고, 산화물 미립자가 연결되어 용액은 겔화하여 건조 후에 치밀한 피막이 형성되기 때문에 우수한 특성을 나타내었다.

References

Atanda1, P., Fatudimu1, A., Oluwole, O., 2010. Sensitization Study of Normalized 316L Stainless Steel. Journal of Minerals & Materials Characterization & Engineering, 9(1), 13-23.

ASTM, 2009. Standard Test Methods for Measuring Adhesion by Tape Test. ASTM D3359-09, 1-8.

Clarke, W.L., Cowan, R.L., Walker, W.L., 1978. Comparative Methods for Measuring Degree of Sensitization in Stainless Steel. ASTM STP 656, 99-132.

Kim, B.T., Baek, K.K., 1998. A Study on Evaluation of Degree of Sensitization in AISI 304 Stainless Steel and Its Welding Heat Affected Zone. Journal of Corrosion Science Society of Korea, 17(2), 99-109.

Kim, H.P., Hwang, S.S., Rhee, C.K. Kim, K.M., Kim, J.S. 1998. A Review of Sensitization of Stainless Steel. Journal of Corrosion Science Society of Korea, 27(1), 52-64.

Kim, J.R., Choi, C.M., Nam, K.W., 2012. Corrosion Resistance of Cold Rolled Carbon Steel by Treating Organic/Inorganic Hybrid Coating Solution. Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A, 36(4), 405-412.

Lee, H.G., Choe, H.C., Kim, K.H., 1990. The Effect of Sensitization on Corrosion Behavior of AISI 316 Stainless Steel. Journal of Corrosion Science Society of Korea, 19(2), 87-95.

Lim, U.J., Yun, B.D., Kim, H.S., 2007. Effect of Sensitization on the Corrosion Characteristics of STS 304 Pipe. Corrosion and Protection, 6(1), 9-13.

Nam, K.W., Jeong, Y.K., Hwang, S.W., Kim, J.S., Moon, C.K., 2011a. Tribology of Si3N4 Ceramics according to an Amount of Additive SiO2 Nano Colloid. Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A, 35(3),

- 267-272.
- Nam, K.W., Kim, J.R., Choi, C.M., 2011b. Corrosion Resistance of Cold Rolled Steel Coated Organic/Inorganic Hybrid Coating Solution according to the Heat Treatment Temperature. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(6), 56-59.
- Nam, K.W., Kim, J.R., Choi, C.M., 2013. Corrosion Resistance Characteristics of Cold Rolled Steel by Cr-free Green Organic/Inorganic Hybrid Coating Solution. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(2), 33-38.
- Rashid, M.W.A., Gakim, M., Rosli, Z.M., Azam, M.A., 2012. Formation of Cr₂₃C₆ during the Sensitization of AISI 304 Stainless Steel and its Effect to Pitting Corrosion. *International Journal of Electrochemical Science*, 7, 9465-9477.
- Seo, H.S., Moon, H.J., Kim, J.S., Ahn, S.H., Moon, C.K., Nam, K.W., 2010a. Corrosion Resistance according to the Heat Treatment Temperature of Cr-free Coating Solution on Zinc Coated Steel. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 24(5), 60-66.
- Seo, H.S., Moon, H.J., Kim, J.S., Ahn, S.H., Moon, C.K., Nam, K.W., 2010b. Corrosion Resistance of Zinc Coating Steel coated Cr-free Coating Solution according to the Heat Treatment Time. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 24(5), 67-74.
- Seo, H.S., Moon, H.J., Kim, J.R., Kim, J.S., Ahn, S.H., Moon, C.K., Nam, K.W. 2010c. Corrosion Resistance of Galvanized Iron by Treating Modified Si Organic/Inorganic Hybrid Coating Solution. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(1), 32-38.
- Tsai, N.S., Eagar, T.W., 1984. The Size of the Sensitization Zone in 304 Stainless Steel Welds. *Journal of Materials for Energy Systems*, 6(1), 33-37.

다층용접한 저합금 용접금속의 강도와 인성에 미치는 입열량 및 예열/패스간 온도의 영향

방국수* · 정호신** · 박찬**

*부경대학교 신소재시스템공학과

**부경대학교 재료공학과

Effects of Heat Input and Preheat/interpass Temperature on Strength and Impact Toughness of Multipass Welded Low Alloy Steel Weld Metal

Kook-soo Bang*, Ho-shin Jung** and Chan Park**

*Department of Advanced Materials System Engineering, Pukyong National University, Busan, Korea

**Department of Materials Science and Engineering, Pukyong National University, Busan, Korea

KEY WORDS: Strength 강도, Toughness 인성, Heat input 입열량, Preheat/interpass temperature 예열/패스간 온도

ABSTRACT: The effects of the heat input and preheat/interpass temperatures on the tensile strength and impact toughness of multipass welded weld metal were investigated and interpreted in terms of the recovery of the alloying elements and microstructure. Increases in both the heat input and preheat/interpass temperatures decreased the tensile strength of the weld metal. A lower recovery of alloying elements, especially Mn and Si, and smaller area fraction of acicular ferrite in the weld metal were observed in higher heat input welding, resulting in a lower tensile strength. In contrast, only a microstructure difference was observed at a higher preheat/interpass temperature. The impact toughness of the weld metal gradually increased with an increase in the heat input because of the lower tensile strength. However, it decreased again when the heat input was larger than 45 kJ/cm because of the much smaller area fraction of acicular ferrite. No effect of the preheat/interpass temperature on the impact toughness was observed. The formation of a weld metal heat-affected zone showed little effect on the impact toughness of the weld metal in this experiment.

1. 서 론

선박, 해양 등의 구조물을 다층용접하는 경우 입열량과 예열/패스간 온도를 증가시키면 용접 생산성을 향상시킬 수 있으나 기계적 성질이 저하한다고 알려져 있다. 특히 1995년 일본 지진 시 철골조 용접부의 취성파단 이후 사용강재 및 와이어에 따라 허용할 수 있는 입열량과 예열/패스간 온도에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다(Tsukamoto et al., 2003; Yokoyama, 2003; Mukai et al., 2000). 입열량의 증가에 따른 용접금속 강도 저하는 고온 변태조직 형성과 사용 와이어의 합금원소 회수율 저하에 기인하는 것으로 알려져 있다(Schumann, 1995; Dixon and Hakansson, 1995; Gianetto, 1992). Vercesi and Surian(1996)과 Vercesi and Surian(1998)은 입열량을 16~22kJ/cm로 변경하여 피복 아크용접한 용접금속의 기계적 성질에 미치는 입열량의 영향에 대해 연구

한 결과, 입열량이 증가할수록 조직의 연화와 함께 용접봉 합금원소의 높은 산화손실로 용접금속 강도가 저하한다고 하였다. 한편 Evans(1982)는 C-Mn 용접금속의 미세조직과 화학조성에 대한 입열량의 영향을 조사하였다. 용접속도를 변경하여 입열량을 6~43kJ/cm으로 달리한 결과, 입열량이 증가하면 용접금속의 C, Mn, Si 등이 감소하며 또한 입계페라이트 양도 증가하여 용접금속 인장강도가 감소한다고 하였다. 이러한 결과들은 입열량의 증가에 따른 와이어 합금원소 회수율의 저하를 보고하고 있으나, 입열량을 결정하는 용접변수인 전류, 전압, 속도 중 어느 것의 영향이 더욱 뚜렷한지에 대해서는 설명하지 않고 있다. 한편 용접금속의 기계적 성질에 미치는 예열/패스간 온도의 영향에 대한 연구는 입열량의 연구에 비하여 상대적으로 드물다. Byun et al.(2006)은 고장력강을 다층 용접한 경우 예열/패스간 온도의 증가는 입열량 증가와 동일한 조직변화를 나타내어 인장강도를 감소시킨다고 하

Received 2 October 2015, revised 14 December 2015, accepted 17 December 2015

Corresponding author Kook-soo Bang: +82-51-629-6379, ksbang@pknu.ac.kr

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

였다. 본 연구에서는 다층용접 시 입열량과 예열/패스간 온도가 와이어 합금원소 회수율, 용접금속 조직, 그리고 강도에 미치는 영향을 비교하였다.

입열량과 예열/패스간 온도에 따른 용접금속 강도와 조직의 변화는 충격인성에도 직접적인 영향을 미칠 것으로 예상된다. 하지만 다층용접을 하는 경우 용접금속에는 후속패스에 의하여 재가열되어 세립의 결정립을 나타내는 소위 용접금속 열영향부(Weld metal heat affected zone, WM-HAZ)도 형성된다. 이 경우 용접금속 인성은 단순히 용접금속 조직 이외에 WM-HAZ의 형성 정도에도 영향을 받을 것으로 생각된다. 본 연구에서는 다층용접 시 입열량과 예열/패스간 온도 이외에 WM-HAZ 형성이 용접금속 충격인성에 미치는 영향도 함께 조사하였다.

2. 실험방법

두께 20mm인 JIS SM 570 압연강 (인장강도 620 MPa, 항복강도 460MPa, 연신율 26%)을 양면을 0.5mm 씩 연삭하여 두께 19mm로 만든 다음 길이 500mm, 폭 200mm로 절단하였다. 길이 방향에 Single bevel groove를 가공하여 AWS E80T1-Ni1에 해당하는 직경 1.4mm 플럭스 코어드 와이어를 사용하여 100% CO₂ 맞대기 용접하였다. Table 1에 사용한 와이어와 모재의 화학성분을 나타내었다. 와이어의 성분 분석은 와이어 그대로 상태에서 KS D1673(강의 유도결합 플라즈마 방출 분광분석방법)에 의거하여 행하였다. 용접 입열량은 전류, 전압, 속도를 동시에 변화시켜 20~46kJ/cm로 변경하였으며 예열/패스간 온도는 100℃와 200℃로 변경하였다. Table 2에 상세한 용접조건과 용접이음부 형상을 나타내었다. 각 조건에서 모든 패스의 용접조건은 동일하게 유지하였다. 용접 중 예열/패스간 온도는 용접선 길이의

1/2 위치(250mm)에서 Groove로부터 약 10mm 떨어진 곳의 판 표면에서 접촉식 온도계를 사용하여 측정하였다. 용접 후 용접금속의 화학조성은 용접금속 중앙에서 시편을 채취하여 발광분광분석법으로 확인하였다. 용접금속의 기계적 성질은 인장 및 충격 시험을 행하여 측정하였다. 인장시험은 JIS Z3111 A2호 시험편을 용접금속 중앙부에서 채취하여 상온에서 행하였으며, 충격시험은 판 두께의 1/2 위치(판 표면에서 9.5mm)에서 표준 Charpy 충격 시험편을 가공하여 0℃에서 행하였다. 이때 노치는 용접금속 중앙에서 용접선 길이에 수직이 되도록 가공하였다. 각 용접금속에서 조직은 최종 패스에서 광학현미경으로 관찰하였다. 이때 조직들은 International Institute of Welding(IIW) Doc. IX-1533-88에 따라 프라이머리 페라이트(Primary ferrite, PF), 침상페라이트(Acicular ferrite, AF), 그리고 제2상을 수반하는 페라이트(Ferrite with second phase, FS)로 대별하였다. IIW에 따르면 입계페라이트와 입내의 다각형 페라이트를 PF, 입내에서 중형비가 4:1 이하이며 일렬로 배열하지 않는 작은 페라이트를 AF, 그리고 입내에서 중형비가 4:1 이상이며 둘 이상이 일렬로 배열하는 페라이트를 FS로 구분한다. 이들 각 조직들의 비율은 배율 500배에서 영상분석장치를 사용하여 최소 500점 이상의 점산법으로 측정하였다.

3. 실험결과 및 고찰

일반적으로 입열량이 증가하면 용접금속에서 합금원소가 저하하고 고온 변태조직이 형성되어 인장강도가 감소 한다고 알려져 있다. 본 실험에서는 이러한 입열량의 영향과 함께 예열/패스간 온도의 영향도 같이 조사하였다. 입열량과 예열/패스간 온도에 따른 용접금속의 기계적 성질을 측정한 결과를 Table 3

Table 1 Chemical compositions of wire and base plate

Wire/plate	Chemical composition [wt%]									
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Al	Nb	Ti	B
Wire	0.075	0.51	2.39	-	0.80	-	0.30	-	2.07	0.0099
Base plate	0.037	0.14	1.50	0.197	0.21	0.069	0.04	0.039	0.02	-

Table 2 Welding conditions and joint configuration

Weld metal	Welding conditions					Pass number	Joint configuration
	Current [A]	Voltage [V]	Speed [cm/min]	Heat input [kJ/cm]	Preheat/interpass temperature [℃]		
1	367	32	35	20	100	6	
2	360	34	35	21	200	6	
3	377	41	32	29	100	5	
4	381	41	32	29	200	5	
5	417	42	26	41	100	3	
6	412	42	26	40	200	3	
7	428	43	24	46	100	3	
8	421	43	24	45	200	3	

Table 3 Mechanical properties and chemical compositions of weld metals

Weld metal	Mechanical properties				Chemical composition [wt%]						
	TS [MPa]	YS [MPa]	El [%]	vE ° [J]	C	Si	Mn	Ni	Al	Ti	B
1	664	600	26	109.2	0.049	0.49	1.69	0.70	0.03	0.046	0.0034
2	626	561	28	116.1	0.050	0.51	1.62	0.77	0.03	0.045	0.0031
3	599	533	27	110.1	0.044	0.40	1.42	0.76	0.02	0.035	0.0026
4	586	514	30	123.4	0.045	0.40	1.50	0.73	0.02	0.033	0.0024
5	588	506	28	146.0	0.046	0.41	1.42	0.73	0.02	0.032	0.0023
6	550	452	30	150.2	0.046	0.40	1.44	0.77	0.02	0.030	0.0023
7	573	488	29	123.4	0.046	0.39	1.38	0.78	0.02	0.028	0.0022
8	560	463	29	124.3	0.054	0.37	1.35	0.76	0.02	0.026	0.0022

