



공학박사 학위논문

선박의 파랑 중 부가저항 추정을 위한 모형시험 및 파형 해석

Towing Test and Wave Pattern Analysis for Prediction of Added Resistance on Ships in Waves

2018년 2월

서울대학교 대학원

조선해양공학과

이 재 훈

초 록

자유수면상에서 물체가 전진하면서 일으키는 조파 현상의 해석은 Michell의 이론적 연구 이래 선박유체역학 분야에서 중요하고 흥미로운 주제로 자리잡아 왔다. 이론적인 접근과 더불어 실험적인 접근법을 바탕으로 정수 중 진행하는 선박에 의한 교란 파형 계측 및 이에 대한 분석과 활용 등이 다양하게 이루어졌다. 예를 들어, 선형 변화에 따른 저항 및 파형의 변화 양상을 살피거나, 계측 결과를 바탕으로 파형 함수를 역으로 추정하는 등의 연구들이 진행되었다. 이러한 연구들의 목적은 주로 조파저항의 최적화 문제 등을 풀기 위함이었고, 직접 압력 적분법 혹은 전저항 계측법에 대비하여 안정적인 결과를 얻을 수 있는 장점이 있다고 알려져 있다.

정수 중 항행하는 선박 주위의 정상(steady) 상태 유동에 관한 실험적 연구가 활발히 이루어진 것과는 대조적으로, 파랑 중 진행하는 선박 주위의 비정상(unsteady) 교란 파형과 관련된 실험적 연구는 비교적 많지 않다. 파랑 중 운항중인 선박 주위에는 선박의 운동으로 인한 반사파와 방사파 외에도 쇄파, 난류 및 후류 등이 복합적으로 존재하며, 이러한 비선형성분들이 시간에 따라 변동하며 나타나는 현상에 대하여 수렴된 결과를 얻기 위해서는 기존의 정상파 해석보다 주의깊은 접근이 필요하다. 일부 선행 연구들에서, 일렬로 배열된 고정 파고계를 바탕으로 파형 함수를 재구성하여

i

교란 파형을 추정하거나, 운동이 제한된 고정된 선박 주위의 교란 파형을 분석하는 시도들이 있었고, 파랑 중 교란 파형의 실험적 해석에 대한 가능성을 보여주었다.

한편, 선박의 선형 운동응답 문제 등은 안정적인 해석이 가능해지고 새로운 선박 규제 등이 도입되면서, 파랑 중 선박의 비선형 운동 및 부가저항 등 고차 문제에 대한 연구들이 활발히 이루어지고 있다. 현재 선형 포텐셜 이론 기반 계산, 전산유체역학, 모형시험 및 실선 시운전 등을 바탕으로 한 다양한 연구들이 진행되고 있다. 다만, 고차 성분에 대한 해석에서는 해석 기법 및 세부적인 접근 방식에 따른 결과의 산포(scatterness)가 선형 운동응답 해석에 비하여 크게 나타나게 된다. 이로 인하여 현재까지도 단파장 영역에서의 해석을 비롯한 파랑 중에서의 부가저항 예측 및 운항 효율 추정에 대해 여러 논의와 연구가 진행 중이다. 기법들의 정밀도를 비교 검증하고 해석의 고도화를 달성하기 위해서는 신뢰도가 확보된 검증용 데이터가 필요하며, 이러한 목적을 위해 선형수조 모형시험을 바탕으로 다양한 조건에 대한 실험적 계측 및 분석을 통해 실험 데이터베이스를 구축할 수 있다.

본 연구에서는 파랑 중 진행중인 선체 주위의 교란된 파형 해석을 위한 실험적 분석법을 제안하고, 선형 계산과의 비교 검증 및 고찰을 수행하였다. 다수의 비접촉식 파고계를 바탕으로 파형 계측 분석법을 정리하고, 최대 800개 지점에서 파고 계측을

ii

수행하여 평균값, 선형 성분, 비선형 성분 등으로 분석을 수행하였다. 본 논문에서 제시하고 있는 계측법은 국제수조협의회(ITTC) 권고안에 따라 수행 가능한 통상적인 모형시험 수행과 동시에 수행 가능하다. 동일 지점에 대한 파형 계측 반복 시험을 바탕으로 파랑 중 파형 계측 및 부가저항 모형시험의 신뢰도를 파악하였고, 주요 결과들을 기존에 발간된 참조 결과들과 비교하였다. 이러한 교란 파형 해석법을 바탕으로, 수학 선형인 수정된 Wigley 선형 및 액화천연가스 운반선인 S-LNGC에 대하여 파기울기, 파장비, 선속 등에 대한 영향을 살필 수 있도록 다양한 조건에 대하여 교란 파형 계측 및 분석을 수행하였다.

실험적 해석 결과를 검증하기 위하여 수치계산과의 비교 분석을 동시에 수행하였다. 서울대학교 해양유체역학연구실에서 개발한 포텐셜 기반 랜킨 패널법 수치계산 프로그램(WISH)을 바탕으로 선형 계산을 수행하고, 다양한 입사파 조건에 대한 파형 비교 분석을 통해 선형 및 비선형적 특징들을 고찰하였다.

또한, 본 연구에서는 부가저항에 미치는 파고의 비선형 영향에 대한 분석도 수행하였다. 일반적으로 부가저항은 파고의 제곱에 비례한다고 가정하여, 파고에 의한 비선형성은 구체적으로 다루지 않는 경우가 많다. 하지만 부가저항 자체가 비선형 힘이고, 접수면 형상 및 상대 운동 등에 적지 않는 영향을 받는다는 것을 고려해보면, 선박 형상을 포함한 비선형성에 대한 논의는

iii

필수적이다. 이에 다양한 입사 파고 조건에 의한 자세변화, 운동, 부가저항과 교란 파형을 함께 살펴보고, 입사 파고의 영향을 고찰하였다.

이상의 연구를 통하여 파랑 중 교란 파형 계측의 신뢰도 및 활용 가능성을 확인하였고, 고도화된 실험적 분석을 바탕으로 파랑 중 선박에 의한 비정상 교란 파형에 대한 해석을 수행하고 고찰하였다.

주요어: 비정상 파형 계측, 예인 모형시험, 운동 실험, 부가저항, 파고 비선형성

학번: 2012-30289

목	차
---	---

1	서론	1
	1.1 연구	배경1
	1.2 기존	연구4
	1.2.1	정수 중 선박 주위의 파형 해석4
	1.2.2	파랑 중 선박 주위의 파형 해석5
	1.2.3	선박의 부가저항 해석6
	1.3 주요	연구 내용 및 목표9
2	이론적 배기	ਰੋ12
	2.1 좌표겨	및 해석변수13
	2.2 모형시	험 해석법15
	2.2.1	모형시험 시설 장비 및 계측 구간 선정15
	2.2.2	교란 파형 및 부가저항 해석법18
	2.2.3	계측 시스템 구축 및 데이터 획득24
	2.2.4	계측한 신호 특성 분석 및 후처리 수행27
	2.2.5	계측 위치 별 시계열 데이터 분석
	2.2.6	시계열 데이터 동기화를 통한 파형 등고선 분석34
	2.3 포텐셜	^년 이론 기반 수치해석법
3	신뢰도 분석	역45
	3.1 대상	선형 및 환경조건45

	3.2	불확실	실성 해석	49
	3.3	타 결	과와의 비교	68
		3.3.1	수정 Wigley 선형	68
		3.3.2	S-LNGC 선형	72
4	선숙	누파 중	파형 및 부가저항 해석 결과	75
	4.1	비정상	상 파형의 실험적 해석	75
		4.1.1	수정 Wigley 선형	75
		4.1.2	S-LNGC 선형	
	4.2	결과	활용 1: 수치계산과의 비교 검증	124
		4.2.1	수정 Wigley 선형	124
		4.2.2	S-LNGC 선형	137
	4.3	결과	활용 2: 파고별 부가저항 분석	146
5	결퇸	Ē		159
6	향후	후 연구.		162
참.	고문학	컨		164

표목차

Table 2-1 Sensor specification	20
Table 2-2 Sensor types for water free surface elevation measurement	25
Table 2-3 Possible outlier types	29
Table 3-1 Principal dimensions of test model	46
Table 3-2 Estimation for uncertainty related to incident wave amplitude	52
Table 3-3 Estimation for uncertainty related to incident wave length	53
Table 3-4 Estimation for uncertainty related to heave motion responses	53
Table 3-5 Estimation for uncertainty related to pitch motion responses	54
Table 3-6 Estimation of uncertainty related to added resistance	54
Table 4-1 Test condition for modified Wigley model	76
Table 4-2 Test condition for S-LNGC model	102
Table 4-3 Incident wave condition	147

그림목차

Fig. 1-1 Wave pattern analysis for ship with forward in waves
Fig. 2-1 Coordinate system of ship with forward speed13
Fig. 2-2 Test facility and measurement domain15
Fig. 2-3 Measurement system for towing test in head waves
Fig. 2-4 Flow chart for wave pattern analysis
Fig. 2-5 Set-ups for wave measurement system with 4-DOF motion
measurement system
Fig. 2-6 Time series example for wave probes with outlier (lost signal type)28
Fig. 2-7 Remove outlier and replace lost signal with nonlinear interpolation
(black dot: measured discrete elevation, red box: removed outlier
position, blue solid line: Fourier interpolation line, blue dash: deviation
line; S-LNGC, Fn=0.188, β=180deg, H/λ=1/20, λ/L=0.4)30
Fig. 2-8 Fourier analysis for highly nonlinear signal (S-LNGC, Fn=0.188,
β =180deg, H/ λ =1/26.5, λ /L=0.3)
Fig. 3-1 Test model (modified Wigley)47
Fig. 3-2 Test model (S-LNGC)
Fig. 3-3 Uncertainty level for motion RAOs
Fig. 3-4 Uncertainty level for added resistance
Fig. 3-5 Fast Fourier transform for incident wave amplitude (λ /L=0.4)60
Fig. 3-6 Fast Fourier transform for incident wave amplitude (H/ λ =1/40) 60
Fig. 3-7 Linear amplitude of incident waves (β =180deg, H/ λ =1/100~1/36,
λ/L=1.0)61
Fig. 3-8 Incident wave amplitude modulation
Fig. 3-9 Reconstructed time series of 1st harmonic wave elevations based on
14 repeated tests using 9 wave probes ($\zeta(t)$ [mm]; Fn=0.2, H/ λ =1/40,

λ/L=0.4;	'A':	incident	wave	elevation,	'S1~S8':	disturbed	wave
elevation))						65

- Fig. 3-10 Normalized wave amplitude ($\zeta_1/A_{Earth-fixed}$ vs. $\zeta_1/A_{Carriage}$) and standard deviation (σ) for 1st harmonic wave component based on 14 repeated tests (Fn=0.2, H/ λ =1/40, λ /L=0.4; 'SensorID 1~8': disturbed wave elevation, A_{Earth-fixed}: wave amplitude measured at fixed point near wave maker, A_{Carriage}: wave amplitude measured in front of the moving Fig. 3-11 Motion RAOs results with reference data (OU: Kashiwagi, 2013; Fn=0.2, β =180deg, Modified Wigley))69 Fig. 3-12 Added resistance results with reference data (OU: Kashiwagi, 2013; Fn=0.2, β =180deg, Modified Wigley).....70 Fig. 3-13 Zeroth order wave cut comparison on y/(B/2)=1.4 (Fn=0.2, Fig. 3-14 First harmonic instantaneous wave cut comparison on y/L=0.13, 0.135, 0.14 (Fn=0.2, β =180deg, λ/L =0.4, H/ λ =1/26.5, Modified Wigley) Fig. 3-16 Added resistance results with reference data......74

Fig. 4-2 Definition for the phase of incident wave (example hull: S-LNGC)78

Fig. 4-5 First harmonic wave amplitude pattern (ζ_1/A ; Fn=0.15, 0.2, β =180deg,
$H/\lambda = 1/40, \lambda/L = 0.4)$
Fig. 4-6 Second harmonic wave amplitude pattern (ζ_2/A ; Fn=0.15, 0.2,
β =180deg, H/ λ =1/40, λ /L=0.4)
Fig. 4-7 Third harmonic wave amplitude pattern (ζ_3/A ; Fn=0.15, 0.2,
β =180deg, H/ λ =1/40, λ /L=0.4)
Fig. 4-8 Photometry for bow waves in steady condition (calm water) (left:
Fn=0.15, right: Fn=0.2; both in calm water condition)83
Fig. 4-9 Steady wave pattern and mean component of unsteady wave
amplitude for different incident wave slopes (ζ_0/L)
Fig. 4-10 Mean wave elevation for different incident wave slopes (ζ_0/L) 86
Fig. 4-11 Mean wave elevation for different incident wave periods (ζ_0/L)87
Fig. 4-12 Mean wave elevation for different incident wave slopes (ζ_0/A ,
λ/L=0.4)
Fig. 4-13 Mean wave elevation for different wave periods (ζ_0/A , H/ λ =1/40)89
Fig. 4-14 First harmonic amplitude for different wave slopes (ζ_1/A , $\lambda/L=0.4$)
Fig. 4-15 First harmonic amplitude for different wave period (ζ_1/A , $H/\lambda=1/40$)
Fig. 4-16 Second harmonic amplitude for different wave slopes (ζ_2/A , $\lambda/L=0.4$)
Fig. 4-17 Second harmonic amplitude for different wave periods (ζ_2/A ,
Η/λ=1/40)96
Fig. 4-18 Third harmonic amplitude for different wave slopes (ζ_3/A , $\lambda/L=0.4$)
Fig. 4-19 Third harmonic amplitude for different wave periods (ζ_3 /A,
Η/λ=1/40)

Fig. 4-20 Combination of mean and 1st order amplitude (($\zeta_0+\zeta_1$)/A, λ /L=0.4) Fig. 4-21 Combination of mean and 1st order amplitude (($\zeta 0+\zeta 1$)/A, H/ $\lambda=1/40$) Fig. 4-22 Steady wave elevation (ζ_0 [mm]; Fn=0.188, calm water)......103 Fig. 4-23 Instantaneous wave elevation (($\zeta_0 + \zeta_1 + \zeta_2 + \zeta_3$)(t₁) [mm]; t₁: wave crest at FP, Fn=0.188, β =180deg, λ/L =0.4, H/ λ =1/26.5).....104 Fig. 4-25 Mean wave elevation for different wave periods (ζ_0/A , H/ λ =1/40) Fig. 4-26 First harmonic amplitude for different wave amplitudes (ζ_1/A , First harmonic amplitude for different wave periods (ζ_1/A , Fig. 4-27 Fig. 4-28 Second harmonic amplitude for different wave amplitudes (ζ_2 /A)113 Fig. 4-29 Second harmonic amplitude for different wave periods (ζ_2/A) ... 114 Fig. 4-30 Third harmonic amplitude for different wave amplitudes (ζ_3 /A). 115 Fig. 4-31 Third harmonic amplitude for different wave periods $(\zeta_3/A) \dots 116$ Fig. 4-32 Combination of mean and 1st order amplitude for different wave Fig. 4-33 Combination of mean and 1st order amplitude for different wave Fig. 4-34 Steady wave elevation for two different hull forms (ζ_0/A ; Fn=0.188(S-LNGC, upper), 0.2(Modified Wigley, lower), calm water condition; green dotted line: longitudinal wave cut reference line)....121 Fig. 4-35 Longitudinal steady wave cut for two different hull forms (ζ_0/L ; Fn=0.188(S-LNGC, red), 0.2(Modified Wigley, black), calm water

condition) 121

- Fig. 4-39 First harmonic component: instantaneous wave elevation for experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ₁(t)/A; t₁: wave crest at FP Fn=0.2, β=180deg, H/λ=1/80, λ/L=0.4)127
- Fig. 4-40 First harmonic component: instantaneous wave elevation for experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ₁(t)/A; Fn=0.2, β=180deg, H/λ=1/26.5, λ/L=0.4)......129
- Fig. 4-42 Maximum wave elevation between experimental wave pattern measurement (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ_1/A ; Fn=0.2, β =180deg, λ/L =0.3~0.6, H/ λ =1/40)......134
- Fig. 4-44 Maximum wave elevation between experimental wave pattern

measurement (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ_1/A ; Fn=0.2, β =180deg, λ/L =0.4, H/ λ =1/40)......136

- Fig. 4-45 Steady wave elevation based on experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ_0/L ; Fn=0.188, calm water) 138
- Fig. 4-46 First harmonic component: instantatneous wave elevation for experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ₁(t)/A; Fn=0.188, β=180deg, λ/L=0.4, H/λ=1/80)......140
- Fig. 4-48 First harmonic component: instantaneous wave elevation for experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ₁/A; Fn=0.188, β=180deg, λ/L=0.4, H/λ=1/80~1/26.5)......143
- Fig. 4-49 First harmonic component: instantaneous wave elevation for experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ 1/A; Fn=0.188, β=180deg, λ/L=0.3~0.5, H/λ=1/40)......144

- Fig. 4-53 Mean of dynamic trim and sinkage (S-LNGC, β =180deg, Fn=0.188, λ/L =1.0)......150
- Fig. 4-54 Added resistance (S-LNGC, β=180deg, Fn=0.188, λ/L=0.4, 1.0)151
- Fig. 4-55 Linear amplitude of heave and pitch motion (Modified Wigley,

	β =180deg, Fn=0.2, λ/L =1.1)
Fig.	4-56 Mean of dynamic trim and sinkage (Modified Wigley, β =180deg,
	Fn=0.2, λ/L=1.1)
Fig.	4-57 Added resistance (Modified Wigley, β =180deg, Fn=0.2, λ /L=0.4, 1.1)
Fig.	4-58 Bow wetted surface for different incident wave slope (S-LNGC,
	β =180deg, Fn=0.188, λ/L =1.0, upper: H/ λ =1/100, lower: H/ λ =1/40) 154
Fig.	4-59 Bow wetted surface for different incident wave slope (Modified
	Wigley, β =180deg, Fn=0.2, λ /L=1.1, upper: H/ λ =1/83, lower: H/ λ =1/55)

1 서론

1.1 연구 배경

지난 수십년 간, 파랑 중 진행중인 선박의 비선형 동특성 및 선체에 작용하는 동유체력에 관한 다양한 연구들이 이론적 접근법, 수치계산기법, 모형시험법 및 실선 시운전법 등을 바탕으로 진행되었다. 파랑 중 운동응답은 선형 포텐셜 이론기반 계산법을 바탕으로 정확도 높은 예측이 가능하고, 신뢰도 높은 계산법 및 모형 시험법 결과 간의 산포는 비교적 적은 편이다. 반면 이차 평균 표류력에 해당하는 파랑 중 부가저항의 경우, 해석 기법에 따른 결과의 차이가 운동응답에 비해서 크게 나타난다. 이는 파랑에 의한 부가저항이 입사파고의 제곱에 비례하는 고차 성분이고, 절대적인 크기가 미소하여 환경변수에 대한 민감도가 높다는 점에서 기인한다. 부가저항 모형시험의 불확실성 해석에서도 이러한 경향을 살펴볼 수 있는데, 3m 급의 소형 모형선에 대한 반복시험 시 선형 운동응답은 수렴된 결과를 보이나, 부가저항은 상대적으로 큰 산포를 보인다. 선체 운동응답은 입사 파고에 선형 비례하므로 무차원화 운동응답은 입사 파고에 따른 변동량이 10% 수준이나, 파랑 중 부가저항은 입사 파고에 따른 변동량이 30% 이상으로 차이를 보이는 경우도 있다. 따라서, 이러한 차이점을 분석하고 기법간 비교 검증을 위해서는 신뢰할 수 있는 검증용 데이터가 필요하다. 일반적으로 실험에서 계측된 전저항이나 운동 변위를 바탕으로 해석기법의 정확도를 검증하고 있으나, 이는 입사파와 진행 중인 선체의 상호작용의 결과로 나타나는 세부 현상들을 반영하지 못할 수 있어 엄밀한 비교가 아닐 수 있다. 이를 보완하고자, 파랑 중 진행중인 선박 표면에 작용하는 압력 직접 계측, 주변 유동장 계측 혹은 선체와 파의 상호작용에 의한 교란 파형을 계측하는 방안 등을 고려해 볼 수 있다. 이 중 파랑 중 교란 파형에 대한 실험적 연구는 드물게 수행되었다. 본 연구에서는 자유수면의 거동에 집중하여, 파랑 중 교란 파형을 부가저항 모형시험 중 계측하고 해석하였다.

작은 모형선을 사용하는 시험은 큰 모형선을 사용하는 경우에 비하여 반복성 및 계측 정밀도 관점에서 오차가 클 가능성이 높다. 기업 및 연구 기관의 시설 규모는 일반적으로 학교 연구시설보다 크고, 이에 따라 수선간 길이가 더 긴 대형 모형을 사용하는 것이 일반적이다. 따라서 상용 및 연구 기관 시설에서 본 연구와 유사한 시험 시, 학교에서 수행된 본 연구 결과보다 나은 결과를 획득할 것으로 예상할 수 있다. 이로부터 부가저항 및 파형 계측의 신뢰도를 기준으로 비교 검증 및 연구 확장에 무리가 없을 것으로 판단하였다.

본 연구에서는 비정상 교란 파형 데이터 베이스 구축을 위하여, 계측 방법들을 비교하고 비접촉식 파고계를 사용하여 반복 시험 및 민감도 해석을 통한 신뢰도 해석을 수행하였다. 후처리 및 푸리에 분석을 통해 계측한 교란파를 성분별로 분해하여 해석하고,

특징적인 현상들을 정리하였다. 모든 파형 계측은 선수 규칙파 중 부가저항 시험 시에 동시에 수행되었다. 수직 방향 운동이 구속되지 않은 예인 모형에 대하여 다양한 입사 파고 및 파장비, 선속 변화, 선형 변화 등에 대한 해석 데이터를 구축하였고, 해석 조건에 따른 영향을 살피기에 정확도가 충분함을 확인하였다. 랜킨 패널 기반 포텐셜 해석 프로그램인 서울대학교 Wave Induced loads and SHip motion analysis (이하 WISH; Kim and Kim, 2011)로 수치계산을 수행하고, 결과의 비교 검증을 수행하였다. 또한 입사파 기울기에 따른 선체 자세, 운동응답 및 부가저항의 차이를 살펴보고, 파형 계측 결과와 비교 분석하여 비선형 특성을 밝히는데 본 연구가 기여할 수 있는 부분을 살피고자 하였다.

1.2 기존 연구

1.2.1 정수 중 선박 주위의 파형 해석

자유수면 경계에서 전진하는 물체에 의한 조파 현상은 Michell (1898)의 이론적 조파저항 연구 이래 꾸준하게 연구가 수행되었다. 실험적 연구 분야에서도 Froude의 평판 마찰저항 시험과 함께, 정수 중 진행하는 선박에 의해 교란된 파형의 계측 및 분석들이 이루어졌다. 또한, 선체에서 일정 부분 떨어진 위치에서 계측 또는 수치해석을 수행하고, 이를 직접 비교하여 선형 별 변화 양상을 살피거나, 계측 값을 바탕으로 Kochin 함수를 역으로 추정하는 등의 연구들이 진행되었다. 이러한 연구 내용들은 1970년대 Wehausen (1973)에 의하여 자세하게 정리된 바 있고, Jansen et al. (2004) 및 Kompe (2014) 등이 최근의 연구들을 포함하여 정리하였고. 국내에서는 Kim et al. (2001)이 KCS 및 KVLCC, KVLCC2 선형의 정수 중 교란 파형을 계측한 바 있다. Olivieri et al. (2007)은 DTMB 5415 선박의 선수부 및 어깨부에서의 쇄파에 관하여 분석하고자 서보식 파고계로 계측 및 분석한 바 있다. 그리고, Yu et al. (2017)은 2개의 선체가 상호작용 하는 경우에 대한 정상 파형 계측을 수행한 바 있다. 이들 파형 계측의 목적은 주로 선형 변화에 따른 최적 조파저항 문제 등을 풀기 위함이었고, 직접 압력적분법이나 저항 계측법에 비하여 민감도가 비교적 적은 안정적인 결과를 얻을 수 있다고 알려져있다.

1.2.2 파랑 중 선박 주위의 파형 해석

앞 절에 소개한 연구들은 정수 중 진행하는 선박 주위의 교란 파형에 대한 연구이다. 이에 비하여 파랑 중 교란 파형에 대한 실험적 연구는 드물고, 광학 촬영 후 후처리 기법을 적용하거나, 접촉식 파고계로 다수의 반복시험을 수행하여 전반적인 파형을 계측한 연구 사례들이 한정적으로 존재한다. Nishio et al. (1998)은 Series 60 (Cb=0.6) 선형에 대하여 선박 하부에서 밝은 광원을 비추고 광학식 카메라로 촬영한 사진에 이미징 소스 방법을 적용하여 규칙파 중 운동하는 선박의 파형 계측을 시도하였다. Iwashita et al. (1990,2011)은 Ohkusu (1980) 가 제안한 "Multifold method" 방법을 적용하여 지구고정 좌표계 상 고정되고, 모형선 진행방향으로 배열된 6개 이상의 용량식 파고계들을 바탕으로 파형 함수를 구성하는 방법을 수정 Wigley 선형에 적용하였다. 그리고 Kashiwagi (2013)는 이러한 계측 정보를 바탕으로 부가저항을 추정하는 과정을 보인 바 있다.

Gui et al. (2001, 2002)은 서보식 파고계 및 이송장치를 바탕으로 반복시험을 수행하였고, DTMB 5512 대상 선형을 고정상태로 예인하여 반사파에 대한 파형 계측을 수행하여 불확실성 분석을 수행한 바 있다. 또한, Maury et al. (2003)은 회류수조에서 Wigley 선형 및 Series 60 선형을 강제 동요하고, 저항식 파고계를 바탕으로 파형 계측을 수행한 바 있다. Lugni et al. (2003)은 DTMB5415 선형의 운동을 고정하고 용량식 파고계를 바탕으로 규칙파 중 예인 시 선체 주위의 파형을 계측하기도 하였다. 최근 Kim et al. (2017)은 LNG 운반선 (LNGC) 선형에 대하여 파랑 중 선체 접수면을 추정하고자, 선박에 부착된 파고계를 바탕으로 파고 계측을 수행하고, 그 결과를 수치계산 결과와 비교한 바 있다.

