



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

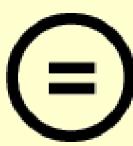
다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원 저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리와 책임은 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)



공학박사 학위논문

**CFD 기법을 적용한 파랑 중
선박의 운동-조종 성능 연구**

**Study on Ship Maneuverability in Waves
Applying CFD Technique**

2023년 2월

서울대학교 대학원

조선해양공학과

김 병 수

CFD 기법을 적용한 파랑 중 선박의 운동-조종 성능 연구

Study on Ship Maneuverability in Waves
Applying CFD Technique

지도교수 김 용 환

이 논문을 공학박사 학위논문으로 제출함

2023년 1월

서울대학교 대학원
공과대학 조선해양공학과
김 병 수

김병수의 박사학위논문을 인준함

2023년 1월

위 원 장 _____ (인)

부 위 원 장 _____ (인)

위 원 _____ (인)

위 원 _____ (인)

위 원 _____ (인)

초 록

대형 선박의 해상 사고는 인명 피해 뿐만 아니라 환경적으로도 큰 손실을 초래한다. 해상 사고를 줄이기 위해서는 선박 조종성능에 대한 해석이 필수이다. 초기 선박의 조종성능에 대한 평가는 잔잔한 해상 상태에서 이루어졌으나 최근에는 실제 위험한 해상 조건을 더 잘 반영할 수 있는 파랑 중 조종성능이 큰 관심사가 되었다. 또한 파랑 중 조종성능 평가는 국제해사기구에서 시행 중인 정책과도 밀접한 관련이 있다. 국제해사기구에서는 2050년까지 온실가스 배출량을 50% 이상 줄이는 것을 목표로 친환경적인 선박을 도입하기 위한 정책을 실시하고 있다. 해당 정책에서는 에너지효율설계지수(EEDI)를 온실가스 배출량의 지표로 사용하고 있는데 선박을 저속으로 운항하는 방식으로 제안된 배출량을 크게 줄일 수 있다. 그러나 저속으로 거친 해상을 운항 시에는 조종성능을 잃을 가능성이 높기 때문에 선박의 최소추진출력에 대한 논의가 지속 중이다. 이러한 이유로 파랑 중에서의 조종성능에 대한 평가는 최근 선박 유체역학에서 가장 큰 관심사 가운데 하나이다.

파랑 중 조종성능은 실험 혹은 수치 기법을 통해서 해석이 가능하다. 과거에는 실험과 퍼텐셜 기법을 결합한 하이브리드 방식의 해석이 널리 진행되었으나 최근에는 계산 장비의 발달로 전산유체역학을 이용한 가상 자유항주 해석이 가능하게 되었다. 이에 따라 본 논문에서는 전산유체역학 기법을 적용하여 파랑 중에서의 가상 자유항주를 통해 조종성능을 평가하였다. 선박의

자유항주 시험을 모사하기 위하여 중첩격자 기법이 도입되었고 선박과 타에 대하여 중첩격자가 적용되었다. 프로펠러는 체적력 모델을 기반으로 한 모델링을 통해 구현되었다. 자유 수면 변화를 나타내기 위하여 Volume of Fluid(VOF) 방법을 적용하여 다상 유동에 대해 해석하였다. 추가로 다상 유동에서의 $k-\omega$ SST 난류 모델링의 불안정성을 개선하기 위하여 부력항과 제한자를 추가 도입한 안정화된 $k-\omega$ SST 난류 모델링이 사용되었다. 파랑의 생성 및 감쇄에는 waves2Foam에서 채택하고 있는 완화(relaxation) 기법을 이용하였다.

파랑 중 선박의 조종성능에 대한 해석을 진행하기 앞서, 사용한 수치 기법의 불확실성에 대한 확인을 하였다. 불확실성 해석은 선박의 정수 중 저항, 파랑 중 운동응답 및 정수 중 선회시험에 대해 적용되었다. 동일한 계산 결과에 대해 최대 세 가지 방식의 불확도 계산 기법이 적용되었고 각 방식에 따른 불확도 결과를 비교하였다. 본 연구에서는 불확실성을 야기할 수 있는 다양한 변수 중 격자에 대한 분석이 집중적으로 이루어졌고 시간에 따라 지속적으로 변하는 파랑 중 운동응답의 경우에는 시간 간격에 대한 불확실성 해석도 진행되었다.

본격적인 파랑 중 조종성능의 모사를 수행하기 앞서 본 수치 기법의 더욱 심도 깊은 검증을 위해 선수 파랑 중 비선형 운동응답과 정수 중 선회시험에 대한 해석을 수행하고 그 결과를 실험 결과들과 비교하였다. 선수파 중 비선형 운동응답 해석은 상하동요 운동과 종동요 운동에 대해 진행되었고 형상이 전혀 다른 S175 컨테이너선

과 tumblehome 선형에 대해 진행되었다. 이 해석에서는 파장 비에 따른 운동응답을 먼저 비교한 후, 파고의 증가에 따른 각 선형의 운동응답 변화를 확인하였다. 정수 중 선회 해석에서는 본격적인 선회 모사 이전에 프로펠러 PI 제어를 선행하여 목표 속도에 대응하는 프로펠러 RPS 값을 산정하였다. 정수 중 선회시험은 KCS 모델과 KVLCC2 모델에 대해서 수행이 되었고 선회 궤적, 속도 시계열 및 조종변수들을 실험 및 MMG 모델 기반 수치 기법과 비교하여 검증하였다.

최종적으로 파랑 중에서 KCS와 KVLCC2 두 선형의 선회 성능에 대해 해석하였다. KCS 모델에 대해서는 선수파 조건에서만 계산이 진행되었고 KVLCC2 모델에 대해서는 파의 방향, 파의 주파수 및 파고에 따른 선회 성능의 변화를 관찰하였다. 정수 중 선회시험과 마찬가지로 선회 궤적, 속도 시계열 및 조종변수들에 대해 다방면에서 실험과의 비교 검증이 이루어졌고 일부 조건들에 대해서 파랑 표류력에 의한 표류거리 및 표류각에 대한 검증도 진행되었다. 수치 기법을 통해 얻은 힘과 모멘트 시계열을 선박 부분 별로 나누어 분석함으로써 각 선박 부분이 선회 과정에서 미치는 영향을 파악하고자 하였다. 또한 파장 조건에 따른 선박 주위의 파형 분포와 선박 표면에 작용하는 압력 분포를 비교하였다.

본 논문은 수치 기법을 이용한 파랑 중 가상 자유항주 시험의 단계적 해석 과정을 기술하고 있으며 연구과정에서 관찰된 물리적 현상과 수치 계산의 정확도 등에 대해 설명하였다. 그리고 본 연구의 기여와 향후 연구를 제시하고 있다.

주요어: 운동-조종 연성 해석, 파랑 중 조종성능, 전산유체역학,
불확실성 해석, 가상 자유항주, 파랑 중 선회시험

학번: 2016-21129

목 차

1. 서론	1
1.1 연구 배경.....	1
1.2 기존 연구.....	4
1.3 연구 목표 및 주요 연구 내용.....	10
2. 해석 기법	12
2.1 수치해석 기법 (snuMHLFoam).....	12
2.1.1 지배 방정식 및 난류 모델링.....	12
2.1.2 파랑 생성.....	18
2.1.3 격자 생성: 중첩격자	20
2.1.4 선박 운동 및 추진성능 모사.....	23
2.1.5 프로그램 순서도.....	27
2.2 이산화 기법 및 행렬 처리.....	30
2.3 계산 영역 및 경계 조건.....	32
2.4 조종 운동 방정식.....	37
3. 수치 계산 기법의 불확실성	39
3.1 불확실성 해석 기법	39
3.2 불확실성 해석의 적용.....	45
3.2.1 정수 중 저항.....	45
3.2.2 파랑 중 운동응답.....	51

3.2.3 정수 중 선회시험.....	57
4. 선수파 중 비선형 운동 해석 및 검증	60
4.1 대상 선형 및 계산 조건.....	61
4.2 S175 컨테이너선	65
4.3 Tumblehome 선형.....	69
5. 정수 중 선회시험 모사 및 검증.....	76
5.1 대상 선형 및 계산 조건.....	78
5.2 프로펠러 RPS 추정	83
5.3 정수 중 자유항주 시험.....	85
5.4 정수 중 선회시험.....	87
6. 파랑 중 선회시험 해석	104
6.1 대상 선형 및 계산 조건.....	107
6.2 프로펠러 RPS 추정	110
6.3 파랑 중 자유항주 시험.....	113
6.4 파랑 중 선회시험.....	115
6.4.1 선수파 중 선회시험 결과 (KCS, KVLCC2).....	115
6.4.2 파향에 따른 선회시험 결과 (KVLCC2).....	132
6.4.3 파장에 따른 선회시험 결과 (KVLCC2).....	140
6.4.4 파고에 따른 선회시험 결과 (KVLCC2).....	153
7. 결론	157
8. 향후 연구	160

참고 문헌 162

표 목 차

Table 2-1 Constants used for stabilized $k-\omega$ SST turbulence modelling	17
Table 2-2 Boundary conditions for simulations in OpenFOAM	36
Table 3-1 Simulation & uncertainty analysis results for mesh (KVLCC2, calm water resistance).....	50
Table 3-2 Simulation & uncertainty analysis results for mesh (tumblehome, motion responses).....	55
Table 3-3 Simulation & uncertainty analysis results for time step (tumblehome, motion responses).....	56
Table 3-4 Simulation & uncertainty analysis results for mesh (KVLCC2, calm water turning circle test).....	59
Table 4-1 Main particulars of ship models.....	61
Table 4-2 Simulation conditions for ship motion responses in waves	63
Table 5-1 Main particulars of ship models for turning tests.....	81
Table 5-2 Final propeller RPS value for turning test in calm water.....	84
Table 5-3 Comparison of turning parameters in calm water (KCS, $Fr = 0.16$)	88
Table 5-4 Comparison of turning parameters in calm water (KVLCC2, $Fr = 0.142$)	99
Table 6-1 Simulation conditions for turning circle test in waves	108
Table 6-2 Comparison of computational costs ($\lambda/L = 1.0, \chi = 180^\circ$).....	108
Table 6-3 Final propeller RPS value for turning test in waves.....	112
Table 6-4 Comparison of turning parameters in head sea (KCS, $\lambda/L = 1.0, H/L = 0.016, \chi = 180^\circ$).....	116
Table 6-5 Comparison of turning parameters for different turning directions	125

Table 6-6 Comparison of turning parameters for different wave headings . 133

Table 6-7 Comparison of turning parameters for different wavelengths..... 140

Table 6-8 Comparison of turning parameters for different wave heights.... 154

그 림 목 차

Fig. 2-1 Comparison of wave elevation using different turbulence modellings	18
Fig. 2-2 Distribution of weight function inside the computation domain	20
Fig. 2-3 Comparison of cell type distribution using different overset schemes	22
Fig. 2-4 Flowchart of the snuMHLFoam program.....	29
Fig. 2-5 Computation domain for different types of simulations	33
Fig. 2-6 Definition of maneuvering coordinate system.....	37
Fig. 3-1 Definition of variables for numerical uncertainty analysis.....	40
Fig. 3-2 Mesh system used for calm water resistance uncertainty analysis ..	47
Fig. 3-3 Calm water resistance simulation results depending on variable mesh	48
Fig. 3-4 Mesh system used for calm water resistance uncertainty analysis ($\Delta x/\Delta z = 4.8$).....	52
Fig. 3-5 Motion response depending on variable mesh / time step	53
Fig. 3-6 Turning trajectory depending on variable mesh	58
Fig. 4-1 Body shape of S175 containership	62
Fig. 4-2 Body shape of tumblehome hull.....	62
Fig. 4-3 Example of ship motion time signals (Tumblehome hull, $Fr = 0.275$, $\lambda/L = 1.18$, $H/\lambda = 0.0167$)	64
Fig. 4-4 Motion response of S175 containership for different wavelengths ($Fr = 0.275$, $H/\lambda = 0.017$)	65
Fig. 4-5 Motion responses of S175 containership for different wave slope ($Fr = 0.2$, $\lambda/L = 1.2$).....	67
Fig. 4-6 Motion responses of S175 containership for different wave slope (Fr	

= 0.275, $\lambda/L = 1.2$)	68
Fig. 4-7 Motion response of tumblehome hull for different wavelengths ($Fr = 0.2, H/\lambda = 0.017, 0.020$)	70
Fig. 4-8 Motion response of tumblehome hull for different wavelengths ($Fr = 0.275, H/\lambda = 0.017$)	70
Fig. 4-9 Motion responses of tumblehome hull for different wave slope ($Fr = 0.2, \lambda/L = 1.18$)	72
Fig. 4-10 Motion responses of tumblehome hull for different wave slope ($Fr = 0.275, \lambda/L = 1.18$)	73
Fig. 4-11 Snapshots of wave contour near tumblehome hull ($Fr = 0.275, H/\lambda = 0.029$)	75
Fig. 5-1 Overall procedures of ship maneuvering test in calm water.....	76
Fig. 5-2 Definition of turning test parameters in calm water	77
Fig. 5-3 Body shape of KCS containership	80
Fig. 5-4 Body shape of KVLCC2 tanker.....	80
Fig. 5-5 Example of computation mesh for turning test in calm water	82
Fig. 5-6 Time series of forces and propeller RPS.....	84
Fig. 5-7 Free surface distribution near hull in calm water self-propulsion test	86
Fig. 5-8 Propeller body force distribution in calm water self-propulsion test	86
Fig. 5-9 Vortical structures ($Q = 150$) in calm water self-propulsion test.....	86
Fig. 5-10 Turning trajectory in calm water (KCS, $Fr = 0.16$)	88
Fig. 5-11 Time history of velocity components in calm water turning test (KCS, $Fr = 0.16$)	89
Fig. 5-12 Time history of propeller & rudder force in calm water turning test (KCS, $Fr = 0.16$)	91
Fig. 5-13 Time history of roll motion in calm water turning test (KCS, $Fr =$	

0.16)	91
Fig. 5-14 Force & moment signals in calm water turning test (KCS, $Fr = 0.16$)	92
Fig. 5-15 Turning trajectory in calm water (KVLCC2, $Fr = 0.142$)	96
Fig. 5-16 Time history of velocity components in calm water turning test (KVLCC2, $Fr = 0.142$)	97
Fig. 5-17 Time history of velocity components in calm water turning test (KVLCC2, $Fr = 0.142$, increased)	98
Fig. 5-18 Free surface distribution near hull during steady turn ($\psi \approx 270^\circ$)	101
Fig. 5-19 Propeller body force & rudder pressure distribution during steady turn ($\psi \approx 270^\circ$; left: KCS, $Fr = 0.16$; right: 3.2m KVLCC2, $Fr = 0.142$)..	101
Fig. 5-20 Hull pressure distribution during steady turn ($\psi \approx 270^\circ$)	102
Fig. 5-21 Vortical structures($Q = 150$) at the stern part during steady turn ($\psi \approx 270^\circ$; left: KCS, $Fr = 0.16$; right: 3.2m KVLCC2, $Fr = 0.142$).....	103
Fig. 6-1 Overall procedures of ship maneuvering test in waves	105
Fig. 6-2 Definition of turning circle test parameters in waves	106
Fig. 6-3 Definition of wave directions	108
Fig. 6-4 Example of computation mesh for turning test in waves.....	109
Fig. 6-5 Effect of derivative gains on surge velocity and propeller RPS (KCS, $\lambda/L = 1.0, H/L = 0.016, \chi = 180^\circ$)	112
Fig. 6-6 Results of course-keeping trajectory in bow sea (KVLCC2, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.02, \chi = 240^\circ$)	114
Fig. 6-7 Turning trajectory in head sea (KCS, $\lambda/L = 1.0, H/L = 0.016, \chi = 180^\circ$)	116
Fig. 6-8 Time history of velocity components in head sea (KCS, $\lambda/L = 1.0, H/L = 0.016, \chi = 180^\circ$).....	118
Fig. 6-9 Time history of propeller & rudder force in head sea (KCS, $\lambda/L = 1.0$,	

$H/L = 0.016, \chi = 180^\circ)$	119
Fig. 6-10 Time history of roll motion in head sea (KCS, $\lambda/L = 1.0, H/L = 0.016, \chi = 180^\circ)$	119
Fig. 6-11 Force & moment signals in head sea (KCS, $\lambda/L = 1.0, H/L = 0.016, \chi = 180^\circ)$	121
Fig. 6-12 Filtered Force & moment signals in head sea (KCS, $\lambda/L = 1.0, H/L = 0.016, \chi = 180^\circ)$	122
Fig. 6-13 Turning trajectory in head sea (KVLCC2, $\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ$, starboard).....	124
Fig. 6-14 Turning trajectory in head sea (KVLCC2, $\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ$, port)	124
Fig. 6-15 Time history of velocity components in head sea (KVLCC2, $\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ$)	126
Fig. 6-16 Filtered force & moment signals in head sea (KVLCC2, $\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ$, starboard).....	128
Fig. 6-17 Filtered force & moment signals in head sea (KVLCC2, $\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ$, port)	129
Fig. 6-18 Wave contours for different ship headings in head sea (KVLCC2, $\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ$, starboard)	131
Fig. 6-19 Turning trajectory in beam sea ($\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 270^\circ$)	134
Fig. 6-20 Turning trajectory in bow sea ($\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 240^\circ$)	134
Fig. 6-21 Time history of velocity components in beam sea ($\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 270^\circ$).....	135
Fig. 6-22 Time history of velocity components in bow sea ($\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 240^\circ$).....	136
Fig. 6-23 Comparison of turning trajectory for different wave headings....	137
Fig. 6-24 Shifted velocity history for different wave headings.....	138

Fig. 6-25 Wave contours for different wave headings.....	139
Fig. 6-26 Turning trajectory in short wavelength ($\lambda/L = 0.5$, $H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$).....	141
Fig. 6-27 Turning trajectory in long wavelength ($\lambda/L = 1.5$, $H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$)	141
Fig. 6-28 Time history of velocity components in short wavelength ($\lambda/L = 0.5$, $H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$)	142
Fig. 6-29 Time history of velocity components in long wavelength ($\lambda/L = 1.5$, $H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$)	143
Fig. 6-30 Time history of roll motion for different wavelengths ($H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$).....	145
Fig. 6-31 Ship motion and wave contours near roll resonance ($\lambda/L = 1.5$, $H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$, $\psi \approx 310^\circ$).....	145
Fig. 6-32 Comparison of turning trajectory for different wavelengths	146
Fig. 6-33 Filtered force & moment signals in head sea ($\lambda/L = 0.5$, $H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$).....	148
Fig. 6-34 Filtered force & moment signals in head sea ($\lambda/L = 1.5$, $H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$).....	149
Fig. 6-35 Wave contours & sway pressure distribution ($\lambda/L = 1.0$, $\psi \approx 90^\circ$)	151
Fig. 6-36 Wave contours & sway pressure distribution ($\lambda/L = 0.5$, $\psi \approx 90^\circ$)	152
Fig. 6-37 Turning trajectory in lower wave height ($\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.015$, $\chi = 180^\circ$).....	154
Fig. 6-38 Time history of velocity components in lower wave height ($\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.015$, $\chi = 180^\circ$)	155
Fig. 6-39 Comparison of turning trajectory for different wave heights	156

1. 서론

1.1 연구 배경

오랫동안 선박의 설계에 있어 선박의 조종성능은 주된 관심사가 아니었다. 그러나 해상 사고의 증가로 인하여 선박 설계 시 조종성능도 평가가 필요하다는 의견이 1900년대 말부터 대두되기 시작했다. 국제해사기구(International Maritime Organization; IMO)는 A.601(15) (1987) 결의안과 A.751(18) (1993) 결의안 등을 통해 선박의 조종성능 평가에 대한 표준을 모색하고자 하였으며, 2002년 MSC.137(76) 결의안을 통해 100m가 넘는 대형 상선, 화학 물질 운반선 및 가스선에 대한 조종성능 표준을 제시하였다. 조종성능 평가를 위한 대표적인 시험에는 선회시험(turning circle test), 지그재그시험(zig-zag test), 정지시험(stopping test)이 있다. 하지만 해당 표준의 경우 잔잔한 해상 상태를 가정하였기 때문에 실제 해상에서 작용하는 외력을 충분하게 반영하지 못하였다는 한계가 있다. 따라서 실제 해상과 유사한 환경으로 파랑이나 조류 등을 고려한 조종성능에 대한 평가가 요구된다.

한편, 최근 IMO에서는 에너지효율설계지수(Energy Efficiency Design Index; EEDI)를 바탕으로 온실가스 배출량을 제한하는 환경 규제를 도입하였다. 이러한 규제의 영향으로 선박의 속도를 낮추어 온실가스 배출량을 줄이려는 노력이 있으나 속도의 지나친 저감은 선박의 조종성능을 악화시킬 가능성성이 크다. 그리고 황천 시 선박의

안전성 확보를 위해 파랑 중 조종성능의 확보를 위한 요구들이 등장하였다. 이에 따라 IMO 산하기관인 해양환경보호위원회(Marine Environment Protection Committee; MEPC)는 MEPC.232(65) (2013)에서 황천 시 선박의 조종성능을 유지하기 위한 최소 추진 출력에 관한 가이드를 처음 제시하였다. 또한 연구 결과들을 반영하여 해당 가이드라인은 지속적으로 수정(MEPC.255(67), 2014; MEPC.262(68), 2015; MEPC.1/Circ.850/Rev.3, 2021)을 거치고 있다. 이러한 이유들로 인하여 최근 선박 유체역학 분야에서는 파랑 중 조종성능에 대한 연구가 큰 관심사로 떠올랐다.

파랑 중 선박의 조종성능을 평가하기 위한 연구는 2000년대 초반부터 널리 진행되고 있으며, 실험적 또는 수치적 해석이 이용되고 있다. 실험적 연구는 과거부터 널리 사용되어 온 가장 고전적인 연구 방법이다. 실험은 가장 신뢰성이 높은 접근 방식이나 다양한 실험 장비가 뒷받침되어야 하기 때문에 많은 비용을 필요로 한다. 또한 조종시험 특성 상 저항 시험을 수행하는 장수조에서는 시험이 어려우며 길이 방향과 폭 방향 모두 넓은 해양공학수조에서 시험이 가능하다는 공간적인 제약도 존재한다.

반면, 수치해석은 계산 장비가 뒷받침된다면 이러한 제약에서 벗어날 수 있다. 최근 컴퓨터 성능의 비약적인 발전으로 수치해석이 더 용이하게 되었다. 전산유체역학(Computational Fluid Dynamics; CFD)은 가장 널리 사용되고 있는 수치 기법 중 하나이다. CFD를 통해 실험을 모사하여 해석을 수행하는 경우 선박 표면에서의 압력

분포, 타에 작용하는 압력 분포, 선박 후미에서 발생하는 와류 등 실험을 통해 얻기 힘든 자료를 실험에 비해 상대적으로 용이하게 얻을 수 있다는 장점이 있다. 하지만 계산 결과의 신뢰성을 확보하기 위해서는 실험과의 비교를 통한 충분한 검증이 필요하다. 즉 실험과 상호 보완적인 측면이 존재하는 것이다.

특히 파랑 중 조종성능 해석은 프로펠러의 회전과 타의 제어를 통하여 선박의 자유항주를 구현해야 할 뿐만 아니라 파랑의 생성 및 이에 따른 선박의 운동 등이 다방면에서 복합적으로 고려되어야 하기 때문에 수치해석의 신뢰성이 부족할 수 있다. 따라서 수치 기법에 대한 충분한 검증이 이루어져야 하며 이에 대한 연구가 많이 필요한 실정이다.

1.2 기존 연구

파랑 중 조종 해석은 실험적인 방법과 수치적으로 방법으로 구분이 가능하며 각 방법들은 다시 다양한 기법으로 구별이 된다. 실험을 이용한 조종 해석은 크게 구속 모형시험을 통한 해석과 자유항주를 통한 해석으로 구분이 가능하다. 구속 모형시험을 통한 해석은 Planar Motion Mechanism(PMM) 시험, Circular Motion Test(CMT) 등을 통해 조종 미계수를 얻는 방식으로 조종성능을 평가한다. Yasukawa & Adnan (2006)에서는 파랑 중 사항 시험(oblique towing test)을 수행하였으며 사항각에 따른 표류력을 비교하였다. Sung et al. (2012)에서는 다양한 파장의 추파(following wave)에서 정적 사항 시험(static drift test), 순수 좌우동요 시험(pure sway test) 및 선수동요-편류각 조합 시험(yaw and drift test)을 진행하였다. Choi et al. (2022)에서도 파랑 중 정적 사항 시험을 수행한 바가 있다. 하지만, 파랑 중에서 조종 미계수를 활용하는 경우에는 정수 조건에서 고려되는 변수인 선박의 거동 및 속도뿐만 아니라 파랑에 의한 변수가 추가적으로 고려되어야 한다. 다양한 파장 및 파고 조건을 고려하면 수행되어야 할 실험의 수는 기하 급수적으로 증가한다. 또한 파랑에 의하여 선박 운동이 격렬해짐에 따라 파랑 중 구속 모형시험을 수행하는데도 한계가 존재한다. 따라서 최근의 연구들은 자유항주 시험을 통해 파랑 중 조종성능을 직접 모사하는 방법이 많이 사용되는 추세이다.

파랑 중 자유항주 시험을 통한 조종성능 평가는 전세계적으로

몇몇 기관에서 수행된 바가 있다. Hirano et al. (1980)에서는 Ro-Ro 선박의 파랑 중 선회 성능을 평가하였다. Ueno et al. (2003)은 초대형 유조선(VLCC) 선형에 대하여 다양한 파장 및 파향 조건에서 선회시험, 지그재그시험 및 정지시험을 수행한 바가 있다. Yasukawa (2006; 2008)에서는 S175 컨테이너선에 대하여 파랑 중 선회시험, 지그재그시험 및 정지시험을 수행한 바가 있으며 이를 계산 결과와 비교를 하였다. 특히 Yasukawa (2006)에서는 ISSC-1964 파랑 스펙트럼을 바탕으로 불규칙 파에서의 선회시험도 진행한 바가 있다. Sanada et al. (2013; 2019)은 ONR tumblehome (ONRT) 선형에 대하여 파랑 중 선회시험, 지그재그시험 및 침로안정성 시험(course-keeping test)을 수행하였다. 해당 논문들에서는 독자적인 디지털 패턴 해석을 통한 운동 추적 알고리즘을 개발하여 선박의 운동을 추적하였다. Kim et al. (2019)은 다양한 파장 비, 파향 및 파고에 대하여 KVLCC2 선형에 대해 선회시험을 진행하였으며 각 조건에 대한 표류거리와 표류각을 비교 연구하였다. 최근에는 규칙파뿐만 아니라 불규칙 파에 대한 실험적 연구도 진행되고 있다. Hasnan et al. (2020)은 KCS 선형과 KVLCC2 선형에 대해 단파정(short-crested) 불규칙 파에서의 선회시험을 다양한 선속 조건에서 수행한 바가 있다. 불규칙파 스펙트럼으로는 Pierson-Moskowitz 스펙트럼이 사용되었다. Suzuki et al. (2020)은 KVLCC1 선형에 대하여 단파정 및 장파정(long-crested) 불규칙 파에서의 침로안정성 시험을 수행하였고 이를 통해 실스케일 선형의 조종성능을 추정하였다. Kim et al.

(2022)은 KVLCC2 선형을 이용해 장파정 불규칙 파 조건에서 선회시험을 진행하였으며 규칙파에서의 시험 결과와의 비교를 통해 불규칙 파에서의 시험을 이해하고자 하였다.

수치 계산에서도 마찬가지로 다양한 접근법이 존재한다. 초기의 연구부터 현재까지의 많은 연구들이 기존의 정수 중 조종 운동방정식에, 포텐셜 이론을 바탕으로 계산한 파랑 표류력을 추가하여 조종 해석을 진행하고 있다. 포텐셜 이론이 점성 효과를 반영하는데 한계가 있는 만큼 정수 중 선박에 작용하는 힘은 실험을 통해 얻은 조종 미계수를 바탕으로 한 모델을 사용하는 경우가 대다수이다. Abkowitz 모델(Abkowitz, 1969)과 Mathematical Modeling Group (MMG) 모델(Yasukawa & Yoshimura, 2015)은 대표적인 예이다. 포텐셜 이론으로 파랑 표류력을 고려하는 기법도 몇 가지 기법들로 나누어진다. 이중 시간 모델(two-time scale model)은 내항 해석의 시간 스케일과 조종 해석의 시간 스케일이 다르다는 점에 착안한 기법이다. 이 모델에서는 다양한 파랑 조건에서 내항 해석을 수행하여 파랑 표류력에 대한 데이터베이스를 구축한 후, 이를 조종 운동방정식에 이용한다. Skejic & Faltinsen (2008; 2013), Yasukawa & Nakayama (2009) 등에서는 해당 방법을 통해 조종 시뮬레이션을 수행한 바가 있다. Lee et al. (2021)에서는 기존의 이중 시간 모델에 선박 표류각 및 선수각속도의 효과를 추가적으로 반영하여 파랑 표류력을 더 엄밀하게 고려하고자 하였다. 하지만 이러한 해석 기법의 경우 기억 효과(memory effect)가 고려되지 않는 단점이 있다.

이러한 점을 보완하기 위해서 파랑 중 선박의 내항 문제와 선박의 조종 문제를 직접 연성하는 방법도 사용되고 있다. Seo & Kim (2011)에서는 3D 랜킨패널법 프로그램 WISH를 이용하여 내항 해석을 진행하고, 해석에서 얻어진 파랑 표류력을 MMG 모델 기반의 조종 방정식에 반영하는 방식으로 조종 해석을 진행하였다. Zhang et al. (2017)과 Lee & Kim (2020)에서는 이중 물체 선형화 기법과 와류 시트를 도입하여 내항-조종 연성 해석을 진행하였다.

CFD 기법은 보다 염밀하게 점성 효과를 고려할 수 있으며 비선형 물리 현상에 대한 해석이 가능하다는 장점이 있어 최근 많은 연구가 진행되고 있다. 기존의 조종 해석 기법을 바탕으로 일부분의 해석 기법을 CFD로 대체하여 계산을 하기도 한다. White et al. (2019)은 정수 중 선박에 작용하는 저항을 이중 모형(double body)을 가정하여 단상(single phase) URANS(Unsteady Reynolds-Averaged Navier-Stokes equation) 식의 해로 추정하였고, 파랑력 및 파랑 표류력은 경계요소법(Boundary Element Method)을 적용하여 조종 시뮬레이션을 진행한 바가 있다. Zhu (2022)와 Ma et al. (2022)은 CFD를 이용하여 파랑 중 PMM 테스트를 구축하였으며 이를 바탕으로 조종 미계수들을 결정한 바가 있다. 특히 Zhu (2022)는 다양한 파장, 파향, 그리고 파고 조건에 대하여 계산을 수행한 바 있다.

자유항주 실험과 동일한 환경을 구현하여 직접적인 해석을 수행하는 연구도 많이 진행되고 있다. Carrica et al. (2013)과 Sadat-

Hosseini et al. (2015)은 자체적으로 개발한 CFD 프로그램인 CFDShip-Iowa를 이용하여 각각 DTMB-5415 선형과 ONRT 선형에 대해 파랑 중 선회시험을 수행한 바가 있다. 해당 계산에서는 체적력(body force) 기반의 프로펠러 모델링이 적용되었다. Sadat-Hosseini et al. (2015)은 추가적으로 침로안정성 시험도 수행하였으며 실험과의 비교 검증도 진행되었다. Wang et al. (2017)과 Wang & Wan (2018)은 오픈 소스 CFD 라이브러리 OpenFOAM을 바탕으로 개발된 naoe-FOAM-SJTU 프로그램을 이용하여 파랑 중 침로안정성 시험, 지그재그시험, 그리고 선회시험을 수행한 바가 있다. 해당 방법에서는 실제 프로펠러를 장착하여 회전시키면서 계산을 진행하였다. 상용 코드를 활용한 계산도 많이 진행되고 있다. Jin et al. (2021)은 Star-CCM+를 활용하여 단파장 규칙파 중 KCS 선형의 선회시험을 세 가지 파향에 대해 수행하였으며, Kim et al. (2021a; 2021b; 2021c)도 마찬가지로 Star-CCM+를 사용하여 다양한 파랑 조건에서 파랑 중 침로안정성 시험 및 선회시험을 수행한 바가 있다. Kim & Tezdogan (2022)은 불규칙파 중 KCS 선형의 선회시험을 계산하였다.

파랑 중 조종시험 데이터를 활용한 비교 연구도 수행되고 있다. SHOPERA(Energy Efficient Ship OPERAtion) 프로젝트는 가장 대표적인 예로, 비교 연구를 통하여 수치해석 프로그램의 개발 및 개선, 수치 프로그램 검증에 필요한 데이터베이스 구축, 황천 시 조종성능 평가 지침에 대하여 검증 및 개선안 제시 등을 목표로 하는 프로젝트였다. Sprenger et al. (2017)은 SHOPERA 프로젝트의 일환으로

DTC 컨테이너선에 대하여 규칙파 중 선회시험과 지그재그시험을 수행하였다. 특히 이 실험은 실제 파랑 중 선박이 조종성능을 잊기 쉬운 저속 조건($Fr = 0.052$)에서 수행되었다. Shigunov et al. (2018)은 다양한 기관에서 얻은 실험 결과 및 수치해석 결과를 바탕으로 비교 연구를 진행하였다. SIMMAN 2020에서는 Yasukawa et al. (2021)과 Sanada et al. (2013; 2019)의 실험 데이터를 바탕으로 파랑 중 선회시험에 대한 비교 연구를 진행하고자 하였다.

1.3 연구 목표 및 주요 연구 내용

본 연구에서는 CFD 기법을 이용하여 파랑 중에서의 선박의 조종성능을 평가하는 것을 목표로 한다. 첫 번째로, 적용한 CFD 기법에 대하여 불확실성 해석을 수행하였다. CFD 해석에서는 수치 기법에 따라서 수렴 정도가 변하게 된다. 따라서 사용된 수치 기법의 불확실성에 대한 사전 파악이 필요하고 불확실성이 최대한 낮은 구간에서 계산이 진행되어야 한다. 본 연구에서는 정수 중 저항, 파랑에 의한 운동응답, 그리고 정수 중에서의 선회시험에 대하여 불확실성 해석을 진행하였다. 특히 계산에 사용되는 격자 시스템에 대한 불확실성 해석을 수행하였으며 파랑이 고려되는 경우에는 시간 간격에 따른 불확실성 해석도 수행하였다.

두 번째로, 수치 기법에 대한 불확실성 해석 결과를 바탕으로 파랑 중 비선형 운동응답과 정수 중 선회시험에 대하여 실험 결과와 비교 검증을 하였다. 파랑 중에서의 조종성능 평가를 위해서는 선박의 운동이 파랑 중에서 정확하게 구현되어야 한다. 본 연구에서는 두 가지 서로 다른 형태의 선종에 대해서 파랑 중 운동응답을 계산하였고 다양한 파고 조건에 대해 운동응답의 비선형적 변화도 확인하였다. 다음으로, 선박의 조종성능 평가를 수행하기 위한 절차를 수립하였고 상대적으로 운동이 작은 정수 중 선회시험에 적용하였다. 선회시험에는 운동 특성이 다른 컨테이너선과 탱커가 이용되었다. 탱커의 경우 두 가지 크기에 대해 계산을 수행하여 비교하였다. 실험과의 선회 궤적, 속도 시계열 및

조종변수 비교를 통하여 본 연구에 사용되는 수치 기법이 조종성능 평가에 적합한지 검토하였다.

마지막으로, 앞서 검증한 내용들에 기반하여 파랑 중 선회시험을 수행하였다. 선수파 조건에서는 컨테이너선과 탱커 두 가지 선종에 대해 계산을 진행하였다. 탱커의 경우 추가적으로 파의 방향, 파장, 그리고 파고를 변화시켜 가며 다양한 파랑 조건에서 계산을 진행하고 그에 따른 선회 특성의 변화를 파악하였다. 각각의 파랑 조건에 대해 선회 궤적, 속도 시계열 및 조종변수들은 Kim et al. (2019)의 실험 결과와 비교를 통하여 검증을 진행하였다. 특정 조건에 대해서는 횡동요 운동에 대한 분석도 이루어졌다. 또한 선박을 구성하는 각 요소들에 작용하는 힘을 분리하여 선회 시점에 따른 각 구성 요소들의 영향을 분석하고자 하였다.

2. 해석 기법

2.1 수치해석 기법 (snuMHLFoam)

2.1.1 지배 방정식 및 난류 모델링

본 연구에서는 OpenCFD 사에 의해서 개발된 OpenFOAM-v1912 버전을 바탕으로 서울대학교 해양유체역학 연구실에서 개발한 snuMHLFoam(Seoul National University Marine Hydrodynamics Lab. FOAM)을 이용하여 계산이 진행되었다. 본 해석 기법은 OpenFOAM-v1912에서 제공하는 중첩(overset)격자 기법을 이용하여 비압축성(incompressible), 비혼합성(immiscible), 다상(multiphase) 유동 계산을 하는 overInterDyMFoam과 파랑 완화(wave relaxation) 방식으로 파랑을 생성하고 감쇄하는 waves2Foam(Jacobsen et al., 2012)을 결합한 기법이다.

snuMHLFoam에서는 계산 영역 내의 전체 유동장에 대해 식 (2.1)의 연속 방정식(continuity equation)을 구속 조건으로 하여 식 (2.2)의 나비에-스토크스 방정식(Navier-Stokes equation)의 해를 구한다. 나비에-스토크스 방정식의 경우에는 비압축성 Newtonian 유체가 가정되었다. 식에서 ρ 는 밀도, u_i 는 속도 벡터($i, j = x, y, z$ 방향 중 하나를 의미), p_{rgh} 는 정수압을 제외한 압력, g_i 는 중력 가속도 벡터, μ 는 유체의 점성계수, $f_{i,ext}$ 는 외부 힘 벡터를 의미한다. 추가적으로 자유 수면에 대한 처리는 Volume of Fluid(VOF) 방식이 이용되었으며

식 (2.3)의 수송 방정식을 필요로 한다. 이 방법에서는 유체의 체적분율 α 를 도입하고 α 가 0인 경우는 공기를 의미하고 α 가 1인 경우는 물을 의미하도록 정의한다. 밀도는 계산된 체적분율을 바탕으로 물의 밀도와 공기의 밀도를 이용해 식 (2.4)로 계산된다. 점성계수도 마찬가지의 방식으로 계산된다.

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2.1)$$

$$\frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = -\frac{\partial p_{rgh}}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j \partial x_j} + \rho g_i + \rho f_{i,ext} \quad (2.2)$$

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \frac{\partial(\alpha u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (2.3)$$

$$\begin{cases} \rho = (1-\alpha)\rho_{air} + \alpha\rho_{water} \\ \mu = (1-\alpha)\mu_{air} + \alpha\mu_{water} \end{cases} \quad (2.4)$$

식 (2.1)과 식 (2.2)의 속도-압력 연성 문제는 PISO(Pressure-Implicit with Splitting of Operators) 알고리즘과 SIMPLE(Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations) 알고리즘을 결합한 PIMPLE(PISO + SIMPLE) 알고리즘을 통하여 해결된다. 유체 사이 상경계면(interface) 처리에는 MULES(Multidimensional Universal Limiter with Explicit Solution) 기법이 사용되었다. MULES 방법은 플럭스 보정 기법(flux corrected transport; Zalesak, 1979)을 바탕으로 하며 제한자(limiter)를 도입하여 상경계면 근처에 대해서만 추가적으로 상경계면 압축 플럭스(interfacial

compression flux) 항을 고려하여 계산을 진행한다 (Deshpande et al., 2012).

난류 현상을 해석하기 위해서는 비정상 레이놀즈 평균 나비에-스토크스(URANS) 방정식을 이용하였다. URANS 방정식의 경우 평균 과정에서 세부적인 난류 현상들이 소실된다는 단점이 있으나 격자에 대한 제약 조건이 완화됨에 따라서 계산 비용적 측면에서 경제적인 장점이 있다. URANS 방정식을 계산하기 위해서는 평균 과정에서 발생하는 레이놀즈 스트레스(Reynolds' stress, $\tau_{t,ij} = -\rho \overline{u'_i u'_j}$) 항을 추가적으로 모델링 하여야 한다. Boussinesq는 레이놀즈 스트레스 항이 평균 변형률(mean rates of deformation)에 비례한다는 가정을 통해 식 (2.5)와 같이 표현하였다. 여기서 μ_t 는 난류점성계수, U_i 는 평균 유동 속도 벡터, k 는 난류 운동에너지(turbulent kinematic energy), δ_{ij} 는 Kronecker delta를 의미한다. 난류점성계수는 모델링을 통해 얻어지며 $k-\varepsilon$ 모델링(Launder & Spalding, 1974)과 $k-\omega$ 모델링(Wilcox, 1988)을 기반으로 하여 변형된 모델링들이 널리 사용 중이다. 본 연구에서는 $k-\omega$ SST(shear stress transport) 난류 모델링(Menter, 1993)을 채택하였다.

$$\tau_{t,ij} = -\rho \overline{u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (2.5)$$

$k-\omega$ SST 난류 모델링은 난류 운동에너지 k 와 난류 비소산율(specific dissipation rate) ω 를 바탕을 한다. OpenFOAM에서는

k - ω SST 난류 모델링을 사용하는 경우, k 와 ω 에 대하여 각각 식 (2.6)과 식 (2.7)의 수송 방정식을 풀게 된다. 그리고 수송 방정식을 통해 얻어진 k 와 ω 를 바탕으로 식 (2.8)을 통해 난류점성계수를 산정하게 된다. 여기서 ν 는 유체의 동점성계수(kinematic viscosity, $\nu = \mu/\rho$), ν_t 는 난류 동점성계수($\nu_t = \mu_t/\rho$), P_k 는 난류 운동에너지 생성 항($P_k = \min(G, 10\beta^* k\omega)$), $S = \sqrt{2\mathbf{S}:\mathbf{S}}$ (\mathbf{S} 는 변형률 속도(strain rate) 텐서), $G = \nu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$, S_k , S_ω 는 각각의 변수들의 소스 항, F_1 , F_{23} 은 혼성(blending) 함수, σ_k , σ_ω , $\sigma_{\omega,2}$, β , β^* , γ , a_1 , b_1 은 모델링 관련 상수를 의미한다. 특히 상수 σ_k , σ_ω , β , γ 는 혼성 함수를 이용하여 식 (2.9)를 통해 계산되는 상수 값이다.

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial u_j k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\nu + \sigma_k \nu_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k - \beta^* \omega k + S_k \quad (2.6)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \omega}{\partial t} + \frac{\partial u_j \omega}{\partial x_j} &= \\ \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\nu + \sigma_\omega \nu_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + \frac{\gamma}{\nu_t} G - \beta \omega^2 + 2(1 - F_1) \frac{\sigma_{\omega,2}}{\omega} \left(\frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + S_\omega \end{aligned} \quad (2.7)$$

$$\mu_t = \frac{a_1 \rho k}{\max(a_1 \omega, b_1 F_{23} S)} \quad (2.8)$$

$$\phi = F_1 \phi_1 + (1 - F_1) \phi_2 \quad (\phi = \sigma_k, \sigma_\omega, \beta, \gamma) \quad (2.9)$$

현재 OpenFOAM에서 사용하고 있는 식 (2.6)과 식 (2.7)의 수송 방정식에서는 밀도 항이 따로 고려되지 않았다. 이에 따라 자유

수면 근처의 급격한 밀도 변화를 고려하지 못하기 때문에 밀도를 고려한 수송 방정식으로의 수정이 요구된다(Devolder et al., 2017). 추가로 다상 유동에 대해서는 $k-\omega$ SST 난류 모델링이 자유 수면 근처에서 수치적으로 불안정함이 알려져 있으며 파랑의 급격한 감쇄 현상을 일으키기도 한다(Devolder et al., 2017; Larsen & Fuhrman, 2018; Zhu et al., 2022). 이에 따라 본 연구에서는 Zhu et al. (2022)과 같이 Devolder et al. (2017)을 바탕으로 추가적인 부력항(G_b)을 도입하였으며 Larsen & Fuhrman (2018)을 바탕으로 추가적인 제한자 F' 를 도입하여 수치적 불안정성을 줄였다. 이를 바탕으로 기존의 식 (2.6)부터 식 (2.8)까지는 식 (2.10)부터 식 (2.14)까지로 변하게 된다. 여기서 σ_t 와 λ_2 는 추가로 발생하는 상수 값이며 $p_0 = 2\mathbf{S}:\mathbf{S}$, $p_\omega = 2\boldsymbol{\Omega}:\boldsymbol{\Omega}$ 으로 계산된다. $\boldsymbol{\Omega}$ 는 회전 속도 텐서(rotation rate tensor)이다. 최종적으로 계산에 사용된 상수 값은 Table 2-1에 정리하였다.

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_j k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\rho (\nu + \sigma_k v_t) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + \rho P_k - \rho \beta^* \omega k + G_b + S_k \quad (2.10)$$

$$G_b = -\frac{v_t}{\sigma_t} \frac{\partial \rho}{\partial x_j} g_j \quad (2.11)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho \omega}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_j \omega}{\partial x_j} &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\rho (\nu + \sigma_\omega v_t) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] \\ &+ \frac{\gamma}{\nu_t} \rho G - \rho \beta \omega^2 + 2(1-F_1) \rho \frac{\sigma_{\omega,2}}{\omega} \left(\frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right) + S_\omega \end{aligned} \quad (2.12)$$

$$\mu_t = \frac{a_l \rho k}{\max(a_l \omega, b_l F_{23} S, F')} \quad (2.13)$$

$$F' = \frac{\lambda_2 \beta}{\beta^*} \frac{p_0}{p_\Omega} \omega \quad (2.14)$$

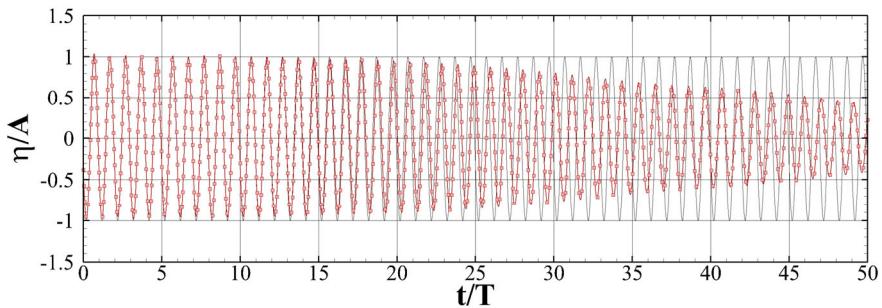
Table 2-1 Constants used for stabilized $k-\omega$ SST turbulence modelling

Constant	Value	Constant	Value
$\sigma_{k,1}$	0.85	$\sigma_{k,2}$	1.0
$\sigma_{\omega,1}$	0.5	$\sigma_{\omega,2}$	0.856
γ_1	0.556	γ_2	0.44
β_1	0.075	β_2	0.0828
a_1	0.31	b_1	1.0
β^*	0.09	σ_t	0.85
λ_2	0.05		

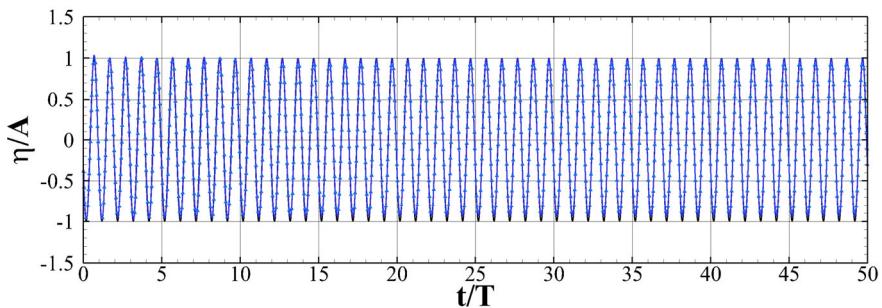
수정된 난류 모델링의 성능 파악을 위하여 2D 수치수조에서 파랑 생성을 진행하였다. 파랑 생성 기법은 추후 2.1.2절에서 서술하였다.