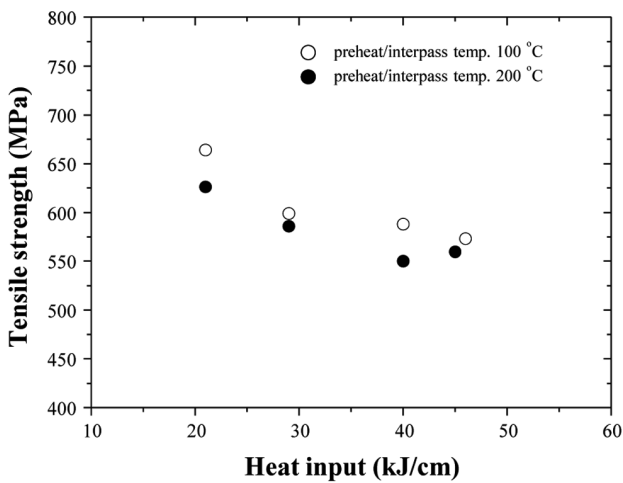


Fig. 1 Variation of tensile strength of weld metal as a function of heat input

에 정리하였다. Fig. 1에는 이러한 기계적 성질 중 대표적으로 인장강도를 입열량과 예열/패스간 온도의 변화로 나타내었다. 입

열량이 증가함에 따라 인장강도가 저하함을 확인할 수 있다. 모든 입열량 조건에서 예열/패스간 온도는 100°C 보다 200°C 일 때 인장강도가 조금 더 낮았다. 용접금속의 기계적 성질을 나타낸 Table 3에는 각 용접금속의 화학성분을 함께 나타내었다. 성분 원소 중에서 특히 탄소원소인 Si, Mn, Ti 등에서 뚜렷한 차이를 보이고 있다. Fig. 2에는 이들 중 특히 강도에 큰 영향을 미치는 Mn과 Si 양을 입열량과 예열/패스간 온도의 변화로 나타내었다. 입열량이 증가하면 두 성분이 모두 지속적으로 저하하고 있다. 예로서 예열/패스간 온도가 100°C로 동일한 경우 입열량 20kJ/cm에서 Mn과 Si는 각각 1.69%, 0.49%이나, 46kJ/cm에서는 각각 1.38%, 0.39%이다. 하지만 예열/패스간 온도에 따라서는 그 차이가 크지 않으며 또한 일률적인 영향을 나타내지 않았다. Mn을 예로 들면 입열량이 약 20 kJ/cm의 경우 100°C와 200°C에서 각각 1.69%와 1.62%로 100°C에서 조금 더 높았으나, 29kJ/cm인 경우에는 각각 1.42%와 1.50%로 200°C에서 조금 더 높았다. 이런 결과로부터 입열량의 증가는 용접금속 중 Mn, Si 등 강화원소 함량을 지속적으로 감소시켜 인장강도를 저하시키는 것을 확인할 수 있었으나, 예열/패스간 온도의 증가는 강화원소에 큰 영향을 미치지 않았으므로 인장강도 저하는 다른 요

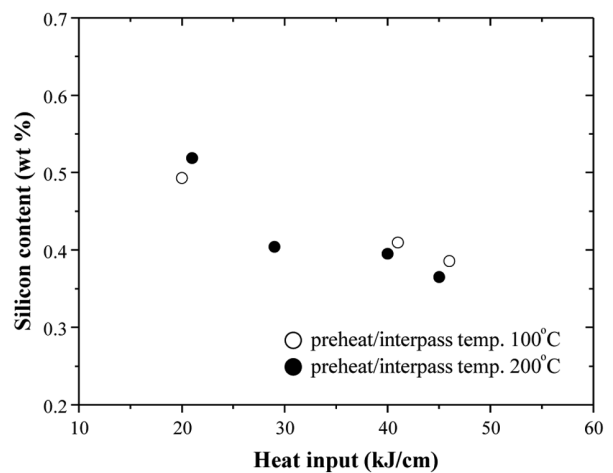
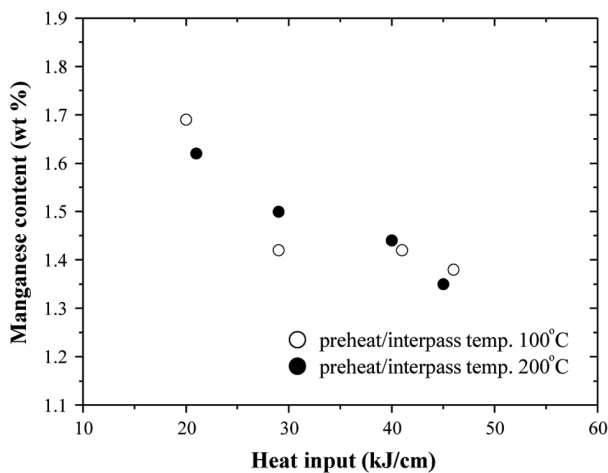


Fig. 2 Variation of (a) manganese and (b) silicon contents as a function of heat input

인에 의한 것을 알 수 있다.

일반적으로 용접금속 성분은 사용하는 와이어 및 모재의 성분에 의하여 결정된다. 각 용접금속에서 용접금속 단면으로부터 모재의 회석율을 측정 한 후 와이어 중 Mn과 Si의 회수율을 아래 식을 사용하여 계산하였다.

$$\text{회수율 (\%)} = \frac{\{(\text{용접금속 성분} - \text{회석율} \times \text{모재 성분}) / \text{와이어 성분}\} \times 100}{(1)}$$

계산한 회수율의 변화를 입열량과 예열/패스간 온도에 따라 Fig. 3에 나타내었다. 입열량의 증가에 따라 Mn과 Si 모두 회수율이 저하하였다. 입열량 20kJ/cm, 예열온도 100℃에서 Mn과 Si의 회수율은 각각 약 60%, 92%를 나타내었으나 입열량 45kJ/cm, 예열온도 100℃에서는 각각 약 45%, 70%로 감소하였다. 특히 Si보다 Mn의 산화손실이 훨씬 큰 것을 알 수 있다. 한편 예열/패스간 온도에 따라서는 회수율의 차이는 크지 않았으며 그 영향도 일률적이지 않았다.

Bang et al.(2008)은 입열량을 결정하는 용접변수인 전류, 전압, 속도를 개별적으로 변화시켜 실험한 결과, 전류와 속도의 증가는 와이어 중 Si, Mn 등의 산화손실을 억제하여 용접금속으로의 회수율을 증가시키는 반면, 전압의 증가는 이들의 산화손실을 촉진시켜 회수율을 감소시킨다고 보고하였다. 본 실험에서는 입열량을 증가시키기 위하여 전류, 전압, 속도를 동시에 변경시켰다. 즉 Table 2의 용접조건에서 나타낸 것처럼 전류와 전압은 증가시키고 속도는 감소시켰다. 이러한 경우에도 각 변수가 동일한 영향을 나타내는지 확인하기 위하여 본 실험에서의 회수율을 앞서의 실험에서 회수율과 함께 회귀분석을 행하였다. 그 결과 각 원소의 회수율과 전류(I), 전압(V), 속도(S)와의 관계는 다음과 같은 관계식을 나타내었다.

$$\text{Mn 회수율 (\%)} = 122 - 1.92V + 0.01I + 0.01S \quad (2)$$

$$\text{Si 회수율 (\%)} = 71 - 2.44V + 0.17I + 1.16S \quad (3)$$

각 식들의 수정 결정계수는 각각 0.82, 0.83이다. 식에서 보는 바와 같이 전류, 전압, 속도를 동시에 변경시키는 경우에도 회수율에 미치는 변수의 영향은 동일하다. 즉 전압은 감소시키고 전류와 속도는 증가시킨다. 본 실험에서는 입열량을 증가시키기 위하여 전류와 전압은 증가시키고 속도는 감소시켰다. 따라서 전류의 증가는 회수율을 증가시킬 것이고, 전압의 증가와 속도의 감소는 회수율을 저하시킬 것이다. 하지만 전체적인 효과는 회수율의 저하로 나타났다. 따라서 본 실험과 같이 세 변수를 동시에 변화시켜 입열량을 증가시키는 경우 회수율에 미치는 영향은 전류의 증가보다 전압의 증가나 속도의 감소가 훨씬 큰 것을 알 수 있다. Grong(1994)와 Bang et al.(2008)에 따르면 전압의 증가에 따른 회수율의 저하는 아크 길이가 길어짐에 따라 용적이 아크 중을 이행하여 용융풀에 도달하는 시간이 증가해 탈산반응이 일어나는 시간이 늘어났기 때문이며, 속도의 감소는 용융풀의 유지시간을 길게 하여 산소가 용융풀로 흡수되는 시간이 증가해 산화손실이 크게 된다고 하였다. 이때 아크 온도가 용융풀 온도보다 훨씬 높은 것을 감안하면 용적이 아크 중을 이행할 때의 탈산반응 속도가 용융풀에서의 탈산반응 속도보다 훨씬 클 것이다. 또한 초당 수심 개 이상 이행하는 구형의 용적을 생각하면 산소와 접촉하여 탈산반응이 일어나는 표면적도 아주 넓을 것이다. 따라서 본 실험과 같이 세 변수를 동시에 변화시켜 입열량을 증가시키는 경우 회수율의 저하는 세 변수 중 전압이 가장 크게 영향을 미치는 것으로 판단된다.

입열량과 예열/패스간 온도의 증가는 용접금속의 냉각속도를 저하시켜 조직변태에도 영향을 미치므로 각 용접금속의 조직관찰을 행하였다. Fig. 4(a)에는 용접금속의 대표적인 조직 사진을 나타내었다. 주상정 입계에서는 입계페라이트, 입내에서는 침상페라이트(AF)를 나타낸다. 입내에서 형성된 AF의 확대사진을 Fig. 4(b)에 나타내었다. AF는 치밀한 조직으로 그 비율이 증가할수록 용접금속 강도와 인성이 동시에 높아진다고 알려져 있다. 실험방법에서 설명하였듯이 용접금속에서 AF 비율을 측정 한 후 입열량과 예열/패스간 온도에 따라 Fig. 5에 나타내었다. 입열량이 증가함에 따라 AF 비율이 낮아져 20kJ/cm에서(1번 용

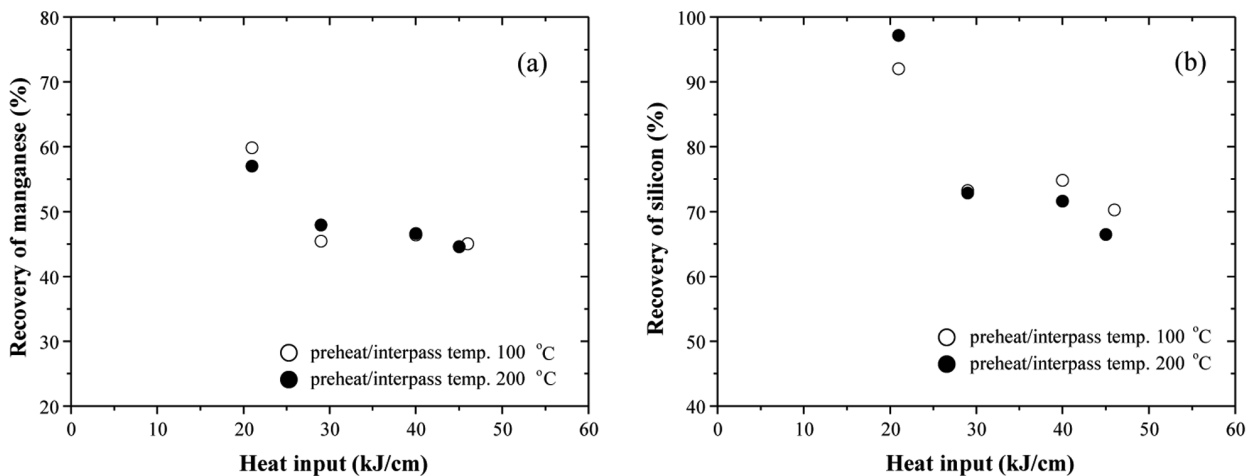


Fig. 3 Variation of recoveries of (a) manganese and (b) silicon as a function of heat input

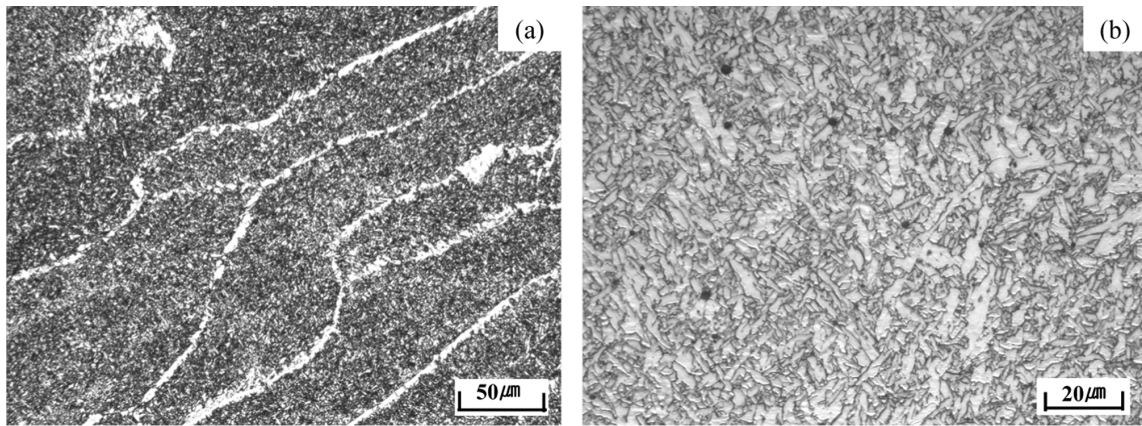


Fig. 4 Typical microstructures of (a) weld metal and (b) acicular ferrite

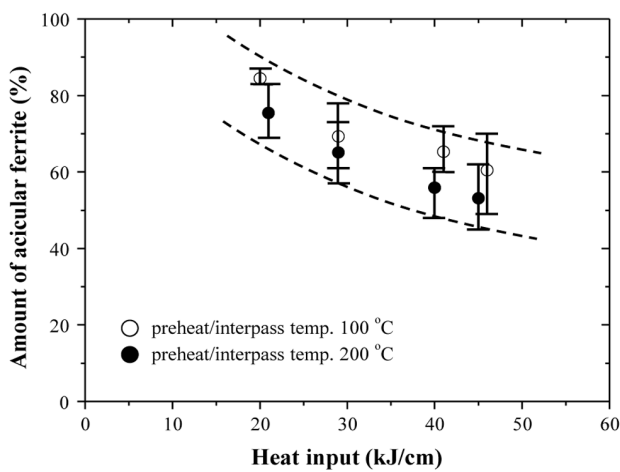


Fig. 5 Variation of acicular ferrite as a function of heat input

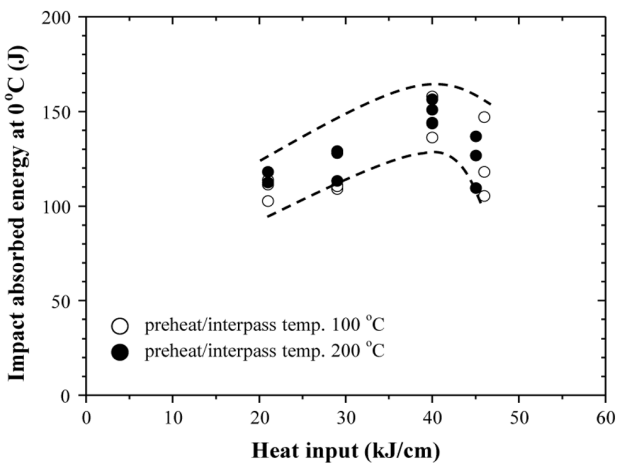


Fig. 6 Variation of impact absorbed energy as a function of heat input

접금속) 평균 85%, 46kJ/cm에서(7번 용접금속) 평균 60%를 나타내었다. 예열/패스간 온도는 전 입열량 범위에서 100°C보다 200°C 일 때 비율이 낮으나 입열량의 영향만큼 크지는 않았다. 즉

20kJ/cm의 경우 100°C와 200°C에서 각각 85%와 75%, 46kJ/cm에서는 각각 60%와 53%를 나타내었다. 결과적으로 입열량 및 예열/패스간 온도의 증가는 모두 AF 비율을 감소시키나 그 영향은 입열량이 훨씬 큰 것을 알 수 있다. 앞서 관찰한 예열/패스간 온도의 증가가 와이어 합금원소의 회수율에 큰 영향을 미치지 않음에도 인장강도를 다소 저하시키는 이유는 이러한 AF 비율의 감소 때문임을 알 수 있다.

