creative commons

COMMONS DEED

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 원저작자를 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 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 이용허락규약(Legal Code)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

Disclaimer

dCollection

공학박사 학위논문

파랑 중 부가저항과 내항-조종 연성 효과를 고려한 선박의 운항성능 해석

Analysis on Ship Operation Performance Considering Added Resistance and Seakeeping-Maneuvering Coupling Effects in Waves

2018년 8월

서울대학교 대학원

조선해양공학과

이 재 훈

초 록

최근 국제적으로 선박의 운항효율과 안전성에 대한 관심이 증가하여, 관련 연구 및 규제 구축이 활발히 진행되고 있다. 일례로 국제해사기구 (International Maritime Organization; IMO) 산하의 해양환경보전위원회 (Maritime Environmental Protection Committee, MEPC)에서는 선박의 온실가스 배출을 규제하기 위해 에너지 효율 설계지수 (Energy Efficiency Design Index; EEDI)를 도입하였다. 여기서 바람, 파랑 등의 환경하중에 의해 선박의 속도가 저하되는 양을 기상보정계수 (weather factor, *fw*)로 정의하여, 실제 해상상태에서의 선박 운항효율을 향상 시키기 위한 다차원적인 노력을 촉구하였다. 하지만 선박의 운항효율만을 추구하여 선박의 엔진 출력 및 운항 속도를 감소시키는 경우, 파랑 중 선박의 조종성능을 유지하기 위한 추력이 불충분할 가능성이 제기되고 있다. 따라서 MEPC는 황천 시 선박의 안정성 및 조종성능을 확보하기 위한 최소 마력에 대한 가이드 라인 역시 제안하였다.

파랑 중 선박의 운항효율 및 안전성을 평가하기 위해서는 내항성능과 조종성능이 함께 고려되어야 한다. 특히, 내항성능에 따라 결정되는 파도에 의한 하중은 실제 해상상태에서의 선박의 운항에 큰 영향을 끼친다. 파랑에 의한 부가저항은 선박의 종류와 해양환경에 따라 정수 중 저항 대비 15-30%까지 증가할 수 있으며, 황천 시에는 이보다 더욱 심한 저항의 증가가 일어날 수 있다.

더욱이 사파 중 선박에 작용하는 좌우방향 표류력 및 선수방향 표류 모멘트는 선박의 조종성능을 변화시킨다. 이러한 파랑 표류력은 선박 운동과 밀접한 관련이 있으므로, 운항성능 해석을 위해서는 내항성능 전반에 대한 정확한 예측이 요구된다. 반대로 선박의 조종 운동에 따라 입사되는 파랑의 작용이 변화하기 때문에 조종성능 역시 내항성능에 영향을 끼칠 수 있다. 따라서 내항-조종 연성 해석과 같은 고차원의 시뮬레이션 기법을 적용하여 파랑 중 선박 운항에 대한 연구가 수행되어야 한다.

본 연구에서는 시간영역 랜킨패널법을 이용하여 해석된 파랑 중 선박의 내항성능과 조종성능을 검증하고, 실제 해상상태에서의 선박 운항에 대하여 시뮬레이션을 수행하였다. 이를 위하여 첫 번째로 내항성능 해석에서는 선박이 전진함에 따라 발생하는 정상 유동과 파랑 및 선박 운동에 기인하는 비정상 유동간의 연성 효과에 대하여 분석하였다. 즉 경계조건 문제의 선형화를 위하여 도입되는 정상 유동에 대한 근사 방법이 선박의 운동응답 및 부가저항 해석에 미치는 영향을 파악하였다. 또한, 파랑 중 선박의 접수면적 변화를 고려하는 약한 비선형 해석을 수행하여 선체 형상에 기인하는 비선형성의 영향 역시 검토하였다. 다양한 선박 모델에 대한 계산 결과를 기존의 실험 결과와 비교하여 검증하였으며, 이를 토대로 내항성능 해석에 대한 수치 기법의 고도화를 목표로 하였다.

두 번째로 파랑 중 선박의 조종성능을 해석하기 위하여 시간영역 내항-조종 직접 연성 해석 기법이 적용되었다. 도입된 연성 해석

기법에서는 선박의 조종과 관련된 힘은 기존의 실험 및 추정식을 통해 구축된 MMG 모델에서 얻는 반면, 파랑 표류력 등 선박의 내항성능에 기인하는 힘은 랜킨패널법을 이용하여 계산하였다. 그리고 시간영역에서 직접적으로 내항성능과 조종성능을 연성함으로써 서로 간에 미치는 영향을 분석하였다. 또한 선박이 전진하는 경우뿐만 아니라 표류 또는 회전하는 경우의 정상 유동의 특징을 분석하여, 다양한 운항 속도로 조종 중인 선박에 대한 내항성능 관련 경계조건 문제의 선형화에 반영하였다. 개발된 연성 해석 기법을 적용하여 S175 컨테이너선, KVLCC2 탱커에 대한 파랑 중 선회 시험을 수행하였으며, 계산된 선회 궤적 및 선박의 운항 속도 등을 기존의 실험 결과와 비교하여 검증하였다. 또한, 약한 비선형 효과 및 내항-조종 연성 주기의 영향 등 연성 과정에서 파고가 증가할수록 발현되는 주요한 이슈들을 검토하였다.

마지막으로 자유항주 시뮬레이션을 수행하여 주어진 경로를 따르는 선박의 운항성능을 해석하였다. 다양한 방향의 환경하중에 대하여 선박의 경로를 유지하기 위해, 조타 제어를 기반으로 한 궤적 추적 기법 (trajectory tracking method)이 내항-조종 연성 해석 프로그램에 적용되었다. 이를 토대로 환경조건에 따라 직진 운항하는 선박의 속도 및 자세가 환경하중이 없는 경우 대비 어떻게 변화하는지 검토하였다. 먼저, 규칙 파랑 중 S175 컨테이너선의 속도 저감량 (speed loss) 및 표류각 (drift angle)을 기존 실험 결과와 비교하여 검증하였다. KVLCC2 탱커의 경우 실제

해상상태를 대변하는 대표 해상상태 (representative sea condition)에서의 바람 및 파랑의 하중을 고려하여 운항성능을 추정하였다. 선박에 작용하는 하중을 성분 별로 분석하여 각각이 선박의 속도 저감 및 자세 변화에 미치는 영향을 파악함으로써, 운항성능 해석에 있어 시간영역 자유항주 시뮬레이션의 효용성을 확인하고자 하였다.

주요어: 시간영역 랜킨패널법, 선박 운동 및 파랑 표류력, 내항-조종 연성 효과, 운항효율, 경로 유지 성능
학번: 2011-21184

목 차

1. 서론 1

1.1 연구 배경 1

1.2 기존 연구 4

1.2.1 파랑 중 선박의 내항성능 해석 4

1.2.2 파랑 중 선박의 조종성능 해석 9

1.2.3 파랑 중 선박의 운항성능 해석 13

1.3 주요 연구 내용 및 목표 15

2. 이론적 배경 및 수치 해석 기법 18

2.1 파랑 중 선박의 내항성능 해석 18

2.1.1 경계조건 문제 18

2.1.2 운동 방정식 28

2.1.3 파랑 표류력 해석 34

2.2 파랑 중 선박의 조종성능 해석 38

2.2.1 운동 방정식 38

2.2.2 내항-조종 연성 해석 45

2.2.3 정상 유동 해석 48

2.3 파랑 중 선박의 운항성능 해석 53

2.3.1 운항효율 예측 기법 53

2.3.2 궤적 추적 기법 57

3. 수치 해석 및 검증 61

3.1 파랑 중 운동응답 및 파랑 표류력 해석 61
3.1.1 대상 선형 61
3.1.2 운동응답 해석 65
3.1.3 파랑 표류력 해석 81
3.2 파랑 중 내항-조종 연성 해석 109
3.2.1 대상 선형 109
3.2.2 정상 유동 해석 111
3.2.3 조종 운동 기인 연성 효과 해석 116
3.2.4 파랑 중 선박 조종 시험 131
4. 선박의 운항성능 해석에 대한 적용 155
4.1 규칙 파랑 중 운항성능 해석 155
4.1.1 계산 조건 155
4.1.2 수치 시뮬레이션 결과 156
4.2 실해역 운항성능 해석 172
4.2.1 계산 조건 172
4.2.2 수치 시뮬레이션 결과 175
5. 결론 187
6. 향후 연구 192
참고문헌 195

표 목 차

Table 3.1 Principal dimensions of ship models for seakeeping analysis..... 64

Table 3.2 Principal dimensions of ship models for maneuvering analysis.. 110

Table 3.3 Advance, A_D (X/L when ψ_0=90.0 degree) in regular waves..... 143

Table 3.4 Tactical diameter, T_D (Y/L when ψ_0=180.0 degree) in regular waves 144

Table 3.5 Comparison of maneuvering indices in irregular waves 154

Table 4.1 Regular wave conditions for course keeping simulation..... 156

Table 4.2 Beaufort scales 173

그 림 목 차

Fig. 2.1 Coordinate system for seakeeping problem 18
Fig. 2.2 Schematic view of steady flow approximation 22
Fig. 2.3 Incline angle of body surface at waterline 24
Fig. 2.4 Exact wetted surface in weakly nonlinear approach 34
Fig. 2.5 Coordinate system for maneuvering problem 39
Fig. 2.6 Seakeeping-maneuvering coupling procedure 46
Fig. 2.7 Schematic view of double-body flow in maneuvering motion 48
Fig. 2.8 Doublet strength at edge of ship 50
Fig. 2.9 Flow chart for free-running simulation of prediction of speed loss. 57
Fig. 2.10 Course keeping of ship operation in real sea state 58
Fig. 2.11 Trajectory tracking method 59
Fig. 3.1 Examples of solution panels: panels for linear (left) and weakly nonlinear (right) computations 63
Fig. 3.2 Example of panel distribution 64
Fig. 3.3 Incline angle distribution of ship models 64
Fig. 3.4 m_j term effects: S175 containership, $\iint_{\bar{S}_B} m_5 (1/r) dS / u_0 L$ 66
Fig. 3.5 m_j term effects: KVLCC2 tanker, $\iint_{\bar{S}_B} m_5 (1/r) dS / u_0 L$ 67
Fig. 3.6 m_j term effects: DTC containership, $\iint_{\bar{S}_B} m_5 (1/r) dS / u_0 L$ 68
Fig. 3.7 Motion responses in head sea I: S175 containership, *Fn*=0.150 71
Fig. 3.8 Motion responses in head sea I: KVLCC2 tanker, *Fn*=0.142 72
Fig. 3.9 Motion responses in head sea I: DTC containership, *Fn*=0.139 73
Fig. 3.10 Motion responses in head sea II: S175 containership, *Fn*=0.150 .. 75
Fig. 3.11 Motion responses in head sea II: KVLCC2 tanker, *Fn*=0.142 76

Fig. 3.12 Motion responses in head sea II: DTC containership, Fn=0.139... 77
Fig. 3.13 Motion responses in oblique sea: KVLCC2 tanker, Fn=0.060, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right) 79
Fig. 3.14 Motion responses in oblique sea: DTC containership, Fn=0.052, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right) 80
Fig. 3.15 Added resistance in head sea I: S175 containership, Fn=0.150..... 83
Fig. 3.16 Added resistance in head sea I: KVLCC2 tanker, Fn=0.142 83
Fig. 3.17 Added resistance in head sea I: DTC containership, Fn=0.139 84
Fig. 3.18 Components of added resistance in head sea: DB, Dirichlet Eq., w/ Φ_{zz} related term in F.S.B.C. 86
Fig. 3.19 $\partial^2\Phi/\partial z^2$ in free surface boundary 87
Fig. 3.20 Wave contours in head sea: DTC containership, Fn=0.139, λ/L=0.3 89
Fig. 3.21 Wave contours in head sea: DTC containership, Fn=0.139, λ/L=1.5 90
Fig. 3.22 Amplitude of relative wave profile: KVLCC2 tanker, Fn=0.142 .. 92
Fig. 3.23 Amplitude of relative wave profile: DTC containership, Fn=0.13993
Fig. 3.24 Coordinate system for short-wave added resistance calculation.... 95
Fig. 3.25 Short-wave added resistance in head sea: 97
Fig. 3.26 Added resistance in head sea II: S175 containership, Fn=0.150 . 101
Fig. 3.27 Added resistance in head sea II: KVLCC2 tanker, Fn=0.142..... 101
Fig. 3.28 Added resistance in head sea II: DTC containership, Fn=0.139.. 102
Fig. 3.29 Components of added resistance in head sea: DTC containership, Fn=0.139 103
Fig. 3.30 Wave drift force and moment in oblique sea: KVLCC2 tanker, Fn=0.060, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right)..... 106
Fig. 3.31 Wave drift force and moment in oblique sea: DTC containership,

Fn=0.052, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right) 107
Fig. 3.32 Wave elevation and hydrodynamic pressure distribution around bow of ship: DTC containership, *Fn*=0.052, λ/L=0.2 108
Fig. 3.33 Vortex sheets at bow and stern edges: S175 containership 112
Fig. 3.34 Double body potential and stream lines for drifting ship: S175 containership, *Fn*=0.100 113
Fig. 3.35 Double body potential and stream lines for rotating ship: S175 containership, *Fn*=0.100 114
Fig. 3.36 Motion responses in head sea for different forward speeds based on DB linearization: KVLCC2 tanker 117
Fig. 3.37 Added resistance in head sea for different forward speeds based on DB linearization: KVLCC2 tanker 118
Fig. 3.38 $\partial^2\Phi/\partial z^2$ in free surface boundary: KVLCC2 tanker 121
Fig. 3.39 Motion responses in oblique sea for different ship speeds based on DB linearization: KVLCC2 tanker, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right) 123
Fig. 3.40 Wave drift force and moment in oblique sea for different ship speeds based on DB linearization: KVLCC2 tanker, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right) 124
Fig. 3.41 Wave drift force and moment in oblique sea for different ships speeds based on NK linearization: S175 containership, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right) 128
Fig. 3.42 Wave drift force and moment in oblique sea for different ships speeds based on DB linearization: S175 containership, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right) 129
Fig. 3.43 Example of divergence of numerical solution: S175 containership, *Fn*=0.100, β_0=20.0 degree, λ/L=0.5 130

Fig. 3.44 Turning trajectories in calm water: δ=35.0 degree..... 132
Fig. 3.45 Turning trajectories in regular waves: S175 containership, λ/L=0.7, χ=180.0 degree, A/L=0.01 136
Fig. 3.46 Turning trajectories in regular waves: S175 containership, λ/L=0.7, χ=270.0 degree, A/L=0.01 137
Fig. 3.47 Time histories of ship speeds and motions in turning test: S175 containership, converged initial speed in waves, λ/L=0.7, χ=270.0 degree 139
Fig. 3.48 Turning trajectories in regular waves: S175 containership, converged initial speed in waves, λ/L=1.0, A/L=0.01 141
Fig. 3.49 Time histories of wave drift force and moment in turning test: S175 containership, converged initial speed in waves, λ/L=1.0, χ=180.0 degree, A/L=0.01, interval mean of 10T 142
Fig. 3.50 Turning trajectories in regular waves based on DB linearization w/ vortex sheet: S175 containership, converged initial speed in waves, λ/L=0.7 146
Fig. 3.51 Turning trajectories in regular waves based on DB linearization I: KVLCC2 tanker, converged initial speed in waves, χ=180.0 degree .. 147
Fig. 3.52 Time histories of ship motions in turning test: KVLCC2 tanker, converged initial speed in waves λ/L=0.8, χ=180.0 degree, kA=0.090 148
Fig. 3.53 Time histories of wave drift force and moment in turning test: KVLCC2 tanker, λ/L=0.8, χ=180.0 degree, kA=0.090, interval mean of 10T..... 149
Fig. 3.54 Turning trajectories in regular waves based on DB linearization II: KVLCC2 tanker, converged initial speed in waves, χ=180.0 degree .. 150
Fig. 3.55 Time histories of drift angle in turning test: KVLCC2 tanker, converged initial speed in waves, χ=180.0 degree 151

Fig. 3.56 Turning trajectories in irregular waves based on DB linearization: KVLCC2 tanker, sea state 6 (H_S=6.0 m, T_{mean}=9.46 s), χ=180.0 degree 153
Fig. 3.57 Time histories of wave drift force and moment in turning test: KVLCC2 tanker, initial Fn=0.119, sea state 6 (H_S=6.0 m, T_{mean}=9.46 s), χ=180.0 degree, interval mean of 15T_{mean} 154
Fig. 4.1 Time histories of total speed in course keeping: S175 containership, Fn for V_{ref}=0.150, χ=180.0 degree, A/L=0.01 157
Fig. 4.2 Time histories of ship speeds and position in course keeping: S175 containership, Fn for V_{ref}=0.150, χ=210.0 degree, λ/L=1.0, A/L=0.01 160
Fig. 4.3 Time histories of sway force in course keeping: S175 containership, Fn for V_{ref}=0.150, χ=210.0 degree, λ/L=1.0, A/L=0.01, interval mean of 10T 161
Fig. 4.4 Time histories of yaw moment, course keeping: S175 containership, Fn for V_{ref}=0.150, χ=210.0 degree, λ/L=1.0, A/L=0.01, interval mean of 10T 162
Fig. 4.5 Time histories of ship speeds and position in course keeping: S175 containership, Fn for V_{ref}=0.150, χ=270.0 degree, λ/L=0.5, A/L=0.01 165
Fig. 4.6 Converged mean sway force and yaw moment in course keeping: S175 containership, Fn for V_{ref}=0.150, χ=270.0 degree, λ/L=0.5, A/L=0.01 166
Fig. 4.7 Converged mean total speed in course keeping in regular waves: S175 containership, Fn for V_{ref}=0.150, A/L=0.01 170
Fig. 4.8 Converged mean drift angle in course keeping in regular waves: S175 containership, Fn for V_{ref}=0.150, A/L=0.01 171
Fig. 4.9 Wind force and moment coefficients: KVLCC2 tanker 173
Fig. 4.10 Added resistance for different forward speeds and incident

directions of waves and wave spectrums: KVLCC2 tanker 174
Fig. 4.11 Time histories of total speed in course keeping: KVLCC2 tanker, *Fn* for V_{ref}=0.142, χ=180.0 degree 175
Fig. 4.12 Time histories of surge force in course keeping: KVLCC2 tanker, *Fn* for V_{ref}=0.142, χ=180.0 degree, interval mean of $15T_{mean}$ 177
Fig. 4.13 Time histories of total speeds and position in course keeping: KVLCC2 tanker, *Fn* for V_{ref}=0.142, Beaufort scale 7 179
Fig. 4.14 Time histories of surge force in course keeping: KVLCC2 tanker, *Fn* for V_{ref}=0.142, Beaufort scale 7, interval mean of $15T_{mean}$ 180
Fig. 4.15 Converged mean speed loss and drift angle in course keeping in winds and irregular waves: KVLCC2 tanker, *Fn* for V_{ref}=0.142 182
Fig. 4.16 Significant relative incident wave height in course keeping in winds and irregular waves: KVLCC2 tanker, *Fn* for V_{ref}=0.142 183
Fig. 4.17 Comparison of speed loss in winds and irregular waves: KVLCC2 tanker, *Fn* for V_{ref}=0.142..... 186

1. 서론

1.1 연구 배경

최근 실제 해상에서의 선박 운항효율 및 안전성에 대한 중요성이 대두되고 있으며, 이에 따라 관련 연구 및 규제 구축이 활발하게 진행되고 있다. 특히, 국제해사기구 (International Maritime Organization; IMO)의 전문위원회 중 하나인 해양환경보전위원회 (Marine Environmental Protection Committee, MEPC)에서는 선박이 배출하는 온실가스의 양을 저감하고자, 선박의 에너지 효율과 관련된 규제를 도입하고 있다. 이에 따라 국제 항해하는 선박에 대하여 에너지 효율 설계 지수 (Energy Efficiency Design Index; EEDI)의 계산이 의무화되었으며, 2025년까지 30%의 운항효율 향상을 목표로 하고 있다. 해당 규제에서는 바람, 파랑 등의 환경하중에 의해 선박의 속도가 저하되는 양을 의미하는 기상보정계수 (weather factor, *fw*)에 대한 예측이 포함되어 있어 (IMO, 2012), 정수 중이 아닌 실해역에서의 선박 운항효율을 향상 시키기 위한 다차원적인 노력이 촉구되고 있다. 그러나 EEDI 규제를 만족시키기 위하여 선박의 엔진 출력 및 운항 속도를 줄여 운항효율을 향상시키는 경우, 파랑 중 선박의 안전 운항을 위한 조종성능 및 추력이 불충분할 수 있다는 가능성이 제기되고 있다. 이러한 문제를 예방하기 위해 MEPC는 황천 시 선박의 조종성능을 유지하기 위한 최소 요구 마력 관련 가이드 라인 역시 제시하고 있다 (IMO, 2015).

파랑 중 선박의 운항효율 및 안전성을 평가하기 위해서는 내항 운동과 조종 운동이 모두 고려되어야 한다. 선박의 내항성능 및 조종성능은 조선해양 유체역학 분야의 중요한 연구 주제로서 실험과 수치 계산 등을 이용한 연구가 활발히 진행되었다. 전통적으로 두 분야는 특성 시간 규모 (characteristic time scale)가 다르기 때문에 독립적으로 연구가 진행되었으나, 최근에는 실제 해상에서의 선박 운항을 모사하기 위하여 내항 운동과 조종 운동이 함께 고려되고 있는 추세이다. 그러나 모형시험을 통한 파랑 중 조종 운동 구현에는 많은 비용이 소요될 뿐만 아니라 실선과 모형선 간의 척도 효과 (scale effect)로 인한 문제가 발생한다. 수치 해석 관점에서는 전산유체역학 (computational fluid dynamics; CFD)을 이용한 직접적인 자유항주 시뮬레이션은 아직 신뢰성이 부족하며, 많은 계산 자원이 요구되어 설계 단계에서 적용하기에는 비효율적이다. 또한 정수 중과는 달리 파랑 중에서는 조종 모델이 아직까지 정립되어 있지 않으며, 따라서 내항 및 조종 문제 간의 연성 방식에 대하여 많은 연구가 필요한 상황이다.

최근 유럽연합의 공동 프로젝트인 SHOPERA (Energy Efficient Safe Ship OPERAtion)와 일본 조선학회 (JASNAOE) 주도의 공동 R&D 프로젝트에서는 파랑 중 선박의 조종성능을 평가하기 위한 연구를 국제적으로 수행하였다. 특히, SHOPERA 프로젝트에서는 탱커와 컨테이너 선형에 대하여 파랑 표류력 (wave drift force) 해석 및 파랑 중 조종 시험 관련 비교 연구 (comparative study)를 수행하였다. 이를

통해 파랑 표류력에 대한 수치 해석 기법의 정확도 및 신뢰성을 검증하였으며, 선박의 파랑 중 조종성능을 계산 할 수 있는 세계 각 기관의 프로그램들을 평가하였다 (SHOPERA, 2016).

특히, 파랑에 의해 발생하는 표류력은 선박의 운항성능에 큰 영향을 끼친다. 전후방향 표류력, 즉 파랑에 의한 부가저항 (정수 중 저항의 최대 약 30%)은 실해역에서의 선박의 속도 저감량 (speed loss) 및 운항효율을 결정한다. 또한, 좌우방향 표류력 및 선수방향 표류 모멘트는 파랑 중 선박의 조종성능에 큰 영향을 끼치므로, 운항성능 해석에서 이에 대한 엄밀한 고려가 필요하다. 앞서 언급한 비교 연구 사례를 살펴보면, 실제 선형에 대하여 경험식, 포텐셜 이론, 점성유동 해석 등을 적용하여 얻은 계산 결과들을 실험 결과와 비교하였을 때, 기법 간의 차이가 적지 않았다. 또한 계산 결과들은 선박 모델의 종류에 따라, 그리고 전진 속도에 따라 그 경향을 달리 하였다. 이는 다양한 선형에 대하여 일관된 결과를 얻기 위해서는 파랑 표류력 문제의 특성을 고려한 해석 기법의 고도화가 필요함을 의미한다.

통상적으로 운항효율 평가는 정수 중에서 운항하는 선박의 성능 대비 실제 해상에서 운항하는 선박의 속도 저감량 혹은 소비마력의 증가량을 통해서 이루어진다. 예를 들어, ITTC (International Towing Tank Conference)는 규칙 파랑에 대한 모형시험 결과를 토대로 불규칙 파랑 중 선박의 소비 마력 증가를 예측하는 권고 절차를 제시하였다 (ITTC 2012). 또한, ISO (International Organization for

Standardization)는 선박의 시운전 결과를 이용하여 선박의 속도 및 추진 성능을 평가하는 가이드라인을 제안하였다 (ISO, 2015). 대부분의 기존 평가 절차에서는 선박의 전후방향 하중에 대한 전진 속도 및 추력의 변화만을 고려하는 것이 일반적이다. 하지만 주어진 경로를 따라 운항하는 선박의 경우, 다양한 방향의 환경하중이 작용할 수 있으므로 경로 유지를 위한 조종성능이 고려되어야 한다. 따라서 실제 해상에서의 선박 운항성능을 엄밀히 평가하기 위해서 내항성능과 조종성능을 함께 고려할 수 있는 연성 해석 기법의 적용이 요구되고 있다.

1.2 기존 연구

1.2.1 파랑 중 선박의 내항성능 해석

파랑 중 전진하는 선박의 내항성능에 대한 연구는 포텐셜 이론을 기반으로 1960년대부터 본격적으로 시작되어, 스트립 이론 (strip theory), 통합 이론 (unified theory) 등의 2차원 방법으로부터 파랑그린함수법 (wave Green function method), 랜킨패널법 (Rankine panel method) 등 3차원 패널법으로 발전되어 왔다. 이러한 포텐셜 이론 기반 내항성능 해석 기법에서 주요한 쟁점은 경계조건 문제의 선형화 (linearization)이다. 선형 해석에서는 선체의 평균 위치에 대하여 경계조건 문제 (boundary value problem)가 정의되며, 따라서 선박의 전진에 의한 정상 유동 (steady flow)과 파랑 및 선박의

운동에 기인한 비정상 유동 (unsteady flow) 간의 상호작용을 고려하기 위해서는 정상 유동을 근사하여야 한다. 이를 위하여 Timman & Newman (1962)은 테일러 전개를 통해 평균 위치에서의 비정상 유동의 물체표면 경계조건을 전진 속도를 고려하여 정식화 하였다. 또한, Ogilvie & Tuck (1969)은 정식화된 경계조건으로부터 정상 유동과 비정상 유동 간의 연성 효과를 대변하는 m_j 항을 유도하였다. 이와 같이 정의된 선형화된 경계조건 문제는 포텐셜 이론을 기반으로 한 선박 운동 해석의 근간이 되어 왔다.

파랑 중 선박 운동 문제에 대한 선형화 기법으로는 정상 유동을 균일 유동 (uniform flow)으로 가정하는 Neumann-Kelvin 선형화 기법과 이중물체 유동 (double-body flow)으로 가정하는 이중물체 선형화 기법 등이 있다. Neumann-Kelvin 선형화의 경우 수식 및 계산이 간단한 반면, 정상 유동의 비정상 유동에 대한 영향을 엄밀히 고려할 수 없다는 단점이 있다. 한편, 이중물체 선형화의 경우 실제적인 선박 형상에 대하여 비교적 높은 정확도의 내항성능 해석을 수행할 수 있다는 장점이 있지만, m_j 항에 이중물체 포텐셜의 2계 미분항이 포함되어 있어 수치적인 계산이 어렵다 (Zhao & Faltinsen, 1989). 따라서 Ogilvie & Tuck (1969)은 스토크스 정리 (Stokes theorem)를 적용, 포텐셜의 1계 미분 값만을 이용하여 m_j 항의 영향을 평가하는 방법을 제시하였다. 그러나 이 방법은 선체 측벽이 수직해야 한다는 가정을 수반하며, m_j 항을 직접적으로 계산할 수 없다. 이후, Wu (1991)와 Chen & Malenica (1998) 등에

의하여 Dirichlet 형태의 적분방정식을 풀이하여 포텐셜의 2계 미분항을 직접 계산하는 방식이 제안되었다. Kim & Shin (2007)과 Kim & Kim (2011a)은 정상 유동 근사 방법이 파랑 중 선박 운동 해석에 미치는 영향을 파악하기 위해, 다양한 선박 형상과 속도 및 파랑 조건에 대하여 기법 간에 비교 연구를 수행한 바 있다.

파랑 중 선박 운동 해석을 위한 3차원 패널법은 적분방정식을 풀이하는 방법에 따라 크게 파랑그린함수법과 랜킨패널법으로 나눌 수 있다. 다양한 선행 연구에서 파랑그린함수법을 이용하여 선박 운동을 계산하였다 (King et al., 1988; Bingham & Korsmeyer, 1994). 하지만 전진 속도가 있는 경우 파랑그린함수를 계산할 때 수선 (waterline)을 따르는 선적분에 어려움이 있어 내항성능 해석에 한계가 있다. 반면, 랜킨패널법의 경우 파랑그린함수법과는 달리 자유표면 상에도 소스를 분포시킴으로써 적분방정식의 정식화가 비교적 간단하고, 비선형 문제로 확장할 수 있다는 장점이 있다. 또한, 전진하는 선박에 대하여 선형화된 경계조건 문제를 풀이하는데 효과적으로 적용될 수 있다. 랜킨패널법을 이용한 내항성능 해석은 Nakos (1990)에 의해 발전되었으며, Kring (1994)에 의하여 시간영역 수치해법으로 확장되었다. 이후, 세계적으로 다양한 연구기관에서 랜킨패널법을 활용한 파랑 중 선박 운동 해석이 수행되어져 왔다 (Zhang et al., 2010; Liu & Papanikolaou, 2011). 특히 서울대학교에서 개발된 WISH 프로그램의 경우 비-스플라인 (B-spline) 함수 기반의 고차 랜킨패널법이 도입되었으며, 파랑 중

선박의 부가저항, 유탄성, 조종 문제 등 다양한 문제에 적용된 바 있다 (Kim et al., 2011).

파랑 및 선박 운동에 의하여 야기되는 파랑 표류력에 대한 수치 해석은 크게 두 가지 방법을 통해 발전해왔다. 첫 번째로, Maruo (1960)는 운동량 보존 법칙을 적용하여 부가저항 예측 기법을 개발하였다. 이러한 무한원방 방법 (far-field method)은 스트립 이론 (Salvesen, 1978), 통합 이론 (Kashiwagi, 1992), 그리고 랜킨패널법 (Liu et al., 2011) 등의 내항성능 해석 기법과 함께 도입되어 선박의 부가저항 예측에 활용되었다. 최근에는 비정상 파랑의 패턴을 이용하는 기법 (unsteady wave pattern analysis; Kashiwagi, 2013) 또는 무한원방이 아닌 선체 근방에서 운동량 보존 법칙을 직접적으로 적용하는 기법 (middle-field method; Pan et al., 2016) 등으로 확장되었다. 무한원방 방법은 수식의 정식화가 비교적 간단하고 선체표면에 작용하는 유체동압 (hydrodynamic pressure)을 계산할 필요가 없다는 장점이 있다. 또한, 내항성능 해석에 적용되는 수치패널에 대한 민감도가 낮아 안정된 계산을 수행할 수 있다. 하지만, 선형 포텐셜 이론에 근거하기 때문에 비선형 해석으로의 확장이 어렵고, 부가저항에 대한 물리적인 성분 분해가 힘들다는 단점이 있다.

반면 선체표면에 작용하는 압력을 직접 적분하여 부가저항을 예측하는 압력직접적분 방법 (near-field method)에서는, 선박의 평균 위치에 대하여 섭동법 (perturbation)을 적용하여 2차 압력을

정식화한다. 따라서 수식은 비교적 복잡하지만, 부가저항에 대한 성분별 분석이 가능하고 비선형성의 고려가 용이하다는 장점이 있다. 그러나 물리적 변수의 미분 값이 선체표면에 따라 정확히 계산되어야 하고, 그에 따라 수치패널에 대한 계산 결과의 민감도 역시 크다. 압력직접적분 방법은 본래 전진 속도가 없는 부유체에 작용하는 파랑 표류력을 계산하기 위하여 Pinkster (1979)에 의해 개발되었으며, Faltinsen et al. (1980)은 이 방법을 2차원 스트립 이론 기반의 내항성능 해석과 결합하여 파랑 중 선박의 부가저항 예측에 사용하였다. 이후, 압력직접적분 방법을 3차원 패널법에 적용시키는 많은 연구가 진행되었다. 예를 들어, Grue & Biberg (1993)는 파랑그린함수법에 적용시켜 저속으로 전진하는 선박에 작용하는 표류력을 주파수 영역에서 계산하였다. 랜킨패널법에 대한 압력직접적분 방법의 경우 Joncquez (2009)와 Kim & Kim (2011b)에 의하여 정식화가 이루어졌다. 특히, Seo et al. (2013)의 경우 다양한 선박 형상에 대하여 무한원방 방법과 압력직접적분 방법을 함께 적용함으로써 두 가지 방법의 특성 및 계산 정도를 비교하였다.

최근에는 컴퓨터 계산 성능의 향상으로 인하여 CFD를 이용한 내항성능 해석 및 부가저항 계산이 활발히 진행되고 있다 (Orihara & Miyata, 2003; Hu & Kashiwagi, 2007; Guo et al., 2012; Sadat-Hosseni et al., 2013). CFD를 이용하는 경우 선박 운동 문제의 비선형성을 고려할 수 있기 때문에 대파고의 파랑 중 내항성능을 해석할 수 있을 뿐만 아니라, 정수면 위쪽의 선박 형상을 고려한 부가저항 계산이 가능하다 (Yang et al., 2017). 하지만 포텐셜 이론에 근거한 방법에

비하여 많은 계산 자원이 요구되며, 수치 격자에 대한 민감도가 매우 크기 때문에 신뢰성 있는 해석 결과를 얻기 위해서는 기법 적용의 고도화가 필요하다.

1.2.2 파랑 중 선박의 조종성능 해석

일반적으로 선박 설계에는 정수 중 조종성능이 반영되지만, 실제로 선박은 파도가 존재하는 해상에서 운항하므로 파랑 중 조종성능에 대한 이해가 필요하다. 파랑 중 조종 문제에서는 추진 및 조타에 의한 저주파수의 조종 운동과 파랑에 기인하는 고주파수의 내항 운동이 함께 나타나며, 따라서 기존의 내항 이론과 조종 이론을 통합하는 효과적인 연성 해석이 수행되어야 한다. Tello Ruiz et al. (2012)은 기존의 파랑 중 조종 해석과 관련된 문헌 연구를 수행하였으며, 접근 방법을 다음의 네 가지로 분류하였다. 1) 실험적 접근, 2) 통합 접근 (hybrid approach), 3) 이중 시간 모델 (two time-scale model), 4) CFD를 이용한 해석.

첫째로, 파랑 중 선박의 조종성능 해석을 위하여 모형시험을 이용한 다양한 선행 연구가 진행되었다. Ueno et al. (2003)은 VLCC 선형에 대하여 규칙파 중 선회 시험, 지그재그 시험, 정지 시험 등을 수행하였으며, 이 때 입사 파랑의 방향과 파장이 조종성능에 미치는 영향을 분석하였다. Adnan & Yasukawa (2008)은 파랑 중에 사항하는 컨테이너 선형에 대하여 선박 운동과 파랑 표류력을 계측하였다. 이 실험 결과에 따르면 표류각 (drift angle)에 따라

선박의 내항성능이 변화하는 것으로 밝혀졌다. 또한, Lee et al. (2009)은 KVLCC 선형에 대하여 파랑 중 자유항주 모형시험을 수행하였다. 다양한 입사파 조건 (방향, 파장, 파고)에 대하여 파랑력을 계측함으로써, 파랑 표류력이 선회 궤적에 미치는 영향을 분석하였다. 최근, Yasukawa et al. (2015)은 불규칙 파랑 중 KVLCC2 탱커에 대한 조종 시험을 수행하였으며, 불규칙파에 의한 표류력을 규칙 파랑에 대하여 계산된 데이터베이스를 기반으로 단기 예측 (short-term prediction)하는 이중 시간 모델 결과와 비교하여 검증하였다. 모형시험을 통한 파랑 중 선박의 조종성능 해석은 신뢰도가 높은 방법이다. 하지만 수행하는 데 큰 비용이 필요하고, 조종 성능에 점성 유동이 큰 영향을 끼치므로 실제 선박과 모형선 간에 척도 효과 (scale effect)를 고려해야 한다는 단점이 있다. 또한, 모형시험에서 파랑, 추진, 그리고 조타를 구현할 때 발생하는 불확실성을 엄밀히 고려하여야 한다.

수치 해석 기법으로는 효율적인 파랑 중 조종 시뮬레이션이 가능한 통합 접근 또는 이중 시간 모델이 많은 선행 연구에서 적용되었다. 기본적으로 두 가지 방법 모두 포텐셜 이론에 근거하지만, 적용 방식에는 차이가 있다. 통합 접근의 경우 하나의 운동 방정식에서 선박의 내항 운동과 조종 운동이 모두 고려된다. 통합 접근을 적용한 대표적인 연구 사례로는 Bailey et al. (1997), Fossen (2005), Fang et al. (2005), 그리고 Lin et al. (2006)의 연구가 있다. 대부분의 선행 연구에서 운동 방정식에 필요한 유체동역학 계수는

비교적 간단한 주파수 영역 해석 기법 (스트립 이론 등)을 이용하여 계산하였다. 그러나 해당 연구들에서는 파랑에 의한 평균 표류력을 고려하지 않았기 때문에 파랑 중 선박의 조종 성능을 예측하는 데 있어 정확도가 낮다. 최근, Subramanian & Beck (2015)은 내항 운동의 비선형성을 고려하기 위해 body-exact 스트립 이론을 기반으로 파랑 중 조종 시뮬레이션을 수행하였다. 해당 연구에서는 파랑 표류력이 속도의 제곱 성분으로 근사 되어 적용되었다.

이중 시간 모델에서는 운동 방정식이 내항 운동과 조종 운동에 대하여 분리된다. 이는 저주파수의 조종 운동의 특성 시간 규모가 고주파수의 내항 운동보다 크다는 준정적 가정 (quasi-steady assumption; $\Delta t_{\mathrm{maneuvering}} >> \Delta t_{\mathrm{seakeeping}}$)에 기반한다. 따라서 조종 운동 방정식에 파랑 표류력을 도입할 때 주파수 영역에서 미리 계산된 데이터베이스로부터 해당 순간의 선박 속도와 파랑 조건에 맞는 값을 이용한다. Skejic & Faltinsen (2008)은 네 가지의 다른 스트립 이론으로부터 계산된 파랑 표류력을 규칙파 중 조종 시뮬레이션에 도입하여 그 차이를 비교하였다. Yasukawa & Nakayama (2009)는 S175 컨테이너선에 대하여 선박 운동과 선형 파랑력은 스트립 이론으로, 파랑 표류력은 Maruo (1960)의 무한원방방법을 통해 계산하여 조종 운동 방정식에 도입하였다. 하지만 이중 시간 모델에서는 내항 운동과 조종 운동이 독립적으로 풀이되기 때문에 두 운동 간의 직접적인 연성이 불가능하고, 따라서 시간에 따른 교란파의 변화 등 기억 효과 (memory effect)를 고려할 수 없다는 단점이 있다.

두 가지 운동의 직접적인 연성을 시간영역에서 수행하기 위하여, Seo & Kim (2011)은 3차원 랜킨패널법 기반 프로그램인 WISH를 사용하여 선박의 내항성능을 해석하고, 이를 MMG model을 풀이하여 얻은 조종 운동과 결합하였다. 해당 연구에서는 선박의 조종 운동에 대하여 일정 시간 간격마다 경계조건 문제가 재정의되고, 해당 순간에 대하여 계산된 선박 운동 및 2차 파랑력이 조종 운동에 반영된다. 따라서 기억 효과에 대한 고려는 물론, 두 가지 운동의 직접적인 연성이 가능하다. 유사한 접근인 Yen et al. (2010)에서는 선박의 비선형 운동을 고려한 파랑 중 조종 해석이 수행되었다. 또한, Zhang et al. (2017)은 이중물체 선형화 기법을 적용하여 경계조건 문제를 풀이하였으며, 이 때 조종 운동 중인 선박의 이중물체 유동을 해석하기 위하여 와류 시트 (vortex sheet)를 도입하였다.

한편, CFD를 이용하는 경우 선박의 조종성능을 평가함에 있어 점성 효과 (viscous effect) 등 모든 물리적 측면을 고려할 수 있다는 장점이 있다. 그러나 선박의 자항성능, 내항성능, 그리고 조종성능은 각기 다른 시간 규모를 따르므로, 이를 모두 고려하여 파랑 중 조종 시험에 대한 직접적인 시뮬레이션을 수행하기에는 매우 큰 계산 시간과 비용이 소요된다. 따라서 실용적인 접근으로서 사용되기에는 아직 한계가 있으며, 현재 기초적인 연구가 진행된 상태이다. Ferrant et al. (2008)의 경우 SWENSE (Spectral Wave Explicit Navier-Stokes Equation) 방법을 적용하여 교란되지 않은 입사파 성분은 포텐셜

이론 기반 기법으로, 비선형 점성 유동은 RANS (Reynolds-averaged Navier-Stokes equation) 기반 CFD 기법으로 해석하였다. 또한, Uharek & Cura-Hochbaum (2015)은 규칙 파랑 중 일정 속도로 운항하는 선박에 대하여 선체에 작용하는 유체력을 계산하고, 이에 푸리에 변환 (Fourier transform)을 적용하여 입사 방향 및 파장에 따른 평균 파랑력을 조종 운동 방정식에 도입할 수 있도록 모델링 하였다. 최근에는 많은 컴퓨터 계산 자원을 사용하여 쌍축 추진 (twin-screw)과 조타, 그리고 파랑의 영향을 한번에 고려하는 CFD 기반 조종 시뮬레이션이 시도되고 있다 (Sadat-Hosseini et al., 2014).

1.2.3 파랑 중 선박의 운항성능 해석

파랑 중 선박의 내항성능 및 조종성능에 대한 해석 기법을 기반으로, 실제 해상에서의 선박 운항을 모사하기 위한 다양한 연구가 진행되고 있다. 첫 번째로, 실제 해상에서 운항하는 선박의 운항효율을 평가하는 연구가 수행되었다. 대부분의 연구에서는 주파수 영역 해석 기법을 적용하여 부가저항에 대한 데이터베이스를 구축한다. 이를 토대로 일정 항로를 지나는 선박에 작용하는 불규칙 해상상태의 환경하중을 추정하여, 속도 저감, 연료 소모량, 그리고 온실가스 배출량 등을 예측하였다 (Feng et al., 2010; Prpic-Orsic & Faltinsen, 2012; Kim et al., 2015). 이를 확장하여 속도 저감량을 기준으로 선형 최적화를 수행하는 연구 (Luo et al., 2016; Jung & Kim, 2017), 그리고 선박이 운항하는 항로를 최적화하는 연구

역시 수행되었다 (Lee et al., 2018). 하지만 언급된 모든 선행 연구에서는 선박의 전후방향 하중에 대한 전진 속도 및 추력의 변화만이 고려되었다.

일반적으로 선박이 주어진 항로로 운항하는 경우 다양한 방향의 환경하중이 작용할 수 있다. 따라서 실해역에서 경로를 유지하는 (course keeping) 선박의 속도 저감을 고려하기 위해서는, 조타 제어 (rudder control) 기반의 자유항주 시뮬레이션이 요구된다. 파랑 중 자유항주 모형시험을 통해 선박의 경로 유지 성능을 검토한 연구 사례로는 Chuang & Steen (2013), Milanov et al. (2014), Sanada et al. (2014) 등이 있다. 해당 선행 연구들에서는 속도 저감량에 대한 파랑의 영향뿐만 아니라 선박이 사항할 때의 표류각 및 선수각 (yaw angle) 역시 검토되었다. 파랑 중 선박의 경로 유지 운항을 수치적으로 해석하기 위해서 Yasukawa & Nakayama (2009)는 이중 시간 모델을 적용하여 직진 운항하는 S175 컨테이너선의 규칙 파랑 중 속도 저감 및 표류각을 계산하였다. 이를 확장하여 Yasukawa et al. (2017)은 보퍼트 계급 (Beaufort scale)으로 정의되는 대표 해상상태 (representative sea condition)에 대하여 KVLCC2 탱커의 경로 유지 및 변경 (course changing) 성능을 엔진 사양에 따라 검토하였다.

수치 해석을 통해 실제 해상에서의 선박 운항 성능을 엄밀히 분석하기 위해서는 경로 유지를 위한 조종 운동과 그에 따라 변화하는 내항성능이 함께 고려되어야 한다. 따라서 시간영역의 내항-조종 직접 연성 해석이 도입되어야 하며, Seo (2016)는 파랑 중

조종 시뮬레이션 프로그램에 경로 유지를 위한 궤적 추적 기법 (trajectory tracking method)을 도입하여 자유항주 시뮬레이션을 수행하였다. 이를 통해 바람 및 파도에 따른 선박의 운항효율을 추정하였으며, 환경하중이 비스듬히 작용하는 경우 경로 유지를 위해 필요한 선박의 표류각, 선수각, 그리고 조타각 (rudder angle)을 검토하였다.

1.3 주요 연구 내용 및 목표

본 연구에서는 시간영역 랜킨패널법을 이용하여 해석된 파랑 중 선박의 내항성능과 조종성능을 검증하고, 실제 해상상태에서의 선박 운항에 대하여 시뮬레이션을 수행하였다. 첫 번째로 내항성능 해석에서는 선박이 전진함에 따라 발생하는 정상 유동과 파랑 및 선박 운동에 기인하는 비정상 유동간의 연성 효과에 대하여 분석하였다. 즉 경계조건 문제의 선형화를 위해 도입되는 정상 유동에 대한 근사 방법이 선박의 운동응답 및 부가저항 해석에 미치는 영향을 파악하였다. 다양한 선박 형상에 대하여 얻은 계산 결과를 기존의 실험 결과와 비교함으로써 정상 유동 근사 방법의 특징을 선박 형상과 관련하여 파악하고, 이를 토대로 내항성능 해석에 대한 수치 기법의 고도화를 목표로 하였다. 부가저항을 해석하기 위한 기법으로는 물체 표면에서 2차 압력을 적분하는 압력직접적분 방법이 적용되었다. 또한, 선체 형상에 따른 비선형성을 일부 고려하기 위해 실제 접수면적에서의 비선형

Froude-Krylov 힘과 복원력을 도입하는 약한 비선형 해석 (weakly nonlinear approach) 역시 적용되었다. 이를 통해 파고에 따른 선박 운동응답 및 부가저항의 비선형성을 검토하였다.

두 번째로 파랑 중 선박의 조종성능을 해석하기 위하여 시간영역 내항-조종 직접 연성 해석 기법이 적용되었다. 도입된 연성 해석 기법에서는 선박의 조종에 기인하는 힘은 기존의 실험 및 추정식을 통해 구축된 MMG 모델에서 얻는 반면, 파랑 표류력 등 선박의 내항성능에 기인하는 힘은 랜킨패널법을 이용하여 계산하였다. 그리고 시간영역에서 직접적으로 내항성능과 조종성능을 연성함으로써 서로 간에 미치는 영향을 분석하였다. 조종 운동 시 선박은 전진할 뿐만 아니라 사항 또는 회전 운동을 하기 때문에 양력형상 (lifting body)으로 간주된다. 따라서 이중물체 선형화 기법을 적용할 때, 이중물체 유동이 쿠타 (Kutta) 조건을 만족하도록 와류 시트를 도입하였다. 이러한 정상 유동의 특징을 내항성능 관련 경계조건 문제의 선형화에 반영하였으며, 이에 따른 선박의 운동 응답 및 파랑 표류력의 변화를 검토하였다. 개발된 프로그램을 사용하여 S175 컨테이너선, KVLCC2 탱커에 대한 파랑 중 선회 시험을 수행하였으며, 계산된 선회 궤적, 선박의 운항 속도 등을 기존의 실험 결과와 비교하여 검증하였다. 추가적으로 약한 비선형 효과 및 내항-조종 연성 주기의 영향 등 연성 과정에서 파고가 증가할수록 발현되는 주요한 이슈들을 검토하였다.

마지막으로 자유항주 시뮬레이션을 수행하여 주어진 경로를

따르는 선박의 운항성능을 해석하였다. 이를 위해 다양한 방향의 환경하중에 대하여 선박이 경로를 유지할 수 있도록 조타 제어를 기반으로 한 궤적 추적 기법이 내항-조종 연성 해석 프로그램에 적용되었다. 또한 개발된 자유항주 시뮬레이션 프로그램을 사용하여 환경조건에 따라 선박의 속도 및 자세가 환경하중이 없는 경우 대비 어떻게 변화하는지 검토하였다. 먼저, 규칙 파랑 중 S175 컨테이너선의 속도 저감량 및 표류각을 기존 실험 결과와 비교하여 검증하였다. KVLCC2 탱커의 경우 실제 해상상태를 대변하는 대표 해상상태에서의 바람 및 파랑의 하중을 고려하여 운항성능을 추정하였다. 선박에 작용하는 하중을 성분 별로 분석하여 각각이 선박의 속도 저감 및 자세 변화에 미치는 영향을 파악함으로써, 운항성능 해석에 있어 시간영역 자유항주 시뮬레이션의 효용성을 확인하고자 하였다.

2. 이론적 배경 및 수치 해석 기법

2.1 파랑 중 선박의 내항성능 해석

2.1.1 경계조건 문제

파랑 중 선박이 전진 속도, u_0, 좌우방향의 속도, v_0, 그리고 선수방향 각속도, r_0로 운항하는 경우, 선박의 운동은 Fig. 2.1과 같이 물체 고정 좌표계 (body-fixed coordinate system; *O-xyz*)의 선박의 평균 위치 (mean-body position)에서 정의된다. S_B와 S_F는 각각 선체표면 (body surface)과 자유표면 (free surface)을 나타내며, χ, A, 그리고 ω는 각각 입사 파랑의 방향, 진폭, 그리고 주파수를 의미한다.

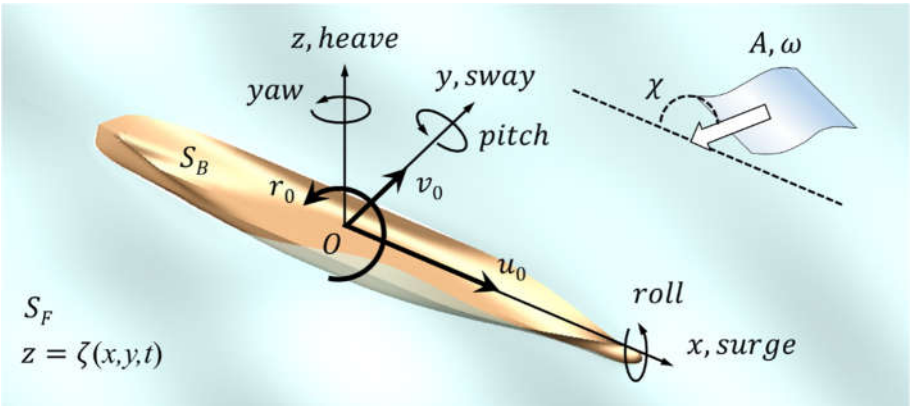


Fig. 2.1 Coordinate system for seakeeping problem

선박을 강체 (rigid body)로 가정하면, 파랑에 의한 선박의 선형 변위 (linear displacement)는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\vec{\delta}(\vec{x},t)=\vec{\xi}_T(t)+\vec{\xi}_R(t)\times\vec{x} \tag{2.1}$$

여기서, $\vec{\xi}_T(t)=(\xi_1,\xi_2,\xi_3)$와 $\vec{\xi}_R(t)=(\xi_4,\xi_5,\xi_6)$은 선박의 병진 (전후동요, 좌우동요, 상하동요; surge, sway, heave) 및 회전 (횡동요, 종동요, 선수동요; roll, pitch, yaw)의 6 자유도 (degree of freedom) 운동을 나타낸다.