Fig. 2-1에는 기존의 OpenFOAM에 구현된 $k-\omega$ SST 모델과 수정된 난류 모델링을 적용하여 파랑을 생성한 결과를 각각 1차 스토크스 파(Stokes' wave)의 이론 해와 비교하여 나타내었다. 검은색 실선은 이론 해의 결과, 붉은색은 기존의 $k-\omega$ SST 모델을 적용한 결과, 푸른색은 수정된 $k-\omega$ SST 모델을 적용한 결과이다. 기존의 난류 모델링의 경우 약 20주기 정도까지는 이론과 유사한 결과를 보여주나 그 이상의 시뮬레이션 진행 시에는 진폭이 감소함과 동시에 파의 위상 또한 지연되는 것을 확인할 수 있다. 최종적으로 50주기 도달 시에는 입력 진폭 대비 50% 수준까지 진폭이 감소한다. 반면, 수정된 모델의 경우에는 50주기까지 진행됨에도 진폭과 위상 모두 이론과 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다. 이로부터 수정된

난류 모델링을 사용하는 것이 적합함을 확인 가능하다.



(a) Wave elevation using original $k-\omega$ SST model



(b) Wave elevation using stabilized $k-\omega$ SST model

Fig. 2-1 Comparison of wave elevation using different turbulence modellings

2.1.2 파랑 생성

파랑의 생성은 입력면(inlet)에서 포텐셜 이론을 기반으로 한 속도장과 유체 체적분율장 조건을 입력함으로써 이루어진다. 반사파를 감쇄시키는 방법에는 wave damping 방식과 wave forcing 방식이 존재한다. Wave damping 방식은 파의 수직 방향 속도에 추가적인 저항을 가하여 감쇄를 시키는 방식이며 wave forcing

방식은 wave forcing 영역 내부에서 나비에-스토크스 식의 해를 특정 해로 강제하는 방식이다. 본 연구에서 wave forcing 방법 중 하나인 파랑 완화 방식을 사용하는 waves2Foam (Jacobsen et al., 2012) 프로그램을 바탕으로 파랑의 생성 및 감쇄를 진행하였다.

Waves2Foam에서는 완화 영역 내부에서 유체 속도장 \vec{u} 와 유체 체적분율 α 에 대하여 식 (2.13)을 바탕으로 포텐셜 기반의 이론 해 ϕ_{theory} 와 수치해석에 의한 해 $\phi_{computed}$ 를 혼합하여 사용을 한다. 곧, 경계에 가까운 격자에서는 ϕ_{theory} 의 값으로 나비에-스토크스 식의 해가 강제되는 것이다. 본 연구에서는 ϕ_{theory} 의 이론 해로 깊은 수심에서의 2차 스토크스 파의 해를 사용하였다. α_R 는 가중치 함수(weight function)로 식 (2.14)의 지수함수 기반의 가중치 함수가 사용되었다. χ_R 는 완화 영역 내의 위치와 관련된 함수로 0과 1 사이의 값을 가진다. 계산 영역에 근접할수록 0의 값을 가지며 ($\alpha_R = 1$), 이론 해의 영역에 근접할수록 1의 값을($\alpha_R = 0$) 가지다. 해당 가중치 함수의 형태는 Fig. 2-2에서 확인이 가능하다.

$$\phi = \alpha_R \phi_{computed} + (1 - \alpha_R) \phi_{theory} \quad (2.13)$$

$$\alpha_R = 1 - \frac{\exp(\chi_R^{3.5}) - 1}{\exp(1) - 1} \quad (2.14)$$

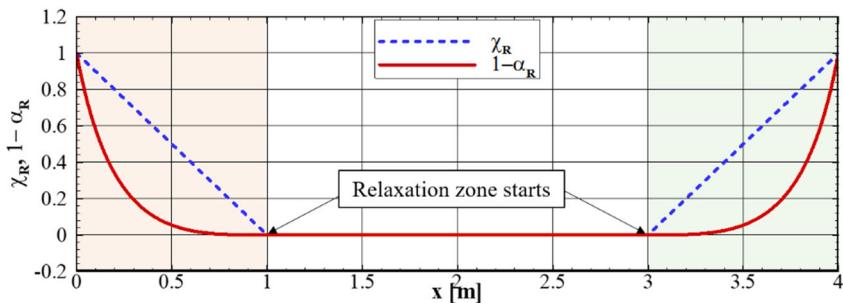
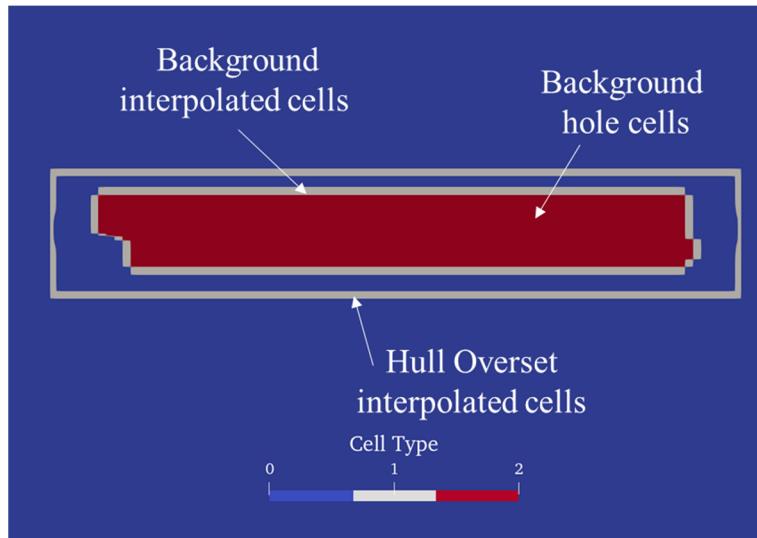


Fig. 2-2 Distribution of weight function inside the computation domain

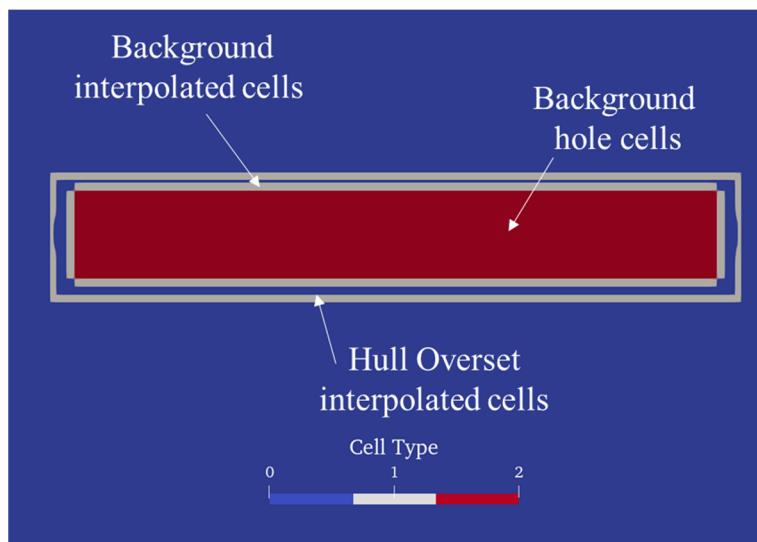
2.1.3 격자 생성: 중첩격자

파랑 중 선박의 조종 문제를 다루기 위해서는 선박-프로펠러-타간의 상호 운동이 모두 고려되어야 한다. OpenFOAM에서는 기본적으로 변형 격자(deforming mesh) 방법으로 물체의 운동을 모사하고 있다. 하지만 선박의 운동과 타의 운동을 동시에 고려하는 경우 격자의 변형이 클 뿐만 아니라 선박과 타 사이의 공간이 협소하기 때문에 수치적 불안정성을 야기할 수 있다. 따라서 snuMHLFoam에서는 중첩격자를 도입하여 운동을 모사하였다. 본 연구에서는 OpenFOAM-v1912 버전에서 제공된 중첩격자에 대한 기본 모델(Petra, 2019)을 수정하여 적용을 하였다(Wang et al., 2022). 기본 중첩격자 모델을 이용한 경우와 수정된 중첩격자 모델을 이용한 경우를 Fig. 2-3에 비교하여 나타내었다. 붉은색은 흙(hole; 2) 격자로 계산이 되지 않는 격자, 회색은 보간 격자(interpolation cells; 1)로 중첩 영역 사이에 보간이 이루어지는 격자, 푸른색은 계산(computed; 0) 격자이다. 기본 중첩격자 모델 이용 시 각

중첩격자 시스템에서 각 격자의 역할은 Fig. 2-3 (a)와 같다. 배경 격자의 홀 격자들은 선체 형상을 바탕으로 결정이 되며 가장자리의 값들이 보간 격자가 된다. 배경 격자의 보간 격자에서는 선박 중첩(hull overset) 격자의 계산된 값을 바탕으로 보간이 일어난다. 마찬가지로, 선박 중첩격자의 보간 격자에서는 배경 격자에서 계산된 값을 바탕으로 보간이 일어난다. 곧, 두 보간 격자 사이의 영역에 대해서는 계산이 중복으로 수행되는 것이다. 또한 배경 격자의 보간 격자들이 선박에 바로 인접해 있기 때문에 선박 후미에 소스 항을 추가 시에는 보간이 제대로 되지 않는다는 단점이 있다. 수정된 모델에서 각 격자의 역할은 Fig. 2-3 (b)와 같다. 수정된 모델에서는 추가적으로 선체 중첩격자 영역보다 약간 작은 박스 형태의 영역을 정의하여 배경 격자의 보간 격자와 선박 중첩격자의 보간 격자가 최대한 가깝게 위치할 수 있도록 하였다. 이에 따라 중복으로 계산되는 영역이 감소하여 계산 시간 측면에서 효율이 증가하였을 뿐 아니라 후미에서 소스 항의 영향이 배경 격자까지 전달이 가능하게 되었다.



(a) Cell type using original inverse distance scheme



(b) Cell type using modified inverse distance scheme

Fig. 2-3 Comparison of cell type distribution using different overset schemes

OpenFOAM-v1912 버전에서 제공하고 있는 중첩격자 보간 방식으로는 역거리 가중치(inverse distance), 최소자승법(least square), 격자 부피 가중치(cell volume weight) 보간이 있다. Verma & Hemmati (2020)에 의하면 보간 방식에 따른 계산 결과 차이는 크지 않다. 하지만 전체 계산 시간에는 차이가 있으며 역거리 가중치 보간법이 가장 빠른 것으로 나타났다. 이에 따라 계산 비용을 감소시키기 위해 본 연구에서는 역거리 가중치 보간을 적용하였다.

2.1.4 선박 운동 및 추진성능 모사

선박 운동의 경우 Featherstone (2008)의 강체동역학(rigid-body dynamics) 알고리즘을 바탕으로 계산된다. 해당 알고리즘은 하나의 강체에 대한 운동 계산뿐만 아니라 로봇 팔과 같이 여러 강체가 서로 결합된 경우에 대해서도 적용이 가능한 알고리즘이기 때문에 추후 확장이 용이하다. 강체동역학 알고리즘은 크게 주어진 힘으로부터 가속도를 계산하는 forward dynamics와 주어진 가속도를 얻기 위하여 필요한 힘을 계산하는 inverse dynamics로 구분이 되며 본 계산에는 forward dynamics 알고리즘을 이용해 가속도를 계산하였다. 계산된 가속도를 바탕으로 선박의 속도 및 변위가 계산이 가능하고 새로운 선박의 거동에 대해 개신된 유동장을 구할 수 있다. 최종적으로 유동장에 의한 압력을 적분하여 선박에 작용하는 힘을 구할 수 있게 되며 이는 다시 forward dynamics 알고리즘을 통해 가속도를 계산하는데 사용된다. 이러한 일련의

과정들이 매시간 반복되어 전체 선박 운동 계산이 이루어진다.

CFD를 이용하여 자유항주 시뮬레이션을 수행하기 위해서는 선박 후미에 프로펠러를 추가로 필요로 한다. 프로펠러를 고려함에 있어 크게 두 가지 방식이 사용가능하다. 첫 번째는 직접 프로펠러를 장착하여 프로펠러를 회전시키는 것이다. 실제 프로펠러를 이용하면 후미에서의 물리적인 현상을 잘 구현할 수 있다는 장점이 있다. 하지만 이 경우 프로펠러가 회전하는 시간 스케일, 파랑의 시간 스케일, 그리고 조종시험의 시간 스케일 세 가지 시간 스케일을 다루게 된다. 가장 작은 시간 스케일인 프로펠러 회전 시간 스케일을 바탕으로 계산을 수행하는 경우, 조종시험의 시간 스케일까지 계산을 수행하기 위해서는 막대한 계산 비용이 필요하다. 다른 하나는 프로펠러 모델링을 통하여 프로펠러를 구현하는 것이다. 프로펠러를 모델링하는 경우 물리적인 현상을 실제와 같이 구현하지는 못하나 프로펠러 회전 시간 스케일까지 고려할 필요가 없기 때문에 계산 비용적인 측면에서 장점이 존재한다.

본 연구에서는 체적력 기반의 프로펠러 모델링이 사용되었으며 Wang et al. (2022)에 의해 제안된 프로펠러 모델링을 적용하였다. Wang et al. (2022)의 프로펠러 모델링은 Hough & Ordway (1964)의 프로펠러 모델링을 바탕으로 하나 프로펠러에 유입되는 속도를 산정하는 방법에서 차이를 가진다. 기존의 Hough & Ordway의 프로펠러 모델링은 식 (2.15)와 같이 균일한 유동을 가정하고 있다.

여기에서 $K_{T,Q}$ 는 프로펠러의 추력 계수(thrust coefficient) 혹은 토크 계수(torque coefficient), J 는 전진비(advance ratio), V_A 는 프로펠러 유입 속도(inflow velocity), n 은 프로펠러의 초당 회전 수(Rotations Per Second; RPS), 그리고 D 는 프로펠러의 직경을 의미한다. 기존의 체적력 프로펠러 모델링들에서는 선체에 의해 유동이 교란되는 것을 감안하나 프로펠러 앞쪽 유입 평면(inflow plane)에서의 속도 값을 평균하여 전진비를 계산한다(식 (2.16)). 반면, 본 프로펠러 모델링에서는 프로펠러 영역의 각 격자에 대해 앞쪽 유입 평면에 대응되는 격자의 속도를 이용하여 프로펠러 영역 내의 각 격자마다 전진비를 개별적으로 산출하였다(식 (2.17)).

$$K_{T,Q} = f(J) = f\left(\frac{V_A}{nD}\right) \quad (2.15)$$

$$K_{T,Q} = f(\bar{J}) = f\left(\frac{\bar{V}_A}{nD}\right) \quad (2.16)$$

$$K_{T,Q,i} = f(J_i) = f\left(\frac{V_A(x_i, y_i)}{nD}\right) \quad (2.17)$$

타의 경우 다른 모델링 없이 실제 타의 형상이 사용되었다. 대부분의 선박들의 경우 반평형(semi-balanced) 타를 사용하고 있는 경우가 많다. 하지만 반평형 타를 그대로 적용하는 경우 선체의 타 혼(rudder horn) 부분과 타 사이의 간격이 거의 없어 수치적으로 많은 격자를 필요로 하게 된다. 따라서 선체의 타 혼 일부분을 제거하여 선체-타 사이의 간격을 증가시켜 사용하였다. 타는 침로안정성 시험,

선회시험 등의 조종 문제에 따라 정해진 방식대로 운동을 하게 된다. 본 연구에서는 침로안정성 시험과 선회시험이 사용되었다. 침로안정성 시험의 경우에는 선수동요와 목표 선수동요 값의 차이를 바탕으로 PD 제어가 이루어진다. 타각(δ)은 식 (2.18)에 따라 실시간으로 변화한다. 선회시험은 식 (2.19)와 같이 주어진 타각까지 일정한 속도로 타가 회전한다. 여기서 K_P 와 K_D 는 각각 비례 계인(proportional gain)과 미분 계인(derivative gain)을 의미하며 ψ_{target} 과 ψ 는 목표 선수동요와 현재 선수동요를 의미한다. $\dot{\delta}_{max}$ 와 $\dot{\delta}_{turn}$ 은 각각 최대 타 회전 속도와 선회 시 타 회전 속도이다.

$$\delta_{coursekeep}(t) = \begin{cases} K_p(\psi_{target} - \psi) - K_D r & |\dot{\delta}(t)| < \dot{\delta}_{max} \\ \delta(t_{old}) + \dot{\delta}_{max} \Delta t & \text{otherwise} \end{cases} \quad (2.18)$$

$$\delta_{turn}(t) = \begin{cases} \dot{\delta}_{turn} \Delta t & |\delta(t)| < \delta_{target} \\ \delta_{target} & \text{otherwise} \end{cases} \quad (2.19)$$

마지막으로 배경 격자의 경우에는 계산된 선체 운동을 바탕으로 선체와 함께 움직이는 방식을 사용하였다. 배경 격자의 움직임 없이 고정된 경우 전체 배경 영역이 조종 시뮬레이션을 수행할 수 있을 정도로 넓어야 되고, 이는 격자 수의 증가로 비용적 측면에서 비효율적이다. 다만 배경 격자의 운동은 선체와 달리 수평 평면 운동만 구현되었다. 따라서 선체의 전후동요(surge), 좌우동요(sway), 선수동요(yaw) 운동만을 고려하여 배경이 이동하게 된다.

2.1.5 프로그램 순서도

Fig. 2-4에는 snuMHLFoam 프로그램의 전체 계산 과정을 순서도로 나타내었다. 먼저, snuMHLFoam 프로그램은 계산되는 변수들의 초기 조건 및 경계 조건을 포함하는 시간 폴더(time directory), 격자에 대한 정보 및 물리적인 변수들이 정의된 상수(constant) 폴더, 그리고 수치 기법에 대한 정보를 포함하는 시스템(system) 폴더를 필요로 한다. 해당 폴더들을 바탕으로 프로펠러 체적력 모델링이 적용되는 영역 찾기, 중첩격자의 흘 및 보간 격자 찾기 등의 초기화 과정을 통해 계산 시작 환경이 구축된다.

구축된 초기 환경을 바탕으로 선체 표면에 작용하는 압력을 이용하여 힘과 모멘트가 가장 처음 계산된다. 자유항주 조종 시뮬레이션의 경우 이 단계에서 프로펠러에 의한 체적력과 타에 의하여 추가적으로 발생하는 힘들이 모두 고려된다. 계산된 힘과 forward dynamics 알고리즘을 통해 선체의 운동이 얻어진다. 운동이 결정되면 배경 격자, 선체 중첩격자, 타 중첩격자를 포함한 전체 격자 시스템의 각 격자 점들이 운동 결과만큼 이동하여 새로운 격자 시스템으로 갱신된다.

다음 단계는 중첩격자와 관련된 변수들이 재계산되는 단계이다. 새롭게 갱신된 격자에 대해서 흘 찾기 및 보간 격자 찾기가 진행되며 이와 관련된 중첩격자 변수들이 계산된다. 추가로 속도장 등 계산되는 변수들에 대하여 보간이 이루어진다.

최종 단계는 새로운 격자에 대하여 전체 유동장을 계산하는

단계이다. 이 때 프로펠러 체적력을 반영하기 위한 소스 항도 고려된다. 체적분율에 대한 수송 방정식이 먼저 계산된 후, 이를 바탕으로 얻어지는 밀도 및 점성 계수들을 이용해 압력에 대한 Poisson 식의 계산이 진행된다. 최종 시뮬레이션 시간에 도달할 때까지 격자 갱신-중첩격자 변수 갱신-유동장 계산의 과정이 반복적으로 이루어진다. 계산 결과는 사전에 정의된 시간에 대해서만 출력된다.

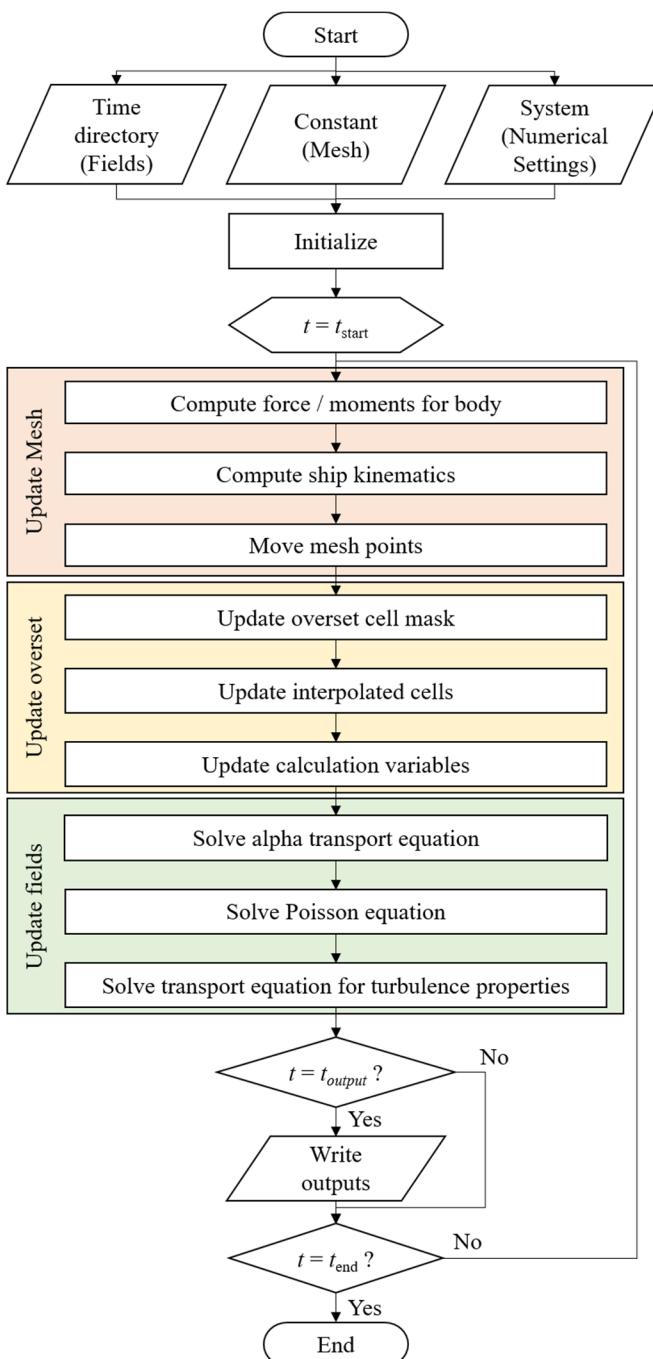


Fig. 2-4 Flowchart of the snuMHLFoam program

2.2 이산화 기법 및 행렬 처리

앞선 절에서 언급한 지배 방정식 및 수송 방정식들은 유한체적법(finite volume method, FVM)을 바탕으로 계산된다. 유한체적법에서의 체적에 대한 적분은 가우스 발산 정리(Gauss theorem)를 통하여 체적을 감싸는 면에 대한 적분으로 변경된다. 그리고 더 나아가 면에 대한 적분은 각 격자를 바탕으로 이산화가 된다.

시간에 대한 이산화 방법으로는 수치적 안정성을 높이기 위하여 오일러(implicit Euler) 방식이 사용되었다. 발산(divergence) 항에 대해서는 수송되는 변수의 종류에 따라 각기 다른 방법이 적용되었다. 속도(u_i) 및 난류 변수(k, ω)들에 대해서는 2차 상류 차분(2nd-order upwind difference) 기법이, 체적분율(α)에 대해서는 Total Variation Diminishing(TVD) 기법 중 하나인 van Leer 기법이 적용되었다. 기울기(gradients) 항, 라플라스(Laplacian) 항 및 보간 기법으로는 중앙 차분법(central difference) 기법이 적용되었다.

각각의 항에 이산화 기법을 적용하면 전체 유동장에 대하여 각 수송 방정식들은 행렬의 형태로 표현이 가능하게 된다. 이산화 된 행렬의 해를 구하면 전체 유동장에 대하여 해당 변수의 분포를 얻을 수 있다. CFD에서의 행렬식의 경우 대부분의 항이 0으로 정의되며 일부분에 대해서만 값을 가지는 희소 행렬(sparse matrix)이다. 따라서 Gauss 소거법이나 LU 분해법을 통해 직접 행렬을 푸는 대신 반복(iteration) 계산 방식을택한다. 각 변수에

따라 각기 다른 반복 계산 방식이 적용되었다. 압력(p)의 경우에는 Stabilized Preconditioned-Bi-Conjugate Gradient(PBiCGStab) \circ 사용되었으며 예조건(preconditioner)으로는 simplified Diagonal-based Incomplete LU preconditioner(DILU)가 적용되었다. 체적분율에 대해서도 예조건을 바탕으로 한 반복 계산 방식이 이용되었다. 체적분율의 경우, simplified Diagonal-based Incomplete Cholesky preconditioner(DIC) 예조건을 바탕으로 Preconditioned Conjugate Gradient(PCG) 방법이 사용되었다. 마지막으로, 속도(u_i) 및 난류 변수(k, ω)들에 대해서는 추가적인 예조건 없이 symmetric Gauss-Seidel(symGaussSeidel) 방식이 적용되었다.

2.3 계산 영역 및 경계 조건

계산 영역은 시뮬레이션 종류에 따라 직육면체 형태 혹은 실린더 형태의 영역이 사용되었다. 전체 계산 영역의 크기는 파장(λ)과 선박 크기(길이, L ; 폭, B ; 높이, T ; 깊이, D)에 대한 함수로 파랑의 생성 및 감쇄가 충분하도록 크기가 결정되었다. 각 형태에 대한 계산 영역 및 완화 영역은 Fig. 2-5에 나타나 있다. 직육면체 형태에서는 선박 후미에서의 완화 영역이 다른 방향에 비해 상대적으로 넓게 설정된다면, 실린더 형태에 대해서는 모든 방향에 대해 동일하게 설정되었다. 완화 영역은 최소 파랑의 반 파장 이상을 포함하도록 설정되었다. 저항 해석 및 선수파에 대한 내항성능 해석 시에는 Fig. 2-5(a)와 같이 직육면체 영역이 적용되었다. 깊은 수심 선수파 중 발생하는 켈빈파(Kelvin wave)의 경우 약 $19^{\circ}28'$ 의 각도로 퍼져나가기 때문에 실린더 형태에 비해 폭 방향으로의 길이가 작은 직육면체 영역이 유리하다. 또 폭이 좁기 때문에 격자 수가 상대적으로 적어진다는 장점이 있다. 선회시험에서는 Fig. 2-5(b)의 실린더 형태 격자가 사용되었다. 이는 선회시험 시 방사파(radiation wave)가 모든 방향으로 동일하게 퍼져 나간다는 점과 선회하면서 실시간으로 변하는 선박 위치에 관련 없이 입력면(inlet)까지 거리, 출력면(outlet)까지의 거리가 항상 동일한 조건으로 유지할 수 있다는 점을 고려하면 실린더 형태가 유리하기 때문이다.

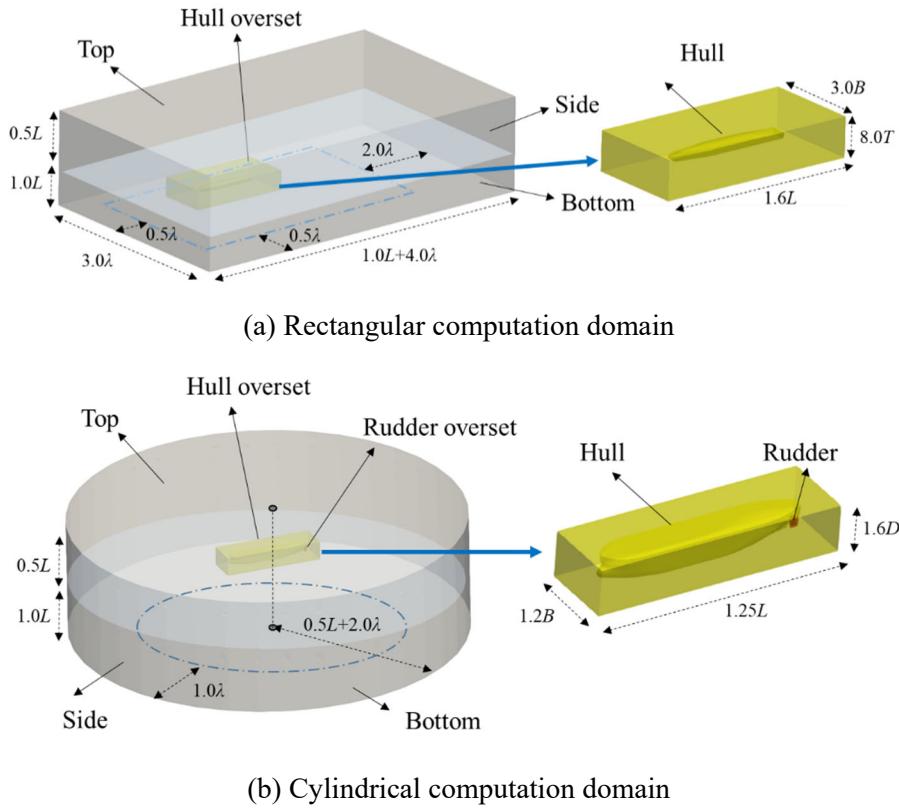


Fig. 2-5 Computation domain for different types of simulations

계산 영역은 시뮬레이션 종류에 따라 일부 차이가 있으나 경계 조건의 경우에는 시뮬레이션 종류와 관계없이 동일한 설정이 사용되었다. 각 면에 대한 경계 조건은 Table 2-2에 정리되어 있다.

위쪽 경계(top)과 아래쪽 경계(bottom)에 대해서는 대부분 Neumann 조건 중 하나인 zeroGradient 조건을 사용하였다. zeroGradient 조건은 경계면에서 경계면 법선 방향으로의 변화량이 없다($\partial\varphi/\partial n = 0, \varphi = \text{any variable}$)는 조건이다. 위쪽 경계의 압력에 대한 경계 조건으로는 Dirichlet 조건 중 하나인 totalPressure 조건이 사용되었다. 위쪽

경계에서 전체 압력 p_0 을 0으로 정의함으로써 전체 압력장에 대한 기준을 설정할 수 있다. 체적분율에 대해서는 inletOutlet 조건이 사용되었으며 이 조건은 복합(mixed) 경계 조건 중 하나로, 외부로 나가는 유동에 대해서는 zeroGradient 조건을 사용하며 내부로 들어오는 역류(reverse flow)에 대해서는 사용자 정의의 Dirichlet 조건으로 경계 조건이 주어진다.

일반적으로 입력면에서는 속도와 체적분율에 대하여 파랑 정보를 바탕으로 Dirichlet 경계 조건을 가진다. 하지만 본 계산에서는 측면(side)에 위치한 면들에 대해서는 변수 종류와 관계없이 zeroGradient 조건을 사용하였다. 여기에는 두 가지 이유가 있다. 첫 번째로, 경계면 인근에서는 완화(relaxation) 기법이 적용되어 나비에-스토크스 식의 해가 파랑 조건으로 강제되기 때문에 Dirichlet 조건과 유사한 효과를 얻을 수 있다. 두 번째로, 실린더 형태의 격자 시스템을 이용하는 경우 입력면을 별개로 설정하기 쉽지 않기 때문이다.

물체 표면에서는 점성에 의한 마찰력이 작용하기 때문에 속도에 대해서는 no-slip 조건이 사용이 되었다. 경계층 내부에서의 격자 수를 줄이기 위하여 난류 변수들에 대해서는 벽 함수(wall function)가 사용되었다. 난류 운동에너지에는 zeroGradient와 동일한 조건인 $kqRWallFunction$ 이 적용되었다. 난류 비소산율과 난류 동점성계수에는 각각 Dirichlet 경계 조건인 $\omega WallFunction$ 과 $nutkWallFunction$ 이 적용되었다. 두 경계 조건은 각각 식 (2.20)과 식

(2.22)로 정의된다. 여기서 $\beta_l = 0.075$, $C_\mu = 0.09$, $\kappa = 0.41$, $E = 9.8$ 의 상수 값이 사용되었다. $y^+_{laminar}$ 은 추정치로 약 11.5의 값을 가지며 y^+ 는 식 (2.23)을 통해 계산된다. 로그 법칙(log law) 기반의 벡 함수 사용시 경계층 격자는 $y^+ = 30 \sim 100$ 사이의 조건을 사용하는 것이 권장된다. 마지막으로 중첩격자 경계면에 대해서는 overset 조건이 사용되었다.

$$\omega = \sqrt{\omega_{vis}^2 + \omega_{log}^2} \quad (2.20)$$

$$\omega_{vis} = \frac{6\nu}{\beta_l y^2}, \quad \omega_{log} = \frac{\sqrt{k}}{C_\mu^{1/4} \kappa y} \quad (2.21)$$

$$\nu_t = \begin{cases} \nu \left(\frac{\kappa y^+}{\log(Ey^+)} - 1 \right) & y^+ > y^+_{laminar} \\ 0 & y^+ < y^+_{laminar} \end{cases} \quad (2.22)$$

$$y^+ = \frac{C_\mu^{1/4} \sqrt{k} y}{\nu} \quad (2.23)$$

Table 2-2 Boundary conditions for simulations in OpenFOAM

	Velocity (U)	Pressure (p_{rgh})	Volume fraction (α)
Top	zeroGradient ($\partial U / \partial n = 0$)	totalPressure ($p_0 = 0$)	inletOutlet (mixed)
Bottom	zeroGradient ($\partial U / \partial n = 0$)	zeroGradient ($\partial p / \partial n = 0$)	inletOutlet (mixed)
Side	zeroGradient ($\partial U / \partial n = 0$)	zeroGradient ($\partial p / \partial n = 0$)	zeroGradient ($\partial \alpha / \partial n = 0$)
Overset	overset	overset	overset
Body	fixedValue ($U = U_{ship}$)	zeroGradient ($\partial p / \partial n = 0$)	zeroGradient ($\partial \alpha / \partial n = 0$)
	Turb. kinetic energy (k)	Turb. specific dissipation rate (ω)	Turb. kinematic viscosity (ν_t)
Top	zeroGradient ($\partial k / \partial n = 0$)	zeroGradient ($\partial \omega / \partial n = 0$)	zeroGradient ($\partial \nu_t / \partial n = 0$)
Bottom	zeroGradient ($\partial k / \partial n = 0$)	zeroGradient ($\partial \omega / \partial n = 0$)	zeroGradient ($\partial \nu_t / \partial n = 0$)
Side	zeroGradient ($\partial k / \partial n = 0$)	zeroGradient ($\partial \omega / \partial n = 0$)	zeroGradient ($\partial \nu_t / \partial n = 0$)
Overset	overset	overset	overset
Body	kqRWallFunction ($\partial k / \partial n = 0$)	omegaWallFunction (Dirichlet, Eq.2.20)	nutkWallFunction (Dirichlet, Eq.2.22)

2.4 조종 운동 방정식

조종 해석 시에는 Fig. 2-6과 같이 지구고정좌표계($O-XYZ$)와 선체고정좌표계($o-xyz$)가 동시에 정의되며 이를 바탕으로 선체의 운동을 기술한다. 선체고정좌표계의 원점(origin)은 선박의 무게중심이나 선체 중앙(midship)으로 정의가 가능하며 본 연구에서는 선박의 무게중심이 선택되었다. 선박의 6자유도 변위는 지구고정좌표계를 기준으로 기술되며 $(X, Y, Z, \phi, \theta, \psi)$ 로 표기된다. (ϕ, θ, ψ)는 오일러 각(Euler angle)이다. 선박의 각 방향 별 속도는 선체고정좌표계로 기술되며 (u, v, w, p, q, r) 로 표기가 된다. U 는 선박의 전체 속도(total speed, $U = \sqrt{u^2 + v^2}$), β 는 표류각(drift angle), δ 는 타각을 의미한다.

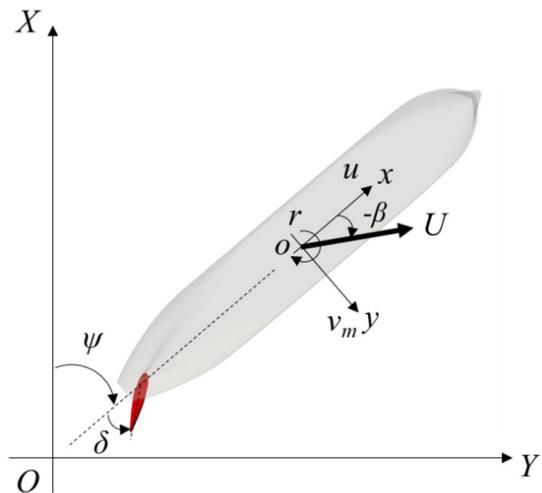


Fig. 2-6 Definition of maneuvering coordinate system

선체고정좌표계에서의 6자유도 조종 운동방정식은 식 (2.24)로 기술된다. 여기서 m 은 선박의 질량이며 I_x, I_y, I_z 는 각 방향 별 관성 모멘트이다. F_x, F_y, F_z 및 M_x, M_y, M_z 는 각 방향 별 힘과 모멘트이고 선체 표면에서의 압력을 적분하여 계산이 된다. 힘과 모멘트는 각각 선체, 프로펠러, 타에 작용하는 힘과 모멘트로 구분하여 표현된다.

$$\begin{cases} m(\dot{u} - vr + wq) = F_{x,hull} + F_{x,propeller} + F_{x,rudder} \\ m(\dot{v} - wp + ur) = F_{y,hull} + F_{y,propeller} + F_{y,rudder} \\ m(\dot{w} - uq + vp) = F_{z,hull} + F_{z,propeller} + F_{z,rudder} \\ I_x \dot{p} + (I_z - I_y) qr = M_{x,hull} + M_{x,propeller} + M_{x,rudder} \\ I_y \dot{q} + (I_x - I_z) rp = M_{y,hull} + M_{y,propeller} + M_{y,rudder} \\ I_z \dot{r} + (I_y - I_x) pq = M_{z,hull} + M_{z,propeller} + M_{z,rudder} \end{cases} \quad (2.24)$$

정수 중에서의 운동 방정식은 대부분 전후동요, 좌우동요 및 선수동요의 3자유도로 표현되거나, 추가적으로 횡동요를 포함시켜 4자유도로 기술된다. 이 경우 위의 식 (2.24)는 아래의 (2.25)와 같이 단순화된 형태로 표현된다.

$$\begin{cases} m(\dot{u} - vr) = F_{x,hull} + F_{x,propeller} + F_{x,rudder} \\ m(\dot{v} + ur) = F_{y,hull} + F_{y,propeller} + F_{y,rudder} \\ I_x \dot{p} = M_{x,hull} + M_{x,propeller} + M_{x,rudder} \\ I_z \dot{r} = M_{z,hull} + M_{z,propeller} + M_{z,rudder} \end{cases} \quad (2.25)$$

3. 수치 계산 기법의 불확실성

3.1 불확실성 해석 기법

불확실성 해석은 측정 값에 대한 신뢰도를 평가하기 위해서 생성된 개념으로 실험과 밀접한 연관성을 가지는 개념이다. JCGM 100:2008(2008) 등에서는 측정 값에 대한 불확도(uncertainty)를 표준불확도(standard uncertainty), 합성표준불확도(combined standard uncertainty), 확장불확도(expanded uncertainty)로 표현을 하고 있다. 이 중 확장불확도는 예상되는 측정 값의 대부분을 포함할 수 있는 불확도 구간을 의미한다. 수치 계산에서의 불확도(U_k)는 확장불확도와 가장 유사한 개념으로 계산 결과에 대해 $\pm U_k$ 의 구간 이내에 95%의 확률로 실제 값이 존재한다는 의미를 가진다.

수치적 불확실성에 대한 평가 방법은 ITTC 7.5-03-01-01 (2017; 2021)을 바탕으로 한다. 수치 계산에서의 불확실성은 크게 확인과 검증(verification & validation)으로 구분이 된다. 확인(verification)은 수치 계산의 수치적 불확실성에 대한 평가 과정으로 격자, 시간 간격 등의 이산화 변수에 대한 민감도 해석이라 할 수 있다. 반면, 검증(validation)은 수치 계산의 모델링 불확실성에 대한 평가 과정으로 지배 방정식, 경계 조건, 선박 형상 등에 대한 모델링이 제대로 되었는지를 확인하는 과정이다. 이 경우 비교 목적의 실험 데이터뿐만 아니라 실험 데이터의 불확실성 해석 결과 또한 필요로 한다. 본 연구에서는 수치 계산의 수치적 불확실성을 중점적으로

평가하였다.

불확실성 해석을 진행하기 위해서는 특정 입력변수(k)만을 세분화 시켜가며 계산한 최소 3개 이상의 데이터가 필요하다. 아래 Fig. 3-1에서는 수치적 불확실성 평가에 필요한 변수들에 대한 정의를 그래프와 함께 도시하였다. 여기서 $\Delta x_{k,m}$ 은 입력변수 k 에 대한 m 번째 입력값을 의미하며, $m = 1$ 인 경우 가장 세밀한(fine) 입력값이고 $m = 3$ 인 경우 가장 성긴(coarse) 입력값이다. 각 입력값들 사이에는 일정한 분할비(refinement ratio, r_k)를 사용하는 것이 권장된다. $S_{k,m}$ 은 변수 $\Delta x_{k,m}$ 에 대한 계산 결과이며 $\varepsilon_{k,32}$ 는 3번 입력값과 2번 입력값으로 계산한 결과의 차이, $\varepsilon_{k,21}$ 은 2번 입력값과 1번 입력값으로 계산한 결과의 차이를 의미한다.

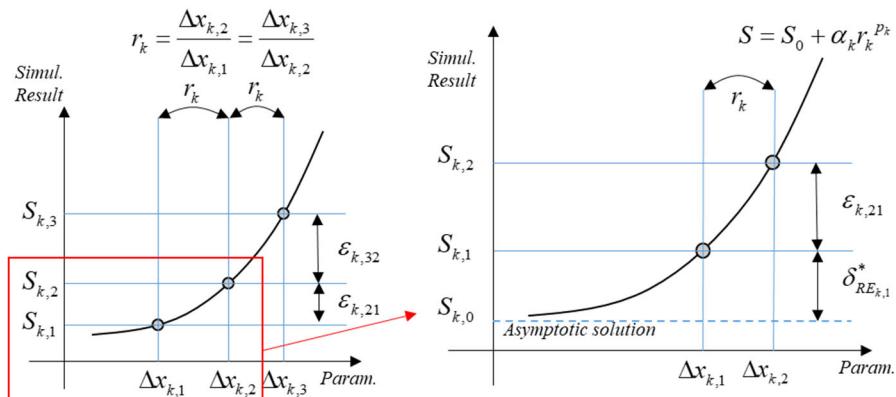


Fig. 3-1 Definition of variables for numerical uncertainty analysis

계산 결과의 수렴성(convergence)은 식 (3.1)의 수렴비(R_k)를 통해 결정된다. $0 < R_k < 1$ 인 경우 계산 결과는 단조 수렴(monotonic

convergence; MC) 상태, $-1 < R_k < 0$ 인 경우에는 진동 수렴(oscillatory convergence; OC) 상태, $|R_k| > 1$ 인 경우에는 발산(divergence; D) 상태이다. 각 수렴성 상태에 따라서 불확실성을 평가 과정이 변하게 된다.

$$R_k = \frac{\varepsilon_{k,32}}{\varepsilon_{k,21}} \quad (3.1)$$

먼저, 단조 수렴인 경우에는 Richardson 외삽법을 이용하여 수치 오차 추정치($\delta_{REk,1}^*$)를 예측할 수 있다 (Roache, 1998; Stern et al., 2001). 변수 분할비가 일정한 경우에 대하여 수치 오차 추정치는 식 (3.2)와 식 (3.3)으로부터 계산된다. 여기서 p_k 는 정도 차수(order of accuracy)를 의미한다. 변수 분할비가 일정하지 않은 경우에 대해서는 식 (3.4)와 식 (3.5)을 이용하여 반복 계산을 통해 정도 차수가 계산된다. $r_{k,21}$ 과 $r_{k,32}$ 는 각각 2번 입력값과 1번 입력값의 비와 3번 입력값과 2번 입력값의 비를 의미한다. 단조 수렴의 경우 수치 오차 추정치를 바탕으로 수치적 불확도(U_k)가 계산된다.

(i) r_k 가 일정한 경우

$$\delta_{REk,1}^* = \frac{\varepsilon_{k,21}}{r_k^{p_k} - 1} \quad (3.2)$$

$$p_k = \frac{\ln |\varepsilon_{k,32} / \varepsilon_{k,21}|}{\ln(r_k)} \quad (3.3)$$

(ii) r_k 가 변화하는 경우

$$p_k = \frac{\left| \ln \left| \epsilon_{k,32} / \epsilon_{k,21} \right| + q(p_k) \right|}{\ln(r_k)} \quad (3.4)$$

$$q(p_k) = \ln \left(\frac{r_{k,21}^{p_k} - 1}{r_{k,32}^{p_k} - 1} \right) \quad (3.5)$$

Roache (1998)에서는 안전 계수(factors of safety, F_S)를 도입하여 불확도를 판단하였다. 일반적으로 $F_S = 1.25$ 의 값이 사용된다. 1.25의 값은 여러 수치 계산 결과들을 바탕으로 95% 신뢰도를 줄 수 있는 구간을 선정하여 채택된 값이다.