용접금속 기계적 성질을 나타낸 Table 3에는 충격인성 시험결과도 함께 나타내었다. 각 용접금속의 충격인성을 입열량과 예열/패스간 온도에 따라 Fig. 6에 나타내었다. 입열량이 증가할수록 충격인성이 증가하여 예열온도가 100°C로 일정할 때 20kJ/cm에서 평균 109J(1번 용접금속) 나타내었으나 40kJ/cm에서는 146J로 (5번 용접금속) 증가하였다. 하지만 45kJ/cm로 더 높아지면 충격인성이 다시 저하하여 123J(7번 용접금속) 나타내었다.

용접금속 충격인성은 강도가 낮고 AF 비율이 높을수록 증가하므로 45kJ/cm에서의 충격인성 저하는 AF 비율의 과도한 감소가 한 원인으로 판단된다. 앞서 인장 및 조직시험 결과 입열량의 증가는 용접금속 강도와 AF 비율을 지속적으로 감소시켰다. 즉 가장 낮은 입열량과 예열/패스간 온도로 용접한 1번 용접금속의 경우 인장강도와 AF 비율은 각각 664MPa, 85%인 반면, 가장 높은 입열량과 예열/패스간 온도로 용접한 8번 용접금속의 경우에는 각각 560MPa, 53%를 나타내었다. 따라서 가장 높은 입열량인 45kJ/cm에서 충격인성이 다시 저하하는 것은 낮은 인장강도에도 불구하고 AF 비율이 너무 낮기 때문이다. 한편 예열/패스간 온도에 따른 충격인성 변화를 보면 인장강도와 달리 큰 차이를 나타내지 않았다. Figs. 1과 5에서 나타낸 결과에서도 예열/패스간 온도의 증가는 강도와 AF 비율을 모두 감소시켰으나 그 차이는 크지 않았다. 따라서 100°C에서 200°C로 예열/패스간 온도의 증가는 충격인성에 큰 영향을 미치지 않는 것으로 판단된다.

본 실험과 같이 다층용접을 하는 경우 용접금속에는 주상정을 나타내는 용접 그대로(As-welded) 부분뿐만 아니라 후속패스에 의하여 재가열되어 미세한 결정립을 나타내는 WM-HAZ도 함께 존재한다. Fig. 7에 충격시험 노치위치에서 두 부분의 예를 나타내었다. Byun et al.(2006)은 다층용접 금속의 충격시험 결

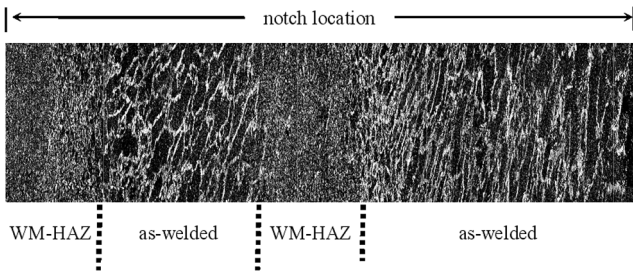


Fig. 7 Typical microstructures at notch location in impact test specimen

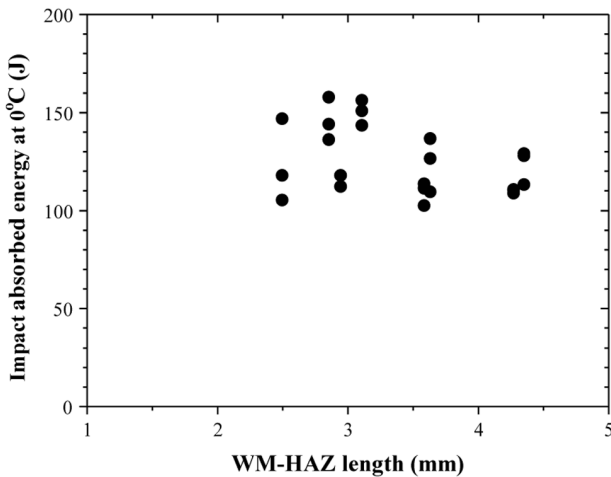


Fig. 8 Variation of impact absorbed energy as a function of WM-HAZ length

과 충격시편 노치위치에서 이러한 세립의 WM-HAZ 부분이 많아질수록 충격인성이 증가하는 것을 관찰하였다. 본 실험에서도 이러한 경향을 확인하기 위하여 충격시험편 노치위치에서 연속사진을 촬영한 후 WM-HAZ 길이를 측정하여 충격 인성과의 상관성을 조사하였다. Fig. 8에 결과를 나타내었다. 앞서의 보고와는 달리 WM-HAZ 길이는 충격인성에 큰 영향을 미치지 않는다. 이러한 차이는 두 실험에서의 용접금속 강도와 WM-HAZ 길이의 차이 등에 기인하는 것으로 판단된다. 앞서의 보고에서 사용한 용접금속들의 강도는 750~700MPa, WM-HAZ 길이는 1.5~6.5mm인 반면, 본 실험에서는 각각 550~664MPa, 2.5~4.5mm이다. 즉 본 실험에서 사용한 용접금속들은 앞서의 실험에 비하여 강도 차이는 크나 WM-HAZ 길이 차이는 작았다. 따라서 본 실험에서 용접금속들 사이의 WM-HAZ 길이 차이는 강도 차이에 비하여 큰 영향을 미치지 못하는 것으로 판단된다.

4. 결 론

용접변수인 전류, 전압, 속도를 동시에 변화시켜 입열량을 20~45kJ/cm로 변화시키고 예열/패스간 온도를 100°C와 200°C로 변경하여 다층용접한 용접금속의 강도 및 충격인성에 미치는

입열량과 예열/패스간 온도의 영향을 조사한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 입열량의 증가는 와이어 합금원소의 탈산손실을 증가시키고 용접금속 중 AF 비율을 저하시켰으나, 예열/패스간 온도의 증가는 AF 비율만을 다소 감소시켰다. 그 결과 입열량의 증가에 따른 강도 저하가 예열/패스간 온도에 따른 강도 저하보다 훨씬 컸다.

(2) 입열량의 증가에 따라 와이어 합금원소 중 Mn의 탈산손실이 가장 커 용접금속 회수율이 가장 낮았다. 따라서 전류의 증가나 속도의 감소보다 전압의 증가가 훨씬 큰 영향을 나타내었다. 이는 전압의 증가가 아크 길이를 길게 하여 용적이 아크 중을 이행하는 동안 탈산손실 되는 시간이 길어지기 때문이다.

(3) 입열량의 증가에 따라 충격인성은 증가하였으나 45kJ/cm에서 과도한 AF 비율의 감소로 다시 저하하였다. 예열/패스간 온도와 다층용접에서 후속패스에 의해서 형성되는 WM-HAZ 길이는 본 실험범위에서 충격인성에 큰 영향을 미치지 않았다.

후 기

이 논문은 부경대학교 자율창의기술연구비(2015년)에 의하여 연구되었음

References

Bang, K.-S., Jung, D.-H., Park, C., Chang, W.-S., 2008. Effects of Welding Parameters on Tensile Strength of Weld Metal in Flux Cored Arc Welding. *Science and Technology of Welding and Joining*, 13(6), 509-514.

Byun, J.-C., Bang, K.-S., Chang, W.-S., Park, C.-G., Chung, W.-H., 2006. Effects of Heat Input and Interpass Temperature on the Strength and Impact Toughness of Multipass Weld Metal in 570MPa Grade Steel. *Journal of Korean Welding and Joining Society*, 24(1), 64-69 (in Korean).

Dixon, B., Hakansson, K., 1995. Effects of Welding Parameters on Weld Zone Toughness and Hardness in 690MPa Steel. *Welding Journal*, 74(4), 122s-132s.

Evans, G.M., 1982. The Effect of Heat Input on the Microstructure and Properties of C-Mn All-Weld-Metal Deposits. *Welding Journal*, 61(4), 125s-132s.

Gianetto, J.A., Smith, N.J., McGrath, J.T., Bowker, J.T., 1992. Effect of Composition and Energy Input on Structure and Properties of High-Strength Weld Metals. *Welding Journal*, 71(11), 407s-419s.

Grong, O., 1994. *Metallurgical Modelling of Welding*. The Institute of Materials, London.

Mukai, A., Nakano, T., Okamoto, H., Morita, K., 2000. Investigation on MAG Welding Wires for Building Structure. *Steel Construction Engineering*, 7(26), 13-25 (in

- Japanese).
- Schumann, G.O., 1995. The Influence of Welding Variables on Weld Metal Mechanical and Microstructural Properties from Conventional and Microalloyed Rutile Flux-Cored Wires. *Trends in Welding Research*, June, 525-534.
- Tsukamoto, M., Hatano, I., Tsuji, K., Murata, Y., Ichinohe, Y., 2003. Features of the Newly Developed Solid Wire for CO₂ Gas Shielded Arc Welding under Large Heat Input and High Interpass Temperature Conditions. *Welding Technology*, 51(12), 93-98 (in Japanese).
- Vercesi, J., Surian, E., 1996. The Effect of Welding Parameters on High Strength SMAW All-Weld-Metal - Part 1: AWS E11018-M. *Welding Journal*, 75(6), 191s-196s.
- Vercesi, J., Surian, E., 1998. The Effect of Welding Parameters on High Strength SMAW All-Weld-Metal - Part 2: AWS E10018-M and E12018-M. *Welding Journal*, 77(4), 164s-171s.
- Yokoyama, Y., 2003. The Welding Methods for the Requirement of High-Quality Weld in the Steel Building Fabrication. *Welding Technology*, 51(8), 80-88 (in Japanese).

수중정찰용 자율무인잠수정의 운동 모델링 및 시험을 통한 계수 조정

이필엽* · 박성국* · 권순태* · 박상웅* · 정훈상* · 박민수* · 이판묵**

* (주)한화 종합연구소 무인화연구센터

** 선박해양플랜트연구소 수중로봇연구실

Dynamic Modeling of Autonomous Underwater Vehicle for Underwater Surveillance and Parameter Tuning with Experiments

Phil-Yeop Lee*, Sung-Kook Park*, Soon Tae Kwon*,
Sangwoong Park*, Hunsang Jung*, Min-Soo Park* and Pan-Mook Lee**

*Hanwha Corporation Research & Development Center, Daejeon, Korea

**Korea Research Institute of Ships & Ocean Engineering, Marine Robotics Laboratory, Daejeon, Korea

KEY WORDS: Autonomous underwater vehicle (AUV) 자율무인잠수정, Dynamic modeling 운동 모델, Underwater surveillance 수중 정찰, Maneuvering coefficients tuning 조종계수 튜닝, Motion control 운동 제어

ABSTRACT: This paper presents the dynamic model of an AUV called HW200 for underwater surveillance. The mathematical model of HW200 is briefly introduced, considering its shape. The maneuvering coefficients were initially estimated using empirical formulas and a database of vehicles with similar shapes. A motion simulator, based on Simulink of Mathworks, was developed to evaluate the mathematical model of the vehicle and to tune the maneuvering coefficients. The parameters were finely tuned by comparing the experimental results and simulated responses generated with the simulator by applying the same control inputs as the experiment. The velocity of HW200 in the tuning process was fixed at a constant forward speed of 1.83 m/s. Simulations with variable speed commands were conducted, and the results showed good consistency in the motion response, attitude, and velocity of the vehicle, which were similar to those of the experiment even under the speed variation. This paper also discusses the feasibility of its application to a model-based integrated navigation system (INS) using the auxiliary information on the velocities generated by the model.

1. 서 론

자율무인잠수정(AUV, autonomous underwater vehicle)은 해저에 근접하여 자율 운항하는 수중로봇이다. AUV는 해저에 근접해 정밀 탐사할 수 있으므로, 해양과학 연구를 비롯하여, 정밀 해저지형 제작, 해저자원탐사, 수중탐색 및 정찰, 해저폐기물 조사, 수중시공 감리, 해저유물 탐색 등 다양한 목적으로 활용되고 있다. (주)한화는 해양탐사와 수중정찰에 활용 가능한 자율무인잠수정 HW200을 2014년 개발하였다(Lee et al., 2013b; Park et al., 2015). 본 논문은 HW200의 수학적 모델링과 시험에서 얻어진 운동 데이터를 이용하여 운동계수를 튜닝하는 방법에 관한 것이다.

Gertler and Hagen(1967)은 잠수함 시뮬레이션의 표준이 되는

운동방정식을 정리하였고, Feldman(1979)은 실제와 더욱 근사하도록 방정식을 수정하였다. 이후, 다양한 모델링 기법이 개발되었다(Kim and Kim, 2005). Fossen(2002)은 잠수정의 비선형 모델링과 제어 기법을 정리하였다. Hegrenæs and Hallingstad(2011)은 수학적모델을 포함한 수중관성항법 기술과 실실험 결과를 발표하였다.

AUV 개발을 위해서는 수치 시뮬레이션을 통하여 기본적인 특성을 사전에 파악하고 제어기와 수중항법을 통합하는 것이 중요하다. 이를 위해서는 AUV의 조종계수 추정이 필요하며, PMM(Planar motion mechanism) 시험으로 구하거나 유사 선형에 대한 이론식과 경험식을 이용하여 추정하는 방법을 이용한다. 본 연구에서는 AUV의 기본설계 단계부터 수학적 모델을 이용하여 동특성을 예측하고 운동제어와 항법 시스템을 설계하

Received 17 August 2015, revised 24 October 2015, accepted 17 December 2015

Corresponding author Phil-Yeop Lee: +82-42-828-0626, powerman2@hanwha.com

© 2015, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on the proceedings paper presented at the KAOST Conference 2015 in Jeju.

였다.