본 연구에서는 선형 포텐셜 이론 (linear potential theory)이 선박 운동 문제에 적용되었다. 비압축성 (incompressible), 비점성 (inviscid) 유체, 비회전성 (irrotational) 유동으로 가정하면 속도 포텐셜, ϕ를 도입할 수 있다. 유체장과 경계면에서 속도 포텐셜은 다음의 지배방정식 (Laplace equation)과 경계조건을 따른다.

$$\nabla^2\phi=0 \text{ in fluid domain} \tag{2.2}$$

$$\left[\frac{\partial}{\partial t}-(\vec{U}-\nabla\phi)\cdot\nabla\right](z-\zeta)=0 \quad \text{on } z=\zeta(x,y,t) \tag{2.3}$$

$$\left[\frac{\partial}{\partial t}-(\vec{U}-\nabla\phi)\cdot\nabla\right]\phi=-g\zeta+\frac{1}{2}\nabla\phi\cdot\nabla\phi \text{ on } z=\zeta(x,y,t) \tag{2.4}$$

$$\frac{\partial\phi}{\partial n}=\vec{U}\cdot\vec{n}+\frac{\partial\vec{\xi}_S}{\partial t}\cdot\vec{n} \qquad \text{on } S_B \tag{2.5}$$

여기서, $\vec{U}=(u_0-yr_0,v_0+xr_0,0)$와 $\vec{n}$는 각각 선박 운항 시 선체표면의 속도와 법선 벡터를 의미하며, ζ는 파랑의 높이, 즉 파고 (wave elevation)이다.

경계조건의 선형화를 위하여 속도 포텐셜과 파고를 다음과 같이 성분 분해 한다.

$$\phi(\vec{x},t)=\Phi(\vec{x})+\phi_I(\vec{x},t)+\phi_d(\vec{x},t) \tag{2.6}$$

$$\zeta(\vec{x},t)=\zeta_I(\vec{x},t)+\zeta_d(\vec{x},t) \tag{2.7}$$

여기서, Φ는 선박의 운항 속도에 의해 발생하는 정상 유동을 고려하기 위한 기본 포텐셜 (basis potential)이며, ϕ_I와 ϕ_d는 각각 입사파 (incident wave)와 교란파 (disturbed wave)에 대한 포텐셜을 의미한다. 마찬가지로, ζ_I와 ζ_d는 입사파와 교란파의 파고이다. 일반적으로 선형 이론에서는 정상 유동과 관련된 성분의 크기는 $O(1)$로, 입사파 성분과 그에 따른 선박 운동 및 교란파 성분의 크기인 $O(\varepsilon)$보다 크다고 가정한다.

경계조건의 선형화를 위해서 정상 유동을 근사하여야 하며, 크게 두 가지 방법이 있다. 먼저, Neumann-Kelvin (NK) 선형화 기법에서는 Fig. 2.2와 같이 정상 유동을 균일 유동으로 가정한다 ($\Phi=-\vec{U}\cdot\vec{x}$). 따라서 이 방법은 고속 세장체 (slender body)에 적합하다. 교란된 유동의 크기가 균일 유동에 비하여 크기가 작다는 가정하에 식 2.3~5의 경계조건을 물체 고정 좌표계에 대하여 다음과 같이 선형화 할 수 있다.

$$\left(\frac{\partial}{\partial t}-\vec{U}\cdot\nabla\right)\zeta_d=\frac{\partial\phi_d}{\partial z}\quad \text{on } z=0 \tag{2.8}$$

$$\left(\frac{\partial}{\partial t}-\vec{U}\cdot\nabla\right)\phi_d=-g\zeta_d\quad \text{on } z=0 \tag{2.9}$$

$$\begin{aligned}
&\frac{\partial\phi_d}{\partial n}=\sum_{j=1}^{6}\left(\frac{\partial\xi_j}{\partial t}n_j+\xi_j m_j\right)-\frac{\partial\phi_I}{\partial n}\ \text{ on } \bar{S}_B\\
&\qquad \text{where } \vec{n}_T=(n_1,n_2,n_3)=\vec{n}\\
&\qquad \text{where } \vec{n}_R=(n_4,n_5,n_6)=\vec{x}\times\vec{n}\\
&\qquad \text{where } \vec{m}_T=(m_1,m_2,m_3)=(0,0,0)\\
&\qquad \text{where } \vec{m}_R=(m_4,m_5,m_6)=(v_0n_3,-u_0n_3,u_0n_2-v_0n_1)
\end{aligned} \tag{2.10}$$

여기서, $\bar{S}_B$는 평균 위치의 선체표면이다. 또한, m_j 항은 선박의 운항 속도에 따른 정상 유동과 운동에 의한 비정상 유동 (radiation) 간의 상호작용을 대변한다.

반면, 이중물체 (double-body; DB) 선형화 기법에서는 다음의 경계조건 문제를 따르는 이중물체 포텐셜을 이용하여 정상 유동을 근사 한다.

$$\nabla^2\Phi=0\qquad \text{in fluid domain} \tag{2.11}$$

$$\frac{\partial\Phi}{\partial n}=\vec{U}\cdot\vec{n}\qquad \text{on } \bar{S}_B \tag{2.12}$$

$$\frac{\partial\Phi}{\partial z}=0\qquad \text{on } z=0 \tag{2.13}$$

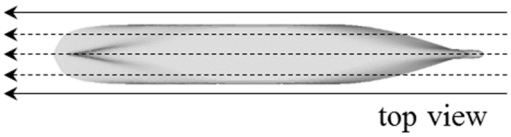
이중물체 포텐셜이 교란파 포텐셜에 비하여 크다는 가정하에 식 2.3~5의 경계조건에 식 2.6~7의 성분 분해된 변수들을 대입하여

선형화를 수행하면 다음의 경계조건을 얻을 수 있다.

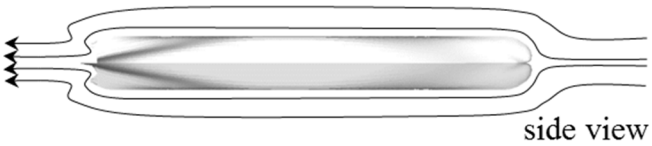
$$\frac{\partial \zeta_d}{\partial t} - \left(\vec{U} - \nabla\Phi\right)\cdot\nabla\zeta_d = \frac{\partial^2\Phi}{\partial z^2}\left(\zeta_d + \zeta_I\right) + \frac{\partial \phi_d}{\partial z} - \nabla\Phi\cdot\nabla\zeta_I \qquad \text{on } z = 0 \tag{2.14}$$

$$\frac{\partial \phi_d}{\partial t} - \left(\vec{U} - \nabla\Phi\right)\cdot\nabla\phi_d = -g\zeta_d - \left[\frac{\partial\Phi}{\partial t} - \left(\vec{U} - \frac{1}{2}\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\Phi\right] - \nabla\Phi\cdot\nabla\phi_I \quad \text{on } z = 0 \tag{2.15}$$

$$\frac{\partial \phi_d}{\partial n} = \sum_{j=1}^{6}\left(\frac{\partial \xi_j}{\partial t}n_j + \xi_j m_j\right) - \frac{\partial \phi_I}{\partial n} \quad \text{on } \overline{S}_B$$
$$\text{where } \vec{m}_T = \left(m_1, m_2, m_3\right) = \left(\vec{n}\cdot\nabla\right)\left(\vec{U} - \nabla\Phi\right) \tag{2.16}$$
$$\text{where } \vec{m}_R = \left(m_4, m_5, m_6\right) = \left(\vec{n}\cdot\nabla\right)\left(\vec{x}\times\left(\vec{U} - \nabla\Phi\right)\right)$$



(a) Neumann-Kelvin linearization (uniform flow)



(b) Double-body linearization

Fig. 2.2 Schematic view of steady flow approximation

이중물체 선형화 기법은 기본 가정에 따라 저속 비대선 (blunt body)에 적합하다. 또한 경계조건에 정상 유동 기인 연성 효과를 대변하는 이중물체 포텐셜 관련 변수들이 포함된다. 이중물체

선형화 기법을 통한 파랑 중 선박 운동 문제의 수학적 정식화 과정은 Nakos (1990) 및 Kring (1994)에 자세히 기술되어 있다.

선박이 정지된 상태가 아닌 운항하는 경우, 선박 운동 및 교란파를 정확히 계산하기 위해서는 m_j 항을 정확하게 평가하여야 한다. NK 선형화의 경우 식 2.10에 나타나듯이 m_j 항 계산에 균일 유동에 대한 선박의 받음각 (angle of attack)만이 고려된다. 반면, 이중물체 선형화에서는 m_j 항에 이중물체 포텐셜의 2계 미분항이 포함되어 있다 (식 2.16). 유한 차분법 (finite difference method; FDM)과 같은 수치 기법으로 2계 미분항을 계산하는 것은 어렵기 때문에 (Zhao & Faltinsen, 1989), Ogivie & Tuck (1969)은 스토크스 정리 (Stokes theorem)를 통해 m_j 항의 영향을 포텐셜의 1계 미분항만을 이용하여 다음과 같이 평가하였다.

$$\begin{aligned}\iint_{\bar{S}_B} G\vec{m}_T dS &= \iint_{\bar{S}_B}\left[\left(\vec{U}-\nabla\Phi\right)\cdot\nabla G\right]\vec{n}_T dS \\ &\quad -\int_{WL}\left[\vec{n}_{WL}\cdot\left(\vec{U}-\nabla\Phi\right)\right]G\vec{k}dl\end{aligned} \tag{2.17}$$

$$\begin{aligned}\iint_{\bar{S}_B} G\vec{m}_R dS &= \iint_{\bar{S}_B}\left[\left(\vec{U}-\nabla\Phi\right)\cdot\nabla G\right]\vec{n}_R dS \\ &\quad -\int_{WL}\left[\vec{n}_{WL}\cdot\left(\vec{U}-\nabla\Phi\right)\right]G\left(\vec{k}\times\vec{x}\right)dl\end{aligned} \tag{2.18}$$

식 2.17~18은 각각 병진 및 회전 운동에 대한 m_j 항의 영향을 나타낸다. G는 Laplace 방정식을 만족하는 임의의 그린 함수 (Green function)이며, WL은 평균 위치에서 선체의 수선 (waterline)을 나타낸다. 또한, $\vec{k}$ 와 $\vec{n}_{WL}$ 는 각각 수직방향의 단위 벡터와

수선에서의 법선 벡터를 의미하며, $\vec{n}_{WL}$ 의 경우 다음의 관계를 따른다.

$$\vec{n}_{WL} = \frac{1}{\sin\alpha}\left(n_1, n_2, 0\right) \tag{2.19}$$

여기서, α는 Fig. 2.3에 나타나듯이 수선에서의 선체 측벽 기울기 각도 (incline angle)를 의미한다. 이론적으로 식 2.17~18의 수선 적분항은 이중물체 유동의 경계조건 (식 2.12~13)에 따라 0이 된다. 하지만 일반적인 수치 해석에서는 수선이 아닌, 패널의 중심점 (collocation point)에서 포텐셜이 평가된다. 따라서 식 2.17~18의 관계가 엄밀히 만족하지 않아 수치적인 오차가 발생할 수 있다. 단, 선체 측벽이 수직한 경우 (wall-sided), $\vec{n}_{WL}$ 과 $\vec{n}$ 이 같게 되므로, 패널의 중심점에서도 수선 적분의 피적분항이 이중물체 유동의 경계조건에 따라 0이 된다. 결론적으로 선체 측벽이 수직한 경우에 한해서, m_j 항을 스토크스 정리를 통해 수치적인 오차 없이 평가할 수 있다.

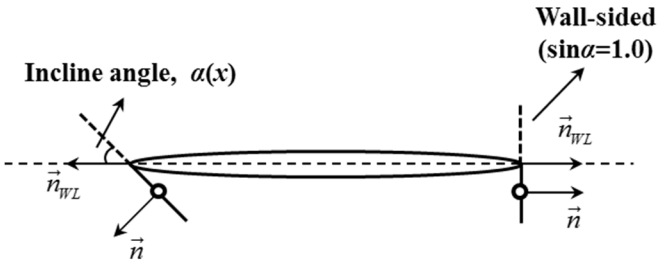


Fig. 2.3 Incline angle of body surface at waterline

한편, Wu (1991)와 Chen & Malenica (1998)는 Dirichlet 형태의 적분 방정식을 풀이하여 이중물체 포텐셜의 2계 미분항을 다음과 같이 직접 계산 하였다.

$$\iint_{\bar{S}_B} \sigma_j G^* dS = \frac{\partial \Phi}{\partial x_j}$$

$$\text{where } G^* = \begin{cases} \dfrac{1}{r} + \dfrac{1}{r'} & \text{for } j = 1,2 \\ \dfrac{1}{r} - \dfrac{1}{r'} & \text{for } j = 3 \end{cases} \tag{2.20}$$

여기서, $1/r$은 3차원 랜킨 소스 (Rankine source)이며, $1/r'$은 정수면 (z=0 평면)에 대칭되는 이미지 소스 (image source)를 의미한다. 또한, 아래 첨자 j는 좌표계의 방향을 나타낸다. 우변의 이중물체 포텐셜의 1계 미분항에 대하여 적분 방정식을 풀이하면, 각 방향 소스의 강도, σ_j를 얻을 수 있다. 소스의 강도를 이용하여 다음과 같이 2계 미분항을 계산한다.

$$\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x_j \partial x_k} = \iint_{\bar{S}_B} \sigma_j \frac{\partial G^*}{\partial x_k} dS \quad \text{for } j,k = 1,2,3 \tag{2.21}$$

이 방법의 경우 스토크스 정리를 이용한 방법과는 달리 적분 방정식을 추가적으로 풀이해야 한다는 단점이 있지만, 직접 계산된 2계 미분항을 이용하여 식 2.16의 m_j 항은 물론, 식 2.14의 운동학적 자유표면 경계조건에 포함된 $\partial^2\Phi/\partial z^2$ 항 역시 평가할 수 있다는

장점이 있다.

정의된 경계조건 문제를 풀이하기 위하여 그린의 2차 정리 (Green's second identity)에 따라 다음과 같은 적분 방정식을 도입하였다.

$$\phi_d + \iint_{\bar{S}_B} \phi_d \frac{\partial G}{\partial n} dS - \iint_{S_F} \frac{\partial \phi_d}{\partial n} G dS = \iint_{\bar{S}_B} \frac{\partial \phi_d}{\partial n} G dS - \iint_{S_F} \phi_d \frac{\partial G}{\partial n} dS \qquad (2.22)$$

적분 방정식을 풀이함으로써 선체표면에서의 교란파 포텐셜과 자유표면에서의 포텐셜의 법선 방향 미분 값을 얻을 수 있다. 본 연구에서는 비-스플라인 (B-spline) 함수 기반의 고차 (higher-order) 패널법을 적용하여 포텐셜 및 파고 등 물리적 변수들을 다음과 같이 정도 높게 평가하였다.

$$\begin{aligned}
\phi_d(\vec{x},t) &= \sum_{j=1}^{9} (\phi_d)_j(t) B_j(\vec{x}) \\
\zeta_d(\vec{x},t) &= \sum_{j=1}^{9} (\zeta_d)_j(t) B_j(\vec{x}) \\
\frac{\partial \phi_d}{\partial n}(\vec{x},t) &= \sum_{j=1}^{9} \left(\frac{\partial \phi_d}{\partial n} \right)_j (t) B_j(\vec{x})
\end{aligned} \qquad (2.23)$$

여기서, B_j는 비-스플라인 함수이며, 아래 첨자 j는 특정 수치패널과 그를 둘러싼 주변 패널을 의미한다.

자유표면에서의 포텐셜과 파고는 자유표면 경계조건에 대하여

시간 적분을 수행함으로써 계산할 수 있다. 시간 적분에는 아래와 같이 explicit-implicit 혼합 방법이 적용되었다.

$$\frac{\zeta_d^{(n+1)} - \zeta_d^{(n)}}{\Delta t} = P(\zeta_d^{(n)}, \phi_d^{(n)}) \tag{2.24}$$

$$\frac{\phi_d^{(n+1)} - \phi_d^{(n)}}{\Delta t} = Q(\zeta_d^{(n+1)}, \phi_d^{(n)}) \tag{2.25}$$

여기서 P, Q는 자유표면 경계조건에서 시간 미분항을 제외한 모든 항들을 포함한 함수이다. 또한, 일정 크기의 자유표면 범위 내에서 방사조건 (radiation condition)을 만족시키기 위해 가상 감쇠 영역 (artificial damping zone)을 도입하였다. 자유표면의 외부 경계에 위치한 감쇠 영역에서는 파랑을 의도적으로 감쇠시킨다. 이를 위하여 운동학적 자유표면 경계조건이 감쇠 계수, ν에 따라 다음과 같이 수정된다.

$$\frac{\partial \zeta_d}{\partial t} = P(\zeta_d, \phi_d) - 2\nu\zeta_d + \frac{\nu^2}{g}\phi_d \tag{2.26}$$

파랑 중 선박 운동 관련 경계조건 문제의 풀이를 위하여 본 연구에 도입된 3차원 시간영역 랜킨패널법 기반 수치 해석 기법에 대한 자세한 내용은 Kim et al. (2011)에서 찾을 수 있다.

2.1.2 운동 방정식

파랑 중 선박의 운동은 다음과 같은 6 자유도 운동 방정식을 풀이하여 얻을 수 있다.

$$[M]\{\ddot{\xi}\} = \{F_{\text{steady}}\} + \{F_{\text{F.K.}}\} + \{F_{\text{Res.}}\} + \{F_{\text{H.D.}}\} + \{F_{\text{viscous}}\} \tag{2.27}$$

여기서, $[M]$은 선박의 질량 행렬을 나타내며, $\{F_{\text{steady}}\}$는 정상 유동에 의한 힘이다. $\{F_{\text{F.K.}}\}$와 $\{F_{\text{Res.}}\}$는 Froude-Krylov 힘 및 복원력을 의미하며, $\{F_{\text{H.D.}}\}$는 Froude-Krylov 힘과 복원력을 제외한 파도의 산란 및 선박 운동에 의하여 발생하는 유체동역학적 힘 (hydrodynamic force)이다. $\{F_{\text{viscous}}\}$는 추가적인 감쇠력으로, 점성의 영향이 큰 횡동요 뿐만 아니라 복원력이 없는 운동 성분에 도입되는 소프트 스프링에 대하여 다음과 같이 모델링 하였다 ($-[B]\{\dot{\xi}\}$).

$$B_{jj} = 2\gamma\sqrt{\left(M_{jj} + M(\infty)_{jj}\right)C_{jj}} \qquad \text{for } j = 1,2,4,6 \tag{2.28}$$

여기서 $2\sqrt{\left(M_{jj} + M(\infty)_{jj}\right)C_{jj}}$ 는 임계감쇠계수 (critical damping coefficient)이며, γ를 통해서 점성 감쇠의 크기를 조절할 수 있다.

선형 해석에서는 선박에 작용하는 힘을 다음과 같이 평균 위치의 선체표면에 대한 힘과 파랑과 선박 운동으로 인하여 변화되는 접수면에 대한 힘으로 나누어 근사 한다.

$$\vec{F} = \iint_{S_B} p\vec{n}dS \approx \iint_{\bar{S}_B} p\vec{n}dS + \int_{WL}\int_0^{\zeta} p\frac{\vec{n}}{\sin\alpha}dzdl \tag{2.29}$$

여기서, 1/sinα은 선체 측벽이 수직하지 않을 때 기울기를 고려하여 파고에 따라 적분면적이 변화하는 경향을 반영한다.

섭동법 (perturbation)을 적용하여 힘을 차수 별로 구분하기 위해서 먼저, 물리적 변수들과 기하학적 변수들을 차수 별로 정리한다. 압력의 경우 베르누이 방정식 (Bernoulli's equation)으로부터 얻을 수 있으며, 차수 별로 정리하면 다음과 같다.

$$p^{(0)} = -\rho\left[\frac{\partial\Phi}{\partial t} - \left(\vec{U} - \frac{1}{2}\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\Phi + gz\right] \tag{2.30}$$

$$p^{(1)} = -\rho\left[\left(\frac{\partial}{\partial t} - \left(\vec{U} - \nabla\Phi\right)\cdot\nabla\right)\left(\phi_I + \phi_d\right) + gz\right] \tag{2.31}$$

$$p^{(2)} = -\rho\left[\frac{1}{2}\nabla\left(\phi_I + \phi_d\right)\cdot\nabla\left(\phi_I + \phi_d\right)\right] \tag{2.32}$$

여기서, 정수압 (hydrostatic pressure)를 의미하는 gz의 경우 적분영역에 따라 차수를 달리 한다. 파고를 식 2.15의 자유표면 경계조건에 따라 차수 별로 정리하면 다음과 같다.

$$\zeta^{(0)} = -\frac{1}{g}\left[\frac{\partial\Phi}{\partial t} - \left(\vec{U} - \frac{1}{2}\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\Phi\right] \qquad \text{on } z = 0 \tag{2.33}$$

$$\zeta^{(1)} = -\frac{1}{g}\left[\left(\frac{\partial}{\partial t} - \left(\vec{U} - \nabla\Phi\right)\cdot\nabla\right)\left(\phi_I + \phi_d\right)\right] \qquad \text{on } z = 0 \tag{2.34}$$

또한, 선체표면의 법선 벡터 역시 $O(\varepsilon)$ 크기의 선박 운동에 따라 변화하므로 이를 차수 별로 정리하면 다음과 같다.

$$n_j^{(0)} = \begin{cases} \left(\vec{n}^{(0)}\right)_j & \text{for } j = 1,2,3 \\ \left(\vec{x}\times\vec{n}^{(0)}\right)_{j-3} & \text{for } j = 4,5,6 \end{cases} \tag{2.35}$$

$$n_j^{(1)} = \begin{cases} \left(\vec{\xi}_R\times\vec{n}^{(0)}\right)_j & \text{for } j = 1,2,3 \\ \left[\vec{\xi}_T\times\vec{n}^{(0)} + \vec{\xi}_R\times\left(\vec{x}\times\vec{n}^{(0)}\right)\right]_{j-3} & \text{for } j = 4,5,6 \end{cases} \tag{2.36}$$

$$n_j^{(2)} = \begin{cases} \left(H\vec{n}^{(0)}\right)_j & \text{for } j = 1,2,3 \\ \left[H\left(\vec{x}\times\vec{n}^{(0)}\right) + \vec{\xi}_T\times\left(\vec{\xi}_R\times\vec{n}^{(0)}\right)\right]_{j-3} & \text{for } j = 4,5,6 \end{cases} \tag{2.37}$$

여기서, $\vec{n}^{(0)}$은 평균 위치 선체표면의 법선 벡터이다. 또한, H는 회전 운동과 관련된 좌표 변환 (coordinate transform) 행렬로 다음과 같다.

$$H = \frac{1}{2}\begin{pmatrix} -(\xi_5^2 + \xi_6^2) & 0 & 0 \\ 2\xi_4\xi_5 & -(\xi_4^2 + \xi_6^2) & 0 \\ 2\xi_4\xi_6 & 2\xi_5\xi_6 & -(\xi_4^2 + \xi_5^2) \end{pmatrix} \tag{2.38}$$

먼저, 식 2.30-37의 차수 별 변수를 식 2.29에 대입하여 $O(1)$

크기의 0차 힘과 모멘트를 정리하면 다음과 같다.

$$\left\{F_{\text{steady}}\right\}_j = -\rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\frac{\partial\Phi}{\partial t}-\left(\vec{U}-\frac{1}{2}\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\Phi\right]n_j^{(0)}dS \qquad \text{for } j=1,2,\cdots,6 \tag{2.39}$$

이 힘은 정상 유동에 의한 0차 힘으로 운항 속도에 따라 값이 결정된다. 식에 나타나듯이 정상 유동 포텐셜로 표현되며, 이 힘에 따라서 선박 운항 시 침하 (sinkage) 및 트림 (trim)이 결정된다.

섭동법을 통해 같은 방식으로 $O(\varepsilon)$ 크기의 선형 힘과 모멘트를 정리하면 다음과 같다.

$$\left\{F_{\text{F.K.}}\right\}_{\text{Lin},j} = -\rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\left(\frac{\partial}{\partial t}-\left(\vec{U}-\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\right)\phi_I\right]n_j^{(0)}dS \tag{2.40}$$

$$\begin{aligned}\left\{F_{\text{Res.}}\right\}_{\text{Lin},j} &= -\rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\frac{\partial\Phi}{\partial t}-\left(\vec{U}-\frac{1}{2}\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\Phi+gz\right]n_j^{(1)}dS \\ &\quad -\rho\iint_{\bar{S}_B}\vec{\delta}\cdot\nabla\left[\frac{\partial\Phi}{\partial t}-\left(\vec{U}-\frac{1}{2}\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\Phi+gz\right]n_j^{(0)}dS\end{aligned} \tag{2.41}$$

$$\left\{F_{\text{H.D.}}\right\}_{\text{Lin},j} = -\rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\left(\frac{\partial}{\partial t}-\left(\vec{U}-\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\right)\phi_d\right]n_j^{(0)}dS \tag{2.42}$$

선형 Froude-Krylov 힘은 입사파 성분에 의한 압력을 평균 위치의 선체표면에 대하여 적분함으로써 얻을 수 있다. 선형 복원력의 경우 정수압을 적분하여 얻은 성분과 정상 유동 포텐셜과 관련된 성분으로 나눌 수 있다. 일반적으로 정수압과 관련된 성분은 선박 운동이 작다는 가정 하에 복원력 계수, C로 표현할 수 있다

($-[C]\{\xi_j\}$). 단, 시간영역 해석에서 복원력이 없는 전후동요, 좌우동요 및 선수동요 운동은 한번 힘이 작용하면 그 방향으로 계속에서 선박이 밀려나게 된다. 이러한 현상을 수치적으로 해결하기 위해서 소프트 스프링을 적용하였다. 소프트 스프링이란 위의 운동 성분들에 인위적인 복원력을 가하는 것으로 다음과 같이 모델링 되었다.

$$C_{jj} = (M_{jj} + M(\infty)_{jj}) \times \left(\frac{2\pi}{T_j}\right)^2 \quad \text{for } j = 1,2,6 \tag{2.43}$$

여기서 T_j는 소프트 스프링의 주기를 의미하며, 이 값을 통해서 스프링의 세기를 조절할 수 있다. 정상 유동과의 연성 효과로 인한 복원력 (steady-flow coupled restoring force)은 운항 속도로 인하여 추가적으로 발생하는 선박의 변위에 비례하는 힘이다. 적분항에 포함되어 있는 정상 유동 포텐셜의 2계 미분항은 NK 선형화 기법 적용 시에는 무시되는 반면, 이중물체 선형화 기법에서는 2.1.1절에서 설명하였듯이 Dirichlet 형태의 적분방정식을 풀이하여 계산한다. 마지막으로 선형 유체동역학적 힘의 경우 교란파 성분에 의한 압력을 평균 위치 표면에 대하여 적분하여 얻을 수 있다.

한편 약한 비선형 해석에서는 실제 접수면적에서의 비선형 Froude-Krylov 힘 및 복원력이 반영된다. 즉 Fig. 2.4에 나타나듯이 선박의 평균 위치가 아닌, 선박의 운동에 따라 변화되는 물체 고정

좌표계 (O-$x'y'z'$)에서 입사 파고에 따른 접수면적의 변화를 고려하여 힘을 계산한다. 반면, 유체동역학적 힘의 경우 선형 해석에서의 값을 그대로 사용한다. 이 방법은 흔히 선형 해석과 비선형 해석 사이의 "blended method"라 불려지며, 이를 통해 선박 형상에 의한 비선형성을 부분적으로 고려할 수 있다.

비선형 Froude-Krylov 힘을 계산하기 위해서 입사파 포텐셜을 다음과 같이 정수면 아래와 위로 구분 지어 정의한다.

$$\phi_I(x,y,z,t)=\begin{cases}\dfrac{gA}{\omega}e^{kz}\sin\begin{bmatrix}k\left(x+\left(u_0-yr_0\right)t\right)\cos\chi\\+k\left(y+\left(v_0+xr_0\right)t\right)\sin\chi-\omega t\end{bmatrix} & \text{for } z\le 0\\ \dfrac{gA}{\omega}\sin\begin{bmatrix}k\left(x+\left(u_0-yr_0\right)t\right)\cos\chi\\+k\left(y+\left(v_0+xr_0\right)t\right)\sin\chi-\omega t\end{bmatrix} & \text{for } 0<z\le\zeta_I\end{cases} \tag{2.44}$$

여기서, k는 입사파의 파수 (wave number)를 의미한다. 정수면 아래쪽은 선형 입사파 포텐셜을 그대로 적용하는 반면, 위쪽은 z-방향으로 테일러 전개 (Taylor expansion) 하여 얻은 선형 성분을 도입한다. 이러한 입사파 포텐셜에 의한 압력을 다음과 같이 실제 접수면적에 대하여 적분함으로써 비선형 Froude-Krylov 힘을 계산할 수 있다.

$$\left\{F_{\text{F.K.}}\right\}_{\text{Non}j}=-\rho\iint_{S_B}\left[\left(\frac{\partial}{\partial t}-\left(\vec{U}-\nabla\Phi-\frac{1}{2}\nabla\phi_I\right)\cdot\nabla\right)\phi_I\right]n_j dS \tag{2.45}$$

비선형 복원력의 경우 정수압을 실제 접수면적에 대하여 적분하여 얻은 값에서 평균 위치의 선체표면에 대하여 적분한 값을 빼줌으로써 얻을 수 있다.

$$\{F_{\text{Res.}}\}_{\text{Non},j} = \rho g \iint_{S_B} (-z) n_j dS - \rho g \iint_{\bar{S}_B} (-z) n_j dS \tag{2.46}$$

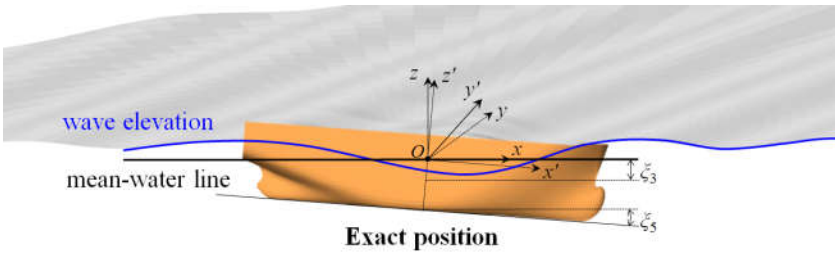


Fig. 2.4 Exact wetted surface in weakly nonlinear approach

2.1.3 파랑 표류력 해석

본 연구에서는 선박에 작용하는 파랑 표류력을 해석하기 위하여 압력직접적분 방법을 적용하였다. 압력직접적분 방법에서는 0차 또는 선형 힘의 계산과 같이 섭동법을 적용하여 얻은 2차 압력을 선체표면에 대하여 적분함으로써 힘 및 모멘트를 계산한다. 식 2.30~37의 차수 별 변수를 식 2.29에 대입하여 $O(\varepsilon^2)$ 크기의 힘과 모멘트를 정리하면 다음과 같다.

$$\{F_2\}_j = (I) + (II) + (III) + (IV) \tag{2.47}$$

$$(I) = \frac{\rho g}{2}\int_{WL}\left[\zeta^{(1)} - (\xi_3 + \xi_4 y - \xi_5 x)\right]^2 \frac{n_j^{(0)}}{\sin\alpha} dl$$
$$-\rho\int_{WL}\zeta^{(0)}\left[\zeta^{(1)} - (\xi_3 + \xi_4 y - \xi_5 x)\right]\frac{n_j^{(1)}}{\sin\alpha} dl$$
$$-\rho\int_{WL}\left(\vec{\delta}\cdot\nabla\zeta^{(0)}\right)\left[\zeta^{(1)} - (\xi_3 + \xi_4 y - \xi_5 x)\right]\frac{n_j^{(0)}}{\sin\alpha} dl$$

$$(II) = -\rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\frac{1}{2}\nabla(\phi_I + \phi_d)\cdot\nabla(\phi_I + \phi_d)\right] n_j^{(0)} dS$$

$$(III) = -\rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\left(\frac{\partial}{\partial t} - \left(\vec{U} - \nabla\Phi\right)\cdot\nabla\right)(\phi_I + \phi_d) + g(\xi_3 + \xi_4 y - \xi_5 x)\right] n_j^{(1)} dS$$
$$-\rho\iint_{\bar{S}_B}\vec{\delta}\cdot\nabla\left[\frac{\partial\Phi}{\partial t} - \left(\vec{U} - \frac{1}{2}\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\Phi\right] n_j^{(1)} dS$$
$$-\rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\frac{\partial\Phi}{\partial t} - \left(\vec{U} - \frac{1}{2}\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\Phi + gz\right] n_j^{(2)} dS$$

$$(IV) = -\rho\iint_{\bar{S}_B}\vec{\delta}\cdot\nabla\left[\left(\frac{\partial}{\partial t} - \left(\vec{U} - \nabla\Phi\right)\cdot\nabla\right)(\phi_I + \phi_d)\right] n_j^{(0)} dS$$
$$-\rho\iint_{\bar{S}_B} H\vec{x}\cdot\nabla\left[\frac{\partial\Phi}{\partial t} - \left(\vec{U} - \frac{1}{2}\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\Phi + gz\right] n_j^{(0)} dS$$

식에 나타나듯이 2차 힘은 네 가지 성분으로 정리되며, 각각의 물리적 의미는 다음과 같다.

- (*I*): 상대 파고 (relative wave elevation) 관련 수선 적분항
- (*II*): 유체의 운동 에너지 관련 속도 제곱 항
- (*III*): 선박의 회전 운동에 의한 성분
- (*IV*): 선박의 운동으로 인한 압력 변화 관련 성분

선형 해석에서 2차 힘은 선형 변수들 간의 곱 형태로 나타난다. 따라서 계산된 2차 힘은 2ω의 주파수로 진동하며, 시간 평균값이 파랑 표류력 및 모멘트를 의미한다. 특히 전후방향 평균 힘은 파랑에 의해 증가되는 저항, 부가저항을 나타낸다. 2차 파랑력은 선형 파랑력 보다 크기가 작아 식 2.29의 운동 방정식에는 반영되지 않는다. 압력직접적분 방법을 통한 부가저항 해석과 관련된 자세한 내용은 Jonquez (2009)와 Kim & Kim (2011b)에서 찾을 수 있다.

한편, 약한 비선형 해석에서는 선형 해석의 압력직접적분 방법을 확장하여, 입사파 및 정수압과 관련된 성분을 수정한다. 즉 고차 (higher-order) Froude-Krylov 힘 및 복원력 ($\{F_{\text{F.K.}}\}_{\text{H.O.T.}}$ 및 $\{F_{\text{Res.}}\}_{\text{H.O.T.}}$)을 반영한다. 이 힘들은 실제 접수면적에 대하여 계산된 비선형 힘으로부터 선형 힘을 빼줌으로써 얻을 수 있다. 한편, 입사파 성분과 교란파 성분 간의 연성된 항은 선형 해석에서의 값을 적용한다. 이러한 방식으로 정리된 2차 힘은 식 2.48과 같다.

수선 적분항, (I)을 계산할 때, 선형 해석에서도 $1/\sin\alpha$을 통해 선체 측벽의 기울기에 따라 접수면적이 변화하는 것을 반영한다 (vertical hull slope correction). 하지만 수선 부근에서 선박 형상이 복잡한 경우, 또는 대파고의 파랑에 대하여 내항성능을 해석하는 경우, 이러한 파고와 선체 형상에 기인한 비선형성이 증가하게 된다. 약한 비선형 해석을 이용하면 이러한 비선형 효과를 더 엄밀하게 고려할 수 있다. 이와 유사한 고차 파랑 표류력의 계산 사례는 Zhang et al. (2009)에서 찾을 수 있다.

$$\{F_2\}_j = (I)+(II)+(III)+(IV)+\{F_{\text{F.K.}}\}_{\text{H.O.T.}j}+\{F_{\text{Res.}}\}_{\text{H.O.T.}j} \tag{2.48}$$

$$\begin{aligned}(I) = &\frac{\rho g}{2}\int_{WL}\left[\zeta^{(1)}-(\xi_3+\xi_4 y-\xi_5 x)\right]^2\frac{n_j^{(0)}}{\sin\alpha}dl \\ &-\frac{\rho g}{2}\int_{WL}\left[\zeta_I-(\xi_3+\xi_4 y-\xi_5 x)\right]^2\frac{n_j^{(0)}}{\sin\alpha}dl \\ &-\rho\int_{WL}\zeta^{(0)}\left[\zeta^{(1)}-(\xi_3+\xi_4 y-\xi_5 x)\right]\frac{n_j^{(1)}}{\sin\alpha}dl \\ &-\rho\int_{WL}\left(\vec{\delta}\cdot\nabla\zeta^{(0)}\right)\left[\zeta^{(1)}-(\xi_3+\xi_4 y-\xi_5 x)\right]\frac{n_j^{(0)}}{\sin\alpha}dl\end{aligned}$$

$$(II) = -\rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\nabla\phi_I\cdot\nabla\phi_d+\frac{1}{2}\nabla\phi_d\cdot\nabla\phi_d\right]n_j^{(0)}dS$$

$$\begin{aligned}(III) = &-\rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\left(\frac{\partial}{\partial t}-\left(\vec{U}-\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\right)\phi_d\right]n_j^{(1)}dS \\ &-\rho\iint_{\bar{S}_B}\vec{\delta}\cdot\nabla\left[\frac{\partial\Phi}{\partial t}-\left(\vec{U}-\frac{1}{2}\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\Phi\right]n_j^{(1)}dS \\ &-\rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\frac{\partial\Phi}{\partial t}-\left(\vec{U}-\frac{1}{2}\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\Phi\right]n_j^{(2)}dS\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}(IV) = &-\rho\iint_{\bar{S}_B}\vec{\delta}\cdot\nabla\left[\left(\frac{\partial}{\partial t}-\left(\vec{U}-\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\right)\phi_d\right]n_j^{(0)}dS \\ &-\rho\iint_{\bar{S}_B}H\vec{x}\cdot\nabla\left[\frac{\partial\Phi}{\partial t}-\left(\vec{U}-\frac{1}{2}\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\Phi\right]n_j^{(0)}dS\end{aligned}$$

$$\{F_{\text{F.K.}}\}_{\text{H.O.T.}j} = \{F_{\text{F.K.}}\}_{\text{Non.}j}+\rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\left(\frac{\partial}{\partial t}-\left(\vec{U}-\nabla\Phi\right)\cdot\nabla\right)\phi_I\right]n_j dS$$

$$\{F_{\text{Res.}}\}_{\text{H.O.T.}j} = \{F_{\text{Res.}}\}_{\text{Non.}j}+\rho g\iint_{\bar{S}_B}\left(\xi_3+\xi_4 y-\xi_5 x\right)n_j\,dS$$

2.2 파랑 중 선박의 조종성능 해석

2.2.1 운동 방정식

일반적으로 선박의 조종 운동은 정수면 (calm water plane)에서 기술된다. 따라서 선박의 운항 속도에 의한 위치 변화를 고려하기 위하여 Fig. 2.5와 같이 공간 고정 좌표계 (space-fixed coordinate system; *O-XYZ*)와 물체 고정 좌표계 (*o-xyz*)가 함께 사용된다. 선박이 전진 속도 (forward speed), u_0, 좌우방향의 속도 (slip speed), v_0, 그리고 선수방향 각속도 (rotation speed), r_0로 운항하는 경우, 선박의 선수각 (yaw angle), ψ_0은 두 좌표계 간의 각도로 표현할 수 있다. 또한, 선박의 조종 운동에 따라 움직이는 물체 고정 좌표계와 공간 고정 좌표계 간의 관계는 다음과 같이 표현된다.

$$\left.\begin{aligned} X &= x\cos\psi_0(t) - y\sin\psi_0(t) + X_0(t) \\ Y &= x\sin\psi_0(t) + y\cos\psi_0(t) + Y_0(t) \\ Z &= z \end{aligned}\right\} \tag{2.49}$$

여기서, $X_0(t)$, $Y_0(t)$는 임의의 시간, t에서의 선박의 위치를 나타낸다. 선박의 운항 속도를 표현함에 있어, 전체 속도 (total speed), U와 표류각 (drift angle), β_0는 다음과 같다.

$$U = \sqrt{u_0^{\,2} + v_0^{\,2}} \tag{2.50}$$

$$\beta_0 = \tan^{-1}\left(-v_0 / u_0\right) \tag{2.51}$$

또한, δ는 타각 (rudder angle)을 의미하며, 선박이 $+z$축 방향으로 회전하는 경우를 양의 값 (좌현 선회)으로 정의한다. 파랑의 입사 방향은 공간 고정 좌표계에서 χ로 정의되며, 따라서 물체 고정 좌표계에서는 선수각을 고려하여 (χ-ψ_0)의 각도로 파랑이 입사된다. 조종 시뮬레이션에서는 초기 선수각을 0도로 설정하므로 (공간 고정 좌표계와 물체 고정 좌표계가 일치), 조종 운동이 발생하기 이전에 파랑은 χ의 각도로 선박에 입사된다. 같은 방식으로 정의된 바람의 입사 방향은 χ_{wind}이며, 속도는 V_{wind}이다.

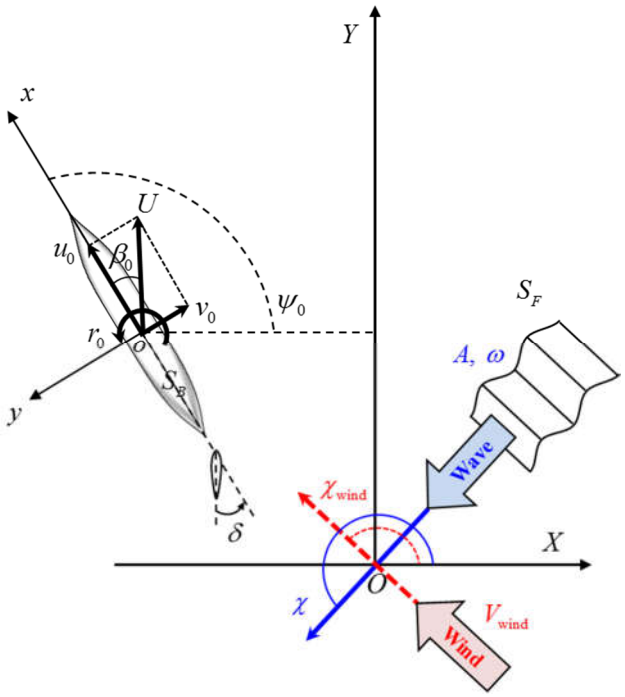


Fig. 2.5 Coordinate system for maneuvering problem

본 연구에서는 선박의 조종 운동을 해석하기 위하여 다음과 같은 4 자유도의 모듈 형 타입 (modular type) 운동 방정식을 풀이하였다.

$$
\begin{aligned}
m\left(\dot{u}_0 - v_0 r_0\right) &= X_H + X_P + X_R + X_{\text{wind}} + X_{\text{linear}} + X_{\text{wave}} \\
m\left(\dot{v}_0 + u_0 r_0\right) &= Y_H + Y_R + Y_{\text{wind}} + Y_{\text{linear}} + Y_{\text{wave}} \\
I_{xx}\dot{p}_0 &= K_H + K_R + K_{\text{wind}} + K_{\text{linear}} + K_{\text{wave}} \\
I_{zz}\dot{r}_0 &= N_H + N_R + N_{\text{wind}} + K_{\text{linear}} + K_{\text{wave}}
\end{aligned}
\tag{2.52}
$$

여기서, m, I_{xx}, 그리고 I_{zz}는 선박의 질량, 그리고 x축 및 z축 관성모멘트를 의미한다. X와 Y는 전후방향과 좌우방향 힘이며, K와 N은 횡방향 및 선수방향 모멘트이다. 또한, 아래첨자 H, P, 그리고 R은 선체, 프로펠러, 타에 의한 유체동역학적 힘을 의미하고, wind, linear, 그리고 wave는 각각 풍 하중, 선형 및 2차 파랑력을 나타낸다. 일반적인 MMG (maneuvering modeling group) 모델에서 각각의 힘은 독립적으로 모델링 되며, 이에 대한 내용을 정리하면 다음과 같다.

- 선체에 의한 유체동역학적 힘 (hull hydrodynamic force)

조종 운동 방정식에서 선체에 의한 유체동역학적 힘은 식 2.53과 같이 표현될 수 있으며, 다음과 같은 성분으로 나눌 수 있다.

1) 가속도에 비례하는 부가질량 (added mass; 빨간색 항)
2) 조파저항 (wave resistance) 관련 성분 (파란색 항)
3) 양력 성분 (lift force)
4) 유체 점성에 의한 부가적인 성분 (마찰 저항, $R_{\text{visc.}}(u_0)$ 및 고차 조종 유체력 미계수 관련 힘)

$$
\begin{aligned}
X_H &= -\left\{\underline{R_{\text{pot.}}(u_0)} + \underline{R_{\text{visc.}}(u_0)}\right\} - \underline{X_{\dot{u}}\dot{u}_0} + \underline{X_{vv}v_0^2} + \left\{\underline{X_{vr}} + \underline{Y_{\dot{v}}}\right\}v_0 r_0 + \underline{X_{rr}r_0^2} \\
Y_H &= -\underline{Y_{\dot{v}}\dot{v}_0} + \left\{\underline{(Y_v)_{\text{pot.}}} + \underline{(Y_v)_{\text{lift}}}\right\}v_0 + \left\{\underline{(Y_r)_{\text{pot.}}} + \underline{(Y_r)_{\text{lift}}} - \underline{X_{\dot{u}}u_0}\right\}r_0 \\
&\quad + \underline{Y_{vvv}v_0^3} + \underline{Y_{vvr}v_0^2 r_0} + \underline{Y_{vrr}v_0 r_0^2} + \underline{Y_{rrr}r_0^3} \\
K_H &= -z_H Y_H \\
N_H &= -\underline{N_{\dot{v}}\dot{v}_0} + \left\{\underline{(N_v)_{\text{pot.}}} + \underline{(N_v)_{\text{lift}}}\right\}v_0 + \left\{\underline{(N_r)_{\text{pot.}}} + \underline{(N_r)_{\text{lift}}}\right\}r_0 \\
&\quad + \underline{N_{vvv}v_0^3} + \underline{N_{vvr}v_0^2 r_0} + \underline{N_{vrr}v_0 r_0^2} + \underline{N_{rrr}r_0^3}
\end{aligned}
\tag{2.53}
$$

여기서, 부가질량은 저주파수의 ($\omega_e \rightarrow 0$) 조종 운동으로 인하여 선박에 작용하는 유체동역학적 힘이다. 일반적으로 부가질량 및 조파저항 관련 성분 등 포텐셜 유동과 관련된 힘은 내항성능 해석을 통해 계산할 수 있다. 하지만 비교적 낮은 운항 속도에서는 정상파의 파장이 매우 짧기 때문에, 조파저항 관련 성분을 수치적으로 정확하게 계산하는 데 어려움이 있다. 또한, 유체 점성에 기인하는 양력 성분 역시 이를 추정하기 위해서는 MMG 모델 이외에 양력 계수를 이용한 추가적인 모델링 기법이 요구된다 (Seo & Kim, 2011). 따라서 본 연구에서는 정수 중 저항, $R(u_0)$ 및 유체동역학적 힘 ($Y_v v_0$, $Y_r r_0$, $N_v v_0$, $N_r r_0$, 등)을 계산할 때, 포텐셜 및 점성 유동에 의한 성분으로 나누지 않고, 실험을 통해 얻은 조종 유체력 미계수를 이용하여 함께 추정한다. 결론적으로, 부가질량 관련 힘만을 내항성능 해석을 통해 계산하고, 이외의 모든 힘은 MMG 모델의 유체동역학 계수로부터 계산하여 조종 운동 방정식에 도입한다.

- 프로펠러에 의한 유체동역학적 힘 (propeller force)

프로펠러에 의한 유체동역학적 힘은 다음의 식을 통해 얻을 수 있다.

$$X_P = \left(1 - t_P\right) \rho n_P{}^2 D_P{}^4 K_T \tag{2.54}$$

여기서, t_P, n_P, 그리고 D_P는 각각 추력감소 계수 (thrust-deduction fraction), 프로펠러의 회전수 및 직경이다. 또한, 추력계수 (thrust coefficient), K_T는 다음과 같이 전진비 (advance ratio), J_P의 2차 다항식으로 근사 된다.

$$K_T\left(J_P\right) = J_{T0} + J_{T1} J_P + J_{T2} J_P{}^2 \tag{2.55}$$

여기서, J_{T0}, J_{T1}, 그리고 J_{T2}는 프로펠러 단독시험 (open-water test)을 통해 도출된 상수이며, 전진비는 다음의 식을 따른다.

$$J_P = \frac{u_0\left(1 - w_P\right)}{n_P D_P} \tag{2.56}$$

여기서, w_P는 반류 계수 (effective wake fraction)이다. 조종 운동 중의 반류 계수는 선박이 직진하는 경우의 반류 계수인 w_{P0}와 프로펠러 위치 ($x=x_P$)에서의 표류각 ($\beta_P=\beta-x_P r_0$)으로 모델링 된다. 본 연구에 도입된 추력 모델링에 대한 자세한 내용은 Yasukawa & Yoshimura (2015)에서 찾을 수 있다.

- 타에 의한 유체동역학적 힘 (rudder force)

타에 의한 유체동역학적 힘은 다음과 같이 표현된다.

$$
\begin{aligned}
X_R &= -(1-t_R)F_N \sin\delta \\
Y_R &= -(1+a_H)F_N \cos\delta \\
K_R &= -z_R Y_R \\
N_R &= -(x_R + a_H x_H)F_N \cos\delta
\end{aligned}
\tag{2.57}
$$

여기서, x_R과 z_R은 각각 타의 x축 방향과 z축 방향 중심이며, t_R, a_H, 그리고 x_H는 선체와 타의 상호작용을 모델링 하기 위한 계수이다. F_N은 타직압력 (rudder normal force)를 의미하며 다음과 같다.

$$
F_N = \frac{1}{2}\rho A_R U_R^2 \frac{6.13\lambda_R}{\lambda_R + 2.25}\sin\alpha_R \tag{2.58}
$$

여기서, A_R과 λ_R은 각각 타의 면적과 종횡비 (aspect ratio)를 나타낸다. 또한, U_R과 α_R은 타에 유입되는 유동의 속도 및 각도를 의미하며 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$
U_R = \sqrt{u_R^2 + v_R^2} \tag{2.59}
$$

$$
\alpha_R = \delta - \tan^{-1}\left(\frac{v_R}{u_R}\right) \tag{2.60}
$$

여기서, u_R과 v_R은 각각 x축 방향과 y축 방향으로의 유입 속도를 의미한다. 타에 유입되는 유동과 관련된 계수들은 타 부근 반류의

특성 및 선체와 프로펠러의 정류 효과 (straighten effect) 등을 고려하여 모델링 된다. 타력 모델링에 대한 자세한 내용 역시 Yasukawa & Yoshimura (2015)에서 확인할 수 있다.