Stern et al. (2001)과 Wilson et al. (2001; 2004)은 계산 결과가 점근적인 범위에 없는 경우에 대하여 수치 오차를 상대적으로 정확하게 예측하기 위하여 보정계수(correction factor; C_k)를 도입하였다. 또한 수치적 불확도 계산과 더불어 수정된 수치적 불확도($U_{k,c}$)를 제안하였다. 보정계수는 한계 정도 차수(limiting order of accuracy, $p_{k,est}$)를 이용하여 정의가 되며 식 (3.6)으로 표현된다. 한계 정도 차수는 실제 계산에서 사용된 수치 기법의 이론적 차수를 의미한다. 곧, 보정계수는 이론적으로 예측되는 수치 오차 추정치를 이용하여 계산 결과를 통해 예측되는 수치 오차 추정치를 보정해 주는 것이다.

본 연구에서는 격자에 대한 한계 정도 차수로는 2가

사용되었으며 시간에 대한 한계 정도 차수로는 1이 사용되었다. 식 (3.7)과 식 (3.8)에는 안전계수 방법을 이용한 수치적 불확도와 수정된 수치적 불확도를 나타내며, 식 (3.9)와 식 (3.10)에서는 보정계수 방법을 이용한 수치적 불확도와 수정된 수치적 불확도를 나타낸다.

$$C_k = \frac{r_k^{p_k} - 1}{r_k^{p_{k,est}} - 1} \quad (3.6)$$

(i) 단조 수렴: 안전 계수(factors of safety) 방법

$$U_k = F_S |\delta_{RE_{k,l}}^*| \quad (3.7)$$

$$U_{k,C} = (F_S - 1) |\delta_{RE_{k,l}}^*| \quad (3.8)$$

(ii) 단조 수렴: 보정계수(correction factor) 방법

$$U_k = \begin{cases} \left[9.6(1-C_k)^2 + 1.1 \right] |\delta_{RE_{k,l}}^*| & |1-C_k| < 0.125 \\ \left[2|1-C_k| + 1 \right] |\delta_{RE_{k,l}}^*| & |1-C_k| \geq 0.125 \end{cases} \quad (3.9)$$

$$U_{k,C} = \begin{cases} \left[2.4(1-C_k)^2 + 0.1 \right] |\delta_{RE_{k,l}}^*| & |1-C_k| < 0.25 \\ \left[|1-C_k| \right] |\delta_{RE_{k,l}}^*| & |1-C_k| \geq 0.25 \end{cases} \quad (3.10)$$

진동 수렴의 경우 앞서 단조 수렴과는 달리 점근적 해를 찾는 것이 불가능하다. 따라서 식 (3.11)와 같이 계산 결과의 최댓값(S_U)과 최솟값(S_L)만을 이용하여 단순화된 불확도 해석이 진행된다.

발산하는 경우에 대해서는 불확도 해석이 진행되지 않는다.

(iii) 진동 수렴

$$U_k = \frac{1}{2}(S_U - S_L) \quad (3.11)$$

Ecá et al. (2010)과 Larsson et al. (2014)은 하나의 입력변수에 대해 4개 이상의 다른 계산 결과를 가진 경우에는 최소자승법을 바탕으로 수치 오차 추정치를 산출하는 방법을 제안하였다. 이 방법에서는 복잡한 유동 해석 시 계산 결과가 산포(scatter)될 가능성이 높기 때문에 해당 데이터들이 점근적으로 수렴한다는 것을 가정한다. 따라서 구해진 데이터들에 대해 식 (3.12)의 곡선을 피팅(fitting)하여 정도 차수를 구하고 이를 바탕으로 수치 오차 추정치를 계산한다.

$$S_{k,m} = S_{k,0} + \alpha_k r_k^{p_k} \quad (3.12)$$

하지만 데이터가 충분하지 않을 경우, 곡선 피팅의 방법에 따라 정도 차수의 값에 차이가 발생하고 데이터의 산포 정도에 따라서 실제 정도 차수 값과 큰 차이를 보이기도 한다. 특히 3차원 계산이 수반되는 경우 균일한 분할비로 충분히 많은 계산 데이터를 얻기 위해서는 비용적인 소모가 크다는 점을 감안하면 해당 방법의 경우에는 적용에 한계가 있다.

3.2 불확실성 해석의 적용

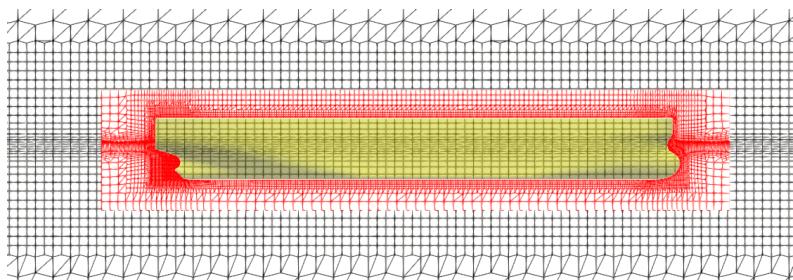
본 절에서는 2절에서의 적용된 수치 기법을 파랑 중 조종 문제에 적용하기 앞서 보다 간단한 선박 유체역학 문제를 해석하였다. 선박 설계 시 가장 기초가 되는 정수 중 저항 계산, 파랑 중 선박의 운동 파악을 위한 파랑 중 운동응답 해석, 그리고 정수 중 자유항주를 통한 선회시험이 선택되었으며 각각에 대해 불확실성 해석이 수행되었다. 기본적으로 불확실성 해석 기법 중 안전계수 방법과 보정계수 방법을 통한 해석이 사용되었으며 가능한 경우에 대해서는 최소자승법 기반 곡선 피팅을 통한 해석도 진행하였다.

3.2.1 정수 중 저항

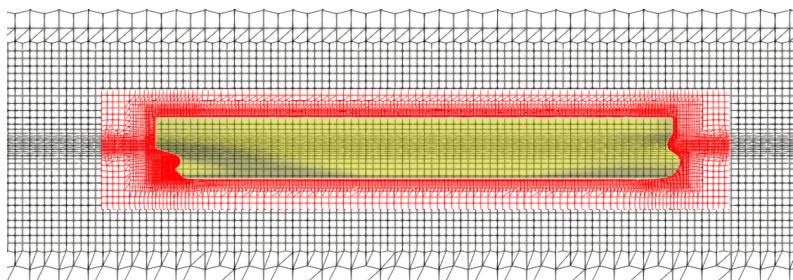
정수 중 저항 계산은 3.2m 길이의 KVLCC2 선형을 대상으로 진행되었다. KVLCC2 선형의 제원은 5.1절에 있다. 정수 중 저항 해석 시에는 침하(sinkage), 트림(trim) 및 전저항계수(C_T)를 얻을 수 있다. 추가적으로 CFD 계산의 경우 전저항계수를 두 가지 성분으로 분리가 가능하다. 첫 번째 성분은 선체 표면에서의 수직 방향 압력을 적분하여 얻은 압력저항에 대한 계수(C_P)이며 다른 한 성분은 점성에 의한 접선 방향 힘에 대한 계수(C_V)이다. 따라서 침하, 트림, 전저항계수, 압력저항계수, 점성저항계수의 5가지 변수에 대하여 불확실성 해석을 진행하였다. 최종적인 저항값은 정상 상태에 대해서 이루어지기 때문에 수치적 불확실성 변수로는

격자가 선택되었다.

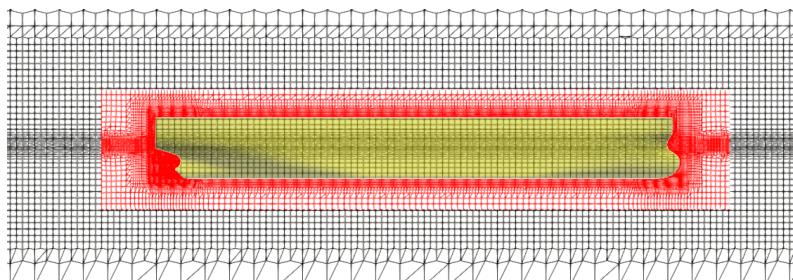
불확실성 해석을 위해서는 해당 변수를 균일하게 분할하는 것이 원칙이다. 하지만 해당 방법을 실제 선박 문제에 적용하는 데는 한계가 존재한다. 본 수치 기법에서는 물체 주위의 경계에서 벽 함수를 사용하고 있기 때문이다. 만약 경계층 격자가 벽 함수가 사용될 수 있는 조건($y^+ = 30 \sim 100$)을 충족시키지 못한다면 수치적 불확실성보다는 모델링에 의한 불확실성이 더 크게 된다. 따라서 본 연구에서의 불확실성 해석에서는 선박 주위의 격자 크기($L/\Delta x_{hull}$)는 변하더라도 경계층 내부의 격자 크기는 동일하게 유지되었다. 선체 주변의 격자 크기는 선박 길이의 1/460부터 1/680까지 변화시켰으며 분할비는 1.19로 동일하게 설정을 하였다. 계산에 사용된 격자 시스템은 Fig. 3-2에 나타나 있다. 중첩격자를 사용하였기 때문에 배경 격자와 선체 주위의 격자가 구분이 된다. 각 저항 계수, 침하 및 트립에 대한 계산 결과는 Fig. 3-3에 나타나 있다. Table 3-1은 안전계수 및 보정계수 기법에 따른 불확실성 해석 결과를 보여준다.



(a) Coarse ($L/\Delta x_{hull} = 460$)



(b) Medium ($L/\Delta x_{hull} = 560$)



(c) Fine ($L/\Delta x_{hull} = 680$)

Fig. 3-2 Mesh system used for calm water resistance uncertainty analysis

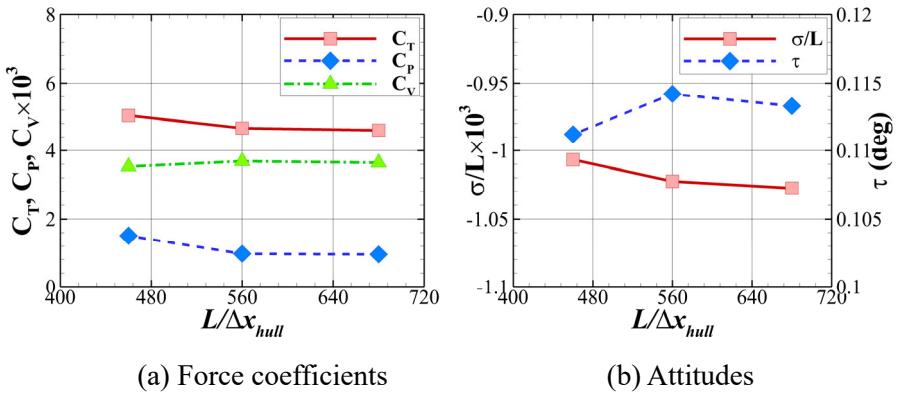


Fig. 3-3 Calm water resistance simulation results depending on variable mesh

불확실성 해석 결과, 전저항계수는 단조 수렴하는 경향을 보였다. 전저항계수에 대해서 안전계수 방법의 경우 불확도와 수정 불확도 모두 1% 이내의 매우 작은 불확도를 주었다. 이는 가장 성긴 격자에서의 결과 값이 다른 격자 시스템에서의 결과 값과 차이가 많이 나기 때문이다. 즉, 결과 값 중 하나가 점근적인 범위 내에 위치하지 않아 불확도가 지나치게 과소 추정된 것이라고 볼 수 있다. 반면, 이것을 보정하기 위한 보정계수 방법에서는 6% 내외의 불확도가 산출되었고 수정 불확도는 3% 였다.

세부적으로 압력저항과 점성저항에 대한 불확도를 비교하면 압력저항에서의 불확도가 더 큰 것으로 나타났다. 이는 CFD 계산에서의 압력 성분은 이산화 된 방정식의 해를 구하여 얻는 변수이기 때문에 격자 변화에 직접적인 영향을 받기 때문이다. 반면, 점성저항은 선체 부근에서 벽 함수를 통한 모델링이 지배적으로 작용하며 경계층 내부의 격자가 크게 변하지 않기 때문에

상대적으로 작은 불확도를 가진다. 또한 단조 수렴 형태가 아닌 진동 수렴 형태를 띤다. 침하와 트림에 대해서는 불확도가 2% 내외로 상대적으로 작은 값을 가졌다. 하지만 해당 변수들은 절대적인 값 자체가 매우 작기 때문에 주의가 필요하다. 해당 결과를 바탕으로 본 계산에 사용된 수치 기법 및 격자 시스템은 경계층 격자가 벽 함수 조건을 만족하고 이 때의 선박 인근 격자가 선박 길이당 560개 이상을 충족하는 경우 수렴한다고 볼 수 있다.

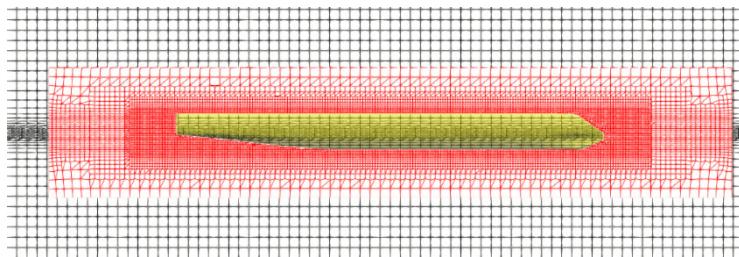
Table 3-1 Simulation & uncertainty analysis results for mesh (KVLCC2, calm water resistance)

	$L/\Delta x_{hull}$	Number of meshes	Sinkage ($1000\sigma/L$)	Trim (τ°)	$C_T \times 10^3$	$C_P \times 10^3$	$C_V \times 10^3$
Solution 1, $S_{\Delta x,1}$	680	4.3M	-1.0275	0.1133	4.6003	0.9536	3.6467
Solution 2, $S_{\Delta x,2}$	560	2.7M	-1.0224	0.1142	4.6630	0.9739	3.6890
Solution 3, $S_{\Delta x,3}$	460	1.4M	-1.0067	0.1112	5.0402	1.5080	3.5323
Change between 3 & 2, $\varepsilon_{\Delta x,32}$			0.0051	0.0009	0.3773	0.5340	-0.1568
Change between 2 & 1, $\varepsilon_{\Delta x,21}$			0.0157	-0.0030	0.0627	0.0204	0.0423
Convergence ratio, $R_{\Delta x}$			0.3258	-0.3087	0.1662	0.0381	-0.2701
Convergence type			MC	OC	MC	MC	OC
Order of accuracy, $p_{\Delta x}$			6.4724		10.3558	18.8520	
Correction factor, $C_{\Delta x}$			4.9967		12.1112	60.9040	
Factors of safety	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_I)$		0.30%		0.34%	0.11%	
	Corr. uncertainty, $U_{\Delta x,C} (\%S_I)$		0.06%		0.07%	0.02%	
Correction factor	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_I)$		2.16%		6.31%	10.23%	
	Corr. uncertainty, $U_{\Delta x,C} (\%S_I)$		0.96%		3.02%	5.07%	
Oscillatory	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_I)$			1.30%			2.12%

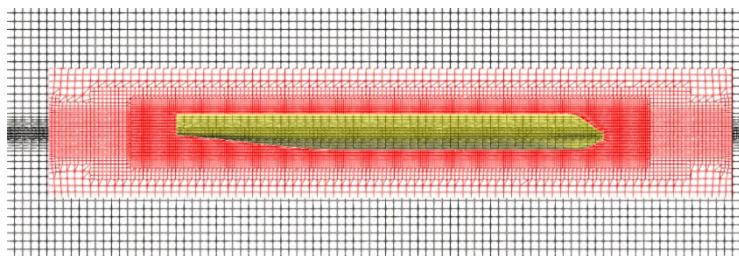
3.2.2 파랑 중 운동응답

파랑 중 운동응답에 대한 불확실성 해석은 tumblehome (Ellis, 1997) 선형으로 진행되었다. 해당 선형에 대한 주요 제원은 4.1절에 나타나 있다. 파랑 조건은 파장 비(λ/L) 1.2, 파 기울기(H/λ) 0.0167, 프루드 수(Fr) 0.2의 조건으로 설정되었다. 해당 조건이 선박의 공진 주파수 부근이기 때문에 운동응답이 상대적으로 크게 나타난다. 불확실성 해석 변수는 격자와 시간으로 파랑 조건을 바탕으로 격자와 시간 간격에 대한 선정이 이루어졌다.

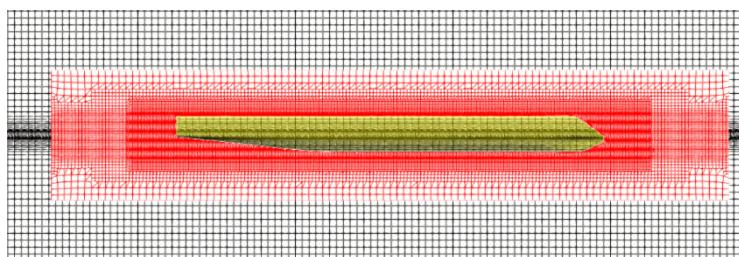
격자의 경우, 파고 당 격자 수($H/\Delta z$)를 8부터 14까지 일정한 간격으로 증가시키는 방식을 이용하였다. 이때 격자의 종횡비(aspect ratio, $\Delta x/\Delta z$)는 4.8로 동일하게 고정을 시켰기 때문에 파고 당 격자 수도 변하게 된다. 파고당 격자 수가 12인 경우, 파장당 격자 수($\lambda/\Delta x$)는 150에 대응된다. 분할비는 일정한 값이 아니며 개략적으로 1.2의 값을 가진다. 또한 배경 격자와 선박 중첩격자 사이에 중첩이 원활하게 이루어질 수 있도록 두 격자에서의 자유 수면 영역은 동일하게 설정되었으며 중첩되는 영역 간의 격자 크기의 차이가 두 배 이내가 되도록 격자가 생성되었다. 격자 시스템은 Fig. 3-4에 나타나 있다. 시간의 경우, 파랑의 조우(encounter) 주기 당 시간 간격을 192부터 384까지 일정하게 늘려가며 불확실성 해석을 진행하였다. 이 경우에도 분할비는 일정한 값이 아니며 1.2와 1.4 사이의 값을 가진다. 각각 4종류의 격자 시스템과 시간 간격에 대해 계산이 수행되었다.



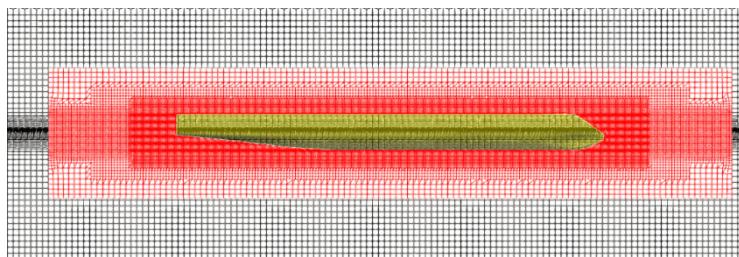
(a) Coarse ($H/\Delta z = 8$)



(b) Medium ($H/\Delta z = 10$)



(c) Fine ($H/\Delta z = 12$)



(d) Finest ($H/\Delta z = 14$)

Fig. 3-4 Mesh system used for calm water resistance uncertainty analysis
($\Delta x/\Delta z = 4.8$)

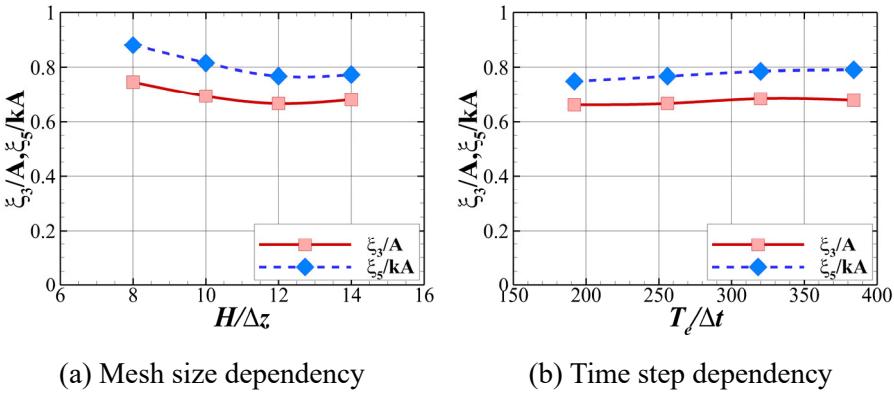


Fig. 3-5 Motion response depending on variable mesh / time step

각 변수의 변화에 따른 계산 결과는 Fig. 3-5에 그래프의 형태로 도시하였다. 먼저 그래프의 개형을 통해 정성적으로 수렴 경향성을 파악할 수 있다. 두 변수 모두 세밀한 경우로 갈수록 계산이 수렴하는 경향을 확인할 수 있다. 특히 불확실성 해석에 사용된 입력변수 값에 대해서는 격자에 대한 민감도가 더 큰 것을 알 수 있다. 격자의 경우에는 파고 당 격자 수가 약 12개에서 수렴을 하며 시간 간격의 경우에는 주기 당 256 이상에서 수렴을 한다.

4개 이상의 입력값에 대해 진행되었기 때문에 안전계수 방법, 보정계수 방법, 그리고 최소자승법을 통한 불확실성 해석이 모두 수행되었다. 안전계수 방법 및 보정계수 방법의 경우 3개씩 구간을 나누어 불확실성 해석을 진행하였다. 적용한 결과는 Table 3-2와 Table 3-3에 나타나 있다. 시간 간격에 따른 종동요 운동의 변화를 제외하고는 대부분 진동 수렴하는 경향을 보여주었다. 이는 실제 복잡한 유동 문제에서 수치적으로 이상적인 단조 수렴의 경향이

얻어지기 어려운 것을 보여준다. 현재 문제에서는 파랑의 효과에 의해 선박의 운동이 크기 때문에 유동이 복잡할 것으로 생각이 되고 중첩격자를 도입함으로써 중첩 보간에 따른 오차도 발생 가능하다.

한편, 앞서 Fig. 3-5의 그래프를 통해서도 유추가 가능하듯이 격자에 대한 수치적 불확도가 시간 간격에 대한 수치적 불확도보다 크게 나타났다. 특히 상하동요 보다는 종동요에서 차이를 많이 보였다. 격자에 대한 수치적 불확도는 가장 성긴 격자를 제외하고 불확도를 산정한 경우 상대적으로 작은 값을 주었으며 이는 가장 성긴 격자가 불확도 계산 결과에 큰 영향을 주었음을 알 수 있다. 최소자승법 기반의 방법은 데이터가 4개 밖에 없음에 따라 다른 방법과는 다르게 정도 차수를 크게 예측하였으며 이에 따라 다른 기법과 대비하여 큰 수치적 불확도 값이 산출되었다.

해당 불확도 해석 결과를 통해서 격자의 경우 파고 당 최소 10개 이상의 격자가 필요하며 시간 간격은 최소 250 이상인 경우에 불확도가 상대적으로 낮은 것을 알 수 있다.

Table 3-2 Simulation & uncertainty analysis results for mesh
(tumblehome, motion responses)

	$H/\Delta z$	Number of meshes	Heave (ξ_3/kA)	Pitch (ξ_5/kA)
Solution 1, $S_{\Delta x,1}$	14	9.4 M	0.6814	0.7740
Solution 2, $S_{\Delta x,2}$	12	5.8 M	0.6665	0.7683
Solution 3, $S_{\Delta x,3}$	10	3.8 M	0.6946	0.8159
Solution 4, $S_{\Delta x,4}$	8	1.8 M	0.7466	0.8814
Change between 4 & 3, $\epsilon_{\Delta x,43}$			0.0520	0.0655
Change between 3 & 2, $\epsilon_{\Delta x,32}$			0.0281	0.0476
Change between 2 & 1, $\epsilon_{\Delta x,21}$			- 0.0149	- 0.0057
<i>Using solution 4, 3, 2</i>				
Convergence ratio, $R_{\Delta x}$		0.5404	0.7267	
Convergence type		MC	MC	
Order of accuracy, $p_{\Delta x}$		2.7146	1.0260	
Correction factor, $C_{\Delta x}$		1.4568	0.4666	
Factors of safety	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_2)$	8.0327	36.8543	
	Corr. uncertainty, $U_{\Delta x,C} (\%S_2)$	1.6065	7.3708	
Correction factor	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_2)$	12.2977	60.9357	
	Corr. uncertainty, $U_{\Delta x,C} (\%S_2)$	2.9358	15.7261	
<i>Using solution 3, 2, 1</i>				
Convergence ratio, $R_{\Delta x}$		- 0.5303	- 0.1198	
Convergence type		OC	OC	
Oscillatory	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_2)$	2.1080	3.0977	
<i>Using solution 4, 3, 2, 1</i>				
Oscillatory	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_2)$	6.0090	7.3604	
Least square root	Order of accuracy, $p_{\Delta x}$	6.4420	3.7010	
	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_2)$	16.6992	25.1074	
	Corr. uncertainty, $U_{\Delta x,C} (\%S_2)$	11.1328	16.7383	

Table 3-3 Simulation & uncertainty analysis results for time step
 (tumblehome, motion responses)

	$T_{\Delta t}$	Heave (ζ_3/A)	Pitch (ζ_5/kA)
Solution 1, $S_{\Delta t,1}$	384	0.6787	0.7914
Solution 2, $S_{\Delta t,2}$	320	0.6845	0.7859
Solution 3, $S_{\Delta t,3}$	256	0.6665	0.7683
Solution 4, $S_{\Delta t,4}$	192	0.6620	0.7499
Change between 4 & 3, $\varepsilon_{\Delta t,43}$	- 0.0045	- 0.0184	
Change between 3 & 2, $\varepsilon_{\Delta t,32}$	- 0.0180	- 0.0176	
Change between 2 & 1, $\varepsilon_{\Delta t,21}$	0.0058	- 0.0055	
<i>Using solution 4, 3, 2</i>			
Convergence ratio, $R_{\Delta x}$	4.0000	0.9565	
Convergence type	D	MC	
Order of accuracy, $p_{\Delta x}$		1.3080	
Correction factor, $C_{\Delta x}$		1.3558	
Factors of safety	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_3)$		8.4483
	Corr. uncertainty, $U_{\Delta x,C} (\%S_3)$		1.6897
Correction factor	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_3)$		11.5676
	Corr. uncertainty, $U_{\Delta x,C} (\%S_3)$		2.4045
<i>Using solution 3, 2, 1</i>			
Convergence ratio, $R_{\Delta x}$	- 0.3222	0.3125	
Convergence type	OC	MC	
Oscillatory	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_3)$	1.3503	
Factors of safety	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_3)$		0.4816
	Corr. uncertainty, $U_{\Delta x,C} (\%S_3)$		0.0963
Correction factor	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_3)$		7.2077
	Corr. uncertainty, $U_{\Delta x,C} (\%S_3)$		3.4111
<i>Using solution 4, 3, 2, 1</i>			
Oscillatory	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_3)$	1.6879	
Least square root	Order of accuracy, $p_{\Delta x}$	3.0740	13.9400
	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_3)$	8.9572	1.6270
	Corr. uncertainty, $U_{\Delta x,C} (\%S_3)$	5.9715	0.3254

3.2.3 정수 중 선회시험

정수 중 선회시험 계산은 마찬가지로 3.2m 길이의 KVLCC2 선형에 대해 진행되었다. KVLCC2 선형의 제원은 5.1절에 있다. 정수 중 선회시험 해석 시에는 다양한 결과 값이 산출된다. 본 연구에서는 그 중 일부인 프로펠러 RPS(n), 전진 거리(advance; AD), 횡방향 이동거리(transfer; TR), 전술 직경(tactical diameter; TD) 및 선수각(heading)이 90° 와 180° 지점에 도달하는 시간(각각 T_{90} , T_{180})에 대하여 불확실성 해석을 진행하였다. 각 조종변수에 대한 자세한 정의는 5절에 서술되어 있다. 선박 주위의 격자 크기($L/4x_{hull}$)는 앞서 정수 중 저항에 대한 불확실성 해석 결과를 바탕으로 선박 길이당 격자 수를 400부터 560까지 변화시켰으며, 분할비는 1.19로 동일하게 설정을 하였다. 선박 후미에서의 타-프로펠러 영역에서는 선박 길이당 격자 수가 1600부터 2250까지 변하며 혼(horn) 주변에서는 선박 길이당 격자 수가 3200부터 4500까지 변한다. 타 중첩격자는 선박 격자와 중첩되는 영역에서 크기 차이가 두 배 이내가 되도록 설정되었다.

Fig. 3-6에는 격자에 따른 선회 궤적을 나타내었다. 초기 선회 궤적은 격자와 관계없이 거의 동일한 궤적을 따르나 선회가 진행됨에 따라 격자에 따른 차이가 드러난다. 불확도는 각 변수들에 대하여 각기 다른 수렴성 양상을 보였다. 각 변수들은 선박의 운동, 프로펠러의 모델링, 타의 회전 등이 복합적으로 이루어져서 산출된 결과 값이다. 곧, 선회시험 시에는 선미 후류에서 선박-프로펠러-타

사이의 상호 작용이 매우 복잡하게 이루어지고 해당 영역에서의 유통 변화가 매우 심하기 때문에 이상적인 수렴이 어려운 것으로 생각된다.

프로펠러 RPS의 경우 진동 수렴하였다. 전진 거리는 진동 발산(Oscillatory Divergence; OD)하는 경향을 보였고 선수각 90° 까지의 소요 시간과 횡방향 이동 거리의 경우 단조 발산(Monotonic Divergence; MD)하는 경향을 보였다. 해당 변수들에 대해서는 절대적인 값의 차이가 작음에 따라 불확도 계산에 어려움이 있었던 것으로 판단된다. 진동 발산하는 전진 거리의 경우 진동 수렴 시 불확도를 이용하면 0.63%로 상당히 낮은 불확도를 보인다. 180°에서의 변수들은 단조 수렴하는 경향을 보였으나 상대적으로 불확도가 크게 산정되었다. 전술 직경의 불확도는 30% 내외였으며 이를 감소시키기 위해서는 선박 후미에 더 많은 격자가 요구된다.

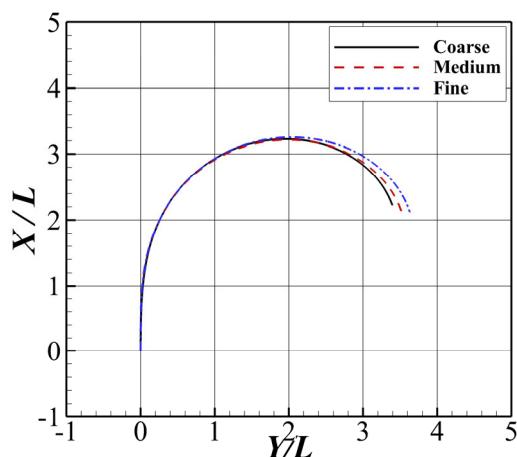


Fig. 3-6 Turning trajectory depending on variable mesh

Table 3-4 Simulation & uncertainty analysis results for mesh (KVLCC2, calm water turning circle test)

	$L/\Delta x_{hull}$	Number of meshes	n (RPS)	AD/L	TR/L	TD/L	T_{90} (s)	T_{180} (s)
Solution 1, $S_{\Delta x,1}$	560	4.4M	17.90	3.19	1.56	3.63	18.52	38.45
Solution 2, $S_{\Delta x,2}$	460	2.5M	18.13	3.15	1.52	3.52	18.23	37.87
Solution 3, $S_{\Delta x,3}$	400	1.6M	17.86	3.16	1.49	3.39	18.09	37.09
Change between 3 & 2, $\varepsilon_{\Delta x,32}$		-0.27	0.01	-0.03	-0.13	-0.14	-0.78	
Change between 2 & 1, $\varepsilon_{\Delta x,21}$		0.23	-0.04	-0.04	-0.11	-0.29	-0.58	
Convergence ratio, $R_{\Delta x}$		-0.85	-4.00	1.33	0.85	2.07	0.74	
Convergence type		OC	OD	MD	MC	MD	MC	
Order of accuracy, $p_{\Delta x}$		-	-	-	0.96	-	1.71	
Correction factor, $C_{\Delta x}$		-	-	-	0.44	-	0.83	
Factors of safety	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_I)$	-	-	-	20.83%	-	5.47%	
	Corr. Uncertainty, $U_{\Delta x,C} (\%S_I)$	-	-	-	4.17%	-	1.09%	
Correction factor	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_I)$	-	-	-	35.37%	-	5.84%	
	Corr. Uncertainty, $U_{\Delta x,C} (\%S_I)$	-	-	-	9.35%	-	0.73%	
Oscillatory	Uncertainty, $U_{\Delta x} (\%S_I)$	0.75%	0.63%	-	-	-	-	-

4. 선수파 중 비선형 운동 해석 및 검증

파랑 중 조종 운동의 경우 정수 중 조종 운동에 파랑에 의한 효과가 추가된 것이라고 볼 수 있다. 따라서 파랑 중 조종 계산을 수행하기에 앞서 파랑 중 선박의 운동응답을 확인하는 것이 필요하다. 파랑 중 선박의 운동응답은 선박 형상의 비선형성과 파랑의 비선형성에 의하여 비선형적인 특성을 가지는 것이 잘 알려져 있다(Sadat-Hosseini et al., 2013; Yang et al., 2013; Lee et al., 2017; Yang et al., 2017; Taguchi & Kashiwagi, 2019; Kim et al., 2022).

본 연구에서는 선수파 조건에서의 선박의 운동응답 계산을 통하여 두 가지를 확인하고자 하였다. 첫째는, 본 연구에 사용된 수치 기법이 파랑 중 선박 운동을 정확하게 예측하는지 검토하였다. 둘째는, 본 연구에서 사용하는 기법이 비선형 기법인 만큼 해당 기법이 선체에 따른 파랑 중 운동응답의 비선형성이 충분히 반영되는지 확인하였다.

4.1 대상 선형 및 계산 조건

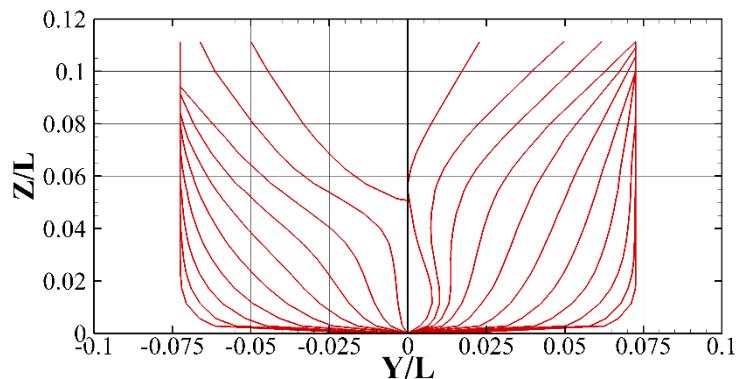
대상 선형으로는 S175 컨테이너선과 tumblehome 선형이 사용되었다. S175 컨테이너선은 선박의 내항성능 및 조종성능 확인에 널리 사용되는 선박이다. Kim & Kim (2011), Yang et al. (2013) 등은 내항성능 해석을 수행한 적이 있으며 Yasukawa (2006; 2008), Seo & Kim (2011), Lee et al. (2020) 등은 조종성능 해석을 수행한 적이 있다. 반면, tumblehome 선형은 일반적으로 군사적 목적을 가지고 설계된 선박으로 통상적인 선박과는 다른 형상을 가진다. Fig. 4-1과 Fig. 4-2에서도 확인할 수 있듯이 S175 컨테이너선은 갑판 위쪽으로 갈수록 폭이 넓어지는 형태인 반면, tumblehome 선형은 위쪽으로 갈수록 폭이 좁아지는 형태를 가진다. 두 선형의 주요 제원은 Table 4-1에 나타나 있다. 두 선형의 경우 선박의 크기 및 방형계수가 유사하기 때문에 비교가 용이하다.

Table 4-1 Main particulars of ship models

Particulars	S175	Tumblehome
Scale	1/50	1/50
LBP, L (m)	3.5	2.90
Breadth, B (m)	0.508	0.374
Draught, T (m)	0.19	0.111
Displacement (ton)	0.198	0.068
LCG (%), fwd +	-1.34	1.71
KG (m)	0.1904	0.132
Block Coeff., C_B	0.572	0.535



(a) Side View of S175 containership

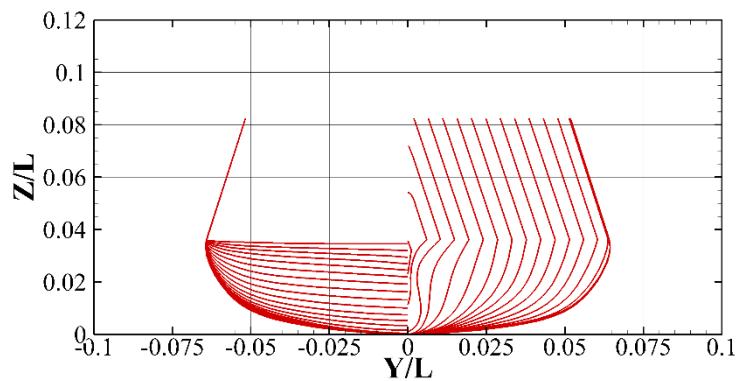


(b) Body plan of S175 containership

Fig. 4-1 Body shape of S175 containership



(a) Side View of tumblehome hull



(b) Body plan of tumblehome hull

Fig. 4-2 Body shape of tumblehome hull

계산에 사용된 파랑 조건은 실험 조건을 바탕으로 선정되었다. S175 선형의 경우 O'Dea et al. (1994)의 실험을 바탕으로 하였으며 tumblehome 선형의 경우 서울대학교 선형 수조에서 진행된 실험을 바탕으로 하였다. 각 선형에 대해 두 가지 선속 조건($Fr = 0.2, 0.275$), 세 가지 이상의 파장 비(λ/L), 그리고 세 가지 이상의 파 기울기(H/λ) 조건에 대해 계산이 진행되었다. 파장에 따른 운동응답이 먼저 확인된 후 파고에 따른 운동응답의 비선형성을 확인하였다. 전체 계산 조건은 Table 4-2에 정리되어 있다. 계산에 사용된 격자 및 시간 간격은 3.2절의 수치적 불확실성 해석 결과를 바탕으로 파고당 12개($H/\Delta z = 12$)의 격자가, 그리고 조우 주기당 최소 256개의 시간 간격($T_e/\Delta t \geq 256$)이 사용되었다.

Table 4-2 Simulation conditions for ship motion responses in waves

Hull	Ship speed	Wave conditions	
	Fr	λ/L	H/λ (for bold case)
S175	0.2	1.2	0.011, 0.017, 0.025
	0.275	0.68, 1.0, 1.2 , 1.57	0.011, 0.017, 0.025
Tumblehome	0.2	0.52, 0.93, 1.18 , 1.76, 2.07	0.0125, 0.0167, 0.02, 0.0286
	0.275	0.52, 0.93, 1.18 , 1.76, 2.07	0.0125, 0.0167, 0.02, 0.0286

파랑 중 운동 시계열은 파랑에 의한 기진력에 따라 Fig. 4-3과 같이 파의 조우 주기(encounter period, T_e)로 진동하는 형태를 보인다. 운동응답을 구하기 위하여 계산 초기 5주기 동안의 시계열

데이터를 제외하고 나머지 운동 시계열 데이터들에 대해 이산 푸리에 해석(discrete Fourier analysis)을 진행하였다. 입력 주파수로는 파의 조우주파수(ω_e)가 사용되었으며 그 결과로 1차 성분의 진폭, 즉, 조우주파수로 진동하는 성분의 진폭이 얻어진다. 최종 얻어지는 진폭에 대하여 상하동요는 입력된 파의 진폭으로 무차원화하였으며 종동요는 입력된 파 기울기(kA)를 통해 무차원화하여 실험 결과와 비교하였다.

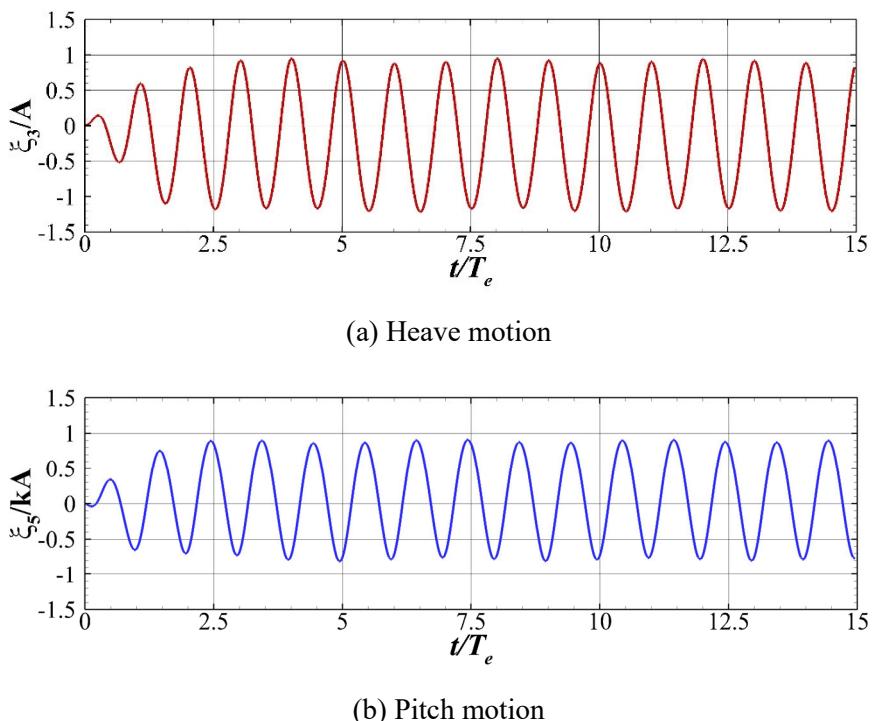


Fig. 4-3 Example of ship motion time signals
(Tumblehome hull, $Fr = 0.275$, $\lambda/L = 1.18$, $H/\lambda = 0.0167$)

4.2 S175 컨테이너선

S175 선형의 파장에 따른 파랑 중 운동응답을 O'Dea et al. (1994)의 실험 결과와 함께 Fig. 4-4에 도시하였다. 전체적으로 계산 결과가 실험 결과와 유사하였으며 공진 주파수에서도 선박의 운동응답을 잘 예측하는 것을 알 수 있다.

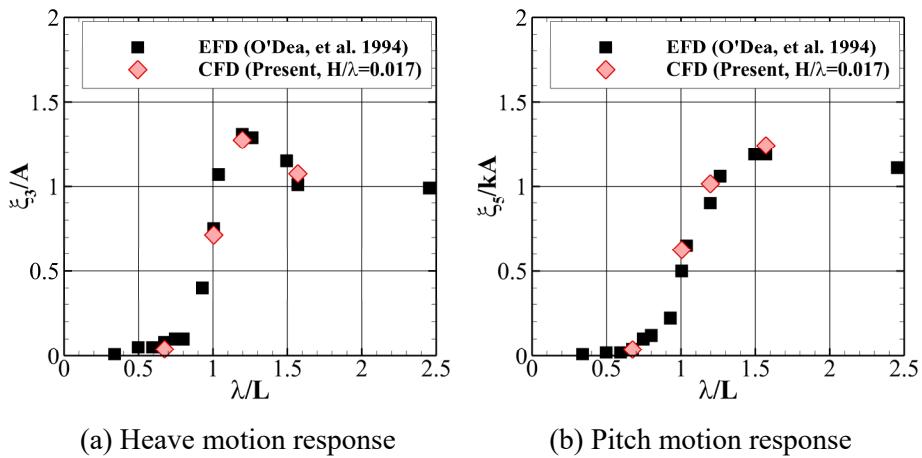
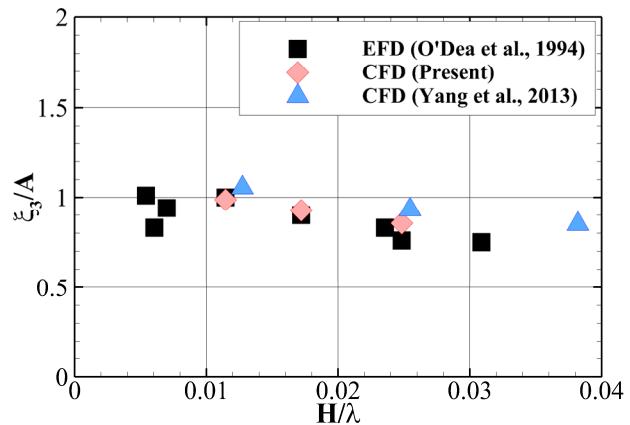


Fig. 4-4 Motion response of S175 containership for different wavelengths
($Fr = 0.275, H/\lambda = 0.017$)

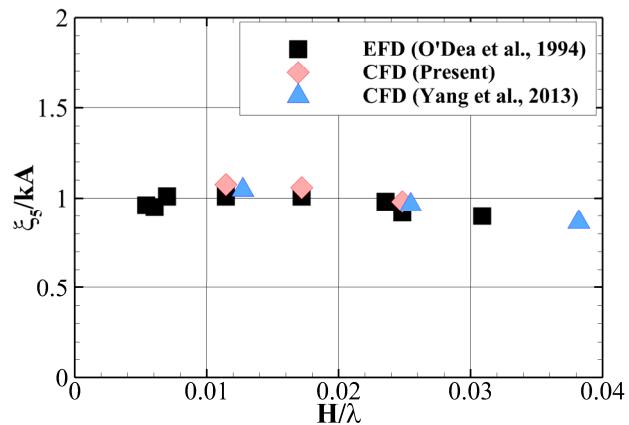
Fig. 4-5와 Fig. 4-6에서는 두 선속 조건에 대해 파 기울기를 증가시켜가며 운동응답을 비교하였다. 파장 비로는 상하동요 응답이 가장 컸던 1.2가 선정되었다. $Fr=0.2$ 의 조건에서는 Yang et al. (2013)의 결과를 추가적으로 도시하였다. 운동응답이 파고에 따라 선형적이라면 무차원화된 운동응답은 파고에 관계없이 균일한 값을 가져야 한다. 이러한 경향은 O'Dea et al. (1994)의 실험 결과 중 낮은

파고 조건에 대한 운동응답에서 확인할 수 있다. 파고가 낮은 경우에는 파고가 증가하더라도 운동응답에 큰 변화가 생기지 않고 선형적인 변화를 가지나 파 기울기가 1/100 이상부터 운동응답이 뚜렷하게 감소되는 것이 관찰된다. 계산의 경우 1/100 이상의 파 기울기 조건에 대해 수행이 되었으며 두 선속 모두에 대하여 실험 결과와 마찬가지로 파고에 따른 운동응답이 감소하는 경향이 나타났다. 특히 상하동요의 경우에 운동응답이 감소하는 경향이 더 뚜렷하였으며 선속이 빠를수록 운동응답의 감소가 크게 드러났다.