본 논문은 HW200의 형상에 적합한 수학적 운동 모델을 정립하고, 탑재 센서의 특성 및 운용해역의 환경조건을 포함하는 통합 시뮬레이터 개발에 대하여 논하였다. 시뮬레이터는 Simulink 환경에서 개발되었으며, AUV에 탑재된 센서 모델을 고려한 필터 알고리즘, 하위단계 및 상위단계 제어를 단위 모듈로 구성하였다. 본 논문에서는, 개발 대상 AUV가 소형이므로 PMM 시험을 통하지 않고, 유사 선형의 AUV에 대한 운동계수를 초기 변수로 설정하였으며, 실선 시운전을 통하여 얻어진 운동 데이터를 이용하여 운동모델 계수를 미세 조정하는 기법을 적용하였다.

이를 위하여 시뮬레이터를 활용하였으며, 실선 시험에서 주어진 제어입력을 이용하여 시뮬레이션을 반복 수행하였다. 시뮬레이션 결과가 실선 운동응답과 유사하도록 수학적 모델 계수를 보정함으로써, 보다 정확하게 운동응답을 재현할 수 있었다. 또한 본 논문은 수학 모델로 얻어진 속도정보를 수중관성항법 시스템에 보조입력으로 활용하는 것에 대하여 논하였다.

2. 수학 모델 및 시뮬레이터

2.1 AUV 운동 수학 모델

수중정찰용 AUV HW200는 수중에서 고속으로 운항하며 해저면을 정밀탐사하는 목적으로 개발되었다. 유체저항을 최소화하도록 어뢰형 형상으로 설계되었으며, 선미부에 설치된 펌프 제트 추진기와 4개 제어판을 이용하여 운항제어가 이루어진다 (Lee et al., 2013b). Fig. 1은 HW200의 외형을 나타낸다.

좌우 측면에 해저면 조사를 위한 측면주사소나가 장착되었고, 선수부에는 전방감시를 위한 멀티빔소나, 장애물회피소나와 광학카메라를 내장한 복합 모듈이 탑재되었다. 수중항법을 위한 수중 초음파 위치추적장치(USBL, ultra-short base line)의 트랜스폰더와 속도계(DVL, Doppler velocity log)가 외부에 노출되



Fig. 1 HW200 AUV for underwater surveillance

Table 1 Main particulars of HW200 AUV

Items [unit]	Values	Items [unit]	Values
ρ (seawater)[kg/m ³]	1025	l [m]	2.0
m [kg]	57.78	d [m]	0.2
g [m/s ²]	9.806	∇ [m ³]	0.05745
W [kgf]	$m \times g$	B [kgf]	$\rho g \nabla$
$[x_G, y_G, z_G]$ [m]	[0, 0, 0.01]	$[x_B, y_B, z_B]$ [m]	[0, 0, 0]
I_x [kg m ²]	0.3361	I_{xy} [kg m ²]	1.011e-2
I_y [kg m ²]	17.1	I_{yz} [kg m ²]	-4.178e-4
I_z [kg m ²]	17.1	I_{zx} [kg m ²]	-4.00e-4

어 있고, 내부에 관성센서를 탑재하였다. 이밖에도 수중음향통신용 트랜스듀서, 수상 운항시 위치측정을 위한 GPS와 RF-Wifi 통신용 접이식 복합안테나가 외부에 돌출되어 있다. HW200의 주요 파라미터는 Table 1과 같다.

제어판을 갖는 잠수체의 운동 모델은 뉴턴 제2법칙을 이용한 강체 운동방정식으로부터 다음과 같은 형태로 나타낼 수 있다.

$$M\dot{v} = F_{CC} + F_{DL} + F_{rest} + F_{plan} + F_{thrust} + F_{ext} \quad (1)$$

여기서, M 은 부가질량을 포함한 질량행렬을 나타내고, v 는 속도 벡터, F_{CC} 는 코리올리 힘 및 원심력, F_{DL} 은 속도 종속 유체력, F_{rest} 는 복원력, F_{thrust} 는 추진기 외력, F_{plan} 는 제어판 외력을 나타낸다. 식 (1)은 수치 모델링에 있어서 잠수정의 운용조건에 따라 달라지는 운동특성 변화에 유연하게 대응할 수 있도록 힘 성분을 분류하고 있다.

운동 모델에 사용되는 좌표계는 동체고정좌표계와 지구고정좌표계이다. 두 좌표계간의 상대 각도는 지구고정좌표축을 따라 선수동요, 종동요, 횡동요 각도만큼 차례로 세 번 회전한 결과로 표현되는 오일러각도에 의한 방법을 이용한다. 동체고정좌표계에서의 속도벡터 v_1 은 다음 식과 같이 지구고정좌표계에서의 항진 경로의 시간변화율로 표현된다(Jun et al., 2009).

$$\dot{\eta}_1 = J_1(\eta_2)v_1 \Leftrightarrow v_1 = J_1^{-1}(\eta_2)\dot{\eta}_1 \quad (2)$$

여기서, $v_1 = [u \ v \ w]^T$ 는 동체고정좌표계에서의 속도벡터이고, $\eta_1 = [x \ y \ z]^T$ 와 $\eta_2 = [\phi \ \theta \ \psi]^T$ 는 각각 지구고정좌표계에서 기술된 동체고정좌표계의 원점 위치 및 자세벡터(Roll, Pitch, Yaw)이다. $\dot{\eta}_1$ 은 잠수정 위치의 시간 미분이다. 각속도의 변환은 다음 식으로 표현된다.

$$\dot{\eta}_2 = J_2(\eta_2)v_2 \Leftrightarrow v_2 = J_2^{-1}(\eta_2)\dot{\eta}_2 \quad (3)$$

여기서, $v_2 = [p \ q \ r]^T$ 는 동체좌표계에서의 각속도벡터, J_1 , J_2 는 좌표변환행렬을 나타낸다(부록 참조).

본 논문에서는 HW200 형상, 운동제어 조건 및 부가물 영향 등을 고려하여 적합한 운동 수학 모델을 도출하였으며, 각 항목을 부록 A.1에 정리하였다.

2.2 HW200 시뮬레이터 및 제어기

HW200 AUV의 운동을 모사하기 위하여 Simulink(Mathworks, 2015)를 기반으로 사용자 인터페이스가 가능한 시뮬레이터를 개발하였다. AUV 운동 수학적 모델을 비롯하여 유도(Guidance) 모듈, 제어 모듈, 센서 모듈, 외란 모듈을 모델링하였으며, Fig. 2는 HW200 시뮬레이터의 구성도를 나타낸다.

HW200 운동방정식의 조중계수는 경험식에 의해 초기값이 도출되었으며, 추정이 어려운 계수는 유사 AUV로부터 추정되었다(Jun et al., 2007; Jun et al., 2009). 추정된 초기변수를 갖는

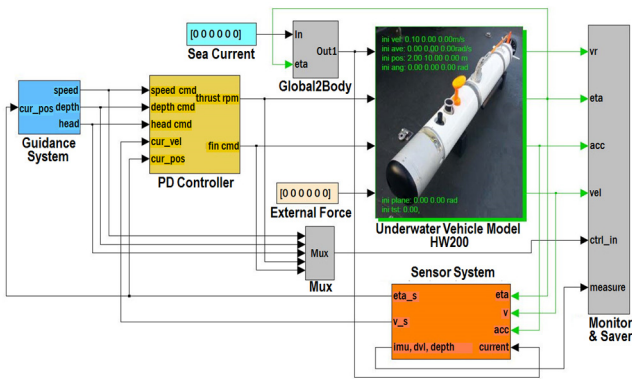


Fig. 2 HW200 Simulator implemented in Simulink environment

수학 모델은 HW200의 운동특성을 정확히 나타내지 못한 모델이므로 미세조정 과정이 필요하다. 본 연구에서는 HW200의 직진, 선회, 심도변화, 속도변화 등 실선 시운전을 실시하고, 이의 결과와 시뮬레이션 결과를 비교하여 동유체력 계수를 튜닝하였다. 시뮬레이션에 민감하게 영향을 미치는 변수는 파라미터 식별법을 통하여 보정하였다(Lee et al., 2013a; Lee et al., 2015).

선박에 있어서는 조종계수 추정을 위하여 통상적으로 방향타의 지그재그 시험, 선회 시험 등을 수행한다. AUV와 같은 잠수체에 있어서 지그재그 시험 및 선회 시험은 수직·수평면 연성 운동의 영향으로 선체운동이 불안정해질 수 있다. 따라서 본 연구에서는 AUV의 안전운항을 고려하여 'ㄱ'자 와 'ㄷ'자 궤적으로 수평면 운항을 하며, 주기적으로 수심 변화 명령에 인가하여 얻어진 운동응답을 이용하여 수학 모델의 계수를 튜닝하였다.

이러한 파라미터 식별을 위한 실선 시운전 수행을 위해서는 AUV의 자세제어가 필수이다. AUV의 계수추정을 위한 시험을 위해서는, 수면효과가 나타나지 않도록 운항중인 AUV가 일정 수심을 유지할 필요가 있다. 본 연구에서는 수심 1.5m를 유지하며 얻어진 운동응답 데이터를 이용하여 모델 계수를 미세 조정하였다. 심도제어, 경로제어 및 경유점(Way-point) 제어는 다음과 같이 수행되었다.

HW200의 조종을 위한 구동장치인 추진기와 제어판은 운용 조건에 따라 구동장치의 응답 지연이 있다. 제어판의 각도를 δ 라하고 프로펠러의 회전수를 n 이라 하면, 1차 시스템으로 모델링된다. HW200의 운동제어기는 수직면과 수평면제어기로 나뉘며 PD (Proportional-Derivative) 제어기 또는 슬라이딩모드 제어기를 이용하여 시뮬레이션 블록을 구성하였다. 운동제어기 블록은 새로이 설계되는 어떠한 제어기로도 대체될 수 있다. 선미 방향타에 의한 선수각 제어와 선미 승강타에 의한 PD 심도 제어는 식 (4)와 (5)로 구현된다.

$$\delta_r = K_P e_\psi(t) + K_D \dot{r}(t) \quad (4)$$

$$\delta_s(t) = K_P e_z(t) + K_D \dot{\theta}(t) + K_I q(t) \quad (5)$$

여기서, e_ψ , e_z 는 각각 선수각과 심도 오차이다.

한편 슬라이딩모드 제어기를 이용하는 경우, 제어기 설계를

위하여 시스템의 불확실한 비선형항 δf 를 가정할 때 잠수정의 수직과 수평방향에 대한 상태방정식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\dot{x}(t) = Ax(t) + bu(t) + \delta f \quad (6)$$

$$x(t) \in R^{n \times 1}; b \in R^{n \times 1}; A \in R^{n \times n}$$

선형시스템 행렬 (A, b) 가 가제어(Controllable) 조건을 만족하고 $[s^T b]$ 가 영행렬이 아니라면 슬라이딩 면의 계수는 페루프 시스템 행렬 A_c 의 고유벡터의 요소가 된다.

$$s^T [A_c] = 0 \quad (7)$$

이때 $A_c = [A - bk^T]$ 이고, k 는 시스템의 페루프 극을 원하는 성능을 얻을 수 있도록 위치시키기 위한 게인 벡터이다. 불확실한 외란 $\delta f(t)$ 과 이의 추정값인 $\hat{\delta f}(t)$ 를 포함하는 슬라이딩 제어는 다음과 같이 얻어진다(Jun et al., 2009).

$$u(t) = -k^T x(t) - [s^T b]^{-1} s^T \hat{\delta f}(t) + [s^T b]^{-1} s^T \dot{x}_{com}(t) - [s^T b]^{-1} \eta \tanh(\sigma(t)/\phi) \quad (8)$$

여기서, η 는 스위칭 게인, ϕ 는 경계층 두께이고, $\sigma(t)$ 는 슬라이딩 면이다.

운항제어기는 상위단계의 제어기로 주어진 미션의 수행이나 장애물 회피 등을 위한 경로생성을 위한 블록이다. 수평면 상에서 경유점을 추종하기 위하여, 본 논문에서는 선수각이 경유점 방향 ψ_{com} 을 향하도록 제어명령을 생성하였다.

$$\psi_{com} = \tan^{-1} \left[\frac{(Y_k - Y(t))}{(X_k - X(t))} \right] \quad (9)$$

여기서, X_k , Y_k 는 목표 경유점의 좌표이며 $X(t)$, $Y(t)$ 는 잠수정의 현재좌표이다. 목표점의 도달여부는 목표점까지의 거리 $\rho(t)$ 가 일정 반경 이내에 들어오면 목표점 도착으로 판단된다.

$$\rho(t) = \sqrt{[Y_k - Y(t)]^2 + [X_k - X(t)]^2} < \rho_0 \quad (10)$$

목표도달을 판정하는 오차반경 ρ_0 는 AUV의 회전반경과 조종 응답특성을 고려하여 결정된다.

3. 실선시험 기반 조종계수 추정 및 운동 시뮬레이션

3.1 실선 데이터를 이용한 조종계수 추정

AUV의 시스템 식별을 위해서는 추진기·방향타·승강타 제어신호로 랜덤 노이즈를 사용하거나, 의사 바이너리 랜덤 노이즈(Pseudo binary random noise)를 사용하는 방법이 이상적이다. 하지만 AUV의 시스템 식별을 위하여 랜덤 노이즈를 이용하는 것은 식별시험 과정에서 제어입력의 랜덤 특성으로 인하

여 AUV의 이동 방향이나 수심변화가 랜덤하게 변하므로 사고의 위험이 따른다. 따라서 본 논문에서는 이 방법을 사용하지 않고 일정 궤적을 이동하는 수평·수직운동 시험 데이터를 이용하여 시스템 식별을 수행하였다.

식 (1)과 부록에 정리된 것과 같은 운동방정식으로 나타내어진 HW200의 조종계수는 잠수함에 대한 이론식과 경험식(Yeo et al., 2006) 및 선행 개발된 이십이 AUV(Jun et al., 2009)의 계수를 이용하여 초기값을 지정할 수 있다. HW200은 사이드스캔 소나, 전방감시 소나, 통신 안테나, GPS 수신기, USBL, 수중음향모뎀 등 부가물이 다수 장착되어 있으므로 동특성이 상이하다. 따라서 본 연구에서는 유사모델로부터 초기값을 알 수 있는 계수에 대해서는 이 값을 초기값으로 지정하고 최대 변동 범위를 정하여 파라미터 식별법을 적용하였다.

파라미터 식별법은 문헌(Hegrenæs and Hallingstad, 2011; Lee, et al., 2013a)에 기술된 최소제곱법을 이용하였다. 수직면 운동과 수평면 운동을 나누어 각각에 대하여 운동 모델을 구성하였다. 운동 모델은 관측벡터 $y(t)$, 기지 선형복귀자 $\Phi(t)$ 및 미지 파라미터 φ 로 구성된 선형식 $y(t) = \Phi(t)\varphi$ 로 재구성하여 수행되었다. 그러나 이렇게 얻어진 계수도 AUV의 운동을 정확하게 나타내지 못하므로 계수의 미세조정이 필요하다.