1.2.3 선박의 부가저항 해석

최근 부가저항 해석에 대한 연구는 실제 운항중인 선박으로 확장하여 실 해역 운항 중 운항 효율을 검증하는 등 다양하게 이루어지고 있다. 파랑 중 표류력의 원인으로 Kreitner (1939)가 반사파 성분을 주요 원인으로 제시하고. Havelock (1942)은 상대운동에 의한 방사파 성분을 주요 원인으로 제시한 바 있다. 이후 보다 정교한 이론들을 Geristma et al. (1961), Maruo (1957) 등이 정리하였고, 선박의 운동 및 입사파의 위상차에 의한 상대운동과 선체에 의한 반사파에 의한 성분이 부가저항의 주요 원인으로 제시되고 있다. 또한, 부가저항은 입사 파고에 대하여 2차 비례하므로, 중첩 원리를 적용할 수 있다고 하였다. Journee (1976, 1992) 등의 모형시험 결과는 최근까지도 부가저항 계산시 비교자료로 활용되고 있다. 이후 Faltinsen (1980) 및 Maruo 경험식 (이후 NMRI), STAWAVE 등을 바탕으로 한 단파장 영역의 부가저항 추정식들이 있으나, 이들은 수선면 근방에서 크게 변화하는 선형이나 가정에서 벗어나는 사례들에 대하여 한계를 갖고 있다.

부가저항의 비선형 특성으로 인하여, 모형시험 또한 활발히 이루어졌다. Geristma & Beukelman (1972)과 Journee (1976)는 방대한 양의 모형시험을 수행하고, 다양한 조건에 대하여 결과 분석을 수행하여 실제 모형시험에서도 입사 파고의 제곱에 비례한다는 특성을 보인 바 있다. Storm-Tejsen et al. (1973)은 구축함(destroyer) 및 고속선(high-speed displacement hull) 및 5종의 Series 60 parent hulls에 대하여 모형시험을 수행하였다. 그리고, Fuiii and Takahashi (1975)는 컨테이너선과 탱커에 대하여 모형시험을 수행하였고. 쾌속화물운반선 및 Wigley 선형에 대하여 모형시험을 수행한 Journee (1976, 1992)의 연구도 있다. 또한, Kashiwagi (2013)는 수조 예인 시험법과 수치 해석법을 바탕으로 파형 해석을 수행하였다. Guo and Steen (2013)은 단파장에서의 KVLCC2 선형에 대한 모형시험을 수행하였고, Sadat-Hosseini et al. (2013)은 KVLCC2 선형의 모형시험 결과와 전산유체역학(computational fluid dynamics; CFD) 결과를 다룬 바 있으며, Hwang et al. (2013), Lee et al. (2017a) 등은 다양한 KVLCC2 선형에 대한 실험적 해석을 수행하기도 하였다. 부가저항에 대한 불확실성 해석은 Guo et al. (2011), Park et al. (2014) 등에서 다루었다.

근래에는 정수 중 저항과 파랑 중 부가저항을 모두 줄일 수 있는 방법들을 모색하는 연구가 있었다. 국내에서는 선수 전면을 수정하되, 정수 중 저항과 파랑 중 부가저항을 모두 개선하는 KWPbow 등에 대한 연구가 진행되었다 (Hwang et al., 2016). 특히 일본

등에서는 선수부 수면 위쪽 형상을 변형함으로써 기존에 최적화된 정수 중 저항 성능은 최대한 유지하되, 파랑 중 저항을 줄이는 Axbow나 부가물을 붙여서 분무현상에 의한 영향(spray effect)을 줄이려는 연구 등이 진행되었다 (Matsumoto et al., 2000; Hirota et al., 2004; Yamasaki et al., 2003; Kuroda et al., 2012).

파랑 중 부가저항에 초점을 맞춰보면 계산법에서는 대표적으로 서울대학교에서 개발한 WISH(Kim and Kim, 2011) 프로그램을 기반으로 한 결과들(Seo et al., 2017)이 있고, 직교격자를 기반으로 한 CFD 자체코드에 의한 연구인 Yang et al. (2015) 등의 결과가 있으며, 이들을 비교한 Seo et al. (2013) 및 접근법에 따른 차이를 본 Lee et al. (2017b) 등의 연구가 있다.

최근 신조선에 대한 배출가스 규제인 EEDI(Energy Efficiency Design Index)를 2012년도부터 국제 해사기구(IMO)가 강제 적용하면서, 부가저항 혹은 선속 감소에 대해 전세계적으로 선주사, 선급, 조선소, 연구소, 학계 등 다양한 기관에서 연구가 진행중이다.

1.3 주요 연구 내용 및 목표

본 연구에서는 선수 규칙파 중 진행중인 선박의 비정상 교란 파형 계측을 수행하고, 신뢰성 있는 데이터 베이스를 구축하고자 하였다. 이를 위해 국제수조협의회(International Towing Tank Conference; ITTC) 권고안 (2014a, 2017a, 2017b)에 제시된 통상적인 모형 시험과 동시에 계측 가능한 비정상 파형 해석법을 적용하고 검증하였다. 자유 수면 접촉 방식의 파고계는 수면 교란의 가능성이 있으므로, 다양한 비선형 현상들을 엄밀하게 살피기 위하여, 비접촉식 파고계를 사용하였다. 또한 한정된 시간 내에 제한된 수의 파고계를 이용하여 효율적인 계측을 할 수 있도록 한 번의 전진 중 여러 번의 계측을 수행하는 방법을 도입하고 검증하였다. 이로부터 운동응답 및 전저항의 계측뿐 아니라 선체 주위 교란 파형에 대한 계측 및 분석이 가능하여, 보다 종합적인 분석이 가능하다. 반복 시험을 수행하여 정수 중 및 파랑 중에서의 계측에 대한 신뢰도 해석을 수행하고, 공개된 다른 기관의 결과와 비교 확인하였다.

선체 주위의 파형 계측을 위해 두 척의 대상 선형을 선정하고, 다양한 선수 규칙파 조건에서 부가저항 및 교란 파형을 계측하였다. 대상 선형으로는 비교 작업에 용이한 공개 선형을 사용하였고, 수학선형으로 잘 알려진 Wigley 선형을 뭉툭하게 만든 수정 Wigley 선형 (Cb=0.63, L/B=5.00; Kashiwagi, et al., 2011)과 삼성중공업으로부터 제공받은 액화천연가스 운반선 S-LNGC 선형 (Cb=0.77, L/B=6.44; Kim, et al., 2017)을 선정하였다. 모형시험 조건은 단파장 근방에서 파기울기, 파장비, 선속, 선형 변화 등에 대한 영향을 살필 수 있도록 선정하였으며, 입체 파형 계측 범위는 전 영역 계측과 선수부 계측으로 나누어 수행하였다. 계측 범위는 선수 전면과 선미 후반부를 포함하도록 하였고, 최대 800개 이상의 지점에서 실시간 파형 시계열을 획득하였다. 부가저항과 밀접한 연관이 있는 선수부 근방 교란 파형을 집중적으로 분석하기 위하여 300개 이상의 계측점이 배치되도록 하였다(Fig. 1-1 참조).



Fig. 1-1 Wave pattern analysis for ship with forward in waves

선박의 대형화로 인해 단파장 영역에서의 부가저항 추정이 중요하나, 해석 기법에 따른 편차가 크게 나타난 점에 주목하여, 단파장 조건에서의 파형 계측에 집중하였다. 파랑 중의 선박 주위에서는 단순 반사파, 방사파뿐만 아니라 쇄파, 난류, 와류 등이 포함되면서 복합적인 유동이 발생한다. 따라서 비선형 성분 및 시간에 따라 변하는 성분이 주도적이고, 계측에 어려운 점이 있다. 선형 혹은 약한 비선형 포텐셜 이론 기반 수치계산에서 반영하기 어려운 조건들을 포함한 실험을 통하여 비선형 효과들을 함께 살피고자 하였다.

계측 분석 결과의 활용 예로 서울대학교의 WISH 프로그램을 사용하여 선형 포텐셜 이론 기반 랜킨 패널법 수치해석을 수행하고, 실험적 해석 결과와의 비교 분석하여 특징들을 고찰하였다. ITTC 권고안(2017d)에서도 밝혔듯이, 이론 및 수치계산법을 발전시켜가는 과정에서 신뢰할 수 있는 모형시험 결과는 매우 중요하다고 할 수 있다. 이에 본 연구의 재현성과 신뢰도를 확보하고자 상세한 모형시험 셋팅 정보, 프로시져, 불확실성 해석 및 검증, 다양한 실험조건 등이 포함되도록 하였고, 비교 및 분석에 대한 평가는 수치적 정량적 형태로 이루어지도록 하였다.

본 실험연구는 입사파고가 부가저항에 미치는 비선형 영향을 파악하는 범위로 확장되었다. 여러 연구에서 부가저항은 파고의 제곱에 비례한다고 가정하고, 파고에 의한 비선형성은 구체적으로 다루지 않는 경우가 많다. 하지만 부가저항 자체가 고차 힘 성분이고, 접수면 형상 및 상대운동 등에 영향을 받는다는 것을 고려해보면, 선박 형상을 포함한 비선형성에 대한 논의는 필수적이다. 이에 다양한 파고 조건에 대해서 모형시험을 수행하고 그 영향을 살펴보았다. 이 때 전진 속도 및 입사파에 의한 자세변화, 운동응답 변화를 함께 살펴보기 위하여 모든 조건은 수직면 운동의 구속을 최소화 한 상태에서 이루어졌다. 입사 파고에 따른 평균자세, 운동응답 및 부가저항의 차이를 발견할 수 있었고, 이를 교란 파형 계측 결과와 함께 비교하여 고찰하였다.

2 이론적 배경

본 연구에서는 정수 중 및 선수 규칙파 중에서 예인 중인 모형 선체와 자유수면의 상호작용으로 인한 현상들을 실험적 및 수치적으로 해석하였다. 정수 중 선체의 자세(선체 침하 및 선수 침하), 저항, 선체 주위의 교란 파형을 계측 분석하였고, 선수파 중 운동응답(상하동요 및 종동요), 전저항, 교란되지 않은 입사 파고, 선체 주위의 교란 파형을 계측 및 분석하였다. 이에 따라 모형시험의 구성은 일반적으로 사용되는 저항 및 운동응답의 계측을 위한 수조 예인 계측 시스템에 더하여, 예인 중 모형선 주위의 파형를 계측하기 위한 파형 계측 시스템으로 이루어져있다. 모형시험은 ITTC(2014a, 2017a, 2017b)에서 제시하는 예인 모형시험 기준과 해석법에 기반하였으며, 새롭게 도입한 파형 계측법에 대해서는 별도로 정리하였다. 수치계산을 위해 사용한 WISH 프로그램은 선형 포텐셜 이론 기반 랜킨 패널법을 적용하였다.

2.1 좌표계 및 해석변수

직교 우수좌표계를 기준으로 Fig. 2-1과 같은 좌표계를 도입하였다. 길이 방향을 x축, 폭 방향을 y축, 높이 방향을 z축으로 정의하였고, x축 방향 원점은 대상 선박의 길이 중심에 위치하고, y축 방향 원점은 대상 선박 폭 방향 대칭면 상에 위치하며, z축 방향 원점은 교란되지 않은 수선면 상에 놓여 있다.



Fig. 2-1 Coordinate system of ship with forward speed

본 연구에서 전진속도가 있는 선박에 대하여 획득하고자 하는 목표값은 선수파 중에서의 상하동요 및 종동요 운동응답, 무차원화 부가저항, 교란되지 않은 입사 파고, 선체 주위의 교란된 파형이다. 이에 대한 정의(식 (2-1)~(2-5)) 및 변수 관계(식 (2-6)~(2-10))는 아래와 같이 정리된다. Heave motion RAO: $\xi_3' = \xi_3/A$ (2-1)

Pitch motion RAO: $\xi_5' = \xi_5/kA$ (2-2)

Added resistance:
$$R_{aw} = \frac{R_w - R_{SW}}{\rho g A^2 B^2 / L}$$
 (2-3)

Undisturbed wave elevation: $\zeta_a(t) = \sum_{n=0}^{\infty} \zeta_{a,n} e^{in\omega_e t + \varepsilon_{a,n}}, A \equiv \zeta_{a,1}$ (2-4)

Disturbed wave elevation:
$$\frac{\zeta(x, y; t)}{A} = \sum_{n=0}^{\infty} \frac{\zeta_n}{A} (x, y) e^{in\omega_e t + \varepsilon_n} + \text{Res.} \quad (2-5)$$

Functional relation between target variable and related parameters:

$$\xi_3' = f(A, U) \tag{2-6}$$

$$\xi_{5}' = f(A, k, U)$$
 (2-7)

$$R = f\left(U, \rho, g, A, B, L, R_{SW}, R_{W}\right)$$
(2-8)

$$\zeta_a = f\left(x, y, t, A, \omega_e, U\right) \tag{2-9}$$

$$\zeta/A = f\left(x, y, t, A, \omega_e, U\right) \tag{2-10}$$

여기서 ξ₃은 상하동요 운동의 선형 진폭, ξ₅는 종동요 운동응답의 선형 진폭, ρ는 모형시험이 수행된 유체 밀도, ω_e는 모형선과 입사파의 조우주파수, k는 파수, ζ_a는 교란되지 않은 입사파, A는 교란되지 않은 선형 입사파 진폭, ζ는 교란파, U는 모형선 진행속도, Rw는 파랑 중 전저항의 시간 평균값, Rsw는 정수 중 전 저항값, R_{aw}는 파랑 중 무차원화 부가저항을 의미한다.

2.2 모형시험 해석법

본 절의 전반부에서는 파형 계측 해석법을 적용하기 위한 실험 시설 및 장비 관련 정보를 수록하였고, 후반부에서는 파형 계측을 위한 센서 특성 분석 및 해석 프로시져 등을 다루었다.

2.2.1 모형시험 시설 장비 및 계측 구간 선정

모형시험은 서울대학교 선형 예인수조에서 수행되었으며, 4자유도 계측장비를 사용하여 모형선의 상하동요, 종동요를 자유롭게 두고, 전후동요는 스프링을 이용하여 약한 구속을 하였으며, 횡동요 운동은 구속하였다. 아래에는 모형시험이 수행된 구간을 나타내었다. 여기서 V_m은 모형 예인 속력, L_{start} 는 모형시험 시작구간, L_t 는 예인수조 전체길이, ω, k 는 각각 입사파의 주파수와 파수(2π/λ)를 나타낸다.



Fig. 2-2 Test facility and measurement domain

서울대학교 선형 수조는 길이 110m, 폭 8m, 깊이 3.5m이고, 예인전차 속도는 0.1~4.5m/s까지 조정 가능하며, 본 연구에서 주로 사용한 0.8~1.2 m/s 속도 영역에서 목표 속도 대비 오차 0.2% 수준을 유지하였다. 조파기는 플런저 방식으로 8개의 쐐기꼴 플런저를 상하방향으로 동요시킬 수 있고, 이를 통해 파고 5~400mm 및 파장 20m에 이르는 규칙파 및 불규칙파를 생성할 수 있다. 선형 수조에서 조파시험 시 고려해야 하는 내용은 다음과 같다.

- 조파기 반대편 전면 소파기(Fig. 2-2, Front beach)에서의 반사파
- 조파기 근방의 소멸파
- 측면 벽의 영향 (측면 반사파, 측벽 효과, 입사파 변조 등)
- 자유수면 교란 감소시간

입사파의 군속도(group velocity) $V_g = d\omega/dk$ 와 모형선 예인 속력 V_m 을 바탕으로, 전면 소파기 도달한 후 되돌아오는 반사파가 진행하는 모형선에 도달하는 시간 t_r 을 예측해 볼 수 있다. 전면 소파기로부터 거리 L_{start} 만큼 떨어진 위치에서 출발하면, 식 2-11과 같은 관계식을 얻을 수 있다. $L_{start} = 30m$ 이상일 경우, 전면 소파기로부터의 반사파의 영향을 받지 않음을 예상할 수 있고, 이를 실제 모형시험시에 확인하였다.

$$\left(2 \cdot L_{start} + V_m \cdot t_r\right) / V_g = t_r \tag{2-11}$$

조파기 근방에서는 진행 거리에 따라 지수적으로 감소하는 소멸파 성분이 존재하는데, 수조 깊이 대비 3배 이상 거리에서는 영향을 무시할 수준이다(Dean and Dalrymple, 1991). 지구좌표계 고정 파고계의 경우 이를 고려하여 조파기로부터 11m 떨어진 지점에서 계측을 수행하였고, 예인전차 계측 구간도 이를 고려하여 선정하였다.

모형선 폭 및 깊이가 수조 횡단면적 대비 0.5% 수준이므로, 측벽효과(blockage effect) 등은 무시할 만한 수준이다. 측벽에 의한 반사파 영향의 경우, ITTC 권고안(ITTC, 2017b)에 제시된 바와 같이 모형선 길이 L_m , 수조 폭 B_m , 무차원화 선속 Fn 및 입사파 주파수 ω 를 바탕으로 측벽 반사파 영향을 무시할 수 있는 한계 입사파 주파수를 구할 수 있고, 본 연구에서 적용한 환경조건에 대하여 측벽 반사파 영향으로부터 안전함을 확인하였다.

한편, 본 연구에서 선수파 조건을 대상으로 하였으므로, 조파기에서 생성한 파가 길이 방향으로 진행하면서 측벽에서 반사되는 현상은 무시할 수 있다. 이와 별개로 단파장 및 파 기울기가 큰 비선형 파의 경우 수조 측벽에서의 점성효과 및 자체의 불안정성으로 인하여 길이 방향에 따라 입사 파고 및 파 주파수의 변조가 발생할 가능성이 있으므로 이에 유의하여야 한다(Benjamin and Feir, 1967). 입사파고와 관련해서는 3장에서 다루고 있다. 대기 시간은 파 진폭 10~20mm에 해당하는 규칙파 실험 시,

통상 15~20분 수준으로, 효과적인 소파를 위해 유압식 무선 측면 소파기로 소파하고 교란파 감소 후에 모형시험을 수행하였다.

2.2.2 교란 파형 및 부가저항 해석법

모형시험에서 획득한 부가저항의 분석은 ITTC 권고안(ITTC, 2014a)을 따라 수행하였다. (Fig. 2-3)



Fig. 2-3 Measurement system for towing test in head waves

TTTC (2014a)에서는 규칙파 중 부가저항 예인 모형시험법에 대하여 다음과 같이 권고하고 있다. 정수 중 예인 시 저항 *Rsw*을 계측하고, 동일 선속 및 계측 상태에서 파랑 중 예인 시 저항 *Rw* 를 계측한다. 최종적으로 부가저항 *R*은 파랑 중 전저항의 시간 평균값에서 정수 중 전저항의 시간 평균값을 제함으로써 다음과 같이 얻을 수 있다.

(2-12)

계측 시에 전진방향 힘과 상하동요, 종동요, 전후동요 변위 계측 및 조파기 근처 파고, 예인전차 전면에서 파고 계측을 시간 동기화하여 획득하였고, 계측 시 모든 신호는 필터 없이 600Hz로 계측하였다. 계측 시스템(Fig. 2-3)에서 data acquisition system을 DAS, 무게중심(center of gravity)을 c.g., access point를 AP로 나타내었다. 스트레인게이지 기반 로드셀은 상하동요 계측용 봉과 종동요 계측용 짂벌(gimbal) 사이에 부착되었고, 전후동요 방지용 가이드 외에 별도의 구속장비는 적용하지 않았다. 모든 계측 조건에 대해서, 최대 힘 크기는 센서의 용량을 벗어나지 않았고, 감가속시에도 센서의 가용 범위 이내로 수행되었다. 4자유도 계측 장비는 모형을 예인하는 동시에 운동응답을 계측하는데, 본 모형시험에서는 수직면 운동에 초점을 맞추어서, 상하동요, 종동요, 전후동요의 3자유도는 가능하게 하였고, 횡동요는 구속하고 진행하였다. 전후동요의 경우 전차의 진동 등에 의한 과도한 힘전달을 막되, 조우주파수와의 공진을 피하고, 적정한 천이 구간을 갖도록 하는 스프링을 적용하였다. 계측 센서에 대한 특성은 Table 2-1에 나타내었다.
Category	Туре	Range	Accuracy
Wave probe 1	Ultrasonic	0-3000mm	0.1mm
Wave probe 2	Ultrasonic	0-1000mm	0.1mm
Loadcell	Strain gauge	50N	0.02% Linearity
		300N	0.02% Linearity
Inclinometer	Static gravitational	360deg	0.02deg
Gyro	Gyro-acceleration	360deg	0.1deg
	fusion		
Scale	Strain gauge	1000kg	0.1kg
Potentiometer	Resistive type	359deg	0.1% Linearity

Table 2-1 Sensor specification

운동변위는 포텐셔미터를 이용하여 계측하였고, 종동요 계측 위치는 모형선의 무게중심이다. 파고 계측은 입사파의 교란을 피하고자 비접촉식 초음파식 파고계로 계측하였고, 조파기 근방의 소멸파에 의한 계측 영향을 피하고자 조파기로부터 길이 방향으로 11m 진행한 지점에서 계측하였다. 데이터 계측용 DAS는 HBM사의 QuantumX MX840A와 PMX이고, 두 제품 모두 24-bit 아날로그-디지털 컨버팅 성능을 갖고 있다. 계측 전후로 ITTC 권고안(2017c)에 제시한 대로 교정/검정 작업을 수행하였고, 모든 계측 센서들 간의 연성은 무시할 만한 수준이므로 독립적인 교/검정 작업을 수행하였다.

여러 논문에서 논의된 바와 같이 (Maruo, 1957; Gerritsma et al., 1961;

20

Journee, 1976; Park et al., 2014; Lee et al., 2017a) 입사 파고는 부가저항 모형시험에서 매우 중요한 인자이다. 따라서, 사전에 모형선 없이 파고 계측을 수행하였고, 목표 파고 대비 1~8% 수준의 파고 오차는 있으나, 동일 조건에 대한 반복성은 충분함을 확인하였다. 매 실험 시, 목표 파고의 1% 수준으로 자유수면이 변동하는 경우 실험을 진행하도록 하였고, 이는 대체로 모형기준 15-20분의 대기시간을 필요로 하였다. 수조 폭 대비 길이가 긴 선형수조에서의 입사 파고 및 파 주기 변조 현상에 대비하고자, 운동응답 및 부가저항 무차원 시 조파기 근방의 계측 파고와 예인전차 전면부의 계측 파고를 비교하고, 최종적으로 예인전차 전면부 계측 파고를 기준으로 무차원화를 진행하였다.

앞서 기술한 모형시험 시에, 입사파와 진행중인 모형선의 상호작용으로 인하여 선체 주위에 교란파가 발생하게 되며, 이러한 교란된 파형을 계측하고 분석하는 방법을 기술하였다. 통상적으로 이루어졌던 파형 계측은 선박 진행방향을 따른 평행 절단법 혹은 선박 폭 방향으로 수직한 가로 절단법등 단일 열에 대한 계측이 주를 이루고 있다(1.2절 참조). 본 연구에서는 기존 연구 방식과 다른 접근법으로, 모형선 주위의 파형을 2차원 공간상에서 직접 계측하는 방법을 택하였다. 즉, 모형선을 따라 움직이는 모형 고정좌표계 상에서 다수의 비접촉식 파고계를 바탕으로 관측 구간 전체를 직접 계측하는 방식을 택하였다.

계측된 파고의 분석은 고속 푸리에 변환법 (Fast Fourier transform,

21

FFT) 과 최소자승법 (Least square method, LSM)을 비교 적용하였다. 계측 주파수 선정 시, 나이키스트 수(Nyquist rate)를 고려하여, 조우주파수 기준 3배수(3차항)까지 충분한 분석이 가능하도록 초당 40개의 신호를 획득하도록 하였다. 본 연구에서 적용한 가장 짧은 조우 주기는 0.40초이며, 초당 2.52회 진동에 해당한다. 따라서 초당 40회 신호 계측으로, Fs = 1/N = 1/(n×dt) (samples/sec) 기준에 비추어보아 초당 15회의 기준을 충분하게 상회한다. 다음에는 파형 계측 및 분석과정을 상세히 기술하였다.

파형 계측 및 분석 과정은 크게 아래와 같은 단계로 나눌 수 있다.

- 1) 좌표계 정의 및 계측 영역 선정
- 2) 계측 시스템 구축 및 데이터 획득
- 3) 계측한 신호 특성 분석 및 후처리 수행
- 4) 계측 위치 별 시계열 데이터 분석
- 5) 시계열 데이터 동기화를 통한 파형 등고선 분석

전체 과정을 Fig. 2-4에 수록하였고, 아래에서 각 부분에서 적용되는 이론 및 기법들을 정리하였다.



Fig. 2-4 Flow chart for wave pattern analysis

2.2.3 계측 시스템 구축 및 데이터 획득

앞 절의 Fig. 2-1에 나타낸 바와 같이 전진 방향을 x축, 폭 방향을 y축으로 하는 선체 고정 좌표계를 적용하였고, 공간상 좌표를 (x,y,z)로 정의하였다. 단파장 조건의 경우 전후 동요의 크기가 무시할 만한 수준이므로, 모형선 주위의 파형 가시화에 있어서, 별도의 좌표계 변환없이 진행하였다. 좌표계 Fig. 2-1에서 아래쪽에 나타낸 격자의 교차점이 각각 모형시험에서의 계측 위치를 나타낸다. 최대 계측 범위는 모형선 기준 무차원화 값 기준으로 -0.7<x/L<0.7, 0<y/L<0.3에 해당하는 범위로, 예비 계산을 통하여 선수 교란파 및 후류를 효과적으로 포착할 수 있도록 선정하였다.

다채널 파고 계측 시, Table 2-1에 수록한 파고계(Wave probe 1) 8개를 2행 4열의 직교 행렬 형태로 배치하였다. 적용 가능한 계측 장치로는 Table 2-2에 나타낸 바와 같이 접촉식 및 비접촉식으로 구분할 수 있고, 접촉식의 경우 저항식, 용량식, 서보식, 부표식 등의 파고계를 이용한 계측법이 있고, 비접촉식의 경우 삼각 측량법을 기반으로 한 사진측량법, 초음파 거리계측법, 레이져를 사용한 거리계측법(Light Detection and Ranging; LIDAR) 등의 방법이 존재한다. 이 중 접촉식 파고계의 경우 선체근접파를 간섭할 가능성이 있으므로, 비접촉식 파고계를 선정 및 적용하였다. LIDAR 방식의 경우, 일반적으로 정밀도가 1mm 보다 낮은 수준으로 알려져 있어, 3m급 모형선 시험에서는 정밀도가 부족할 것으로 판단하였다. 및 호수 등의 토지 측량 등에 사용되고 있어 도입을 고려하였으나, 계측 대상이 투명한 유체이고, 현재 수조 여건 상 조명환경 등의 변인통제가 어렵다고 판단하였다. 최종적으로 가장 안정적이고 정밀한 결과를 보여주는 초음파 센서 1종을 택하여 적용하였다.