- 해양 환경하중 (environmental load)

해양 환경하중은 바람, 조류, 그리고 파랑 등이 선박에 작용하는 하중을 의미한다. 풍 하중의 경우 바람의 상대 속도 및 상대 방향, 그리고 공기 중 선박의 정면 및 측면의 투영면적을 토대로 추정하는 것이 일반적이다. 바람에 의한 부가저항 계산 방법은 2.3.1절에서 자세히 다룬다.

파랑 하중의 경우, 내항성능 해석을 통해 얻은 선형 파랑력 (식 2.40-42)과 2차 파랑력 (식 2.47 또는 2.48)을 조종 운동 방정식에 도입한다. 이 때 계산에 사용되는 입사파 포텐셜을 공간 고정 좌표계에 대하여 나타내면 다음과 같다.

$$\begin{aligned}\phi_I &= \frac{gA}{\omega} e^{kz} \sin\left(kX\cos\chi + kY\sin\chi - \omega t\right) \\ &= \frac{gA}{\omega} e^{kz} \sin\begin{bmatrix} kx\cos(\chi - \psi_0(t)) + ky\sin(\chi - \psi_0(t)) \\ +kX_0(t)\cos\theta + kY_0(t)\sin\theta - \omega t \end{bmatrix}\end{aligned} \tag{2.61}$$

파랑력을 도입할 때 유의해야 할 점은 내항성능에서 계산된 파랑력과 식 2.53의 선체에 의한 유체동역학적 힘 간의 중복이 없어야 한다는 점이다. 다시 말해서, 선체에 의한 유체동역학적 힘에 조파저항과 관련된 성분이 포함되어 있으므로, 내항성능

해석을 통해 얻은 파랑력에는 조파저항과 관련된 성분이 누락되어야 한다. 따라서 파랑력 중 $O(1)$ 크기의 0차 파랑력 (정상 유동에 기인한 힘; 식 2.39)은 제외되었다. 또한 내항성능 해석에서 경계조건 문제를 풀이할 때, 식 2.15의 동역학적 자유표면 경계조건에서 $O(1)$의 크기의 항들은 다음과 같이 제외되었다.

$$\frac{\partial \phi_d}{\partial t} - \left(\vec{U} - \nabla\Phi\right)\cdot\nabla\phi_d = -g\zeta_d - \nabla\Phi\cdot\nabla\phi_I \quad \text{on } z = 0 \tag{2.62}$$

2.2.2 내항-조종 연성 해석

본 연구에서는 파랑으로 인하여 발생하는 고주파수의 내항 운동과 추진 및 조타에 의한 저주파수의 조종 운동을 시간영역에서 직접 연성한다. 이러한 직접 연성 기법은 Seo & Kim (2011)에 의하여 제안되었으며, 그 과정은 Fig. 2.6에 나타나있다. 시간영역 직접 연성 해석에서는 파랑 중 선박의 내항 및 조종 운동을 각각의 모듈에서 독립적인 운동 방정식을 풀이하여 계산하지만, 서로 간의 영향을 전달함으로써 내항성능 및 조종성능을 연성한다.

먼저, 내항 모듈에서는 특정 순간의 선박의 운항 속도 (u_0, v_0, 그리고 r_0)에 대하여 경계조건 문제를 정의하고, 이를 풀이하여 얻은 선박 운동 및 파랑력을 조종 모듈에 전달한다. 조종 모듈에서는 파랑력을 포함한 외력을 반영하여 조종 운동 방정식을 풀이함으로써, 시간에 따른 선박의 위치 및 운항 속도 변화를 계산한다. 변화된 운항 속도에 따라 내항 모듈의 경계 조건 문제가

재정의되며, 정상 유동 및 그에 따른 연성 효과 역시 재해석된다. 또한, 조종성능 관련 유체동역학적 힘 역시 내항 모듈의 운동 방정식에 도입되어 내항 운동에 반영된다. 이러한 과정이 시간영역에서 계속해서 반복됨으로써 내항 및 조종 운동이 직접 연성된다. 단, 일반적으로 조종 운동의 시간 규모가 내항 운동보다 크기 때문에, 두 운동의 시간 규모 차이를 반영하여 정상 유동을 재해석하는 연성 과정은 매 시간 간격이 아닌, 일정 내항-조종 연성 주기마다 수행된다.

$$\Delta t_{\text{manevuering}} = N \Delta t_{\text{seakeeping}} \tag{2.63}$$

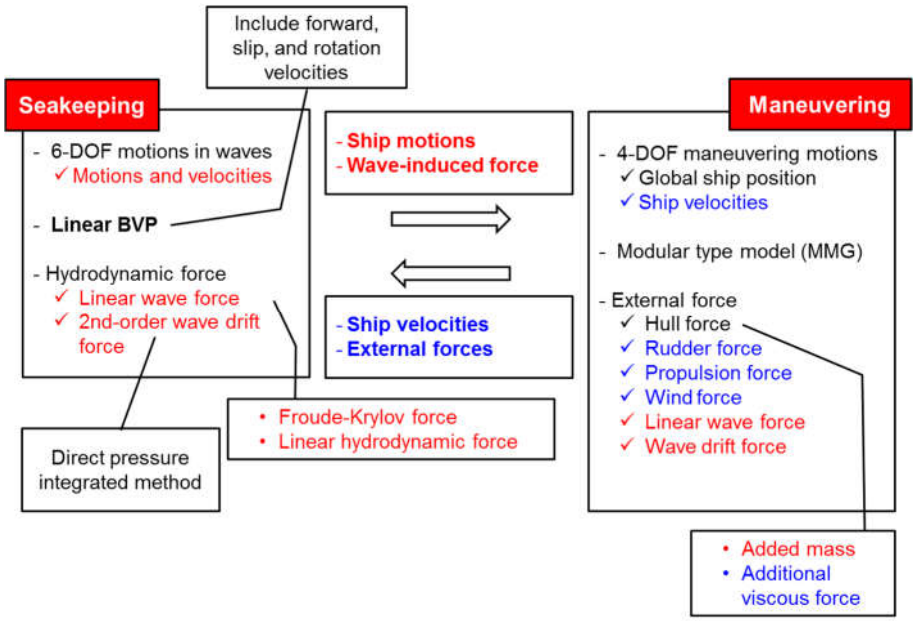


Fig. 2.6 Seakeeping-maneuvering coupling procedure

기존의 해석 기법들과 비교하여 시간영역 직접 연성 해석 기법의 장점은 내항성능 관련 경계조건 문제가 선박의 운항 속도 변화를 고려하여 풀이된다는 점이다. 따라서 파도의 산란 및 선박 운동에 의한 교란파의 시간에 따른 변화, 즉 기억 효과 (memory effect)를 엄밀히 고려할 수 있다. 또한, 매 시간마다 선박 운항 속도를 고려하여 계산된 파랑력이 조종 운동 방정식에 도입된다.

반면, 이중 시간 모델에서는 미리 계산된 파랑 표류력 관련 데이터베이스로부터 특정 순간의 운항 속도에 해당하는 값을 조종 운동 방정식에 도입한다. 기본적으로 파랑 표류력은 운항 속도 (u_0, v_0, 그리고 r_0) 및 파랑 조건 (A, ω, 그리고 χ)에 대한 함수이지만, 모든 변수를 고려하는 것은 너무 많은 계산이 요구되므로 데이터베이스를 다음과 같이 간소화하는 것이 일반적이다.

$$\begin{aligned}
&\{F_2\}_1(u_0,v_0,r_0,A,\omega,\chi)\rightarrow\{F_2\}_1(u_0,A,\omega,\chi)\\
&\{F_2\}_2(u_0,v_0,r_0,A,\omega,\chi)\rightarrow\{F_2\}_2(u_0,A,\omega,\chi)\\
&\{F_2\}_6(u_0,v_0,r_0,A,\omega,\chi)\rightarrow\{F_2\}_6(u_0,A,\omega,\chi)
\end{aligned} \tag{2.64}$$

이러한 데이터베이스의 간소화는 좌우방향 및 선수방향 속도의 파랑 표류력에 대한 영향이 작다는 가정에 기반한다. (Yasukawa & Nakayama, 2009; Yasukawa et al., 2015). 하지만 모든 운항 속도가 파랑 중 선박의 운동응답 및 파랑 표류력에 영향이 있다는 선행 연구 사례 (Adnan & Yasukawa, 2008)에 비추어 봤을 때, 위와 같은 기존 해석 기법의 가정이 적합한지 살펴 볼 필요가 있다.

2.2.3 정상 유동 해석

2.1.1절에서 설명하였듯이, 내항 모듈의 경계조건 문제는 선박의 운항 속도에 따라 정의되며, 선형화를 위하여 정상 유동이 근사되어야 한다. NK 선형화 기법에서는 식 2.8~10과 같이 경계조건에 운항 속도 및 그에 따른 받음각만이 반영되지만, 이중물체 선형화 기법에서는 식 2.11~13의 경계조건 문제를 따르는 이중물체 유동을 계산하여야 한다. 이중물체 유동을 계산할 때 좌우방향 또는 선수방향의 운항 속도가 존재하는 경우 선체는 양력 형상 (lifting body)으로 간주된다. 따라서 Fig. 2.7에 나타나듯이 선체가 표류각을 가지고 사항하는 경우 선수와 선미 끝단에서 선체를 따라 흐르는 유동의 반대방향으로 와류 유동 (vortex flow)이 발생한다. 따라서 이러한 와류 유동의 특성이 반영된 이중물체 유동을 이용하여 정상 유동을 근사하여야 조종 운동 중인 선박의 내항성능을 엄밀히 고려할 수 있다.

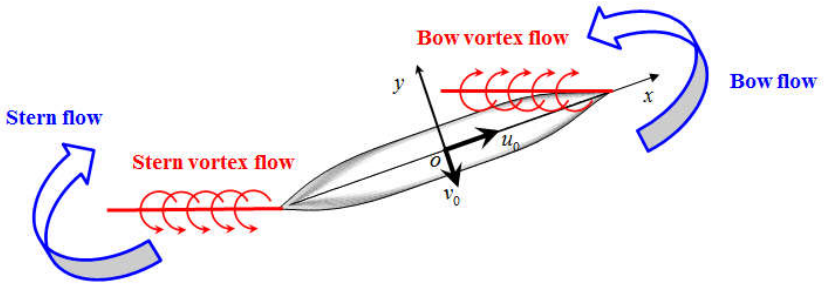


Fig. 2.7 Schematic view of double-body flow in maneuvering motion

비점성 유체, 비회전성 유동을 가정하는 포텐셜 이론을 적용하여 이중물체 주변의 와류 유동을 해석하기 위해서는 회전 유동을 모델링 할 수 있는 특이점 (singularity)이 도입되어야 한다. 따라서 본 연구에서는 양력 형상의 끝단에서 발생하는 와류 유동을 모델링하기 위하여 소스와 더블릿을 함께 도입하는 Morino & Kuo (1974)의 방법이 적용되었다. 이를 위한 적분 방정식은 그린의 2차 정리에 따라 다음과 같다.

$$\Phi = \iint_{\bar{S}_B} \left(\frac{\partial \Phi}{\partial n} G^* - \Phi \frac{\partial G^*}{\partial n} \right) dS - \iint_{S_W} \Delta\Phi \frac{\partial G^*}{\partial n} dS \tag{2.65}$$

여기서, G^*는 랜킨 소스와 그의 이미지 소스를 더한 그린 함수이다 ($G^*=1/r+1/r'$). 그린의 2차 정리로부터 선체표면에 대한 더블릿 유동 (그린 함수의 법선 방향 미분 값; $\partial G^*/\partial n$)이 얻어지며, 이 때 더블릿의 세기는 이중물체 포텐셜로 결정된다. 하지만 이러한 더블릿 유동만을 적용하는 경우, 선체 끝단에서 유속이 유한하지 않고 발산하는 회전 유동 (corner flow)의 양상이 나타날 수 있다. 즉 쿠타 조건 (Kutta condition)을 만족시키기 위해서는 와류 시트, S_W를 도입하여 추가적인 더블릿 유동을 모델링해야 한다. 식 2.64의 마지막 적분항은 추가적인 더블릿 유동을 의미하며, 더블릿의 세기는 다음과 같이 정의된다.

$$\Delta\Phi = \Phi_u - \Phi_l + \vec{U}_{edge} \cdot \Delta\vec{r} \tag{2.66}$$

Fig. 2.8에 나타나듯이, Φ_u와 Φ_l은 각각 압력면 (pressure side)과 흡입면 (suction side)의 끝단 패널 중심점에서의 포텐셜을 의미한다. 또한 $\vec{U}_{edge}$ 는 끝단에서의 운항 속도를 나타내고, $\Delta\vec{r}$ 은 끝단 패널 중심점 간의 벡터를 의미한다.

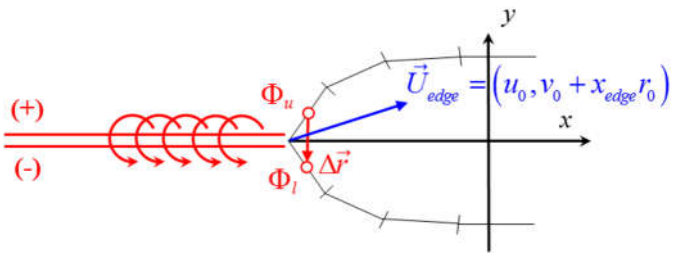


Fig. 2.8 Doublet strength at edge of ship

식 2.66의 유도 과정은 다음과 같다. 선체 끝단에서 발생하는 후류 (wake)는 무한히 얇은 두 면의 와류 시트 (±)로 표현할 수 있다. 양쪽 면에서 유동의 수직방향 속도는 동일하기 때문에 (운동학적 경계조건) 두 면은 분리되지 않는다. 또한 양쪽 면에서 압력 역시 동일하기 때문에 (동역학적 경계조건), 와류 시트는 자유표면 (free surface)이다. 선체 끝단에서 더블릿의 세기는 양쪽 면 포텐셜의 차이로 나타낼 수 있으며 경계조건에 따라 더블릿의 세기는 보존된다 (켈빈 정리; Kelvin's theorem). 따라서 선체 끝단에서의 포텐셜 차이 (potential jump)는 더블릿의 세기로서 와류

시트 전체에 분포하게 된다. 끝단에서의 포텐셜은 끝단 패널 중심점에서의 포텐셜 값을 이용하여 근사 되며, 이 때 선체 끝단이 정체점 (stagnation point)이 되어야 한다는 가정 하에 선박의 운항 속도로 표현되는 수정항 ($\vec{U}_{edge} \cdot \Delta\vec{r}$)이 추가된다. 이와 같이 정의된 더블릿 세기에 대하여 식 2.64의 적분 방정식을 풀이함으로써 와류 유동이 고려된 이중물체 포텐셜을 얻을 수 있다. 패널법 기반 와류 유동 해석에 대한 자세한 내용은 Lee (1987)에서 찾을 수 있다.

본 연구에 도입된 Morino의 방법은 기본적으로 2차원 익형 (airfoil)에 대하여 유도된 모델이며, 선형 쿠타 조건을 만족시키기 위하여 적용된다. 하지만 선체와 같은 3차원 형상에서는 직교류 (cross flow; 선체의 경우 수직방향 유동)가 발생하며, 그로 인하여 정체점의 정의가 어렵다. 이러한 경우 끝단의 양면에서 압력이 같아야 하는 비선형 쿠타 조건을 만족시켜야 한다. 또한 선박의 후류를 엄밀히 해석하기 위해서는 비정상 (unsteady) 쿠타 조건을 만족시킴으로써 와류 세기 및 분포의 시간에 따른 변화를 고려해야 한다.

실제로 포텐셜 이론을 기반으로 선박의 조종 유체력 미계수를 계산하기 위해서, 다양한 형태의 와류시트가 적용되었다 (Matsui et al., 1994; Greeley & Willemann, 2013). 해당 연구들에서는 선체 끝단에서 발생하는 와류 흘림 (vortex shedding)의 궤적을 고려하여 정교하게 와류 유동을 모델링하는 경우, 선형 및 고차 조종 유체력 미계수를 실험 또는 CFD 계산과 유사한 정도로 예측할 수 있음을 주장하였다. 하지만 기존 연구의 해석 결과를 살펴 보면, 도입되는

와류시트의 형태에 대하여 수치 해가 매우 민감한 것 역시 확인되었다.

반면, 본 연구에서 와류 시트를 도입하는 목적은 점성 효과를 모델링 하여 조종성능 해석 시 필요한 유체동역학 계수 (Y_v, Y_r, N_v, 그리고 N_r, 등)를 계산하려는 것이 아니다. 포텐셜 유동 해석을 통해 점성에 의한 힘을 완벽히 구현하여 정도 높은 조종 유체력 미계수를 구하는 것은 매우 어렵기 때문이다. 따라서 앞서 설명한 바와 같이 실험 및 경험식을 통해 모델링된 선체에 의한 유체동역학적 힘을 조종 운동 방정식에 도입한다. 와류 시트의 도입은 유동이 선체 끝단에서 발산하지 않는 이중물체 유동을 계산하기 위함이며, 이를 통해 정상 유동을 근사함으로써 안정된 내항성능 해석을 수행하는 데 그 목적이 있다. 결론적으로 특정 시점의 선박의 운항을 준정상 상태 (quasi-steady state)로 가정하고, 비교적 간단한 Morino의 방법에 따라 와류 유동을 모델링 함으로써, 조종 운동에 기인한 정상 유동이 내항 운동 및 파랑력에 미치는 영향을 파악하고자 한다.

2.3 파랑 중 선박의 운항성능 해석

2.3.1 운항효율 예측 기법

시간영역 내항-조종 직접 연성 해석 기법을 이용하여 파랑 중 선박의 운항성능을 평가할 수 있다. 실제 선박의 운항에서는 정수 중 저항뿐만 아니라 바람, 조류, 파랑 등의 환경하중이 작용한다. 따라서 실해역에서의 선박 운항효율을 예측하기 위해서는 각각의 하중 성분을 실제와 가깝게 추정해야 한다.

- 정수 중 저항, $R(u_0)$

일반적으로 정수 중 저항은 모형시험을 통하여 추정하거나, CFD를 이용하여 계산한다. 하지만 초기 설계 단계에서는 기존 선박들의 저항 성능을 기반으로 도출된 간단한 경험식을 사용하여 저항 값을 계산할 수 있다. 본 연구에서는 저항시험의 결과가 있는 경우에는 그로부터 도출된 유체동역학적 계수를 사용하고 ($R(u_0)=X_{uu}u_0^2$), 일반적인 선박의 운항을 시뮬레이션 하는 경우에는 Holtrop & Mennen (1982)의 방법을 사용하여 저항 값을 추정하였다. 해당 방법에서는 정수 중 저항을 다음과 같이 성분을 나누어 정의한다.

$$R(u_0) = R_F(1+k_1) + R_W + R_{APP} + R_B + R_{TR} + R_A \tag{2.67}$$

여기서, R_F는 ITTC-1957을 따르는 마찰저항 (frictional resistance)이며, $1+k_1$은 형상 계수 (form factor)를 나타낸다. R_W는 조파저항이며, R_{APP}, R_B, 그리고 R_{TR}은 각각 부가물에 의한 저항, 구상 선수에 의한 저항, 그리고 트랜섬 선미 (transom stern)에 의한 저항을 의미한다. 마지막으로, R_A는 모형선-실선 보정에 의한 저항이며, 표면의 거칠기에 의한 영향을 포함한다. 식 2.67의 각각의 성분에 대한 자세한 내용은 Holtrop & Mennen (1982)에서 확인할 수 있다.

- 바람에 의한 하중, F_{wind}

풍 하중의 경우 바람의 상대 속도 및 상대 방향, 그리고 공기 중 선박의 정면 및 측면 투영면적을 토대로 추정하는 것이 일반적이다.

$$\begin{aligned} X_{\text{wind}} &= 0.5C_X\left(\chi_{WR}\right)\rho_A A_F V_{WR}{}^2 - 0.5\rho_A C_X(180^\circ)A_F u_0{}^2 \\ Y_{\text{wind}} &= 0.5C_H C_Y\left(\chi_{WR}\right)\rho_A A_L V_{WR}{}^2 \\ K_{\text{wind}} &= 0.5C_H C_K\left(\chi_{WR}\right)\rho_A A_L(A_L / L_{OA})V_{WR}{}^2 \\ N_{\text{wind}} &= 0.5C_H C_N\left(\chi_{WR}\right)\rho_A A_L L_{OA} V_{WR}{}^2 \end{aligned} \tag{2.68}$$

여기서, ρ_A는 공기 밀도이며, A_F와 A_L은 각각 정면 및 측면 투영면적을 나타낸다. 또한, L_{OA}는 선박의 전체 길이를 의미한다. 선박에 대한 바람의 상대 속도, V_{WR}과 상대 방향, χ_{WR}은 선박의 속도와 바람의 속도를 고려하여 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$V_{WR} = \sqrt{u_x^2 + u_y^2} \tag{2.69}$$

$$\psi_{WR} = \tan^{-1}\left(u_y / u_x\right) \tag{2.70}$$

$$\text{where } u_x = -V_{wind}\cos(\chi_{wind} - \psi_0) + u_0$$
$$\text{where } u_y = -V_{wind}\sin(\chi_{wind} - \psi_0) - v_0$$

각 방향의 풍 하중 계수인 C_X, C_Y, C_K, C_N, 그리고 횡경사의 영향을 반영하는 계수인 C_H의 경우 풍동 실험 결과를 이용하여 추정하거나, 기존 선박들의 풍 하중 계수를 바탕으로 구축한 데이터베이스를 활용하여 결정할 수 있다 (ISO, 2015). 본 연구에서는 Fujiwara et al. (2006)의 경험식을 사용하여 풍 하중 계수를 산출하였다.

- 파랑에 의한 하중 (선형 및 2차 파랑력)

파랑력의 경우 실제 해상에서의 값을 추정하기 위해서 불규칙 파랑을 생성하고, 이를 내항성능 해석에 반영하여 계산한다. 불규칙 파랑은 주어진 해상 조건 (유의 파고, H_S 및 평균 주기, T_{mean})에 대한 파랑 스펙트럼을 이산화하여 생성한다. 단파정 (short-crested)의 불규칙파에 대한 파랑 스펙트럼은 다음과 같이 정의된다.

$$E(\omega, \chi, H_s, T_p) = S\left(\omega, H_s, T_p\right) D\left(\chi\right) \tag{2.71}$$

여기서, S는 장파정 (long-crested) 파랑에 대한 스펙트럼을 의미하며, D는 방향분포 함수 (directional spreading function)이다. 본 연구에서는 ITTC 스펙트럼과 $\cos^2$ 형태의 방향분포 함수를 사용하였다. 또한,

100개의 파 주파수 및 주 방향 포함 5개의 방향으로 총 500개의 이산화된 파랑 성분을 통해 불규칙 파랑을 모델링 하였다. 각각의 성분에 대한 입사파 포텐셜을 내항성능 해석에 도입하여 불규칙 파랑력을 시간영역에서 직접 계산한다.

계산된 환경하중에 대하여 선박의 운항효율을 예측하기 위해 자유항주 시뮬레이션을 수행한다. 선박의 운항효율은 일정 엔진 출력 하의 정수 중 속도 성능 대비 환경하중에 의한 속도 저감량 (speed loss)으로 대변된다. 운항효율 예측을 위한 시간영역 자유항주 시뮬레이션 과정은 Fig. 2.9에 나타나 있다. 시뮬레이션 초기에 선박은 정수 중 속도 성능인 V_{ref}로 운항한다. 시뮬레이션 중 n번째 시간 간격의 운항 속도인 $V^{(n)}$을 이용하여 식 2.56에 따라 프로펠러 전진비를 계산한다. 또한 일정 엔진 출력, P_S를 이용하여 그에 맞는 프로펠러 회전수를 다음의 식을 통해 계산한다.

$$n_P = \sqrt[3]{\frac{P_S \eta_R \eta_T}{2\pi\rho D_P{}^5 K_Q}} \tag{2.72}$$

$$\text{where } K_Q = J_{Q0} + J_{Q1} J_P + J_{Q2} J_P{}^2$$

여기서, η_R, η_T는 각각 상대회전효율 (relative rotative efficiency)과 전달효율 (transmission efficiency)을 의미한다. 또한, K_Q는 토크계수 (torque coefficient)로 추력계수와 마찬가지로 프로펠러 단독시험을 통해 전진비의 2차 다항식으로 근사 된다. 도출된 전진비와 회전수를 이용하여 선박의 추력을 계산하고, 환경하중과 함께 조종

운동 방정식에 도입하여 다음 순간 (n+1번째 시간 간격)에서의 선박 속도 변화를 예측한다. 이러한 방식으로 시간 적분 (time marching)을 수행하면서 더 이상 속도 변화가 없는 수렴 상태에 도달하면 시뮬레이션을 종료한다. 수렴된 속도, V_w를 통해 속도 저감량 및 기상보정계수 ($f_w=V_w/V_{ref}$)를 평가할 수 있다.

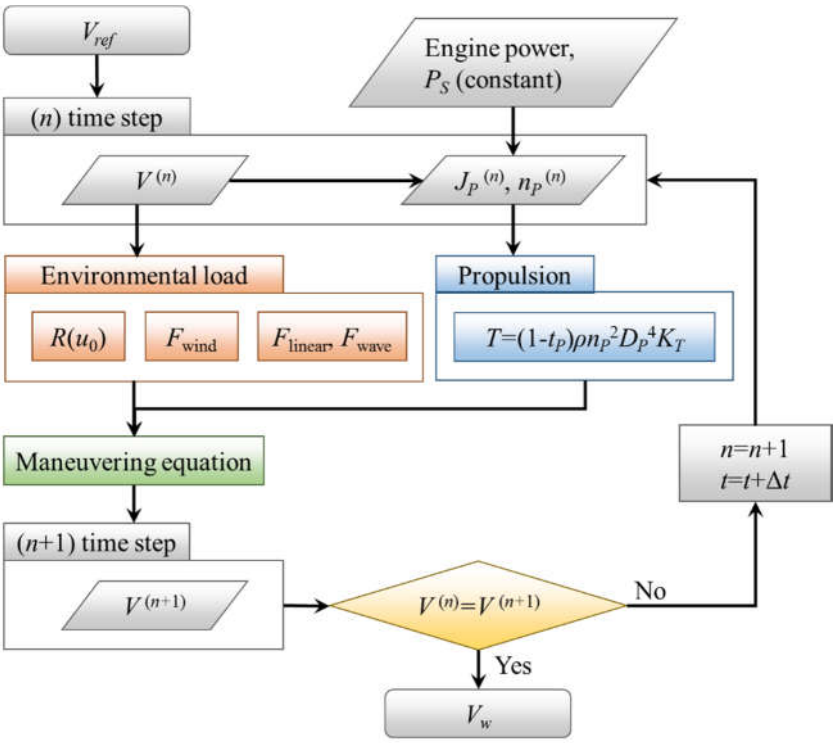


Fig. 2.9 Flow chart for free-running simulation of prediction of speed loss

2.3.2 궤적 추적 기법

실제 해상에서의 선박은 지정된 항로 (desired route)를 따라

운항하며, 따라서 다양한 방향의 환경하중이 작용할 수 있다. 특히, 환경하중이 비스듬히 작용하는 경우 선박은 좌우방향 힘 및 선수방향 모멘트로 인하여 표류 및 회전하게 된다. 이 경우 경로 유지 (course keeping)를 위해서 조타를 이용한 선박 조종이 수행되어야 한다. 만약 환경조건이 일정시간 동안 유지된다면, 지정된 항로를 찾아간 후 선박은 더 이상 회전하지 않고, 일정 표류각 및 선수각을 가지고 사항하게 된다.

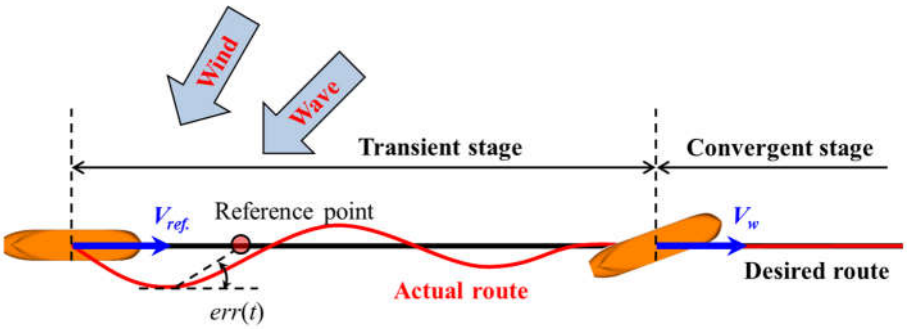


Fig. 2.10 Course keeping of ship operation in real sea state

Fig. 2.10은 실제 해상에서 선박의 경로 유지 상황을 나타낸 것이다. 선박이 초기에 환경하중에 의해 경로를 이탈한 후 다시 찾아가는 천이 상태 (transient stage)와 선박의 속도 및 자세가 수렴된 상태 (converged stage)를 확인할 수 있다. 천이 상태에서 선박이 보이는 거동과 수렴된 표류각 및 선수각은 선박의 조종성능을 대변하는 지표가 될 수 있다. 따라서 선박의 운항성능을 평가하기 위해서는 속도 저감량뿐만 아니라 경로 유지를 위한 조종성능이

함께 고려되어야 한다.

선박이 지정된 항로를 따라 운항하기 위해서는 적절한 조타 알고리즘이 필요하다. 본 연구에서는 궤적 추적 기법 (trajectory tracking method)이 자유항주 시뮬레이션에 도입되었다. 궤적 추적 기법을 적용하기 위해서는 먼저 지정된 항로와 실제 항로 (actual route) 간의 오차를 정의하여야 한다. 이 때 오차는 선박의 현재 위치와 지정된 항로 간의 거리와 현재 선수각과 지정된 항로를 따르기 위한 선수각 간의 차이를 모두 반영하여 정의되어야 한다. 이를 위하여 Fig. 2.11에 나타나듯이 선박으로부터 앞쪽으로 일정거리 L_1만큼 떨어진 지정된 항로 위에 기준점 (reference point)을 잡는다. 이 때 선박의 중심점과 기준점을 연결한 선과 선박의 선수각이 이루는 각도를 오차, $err(t)$로 정의한다.

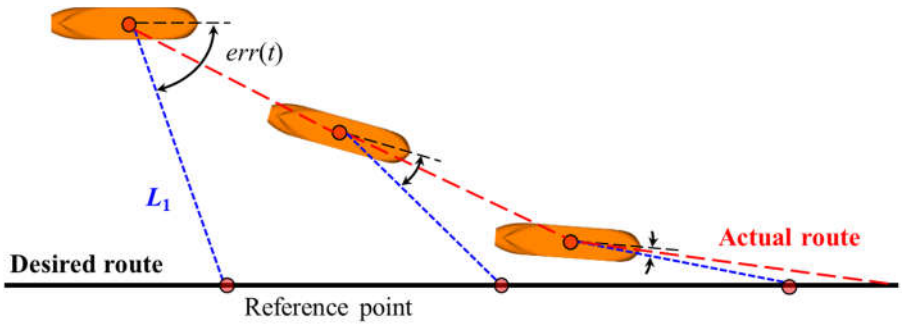


Fig. 2.11 Trajectory tracking method

정의된 오차에 대하여 조타 제어기를 도입한다. 본 연구에서는 PID (Proportional-Integrate-Derivate) 이론을 기반으로 타 제어기를

설계하였다. PID 제어 기법은 적용이 간단하며, 효율적인 피드백 (feedback) 제어가 가능하다. 선박의 경로 유지를 위한 제어입력 값은 타각이며, 계산된 오차 값을 이용하여 제어에 필요한 타각을 다음의 식을 통해 얻을 수 있다.

$$\delta = -\left(K_P \cdot err(t) + K_I \cdot \int err(t)dt + K_D \cdot \frac{d}{dt} err(t) \right) \tag{2.73}$$

여기서, K_P, K_I, 그리고 K_D는 각각 비례, 적분, 그리고 미분 제어 이득 값을 의미한다. 본 연구에서는 각각의 제어 이득 값을 Ziegler-Nichlos의 임계민감도 (ultimate sensitivity method) 방법을 사용하여 결정하였다. 이 방법에서는 먼저 비례 제어 이득 값을 시스템이 제어될 때까지 계속해서 증가시키고, 임계 진동 주기를 기준으로 적분 및 미분 제어 이득 값을 결정하여 시스템의 진동을 안정시킨다. 이렇게 결정된 제어 이득 값을 기초로 하여 다양한 환경조건에 대한 자유항주 시뮬레이션을 수행하고 경로 유지 여부를 확인하는, 시행착오 (trial-and-error)에 의한 튜닝을 통해 최종적으로 제어 이득 값을 선정하였다. 최종 선정된 제어 이득 값의 경향을 살펴보면, 적분 제어 이득 값의 크기는 경로 유지에 큰 영향이 없는 것으로 확인되었다. 결론적으로, 본 연구에서는 비례 및 미분 제어를 기반으로 (PD 제어) 경로를 유지하는 선박에 대한 자유항주 시뮬레이션을 수행하였다.

3. 수치 해석 및 검증

3.1 파랑 중 운동응답 및 파랑 표류력 해석

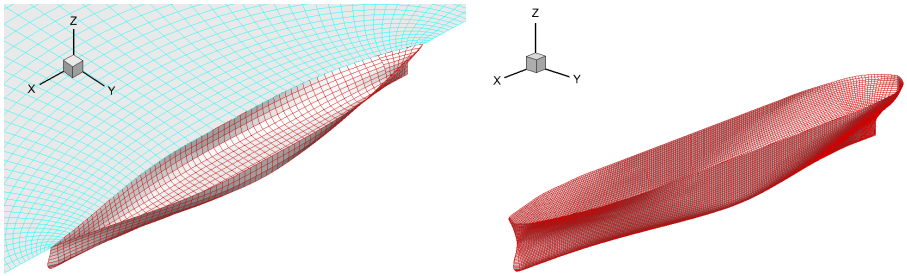
본 절에서는 비-스플라인 함수 기반의 고차 랜킨패널법을 적용하여 시간영역에서 계산된 파랑 중 선박의 내항성능 해석 결과를 다룬다. 내항성능 해석에서는 선박의 조종으로 인한 좌우방향 및 선수방향 속도를 제외하고, 전진 속도만이 존재하는 선박에 대하여 운동응답 및 파랑 표류력을 계산하였다. 이 때, 각기 다른 방식의 정상 유동 근사 방법을 적용한 결과를 비교하여 정상 유동이 선박의 내항성능에 미치는 영향을 살펴 보았다. 또한, 선형 및 약한 비선형 해석 결과를 비교하여 파랑 중 선박의 내항성능에 대한 비선형 효과를 검토하였다.

3.1.1 대상 선형

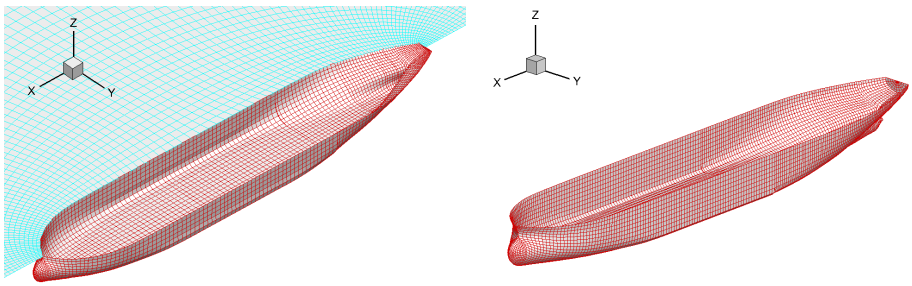
파랑 중 선박의 운동응답 및 파랑 표류력 해석을 위하여, 본 연구에서는 Table 3.1과 같이 세 가지 선형에 대하여 계산을 수행하였다. 랜킨패널법을 이용한 수치 해석을 위해 각각의 선형에 대하여 도입된 패널의 작성 예시는 Fig. 3.1과 같다. 선형 해석의 경우 정수면까지의 평균위치 선체표면과 자유표면 패널이 필요한 반면, 약한 비선형 해석에서는 실제 접수면에서의 비선형 Froude-Krylov 힘 및 복원력을 계산해야 하므로 정수면 위쪽 형상까지

포함한 선체표면 패널이 추가적으로 도입되어야 한다. 수렴된 해를 얻기 위하여 반폭을 기준으로 선체표면에는 약 2,000개의 패널을, 자유표면에는 약 4,000-6,000개의 패널을 분포시켰다. 또한, Fig. 3.2와 같이 교란되는 파를 충분히 고려할 수 있도록 자유표면 수치패널이 도입되는 전체영역의 반경을 입사파 파장의 5배로 설정하였다. 이 중 파장의 3배에 해당하는 부분은 해석 영역으로, 2배에 해당하는 바깥 영역은 가상 감쇠영역으로 설정하여 방사조건을 만족시켰다.

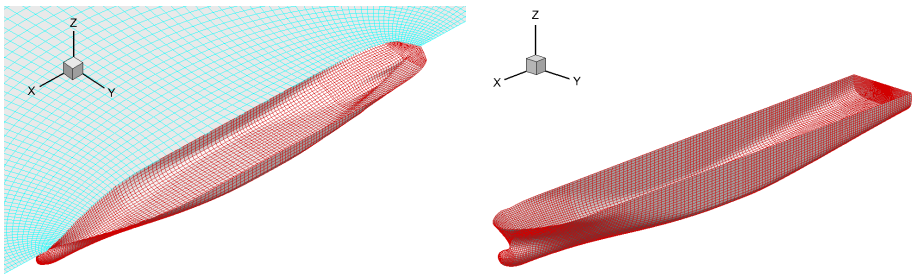
S175의 경우 선형이 비교적 단순하며, 방형계수 (block coefficient)가 상대적으로 작아 세장체로 간주할 수 있다. 반면, KVLCC2는 비대선형으로 방형계수가 크다. DTC는 post Panamax급 14,000 TEU의 대형 컨테이너선이며, 최근 건조되고 있는 컨테이너선의 선형이 반영된 모델이다. Fig. 3.3에 나타나듯이 방형계수뿐만 아니라 수선에서의 선체 측벽 기울기는 선박 모델 간에 차이를 보인다. KVLCC2는 트랜섬 (transom)이 정수면 아래로 잠기기 때문에 선수뿐만 아니라 선미 부근에서도 기울기가 수직에 가깝다. 하지만 컨테이너선의 경우 선수 및 선미 모두에서 기울기가 수직이 아니며, 특히 선미로 갈수록 트랜섬이 잠기지 않아 작은 기울기를 보인다. 이러한 경향은 S175보다 DTC에서 더 강하게 나타나며, 선미 부근에서 약 11° ($\sin\alpha$=0.2)까지 기울기가 감소한다. 측벽의 작은 기울기는 흘수에 따라 접수면적의 변화가 크게 일어난다는 것을 의미하며, 이로 인하여 내항성능 해석에서 선체 형상에 의한 비선형성이 크게 나타날 수 있다.



(a) S175 containership



(b) KVLCC2 tanker



(c) DTC containership

Fig. 3.1 Examples of solution panels: panels for linear (left) and weakly nonlinear (right) computations

Table 3.1 Principal dimensions of ship models for seakeeping analysis

Designations	S175 containership	KVLCC2 tanker	DTC containership
LBP, L [m]	175.0	320.0	355.0
Beam, B [m]	25.4	58.0	51.0
Draft, T [m]	9.5	20.8	14.5
Block coefficient, C_B	0.572	0.810	0.661

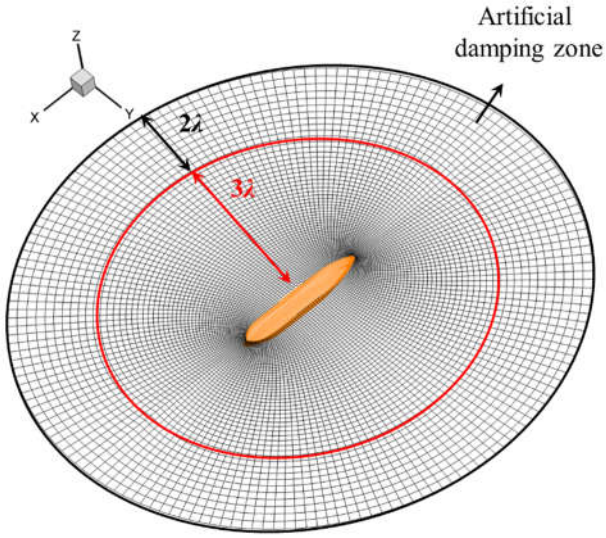


Fig. 3.2 Example of panel distribution

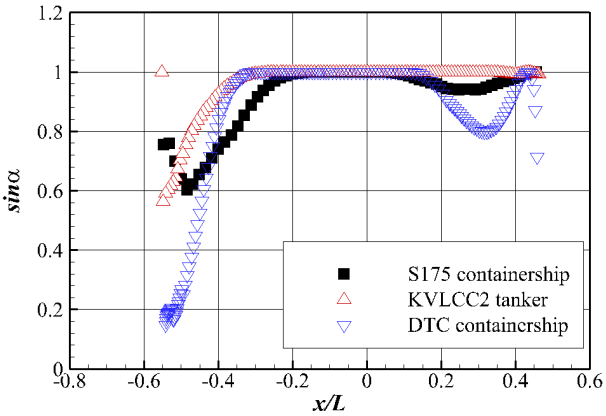


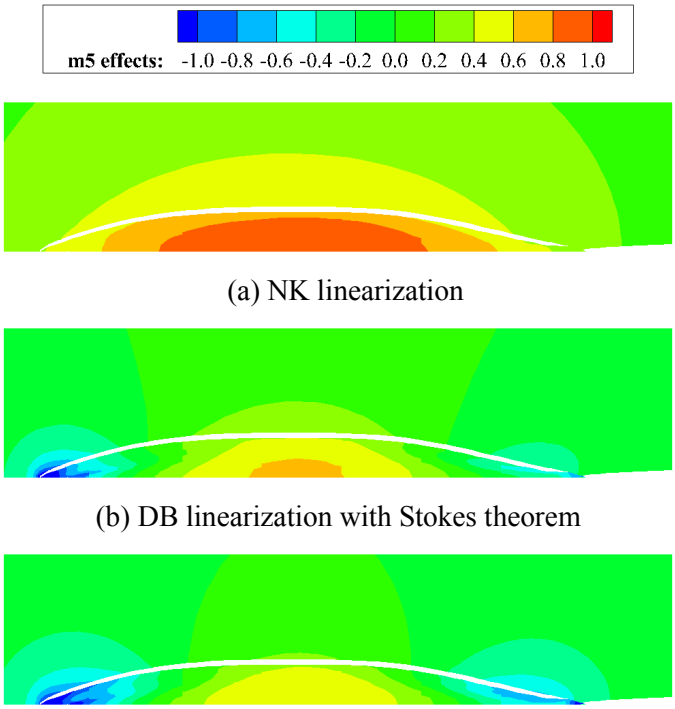
Fig. 3.3 Incline angle distribution of ship models

3.1.2 운동응답 해석

파랑 중 선박의 운동은 파랑 표류력과 밀접한 관련이 있으므로, 이에 대한 정확한 해석이 요구된다. 운동응답에 대한 분석에 앞서, 선박의 전진에 의한 정상 유동과 선박 운동에 의한 비정상 유동 간의 연성 효과를 대변하는 m_j 항의 영향을 살펴보았다. m_j 항은 식 2.16에 나타나듯이 선체표면 경계조건에 선박의 운동과 함께 반영되어 ($\xi_j m_j$), 교란파 성분에 영향을 끼친다. 따라서 운동이 작은 단파 영역에서는 m_j 항이 교란파 및 운동에 미치는 영향이 작다. 반면 선박 운동의 공진 영역에서는 운동 및 교란되는 파 모두가 크게 발생하기 때문에, m_j 항의 영향이 가장 크게 나타난다. 장파 영역에서는 선박 운동의 크기는 크기만, 교란파보다 입사파가 운동에 미치는 영향이 지배적이므로 m_j 항의 영향이 다시 감소한다. 본 연구에서는 NK 선형화 기법, 그리고 이중물체 선형화 기법에서 스토크스 정리 (Ogilvie & Tuck, 1969)를 적용하는 방법 또는 Dirichlet 형태 방정식을 풀이하는 방법 (Chen & Malenica, 1998) 등 총 3가지 방식의 m_j 항 평가 방법을 적용하고, 그 결과를 비교하였다.

Fig. 3.4는 S175의 종동요에 대한 m_j 항의 영향을 선박의 길이와 속도로 무차원화 하여 나타낸 것이다. 식 2.10에 나타나듯이 NK 선형화 기법의 m_j 항에는 균일유동에 대한 선박의 받음각 만이 고려되기 때문에, 그 영향이 선체를 따라 단순한 형태로 분포한다. 반면, 이중물체 선형화 기법을 도입하면 선수 및 선미에서 정상 유동의 영향이 급격하게 변화하는 양상이 나타난다. 하지만 S175는

세장체이기 때문에 이중물체로 인하여 교란되는 유동의 세기가 약하고, 따라서 m_j 항의 크기 역시 상대적으로 크지 않다.



(a) NK linearization

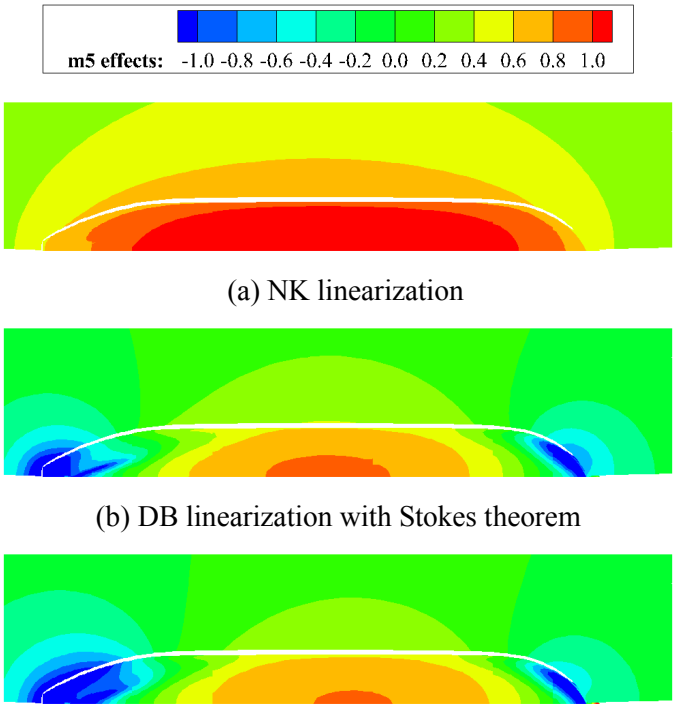
(b) DB linearization with Stokes theorem

(c) DB linearization with Dirichlet equation

Fig. 3.4 m_j term effects: S175 containership, $\iint_{\bar{S}_B} m_5 (1/r) dS / u_0 L$

KVLCC2의 경우 Fig. 3.5에 나타나듯이 비대선형이기 때문에 이중물체 유동의 세기가 강하고, 그에 따라 m_j 항의 크기 역시 S175와 비교하여 상대적으로 크다. 또한, 선수 및 선미 부근에서 이중물체 유동의 변화 역시 크기 때문에 NK 및 이중물체 선형화 기법을 적용하여 얻은 m_j 항 분포 간의 차이는 심화된다. 하지만 선체 측벽이 거의 수직하기 때문에 스토크스 정리를 적용하여

평가한 경우와 Dirichlet 방정식을 풀이한 경우 간의 m_j 항의 분포는 유사하다.



(a) NK linearization

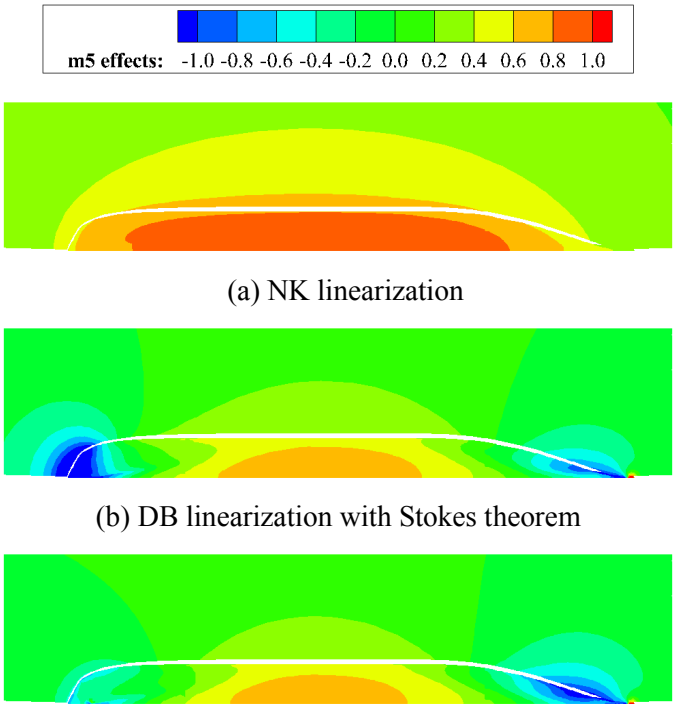
(b) DB linearization with Stokes theorem

(c) DB linearization with Dirichlet equation

Fig. 3.5 m_j term effects: KVLCC2 tanker, $\iint_{\bar{S}_B} m_5 (1/r) dS / u_0 L$

DTC 컨테이너선의 경우 이중물체 선형화 기법을 적용하였을 때에는 Fig. 3.6에 나타나듯이 두 가지 방법으로 평가한 m_j 항의 영향이 선미 부근에서 차이가 적지 않다. 이는 트랜섬이 잠기지 않는 선미 부근에서 선체 측벽의 기울기가 매우 작기 때문이다. 이로 인하여 스토크스 정리를 이용하여 m_j 항을 계산할 때 수치적인 오차가 발생하여 선미 부근에서 그 영향이 과대 평가된다. 반면,

Dirichlet 방정식을 풀이하는 경우에는 선체 측벽이 수직해야 한다는 가정이 필요 없기 때문에 선미 부근 m_j 항 값이 상대적으로 완화되어 평가된다.