파랑에 의한 선박의 운동은 Froude-Krylov 힘, 복원력(restoring force), 산란파에 의한 힘 등 다양한 힘이 선박에 복합적으로 작용한 결과이며 각각의 힘들이 운동응답의 비선형성 영향을 미칠 수 있다. Taguchi & Kashiwagi (2019)에서는 상하동요와 종동요에 대해 강제 진동 실험을 통해 유체 동역학 미계수를 산출하였고 해당 결과를 바탕으로 상호 간섭(cross-coupling) 감쇄(damping) 계수가 선박 운동의 비선형성과 연관이 있다고 결론을 내린 바 있다. 이와는 별개로 상하동요의 복원력 계수 측면에서 바라보았을 때에도, S175 선박의 경우 위쪽으로 갈수록 더 넓은 형상을 가지기 때문에 운동이 커질수록 더 큰 복원력 계수를 가지게 된다. 이러한 점 또한 파고가 증가함에 따라 운동을 감소시키는 요인 중 하나로 판단된다.



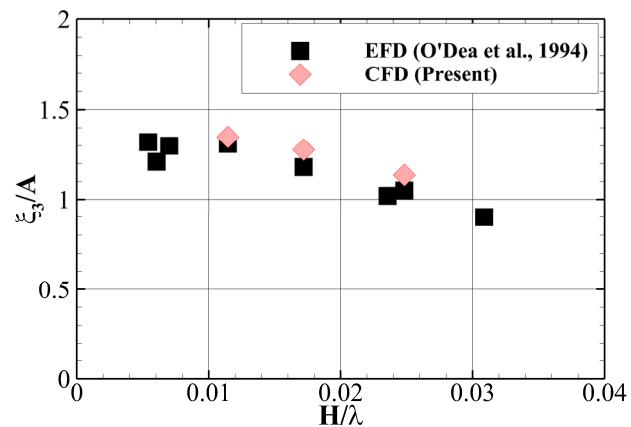
(a) Heave motion response



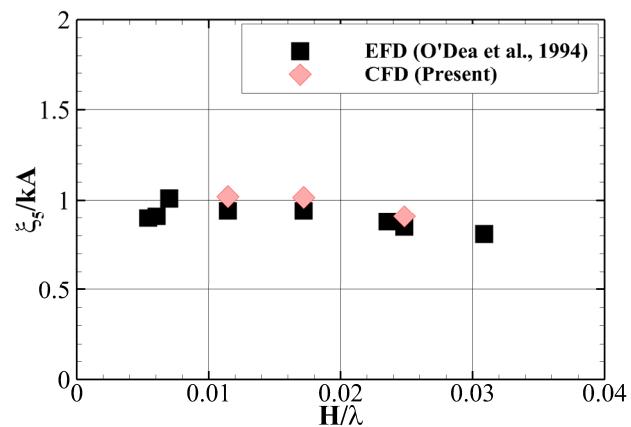
(b) Pitch motion response

Fig. 4-5 Motion responses of S175 containership for different wave slope

$(Fr = 0.2, \lambda/L = 1.2)$



(a) Heave motion response



(b) Pitch motion response

Fig. 4-6 Motion responses of S175 containership for different wave slope

$(Fr = 0.275, \lambda/L = 1.2)$

4.3 Tumblehome 선형

앞서 S175 선형과 마찬가지의 방법을 적용하여 tumblehome 선형에 대하여 파장에 따른 파랑 중 운동응답을 Fig. 4-7과 Fig. 4-8에 나타내었다. Fig. 4-7은 $Fr = 0.2$ 에 대한 결과이며 Fig. 4-8은 $Fr = 0.275$ 에 대한 결과이다. $Fr = 0.2$ 에서는 두 가지 파고 조건에 대해서 계산이 수행되었다. 두 선속 조건 모두에 대해 본 해석 기법을 통한 운동응답이 실험과 유사한 경향성을 보이는 것을 확인하였다. 상하동요의 경우 종동요에 대비하여 공진 주파수 부근에서 실험과의 차이가 상대적으로 커졌으며, 그 값 또한 실험보다 크게 예측하였다. 이는 실험과 계산이 진행된 파고 조건에 따른 비선형성에 의한 차이로 판단된다. 실험의 경우 높은 파고 조건에서 장비의 한계 및 안전 등의 문제로 제약이 발생한다. 따라서 실험의 경우 상대적으로 낮은 파고에서 진행된 반면, 계산의 경우 상대적으로 높은 파고에서 진행되었기 때문이다.

파고를 약간 증가시켜 동일한 CFD 기법을 적용했을 때 공진 영역을 벗어난 단파장과 장파장에서는 큰 차이가 관찰되지 않는다. 단파장의 경우에는 운동이 거의 없을 정도로 작은 값을 가지기 때문에 파랑에 의한 비선형성이 운동응답에 뚜렷한 영향을 줄 정도로 크지는 않은 것으로 판단된다. 장파장에서는 선박이 파를 타고 지나가기 때문에 약간의 파고 변화로는 큰 변화를 야기시키기 어렵다. 반면, 공진 주파수 부근에서는 차이가 관찰된다. 이는 공진 영역 부근에서 선박의 상대 운동응답이 커지게 되어 동유체력

계수들에 다양한 변화가 생김과 동시에 그린 워터(green water), 쇄파 등의 비선형 현상의 발생이 영향을 미친 것으로 생각된다.

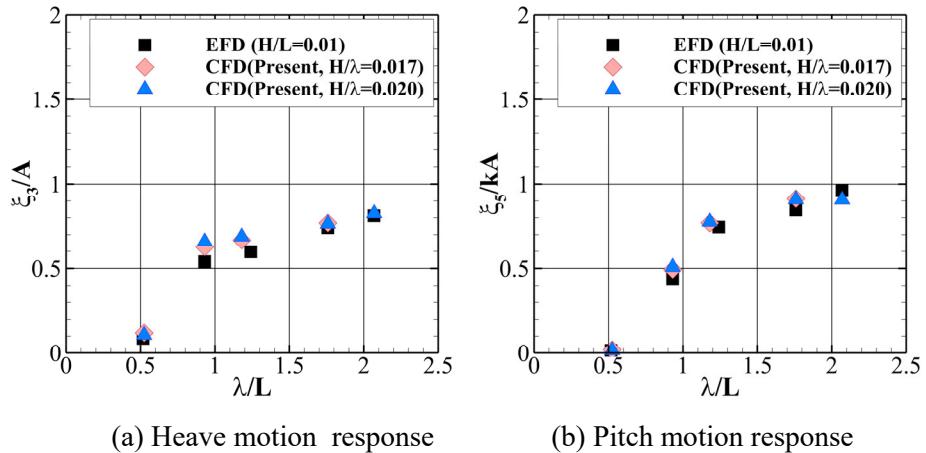


Fig. 4-7 Motion response of tumblehome hull for different wavelengths
($Fr = 0.2, H/\lambda = 0.017, 0.020$)

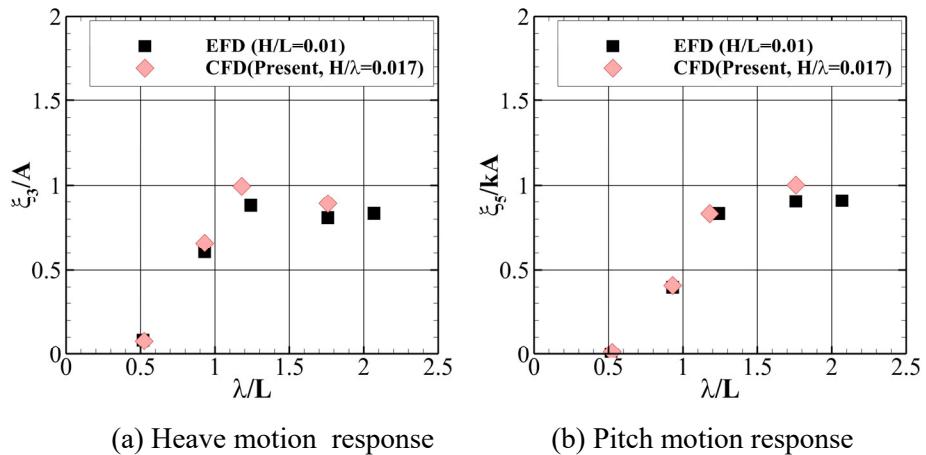
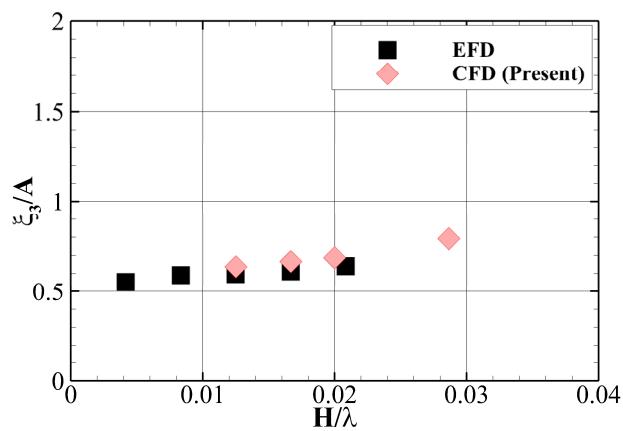
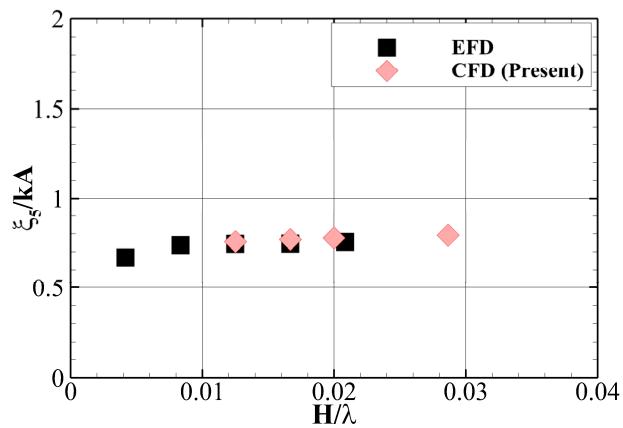


Fig. 4-8 Motion response of tumblehome hull for different wavelengths
($Fr = 0.275, H/\lambda = 0.017$)

Fig. 4-9와 Fig. 4-10은 각각 $Fr = 0.2$ 와 $Fr = 0.275$ 에서의 파고에 따른 운동응답을 보여준다. 계산은 앞서 언급한 실험의 제약 조건들로부터 더 자유롭기 때문에 실험과 대비하여 높은 파고 조건까지 계산이 진행되었다. 실험과 계산 결과 모두 동일한 경향성을 보여주었으며 두 선속 조건에 대하여 상하동요의 경우 파고가 증가함에 따라 증가하는 경향을 보인다. 이는 앞서 Fig. 4-7과 Fig. 4-8에서 파고 차이에 의하여 상하동요가 실험보다 상대적으로 크게 예측된 것과도 부합되는 결과이다. 파고가 증가함에 따라 운동이 증가하는 결과는 S175 컨테이너선과는 반대되는 결과인데 자유 수면 위쪽 형상이 다른 점이 한 가지 이유가 될 수 있다. 앞서 S175 컨테이너선과는 반대로 tumblehome 선형은 훌수 위쪽으로 갈수록 폭이 좁아짐에 따라 상하동요 방향의 복원력 계수가 감소하게 된다. 이는 운동이 증가함에 따라 상대적으로 운동응답이 커지는데 기여한다. 종동요의 경우 파고에 대하여 대체적으로 큰 차이를 보이지 않았다. 하지만 고속에서 파고가 매우 큰 경우에 대해서는 감소하는 경향성을 보였다. 이는 S175 선박과는 동일한 추세이다.



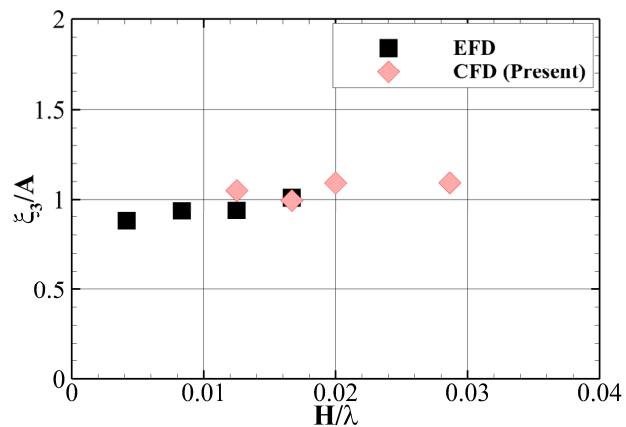
(a) Heave motion



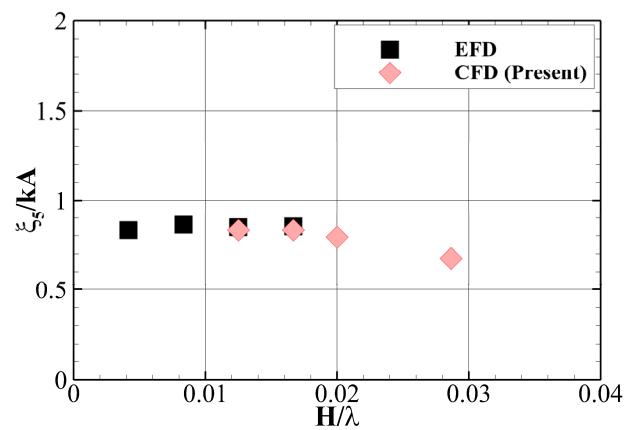
(b) Pitch motion

Fig. 4-9 Motion responses of tumblehome hull for different wave slope

($Fr = 0.2, \lambda/L = 1.18$)



(a) Heave motion



(b) Pitch motion

Fig. 4-10 Motion responses of tumblehome hull for different wave slope

$(Fr = 0.275, \lambda/L = 1.18)$

Fig. 4-11에서는 $Fr = 0.275$ 인 경우에 대해 파고가 가장 높은 조건($H/\lambda = 0.029$)에서 한 주기 내에 tumblehome 선박 주위 자유 수면 형상을 1/4 주기 간격으로 나타내었다. 선박 주위에서 확인할 수 있는 사각형 구역은 중첩격자에 의해서 발생하는 것으로 사각형 구역 인근에서 보간이 이루어진다. 공진에 의해 선박의 상대 운동이 매우 커짐에 따라 선수부는 자유 수면 아래까지 내려갔다가, 선박의 바닥이 드러날 때까지 자유 수면 위로 올라온다. 이러한 선박의 운동은 수선면이 급격하게 변함에 따라서 동유체력 계수들을 매우 극단적인 형태로 변화시킬 것을 예상할 수 있다. 또한 선수부의 바닥면이 자유 수면 위로 노출되었다가, 자유 수면 아래로 내려가는 경우에는 강한 충격이 선박에 가해지게 된다. 반대로 선수부가 다시 자유 수면 위로 올라가는 경우 그린 워터가 상당한 수준으로 발생한다. 이 때 발생한 그린 워터는 한 주기 내내 갑판 위에 머물면서 선미까지 이동한 후에 사라지는 것이 확인된다.

본 절에서의 계산 결과를 통해 계산에 사용된 수치 기법이 선박의 운동응답을 실험과 유사하게 예측하는 것을 확인하였다. 또한 선박 운동응답의 비선형 특성을 제대로 구현할 수 있음을 확인하였다.

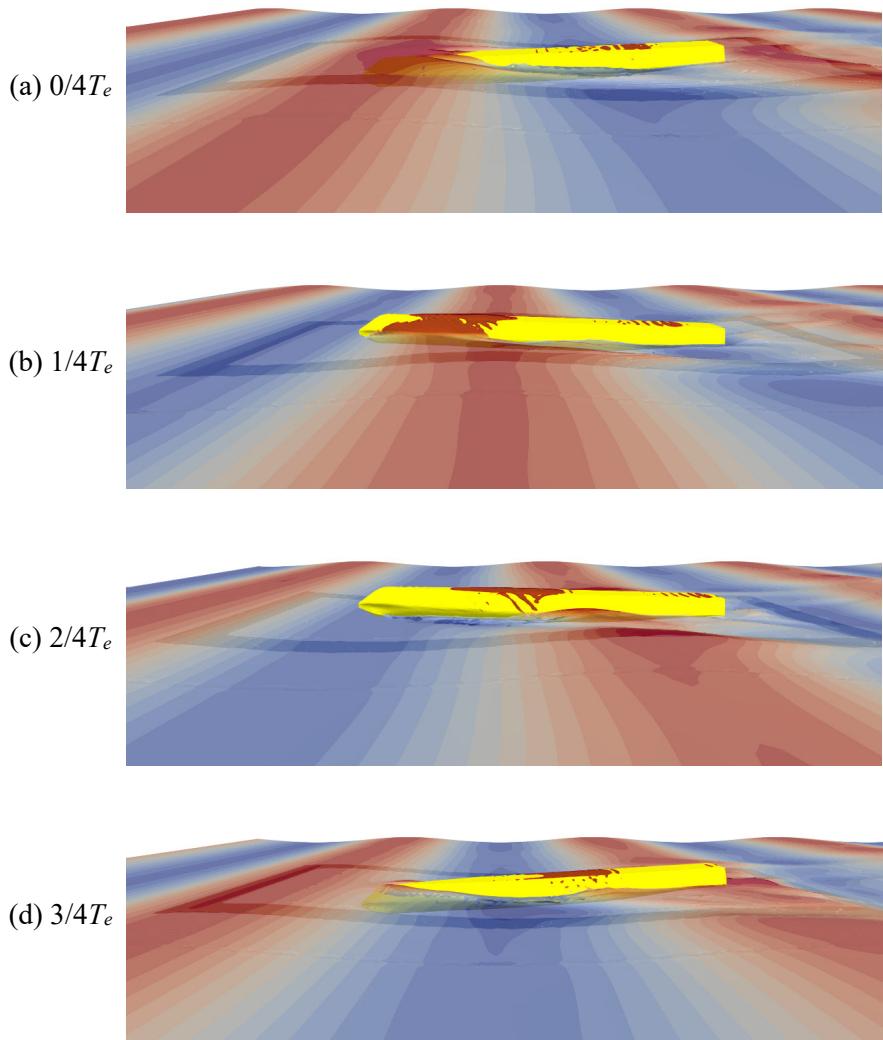


Fig. 4-11 Snapshots of wave contour near tumblehome hull

$(Fr = 0.275, H/\lambda = 0.029)$

5. 정수 중 선회시험 모사 및 검증

선회시험은 조종시험 중 가장 대표적인 시험 중 하나이다. 본 절에서는 정수 중에서의 선회시험을 통해 수치 기법을 검증한다. 앞서 파랑 중 운동응답 검증은 프로펠러 없이 선박만을 이용한 계산이었다면 정수 중 선회시험은 프로펠러 및 타의 효과가 모두 고려된다. 정수 중 선회시험의 절차는 Fig. 5-1과 같다. 먼저, 계산 시간 단축을 위하여 선박의 운동을 고정한 채로 목표 속도로 예인을 한다. 선박 후미에 켈빈파가 충분히 생성되면 프로펠러 제어를 시작하며 이를 통해 목표 속도에 대한 프로펠러 회전 수를 얻어낸다. 다음으로 얻어진 프로펠러 회전 수를 이용하여 자유항주 시험을 진행한다. 자유항주 시험 시에는 선박의 운동에 자유도를 부여한다. 정수 중 선회시험에서는 상하동요와 종동요의 경우 그 값이 매우 작기 때문에 무시가 가능하다. 따라서 전후동요, 좌우동요, 선수동요 및 횡동요에 대해서 4자유도 운동을 진행한다. 최종적으로 타의 운동을 통해 정수 중 선회시험을 수행한다.

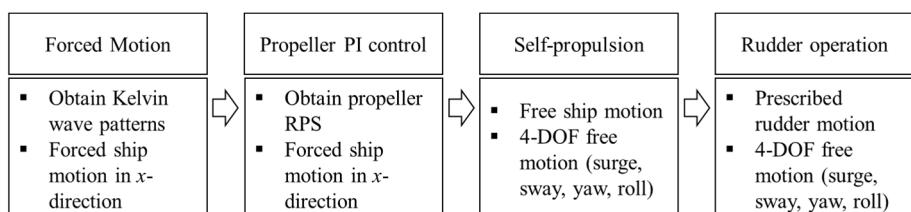


Fig. 5-1 Overall procedures of ship maneuvering test in calm water

선회시험의 정량적인 평가를 위하여 조종변수들이 도입되었고 이를 Fig. 5-2에 나타내었다. 선수각(heading)이 90° 인 경우의 X-좌표와 Y-좌표는 각각 전진거리(advance, AD)와 횡방향 이동거리(transfer, TR)로 정의되며, 선수각이 180° 인 경우의 Y-좌표를 전술직경(tactical diameter; TD)으로 정의한다. T_{90} , T_{180} , T_{360} 은 각각 선수각이 90° , 180° , 360° 에 도달하는 시간을 의미한다. 이외에도 선회가 정상 상태에 도달하였을 때의 선회 반지름(steady turning radius), 선수동요 각속도 (r_{steady}), 표류각(β_{steady}) 등의 변수들도 비교에 사용된다. MSC.137(76)에서는 선회시험 결과에 대해 전진거리가 선박 길이의 4.5배를 넘지 않고 전술직경이 선박 길이의 5배를 넘지 않을 것을 요구한다.

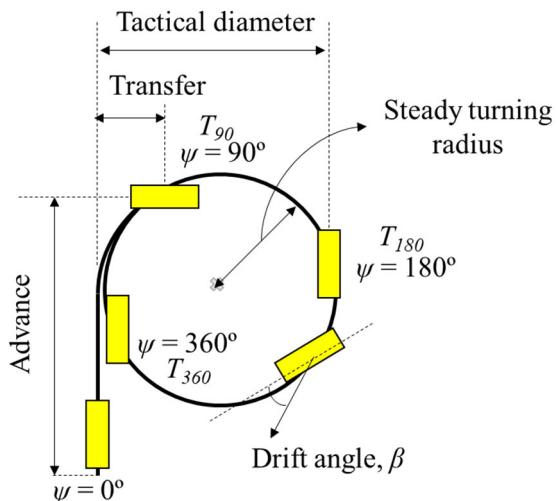


Fig. 5-2 Definition of turning test parameters in calm water

5.1 대상 선형 및 계산 조건

정수 중 선회시험은 KCS와 KVLCC2 선형에 대해서 수행되었다. 선형, 프로펠러 및 타에 대한 정보 및 계산 조건은 Table 5-1과 같다. KCS 선형은 3.057m(1/75.24 scale) 길이의 모델에 대해서 계산되었고 Yasukawa et al. (2021)의 실험 결과와 비교하였다. KVLCC2 선형의 경우에는 7.0m(1/45.714 scale) 선형과 3.2m(1/100 scale) 선형에 대해서 계산이 진행되었다. 7.0m 선형의 실험은 Quadvlieg & Brouwer (2011)의 제원을 이용하였으며 3.2m 선형의 실험은 Kim et al. (2019)의 실험 조건을 이용하였다. KCS 선형과 KVLCC2 선형의 모습은 각각 Fig. 5-3과 Fig. 5-4에 도시되었다. 특히 Fig. 5-5의 3.2m 길이 KVLCC2 선형은 다음 절의 파랑 중 선회시험 계산에도 사용된다. KVLCC2 선형은 건현(freeboard)이 낮기 때문에 파랑 중 공진 구간에서 선박의 상대 운동이 큰 경우 그린 워터(green water)가 발생하기 쉽다. 따라서 갑판 윗부분에 대해서 수직 방향으로 건현을 추가적으로 높여서 계산을 진행하였다.

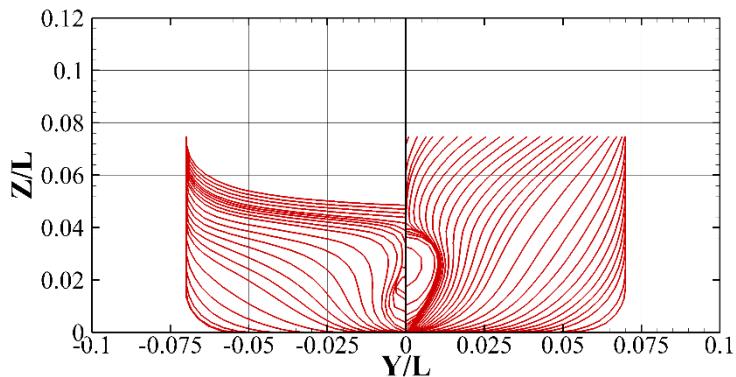
프로펠러 체적력 모델링을 위해서는 프로펠러 단독 시험의 결과인 추력계수와 토크계수가 필요하다. 본 연구에서는 KCS 선형과 7.0m KVLCC2 선형의 경우 실험에서 제공된 프로펠러 단독 시험 결과를 이용하였고 3.2m KVLCC2 선형의 경우 NMRI(National Maritime Research Institute)에서 수행된 1/110 축척 KVLCC2 선형의 프로펠러 단독 시험 결과를 사용하였다. KCS 선형은 설계 속도보다 느린 프루드 수(Froude number)에서 계산이 수행되었다. 정수 중

선회시험 시에는 타는 실제의 반평형 타가 아닌 단순화한 타를 이용했고 횡동요를 포함한 4자유도 운동으로 시뮬레이션이 진행되었다. KVLCC2 선형은 설계 속도와 동일한 프루드 수에서 계산이 수행되었다. 타는 실제의 반평형 타 형상에서 간격을 약간 넓힌 타를 이용했고 3자유도 혹은 4자유도로 계산이 수행되었다.

계산에 사용된 격자 시스템은 불확실성 해석 결과를 바탕으로 선박 길이당 560개 이상의 격자로 설정이 되었으며 Fig. 5-5와 같다. 선미 영역에서의 격자 크기는 프로펠러 체적력 모델링을 위한 격자를 확보하고 선박과 타 사이의 조밀한 간격을 모사하기 위하여 여러 단계로 세분화되어 나눠진다. 따라서 많은 격자들이 선미 영역에 집중적으로 분포한다. KCS 선형의 경우 단순화된 형상을 사용하였기 때문에 격자가 상대적으로 복잡하지 않은 반면, KVLCC2 선형의 경우 반평형 타를 사용하였기 때문에 격자가 매우 촘촘한 것을 확인할 수 있다.

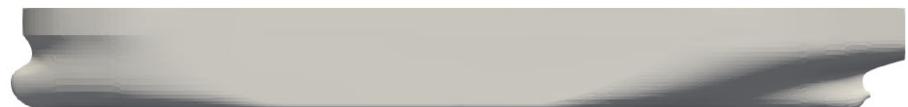


(a) Side view of KCS containership

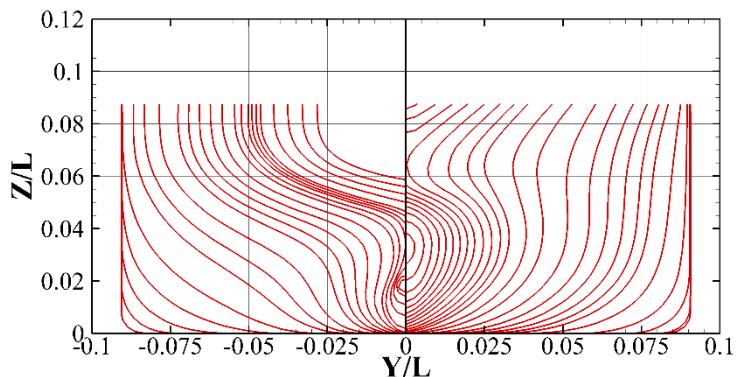


(b) Body plan of KCS containership

Fig. 5-3 Body shape of KCS containership



(a) Side view of KVLCC2 tanker (for 1/100 scale computation)



(b) Body plan of KVLCC2 tanker

Fig. 5-4 Body shape of KVLCC2 tanker

Table 5-1 Main particulars of ship models for turning tests

Particulars	KCS	KVLCC2	
Computation Scale	1/75.24	1/45.714	1/100
<i>Hull</i>			
LBP, L (m)	3.057	7.0000	3.20
Breadth, B (m)	0.4280	1.2688	0.58
Draught, T (m)	0.1435	0.4550	0.208
Displacement (ton)	0.1222	3.2724	0.313
Wet. Surf., S_w (m^2)	1.6834	13.0129	2.7194
LCG (%), fwd +	-1.48	3.48	3.48
GM (m)	0.008	0.125	0.058
Block Coeff. C_B	0.651	0.8098	0.8098
I_{xx} / B	0.49 (in water)	0.40	0.36
I_{zz} / L	0.25	0.25	0.24
<i>Propeller</i>			
Type	Fixed Pitch	Fixed Pitch	Fixed Pitch
Diameter, D (m)	0.105	0.204	0.0986
Hub ratio	0.180	0.165	0.155
Rotation	Right	Right	Right
<i>Rudder</i>			
Type	Simplified (calm water) Horn (wave)	Horn	Horn
Lateral area (m^2)	0.0096	0.0654	0.0137
Turn rate, $\dot{\delta}$ (deg/s)	20.1	15.8	23.4
<i>Simulation conditions</i>			
Froude Number, Fr	0.16	0.142	0.142
Degree of freedom	4DOF	3DOF / 4DOF	3DOF

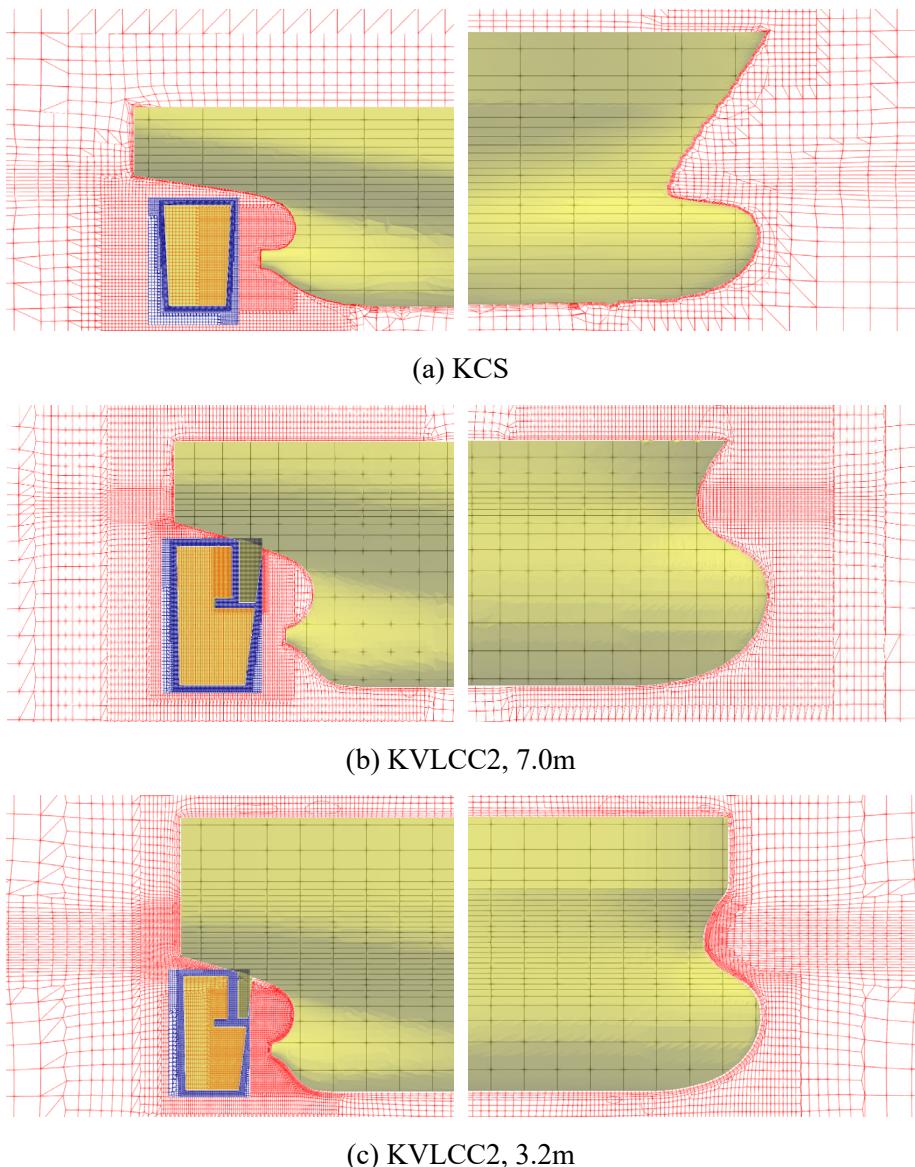


Fig. 5-5 Example of computation mesh for turning test in calm water

5.2 프로펠러 RPS 추정

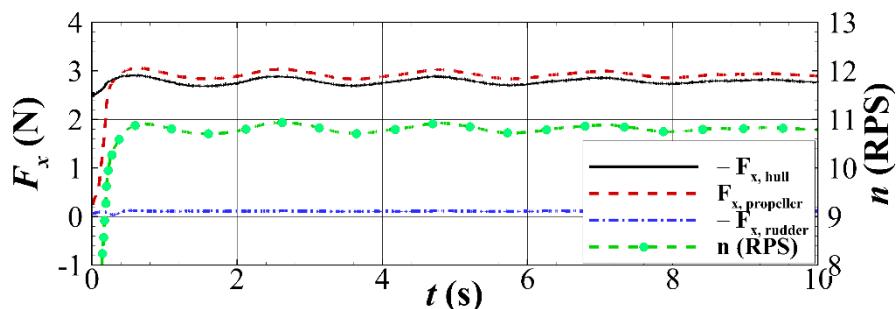
자유항주 시험을 위해서는 선박의 목표 속도에 대응되는 프로펠러 RPS 값이 필요하다. 본 연구에서는 체적력 기반의 모델링을 사용하였기 때문에 실제 프로펠러 RPS 값을 사용하지 못하며 목표 속도에 대응되는 프로펠러 RPS를 추정하여야 한다. 여기서는 프로펠러 PI(Proportional-Integral) 제어를 통하여 프로펠러 RPS 값을 도출하였다. PI 제어에서는 비례 계인(proportional gain, K_P)을 이용해 빠르게 목표 값에 접근을 시키며 적분 계인(integral gain, K_I)을 통해 누적되는 오차를 줄여 정확한 값에 수렴을 시킬 수 있다.

RPS를 제어하기 위한 오차 함수로는 추력과 속도 두 가지가 가능하다. 정수 중 프로펠러 RPS 제어에서는 추력을 바탕으로 하는 오차 함수가 사용되었다. 추력을 이용하는 경우 목표 속도로 강제로 선박을 예인하면서 선박과 타에 작용하는 저항과 프로펠러에 의한 저항 증가의 합이 프로펠러 추력과 동일하도록 프로펠러 RPS가 변하게 된다. 제어 계인(gain)으로는 $K_P = 0.1$, $K_I = 0.01$ 의 값이 사용되었다. Table 5-2에는 PI 제어를 통해 얻어진 프로펠러 RPS 값을 나타내었다. 전반적으로 체적력 모델링이 실험 대비 더 큰 프로펠러 RPS 값을 요구하였다. 이는 프로펠러에 유입되는 유입류의 속도와 프로펠러 모델링에 의한 저항 증가가 복합적으로 작용한 결과로 판단된다. Fig. 5-6에는 각 선박 종류 별로 프로펠러 제어 시 선박에 작용하는 힘과 프로펠러 RPS의 시계열을 나타내었다. 선박과 타에

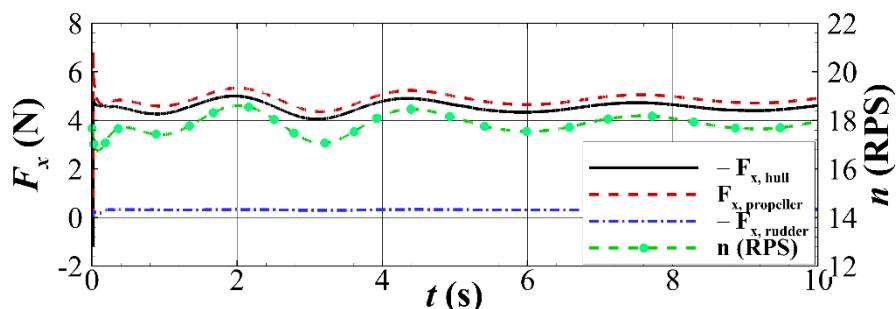
작용하는 저항과 프로펠러에 의한 추력이 서로 힘의 평형을 유지하는 것을 확인할 수 있다.

Table 5-2 Final propeller RPS value for turning test in calm water

	EFD	CFD
KCS	10.44	10.80
KVLCC2, 7.0m	10.33	11.43
KVLCC2, 3.2m	17.50	17.90



(a) KCS



(b) KVLCC2 (3.2m)

Fig. 5-6 Time series of forces and propeller RPS

5.3 정수 중 자유항주 시험

선회를 시작하기에 앞서 프로펠러 RPS를 이용하여 직진 자유항주 시험을 수행하였다. 직진 자유항주 구간은 본 계산에서는 가장 짧은 구간으로, 선체의 구속된 운동을 해제하고 이전 단계에서 구한 프로펠러 RPS가 실제 목표 속도에 대응되는지 확인하는 단계이다. 본 계산에서는 직진 자유항주 시의 속도가 목표 속도와 1% 이내의 차이를 보이는 것을 확인하였다.

Fig. 5-7부터 Fig. 5-9까지는 직진 자유항주 중 선형 주위의 유동과 프로펠러에서의 체적력 분포 및 주변 와류 구조(vortical structures)를 보여준다. 프로펠러의 체적력 분포는 타 주위에서 큰 값을 가지며 직진 중이기 때문에 대칭적인 구조를 가진다. 와류 구조는 프로펠러와 타의 상호 작용에 의해 복잡한 형상을 띠며 생성된 와류가 타의 후류 영역까지도 수송되는 것을 확인할 수 있다.

현재 단계까지 수행된 내용을 바탕으로 정수 중 조종시험을 위한 초기 상태를 얻을 수 있으며 다음 단계에서 타의 운동을 통한 조종시험이 가능하다.

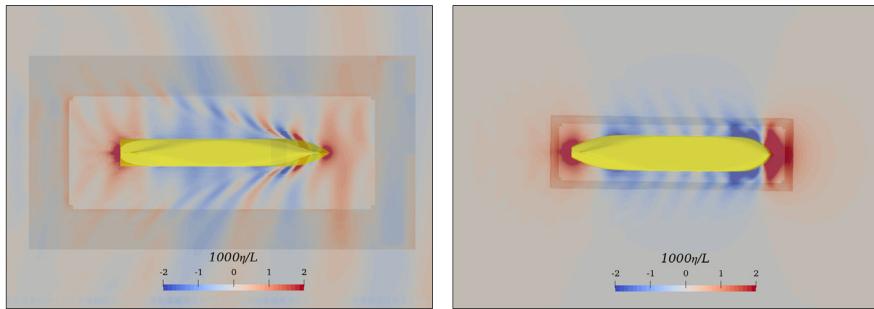


Fig. 5-7 Free surface distribution near hull in calm water self-propulsion test

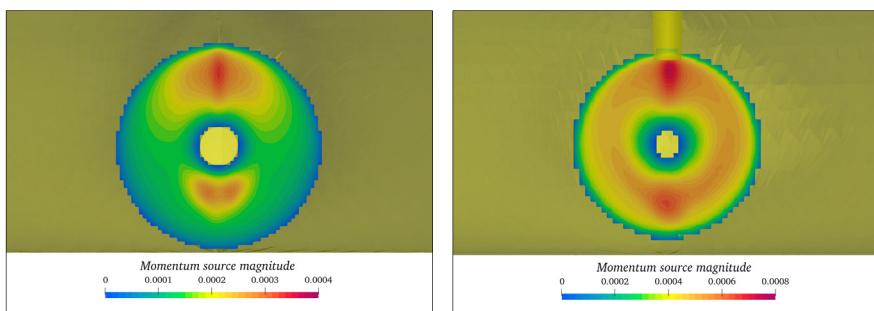


Fig. 5-8 Propeller body force distribution in calm water self-propulsion test

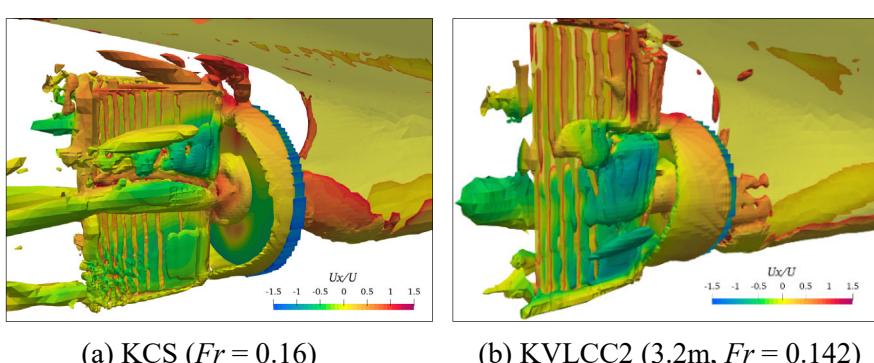


Fig. 5-9 Vortical structures ($Q = 150$) in calm water self-propulsion test

5.4 정수 중 선회시험

KCS와 KVLCC2 두 선형에 대해 정수 중 35° 우현(starboard) 선회시험이 수행되었다. 먼저, KCS 선형에 대한 선회시험 결과를 Yasukawa et al. (2021)의 실험 결과와 MMG 모델을 이용한 계산 결과와 함께 나타내었다. MMG 모델은 Kim et al. (2011)이 적용한 기법을 바탕으로 하였다. Fig. 5-10부터 Fig. 5-12에서는 각각 전체 선회 궤적, 속도 시계열, 프로펠러 추력 및 토크 시계열, 그리고 타력 시계열을 비교하였다. Table 5-3에서는 선회시험 변수들을 정량적으로 비교하였다.

대부분의 조종변수들에 대해 계산과 실험의 차이는 10% 이내로 유사하였다. 횡동요를 제외하면 가장 큰 차이는 횡방향 이동 거리에서 발생하였다. 그러나 실제 절댓값을 기준으로 실험과 계산에서의 전진 거리의 차이와 횡방향 이동 거리의 차이는 유사한 수준이다. 속도 시계열 측면에서도 실험과 CFD 계산 결과가 전반적으로 유사하였다.

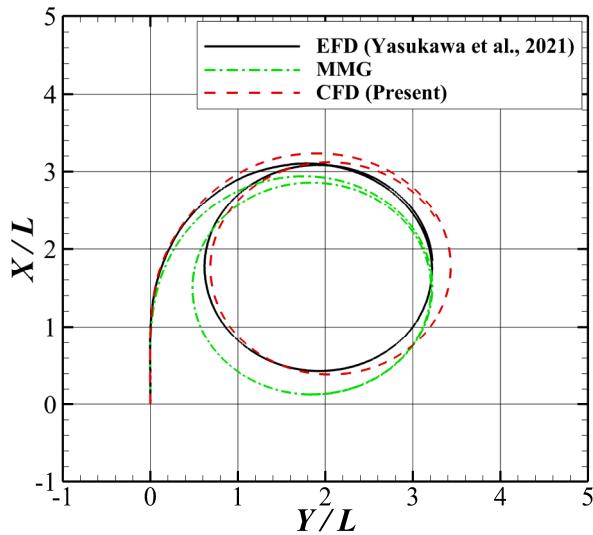
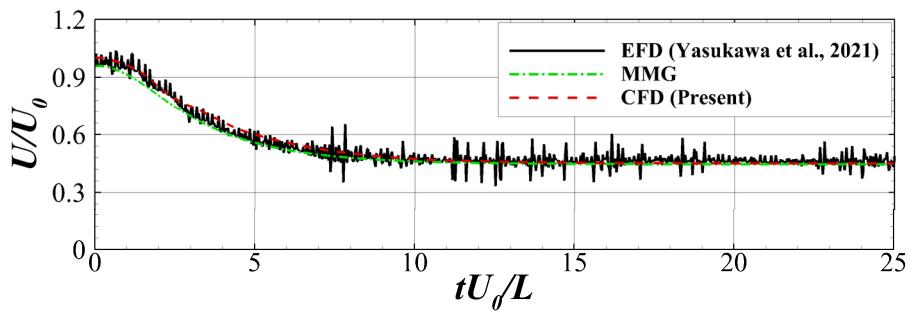


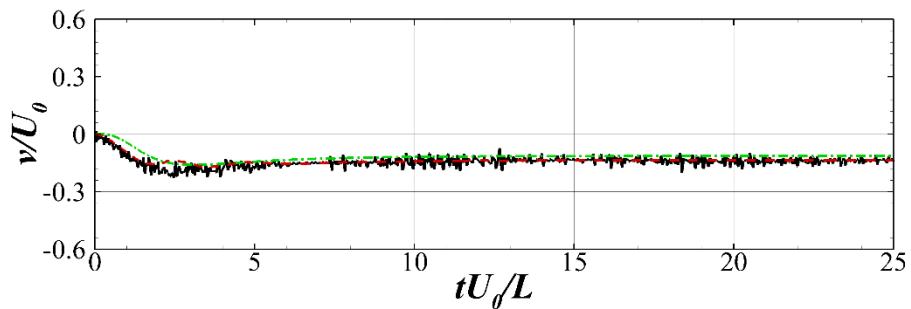
Fig. 5-10 Turning trajectory in calm water (KCS, $Fr = 0.16$)

Table 5-3 Comparison of turning parameters in calm water (KCS, $Fr = 0.16$)

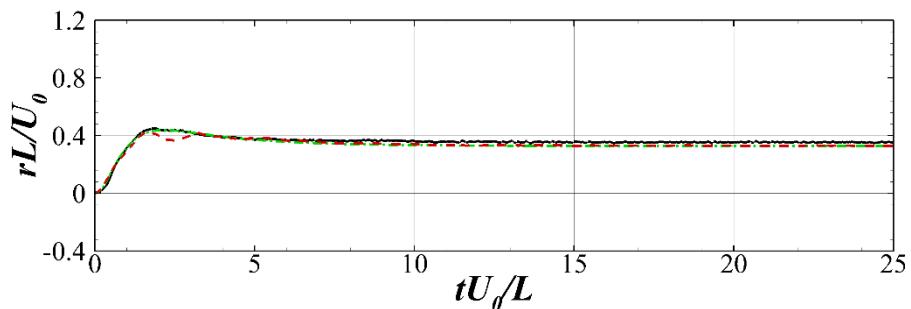
Parameters	EFD	MMG	CFD (4DOF, w/o horn)
AD/L	3.04	2.89 (-4.9%)	3.18 (+4.6%)
TR/L	1.36	1.37 (+0.7%)	1.50 (+10.3%)
TD/L	3.16	3.20 (+1.3%)	3.36 (+6.3%)
Turning diam./ L	2.48	2.66 (+7.3%)	2.61 (+5.2%)
$T_{90}U_0/L$	4.49	4.48 (-0.1%)	4.69 (+4.5%)
$T_{180}U_0/L$	8.71	8.94 (+2.6%)	9.04 (+3.8%)
$T_{360}U_0/L$	17.55	18.46 (+5.2%)	18.47 (+5.3%)
$r_{steady}L/U_0$	0.35	0.33 (-5.7%)	0.33 (-5.7%)
u_{steady}/U_0	0.44	0.45 (+2.3%)	0.45 (+2.3%)
ϕ_{steady} (deg)	-2.61		-1.02 (-60.9%)
β_{steady} (deg)	18.47	16.39 (-11.3%)	17.57 (-4.9%)



(a) Total speed



(b) Sway velocity

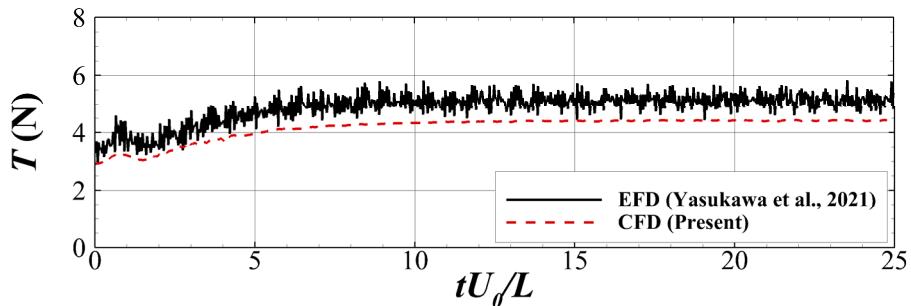


(c) Yaw rate

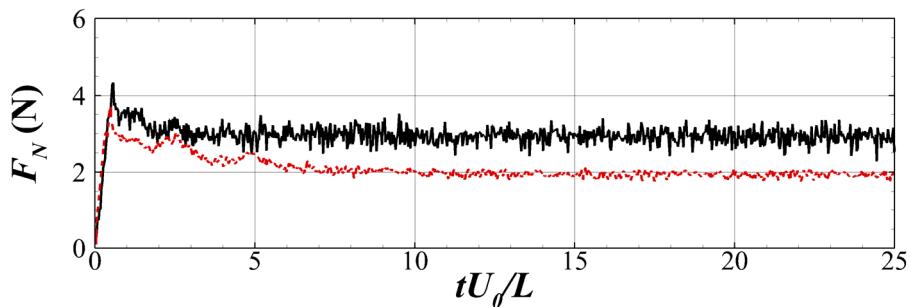
Fig. 5-11 Time history of velocity components in calm water turning test
(KCS, $Fr = 0.16$)

프로펠러 추력과 타력의 경향성은 실험과 일치하였다. 초기 선회 단계에서는 타의 회전에 의해 받음각이 커져서 타력이 증가하며, 타에 의해 유동의 흐름이 방해됨에 따라서 추력도 영향을 받게 된다. 실험의 경우 프로펠러 회전의 영향으로 추력 시계열에서 고주파의 진동 성분이 관찰된다. 최종 수렴된 추력과 타력의 경우 수치해석 결과가 실험 대비 과소 추정한다. 프로펠러 추력은 선체에 대해서 교란된 유입류, 프로펠러 모델링 및 타의 형상에 영향을 받는다. 초기 시점부터 과소한 프로펠러 추력은 이미 자유항주 과정에서 프로펠러에 의한 저항 증가가 실제보다 작다는 것을 의미한다.