실선 시운전 데이터를 이용한 AUV의 조종계수 튜닝을 위하여 HW200 시뮬레이터의 운항제어 모듈을 제거하고 시운전 시 주어진 제어 명령을 입력으로 하는 운동 시뮬레이터를 개발하였다. Fig. 3는 실선 시험과 동일 조건의 추진기 명령과 방향타·승강타 명령에 대한 시뮬레이터의 운동재현 모듈(Playback module) 구성도를 나타낸다.

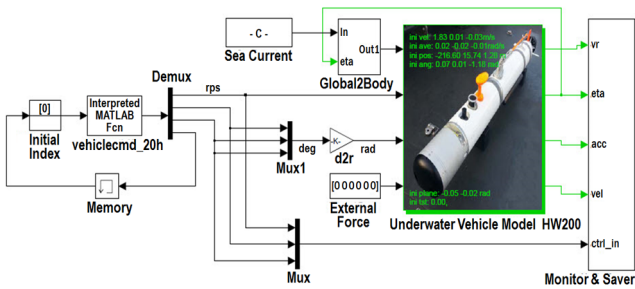


Fig. 3 Simulink playback module for HW200 to generate dynamic motion with the same commands of experiments

계수 튜닝에 사용된 데이터는 일정 심도를 유지하며 정속운항하고 1시간 간격으로 주기적으로 수면 부상하는 시험 데이터를 이용하였다.

- 시험항목 : 장시간 운용시험(140813-#1522, 20시간 연속운용)
- 시험조건 : 1.83m/s 일정 대수속도, 사각형 궤적

Fig. 4는 HW200의 실선 시운전 장면을 나타낸다. HW200은 초기에 수면에서 운항하고 240초 경과후 수심 1.5m로 하강하여 사각 궤적을 따라 운항하였다. Fig. 5는 시간 구간 [500, 1834]초 사이에서 정속 운항하는 AUV의 추진기 rps, 방향타 및 승강타

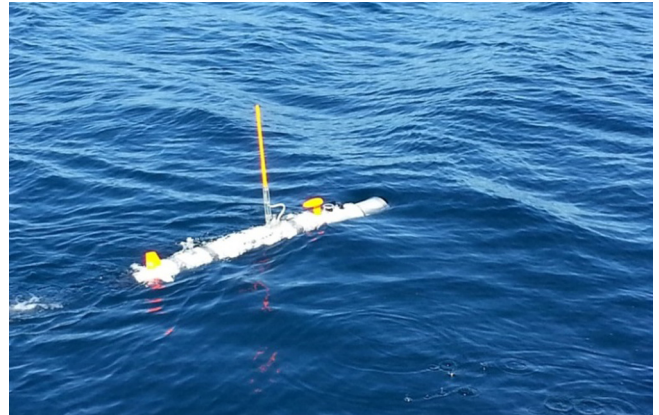


Fig. 4 Photo of the operation test of HW200 at the East Sea

의 제어입력을 나타낸다. 방향타와 승강타의 좌표축은 각각 선체고정좌표계의 선수각 회전축과 피치 회전축 방향과 일치한다.

시험에서 얻어진 방향타 값은 HW200의 선수각 제어명령이고, 승강타 입력값도 심도를 유지하기 위한 제어입력이다. AUV는 안전을 위하여 양성부력을 유지한 상태에서 시험이 실시되었다. 이에 따라 부력에 의한 수직방향 운동 성분을 보상하기 위하여 승강타는 일정 오프셋을 갖는다. 실제 AUV 운동은 부력의 영향으로 인하여 일정수심 유지제어시 승강타뿐만 아니라 AUV 피치각에도 오프셋이 존재하였다. 한편, 시뮬레이션에서는 편의상 부력과 중력이 같다고 가정하였다. 실선시험에서 얻어진 승강타 제어입력에서, 심도를 일정하게 유지하는 경우의 승강타 오프셋을 뺀 보정된 승강타 값이 실제 심도변경을 위한 순수 제어명령이 된다. 따라서 본 연구에서는 보정된 승강타 명령이 시뮬레이터에 입력되는 조건으로 수직면 운동 시뮬레이션이 수행되었다. 이것이 타당한 것은 아래 잠항시험 결과에서도 확인할 수 있다.

HW200은 200m까지 잠항할 수 있는 AUV이다. Fig. 6은 이의 잠항 시험결과를 나타낸다. AUV가 $\pm 15^\circ$ 의 피치각을 갖도록 승강타를 제어하여 200m 잠항·부상 시험이 수행되었고, 잠항·

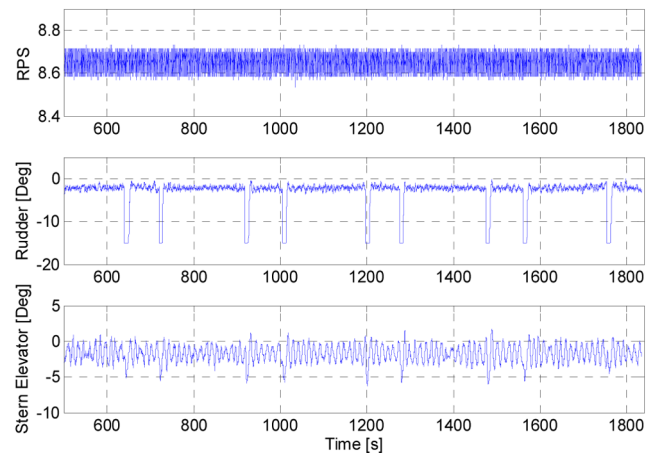


Fig. 5 Thruster rps, rudder and elevator commands of Sea Trial 140813-#1522

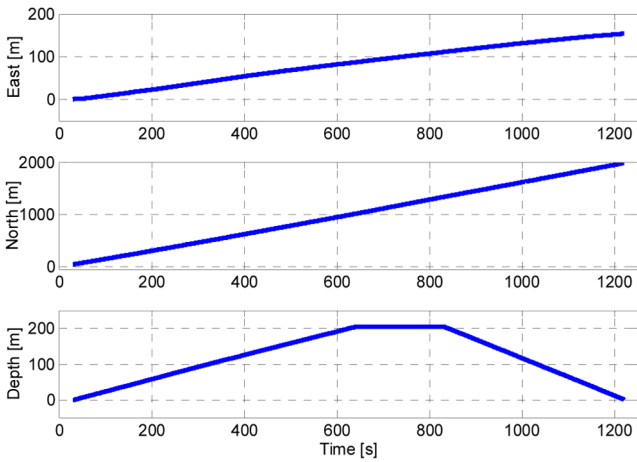


Fig. 6 Operation test of HW200 for diving performance

부상 소요시간은 각각 614초와 391초이다. 시간차는 잠항·부상 속도차이에 기인하며, 여유부력 0.75Kgf의 영향으로 판단된다. 수심 200m 시험에서도 여유부력을 보상하기 위하여 승강타 각도에 2.13°오프셋이 발생하였다.

방향타 값도 직진 구간에서 오프셋을 갖고 있다. 이것은 잠수정의 비대칭 부가물에 의한 유동교란에 기인하는 것으로 판단된다. HW200은 수상통신을 위하여 선체 상단에 RF 및 WiFi 통신용 접이식 안테나를 장착하고 있다. 이 접이식 안테나는 베이스를 z-축 중심으로 회전시켜, 안테나 기둥이 y-축 중심으로 회전됨으로써 안테나를 기립시키는 회전방향변환 장치가 장착되어 있다. 이의 링크 구조가 비대칭이므로 AUV가 직진하기 위해서는 방향타에 오프셋이 존재한다. 또한 안테나가 접히는 관절 부위에는 유연(Flexible) 튜브에 삽입된 신호선이 안테나 밖으로 빠져나와 AUV 우현에 비대칭하게 노출되어 있다(Fig. 4 안테나 기립상태의 노출 신호선 참조). 시뮬레이션은 방향타 오프셋을 뺀 값을 영점으로 세팅하여 수행되었다.

AUV의 자세를 고려하고 대지속도 측정값을 활용하면 해류속도가 추정될 수 있다. 해류속도가 알려지지만 하면 좌표축 변환 및 벡터 조합을 이용함으로써 대수속도를 알 수 있다. 조류가 존재하는 해역에서 운항하는 AUV의 대지속도와 대수속도 및 조류의 관계는 다음과 같다(Lee et al., 2013a).

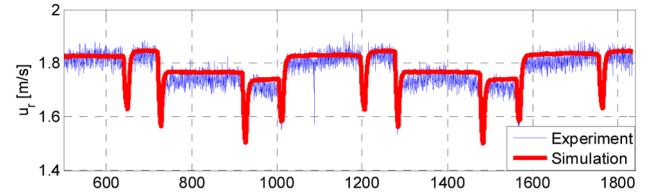
$$\mathbf{v}^b = \mathbf{R}_n^b \mathbf{v}_c^n + \mathbf{v}_r^b \quad (11)$$

대지속도 \mathbf{v}^b 는 해저면에 반사되는 DVL 신호로 계측되며, 최소제곱법에 의한 최적해를 구한다. $z \equiv \mathbf{v}^b$ 를 정의하고 N개 샘플에 대하여 정리하면,

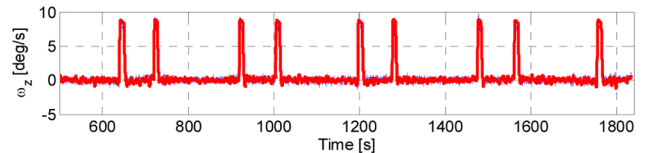
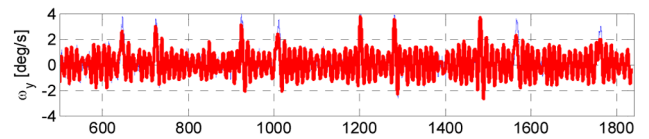
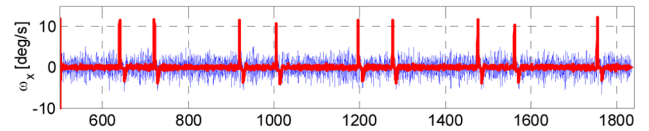
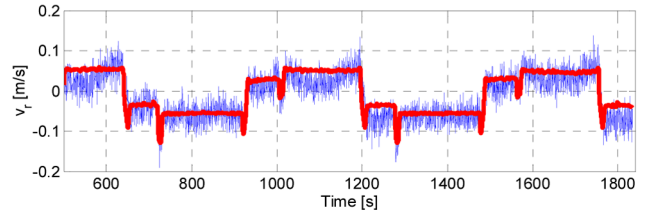
$$\begin{bmatrix} z(t_1) \\ z(t_2) \\ \vdots \\ z(t_N) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{3 \times 3} & \mathbf{c}_1(t_1) & \mathbf{c}_2(t_1) \\ \mathbf{I}_{3 \times 3} & \mathbf{c}_1(t_2) & \mathbf{c}_2(t_2) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \mathbf{I}_{3 \times 3} & \mathbf{c}_1(t_N) & \mathbf{c}_2(t_N) \end{bmatrix} \boldsymbol{\theta} \quad (12)$$

여기서, $\boldsymbol{\theta} = [u_r^b, v_r^b, w_r^b, u_c^n, v_c^n]$ 이고, $c_i(t)$ 는 회전행렬의 i번째

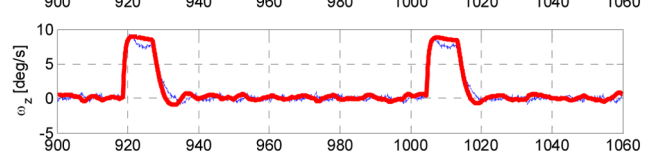
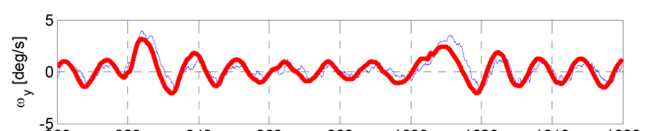
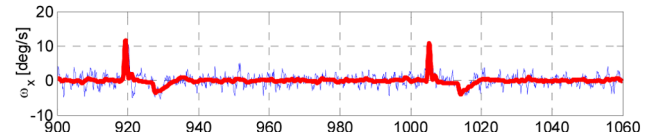
칼럼 벡터이다. 좌변의 벡터와 우변의 행렬을 각각 Z 와 H 를 정의하면 $\boldsymbol{\theta}$ 의 추정치 $\hat{\boldsymbol{\theta}}$ 을 $\hat{\boldsymbol{\theta}} = \arg \min_{\boldsymbol{\theta}} [Z - H\boldsymbol{\theta}]^T [Z - H\boldsymbol{\theta}]$ 최소제곱법으로 구할 수 있다. 대수속도를 추정할 수 있다면 관계식 $\hat{\mathbf{v}}_c^n = \mathbf{R}_n^b (\mathbf{v}^b - \hat{\mathbf{v}}_r^b)$ 을 이용하여 조류를 추정할 수 있다.



(a) Water-relative velocities : u_r & v_r



(b) Angular velocities : $\omega_x, \omega_y, \omega_z$



(c) Angular velocities (zoom in 900-1060s): $\omega_x, \omega_y, \omega_z$

Fig. 7 Experimental results and simulated responses of Sea Trial 140813-#1522: Constant speed

조류가 추정된 이후, 조종계수 미세조정이 이루어졌다. 전체 이동거리가 일치하도록 항력계수를 조정하고, 톨, 피치 및 선수각의 각속도 및 각변위가 일치하도록 관련 계수를 조정하고, 비선형항의 계수를 조정하는 과정으로 미세조정이 이루어졌다.

조종계수의 미세 조정을 수행하여 최종적으로 얻어진 모델을 이용하여 시뮬레이션이 수행되었다. Fig. 7은 실선시험 140813-#1522 데이터를 이용한 운동제현 시뮬레이션 결과를 나타낸다. 시뮬레이션의 초기 위치, 속도, 자세, 각속도 값은 시뮬레이션 시작 시간인 500초에서의 HW200의 실선 실측값을 사용하였다. 조류에 의한 영향을 보정하기 위하여 시험 해역의 해류를 추정하여, 조류가 일정하다고 가정하여 고정 값으로 시뮬레이터에 포함시켰다. 그림에서 가는 청색실선은 시험 데이터, 굵은 적색실선은 시뮬레이터 결과를 나타낸다. Fig. 7(a)는 HW200 선체의 x, y, z 방향 대수속도를 나타낸다. 수평방향 대수속도 u_r, v_r 은 시험결과와 시뮬레이션 결과가 동일한 양상으로 변화하나, AUV 이동위치와 경과시간에 따라 다른 오차 값을 보인다. 시험에서 계측된 대수속도는 시간 경과에 따른 조류 및 바람의 변화 등으로 국부적으로 변동하였다. 시험평가가 이루어진 해역의 유속은 위치와 시간에 따라 변했다. 시험 시간대의 평균 조류는 $[0.120, -0.0078]$ m/s로 추정되었다. 시뮬레이터와 시험의 상대속도 오차가 위치와 시간에 따라 다르게 변할 수 있으므로, 이 차이는 HW200 모델링 오차와 무관한 것으로 판단된다.