(a) NK linearization

(b) DB linearization with Stokes theorem

(c) DB linearization with Dirichlet equation

Fig. 3.6 m_j term effects: DTC containership, $\iint_{\bar{S}_B} m_5 (1/r) dS / u_0 L$

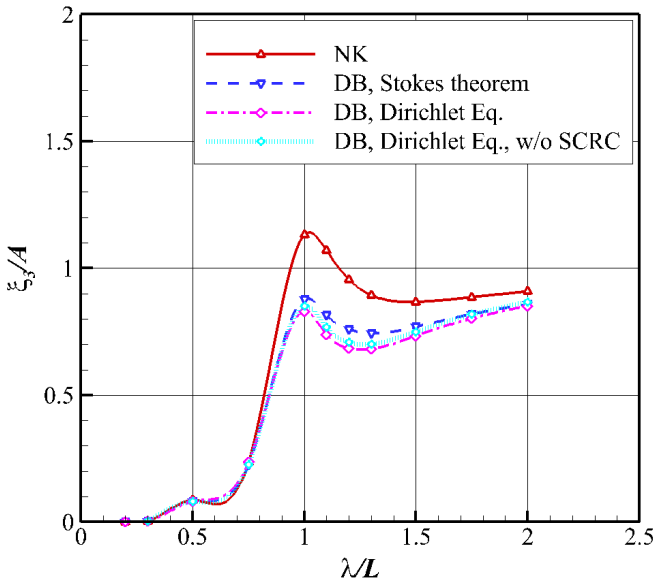
Fig. 3.7~9는 세 가지 대상 선박에 대하여 선수 규칙파 중 상하동요 및 종동요 운동응답을 나타낸다. 정상 유동 근사 방법이 운동응답 해석에 미치는 영향을 살펴보기 위하여, 각기 다른 네 가지 기법을 적용한 결과를 비교하였다. 먼저, S175의 운동응답을 살펴보면, NK 선형화 기법을 도입한 경우 선박 운동이 과도하게

예측되는 것을 확인할 수 있다. 특히 m_j 항의 영향이 크게 나타나는 공진 영역에서 (λ/L=1.0), 다른 기법을 적용한 결과와의 차이가 심화되었다. 이는 NK 선형화 기법에서 선박 운동에 대한 정상 유동의 영향을 엄밀히 고려하지 않았기 때문이다. Kim & Shin (2007)에 따르면, NK 선형화 기법을 적용하는 경우 파랑 기진력 (wave excitation force)은 이중물체 선형화 기법의 결과와 유사하나, 부가질량, 감쇠 계수 등 유체동역학 계수는 m_j 항의 차이로 인하여 기법 간에 값이 다른 것이 확인되었다. 또한, 해당 연구에서는 실험 결과와의 비교를 통해 NK 선형화 기법보다 이중물체 선형화 기법을 도입하여야 정도 높은 공진영역 운동응답을 산출할 수 있음을 증명하였다. 한편, 세장체인 S175 선형에 대하여 이중물체 선형화 기법을 도입하는 경우 이중물체 유동 관련 변수들의 값이 크지 않기 때문에, m_j 항의 평가 방법 또는 식 2.41의 정상 유동과의 연성 효과에 기인 하는 복원력 (steady-flow coupled restoring force; SCRC)의 포함 여부와 관계없이 유사한 운동응답이 산출되었다.

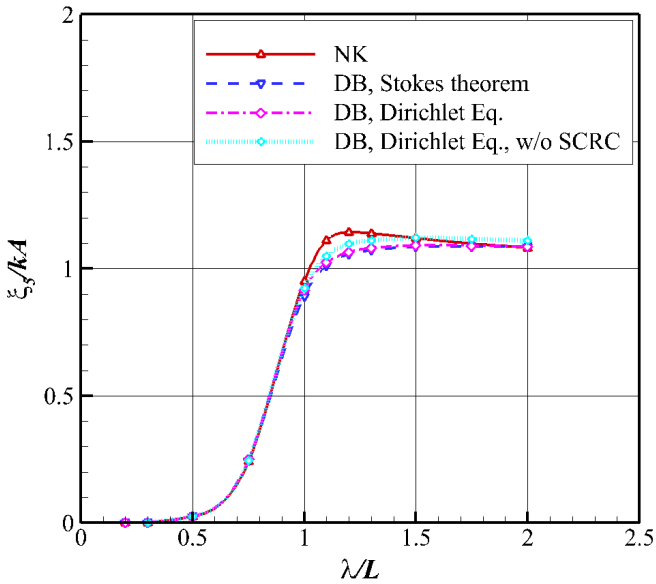
KVLCC2의 경우 같은 이유로 NK 선형화 기법보다 이중물체 선형화 기법을 적용한 결과가 기존의 실험 결과와 유사한 것을 확인할 수 있다. 또한, m_j 항의 영향이 평가 방법에 따라 크게 다르지 않기 때문에 유사한 운동응답이 산출되었다. 하지만, 비대선형인 KVLCC2에서는 이중물체 포텐셜과 관련된 변수들의 값이 크기 때문에, 정상 유동과의 연성 효과로 인한 복원력을 포함한 경우와 포함하지 않은 경우 운동응답이 큰 차이를 보였다.

해당 복원력을 고려하지 않으면 운동응답이 과대하게 예측되어 실험 결과 대비 오차가 증가할 뿐만 아니라, kA로 무차원된 종동요 운동이 장파 영역 ($\lambda/L>1.5$)에서 1로 수렴하지 않았다. 일반적으로, 장파 영역에서는 선박의 복원력과 Froude-Krylov 힘이 균형을 이루어 선박이 파면을 따라 운동하기 때문에 무차원화된 상하동요 및 종동요 값이 1로 수렴한다. 선박이 전진하는 경우에도 m_j 항의 영향과 정상 유동 기인 복원력의 영향이 서로 상쇄되어 마찬가지로 선박 운동이 1로 수렴하여야 한다. 즉 비대 선형의 경우 또는 선박의 속도가 빠른 경우 정상 유동 기인 복원력을 고려해야만 물리적인 운동응답을 산출할 수 있는 것이다.

세장체인 DTC의 상하동요 운동은 S175의 경우와 마찬가지로 이중물체 선형화 기법을 적용한 모든 결과가 유사하다. 하지만 종동요 운동의 경우 m_j 항의 평가 방법에 따라 장파 영역에서 차이를 보인다. 이러한 차이는 스토크스 정리에 따라 선미 부근에서 과대하게 평가된 m_j 항에 기인한다. 전체적인 m_j 항의 분포가 중요한 상하동요 운동에 대하여는 큰 영향이 없지만, 종동요 운동은 국부적으로 과대 예측된 m_j 항에 의해 무차원된 값이 장파 영역에서 1로 수렴하지 않고 크게 예측되는 것이다. 이러한 경향은 Dirichlet 방정식을 풀이하여 얻은 m_j 항을 도입하는 경우 완화되었으며, 종동요 운동의 크기가 장파 영역에서 1로 수렴하였다. 결론적으로, 선체 측벽이 수직하지 않은 선형에 대하여 운동응답을 예측할 때 m_j 항은 Dirichlet 방정식을 풀이하여 평가해야 함을 알 수 있다.

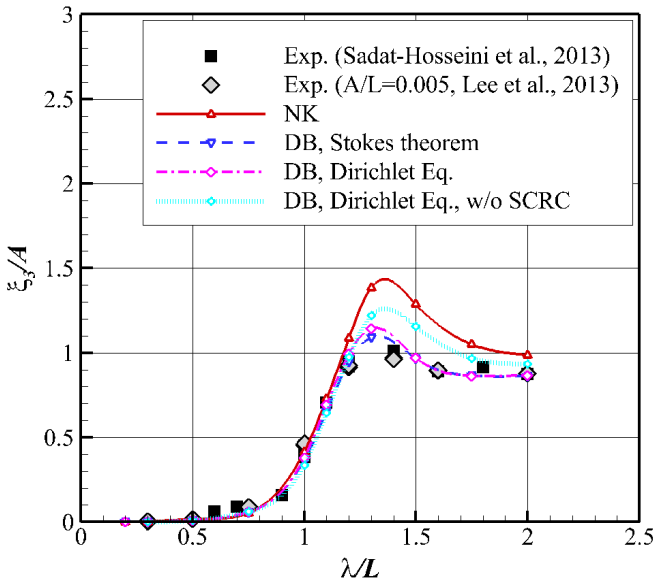


(a) Heave motion

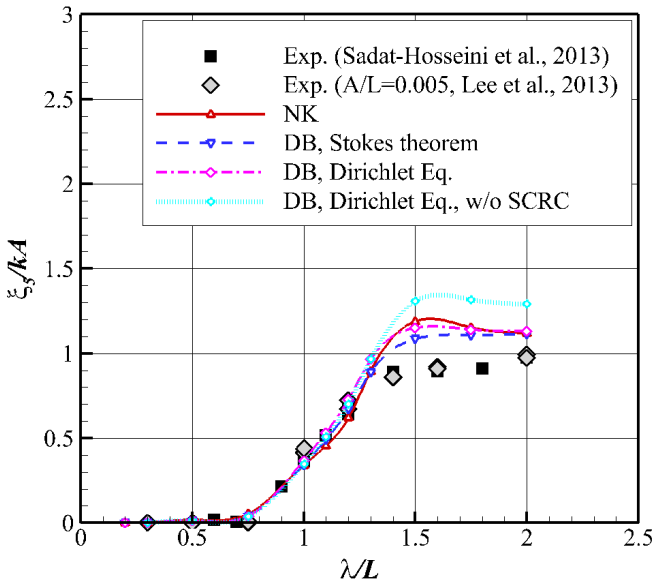


(b) Pitch motion

Fig. 3.7 Motion responses in head sea I: S175 containership, *Fn*=0.150

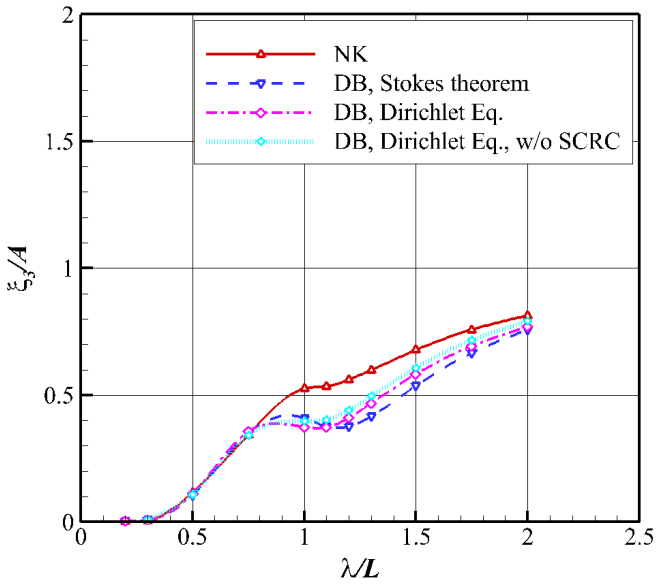


(a) Heave motion

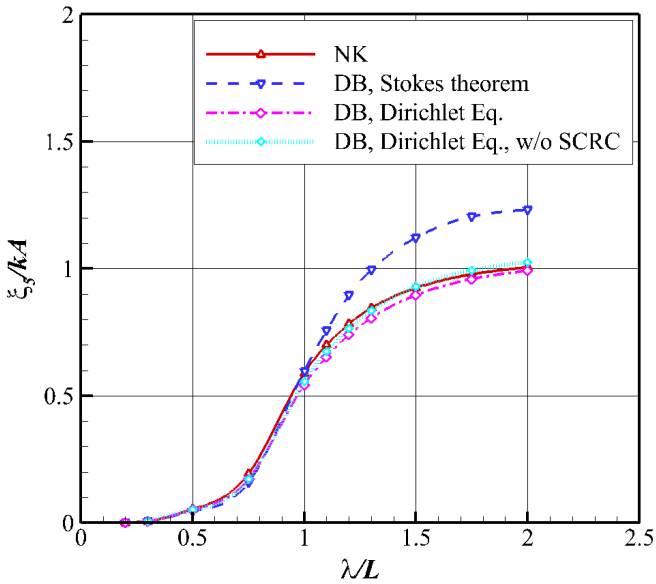


(b) Pitch motion

Fig. 3.8 Motion responses in head sea I: KVLCC2 tanker, *Fn*=0.142



(a) Heave motion

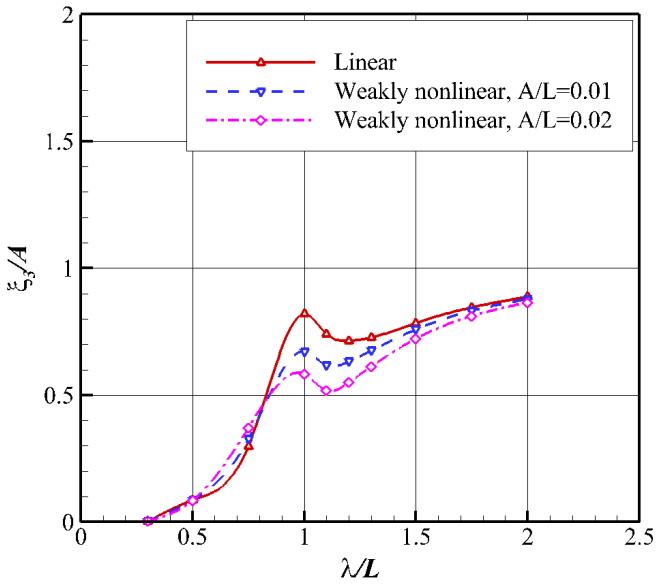


(b) Pitch motion

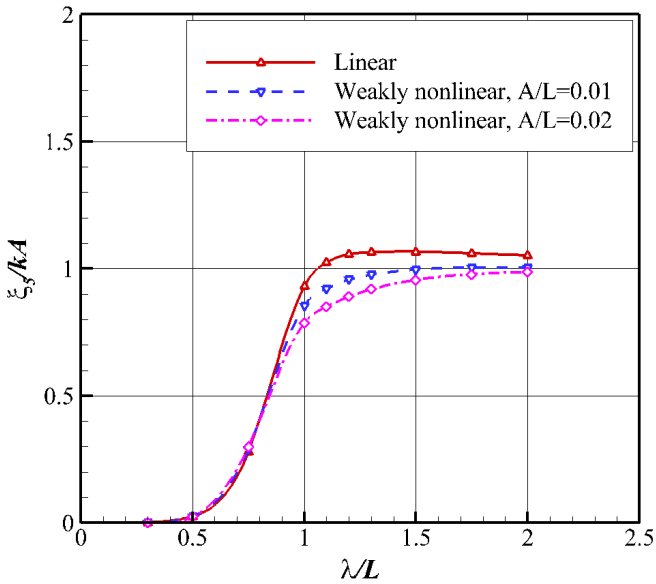
Fig. 3.9 Motion responses in head sea I: DTC containership, *Fn*=0.139

Fig. 3.10~12에서는 동일한 선수파 조건에 대해 선형 및 약한 비선형 해석을 적용하여 계산된 운동응답을 비교하였다. 두 가지 해석 모두에서 이중물체 선형화 기법이 적용되었으며, m_j 항은 Dirichlet 방정식을 풀이하여 평가하였다. 먼저, S175의 경우 Fig. 3.3에 나타나듯이 선체를 따라 측벽이 전반적으로 수직하지 않아 파고에 따른 접수면적의 변화가 크다. 그로 인하여 선체 형상에 의한 비선형성이 크기 때문에 선형 및 약한 비선형 해석 결과 간에 차이가 발생한다. 이러한 경향은 접수면적의 변화가 가장 크게 나타나는 파장 (λ/L=1.0)이 선박 운동의 공진 영역과 일치하기 때문에 심화된다. 또한, 종동요보다 상하동요에 의하여 복원성능이 크게 변화하므로 (운동에 따라 선수 및 선미에서 동시에 접수면적 증가 또는 감소), 파고가 증가할수록 비선형 운동응답이 감소하는 경향은 상하동요에서 더 크다.

측벽이 수직에 가까운 KVLCC2 선형에서는 흘수에 따라 접수면적의 변화가 크지 않다. 따라서 Froude-Krylov 힘 및 복원력이 보이는 비선형성이 약하기 때문에, 선형 및 비선형 운동응답이 유사하다. DTC의 경우 측벽 기울기가 가장 작아 선체 형상에 의한 비선형성이 크다. 하지만 선박의 길이와 파장이 유사할 때 공진이 발생하지 않으므로 상대적으로 두 가지 해석 결과 간에 차이가 크지 않다.

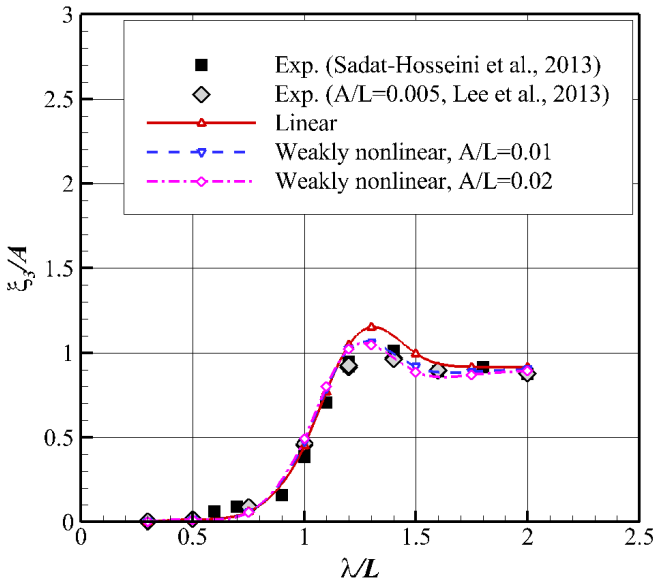


(a) Heave motion

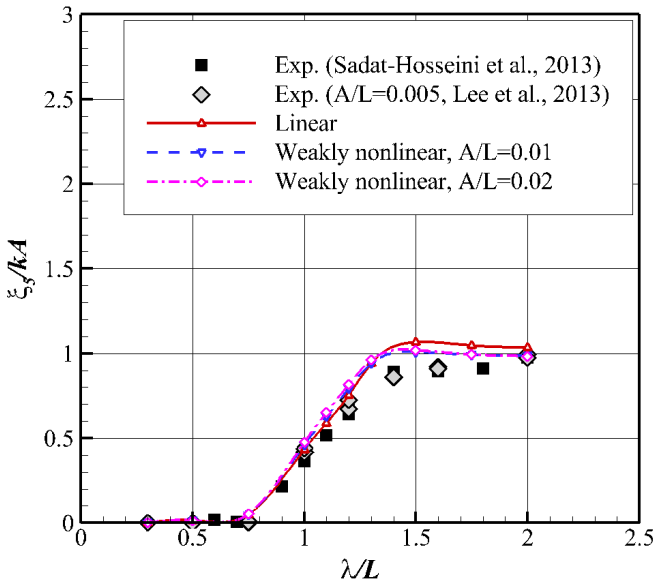


(b) Pitch motion

Fig. 3.10 Motion responses in head sea II: S175 containership, *Fn*=0.150

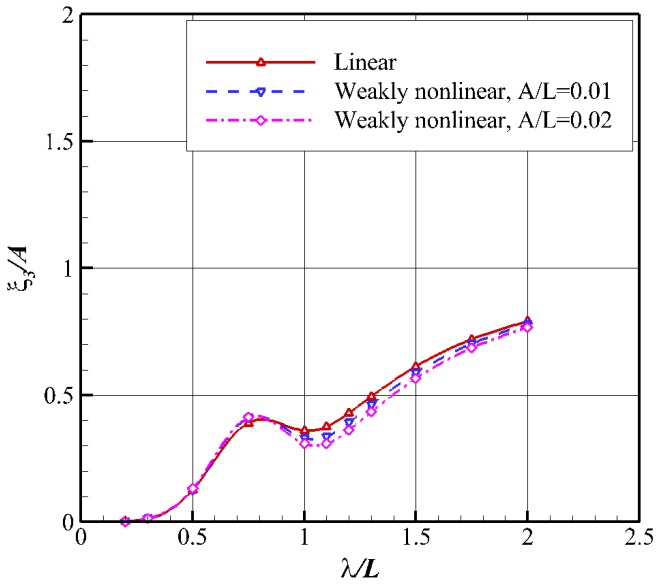


(a) Heave motion

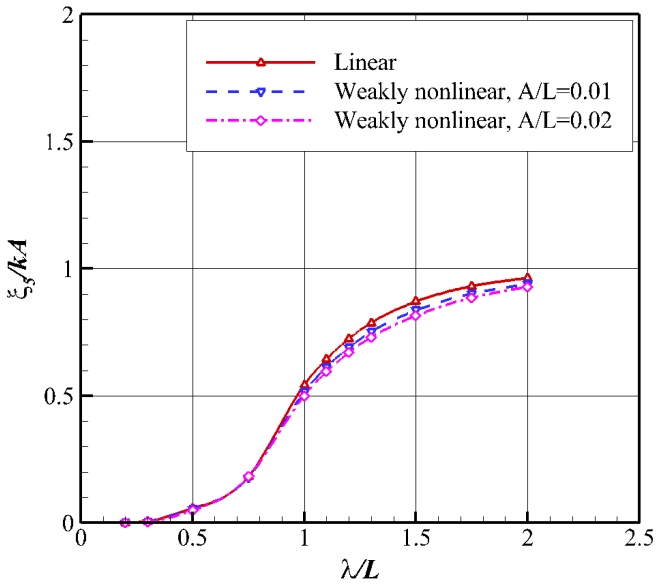


(b) Pitch motion

Fig. 3.11 Motion responses in head sea II: KVLCC2 tanker, *Fn*=0.142



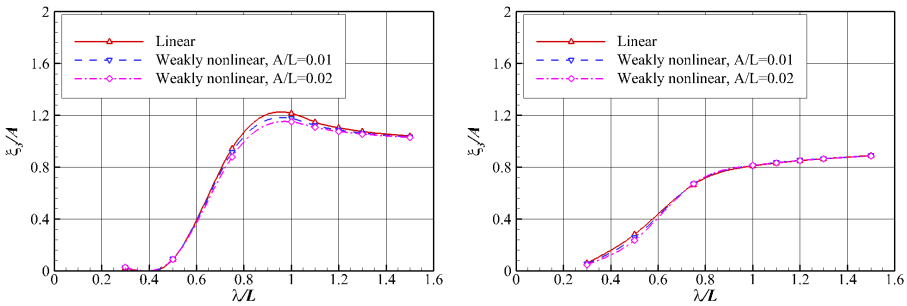
(a) Heave motion



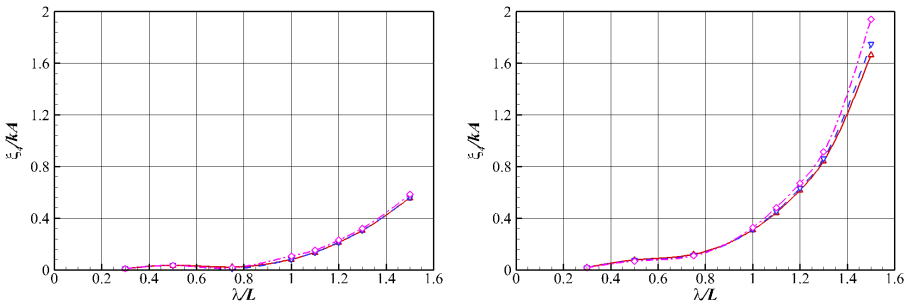
(b) Pitch motion

Fig. 3.12 Motion responses in head sea II: DTC containership, *Fn*=0.139

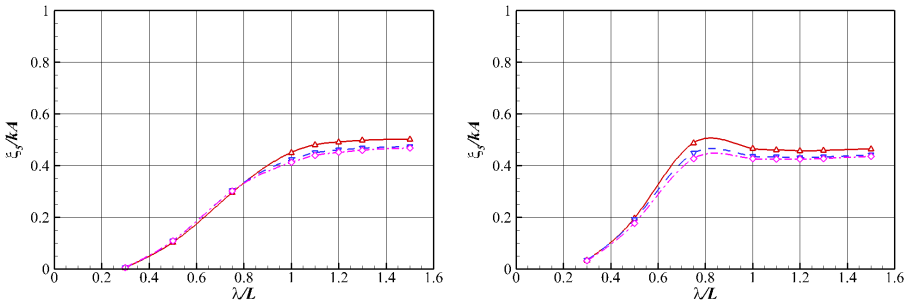
Fig. 3.13~14는 선수사파 (bow quartering sea; χ=120.0 degree) 및 선미사파 (stern quartering sea; χ=60.0 degree) 조건에서의 운동응답 해석 결과이다. 사파 조건에서는 6 자유도 운동이 모두 발생한다. 또한, 입사 방향에 따라 조우 주파수 (encounter wave frequency, $\omega_e=\omega-ku_0\cos\chi$)가 변화하기 때문에 운동응답 역시 다른 특성을 보인다. 선수파 조건 (χ=180.0 degree) 보다 입사 각도가 감소할수록 조우 주파수는 감소하며, 선박 운동의 공진 영역이 단파 영역으로 이동한다. 따라서 선형 및 약한 비선형 해석 결과를 비교하였을 때, 사파 조건에서는 선수파의 경우보다 단파 영역에서 둘 간에 차이가 발생한다. 반면, 횡동요의 경우 일반적으로 저주파수의 고유 주기를 가지기 때문에 공진 영역이 극장파 영역에 위치한다. 따라서 파장이 증가할수록 운동응답의 크기는 물론, 비선형 효과 역시 증가한다. 선수파 결과와 마찬가지로, KVLCC2 보다는 흘수에 따라 접수면적의 변화가 큰 DTC에 대하여 비선형 효과가 큰 것을 확인할 수 있다. 하지만 상대적으로 작은 파고 조건에서는 (A/L=0.01-0.02) 선형 및 비선형 운동응답이 전반적으로 유사하였다.



(a) Heave motion

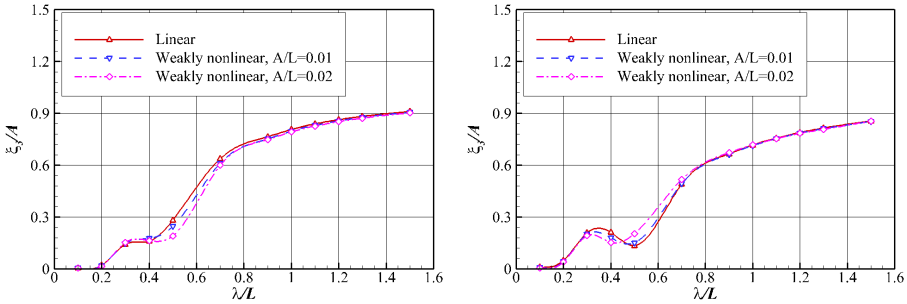


(b) Roll motion

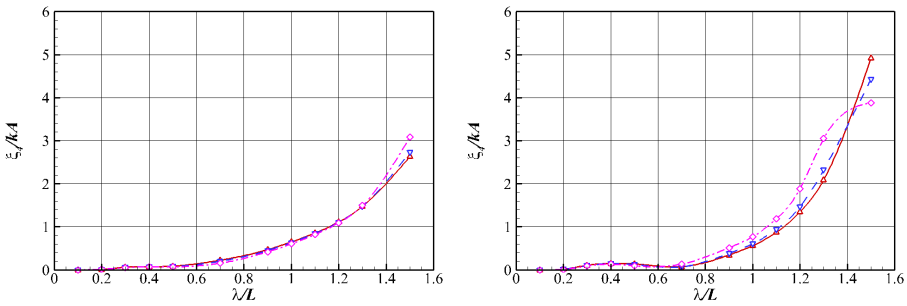


(c) Pitch motion

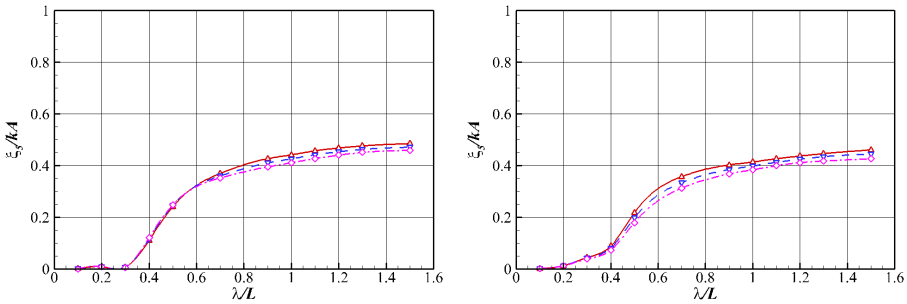
Fig. 3.13 Motion responses in oblique sea: KVLCC2 tanker, *Fn*=0.060, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right)



(a) Heave motion



(b) Roll motion



(c) Pitch motion

Fig. 3.14 Motion responses in oblique sea: DTC containership, *Fn*=0.052, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right)

3.1.3 파랑 표류력 해석

다음으로 선수파 조건에 대하여 대상 선형에 작용하는 전후방향 표류력, 즉 파랑에 의한 부가저항을 계산하고, 정상 유동 근사 방법이 미치는 영향을 살펴보았다. 또한, 기존의 실험 결과 (20%의 오차 구간 도시)와 비교하여 해석 결과에 대한 검증을 수행하였다.

먼저, S175의 경우 Fig. 3.15에 나타나듯이 선형화 기법과 관계없이 모든 결과가 유사하다. 특히 NK 선형화 기법은 고속 세장체에 적합한 방법이기 때문에, S175에 대해서는 기존 실험 결과와 유사한 부가저항을 산출한다. 또한 이중물체 선형화 기법을 적용하였을 때, 운동응답과 마찬가지로 부가저항 역시 m_j 항 평가 방법에 따른 차이가 거의 없다. 단, 식 2.14의 자유표면 경계조건에서 이중물체 포텐셜의 수직방향 2계 미분 값 ($\partial^2\Phi/\partial z^2$)은 단파 및 공진 영역의 부가저항에 약간의 차이를 발생시켰다.

KVLCC2의 경우 Fig. 3.16에 나타나듯이 정상 유동 근사 방법에 따라 부가저항 해석 결과가 큰 차이를 보인다. 특히, NK 선형화 기법은 이중물체 선형화 기법과 비교하여 부가저항을 과소 예측하는 것을 확인할 수 있다. KVLCC2는 비대선형이기 때문에 교란 유동의 크기가 균일 유동에 비하여 작다는 해당 기법의 가정에 크게 위배되기 때문이다. 이중물체 선형화 기법 적용 시에는 m_j 항을 평가하는 방법과 관계 없이 유사한 부가저항이 산출되었다. 단, m_j 항의 영향은 식 2.10의 경계조건에 나타나듯이 선박의 운동과 함께 반영되므로, 운동이 크게 발생하는 장파 영역에서는 두 가지

평가 방법에 기반한 부가저항이 약간 차이를 보였다. 또한 자유표면 경계조건에서 $\partial^2\Phi/\partial z^2$와 관련된 항을 포함한 경우, 단파 및 공진 영역 파랑에서의 부가저항이 증가하였으며, 최대값의 위치 역시 단파 영역으로 약간 이동하였다. 이 때의 부가저항 값이 응답함수의 크기 및 개형의 관점에서 기존의 실험 결과와 가장 유사하였다.

Fig. 3.17에 나타나듯이 DTC 선형도 세장체에 가깝기 때문에, NK 선형화 기법을 적용한 경우 실험 결과와 유사한 결과가 얻어졌다. 단, 단파장의 입사파 ($\lambda/L<0.5$)에 대해서는 부가저항을 매우 과소하게 예측하여 음의 값이 산출되었다. 이중물체 선형화 기법을 적용한 경우에도 단파 영역 부가저항은 과소 예측되었으며, 자유표면 경계조건에 $\partial^2\Phi/\partial z^2$와 관련된 항을 도입한 경우에 한하여 실험 결과와 유사한 부가저항이 산출되었다. 또 한 가지 유의 깊게 살펴봐야 할 점은 m_j 항을 스토크스 정리로 평가한 경우, 장파 영역에서 부가저항을 과소하게 예측한다는 점이다. 이러한 현상은 선체 측벽이 수직해야 한다는 가정에 위배되는 선미 부근에서 m_j 항 및 종동요 운동이 과대 예측되기 때문이다. 위와 같은 가정에 기반하지 않고, Dirchlet 방정식을 풀이하여 m_j 항을 평가하는 경우 장파 영역 부가저항이 과소 예측되는 경향이 완화되었다.

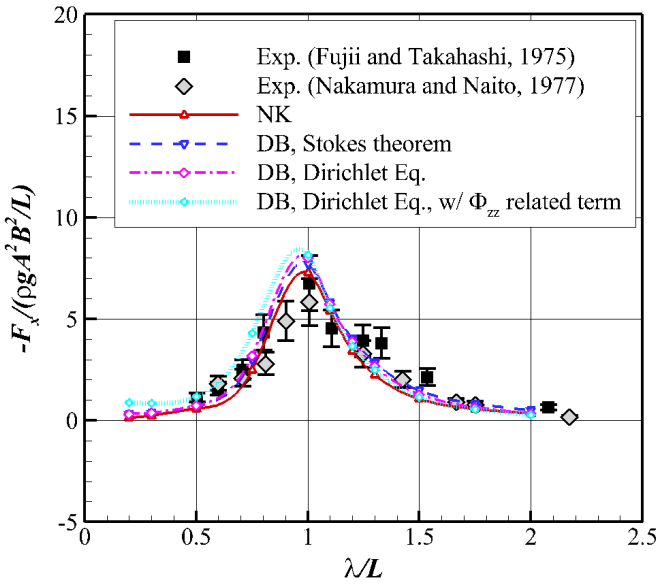


Fig. 3.15 Added resistance in head sea I: S175 containership, *Fn*=0.150

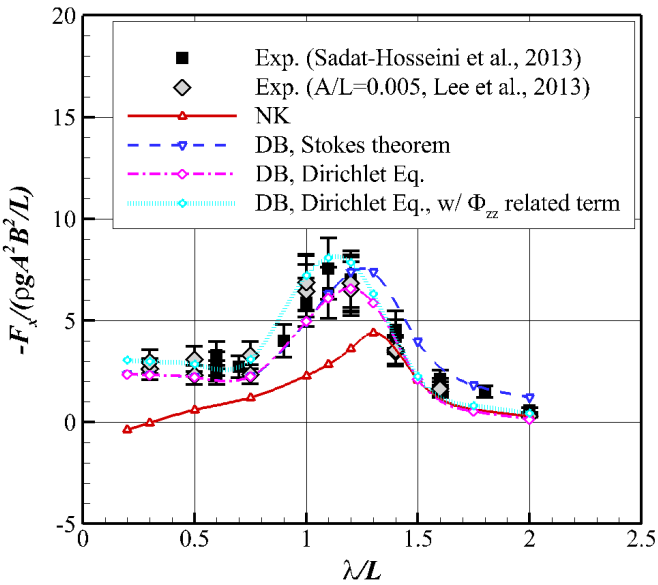


Fig. 3.16 Added resistance in head sea I: KVLCC2 tanker, *Fn*=0.142

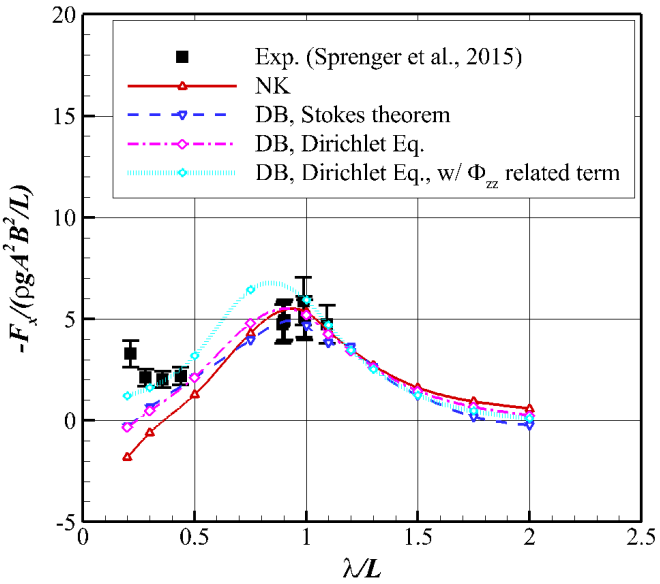


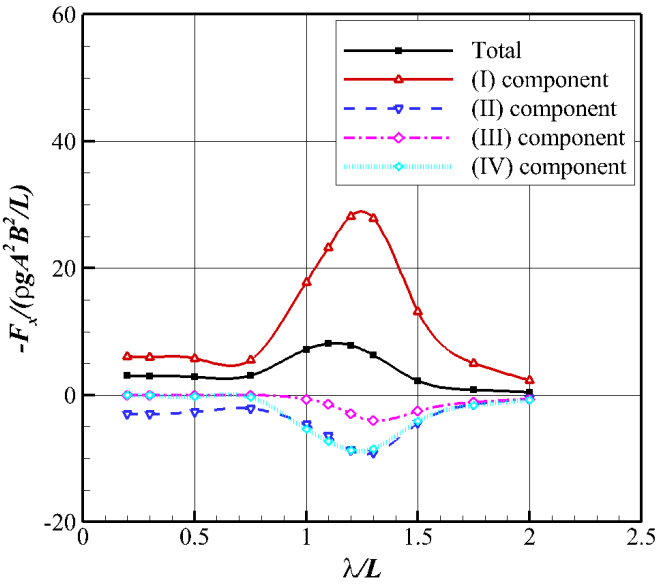
Fig. 3.17 Added resistance in head sea I: DTC containership, *Fn*=0.139

선형에 따라, 그리고 정상 유동 근사 방법에 따라 부가저항 해석 결과가 차이를 보이는 이유를 분석하기 위하여, 부가저항의 크기를 결정하는 물리적 변수들을 검토하였다. 먼저, Fig. 3.18에서는 식 2.47의 압력직접적분 방법에 따라 부가저항의 성분들을 비교하였다. 부가저항에 가장 큰 영향을 미치는 성분은 상대 파고와 관련된 수선 적분항, (*I*) 이며, 전 파장 영역에서 다른 성분에 비하여 값이 큰 것을 확인할 수 있다. 따라서 부가저항을 정확하게 예측하기 위해서는 수선 부근에서 교란파의 파고를 정확하게 계산하여야 한다. 유체의 운동 에너지와 관련이 있는 (*II*) 성분은 두 번째로 부가저항에 큰 영향을 미치며, 나머지 (*III*), (*IV*) 성분은 선박 운동에 의해 야기된다. 상대 파고 역시 선박의 운동에 따라 결정되므로,

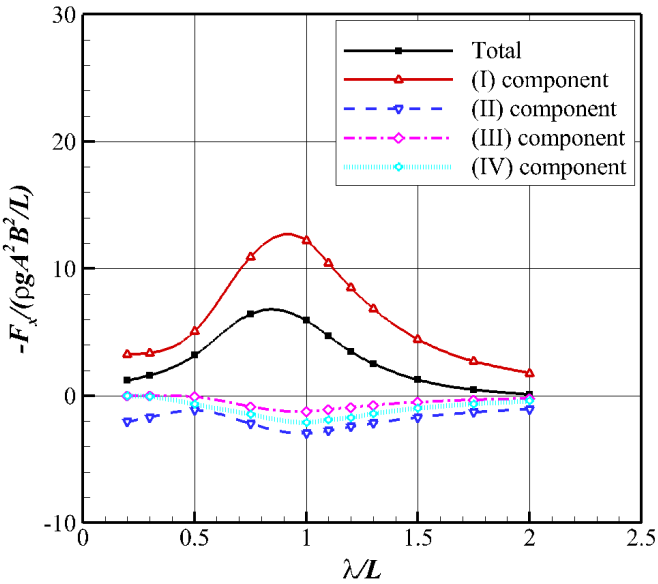
운동응답에 대한 정확한 계산은 (*I*), (*III*), 그리고 (*IV*) 성분에 대한 정확한 예측으로 귀결된다. 각 성분의 부가저항에 대한 가감여부를 살펴보면, (*I*) 성분은 부가저항을 증가시키는 방향으로 작용하는 반면 (양의 값), 이외의 성분들은 부가저항을 감소시킨다 (음의 값). 특히 선박의 운동이 작게 발생하는 단파 영역에서는 (*I*)과 (*II*) 성분만이 유의미한 값을 가지기 때문에, 단파장 부가저항 해석 시 해당 성분들의 계산에 유의해야 한다.

가장 주요한 부가저항 성분인 (*I*) 성분의 크기는 수선을 따르는 상대 파고 ($\zeta^{(1)}$-(ξ_3+$\xi_4 y$-$\xi_5 x$))에 따라 결정된다. 선박 주변의 파랑 분포를 예측하기 위해서는 선체로 인한 산란과 운동에 의한 교란을 함께 고려해야 한다. 또한, 선박이 전진하는 경우 정상 유동에 의한 연성 효과로 인하여 비정상 파랑 분포가 변화한다. 이를 대변하는 것이 바로 자유표면 경계조건에서 $\partial^2\Phi/\partial z^2$와 관련된 항이다.

Fig. 3.19에서는 자유표면에서 $\partial^2\Phi/\partial z^2$ 값의 분포를 선박의 속도와 길이로 무차원화하여 나타내었다. 일반적으로 $\partial^2\Phi/\partial z^2$는 선박이 전진하는 경우 선수 부근에서는 양의 값을 가지고, 선미 부근에서는 음의 값을 나타낸다. 또한, 이중물체 유동의 영향은 선박 부근에서만 유의미하며, 선박에서 멀어질수록 급격히 감소한다. 선박 별로 값의 크기 및 분포를 비교하면, 비대선형인 KVLCC2의 경우 이중물체 유동의 세기가 강하므로 $\partial^2\Phi/\partial z^2$ 역시 가장 크고 넓게 분포한다. KVLCC2와 DTC의 선수 쪽에 국부적으로 분포하는 음의 영역은 구상 선수 (bulbous bow)의 형상으로부터 기인한다.

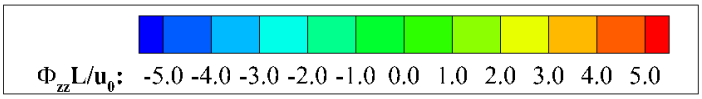


(a) KVLCC2 tanker, *Fn*=0.142



(b) DTC containership, *Fn*=0.139

Fig. 3.18 Components of added resistance in head sea: DB, Dirichlet Eq., w/ Φ_{zz} related term in F.S.B.C.



(a) S175 containership

(b) KVLCC2 tanker

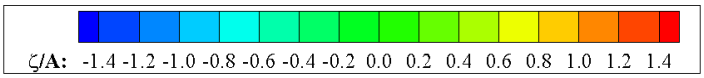
(c) DTC containership

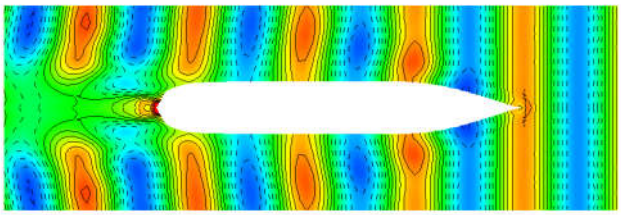
Fig. 3.19 $\partial^2\Phi/\partial z^2$ in free surface boundary

이러한 $\partial^2\Phi/\partial z^2$의 분포에 따라 자유표면에 작용하는 정상 유동 기인 연성 효과가 결정된다. 일반적으로 $\partial^2\Phi/\partial z^2$ 값은 선체 전체에 가해지는 파랑력에 의해 값이 결정되는 선박 운동 및 그에 따른 교란 유동 (radiation)에는 큰 영향이 없다. 반면 식 2.14의 운동학적 자유표면 경계조건에서 $\partial^2\Phi/\partial z^2(\zeta_d+\zeta_I)$ 항은 선체 부근의 국부적인 산란 유동 (diffraction)에는 변화를 가져온다. 특히, 선수 부근의 양의 분포에 따라 선수 교란파는 증가, 선미 부근의 음의 분포에 의하여 선미 교란파는 감소하며, 이는 선박이 전진할 때 발생하는 파계의

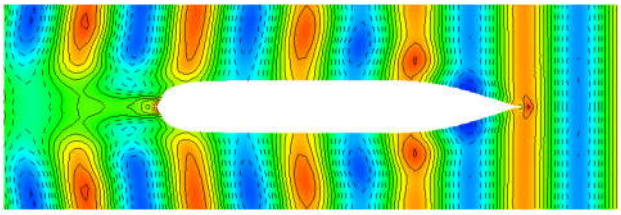
물리적 특성이 반영된 결과이다. 결론적으로 선박의 속도가 빠를수록, $\partial^2\Phi/\partial z^2$는 상대 파고의 크기에 따라 값이 결정되는 부가저항의 (I) 성분에 영향을 끼친다. 또한 선박 운동이 거의 발생하지 않는 단파 영역에서도 산란파의 분포에 영향을 미치므로, 부가저항 예측에 있어 $\partial^2\Phi/\partial z^2$ 관련 항을 엄밀히 고려해야 한다.

Fig. 3.20~21 은 단파장 (λ/L=0.3) 및 장파장 (λ/L=1.5)의 입사파 조건에 대한 DTC 의 내항성능을 해석하여 얻은, 특정 시점에서의 선박 주변 파랑 분포를 나타낸다. 단파장의 입사 파랑에 대하여 선박은 거의 운동하지 않으며, 선수부에서 반사파가 발생한다. 그로 인하여 선미 후방에서는 파랑이 거의 분포하지 않는다. 따라서 선수부의 형상 및 파랑 분포가 단파 영역 부가저항의 크기를 결정하게 된다. 반면, 장파장의 입사파 조건에서는 선체를 따라 전반적으로 파랑이 분포하며, 따라서 선수 및 선미 부근의 상대적인 파랑 분포 차이가 부가저항에 큰 영향을 끼친다. 또한 선박의 운동이 크기 때문에, 운동과 파랑 간의 위상 차를 반영한 상대 파고에 따라 부가저항 값이 결정된다. 중요한 점은 같은 시점의 파랑 분포를 비교하였을 때, 단파와 장파 모두에서 정상 유동 근사 방법에 따라 파랑 분포가 적지 않은 차이를 보인다는 점이다.

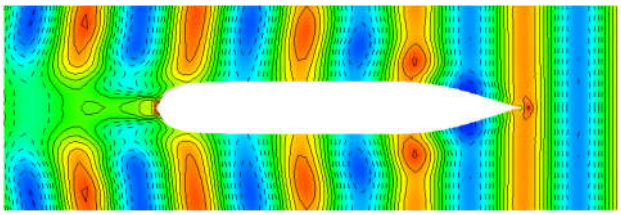




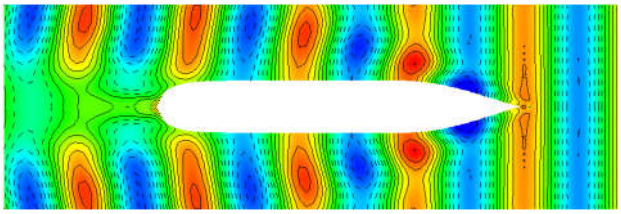
(a) NK linearization



(b) DB linearization with Stokes theorem

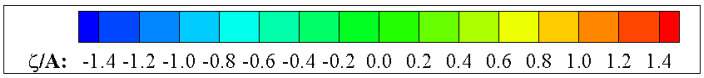


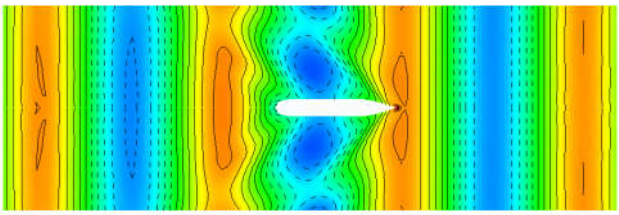
(c) DB linearization with Dirichlet equation



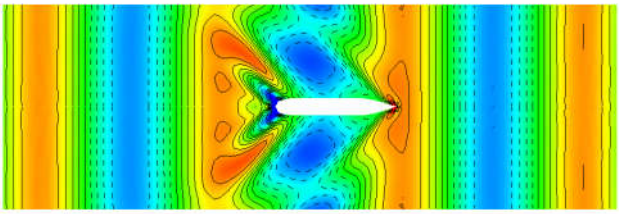
(d) DB linearization with Dirichlet equation and Φ_{zz} related term

Fig. 3.20 Wave contours in head sea: DTC containership, Fn=0.139, λ/L=0.3

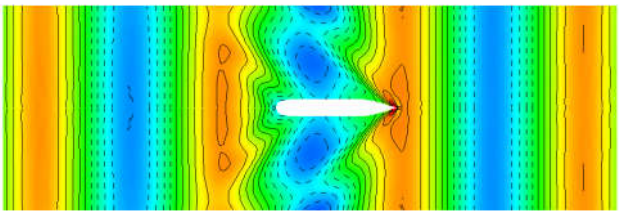




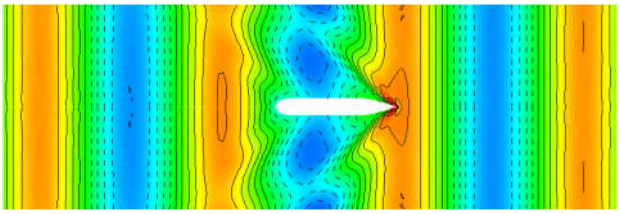
(a) NK linearization



(b) DB linearization with Stokes theorem



(c) DB linearization with Dirichlet equation



(d) DB linearization with Dirichlet equation and Φ_{zz} related term

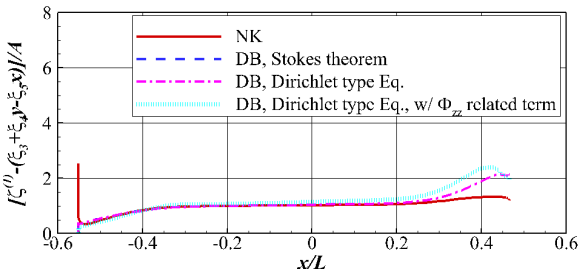
Fig. 3.21 Wave contours in head sea: DTC containership, Fn=0.139, λ/L=1.5

Fig. 3.22~23에서는 정상 유동 근사 방법 별로 상대 파고 ($\zeta^{(1)}$-($\xi_3+\xi_4 y-\xi_5 x$))의 진폭을 수선을 따라 나타내었다. 상대 파고 진폭의 선체를 따르는 분포는 부가저항의 (I) 성분의 크기와 직접적인 관련이 있다. 먼저, 단파장의 입사파에 대하여 NK 선형화 기법을 적용하는 경우 선수부에서 반사파를 크게 만들지 않아, 파고의 진폭이 상대적으로 작다. 이러한 경향은 DTC보다 KVLCC2의 결과에서 심화된다. 이는 세장체보다는 비대선형의 경우에 이중물체 유동을 통해 선수 부근에서 정상 유동이 급격하게 변화하는 현상을 엄밀히 반영하여야, 교란파를 정확하게 예측할 수 있음을 의미한다. 또한 NK 선형화 기법은 단파 영역에서 매우 큰 선미 파랑을 발생시키며, 이에 따라 부가저항이 과소 예측된다.