Туре	Free surface interference
Capacitance/Resistance	Mid-high
Servo	Low-Mid
Photometry	None
Ultrasonic	None
LIDAR	None
Buoy	High

Table 2-2 Sensor types for water free surface elevation measurement

센서 간 간격은 간섭을 고려하여 가로 및 세로 각각 120mm로 두었고, 실제 계측 최소 간격은 반복 시험을 통해 60mm 간격이 되도록 하였다(Fig. 2-5). 2x4 배열을 이루도록 정밀가공 플레이트를 적용하고, Y축 방향으로는 프로파일 가이드 레일, X축 방향으로는 원통형 가이드레일을 사용하여 오차범위 1mm이내로 계측 위치 조정이 가능하도록 하였다. 모형선의 운동에 방해가 되지 않고, 센서 계측 범위에도 문제가 없는 범위를 선정하여 계측을 수행하였다. 8개 파고계 및 저항 계측용 로드셀, 운동 변위 계측 센서들과 시간 동기화 하였다.

25



(a) Guidance system for wave probe array (plan view)



(b) Wave probe array with captive model system (upper view)



(c) Wave probe array with captive model system (side view)

Fig. 2-5 Set-ups for wave measurement system with 4-DOF motion measurement system

계측 위치는 계산 및 사전 예비실험을 통하여 선정하였고, Fig. 2-5 (b) 및 (c)에 나타낸 바와 같이 선수부의 파형 및 어깨부로 진행하는 파형까지 포함할 수 있도록 정하였다. 선체와 간섭되는 센서에 대해서는 제하고, 전체적으로 유사한 수준의 폭 방향 격자 수를 유지할 수 있도록 하였다. 한 개의 입사 파장에 대하여 최소 15개, 통상 20개~30개 수준의 공간 계측 정밀도를 확보할 수 있도록 하였다. 이는 패널 계산법의 패널 수와 유사한 수준이다.

정수 중 파형, 파랑 중 선형파에 가까운 파형 및 비선형성이 강한 입사파에 대한 파형에 대하여 전체 영역에 대한 계측을 수행하여 검증하였다. 이후, 선수부에 집중하여 다양한 파주기 및 파고에 대한 계측 및 분석을 진행하였다.

2.2.4 계측한 신호 특성 분석 및 후처리 수행

Fig. 2-6에는 앞의 모형시험법을 바탕으로 획득한 파고 계측 신호들의 시계열을 나타내었으며, 선수부 측면 위치에서의 계측값에 해당한다. 계측 조건은 선수 규칙파 중 전진중 계측이며, 파기울기 H/λ=1/40, 파장비 λ/L=0.3 조건의 경우이다.



Fig. 2-6 Time series example for wave probes with outlier (lost signal type)

계측 신호를 살펴보면 크게 음의 값으로 신호가 급격히 변동하는 경우를 발견할 수 있다. Fig. 2-6에서 볼 수 있듯이, 파주기의 선형에 비례하는 조화진동 성분이 주도적인 시계열이 있고, 비선형성이 훨씬 강한 시계열이 있다. 이와 별개로 비 물리적인 변동값을 볼 수 있는데, 이는 계측 센서인 초음파 센서의 특성에 기인한 것이다. 계측 대상 표면의 기울기가 일정값 이상이 되면 발신한 음향파가 돌아오지 않게 되어 수신 신호를 잃게 되는데, 이 경우 비물리적인 큰 값, 즉 이상치(outlier)로 나타나게 된다. 또 다른 원인들로는 센서 간의 간섭과 계측용 음파의 메아리(echo) 현상을 들 수 있다. 센서와 자유수면간의 거리는 300mm 이상으로, 메아리가 발생할 경우 정상적인 계측 값에서 벗어나는 신호를 보인다. 비록 쇄파 현상이나 선체 선수부 어깨를 타고 넘어온 유동이 얇은 수막 형태(sheet)로 자유수면으로 떨어지는 현상(spilling breaking wave) 등이 발생하긴 하지만, 시계열 확인 시 이상값의 범위는 연속적인 자유수면 혹은 비선형 효과를 고려한 범위까지도 넘어선다. Table 2-3에는 계측 조건

하에 발생할 수 있는 이상신호들의 종류를 분류하였다.

Туре	Most probable location	Solution			
Lost signal	Steep wave surface, around	Post-processing			
	bulb	(Outlier analysis)			
Esha	Near flare of test model	Post-processing			
Leno	Near hare of test model	(Outlier analysis)			
Interference	Almost none	Appropriate design of			
merrerence	Annost none	measurement system			

Table 2-3 Possible outlier types

초음파의 공기중 진행 속력 및 설치 높이 및 계측 샘플링 수를 고려하면, 옆 센서에서의 신호 간섭이 아닌 이상 정상적인 계측신호와 뚜렷하게 구분할 수 있음을 알 수 있다. 한편, 센서간 간섭은 무시할 만한 수준이었다.

센서 특성으로 인하여 발생한 계측 신호의 이상치의 경우, 선수 규칙파 조건에서는 주기적으로 반복 발생할 가능성이 크다. 주파수 필터를 적용할 경우, 주기성을 갖는 이상치를 제거하기 어려우므로, 시계열 상에서 중간값(median)을 바탕으로 이상치를 찾는 방식을 적용하였다. 일정 수의 주위 값을 바탕으로 중간값을 구하고, 이를 현재 신호와 비교하여 표준편차의 150% 이상 벗어날 경우 이상치로 판단하는 Median Absolute Deviation (MAD) 방법이 있다. 이상치가 있을 경우 평균값으로 보간하는 방식을 Hampel identifier 방법이라고 하며, 위상차 오차 등이 발생하지 않는 장점이 있다. 다만, Hampel 필터는 이상치가 발생한 경우 이상치를 제거후 해당 값의 보간을 평균값을 바탕으로 수행하게 되므로, 주기적으로 변화하는 신호에는 적용하기 부적합하다. 이를 고려하여 이상치가 제거된 구간을 고차 푸리에 급수를 가정하여 보간하는 방식을 적용하였다. 여기서의 보간이란 전체 신호를 대체하는 것이 아니고, 이상값으로 판단되어 제거된 부분만을 보완함을 의미한다(Fig. 2-7 참조).



Fig. 2-7 Remove outlier and replace lost signal with nonlinear interpolation (black dot: measured discrete elevation, red box: removed outlier position, blue solid line: Fourier interpolation line, blue dash: deviation line; S-LNGC, Fn=0.188, β =180deg, H/ λ =1/20, λ /L=0.4)

2.2.5 계측 위치 별 시계열 데이터 분석

계측 된 신호 중 비선형성이 강하게 나타나는 H/\\=1/26.5 조건에 대한 신호를 택하였다. 이에 대한 고속 푸리에 분석 결과(fast Fourier transform, FFT)를 Fig. 2-8에 나타내었다.



Fig. 2-8 Fourier analysis for highly nonlinear signal (S-LNGC, Fn=0.188, β =180deg, H/ λ =1/26.5, λ /L=0.3)

분석 결과를 살펴보면, 조우 주파수의 정수배에 비례하는 성분들이 주도적임을 알 수 있다. 예시 신호에서 1차 성분이 가장 주도적이고, 평균값이 그 다음으로 크게 나타났다. 2차 비선형 성분은 약 3%, 3차 비선형 성분은 약 0.8% 수준이고, 이 외 주파수 성분들은 비교적 작게 나타났다. 이에 전체 신호에 대하여 아래 식 급수를 가정하고, (2-13)과 같은 푸리에 3차항까지 고려하였다. 제외한 평균값, 1~3차 진동항을 부분은 나머지 성분(residual component)으로 정의하였다.

$$\zeta(x, y; t) = \sum_{n=0}^{3} \zeta_n(x, y) e^{in\omega_e t + \varepsilon_n} + \text{Res.}$$
(2-13)

여기서 $\zeta(x,y;t)$ 는 선체 고정 좌표계 기준으로 (x,y) 지점에서의 시간 t에서의 교란 파고 계측 값으로, 정수면에서의 값을 기준값 0으로 한다. 우변에서 $\zeta_0(x,y)$, $\zeta_1(x,y)$, $\zeta_2(x,y)$, $\zeta_3(x,y)$ 은 각각 선체고정 좌표계 기준으로 한 지점 (x,y)에서의 평균, 1차, 2차, 3차 파 진폭을 나타내고, ω_e 는 선속을 고려한 조우주파수, ε_1 , ε_2 , ε_3 은 1차, 2차, 3차 성분들의 위상차를 의미한다.

각 신호에 대하여 이산 푸리에 변환 (discrete Frourier transform) 및 푸리에 급수에 대한 최소제곱법 (least square method)을 비교 적용하여 위 모델링이 적절한지 검토하였다. 평균값, 1차, 2차, 3차 및 이외 성분으로 분류할 때, 평균값의 크기는 주로 정상 상태의 Kelvin 파 크기와 유사하고, 일부 입사파와의 간섭 혹은 쇄파 등과의 간섭에 의해 달라질 수 있다. 1차 성분은 입사파에 의한 반사파, 방사파 등으로 구성되고, 고차항들은 선수부 주위의 쇄파, 반사파 등이 발생하는 영역에서 주로 나타난다.

다음으로 위에서 분석한 결과 중 진폭들을 대상선의 수선간 길이(Lpp, 이하 L) 및 입사파 진폭(A)을 기준으로 각각 무차원화 한다. 입사 파고의 경우, 목표 파고값(조파기 입력값)을 사용하거나, 실제 계측한 값을 사용하는 방법이 있다. 입사 파고에 대한 오차 원인은 크게 조파기 캘리브레이션 오차, 파 자체의 비선형성 혹은 불안정성, 그리고 계측 센서 및 장비 오차 등으로 구분할 수 있다. 따라서 파고 계측은 모두 동일한 센서로 동일한 프로파일을 적용하여 다른 센서 사용으로 인한 오차를 줄이고자 하였다. 파 자체의 비선형성 파악을 위해서 매 실험에서 조파기 근방에서 고정하여 계측하고, 예인전차 전반부에서 계측하여 비교하였고, 교란 파고와 교란되지 않은 입사 파고를 구분하기 위하여 식 (2-14)와 같이 *ζ_a(t)*로 구분하여 정의하였다. 결과적으로 모형선과 가장 가까운 예인전차 전면부에서 계측한 파고로 무차원화를 진행하였다.

$$\zeta_{a}(t) = \sum_{n=0}^{3} \zeta_{a,n} e^{in\omega_{e}t + \varepsilon_{a,n}}$$

$$A = \zeta_{a,1}$$
(2-14)

여기서 ζ_a(t)는 계측한 입사파를 의미하고, ζ_{a,0} 은 계측한 입사파의 평균값, ζ_{a,1}~ ζ_{a,3}은 1~3차 성분에 해당하며, ω_e는 선박 속도를 고려한 조우주파수, ε_{a,n}은 입사파의 n차 성분의 위상차에 해당한다. 입사파 조건 중 2차 스토크스 파에 해당하는 비선형 파 조건이 포함되어 있으므로, 입사파 진폭을 분석 시 1차 성분을 바탕으로 분석하였다. 교란 파고는 식 (2-15)와 같이 매 시험 시 계측한 입사파의 선형 진폭 A로 무차원화 하였다.

$$\frac{\zeta(x, y; t)}{A} = \sum_{n=0}^{3} \frac{\zeta_n}{A} (x, y) e^{in\omega_e t + \varepsilon_n} + \text{Res.}$$

$$\zeta_n' \equiv \zeta_n / A : normalized \ n - th \ harmonic \ component$$
(2-15)

한편, 정수 중 및 파랑 중 평균값이 포함된 결과의 무차원화 시에는 입사파 진폭의 선형 성분(A) 외에, 대상 선형의 수선간 길이(L)를 이용하여 아래 식과 같이 무차원화하였다.

$$\frac{\zeta(x, y; t)}{L} = \sum_{n=0}^{3} \frac{\zeta_n}{L} (x, y) e^{in\omega_e t + \varepsilon_n} + \text{Res.}$$
(2-16)

2.2.6 시계열 데이터 동기화를 통한 파형 등고선 분석

지금까지는 선체고정 좌표계 기준 한 지점에서의 시계열을 분석하는 과정을 다루었다. 각 지점에서 분석한 신호를 취합하여 수평면 상의 파형 변화 특성, 즉 파형 등고선으로 나타내기 위하여 위치별 계측 데이터의 시간 동기화를 수행해야 한다. 최대 800여개의 지점에서의 계측이 동시에 이루어질 수 없으므로, 여러 번의 반복 시험을 통해 계측이 되었다. 따라서 매 시험마다 기준값이 되는 파고계가 필요하며, 교란되지 않은 입사 파고를 기준으로 파고가 동일한 시간에 위치하도록 후처리 동기화를 수행하였다. 이 경우, 입사 파고의 위상차 변조에 주의해야 한다. 최종적으로 예인전차 전면에서 계측한 교란되지 않은 입사파를 기준으로, 파고가 동일한 시간에 위치하도록 동기화하였다. 한편, 한 번의 시험 수행내에서도 8개의 센서 계측이 동시에 수행되므로 센서 계측 신호 간 동기화 또한 중요한데, 이에 영향을 미칠 수 있는 인자로는 계측 센서의 지연 오차, 입사파의 주파수 변조, 파고 분석 오차 등을 들 수 있다. 계측 센서 특성에 의한 오차를 최소화 하고자. 교란파 계측과 교란되지 않은 입사파 계측에 동일한 규격

및 사양의 센서를 사용하였고, 계측시 1ms 이내로 시간 동기화를 하였다. 예인전차 전면부에서 모형선 선수부까지의 거리는 모형선 길이(*1L*)와 유사하며, 입사파의 주파수 변조는 미미한 수준으로 사료된다.

2.3 포텐셜 이론 기반 수치해석법

포텐셜 이론 기반 수치해석법의 경우, 지배방정식인 라플라스 방정식과 경계 조건(boundary condition; B.C.)들로 구성된 경계값 문제를 푸는 과정에서, 경계조건 중 하나에 해당하는 자유수면(free surface; F.S.)의 거동을 구하게 된다. 본 연구에서 사용한 랜킨 패널법 기반 WISH 프로그램을 사용한 운동응답 및 부가저항 결과는 Kim and Kim (2009, 2011)을 비롯하여 다양한 논문에 수록되어 있고, m-항 계산법을 수정하여 얻은 개선된 결과는 Lee, et al. (2017)에 수록되어 있다.

아래에는 WISH 프로그램의 바탕이 되는 이론을 정리하였다. 비점성,비압축성 유체 및 비회전성 유동을 가정하면 포텐셜 이론을 적용할 수 있다. 경계 내의 유체장에서는 지배방정식에 해당하는 라플라스 방정식을 만족하여야 하고, 선체 표면에서는 유체의 법선속도와 물체의 법선속도가 같아야 한다. 자유수면에서는 운동학적 및 동역학적 자유표면 경계조건을 만족하여야 한다. 아래에는 경계치 문제의 지배방정식과 경계조건을 나타내었다.

Fluid domain:
$$\nabla^2 \phi = 0$$
 (2-17)

Body B.C.:
$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = \vec{U} \cdot \vec{n} + \frac{\partial \vec{\delta}}{\partial t} \cdot \vec{n}$$
 on S_B (2-18)

Kinematic F.S.B.C.: $\left[\frac{d}{dt} + \nabla \phi \cdot \nabla\right] \left[z - \zeta(x, y, t)\right] = 0 \text{ on } z = \zeta(x, y, t)$ (2-19)

Dynamic F.S.B.C.:
$$\frac{d\phi}{dt} = -g\zeta - \frac{1}{2}\nabla\phi\cdot\nabla\phi$$
 on $z = \zeta(x, y, t)$ (2-20)

여기서 $\frac{d}{dt} = \frac{\partial}{\partial t} - \vec{U} \cdot \nabla$ 는 갈릴레이 좌표계 변환, $\vec{U} = (U,0,0)$ 즉 사항각 없이 등속 직진하는 상태이고, ζ 는 자유수면 높이, g는 중력가속도, $\vec{\delta}(\vec{x},t) = \vec{\xi}_T(t) + \vec{\xi}_R(t) \times \vec{x}$ 는 선체의 운동변위를 의미한다. $\vec{\xi}_T = (\xi_1, \xi_2, \xi_3), \vec{\xi}_R = (\xi_4, \xi_5, \xi_6)$ 는 각각 선체의 선형 운동변위(전후동요, 좌우동요, 상하동요) 및 회전 운동 변위(횡동요, 종동요, 선수동요)를 나타낸다. 위 경계치 문제를 선형화 하기 위하여 이중 물체(doublebody) 포텐셜을 도입하고, 포텐셜을 분리하여 선형화 할 수 있다.

$$\phi(x, y, z, t) = \Phi(x, y, z) + \phi_I(x, y, z, t) + \phi_d(x, y, z, t)$$
(2-21)

$$\zeta(x, y, t) = \zeta_I(x, y, t) + \zeta_d(x, y, t)$$
(2-22)

여기서 기본 포텐셜 Φ=O(1), 입사파고 및 입사파 포텐셜 $\zeta_1, \phi_1 = O(\varepsilon)$, 교란 파고 및 교란파 포텐셜 $\zeta_d, \phi_d = O(\varepsilon)$ 에 해당한다. 위와 같이 분리한 포텐셜을 자유표면 경계조건에 대입하고, 테일러 전개를 통하여 다음과 같은 선형화 자유표면 경계조건을 얻을 수 있다.

$$\frac{\partial \zeta_d}{\partial t} - \left(\vec{U} - \nabla\Phi\right) \cdot \nabla\zeta_d = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z^2} \left(\zeta_d + \zeta_I\right) + \frac{\partial \phi_d}{\partial z} - \nabla\Phi \cdot \nabla\zeta_I \quad \text{on } z = 0$$

$$\frac{\partial \phi_d}{\partial t} - \left(\vec{U} - \nabla\Phi\right) \cdot \nabla\phi_d = -g\zeta_d + \left[\vec{U} \cdot \nabla\Phi - \frac{1}{2}\nabla\Phi \cdot \nabla\Phi\right] - \nabla\Phi \cdot \nabla\phi_I \quad \text{on } z = 0$$

(2-23)

한편, 앞에서 다룬 물체 표면에서의 경계조건은 실제 위치 표면 S_B 에서 정의되어 있다. 물체의 평균 위치 표면 S_B에서의 경계조건을 구하는 과정은 다음과 같다. 우선 기본 포텐셜 및 교란 포텐셜은 물체의 실제 위치 표면 S_B에서 다음과 같은 경계 조건을 만족한다.

$$\frac{\partial \Phi}{\partial n} = \vec{U} \cdot \vec{n} \quad \text{on } S_B \tag{2-24}$$

$$\frac{\partial \phi_d}{\partial n} = \frac{\partial \vec{\delta}}{\partial t} \cdot \vec{n} - \frac{\partial \phi_I}{\partial n} + (\vec{U} - \nabla \Phi) \cdot \vec{n} \quad \text{on } S_B \tag{2-25}$$

다음으로 테일러 전개를 통하여 전진 속도 중 물체의 평균 위치에 적용 가능한 물체표면 경계조건을 유도하고, 선체 운동 변위 $\vec{\delta}(\vec{x},t) = \vec{\xi}_{T}(t) + \vec{\xi}_{R}(t) \times \vec{x}$ 를 대입하여 선형 물체 경계조건을 구하는 과정은 아래와 같다.

$$\frac{\partial \phi_d}{\partial n} = \frac{\partial \vec{\delta}}{\partial t} \cdot \vec{n} - \frac{\partial \phi_l}{\partial n} + \left(\vec{U} - \nabla \Phi\right) \cdot \vec{n}$$
(2-26)

$$\frac{\partial \phi_d}{\partial n} = \sum_{j=1}^6 \left(\frac{\partial \xi_j}{\partial t} n_j + \xi_j m_j \right) - \frac{\partial \phi_I}{\partial n} \quad \text{on } \overline{S}_B$$
where $(n_1, n_2, n_3) = \vec{n}, \quad (n_4, n_5, n_6) = \vec{x} \times \vec{n}$
 $(m_1, m_2, m_3) = (\vec{n} \cdot \nabla) (\vec{U} - \nabla \Phi),$
 $(m_4, m_5, m_6) = (\vec{n} \cdot \nabla) (\vec{x} \times (\vec{U} - \nabla \Phi))$
(2-27)

여기서 mi항은 정상 상태의 해와 비정상 상태의 해의 상호 작용을 의미하며, 이중 물체 선형화 방법을 따를 경우 기본 포텐셜의 2차 미분항 형태로 나타나게 된다. 앞의 식에서 m-항을 풀기 위하여 수선면에서의 선체 형상을 수직벽으로 가정하고, 스토크스 정리(Stokes' theorem)를 적용하여 기본 포텐셜의 2차 미분항을 1차 미분항으로 간결하게 계산할 수 있다.

$$\iint_{\overline{S_B}} m_j(1/r) dS = -\iint_{\overline{S_B}} \nabla \Phi(\overline{x}') \cdot \nabla(1/r) n_j dS \quad for \quad j = 1, 2, \dots, 6 \quad (2-28)$$

위의 접근법으로는 수선면에서의 수직방향 선형 변화를 고려하기 어려우므로, 최근 Lee et al. (2017b) 은 Wu (1991) 및 Chen and Malenica (1998) 등이 유도한 아래와 같은 Dirichlet 방정식을 적용하여 자유 표면 경계조건의 z 방향 기본 포텐셜의 이계 미분항인 Φ_{zz} 을 보다 엄밀하게 다루고, m-항을 수직벽이 아닌 형상에 대하여 수치적으로 안정적으로 구할 수 있도록 개선한 바 있다.

$$\iint_{\overline{S_B}} \delta_j G^* dS = \frac{\partial \Phi}{\partial x_j} \quad \text{where} \quad G^* = \begin{cases} \frac{1}{r} + \frac{1}{r'} \quad \text{for } j = 1, 2\\ \frac{1}{r} - \frac{1}{r'} \quad \text{for } j = 3 \end{cases}$$
(2-29)

$$\iint_{\overline{S_B}} \sigma_j \frac{\partial G^*}{\partial x_k} dS = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x_k \partial x_j} \quad \text{for} \quad j,k = 1,2,3$$
(2-30)

여기서 1/r'는 이중 물체 포텐셜에서의 랜킨 이미지 소스를 의미하고, σ_j는 소스의 세기를 의미한다. 이상의 경계값 문제는 그린 정리를 바탕으로 적분 방정식 유도 및 이산화 과정을 거쳐 랜킨 소스를 선박 표면과 자유 표면에 분포시켜 계산을 수행하며, 속도 포텐셜은 B-spline 함수를 이용하여 고차 포텐셜을 계산한다. 한편 선박의 운동응답은 아래와 같이 뉴톤의 운동방정식을 풀어서 얻을 수 있다.

$$[M_{jk}]{\{\ddot{\xi}_k\}} = {F_j} (j, k = 1, 2, ..., 6)$$
(2-31)

여기서 $[M_{jk}]$ 는 선박의 질량 행렬이고, $\{F_j\}$ 는 선박에 가해지는 외력이다. 이를 선박에 가해지는 외력을 복원력 $F_{\text{Res.}}$, 입사파에 의한 Froude-Krylov 힘 $F_{F.K.}$ 및 유체동역학적 힘 $F_{H.D.}$ 으로 분리하면 다음과 같다.

$$F = F_{\text{Res.}} + F_{F.K.} + F_{H.D.}$$
(2-32)

선박에 가해지는 외력은 선체 표면에 작용하는 압력(p)을 구하고, 이를 적분함으로써 구할 수 있으며, 이를 아래에 나타내었다.

$$F_{j} = \iint_{S_{B}} p \cdot n_{j} dS \quad for \quad j = 1, 2, ..., 6$$

where $(n_{1}, n_{2}, n_{3}) = \vec{n}, \quad (n_{4}, n_{5}, n_{6}) = \vec{x} \times \vec{n}$ (2-33)

비점성 및 비압축성 유체와 비회전성 유동을 만족하는 유체장에 대하여 포텐셜을 도입하고, 아래와 같은 베르누이 방정식(Bernoulli's equation)을 통해 압력을 계산할 수 있다.