Fig. 7(b)는 HW200의 각속도 $\omega_x, \omega_y, \omega_z$ 의 실측 값과 시뮬레이션 값을 나타내며, Fig. 7(c)는 $[900, 1060]$ 초 사이의 각속도를 확대한 그림이다. 방향제어 운동응답을 포함한 데이터를 이용하여 조종계수를 튜닝하여 선수각 각속도 모델은 정확하게 모델링된 것으로 판정된다. 종동요와 횡동요 각속도는 고주파수 성분에 오차가 존재하나, 저주파수 각속도 응답은 시험 실측값과 거의 일치하는 것으로 판단된다.

Fig. 8은 실선시험 140813-#1522에서 얻어진 HW200의 수평면 궤적을 나타낸다. 그림에서 원형 마크는 시뮬레이션 시작 위치를 나타낸다. 시뮬레이션 궤적은 시운전 궤적과 전반적으로 일치하는 결과를 보였다. 시뮬레이션은 조류가 전체 해역에서

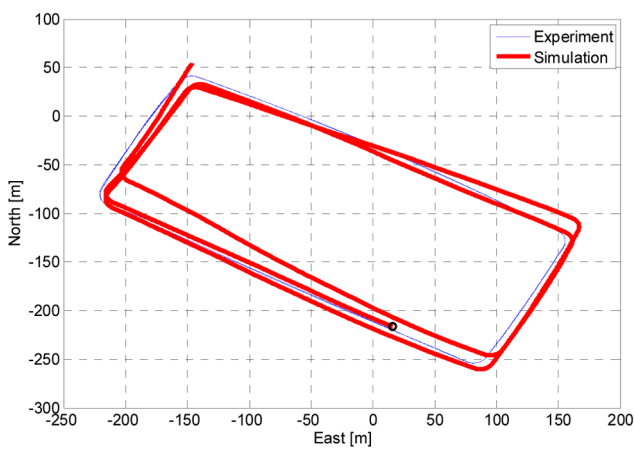


Fig. 8 X-Y trajectories of the experiment and the simulation for Sea Trial 140813-#1522: Constant speed

일정하다고 가정하였으므로, 이로 인하여 위치와 시간대역 별로 대수속도 오차가 존재하였다. 또한 실험역 시운전의 궤적 또한 수중항법에 의해 예측된 궤적이며, 1시간운항 후 수면 부상하였을 때에, HW200이 15~25m 정도 드리프트한 결과를 보였었다. 따라서 시운전에서 주어진 제어명령을 그대로 사용한 운동제현 시뮬레이션이 HW200 시운전과 동일한 사각궤적이 얻어지지 않는 것은, 조류의 영향과 수중항법의 오차를 고려하면, 제안된 수학 모델과 튜닝된 조종계수가 HW200 동특성을 적절하게 재현하는 것으로 판단된다.

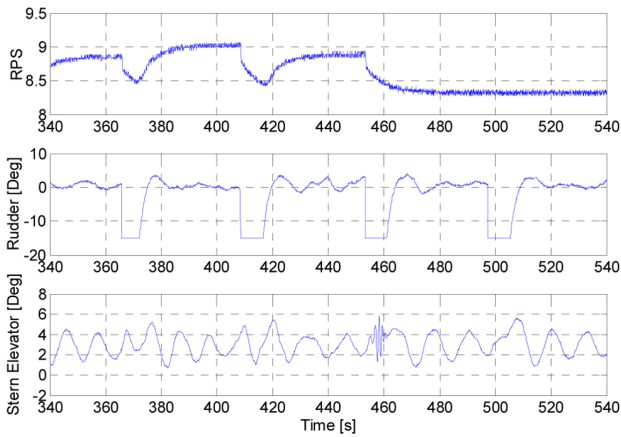
3.2 가변속도를 갖는 HW200의 운동 시뮬레이션

튜닝된 조종계수를 갖는 시뮬레이터를 이용하여 다른 조건에 운용하는 경우 HW200의 운동특성 모사 성능에 대한 검증이 필요하다. 본 논문에서는 조종계수 추정에 사용되지 않았으며 운항중 속도변경이 포함된 시험(시험번호: 140710-#1913)에 대하여 운동 시뮬레이션을 수행하고 이를 시험 결과와 비교하였다. Fig. 9(a)는 속도변경시험의 추진기 rps, 방향타 및 승강타의 제어입력을 나타낸다. 이 시험의 전진속도는 추진기 rps 명령에 따라 비례하여 1.5~1.8m/s 사이에서 변화한다, 운동 시뮬레이션의 초기 위치, 속도, 자세, 각속도 값은 340초의 실측값을 사용하였다. 이 시험에 있어서도 선수각 제어기와 심도 제어기가 작동되었으므로, 제어판은 읍셋 값을 갖는다. 따라서 각각의 읍셋 각도 -1.79° 과 -0.94° 을 제거한 나머지 값을 시뮬레이터의 제어입력으로 사용하였다.

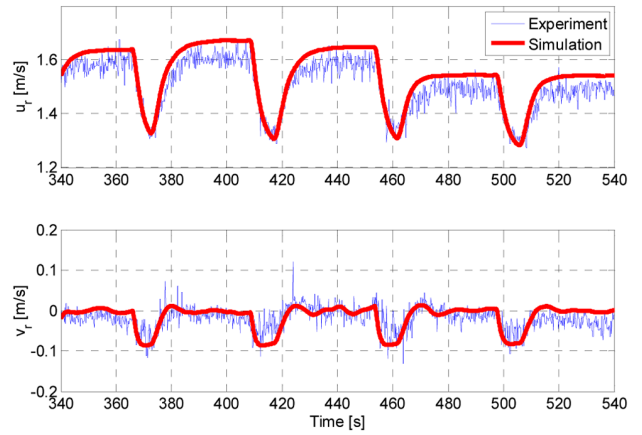
시뮬레이터의 조종계수는 앞 절에서 대수속도 1.83m/s 속도로 전진하는 HW200의 조종계수를 그대로 이용하였다. 이들 계수는 속도의 함수이므로 전진속도가 바뀌면 달라진다. 따라서 시뮬레이션은 전진방향의 항력계수와 방향타 · 승강타 제어입력 등 전진속도에 지배되는 항은 계수를 전진속도의 제곱에 비례하도록 무차원화하여 수행되었다. 다른 비선형 항은 1.83m/s 조건 하에서 튜닝된 값을 그대로 사용하였다. 조류속도 추정은 수학 모델을 이용한 운동 모델링에 영향을 미치는 주요 항목이다. 평가 대상 해역의 조류는 $[u_c, v_c, w_c] = [0.0262, 0.044, 0]$ m/s로 식별되어 시뮬레이션에 포함시켰다.

Fig. 9(b)와 (c)는 HW200의 속도 및 각속도의 실측 값과 시뮬레이션 값을 나타내며, Fig. 9(d)는 HW200의 수평면 이동궤적을 나타낸다. 그림에서 가는 청색실선과 굵은 적색실선은 각각 시험과 시뮬레이터 결과를 나타낸다. 종동요와 횡동요 각속도는 고주파수 성분에 오차가 존재하며 앞 절의 일정속도의 경우보다 다소 높게 나타났고, 저주파수 각속도 응답은 시험 실측값과 유사한 것으로 판단된다. 전반적으로 각속도가 안정적으로 추정되었으며, Fig. 9(d)에서 수평면 궤적도 시험결과와 유사한 시뮬레이션 결과를 보였다.

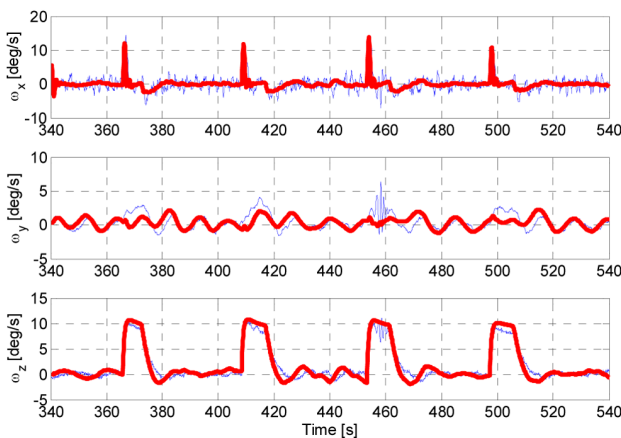
Fig. 9(a)에 보이는 승강타의 불안정 입력 원인은 외부적인 교란에 의한 것이라고 추정된다. 이 시험은 2014년 7월 10일 수행되었고, 당시의 시험해역은 태풍 너구리의 영향으로 해상에 쓰레기가 존재했다. 시험데이터 중에서 관성센서 신호에 임펄스 신호가 잡힌 것으로 보아, AUV가 운항중에 수중 쓰레기와 충돌했을 것으로 추정된다. 충돌신호는 AUV가 선회중에 발생했



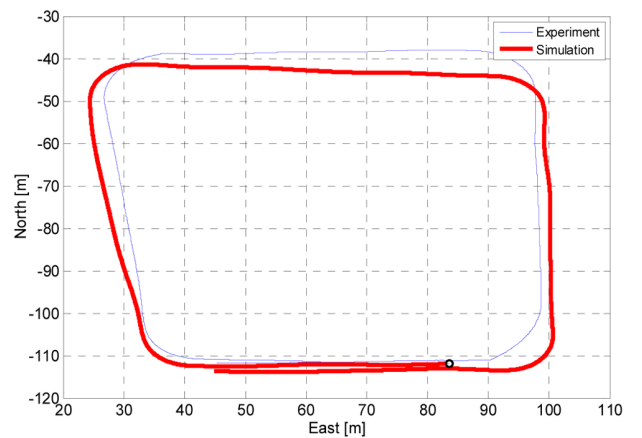
(a) Thruster rps, rudder and elevator commands



(b) Velocities : v_x and v_y



(c) Angular velocities : ω_x , ω_y , ω_z



(d) X-Y trajectory

Fig. 9 Control commands and experimental results and simulated response of Sea Trial 1400710-#1913: Variable speed

다. 방향타 제어 입력은 포화상태였으므로 충돌의 영향을 받지 않았고, 승강타의 제어입력에만 충돌 영향으로 고주파 신호가 생성되었다. 충돌 물체가 크지 않았을 것으로 추정되고 피치 각속도가 곧바로 안정화되어 제어가 발산하지 않은 것으로 판단된다. Fig. 9(a), (c)에서 보듯이, 455초에 발생한 승강타의 불안정한 제어 입력에 대해서도 수직면 종동요 시뮬레이션 ω_y 값이 발산하지 않고 시험결과와 유사한 운동응답을 재현하여 유효성이 입증되었다.

여기서, 승강타의 불안정한 입력에도 불구하고 HW200이 안정한 결과를 보인 것에 대해 검토하였다. Yeo et al.(2006)은 잠수체의 수직면 안정성 지수 G_v 를 다음과 같이 정의하였고,

$$G_v = 1 - \frac{M_w(Z_q + m)}{Z_w(M_q - mx_G)} \quad (13)$$

잠수함 설계 관점에서 동적 안정성도 보장하는 적당한 크기 범위는 $0.5 < G_v < 0.8$ 인 것으로 발표하였다. HW200의 G_v 는 0.711로 계산되어 수직면 안정성이 매우 우수하므로, 승강타의

불안정한 입력에도 불구하고 안정성을 유지할 수 있었던 것으로 판단된다.

4. 운동 시뮬레이션 및 항법 적용에 관한 고찰

4.1 시뮬레이터를 이용한 HW200 운항제어 시뮬레이션

AUV 운동 시뮬레이터를 이용해 HW200의 운항제어 시뮬레이션을 수행하였다. 정찰할 해역을 지정하고 AUV가 이 해역을 빠짐없이 정찰하는 임무를 상정하였다. 본 연구에서는 탐사해역을 구역별로 나누어 정찰하는 방법 중에 하나인 경유점 지정법으로 시뮬레이터의 유효성을 실증하였다.

대상해역은 진해만 가상위치의 250m×250m 영역이며, 해저면 근처에서 일정 고도를 유지하며 정밀 정찰하는 임무를 지정하였다. 전진속도는 1.54m/s, 센서 노이즈는 탑재된 센서 특성 데이터를 반영하여 시뮬레이션 조건을 다음과 같이 정하였다.

<시뮬레이션 조건>

- 초기조건 $[X_0, Y_0, Z_0, \phi_0, \theta_0, \psi_0] = [0 \quad -50 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad \pi/2]$
- $[u_0, v_0, w_0, p_0, q_0, r_0] = [0.1 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0]$

- 추진기 제어 = 1.54m/s 정속제어
- 해양환경 : 조류 속도 = [0 0 0] & [0.2 0.1 0] m/s
- 수중정찰 모드 : 'ㄹ'형태로 해저정찰 후 초기위치로 복귀
- 경유지점
 RefX = [0 0 50 50 100 100 150 150 200 200 250 250 250 -15]
 RefY = [0 250 250 0 0 250 250 0 0 250 250 0 -50 -50]
 RefZ = [10 10 10 10 10 10 10 10 10 10 10 0 0 0]
- 센서 노이즈

	Bias error	Variance
IMU accelerometer	$1.0 \times 10^{-3} \text{ m/s}^2$	$(0.01625)^2$
IMU gyro	$4.848 \times 10^{-3} \text{ rad/s}$	$(1.454 \times 10^{-3})^2$
DVL	0.01 m/s	0.02^2
Depth sensor	0.01 m	0.075^2
Magnetic compass	1.0°	$(1.0^\circ)^2$
Attitude sensor	0.5°	$(0.5^\circ)^2$

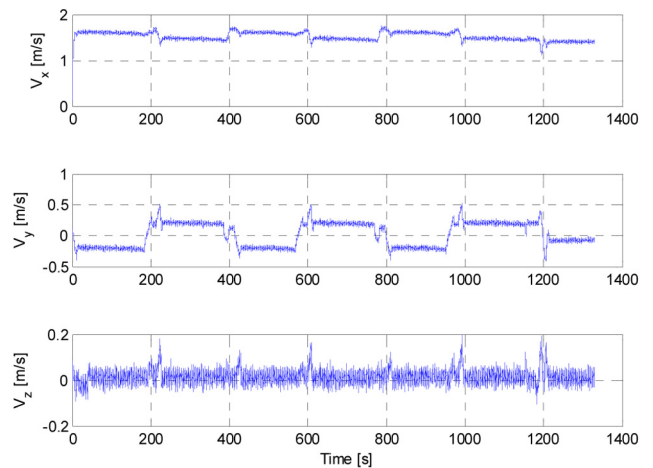
운항제어 시뮬레이션에 적용된 HW200 수학적 모델은 앞의 모델과 동일하며, 운항제어를 위하여 목표수심과 방위를 계산하는 블록, 제어기 블록 및 센서를 모사하는 모듈 등이 추가되었다. 선수각 및 심도 제어는 모두 PD 제어기를 이용하였고, 0.435노트 조류가 존재하는 환경으로 정하였다.