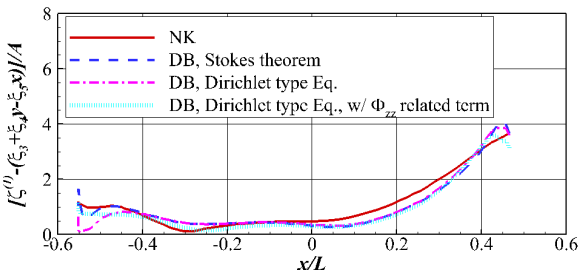
단파 영역에서는 선박이 거의 운동하지 않기 때문에, 이중물체 선형화 기법 적용 시 m_j 항에 대한 평가 방법은 파랑 분포에 영향을 끼치지 않는다. 단, 식 2.14의 자유표면 경계조건에 따라 $\partial^2\Phi/\partial z^2$가 양의 값을 가지는 선수 부근 파랑은 증가하고, 음의 값을 가지는 선미 부근 파랑은 감소한다. 이로 인하여 자유표면 경계조건에 $\partial^2\Phi/\partial z^2$와 관련된 항을 도입하는 경우 부가저항이 증가하는 것이다.

한편, 장파 영역에서도 NK 선형화 기법은 선수부 교란파를 작게 예측한다. 또한, 이중물체 선형화 기법에서 $\partial^2\Phi/\partial z^2$ 관련 항은 선수 부근 상대 파고의 크기를 증가시키지 않는다. 무차원화된 종동요 운동이 1로 수렴하여 선박이 파면을 따라 운동하기 때문이다. 단, m_j 항 평가 방법에 따라 다른 파랑 분포가 산출된다. 이는 스토크스

정리를 통해 평가된 m_j 항이 수치적인 오차로 인하여 선미 부근에서 값이 매우 크고, 이에 따라 과도한 선미 파랑이 발생하였기 때문이다. 이로 인하여 장파 영역에서 종동요 운동은 과대 예측되고, 부가저항은 과소 예측되는 것이다. 이러한 경향은 KVLCC2보다 선미 부근 선체 측벽 기울기가 작은 DTC에 대하여 심화된다. 결론적으로 선박의 파랑 중 부가저항을 엄밀히 예측하기 위해서는, 이중물체 선형화 기법 도입 시 선체 형상을 고려하여 m_j 항을 Dirichlet 방정식을 통해 평가하여야 하고, 자유표면 경계조건에서 정상 유동으로부터 기인되는 연성 효과를 반영해야 한다.

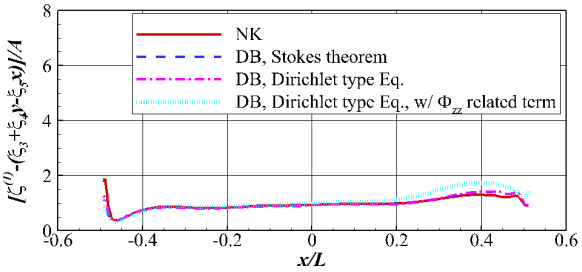


(a) λ/L=0.3

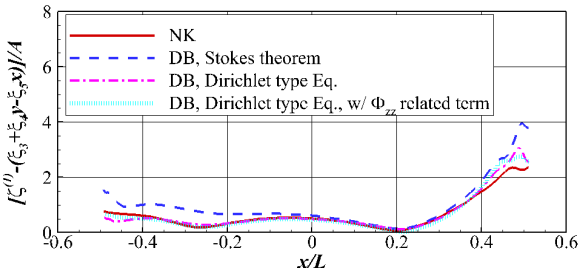


(b) λ/L=1.5

Fig. 3.22 Amplitude of relative wave profile: KVLCC2 tanker, Fn=0.142



(a) λ/L=0.3



(b) λ/L=1.5

Fig. 3.23 Amplitude of relative wave profile: DTC containership, *Fn*=0.139

수치 해석을 통해 얻은 단파 영역 부가저항 값을 검증하기 위하여 실험 결과뿐만 아니라 추정식 및 점근식 결과에 대한 비교를 수행하였다. 먼저, 본 연구에 도입된 추정식은 일본의 National Maritime Research Institute (NMRI)에 의해 개발된 방법이다. 해당 방법에서는 고정된 수직의 원기둥에 가해지는 표류력을 보정하여 선박에 작용하는 부가저항을 계산한다. 식 3.1과 같이 파랑의 반사에 대한 보정 계수, α_d와 전진 속도에 대한 보정계수, α_U가 도입되었으며, 두 계수 모두에서 전진 속도의 영향이 고려되었다.

$$R = \alpha_d (1+\alpha_U)\left[\frac{1}{2}\rho g \zeta_I^2 B B_f\right]$$

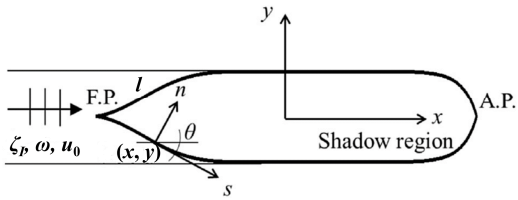
$$\text{where} \quad B_f = \frac{1}{B}\int_l \sin^3\theta dl \tag{3.1}$$

$$1+\alpha_U = 1 + C_U F_n, \ (C_U = \max[10.0, -310B_f + 68])$$

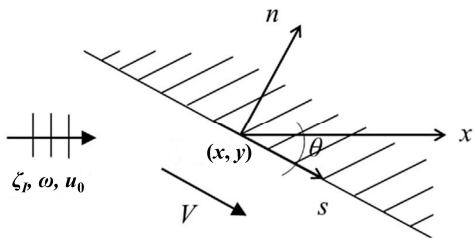
$$\alpha_d = \frac{\pi^2 I_1^2(\omega_e^2 d/g)}{\pi^2 I_1^2(\omega_e^2 d/g) + K_1^2(\omega_e^2 d/g)}$$

여기서, 적분 구간 l은 Fig. 3.24에 나타나듯이 입사파에 직접적으로 노출된 영역을 의미하며, θ는 선박의 진행방향과 선체 표면이 이루는 각을 나타낸다. 또한, I_1과 K_1은 각각 1차의 수정된 Bessel 함수 제1종과 제2종을 의미하고, d, B는 각각 선박의 흘수 및 폭을 나타낸다. 보정 계수 α_U는 Froude number (Fn)의 함수이며, 비례상수, C_U는 실험을 통해서 도출되었다. NMRI 방법에 대한 자세한 내용은 Tsujimoto et al. (2008)과 Kuroda et al. (2008)에서 찾을 수 있다.

더하여, Faltinsen et al. (1980)에 의해 개발된 단파장 부가저항 점근식을 세가지 관점에서 수정한 방법 (Yang et al., 2018) 역시 수치 해석 결과의 검증을 위하여 도입되었다. 해당 연구에서는 기존 연구와는 다르게 운동량 적분을 무한 수심이 아닌 선박 흘수까지 수행하여 유한 흘수에 의한 영향을 고려하였으며 (식 3.3), 각 스테이션에서 단면 형상을 고려한 새로운 국부 정상 유동 속도 (local steady velocity; V)를 도입하였다 (식 3.4). 또한, 정수면 위쪽의 선박 형상 변화를 고려하기 위해 정수면이 아닌 정상 유동의 파고를 기준으로 수선 적분을 수행하였다 (식 3.5).



(a) Global coordinate system



(b) Local coordinate system

Fig. 3.24 Coordinate system for short-wave added resistance calculation

$$R = \alpha_B \int_l \Delta R_n n_1 dl \tag{3.2}$$

$$\Delta R_n = \frac{\rho g \zeta_I}{4} \left\{ \begin{array}{l} \dfrac{k_1}{k} - \cos^2\theta + \dfrac{k_2}{k}\sin\theta + \left(e^{-2kT(x)} + B_1^{\,2}\dfrac{k}{k_1} e^{-2k_1 T(x)} \right)\cos^2\theta \\ + e^{-(k_1+k)T(x)} \dfrac{\left(k\cos^2\theta + k_2\sin\theta + k_1\right)}{\left(k_2 - k\sin\theta\right)} \left(\sin\theta - B_1^{\,2}\dfrac{k_2}{k_1} \right) \end{array} \right\} \tag{3.3}$$

where $k_1 = \dfrac{\left(\omega_e - Vk\cos\theta\right)^2}{g}$, $k_2 = \sqrt{k_1^{\,2} - k\cos^2\theta}$, $B_1 = \dfrac{2k_1}{k_1 + k}\dfrac{k}{k_2}\sin\theta$

$$V = \alpha_A(x) u_0 \cos\theta$$

where $\alpha_A(x) = \min\left(1.0, \dfrac{2A(x)}{A_0(x) + A(x)}\right)$ (3.4)

where $A(x) = \int_{-T(x)}^{0} y dz$, $A_0(x) = yT(x)$

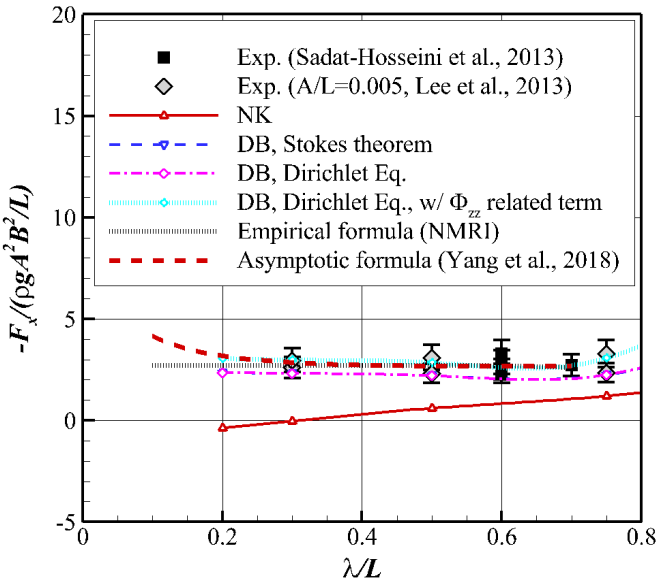
$$\alpha_B = \frac{B_f\left(z=\zeta_0/2\right)}{B_f\left(z=0\right)}$$

$$\text{where } B_f = \frac{1}{B}\int_l \sin^3\theta dl,\ \frac{\zeta_0 g}{u_0^{\ 2}} = \min\left(\frac{2.2}{1+F_T}\frac{\tan\bar{\alpha}_E}{\cos\bar{\alpha}_E}, \frac{1}{2}\right) \tag{3.5}$$

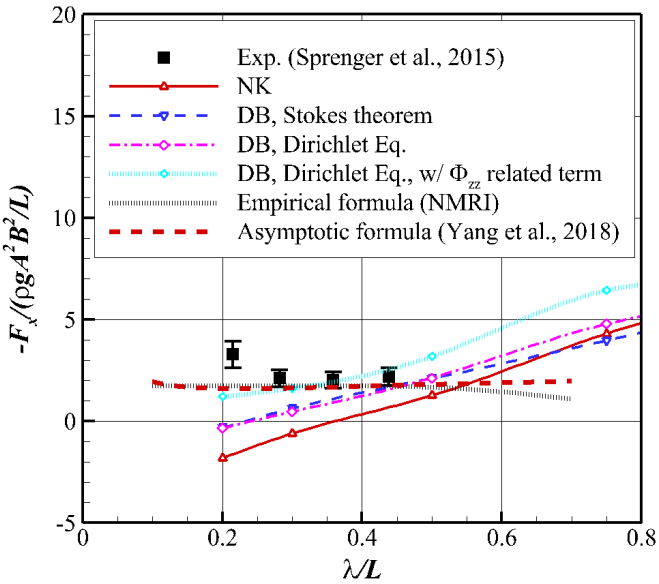
$$\text{where } F_T = u_0 / \sqrt{gT\left(x\right)},\ \tan\bar{\alpha}_E \simeq \frac{y\big|_{x=L_C}}{L_C},\ L_C = 2T\left(x\right)F_T^{\ 2}\left(1+F_T\right)$$

여기서 $T(x)$, $A(x)$, 그리고, $A_0(x)$는 각각 선박의 흘수, 횡단면, 그리고 폭과 흘수를 곱한 값이다. 따라서 α_A는 각 단면이 깊이 방향으로 일정한 실린더에 비해 얼마나 감소 혹은 증가하는지를 나타내는 변수이다. 또한, ζ_0는 Noblesse et al. (2008)에 의해 제시된 정상 파고의 최대값을 의미한다. 세장체 및 비대선형 등 다양한 선박에 대한 단파장 부가저항 예측에 있어, 기존 점근식 대비 수정된 점근식의 정확도 향상은 Yang et al. (2018)에서 확인할 수 있다.

Fig. 3.25에 나타나듯이 단파 영역 부가저항에 대한 실험 결과와 추정식 및 점근식 결과는 일관되었으며, 단파 영역 전반에서 비교적 값이 일정하였다. 앞서 언급한 바와 같이, 이 값과 유사한 수치 해석 결과를 얻기 위해서는 이중물체 선형화 기법을 도입하고, 자유표면 경계조건에 $\partial^2\Phi/\partial z^2$와 관련된 항을 도입해야 함을 알 수 있다. 특히, DTC와 같은 세장체의 경우 $\partial^2\Phi/\partial z^2$와 관련된 항을 도입하지 않으면, 실험 대비 오차가 증가할 뿐만 아니라, 물리적으로 타당하지 않은 0에 가까운 부가저항이 산출되었다. 이는 단파 영역 부가저항의 계산에 있어 정상 유동 기인 연성효과가 엄밀히 고려되어야 함을 의미한다.



(a) KVLCC2 tanker, *Fn*=0.142



(b) DTC containership, *Fn*=0.139

Fig. 3.25 Short-wave added resistance in head sea:

Fig. 3.26~28에서는 동일한 선수파 조건에 대하여 선형 및 약한 비선형 해석을 적용하여 계산된 부가저항을 비교하였다. 두 가지 해석 모두에서 이중물체 선형화 기법이 적용되었으며 m_j 항은 Dirichlet 방정식을 풀이하여 평가, 자유표면 경계조건에 $\partial^2\Phi/\partial z^2$와 관련된 항을 포함하였다. 먼저, S175의 경우 파고에 따라 접수면적이 크게 변화하여 선형 및 비선형 운동응답 간에 차이가 발생하였으므로, 부가저항 역시 파고에 따라 값이 변화한다. 파고가 증가할수록 감소하는 비선형 운동응답은 선박의 운동과 관련된 부가저항 성분인 (*I*), (*III*), 그리고 (*IV*) 성분의 값을 변화시킨다. 특히 공진 영역에서는 파랑과 선박 운동의 위상이 반대이기 때문에 상대 파고의 크기가 감소하여 (*I*) 성분이 크게 감소한다. 결과적으로 비선형성에 의하여 공진 영역의 부가저항은 감소할 뿐만 아니라, 최대값의 위치 역시 단파 영역으로 이동한다. 반면, KVLCC2는 측벽이 수직에 가까워 선체 형상에 기인한 비선형성이 작기 때문에, 운동응답과 마찬가지로 부가저항에서도 비선형성의 영향이 거의 나타나지 않는다.

DTC의 경우에도 선형 및 비선형 운동응답 간에 차이가 발생하는 파랑에 대해서, 부가저항 역시 두 가지 해석 결과 간에 약간의 차이를 보인다. 더해서 상대 파고 관련 성분, (*I*)의 계산에 도입되는, 파고에 따른 적분면적의 변화를 반영하는 보정 (식 2.47~48의 $1/\sin\alpha$, vertical hull slope correction; VHSC)을 수행한 경우와 수행하지 않은 경우 ($\sin\alpha=1$, 선체 측벽이 수직하다고 가정)의 결과를 비교하였다.

측벽 기울기를 고려한 보정의 수행 여부에 따라 파장비가 1에 가까운 파랑에 대해서 선형 및 약한 비선형 해석 결과는 약간의 차이를 보였다. 문제는 약한 비선형 해석을 도입하였을 때 보정을 수행하지 않으면 단파 영역에서 부가저항이 과소 평가된다는 점이다. 또한, 단파 영역에서는 선박이 거의 운동하지 않기 때문에 선형 및 약한 비선형 해석 결과가 일관되어야 함에도 불구하고, 두 가지 해석 결과 간에 차이가 발생하였다.

이러한 현상의 원인을 규명하기 위해 부가저항을 고차 Froude-Krylov 힘 및 복원력 성분, $\{F_I\}$와 교란 유동에 의한 성분, $\{F_d\}$로 나누어 분석하였다. 선형 해석에서 고차 Froude-Krylov 힘 및 복원력 성분이란, 다음과 같이 부가저항 성분 중 입사파 성분 및 정수압과 관련된 2차 힘의 시간 평균을 말한다.

$$
\begin{aligned}
\{F_I\}_j = & \frac{\rho g}{2}\int_{WL}\left[\zeta_I - (\xi_3 + \xi_4 y - \xi_5 x)\right]^2 \frac{n_j^{(0)}}{\sin\alpha} dl - \rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\frac{1}{2}\nabla\phi_I \cdot \nabla\phi_I\right] n_j^{(0)} dS \\
& -\rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\left(\frac{\partial}{\partial t} - \left(\vec{U} - \nabla\Phi\right)\cdot\nabla\right)\phi_I + g(\xi_3 + \xi_4 y - \xi_5 x)\right] n_j^{(1)} dS \\
& -\rho\iint_{\bar{S}_B}\vec{\delta}\cdot\nabla\left[\left(\frac{\partial}{\partial t} - \left(\vec{U} - \nabla\Phi\right)\cdot\nabla\right)\phi_I\right] n_j^{(0)} dS \\
& -\rho\iint_{\bar{S}_B} gz n_j^{(2)} dS - \rho\iint_{\bar{S}_B} H\vec{x}\cdot\nabla\left(gz\right) n_j^{(0)} dS
\end{aligned}
\tag{3.6}
$$

약한 비선형 해석에서는 이 힘이 실제 접수면적에서 계산된 고차 Froude-Krylov 힘 및 복원력으로 대체된다 ($\{F_{\text{F.K.}}\}_{\text{H.O.T.}}$+ $\{F_{\text{Res.}}\}_{\text{H.O.T.}}$). 한편, 교란 유동에 의한 성분은 전체 부가저항에서 고차 Froude-

Krylov 힘 및 복원력을 제외한 나머지로 생각할 수 있으며, 식 2.48의 (*I*) 성분부터 (*IV*) 성분까지의 합과 같다.

단파 영역에서는 선박의 운동이 매우 작기 때문에, 파장이 짧아질수록 고차 Froude-Krylov 힘 및 복원력의 시간 평균은 0으로 수렴한다. 반면, 공진 영역에서는 선박의 운동에 따라 선수 및 선미부의 상대 파고 간에 위상 차가 발생하므로 해당 힘이 증가한다. 장파 영역에서는 선박이 파면을 따라 운동함에 따라 상대 파고가 감소하여, 해당 성분의 시간 평균값은 다시 0으로 수렴한다. 이러한 물리적 경향은 Fig. 3.29의 수치 해석 결과에서 확인할 수 있다.

측벽 기울기를 고려한 보정을 수행한 경우, 고차 Froude-Krylov 힘 및 복원력에 대한 선형 및 약한 비선형 해석 결과가 공진 영역에서는 운동응답의 비선형성으로 인하여 약간 다르지만, 전반적으로 두 결과가 일관되었다. 반면 보정을 수행하지 않으면 (선체 측벽이 수직함을 가정한다면; $\sin\alpha=1$), 단파 영역에서 두 해석 결과 간에 차이가 발생하였다. 선형 해석에서 보정을 수행하지 않았을 때, 단파 영역에서 해당 성분이 0으로 수렴하지 않는 이유는 작은 기울기 ($1/\sin\alpha>>1$)를 가지는 선미에서 파고에 따른 접수면적의 변화가 고려되지 않았기 때문이다. 즉 선미 쪽에서 입사파가 가하는 힘 ($+x$ 방향)이 과소평가되었다. 반면, 약한 비선형 해석에서 실제 접수면적에 대하여 계산된 해당 성분은, 보정을 수행한 선형 해석 결과와 같이 물리적인 경향성에 따라 0으로 수렴하였다.

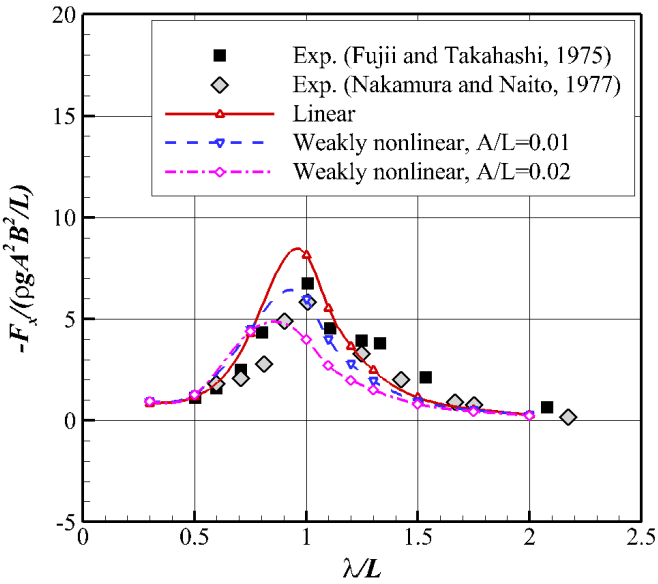


Fig. 3.26 Added resistance in head sea II: S175 containership, *Fn*=0.150

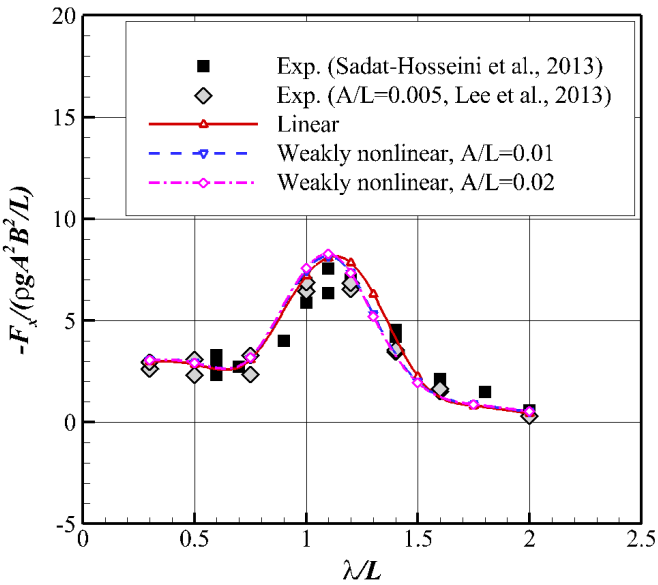
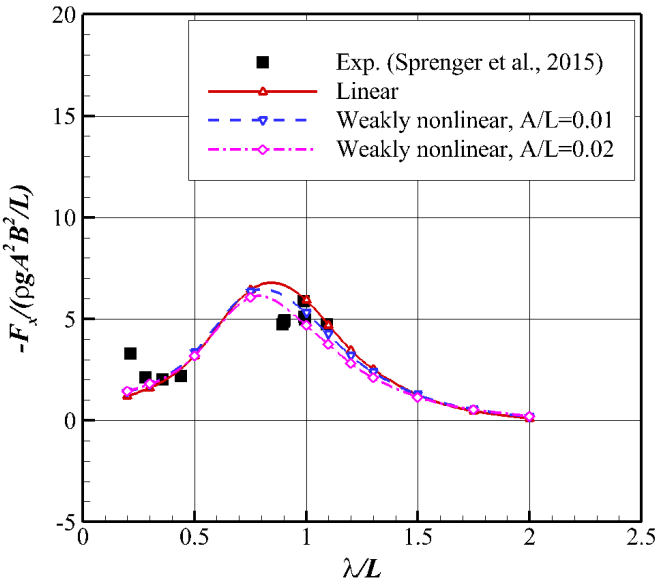
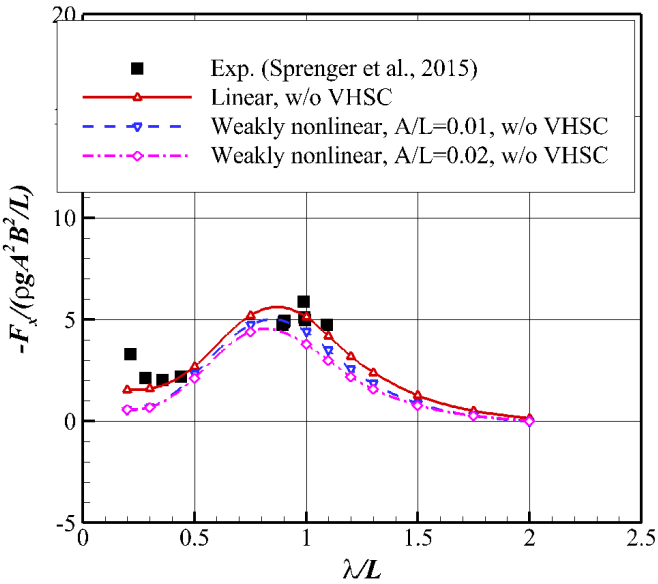


Fig. 3.27 Added resistance in head sea II: KVLCC2 tanker, *Fn*=0.142

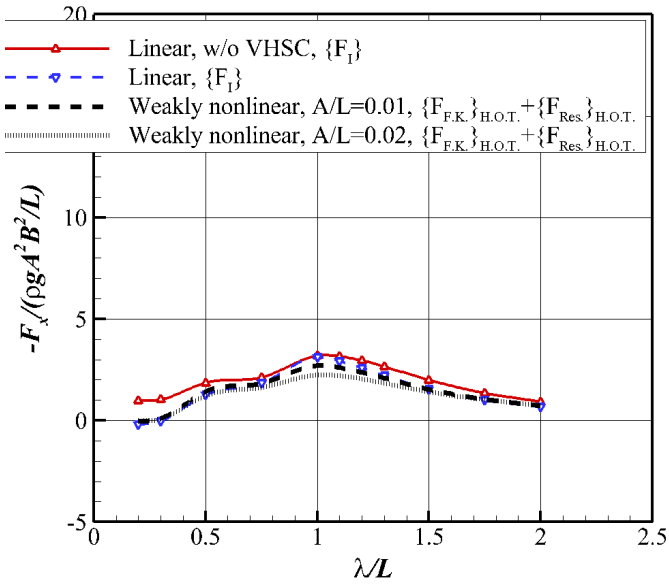


(a) With vertical hull slope correction

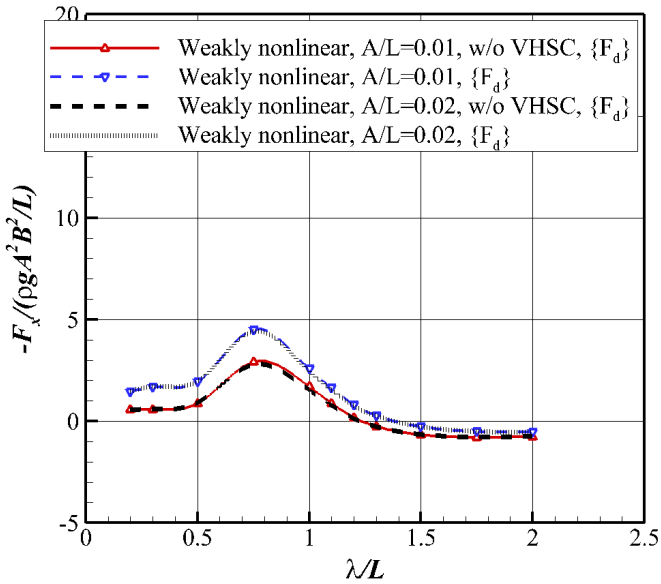


(b) Without vertical hull slope correction

Fig. 3.28 Added resistance in head sea II: DTC containership, *Fn*=0.139



(a) Higher-order Froude-Krylov and restoring force



(b) Disturbed-wave induced component

Fig. 3.29 Components of added resistance in head sea: DTC containership, *Fn*=0.139

또한, 측벽 기울기를 고려한 기울기 보정에 의하여 교란 유동에 의한 부가저항 성분 역시 변화한다. 약한 비선형 해석에서 해당 성분은 선형 해석에서 선박의 평균 위치에 따라 계산된 값을 그대로 사용하기 때문에 파고가 증가하여도 비선형성을 나타내지 않는다. 결론적으로, 선체 측벽이 수직하지 않은 선형에 대하여 부가저항을 계산할 때, 물리적으로 타당하면서 선형 및 약한 비선형 해석 간의 일관성을 유지하기 위해서는 측벽 기울기를 고려한 보정이 수행되어야 함을 알 수 있다.

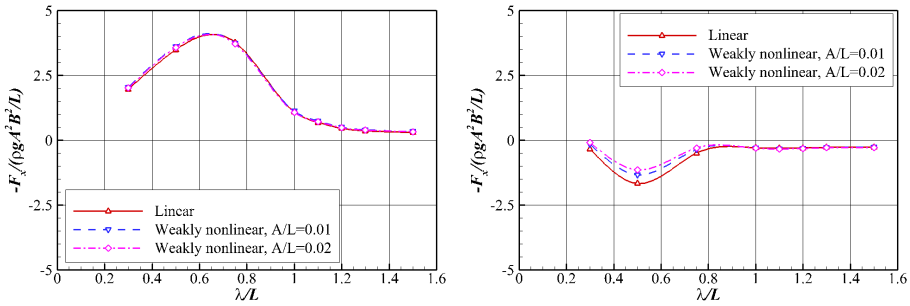
Fig. 3.30~31은 사파 조건에 대하여 계산된 파랑 표류력을 나타낸 것이다. 사파 조건에서는 전후방향 표류력뿐만 아니라 좌우방향 표류력 (sway force) 및 선수방향 표류 모멘트 (yaw moment)가 함께 선박에 작용한다. KVLCC2의 경우 운동응답과 마찬가지로 전후방향 및 좌우방향 표류력에 대하여 선형 및 비선형 해석 결과가 거의 일치한다. 단, 선수방향 표류 모멘트는 두 가지 해석 결과 간에 차이가 발생한다. 표류 모멘트는 선수 및 선미 끝단에 작용하는 국부적인 파랑력이 전체 값에 큰 영향을 끼친다. 일반적으로 선박은 선수와 선미에서 복잡한 형상을 가지므로, 작은 파고에서도 선체 형상으로부터 기인된 표류 모멘트의 비선형성이 큰 것이다. 약한 비선형 해석에서는 흘수에 따른 접수면적의 변화를 고려하여 고차 Froude-Krylov 힘 및 복원력 성분을 계산하므로 이러한 비선형성을 더 엄밀히 고려할 수 있다.

DTC의 경우 계산된 파랑 표류력 및 모멘트를 SHOPERA 비교

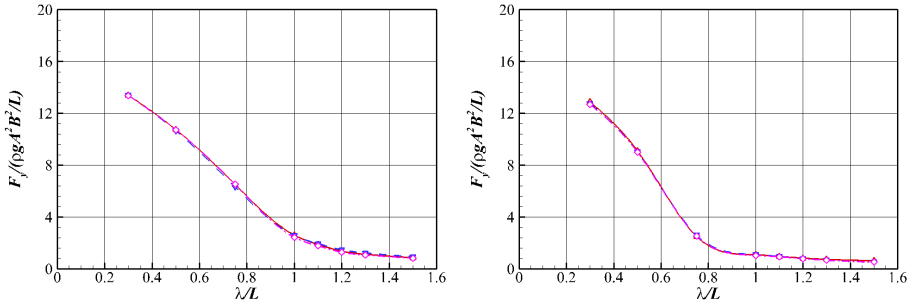
연구에서 수행된 모형시험 결과 (Sprenger et al., 2015)와 비교하여 검증하였다. 전후방향 및 좌우방향 표류력은 실험 결과와 비교적 잘 일치하였다. 그리고 선형 및 약한 비선형 해석 결과를 비교하면 전반적으로 비선형성의 영향이 크지 않다. 하지만 사파 조건에서는 공진 영역이 변화하여 단파 영역에서도 작지 않은 선박 운동이 발생하고, 그로 인하여 운동응답 및 파랑 표류력에 대한 비선형성이 확인되었다. 이러한 경향은 선수사파 조건보다 선미사파 조건에서 심화되는데, 이는 측벽의 기울기가 작은, 그로 인하여 선체 형상에 의한 비선형성이 큰 선미부로 먼저 파랑이 입사되기 때문이다.

반면, 선수방향 표류 모멘트의 경우 입사 파장이 짧아 질수록 계산 결과와 실험 결과 사이에 오차가 증가하였다. 이의 원인을 규명하기 위하여 Fig. 3.32에서 선체 표면에서의 선형 압력 (식 2.31에서 정수압을 제외한 압력)과 선수 부근 파랑의 분포를 나타내었다. DTC는 선수의 수선이 날카롭기 때문에 선수부에서 단파장의 파랑은 포텐셜 이론으로는 고려하기 어려운 회전 유동 (corner flow)의 특성을 보인다. 또한, 구상 선수가 정수면 가까이에 위치하기 때문에 랜킨패널법 적용 시 자유표면 및 구상 선수에 분포되는 소스가 인접한다. 이러한 상황에서 수치 해석 결과는 국부적으로 불안정할 수 있으며, 이에 따라 선수 끝단에서 압력 및 파랑 분포가 과대하게 평가되었다. 이러한 경향은 선미 쪽에서 파랑이 입사되어 선수를 따라 회전하는 선미사파의 경우에 더 심화되었다. 선수 쪽에서 국부적으로 과대 평가된 물리적 변수들은

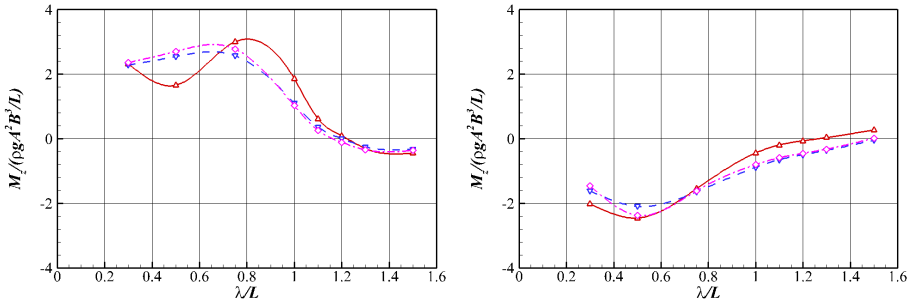
전후방향 및 좌우방향 표류력 보다는 선수방향 표류 모멘트에 큰 영향을 끼친다.



(a) Surge force (added resistance)

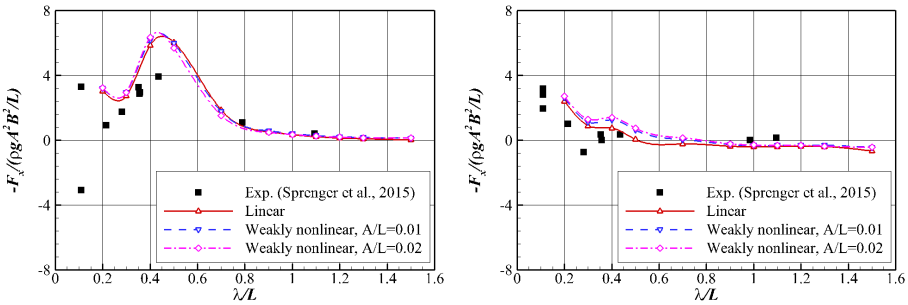


(b) Sway force

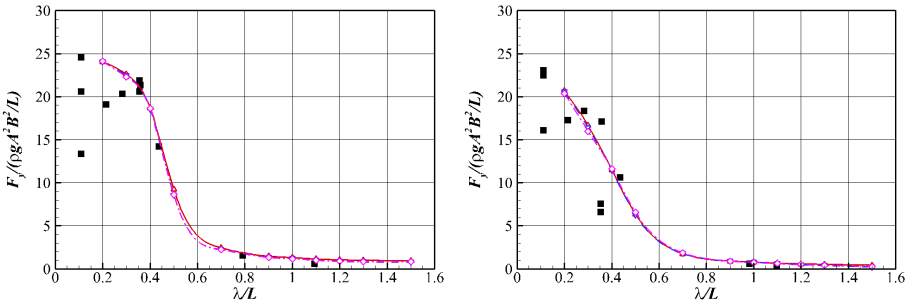


(c) Yaw moment

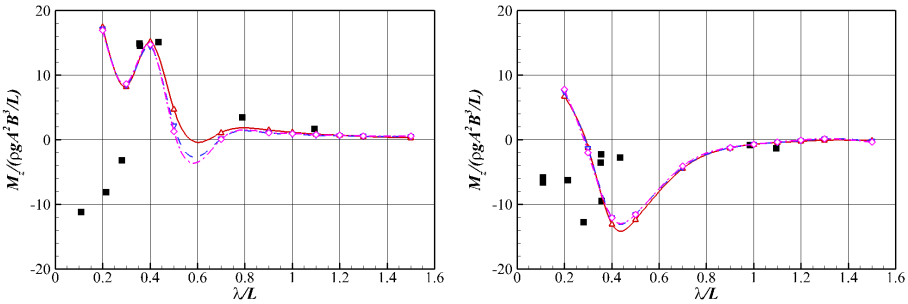
Fig. 3.30 Wave drift force and moment in oblique sea: KVLCC2 tanker, *Fn*=0.060, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right)



(a) Surge force (added resistance)

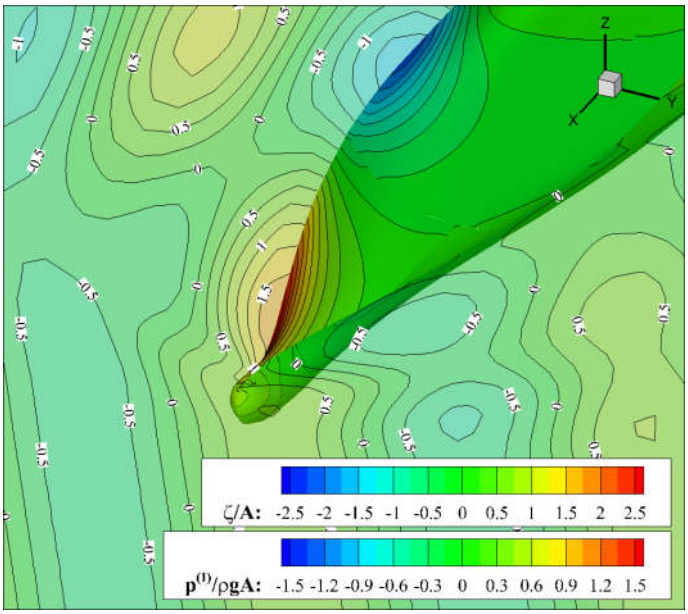


(b) Sway force

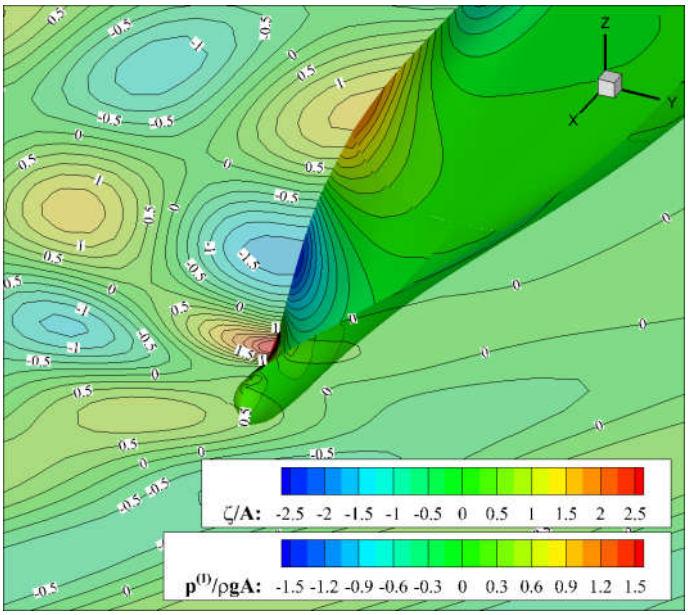


(c) Yaw moment

Fig. 3.31 Wave drift force and moment in oblique sea: DTC containership, *Fn*=0.052, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right)



(a) Bow quartering sea, χ=120.0 degree



(b) Stern quartering sea, χ=60.0 degree

Fig. 3.32 Wave elevation and hydrodynamic pressure distribution around bow of ship: DTC containership, Fn=0.052, λ/L=0.2

3.2 파랑 중 내항-조종 연성 해석

본 절에서는 시간영역 내항-조종 직접 연성 해석 기법을 적용하여 파랑 중 선박의 조종성능을 분석한다. 파랑 중 조종 시뮬레이션을 수행하기에 앞서, 조종 운동이 선박의 운동응답 및 파랑 표류력에 미치는 영향을 살펴 보았다. 이를 위하여, 선박의 운항 속도에 따라 정상 유동이 어떻게 변화하는지, 그리고 내항성능 해석을 위하여 정상 유동을 안정적으로 근사하는 방법에 대하여 검토하였다. 또한, 기존의 내항성능 해석과는 달리 선박의 조종으로 인한 좌우방향 속도 및 선수방향 각속도를 고려하여 수치 계산을 수행하여 선박 운동 및 파랑 표류력에 미치는 내항-조종 연성 효과를 확인하였다. 마지막으로, 파랑 중 선회 시험을 수행하여 파랑 표류력이 선박의 조종성능에 미치는 영향을 분석하였다. 파랑 표류력은 정상 유동 근사 방법 또는 약한 비선형 효과에 따라 그 값을 달리 하므로, 각각의 기법에 따라 선회 궤적이 어떠한 차이를 보이는지 역시 검토하였다.

3.2.1 대상 선형

시간영역 직접 연성 해석 기법을 적용하기 위해서는 모듈형 타입의 조종 운동 방정식을 정립하여야 하므로, 본 연구에서는 기존의 실험 및 경험식을 토대로 구축된 MMG 모델을 도입하였다. (S175 컨테이너선: Yasukawa & Nakayama, 2009; KVLCC2 탱커:

Yasukawa & Yoshimura, 2015). 따라서 선체에 의한 유체동역학적 힘, 그리고 추력 및 타력은 기존 연구의 모델링과 그에 필요한 계수를 기반으로 계산하였다. 대상 선박의 선형, 프로펠러, 그리고 타의 주요치수는 Table 3.2에 나타나 있다.

Table 3.2 Principal dimensions of ship models for maneuvering analysis

Designations	S175 containership	KVLCC2 tanker
Hull particulars		
LBP, L [m]	175.0	320.0
Beam, B [m]	25.4	58.0
Draft, T [m]	9.5	20.8
Displacement Volume ,∇ [m^3]	24,154	312,622
Block coefficient, C_B	0.572	0.810
Longitudinal center of buoyancy, x_B [%, fwd]	-1.34	3.47
Radius of gyration, k_{xx}/B	0.338	0.4
Radius of gyration, k_{yy}/L and k_{zz}/L	0.269	0.25
Propeller particulars		
Diameter, D_P [m]	6.507	9.86
Pitch ratio, p/D_P	0.735	0.673
Rudder particulars		
Area, A_R [m^2]	32.46	112.5
Aspect ratio, H_R/B_R	1.827	1.827
Rudder speed [deg/s]	1.697	1.812

3.2.2 정상 유동 해석

조종 운동하는 선박은 좌우방향 속도와 선수방향 각속도를 가지기 때문에 정수 평면 상에서 양력 형상으로 간주될 수 있다. 이 경우, 선체 끝단에서 입사 유동의 반대 방향으로 와류 유동이 발생한다. 이러한 회전 유동의 발생은 선수 및 선미의 끝단이 날카로운 형상 (sharp edge)일 때 더 심화된다. 따라서 수선의 끝단이 둥근 형태를 지니는 KVLCC2와는 달리, S175에 의하여 발생하는 정상 유동을 해석할 때는 날카로운 끝단에서 발생하는 와류 유동을 모델링 해야 한다. 2.2.3절에서 설명된 바와 같이 와류 유동을 모델링 하기 위해서는 끝단과 연결된 부가적인 와류 시트에 특정 세기의 더블릿을 분포시켜야 한다. S175에 대하여 도입된 선수부와 선미부의 와류 시트는 Fig. 3.33에 나타나 있다. 선미부 와류 시트의 경우, 준정적 가정에 따라 미리 정해진 와류 유동의 분포를 따르도록 하였다. Matsui et al. (1994)에 의하면 끝단에서 특정 각도의 직선을 따라 정상 상태의 와류 흘림이 발생한다고 가정할 수 있다. 이 때 와류 분포의 각도는 다음과 같이 선박의 운항 속도로 결정된다.

$$\theta_{\text{wake}} = \tan^{-1}\left[\left(v_0 + r_0 x\right) / \left(u_0 - r_0 y\right)\right] \tag{3.7}$$

선수부 와류 시트에 대하여 와류 흘림의 각도를 반영하게 되면 시트와 선체 패널 간의 간섭이 발생하기 때문에 수치 해석이

불안정할 수 있다. 따라서 두 수치패널 간의 간섭이 없도록 선수부 와류 시트는 선체 중심선을 따르도록 분포시켰다.

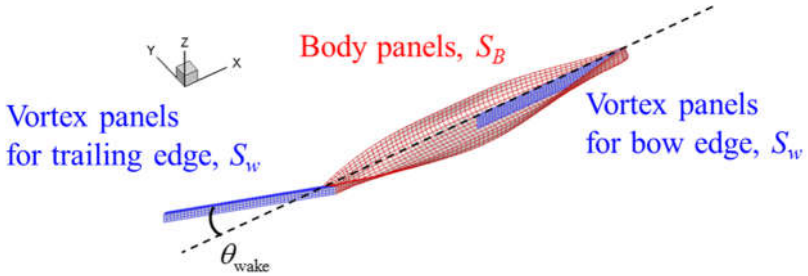
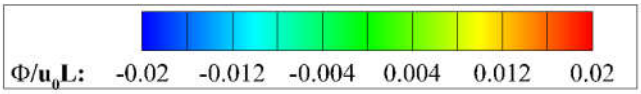
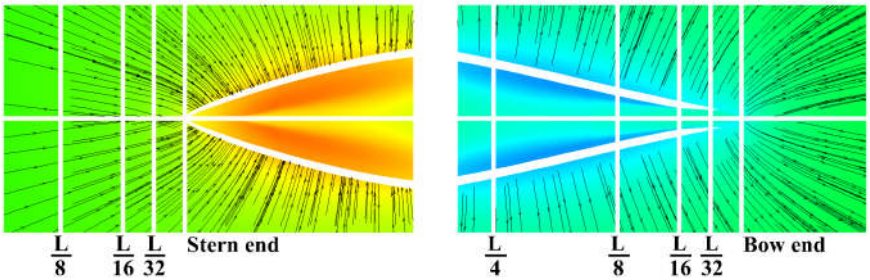


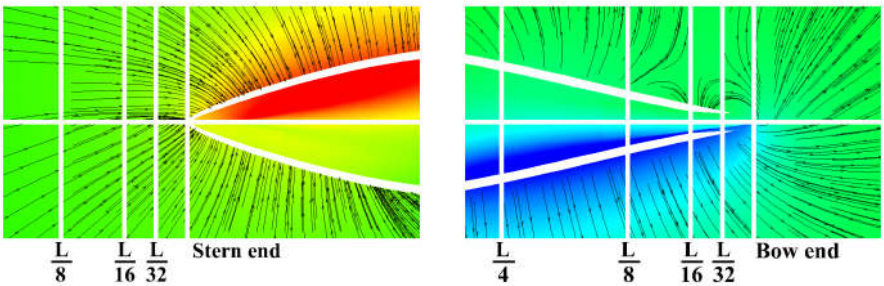
Fig. 3.33 Vortex sheets at bow and stern edges: S175 containership

Fig. 3.34는 선박의 운항 속도에 따라 정상 유동의 근사를 위한 이중물체 유동이 어떻게 변화하는지를 나타낸다. 전진 속도만 존재할 때, 이중물체 유동은 선박의 중심선을 기준으로 좌우대칭이다. 하지만 일정 표류각 하에 전진하는 경우 좌우방향 속도로 인하여 포텐셜 값이 비대칭이며, 선수와 선미 끝단에서 선체를 따르는 입사 방향의 회전 유동이 발생한다. 와류 시트를 도입하지 않고 포텐셜 이론을 기반으로 이중물체 유동을 해석하는 경우, 정체점 (stagnation point)이 유동이 입사되는 쪽의 반대편 선체에 위치하게 된다. 이러한 경향은 선미보다 선수에서 심화되며, 이에 따라 유선 (stream line)이 선체 끝단이 아닌 곳에 집중되는 것을 확인할 수 있다. 이러한 정체점의 위치는 유체의 점성이 존재하는 실제 현상과는 다르며, 수치 해석에서 끝단의 회전 유동을 과도하게 예측함을 의미한다.