타력의 차이에도 몇 가지 이유가 있다. 먼저, 타가 직접 마주하는 유체는 프로펠러에 의해 가속된 유체이기 때문에 체적력 모델링을 이용하는 경우 실제 유동과는 차이가 있다. 또한 해당 계산에서는 실제 반평형 타가 아닌 단순화된 형태의 타를 사용한 것이 선미에서의 유동을 변화시켜 타력에 영향을 미쳤을 가능성도 존재한다. 따라서 힘의 차이는 선체-프로펠러-타 사이의 복잡한 연관관계에 의한 결과이다. Wang et al. (2022)은 동일한 수치 기법 및 프로펠러 모델링을 이용해 반평형 타에 대해서도 정수 중 선회시험을 수행하였으며 그 결과 실험에 더 근접한 추력과 타력 값을 얻을 수 있었다. 이러한 이유로 추후 파랑 중 선회에서는 반평형 타가 사용되었다.



(a) Propeller thrust



(b) Rudder normal force

Fig. 5-12 Time history of propeller & rudder force in calm water turning test
(KCS, $Fr = 0.16$)

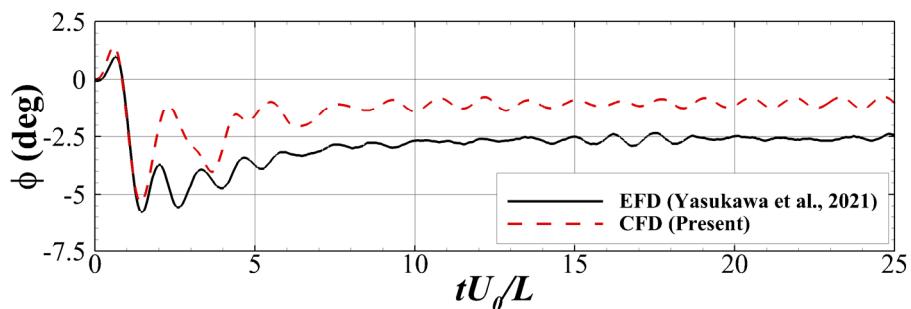
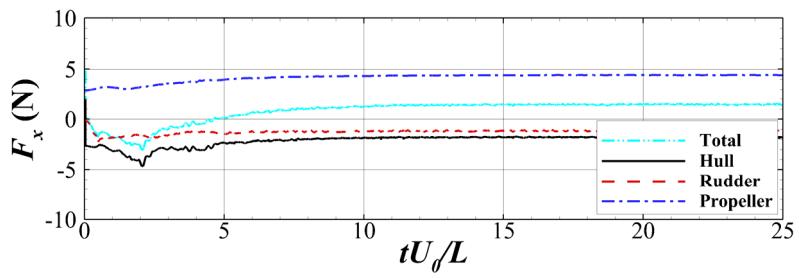
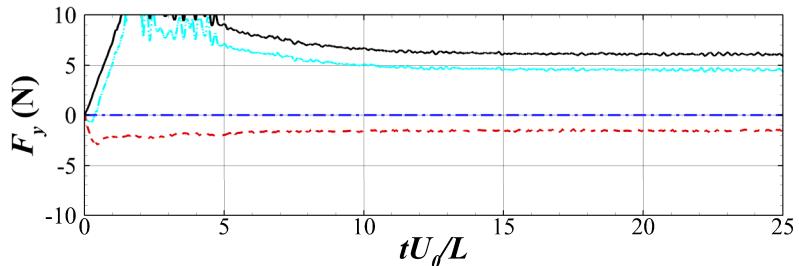


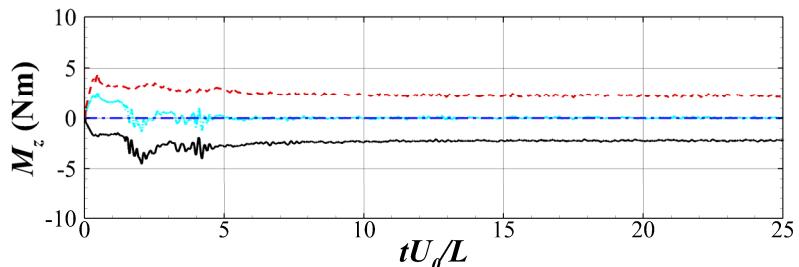
Fig. 5-13 Time history of roll motion in calm water turning test
(KCS, $Fr = 0.16$)



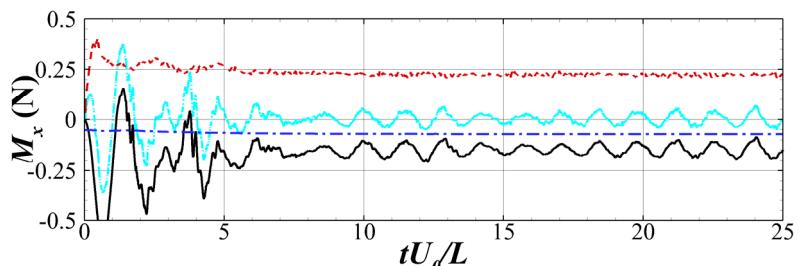
(a) Surge force



(b) Sway force



(c) Yaw moment



(d) Roll moment

Fig. 5-14 Force & moment signals in calm water turning test
(KCS, $Fr = 0.16$)

한편, KCS 선형은 GM 값이 작기 때문에 횡동요에 취약하다. Fig. 5-13에는 실험과 계산에서의 횡동요 시계열을 나타내었다. 선회 초기에는 타의 영향에 의해 내방경사가 발생하고 이후에는 선박에 의한 모멘트가 지배적 이게 되어 외방경사가 발생한다. 내방경사와 최대 외방경사 값은 실험과 CFD 계산이 잘 일치한다. 하지만 최종 정상 상태에서의 횡경사(heel angle) 값은 계산과 실험에서 다소 차이를 보인다. Kim et al. (2021a)의 연구결과에서도 유사한 결과를 보였다. 정상 상태에서의 운동 방정식을 감안하면 수렴하는 횡경사 값은 횡동요 복원력 계수와 횡동요 모멘트에 의해서 지배적으로 결정이 되므로, 곧, 두 성분 중 한 성분이 과대 또는 과소 추정되는 것으로 생각된다. 횡동요 운동의 진동 주기는 실험과 계산에서 유사하였다.

Fig. 5-14에서는 선회시험 동안 선체에 작용하는 힘의 시계열을 각 성분 별로 구분하여 나타내었다. 전후동요 힘의 경우에는 선체와 타에 작용하는 저항과 프로펠러 추력이 반대 방향으로 나타난다. 좌우동요 힘의 경우에는 선체에 작용하는 힘과 타에 작용하는 힘이 반대 방향으로 작용하며 프로펠러에 의한 힘은 무시할만한 수준이다. 선체가 회전을 하고 있기 때문에 x -와 y -방향의 전체 합력은 0이 아닌 값을 가지며 각각 선박을 선회시키기 위한 힘인 $-mvr$ 과 mur 값으로 수렴을 한다. 선수동요 모멘트의 경우 초기에는 타에 의해 선수동요 가속도가 발생하며 정상 상태에 도달하면 선체에 의한 모멘트와 타에 의한 모멘트가 상쇄된다. 횡동요

모멘트의 경우 선체와 프로펠러에 의한 모멘트가 같은 방향으로 작용하고 타의 경우에는 반대 방향으로 작용하여 서로 상쇄된다. 프로펠러가 한 방향으로 회전하고 있음에 따라 프로펠러 모멘트는 무시할만한 수준이 아니다. 선체에 작용하는 횡동요 모멘트의 경우 정상 상태에 도달하더라도 일정한 주기로 진동을 하며 해당 주기는 KCS 선형의 횡동요의 고유 주기와 같다.

두 가지 스케일의 KVLCC2 선형에 대해서도 동일한 계산 및 해석이 진행되었다. 7.0m 선형의 경우 횡동요의 유무에 따라 3자유도와 4자유도 선회시험이 수행되었고 3.2m 선형에 대해서는 3자유도 선회시험만 수행되었다. 7.0m 선형 결과들은 Quadvlieg & Brouwer (2011)의 실험 결과와 비교가 가능하며 3.2m 선형은 Kim et al. (2019)의 실험 결과와 비교 가능하다. Lee et al. (2020)의 MMG 모델도 참고로 함께 나타내었다. Lee et al. (2020)의 MMG 모델은 Yasukawa & Yoshimura (2015)의 MMG 모델을 바탕으로 한다.

Fig. 5-15는 KVLCC2 선형에 대한 계산에서 구해진 각 기법 및 스케일 별 선회 궤적을 도시하고 있다. 이 결과에서는 MMG 모델은 선회 궤적을 작게 예측한 반면, CFD 계산의 경우 세 경우 모두 선회 궤적을 크게 예측하고 있다. 먼저, 7.0m 선박의 3자유도와 4자유도 계산 결과 모두 선회 궤적 측면에서 180° 의 선수각까지 실험과 매우 잘 일치하였다. 하지만 그 이후의 선수각에 대해서는 실험으로부터 멀어지는 결과를 보였다. 탱커 선형의 경우 GM 값이 크기 때문에 횡동요 운동이 거의 없고 횡동요의 유무는 전체 궤적에 큰 영향을

주지 못하였다. 실험의 경우 7.0m 선박과 3.2m 선박에 대해 선회 궤적 측면에서 스케일에 의한 효과가 유의미하게 드러나지 않았으며 차이 또한 Quadvlieg & Brouwer (2011)에서 제시한 실험의 불확실성 내에 있다. 반면, 90° 간격의 각 선수각에 도달하는 시간에서는 불확실성 범위 밖의 차이가 드러났다.

한편, 계산의 경우 3.2m 선박에서 $+Y$ -방향으로 치우친 결과를 보였다. 3.2m 선박에 대해 정량적으로는 대부분의 선회 변수에 대해 실험과 10%内外의 차이를 보였다. 정상 상태에서의 횡경사의 경우 절댓값의 차이는 0.03° 로 매우 작았다. CFD에서 상대적으로 큰 선회 궤적은 Fig. 5-16과 Fig. 5-17의 각 방향 별 속도 성분을 통해서 이해를 할 수 있다. 7.0m 선박 계산의 경우 정상 상태에서 전체 속도는 더 빠르며 좌우동요 속도와 선수동요 각속도는 더 느리다. 이는 선체의 직진성이 더 좋음을 뜻하며 결과적으로 더 큰 궤적을 발생시킨다. 3.2m 선박의 경우 초기 선수동요 각속도가 다른 수치 기법들 보다 작게 추정되고 이에 따라 초기 선회가 느리게 되어 전체 궤적이 $+Y$ -방향으로 치우치게 된다. 정상 상태에 도달한 이후에는 속도가 다른 수치 기법들과 유사하기 때문에 최종 선회 반경은 유사하다.

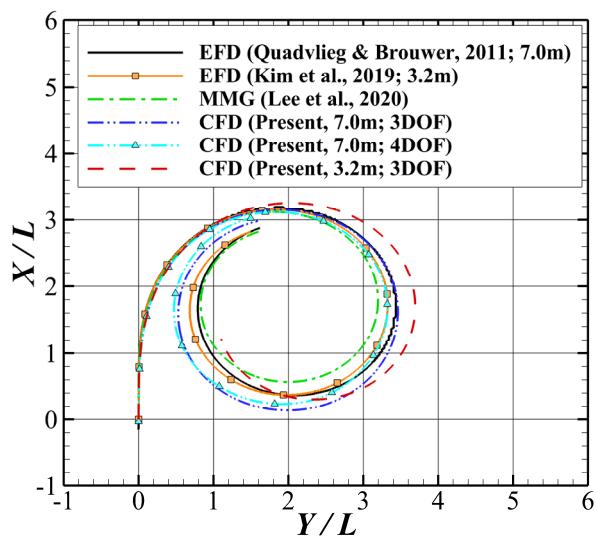


Fig. 5-15 Turning trajectory in calm water (KVLCC2, $Fr = 0.142$)

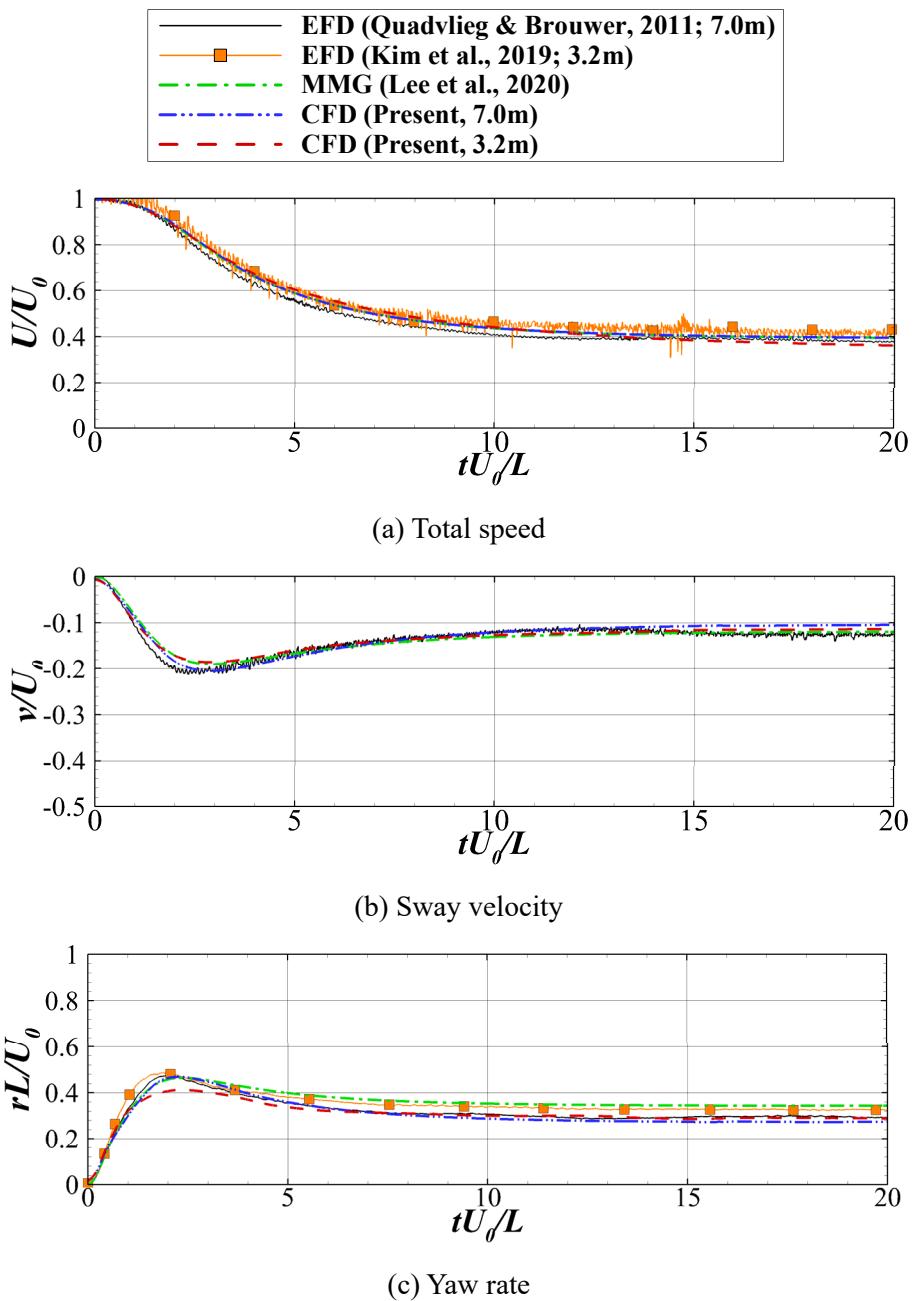


Fig. 5-16 Time history of velocity components in calm water turning test
(KVLCC2, $Fr = 0.142$)

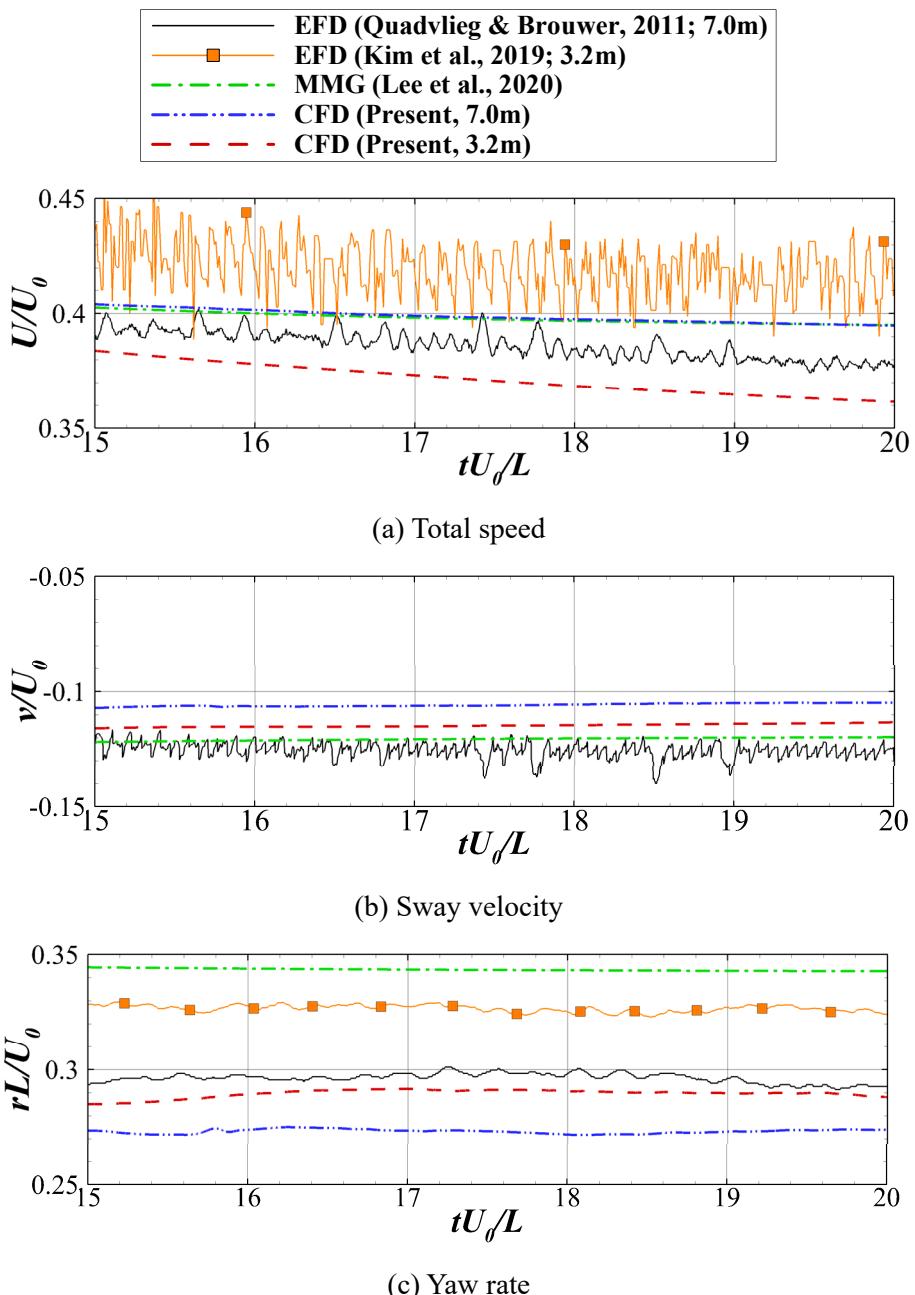


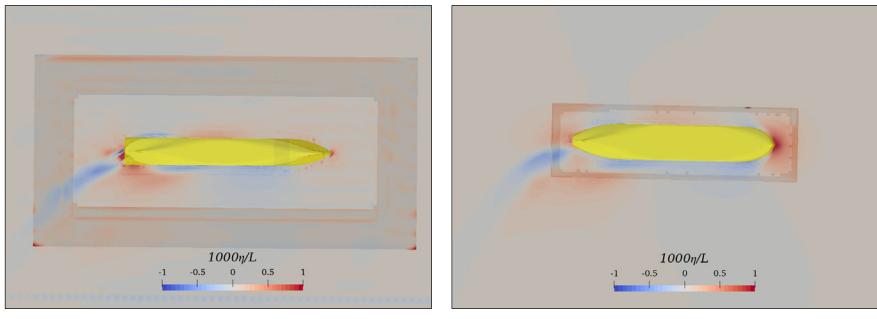
Fig. 5-17 Time history of velocity components in calm water turning test
(KVLCC2, $Fr = 0.142$, increased)

Table 5-4 Comparison of turning parameters in calm water (KVLCC2, $Fr = 0.142$)

Parameters	EFD (7.0m)	EFD (3.2m)	MMG (3DOF)	CFD (7m, 3DOF)	CFD (7m, 4DOF)	CFD (3.2m, 3DOF)
AD/L	3.07 ± 0.07	3.07	3.06	3.06 (-0.3%)	3.04 (-1.0%)	3.19 (+3.9%)
TR/L	1.35 ± 0.06	1.32	1.37	1.37 (+1.5%)	1.35 (0.0%)	1.56 (+13.9%)
TD/L	3.28 ± 0.08	3.25	3.14	3.40 (+3.7%)	3.26 (-0.6%)	3.63 (+11.7%)
Turning diam./ L	2.50 ± 0.11	2.48	2.19	2.80 (+11.9%)	2.73 (+9.4%)	2.51 (+1.2%)
$T_{90}U_0/L$	4.33 ± 0.12	4.14	4.29	4.30 (-0.5%)	4.21 (-2.8%)	4.61 (+11.4%)
$T_{180}U_0/L$	9.13 ± 0.20	8.46	8.42	9.13 (+0.1%)	8.84 (-3.1%)	9.58 (+13.3%)
$T_{360}U_0/L$	19.80 ± 0.40	17.92	17.45	20.47 (+3.4%)	20.11 (+1.6%)	20.31 (+13.3%)
$r_{steady}L/U_0$	0.29 ± 0.01	0.32	0.34	0.27 (-6.1%)	0.27 (-5.0%)	0.29 (-9.4%)
u_{steady}/U_0	0.36		0.37	0.38 (+4.3%)	0.37 (+3.9%)	0.36
ϕ_{steady} (deg)	-0.1 ± 0.1				-0.13 (+28.7%)	
β_{steady} (deg)	18.60 ± 0.70		17.66	15.26 (-17.9%)	15.62 (-16.0%)	17.96

Fig. 5-18부터 Fig. 5-21까지는 KCS와 3.2m KVLCC2 선형에 대해 정상 상태에서의 자유 수면 분포, 선박 후미에서의 프로펠러 체적력 분포, 타에 작용하는 동압력(dynamic pressure)의 분포, 선박 표면의 좌우방향 동압력의 분포 및 후미에서의 와류 구조를 나타내었다. 두 선형에 대해 선회 시 공통적인 현상이 관찰되었다.

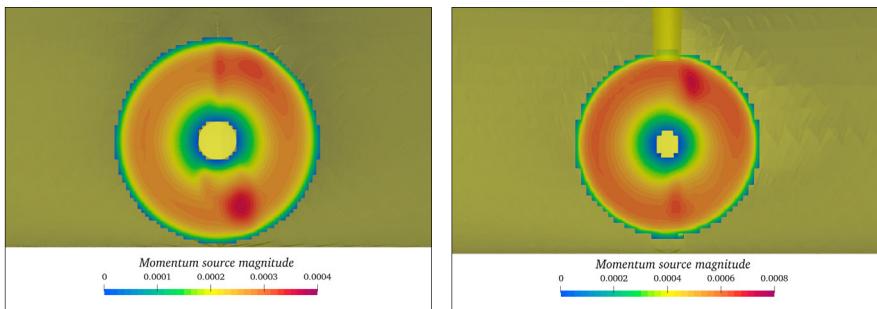
우선, Fig. 5-18의 자유 수면은 선회하는 동안 선박의 전체 속도가 매우 느림에 따라 생성되는 켈빈파가 뚜렷하게 드러나지 않는다. 이를 모사하기 위해서는 자유 수면 근처에 많은 격자를 요구한다. 선박 후미에서는 선박이 지나온 궤적을 따라서 생성된 파의 일부분이 관찰된다. Fig. 5-19의 프로펠러 체적력 분포의 경우 우현으로 회전된 타의 영향을 받아 우현 위쪽과 아래쪽에서 큰 값이 관찰되는 비대칭적인 분포를 보였다. 반대로, 타도 프로펠러에 의해 가속된 유체의 영향을 받는다. 타에 작용하는 압력은 프로펠러 바로 뒤쪽의 타 앞날(leading edge)에서 가속된 유체의 영향을 직접적으로 받아 가장 큰 값을 보이며, 뒷날(trailing edge)로 이동함에 따라 압력이 감소한다. 타의 우현에서는 상대적으로 양의 압력이, 반대면에서는 음의 압력이 분포함에 따라 좌현 방향으로 힘을 받게 되고, 이는 곧 선박의 우현 선회에 기여하게 된다. 반면, 선박의 경우에는 일정 각도로 좌현 방향으로 표류함에 따라 우현에서 와류가 발생하게 되고 이에 의해 우현 후미 부근에서 낮은 압력을 가지게 된다(Fig. 5-20). 후미에서의 좌현 선회 모멘트가 지배적이고 이는 타에 의한 우현 선회 모멘트와 평형을 이루게 된다.



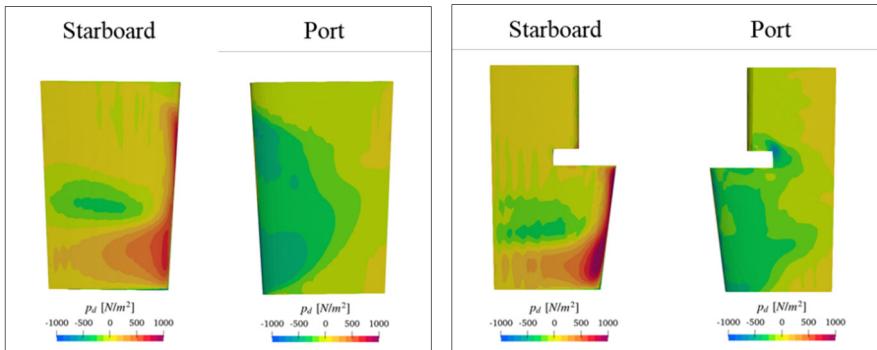
(a) KCS ($Fr = 0.16$)

(b) KVLCC2 (3.2m, $Fr = 0.142$)

Fig. 5-18 Free surface distribution near hull during steady turn ($\psi \approx 270^\circ$)

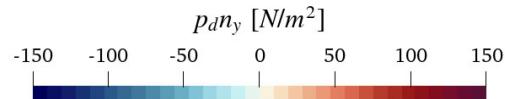
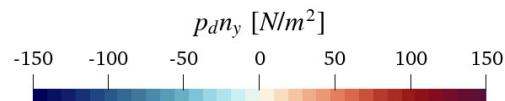


(a) Propeller body force distribution

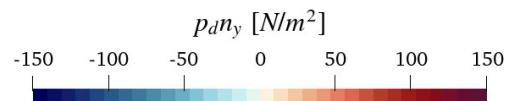
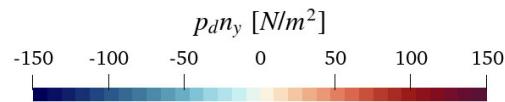


(b) Rudder pressure distribution

Fig. 5-19 Propeller body force & rudder pressure distribution during steady turn ($\psi \approx 270^\circ$; left: KCS, $Fr = 0.16$; right: 3.2m KVLCC2, $Fr = 0.142$)



(a) KCS, $Fr = 0.16$ (top: port; bottom: starboard)



(b) KVLCC2 (3.2m), $Fr = 0.142$ (top: port; bottom: starboard)

Fig. 5-20 Hull pressure distribution during steady turn ($\psi \approx 270^\circ$)

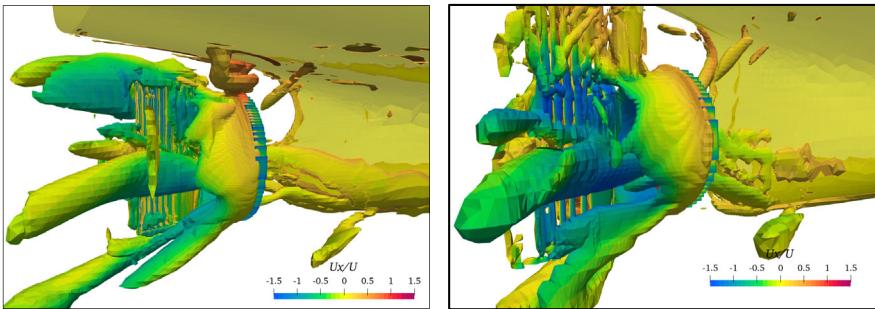


Fig. 5-21 Vortical structures($Q = 150$) at the stern part during steady turn
($\psi \approx 270^\circ$; left: KCS, $Fr = 0.16$; right: 3.2m KVLCC2, $Fr = 0.142$)

마지막으로, Fig. 5-21의 전체적인 와류 구조는 기존의 직진 자유항주와 비교하였을 때 더 발달한 형태를 띠며 이는 회전된 타에 의해 더 복잡한 유동 흐름을 가지기 때문이다. 또한 우현 선회의 경우에는 우현에서 선박에 의하여 발생하는 와류와 프로펠러-타 사이의 상호 작용에 의한 와류를 확인 가능하다.

이상의 결과로부터 본 연구에 사용된 프로펠러 모델링과 강체동역학 알고리즘이 선박의 자유항주 시뮬레이션 및 조종시험에 적용이 가능함을 확인하였다. 또한 두 종류의 선종에 대해 실험 데이터와 10% 내외의 차이로 유사한 결과를 보여주며 전체적인 시계열의 경향성도 일치하는 것을 검증하였다.

6. 파랑 중 선회시험 해석

파랑 중 선회시험은 앞선 절의 정수 중 선회시험 해석 기법에 파랑만이 추가된 경우이다. 따라서 전체적인 계산 절차는 정수 중 선회시험과 크게 다르지 않으나 세부적으로는 적지 않은 차이를 가진다. 전체 파랑 중 선회시험 절차는 Fig. 6-1과 같다. 첫 단계는 정수 중 선회시험과 동일하게 선박을 목표 속도로 예인을 한다. 파랑 중에서 목표 속도는 진입 속도(approach speed)이다. 단 파랑 중에서는 선체의 운동에 의한 부가저항이 발생하기 때문에 상하동요와 종동요에 대해서는 자유도를 주고 계산을 진행한다. 다음은 프로펠러 제어를 통해 목표 속도에 대한 프로펠러 회전 수를 얻어내고 이를 이용하여 자유항주 시험을 진행하는 것이다. 자유항주 시험 시에는 6자유도 운동으로 계산이 진행된다. 자유항주 시 선수파(head sea)와 횡파(beam sea) 조건에서는 선수동요 모멘트가 크지 않기 때문에 추가적인 타의 제어가 없더라도 짧은 시간 내에서 선수동요 각이 크게 변하지 않는다. 반면, 선수사파(bow sea)에서는 대각 방향으로 진행하는 파랑에 의해 선수동요 모멘트가 크게 발생하여 짧은 시간에도 선수동요가 급격하게 변하게 된다. 따라서 선수사파에 대해서는 선수동요의 제어가 추가적으로 진행되었다. 최종 단계에서는 타의 운동을 통해 파랑 중 선회시험을 수행한다.

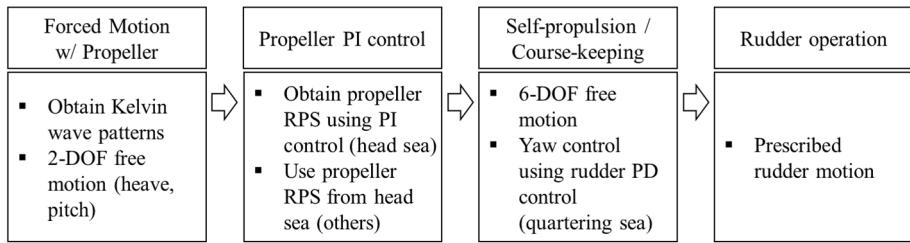
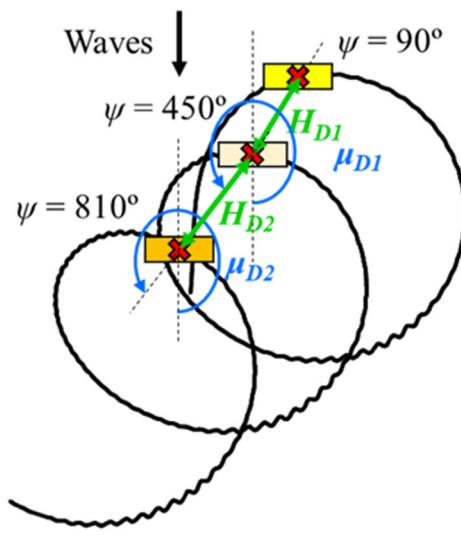
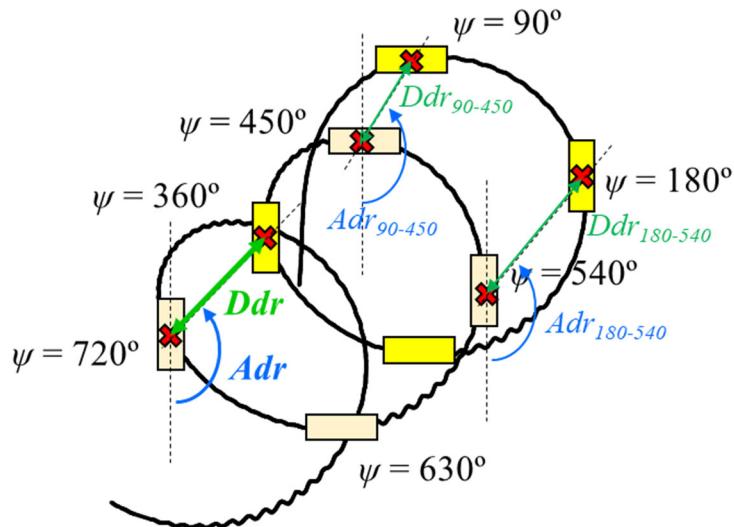


Fig. 6-1 Overall procedures of ship maneuvering test in waves

파랑 중 선회시험에서는 정수 중 선회시험 조종변수에 추가로 파랑에 따른 선박의 표류거리(drift distance)와 표류각(drift angle)을 정의할 수 있다. Ueno (2003)는 Fig. 6-2 (a)와 같이 입사파의 방향에 대해 상대적인 선수각이 90° 인 경우에 대해 순차적으로 표류거리(H_{D1}, H_{D2}, \dots)와 표류각($\mu_{D1}, \mu_{D2}, \dots$)을 정의하였다. Kim et al. (2019)은 파랑에 의한 표류 특성에 더 집중을 하여 Fig. 6-2 (b)와 같이 표류거리(Ddr)과 표류각(Adr)을 선회가 360° 이상 진행된 경우에 대해서 정의를 하였다. 표류거리는 선수각의 간격이 360° 인 두 위치 사이의 변위 벡터의 크기로 정의되며 표류각은 초기 선체의 직진 방향과 앞서 정의한 변위 벡터 사이의 각도로 정의된다. 본 연구에서는 실험과 단순 비교 검증을 목적으로 선수각이 360° 보다 작은 경우에 대하여 Kim et al. (2019)에서 제시한 표류거리($Ddr_{90-450}, Ddr_{180-540}, Ddr_{270-630}$)와 표류각($Adr_{90-450}, Adr_{180-540}, Adr_{270-630}$)을 비교하였다.



(a) H_D and μ_D (Ueno, 2003)



(b) Ddr and Adr (Kim et al., 2019)

Fig. 6-2 Definition of turning circle test parameters in waves

6.1 대상 선형 및 계산 조건

본 연구의 대상 선형으로 정수 중 선회시험과 마찬가지로 KCS 선형과 KVLCC2 선형을 사용하였다. 선형 제원은 정수 중 선회시험과 동일하나 KCS 선형의 경우에는 정수 중 선회시험과는 달리 파랑 중에서는 실제의 반평형 타를 사용하였다. 입사파의 각도는 Fig. 6-3과 같이 정의가 된다. 두 선형에 대한 계산 조건은 Table 6-1과 같다. KCS 선형의 경우 한 가지 선수파 조건에 대해 수치 계산이 수행되었으며 해당 조건은 Yasukawa et al. (2021)의 실험 결과를 바탕으로 하였다. KVLCC2 선형의 경우 3.2m 선형만이 사용되었다. KVLCC2 선형의 경우 Kim et al. (2019)의 실험을 바탕으로 파향(wave heading), 파장, 파고를 바꾸어 가며 다양한 조건에서 수치 계산이 수행되었다. 파고의 경우에는 실험과 동일한 두 조건에서 계산이 수행되었다.

계산에 사용된 격자의 예시는 Fig. 6-4에 나타나 있다. KCS 선형의 경우는 앞서 진행한 불확실성 해석 결과를 바탕으로 파장 당 150개의 격자 및 파고당 12개의 격자가 포함되도록 생성되었고 전체 격자 수는 약 600만개이다. 시간 간격은 CFL 값을 바탕으로 가변 시간 간격을 사용하였으며 최대 시간 간격은 파의 주기의 $1/400\text{o}$ 넘지 않도록 하였다. KVLCC2 선형의 경우 계산 비용 감소를 위해 파장 당 격자 수를 75개로 감소시켰으나 파고당 격자 수는 12로 유지하였다. 단파장에서는 상대적으로 더 많은 격자를 필요로 하며 이는 Fig. 6-4 (c)에서 확인 가능하다. 시간 간격은 KCS

선형과 동일하게 설정하였다. 해당 설정으로 계산 진행 시의 계산 비용은 Table 6-2와 같다.

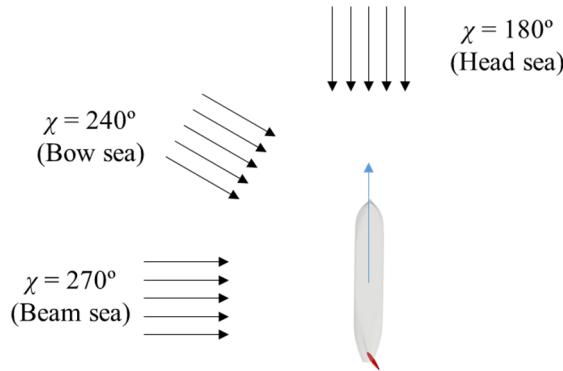


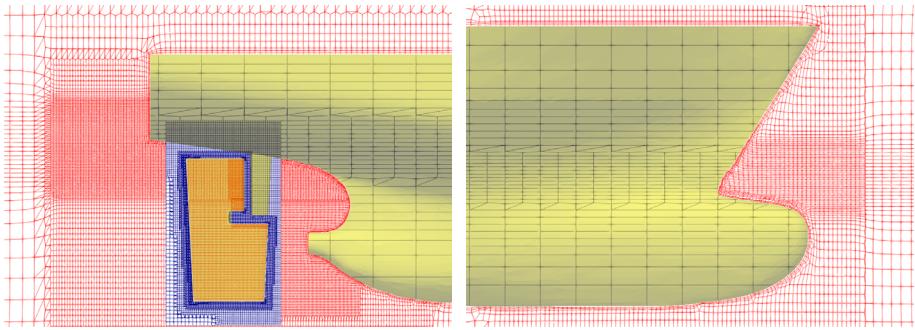
Fig. 6-3 Definition of wave directions

Table 6-1 Simulation conditions for turning circle test in waves

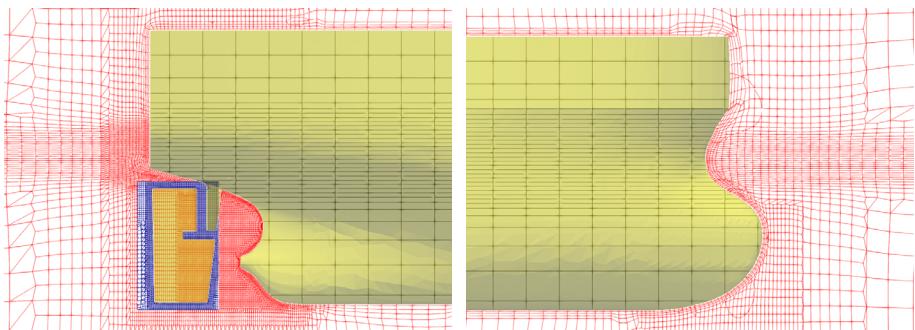
Rudder angle (δ)	Wave heading (χ)	Wave height (H/L)	Wavelength (λ/L)
KCS			
+35° (SB)	180°	0.016	1.0
KVLCC2			
+35° (SB)	180°, 270°, 240°	0.02	1.0
+35° (SB)	180°	0.02	0.5, 1.0, 1.5
-35° (PS)	180°	0.015, 0.02	1.0

Table 6-2 Comparison of computational costs ($\lambda/L = 1.0, \chi = 180^\circ$)

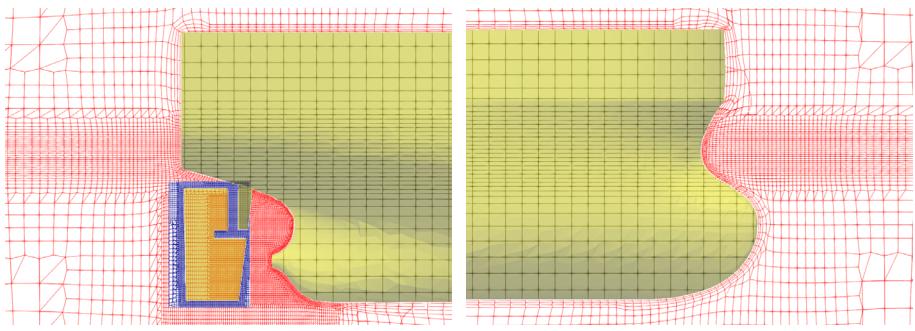
	KCS	KVLCC2
Number of meshes	6.2M	3.4M
CPU Type	Intel Xeon E2226G	Intel Xeon E2226G
Number of cores	24	24
Simulation Time	54s/turn	80s/turn
Clock Time	48days/turn	14days/turn
CPU Time	1152days/turn	336days/turn



(a) KCS ($\lambda/L = 1.0, H/L = 0.016, \chi = 180^\circ$)



(b) KVLCC2 ($\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ$)



(c) KVLCC2 ($\lambda/L = 0.5, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ$)

Fig. 6-4 Example of computation mesh for turning test in waves

6.2 프로펠러 RPS 추정

파랑 중 선회시험에는 두 가지 방법이 있다. 정수 중 선회시험과 프로펠러 RPS를 동일하게 맞추는 방법과 선속을 동일하게 맞추는 방법이다. 많은 실험들의 경우 정수 중에서 원하는 목표 선속을 낼 수 있는 프로펠러 RPS 값을 파랑 중에서도 동일하게 적용하여 실험을 진행한다. 실험에서의 프로펠러 RPS 추정은 특별히 정수 중과 파랑 중에서 선속을 동일하게 맞추고자 하는 경우에 한하여 필요하다. 하지만 수치 계산의 경우에는 프로펠러 RPS를 동일하게 진행하고자 하는 경우에도 프로펠러 RPS 추정을 진행한다. 계산의 경우, 정수 중에서 얻은 프로펠러 RPS를 파랑 중에 그대로 이용하는 경우 파랑에 의한 부가저항의 오차, 파랑 중 프로펠러 체적력 모델의 오차 등의 이유로 실제 실험과는 다른 진입 속도(approach speed)를 가질 수 있다. 특히 선회시험에서는 초기 조건이 중요하며 초기 조건의 차이는 전체 선회시험 결과에서의 유의미한 차이를 야기한다. 또한 정수 중에 얻어진 프로펠러 RPS로 파랑 중 수치 계산을 수행하면 최종 준정적(quasi-steady) 상태에 도달하기까지 추가적인 시뮬레이션 시간이 필요하다. 이에 따라 본 연구에서는 프로펠러 RPS를 동일하게 하여 실험을 진행한 경우에도 주어진 선속 값과 프로펠러 제어를 바탕으로 프로펠러 RPS를 추정하여 수치 계산을 진행하였다.