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{1}{2} \nabla \phi \cdot \nabla \phi + \frac{p}{\rho} + gz = C(t)$$
(2-34)

선박의 운동이 작다고 가정하면 복원력이 선박의 운동에 선형 비례한다고 가정할 수 있으므로, 상수 형태로 적용하여 [C_{jk}]형태로 나타낼 수 있다. 이를 바탕으로 운동방정식을 다시 정리하면 아래와 같다.

$$\left[M_{jk}\right]\left\{\ddot{\xi}_{k}\right\} + \left[C_{jk}\right]\left\{\xi_{k}\right\} = \left\{F_{F.K.,j}\right\} + \left\{F_{H.D.,j}\right\} \quad (k, j = 1, 2, ..., 6) \quad (2-35)$$

입사파의 선형성을 가정하면 파랑 기진력 또한 파고에 비례하게 되어, 위의 운동방정식은 이계 미분 방정식 형태가 된다. 무한 주파수에 대한 부가질량 M(∞)을 도입하면 수치적 안정성을 갖게 되고, 유체 동역학적 힘을 구분하지 않아도 되어 수치적으로 간결하게 계산할 수 있다. 무한 주파수 부가질량을 도입한 운동방정식과 수치해를 구하기 위한 방정식 형태를 아래와 같이 정리할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} M_{jk} + M(\infty)_{jk} \end{bmatrix} \{ \ddot{\xi}_k \} + \begin{bmatrix} C_{jk} \end{bmatrix} \{ \xi_k \}$$

$$= \{ F_{F.K.,j} \} + \{ F_{H.D.,j} \} + \begin{bmatrix} M(\infty)_{jk} \end{bmatrix} \{ \ddot{\xi}_k \} \quad (k, j = 1, 2, ..., 6)$$

$$\{ \ddot{\xi}_k \}^{n+1} = \begin{bmatrix} M_{jk} + M(\infty)_{jk} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \{ F_{F.K.,j} \}^n + \{ F_{H.D.,j} \}^n \\ + \begin{bmatrix} M(\infty)_{jk} \end{bmatrix} \{ \ddot{\xi}_k \}^n - \begin{bmatrix} C_{jk} \end{bmatrix} \{ \xi_k \}^n \end{bmatrix}$$

$$(k, j = 1, 2, ..., 6)$$

$$(2-37)$$

선체에 작용하는 외력을 구하기 위해서, 경계치 문제로부터 구한 포텐셜을 베르누이 방정식에 대입하여 선형화 된 압력을 얻는다. 이 중 입사파 포텐셜 성분을 적분하여 Froude-Krylov 힘을 구하고, 나머지 항들을 적분하여 동유체력을 구할 수 있다. 이를 아래에 나타내었다.

$$p = -\rho \left\{ \left(\frac{\partial}{\partial t} - \vec{U} \cdot \nabla \right) \left(\Phi + \phi_l + \phi_d \right) + \nabla \Phi \cdot \nabla \left(\frac{1}{2} \Phi + \phi_l + \phi_d \right) \right\}$$
(2-38)

$$F_{F.K.,j} = -\rho \iint_{\overline{S}_B} \left\{ \left(\frac{\partial}{\partial t} + \left(\nabla \Phi - \vec{U} \right) \cdot \nabla \right) \phi_I \right\} \cdot n_j dS$$
for $j = 1, 2, ..., 6$

$$(2-39)$$

$$F_{H.D.,j} = -\rho \iint_{\overline{S}_B} \left\{ \left(\frac{\partial}{\partial t} + \left(\frac{1}{2} \nabla \Phi - \vec{U} \right) \cdot \nabla \right) \Phi + \left(\frac{\partial}{\partial t} + \left(\nabla \Phi - \vec{U} \right) \cdot \nabla \right) \phi_d \right\} \cdot n_j dS$$

for $j = 1, 2, ..., 6$

(2-40)

다음으로 선박에 작용하는 파랑 중 평균 표류력 혹은 파랑 중 부가저항을 얻는 과정을 다루었다. 우선 선형 포텐셜에 섭동법을 적용하고 베르누이 방정식에 대입 후, 테일러 전개로 압력의 2차 항까지 구할 수 있다. 이를 선체 표면에 대하여 적분한 뒤 평균값을 구하면 파랑에 의한 2차 평균 힘, 즉 부가저항을 구할 수 있다. 아래에는 섭동법으로 전개한 포텐셜과 2차 평균 힘을 주요 항목별로 유도한 식을 수록하였다. 전체 식은 선체 평균 수선(water line; WL)에서의 적분 항들과 선체 표면에서의 적분 항들로 구성되어 있다. 상대적인 크기 비교 시, 선체의 상대운동이 반영되는 (I) 항과 입사파 및 교란파의 속도 제곱값 적분에 해당하는 (IV) 항이 가장 큰 영향을 미치는 인자들이다.

Perturbation potential: $\phi = \Phi + \varepsilon \phi_1 + \varepsilon^2 \phi_2$ (2-41)

$$\begin{aligned} F_{Linear,j}^{(2)} &= (I) + (II) + (III) + (IV) + (VI) + (VI) + (VII) \\ (I) &= \rho g \int_{WL} \frac{1}{2} \left\{ \zeta - (\xi_3 + \xi_4 y - \xi_5 x) \right\}^2 \frac{n}{\sin \alpha} dI \\ &- \rho \int_{WL} - \left\{ \left(U - \frac{1}{2} \nabla \Phi \right) \cdot \nabla \Phi \right\} \left\{ \zeta - (\xi_3 + \xi_4 y - \xi_5 x) \right\} \frac{n_1}{\sin \alpha} dI \\ &- \rho \int_{WL} \delta \cdot \nabla \left\{ - \left(U - \frac{1}{2} \nabla \Phi \right) \cdot \nabla \Phi \right\} \left\{ \zeta - (\xi_3 + \xi_4 y - \xi_5 x) \right\} \frac{n}{\sin \alpha} dI \\ (II) &= -\rho \iint_{S_8} gzn_2 dS \\ (III) &= -\rho \iint_{S_8} \left\{ \frac{\partial (\phi_l + \phi_d)}{\partial t} - (U - \nabla \Phi) \cdot \nabla (\phi_l + \phi_d) + g \left(\xi_3 + \xi_4 y - \xi_5 x \right) \right\} n_l dS \\ (IV) &= -\rho \iint_{S_8} \left\{ \frac{1}{2} \nabla (\phi_l + \phi_d) \cdot \nabla (\phi_l + \phi_d) \right\} n dS \\ (V) &= -\rho \iint_{S_8} \left\{ \delta \cdot \nabla \left\{ \frac{\partial (\phi_l + \phi_d)}{\partial t} - (U - \nabla \Phi) \cdot \nabla (\phi_l + \phi_d) \right\} n dS \\ (VI) &= -\rho \iint_{S_8} \left[\delta \cdot \nabla \left\{ - \left(U - \frac{1}{2} \nabla \Phi \right) \cdot \nabla \Phi \right\} \right] n_l dS \\ (VI) &= -\rho \iint_{S_8} \left[\delta \cdot \nabla \left\{ - \left(U - \frac{1}{2} \nabla \Phi \right) \cdot \nabla \Phi \right\} \right] n_l dS \\ (VII) &= -\rho \iint_{S_8} \left[Hx \cdot \nabla \left\{ gz - \left(U - \frac{1}{2} \nabla \Phi \right) \cdot \nabla \Phi \right\} \right] n dS \end{aligned}$$

$$(2-42)$$

여기서 n_1 은 1차 법선벡터, n_2 는 2차 법선벡터를 의미하고, α 는 선체와 접수면 사이의 각도를 의미한다.

3 신뢰도 분석

3.1 대상 선형 및 환경조건

본 연구에서 사용한 대상 선형은 삼성중공업으로부터 제공받은 액화천연가스운반선(S-LNGC; Kim et al., 2017)과 수학적으로 정의되는 수정(modified) Wigley 선형 (식 (3-1); Kashiwagi et al., 2011) 이다.

$$\overline{y} = (1 - \overline{z}^2)(1 - \overline{x}^2)(1 + 0.6\overline{x}^2 + \overline{x}^4) + \overline{z}^2(1 - \overline{z}^8)(1 - \overline{x}^2)^4, \overline{x} = x\frac{2}{L}, \overline{y} = y\frac{2}{B}, \overline{z} = \frac{z}{d}$$
(3-1)

여기서, x, y, z는 각각 전후 방향, 폭 방향, 높이 방향의 좌표에 해당하며, L, B, d는 각각 수선간 길이(LBP), 폭, 흘수를 의미한다. 각 선형에 대한 주요 제원(Table 3-1) 및 대상 선형의 수조 시험용 축소모형을 다음에 수록하였다(Fig. 3-1 및 Fig. 3-2). 1900년대 초반 Wigley가 제안한 비교 연구용 선형인 Wigley 선형은 Michell 이론이나 세장체 이론(slender body theory) 등에 적용 가능하도록, L/B=10에 이르는 매우 slender한 형상을 갖고 있다. 본 연구에서는 Kashiwagi(2013) 및 Seo(2017) 등이 사용한 수정된 Wigley 선형을 사용하였고, 연구목적 선형이므로 실선 치수나 실적선은 존재하지 않는다. 기존 Wigley 선형의 3차 방정식에 높이 방향 및 길이 방향 고차 항이 추가되어 식 (3-1)과 같은 고차 방정식 형태로 표현된다.

45

	Unit	modified Wigley	S-LNGC	S-LNGC
Scale	-	-	1 (full scale)	1/72.5 (model)
Length between perpendiculars (<i>L</i> , <i>Lpp</i> , <i>Lbp</i>)	т	3.00	290.0	4.000
Breadth (B)	т	0.60	45.0	0.621
Draft (T)	т	0.21	11.5	0.159
Displacement Volume (⊽)	m^3	0.2407	115,578	0.3033
Block coefficient (C_B)	-	0.6367	0.7701	0.7701
Radius of gyration (k_{xx}/B)	-	0.400	0.322	0.322
Radius of gyration $(k_{yy}/L, k_{zz}/L)$	-	0.236	0.233	0.233
Design speed	m/s	1.085	10.031	1.178
Froude number	-	0.200	0.188	0.188

Table 3-1 Principal dimensions of test model

수정 Wigley 선형은 L/B=5.0이며, Cb=0.6364로 기존 Wigley 선형에 비하여 일반 선박에 더 가까운 형상이다. 다만, 구상선수는 없는 형태로, 일정 운항속도 이상에서는 쇄파 현상 등이 크게 나타날 가능성이 있다. Fig. 3-1에는 대상선 도면 및 실제 제작된 모형선 형상을 나타내고 있다.

8079 8079 8079 8079 8079 8079 8079 8079		

(a) Line plans for the test model



(b) Test model - side view (blue line: still water line)



(c) Test model – front viewFig. 3-1 Test model (modified Wigley)

수정 Wigley 선형의 수학적 정의는 선저에서부터 수선면까지만 해당하므로, 수선면 위쪽 형상을 별도로 결정하여야 한다. 본 연구에서는 수선면 위쪽 200mm 높이까지를 수직벽으로 제작하였으며, 그 이유는 다음과 같다. 선박 운동 문제에서의 비선형성은 자유수면의 비선형성과 선박 선형의 비선형성으로 구분할 수 있으며, 수선면 위쪽 형상에 의한 비선형성을 최소화 하고자, Fig. 3-1 (c)에 나타낸 바와 같이 수직면 형태로 제작하였다. 한편 S-LNGC 선형은 실제 선박 형상으로, 선수부 플레어(flare)가 뚜렷하게 나타나고, 선미부 형상 또한 높이 방향에 따라 변화한다. S-LNGC 선형은 175K급 천연액화가스(Liquefied Natural Gas; LNG) 운반선으로, 삼성중공업에서 제공한 공개 선형이며 (Kim et al., 2017), 실험용 모형은 축척비 1/72.5에 해당하는 수선간 길이(*L*) 4.0m로 제작하였다. 주요 제원은 Table 3-1에 나타내었고, 제작된 모형선과 선수미에서의 수선면 형상을 Fig. 3-2에 나타내었다. 선수부 입사각(entrance angle)은 약 72.5도로 선수 전면보다는 어깨측으로 파가 많이 발생할 가능성이 크고, 흘수 위쪽으로 접수면 형상이 높이 별로 변화하는 것을 볼 수 있다.



(a) Test model – side view (blue line: still water line)



(b) Test model – Wetted surface in full load condition

Fig. 3-2 Test model (S-LNGC)

3.2 불확실성 해석

모형시험에 대한 불확실성 해석을 ITTC 권고안(ITTC, 2014b)을 바탕으로 수행하였으며, 해당 권고안은 International Organization for Standardization(ISO)의 Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement(GUM) (JCGM, 2008)을 바탕으로 작성되었다. 선행 연구로 운동응답과 관련된 Yum et al. (1993) 등이 있고, 부가저항과 관련하여 Guo (2011), Park et al. (2014) 등이 있고, 파형 계측과 관련하여 Gui et al. (2001)이 있다.

본 연구에서는 식 (3-2) ~ 식 (3-4)와 같이 각 요소별로 우연오차(Type A) 및 편향오차(Type B)로 구분하여 분석하고, 이를 바탕으로 운동응답, 부가저항 및 비정상 파형에 대한 95% 신뢰구간을 구하였다.

Standard uncertainty:
$$u(y) = \left(\sum_{i=1}^{N} u_i^2(\bar{q}) + \sum_{j=1}^{K} u_j^2\right)^{\frac{1}{2}}$$
 (3-2)

Combined uncertainty:
$$u_{c}(y) = \left(\sum_{i=1}^{N} \left(\frac{\partial f}{\partial x_{i}}\right)^{2} u^{2}(x_{i}) + 2\sum_{i=1}^{N-1} \sum_{j=i+1}^{N} \frac{\partial f}{\partial x_{i}} \frac{\partial f}{\partial x_{j}} u(x_{i}, x_{j})\right)^{\frac{1}{2}}$$

(3-3)

Expanded uncertainty: $U = ku_c(y), (y - U \le Y \le y + U)$ (3-4)

여기서, u(y) 는 표준 불확실성(standard uncertainty)로 type A, B 불확실성의 합이고, $u_c(y)$ 는 실험 결과값 f에 대한 각 변수들의 민감도 $\frac{\partial f}{\partial x_i}$ 를 고려한 결합 불확실성(combined uncertainty)을 의미한다. U는 확장 불확실성(expanded uncertainty)으로 신뢰도에 따른 신뢰구간을 의미하며, 95% 신뢰구간의 경우, k=2의 값에 해당한다. 표준 불확실성에서 산술 평균 \overline{q} , 표준편차 s, 표준 불확실성 u는 아래와 같이 구할 수 있다.

$$\bar{q} = \frac{1}{N} \sum_{k=1}^{N} q_k, \ s^2 = \frac{1}{N-1} \sum_{k=1}^{N} \left(q_k - \bar{q} \right)^2, \ u(\bar{q}) = \frac{s}{\sqrt{N}}$$
(3-5)

본 연구에서 다루는 최종 결과변수는 상하동요 및 종동요 운동응답, 부가저항, 파고 등이며, 이에 대한 정의를 앞의 2장에서 식 (2-1)~(2-10)에 정리하였다. 이를 바탕으로 위의 불확실성 해석 절차에 따라 정리하면 아래 식 (3-6)~(3-9)와 같다.

$$u_c^2(A') = u(A)^2 \left(\frac{\partial A'}{\partial A}\right)^2$$
(3-6)

$$u_c^2\left(\xi_3^{\prime}\right) = u\left(\xi_3\right)^2 \left(\frac{\partial \xi_3^{\prime}}{\partial \xi_3}\right)^2 + u\left(A\right)^2 \left(\frac{\partial \xi_3^{\prime}}{\partial A}\right)^2$$
(3-7)

$$u_{c}^{2}\left(\xi_{5}^{'}\right) = u\left(\xi_{5}\right)^{2}\left(\frac{\partial\xi_{5}^{'}}{\partial\xi_{5}}\right)^{2} + u\left(k\right)^{2}\left(\frac{\partial\xi_{5}^{'}}{\partial k}\right)^{2} + u\left(A\right)^{2}\left(\frac{\partial\xi_{5}^{'}}{\partial A}\right)^{2}$$
(3-8)

$$u_{c}^{2}\left(R_{AW}^{'}\right) = u\left(R_{W}^{'}\right)^{2}\left(\frac{\partial R_{AW}^{'}}{\partial R_{W}^{'}}\right)^{2} + u\left(R_{SW}^{'}\right)^{2}\left(\frac{\partial R_{AW}^{'}}{\partial R_{SW}^{'}}\right)^{2} + u\left(\rho\right)^{2}\left(\frac{\partial R_{AW}^{'}}{\partial\rho}\right)^{2} + u\left(g\right)^{2}\left(\frac{\partial R_{AW}^{'}}{\partial g}\right)^{2} + u\left(A\right)^{2}\left(\frac{\partial R_{AW}^{'}}{\partial A}\right)^{2} + u\left(B\right)^{2}\left(\frac{\partial R_{AW}^{'}}{\partial B}\right)^{2} + u\left(L\right)^{2}\left(\frac{\partial R_{AW}^{'}}{\partial L}\right)^{2}$$
(3-9)

운동응답 및 부가저항의 경우에는 기존 연구(Lee et al., 2017a)에서 결과를 확인할 수 있고, 본 연구에서 파형 계측을 위해 15회~40회에 이르는 반복시험이 자동적으로 이루어지게 되므로, 이를 바탕으로 대상선형들에 대하여 파고별 결과를 포함하여 추가 분석하였다. 다음의 Table 3-2~Table 3-6에 불확실성 해석 과정을 나타내었다. Table 3-2 및 3-3에는 입사파에 대한 파고 및 파장비에 대한 분석을 다루었고, Table 3-4 및 3-5에는 이들을 바탕으로 한 상하동요 및 종동요 운동응답에 대한 불확실성을 다루었다. 마지막으로 Table 3-6에는 부가저항에 대한 불확실성을 전형파와 비선형 입사파 조건에 대하여 각각 분석하였다. 앞서 기술한 type A 및 type B 불확실성을 바탕으로 구한 표준 불확실성과 변수간의 선형 민감도를 고려한 결합 불확실성, 이를 바탕으로 95% 신뢰구간에

본 연구에서는 입사 파고에 따른 부가저항을 살펴보기 위하여 선형파 조건 및 2차 스토크스(Stokes) 파에 해당하는 비선형파 조건을 다루고 있다. 부가저항은 파고에 2차 비례하는 고차 성분이므로, 선형 운동응답 대비 산포도가 큰 경향을 보인다.

51

따라서, 파고 별 부가저항 차이를 정도 높게 분석하기 위해 파고별 불확실성 해석이 필수적이다. S-LNGC 선형에 대하여 공진주기 근방에 해당하는 파장비 1.0 조건에서의 파고별 부가저항 불확실성 해석결과를 입사파고별로 수행하였으며, 파기울기(H/ λ) 기준으로 1/100, 1/40에 해당하고, kA 기준으로는 0.03, 0.08에 해당하는 파고 조건에 대하여 최대 30회의 반복시험을 수행하여 불확실성 해석을 수행하였다.

Table 3-2 Estimation for uncertainty related to incident wave amplitude

	Estimate of uncertainty for wave amplitude									
Source of uncertainty	Nominal Value	Type A uncertainty	Type B uncertainty	Standard uncertainty (u)	Sensitivity coefficient(θ)		(uθ/uc)^2 (%)	u^2	θ^2	u^2*0^2
				λ/L=0.	5					
A(m)	1.60E-02	4.68E-05	2.69E-04	2.73E-04	6.25E+01	/m	1.00E+00	7.47E-08	3.91E+03	2.92E-04
Combined uncertainty (u_c)	1.71E-02									
Expanded uncertatinty (U)	3.42E-02	Y	1.00E+00	U/Y	3.42E-02					
				λ/L=1.	1					
A(m)	1.60E-02	4.91E-05	2.71E-04	2.75E-04	6.25E+01	/m	1.00E+00	7.58E-08	3.91E+03	2.96E-04
Combined uncertainty (u_c)	1.72E-02									
Expanded uncertatinty (U)	3.44E-02	Y	1.00E+00	U/Y	3.44E-02					
				λ/L=2.	Ö					
A(m)	1.60E-02	3.81E-05	2.69E-04	2.72E-04	6.25E+01	/m	1.00E+00	7.40E-08	3.91E+03	2.89E-04
Combined uncertainty (u_c)	1.70E-02									
Expanded uncertatinty (U)	3.40E-02	Y	1.00E+00	U/Y	3.40E-02					

			Estimate	of uncertain	ty for wave	length				
Source of uncertainty	Nominal Value	Type A uncertainty	Type B uncertainty	Standard uncertainty (u)	Sensitivity coefficient(θ)		(uθ/uc)^2 (%)	u^2	θ^2	u^2*0^2
				λ/L=0.	5					
g(m/s^2)	9.80E+00		5.00E-03	5.00E-03	5.10E-02	s^2/m	2.65E-03	2.50E-05	2.60E-03	6.49E-08
ω(rad/sec)	6.21E+00	1.06E-03	3.07E-02	3.07E-02	-1.61E-01	sec/rad	9.95E-01	9.41E-04	2.59E-02	2.44E-05
L(m)	3.20E+00		1.60E-03	1.60E-03	-1.56E-01	/m	2.55E-03	2.56E-06	2.44E-02	6.23E-08
Combined uncertainty (u_c)	4.95E-03									
Expanded uncertatinty (U)	9.90E-03	Y	5.00E-01	U/Y	1.98E-02					
				λ/L=1.	1					
g(m/s^2)	9.80E+00		5.00E-03	5.00E-03	1.12E-01	s^2/m	5.80E-03	2.50E-05	1.26E-02	3.14E-07
ω(rad/sec)	4.19E+00	5.90E-04	1.39E-02	1.39E-02	-5.25E-01	sec/rad	9.89E-01	1.94E-04	2.76E-01	5.36E-05
L(m)	3.20E+00		1.60E-03	1.60E-03	-3.43E-01	/m	5.57E-03	2.56E-06	1.18E-01	3.02E-07
Combined uncertainty (u_c)	7.36E-03									
Expanded uncertatinty (U)	1.47E-02	Y	1.10E+00	U/Y	1.34E-02					
				λ/L=2.	0					
g(m/s^2)	9.80E+00		5.00E-03	5.00E-03	2.04E-01	s^2/m	1.04E-02	2.50E-05	4.16E-02	1.04E-06
ω(rad/sec)	3.10E+00	3.49E-04	7.66E-03	7.67E-03	-1.29E+00	sec/rad	9.80E-01	5.89E-05	1.66E+00	9.76E-05
L(m)	3.20E+00		1.60E-03	1.60E-03	-6.24E-01	/m	1.00E-02	2.56E-06	3.90E-01	9.98E-07
Combined uncertainty (u_c)	9.98E-03									
Expanded uncertatinty (U)	2.00E-02	Y	2.00E+00	U/Y	9.98E-03					

Table 3-3 Estimation for uncertainty related to incident wave length

Table 3-4 Estimation for	uncertainty related to	heave motion	responses
--------------------------	------------------------	--------------	-----------

Estimate of uncertainty for heave motion										
Source of uncertainty	Nominal Value	Type A uncertainty	Type B uncertainty	Standard uncertainty (u)	Sensitivity coefficient(θ)		(uθ/uc)^2 (%)	u^2	θ^2	u^2*0^2
		•	•	Η/λ=1/100, λ	/L=1.0	•				
ξ3(m)	1.03E-02	5.03E-05	2.04E-04	2.10E-04	5.00E+01	/m	6.87E-01	4.42E-08	2.50E+03	1.10E-04
A(m)	2.00E-02	5.74E-05	2.69E-04	2.75E-04	-2.58E+01	/m	3.13E-01	7.58E-08	6.64E+02	5.03E-05
Combined uncertainty (u_c)	1.27E-02									
Expanded uncertatinty (U)	2.54E-02	Y	5.39E-01	U/Y	4.71E-02					
				Η/λ=1/40, λ	L=1.0					
ξ3(m)	2.51E-02	3.14E-05	2.04E-04	2.06E-04	2.00E+01	/m	6.77E-01	4.26E-08	4.00E+02	1.71E-05
A(m)	5.00E-02	9.24E-05	2.69E-04	2.85E-04	-1.00E+01	/m	3.23E-01	8.10E-08	1.01E+02	8.14E-06
Combined uncertainty (u_c)	5.02E-03									
Expanded uncertatinty (U)	1.00E-02	Y	5.14E-01	U/Y	1.95E-02					

	Estimate of uncertainty for pitch motion									
Source of uncertainty	Nominal Value	Type A uncertainty	Type B uncertainty	Standard uncertainty (u)	Sensitivity coefficient(θ)		(uθ/uc)^2 (%)	u^2	θ^2	u^2*0^2
		•		Η/λ=1/100, 2	/L=1.0					
ξ5(rad)	1.01E-02	4.09E-04	4.95E-04	6.42E-04	2.80E+01	/rad	9.45E-01	4.12E-07	7.85E+02	3.23E-04
A(m)	2.00E-02	5.74E-05	2.69E-04	2.75E-04	-1.42E+01	/m	4.45E-02	7.58E-08	2.01E+02	1.52E-05
k(rad/m)	1.79E+00	5.03E-04	1.18E-02	1.18E-02	-1.59E-01	m/rad	1.03E-02	1.39E-04	2.52E-02	3.51E-06
Combined	1.85E-02									
uncertainty (u_c)										
Expanded	3.70E-02	Y	5.58E-01	U/Y	7.00E-02					
uncertainty (0)				Η/λ=1/40, λ	/I=1.0					
٤5(rad)	2.67E-02	9.16E-05	4.95E-04	5.03E-04	1.12E+01	/rad	8.24E-01	2.53E-07	1.26E+02	3.18E-05
A(m)	5.00E-02	9.24E-05	2.69E-04	2.85E-04	-5.98E+00	/m	7.49E-02	8.10E-08	3.57E+01	2.89E-06
k(rad/m)	1.79E+00	5.03E-04	1.18E-02	1.18E-02	-1.67E-01	m/rad	1.01E-01	1.39E-04	2.80E-02	3.91E-06
Combined uncertainty (u_c)	6.21E-03									
Expanded uncertatinty (U)	1.24E-02	Y	5.53E-01	U/Y	2.27E-02					

Table 3-5 Estimation for uncertainty related to pitch motion responses

Table 3-6 Estimation of uncertainty related to added resistance

	Estimate of uncertainty for added resistance									
Source of uncertainty	Nominal Value	Type A uncertainty	Type B uncertainty	Standard uncertainty (u)	Sensitivity coefficient(θ)		(uθ/uc)^2 (%)	u^2	θ^2	u^2*0^2
				Η/λ=1/100, λ	/L=1.0					
ρ(kg/m^3)	9.98E+02		4.84E-02	4.84E-02	-8.32E-03	m^3/kg	1.91E-06	2.34E-03	6.92E-05	1.62E-07
g(m/s^2)	9.80E+00		5.00E-03	5.00E-03	-8.47E-01	s^2/m	2.12E-04	2.50E-05	7.18E-01	1.79E-05
A(m)	2.00E-02	5.74E-05	2.71E-04	2.77E-04	-8.30E+02	/m	6.23E-01	7.67E-08	6.89E+05	5.28E-02
B(m)	6.20E-01		1.00E-03	1.00E-03	-2.68E+01	/m	8.46E-03	1.00E-06	7.17E+02	7.17E-04
L(m)	4.00E+00		2.00E-03	2.00E-03	2.08E+00	/m	2.03E-04	4.00E-06	4.31E+00	1.72E-05
R0(N)	9.12E+00	1.46E-02	3.65E-02	3.93E-02	-2.66E+00	/N	1.29E-01	1.54E-03	7.08E+00	1.09E-02
R(N)	1.22E+01	3.19E-02	4.30E-02	5.35E-02	2.66E+00	/N	2.39E-01	2.86E-03	7.08E+00	2.03E-02
Combined uncertainty (u_c)	2.91E-01									
Expanded uncertatinty (U)	5.82E-01	Y	8.91E+00	U/Y	6.53E-02					
				Η/λ=1/40, λ	/L=1.0					
ρ(kg/m^3)	9.98E+02		4.84E-02	4.84E-02	-6.43E-03	m^3/kg	1.14E-06	2.34E-03	4.14E-05	9.68E-08
g(m/s^2)	9.80E+00		5.00E-03	5.00E-03	-6.55E-01	s^2/m	1.26E-04	2.50E-05	4.29E-01	1.07E-05
A(m)	5.00E-02	9.24E-05	2.71E-04	2.86E-04	-2.57E+02	/m	6.37E-02	8.19E-08	6.59E+04	5.40E-03
B(m)	6.20E-01		1.00E-03	1.00E-03	-2.07E+01	/m	5.06E-03	1.00E-06	4.29E+02	4.29E-04
L(m)	4.00E+00		2.00E-03	2.00E-03	1.60E+00	/m	1.21E-04	4.00E-06	2.57E+00	1.03E-05
R0(N)	9.12E+00	1.46E-02	3.65E-02	3.93E-02	-4.26E-01	/N	3.30E-03	1.54E-03	1.81E-01	2.80E-04
R(N)	2.42E+01	7.67E-02	4.30E-02	8.79E-02	4.26E-01	/N	1.65E-02	7.73E-03	1.81E-01	1.40E-03
Combined uncertainty (u_c)	8.68E-02									
Expanded uncertatinty (U)	1.74E-01	Y	6.63E+00	U/Y	2.62E-02					

전체 파주파수에 대한 운동응답 및 부가저항과 이에 대한 불확실성 해석 결과를 Figs.3-3~3-4에 도시하였다. 상하동요 운동응답(Fig. 3-3 (a)) 및 종동요 운동응답(Fig. 3-3 (b)), 부가저항(Fig. 3-4) 모두에서 파고 혹은 파기울기가 큰 경우 불확실성이 감소하는 경향을 볼 수 있다. 상하동요 운동응답의 경우, 파고에 따른 차이가 불확실성 분석에 따른 신뢰도 구간 이상으로 크게 나타남을 확인할 수 있었다. 한편, 수직면 운동응답들에 비하여 부가저항의 불확실성이 큰 것을 확인할 수 있다. 파고에 따른 부가저항의 차이는 운동응답에 비하여 더욱 크게 나타났으며, 각 파고조건에서의 95% 신뢰도 구간 자체를 벗어나는 뚜렷한 차이를 보이고 있다.