Fig. 10은 x-방향으로 0.2m/s, y-방향으로 0.1m/s의 조류가 존재하는 해역에서 HW200이 수중정찰 임무를 수행하는 시뮬레이션 결과를 나타낸다. 그림에서 원으로 표시된 부분에서 출발하여 수심 10m까지 잠항하고, 250m 정사각형 해역을 50m 간격으로 경유점을 지정하여 'ㄹ'자 경로(Lawn-mowing mode)로 탐사하고, 해저면의 모든 경유점을 통과한 후 수면으로 부상하여 복귀하는 임무를 수행한 결과이다. 경유점 도달을 판단하는 기준인 오차반경은 AUV의 회전반경 및 회전시 전진속도에 의한 회전센터의 진행방향 드리프트를 고려하여 13m로 지정하였다.

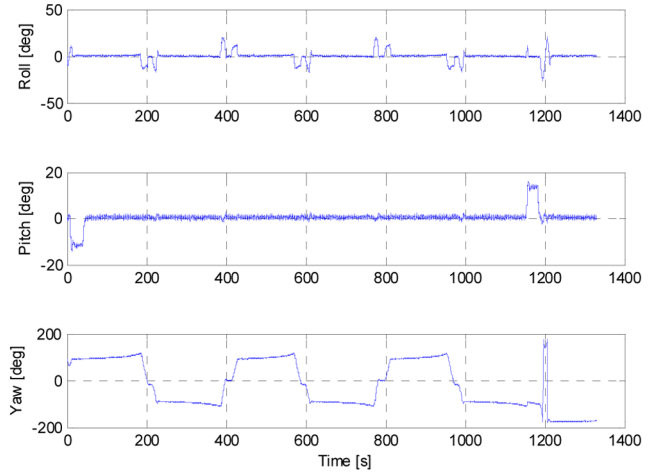
시뮬레이션 결과로부터, HW200은 연속되는 경유점을 안정적으로 모두 찾아감으로써 수중정찰 임무를 완수할 수 있음을 보였다. 조류 영향으로 인하여 AUV의 측방향 속도 성분이 발생하는 결과를 보였다. 측방향 드리프트 영향으로 경유점을 향하는 선수각이 방향과 거리에 따라 변화하며, 목표지점에 가까워질수록 방위각 오차가 증가하였다. 이 시뮬레이션은 경유점 제어가 이용되었다. 조류 영향으로 인한 드리프트를 방지해야 하는 임무일 경우는 경로추종 제어기를 포함해야 한다. 주어진 환경조건에서, HW200은 지정된 해역을 운항하여 탑재 소나 및 카메라를 이용하여 수중정찰 임무를 적절히 수행할 수 있는 것으로 판단된다.

4.2 수학적 모델의 수중항법 보조신호로의 응용 고찰

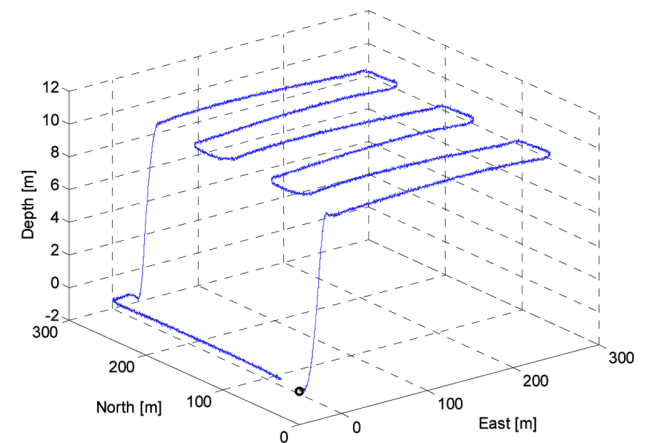
자율무인잠수정의 수학적 모델을 관성항법시스템의 항법보조신호로 활용하기 위해서는 수학적 모델의 정확도가 중요하며, 통합항법시스템의 조류 속도 추정능력이 매우 중요하다. 모델의 정확도와 조류속도 추정능력에 따라 모델보조 관성항법시스템의 성능이 결정된다(Hegrenæs and Hallingstad, 2011).



(a) Velocities : v_x, v_y, v_z



(b) Attitude : roll, pitch, yaw



(c) 3-dimensional trajectory

Fig. 10 Simulated lawn-mowing mode of HW200 with constant thruster rps under sea current [0.2 0.1 0.0] [m/s]

수학적 모델은 정확도가 떨어지더라도 IMU 단독 항법시스템의 드리프트를 줄일 수 있으므로, 항법의 보조 도구로 사용될 수

있다. 앞 절에 기술된 선속 1.83m/s에서 모델링된 계수를 1.5~1.8 m/s 범위에서 운용하는 HW200에 적용한 사례에서 알 수 있듯이, 전진속도가 20% 범위에서 변속하는 운용 조건에 대해서도 관성항법 시스템(Lee et al., 2007)의 보조신호로 사용할 수 있음을 검토하였다.

수학 모델만을 사용하는 항법시스템의 성능은, 모델 출력오차 및 해수 유속 보정이 없으므로, 수학 모델 보조 통합관성항법시스템 보다 성능이 현저하게 낮다. 두 방법의 성능 차이는 모델의 정확도와 해수 속도의 크기에 따라 현격하게 달라진다. 유속 및 선체모델 정확도가 시간대에 따라 크게 변화하지 않는다면, 항법 정확도는 양호한 상태를 유지할 수 있을 것이다. 그러나 우리나라 인근해역은 조류가 시시각각 변화하며 해저지형의 영향으로 위치에 따라 조류 방향과 크기가 달라지므로, 수학 모델만을 이용하는 항법시스템은 적용에 한계가 있다.

또한 해수 속도와 모델 출력오차는 위치측정 또는 속도를 측정하는 시간 주기 동안에만 가관측(Observable)하다. 해수 속도와 수학 모델 출력오차는 회전행렬을 통해서만 분리 가능하므로 관성시스템이 필수이다. 수평면에서 직진 운용하는 경우, 조류 속도와 모델 출력오차를 구분 가능케 하는 조건은 운항중인 AUV가 임의로 선속각 변화를 주어서 통합항법시스템을 가관측하게 해야 한다.

5. 결 론

본 논문을 통하여 자율무인잠수정 HW200의 수학적 운동모델을 도출하고 운동 시뮬레이터를 개발하였다. 본 논문에서는 HW200 운동에 영향을 주는 인자를 구분하여 모델링하였고, 유사 선형에 대한 경험식을 이용하여 계수를 초기화하였다. AUV 시스템을 서브시스템 모델로 모듈화하였으며, Simulink를 기반으로 하는 HW200 운동제어 및 운동 재현 시뮬레이터가 개발되었다. 선속 1.83m/s로 정속 운항하는 조건의 시험 데이터를 이용하여 HW200의 수학 모델을 도출하고 조종계수를 조정하였다. 이를 위해서 우선 조류를 추정하였고, 실선 시험과 동일한 입력을 이용하여 운동재현 시뮬레이션을 실시하고, 결과를 비교하여 계수를 조정함으로써 수학 모델의 조종계수를 미세 조정하였다. 미세조정된 계수를 갖는 HW200의 수학 모델을 이용한 시뮬레이터는 최대 20%의 속도변화가 있더라도 시험결과와 유사한 결과를 얻을 수 있었다. 또한 본 논문은 수학 모델을 보조센서로 이용하는 복합관성항법으로의 응용에 관하여 검토하였다.

References

- Feldman, J., 1979. Revised Standard Submarine Equations of Motion. Naval Ship Research & Development Center.
- Fossen, T.I., 2002. Marine Control Systems : Guidance, Navigation and Control of Ships, Rigs and Underwater Vehicles. Trondheim, Norway, Marine Cybernetics.
- Gertler, M., Hagen, G.R., 1967. Standard Equations of Motion for Submarine Simulations. DTNSRDC, Tech. Report No. 2510.
- Hegrenæs, O., Hallingstad, O., 2011. Model-Aided INS with Sea Current Estimation for Robust Underwater Navigation. IEEE Journal of Oceanic Engineering, 36(2), 316-337.
- Jun, B., Park, J., Lee, F., Lee, P., Lee, C., Kim, K., Lim, Y., Oh, J., 2009. Development of AUV 'ISiMI' and Free Running Test in Ocean Engineering Basin. Ocean Engineering, 36(1), 2-14.
- Jun, B.H., Park, J.Y., Lee, P.M., Lee, F.Y., Oh, J.H., 2007. Development and Tank Test of an Autonomous Underwater Vehicle 'ISiMI'. Journal of Ocean Engineering and Technology, 21(2), 67-74.
- Kim, Y.K., Kim, S.Y., 2005. Development of Estimation Technology for Maneuvering Performance of a Submarine. Technical Report of KRISO (Internal Report), December.
- Lee, P., Jun, B., Kim, K., Lee, J., Aoki, T., Hyakudome, T., 2007. Simulation of an Inertial Acoustic Navigation System With Range Aiding for an Autonomous Underwater Vehicle. IEEE Journal of Oceanic Engineering, 32(2), 327-345.
- Lee, P.M., Kim, B.H., Park J.Y., Jun, B.H., Yeo, D.J., Lee, P.Y., Jung, H., 2013a. Study on an Integrated Inertial Navigation of Autonomous Underwater Vehicles Using a Dynamic Model. Proceedings of The Korean Association of Ocean Science and Technology Societies (KAOSTS) 2013 Conference, 2193-2197, Jeju ICC.
- Lee, P.Y., Park, S.W., Kwon, S.T., Jung, H., Park, M.S., Lee, P.M., 2015. Dynamic Modeling of an Autonomous Underwater Vehicle for Underwater Surveillance and Its Application to Navigation. Proceedings of The Korean Association of Ocean Science and Technology Societies (KAOSTS) 2015 Conference, 351-355, Jeju ICC.
- Lee, P.Y., Yoon, J.Y., Oh, S.K., Lee, N.J., Jung, H., 2013b. Development and Test of an Small Autonomous Underwater Vehicle for Underwater Inspection. Proceedings of the Korea Unmanned Underwater Vehicle Society Symposium, Jinhae.
- Mathworks, Inc., 2015. MatLab & Simulink: Simulink Reference R2015b.
- Park, S.K., Kwon, S.T., Lee, P.Y., Park, S., Jun, Y.G., Jung, H., 2015. Implementation and Field Test of Autonomous Underwater Vehicle HW200. Proceedings of the Korea Unmanned Underwater Vehicle Society Symposium, Daejeon.
- Yeo, D.J., Yoon, H.K., Kim, Y.G., Lee C.M., 2006. Sensitivity Analysis on the Stability of a Submarine Concerning Its Design Parameters. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 43(4), 521-528.

부 록

A.1 좌표변환행렬 및 항목별 운동 모델

관성 행렬 :

$$M = \begin{bmatrix} m - \frac{\rho}{2} I^3 X_u & 0 & 0 \\ 0 & m - \frac{\rho}{2} I^3 Y_v & 0 \\ 0 & 0 & m - \frac{\rho}{2} I^3 Z_w \\ 0 & -mz_G - \frac{\rho}{2} I^4 K_v & my_G \\ mz_G & 0 & -mx_G - \frac{\rho}{2} I^4 M_w \\ -my_G & -mx_G - \frac{\rho}{2} I^4 Y_r & 0 \\ 0 & mz_G & -my_G \\ -mz_G - \frac{\rho}{2} I^4 Y_p & 0 & mx_G - \frac{\rho}{2} I^4 Y_r \\ my_G & -mx_G - \frac{\rho}{2} I^5 Z_q & 0 \\ I_x - \frac{\rho}{2} I^5 K_p & -I_{xy} & -I_{zx} + \frac{\rho}{2} I^5 K_r \\ -I_{xy} & I_y - \frac{\rho}{2} I^5 M_q & -I_{yz} \\ -I_{zx} - \frac{\rho}{2} I^5 K_r & I_{yz} & I_z - \frac{\rho}{2} I^5 N_r \end{bmatrix}$$

코리올리 힘 및 원심력 :

$$F_{CC} = [X_{CC} \ Y_{CC} \ Z_{CC} \ K_{CC} \ M_{CC} \ N_{CC}]^T$$

여기서,

$$\begin{aligned} X_{CC} &= mvr - mgw - my_G pq - mz_G pr + mx_G q^2 + mx_G r^2 \\ Y_{CC} &= -\mu r + mwp - mx_G qp - mz_G qr + my_G p^2 + my_G r^2 \\ Z_{CC} &= \mu q - mwp + mx_G rp - my_G rq + mz_G p^2 + mz_G q^2 \\ K_{CC} &= my_G uq + mz_G ur - my_G vp - mz_G wp \\ &\quad - (I_z - I_y)qr + I_{yx} q^2 - I_{xx} r^2 + I_{xz} pq - I_{xy} pr \\ M_{CC} &= mz_G vr + mx_G vp - mx_G uq - mz_G wq \\ &\quad - (I_x - I_z)rp - I_{zx} p^2 - I_{yz} pq + I_{xy} qr + I_{zx} r^2 \\ N_{CC} &= -mx_G ur - my_G vr + my_G wq + mx_G wp \\ &\quad + I_{xy} p^2 - I_{xy} q^2 + I_{yz} rp - I_{zx} rq - (I_y - I_x) pq \end{aligned}$$