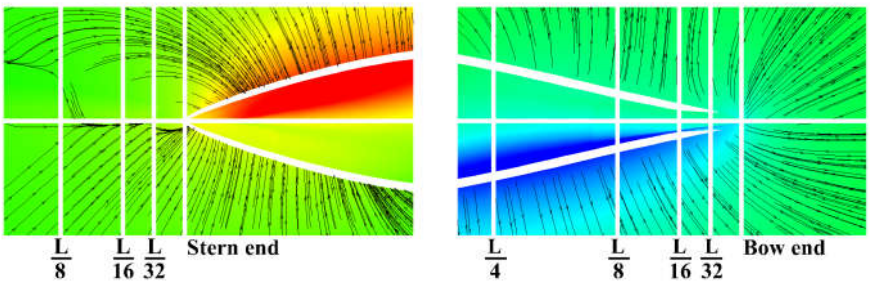




(a) Only for u_0 velocity

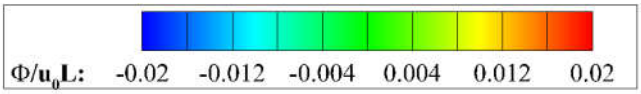


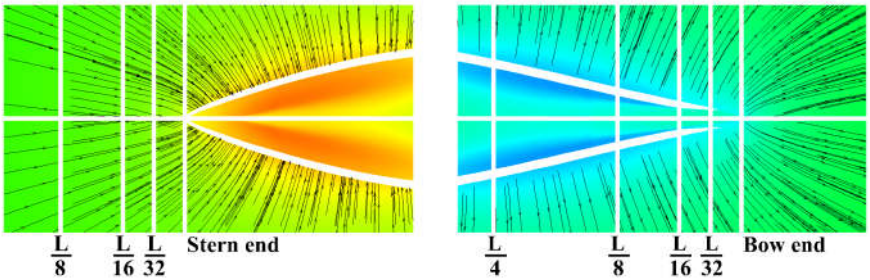
(b) Drift for β_0=10.0 degree without vortex sheet



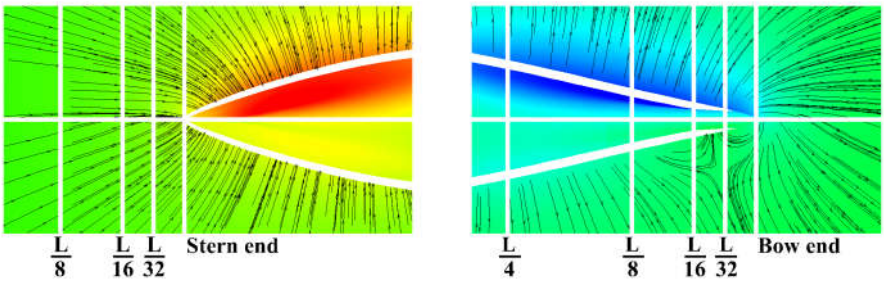
(c) Drift for β_0=10.0 degree with vortex sheet

Fig. 3.34 Double body potential and stream lines for drifting ship: S175 containership, Fn=0.100

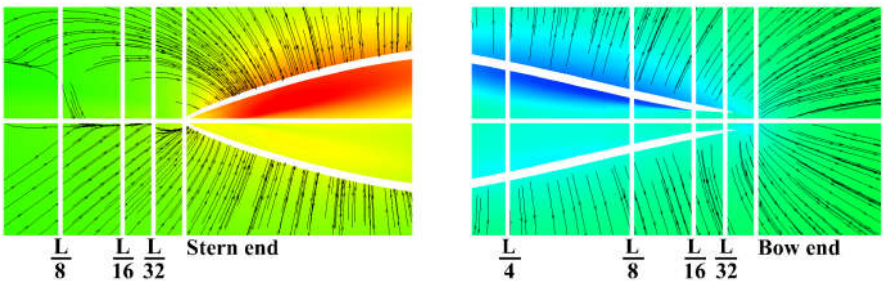




(a) Only for u_0 velocity



(b) Rotating for $r_0(u_0/L)$=0.369 without vortex sheet



(b) Rotating for $r_0(u_0/L)$=0.369 with vortex sheet

Fig. 3.35 Double body potential and stream lines for rotating ship: S175 containership, Fn=0.100

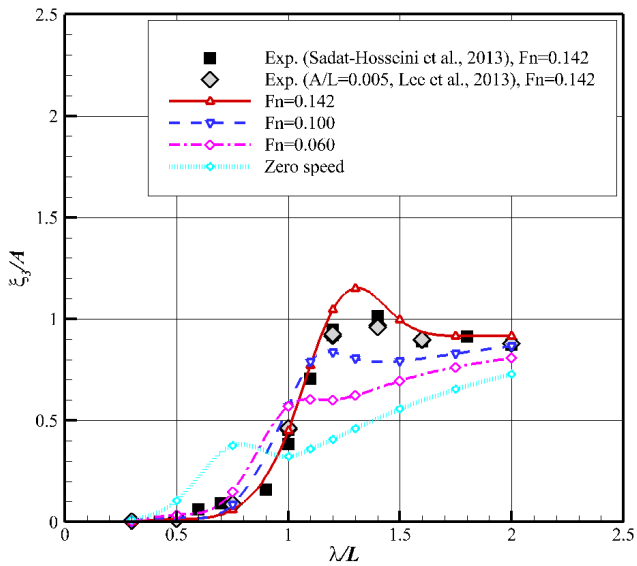
물리적으로 유체 점성에 의하여 정체점은 선체 끝단에 위치하게 되며, 이를 기준으로 입사 방향의 회전 유동을 억제하는 방향으로 와류 유동이 발생한다. 와류 시트를 통해 이러한 실제 유동의 특징을 모델링하여 반영한 경우 유선이 집중되는 정체점이 선체 끝단으로 이동하는 것을 확인할 수 있다. 또한 급격한 회전 유동이 억제되어 이중물체 포텐셜 값이 와류 시트를 도입하지 않은 경우에 비하여 감소한다. 즉 경계조건 문제의 선형화를 위하여 도입되는 이중물체 유동이 와류 유동을 반영함에 따라 안정화되었다. Fig. 3.35에 나타나듯이 선박이 표류하는 경우 뿐만 아니라 회전하는 경우에 대해서도 와류 시트 도입에 따른 이중물체 유동의 안정화를 확인할 수 있다.

본 연구에서 와류 시트를 도입하는 목적은 점성의 영향을 완벽하게 모델링하여 조종 유체력 미계수를 계산하려는 것이 아닌, 이중물체 유동을 안정화 시킴에 따라 내항성능 해석의 정확도를 높이는 것에 있다. 정상 유동의 내항성능에 대한 연성 효과는 선체 부근에서만 유효하며, 따라서 선체로부터 떨어져나간 와류에 대한 해석은 중요하지 않다. 또한, 와류 유동 모델링을 위해 도입되는 더블릿 $(\partial(1/r)/\partial n)$은 거리가 멀어질수록 그 영향이 급격히 감소한다. Fig. 3.34-35에 나타나듯이, 비물리적인 정체점과 급격한 회전 유동은 선수 끝단으로부터 $L/32$만큼 떨어진 부근에 위치한다. 따라서 와류 시트의 길이가 $L/16$ 이상이면 선체 끝단의 이중물체 유동이 충분히 안정화된다. 결론적으로 정상 유동의 안정화에 있어 수치 해의

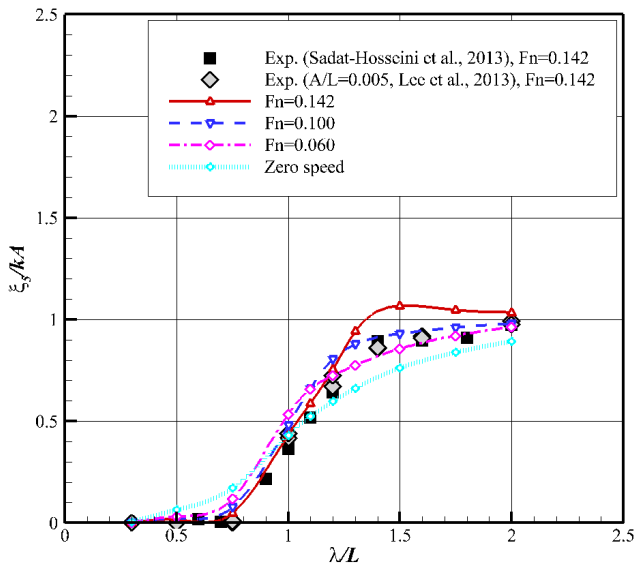
시트의 길이에 대한 민감도는 매우 낮기 때문에, 본 연구에서는 $L/16$-$L/2$ 길이의 와류 시트가 도입되었다.

3.2.3 조종 운동 기인 연성 효과 해석

본 절에서는 선박의 조종 운동이 운동응답 및 파랑 표류력 등 내항성능에 미치는 영향을 살펴보고자 한다. 이를 위하여 선박의 운항 속도를 달리하면서 내항성능 해석을 수행하였다. Fig. 3.36~37는 선수파 조건의 KVLCC2에 대하여 전진 속도에 따른 운동응답 및 부가저항 해석 결과를 비교한 것이다. 부가저항이 선박의 전진 속도에 따라 변화하는 이유는 크게 두 가지로 나누어 생각할 수 있다. 첫 번째는 전진 속도에 따라 파랑의 조우 주파수 ($\omega_e=\omega-ku_0\cos\chi$)가 결정되어 선박 운동의 공진 영역이 변화하기 때문이다. 선수파 조건에서는 전진 속도가 증가함에 따라 조우 주파수가 증가하며, 이에 따라 공진 영역이 장파 영역으로 이동한다. 일반적으로 입사파의 파장이 길수록 큰 선형 파랑력이 선박에 작용하므로, 공진 운동은 빠른 속도에서 더 크게 나타난다. 또한, 공진 영역에서는 선박 운동과 파고의 위상이 반대이므로, 상대 파고에 따라 값이 결정되는 부가저항의 수선 적분항 성분, (I)은 전진 속도에 따라 값이 크게 변한다. 결과적으로, 선박의 전진 속도가 빠를수록 큰 공진 운동으로 인하여 부가저항의 최대값이 증가하고 위치 역시 장파 영역으로 이동한다.



(a) Heave motion



(b) Pitch motion

Fig. 3.36 Motion responses in head sea for different forward speeds based on DB linearization: KVLCC2 tanker

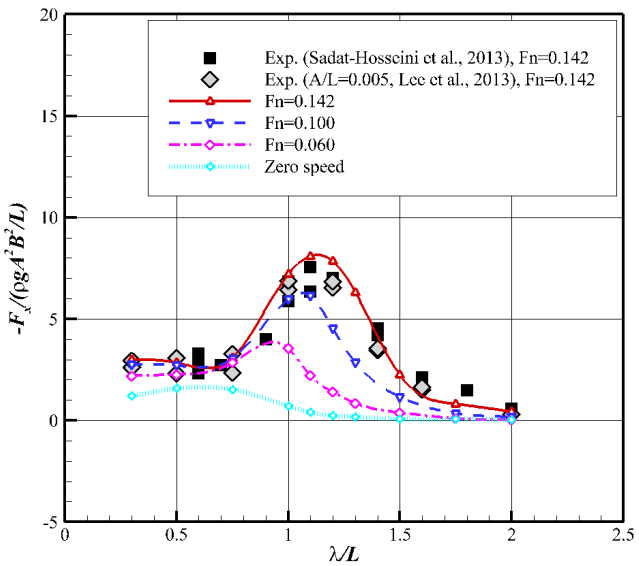


Fig. 3.37 Added resistance in head sea for different forward speeds based on DB linearization: KVLCC2 tanker

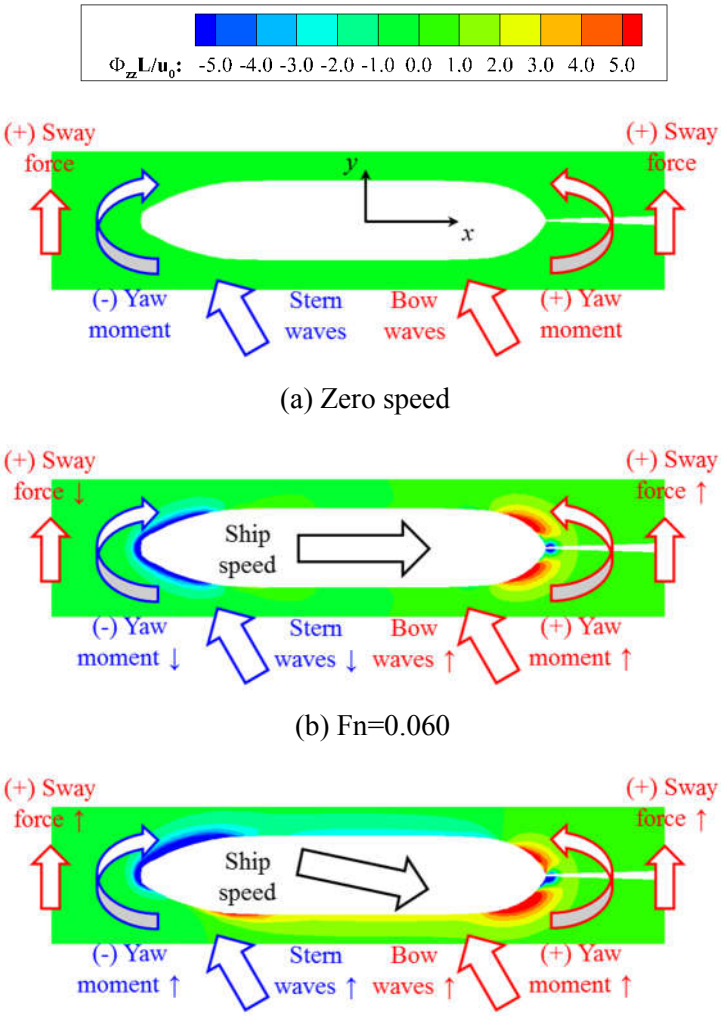
선박의 운동 관점에서만 전진 속도에 따른 부가저항 변화를 분석하면, 선박이 거의 운동하지 않는 단파 영역에서 전진 속도가 증가할수록 부가저항이 증가하는 경향은 설명할 수 없다. 이를 설명하기 위해서는 정상 유동으로부터 기인되는 연성 효과를 살펴보아야 한다. 식 2.14~16의 경계조건에서 정상 유동의 영향은 다양한 방식으로 내항성능에 반영된다. 선박의 운동이 거의 없는 단파 영역에서 부가저항의 크기를 결정하는 중요한 항은 자유표면 경계조건에서의 $\partial^2\Phi/\partial z^2$와 관련된 항이다. 전진 속도가 증가할수록 이중물체 유동 및 그와 관련된 변수들의 값이 크다. 따라서 빠른 속도로 운항하는 선박에서는 $\partial^2\Phi/\partial z^2$와 관련된 항에 의하여 선수

교란파가 크게 증가하고, 선미 교란파는 크게 감소하며, 결과적으로 단파 영역 부가저항의 크기가 증가하게 되는 것이다. 물론, 정상 유동 기인 연성 효과로 인하여 장파 영역 부가저항 역시 변화한다. 특히 $\partial^2\Phi/\partial z^2$와 m_j 항의 영향은 교란파 또는 선박 운동이 클수록 증가하며, 이에 따라 운동응답 및 부가저항이 변화한다. 결론적으로, 선박의 운항 속도에 따른 내항성능의 변화를 분석하기 위해서는 조우 주파수의 변화는 물론, 정상 유동 기인 연성 효과를 엄밀히 고려해야 하는 것이다.

선박의 전진 속도는 전후방향 표류력, 즉 부가저항뿐만 아니라 좌우방향 표류력 및 선수방향 표류 모멘트에도 영향을 끼칠 수 있다. 또한, 전진 속도뿐만 아니라 좌우방향 속도 및 선수방향 각속도에 의한 정상 유동 기인 연성 효과로 인하여 선박의 내항성능이 변화할 수 있다. Fig. 3.38은 KVLCC2의 운항 속도에 따른 $\partial^2\Phi/\partial z^2$의 분포와 그에 따른 교란파 및 파랑력의 변화를 도식화한 것이다. 선박이 정지해 있는 경우 선수사파가 입사될 때 선박에는 양의 좌우방향 표류력이 작용한다. 또한, 선수부에는 선수 교란파로 인하여 양의 선수방향 표류 모멘트가, 선미부에는 선미 교란파로 인하여 음의 표류 모멘트가 작용한다. 선박이 전진하는 경우 $\partial^2\Phi/\partial z^2$의 분포에 따라 교란파의 크기가 선수 및 선미부에서 변화하며, 이에 따라 선수부에 작용하는 양의 좌우방향 표류력 및 양의 선수방향 표류 모멘트는 증가, 선미부에 작용하는 양의 좌우방향 표류력 및 음의 선수방향 표류 모멘트는 감소한다.

결과적으로 전진 속도에 의하여 좌우방향 표류력은 선박 형상 및 파랑 조건에 따라 증가 혹은 감소할 수 있지만, 선수방향 표류 모멘트의 경우 일반적으로 양의 방향으로 값이 증가한다.

한편, 전진 속도뿐만 아니라 좌우방향 속도가 존재하여 선박이 일정 표류각 (β_0=12.0 degree)으로 사항하는 경우, $\partial^2\Phi/\partial z^2$ 값은 비대칭적으로 분포한다. 선박이 표류하는 쪽의 자유표면에 양의 값이 분포하는 것을 확인할 수 있으며, 선수사파 조건에서는 파랑이 해당 영역으로 입사된다. 특히, 전진 속도만 존재하는 경우와 비교하여 선수부에서 양의 값의 세기는 증가하고, 선미부에서 음의 값을 보이던 영역은 완화된다. 따라서 자유표면 경계조건에 의해 선수 및 선미 교란파가 모두 증가하여 양의 좌우방향 표류력은 증가한다. 이러한 변화는 선박이 입사되는 파랑을 향해 표류하기 때문에 좌우방향 표류력이 증가하는 물리적인 현상을 대변한다. 반면, 선수방향 표류 모멘트의 경우 선수부의 양의 모멘트와 선미부의 음의 모멘트가 모두 증가하기 때문에 선박 형상 및 파랑 조건에 따라 증가 혹은 감소한다. 결론적으로, 선박의 운항 속도가 파랑 표류력에 미치는 영향은 위와 같이 자유표면 상의 $\partial^2\Phi/\partial z^2$ 값 분포를 통해 파악할 수 있다. 단, 이러한 물리적 경향성은 선박 운동이 거의 발생하지 않는 단파 영역에서만 유효하다. 장파 영역에서는 운항 속도에 따라 변화된 조우 주파수 및 m_j 항이 선박의 운동응답과 파랑 표류력에 복합적인 영향을 미치기 때문이다.



(a) Zero speed

(b) Fn=0.060

(c) Fn=0.060, β_0=12.0 degree

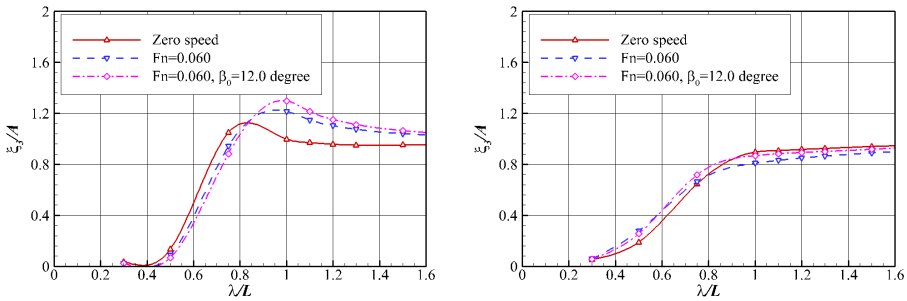
Fig. 3.38 $\partial^2\Phi/\partial z^2$ in free surface boundary: KVLCC2 tanker

Fig. 39~40은 선수사파 및 선미사파 조건에서 KVLCC2의 운동응답 및 파랑 표류력을 운항 속도에 따라 비교한 결과이다. 수치 해석은 이중물체 선형화 기법을 기반으로 수행되었다. 전진 속도가 존재하는 경우 선수파 조건과 마찬가지로 조우 주파수 (ω_e=ω-

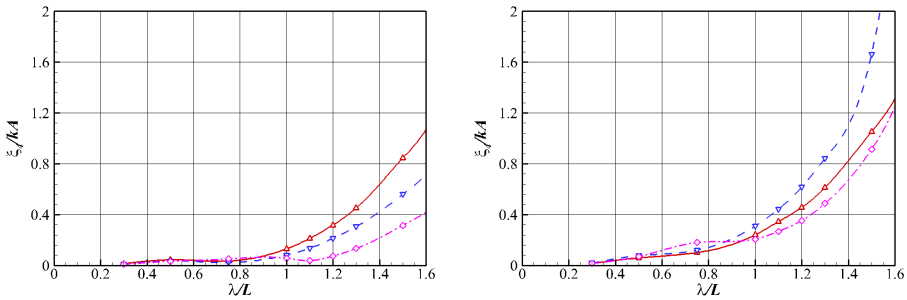
$ku_0\cos\chi$-$kv_0\sin\chi$)에 따라 선박 운동의 공진 영역이 변화하므로, 정지한 경우와 비교하여 운동응답이 차이를 보였다. 선수사파의 경우 전진 속도에 의해 공진 영역이 장파 영역으로 이동하는 반면, 선미사파 조건에서는 단파 영역으로 이동한다.

추가적으로 좌우방향 속도가 존재하여 선박이 표류하는 경우, 상하동요와 종동요는 전진 속도만 존재하는 경우와 비교하여 공진 영역의 변화가 크지 않다. 이는 좌우방향 속도에 의하여 변화된 조우 주파수의 영향은 크지 않음을 의미한다. 단, 선박 운동에 대한 연성 효과, 즉 m_j 항이 변화하여, 공진 운동의 크기가 약간 변화하였다. 반면, 저주파수의 고유주기를 가지는 횡동요의 경우 좌우방향 속도에 따라 변화된 조우주파수에 의하여 공진 영역이 변화하였다. 이로 인하여 장파 영역에서 운동의 크기가 크게 달라지게 된다. 선수 및 선미사파 조건 모두에서 공진 영역은 양의 표류각에 대하여 장파 영역으로 이동하였다.

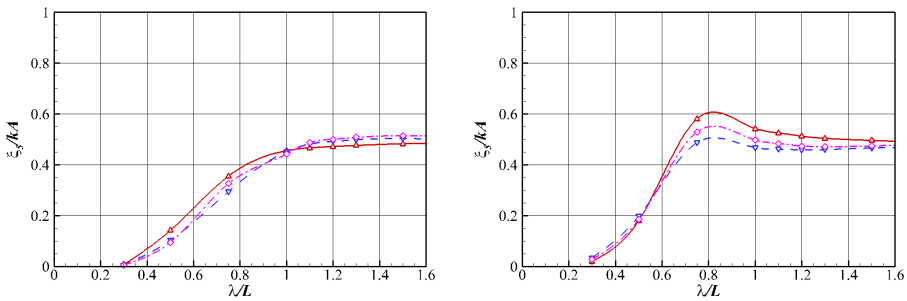
선박의 전진 속도에 따라 전후방향 표류력, 즉 부가저항은 사파 조건에서도 크게 변화한다. 이는 앞서 설명한 바와 같이 전진 속도에 의한 조우 주파수 및 정상 유동 기인 연성 효과의 변화에 기인한다. 같은 이유로, 좌우방향 표류력 및 선수방향 표류 모멘트 역시 전진 속도에 의하여 변화한다. 특히, 표류 모멘트의 경우 단파 영역에서의 값이 크게 변화하며, 이는 $\partial^2\Phi/\partial z^2$에 의하여 증가된 선수 교란파와 감소된 선미 교란파로 인하여 표류 모멘트가 양의 방향으로 증가하기 때문이다.



(a) Heave motion

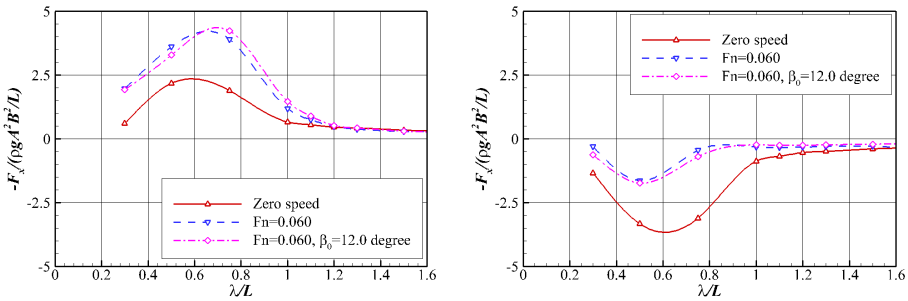


(b) Roll motion

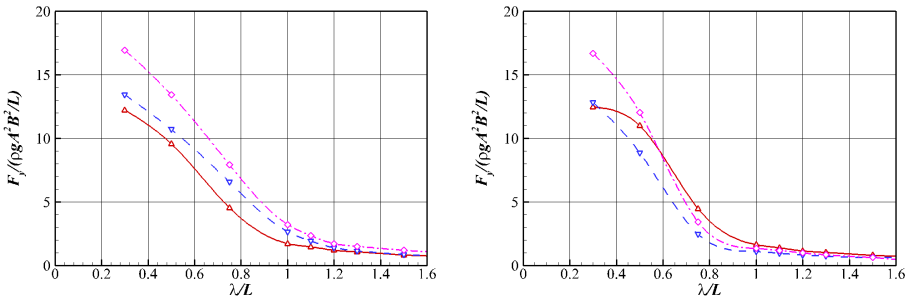


(c) Pitch motion

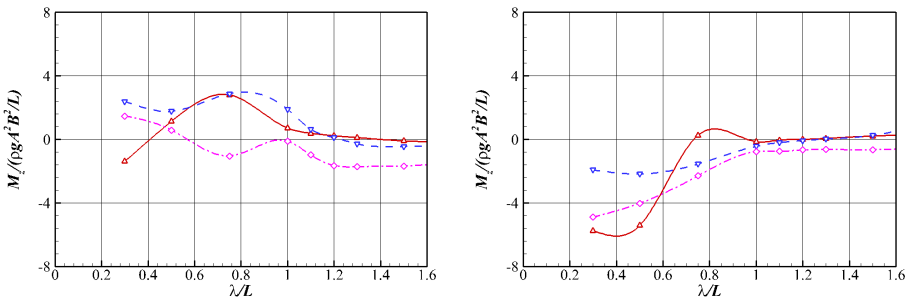
Fig. 3.39 Motion responses in oblique sea for different ship speeds based on DB linearization: KVLCC2 tanker, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right)



(a) Surge force (added resistance)



(b) Sway force



(c) Yaw moment

Fig. 3.40 Wave drift force and moment in oblique sea for different ship speeds based on DB linearization: KVLCC2 tanker, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right)

좌우방향 속도에 의해서는 전후방향 표류력은 거의 변화하지 않는 반면, 좌우방향 표류력의 경우 값이 크게 변화한다. 양의 표류각 하에 선박이 파랑을 향해 표류하게 됨에 따라, 파랑이 입사되는 선체 표면 부근에서의 교란파 및 그에 따른 파랑 표류력이 증가하는 것이다. 선수방향 표류 모멘트의 경우 전 파장 영역에서 좌우방향 속도에 의해 값이 변하며, 이는 정상 유동 기인 연성 효과뿐만 아니라 횡동요 등 선박 운동의 변화가 복합적으로 작용하였기 때문이다.

Fig. 3.41~42에서는 S175에 대하여 두 가지 선형화 기법을 기반으로 계산된 사파 중 파랑 표류력을 비교하였다. 먼저, NK 선형화 기법을 적용한 결과를 살펴보면, 좌우방향 속도에 의하여 표류력 및 표류 모멘트가 단파 영역에서 변화한다. 특히, 양의 표류각 하에 선박이 파랑을 향해 표류하여 좌우방향 표류력이 증가하여야 함에도 불구하고, 단파 영역에서 값이 감소하는 비물리적인 계산 결과가 산출되었다. 이는 NK 선형화 기법의 자유표면 경계조건에서는 정상 유동 기인 연성 효과가 엄밀히 고려되지 않았기 때문이다. 선수파 중 전진하는 선박의 내항성능을 해석하였을 때 NK 선형화 기법을 적용하면 선미 부근에서 비물리적으로 과도한 파랑이 발생하였다 (Fig. 3.22-23). 좌우방향 속도가 존재하는 경우에도 선체 주변의 교란파 예측에 있어 정도가 떨어지기 때문에 비물리적인 파랑 표류력이 산출되는 것이다.

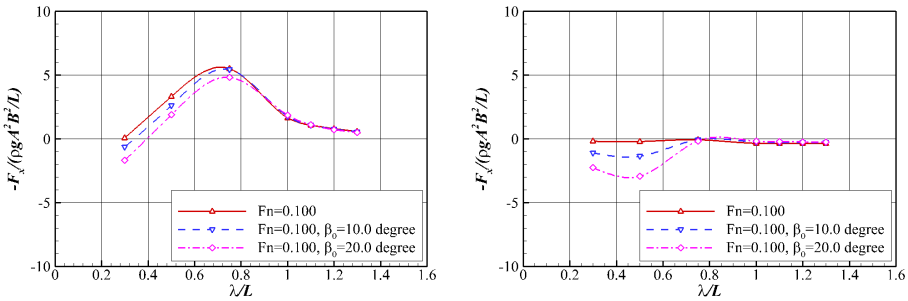
이중물체 선형화 기법을 적용하는 경우 S175 선형의 수선이 선수

및 선미에서 날카로운 끝단을 가지기 때문에, 좌우방향 속도가 존재하는 경우 와류 시트를 도입하여 와류 유동을 모델링 하여야 한다. 표류각이 상대적으로 크지 않은 경우 (β_0=10.0 degree), 와류 시트의 도입 여부와 상관없이 유사한 파랑 표류력이 산출되었는데, 이는 선체 끝단에서 발생하는 와류 유동의 내항성능에 대한 영향이 크지 않음을 의미한다. 하지만 큰 표류각 (β_0=20.0 degree)에 대하여 와류 시트를 도입하지 않고 내항성능 해석을 수행하는 경우 수치 해가 발산하였다.

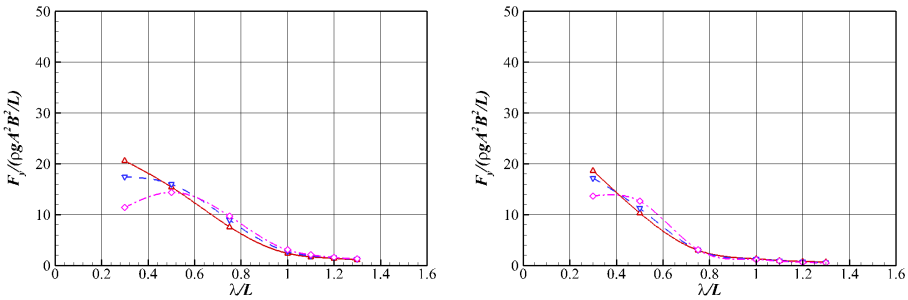
Fig. 3.43은 발산한 수치 해석 결과의 예시이다. 선수 부근에서 교란파가 발산하는 위치는 Fig. 3.34에서 와류 시트를 도입하지 않았을 때 비물리적인 정체점이 위치하는 곳이다. 즉 급격한 회전 유동이 발생하는 이중물체 유동을 기반으로 경계조건 문제의 선형화를 수행하게 되면, 정상 유동 기인 연성 효과가 과도하게 반영되어 수치 해가 불안정해지는 것이다. 따라서 큰 좌우방향 속도 또는 선수방향 각속도로 조종 운동하는 선박의 내항성능을 안정적으로 해석하기 위해서는 와류 시트의 도입이 대단히 효과적임을 알 수 있다. 또한 비물리적인 정체점과 급격한 회전 유동은 선수 끝단으로부터 L/32만큼 떨어진 위치에 발생하므로, 와류 시트의 길이가 이 보다 짧은 경우 와류 유동을 모델링하지 않은 경우와 마찬가지로 비정상 수치 해가 발산하였다. 반면 시트 길이가 L/16 이상인 경우, 시트 길이에 대한 낮은 민감도로 인하여 운동응답 및 파랑 표류력 계산 결과가 길이와 상관없이 유사하였다.

이중물체 선형화 기법을 도입하였을 때, 좌우방향 속도로 인하여 파랑 표류력이 변화하는 경향은 KVLCC2와 S175가 유사하다. 전후방향 표류력의 경우 큰 변화가 없는 반면, 좌우방향 표류력은 크게 증가한다. 양의 표류각에 대하여 파랑이 $\partial^2\Phi/\partial z^2$가 양의 값을 가지는 영역으로 입사되므로 교란파가 증가하고, 이에 따라 파랑 표류력이 증가하는 것이다. 이는 NK 선형화 기법과는 달리 실제 물리현상을 반영한 결과이다. 선수방향 표류 모멘트의 경우에도 좌우 방향 속도에 의하여 값이 변화하며, 변화의 정도는 NK 선형화 기법을 적용하였을 때보다 이중물체 선형화 기법을 적용하였을 때 더 크다. 즉 횡동요 등 선박 운동의 변화뿐만 아니라 정상 유동 기인 연성 효과가 복합적으로 작용하여 전진 속도만 존재하는 경우에 비하여 표류 모멘트 값이 크게 변화하는 것이다.

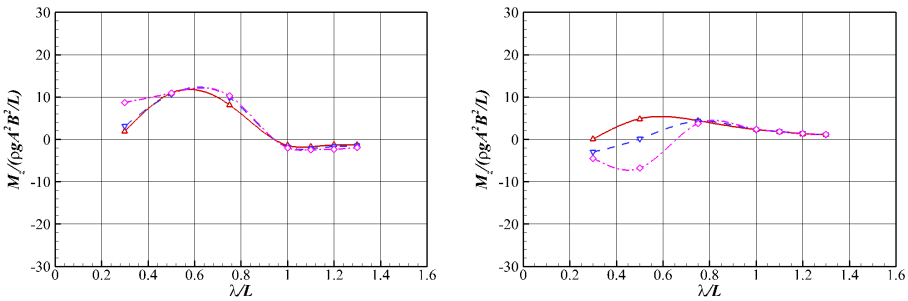
결론적으로, 선박의 내항성능은 모든 운항 속도, 즉 전후방향 및 좌우방향 속도, 그리고 선수방향 각속도에 따라 변화한다. 이는 운항 속도에 의하여 조우 주파수뿐만 아니라 정상 유동 기인 연성 효과가 변화하기 때문이다. 따라서 와류 시트의 도입 등을 통해서 안정적으로 계산된 이중물체 유동을 기반으로 정상 유동을 근사하여야 파랑 중 선박의 내항성능을 정확히 계산할 수 있다. 또한 이중 시간 모델을 적용한 기존 연구들과는 달리, 본 연구의 시간영역 직접 연성 해석 기법에서는 특정 시점의 모든 운항 속도를 고려하여 운동응답 및 표류력을 계산하므로, 내항성능에 대한 조종 운동 기인 연성 효과를 엄밀히 고려할 수 있다.



(a) Surge force (added resistance)

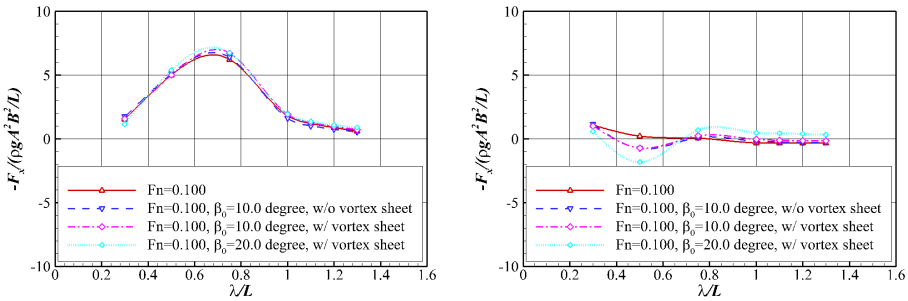


(b) Sway force

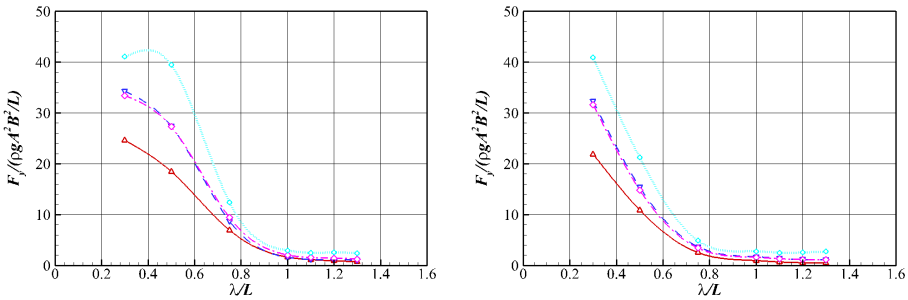


(c) Yaw moment

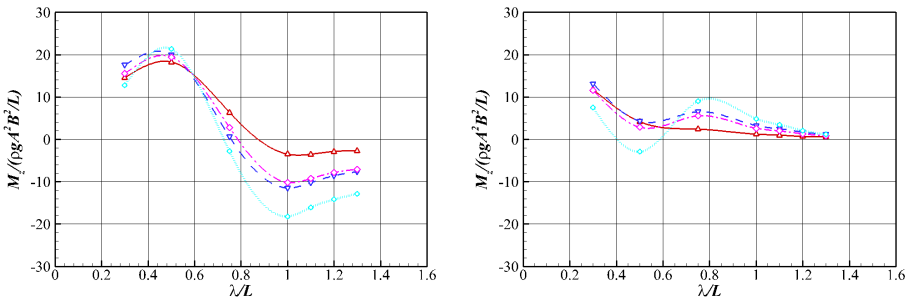
Fig. 3.41 Wave drift force and moment in oblique sea for different ships speeds based on NK linearization: S175 containership, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right)



(a) Surge force (added resistance)



(b) Sway force



(c) Yaw moment

Fig. 3.42 Wave drift force and moment in oblique sea for different ships speeds based on DB linearization: S175 containership, χ=120.0 degree (left), χ=60.0 degree (right)

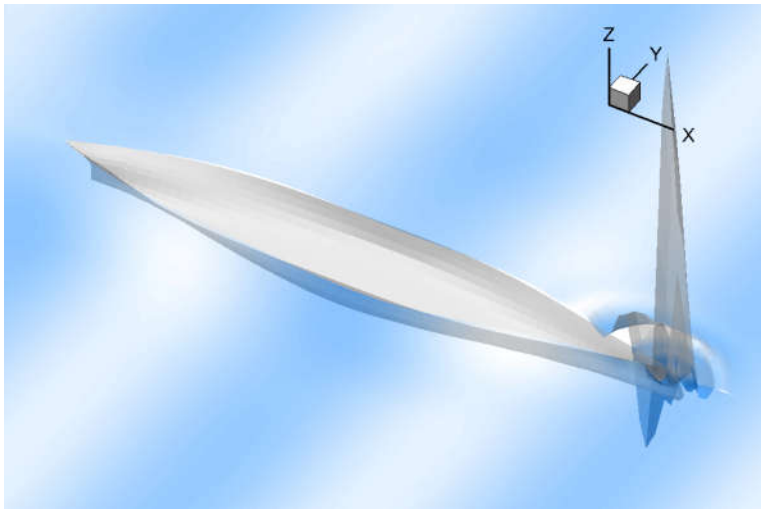
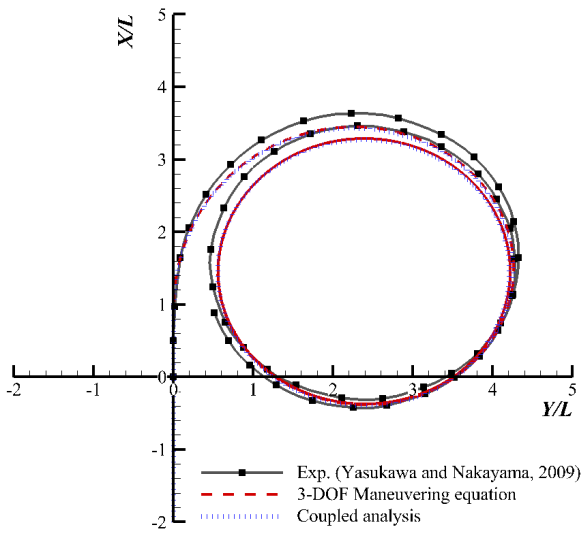


Fig. 3.43 Example of divergence of numerical solution: S175 containership, Fn=0.100, β_0=20.0 degree, λ/L=0.5

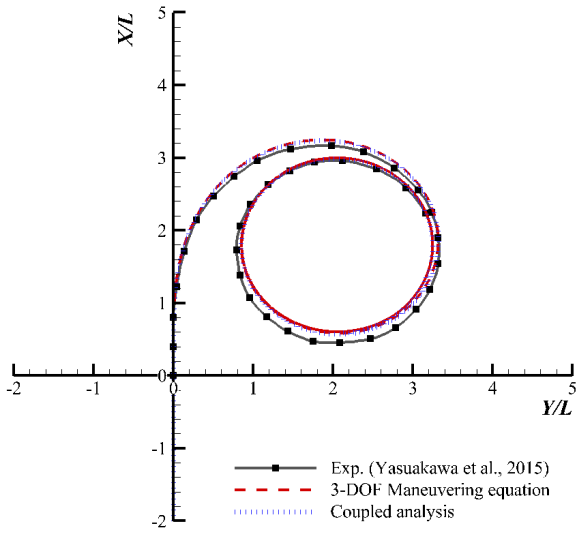
3.2.4 파랑 중 선박 조종 시험

조종 운동 해석 모듈에서는 통상 선체에 의한 유체동역학적 힘과 추진력 및 조타력의 내항성능에 의한 변화는 작다고 가정하여 무시된다. 따라서 파랑 중 내항성능이 선박 조종에 미치는 연성 효과는 운동응답 보다는 선체에 가해지는 파랑력으로 대변된다. 특히, 파랑 표류력에 따라 선박의 조종 성능이 정수 중과 비교하여 달라질 수 있으며, 이의 영향을 분석하기 위하여 일정 타각 (δ=35.0 degree) 하에 파랑 중 선회 시험을 수행하였다.

우선 조종 해석의 검증을 위하여 파랑 중 선회 시험에 앞서 Fig. 3.44에서 기존 연구의 정수 중 선회 시험에 대한 모형시험 및 시뮬레이션 결과를 본 연구의 내항-조종 연석 해석 결과와 비교하였다. 기존 연구의 경우에는 MMG 모델 기반의 3 자유도 조종 운동 방정식을 정수 중 상황에 대해 시뮬레이션 한 결과이며, 본 계산의 경우에는 동일한 MMG 모델에 대하여 내항성능 해석을 연성하여 시뮬레이션을 수행하였다. 이러한 결과들의 비교로부터 기존 연구의 시뮬레이션 결과와 본 계산에서의 결과 간에 일관성이 있음을 확인하였다. 이는 내항성능 해석을 통해 얻은 파랑력과 MMG 모델의 선체에 의한 유체동역학적 힘에서 조파저항 관련 성분이 중복되지 않음을 의미한다.



(a) S175 containership, initial *Fn*=0.150



(b) KVLCC2 tanker, initial *Fn*=0.142

Fig. 3.44 Turning trajectories in calm water: δ=35.0 degree

Fig. 3.45~46는 파장비 0.7의 규칙 파랑 중 S175의 선회 시험 결과를 나타낸 것이다. 파랑 중 선회 시험에서 프로펠러 회전수는 정수 중 시험과 동일하게 설정한다. 본 연구에서는 두 가지 초기 조건 (initial condition)에 대하여 선회 시뮬레이션이 수행되었다. 하나는 정수 중 조종 시험의 초기 속도인 *Fn*=0.15의 선속을 초기 조건으로 하여 조타를 시작하는 경우이며, 다른 하나는 주어진 파랑 조건 및 프로펠러 회전수에 대하여 직진 경로를 유지하는 상황에서 수렴된 선박 속도를 기준으로 선회를 시작하는 경우이다. 파랑이 존재하는 경우 동일한 프로펠러 회전수에서 정수 중 대비 속도 저감이 발생하므로, 후자의 경우 더 낮은 속도의 초기 조건이 적용된다. 또한, 측면파 조건에서 직진 경로를 유지할 때는 조타 수행되어야 하고, 이에 따라 선박은 일정 표류각 및 선수각을 가지고 사항 한다. 따라서 사파 중 조종 시험에서는 선박의 수렴된 속도뿐만 아니라 수렴된 자세를 초기 조건으로 하여 선회를 수행하였다. 파랑 중 경로 유지 시의 선박의 속도 저감 및 자세 변화에 대한 해석은 4장에서 구체적으로 다룬다.

선수 파랑에 대한 선회 시험 결과를 비교하면, 초기 조건에 따라 선회 궤적이 변화하는 것을 알 수 있다. *Fn*=0.15의 선속은 파랑에 의해 수렴되지 않은 값이며, 이를 초기 조건으로 선회를 시작하는 경우 속도 저감에 따른 천이 효과 (transient effect)가 선박의 조종 성능에 반영될 수 있다. 따라서 수렴된 속도에 대하여 선회 시뮬레이션을 수행하는 것이 합리적이다. 이 경우 선회 반경이

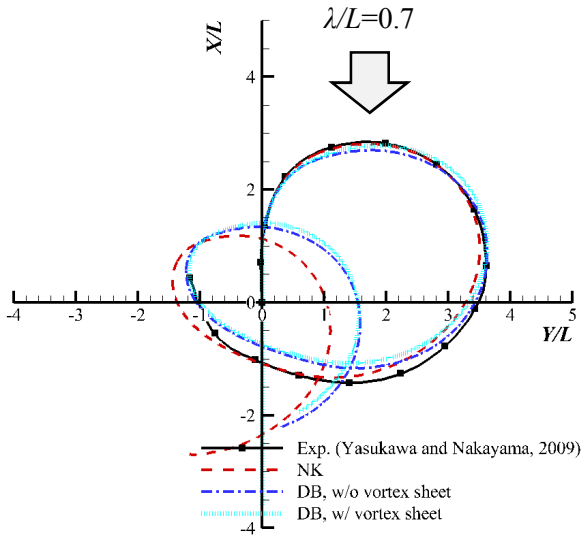
모형시험 결과와 비교하여 다소 작으며, 그 원인은 다음과 같다. 첫째로, Fig. 3.44의 정수 중 선회 시험 결과에 따르면 실험 결과보다 MMG 모델에 따른 시뮬레이션 결과가 선회 반경이 작기 때문에, 파랑 중 시험 결과에서도 이러한 경향이 반영될 수 있다. 둘째로, 초기 조건의 오차로 인하여 선회 궤적이 차이를 보일 수 있다. 기존 연구의 모형시험에서 어떠한 값의 초기 속도가 도입되었는지 알 수 없다. 향후, 해당 실험에서의 초기 속도를 검토하여 선회 시험 결과의 초기 조건에 대한 민감도를 낮추고, 실험 및 수치 해석 결과 간에 엄밀한 비교를 수행하여야 할 것이다.

파장비 0.7인 경우 NK 또는 이중물체 선형화 기법을 통해 얻은 파랑 표류력이 유사하기 때문에, Fn=0.15의 초기 조건에서는 두 가지 기법을 기반으로 계산된 선회 궤적이 유사하다. 하지만 선형화 기법에 따라 부가저항 및 그에 따라 수렴된 초기 속도가 약간 달라진다. 따라서 수렴된 속도를 초기 조건으로 선회 시험을 수행한 경우, 두 가지 선형화 기법에 의한 선회 궤적은 약간 차이를 보이며, 시간이 진행될수록 두 결과 간에 차이가 증가한다. 이는 선수파 중에 전진 하는 경우보다 측면파 또는 선미파 중에 조종 운동하는 선박에 작용하는 파랑 표류력이 두 가지 선형화 기법 간에 차이를 보이기 때문이다

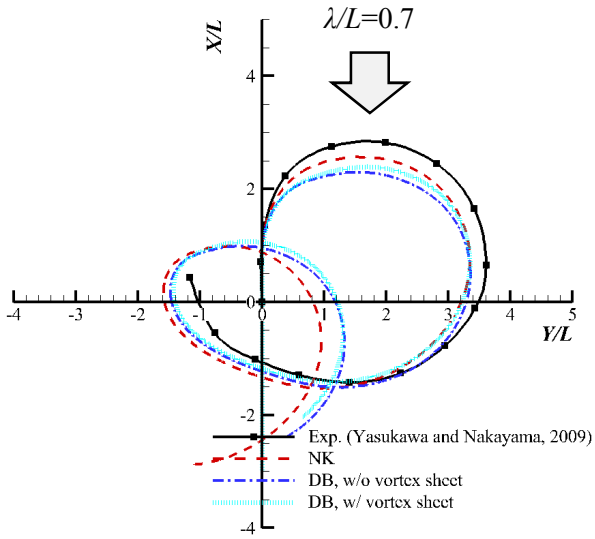
초기 조건에 따라 측면파 중 선회 시험 결과를 비교하였을 때, 초기 속도가 Fn=0.15인 경우와 경로 유지 시 수렴된 속도를 적용한 경우 간에 선회 궤적이 큰 차이를 보이지 않는다. 이는 측면파를

만나면서 경로를 유지할 때 선박에 작용하는 부가저항의 크기가 작아, 두 가지 초기 속도의 값이 유사하기 때문이다. 선형화 기법에 따른 시뮬레이션 결과를 비교하면, 이중물체 선형화 기법을 통해 얻은 선회 궤적의 반경이 NK 선형화 기법을 기반으로 계산된 반경보다 약간 크며 실험 결과와 더 유사하였다. 이는 선회 초기의 측면파 중 파랑 표류력 계산에 있어, 이중물체 선형화 기법이 더 정도 높은 결과를 산출함을 반증한다. 하지만 이중물체 유동을 계산할 때 와류 시트의 도입 여부는 해석 결과에 큰 영향이 없었다. 파장비 0.7인 파랑 조건에서는 와류 유동의 모델링에 의한 정상 유동 기인 연성 효과의 변화가 작기 때문이다. 따라서 와류 시트를 도입하지 않아도 안정된 내항성능이 계산되어 선박 조종에 반영되었다.

Fig. 3.47는 측면파 중 선회 시험에서 선박의 운항 속도와 운동의 시계열을 비교한 것이다. 전반적으로 두 가지 선형화 기법 기반 결과 모두가 실험 결과와 유사한 경향을 보인다. 실험과 시뮬레이션 모두에서 표류각과 선수방향 각속도는 파랑력에 의하여 진동하며, 선박 운동의 진폭은 운항 속도와 선수각의 변화에 의해 시간에 따라 달라진다. 단, 시간이 흐를수록 실험 및 시뮬레이션 결과 간에 위상 차이가 발생하였으며, 이는 각각의 결과에 반영된 파랑 표류력에 차이가 있어 다른 운항 속도로 선회가 진행되었기 때문이다.