상하동요(heave) 운동응답의 불확실성은 공진주기 기준으로, 선형파 조건(파고비 1/100)에서는 95% 신뢰도 구간 기준으로 4.71%, 파고가 더 높은 비선형파 조건(파고비 1/40)에 대해서는 1.95%의 값을 보였다. 종동요(pitch) 운동응답의 경우, 파고가 낮은 선형파 조건에서는 7%, 높은 파고 조건에서는 2.27%의 값을 나타내었다.

한편, 운동응답 및 부가저항 모두에서 파기울기가 증가함에 따라, 95% 신뢰구간 기준 신뢰도가 개선됨을 볼 수 있었다 (Fig. 3-3 및 Fig. 3-4). 계측 조건과 상관없이, 계측에 사용된 센서(파고계, 포텐셔미터, 로드셀 등) 및 이들의 정밀도는 동일하나, 계측 값의 절대적인 크기가 증가함에 따라 우연오차가 감소하는 등 반복성이 개선된 것으로 판단된다. 운동응답의 경우, 입사 파고에 비례하는

55
경향을 보이며, H/λ=1/100 조건에 비하여 H/λ=1/40 조건의 경우 운동변위와 입사 파고 모두 약 2.5배 증가하였다. 부가저항의 경우, H/λ=1/100 조건에 비하여 H/λ=1/40 조건의 경우 로드셀에서 계측되는 절대적인 힘 크기는 5배 가까이 증가하고, 입사 파고는 2.5배 증가하였다. 부가저항의 무차원화 시에 계측한 입사 파고의 제곱 성분을 사용하므로, 입사 파고 계측의 반복성 개선은 무차원화 부가저항의 신뢰도에도 영향을 미치게 된다. 단순히 파고가 높아질수록 불확실성이 좋아지므로, 높은 파고로 실험해야 한다는 의미는 아니다. 파기울기가 커짐에 따라 입사파가 스토크스 2차 비선형파 영역에 포함되고, 선체와의 상호작용이 일어나는 접수면 근방에서의 쇄파 현상 및 이로 인한 와류 발생이 증가하며, 상대운동이 커짐에 따라 구상선수가 물 밖으로 드러나는 등 강한 비선형 현상들이 빈번하게 발생한다. 결과적으로 선박 형상에 따라 접수면 형상이 크게 바뀔 수 있으므로(4.3절 참조), 선형 및 시험목표에 맞는 적합한 입사 파고 선정이 필요하다고 할 수 있다.







Fig. 3-4 Uncertainty level for added resistance

한편, 입사파는 선박에 의한 교란 파형 생성의 입력값이라고 할 수 있으며, 균일하고 정확한 입사파 생성은 파형 계측 모형시험의 신뢰도에 있어서 핵심적인 요소이다. 파형 계측을 위해서는 동일 조건을 최대 40회까지 반복 하였고, 이들 데이터에 대한 분석을 수행하였다. 예인수조 모형시험에서의 조파에 있어서, 측벽 효과, 파 자체의 비선형 등 비선형 현상으로 인하여 입력 파형과 출력 파형, 조파기 근방에서의 파형과 진행 거리에 따른 파형 등이 달라질 수 있다. 비선형파의 경우, 폭-길이비가 작은 선형 예인수조에서 진행함에 따라 시간 및 공간에 따른 변조 가능성이 존재한다. 이에 시간 및 공간에 따른 파고의 영향을 면밀히 살펴야 한다.

파형 분석 시험에서 적용한 파고별 및 파장별 입사파 조건에 대한 분석 결과를 Fig. 3-5~3-7에 도시하였다. 가로축에서의 ω 및 ω_c는 분석된 주파수 및 조건별 조우주파수를 의미하고, 세로축은 계측값의 1차 진동 성분에 대한 진폭을 기준으로 무차원화 하였다. 파고별 결과를 살펴보면, H/λ=1/80 조건에서는 1차 성분 대비 2차 성분이 0.8% 이하 수준으로 미미하였고, H/λ=1/40 조건에서는 2차 성분이 약 1.5% 수준, H/λ=1/26.5 조건에서는 2차 성분이 3.3%, 3차 성분이 0.8% 수준으로 입사파 자체의 비선형성이 강해졌다. 조파 반복성을 살펴보면, 목표값 대비 오차가 존재하지만, 우연오차 (random error) 보다 편향오차(bias error)의 영향이 큰 것을 알 수 있다(Fig. 3-7 참조).



Fig. 3-5 Fast Fourier transform for incident wave amplitude (λ /L=0.4)



Fig. 3-6 Fast Fourier transform for incident wave amplitude (H/ λ =1/40)



Fig. 3-7 Linear amplitude of incident waves (β =180deg, H/ λ =1/100~1/36, λ /L=1.0)

한편, Lake et al. (1977)에 따르면, 폭(Bt) 대비 길이(Lt)가 긴 선형수조의 경우(Lt/Bt>>1), 파기울기가 큰 경우 파가 진행함에 따라서 선형수조의 측벽 혹은 파 자체의 불안정성으로 인하여 측면에서부터 파 진폭 및 위상 변조가 발생하는 경우가 있다. 조파기 근방의 고정 파고계로 계측한 파고와 예인전차 전방에서 이동하며 계측한 파고의 시계열을 비교하였다(Fig. 3-8). 조파기에서 생성된 입사파가 80m 이상 진행 시, 변조 가능성이 나타남을 볼 수 있었다. 이러한 비선형성 문제는 선형 파 범위의 경우 크게 나타나지 않았으나, 기울기가 큰 입사파 중 일부 조건에서는 입사파 변조가 관찰되는 경우가 있어 모형시험 시 해당 구간을 피하도록 하였다.



(a) Incident wave elevation at fixed point near wave maker



 (b) Incident wave elevation at 1L front from model forward perpendicular (wave probes moving with towing carriage)
Fig. 3-8 Incident wave amplitude modulation

다음으로 파형 계측의 최종 결과는 식 (2-5)와 같이 나타낼 수 있으며, 계측 위치(x 및 y) 오차, 입사파의 계측오차, 위상차 오차 등을 주요 후보군으로 찾을 있다. 파형 계측의 오차의 수 불확실성은 Gui et al. (2001)의 결과 등을 참고할 수 있는데, 성분과 우연오차에 의한 편향오차에 의한 성분으로 구분하여 분석할 수 있다. 본 연구에서는 불확실성 해석에 앞서 파형 계측의

정밀도에 영향을 줄 수 있는 인자에 대한 민감도 테스트를 수행하였다. 파형 계측 결과는 최종적으로 식 (2-5)와 같이 무차원화를 수행하므로, 수평 공간, 수직 공간, 시간, 입사 파고 등에 대한 영향을 고려하여야 한다.

이 중, 예인전차 이동 시 파고계 고정대의 상하 진동 성분 측정 시 0.05mm 수준으로 계측되어, 센서 계측오차 이내임을 확인할 수 있었다. 8개의 센서를 근접배치하여 계측하게 되므로, 각 센서 전면을 차단하면서 연성 영향 유무를 확인하여 연성 영향은 미미한 것으로 판단하였다.

다음으로 수평면 방향 (x,y) 캘리브레이션을 다루었다. 수평면 방향에서 오차가 발생할 경우, 반복 시험에서 동일 위치를 계측하지 못하거나, 목표 위치를 계측하지 못하는 문제가 발생하게 된다. 본 연구에서 사용한 가이드 시스템을 바탕으로 이를 정밀 계측 장비를 활용하여 수평면 위치 이동 시 오차를 확인시, 오차는 x, y 방향 모두 1mm 수준으로 확인하였다. 한편, 센서 고정판의 가공오차는 0.05mm 이내 수준이다. 이상 파고계와 관련된 인자들의 영향을 검토하였다.

본 연구에서 핵심이 되는 파형 모형시험의 경우 동일 계측 위치에서 동일 조건에 대하여 14회 반복 계측하여 반복성 및 신호 특성을 파악하였다. 수정 Wigley 선형에 대하여 파랑 중 조건 (Fn=0.2, β=180deg, H/λ=1/40, λ/L=0.4)에 대하여 반복시험 및 분석을 수행하였다. 계측 구간은 0.25<x/L<0.4, 0.14<y/L<0.17에 해당하고,

교란이 적은 위치부터 쇄파 현상으로 인한 교란이 주도적으로 일어나는 구간을 모두 포함하도록 선정하였다. 선박 주위의 교란파 계측을 위해 2x4 배열 형태의 8개의 파고계들을 사용하였고, 모형 전방의 입사파 계측을 위해 1개의 파고계를 사용하였다. 총 9개의 파고계 모두 동일한 스펙의 센서로 시간 동기화하여 계측하였다. 계측 시 수온은 섭씨 24.4도로 0.1도 오차 범위내로 유지되었고, 계측간 시간 간격은 15~20분 간격으로 유지하였다.

교란 파형의 신뢰도는 시계열의 분석 구간에 따른 수렴도, 파 진폭의 반복성, 파위상차의 반복성, 입사파의 반복성 분석 등을 바탕으로 추정할 수 있다. 반복시험(14회) 결과를 푸리에 분석하였고, 이 중 1차 진동 성분에 대하여 살펴보았다. 분석 결과를 바탕으로 재구성한 시계열 데이터를 Fig. 3-9에 나타내었고, 첫번째 열은 교란되지 않은 입사 파고, 두번째에서 마지막 열까지는 S1~S8 즉 2x4 센서 패널의 각 센서들에 해당하는 교란된 파고를 나타내었다. 쇄파 및 교란이 크게 일어나는 영역을 포함하였음에도 (예를 들어 Fig. 3-9의 S3, S4 등이 해당 지점) 비교적 반복성이 좋게 나타났다. 각 센서 별 그림(A, S1~S8 각각에 해당하는 신호 그림) 안에는 14번의 반복 시험에 대한 재구성 파고 신호들을 함께 나타내었다.



Fig. 3-9 Reconstructed time series of 1st harmonic wave elevations based on 14 repeated tests using 9 wave probes (ζ (t) [mm]; Fn=0.2, H/ λ =1/40, λ /L=0.4;

'A': incident wave elevation, 'S1~S8': disturbed wave elevation)

다음으로 반복 시험 결과로부터 얻은 교란 파형에 대한 무차원화 결과를 나타내었다(Fig. 3-10). 조우주파수에 비례하는 1차 선형 진폭(ζ)을 입사파 진폭(A)으로 무차원화 하는 과정에서, 예인전차 전방에서 계측한 입사파 진폭(A_{Carriage})을 사용하는 경우와 조파기 근방에서 고정식 파고계로 측정한 입사파 진폭(AFarth-fixed)을 사용하는 경우를 비교하고 있다. 가로축은 교란파 계측 센서 8개에 대한 순차 번호(ID)를 나타내고, 세로축은 선형파 진폭을 입사파 진폭으로 무차원화한 값 (C1/A)을 나타내고 있다. 붉은 삼각형은 무차원화 시 입력한 입사 파고로 계측한 교란 파고를 나눠준 경우이고, 파란색 사각형은 직접 계측한 입사 파고로 계측한 교란 파고를 무차원화 한 경우에 해당한다. 세로바(bar)로 나타낸 것은 14번 계측값을 바탕으로 구한 표준편차(standard deviation)을 의미한다. 계측 위치가 다른 8개의 센서 신호 전체에 대하여, 모형선 전방 계측한 입사 파고로 무차원화 한 경우가 조파기 근방의 고정 파고계 계측 파고로 무차원화 한 경우에 비하여 분산의 정도가 절반 수준으로 감소하는 것을 볼 수 있다. 이는 교란이 심하지 않은 경우(Fig. 3-10에서 세로축 1.0 근방의 값을 갖는 경우, SensorID 기준 1-2, 5-8)나 교란이 심한 경우(SensorID 3-4) 모두에서 분산도가 적은 안정적인 결과를 보여주었다.



Fig. 3-10 Normalized wave amplitude ($\zeta_1/A_{Earth-fixed}$ vs. $\zeta_1/A_{Carriage}$) and standard deviation (σ) for 1st harmonic wave component based on 14 repeated tests (Fn=0.2, H/ λ =1/40, λ/L =0.4; 'SensorID 1~8': disturbed wave elevation, $A_{Earth-fixed}$: wave amplitude measured at fixed point near wave maker, $A_{Carriage}$: wave amplitude measured in front of the moving carriage)

3.3 타 결과와의 비교

모형시험의 비교 확인을 위해서는 신뢰할 수 있는 기관의 모형시험 혹은 실선 결과와의 비교가 필요하다. 본 연구에서의 대상 선형은 수학 선형인 수정 Wigley 선형과 실선 형상인 액화천연가스 운반선 S-LNGC 선형의 두 가지로, 각각 외부 연구 기관의 모형시험 결과와 계산 결과가 참고문헌으로 존재한다. 이들 결과를 참고하여 본 모형시험 결과와의 비교를 수행하였다.

3.3.1 수정 Wigley 선형

본 선형에 대한 모형시험 및 계산 결과는 Iwashita (2011), Kashiwagi (2013) 및, Seo et al. (2017) 등에서 다루었고, 이를 본 연구에서 수행한 모형시험 결과와 비교 검증하였다. 상하동요 운동응답(Fig. 3-11)의 경우, 유사한 결과를 보여주고 있고, 종동요 운동응답의 경우, 모형시험 결과가 장파 영역에서 계산 결과보다 크게 나타나는 경향이 있다. 부가저항의 경우(Fig. 3-12), 단파장에서 포텐셜 기반 수치 계산이 비교적 적게 나오는 경향이 있었으나, Lee et al. (2017b) 등의 연구를 통해 보다 모형시험과 편차가 적은 결과를 얻을 수 있었다. 각 운동응답이나 부가저항의 최고값은 참조 모형시험 결과 및 자체 계산 결과와 유사하게 나타남을 확인할 수 있다.



(b) Pitch RAOs

Fig. 3-11 Motion RAOs results with reference data (OU: Kashiwagi, 2013; Fn=0.2, β =180deg, Modified Wigley))



Fig. 3-12 Added resistance results with reference data (OU: Kashiwagi, 2013; Fn=0.2, β =180deg, Modified Wigley)

다음으로 파형 계측 중 일부 결과에 대한 비교를 수행하였다(Fig. 3-13). 수정 Wigley 선형에 대하여 Iwashita et al. (2011)은 모형선 측면에서의 파형 절단 계측을 고정식 파고계를 바탕으로 수행하였고, y/(B/2)=1.4에서의 실험적으로 결과만 존재하므로, 동일한 v방향 위치에서의 파형 절단 형상에 대하여 부분적인 결과 비교를 수행하였다. 모형선의 길이 방향 중심이 원점 기준이며, 캘빈(Kelvin) 파의 높이는 배 길이로 무차원화 하였다. 전체적인 개형 및 파주기는 유사하게 나타나나, 극값 근방의 결과값이 일부 차이나는 것을 확인할 수 있었다. 이는 모형 스케일 차이 혹은 계측 방식의 차이에서 기인하는 것으로 추측할 수 있다. 또 다른 원인으로 계측 위치 오차에 따른 민감도 문제를 들 수 있는데, 참조 결과는 한 위치에서의 절단 파형 정보만 존재하므로, 본 연구에서의 데이터를 바탕으로 폭 방향으로 이동하면서 절단 파형 결과를 비교하였다. 주로 어깨 근방 교란파가 크게 나오는 위치에서 위치 별 차이가 크게 나타났으나, 비교결과 오차에 비해 적은 수준으로 나타났다.



Fig. 3-13 Zeroth order wave cut comparison on y/(B/2)=1.4 (Fn=0.2,



Fig. 3-14 First harmonic instantaneous wave cut comparison on y/L=0.13, 0.135, 0.14 (Fn=0.2, β =180deg, λ /L=0.4, H/ λ =1/26.5, Modified Wigley)

3.3.2 S-LNGC 선형

본 선형의 비교 데이터로 Kim et al. (2017)을 참조하여 본 연구의 실험 결과와 함께 비교하여 Fig. 3-15에 나타내었다. 해당 참조 데이터는 자유항주 모형시험을 바탕으로 한 결과이다. 상하동요 운동응답의 경우, 불확실성 범위 내에서 유사한 경향을 보이고, 상하동요 응답에서는 일부 파장비에서 차이를 보였다. 종동요 운동응답의 경우에도 전반적으로 유사한 경향을 보이고, 장파장 영역에서 참조 결과에 비해 다소 크게 나타나는 것을 볼 수 있다. 부가저항(Fig. 3-16)의 경우, 동일한 파기울기에 대해서 유사한 경향을 보여주었고, 다만 파장비 0.6에서 참조 결과는 변곡이 보이는데 반해, 본 연구에서의 예인 모형시험 결과에서는 그러한 현상은 뚜렷하게 나타나지는 않았다.



(b) Pitch RAOs

Fig. 3-15 Motion RAOs results with reference data



Fig. 3-16 Added resistance results with reference data

4 선수파 중 파형 및 부가저항 해석 결과

앞서 정리한 파형 해석법 및 부가저항 해석법을 바탕으로 규칙 선수파 중 모형시험 해석을 수행하였다. 연구 목적의 수학 선형과 실제 운항선박에 가까운 실선형 두가지에 대하여 모형시험을 수행하였고, 다양한 입사파 조건 및 선속을 고려하였다. 결과의 도시는 임의의 고정된 시간에서의 스냅샷 등고선과 한 주기에 대한 최대값 등고선을 사용하였다. 이 때, 수평면 즉 x-y 평면에서의 값은 모형 길이(*L*)로 무차원화 하였고, 교란 파고는 대표 입사 파고(*A*)로 무차원화 하였다. 아래에서는 각 선형 별 해석 결과를 나타내고 있다.

4.1 비정상 파형의 실험적 해석

4.1.1 수정 Wigley 선형

본 절에서는 수정 Wigley 선형에 대한 파형 계측 분석 결과를 나타내었다. 수행 모형시험 조건을 Table 4-1에 나타내었으며, 이 중 전체 영역 계측 결과(-0.7<x/L<0.7, 0<y/L<0.3)에 해당하는 조건은 밑줄로 강조하였다.

Item	Unit	Condition				
Calm water						
Froude number (Fn)	-	0.20				
Head waves						
Fn	-	0.20				0.15
λ/L	-	0.3	0.4	0.5	0.6	0.4
Η/λ	-	0.025	$\begin{array}{r} 0.013 \\ \underline{0.025}^{(*1)} \\ 0.038 \end{array}$	0.025	0.025	<u>0.025</u>
kA	-	0.079	0.039 <u>0.079</u> 0.118	0.079	0.079	<u>0.079</u>
H/L	-	0.008	0.005 <u>0.010</u> 0.015	0.013	0.015	<u>0.010</u>

Table 4-1 Test condition for modified Wigley model

(*1. Underline condition means that the measurement coverage includes full bow and stern part; otherwise, measurement covers bow part.)

정수 중 계측한 파형 결과와 촬영 영상을 Fig. 4-1에서 비교하였다. 파형 계측 분석값의 경우, 촬영 영상과의 직접 비교를 위하여, 평균값 및 1~3차 성분을 모두 합한 값을 모형의 수선간 길이(L)로 무차원화 하여 도시하였다. 수정 Wigley 선형의 경우, 구상선수가 없는 선형이고, 전진속도는 Froude 수 0.2에 해당하여, 이 조건에서는 선수부에서 쇄파가 많이 발생할 가능성이 크다. 정수 중 계측 결과 및 정지 영상에서도 이러한 경향을 볼 수 있는데, Fig. 4-1의 하단 그림에 1, 2번으로 표시한 바와 같이 선수부에서의 큰 파고와 어깨부에서의 Kelvin 파를 계측값에서 확인할 수 있다. 한편, 쇄파가 발생하는 구역에서는 정수 중 계측임에도 불구하고, 시간에 따라 변화하는 비정상 유동을 볼 수 있었으며, 이러한 경향은 쇄파가 활발하게 발생하는 선수부 부근에서 잘 나타났다.



Fig. 4-1 Steady wave elevation near bow (upper: measured (ζ_0/L), lower: photogrammetry)

다음으로 선형파와 비선형파에 대한 파랑 중 파형 계측 결과와 정지 영상을 비교하였다(Fig. 4-3). 식 (2-5) 및 Fig. 4-2 와 같이 선수(F.P.)와 입사파의 파정이 만나는 순간을 기준 시각 tı으로 하였고, 무차원화는 수선간 길이를 바탕으로 하였다.



Fig. 4-2 Definition for the phase of incident wave (example hull: S-LNGC)

계측 결과의 경우 평균값, 1~3차 진동 성분 등으로 분리가 가능하지만, 촬영 영상은 이와 같은 후 처리가 어려우므로, 계측 결과의 평균값 및 1~3차 성분을 모두 더한 값과 촬영 영상을 비교하여 일관성을 유지하고자 하였다. Fig. 4-3 (a)는 선형파에 가까운 조건에서의 결과이며, 촬영 영상에 ①번으로 표시한 바와 같이 정수 중 경우와 유사힌 Kelvin 파가 발생하지만, 입사파로 연성되는 인하여 연속적이지 못하고 현상을 볼 수 있고. 모형선에서부터 멀어지는 방향으로 진행함에 따라 꼬리 부분이 휘는 것을 관찰할 수 있다. 전반적으로 ②로 강조한 바와 같이 교란파 등을 잘 계측하고 있음을 볼 수 있고, ③번과 같이 정상파(steady wave)와 입사파가 교란되는 부분 또한 계측 결과에서도 확인할 수 있다. 한편 선박의 진행에 의한 정상파와 입사파 및 반사파 등의 크기는 지점에 따라 다르지만, 최대값 기준 비율이 2:1:1 수준으로 나타났다. Fig. 4-3 (b)에는 파기울기가 가장 큰 조건을 도시하였고, 전체적인 형상이나 현상들은 작은 파기울기 조건의 경우와 유사하나, ③번으로 표시한 부분이 앞의 선형파 조건에 비하여 훨씬 큰 범위에서 발생하고, 이를 계측 결과에서도

유사하게 확인할 수 있다.



(b) H/λ=1/26.5

Fig. 4-3 Instantaneous wave elevation (($\zeta_0+\zeta_1+\zeta_2+\zeta_3$)(t_1) [mm], t_1: wave crest at FP; Fn=0.2, β =180deg, λ/L =0.4; upper: measured, lower: photometry)

다음으로 선수부와 선미부 전체에 걸쳐 계측한 결과를 살펴보았다. 입사파 조건은 파고비 H/λ=1/40, 파장비 λ/L=0.4 이며, 선속은 설계 속도 (Fn=0.2)와 느린 속도 (Fn=0.15)의 두 가지로 수행하였다. 이를 입사파의 선형 성분(A)으로 무차원화를 하여 도시하였다(Fig. 4-4~ Fig. 4-7). 파랑 중 교란 파형의 시간 평균값(Fig. 4-4)의 경우, 선속에 따라 매우 큰 차이를 나타내고 있다. 이 경우, 입사파 조건이 동일하고 선속만 다른 경우이므로 선속의 영향을 잘 살필 수 있는 조건이다. 이러한 차이의 원인은 정수 중 선수 파형을 참조함으로써 유추할 수 있는데, 설계속도, 즉 Fn=0.2에서는 정수 중 진행시에도 선수부에 뚜렷한 쇄파 현상 및 수면 교란이 발생하고. 쇄파 영역 및 이로 인한 영향 구역이 넓게 분포하여, 선수 측면부에서 발생하는 파가 보이지 않을 정도이다 (Fig. 4-8 우측). 이는 날렵하지 않은 선수 형상 및 구상선수가 없음에 기인하는 것으로 보인다. 느린 속도 (Fn=0.15)의 경우는 설계 속도 (Fn=0.2) 와는 달리 쇄파 현상이 거의 관측되지 않으며, 선수 측면부에서 발생하는 파 또한 비교적 잘 관찰할 수 있다 (Fig. 4-8 좌측).

선형 파형의 경우, 두 선속 모두 유사한 경향을 나타내었는데, 선수부에서 반사된 파가 선속별로 일정한 각도로 파고가 점차 낮고 폭이 넓게 퍼져나가는 것을 볼 수 있다(Fig. 4-5). 선미부의 경우 선미의 낮은 압력 장으로 인하여 입사 파고에 비하여 절반 수준의 낮은 파형이 나타남을 볼 수 있고, 계측 구간만을 보았을 때에는 선수파에 비하여 거리에 따른 변동폭이 적은 편으로 나타난다. 2차 및 3차 비선형파 성분의 경우 모두 선수파 발생 부근에서 뚜렷하게 발생하였고, 선미쪽으로 진행하면서 점차 퍼져나가는 것을 볼 수 있었다. 다만 선미부에서의 2차 및 3차 성분은 1차 성분에 비하여 매우 작게 나타나서, 비선형 성분이 선수부에 강하게 나타남을 볼 수 있었다. 이들의 전개 각도는 선형 파의 전개 양상과 유사하였다.