파랑 중에서의 프로펠러 RPS 추정 방법은 정수 중과는 차이를 가진다. 정수 중에서는 선박에 작용하는 저항이 항상 한 방향으로

작용하나 파랑 중에서는 파랑력의 방향이 변하는 경우도 존재한다. 따라서 파랑 중 프로펠러 RPS 추정 시에는 오차 함수로 속도가 사용되었다. 제어 기법에서도 정수 중 선회시험과는 차이가 있다. 정수 중 선회시험에서는 PI 제어가 사용되었으나 파랑 중에서는 PID 제어가 이용되었다. PID 제어에서는 비례 계인과 적분 계인에 의해 오버슈트(overshoot)가 발생하게 되고 저주파로 진동하는 성분이 생긴다. 정수 중에서는 그 크기가 크지 않고 계산 속도가 빠르기 때문에 상대적으로 문제가 되지 않는다. 반면, 파랑 중에서는 계산 비용이 크기 때문에 빠르게 준정적 상태에 도달하여 수렴된 값을 얻는 것이 중요하다. 해당 진동 성분은 미분 계인(derivative gain, K_D)을 추가함으로써 완화가 가능하다. 다만 이 과정에서 변화량에 대한 효과가 추가적으로 프로펠러 RPS에 반영됨에 따라 실시간 프로펠러 RPS는 더 급격하게 변한다. 따라서 적절한 계인값 설정이 필요하다.

Fig. 6-5에는 KCS 선형에 대해 각기 다른 미분 계인을 통해 계산한 PID 제어 결과를 나타내었다. 비례 계인과 적분 계인은 정수 중과 동일한 값이 사용되었다. 해당 시계열에서는 앞서 PID 제어의 특성을 잘 확인할 수 있다. 미분 계인이 없는 경우($K_D = 0.0$) 속도는 목표 속도를 기준으로 5%의 값으로 진동을 하며, 프로펠러 RPS는 제어 계인들에 의하여 저주파로 진동하는 성분을 가진다. 반면, 미분 계인이 가장 큰 경우($K_D = 1.0$) 속도는 5주기 이내로 수렴을 했으나 프로펠러 RPS 변화는 매우 컸다. 본 연구에서는 이러한

결과를 바탕으로 $K_P = 0.1$, $K_I = 0.01$, $K_D = 0.1$ 의 게인 값을 사용하였다. 파랑 중 선회시험 계산에 사용된 최종 프로펠러 RPS 값은 Table 6-3과 같다. KVLCC2의 경우 정수 중 프로펠러 RPS에 비하여 더 높은 수치를 가진다.

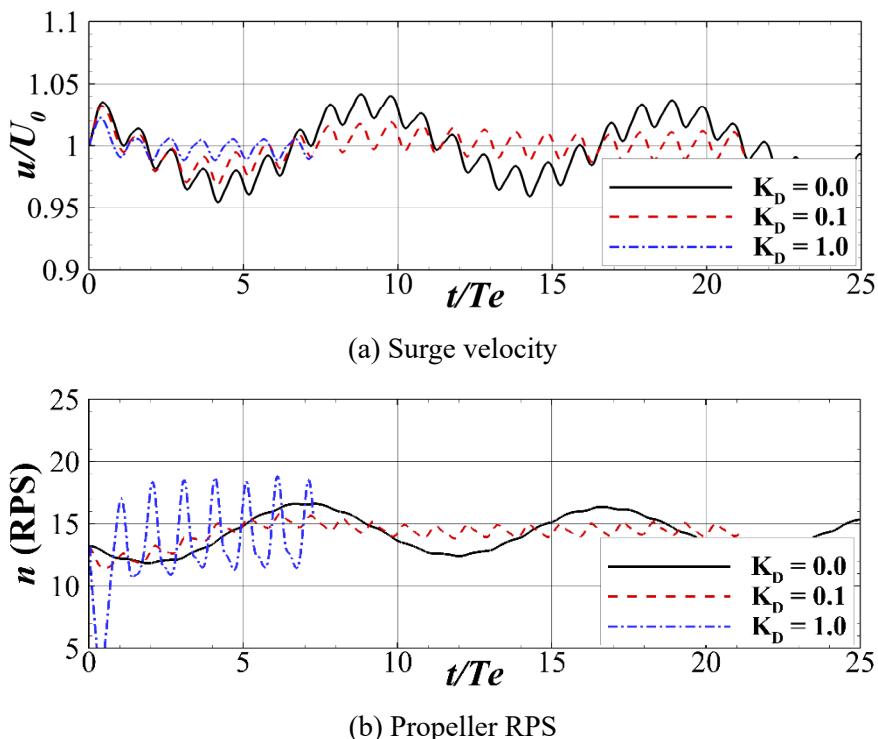


Fig. 6-5 Effect of derivative gains on surge velocity and propeller RPS
(KCS, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.016$, $\chi = 180^\circ$)

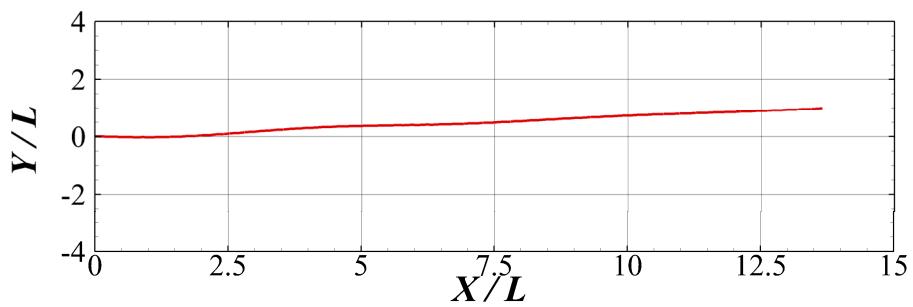
Table 6-3 Final propeller RPS value for turning test in waves

	EFD	CFD
KCS	13.20	14.41
KVLCC2	17.50	20.35

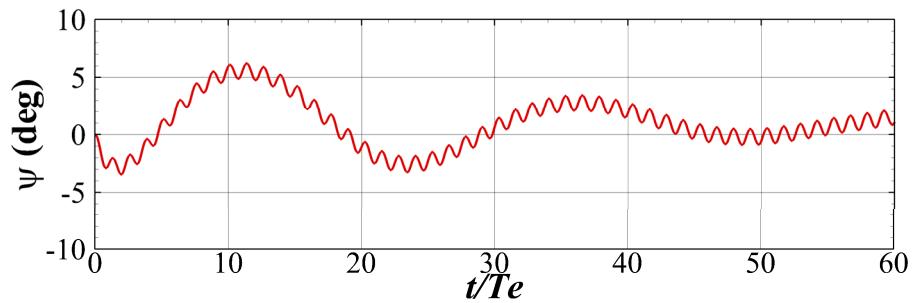
6.3 파랑 중 자유항주 시험

선수파와 좌현횡파에 대해서는 초기에 선수동요 모멘트가 크지 않기 때문에 추가적인 타의 제어 없이도 짧은 시간 동안은 직진 자유항주가 가능하다. 직진 자유항주 구간은 입사파의 주기 기준 5~10주기의 시간 동안 수행되었다. 선수사파 중에서는 파랑에 의한 선수동요 모멘트가 크기 때문에 직진 자유항주 시 제어가 필요하다. 일반적으로 선수동요에 대한 타의 PD 제어가 이루어지며 본 연구에서도 타의 PD 제어를 이용하였다. 제어 계인은 $K_P = 2.0$ 와 $K_D = 0.2$ 가 사용되었다.

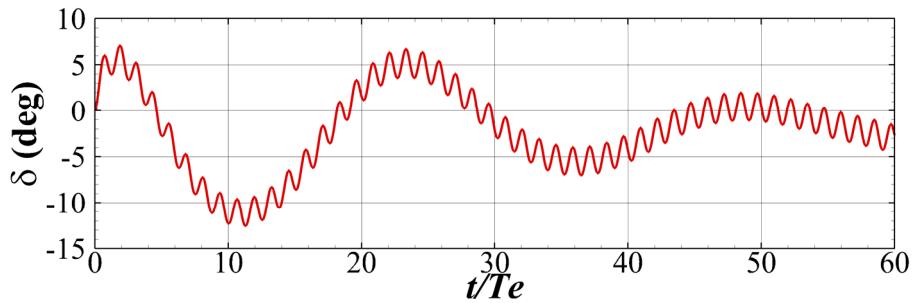
Fig. 6-6은 침로 제어 과정에서의 선박의 궤적, 선수동요 및 타각의 변화를 보여준다. 좌우동요에 대한 제어 없이 선수동요에 대한 제어만 이루어졌기 때문에 선박은 지속적인 파랑 표류력에 의해 우현 방향으로 밀려나게 된다. 또한 이전 단계에서 강제되어 있던 선수동요 운동이 자유로워짐에 따라 초기에 선수동요가 크게 발생을 한 후 점차 수렴을 하게 된다. 준정적 상태 도달까지 개략적으로 50주기 이상의 파 주기를 필요로 한다. 준정적 상태에 근접하였을 때 산출된 선수각은 1.0° , 타각은 -1.9° 으로, 해당 각도를 통해 전체 선체에 작용하는 선수동요 모멘트를 감소시키고자 한다. 선체의 표류각은 -4.3° 이며 선회 초기에 선박이 기존의 선박 이동 방향에서 우현 대각 방향으로 이동함을 뜻한다.



(a) Course-keeping trajectory



(b) Yaw motion



(c) Rudder angle

Fig. 6-6 Results of course-keeping trajectory in bow sea

(KVLCC2, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.02$, $\chi = 240^\circ$)

6.4 파랑 중 선회시험

6.4.1 선수파 중 선회시험 결과 (KCS, KVLCC2)

선수파에서는 두 선형 모두에 대해 선회시험을 진행하였다. KCS의 경우 초기 선회 성능만을 확인하였으며 선수각이 360° 인 구간까지만 계산이 진행되었다. Fig. 6-7에는 본 연구와 다른 연구들에서 얻은 선회 궤적을 나타내었다. 해당 조건($Fr = 0.16, \lambda/L = 1.0, H/L = 0.016, \chi = 180^{\circ}$)은 SIMMAN 2020의 비교 연구가 진행된 조건으로, 다른 기관에서도 수행된 선회시험 결과도 존재한다. 각 기관 별 데이터 사이에는 편차가 존재한다. 선회 궤적에는 Yasukawa et al. (2021), Kim et al. (2021a), Sanada et al. (2021)의 결과를 함께 나타내었다. 본 연구에 사용된 CFD 해석 기법의 경우 Sanada et al. (2021)의 CFDSHIP-Iowa의 실험 결과와 거의 일치하는 궤적을 나타내었으며 Yasukawa et al. (2021)과 Sanada et al. (2021)의 실험과 대비하여 궤적이 과도하게 추정되었다. 이는 앞서 7.0m KVLCC2의 정수 중 선회시험과 동일하게 계산에서 직진성이 더 강하게 평가되었기 때문이다. 전체적으로 선회 변수들은 15% 내외의 차이를 보였다.

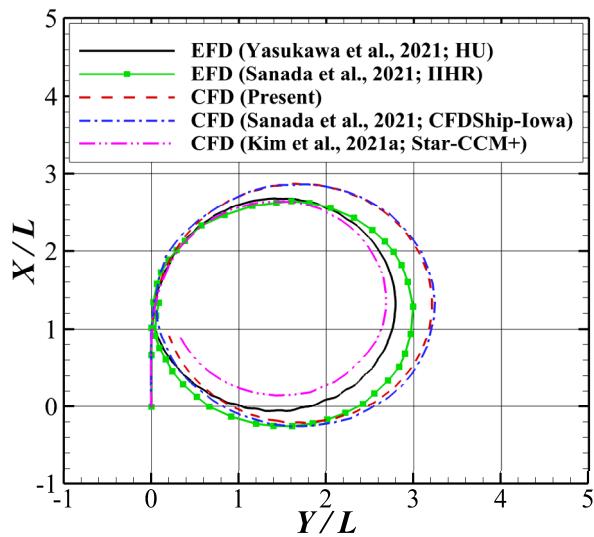


Fig. 6-7 Turning trajectory in head sea

(KCS, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.016$, $\chi = 180^\circ$)

Table 6-4 Comparison of turning parameters in head sea
(KCS, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.016$, $\chi = 180^\circ$)

Parameters	EFD	CFD (Present)
AD/L	2.69	2.82 (+5.2%)
TR/L	1.10	1.31 (+19.4%)
TD/L	2.74	3.16 (+15.2%)
$T_{90}U_0/L$	3.26	3.57 (+9.4%)
$T_{180}U_0/L$	6.27	6.78 (+8.1%)
$T_{360}U_0/L$	12.54	13.49 (+7.3%)
$r_{steady}L/U_0$	0.44	0.41 (-7.7%)
u_{steady}/U_0	0.58	0.62 (+7.5%)
ϕ_{steady} (deg)	-3.67	-2.45 (-33.2%)
β_{steady} (deg)	16.10	14.86 (-7.8%)

Fig. 6-8부터 Fig. 6-10에는 시간에 따른 속도, 프로펠러 추력, 타력 및 횡동요 운동 시계열을 나타내었다. 전반적으로 전체 속도는 실험보다 큰 값이 확인되고 선수동요 각속도는 작은 것이 확인된다. 시계열의 경우 조종 시간 스케일 관점에서는 정수 중 선회시험과 유사한 형태를 띠나 파랑에 의하여 상대적으로 고주파수인 진동 성분이 추가적으로 확인된다. 선회시험 초기에는 파랑의 고주파수 진동 성분이 실험과 유사하나 점차 오차가 누적됨에 따라서 선수가 차이가 발생하여 실험과 대비하여 더 지연되는 결과를 보여준다. 선수가 차이에 의한 지연 효과를 제외하면 파랑에 의한 진폭은 실험과 유사한 크기를 보인다. 이는 곧, 다양한 파향에서 파랑에 의한 운동응답이 잘 계산되는 것을 반증하는 결과이기도 하다.

추력과 타력은 파랑에 의해 진동하는 주기와 진폭은 유사하나 실제와 대비하여 작은 값을 가진다. 실험의 경우 정수 중과 마찬가지로 실제 프로펠러 회전에 의한 진동 성분이 확인되고 이는 파랑에 의한 진동 성분과 복합적으로 나타난다. 계산에서는 파랑에 의한 진동 성분만이 유사한 형태로 나타난다. 횡동요 운동도 정수 중 선회시험과 유사한 경향을 보인다. 타의 회전으로 인한 초기의 내방경사 및 외방경사의 경우 실험과 비슷한 값을 가지고 정상 상태에서의 횡경사 값은 실험보다 과소 추정된 값으로 수렴하는 것이 확인된다.

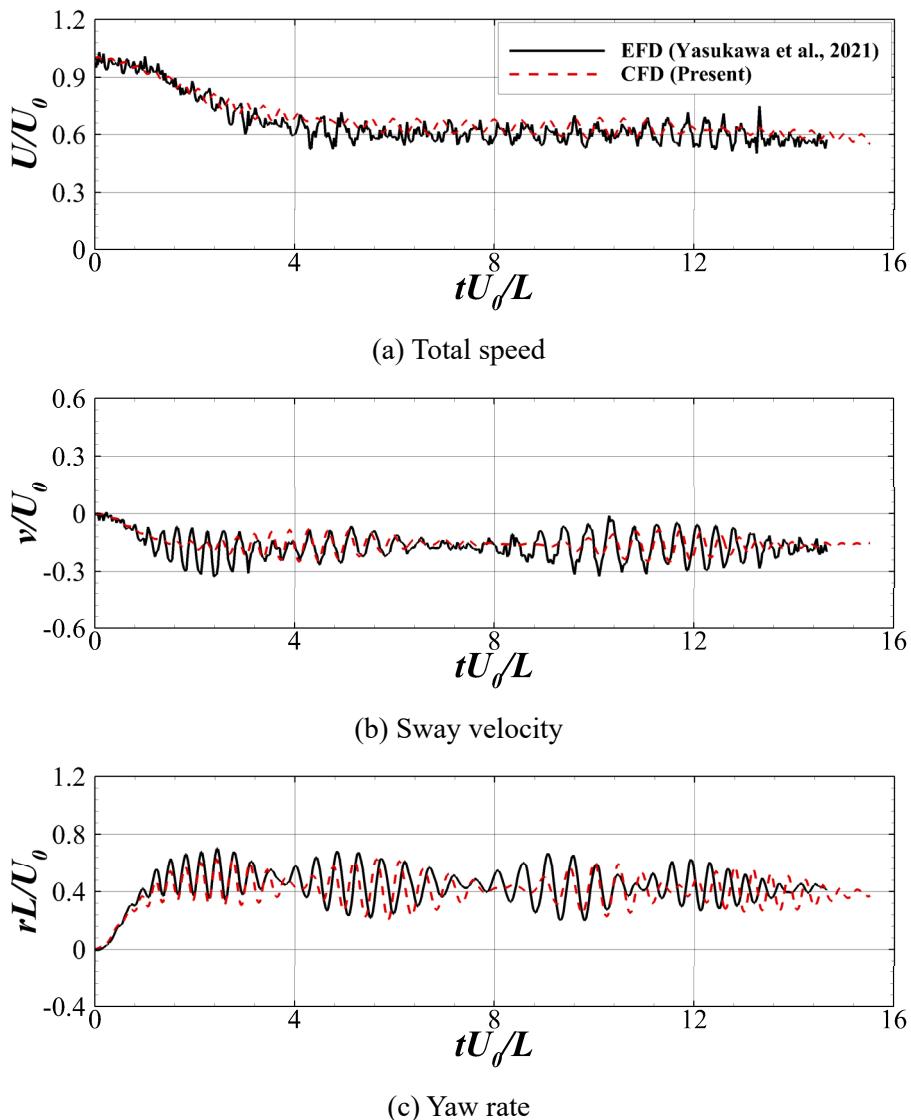
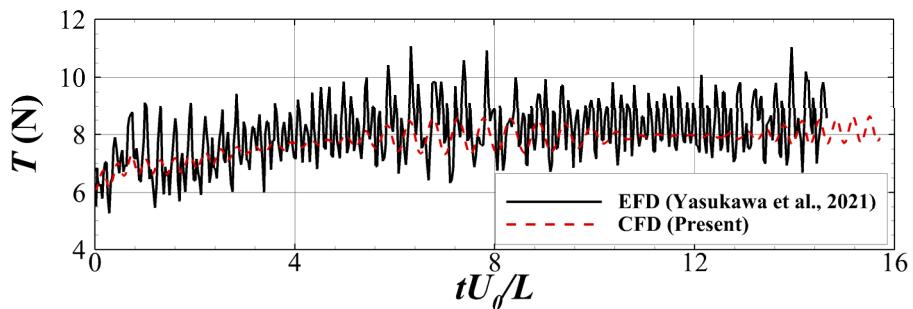
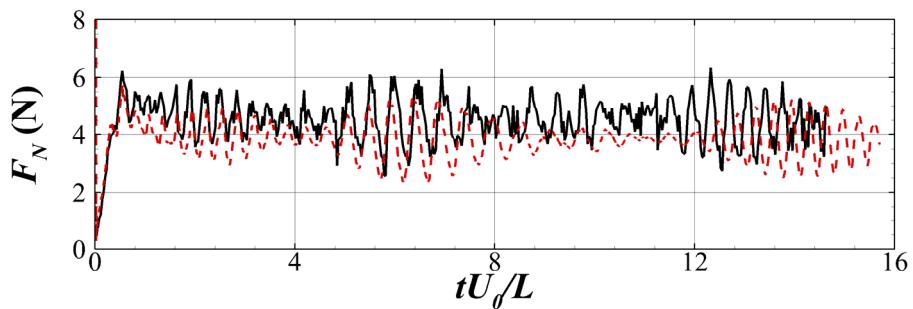


Fig. 6-8 Time history of velocity components in head sea

(KCS, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.016$, $\chi = 180^\circ$)



(a) Propeller thrust



(b) Rudder normal force

Fig. 6-9 Time history of propeller & rudder force in head sea

(KCS, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.016$, $\chi = 180^\circ$)

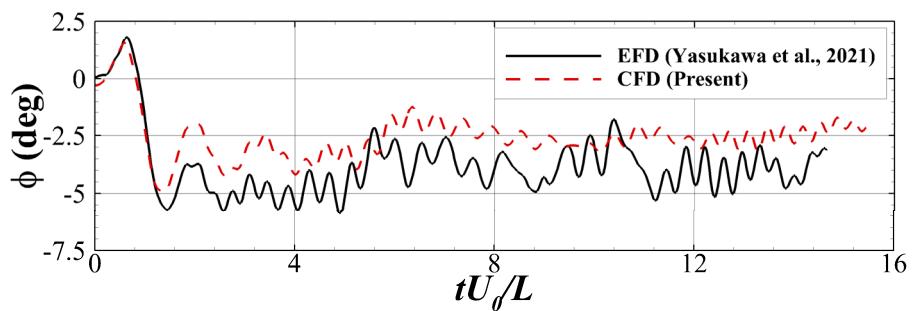
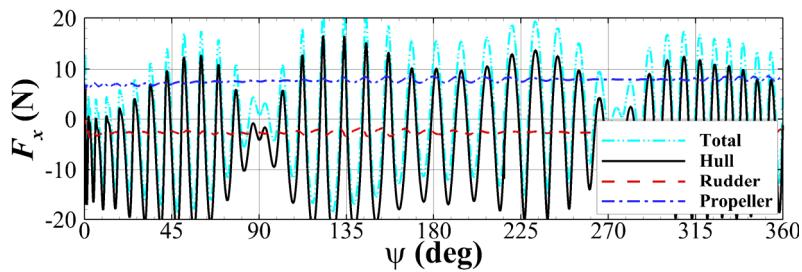


Fig. 6-10 Time history of roll motion in head sea

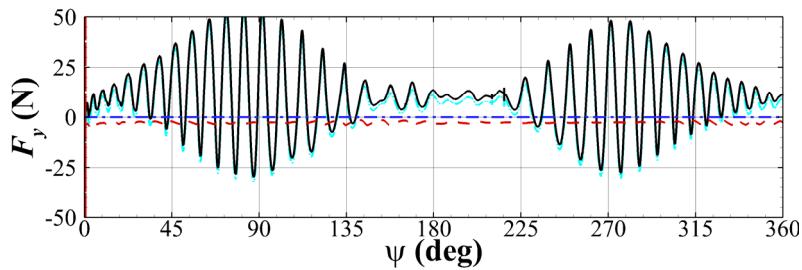
(KCS, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.016$, $\chi = 180^\circ$)

Fig. 6-11에는 선체고정좌표계에서 파랑 중 선회시험 시 작용하는 힘과 모멘트를 성분 별로 구분하여 나타내었다. 각 방향의 힘과 모멘트는 파랑에 의한 효과로 파랑 주기에 따른 진동 성분이 뚜렷하게 드러난다. 선체의 전후방향 힘은 선체가 횡파에 위치한 경우($\psi = 90^\circ$) 가장 작은 진폭을 보였고 반대로 좌우방향 힘은 가장 큰 진폭을 보였다. 비슷하게 선체가 추파 조건에 위치한 경우($\psi = 180^\circ$)에는 전후방향 힘의 진동이 커으며 반대로 좌우방향 힘의 진동은 가장 적었다. 선수동요 모멘트의 경우 선수사파 조건과 선미사파 조건에서 가장 크게 진동한다. 한편 횡동요 모멘트의 경우에는 선미사파 조건을 제외하고는 거의 균일하게 진동하였다.

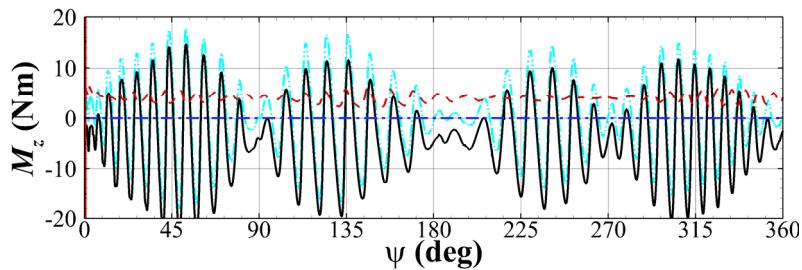
파랑 기진력을 포함한 시계열은 경향성 파악이 힘들기 때문에 필터(filter)를 통해 고주파 성분을 제거하였다. 본 연구에서는 이동 평균(moving average) 필터를 파랑 10주기에 대해 적용하여 사용하였다. 필터 적용 시에는 시간 지연이 발생하기 때문에 해석 시 주의가 필요하다. Fig. 6-12에는 기존의 시계열에 이동 평균 필터를 적용한 결과를 나타내었다. 해당 그래프에서는 원심력 성분을 추가로 도시하였다. 파랑 중에서의 힘과 모멘트의 경향성은 정수 중 선회시험과 동일하다. 전후방향의 선체와 타에 의한 저항은 프로펠러에 의해 상쇄된다. 비관성계에서 좌우방향 힘은 주로 원심력과 상쇄되며 관성계에서는 이 힘이 구심력이 되어 선회를 시키는 힘이 된다. 선수동요 모멘트는 선체와 타에서 반대로 나타나고 서로 상쇄가 된다.



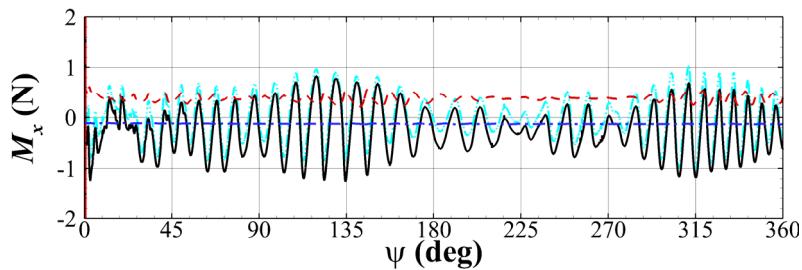
(a) Surge force



(b) Sway force



(c) Yaw moment



(d) Roll moment

Fig. 6-11 Force & moment signals in head sea

(KCS, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.016$, $\chi = 180^\circ$)

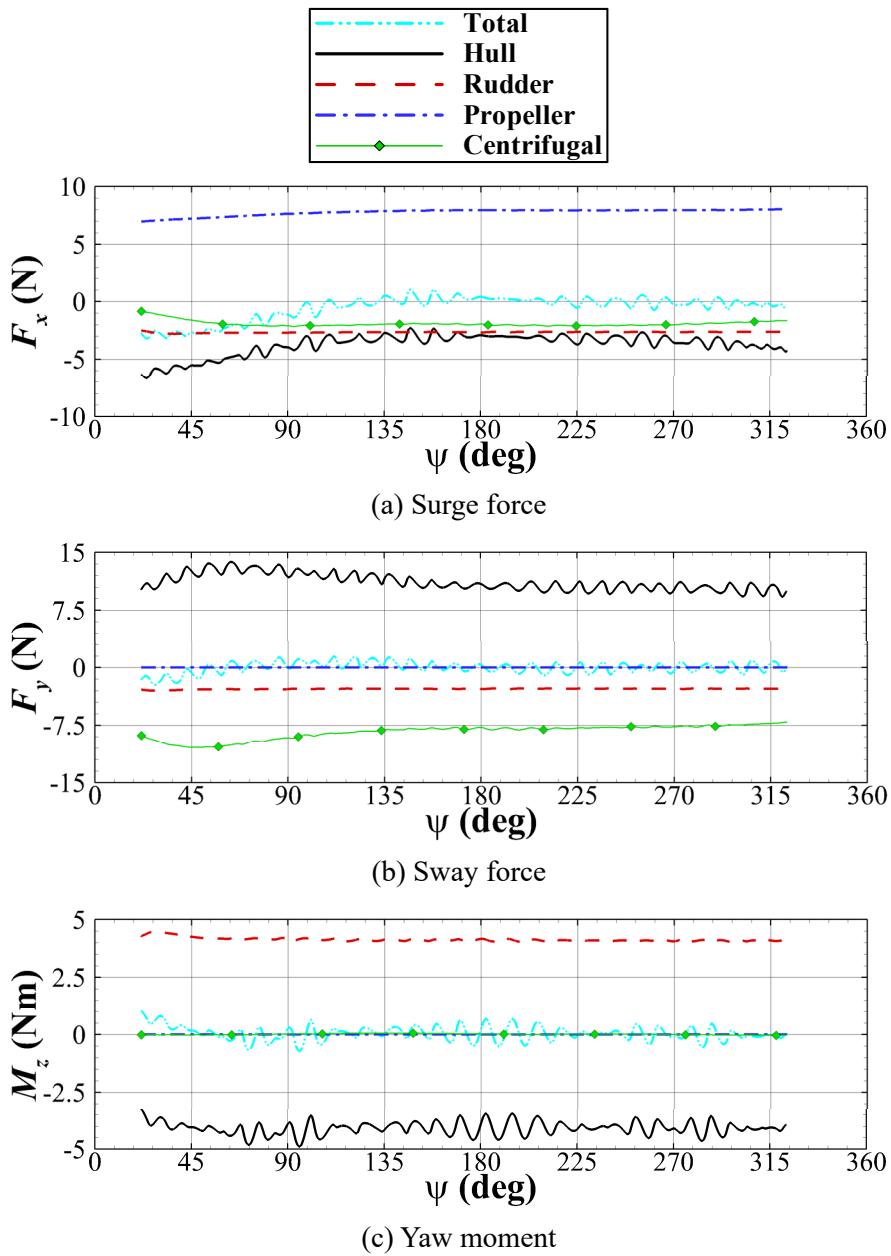


Fig. 6-12 Filtered Force & moment signals in head sea

(KCS, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.016$, $\chi = 180^\circ$)

KVLCC2 선형의 경우 선수파 조건에서 우현 선회시험과 좌현 선회시험 모두 수행되었다. 또한 초기 선회 특성뿐 아니라 파랑에 의한 표류 효과를 확인하기 위하여 우현 선회시험은 선수각이 720° 인 지점까지, 좌현 선회시험은 선수각이 450° 인 지점까지 계산을 진행하였다. 수치 계산 결과는 Kim et al. (2019)의 실험 결과와 Lee et al. (2020)의 MMG 모델 결과와 함께 Fig. 6-13과 Fig. 6-14에 나타내었다.

우현 선회시험은 실험보다 큰 궤적이 얻어졌으나 좌현 선회시험의 경우에는 궤적이 실험과 거의 일치하였다. 수치 계산과 실험 모두에서 좌현 선회할 때 전체적인 조종성능이 더 우수한 일관된 결과가 도출되었다. Fig. 6-15의 시계열에서는 우현 선회의 경우 실험보다 전체 속도가 약간 더 큰 반면, 좌현 선회는 실험보다 약간 더 작게 나타났다. 두 경우 모두 시간이 지남에 따라 계산 오차가 누적되어 실험과의 차이가 증가하나 유의미한 차이는 보이지 않았다. 선수동요 각속도의 경우 계산 결과와 실험 결과가 거의 동일한 형태의 시계열을 보여주었다.

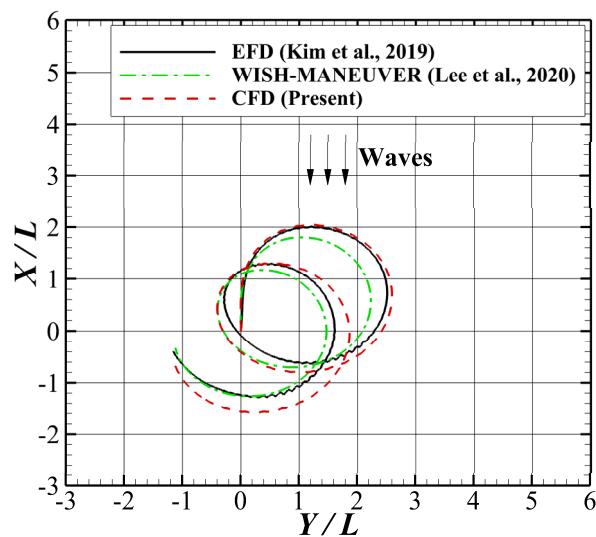


Fig. 6-13 Turning trajectory in head sea
(KVLCC2, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$, starboard)

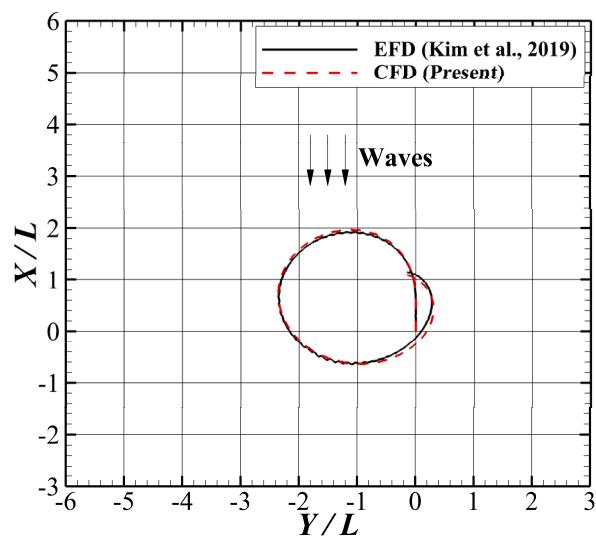
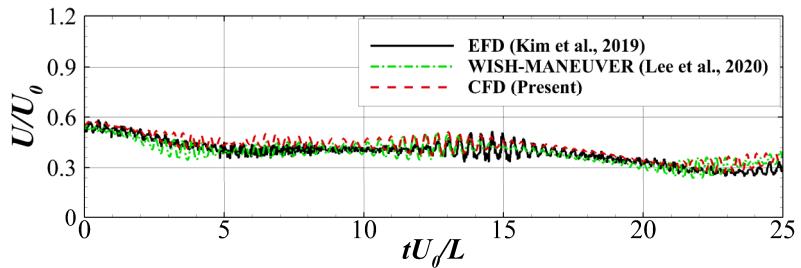


Fig. 6-14 Turning trajectory in head sea
(KVLCC2, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$, port)

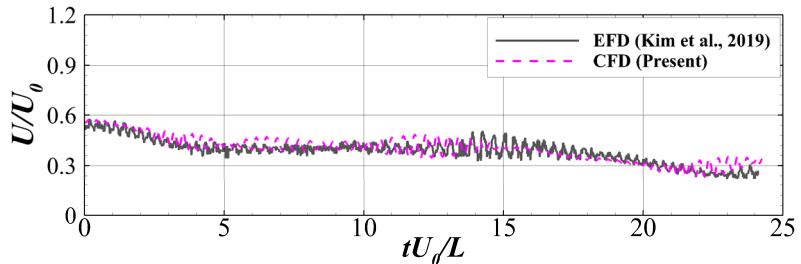
Table 6-5 Comparison of turning parameters for different turning directions

Turning direction	Starboard		Port	
	EFD	CFD	EFD	CFD
AD/L	1.94	2.01 (+3.6%)	1.86	1.93 (+3.8%)
TR/L	0.86	0.95 (+10.5%)	-0.75	-0.86 (+14.7%)
TD/L	2.41	2.53 (+5.0%)	-2.22	-2.29 (+3.2%)
$T_{90}U_0/L$	4.82	4.90 (+1.6%)	4.65	4.70 (+1.1%)
$T_{180}U_0/L$	9.47	9.36 (-1.2%)	9.18	8.98 (-2.2%)
$T_{360}U_0/L$	20.29	19.99 (-1.5%)	19.60	19.17 (-2.2%)
μ_D (deg)				
Adr_{90-450} (deg)	135	139.5 (+3.4%)	222	216.1 (-2.7%)
$Adr_{180-540}$ (deg)	125	135.5 (+8.4%)	234	
$Adr_{270-630}$ (deg)	128	135.0 (+5.5%)	233	
H_D / L				
Ddr_{90-450} (L)	0.97	0.97 (-0.1%)	0.96	0.98 (+2.4%)
$Ddr_{180-540}$ (L)	1.11	1.03 (-6.9%)	1.13	
$Ddr_{270-630}$ (L)	1.10	1.07 (-2.1%)	1.14	

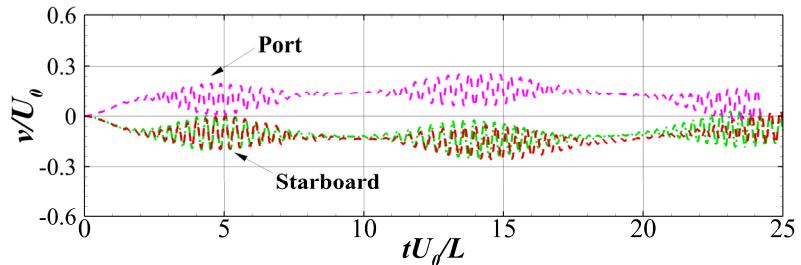
Table 6-5에서는 두 선회 방향에 대한 조종변수들을 실험과 비교하였다. 조종변수들에 대해서는 실험 대비 5% 내외의 차이로 유사하게 예측을 하였다. 파랑에 의한 표류거리와 표류각의 차이는 전반적으로 10% 이내로 실험과 큰 차이를 보이지 않았으며 선수각 기준 $180^\circ-540^\circ$ 구간에서 가장 큰 차이를 보였다. 이는 선회하는 동안 다양한 각도에서 실험과 파랑 표류력이 유사함을 뜻한다.



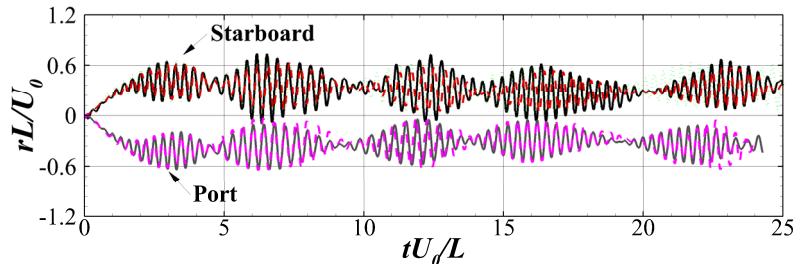
(a) Total speed (starboard)



(b) Total speed (port)



(c) Sway velocity



(d) Yaw rate

Fig. 6-15 Time history of velocity components in head sea

(KVLCC2, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$)

Fig. 6-16과 Fig. 6-17에서는 각각 우현과 좌현 선회시험에 대해 앞과 동일한 방식으로 이동 평균 필터를 적용하여 각 방향 별 힘과 모멘트를 나타내었다. 전체 경향성은 앞서 KCS와 유사한 경향을 띤다. 하지만 입사파의 방향에 따라 힘과 모멘트의 변화는 KCS 선형에 대비하여 더 뚜렷하게 드러난다. 선박이 좌현횡파 위치($\psi = 90^\circ$)에 도달하기까지는 전진 속도의 감소에 따라 전후방향 힘이 감소하였고 좌우방향 속도는 증가함에 따라 좌우방향 힘은 증가하였다. 선미사파($\psi = 90^\circ \sim 270^\circ$) 구간에서는 선박의 속도가 거의 일정하고 파랑에 의한 부가저항이 작음에 따라 거의 일정한 힘을 받는다. 선박이 선수파 위치($\psi = 360^\circ$)에 접근하는 동안에는 선속이 감소하였음에도 전체 저항은 증가하였다. 이는 파랑에 의한 부가저항이 증가하였기 때문일 것으로 추정된다. 두 번째 선회 초기에도 속도 감소의 영향으로 좌현횡파 위치($\psi = 450^\circ$)에 도달하기까지 전후방향 힘의 변화가 두드러지게 나타났다. 선수동요 모멘트는 초기에는 전후방향과 좌우방향 힘만큼 뚜렷한 변화는 없으나 선수사파 조건($\psi \approx 405^\circ$)이나 선미사파 조건($\psi \approx 260^\circ, 600^\circ$)에서 증가하는 경향을 보인다.

좌현 선회시험의 경우에도 우현 선회시험과 동일한 형태의 힘과 모멘트 시계열이 얻어지며 선수각에 따른 변화 경향성도 일치한다. 다만 좌현 선회의 경우 선회 방향이 반대이기 때문에 좌우방향 힘과 선수동요 모멘트의 방향이 우현과는 반대이다.

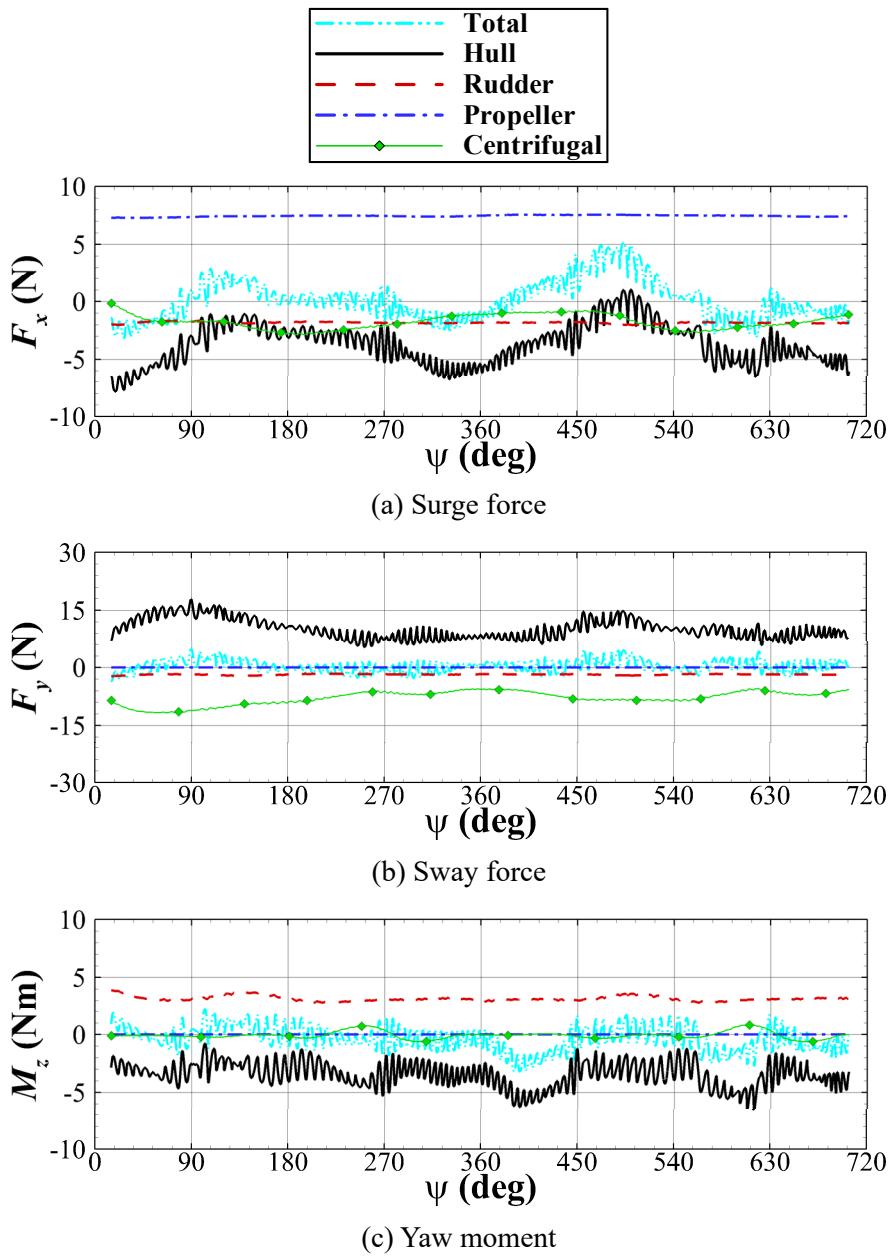


Fig. 6-16 Filtered force & moment signals in head sea

(KVLCC2, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$, starboard)

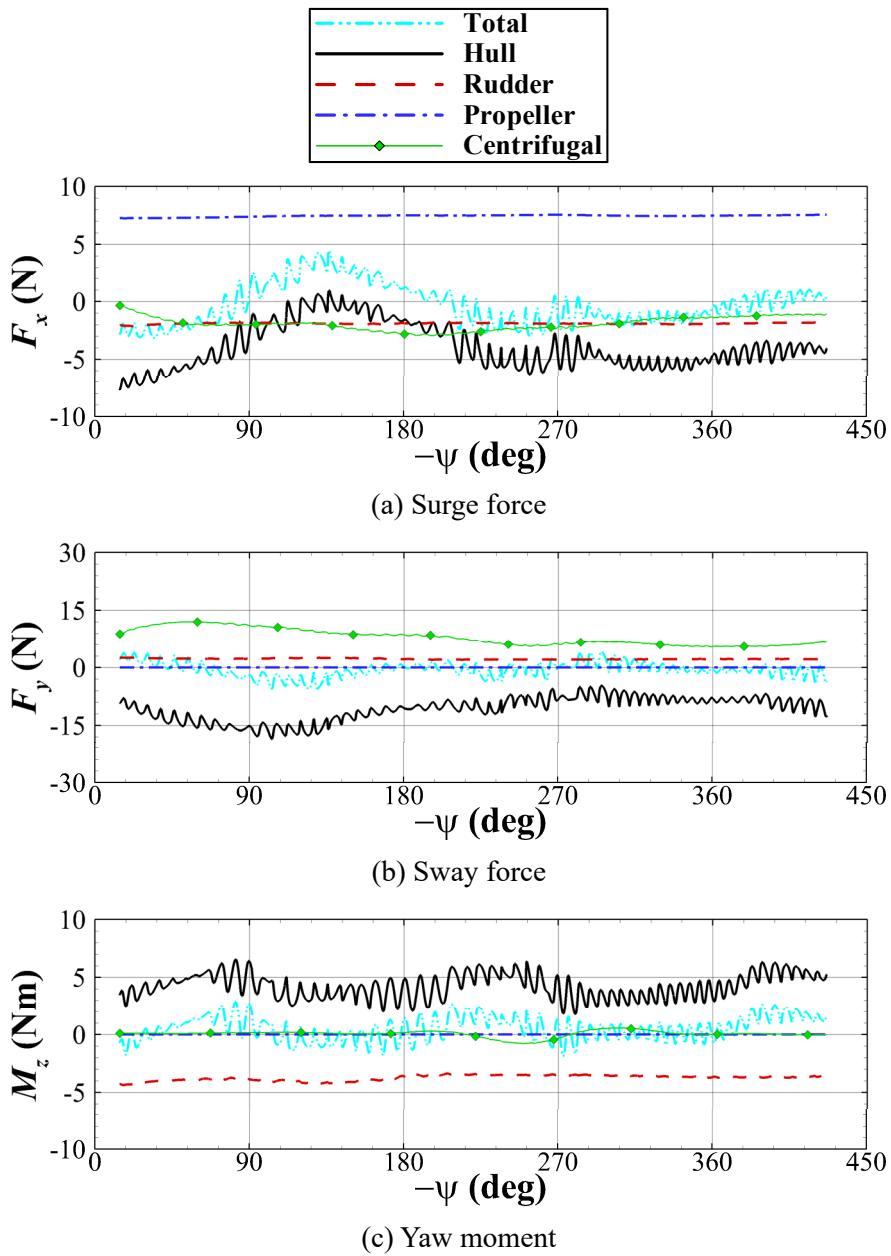


Fig. 6-17 Filtered force & moment signals in head sea

(KVLCC2, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$, port)

Fig. 6-18은 KVLCC2 선형에 대한 해석에서 선수각에 따른 자유 표면 분포를 보여준다. 선수각은 90° 간격으로 나타내었다. 초기에는 선박의 직진에 의해 생성된 켈빈파가 관찰된다. 선회가 시작된 이후 선박은 입사파와 더불어 선박에 의해서 생성된 교란파에 의한 영향도 받게 된다. Fig. 6-18 (b)와 (c)에서는 선박이 교란된 파를 지나가는 것을 확인할 수 있다. 또한 선회하는 과정에서 선박의 전진 속도가 느려지기 때문에 무차원화 변수 $\tau = \omega_e U/g$ 가 0.25보다 작은 값을 가지게 된다. 따라서 선박 앞쪽으로 진행하는 파도 존재하게 된다. 선박에 의해서 파가 가려진 영역에서는 상대적으로 낮은 파고가 관찰된다.