속도 종속(Velocity dependent) 유체력 :

$$F_{DL} = [X_{DL} \ Y_{DL} \ Z_{DL} \ K_{DL} \ M_{DL} \ N_{DL}]^T$$

$$\begin{aligned} X_{DL} &= \frac{\rho}{2} I^2 (X_{vv} v^2 + X_{ww} w^2) + \frac{\rho}{2} I^3 (X_{wq} wq + X_{vr} vr) \\ &\quad + \frac{\rho}{2} I^4 (X_{qq} q^2 + X_{rr} r^2 + X_{rp} rp) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} Y_{DL} &= \frac{\rho}{2} I^4 (Y_{pq} pq + Y_{pl} pl + Y_{qr} qr) \\ &\quad + \frac{\rho}{2} I^3 \left(Y_{v|v|} \frac{v}{|v|} \sqrt{v^2 + w^2} |v| + Y_{wr} wr + Y_{vq} vq \right) \\ &\quad + \frac{\rho}{2} I^3 (UY_{\mu p} + UY_r r + UY_v v + Y_v) \\ &\quad + \frac{\rho}{2} I^2 (Y_{v|v|} v \sqrt{v^2 + w^2} + Y_{vw} vw) + IY_0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} Z_{DL} &= \frac{\rho}{2} I^4 (Z_{pp} p^2 + Z_{rr} r^2 + Z_{rp} rp + Z_{ql} ql) \\ &\quad + \frac{\rho}{2} I^3 \left(Z_{w|w|} \frac{w}{|w|} \sqrt{v^2 + w^2} |w| + UZ_q q + Z_{vp} vp + Z_{vr} vr \right) \\ &\quad + \frac{\rho}{2} I^2 (Z_{w|w|} w \sqrt{v^2 + w^2} + Z_{ww} |w \sqrt{v^2 + w^2}|) \\ &\quad + \frac{\rho}{2} I^2 (Z_{vv} v^2 + UZ_w w + UZ_{w|w|} |w|) + IZ_0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} K_{DL} &= \frac{\rho}{2} I^5 (K_{pp} pq + K_{pl} pl) + \frac{\rho}{2} I^4 (K_{wr} wr + K_p p + UK_r r + K_{vq} vq + K_{\phi} \phi) \\ &\quad + \frac{\rho}{2} I^3 (K_{v|v|} v \sqrt{v^2 + w^2} + K_{vw} vw + UK_v v) + \frac{\rho}{2} I^3 U^2 K_0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_{DL} &= \frac{\rho}{2} I^5 (M_{pp} p^2 + M_{ql} ql + M_{rp} rp + M_{rr} r^2) \\ &\quad + \frac{\rho}{2} I^4 (M_{ww} |w \sqrt{v^2 + w^2}| + M_{w|w|} \sqrt{v^2 + w^2} q + UM_q q + M_{vr} vr) \\ &\quad + \frac{\rho}{2} I^4 (M_{vp} vp) + \frac{\rho}{2} I^3 (M_{w|w|} w \sqrt{v^2 + w^2} + M_{vv} v^2 + UM_w w + UM_{w|w|} |w|) \\ &\quad + \frac{\rho}{2} I^3 U^2 M_0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} N_{DL} &= \frac{\rho}{2} I^5 (N_{r|r|} r|r| + N_{pq} pq + N_{qr} qr) \\ &\quad + \frac{\rho}{2} I^4 (UN_r r + UN_p p + N_{vq} vq + N_{\phi} \phi + N_{wr} wr) \\ &\quad + \frac{\rho}{2} I^3 (N_{v|v|} v \sqrt{v^2 + w^2} + UN_v v + N_{vw} vw) + \frac{\rho}{2} I^3 U^2 N_0 \end{aligned}$$

복원력 :

$$F_{rest} = \begin{bmatrix} -(W-B)s\theta \\ (W-B)c\theta s\phi \\ (W-B)c\theta c\phi \\ (y_G W - y_B B)c\theta c\phi - (z_G W - z_B B)c\theta s\phi \\ -(x_G W - x_B B)c\theta c\phi - (z_G W - z_B B)s\theta \\ (x_G W - x_B B)c\theta s\phi + (y_G W - y_B B)s\theta \end{bmatrix}$$

추진기 외력 :

$$F_{thrust} = [X_{thrust} \ Y_{thrust} \ Z_{thrust} \ K_{thrust} \ M_{thrust} \ N_{thrust}]^T$$

$$\begin{aligned} \text{여기서, } X_{thrust} &= (1-t)\rho n^2 D_p^4 K_T \\ K_{thrust} &= (1-t)\rho n^2 D_p^4 K_Q \\ Y_{thrust} &= Z_{thrust} = M_{thrust} = N_{thrust} = 0 \end{aligned}$$

제어판 외력 :

$$F_{plan} = [X_{plan} \ Y_{plan} \ Z_{plan} \ K_{plan} \ M_{plan} \ N_{plan}]^T$$

$$\begin{aligned} \text{여기서, } X_{plan} &= 0, \quad Y_{plan} = \frac{\rho}{2} I^3 u_r^2 Y_{\delta_r} \delta_r, \quad Z_{plan} = \frac{\rho}{2} I^3 u_r^2 Z_{\delta_s} \delta_s, \\ K_{plan} &= \frac{\rho}{2} I^3 u_r^2 K_{\delta_s} (\delta_{ss} - \delta_{sp}), \quad M_{plan} = \frac{\rho}{2} I^3 u_r^2 M_{\delta_s} \delta_s, \\ N_{plan} &= \frac{\rho}{2} I^3 u_r^2 N_{\delta_r} \delta_r \end{aligned}$$

좌표변환행렬 :

$$J_1(\eta_2) = \begin{bmatrix} c\psi c\theta & -s\psi c\phi + c\psi s\theta s\phi & s\psi s\phi + c\psi c\phi s\theta \\ s\psi c\theta & c\psi c\phi + s\phi s\theta s\psi & -c\psi s\phi + s\theta s\psi c\phi \\ -s\theta & c\theta s\phi & c\theta c\phi \end{bmatrix}$$

$$J_2(\eta_2) = \begin{bmatrix} 1 & s\phi t\theta & c\phi t\theta \\ 0 & c\phi & -s\phi \\ 0 & s\phi/c\theta & c\phi/c\theta \end{bmatrix}$$

여기서 s, c, t 는 각각 \sin, \cos, \tan 을 나타낸다.

A.2 HW200 운동 모델의 무차원 유체력 계수

Coef.	Value ($\times 10^5$)	Coef.	Value ($\times 10^5$)	Coef.	Value ($\times 10^5$)
X_u	-34.200	Z_w	-3457.32	$M_{w w}$	0
X_{uu}	-248.5	Z_q	-937.709	$M_{q q}$	0
X_{vr}	20.307	$Z_{w w}$	0	$M_{w q}$	0
X_{wq}	-1609.97	$Z_{q q}$	0	M_{vp}	-86.9941
X_{qq}	-87.4653	Z_{vp}	-1614.8	M_{rp}	83.6878
X_{rr}	-1893.7	Z_{pp}	0.703233	M_{pp}	0.532076
X_{rv}	-0.05294	Z_{rp}	86.9941	M_{rr}	-0.53208
X_{ww}	0	$Z_{q w}$	0	M_{vr}	0.703233
X_{rp}	-0.70323	Z_{δ_s}	-142.7	M_{δ_s}	-222.984
Y_v	-1614.8	K_p	-0.19314	N_v	43.4970
Y_r	86.9941	K_r	-0.53208	N_r	-41.940

Coef.	Value ($\times 10^5$)	Coef.	Value ($\times 10^5$)	Coef.	Value ($\times 10^5$)
Y_p	0.703233	K_v	0.703233	N_p	-0.53208
Y_v	-3600.15	K_p	-5.03346	N_v	-1268.32
Y_r	715.531	K_r	19.968	N_r	-359.7
$Y_{ v v}$	-4291.6	K_v	-123.258	N_p	0.708363
$Y_{ r r}$	-356.7	K_{vq}	-0.47117	$N_{ v v}$	0
$Y_{ v r}$	0	K_{wp}	-0.70323	$N_{ r r}$	-6.2438
Y_{wp}	1609.97	K_{wr}	0.471174	N_{wp}	-43.7327
Y_{pq}	87.4653	K_{vw}	4.82921	N_{uw}	0
Y_{qr}	0.00513	$K_{ p p}$	0	N_{ur}	0
Y_{uv}	0	K_{δ_s}	0	N_{pq}	-42.6916
Y_{ur}	0	M_w	-87.4653	N_{qr}	0.532076
Y_{δ_r}	75.6	M_q	-83.5764	N_{vq}	-0.70836
Z_w	-1609.97	M_w	603.860	$N_{ v r}$	0
Z_q	-87.4653	M_q	-301.049	N_{δ_r}	-280.28

Coef.	Value	Coef.	Value	Coef.	Value
K_T	1.03	K_Q	0	D_P	0.12

극한 환경하의 부표 운동성능 모형시험기법 개발 ← (한글제목)

홍길동* · 김길동** · 이길동** ← (한글이름)
*한국해양연구원 해양개발시스템연구본부 ← (한글소속)
**현대중공업(주) 구조설계부

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

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 ← (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

← (Table은 영문으로 작성, 표기되는 기호는 수식으로 작성)

← (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) ……

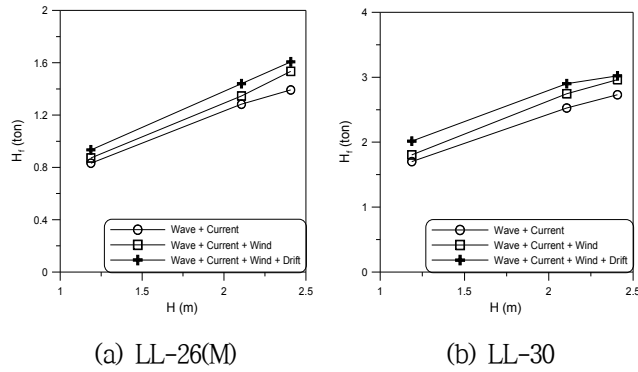


Fig. 1 Maximum height of tension forces acting on the mooring line at buoy

≡ (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 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]

Transfer of copyright

Article details

Article :
Corresponding author :
E-mail address :
DOI : <http://dx.doi.org/10.5574/KSOE.0000.00.000>

Assignment of publishing right

- I am one author signing on behalf of all co-authors of the manuscript.
- KSOE hereby agrees to follow Creative Commons License.
- I have read and agree to the terms of the journal(Journal of Ocean Engineering and Technology) copyright policy.

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)

2015년도 한 해 동안 한국해양공학회지에 투고된 원고를 심사하신 분들입니다.
심사위원 여러분께 감사드립니다.

강동훈	경상대학교	문경만	한국해양대학교	이종무	KRISO
강태순	지오시스템리서치	민천홍	KRISO	이종현	제주대학교
고대은	동의대학교	박광준	울산과학대학교	이지현	삼원밀레니어
구본국	창원대학교	박규식	POSCO	이진우	한국해양대학교
구원철	인하대학교	박민수	한국건설기술연구원	이진학	KIOST
권순홍	부산대학교	박영호	창원대학교	이탁기	경상대학교
권식철	충북대학교	박인규	울산대학교	이판목	KRISO
김경환	KRISO	박종천	부산대학교	이호재	인하대학교
김국현	동명대학교	박준범	한국해양대학교	임성우	POSCO
김규한	카톨릭관동대학교	박준수	경남대학교	임채환	한국기계연구원
김기훈	KRISO	박진영	KRISO	장범선	서울대학교
김낙완	서울대학교	박창규	군산대학교	장택수	부산대학교
김덕수	대우조선해양	배윤혁	제주대학교	전봉환	KRISO
김도균	부산대학교	변성우	한화탈레스	정광효	부산대학교
김동희	한국해양대학교	서대원	한국선급	정동호	KRISO
김명현	부산대학교	서정관	부산대학교	정성엽	KRISO
김병완	KRISO	서주노	한국해양대학교	정세민	조선대학교
김성렬	동아대학교	손창배	동부산대학교	정영석	부경대학교
김성찬	인하공업전문대학교	송창용	목포대학교	정우철	인하공업전문대학교
김영복	경남대학교	신성철	부산대학교	정준모	인하대학교
김영상	전남대학교	신성호	KRISO	정한구	군산대학교
김영훈	경남대학교	심우성	현대중공업	조경훈	SAC
김용직	부경대학교	심천식	목포대학교	조규남	홍익대학교
김용직	동화뉴텍	안석환	중원대학교	조석규	KRISO
김윤호	KRISO	안형택	울산대학교	조용진	동의대학교
김을년	현대중공업	우진호	부경대학교	조일형	제주대학교
김재수	한국해양대학교	원종범	한국선급	조철희	인하대학교
김재현	현대중공업	유창일	부경대학교	주문갑	부경대학교
김종규	전남대학교	윤석민	KAIST	주영석	대우조선해양
김종도	한국해양대학교	윤한삼	부경대학교	차주환	목포대학교
김준영	한국해양대학교	윤현규	창원대학교	최윤락	울산대학교
김진경	한국해양수산연수원	이기영	해군사관학교	최종수	KRISO
김진환	KAIST	이귀주	조선대학교	최형식	한국해양대학교
김현식	동명대학교	이병룡	울산대학교	한승호	동아대학교
김현조	삼성중공업	이상갑	한국해양대학교	허선철	경상대학교
김현철	울산과학대학교	이상국	한국수력원자력	허정원	전남대학교
나원배	부경대학교	이순섭	경상대학교	홍사영	KRISO
남기우	부경대학교	이승재	한국해양대학교	황성철	부산대학교
남보우	KRISO	이영범	대우조선해양	황아름	거제대학교
노명일	서울대학교	이장현	인하대학교		
유정수	울산대학교	이재명	부산대학교		

(사)한국해양공학회 특별회원

한국해양공학회의 특별회원은 다음과 같으며, 귀사의 찬조에 진심으로 감사드립니다(순서: 입회순).

한국선급 / 현대중공업(주) / 대우조선해양(주) /
한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소 / 삼성물산(주) 건설부문 /
(주)건일엔지니어링 / 삼성중공업(주) / (주)케이티서브마린 / 대양전기공업(주) /
(주)대영엔지니어링 / 한국조선해양기자재연구원 / (주)동화뉴텍 / (주)스틸플라워/
미래인더스트리(주) / 한국조선해양플랜트협회 / (주)파나시아 / 한국가스공사 /
선보공업(주) / (주)멀티스하이드로 / (주)유아이티



한국해양공학회의 특별회원 가입방법은 학회 홈페이지(www.ksoe.or.kr)의
입회안내를 참고하시고, 기타사항은 학회 사무국으로 연락주시기 바랍니다.

한국해양공학회지(JOET) 논문투고규정 (2015. 1. 7 개정)

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

한국해양공학회지

제29권 제6호(통권 제127호)

인쇄: 2015년 12월 28일

발행: 2015년 12월 31일

발행인: 홍사영

편집인: 김윤해

발행소: 사단법인 한국해양공학회

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

전화: (051)759-0656 FAX: (051)759-0657

담당: 사무국장 이희진

E-mail: ksoehj@ksoe.or.kr

Homepage: www.ksoe.or.kr

인쇄소: 한림원(주)

서울특별시 중구 퇴계로51길 20 1303(오장동,백서스타워)

전화: (02)2273-4201 FAX: (02)2179-9083

E-mail: hanrim@hanrimwon.co.kr



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