Fig. 4-4 Mean wave elevation pattern (ζ_0 /A; Fn=0.15, 0.2, β =180deg,

 $H/\lambda = 1/40, \lambda/L = 0.4)$



Fig. 4-5 First harmonic wave amplitude pattern (ζ_1/A ; Fn=0.15, 0.2, β =180deg, H/ λ =1/40, λ/L =0.4)



Fig. 4-6 Second harmonic wave amplitude pattern (ζ_2/A ; Fn=0.15, 0.2,

 β =180deg, H/ λ =1/40, λ /L=0.4)



Fig. 4-7 Third harmonic wave amplitude pattern (ζ_3 /A; Fn=0.15, 0.2, β =180deg, H/ λ =1/40, λ /L=0.4)



Fig. 4-8 Photometry for bow waves in steady condition (calm water) (left: Fn=0.15, right: Fn=0.2; both in calm water condition)

이상의 결과로부터 선체 주위의 파형에 대한 전체적인 분석을 수행하였다. 부가저항과 연관성이 큰 선형 파형 성분 및 비선형 성분의 경우 대부분 선수부 및 어깨파 발생 구간 근처에서 최대값을 나타내었다. 이에 따라 환경 조건에 따른 영향을 집중적으로 살피기 위하여, 선수부에 집중하여 다양한 조건에 대한 계측 및 분석을 수행하였다. Fig. 4-9에는 정수 중 선수부 파형 계측 결과 및 파랑 중 파기울기 별 파형 계측 결과를 수록하였다. 정수 중 Kelvin파형과 파랑 중 평균 파형을 모형선 수선간 길이로 동일하게 무차원화 하였다. 정수 중 및 파랑 중 평균 파형은 전반적으로 유사하게 나타나나, 선수부 최대 파고는 파랑 중 완화되는 경향이 있고, 어깨 부근 파형의 전개 각도가 변화함을 볼 수 있다. Fig. 4-10 (a) ~ (c)에는 각각 정수 중, λ/L=0.4에 대해 H/λ=1/80, 1/40, 1/26.5에 대한 결과를 수록하였고, Fig. 4-11 (a) ~ (d)에는 동일한 파기울기 (H/λ=1/40)에 대한 파장비 별 결과를 수록하였다. 전체적으로 유사한 수준의 파형을 형성함을 볼 수 있으나, 구체적으로 살펴보면 미소한 차이를 볼 수 있다. 정수 중 계측에 비하여, 파랑 중 계측의 평균값이 비교적 작게 나타나는 것을 볼 수 있다. 동일한 파주기에서 파고만 바꾸는 경우, Kelvin 파 형상이 유사하지만, 파주기가 점차 늘어나는 경우에는 어깨부 파의 절대 파고가 미소하게 낮아지고, 파형 또한 미소하게 늘어짐을 볼 수 있다. 이를 각 조건 별 입사 파고로 무차원화하여 살펴보면(ζ₀/A), 파고별로 다룬 Fig. 4-12 및 파장별로 다룬 Fig. 4-13와 같다. 평균값의 경우, 동일 파장비에서 절대적인 값이 유사하며, 입사 파고에 대하여 비례 관계 등이 있지는 않음을 확인할 수 있다. 동일 파기울기에서 파장별로 비교한 경우, 파장이 커짐에 따라 입사 파고가 커지므로, 전체적으로 파주기가 증가함에 따라 무차원화 값이 작아지는 것으로 보이나, 절대적인 값은 큰 차이가 없음을 확인할 수 있다. 즉, 파랑 중 비정상 파형(unsteady wave pattern)의 시간 평균값과 정수 중 정상 상태의 파형(steady wave pattern)는 강한 연관성을 보이는 것을 알 수 있다.



Fig. 4-9 Steady wave pattern and mean component of unsteady wave amplitude for different incident wave slopes (ζ_0/L)



(c) H/λ=1/26.5

Fig. 4-10 Mean wave elevation for different incident wave slopes (ζ_0/L)



Fig. 4-11 Mean wave elevation for different incident wave periods (ζ_0/L)







(c) H/λ=1/26.5

Fig. 4-12 Mean wave elevation for different incident wave slopes (ζ_0/A , $\lambda/L=0.4$)



Fig. 4-13 Mean wave elevation for different wave periods (ζ_0/A , $H/\lambda=1/40$)

다음으로 조우주파수의 1배수로 진동하는 파형의 진폭을 살펴보았다. Fig. 4-14 (a) ~ (c)에는 각각 정수 중, λ/L=0.4에 대해 H/λ=1/80, 1/40, 1/26.5에 대한 결과를 수록하였다. 전체 결과는 예인전차 전방에서 계측한 입사파 진폭으로 무차원화한 결과((J/A)이다. 앞서 평균값에서는 모형선 기준 폭 방향으로 전개되는 파형을 볼 수 있었으나, 1차 성분 분석 시에는 이와는 다른 양상의 파형을 볼 수 있다. 평균값의 경우, 선체 자체가 진행하면서 선수 및 선체 측면을 따라 발생하는 파 성분이 주도적인데 반해, 1차 성분의 경우 입사파 및 입사파와 전진하는 모형선 간의 상호작용으로 인한 교란파 (반사파 및 조건에 따라 방사파 존재) 성분이 강하게 나타나는 것을 볼 수 있다. Fig. 4-14에서 파고에 따른 변화를 살펴보면, 반사파의 진행방향은 거의 유사한데 반해, 각 지점에서의 무차원화된 파형 크기(intensity)는 입사 파고가 작은 경우가 입사 파고가 큰 경우에 비하여 크게 나타나는 것을 볼 수 있다. 즉, 파고가 클수록 반사파의 진행선 중심으로부터 퍼지는 형상을 띠는 것을 볼 수 있는데, 이는 입사파의 비선형성에 기인한다고 할 수 있다.

한편, Fig. 4-15 (a) ~ (d)에는 동일한 파기울기(H/λ=1/40)에 대하여 파장비를 변화시켜가며(λ/L=0.3, 0.4, 0.5, 0.6) 결과를 수록하였다. 해당 파장비는 운동응답이 미소한 구간으로, 반사파 성분이 방사파에 비해서 큰 구간에 해당한다. 파기울기가 일정하므로, 절대적인 입사 파고는 파주기가 길어짐에 따라 커지는데, 앞서 동일한 파주기에서

파고만 높아진 경우와는 달리, 파주기가 길어지며 파고가 높아지는 경우에도 교란파 부분의 파형 진폭이 줄어들지 않는 것을 볼 수 있다. 즉, 절대적인 파고의 영향보다는 파주기에 의한 영향이 더 크다고 할 수 있다. 한편, 파주기가 길어짐에 따라 교란파의 선체에 대한 전개 각도가 점차로 커지고, 파형 진폭은 파주기에 따라 유사한 수준이나, 교란파의 폭이 점차로 커지는 것을 볼 수 있다.


(c) H/λ=1/26.5

Fig. 4-14 First harmonic amplitude for different wave slopes (ζ_1/A , $\lambda/L=0.4$)



Fig. 4-15 First harmonic amplitude for different wave period (ζ_1/A , $H/\lambda=1/40$)

이어서 Fig. 4-16 ~ Fig. 4-19에는 2차 및 3차 성분에 대한 파고별, 파장비별 파 진폭 분석 결과를 나타내었다. 1차항과 동일하게 입사파 진폭으로 무차원화 한 결과((ζ₂/A, ζ₃/A)이다. 비선형 성분들의 경우, 1차항과 유사하게 반사파 진행 경로에서 크게 나타남을 확인할 수 있다. 크게 2차항의 경우, 조건에 따라 상이하지만 입사 파고의 3~10%에 해당하는 값을 보여주었고, 3차항의 경우에도 입사 파고 대비 1~5%에 가까운 값을 보여준다. 다만 1차항이 진행선을 바탕으로 집중된 경향을 보여준 데 반하여, 고차항들은 산포가 심한 경향을 보여주고 있다. 이 성분들에는 선체 측면을 따라 진행한 물 막(wave sheet)에 의한 쇄파(plunging breaking wave)의 영향이 포함되어 있을 것으로 추정된다.

한편, 파고별로 비교하여 보면, 선형파에 가까운 H/λ=1/80 조건의 경우, 선체에서 멀리 떨어진 지점에서는 비선형 2차항이 거의 0에 가까운데 반해, 2차 스토크스 파조건에 해당하는 H/λ=1/40~1/26.5 조건의 경우, 2차항이 3~4% 정도로 크게 나타났다. 이는 이론해와도 유사한 경향임을 확인할 수 있다. 반면 3차항 성분은 2차 성분과는 달리 크게 나타나지 않아서, 대부분 반사파 등 선체와의 교란에 의한 성분임을 알 수 있다.





(b) H/λ=1/40



(c) H/λ=1/26.5

Fig. 4-16 Second harmonic amplitude for different wave slopes (ζ_2 /A, λ /L=0.4)



Fig. 4-17 Second harmonic amplitude for different wave periods (ζ_2/A ,

 $H/\lambda = 1/40)$



(c) H/λ=1/26.5

Fig. 4-18 Third harmonic amplitude for different wave slopes (ζ_3/A , $\lambda/L=0.4$)



Fig. 4-19 Third harmonic amplitude for different wave periods (ζ_3/A ,

 $H/\lambda = 1/40)$

지금까지 계측 신호에 대한 푸리에 급수의 각 성분 별 특성을 살펴보았다. 이어서 이들 성분들의 상호작용을 살펴보고자 한다. Fig. 4-20 및 Fig. 4-21에는 각각 파고별 및 파주기 별 평균값과 1차 성분의 합 성분의 최대값을 살펴보았다. 파고별 영향을 살펴보면, 낮은 파고에서는 입사파 성분 자체가 Kelvin 파에 비하여 작고 교란파 또한 작게 나타나서, Kelvin 파가 비교적 적게 교란되고 유지됨을 볼 수 있다. 반면, 파고가 커짐에 따라 입사파 및 교란파 성분들이 Kelvin 파 대비 커지면서, 입사파, 교란파, Kelvin 파가 혼재하는 양상을 볼 수 있다. Fig. 4-3에서와 같이 영상을 통해 관측한 경우, 복잡한 양상을 띄어서 직접적으로 입사파 조건별로 비교가 어려웠던 데 반하여, Fig. 4-10~Fig. 4-15의 결과를 참조하여 보면, 연성효과나 간섭효과로 인한 변화량은 비교적 미미한 수준임을 알 수 있고, 각 파고 조건별로 어떠한 성분이 우세한지 파악할 수 있다.



(c) H/λ=1/26.5

Fig. 4-20 Combination of mean and 1st order amplitude (($\zeta_0+\zeta_1$)/A, λ /L=0.4)



Fig. 4-21 Combination of mean and 1st order amplitude (($(\zeta 0+\zeta 1)/A$, H/ λ =1/40)

4.1.2 S-LNGC 선형

본 절에서는 S-LNGC 선형에 대한 파형 계측 결과를 분석하였다. 본 선형은 320개 지점에서의 계측값을 이용하여 파형 그림을 나타내었다. S-LNGC 선형에 대하여 수행한 모형시험 조건을 Table 4-2에 나타내었다.

Item	Unit	Condition		
Calm water				
Froude number, Fn	-	0.188		
Head waves				
Froude number, Fn	-	0.188		
λ/L	-	0.3	0.4	0.5
Η/λ	-	0.025	0.013 0.025 0.038	0.025
kA	-	0.079	0.039 0.079 0.118	0.079
H/L	-	0.008	0.005 0.010 0.015	0.013

Table 4-2 Test condition for S-LNGC model

Fig. 4-22에는 정수 중 파형 계측값 및 촬영 영상을 비교하였다. 파형 계측값의 경우, 촬영 영상과의 직접 비교를 위하여, 평균값 및 1~3차 성분을 모두 합한 값을 모형의 수선간 길이(L)로 무차원화 하여 도시하였다. S-LNGC 선형의 경우, 선수 입사각(entrance angle)이 72.5도 정도로 날렵한 형상이고, 타원형 구상선수가 부착되어 있어, 전진속도는 Froude 수 기준 0.188이지만, 선수부 정면으로 반사되는 파가 비교적 적을 것으로 예상되었다.



Fig. 4-22 Steady wave elevation (ζ_0 [mm]; Fn=0.188, calm water)

정수 중 계측값의 평균값과 파랑 중 계측값의 평균값을 비교하여 보면, 계측 결과 및 정지 영상에서도 이러한 경향을 볼 수 있는데, 선수부에서는 쇄파 현상 등은 크게 발생하지 않았고, 구상선수로 인한 것으로 보이는 선수파가 존재하였다. Kelvin 파는 어깨부에서부터 주도적으로 발생하였고, 뚜렷한 쇄파 현상은 없었다. 앞의 수정 Wigley 선형에서 선수부에서 뚜렷한 쇄파 현상이 발생하면서 시간에 따라 변하는 유동을 보였던 데 반하여, S-LNGC 선형에서는 상대적으로 변동이 적은 유동을 볼 수 있었다. 그리고, 전반적으로 영상과 계측값 간의 유사성을 확인할 수 있다.

다음으로 Fig. 4-23에는 파랑 중 계측 결과와 정지 영상을 비교하였다. 계측 영상의 경우 한 순간을 보여주게 되므로, 선수(F.P.)와 입사 파고가 만나는 순간을 동일한 순간에서의 계측 결과와 비교하였다. 계측 영상과의 비교를 위해여, 차원값을 그대로 도시하였다.



Fig. 4-23 Instantaneous wave elevation ((ζ_0 + ζ_1 + ζ_2 + ζ_3)(t₁) [mm]; t₁: wave crest at FP, Fn=0.188, β =180deg, λ/L =0.4, H/ λ =1/26.5)

정수 중 진행과 유사하게 Kelvin 파가 발생하지만, 입사파로 인하여 연속적이지 못하고 연성되는 현상을 볼 수 있고, 모형선에서부터 멀어지는 방향으로 진행함에 따라 꼬리 부분이 휘는 것을 관찰할 수 있다. 또한 파기울기가 큰 경우로, 쇄파가 넓은 영역에서 일어남을 볼 수 있다. 전체적으로 선박의 진행에 의한 Kelvin 파와 입사파 및 반사파 등의 크기는 지점에 따라 다르지만, Kelvin 파에 비하여 유사한 수준으로 나타났다.

각 조건 별 입사 파고로 무차원화하여 살펴보면(Ç₀/A), 파고별로 다룬 Fig. 4-24 및 파장별로 다룬 Fig. 4-25과 같이 나타난다. 평균값의 경우, 동일 파장비에서 절대적인 값이 유사하며, 입사 파고에 대하여 비례 관계 등이 있지는 않음을 확인할 수 있다. 동일 파기울기에서 파장별로 비교한 경우, 파장이 커짐에 따라 입사 파고가 커지므로, 전체적으로 파주기가 증가함에 따라 무차원화 값이 작아지는 것으로 보이나, 절대적인 값은 큰 차이가 없음을 확인할 수 있다. 정수 중 계측 결과(Fig. 4-22)에 비하여, 파랑 중 계측의 평균값이 비교적 작게 나타나는 것을 볼 수 있다. 동일한 파주기에서 파기울기(파고)만 변경하는 경우, Kelvin 파의 각도가 유사하게 유지되는데 반해, 파주기가 점차 늘어나는 경우에는 어깨부 파의 절대 파고가 미소하게 낮아지고, 파형 또한 미소하게 늘어짐을 볼 수 있다.





(b) H/λ=1/40



(c) H/λ=1/26.5

Fig. 4-24 Mean wave elevation for different wave slopes (ζ_0/A)



(a) $\lambda/L=0.3$



(b) λ/L=0.4



(c) $\lambda/L=0.5$

Fig. 4-25 Mean wave elevation for different wave periods (ζ_0/A , $H/\lambda=1/40$)

다음으로 조우주파수의 1배수로 진동하는 파형의 진폭을 살펴보았다. Fig. 4-26 (a) ~ (d)에는 각각 정수 중, λ/L=0.4에 대해 H/λ=1/80, 1/40, 1/26.5에 대한 결과를 수록하였다. 전체 결과는 계측한 입사파 진폭으로 무차원화한 결과((L/A)이다. 앞서 평균값에서는 모형선 기준 폭 방향으로 전개되는 파형을 볼 수 있었으나, 1차 성분 분석 시에는 이와는 다른 양상의 파형을 볼 수 있다. 평균값의 경우, 선체 자체가 진행하면서 선수 및 선체 측면을 따라 발생하는 파 성분이 주도적인데 반해. 1차 성분의 경우 입사파 및 입사파와 전진하는 모형선 간의 상호작용으로 인한 교란파 (반사파 및 조건에 따라 방사파 존재) 성분이 강하게 나타나는 것을 볼 수 있다. Fig. 4-26에서 파고에 따른 변화를 살펴보면, 반사파의 진행방향은 거의 유사한데 반해, 각 지점에서의 무차원화된 파형 크기(intensity)는 입사 파고가 작은 경우가 입사 파고가 큰 경우에 비하여 크게 나타나는 것을 볼 수 있다. 즉, 파고가 클수록 반사파의 진행선 중심으로부터 퍼지는 형상을 띠는 것을 볼 수 있는데, 이는 입사파의 비선형성에 기인한다고 할 수 있다.

한편, Fig. 4-27 (a) ~ (c)에는 동일한 파기울기(H/λ=1/40)에 대하여 다양한 파장비(λ/L=0.3, 0.4, 0.5)에 대한 결과를 수록하였다. 해당 파장비는 운동응답이 미소한 구간으로, 반사파 성분이 방사파에 비해서 큰 구간에 해당한다. 파기울기가 일정하므로, 절대적인 입사 파고는 파주기가 길어짐에 따라 커지는데, 앞서 동일한 파주기에서 파고만 높아진 경우와는 달리, 파주기가 길어지며 파고가 높아지는 경우에도 교란파 부분의 파형 진폭이 줄어들지 않는 것을 볼 수 있다. 즉, 절대적인 파고의 영향보다는 파주기에 의한 영향이 더 크다고 할 수 있다. 한편, 파주기가 길어짐에 따라 교란파의 선체에 대한 전개 각도가 점차로 커지고, 파형 진폭은 파주기에 따라 유사한 수준이나, 교란파의 폭이 점차로 커지는 것을 볼 수 있다.





(b) H/λ=1/40



(c) H/λ=1/26.5

Fig. 4-26 First harmonic amplitude for different wave amplitudes (ζ_1/A ,

λ/L=0.4)



(a) $\lambda/L=0.3$



(b) λ/L=0.4



(c) $\lambda/L=0.5$

Fig. 4-27 First harmonic amplitude for different wave periods (ζ_1/A , $H/\lambda=1/40$)

이어서 Fig. 4-28 ~ Fig. 4-31에는 조우주파수의 2배 및 3배수로 진동하는 2차 및 3차 성분에 대한 파고별, 파장비별 파 진폭 분석 결과를 나타내었다. 1차항과 동일하게 입사파 진폭으로 무차원화 한 결과(ζ₂/A, ζ₃/A)이다. 비선형 성분들의 경우, 1차항과 유사하게 반사파 진행 경로에서 크게 나타남을 확인할 수 있다. 크게 2차항의 경우, 조건에 따라 상이하지만 입사 파고의 3~10%에 해당하는 값을 보여주었고, 3차항의 경우에도 입사 파고 대비 1~5%에 가까운 값을 보여준다. 다만 1차항이 교란파의 진행 경로를 바탕으로 비교적 집중된 경향을 보여준 데 반하여, 고차 항들은 산포가 비교적 크게 나타나는 경향을 보인다.

한편, 파고 별로 비교하여 보면, 선형파에 가까운 H/λ=1/80 조건의 경우, 선체에서 멀리 떨어진 지점에서는 비선형 2차항이 거의 0에 가까운데 반해, 2차 스토크스 파조건에 해당하는 H/λ=1/40 조건의 경우, 2차항이 3% 수준으로 나타났고, H/λ=1/26.5 조건의 경우, 2차항이 5% 수준으로 나타났다. 이는 스토크스 2차 이론해(0.5*k*A)와도 유사한 경향임을 확인할 수 있다. 반면 3차항 성분은 2차 성분보다 작은 범위에서 나타나고, 대부분 반사파 등 선체와의 교란에 의한 성분 임을 알 수 있다. 3차 성분은 파고가 커짐에 따라, 파주기가 길어짐에 따라 범위가 넓어지는 것을 관찰할 수 있었다.





(b) H/λ=1/40



(c) H/λ=1/26.5

Fig. 4-28 Second harmonic amplitude for different wave amplitudes (ζ_2/A)







(b) λ/L=0.4



(c) $\lambda/L=0.5$

Fig. 4-29 Second harmonic amplitude for different wave periods (ζ_2/A)





(b) H/λ=1/40



(c) H/λ=1/26.5

Fig. 4-30 Third harmonic amplitude for different wave amplitudes (ζ_3/A)



(a) λ/L=0.3



(b) λ/L=0.4



(c) $\lambda/L=0.5$

Fig. 4-31 Third harmonic amplitude for different wave periods (ζ_3/A)

지금까지 계측 신호에 대한 푸리에 급수의 각 성분 별 특성을 살펴보았다. 이어서 이들 성분들의 상호작용을 살펴보고자 한다. Fig. 4.32 ~ Fig. 4.33에는 각각 파고별 및 파주기 별로 평균값과 1차 성분의 합성분의 최대값을 살펴보았다. 파고별 영향을 살펴보면, 낮은 파고에서는 입사파 성분 자체가 Kelvin 파에 비하여 작고, 교란파 또한 작게 나타나서, Kelvin 파가 비교적 적게 교란되고 유지됨을 볼 수 있다. 반면, 파고가 커짐에 따라 입사파 및 교란파 성분들이 Kelvin 파 대비 커지게 되면서, 입사파, 교란파, Kelvin 파 등이 혼재하는 양상을 볼 수 있다. Fig. 4-23에서와 같이 영상을 통해 관측한 경우, 복잡한 양상을 띄어서 직접적으로 입사파 조건 별로 비교가 어려웠던 데 반하여, 연성 효과나 간섭 효과로 인한 변화량은 비교적 미미한 수준임을 알 수 있고, 각 파고 조건 별로 우세한 성분 등을 파악할 수 있다.





(b) H/λ=1/40



(c) H/λ=1/26.5

Fig. 4-32 Combination of mean and 1^{st} order amplitude for different wave slopes ((($\zeta_0+\zeta_1)/A$)



(a) λ/L=0.3



(b) λ/L=0.4



(c) $\lambda/L=0.5$

Fig. 4-33 Combination of mean and 1^{st} order amplitude for different wave periods ((($\zeta_0+\zeta_1)/A$)

이어서 두 대상 선형의 특징 및 이에 따른 파형의 차이 및 주요 원인을 분석하였다. 두 선형에 대한 모형시험 선속범위는 Fn=0.2 및 Fn=0.188으로 유사한 범위에 있고, 파기울기 및 파장비 조건 또한 두 선형에 대하여 동일하게 적용하였다. 모형선의 수선간 길이(L)가 다르므로, 절대적인 파고나 파주기는 선형 별로 다르지만, 파고의 비선형성이나 특성은 유사하므로, 두 선형 간의 차이는 주로 선체 형상의 차이 혹은 선체 형상의 비선형성에서 기인하는 것으로 추론할 수 있다. 파형 계측 조건은 주로 단파장 영역으로 운동이 거의 무시할 수준이라는 점과 선수 규칙파 조건임을 고려하면, 선수부 파고에서 주된 차이는 선수부 도입각 (entrance angle), 선체면의 수직방향 각도 (side-wall or flare angle), 구상선수 (bulbous bow)로 구분할 수 있다. Fig. 4-34에는 수정 Wigley 선형과 S-LNGC 선형의 정수 중 평균 파고를 비교하였고, Fig. 4-35에는 길이 방향 파형 절단 결과를 폭 위치에 따라 나타내었다. 파형은 동일하게 각 대상선의 수선간 길이(L)로 무차원화 하였다. 수정 Wigley 선형의 무차원화 파고가 S-LNGC 선형에 비하여 약 2배 크게 나타나며, 실제 영상 비교 시에도 수정 Wigley 선형의 선수파가 크게 나타남을 볼 수 있다. 이는 수정 Wigley 선형이 느리지 않은 속도임에도 불구하고, 구상 선수가 없고 선수부가 비교적 뭉툭한 형상이기 때문에 쇄파 및 교란파가 크게 발생하기 때문으로 보인다.



Fig. 4-34 Steady wave elevation for two different hull forms (ζ₀/A;
Fn=0.188(S-LNGC, upper), 0.2(Modified Wigley, lower), calm water condition; green dotted line: longitudinal wave cut reference line)



Fig. 4-35 Longitudinal steady wave cut for two different hull forms (ζ_0/L ; Fn=0.188(S-LNGC, red), 0.2(Modified Wigley, black), calm water condition)



Fig. 4-36 First harmonic wave amplitude for two different hull forms (ζ_1 /A; Fn=0.188(S-LNGC, upper), 0.2(Modified Wigley, lower), β =180deg, λ /L=0.4, H/ λ =1/80; green dotted line: longitudinal wave cut reference line)



Fig. 4-37 Longitudinal first harmonic wave amplitude cut for two different hull forms (ζ_0/L ; Fn=0.188(S-LNGC, red), 0.2(Modified Wigley, black), β =180deg, λ/L =0.4, H/ λ =1/80)

Fig. 4-36에는 선형파 조건, 단파장 파장비 (λ /L=0.4) 조건에서 두 선형에 대한 파형 계측 결과를 1차 파고 성분에 대하여 비교하였고, Fig. 4-37에는 길이방향 파형 절단 결과를 나타내었다. 앞의 평균값 비교 시와는 달리 두 선형의 교란 파고가 모두 유사한 수준으로 나타났고, 평균값에서 파의 전개 각도가 다소 다른 양상으로 나타났던 것에 비하여 유사한 경향으로 파형이 나타남을 볼 수 있다. 다만, 수정 Wigley 선형의 파 전개 각도가 S-LNGC에 비하여 다소 크고, 교란 범위가 넓은 것을 볼 수 있는데, 이는 수정 Wigley 선형의 수선면이 비교적 날렵한 S-LNGC 선형에 비하여 볼록하고 뚱뚱한 형태를 띄고 있으며, 결과적으로 쇄파 및 교란파를 더 넓은 범위에서 발생시키기 때문으로 판단된다.