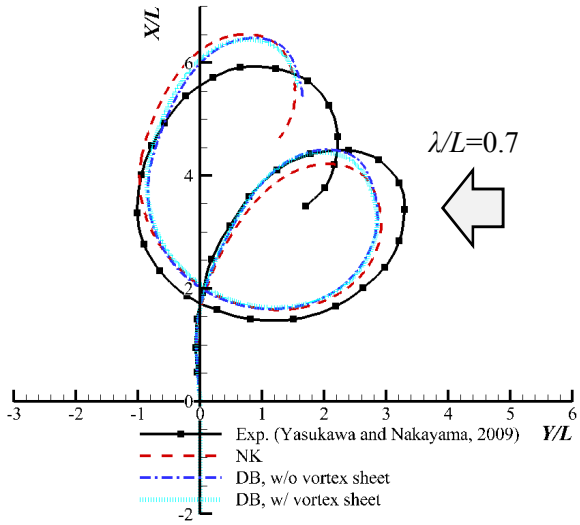


(a) Initial Fn=0.150

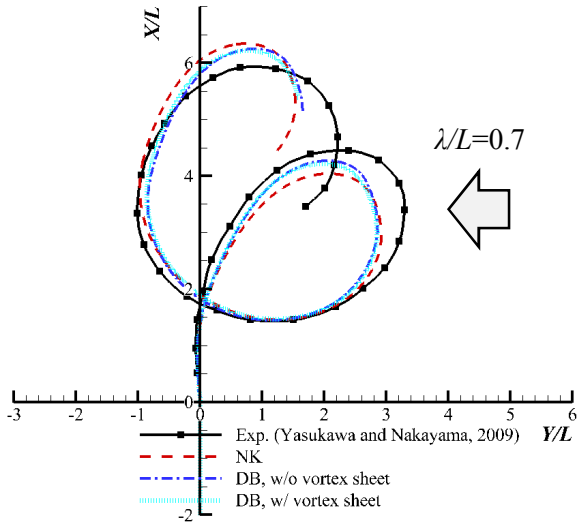


(b) Converged initial speed in waves

Fig. 3.45 Turning trajectories in regular waves: S175 containership, λ/L=0.7, χ=180.0 degree, A/L=0.01

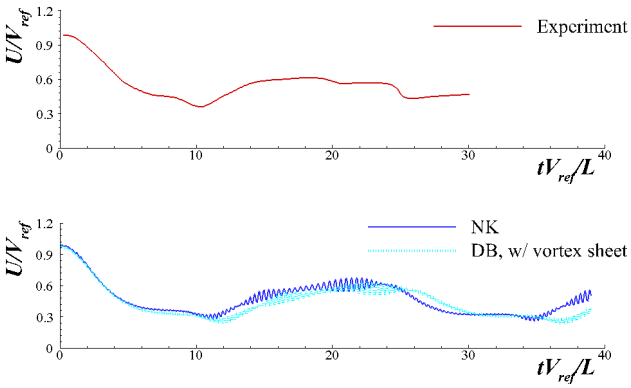


(a) Initial *Fn*=0.150

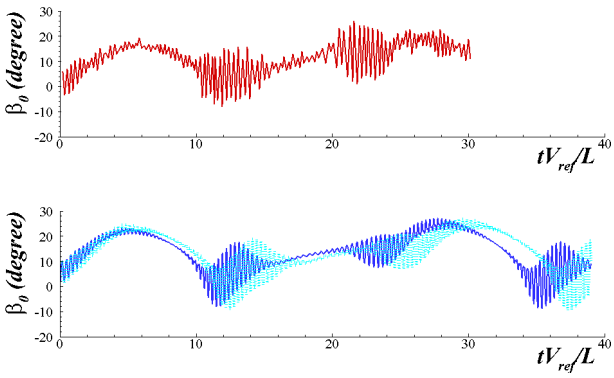


(b) Converged initial speed in waves

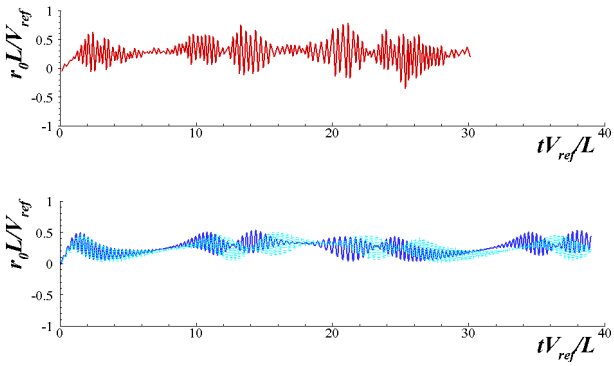
Fig. 3.46 Turning trajectories in regular waves: S175 containership, λ/L=0.7, χ=270.0 degree, A/L=0.01



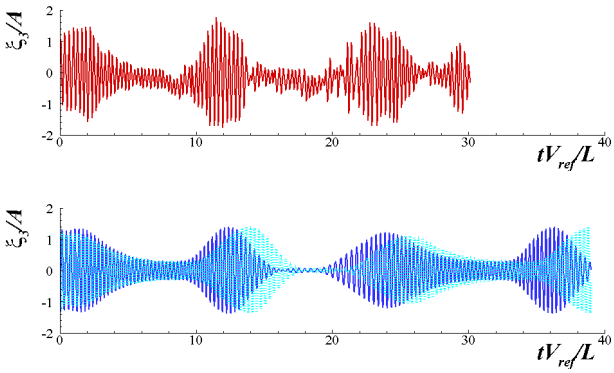
(a) Total speed



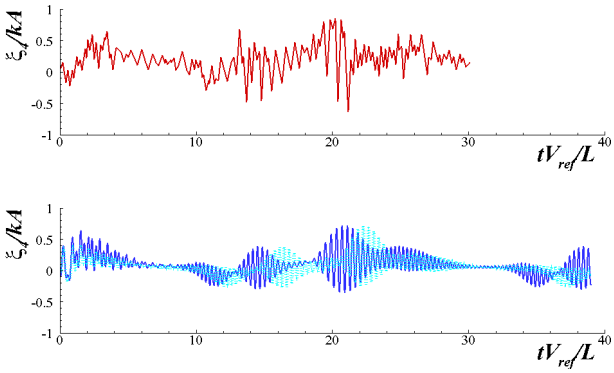
(b) Drift angle



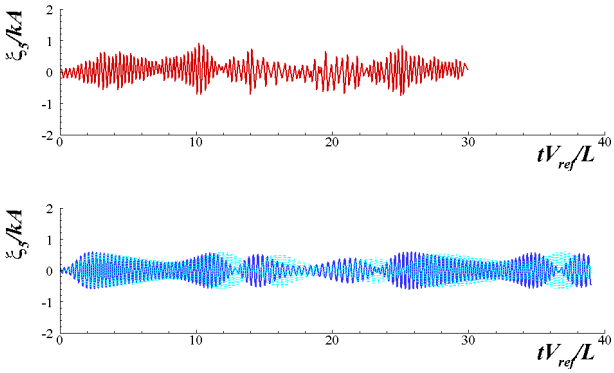
(c) Rotation speed



(d) Heave motion



(e) Roll motion

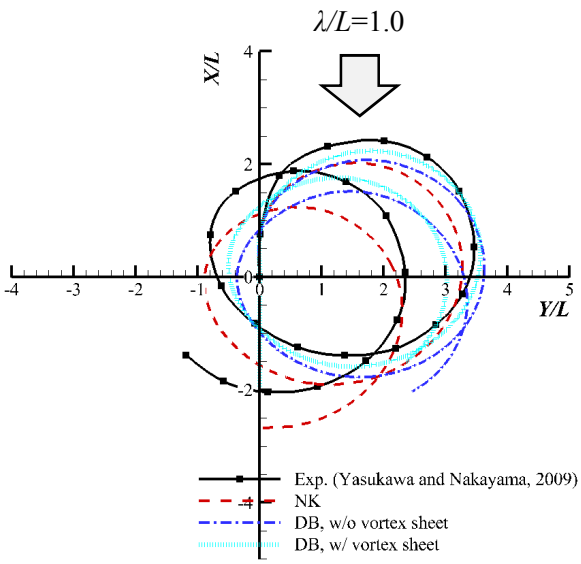


(f) Pitch motion

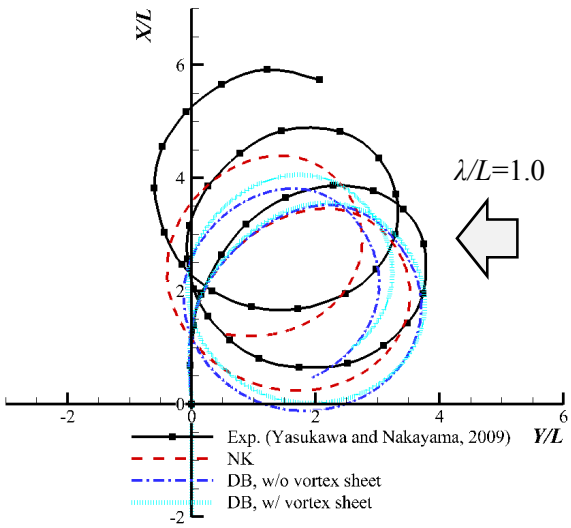
Fig. 3.47 Time histories of ship speeds and motions in turning test: S175 containership, converged initial speed in waves, λ/L=0.7, χ=270.0 degree

Fig. 3.48은 파장비 1.0인 파랑에 대한 선회 시험 결과를 도시하고 있다. 이 해석에서는 선수 및 측면 파랑 중에서 직진 경로 유지 시 수렴된 속도를 초기 조건으로 설정하여 시뮬레이션을 수행하였다. 파장비 0.7인 경우와 마찬가지로 실험 결과 대비 선회 반경이 작은 것을 확인할 수 있다. 또한 파장비 1.0은 공진 영역으로 선박 운동 및 파랑 표류력이 선형화 기법에 따라 적지 않은 차이를 보이기 때문에, 선회 시험 결과 역시 두 기법 간에 다르다. 이중물체 선형화 기법을 적용한 경우 NK 선형화 기법을 통해 얻은 결과보다 파랑에 의한 표류가 적게 일어나는 것을 확인 할 수 있다. 또한 이중물체 유동을 해석할 때 와류 시트를 도입하는 경우, 선회 반경이 증가하여 실험 결과와 유사하였다.

Fig. 3.49은 선회 시험 중 파랑 표류력의 시계열을 선형화 기법에 따라 비교한 것이다. 시간에 따라 속도 및 선수각이 변화함에 따라 파랑 기진력의 시간 평균값이 계속해서 변화하기 때문에, 2차 파랑력 시계열에서 10회의 파 주기 범위에 대하여 구간 평균 (interval mean)을 취하여 파랑 표류력을 평가하였다. 선형화 기법에 따라 전후방향 표류력은 유사하나, 좌우방향 표류력 및 선수방향 표류 모멘트는 차이를 보였다. NK 선형화 기법과 달리 이중물체 선형화 기법에서는 정상 유동 기인 연성 효과가 엄밀히 고려되었기 때문이다. 또한, 와류 시트를 도입한 경우 선수방향 모멘트가 변화하였으며, 이는 모델링 된 와류 유동으로 인하여 선수 및 선미부의 교란파 및 파랑력이 국부적으로 변화하였기 때문이다.



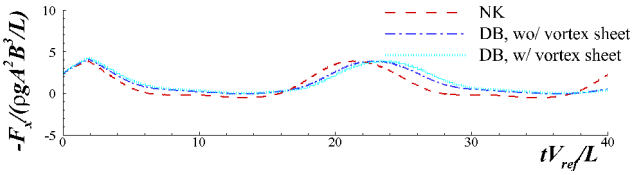
(a) χ=180.0 degree



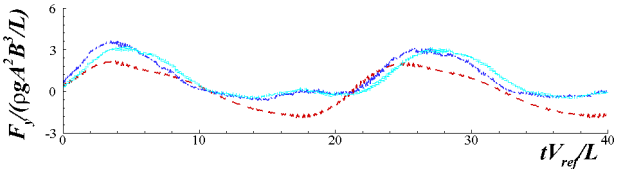
(b) χ=270.0 degree

Fig. 3.48 Turning trajectories in regular waves: S175 containership, converged initial speed in waves, λ/L=1.0, A/L=0.01

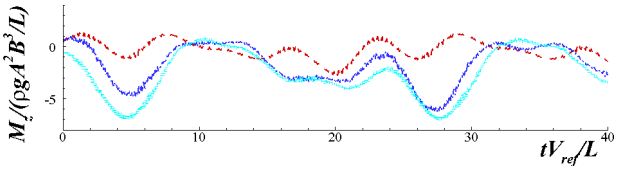
이러한 선체 끝단에서 국부적으로 변화된 파랑력은 전후방향 및 좌우방향 표류력보다 선수방향 모멘트에 큰 영향을 끼친다. 결과적으로, 정상 유동 기인 연성 효과는 선박 운동 및 교란파가 클수록 내항성능에 강하게 반영되기 때문에, 파장비가 1.0인 공진 영역의 파랑에 대하여 정상 유동 근사 방법 및 와류 시트 도입의 효과가 크게 나타나는 것이다.



(a) Surge force (added resistance)



(b) Sway force



(c) Yaw moment

Fig. 3.49 Time histories of wave drift force and moment in turning test: S175 containership, converged initial speed in waves, λ/L=1.0, χ=180.0 degree, A/L=0.01, interval mean of 10T

Table, 3.4-5는 규칙파 중 선회 시뮬레이션을 통해 얻은 전진 거리 (advance)와 전술 직경 (diameter)을 기존 실험 결과와 비교한 것이다. 오차는 실험 값에 대한 상대 오차로 계산하였다. λ/L=0.7의 파랑 조건에서는 도입된 모든 정상 유동 근사 방법이 유사한 결과를 산출하는 것을 확인할 수 있으며, 앞서 설명한 바와 같이 초기 조건 (초기 속도 및 자세)의 불확실성으로 인하여 실험 대비 오차가 약간 발생하였다. 반면 λ/L=1.0의 파랑 조건에서는, 이중물체 선형화 기법과 그를 위한 와류 유동 모델링을 적용하였을 때 수치 해석 결과의 실험 대비 정확도가 가장 높았다. 즉 정상 유동 및 그에 따른 운동응답, 파랑 표류력 등 내항성능을 엄밀히 고려하여야 파랑 중 선박의 조종 성능 역시 정도 높게 예측할 수 있음을 알 수 있다.

Table 3.3 Advance, A_D (X/L when ψ_0=90.0 degree) in regular waves

Analysis method	χ=180.0 degree				χ=180.0 degree			
	λ/L=0.7		λ/L=1.0		λ/L=0.7		λ/L=1.0	
	A_D	error [%]	A_D	error [%]	A_D	error [%]	A_D	error [%]
Exp.	2.81		2.42		4.44		3.82	
NK	2.55	-9.27	1.98	-18.0	3.99	-10.1	3.40	-11.2
DB, w/o vortex sheet	2.27	-19.1	2.03	-15.9	4.22	-4.86	3.46	-9.46
DB, w/ vortex sheet	2.37	-15.5	2.21	-8.56	4.18	-5.88	3.51	-8.28

Table 3.4 Tactical diameter, T_D (Y/L when ψ_0=180.0 degree) in regular waves

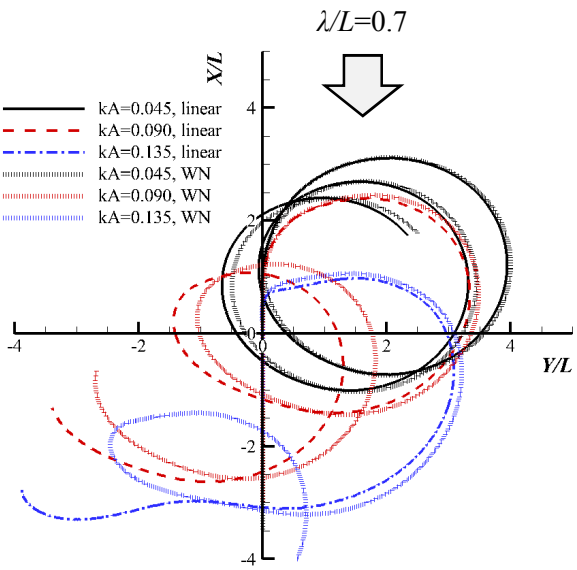
Analysis method	χ=180.0 degree				χ=180.0 degree			
	λ/L=0.7		λ/L=1.0		λ/L=0.7		λ/L=1.0	
	T_D	error [%]	T_D	error [%]	T_D	error [%]	T_D	error [%]
Exp.	3.57		3.43		3.30		3.79	
NK	3.31	-7.37	3.23	-5.94	2.92	-11.4	3.50	-7.62
DB, w/o vortex sheet	3.32	-7.11	3.58	4.36	2.86	-13.4	3.67	-3.03
DB, w/ vortex sheet	3.31	-7.37	3.52	2.53	2.84	-14.0	3.73	-1.66

Fig. 50~51은 선형 및 약한 비선형 해석을 기반으로 각기 다른 파고의 규칙 파랑에 대하여 선회 시뮬레이션을 수행한 결과를 비교한 것이다. 수치 해석은 이중물체 선형화 기법을 기반으로 수행되었으며, 경로 유지 시의 수렴된 속도를 초기 조건으로 설정하였다. 이 결과들이 보여 주고 있듯이, 파고가 증가할수록 비선형 효과가 크기 때문에 선형 및 약한 비선형 해석 결과 간에 차이가 증가하였다. 또한, 선체 형상에 기인한 비선형성으로 인하여 비선형 표류력의 크기가 선형 표류력의 크기보다 작기 때문에, 약한 비선형 해석을 통해 얻은 선회 궤적에서는 파랑에 의한 표류가 적게 일어났다. 세장체인 S175의 경우 파고에 따라 접수면적의 변화가 크기 때문에 약한 비선형 효과 역시 크게 나타났다. 특히 파고가 큰 측면파 조건에 대하여 선회 시험을 수행하였을 때, 선형 해석에서는 과대 예측된 파랑 표류력이 반영되어 선회 궤적이 왜곡되었으나, 약한 비선형 해석을 도입한 경우 이러한 현상이

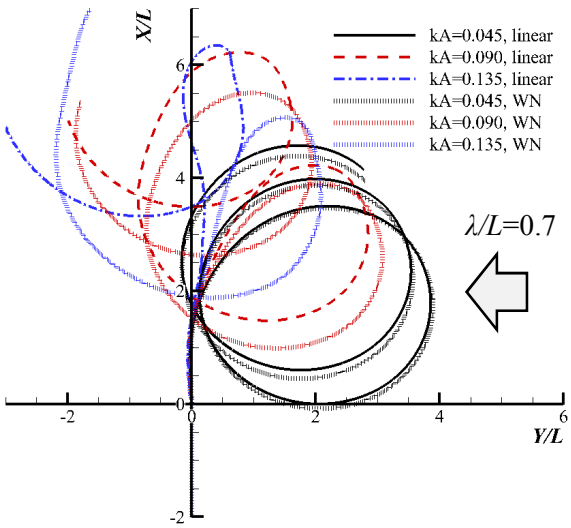
완화되었다.

입사파의 파장비에 따라 KVLCC2의 선회 시험 결과를 비교하면, 단파장의 파랑에서는 선형 및 약한 비선형 해석 결과가 유사한 반면, 공진 영역 부근의 파랑에서는 두 가지 해석 결과가 차이를 보였다. 이는 약한 비선형 효과가 선박 운동이 클수록, 파장이 선체 길이와 유사할수록 크게 나타나기 때문이다. Fig. 3.52에서는 공진 영역 부근 파랑에 대한 선회 시험 시 선박 운동의 시계열을 비교하였다. 비대선형인 KVLCC2의 경우 선형 및 비선형 운동이 유사하나, 측면 및 선미파가 입사되는 시점부터 두 운동 간에 차이가 증가한다. 또한, 두 가지 해석 방법을 통해 얻은 파랑 표류력 및 이로 인한 운항 속도 간의 차이로 인하여 시계열 간에 위상 차이가 발생하였다.

Fig. 3.53에서는 파랑 표류력의 시계열을 비교하였으며, 전후방향 및 좌우방향 표류력의 경우 위상 차이를 제외하면 선형 및 비선형 해석 결과가 유사하였다. 하지만 선수방향 표류 모멘트의 경우 두 가지 해석 방법을 통해 다소 차이를 보이는 결과가 얻어졌다. 이는 복잡한 선수 및 선미 형상에 기인한 비선형성이 표류 모멘트에 대하여 크기 때문이다. 결과적으로, 선형 및 약한 비선형 해석을 통해 얻은 선회 궤적 간의 차이는 선수방향 표류 모멘트의 차이에 기인한 것이다. 따라서 파고에 따른 국부적인 접수면적 변화가 표류 모멘트 및 그에 따른 선회 궤적에 미치는 영향을 엄밀히 고려하기 위해서는 약한 비선형 해석을 도입해야 한다.

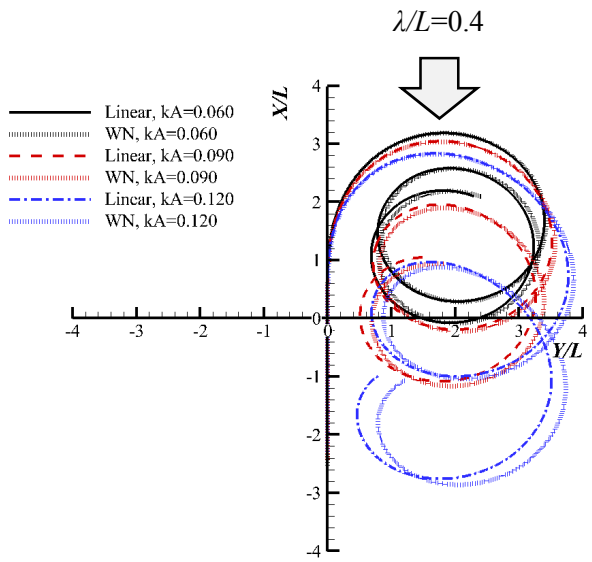


(a) χ=180.0 degree

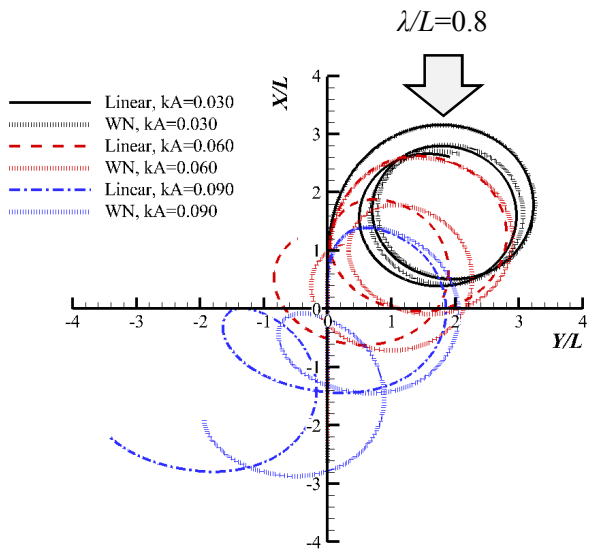


(b) χ=270.0 degree

Fig. 3.50 Turning trajectories in regular waves based on DB linearization w/ vortex sheet: S175 containership, converged initial speed in waves, λ/L=0.7

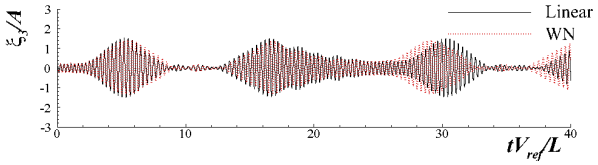


(a) λ/L=0.4

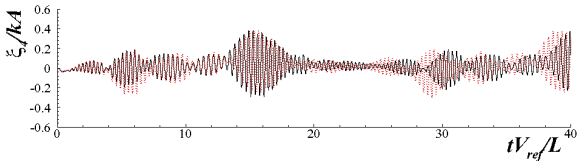


(b) λ/L=0.8

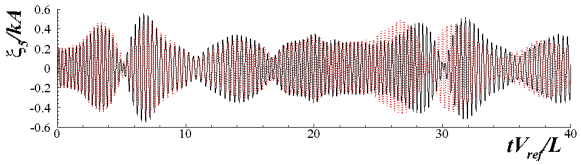
Fig. 3.51 Turning trajectories in regular waves based on DB linearization I: KVLCC2 tanker, converged initial speed in waves, χ=180.0 degree



(a) Heave motion



(b) Roll motion

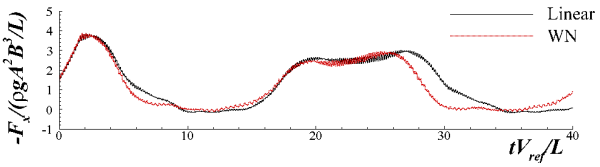


(c) Pitch motion

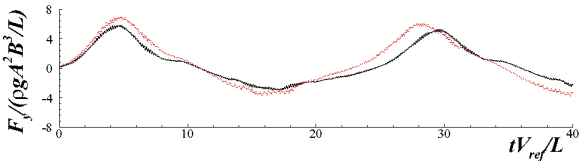
Fig. 3.52 Time histories of ship motions in turning test: KVLCC2 tanker, converged initial speed in waves λ/L=0.8, χ=180.0 degree, kA=0.090

Fig. 3.54는 내항-조종 연성 주기 (식 2.63의 $N\Delta t_{\text{seakeeping}}$)에 따라 선회 시험 결과를 비교한 것이다. 단파장의 파랑 조건에서는 한 주기 동안 정상 유동을 2-8번 재해석한 결과가 서로 유사한 것을 확인할 수 있다. 즉 단파 영역에서는 파랑력의 진폭이 크지 않기 때문에 내항-조종 연성 주기에 대한 해석 결과의 민감도가 낮음을 알 수 있다. 반면 파장이 길어질수록 파랑력의 진폭이 증가하기 때문에 Fig. 3.55에 나타나듯이 선박의 운항 속도 역시 파 주기에 따라 크게 진동한다. 이렇게 운항 속도가 파 주기로 진동하는 경우, 내항 운동과 조종 운동의 특성 시간 규모가 다르다는 준정적

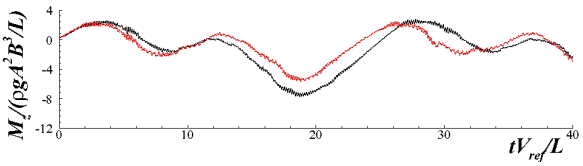
가정을 적용할 수 없다 ($\Delta t_{maneuvering} \approx \Delta t_{seakeeping}$). 그에 따라 한 주기 동안 8번 이상의 연성 과정이 도입되어야 수치 해석 결과가 수렴하였다. 결론적으로 극심한 해상상태에서 선박의 운항 속도가 크게 진동하는 경우 적정 주기마다 정상 유동의 변화를 재해석하여야만, 파랑 중 내항-조종 연성 효과를 엄밀히 반영할 수 있다.



(a) Surge force (added resistance)

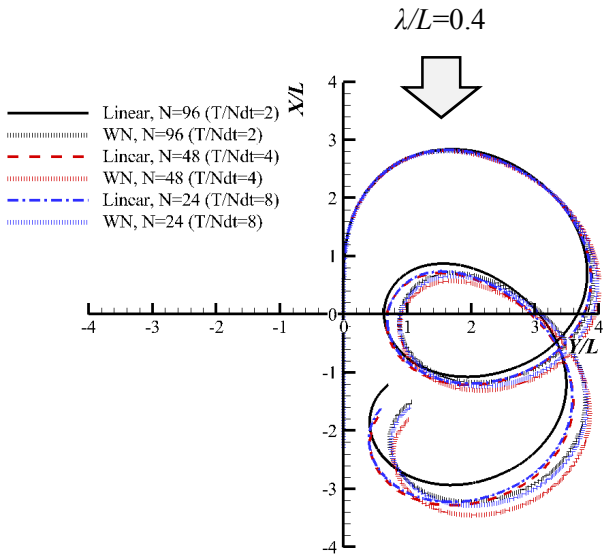


(b) Sway force

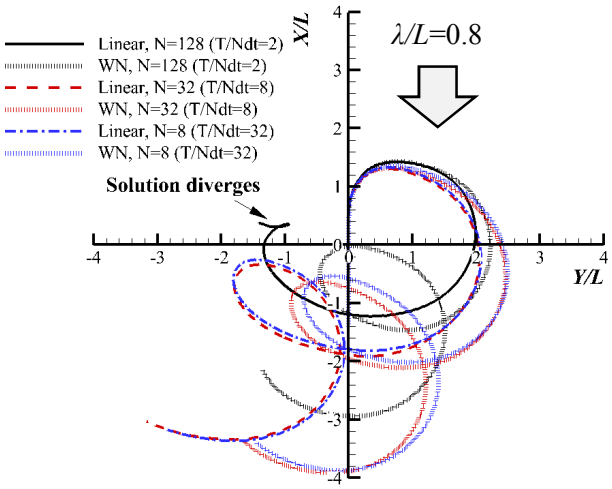


(c) Yaw moment

Fig. 3.53 Time histories of wave drift force and moment in turning test: KVLCC2 tanker, λ/L=0.8, χ=180.0 degree, kA=0.090, interval mean of 10T

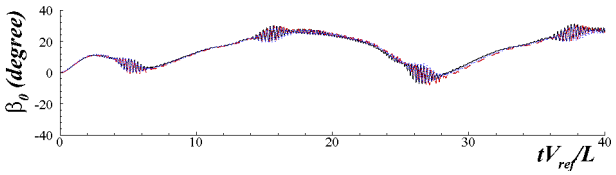


(a) λ/L=0.4, kA=0.120 (A/L=0.008)

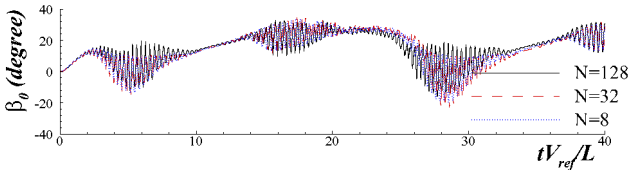


(b) λ/L=0.8, kA=0.090 (A/L=0.011)

Fig. 3.54 Turning trajectories in regular waves based on DB linearization II: KVLCC2 tanker, converged initial speed in waves, χ=180.0 degree



(a) λ/L=0.4, kA=0.120 (A/L=0.008)



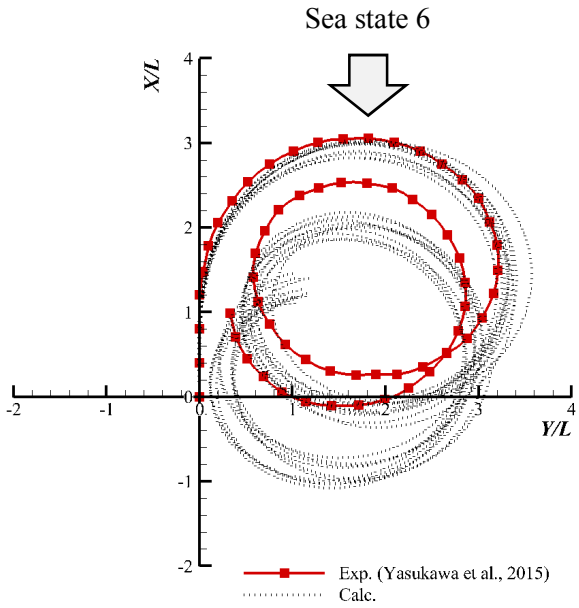
(b) λ/L=0.8, kA=0.090 (A/L=0.011)

Fig. 3.55 Time histories of drift angle in turning test: KVLCC2 tanker, converged initial speed in waves, χ=180.0 degree

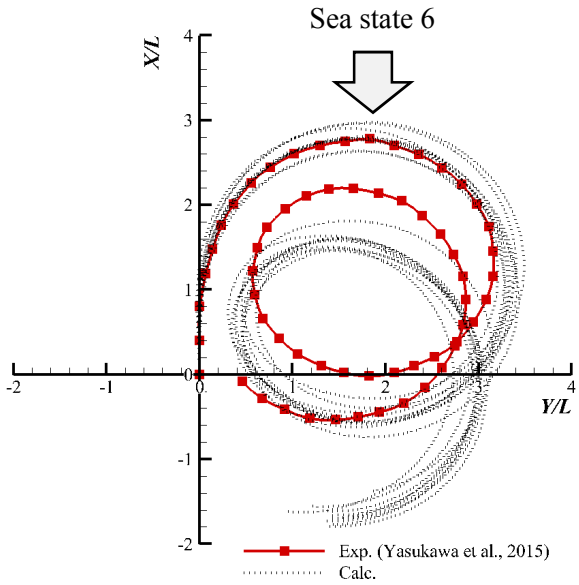
마지막으로 불규칙 해양파 조건에 대한 결과를 살펴보기 위하여, sea state 6의 불규칙 파랑 중 KVLCC2의 선회 시뮬레이션 결과를 기존 실험 결과와 비교하여 검증하였다. 본 계산에서는 시간영역에서 단파정 불규칙 파랑을 생성하기 위하여 파랑 스펙트럼을 파 주파수와 입사 방향에 따라 500개의 파랑 성분으로 이산화하였다. 또한, 시뮬레이션 결과의 파랑 성분에 대한 민감도를 분석하기 위하여 열 가지의 다른 파랑 위상 조합에 대하여 반복 계산을 수행하였다. 또한, 두 가지의 다른 초기 속도에 대하여 선회 시뮬레이션을 수행하였으며, 이 때 프로펠러 회전수는 해당 초기 속도가 파랑 중 직진 경로 유지 시 수렴된 속도가 될 수 있도록 설정하였다. Fig. 3.56에 나타나듯이 수치 해석 및 실험 결과가 비교적 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다. Table 3.3에서 선회 시험

시의 전진 거리 및 전술 직경을 실험치와 비교하였을 때도, 반복 계산의 평균값이 실험 결과와 유사하였다. 단, 시간이 흐를수록 시뮬레이션을 통해 얻은 선회 궤적이 실험 결과에 비하여 파랑에 의한 표류가 더 크게 일어나는 경향이 확인되었다. 이는 측면파 또는 선미파 중 파랑 표류력 계산의 오차에 기인한 것이다. 향후, 다양한 선박의 운항 속도 및 파랑의 입사 방향에 대하여 파랑 표류력 계산을 검증해야 할 것이다.

파랑 성분에 대한 민감도로 인하여 10번 반복 계산 결과는 서로 간에 약간의 차이를 보였다. 이는 선형 및 2차 파랑력이 불규칙하게 진동하기 때문이다. 이러한 경향은 초기 속도가 감소할수록 심화되었으며, 따라서 반복 계산 결과의 분산 값 역시 느린 초기 속도에서 더 크다. 느린 속도에서는 선체에 의한 유체동역학 힘, 그리고 추진력 및 조타력 대비 파랑력이 선박에 크게 작용하므로 파랑 성분에 대한 민감도가 증가하는 것이다. Fig. 3.57에서 파랑 표류력의 시계열을 살펴보면, 전후방향 및 좌우방향 표류력보다 선수방향 표류 모멘트가 반복 계산 간에 차이가 더 크다. 이는 복잡한 선수 및 선미 형상으로 인하여 표류 모멘트 계산에 불확실성이 존재하기 때문이다. 결론적으로, 불규칙 파랑 중 선박의 조종성능을 평가하기 위해서는 파랑 표류력 계산의 불확실성을 고려한 통계적인 해석이 요구된다.



(a) Initial *Fn*=0.119

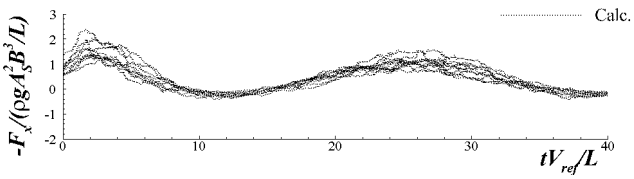


(b) Initial *Fn*=0.092

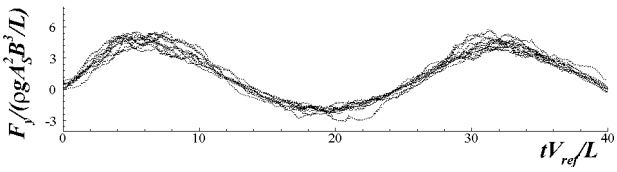
Fig. 3.56 Turning trajectories in irregular waves based on DB linearization: KVLCC2 tanker, sea state 6 (H_S=6.0 m, T_{mean}=9.46 s), χ=180.0 degree

Table 3.5 Comparison of maneuvering indices in irregular waves

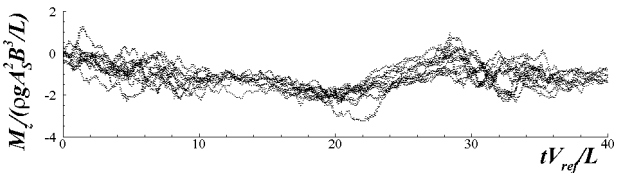
Initial *Fn*	Advance, A_D (X/L when ψ_0=90.0 degree)			Tactical diameter, D_T (Y/L when ψ_0=90.0 degree)		
	Exp.	Calc.		Exp.	Calc.	
0.119	3.01	Mean	2.97	3.16	Mean	3.33
		Standard deviation	0.08		Standard deviation	0.08
0.092	Exp.	Calc.		Exp.	Calc.	
	2.70	Mean	2.85	3.11	Mean	3.32
		Standard deviation	0.11		Standard deviation	0.09



(a) Surge force (added resistance)



(b) Sway force



(c) Yaw moment

Fig. 3.57 Time histories of wave drift force and moment in turning test: KVLCC2 tanker, initial *Fn*=0.119, sea state 6 (H_S=6.0 m, T_{mean}=9.46 s), χ=180.0 degree, interval mean of 15T_{mean}

4. 선박의 운항성능 해석에 대한 적용

본 장에서는 개발된 시간영역 내항-조종 연성 해석 기법을 이용하여 일정 경로를 따르는 선박의 운항성능을 평가한다. 운동응답 및 파랑 표류력 등 내항성능이 검증되었고, MMG 모델을 기반으로 정수 중 조종 운동 방정식이 확립된 선박 모델인 S175 컨테이너선과 KVLCC2 탱커에 대하여 시뮬레이션을 수행하였다. 다양한 세기와 방향의 규칙 파랑에 대하여 직진 운항하는 선박의 운항효율 및 경로 유지 성능을 분석하고, 최종적으로 실제 해상상태를 모사한 환경조건에 대하여 선박의 운항성능을 평가한 결과를 제시한다.

4.1 규칙 파랑 중 운항성능 해석

4.1.1 계산 조건

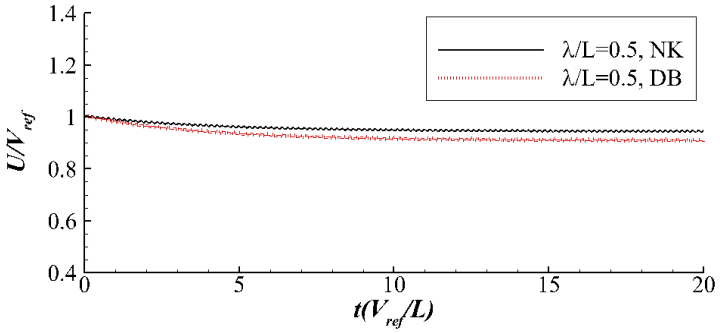
S175 컨테이너선에 대하여 규칙 파랑 중 경로 유지 시뮬레이션을 수행하였다. 규칙 파랑에 대한 세부 조건은 Table 4.1에 나타나 있다. Yasukawa & Nakayama (2009)는 해당 파랑 조건에 대하여 경로 유지 모형시험을 수행하였으며, 선박의 속도 저감 및 경로 유지를 위한 자세를 계측하였다. 본 연구에서는 시뮬레이션 기법을 적용하여 얻은 결과를 모형시험 결과와 비교함으로써, 선박의 운항효율 및 경로 유지 성능을 검증하였다.

Table 4.1 Regular wave conditions for course keeping simulation

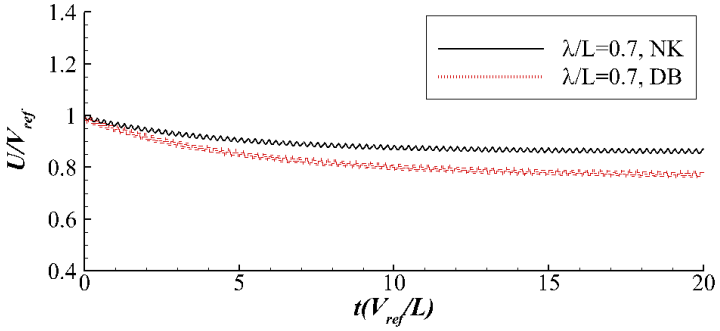
Amplitude	A/L=0.01
Incident direction	χ=180.0, 210.0, 270.0, 330.0 degree
Wave length	λ/L=0.5, 0.7, 1.0, 1.2, 1.5

4.1.2 수치 시뮬레이션 결과

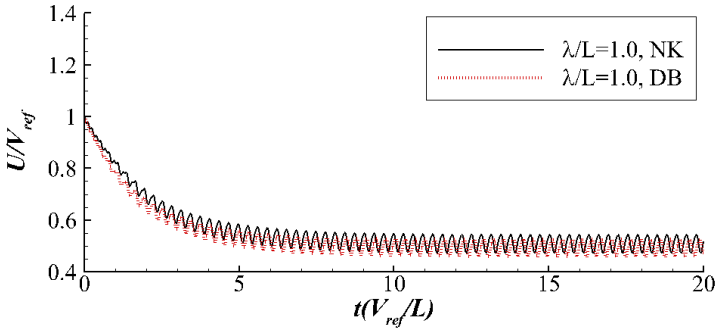
규칙 파랑 중 경로 유지 시뮬레이션에서는 정수 중에서 기준 속도, V_{ref}를 유지할 수 있는 프로펠러 회전수를 도입한다. 따라서 파랑력에 의해 선박의 속도는 기준 속도 대비 변화하게 된다. Fig. 4.1은 선수파 조건에서 시간에 따른 전진 속도의 변화를 나타낸 것이다. 이 경우, 파랑이 선박의 전후방향으로 입사되므로 경로 유지를 위한 조타는 수행되지 않는다. 파랑 중 선박의 전진 속도 변화는 파랑에 의한 부가저항의 크기와 직접적인 관련이 있다. 파장별로 선박에 작용하는 부가저항의 크기가 다르기 때문에 일정 시간이 지나 수렴된 속도 역시 다른 것을 확인 할 수 있다. 파장비 0.7의 파랑 조건에서는 NK 및 이중물체 선형화 기법을 기반으로 계산된 부가저항 간의 차이로 인하여, 속도 저감량 역시 두 결과 간에 다르다. 또한 파장비가 증가할수록 파랑력의 진폭이 증가하므로, 전진 속도의 시계열은 파 주기로 진동하는 양상을 보인다. 선형 파랑력의 경우 평균값이 0인 선형 조화성분이기 때문에 수렴된 속도, 즉 파랑 중 운항 효율에는 영향이 없다.



(a) λ/L=0.5



(b) λ/L=0.7



(c) λ/L=1.0

Fig. 4.1 Time histories of total speed in course keeping: S175 containership, *Fn* for V_{ref}=0.150, χ=180.0 degree, A/L=0.01

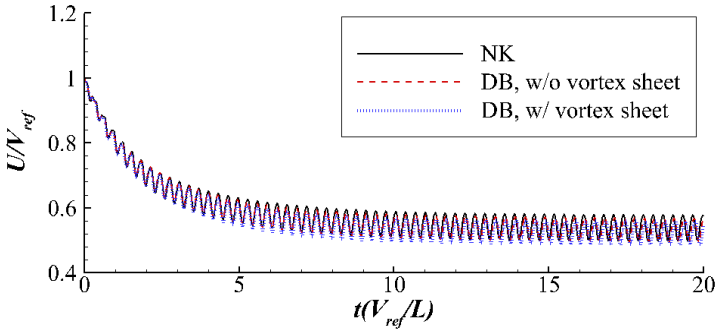
Fig. 4.2는 선수사파 중에서 직진 경로를 유지하는 선박의 운항 속도 및 자세를 나타낸 것이다. 좌현으로 파랑이 입사되어 선박이 우현 방향으로 표류 및 회전하기 때문에, 궤적 추적 기법에 따라 조타 제어를 수행하여 선박의 경로를 유지한다. 조타로 인하여 선박은 양의 선수각 하에 좌현 선회하게 되고, 그에 따른 좌현 방향으로의 이동을 억제하기 위해 양의 표류각 하에 우현 방향으로 표류한다. 그리고 일정 시간이 지나 수렴 구간에 도달하면 표류각 및 선수각이 직진 경로를 유지하기 위해서 같은 값으로 수렴하지만, 수렴 구간에서도 파랑력에 따라 모든 속도 성분은 진동하는 양상을 보인다. 일반적으로, 좌우방향 선형 파랑력의 진폭은 선체에 의한 유체동역학적 힘 및 조타력 대비 크기가 크기 때문에, 표류각이 가장 크게 진동한다.

선수사파 조건에서 경로를 유지하는 경우 선박은 좌우방향 속도를 가지기 때문에, 이중물체 선형화 기법 적용 시 와류 시트 도입 여부에 따라 시뮬레이션 결과에 차이가 발생한다. 와류 유동의 모델링은 전진 속도에는 큰 영향이 없다. 하지만 표류각 및 선수각의 경우 시간이 흐를수록 와류 시트의 도입 여부에 따라 값의 차이가 심화되며, 최종적으로 다른 수렴 값에 도달한다.

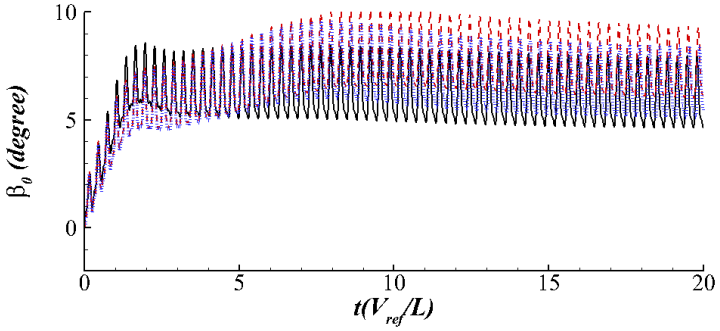
Fig. 4.3~4는 동일한 파랑 조건에서 선박에 작용하는 좌우방향 힘 및 선수방향 모멘트의 시계열을 성분 별로 나타낸 것이다. 파랑력에 따라 운항 속도가 진동하기 때문에 선체에 의한 유체동역학적 힘 및 조타력 역시 파 주기로 진동한다. 따라서 선박의 수렴된 운항

속도 및 자세를 결정하는 시간 구간 평균값을 도시하였다. 좌우방향 힘에서 선체에 의한 유체동역학적 힘은 표류각의 크기에 따라 결정되는 반면, 파랑 표류력은 도입된 선형화 기법에 따라 값이 결정된다. 해당 파랑 조건에서 좌우 방향 표류력은 정상 유동 근사 방법에 따라 큰 차이가 없는 것을 확인할 수 있다. 하지만 조종 제어력인 조타력은 선형화 기법 간에 차이가 발생하였다. 이는 직진 경로를 유지하기 위한 조타각이 각각의 기법을 적용하였을 때 다르기 때문이다.

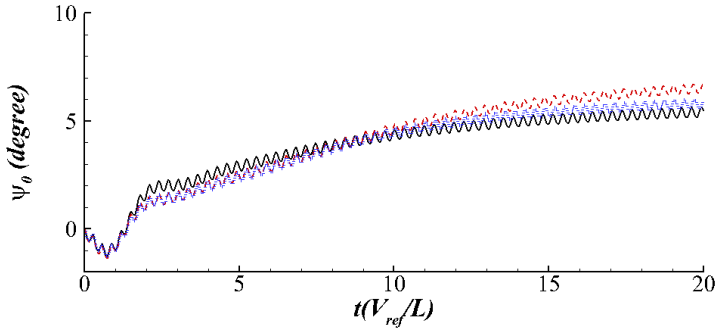
경로 유지를 위해 필요한 조타각 및 조타력의 크기는 다른 힘 성분들과의 관계에 따라 결정된다. Fig. 4.4에 나타나듯이 정상 유동 근사 방법에 따라 파랑 표류 모멘트는 큰 차이를 보이며, 그에 따라 경로를 유지하기 위한 조타 모멘트 간에도 차이가 발생한다. NK 선형화 기법을 적용하는 경우, 선체 주변의 교란파를 정도 높게 예측하지 못하므로 표류 모멘트를 과소하게 예측하며, 그로 인하여 경로 유지를 위한 조타 모멘트 역시 작은 것을 확인할 수 있다. 반면 이중물체 선형화 기법을 적용하는 경우, 와류 시트의 도입 여부에 따라 선체 끝단에서의 정상 유동 기인 연성 효과가 다르기 때문에 표류 모멘트 값 역시 변화한다. 이러한 경향은 선박 운동 및 교란파가 크게 발생하는 공진 영역 (λ/L=1.0)에서 심화된다. 수렴 구간에서는 선수방향 모멘트가 정적 평형에 도달하여 선수각이 일정 값으로 수렴하기 때문에, 이러한 표류 모멘트의 차이는 선박을 다른 표류각 및 선수각, 즉 다른 자세로 수렴시킨다.



(a) Total speed

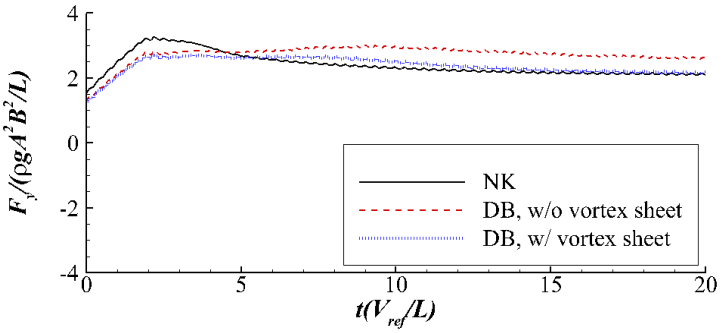


(b) Drift angle

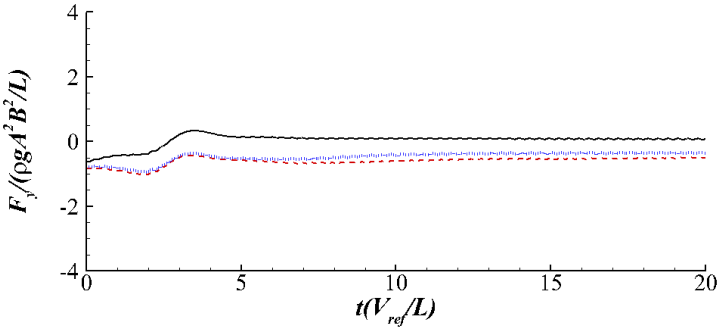


(c) Yaw angle

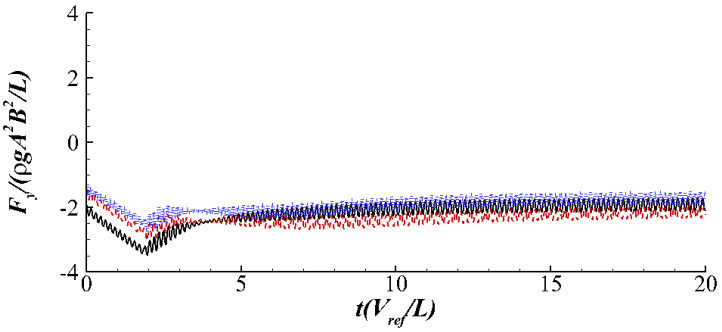
Fig. 4.2 Time histories of ship speeds and position in course keeping: S175 containership, *Fn* for V_{ref}=0.150, χ=210.0 degree, λ/L=1.0, A/L=0.01



(a) Hull hydrodynamic force, Y_H

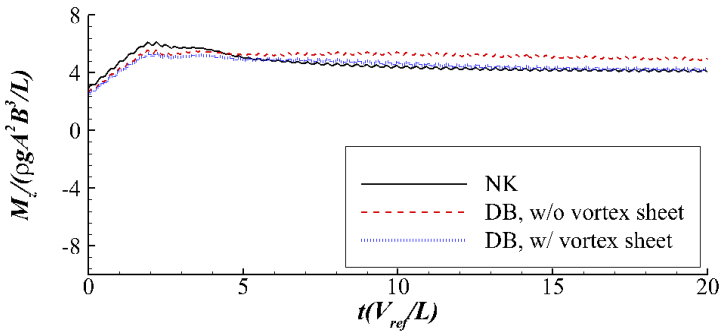


(b) Rudder force, Y_R

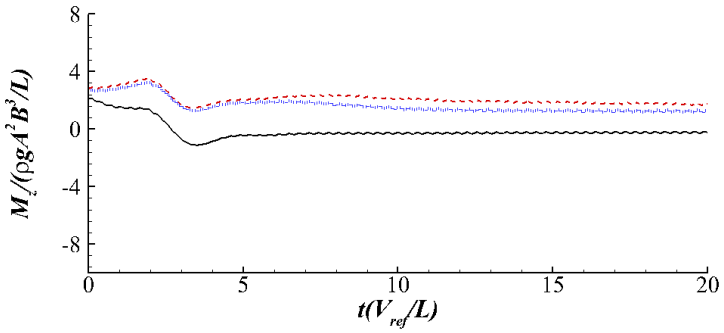


(c) Wave drift force, Y_{wave}

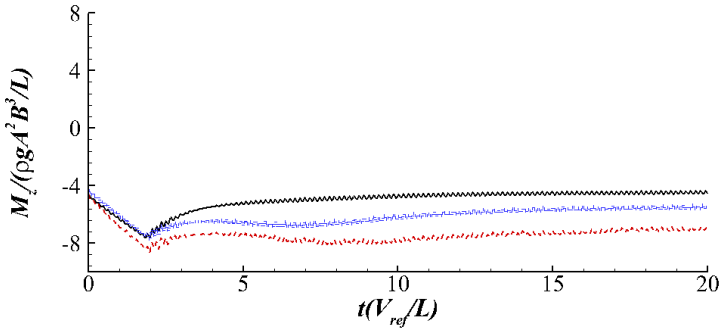
Fig. 4.3 Time histories of sway force in course keeping: S175 containership, *Fn* for V_{ref}=0.150, χ=210.0 degree, λ/L=1.0, A/L=0.01, interval mean of 10*T*



(a) Hull hydrodynamic moment, N_H



(b) Rudder moment, N_R



(c) Wave drift moment, N_{wave}

Fig. 4.4 Time histories of yaw moment, course keeping: S175 containership, *Fn* for V_{ref}=0.150, χ=210.0 degree, λ/L=1.0, A/L=0.01, interval mean of 10T

Fig. 4.5는 측면 파랑 중 경로 유지 시뮬레이션을 수행하였을 때, 선박의 운항 속도 및 자세의 시계열을 수렴 구간에 대하여 나타낸 것이다. 선수사파 조건과 같이 파랑이 좌현으로 입사되기 때문에, 수렴 구간에서 선박은 양의 선수각 하에 우현으로 표류하여 직진 경로를 유지한다. 또한 정상 유동 근사 방법에 따라 계산된 파랑 표류력 및 표류 모멘트가 다르기 때문에, 수렴된 운항 속도 및 자세 역시 차이를 보인다. 선수사파 결과와 비교하여 한 가지 다른 점은 표류각이 약 8도의 진폭을 보이며 크게 진동한다는 점이다. 측면파의 경우 선미사파 조건보다 좌우방향 선형 파랑력의 진폭이 크기 때문이다.