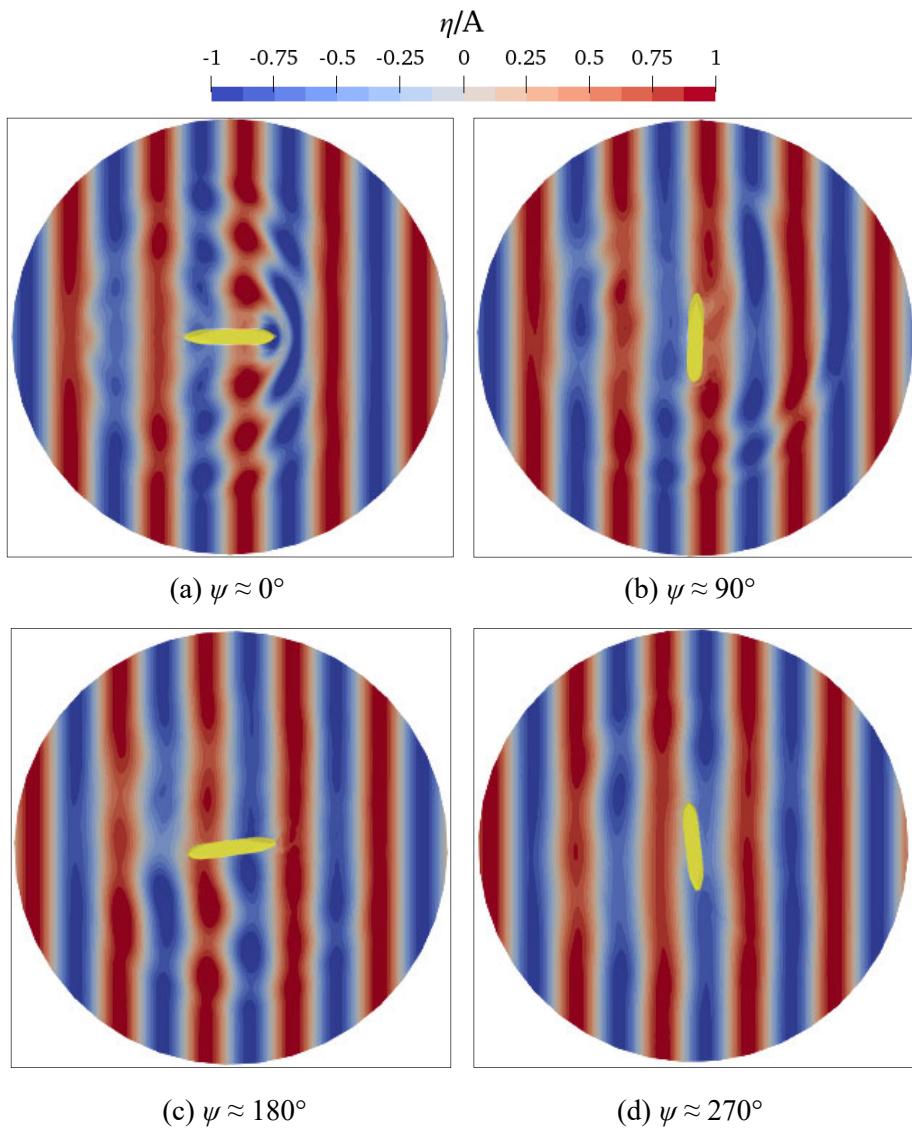


Fig. 6-18 Wave contours for different ship headings in head sea
(KVLCC2, $\lambda/L = 1.0$, $H/L = 0.02$, $\chi = 180^\circ$, starboard)

6.4.2 파향에 따른 선회시험 결과 (KVLCC2)

KVLCC2 선형에 대해 앞서 계산된 선수파 조건을 포함하여 세 가지 파향에 대한 계산이 수행되었다. 선회는 선수각이 450° 인 지점까지 수행되었다. 좌현횡파 조건에서는 실험과 Lee et al. (2020)의 WISH-MANEUVER 계산 결과와 추가적으로 비교하였고 선수사파 조건에서는 선회 궤적만 실험과 비교하였다.

횡파 및 사파 중에서의 선회시험 시에는 선회 시점에서의 선박의 운동이 전체 선회 궤적에 영향을 줄 수 있다. Fig. 6-19와 Fig. 6-20에서의 선회 궤적은 이를 잘 보여준다. 좌현횡파 조건에서 실험은 선회 초기부터 일정한 표류각을 가지고 운동을 하는 반면, 계산의 경우에는 표류각이 거의 0에 가깝게 운동을 한다. 선수사파 조건에서는 반대로 실험의 표류각이 거의 없는 반면, 계산은 일정한 표류각을 가진다. 실험과의 직접적인 비교를 위해서는 선박의 표류각, 선박의 선수동요 각속도 등의 다양한 변수들을 동일하게 설정하는 것이 중요하다. 그러나 계산과 실험 모두 이전 단계에서 선박이 직진 자유항주하는 과정을 포함하게 되고 이 때의 제어 알고리즘 및 자유항주 구간에 따라 선박의 운동이 크게 바뀌어 초기 선박 운동을 동일하게 맞추는 것은 매우 어렵다. 이에 따라 본 연구에서는 계산의 선회 궤적을 실험의 초기 표류각과 계산의 초기 표류각의 차이만큼 회전시킨 결과도 함께 나타내어 비교하였다.

좌현횡파와 선수사파 모두에서 초기의 표류각 차이만큼 회전시킨 경우에 대해서 초기 선회 궤적이 시험과 유사한 것이 확인된다.

특이점은 모든 파향에 대해서 계산의 궤적이 실험의 궤적으로부터 멀어지기 시작하는 시점이 거의 유사하다는 것이다. Fig. 6-21과 Fig. 6-22에는 두 파향 조건에 대한 속도 시계열을 나타내었다.

Table 6-6에는 실험과 표류각 차이만큼 회전시킨 궤적에 대해 파향별 조종변수와 표류 특성들을 비교하였다. 전반적으로 실험과의 차이는 10% 내로 잘 일치하였다. 좌현횡파에서는 상대적으로 횡방향 이동 거리가 큰 차이를 보였고 표류거리 또한 상대적으로 차이가 컸다.

Table 6-6 Comparison of turning parameters for different wave headings

Wave headings (χ)	270°		240°	
	EFD	CFD (Rotate)	EFD	CFD (Rotate)
AD/L	2.82	2.94 (+4.3%)		2.80
TR/L	1.39	1.59 (+14.5%)		1.30
TD/L	3.23	3.46 (+7.0%)		3.05
$T_{90}U_0/L$	3.81	3.99 (+4.5%)		4.15
$T_{180}U_0/L$	8.05	8.06 (+0.1%)		8.33
$T_{360}U_0/L$	18.15	18.17 (+0.8%)		18.46
μ_D (deg) Adr_{90-450} (deg)	216	220.15 (+1.9%)	194	209.91 (+8.2%)
H_d/L Ddr_{90-450} (L)	1.28	1.13 (-11.6%)	1.14	1.17 (+2.7%)

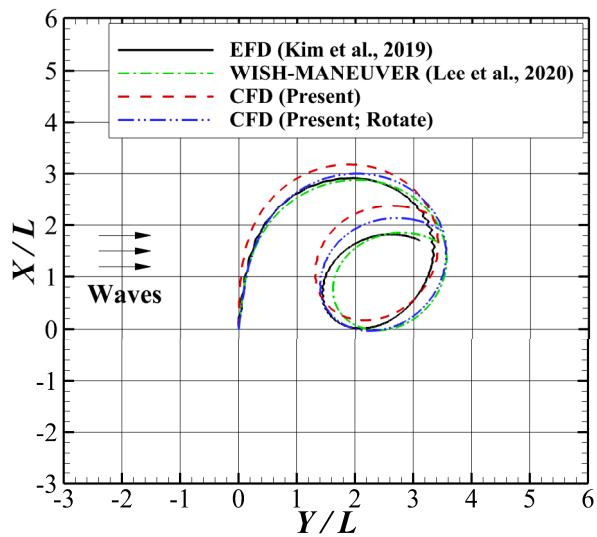


Fig. 6-19 Turning trajectory in beam sea

$(\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 270^\circ)$

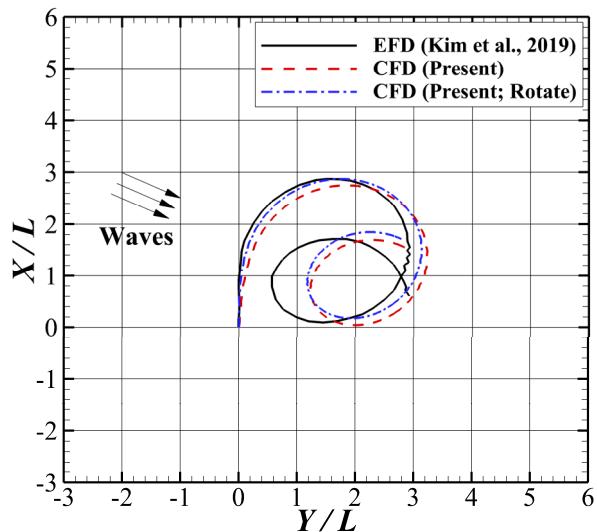
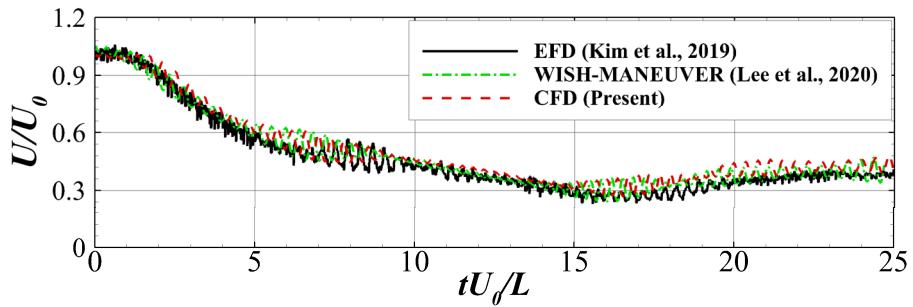
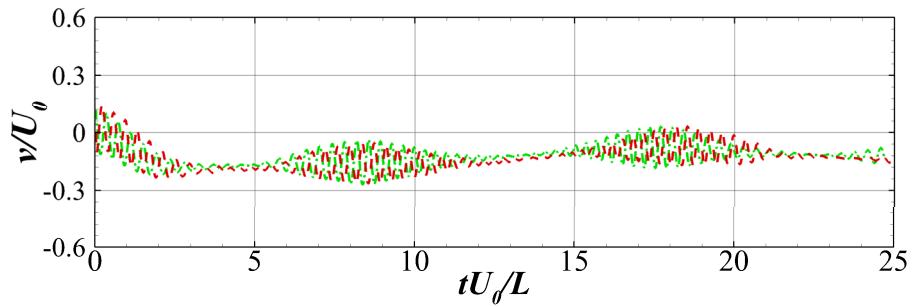


Fig. 6-20 Turning trajectory in bow sea

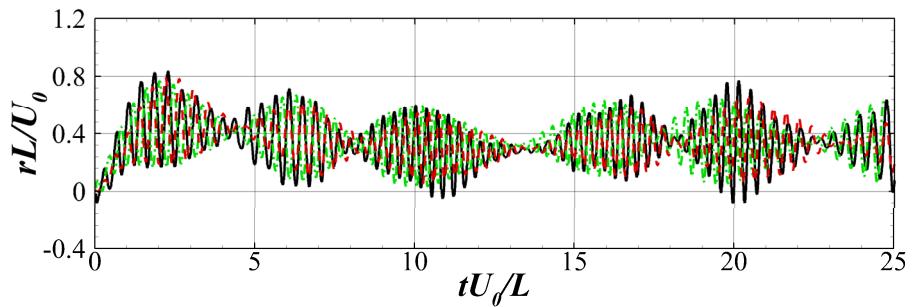
$(\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 240^\circ)$



(a) Total speed



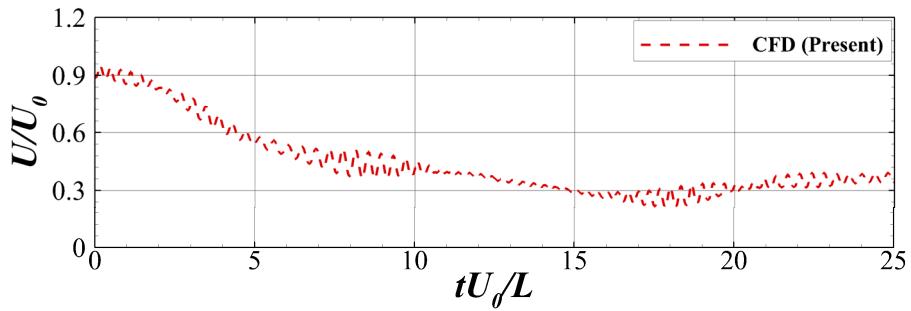
(b) Sway velocity



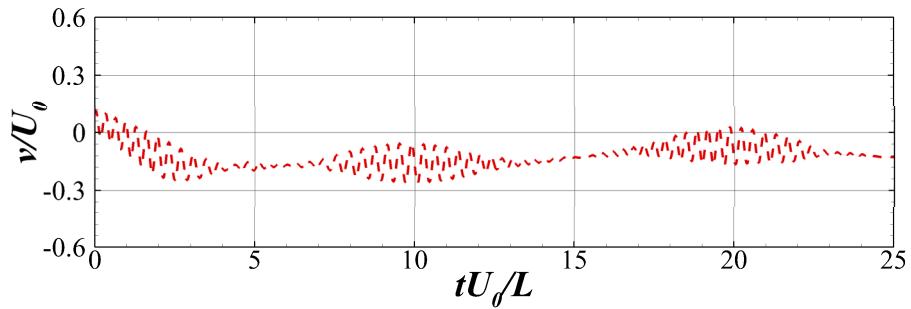
(c) Yaw rate

Fig. 6-21 Time history of velocity components in beam sea

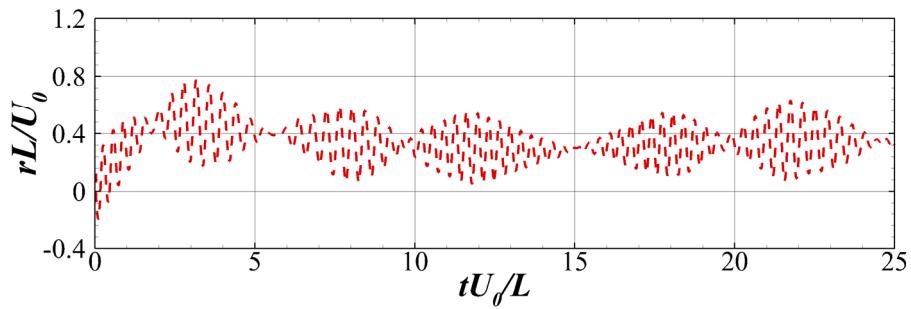
$(\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 270^\circ)$



(a) Total speed



(b) Sway velocity



(c) Yaw rate

Fig. 6-22 Time history of velocity components in bow sea

$$(\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02, \chi = 240^\circ)$$

Fig. 6-23에서는 CFD 해석을 통한 파향에 따른 선회 궤적을 나타내었다. 파랑 중에서의 초기 선회 특성은 파향에 따라 크게 영향을 받는다. 이는 파향에 따라 선박에 작용하는 부가저항의 차이로부터 기인한다. 일반적으로 선수파에서 좌현횡파로 갈수록 선박의 진행 방향에 대한 파랑 표류력은 감소를 하며 이에 따라 선박 속도는 증가한다. 따라서 동일한 시간 동안 더 먼 거리까지 직진이 가능하게 되고 좌현횡파에서 가장 큰 전진 거리를 보이게 된다. 반면, 선박의 좌우방향 표류력은 일반적으로 횡파 인근에서 가장 크고 이에 따라 선박이 횡방향으로 가장 멀리 밀려나기 때문에 횡방향 이동 거리와 전술 직경 모두 가장 크게 된다.

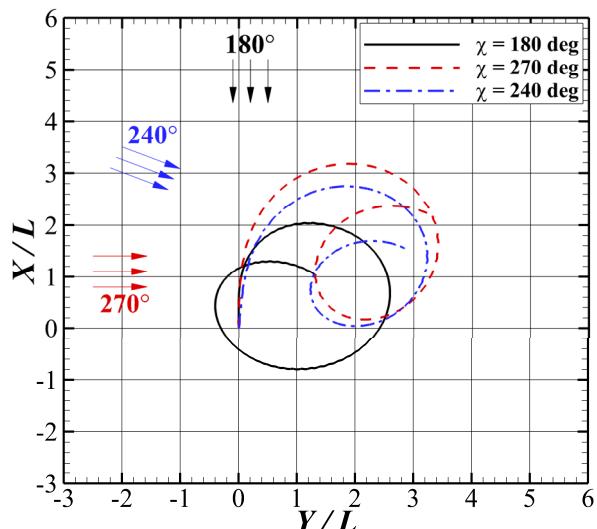


Fig. 6-23 Comparison of turning trajectory for different wave headings
 $(\lambda/L = 1.0, H/L = 0.02)$

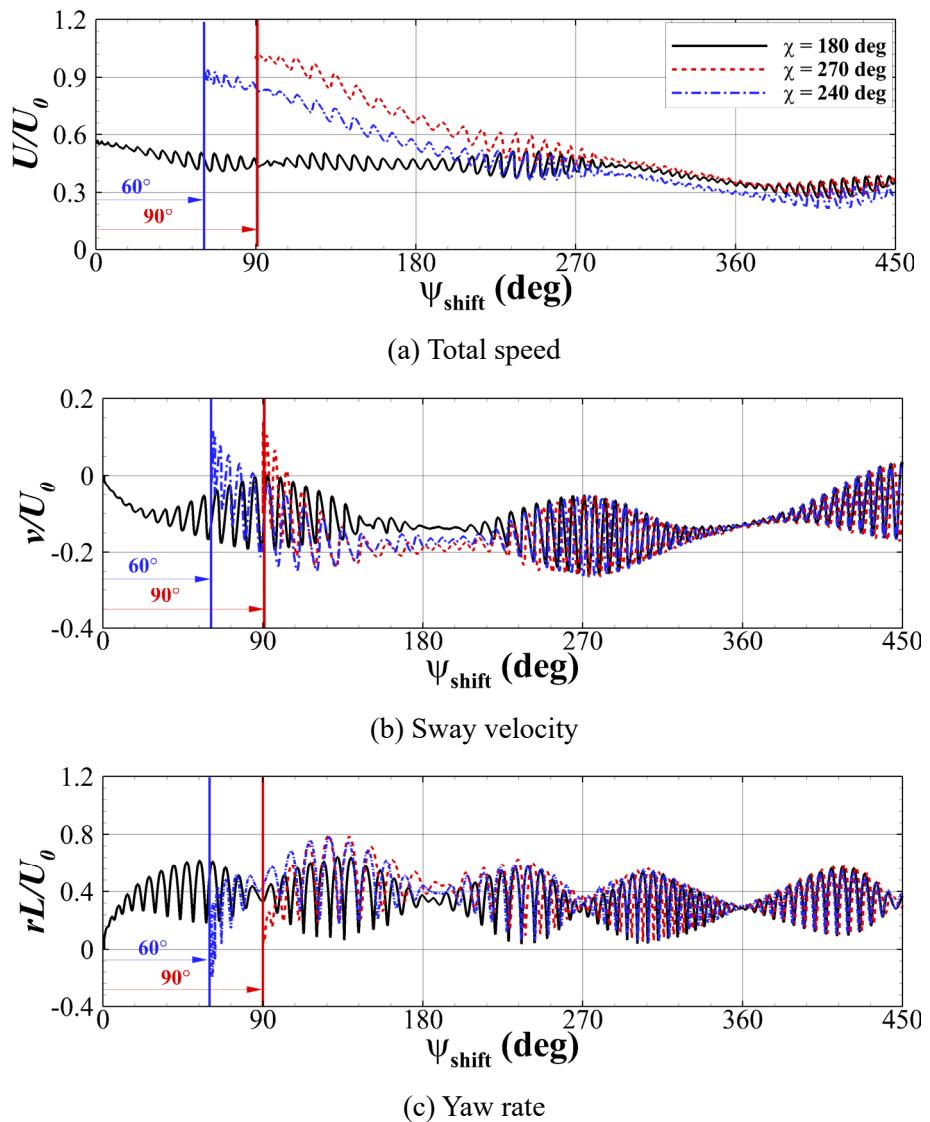


Fig. 6-24 Shifted velocity history for different wave headings

한편, 선회가 지속되는 경우에는 파의 특성이 동일하기 때문에 파향에 관계없이 유사한 특성을 가지게 된다. Fig. 6-24에서는 각 파향에 대해 얻은 선박의 속도 변화를 선박이 조우하는 파의 상대적인 방향을 동일하게 맞추어 비교를 하였다. 즉, 180° 의 선수파 조건은 선수각이 90° 인 경우에 270° 의 좌현횡파를 만나게 되고 선수각이 60° 인 경우에 240° 의 선수사파를 만나게 된다. 초기에는 전진 속도의 차이에 의해 다른 모습을 보이나 선박이 정상 상태에 도달 이후에는 유사한 값으로 수렴하는 것이 확인된다. Fig. 6-25에서는 각 파향에 대해서 선수파 기준 360° 시점에서의 자유 수면 분포를 나타내었다. 선회 시간이 각각 다르기 때문에 파의 위상 차이는 존재하나 전체적으로 선박 주위의 파의 분포 및 크기는 유사한 형태인 것이 확인된다.

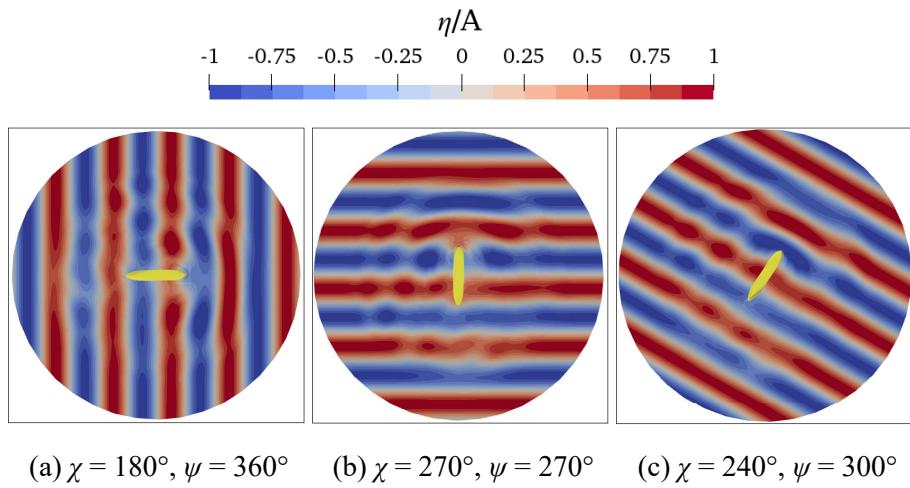


Fig. 6-25 Wave contours for different wave headings

6.4.3 파장에 따른 선회시험 결과 (KVLCC2)

앞서 계산한 파장 비 1.0 조건을 포함하여 세 가지 파장에 대한 계산이 수행되었다. 선회는 선수각이 360° 인 지점까지 수행되어 초기 선회 특성만을 파악하였다. 본 연구에서는 파장에 따라 각기 다른 격자 시스템을 사용하였기 때문에 격자가 많은 단파장에서는 계산 시간이 상대적으로 오래 소요된 반면, 격자 수가 적은 장파장에서는 계산 시간이 상대적으로 짧게 소요되었다. Fig. 6-26부터 6-29에는 각각 파장 비 0.5와 1.5에 대한 계산 결과와 실험 결과를 나타내었고 Table 6-7에서는 조종변수들을 실험과 비교하였다. 앞서 진행되었던 계산들과 동일하게 선수각 90° 이후 시점부터 궤적에서 실험과 차이를 보인다. 단파장 계산에서는 다른 계산들과는 달리 전술 직경에서 가장 큰 차이를 보였다.

Table 6-7 Comparison of turning parameters for different wavelengths

Wavelength (λ/L)	0.5		1.5	
	EFD	CFD	EFD	CFD
AD/L	2.57	2.56 (-0.4%)	2.71	2.65 (-1.92%)
TR/L	1.31	1.44 (+9.9%)	1.17	1.34 (+14.8%)
TD/L	3.25	3.65 (+12.3%)	2.92	3.10 (-3.2%)
$T_{90}U_0/L$	4.74	4.86 (+2.6%)	4.41	4.40 (-0.2%)
$T_{180}U_0/L$	9.36	9.78 (+4.6%)	8.92	8.64 (+6.1%)
$T_{360}U_0/L$	20.41	20.82 (+2.0%)	18.71	18.32 (-2.1%)

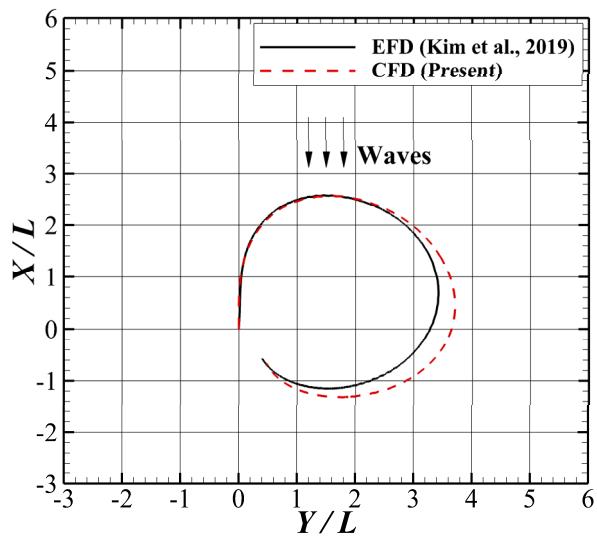


Fig. 6-26 Turning trajectory in short wavelength
 $(\lambda/L = 0.5, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ)$

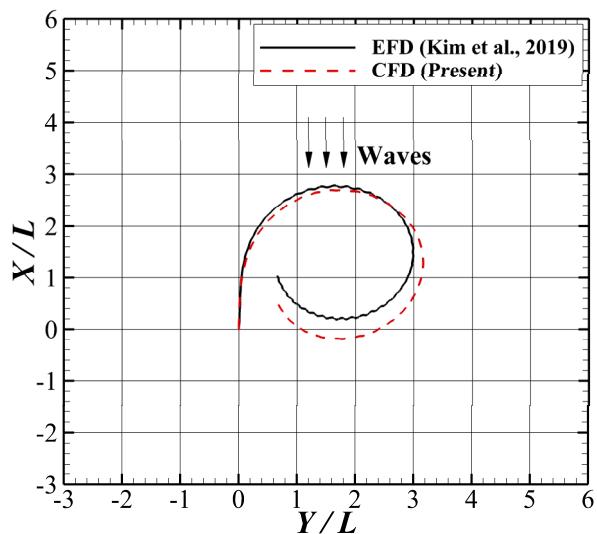


Fig. 6-27 Turning trajectory in long wavelength
 $(\lambda/L = 1.5, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ)$

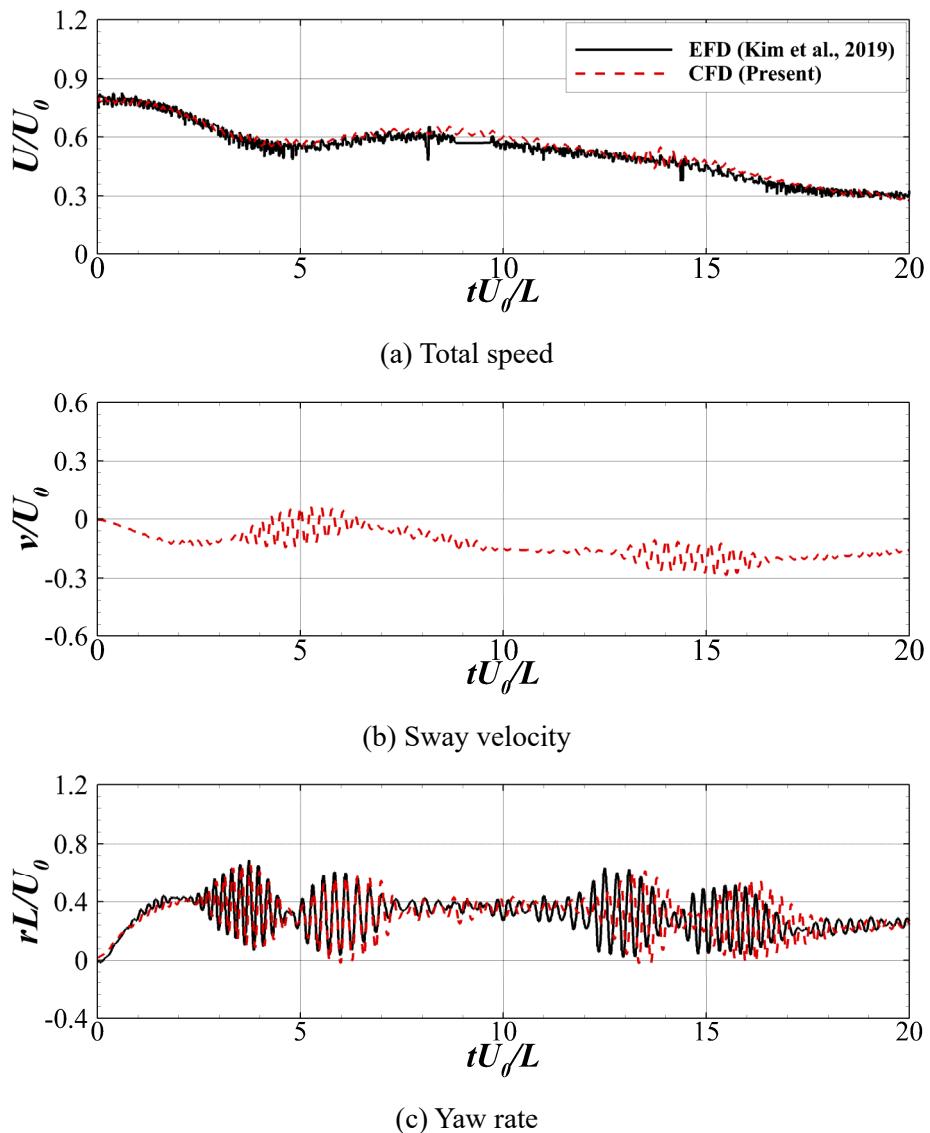


Fig. 6-28 Time history of velocity components in short wavelength
 $(\lambda/L = 0.5, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ)$

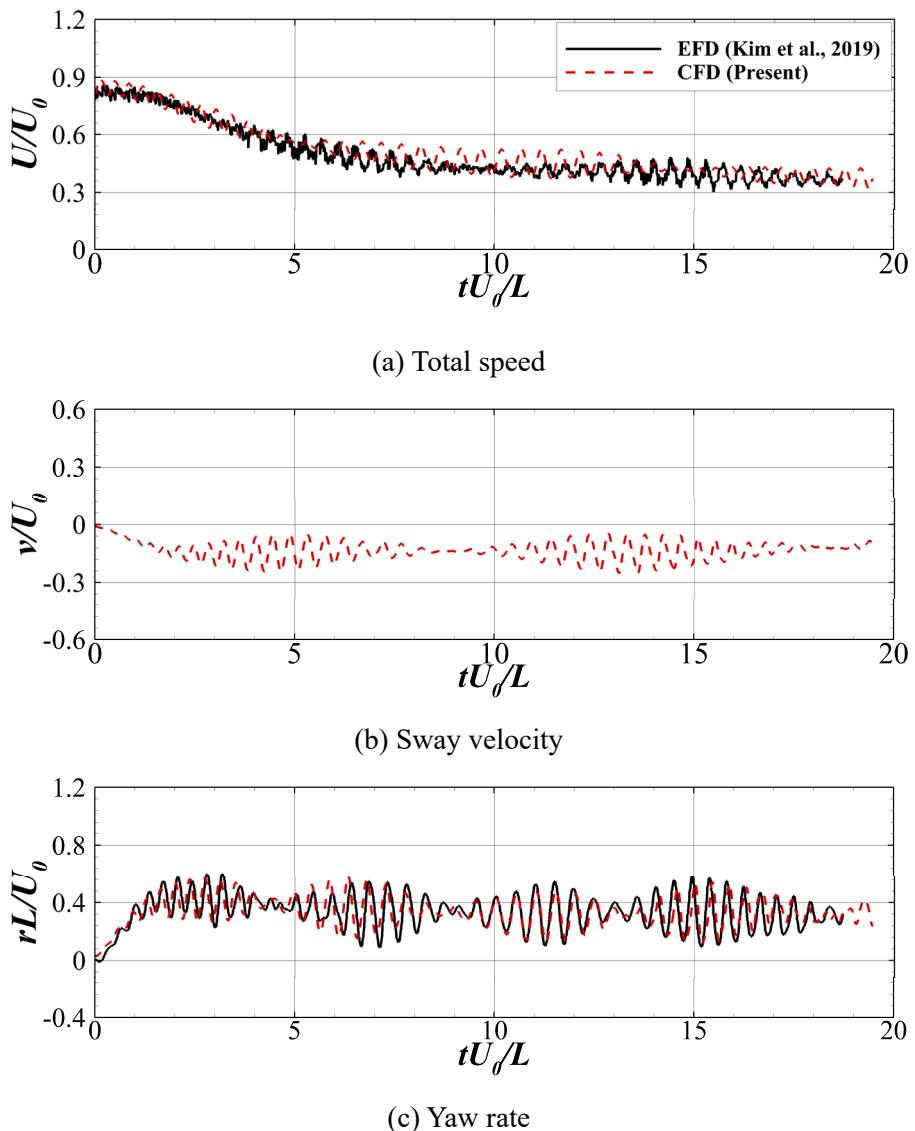


Fig. 6-29 Time history of velocity components in long wavelength
 $(\lambda/L = 1.5, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ)$

Fig. 6-30에는 파장 비에 따른 횡동요 운동을 나타내었다. 다른 두 파장 비와 다르게 파장 비 1.5에서는 횡동요 운동이 크게 관찰된다. 이는 파랑에 의한 조우 주기와 KVLCC2 선형의 횡동요 공진 주기가 유사하기 때문에 횡동요 공진 운동이 발생하였기 때문이다. 파장 비 1.5에서 선회하는 동안의 선박의 전진 속도를 고려하였을 때, 조우 주기는 개략적으로 1.55s (real scale: 15.5s)에서 2.02s (real scale: 20.2s) 사이의 범위를 가지게 된다. 한편, KVLCC2의 횡동요 관성모멘트, A_{44} 는 횡동요 부가질량 계수, 그리고 C_{44} 는 횡동요 복원력 계수를 의미한다. 횡동요 부가 질량 계수의 경우 페텐셜 이론을 기반으로 추정한 값을 사용하였다. 계산된 KVLCC2의 횡동요 공진 주기는 1.91s (real scale: 19.1s)로 해당 주기가 파의 조우 주기 범위 내에 있게 된다.

$$T_{n,44} = \frac{2\pi}{\omega_{n,44}} = 2\pi \sqrt{\frac{I_{44} + A_{44}}{C_{44}}} \quad (6.1)$$

Fig. 6-31에는 횡동요 공진이 일어나는 시점에서의 선박의 모습을 나타내었다. 횡동요가 크게 발생하여 그린 워터 방지를 위해 추가된 건현이 없었다면 선체가 잠길 정도로 운동이 큰 것이 확인된다. 따라서 해당 경우에는 전체적으로 조종성능을 잃지 않으나 일부 선회 구간에서 과도한 횡동요로 인하여 선박의 안정성에 문제가 발생할 수 있기 때문에 주의가 필요할 것으로 보인다.

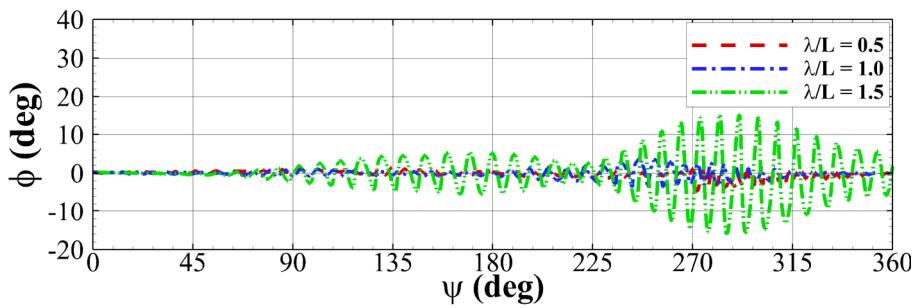


Fig. 6-30 Time history of roll motion for different wavelengths

$$(H/L = 0.02, \chi = 180^\circ)$$

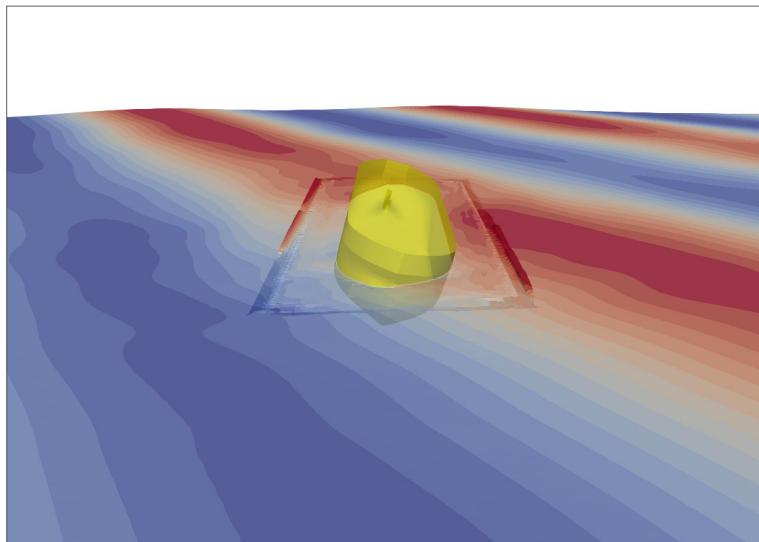


Fig. 6-31 Ship motion and wave contours near roll resonance

$$(\lambda/L = 1.5, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ, \psi \approx 310^\circ)$$

Fig. 6-32에는 정수 중 선회시험 결과와 함께 파장에 따른 선회 궤적을 나타내었다. 파랑에 의한 영향으로 정수 중과 대비하여 전진 거리가 짧아지는 것을 확인할 수 있으며 부가저항이 가장 크게 작용하는 파장 비 1.0에서 전진거리가 가장 짧았다. 선회 궤적의 경우에는 파장 비에 따라 다른 경향성이 나타났다. 파장 비 1.0과 1.5에 대해서는 유사한 형태의 궤적이 얻어진 반면, 파장 비 0.5에 대해서는 전혀 다른 궤적이 나타난다. 파장 비 0.5의 경우에는 정수 중 선회와 대비하여도 더 큰 전술 직경을 가진다. MSC.137(76)에서 정수 중 선회 성능 평가에서 제안하고 있는 전술 직경이 선박 길이의 4.5배임을 감안하면 해당 조건에서는 선박의 조종성능이 위태로움을 뜻한다.

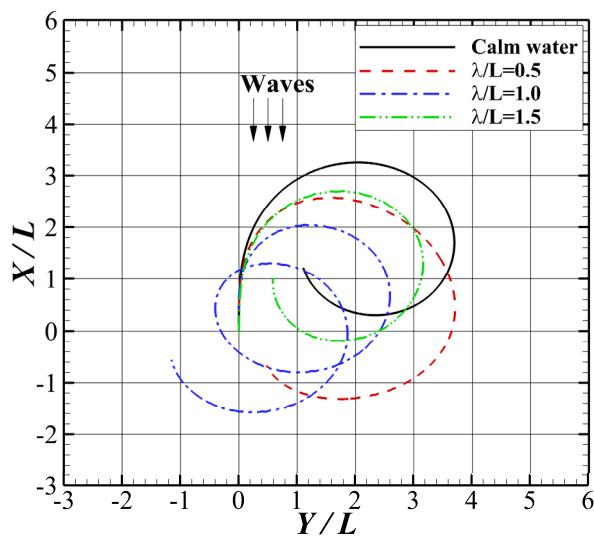


Fig. 6-32 Comparison of turning trajectory for different wavelengths
($H/L = 0.02, \chi = 180^\circ$)

Fig. 6-33과 Fig. 6-34에서는 각각 파장 비 0.5와 1.5에 대하여 이동 평균 필터를 적용한 힘과 모멘트를 성분 별로 나타내었다. 파장 비 0.5의 경우에는 좌우방향 힘과 선수동요 모멘트가 앞서 파장 비 1.0과는 확연하게 다른 모습을 보여준다. 좌현횡파($\psi = 90^\circ$)에서 선수동요 모멘트가 선회를 방해하는 방향으로 급격하게 증가하게 된다. 이에 따라 일시적으로 전체 선수동요 모멘트가 선회의 반대 방향으로 작용하였다가 시간이 지남에 따라 다시 평형 상태가 된다. 이 과정에서 선박의 속도도 영향을 받아 좌우방향 속도는 감소하는 추세로, 전후방향 속도는 증가하는 추세로 전환된다. 좌우방향 힘은 속도 변화로 인해 급격하게 감소한다. 결과적으로 선체는 Fig. 6-32에 나타난 궤적처럼 선회를 올바르게 하지 못하고 더 먼 거리를 돌아서 선회하게 되는 것이다. 본 경우에 대해서는 선수동요 모멘트가 다시 원래 상태로 복구되어 평형 상태로 수렴됨에 따라 선회가 이루어지나 다른 경우에 대해서는 타에 의한 선수동요 모멘트가 선박의 선수동요 모멘트를 극복하지 못하고 조종성능을 잃게 되는 경우도 생길 수 있음이 예상된다.

파장 비 1.5에서는 전후방향 힘과 선수동요 모멘트 시계열이 기존의 파장 비 1.0과 동일한 경향성을 가지는 것을 확인할 수 있다. 해당 파장 비에서는 파랑에 의한 표류력이 거의 없기 때문에 거의 일정한 값을 가지게 된다. 좌우방향 힘의 경우 공진에 의해 횡동요의 영향으로 우현횡파 부근에서 급격하게 감소된 값을 가지게 된다.