한편, 파고에 대한 두 선형의 변화를 비교하여 보았다. 수정 Wigley 선형은 수선면 상부로는 수직벽이고, 수선면 근방의 선형 변화가 비교적 적어서 자유수면의 비선형성을 살펴보기 유리하다. 여러 입사 파고에 대해서, 두 선형에 대해서 수직벽 형상의 수정 Wigley 선형은 운동응답이 거의 선형적으로 비례하는데 비해, 플레어가 존재하는 S-LNGC 선형은 공진주기에서 비선형성이 일부 나타난다. 반면, 부가저항에서는 두 선형 모두 차이를 보였는데, 단파장에서는 미소하게 감소하거나, 유사한 반면, 공진주기에서는 운동응답 간의 차이에 비하여 부가저항의 변화폭이 훨씬 뚜렷한 차이를 보였다. 보다 구체적인 비교를 위해서는 비선형 계산을 통한 접수면에서의 압력분포 차이 등을 비교할 필요가 있다.

4.2 결과 활용1: 수치계산과의 비교 검증

본 절에서는 앞서 분석한 모형시험 결과를 선형 랜킨 패널법 기반 계산 결과와 비교 분석하였다. 운동응답 및 부가저항 결과에 대한 비교 검증은 3.3절에서 다루었으므로, 파형 계측과의 비교를 집중적으로 다루었다.

4.2.1 수정 Wigley 선형

앞서 분석한 모형시험 결과를 선형 랜킨 패널법 기반 계산과 비교하였다. 랜킨 패널법 기반 계산은 서울대학교 해양유체역학 연구실에서 개발한 WISH 프로그램을 기반으로 수행되었고, Lee et al. (2017b)에서 제시한 m-term 수정 코드를 바탕으로 수행되었다.

Fig. 4-38에는 정수 중 진행 시 파고 계측 결과 및 계산 결과를 대상선 길이로 무차원화 한 결과를 나타내고 있다. 선수부에서의 높은 파고나 어깨부에서의 파형을 비교적 유사하게 모사하고 있음을 볼 수 있다. 다만, 선박 중반부로 갈수록 계산에서의 파고가 실험 계측 값 대비 비교적 작고, 파장이 다소 작게 나타남을 볼 수 있다.



Fig. 4-38 Steady wave elevation based on experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ₀/L; Fn=0.2, calm water)

Fig. 4-39에는 H/λ=1/80, λ/L=0.4 조건에 대하여, 한 주기 동안의 파형에 대한 비교를 다루었고, 실험과 계산 결과 모두 입사 파고로 무차원화한 1차 성분을 나타내었다. 입사 파고의 정의는 Fig. 4-2에 서 다루고 있으며, Fig. 4-39 (a)는 입사파의 파고가 선수부와 마주하는 순간인 t₁에서의 파형 및 계산 결과를 나타낸다. 우선 모형선에서 멀리 떨어진 x/L=0.6~0.7 구간을 살펴보면, 선수 규칙파인 입사파가 비교적 잘 계측되었고, 공간좌표계 상의 오차는 적은 편임을 알 수 있다. 모형선 근방의 파형을 살펴보면, 두 기법 모두 선수부에서 최대 파고가 계측 및 계산되고, 어깨 부분에서 교란파가 점차 선체 후미로 전파되는 것을 관찰할 수 있다. 다만 교란파 발생 구간에 대해서는 모형시험 계측값이 전반적으로 선형 계산결과에 비하여 크게 나타나며, 이는 비선형 현상과의 연성작용으로 판단할 수 있다. 이후 시간이 진행함에 따라서도 두 기법 간 유사한 경향을 확인할 수 있다.



(a) $t = t_1$



Fig. 4-39 First harmonic component: instantaneous wave elevation for experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) ($\zeta_1(t)/A$; t₁: wave crest at FP Fn=0.2, β =180deg, H/ λ =1/80, λ/L =0.4)
이어서 Fig. 4-40에는 H/λ=1/26.5, λ/L=0.4 조건에 대하여, 한 주기 동안의 파형에 대한 비교를 다루었고, 실험과 계산 결과 모두 입사 파고로 무차원화한 1차 성분을 나타내었고, 여기서 계산 결과는 선형 가정을 바탕으로 하였으므로, 앞의 낮은 파고에서의 비교와 동일한 결과이다. 입사파의 파고가 선수부와 마주하는 순간에서의 파형 및 계산 결과를 Fig. 4-40 (a)에 나타냈다. 우선 모형선에서 멀리 떨어진 x/L=0.6~0.7 구간을 살펴보면, 파 기울기가 큰 경우에서의 계측에서도 선수 규칙파인 입사파가 비교적 잘 계측된 것을 앞의 작은 파고 조건에서와 마찬가지로 확인할 수 있다. 한편, 모형시험 결과는 입사 파고가 높아짐에 따라, 무차원화된 파형 값은 점차 감소하는 것을 확인할 수 있었고, 앞서 낮은 파고에서는 계산 결과와 뚜렷한 크기 차이를 보였던데 반해, 높은 파고에서는 위와 같은 경향으로 인하여 유사한 수준의 결과값을 보이고 있다.



(a) $t = t_1$



(b) $t = t_1 + T_e/4$



(c) $t = t_1 + T_e/2$

Fig. 4-40 First harmonic component: instantaneous wave elevation for experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) ($\zeta_1(t)/A$; Fn=0.2, β =180deg, H/ λ =1/26.5, λ/L =0.4)

Fig. 4-41 및 Fig. 4-42에서는 조우주파수의 1배로 진동하는 1차 성분의 진폭(1차 성분의 최대값)에 대한 비교를 수행하였다. Fig. 4-41 (a) ~ (c)에는 동일한 파장비 조건(λ/L=0.4)에 대해 파고비를 변경 (H/λ=1/80, 1/40, 1/26.5) 하며 계측한 결과를 수록하였고, Fig. 4-42 (a) ~ (d)에는 동일한 파기울기 (H/λ=1/40) 조건에 대하여 다양한 파장비 (λ/L=0.3, 0.4, 0.5, 0.6)에 대한 결과를 수록하였다. 전체 결과는 입사파의 선형 진폭으로 무차원화하였다. 결과 상단의 모형시험 결과 및 하단의 계산 결과 모두 모형선에 의해 교란되지 않은 전면부에서의 파고가 입사 파고의 1배로 나타나며, 이로부터 입사 파고가 잘 생성되었음을 확인할 수 있다. 파고에 따른 교란 파형 결과(Fig. 4-41) 비교에서, 수치 계산의 경우 모두 동일한 결과로 나타난다. 이는 비교 시 사용한 수치 기법이 입사파의 선형(linear) 가정을 바탕으로 하였기 때문이다. 파고 별, 파장비 별 결과에서 진행중인 선체에 의해 교란된 파형의 진행 방향이나 선체에서 멀어짐에 따라 산란되는 경향은 전반적으로 실험결과와 계산 결과 간에 유사하게 나타났다. 동일 파장비에서 파고가 증가함에 따라 교란된 파형의 궤적 폭이나 각도는 큰 차이를 보이지는 않았고, 강도(intensity)에서의 차이만 보였다(Fig. 4-41). 반면. 동일 파기울기에서 파장비가 증가하는 경우에는, 교란파의 범위가 폭 방향으로 넓어지는 것을 확인할 수 있고, 모형시험 및 수치계산 결과 모두에서 이러한 경향을 확인할 수 있다(Fig. 4-42).



(a) H/λ=1/80



(b) H/λ=1/40



(c) $H/\lambda = 1/26.5$

Fig. 4-41 First harmonic component: instantaneous wave elevation for experimental wave pattern measurement (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ_1 /A; Fn=0.2, β =180deg, λ /L=0.4, H/ λ =1/80~1/26.5)



(a) λ/L=0.3



(b) λ/L=0.4



(c) $\lambda/L=0.5$



Fig. 4-42 Maximum wave elevation between experimental wave pattern measurement (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ_1 /A; Fn=0.2, β =180deg, λ /L=0.3~0.6, H/ λ =1/40)

모형시험 결과의 비교 확인 과정에서 랜킨 패널법 기반의 선형 운동응답 및 부가저항 결과와 모형시험 결과가 유사하게 나타난 것을 확인할 수 있었다. 선체에 작용하는 압력값으로부터 진행방향에 대한 저항을 구하는 과정에서는 선수와 선미의 압력 차가 중요하다. 따라서 부가저항 결과에 대한 검증 과정으로 선수와 선미의 교란 파형을 동시에 비교하고자 하였다. 이를 위하여 앞의 선수부 비교에 더하여, 후반부를 포함한 전 영역 계측 결과에 대하여 두 가지 선속에 대한 비교를 수행하였다. 앞의 결과는 모두 Fn=0.2에 대한 결과였고, 아래에는 Fn=0.15 조건에 대한 결과를 추가로 포함하였다. Fig. 4-43 및 Fig. 4-44에는 조우주파수의 1배로 진동하는 1차 성분의 진폭에 대한 비교 결과를 담고 있다 (H/λ=1/40, λ/L=0.4). 두 가지 선속(Fn=0.15, 0.2)에 대하여 모형시험 결과와 수치계산 결과에서 모두 선수부 및 선미부 교란파가 뚜렷하게 발생함을 양적으로 확인할 수 있다. 선수부의 경우 진행중인 선박의 선수부와 입사파의 상호작용으로 인하여 강한 압력장이 발생하고, 높은 파형이 형성된다. 선미부의 경우 비교적 낮은 압력장이 생성되고, 이로 인하여 입사 파고에 비하여 50~70%까지 낮은 파형의 궤적을 볼 수 있다. 구체적인 교란파 선형 진폭의 형태는 모형시험 및 수치계산 결과 간 일부 차이를 보였는데, 선수부 파형 보다는 선미부 파형에서 차이를 보였다. 전반적으로는 유사한 교란파 형상 및 진행방향을 보였다. 선속이 느린 경우 (Fn=0.15) 기준 선속 (Fn=0.2)에 비하여 선수부 교란파의 진행각이 커지면서

폭 방향으로 더 넓게 퍼져나감을 볼 수 있었다.



Fig. 4-43 Maximum wave elevation between experimental wave pattern measurement (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ_1/A ; Fn=0.15, β =180deg, λ/L =0.4, H/ λ =1/40)



Fig. 4-44 Maximum wave elevation between experimental wave pattern measurement (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ_1 /A; Fn=0.2, β =180deg, λ /L=0.4, H/ λ =1/40)

4.2.2 S-LNGC 선형

다음으로 S-LNGC 선형에 대한 모형시험 결과를 선형 랜킨 패널법 계산 결과와 비교하였다. 본 절에서는 선수부 주위의 교란 파형에 대한 비교를 집중적으로 다루었다. Fig. 4-45에는 정수 중 모형시험 파형 계측 결과와 선형 계산 결과의 비교를 나타내었다. 본 절에서 수록한 파형 계측 결과의 상단부(좌현선수측)는 모형시험 분석 결과를 나타내고, 하단부(우현선수측)는 수치계산 결과를 나타낸다. 선수부 부근의 모형시험 결과가 접수면과 완전히 근접하게 계측하지 못한 부분은 모형선의 수선면 위쪽 플레어로 인하여 발생하였다. 두 기법 모두 선수부에서 최대 파고가, 어깨부 뒤쪽으로 최소 파고가 나타나는 것을 볼 수 있으나, 어깨부 이후 파형의 형상이 비교적 다르게 나타남을 확인할 수 있었다. 모형시험 결과 분석 시(4.1.2절), 계측 분석값과 촬영 영상 결과 사이의 유사성을 보였던 점으로 미루어 보아, 선형 가정과의 차이 혹은 패널 등의 영향으로 추정된다.



Fig. 4-45 Steady wave elevation based on experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ₀/L; Fn=0.188, calm water)

Fig. 4-46 (a) ~ (c)에는 선형파에 해당하는 입사파 조건 (λ/L=0.4, Η/λ=1/80)에 대하여, 한 주기 동안의 파형에 대한 비교를 다루었고, 실험과 계산 결과 모두 입사 파고로 무차원화한 1차 성분을 나타내었다. 결과 중 Fig. 4-46 (a)는 입사파의 파고가 선수부와 마주하는 순간을 나타내며 이 시간 지점을 t=t1로 정의하였다. 대상선에서 어느정도 떨어진 x/L=1.0~1.1 및 y/L=0.1~0.2 부근을 살펴보면. 입사파가 수치적으로 잘 모사되고, 실험에서도 정상적으로 생성 및 계측되었음을 확인할 수 있고, 수평면 계측 오차가 비교적 적음을 알 수 있다. 파형의 크기는 계산과 실험이 차이를 보이지만, 두 기법 모두 선수부~어깨부에서 최대 파고가 계측/계산되고, 어깨 부분에서 교란파가 점차 선체 후미로 전파된다.







Fig. 4-46 First harmonic component: instantatneous wave elevation for experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ_1 (t)/A; Fn=0.188, β =180deg, λ /L=0.4, H/ λ =1/80)

다음으로, Fig. 4-47에는 비선형 파에 해당하는 λ/L=0.4, H/λ=1/26.5 조건에 대한 한 주기 동안의 파형을 비교하였다. 계산의 경우, 선형 계산이므로 앞의 작은 파고에 대한 결과와 같은 결과이고, 모형시험 결과만 비선형 결과이다. 앞의 선형파 조건과 마찬가지로 Fig. 4-47 (a)는 입사파의 파고가 선수부와 마주하는 순간을 나타낸다. 대상선에서 어느정도 떨어진 x/L=1.0~1.1 및 y/L=0.1~0.2 부근을 살펴보면, 파기울기가 큰 경우에도 입사파가 잘 모사 되거나. 계측되었음을 확인할 수 있고, 수평면 계측 오차가 비교적 적음을 알 수 있다. 파고가 커짐에 따라 모형시험에서의 무차원화된 파형의 크기는 줄어들게 되고, 이에 따라 계산 결과와 유사한 수준의 파형 크기를 보이고 있다. 두 기법 모두 선수~어깨부에서 최대 파고가

계측/계산되고, 어깨 부분에서 교란파가 점차 선체 후미로 전파되는 것을 관찰할 수 있으며, 전개 각도도 유사함을 볼 수 있다. Fig. 4-48 및 Fig. 4-49에서는 조우주파수의 1배로 진동하는 1차 성분의 진폭 (1차 성분의 최대값)에 대한 비교를 수행하였다. Fig. 4-48 (a) ~ (c)에는 동일한 파장비 (λ/L=0.4)에 대해 다양한 파고비(H/λ=1/80, 1/40, 1/26.5)에 대한 결과를 수록하였고, Fig. 4-49 (a) ~ (c)에는 동일한 파기울기 (H/λ=1/40)에 대하여 다양한 파장비(λ/L=0.3, 0.4, 0.5)에 대한 결과를 수록하였다.





Fig. 4-47 First harmonic component: instantaneous wave elevation for experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) ($\zeta_1(t)/A$; Fn=0.188, β =180deg, λ/L =0.4, H/ λ =1/26.5)



Fig. 4-48 First harmonic component: instantaneous wave elevation for experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ_1/A ; Fn=0.188, β =180deg, λ/L =0.4, H/ λ =1/80~1/26.5)



Fig. 4-49 First harmonic component: instantaneous wave elevation for experiment (upper) and linear Rankine panel calculation (lower) (ζ_1/A ; Fn=0.188, β =180deg, λ/L =0.3~0.5, H/ λ =1/40)

랜킨 패널법 기반 선형 계산 결과도 모형시험 계측 결과와 유사하게 모형선 선수 및 어깨부를 제외한 전면부에서는 입사 파고의 1배임을 확인할 수 있다. 파고별 결과 비교에서 선형 계산은 입사파가 선형파이므로, 파고에 따라서 동일한 결과를 보여주고 있다. 계산과 계측 값 모두 선수부에서 높은 파고를 나타내고, 뒤따르는 파형의 각도 또한 거의 유사한 것을 볼 수 있다. 하지만 선체에서 벗어난 부분에서의 파고는 선형 계산과 실험 계측 간의 차이를 뚜렷하게 확인할 수 있었다.

4.3 결과 활용2: 파고별 부가저항 분석

파랑에 의한 부가저항을 해석하는 경우, 선수 규칙파 조건하에서 파주파수에 따른 부가저항을 구하는 경우가 많다. 이 경우, 입사 파고에 대한 영향은 간단하게 언급되거나 미약한 것으로 가정하는 경우가 많다. 그러나 다양한 선형에 대한 모형시험 결과로부터, 입사 파고에 따른 부가저항의 차이가 나타나는 경우를 파악할 수 있었고, 본 절에서는 대상 선형 두 척에 대한 파고에 대한 부가저항 비선형성을 보였다.

기존 연구 (Lee et al., 2017a)에서는 KVLCC2 선형 및 변형 선형에 대하여 파고별 부가저항의 영향 및 선수부 선형 변화에 따른 영향과 불규칙과 중 마력 추정에 대한 영향을 보였다. 일본에서의 연구 (Yasukawa et al., 2016)에서는 3가지 변형 선형에 대하여 파장비 및 파고에 따른 규칙 선수파 부가저항시험을 수행하고, 불규칙과 중 부가저항 시험을 수행하여 비교 분석 한 바 있다. 이전의 실험적 접근법(Gerritsma and Beukelman, 1972, Journee, 1976) 및 선형 이론(Maruo, 1960)으로부터 파랑에 의한 부가저항은 2차 힘(2nd order force)이고, 이에 파고의 제곱에 비례한다는 것을 알 수 있었다. 실제 현상에서는 입사파 자체의 비선형성, 대상 선형의 높이 별 형상 변화, 파고에 따른 쇄파 현상의 차이, 비선형 운동응답 등 파고가 높아질수록 선형 가정 혹은 포텐셜 이론으로 설명되지 않는 부분들이 발생하게 된다. 이러한 비선형성으로 인하여 나타나는 접수면의 변화 양상 및 부가저항에 대한 영향 등을 모형시험 결과를 바탕으로 분석하고, 이에 대한 고찰을 수행하였다.

두 척의 대상 선형에 대하여 단파장 (λ/L=0.4) 조건과 공진 주기 (λ/L=1.0 및 1.1) 조건에 대하여, 선형파 근방의 파기울기 (Η/λ=1/80) 부터 2차 스토크스 파에 해당하는 파기울기 (Η/λ=1/40 ~ 1/26.5) 등에 대하여 모형시험을 수행하였고, Table 4-3에 시험 조건을 요약하였다.

Item		S-LNGC		Modified Wigley	
Froude number, Fn	-	0.188		0.200	
λ/L	-	0.4	1.0	0.4	1.1
Η/λ	-	0.013 ~0.050	0.003 ~0.028	0.013 ~0.050	0.003 ~0.018
kA	-	0.039 ~0.157	0.008 ~0.086	0.039 ~0.157	0.010 ~0.057
H/L	-	0.005 ~0.020	0.0025 ~0.0275	0.005 ~0.020	0.003 ~0.020

Table 4-3 Incident wave condition

모형선 전방에서 계측한 교란되지 않은 입사 파고에 대한 결과를 Fig. 4-50 및 Fig. 4-51에 나타내었다. 조우 주파수 1배 진동 성분에 해당하는 선형 파 진폭의 경우, 목표 값에 비하여 약 3% 작게 생성되었으나, 동일 조건에서의 반복성은 충분한 것으로 파악되었다(Fig. 4-50). 파 진폭의 2차 성분은 선형파 조건에서는 선형 성분 대비 1%미만으로 나타났고, 비선형파 조건 (H/λ=1/36)에서는 선형파 성분 대비 최대 4%까지 증가하는 것으로 나타나며, 이는 2차 스토크스 파에 의해 추정되는 비선형파 성분과 유사한 수준이다(Fig. 4-51).



Fig. 4-50 Linear amplitude of incident waves (S-LNGC, β =180deg, Fn=0.188, λ/L =1.0, Replication of Fig. 3-7)



Fig. 4-51 Second order harmonic amplitude of incident waves (S-LNGC, β =180deg, Fn=0.188, λ /L=1.0)

다음에는 S-LNGC에 대하여 파고에 따른 선형 운동응답(Fig. 4-52), 파랑 중 선체 침하 및 선수 침하량(Fig. 4-53), 그리고 부가저항(Fig. 4-54)의 분석 결과를 다루었다. 단파장에서의 선형 운동응답은 무시할 만한 수준이므로, 공진 주기에 해당하는 파장비 (λ L=1.0)에서의 결과를 도시하였다. 상하동요 운동응답은 선형파에서의 운동응답 대비 비선형파에서의 운동응답이 최대 4.1%까지 감소하는 것을 볼 수 있었다. 종동요 운동응답의 경우에는 파고에 따른 편차가 0.2% 수준으로 변화량이 작게 나타났다.

운동응답의 평균값, 즉 입사파 중 동적 침하량 평균값은 상하동요 및 종동요 성분 모두 변화량이 뚜렷하게 나타났다. 정수 중 저항 계측 시 2.33%draft (0.093%L)에 해당하는 선체 침하(sinkage)가 일어나고, 선수 침하 (trim)는 계측 오차를 고려하면 0에 가까운 값을 보였다. 하지만 입사 파고가 증가함에 따라 선체 침하의 경우 점차 줄어드는 경향을 보이며 최대 2.20%d (0.087%L)까지 침하량이 감소하였다. 반면, 선수 침하량은 입사 파고가 증가함에 따라 최대 0.11deg까지 증가함을 확인할 수 있는데, 선수에서의 최대 침하량으로 환산하여 보면 2.42%d(0.096%L)에 해당하는 값이다.

부가저항의 경우, 파고에 따른 변화 양상이 더욱 뚜렷하게 나타난다. 단파장(λ/L=0.4)의 경우, 작은 파고(H/λ=0.0125) 대비 큰 파고(H/λ=0.05)에서의 부가저항 값이 35% 이상 감소하였다. 산포도가 적은 H/λ=0.025에서의 값과 비교하여도, 파고가 커짐에 따라 최대 19% 감소하는 것을 볼 수 있다. 공진 주기 파장

조건(λ/L=1.0)에서는 최대 35% 감소, 불확실성 해석이 이루어진 파고에서의 값들을 기준으로 하여도 28% 감소하는 것을 볼 수 있다.



Fig. 4-52 Linear amplitude of heave and pitch motion (S-LNGC, β =180deg,

Fn=0.188, λ/L=1.0)



Fig. 4-53 Mean of dynamic trim and sinkage (S-LNGC, β=180deg, Fn=0.188,

λ/L=1.0)



Fig. 4-54 Added resistance (S-LNGC, β =180deg, Fn=0.188, λ /L=0.4, 1.0)

수정 Wigley 선형에 대해서도 S-LNGC 선형에 대한 결과와 마찬가지로, 파고에 따른 선형 운동응답, 파랑 중 평균 선체 자세(침하량) 및 부가저항에 대하여 분석하였다(Fig. 4-55 ~ Fig. 4-57). 단파장에서의 운동응답 값은 무시할 만한 수준이므로, 공진 주기에 해당하는 파장비(\/L=1.1)에서의 결과를 도시하였다. 다만 운동응답 및 평균 선체 자세의 경우, S-LNGC선형의 결과에 비하여, 파고에 따른 변화가 크게 나타나지 않았다. 부가저항의 경우, 단파장 영역(λ/L=0.4)에서는 일부 구간에서 감소하는 경향이 보이나, 절대적인 변동량 자체는 10% 전후 수준으로, 유사한 수준의 부가저항 값이 나타난다. 반면, 공진 주기(λ/L=1.1) 근방에서는 파고 증가에 따라 부가저항이 최대 30%까지 감소하였다.



Fig. 4-55 Linear amplitude of heave and pitch motion (Modified Wigley, β =180deg, Fn=0.2, λ/L =1.1)

0.006 6 EXP(ModifiedWigely)_Sinkage EXP(ModifiedWigely)_Trim 4 0.004 ∑_{3,mean}[%d] 0.002 2012 0 -2 -0.002 1 -4^L₀ 0.015 0.005 0.01 0.02 0.025 H/λ

Fig. 4-56 Mean of dynamic trim and sinkage (Modified Wigley, β =180deg, Fn=0.2, λ/L =1.1)



Fig. 4-57 Added resistance (Modified Wigley, β =180deg, Fn=0.2, λ /L=0.4, 1.1)

다음으로 대상 선형별 파고에 따른 접수면 변화 양상을 정지 영상을 바탕으로 관찰하였다(Fig. 4-58 및 Fig. 4-59). 공진 주기 조건에서 선형파 및 비선형파에서의 선수부 상대운동 최대/최소 지점에서의 순간을 다루었으며, t₁은 상대운동이 최대로 일어나는 시점, T_e는 입사파와 모형선의 조우주기를 의미한다.

S-LNGC 선형의 경우, 선수부 흘수선 근방의 선형은 비교적 완만하게 변화하나, 상부로 올라갈수록 경사각이 변화하며 플레어 부분이 점차로 넓어진다. 이에 따라 정지 영상 비교 (Fig. 4-58 좌측 상하단) 시에, 파고에 따른 접수면 및 접수면 근방에서의 유동 양상 (쇄파 발생 양상 및 교란파 형상과 포말 등)이 달라지는 것을 볼 수 있다.



Fig. 4-58 Bow wetted surface for different incident wave slope (S-LNGC, β =180deg, Fn=0.188, λ /L=1.0, upper: H/ λ =1/100, lower: H/ λ =1/40)



Fig. 4-59 Bow wetted surface for different incident wave slope (Modified Wigley, β =180deg, Fn=0.2, λ/L =1.1, upper: H/ λ =1/83, lower: H/ λ =1/55)

선수부와 입사 파고 간의 상대 파고가 최저인 경우 (Fig. 4-58 우측 상하단)에도, 파기울기 변화에 따라 구상선수와 선체 하부의 수면 밖 돌출 수준이 달라지고, 이에 따라 주위 유동 양상도 달라짐을 알 수 있다. 수정 Wigley 선형은 흘수선 위쪽이 수직벽 형태이므로, 높이 방향 형상은 정수 중 흘수선이 데크 높이까지 그대로 유지된다. 하단부의 경우 구상선수가 없고, 선수선미 대칭형상이다. 이러한 점으로 미루어보아, 파기울기 변화에 따른 접수면 형상 변화나 이로 인한 유동 변화가 S-LNGC 선형에 비해서 적은 편이다. 예를 들어 상대파고 최대 지점(Fig. 4-59 좌측 상하단)에서 파기울기가 작은 경우와 큰 경우 모두에서 쇄파가 발생하고 있음을 볼 수 있다. 선수부에서의 접수면 기울기 또한 접수면의 이동 폭이 파기울기에 비례하는 경향을 보이는 등 파기울기에 따른 비선형성이 S-LNGC 선형에 비하여 적게 나타났다. 앞에서 고찰하였듯이, 불확실성 해석 결과는 운동응답 및 부가저항 모두에서 파기울기가 증가함에 따라, 95% 신뢰구간 기준

신뢰도가 개선됨을 볼 수 있었다 (Fig. 3-3 및 Fig. 3-4).

이상의 결과를 고찰하여 보면, 단파장 영역에서는 S-LNGC 선형 및 수정 Wigley 선형 모두 운동응답 자체가 무시할 만한 수준이었고, 자세변화 또한 큰 변화를 보이지 않았다. 단파장 구간의 경우 선형파 조건에 가깝게 파고를 낮출 경우 계측값이 매우 작아지고, 결과적으로 반복성이 좋지 않아지는 경향을 보이므로, 반복횟수를 늘려서 산포도를 보다 정확하게 확인할 수 있도록 하였다.

부가저항의 경우에는, 운동응답과는 달리, 선형에 따라 파고에 대한 부가저항의 민감도 차이를 확인할 수 있었다. S-LNGC선형의 경우(Fig. 4-54), 절대적인 차이가 크지는 않으나, 파기울기가 증가함에 따라 점차 감소하는 경향을 보인다. 수정 Wigley 선형의 경우, S-LNGC 선형에 비해서 전반적으로 파기울기에 걸쳐 유사한 수준의 무차원화 부가저항 값을 보였다(Fig. 4-57). 단파장에서 자세 변화 및 운동응답이 무시할 만한 수준이므로, 파고에 따른 반사파 성분의 차이가 주도적일 것으로 예상할 수 있다. 수정 Wigley 선형의 경우 수선면 위쪽으로는 형상이 수직벽 형태로 변화가 없으므로, 플레어 및 구상선수가 존재하는 S-LNGC 선형에 비하여, 파고에 따른 영향이 적은 것으로 사료된다.

한편, 공진 주기 근방에서는 운동응답, 자세변화 및 부가저항 모두 차이를 보이는데, 선형에 따라 그 정도의 차이를 발견할 수 있었다. S-LNGC의 경우, 파고에 따른 평균 자세 변화는 입사 파고가 커짐에 따라 선체 침하(sinkage)는 감소하고, 선수 침하(trim)는 강화되는 방향으로 발생하지만(Fig. 4-53), 수정 Wigley의 경우, 파고에 따른 자세 변화가 미미한 것으로 나타났다(Fig. 4-56). 이러한 선형에 따른 차이는 선형 운동응답에서도 확인할 수 있는데(Fig. 4-52 및 Fig. 4-55), S-LNGC의 경우 파고 증가에 따라 상하동요 운동응답이 감소하는 경향을 보이는데 반해, 수정 Wigley는 유사한 수준의 운동응답을 보였다.

이러한 차이의 원인 중 하나로, 파고의 변화에 따른 접수면의

변화 양상을 들 수 있다. S-LNGC의 경우 홀수 위쪽으로는 선수부 플레어가 존재하고, 하단으로는 구상선수가 존재한다. 입사 파고가 높아짐에 따라 선형이 급격히 변화하는 구간에 접수면이 위치하게 된다. 예를 들어 동적 복원력 관점에서 보면, 플레어에 의한 부피 증가분으로 인해 적은 변위로도 큰 복원력을 얻을 수 있게 된다. 한편, 구상선수 부분은 아예 밖으로 드러나게 되는 경우, 상대적으로 선수가 드러날 때에 비하여, 잠기는 정도가 증가하게 되면서, 선수 침하가 증가하는 것으로 볼 수 있다. 한편, 수정 Wigley 선형의 경우, 선체 전후 형상이 대칭이고, 흘수선 위쪽으로 수직벽 형태이므로, 파고 변화에 따른 접수면의 변화가 상대적으로 적고, 결과적으로 운동응답 및 입사파와의 상대 변위도 대체로 입사 파고에 비례하는 경향을 보이고 있다.

한편, 부가저항의 경우 운동응답에 비하여 큰 폭으로 변화하였는데, 대상 선형에 따라 정도의 차이가 있었다. S-LNGC의 경우 불확실성 해석에서 얻은 95% 신뢰구간을 넘어서는 차이를 보였고, 이 결과로부터 파고에 따른 부가저항의 차이는, 모형시험의 불확실성에 기인한 오차가 아닌, 파고에 따른 부가저항의 비선형 특성임을 확인할 수 있었다. 선형파 및 강한 비선형파 구간에서 변화 추세가 감소하기는 하나, 전반적으로 파고 증가에 따라 무차원화 부가저항이 감소하는 것을 볼 수 있다. 수정 Wigley 선형의 경우, 운동응답이나 자세 변화가 크지 않았음에도 불구하고, 부가저항이 일부 변화하는 것을 볼 수 있는데, 전체파고 영역에서

변화하는 경향을 보인 S-LNGC에 비하면 매우 완만한 양상을 보여서, 파고에 대한 민감도가 상대적으로 적은 것을 볼 수 있었다. 한편, 부가저항 결과를 불규칙파로 선형 중첩을 통하여 확장할 시, S-LNGC 선형의 수선간 길이(L)가 290m 이므로, ITTC 스펙트럼 기준 sea state 4~5의 경우 주로 단파장에 스펙트럼이 위치하게 된다. 보다 장주기의 sea state 6의 경우에는 공진주기에서의 부가저항값이 반영되므로, 이러한 파고에 따른 부가저항의 차이가 더 크게 반영될 것으로 예상할 수 있다. 추후 선수 주위의 유동 계측이나 비선형 계산, 이를 바탕으로 한 쇄파 현상 및 와류 등으로 인한 모멘텀 손실 분석, 비선형 접수면의 정량적 분석 등을 통해 원인 분석이 가능할 것이다.

5 결론

본 연구에서는 파랑 중 전진하는 선박 주위의 비정상 교란 파형에 대해 비접촉식 파형 계측을 수행하고 이를 분석하였으며, 향후 관련 연구에서 활용할 수 있는 선체 주위 파형에 대한 비교 연구 용 실험 데이터베이스를 구축하였다. 이를 기반으로 이론 형상인 수정 Wigley 선형 및 실제 조선소에서 설계된 선박인 S-LNGC 선형에 대하여 선수 규칙파 중 부가저항 해석 및 선체 주위의 비정상 파형 해석을 수행하였다. 이상의 연구를 바탕으로 얻은 결론은 다음과 같다.

- 비접촉식 파고계를 바탕으로 자유 수면의 거동을 방해하지 않은 상태에서 비정상 파형 해석법을 적용할 수 있었다. 교란이 크게 발생하는 위치에서의 반복시험 결과를 바탕으로 본 모형시험 해석법의 신뢰도를 확인하였다. 또한 교란 파형의 무차원화 과정에서 조파기 근방에서의 계측값을 이용하는 것 보다 모형선 근방에서의 입사 파고를 바탕으로 무차원화 하는 경우가 더 수렴된 결과를 얻을 수 있음을 보였다.
- 조우 주파수를 기본 주파수로 갖는 푸리에 급수 형태로 파형을 재구성할 수 있음을 확인하였고, 모형시험 시 관측되는 주요 특징들이 해석 결과에도 잘 반영됨을 확인하였다. 이상 신호가 발생하는 경우에는 필터를 통해 이상치만 국소적으로 제거하고 고차 푸리에 급수를 바탕으로 보간하여 안정적인 결과를 얻을

수 있었다.

- 동일 선형 및 환경조건에 대한 타 기관 결과와의 비교를 수행하였고, 운동응답과 부가저항은 유사한 수준으로 나타났으나, 파형 해석 결과 비교에서는 계측 해석법에 따른 차이를 일부 확인할 수 있었다.
- 선수에서 선미에 이르는 광범위한 파형 해석을 선속을 변화시켜가며 수행하였고, 단파장 영역에서의 교란파는 선수부에서 주도적으로 발생함을 확인하였다. 이를 바탕으로 수정 Wigley 선형과 S-LNGC 선형에 대하여 다양한 입사파 주파수 및 기울기 조건에 대한 선수부 주위의 비정상 교란 파형 해석을 수행하고, 변인들이 파형에 미치는 영향을 검토하였다. 선수부 선형에 따른 절단 파형 비교 시에는 Kelvin파형이 주도적인 차이를 보였다. 단파장 조건에서는 정수 중 Kelvin 파형과 파랑 중 Kelvin 파형이 유사한 형태를 보여 연성효과가 크지 않았다. 선형 교란파 성분의 경우에는 파기울기가 증가함에 따라 상대크기는 감소하고 교란 범위는 넓어지는 비선형성을 확인할 수 있었다.
- 포텐셜 이론 기반 랜킨 패널법을 적용하여 비교 계산을 수행하고 계측 파형과 비교하였다. 이 과정에서 계산 패널과 모형시험 계측 패널 정밀도는 유사하게 확보하였고 분석에 충분한 수준임을 확인하였다. Kelvin 파형의 전개 각도나 선형 교란파의 진행 경로 등은 전반적으로 유사하게 나타났으나, 선형

입사파 조건하에서도 교란파 강도, 위상차 및 범위 등에서 특징적인 차이들을 발견할 수 있었고, 추후 계산 기법 고도화 과정에서 본 연구를 통해 구축된 실험 데이터베이스가 활용될 수 있음을 확인하였다.

입사 파고에 따른 파형 계측과 동시에 선체 운동 및 부가저항을 계측하였고, 이로부터 파고의 변화에 따른 평균자세, 운동응답 및 부가저항의 비선형성을 살펴보았다. 우선 대상선형의 형상에 따라 입사파고 별 평균 자세 변화의 유무를 발견할 수 있었다. 파고별 부가저항의 경우에는 운동응답이 크게 나타나는 구간에서는 95% 신뢰구간을 넘어서는 뚜렷한 차이를 보였고, 단파장 영역에서도 차이를 나타내었다. 선형 교란파 성분 또한 입사파고에 비례하지 않는 비선형성을 보였으며, 선형 교란 파형과 파랑 중 부가저항 성분이 양의 상관관계를 보임을 알 수 있었다. 이러한 결과를 통해서 부가저항 해석 시 입사파고에 의한 영향이 중요한 고려사항임을 확인하였다.

6 향후 연구

본 연구를 바탕으로 향후 진행할 수 있는 연구는 다음과 같다. 일부 구간에 대하여 보다 조밀한 계측을 수행하고, 수렴도나 정밀도를 추가 비교할 수 있다. 이를 바탕으로 파고계 위치 변화에 따른 민감도를 분석하고, 파형 계측 반복 실험 결과를 확장하여 불확실성 해석을 수행할 수 있다. 또한 계측 정밀도 관련하여, 자동 트래버스를 활용하여 위치 오차를 감소시킬 수 있다.

파형 계측 데이터를 바탕으로 Kochin 함수를 구하고, 저항 및 부가저항을 추정할 수 있는 연관 관계 파악이 필요하다. 선박의 선수부를 변화시키면서 파형 계측을 해석하여, 선수부 형상에 따른 국부적인 파형 변화와 부가저항의 변화를 동시에 살필 수 있다. 모형선 중후반부에 대하여 계측을 추가 수행하고, 신호에서의 산포도를 살핌으로써 조우 주파수와 다른 주파수로 진동하는 후류(wake) 성분을 분석할 수 있다.

본 연구에서 획득한 결과와 수치 기법 간의 비교 검증 시 유사도를 정량적으로 파악할 수 있는 기준을 제시할 수 있다. 최대 파고, 교란 범위 및 형상 등 교란파의 특징을 정의하는 파형 함수를 구성하고, 상대 오차, 기울기(gradient) 비교, 민감도 비교 등이 가능하도록 기준식을 제안할 수 있다.

선체의 운동이 큰 공진주기에 해당하는 입사파 조건에 대하여 파형 계측을 수행하고, 폭 방향으로 넓은 범위에 걸쳐 계측함으로써

방사파의 특성 및 이에 의한 운동 및 부가저항에 대한 영향을 살필 수 있다. 다만, 이 경우에는 자동 트래버스와 같은 계측 시스템을 도입하여 계측 소요 자원을 효율적으로 사용할 필요가 있다. 또한 운동이 커질수록 전후동요 방향 변위가 증가할 수 있으며, 운동의 자유도에 따른 영향을 살펴볼 필요가 있다.

본 파형 계측 기법을 조종시험이나 사항시험, 자항시험, 다물체 연성 시험, 횡동요 운동 등에 적용하여 조파에 기인한 성분들의 분석에 활용할 수 있다.

한편, 비선형성을 높인 전산유체역학(CFD) 기법을 활용하여 비교 연구결과를 얻고, 모형시험과의 비교 검증을 수행할 수 있다. 파고에 따른 비선형성의 경우, 비선형 랜킨 패널법 계산 및 공진 주기 근방에서의 실험 계측과의 비교가 필요하다.
참고문헌

- Benjamin, T.B. & Feir, J.E. 1967. The disintegration of wave trains on deep water Part 1. Theory. Journal of Fluid Mechanics, 27(3), 417-430.
- [2] Chen, X.B. & Malenica, S. 1998. Interaction Effects of Local Steady Flow on Wave Diffraction-Radiation at Low Forward Speed. International Journal of Offshore and Polar Egineering, 8(2), 102-109.
- [3] Dean, R.G. & Dalrymple, R.A. 1991. Water wave mechanics for engineers and scientists (Vol. 2). World Scientific Publishing Company.
- [4] Faltinsen, O.M. 1980. Prediction of resistance and propulsion of a ship in a seaway. Proceedings of 13th Symposium Naval Hydrodynamics, Tokyo, Japan, 6-10 October 1980.
- [5] Fujii, H. & Takahashi, T. 1975. Experimental study on the resistance increase of a ship in regular oblique waves. Proceedings of the 14th International Towing Tank Conference, Ottawa, Canada, September 1975.
- [6] Gerritsma, J. & Beukelman, W. 1972. Analysis of the resistance increase in waves of a fast cargo ship. International shipbuilding progress, 19(217), 285–293.
- [7] Gerritsma, J., Van den Bosch, J.J. & Beukelman, W. 1961. Propulsion in regular and irregular waves. International shipbuilding progress, 8(82), 235–247.

- [8] Gui, L., Longo, J., Metcalf, B., Shao, J. & Stern, F. 2001. Forces, moment, and wave pattern for surface combatant in regular head waves Part I. Measurement systems and uncertainty assessment. Experiments in fluids, 31(6), 674-680.
- [9] Gui, L., Longo, J., Metcalf, B., Shao, J. & Stern, F. 2002. Forces, moment and wave pattern for surface combatant in regular head waves Part II. Measurement results and discussions. Experiments in Fluids, 32(1), 27-36.
- [10] Guo, B.J. & Steen, S. 2011. Evaluation of added resistance of KVLCC2 in short waves. Journal of Hydrodynamics, Ser. B, 23(6), 709-722.
- [11] Havelock, T.T. 1942. XLVII. The drifting force on a ship among waves. The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science, 33(221), 467-475.
- [12] Hirota, K., Matsumoto, K., Takagishi, K., Orihara, H. & Yoshida, H.2004. Verification of Ax-bow effect based on full scale measurement.Journal Kansai Society of Naval Arcthitecs Japan, 33-40.
- [13] Hwang, S., Ahn, H., Lee, Y.Y., Kim, M.S., Van, S.H., Kim, K.S. & Jang, Y.H. 2016. Experimental Study on the Bow Hull-Form Modification for Added Resistance Reduction in Waves of KVLCC2. In The 26th International Ocean and Polar Engineering Conference. International Society of Offshore and Polar Engineers, Rhodes, Greece, June 26-July 1 2016.

- [14] Hwang, S., Kim, J., Lee, Y.Y., Ahn, H., Van, S.H. & Kim, K.S. 2013. Experimental study on the effect of bow hull forms to added resistance in regular head waves. Proceedings of the 12th international symposium on practical design of ships and other floating structures, Changwon, Korea, 20-25 October 2013.
- [15] ITTC. 2014a. Prediction of Power Increase in Irregular Waves from Model Test(7.5-02-07-02.2). ITTC Recommended Procedures and Guidelines
- [16] ITTC. 2014b. Guide to the Expression of Uncertainty in Experimental Hydrodynamics(7.5-02-01-01). ITTC Recommended Procedures and Guidelines.
- [17] ITTC. 2017a. Analysis Procedure for Model Tests in Regular Waves(7.5-02-07-03.2). ITTC Recommended Procedures and Guidelines.
- [18] ITTC. 2017b. Seakeeping Experiments(7.5–02–07–02.1). ITTC Recommended Procedures and Guidelines.
- [19] ITTC. 2017c. Uncertainty Analysis Instrument Calibration(7.5–01–03– 01). ITTC Recommended Procedures and Guidelines.
- [20] ITTC. 2017d. Verification and Validation of Linear and Weakly Nonlinear Seakeeping Computer Codes(7.5-02-07-02.5). ITTC Recommended Procedures and Guidelines

- [21] Iwashita, H. & Ohkusu, M. 1989. Hydrodynamic Forces on a Ship Moving at Forward Speed in Waves. Journal of the Society of Naval Architects of Japan, 166, 87-109.
- [22] Iwashita, H., Elangovan, M., Kashiwagi, M. & Sasakawa, T. 2011. On Unsteady Wave Pattern Analysis of Ships Advancing in Waves. Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, 13, 95-106.
- [23] Janson, C. E. & Spinney, D. 2004. A comparison of four wave cut analysis methods for wave resistance prediction. Ship Technology Research, 51(4), 173-184.
- [24] JCGM. 2008. Evaluation of measurement data Guide to the expression of uncertainty in measurement. JCGM (Joint Committee for Guides in Metrology) 100:2008 GUM 1995 with minor corrections.
- [25] Journee, J.M.J. 1976. Motions, Resistance and Propulsion of a Ship in Regular Head Waves. Report No. 428, Delft University of Technology.
- [26] Journee, J.M.J. 1992. Experiments and calculations on four Wigley hullforms. Report No. 909, Delft University of Technology.
- [27] Kashiwagi, M. 2011. Hydrodynamic Study on Added Resistance by Means of Unsteady Wave Analysis Method, The Twenty-first International Offshore and Polar Engineering Conference, Maui, Hawaii, USA, 19-24 June 2011.
- [28] Kashiwagi, M. 2013. Hydrodynamic study on added resistance using unsteady wave analysis. Journal of Ship Research, 57(4), 220-240.

- [29] Kim, K. H. & Kim. Y. 2009. Numerical Analysis of Added Resistance on Ships by a Time-domain Rankine Panel Method. Proceedings of the Society of Naval Architects of Korea, Mungyeong, Korea, 29-30 October 2009.
- [30] Kim, K. H. & Kim, Y. 2011. Numerical study on added resistance of ships by using a time-domain Rankine panel method. Ocean Engineering, 38(13), 1357-1367.
- [31] Kim, T.Y. Yoo, S. Oh, S. Kim, H.J. Lee D. & Kim, B., 2017. Numerical and Experimental Study on the Estimation of Added Resistance of an LNG Carrier in Waves. Proceedings of the Twenty-seventh International Ocean and Polar Engineering Conference, San Francisco, CA, USA, 25-30 June 2017.
- [32] Kim, W. J., Van, S. H. & Kim, D. H. 2001. Measurement of flows around modern commercial ship models. Experiments in Fluids, 31(5), 567-578.
- [33] Kompe, A. 2014. Implementation and Validation of a Wave Cut Analysis Method for the Wave Resistance Prediction from Potential Flow. Master Thesis, Hamburg University of Technology.
- [34] Kreitner, J. 1939. Heave, Pitch and Resistance of Ships in a Seaway. Transaction of RINA, 81, 203–241.
- [35] Kuroda, M., Tsujimoto, M., Sasaki, N., Omote, M., Nojima, N. & Kaga,M. 2012. Development of STEP for the Reduction of Added Resistance

in Waves. Proceedings of the Twenty-second International Offshore and Polar Engineering Conference, Rhodes, Greece, 17-22 June 2012.

- [36] Lake, B. M., Yuen, H. C., Rungaldier, H. & Ferguson, W. E. 1977. Nonlinear deep-water waves: theory and experiment. Part 2. Evolution of a continuous wave train. Journal of Fluid Mechanics, 83(01), 49-74.
- [37] Lee, J., Park, D. M. & Kim, Y. 2017a. Experimental investigation on the added resistance of modified KVLCC2 hull forms with different bow shapes. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part M: Journal of Engineering for the Maritime Environment, 231(2), 395-410.
- [38] Lee, J.H., Kim, B.S. & Kim, Y. 2017b. Effects of analysis method for ship steady flows in numerical analysis of added resistance in waves. Proceedings of the Society of Naval Architects of Korea, Pusan, Korea, 19-20 April 2017.
- [39] Lugni, C., Landrini, M., Ohkusu, M. & La Gala, F. 2003. Experimental study of the diffracted wave pattern around a fast displacement vessel. International Workshop on Water Waves and Floating Bodies, Le Croisic, France, 6-9 April 2003.
- [40] Maruo, H. 1957. The excess resistance of a ship in rough seas.International Shipbuilding Progress, 4(35), 337-345.
- [41] Matsumoto, K. 2000. Development of energy saving bow shape at sea. Proceedings of the Fourth Osaka Colloquium on Seakeeping Performance of Ships. Osaka, Japan, 17-21 October 2000.

- [42] Maury, C., Delhommeau, G., Boin, J. P. & Guilbaud, M. 2003. Comparison between numerical computations and experiments for seakeeping on ship models with forward speed. Journal of ship research, 47(4), 347-364.
- [43] Michell, J. H. 1898. XI. The wave-resistance of a ship. The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science, 45(272), 106-123.
- [44] Nishio, S., Nakao, S. & Okuno, T. 1998. Image measurement of the wave height distributions around a ship hull in regular wave. Journal of The Society of Naval Architects of Japan, 1998(184), 93-100.
- [45] Ohkusu, M. 1980. Added resistance in waves in the light of unsteady wave pattern analysis. Proceedings of the 13th Symposium on Naval Hydrodynamics, Tokyo, Japan, 6-10 October 1980.
- [46] Olivieri, A., Pistani, F., Wilson, R., Campana, E. F. & Stern, F. 2007.Scars and vortices induced by ship bow and shoulder wave breaking.Journal of Fluids Engineering, 129(11), 1445-1459.
- [47] Park, D. M., Lee, J. & Kim, Y. 2014. Uncertainty study of added resistance experiment. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 51(5), 396-408.
- [48] Sadat-Hosseini, H., Wu, P. C., Carrica, P. M., Kim, H., Toda, Y. & Stern,F. 2013. CFD verification and validation of added resistance and motions

of KVLCC2 with fixed and free surge in short and long head waves. Ocean Engineering, 59, 240-273.

- [49] Seo, M. G., Kim, Y. & Park, D. M. 2017. Effect of internal sloshing on added resistance of ship. Journal of Hydrodynamics, Ser. B, 29(1), 13-26.
- [50] Seo, M. G., Park, D. M., Yang, K. K. & Kim, Y. 2013. Comparative study on computation of ship added resistance in waves. Ocean Engineering, 73, 1-15.
- [51] Strom-Tejsen, J., Yeh, H. Y. & Moran, D. D. 1973. Added resistance in waves. Society of Naval Architects and Marine Engineers, 81, 109-143.
- [52] Wehausen, J. V. 1973. The wave resistance of ships. Advances in applied mechanics, 13, 93-245.
- [53] Wu, G.X. 1991. A numerical scheme for calculating the mj terms in wave-current-body interaction problem. Applied Ocean Research, 13(6), 317-319.
- [54] Yamasaki, K., Matsumoto, K. & Takagishi, K. 2003. On the bow shape of full ships with low speed. Journal Kansai Society of Naval Architects Japan, 101-108.
- [55] Yang, K.K., Kim, Y. & Nam, B.W. 2015. Cartesian-grid-based computational analysis for added resistance in waves. Journal of Marine Science and Technology, 20(1), 155-170.

- [56] Yasukawa, H. Matsumoto, A. & Ikezoe, S. 2016. Wave Height Effect on Added Resistance of Full Hull Ships in Waves. Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, 23, 45-54.
- [57] Yu, D., Lecointre, P. & Yeung, R.W. 2017. Experimentally-based investigation of effects of wave interference on the wave resistance of asymmetric di-hulls. Applied Ocean Research, 65, 142-153.
- [58] Yum, D.J., Lee, H.Y. & Lee, C.M. 1993. Uncertainty analysis for seakeeping model tests. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 30(3), 75-89.

Abstract

Towing Test and Wave Pattern Analysis for Prediction of Added Resistance on Ships in Waves

Jaehoon Lee

Department of Naval Architecture and Ocean Engineering College of Engineering Seoul National University

Nonlinear unsteady wave pattern is one of the key characteristics in ship hydrodynamics. Based on the non-contact wave measurement technique, instantaneous free surface near the ship model is obtained during the wave added resistance test in regular head waves. One of the main purpose is the construction of the fine-quality validation database. Therefore, the uncertainty analysis is adopted for the added resistance test, and the sensitivity analysis is conducted for the repeated unsteady wave-field measurement. During the measurement, ship motion is free in the vertical plane, which includes surge, pitch, and heave. Added resistance and motion responses are validated with published data, and shows reasonable agreement.

Wave-fields are measured with ultra-sonic wave probes with repeated runs to cover the large measurement area. Field domain can cover the whole wave field near the ship model. Instantaneous free surface elevation is obtained on equi-spaced Cartesian grid with up to 820 discrete points. Signals on various locations are analysed based on discrete Fourier transform; majority of the frequency components lies on the zero frequency and on the multiples of the wave encounter frequencies. Therefore, Fourier series up to 3rd order with basis of encounter frequency are applied for the each free surface elevation data. Analysed results includes the comparison of the unsteady wave pattern for different hull forms, wave periods, and wave amplitudes. Distinct characteristics can be discovered between various conditions, and nonlinear characteristics are clearly shown.

For the validation purpose, linear calculations with Rankine panel method are compared with experimental data sets including time instant snapshots and maximum amplitude plots. Overall trend shows reasonable agreement between numerical and experimental results; however, some nonlinearity and differences are shown in local points.

Based on repeat tests for various incident wave amplitudes, relation of the motion responses and added resistance on the incident wave amplitudes are analyzed. Wave amplitude differences induce changes both in motion responses and added resistance. In the short wavelength condition, motion responses show low nonlinerity; in the meanwhile, added resistance shows differences and wave pattern shows corresponding trend.

From above results, unsteady wave field measurement and its applicability is verified, and related characteristics and further possible investigations are contained.

Keywords: Added resistance in waves, Wave field measurment, Bow wave, Towing test, Nonlinearity on wave amplitude Student Number: 2012-30289