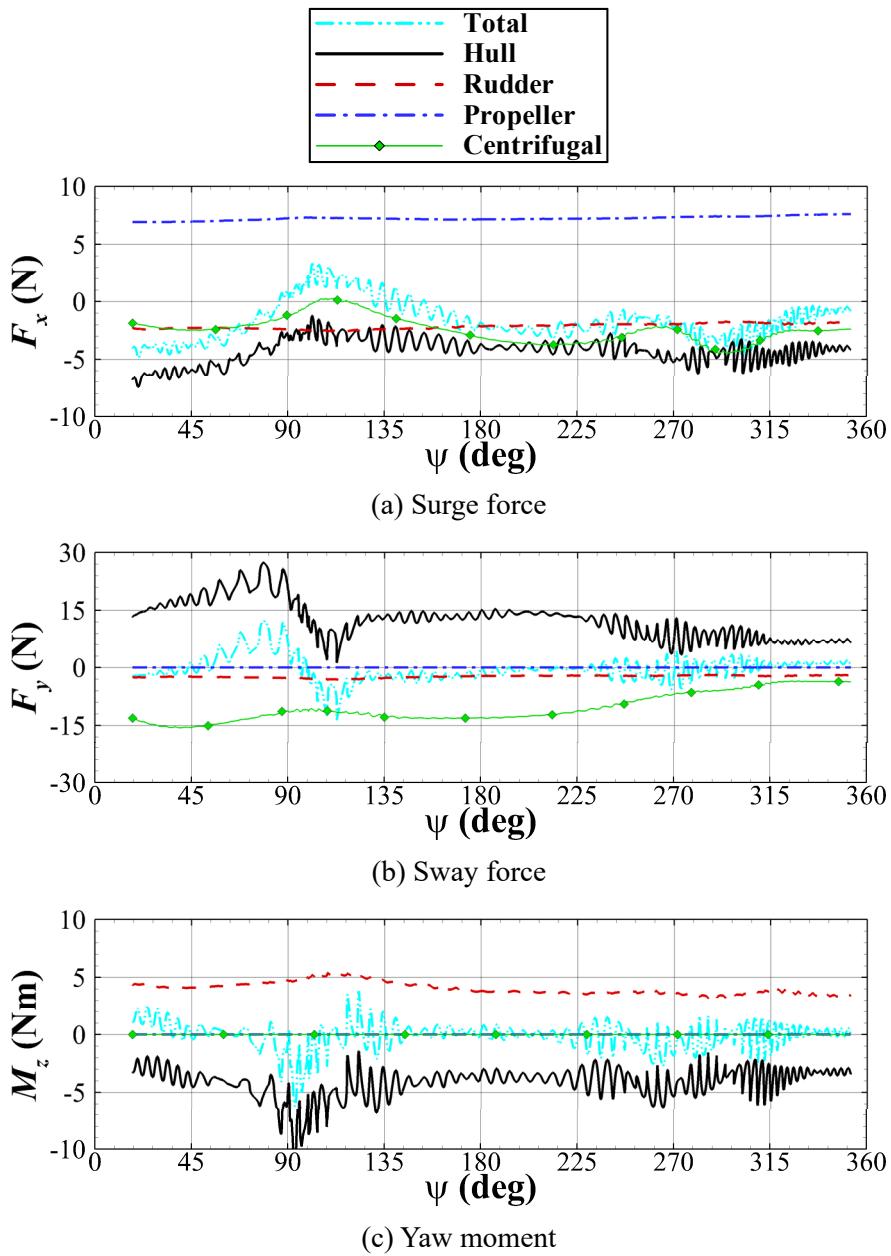


Fig. 6-33 Filtered force & moment signals in head sea

$(\lambda/L = 0.5, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ)$

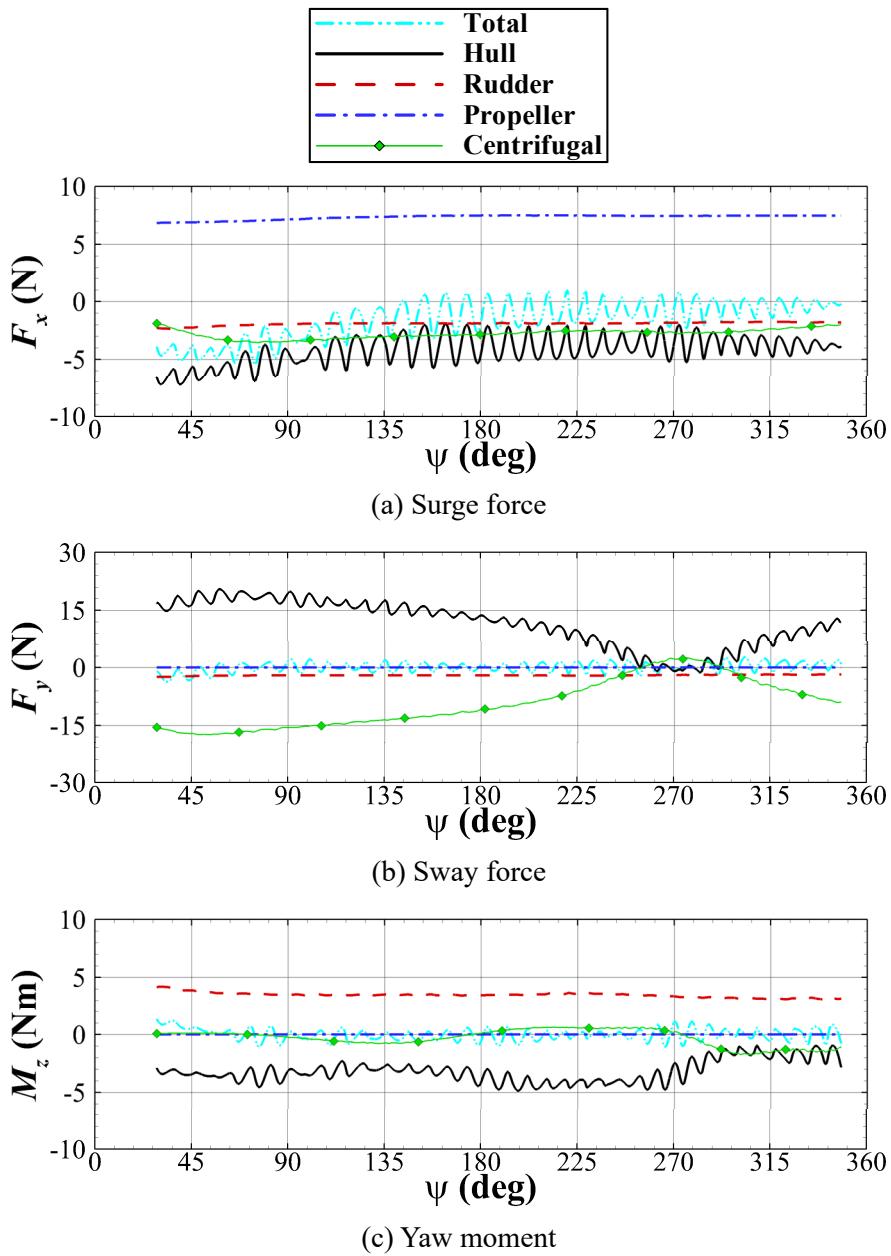
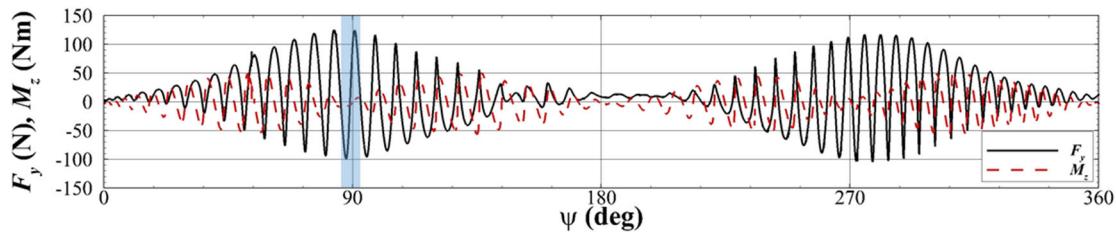


Fig. 6-34 Filtered force & moment signals in head sea

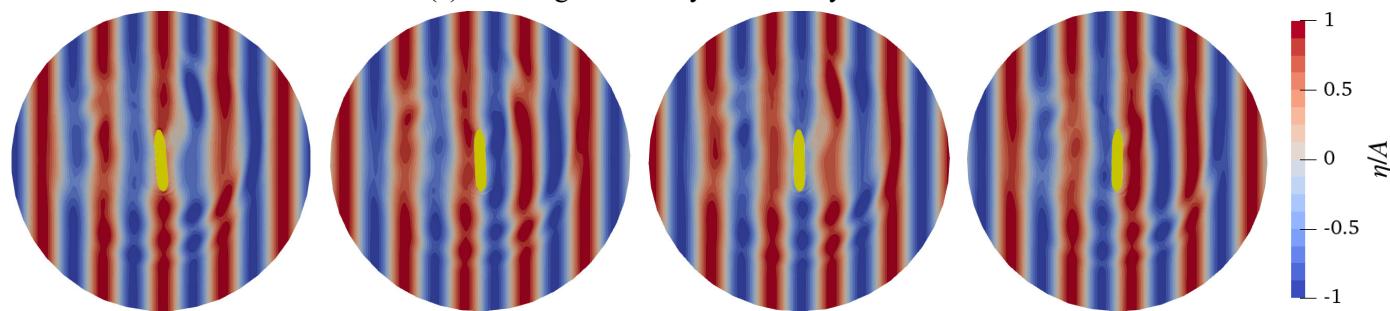
$(\lambda/L = 1.5, H/L = 0.02, \chi = 180^\circ)$

Fig. 6-35와 Fig. 6-36에는 단파장에서 조종 성능이 감소하는 원인 파악을 위해 각각 선박 공진 영역 파장($\lambda/L = 1.0$)과 단파장($\lambda/L = 0.5$)에 대해 선수각 90° 지점의 파형 분포 및 선체에 작용하는 좌우방향 동압력 분포를 나타내었다. 파형 분포의 경우 한 조우 주기에 대하여 $1/4$ 주기 간격으로 나타내었고, 좌우방향 동압력의 경우 파랑 한 주기에 대한 평균값으로 계산하였다.

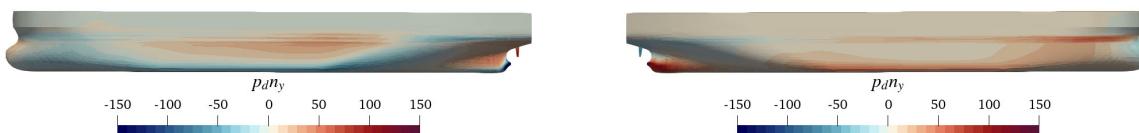
먼저 Fig. 6-35의 공진 영역 파장에 대해서는 Fig. 5-20의 정수 중 선회 시 정상 상태의 압력 분포와 유사하게 선미 부분에서 좌현 선회 방향으로 압력이 작용을 한다. 이에 추가적으로 파랑에 의한 효과로 선수부의 자유 수면 부근에서 추가적인 압력 분포가 관찰이 된다. 반면, Fig. 6-36의 단파장에 대한 결과는 정수 중과 공진 영역 파장과는 다른 형태를 띤다. Fig. 6-36 (b)의 파형 분포에서는 파랑이 선박에 대부분 반사되어 차폐(blockage) 효과가 뚜렷한 것을 확인할 수 있으며 선박에 의해 반사된 파가 입사파와 중첩되어 선박 좌현 부근에서 큰 파고가 발생하는 것이 관찰된다. Fig. 6-36 (c)에서는 이에 의한 영향으로 선박의 좌현 부근에서 우현 방향으로 큰 압력이 가해지는 것을 보여준다. 곧, 선박이 우현 방향으로 큰 힘을 받게 되어 좌현 방향으로의 표류가 억제되고 이에 의해 선박을 우현으로 선회시키는 양력이 감소하여 선회가 방해받는다.



(a) Time signal of sway force and yaw moment

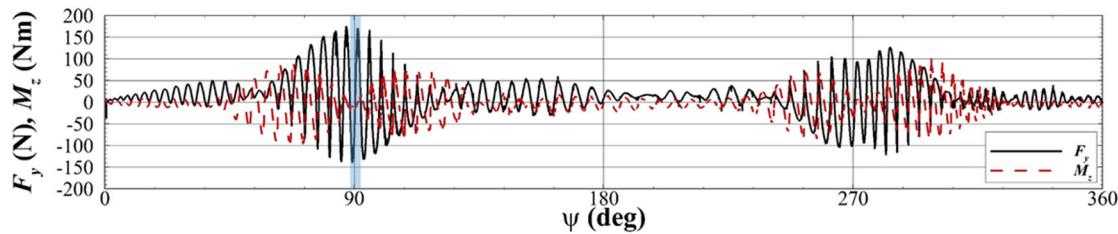


(b) Wave contours (from left to right sequential interval of $1/4T_e$)

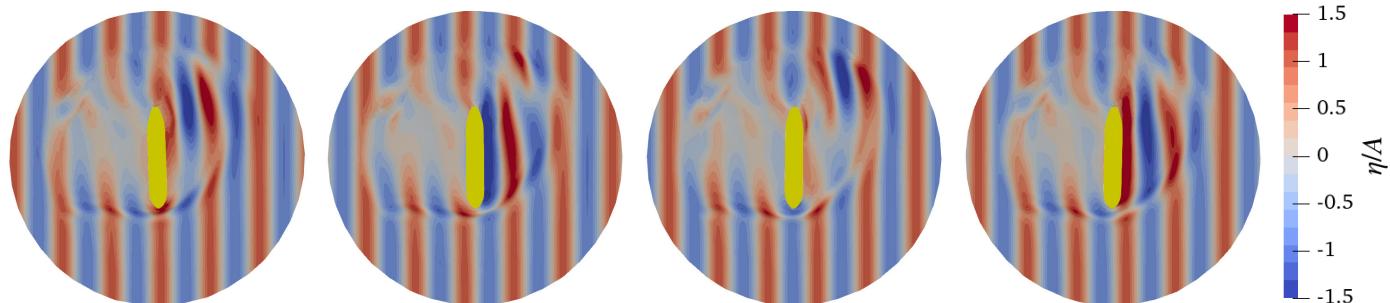


(c) Hull sway pressure distribution (left: port, right: starboard)

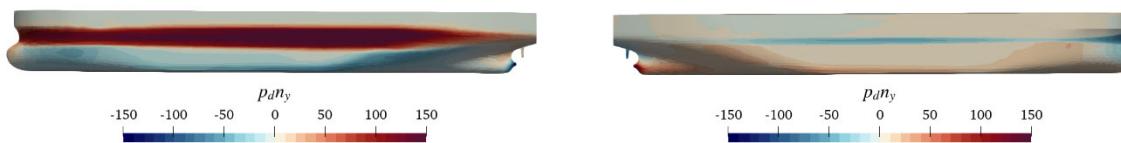
Fig. 6-35 Wave contours & sway pressure distribution ($\lambda/L = 1.0$, $\psi \approx 90^\circ$)



(a) Time signal of sway force and yaw moment



(b) Wave contours (from left to right sequential interval of $1/4T_e$)



(c) Hull sway pressure distribution (left: port, right: starboard)

Fig. 6-36 Wave contours & sway pressure distribution ($\lambda/L = 0.5, \psi \approx 90^\circ$)

6.4.4 파고에 따른 선회시험 결과 (KVLCC2)

파고에 따른 계산은 앞서 $H/L = 0.02$ 경우를 포함하여 두 가지 경우에 대해서 계산이 진행되었다. 마찬가지로 선회는 선수각이 360° 인 지점까지 수행되어 초기 선회 특성만을 파악하였다. Fig. 6-37에는 $H/L = 0.015$ 에 대한 계산 결과를 실험 결과와 함께 나타내었고 Table 6-8에서는 조종변수들을 실험과 비교하였다. 선회 궤적은 기존과는 달리 초기부터 차이를 보이며 실험 대비 $+X$ -방향으로 치우친 형태로 나타나게 된다. 조종변수들 중 특히 전진 거리와 횡방향 이동 거리는 전술 직경보다 더 큰 차이를 보였다. 이는 Fig. 6-38의 시계열에서 확인할 수 있듯이 계산 초기에는 선박 속도가 실험 대비 크게 예측되고 선수각속도가 작게 예측되었기 때문에 초기 선회가 상대적으로 느리기 때문이다. 하지만 시간이 지남에 따라 전반적인 속도 시계열이 실험과 유사한 속도로 수렴을 하게 되고 전체 선회 지름은 실험과 유사하게 된다.

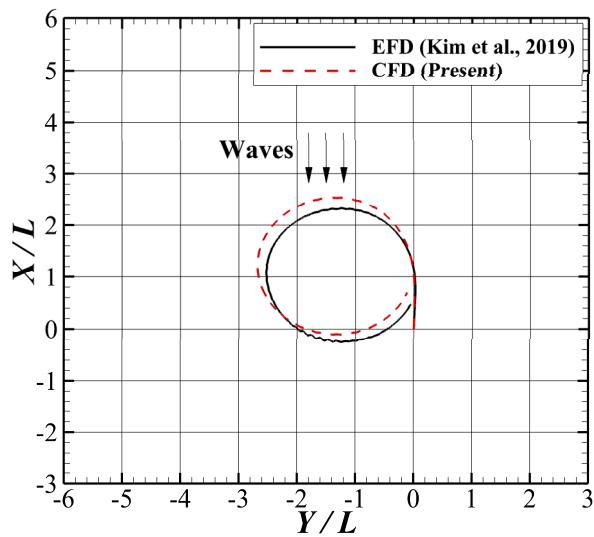
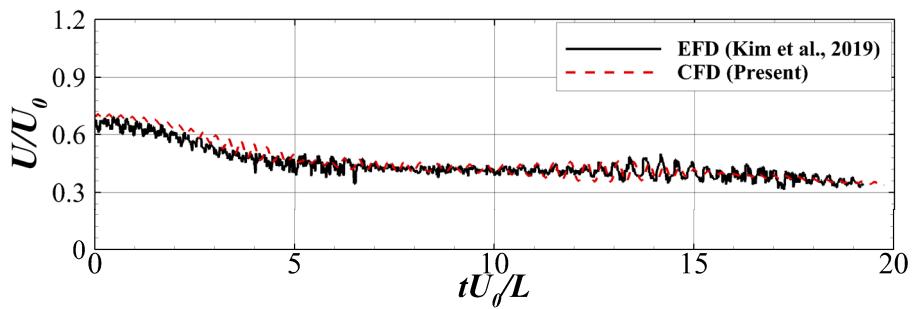


Fig. 6-37 Turning trajectory in lower wave height

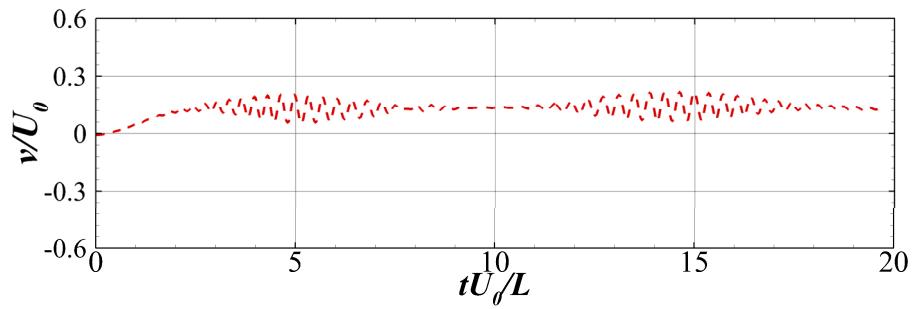
$(\lambda/L = 1.0, H/L = 0.015, \chi = 180^\circ)$

Table 6-8 Comparison of turning parameters for different wave heights

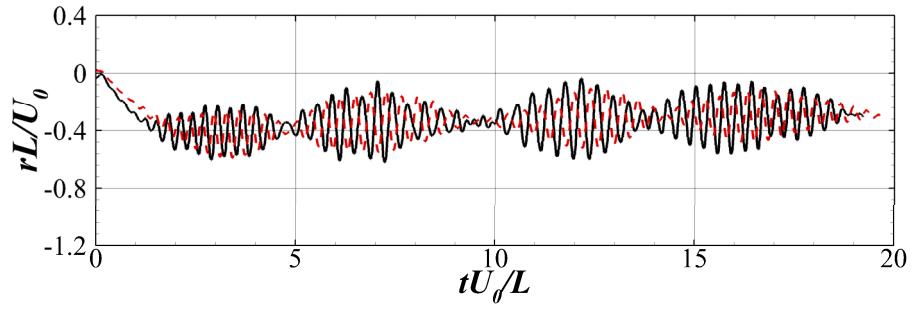
Wave height (H/L)	0.015	
	EFD	CFD
AD/L	2.24	2.48 (+10.7%)
TR/L	-0.82	-1.00 (+22.0%)
TD/L	-2.43	-2.61 (+7.4%)
$T_{90}U_0/L$	4.65	4.89 (+5.2%)
$T_{180}U_0/L$	9.15	9.45 (+3.3%)
$T_{360}U_0/L$	19.20	19.74 (+2.8%)



(a) Total speed



(b) Sway velocity



(c) Yaw rate

Fig. 6-38 Time history of velocity components in lower wave height
 $(\lambda/L = 1.0, H/L = 0.015, \chi = 180^\circ)$

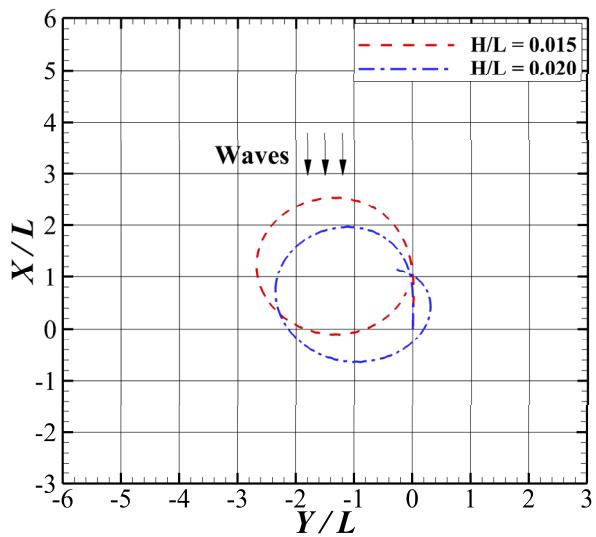


Fig. 6-39 Comparison of turning trajectory for different wave heights
 $(\lambda/L = 1.0, \chi = 180^\circ)$

Fig. 6-39에는 두 가지 파고 조건에 대한 결과를 비교하였다. 파고가 더 높은 경우에는 파에 의한 표류력이 더 강하게 되고 이에 따라 정수 중과 대비하여 $-X$ 및 $-Y$ 방향으로 더 치우친 결과를 보여준다. 하지만 전반적인 선회 반경은 두 경우에 대해 유사하였다. 파고에 따른 효과를 보다 염밀하게 분석하기 위해서는 표류거리나 표류각 등을 고려할 수 있도록 계산이 더 오래 진행되어야 할 것이다.

7. 결론

본 연구에서는 CFD 기법을 적용하여 파랑 중 가상 자유항주 선회시험을 해석하였다. 해석을 수행하기에 앞서 적용 기법에 대해 불확실성 해석을 적용하였고 선수파 중 운동응답과 정수 중 선회시험에 대해 실험 결과와 비교 검증하였다. 파랑 중 선회시험은 KCS 선형과 KVLCC2 선형에 대해 적용되었다. KCS 선형의 경우 선수파 중 선회시험만이 수행되었고 KVLCC2 선형의 경우에는 다양한 과향, 파장 및 파고 조건에 대해 계산하였다. 이상의 결과를 통해 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

- 적용한 수치 기법의 격자 및 시간 간격에 대한 불확도를 평가하였다. 특히 계산 결과가 단조 수렴하는 경우에 대해서는 안전계수 방법 및 보정계수 방법으로 불확도를 계산하였다. 정수 중 저항과 파랑 중 운동응답의 경우 계산에 적용된 격자 및 시간 간격에 대해 불확도가 5% 내외로 평가되었다. 안전계수 방법의 경우 점근적이지 않은 영역의 계산 결과가 포함된 경우 불확도를 과소 평가하는 경향을 보였다.
- 운동 해석의 검증을 위해 파장에 따른 비선형 운동응답 계산을 S175 컨테이너선과 tumblehome 선형에 대하여 수행하였고 실험과 유사한 결과를 주는 것을 확인하였다. 파고에 따른 운동응답의 변화도 관찰하였으며 실험과 유사한 경향을 보였다. 특히 상하동요

운동에서 비선형적인 특성이 두드러졌다. S715 컨테이너선은 파고의 증가에 따라 상하동요 운동응답이 감소하는 경향을 보였으며 tumblehome 선형은 반대로 상하동요 운동응답이 함께 증가하는 경향을 보였다. 종동요 운동응답은 두 선형 모두 파고의 증가에 대해 감소하는 경향을 보였으나 뚜렷하지 않았다. 본 계산 결과를 통해 사용된 수치 기법이 파랑에 따른 운동응답을 잘 예측하고 비선형적인 특성을 잘 반영함을 확인하였다.

- 정수 중 조종시험을 수행하기 위한 절차를 수립하였고 해당 절차를 바탕으로 정수 중 선회시험을 KCS 선형과 KVLCC2 선형에 적용하였다. 사용된 프로펠러 모델링의 경우 실제보다 더 높은 회전 수를 요구하는 것을 확인하였다. 선회 궤적의 경우 실험과 대비하여 유사한 궤적을 보였으며 조종변수들 또한 실험과의 차이가 10% 내외로 유사한 것을 확인하였다. 본 계산 결과를 통해 사용된 수치 기법이 정수 중에서 자유항주 시험을 잘 모사하는 것을 확인하였고 실험과 유사한 수준의 결과를 보여주는 것을 검증하였다.

- 정수 중 조종시험 절차를 파랑 중으로 확장하여 파랑 중 선회시험을 수행하였다. 파향, 파장 및 파고를 변화시키며 다양한 파랑 조건에 대해 계산을 수행하였다. 각각의 계산 결과를 실험과의 비교를 통해 검증하였고 본 수치 기법을 이용하여 파랑 중 자유항주 시뮬레이션이 용이함을 확인하였다.

- 파랑 중 선회시험 시 파향, 파장 및 파고의 변화가 선회에 미치는 영향에 대해 파악하였다. 먼저, 파향의 경우, 파향에 따라 부가저항이 달라지고 이는 선박 속도 차이를 발생시켜 초기 선회에는 영향을 준다는 결과가 수치 계산에서 잘 모사되었다. 하지만 선회가 진행됨에 따라서 파의 영향이 감소하게 된다. 그리고 파장에 따라 선회 궤적 및 운동 특성이 크게 변화하는 것도 잘 관찰되었다. 단파장 선미사파에서 파랑은 선박의 표류를 억제하며 결과적으로 선회 반대 방향으로 강한 선수동요 모멘트가 발생하여 선회가 방해된다. 장파장의 경우 선박에 따라 선미사파의 조우 주기가 횡동요 공진 주기에 걸쳐 있어 큰 횡동요를 유발할 수도 있다. 파고의 경우는 파랑 표류력의 크기와 밀접한 연관이 있으며 파고가 증가함에 따라 파랑 표류력이 커지면서 정수 중 대비 선회 궤적이 더 많이 표류되는 경향을 보인다.

8. 향후 연구

향후 연구가 진행되어야 할 부분은 다음과 같다. 첫 번째로, 실제 해상 상태를 반영하여 다양한 조종성능 평가를 진행할 필요가 있다. 본 연구에서는 규칙파 중에서 선회시험을 수행하였다. 하지만 실제 선박이 운항하는 해상에서 발생하는 파는 불규칙하며 조류와 바람과 같은 추가적인 요인들도 존재한다. 또한 선박은 실제 운항하는 동안 선회 성능뿐 아니라 변침 성능도 중요하다. 따라서 선회시험뿐만 아니라 지그재그시험과 같이 다른 조종시험도 수행되어야 한다.

두 번째로, 황천 조건에 대한 연구가 필요하다. 본 연구에서는 선박의 설계 속도 및 상대적으로 빠른 속도에서 선회가 진행되었다. 하지만 실제 선박은 파랑 중에서 저속으로 운항할 때 조종성능을 잃기가 쉽고 이는 파랑 중 조종성능 평가가 이루어지게 된 근본적인 이유이다. 또한, 대파고 조건에서 파랑에 의한 힘이 지배적인 경우에도 조종성능을 잃을 수 있다. 이러한 점들을 종합적으로 고려하여 선박의 황천 조건에 대한 설정이 필요하며 해당 조건에서의 조종성능에 대한 평가가 요구된다.

마지막으로, 선체-프로펠러-타의 연성 효과에 대하여 면밀한 검토가 수행되어야 한다. 본 연구에서는 단순화된 프로펠러 체적력 모델링을 통하여 해석을 수행하였다. 선박 후류에서의 유동 변화를 면밀하게 관찰하기 위해서는 PIV(Particle Image Velocimetry)와 같이

유속을 나타낼 수 있는 실험 결과와의 비교 검증이 필요하다. 또한, 체적력 모델링의 경우 프로펠러 날개 끝 와류(propeller tip vortex) 등의 현상을 구현하는 데는 한계가 존재하기 때문에 실제 프로펠러를 도입한 연구도 필요하다.

참고 문헌

- [1] Abkowitz, M. A. 1969 *Stability and motion control of ocean vehicles*. The MIT Press, USA.
- [2] Carrica, P. M., Ismail, F., Hyman, M., Bhushan, S. & Stern, F. 2013 Turn and zigzag maneuvers of a surface combatant using a URANS approach with dynamic overset grids. *Journal of Marine Science and Technology*, 18, 166-181.
- [3] Choi, H., Kim, D. J., Kim, Y. G., Yeo, D. J., Yun, K. & Lee, G. 2022 A study on the Captive Model Test of KCS in Regular Waves (in Korean). *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 59(5), 296-305
- [4] Deshpande, S. S., Anumolu, L. & Trujillo, M. F. 2012 Evaluating the performance of the two-phase flow solver interFoam, *Computational Science and Discovery*, 5.
- [5] Devolder, B., Rauwoens, P. & Troch, P. 2017 Application of a buoyancy-modified k- ω SST turbulence model to simulate wave run-up around a monopole subjected to regular waves using OpenFOAM®. *Coastal Engineering*, 125, 81-94.
- [6] Eça, L., Vaz, G. & Hoekstra, M. 2010 Code verification, solution verification and validation in RANS solvers. *ASME 2010 29th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE'10)*, Shanghai, China.
- [7] Ellis, B.T. 1997 *An investigation into the damaged stability of a tumblehome hull warship design*. Master Thesis, Naval Postgraduate School, California, USA.
- [8] Featherstone, R. 2008 *Rigid body dynamics algorithms*. Springer.
- [9] Hasnan, M. A. A., Yasukawa, H., Hirata, N., Terada, D. & Matsuda, A. 2020 Study on ship turning in irregular waves. *Journal of Marine Science*

and Technology, 25, 1024-1043.

- [10] Hirano, M., Takashina, J., Takaishi, Y. & Saruta, T. 1980 Ship Turning Trajectory in Regular Waves. *Transactions of The West-Japan Society of Naval Architects*, 90, 17-31.
- [11] Hough, G. & Ordway, D. 1964 *The generalized actuator disk*. Report no. AD0433976, Therm advanced Research Inc, Ithaca, New York, USA.
- [12] IMO, 1987 *Provision and display of manoeuvring information on board ships*. IMO (International Maritime Organization), Resolution A.601(15).
- [13] IMO, 1993 *Interim standards for ship manoeuvrability*. IMO (International Maritime Organization), Resolution A.751(18).
- [14] IMO, 2002 *Standards for ship manoeuvrability*. IMO (International Maritime Organization), Resolution MSC.137(76).
- [15] IMO. 2013 *2013 interim guidelines for determining minimum propulsion power to maintain the manoeuvrability of ships in adverse conditions*. IMO(International Maritime Organization), MEPC.232(65)
- [16] IMO. 2014 *Amendments to the 2013 interim guidelines for determining minimum propulsion power to maintain the manoeuvrability of ships in adverse conditions (Resolution MEPC.232(65))*. IMO(International Maritime Organization), Resolution MEPC.255(67)
- [17] IMO. 2015 *Amendments to the 2013 interim guidelines for determining minimum propulsion power to maintain the manoeuvrability of ships in adverse conditions (Resolution MEPC.232(65), as amended by resolution MEPC.255(67))*. IMO(International Maritime Organization), MEPC.262(68)
- [18] IMO. 2021 *Guidelines for determining minimum propulsion power to maintain the manoeuvrability of ships in adverse conditions*. IMO(International Maritime Organization), MEPC.1/Circ.850/Rev.3
- [19] ITTC. 2017 *Uncertainty Analysis in CFD Verification and Validation Methodology and Procedures*. ITTC(International Towing Tank

- Conference), Recommended Procedures and Guidelines 7.5-03-01-01.
- [20] ITTC. 2021 *Uncertainty Analysis in CFD Verification and Validation Methodology and Procedures*. ITTC(International Towing Tank Conference), Recommended Procedures and Guidelines 7.5-03-01-01.
- [21] Jacobsen, N. G., Fuhrman, D. R. and Fredsøe, J. 2012 A wave generation toolbox for the open-source CFD library: OpenFOAM®. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, 70, 1073-1088.
- [22] JCGM. 2008 *Evaluation of measurement data – Guide to the expression of uncertainty in measurement*. JCGM(Joint Committee for Guides in Metrology), 100(2008), 1-116.
- [23] Jin, Y., Yiew, L. J., Zheng, Y., Magee, A. R., Duffy, J. & Chai, S. 2021 Dynamic manoeuvres of KCS with CFD free-running computation and system-based modelling. *Ocean Engineering*, 241.
- [24] Kim, B.-S., Park, D.-M. & Kim, Y. 2022 Study on Nonlinear Heave and Pitch Motions of Conventional and Tumblehome Hulls in Head Seas, *Ocean Engineering*, 247.
- [25] Kim, D., Song, S. & Tezdogan, T. 2021a Free running CFD simulations to investigate ship manoeuvrability in waves. *Ocean Engineering*, 236.
- [26] Kim, D., Song, S., Jeong, B. & Tezdogan, T. 2021b Numerical evaluation of a ship's manoeuvrability and course keeping control under various wave conditions using CFD. *Ocean Engineering*, 237.
- [27] Kim, D., Song, S., Jeong, B., Tezdogan, T. & Incecik, A. 2021c Unsteady RANS CFD simulations of ship manoeuvrability and course keeping control under various wave height conditions. *Applied Ocean Research*, 117.
- [28] Kim, D. and Tezdogan, T. 2022 CFD-based hydrodynamic analyses of ship course keeping control and turning performance in irregular waves. *Ocean Engineering*, 248.
- [29] Kim, D. J., Yun, K., Park, J.-Y., Yeo, D. J. & Kim, Y. G. 2019

- Experimental investigation on turning characteristics of KVLCC2 tanker in regular waves. *Ocean Engineering*, 175, 197-206.
- [30] Kim, D. J., Choi, H., Yun, K., Yeo, D. J. & Kim, Y. G. 2022 Experimental study on turning characteristics of KVLCC2 tanker in long-crested irregular waves. *Ocean Engineering*, 244.
- [31] 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.
- [32] Kim, Y.-G., Yeo, D.-J., Son, N.-S., Kim, S.-Y., Yun, K.-H. & Oh, B.-I. 2011, Prediction of Maneuverability of KCS with 4 Degrees of Freedom (in Korean). *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 48(3), 267-274.
- [33] Larsen, B. E. & Fuhrman, D. R. 2018 On the over-production of turbulence beneath surface waves in Reynolds-averaged Navier-Stokes models. *Journal of Fluid Mechanics*, 853. 419-460.
- [34] Larsson, L., Stern, F. & Visonneau, M. 2014 *Numerical Ship Hydrodynamics: An assessment of the Gothenburg 2010 Workshop*. Springer.
- [35] Launder, B. E. & Spalding, D. B. 1974 The numerical computation of turbulent flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 3(2), 269-289.
- [36] Lee, J., Park, D.-M. & Kim, Y. 2017 Experimental Investigation on the Added Resistance of Modified KVLCC2 Hull Forms with Different Bow Shapes, *Journal of Engineering for the Maritime Environment*, 231(2), 395-410.
- [37] Lee, J., Nam, B. W., Lee, J.-H. & Kim, Y. 2021 Development of Enhanced Two-Time-Scale Model for Simulation of Ship Maneuvering in Ocean Waves. *Journal of Marine Science and Engineering*, 9(7), 700.
- [38] Lee, J.-H. & Kim, Y. 2020 Study on Steady Flow Approximation in

- Turning Simulation of Ship in Waves. *Ocean Engineering*, 195.
- [39] Lee, J.-H., Kim, Y., Kim, D.-J. & Kim, Y.-G. 2020 Numerical Investigation and Experimental Validation on Maneuverability of KVLCC2 Tanker in Regular Waves, *33rd Symposium on Naval Hydrodynamics*, Osaka, Japan.
- [40] Ma, C., Hino, T. & Ma, N. 2022 Numerical investigation of the influence of wave parameters on maneuvering hydrodynamic derivatives in regular head waves. *Ocean Engineering*, 244.
- [41] Menter, F. R. 1993 Zonal Two Equation $k-\omega$ Turbulence Models for Aerodynamic Flows. *23rd Fluid Dynamics, Plasmadynamics, and Lasers Conference*, Orlando, Florida, USA.
- [42] O'Dea, J., Powers, E. and Zselecsky, J. 1994 Experimental Determination of Nonlinearities in Vertical Plane Ship Motions. *Proceedings of the 19th Symposium on Naval Hydrodynamics*, Seoul, Korea, 73-90.
- [43] Petra, T. 2019 Description of the overset mesh approach in ESI version of OpenFOAM. *Proceedings of CFD with OpenSource Software*
- [44] Quadvlieg, F. H. H. A. & Brouwer, J. 2011 KVLCC2 Benchmark Data Including Uncertainty Analysis to Support Manoeuvring Predictions. *International Conference on Computational Methods in Marine Engineering (MARINE'11)*, Lisbon, Portugal.
- [45] Roache, P. J. 1998 *Verification and Validation in Computational Science and Engineering*. Hermosa publishers, Albuquerque, New Mexico, USA.
- [46] 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(1), 240-273.
- [47] Sadat-Hosseini, H., Sanada, Y. & Stern, F. 2015 Experiments and CFD for ONRT Course Keeping and Turning Circle Maneuvering in Regular

- Waves. *SNAME Maritime Convention and 5th Word Maritime Technology Conference*, Providence, Rhode Island, USA.
- [48] Sanada, Y., Tanimoto, K., Takagi, K., Gui, L., Toda, Y. & Stern, F. 2013 Trajectories for ONR Tumblehome maneuvering in calm water and waves. *Ocean Engineering*, 72, 45-65.
- [49] Sanada, Y., Elshiekh, H., Toda, Y. & Stern, F. 2019 ONR Tumblehome course keeping and maneuvering in calm water and waves. *Journal of Marine Science and Technology*, 24, 948-967.
- [50] Sanada, Y., Park, S., Stern, F., Quadvlieg, F., Evgeni, M., Wang, W., Yasukawa, H., Kim, D. J., Toda, Y. & Diez, M. 2021 Assessment of Free-Running Model Tests for KCS Maneuvering in Calm Water and Waves & Comparison with CFD. *SIMMAN2021* (To be published)
- [51] Seo, M.-G. & Kim, Y. 2011 Numerical analysis on ship maneuvering coupled with ship motion in waves. *Ocean Engineering*, 38(17-18), 1934-1945.
- [52] Shigunov, V., el Moctar, O., Papanikolaou, A., Potthoff, R. & Liu, S. 2018 International benchmark study on numerical simulation methods for prediction of manoeuvrability of ships in waves. *Ocean Engineering*, 165, 365-385.
- [53] Skejic, R. & Faltinsen, O. M. 2008 A unified seakeeping and maneuvering analysis of ships in regular waves. *Journal of Marine Science and Technology*, 13, 371-394.
- [54] Skejic, R. & Faltinsen, O. M. 2013 Maneuvering Behavior of Ships in Irregular Waves. *ASME 2013 32nd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE'13)*, Nantes, France.
- [55] Sprenger, F., Maron, A., Delefortrie, G., van Zwijnsvoorde, T., Cura-Hochbaum, A., Lengwinat, A. & Papanikolaou, A. 2017 Experimental Studies on Seakeeping and Maneuverability of Ships in Adverse Weather Conditions. *Journal of Ship Research*, 61(3), 131-152.

- [56] Stern, F., Wilson, R.V., Coleman, H. & Paterson, E. 2001 Comprehensive Approach to Verification and Validation of CFD-Simulations-Part 1:Methodology and Procedures. *Journal of Fluid Engineering*, 123(4), 793-802.
- [57] Sung, Y. J., Lee, H., Lee, T. & Kim, S. 2012. Captive Model Test and Numerical Simulation on the Manoeuvring Forces in Waves. *Proceedings of the 11st International Conference on the Stability of Ships and Ocean Vehicles (STAB'12)*, Athens, Greece.
- [58] Suzuki, R., Tsukada, Y. & Ueno, M. 2020 Estimation of full-scale ship manoeuvrability in adverse weather using free-running model test. *Ocean Engineering*, 213.
- [59] Taguchi, M. & Kashiwagi, M. 2019 Experimental study on a relation between nonlinear hydrodynamic forces and wave-induced ship motions. *ASME 2019 38th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE'19)*, Glasgow, UK.
- [60] Ueno, M., Nimura, T. & Miyazaki, H. 2003 Experimental study on manoeuvring motion of a ship in waves. *International Conference on Marine Simulation and Ship Manueverability (MARSIM'03)*, Kanazawa, Japan.
- [61] Verma, S. & Hemmati, A. 2020 Performance of Overset Mesh in Modeling the Wake of Sharp-Edge Bodies. *Computation*, 8(3), 66.
- [62] Wang, J., Zou, L. & Wan, D. 2017 CFD simulation of free running ship under course keeping control. *Ocean Engineering*, 141, 450-464.
- [63] Wang, J. & Wan, D. 2018 CFD Investigations of Ship Maneuvering in Waves Using naoe-FOAM-SJTU Solver, *Journal of Marine Science and Application*, 17, 443-458.
- [64] Wang, S., Kim, B.-S., Zhu, Z. & Kim, Y. 2022 Enhanced body-force propeller model for non-uniform inflow flow and application to turning circle test of KCS in calm water, *Journal of Engineering for the Maritime*

Environment (Currently online available)

- [65] White, P. F., Knight, B. G., Filip, G. P. & Maki, K. J. 2019 Numerical Simulation of the Duisburg Test Case Hull Maneuvering In Waves. *SNAME Maritime Convention*, Tacoma, Washington, USA.
- [66] Wilcox, D.C. 1988 Re-assessment of the scale-determining equation for advanced turbulence models. *AIAA Journal*, 26(11), 1299-1310.
- [67] Wilson, R.V., Stern, F., Coleman, H. & Paterson, E. 2001 Comprehensive Approach to Verification and Validation of CFD-Simulations-Part 2: Application for Rans Simulation of Cargo/Container Ship. *Journal of Fluid Engineering*, 123(4), 803-810.
- [68] Wilson, R. V., Shao, J. & Stern, F. 2004 Discussion: Criticisms of the “Correction Factor” Verification Method 1. *Journal of Fluid Engineering*, 126(4), 704-706.
- [69] Yang, K.-K., Nam, B.-W., Lee, J.-H. & Kim, Y. 2013 Numerical Analysis of Large-Amplitude Ship Motions Using FV-Based Cartesian-Grid Method. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 23(3), 186-196.
- [70] Yang, K.-K. & Kim, Y. 2017 Numerical Analysis of Added Resistance on Blunt Ships with Different Bow Shapes in Short Waves, *Journal of Marine Science and Technology*, 22(2), 245-258.
- [71] Yasukawa, H. 2006 Simulations of Ship Maneuvering in Waves (1st report: turning motion) (in Japanese). *Journal of Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, 4, 127-136.
- [72] Yasukawa, H. & Adnan, F.A. 2006. Experimental study on wave-induced motions and steady drift forces of an obliquely moving ship (in Japanese). *Journal of Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, 3, 133-138.
- [73] Yasukawa, H. 2008 Simulations of Ship Maneuvering in Waves (2nd report: zig-zag and stopping maneuvers) (in Japanese). *Journal of Japan*

- Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, 7, 163-170.
- [74] Yasukawa, H. & Nakayama, Y. 2009 6-DOF Motion Simulations of a Turning Ship in Regular Waves. *Proceedings of International Conference on Marine Simulation and Ship Maneuverability (MARSIM'09)*, Panama City, Panama.
- [75] Yasukawa, H. & Yoshimura, Y. 2015. Introduction of MMG standard method for ship maneuvering predictions. *Journal of Marine Science and Technology*, 20, 37-52.
- [76] Yasukawa, H., Hasnan, M. A. A. & Matsuda, A. 2021 Validation of 6-DOF motion simulations for ship turning in regular waves. *Journal of Marine Science and Technology*, 26, 1096-1111.
- [77] Zalesak, S. T. 1979 Fully multidimensional flux-corrected transport algorithms for fluids. *Journal of Computational Physics*, 31(3), 335-362.
- [78] Zhang, W., Zou, Z.-J. & Deng, D.-H. 2017 A study on prediction of ship maneuvering in regular waves. *Ocean Engineering*, 137, 367-381.
- [79] Zhu, Z., Kim, B.-S., Wang, S. & Kim, Y. 2022 Study on numerical PMM test and its application to KCS hull. *Applied Ocean Research*, 127.
- [80] Zhu, Z. 2022 *Study on Numerical PMM Tests for Prediction of Ship Manoeuvring Coefficients in Waves*. Doctoral dissertation, Seoul National University, Seoul, Korea.

Abstract

Study on Ship Maneuverability in Waves Applying CFD Technique

Byung-Soo Kim

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

Accidents of large ships in the ocean cause casualties and great environmental losses. To prevent maritime accidents, it is essential to analyze the ship's maneuvering performance. Early evaluation of the ship's maneuvering performance was conducted in calm sea conditions, but recently, more realistic in-wave maneuvering performance has become a major concern. In addition, the evaluation of maneuvering performance in waves is closely related to the policy being carried out by the International Maritime Organization (IMO). The IMO is implementing a policy to introduce eco-friendly ships with the goal of reducing greenhouse gas emissions by more than 50% by 2050. In this policy, the Energy Efficiency Design Index (EEDI) is used as an indicator of greenhouse gas emissions. However, the proposed emission limit can be satisfied simply by operating a ship at a low speed. The problem is that there is a high possibility of losing maneuvering performance when operating in rough seas at low speeds. To overcome this problem, the discussion on the minimum propulsion power of a ship is ongoing. For these reasons, the evaluating maneuverability in waves is one of the biggest concerns in recent ship hydrodynamics.

Ship maneuvering performance can be analyzed through experiments or numerical methods. In the past, the hybrid method combining the experiment and the potential-based solution was widely conducted. Recently, with the development of computational equipment, direct simulation of ship maneuvering became possible using Computational Fluid Dynamics (CFD). In this paper, the ship maneuverability is evaluated through free-running simulation by applying the CFD. In order to simulate the free-running ship, the overset grid technique is introduced and the overset grids are applied to the ship and the rudder. The propeller is implemented through body-force propeller modeling. Multiphase flow is solved by applying the Volume of Fluid (VOF) method. An additional buoyancy term and a limiter are used to stabilize the instability of $k-\omega$ SST turbulence modeling in multiphase flow. Wave generation and damping are done using the relaxation technique adopted by waves2Foam.

The uncertainty of the numerical method used for this study is checked before performing the ship maneuvering in waves. Uncertainty analysis is applied for calm water resistance, motion response in waves, and calm water turning tests of the vessel. Three different uncertainty estimation methods are applied to the same calculation result, and the uncertainty results according to each method are compared. Among the various variables that can cause uncertainty, the analysis of the grid uncertainty is performed, especially. In the case of the motion response in waves that continuously changes with time, the uncertainty analysis of the time interval is also conducted.

Next, the results of the current numerical method are validated with the experiments and other numerical methods. Validations are made on two topics: nonlinear motion responses during head seas and turning simulation in calm water. The analysis of nonlinear motion response is carried out for heave and

pitch motions. An S175 container ship and a tumblehome, two completely different-shaped ships, are used. Comparing the motion response according to the different wavelengths is done and then the nonlinear motion change due to the increase of the wave height is confirmed. To simulate the virtual turning test in calm water, propeller PI control is preceded in order to calculate the propeller RPS value corresponding to the target speed. The calm water turning test is performed on the KCS container ship and the KVLCC2 tanker. The turning trajectory, velocity time series, and maneuvering parameters are validated by comparing them with experimental and MMG model-based numerical methods.

Finally, the turning performances of two ships in the wave are analyzed. For the KCS container ship, the calculation is carried out only in the head wave condition. For the KVLCC2 tanker, the change in turning performances according to the wave direction, wave frequency, and wave height are observed. As with the calm water turning test, validation is made for different variables by comparing with the experiments. The drift distance and the drift angle by wave drift force are also validated for some conditions. In addition, the force and moment time series obtained through the numerical method for each ship part is studied to understand the effect of each ship part on the turning process. The free surface distribution and pressure fields at the ship surface are studied for varying wavelengths to investigate the reason for different turning abilities.

Keywords: Maneuverability in waves, Computational Fluid Dynamics (CFD), Uncertainty analysis, Free-running simulation, Turning circle test in waves

Student Number: 2016-21129