Fig. 4.6에서는 좌우방향 힘 및 선수방향 모멘트의 수렴된 평균값을 성분 별로 비교하였다. 수렴된 좌우방향 속도가 크기 때문에 선체에 의한 유체동역학적 힘이 선박에 크게 작용하는 것을 확인할 수 있으며, 선형화 기법에 따라 정상 유동 기인 연성 효과를 고려하는 정도 역시 큰 차이를 보인다. 따라서 NK 및 이중물체 선형화 기법을 적용하여 얻은 좌우방향 표류력 간에 차이가 발생한다. 하지만 이중물체 선형화 기법에서 와류 유동의 모델링 여부는 단파 영역 (λ/L=0.5) 표류력에 대하여는 큰 영향이 없다.

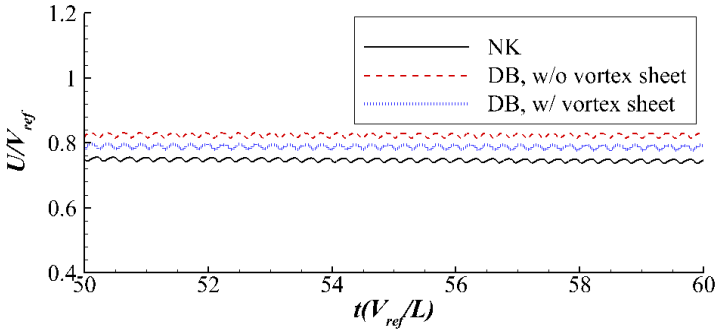
한 가지 유의 깊게 살펴봐야 할 점은 선형 파랑력의 수렴된 평균값이 0이 아니라는 점이다. 해당 파랑 조건에서 선박의 운항 속도는 파 주기에 비하여 천천히 변화하는 값이 아니며, 특히 표류각은 파 주기에 따라 크게 진동한다. 즉 내항 운동과 조종

운동의 특성 시간 규모가 다르지 않다. 이러한 경우, 식 2.42의 선형 유체동역학적 힘을 아래와 같이 다시 나타낼 수 있다.

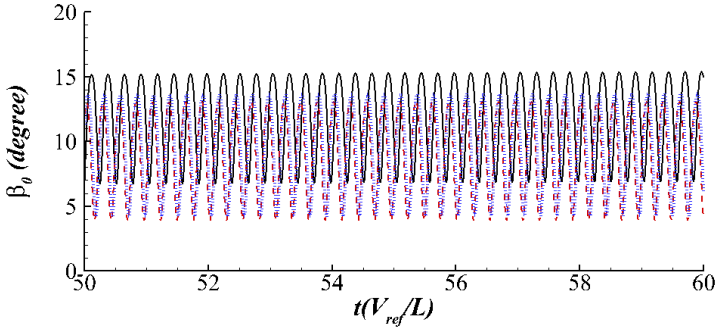
$$-\rho\iint_{\bar{S}_B}\left[\frac{\partial\phi_d}{\partial t}-\left(\vec{U}^{(0)}+\vec{U}^{(1)}e^{i\omega t}\right)\cdot\nabla\phi_d+\nabla\Phi\cdot\nabla\phi_d\right]n_j^{(0)}dS \tag{4.1}$$

여기서, $\vec{U}^{(0)}$ 는 내항성능에 비하여 천천히 변화하는 (slowly-varying) 선박의 운항 속도, 즉 0차의 정상 속도 (steady velocity)를 의미하는 반면, $\vec{U}^{(1)}e^{i\omega t}$ 는 파랑의 주기로 진동하는 선형 운항 속도를 나타낸다. 식 4.1에서 파란색 항은 0차의 정상 성분이며, 빨간색 항은 선형 조화성분이다. 따라서 선형 운항 속도와 교란 포텐셜 관련 성분간의 곱은 2차 성분으로, 파 주파수의 2배로 (2ω) 진동하고 시간 평균값을 가지게 된다. 결과적으로 선형 파랑력은 2차 파랑력과 같이 선박의 운항성능에 영향을 끼친다. 이러한 경향은 좌우방향 힘보다 선수방향 모멘트에 대하여 심화되며, 경로 유지 시 모멘트 및 선수각의 평형은 선형 파랑 모멘트를 고려하여 이루어진다.

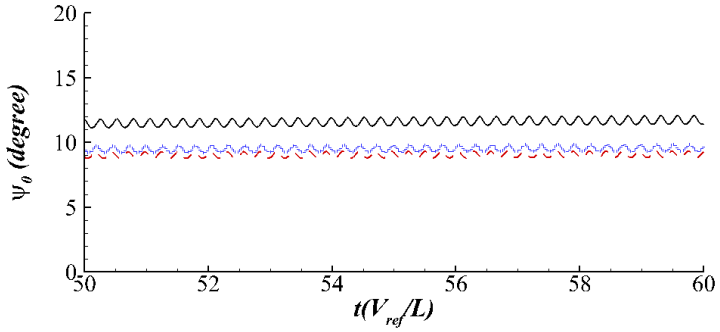
이중 시간 모델을 적용하는 기존 연구들에서 선형 파랑력은 시간 평균값이 0이라는 가정 하에 파랑 중 선박의 조종성능 해석 시 도입되지 않는 것이 일반적이다. 하지만 위의 결과에 따르면 해상상태가 극심하거나, 파랑 하중이 선박의 측면에 작용하여 운항 속도가 크게 진동하는 경우 선형 파랑력이 운항성능에 미치는 영향에 대한 고려가 필요함을 알 수 있다.



(a) Total speed

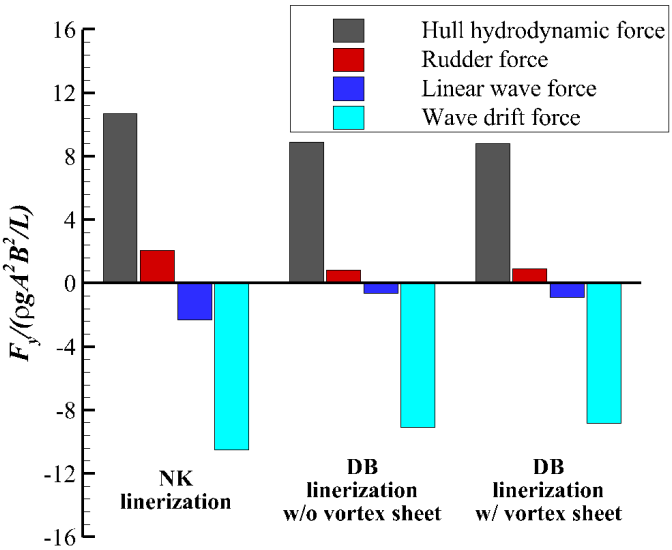


(b) Drift angle

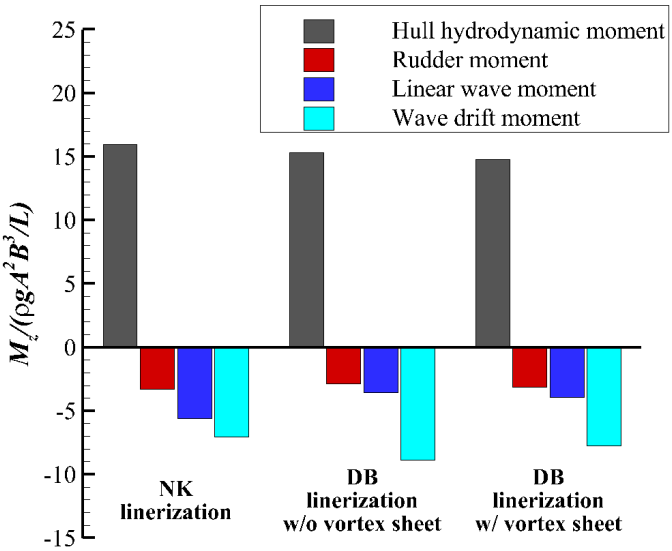


(c) Yaw angle

Fig. 4.5 Time histories of ship speeds and position in course keeping: S175 containership, *Fn* for V_{ref}=0.150, χ=270.0 degree, λ/L=0.5, A/L=0.01



(a) Sway force



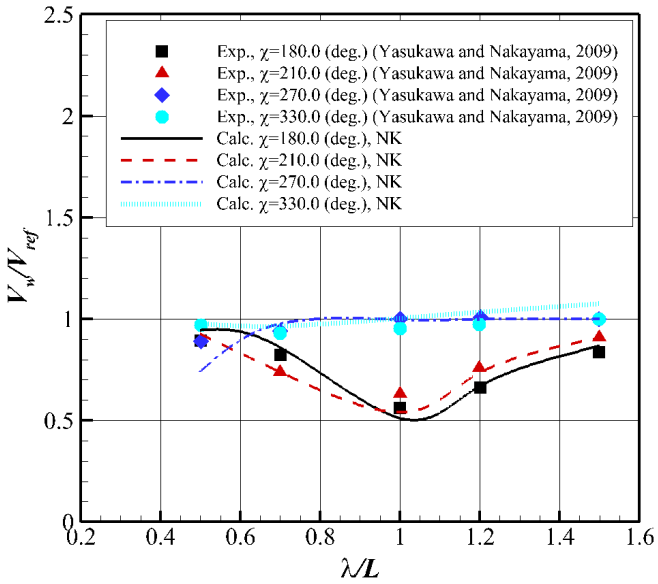
(b) Yaw moment

Fig. 4.6 Converged mean sway force and yaw moment in course keeping: S175 containership, *Fn* for V_{ref}=0.150, χ=270.0 degree, λ/L=0.5, A/L=0.01

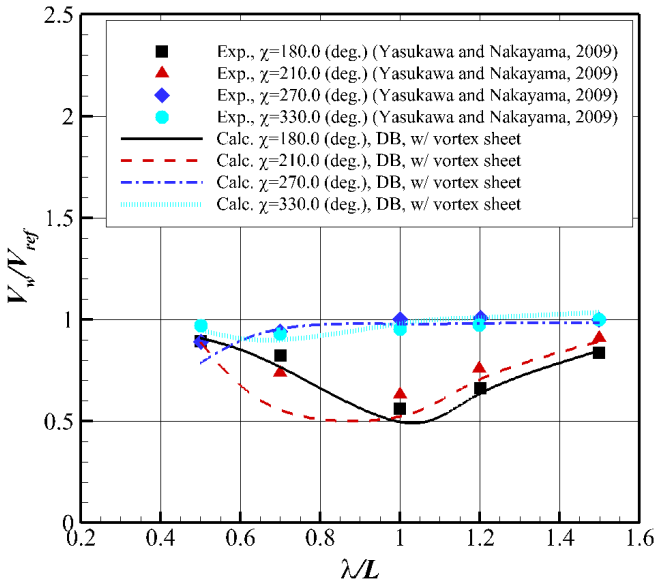
Fig. 4.7~8에서는 Table 4.1의 모든 규칙 파랑 조건에 대하여 경로 유지 시뮬레이션을 수행하여 얻은 수렴된 속도 저감량 및 표류각을 기존 실험 결과와 비교하여 나타내었다. 이중물체 선형화 기법 적용 시에는 선형 및 비선형 해석을 모두 도입하여 수치 계산을 수행하였다. S175의 경우 NK 및 이중물체 선형화 기법을 통해 얻은 부가저항 값이 크게 다르지 않으므로, 속도 저감량 역시 두 결과 모두가 전반적으로 실험 결과와 유사하였다. 단, 선체 형상에 기인한 비선형성이 크기 때문에, 공진 영역 및 장파장의 파랑에 대해서는 약한 비선형 해석 도입 시 부가저항 및 그에 따른 속도 저감량이 감소하는 것을 확인할 수 있다.

사파 조건에서는 좌현으로 입사되는 파랑에 대하여 선박이 우현으로 표류하기 때문에 파랑 표류력이 표류하지 않는 경우에 비하여 감소한다. 이러한 정상 유동 기인 연성 효과로 인한 파랑 표류력의 변화는 NK 선형화 기법을 도입하는 경우 엄밀히 고려되지 못한다. 그 결과, 표류각이 과대 예측되는 경향이 확인되었으며, 이러한 경향은 측면 단파 조건에서 심화된다. 반면, 이중물체 선형화 기법 적용 시 와류 유동의 모델링 여부에 따라 표류 모멘트에 대한 정상 유동 기인 연성 효과가 다르므로, 공진 영역의 파랑에 대해서는 수렴된 표류각이 약간 차이를 보인다. 또한 약한 비선형 해석 도입 시 표류 모멘트가 비선형성으로 인하여 감소하므로 사파 중 직진 운항하는 선박이 표류하는 정도가 감소한다. 결론적으로, 파랑 중 선박의 운항효율 및 경로 유지

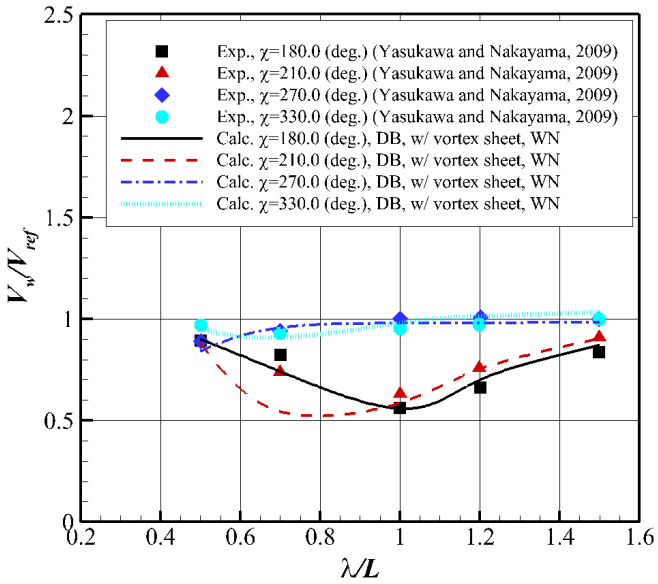
성능을 평가 하기 위해서는 정상 유동 기인 연성 효과 및 약한 비선형 효과가 엄밀히 반영된 파랑 표류력이 시뮬레이션에 도입되어야 한다. 시뮬레이션을 통해 얻은 경로 유지 시 수렴된 선박의 속도 및 자세는 3.2.4절과 같이 파랑 중 조종 시험의 초기 조건으로 활용될 수 있다.



(a) NK linearization, linear approach

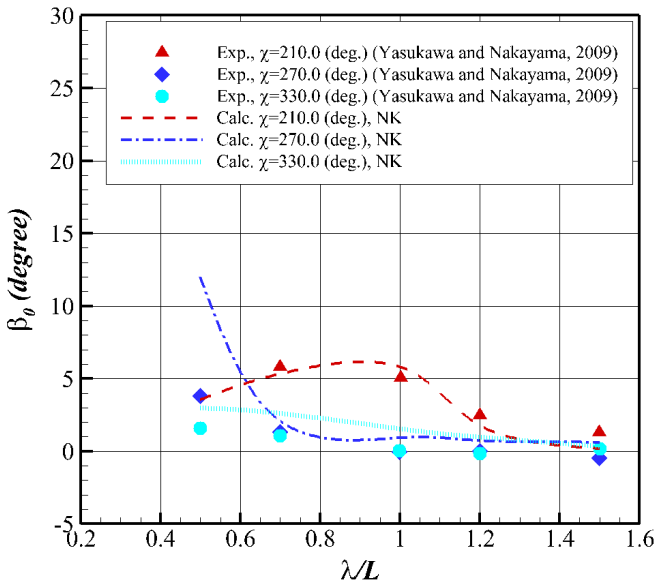


(b) DB linearization, linear approach

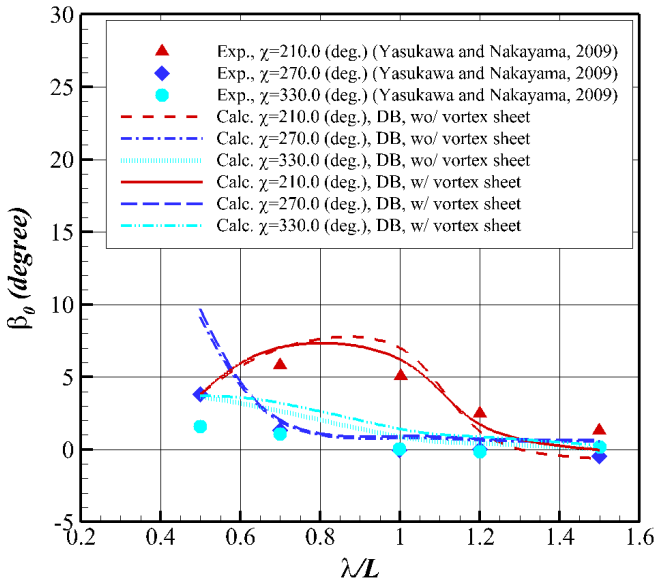


(c) DB linearization, weakly nonlinear approach

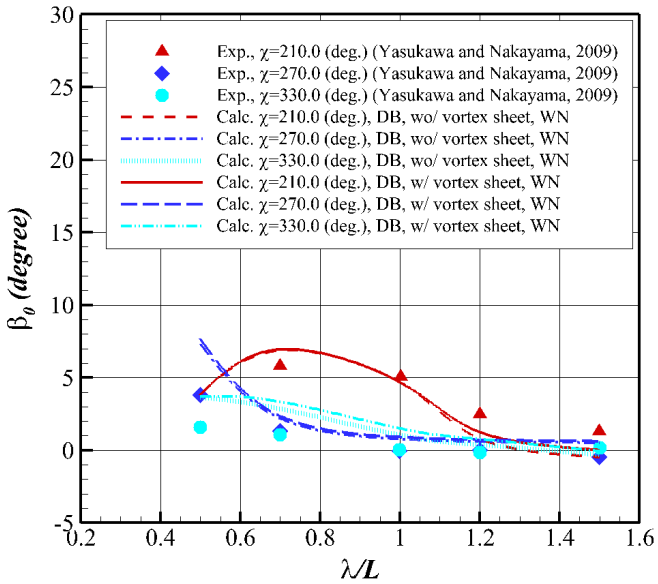
Fig. 4.7 Converged mean total speed in course keeping in regular waves: S175 containership, *Fn* for V_{ref}=0.150, A/L=0.01



(a) NK linearization, linear approach



(b) DB linearization, linear approach



(c) DB linearization, weakly nonlinear approach

Fig. 4.8 Converged mean drift angle in course keeping in regular waves: S175 containership, *Fn* for V_{ref}=0.150, A/L=0.01

4.2 실해역 운항성능 해석

4.2.1 계산 조건

다음으로 바람 및 불규칙 파랑이 존재하는 실제 해상상태에 대하여 선박의 운항성능을 평가하였다. 이를 위하여 KVLCC2 탱커에 대하여 일정 엔진 출력 하에 경로 유지 시뮬레이션을 수행하였다. 실제 해상상태를 모사하기 위하여 Table 4.2와 같이 보퍼트 계급 5~9 단계를 따르는 대표 해상상태를 정의하였다. 또한, 선수방향부터 선미방향에 이르기까지 15도 간격의 다양한 입사 방향의 환경하중에 대하여 시뮬레이션을 수행함으로써 선박의 운항효율 및 경로 유지 성능을 검토하였다.

선박에 작용하는 정수 중 저항은 Holtrop & Mennen (1982)의 방법을 사용하여 추정하였다. 풍 하중의 경우 Fujiwara et al. (2006)의 추정식에 따라 계산된 계수 값을 식 2.68에 도입하여 계산하였다. KVLCC2에 대하여 계산된 풍 하중 계수는 Fig. 4.9와 같다. 풍 하중 계수는 바람의 입사 방향에 따라 그 값을 달리 한다. 특히 전후방향 풍 하중 계수는 150도-210도 범위의 입사 방향에 대하여 값이 유사하며, 그 범위를 벗어나 바람이 선박의 측면으로 입사될수록 계수 값이 급격하게 감소한다.

Fig. 4.10에 나타나듯이 전후방향 파랑 표류력으로 대변되는 파랑에 의한 부가저항 역시 선박의 속도 및 입사 방향에 따라 그 값을 달리 한다. 선수파 조건 (χ=180.0 degree) 보다 입사 각도가

작을수록 선박 운동의 공진 영역이 단파 영역으로 이동하기 때문에, 선수사파 조건 중 부가저항은 단파 영역에서 선수파 조건과 비슷하거나 큰 값을 보인다. 또한, 높은 보퍼트 계급일수록, 즉 해상상태가 극심해질수록 파랑 스펙트럼의 최대값의 크기는 증가하고, 위치는 장파 영역으로 이동한다. 결론적으로, 선박 속도 및 파랑의 입사 방향에 따라 결정되는 파장 별 부가저항 값의 분포와 파랑 스펙트럼에서 에너지가 밀집된 영역 간의 관계에 의하여 불규칙 파랑 중 선박에 작용하는 부가저항 및 속도 저감량이 결정된다.

Table 4.2 Beaufort scales

Scale number	V_{wind} [m/s]	H_S [m]	T_{mean} [s]
BF5	9.8	2.0	5.5
BF6	12.6	3.0	6.7
BF7	15.7	4.0	7.7
BF8	19.0	5.5	9.1
BF9	22.6	7.0	10.2

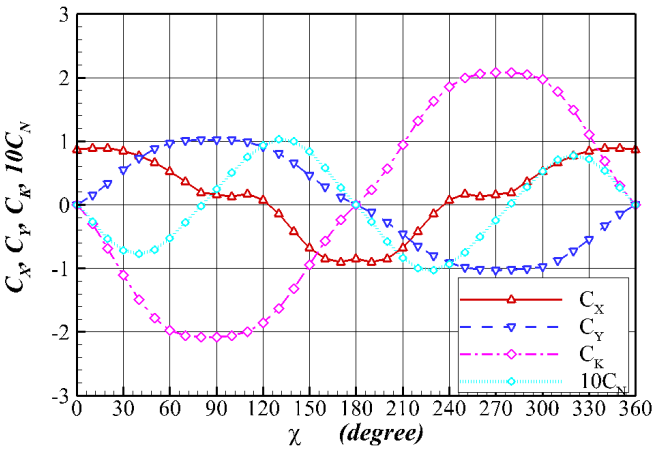
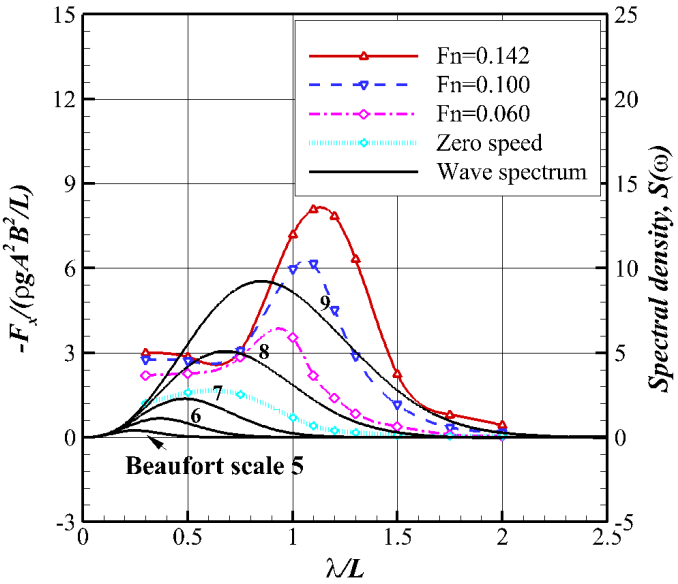
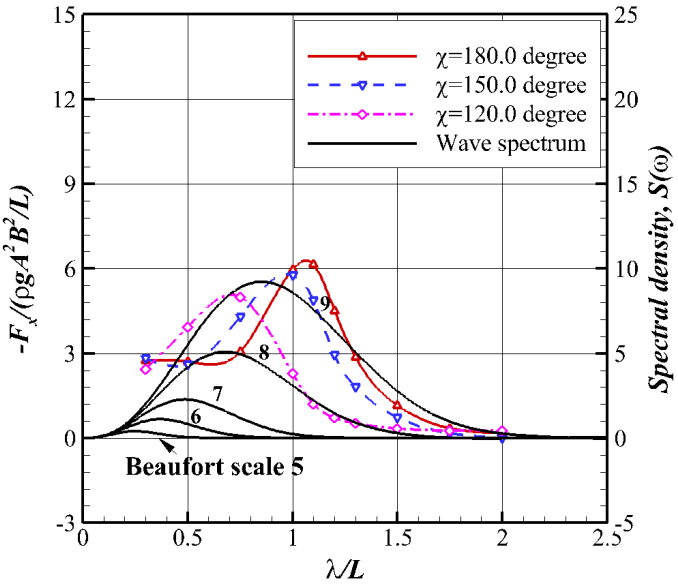


Fig. 4.9 Wind force and moment coefficients: KVLCC2 tanker



(a) In head sea (χ=180.0 degree)



(b) *Fn*=0.100

Fig. 4.10 Added resistance for different forward speeds and incident directions of waves and wave spectrums: KVLCC2 tanker

4.2.2 수치 시뮬레이션 결과

Fig. 4.11~12에서는 선수방향의 바람과 파랑 중 경로 유지 시뮬레이션 결과를 보퍼트 계급에 따라 비교하였다. 해상상태가 극심해질수록 풍 하중 및 파랑에 의한 부가저항이 증가하여 속도 저감량이 증가하였다. 선박에 작용하는 저항을 성분 별로 살펴보면, 정수 중 저항은 선박의 운항 속도에 따라 결정되므로, 보퍼트 계급이 높을수록 수렴 속도가 작기 때문에 저항 값은 오히려 감소하였다. 풍 하중은 풍속이 빠른 해상상태에 대하여 값이 약간 증가한다. 하지만 선박의 운항 속도를 고려하였을 때, 선수방향으로 입사되는 바람의 상대속도는 보퍼트 계급에 따라 크게 변화하지 않으므로 풍 하중 역시 차이가 크지 않다.

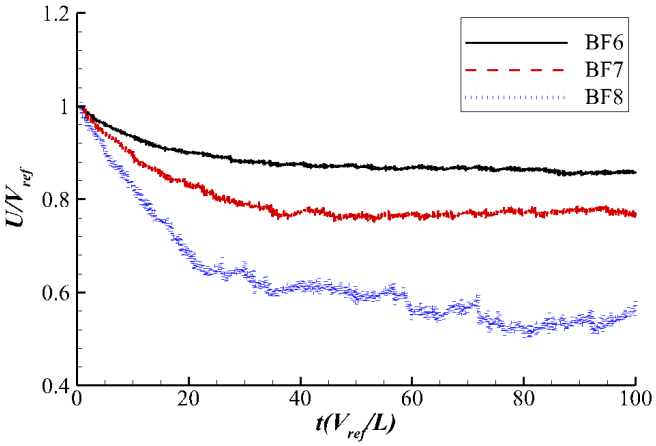
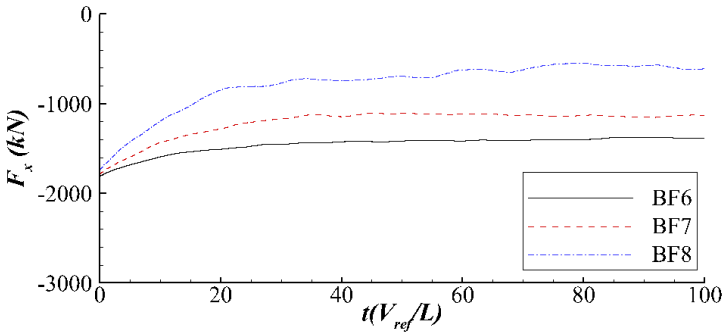
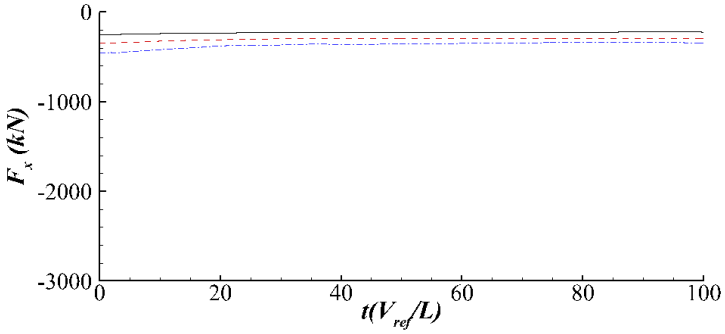


Fig. 4.11 Time histories of total speed in course keeping: KVLCC2 tanker, *Fn* for V_{ref}=0.142, χ=180.0 degree

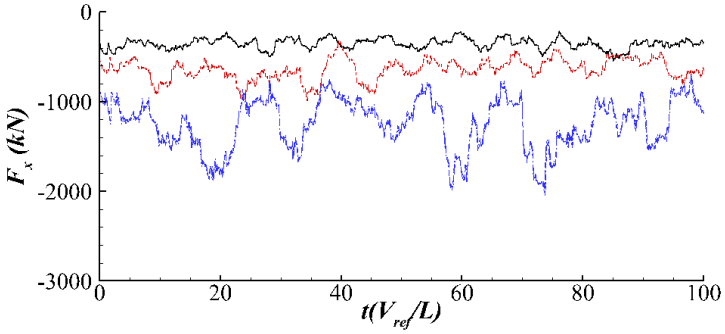
반면, 파랑에 의한 부가저항의 경우 해상상태가 극심해질수록 값이 크게 증가하며, 높은 보퍼트 계급에서는 풍 하중보다 훨씬 큰 파랑 하중이 선박에 작용하여 속도 저감량을 결정하는 것을 확인할 수 있다. Fig. 4.10에 나타나듯이 보퍼트 계급이 높을수록 파랑 스펙트럼에서 에너지가 밀집된 영역이 선박 운동의 공진 영역으로 이동한다. 따라서 극심한 해상상태에서는 큰 유의 파고뿐만 아니라 선박 운동과 관련된 성분의 증가로 인하여 부가저항의 값이 크다. 또한 파장이 길수록 파랑력의 진폭이 크기 때문에, 해상상태가 극심해질수록 파랑력의 시간 구간 평균값인 파랑 표류력은 잘 수렴하지 않고 불규칙한 특성을 보인다.



(a) Calm-water resistance, $R(u_0)$



(b) Wind force, X_{wind}



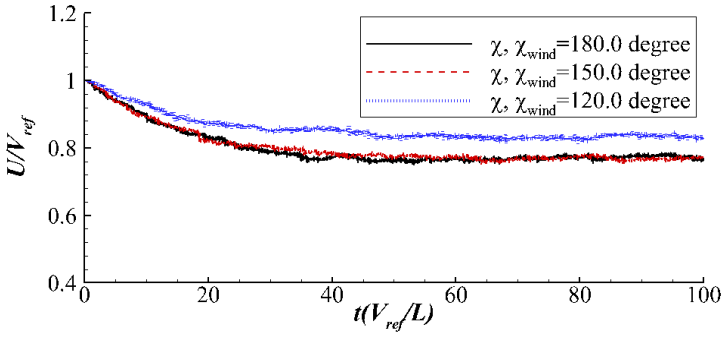
(c) Wave drift force, X_{wave}

Fig. 4.12 Time histories of surge force in course keeping: KVLCC2 tanker, *Fn* for V_{ref}=0.142, χ=180.0 degree, interval mean of 15T_{mean}

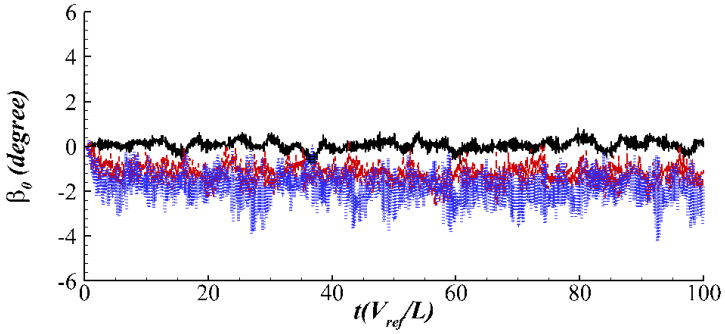
Fig. 4.13은 환경하중의 입사 방향에 따라 선박의 운항 속도 및 자세를 비교한 것이다. 150도의 방향으로 바람 및 파랑이 입사될 때의 속도 저감량은 선수방향의 경우와 비교하여 그 값이 유사하다. 하지만 환경하중이 선박의 측면에 작용하기 때문에 경로를 유지하기 위하여 조타가 수행된다. 이에 따라 선박의 표류각 및 선수각은 시간에 따라 변화하며, 불규칙 파랑력으로 인하여 특정 범위 내에서 진동하는 경향을 보인다. 일정 시간이 지난 후 선박이

직진 운항할 수 있도록 표류각 및 선수각은 같은 각도의 시간 구간 평균값을 가진다. 환경하중이 120도로 입사될 때, 이러한 경향은 심화되어, 더 큰 선수각 및 표류각 하에 선박은 사항한다.

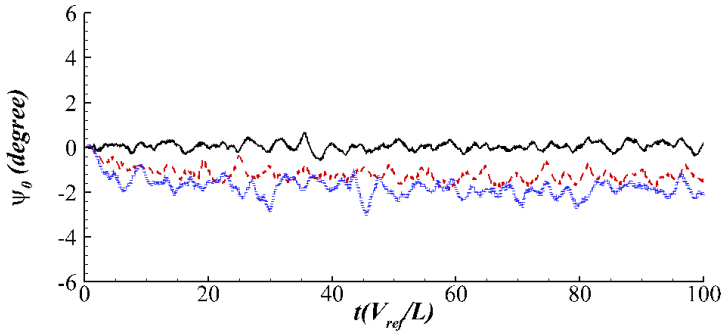
Fig. 4.14에 나타나듯이 선박에 작용하는 정수 중 저항은 수렴된 운항 속도에 따라 크기가 결정되는 반면, 풍 하중은 입사 방향에 따라 값을 달리 한다. Fig. 4.9의 입사 방향에 따른 전후방향 풍 하중 계수의 변화에 근거하여, 선수방향 및 150도의 입사 방향에서는 풍 하중의 크기가 유사한지만, 120도의 입사 방향에서는 값이 크게 감소한다. 반면, 파랑에 의한 부가저항의 경우 입사 방향과 관계없이 모든 결과가 유사한 범위 내에서 진동하는 것을 확인할 수 있다. 일부 시간 구간에서는 선수파의 경우보다 선수사파 조건에서 파랑력이 더 크다. 이는 Fig. 4.10에 나타나듯이, 선수파 조건 (χ=180.0 degree) 보다 입사 각도가 감소할수록 부가저항 최대값의 위치가 단파 영역으로 이동하기 때문이다. 또한 보퍼트 계급 7의 해상상태에서 파랑 에너지가 밀집된 영역은 단파 영역이다. 따라서 선수사파 조건에서 부가저항 및 파랑 스펙트럼의 최대값이 위치하는 영역이 일치하여, 저항 값이 선수파 조건과 비교하여 더 커질 수도 있다. 결과적으로, 120도로 환경하중이 입사될 때 속도 저감량이 감소하는 이유는 파랑 하중보다는 풍 하중의 감소에 기인한다.



(a) Total speed

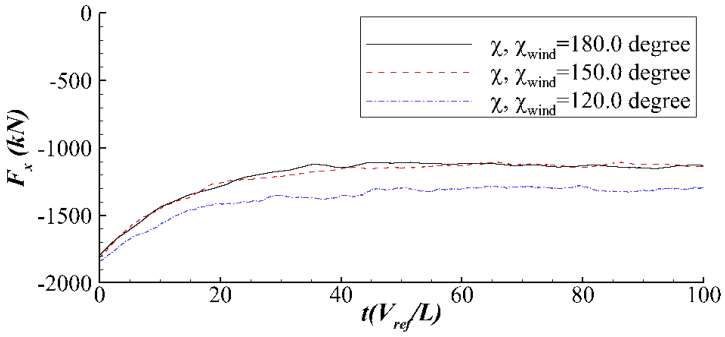


(b) Drift angle

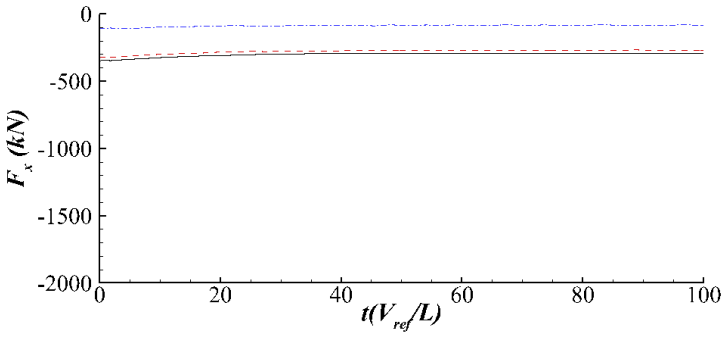


(c) Yaw angle

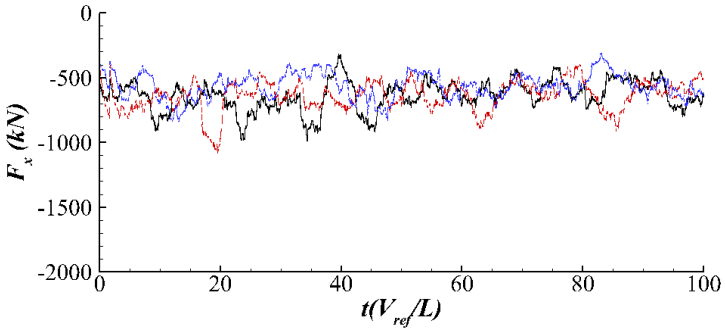
Fig. 4.13 Time histories of total speeds and position in course keeping: KVLCC2 tanker, *Fn* for V_{ref}=0.142, Beaufort scale 7



(a) Hull hydrodynamic force, X_H



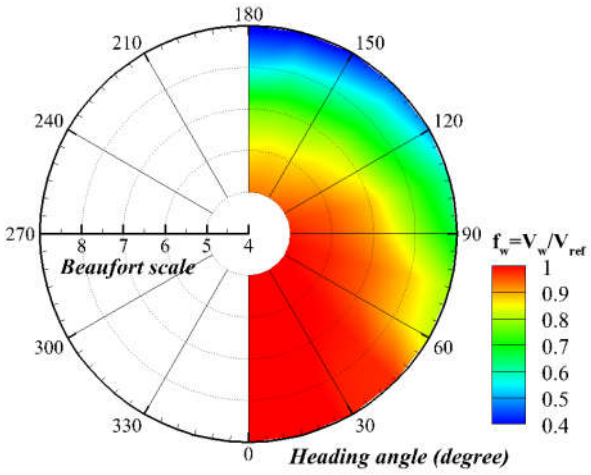
(b) Wind force, X_{wind}



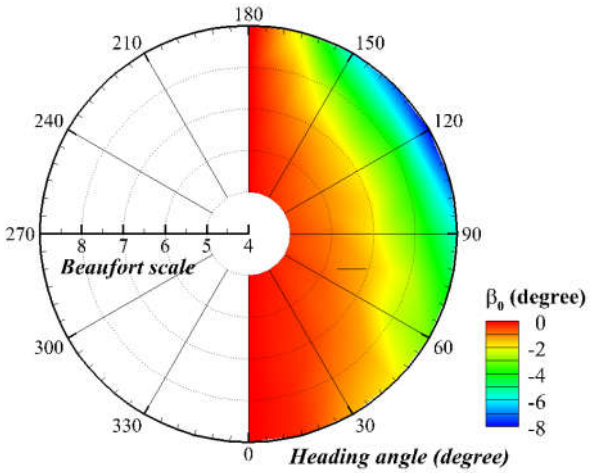
(c) Wave drift force, X_{wave}

Fig. 4.14 Time histories of surge force in course keeping: KVLCC2 tanker, Fn for V_{ref}=0.142, Beaufort scale 7, interval mean of $15T_{mean}$

Fig. 4.15는 대표 해상상태에서 직진 운항하는 선박의 기상보정계수 및 표류각을 다양한 입사 방향에 따라 나타낸 것이다. 일반적으로 기상보정계수 값은 선수방향의 경우에 가장 작고 입사 각도가 감소할수록 증가한다. 60도 이하의 입사 방향에서는 해상상태의 극심한 정도와 관계없이 환경하중에 의한 속도 저감이 거의 발생하지 않는다. 보퍼트 계급이 낮을 때는 150~180도의 입사 방향에 대하여 속도 저감량이 유사하다. 하지만 계급이 높아질수록 선수방향 및 150도의 입사 방향에 대한 기상보정계수 간에 차이가 증가한다. 한편, 표류각의 경우 120도의 입사 방향에서 최대값을 가지며 입사 방향이 선수 및 선미방향에 가까울수록 값이 감소한다. 이를 통해 120도의 입사 방향에 대하여 가장 큰 선수방향 모멘트가 대상 선박에 작용함을 추론할 수 있다.



(a) Weather factor, $f_w=V_w/V_{ref}$



(b) Drift angle

Fig. 4.15 Converged mean speed loss and drift angle in course keeping in winds and irregular waves: KVLCC2 tanker, *Fn* for V_{ref}=0.142

앞서 설명하였듯이, 해상상태가 극심해질수록 파랑에 의한 부가저항이 기상보정계수 값에 지배적인 영향을 끼친다. Fig. 4.16은 불규칙 파랑 중 선박의 운동을 고려하여 입사 파랑의 상대 유의 파고 (ζ_I-(ξ_3+ξ_4y-ξ_5x))를 나타낸 것이다. 이 값은 파랑 표류력 계산에서 수선 적분항의 크기를 결정하므로, 각각의 환경조건에 대하여 부가저항의 크기를 대략적으로 평가하는 척도로 활용될 수 있다. 낮은 보퍼트 계급에서는 선수 및 선수사파 조건에 대한 상대 유의 파고의 크기가 유사하다. 하지만 극심한 해상상태에서는 입사 방향이 선수방향에 가까울수록 유의 파고의 크기가 큰 것을 확인할 수 있다. 이는 선수파 조건 (χ=180.0 degree) 보다 입사 각도가 감소하면 선박 운동의 공진 영역이 단파 영역으로 이동하는 반면,

보퍼트 계급이 높을수록 파랑 에너지가 밀집된 영역이 장파 영역으로 이동하기 때문이다. 결과적으로, 해상상태가 극심해질수록 선수파 조건에서 부가저항 및 그에 따른 속도 저감량이 가장 크다.

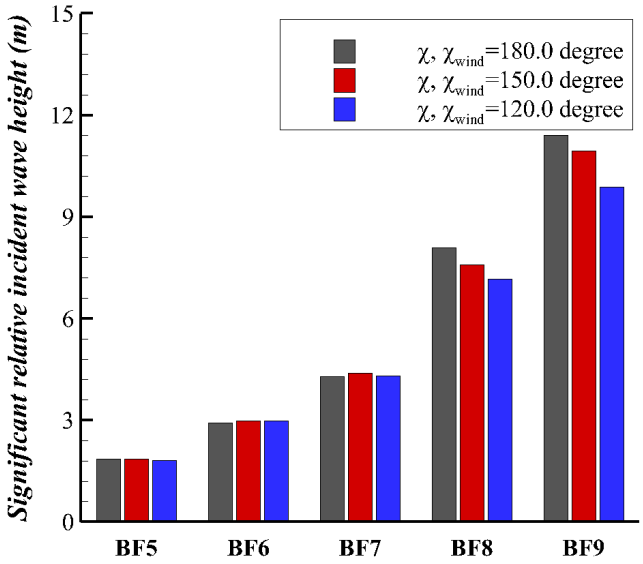


Fig. 4.16 Significant relative incident wave height in course keeping in winds and irregular waves: KVLCC2 tanker, *Fn* for V_{ref}=0.142

마지막으로 대표해상상태를 운항하는 선박의 속도 저감량에 대하여, 기존 연구의 추정식을 통해 계산한 결과와 본 연구의 자유항주 시뮬레이션 기법을 통해 얻은 결과를 비교하였다. 속도 저감량 추정을 위하여 도입한 Aertssen (1975)의 방법은 다음과 같다.

$$\frac{\Delta V}{V} \times 100\% = \frac{m}{L} + n \tag{4.2}$$

$m = 900,\quad n = 2$ for Beaufort scale 5
$m = 1300,\quad n = 6$ for Beaufort scale 6
$m = 2100,\quad n = 11$ for Beaufort scale 7
$m = 3600,\quad n = 18$ for Beaufort scale 8

여기서, ΔV는 환경하중에 의한 선박의 속도 저감량을 의미한다. 다른 경험식으로 실해역 운항 계측 데이터로부터 도출된 Kwon (2008)의 방법이 있다. 이 방법에서는 선종, 적재조건, 방형계수, 그리고 환경하중의 입사 방향에 따라 경험식을 세분화하였으며, 이는 다음을 따른다.

$$\frac{\Delta V}{V} \times 100\% = C_\beta C_U C_{\text{form}} \tag{4.3}$$

$$2C_U = \begin{cases} 1.7 - 1.4Fn - 7.4Fn^2 & \text{for } C_B = 0.55 \\ 2.2 - 2.5Fn - 9.7Fn^2 & \text{for } C_B = 0.60 \\ 2.6 - 3.7Fn - 11.6Fn^2 & \text{for } C_B = 0.65 \\ 3.1 - 5.3Fn - 12.4Fn^2 & \text{for } C_B = 0.70 \\ 2.4 - 10.6Fn - 9.5Fn^2 & \text{for } C_B = 0.75 \\ 2.6 - 13.1Fn - 15.1Fn^2 & \text{for } C_B = 0.80 \\ 3.1 - 18.7Fn + 28.0Fn^2 & \text{for } C_B = 0.85 \end{cases} \tag{4.4}$$

$$2C_\beta = \begin{cases} 2 & \text{for } \chi,\ \chi_{\text{wind}} = 180 - 150 \text{ degree} \\ 1.7 - 0.03(BN - 4)^2 & \text{for } \chi,\ \chi_{\text{wind}} = 150 - 120 \text{ degree} \\ 0.9 - 0.06(BN - 6)^2 & \text{for } \chi,\ \chi_{\text{wind}} = 120 - 30 \text{ degree} \\ 0.4 - 0.03(BN - 8)^2 & \text{for } \chi,\ \chi_{\text{wind}} = 30 - 0 \text{ degree} \end{cases} \tag{4.5}$$

$$C_{\text{form}} = \begin{cases} 0.5BN + BN^{6.5} / \left(2.7\nabla^{2/3}\right) & \text{for ship in normal cond.} \\ 0.7BN + BN^{6.5} / \left(2.7\nabla^{2/3}\right) & \text{for ship in ballast cond.} \\ 0.7BN + BN^{6.5} / \left(22\nabla^{2/3}\right) & \text{for containership} \end{cases} \tag{4.6}$$

여기서, BN은 보퍼트 풍력 계급을 의미하며, ∇ 는 선박의 부피 (displacement volume)를 나타낸다. 또한 C_β, C_U, 그리고 C_{form}은 각각 환경하중의 입사 방향, 방형계수, 그리고 선종 및 적재조건에 따른 보정계수를 의미한다.

Fig. 4.17에서는 KVLCC2에 대하여 계산된 속도 저감량을 환경조건에 따라 비교하였다. Aertseen의 방법은 선박의 길이만을 이용한 추정식으로 정확도가 낮고, 속도 저감량을 과소 예측하는 경향을 보였다. 반면, Kwon의 방법은 통상적으로 선박이 운항하는 낮은 보퍼트 계급에서는 시뮬레이션 결과와 유사한 속도 저감량을 예측하였지만, 해상상태가 극심해질수록 과대 예측된 결과가 산출되었다. 이는 극심한 해상상태 중 선박 운동에 따른 부가저항의 변화를 엄밀히 고려하지 못하였기 때문이다. 또한, 환경하중의 입사 방향이 속도 저감량에 미치는 영향 역시 과대 평가되었다. 자유항주 시뮬레이션에서는 파랑에 의한 부가저항이 선수 및 선수사파 조건에서 유사하기 때문에, 입사 방향에 따라서 속도 저감량이 크게 변화하지 않았다. 다시 말해서, 기존 경험식에서는 입사 방향에 따른 환경하중의 변화 경향을 실제와 다르게 추정하고 있다. 결론적으로, 기존 경험식 모델은 다양한 조건의 해상상태에 대하여 환경하중을 추정함에 있어 고도화가 필요하다.

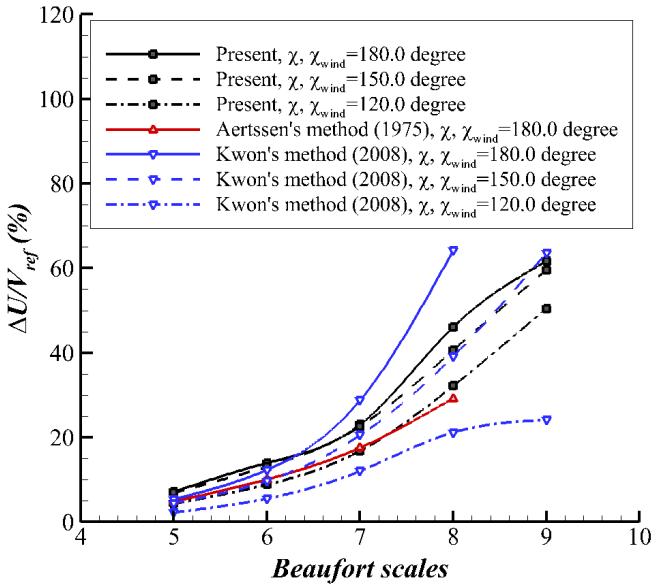


Fig. 4.17 Comparison of speed loss in winds and irregular waves: KVLCC2 tanker, *Fn* for V_{ref}=0.142

5. 결론

본 연구에서는 시간영역 내항-조종 직접 연성 기법을 적용하여 파랑 중 선박의 운항성능을 해석하였다. 정확한 내항성능 해석을 위하여 고차 랜킨패널법을 적용하여 구해진 운동응답 및 파랑 표류력 계산 결과에 대해 정상 유동 기인 연성 효과 및 약한 비선형 효과 등을 고려하여 분석하고, 기존의 실험 결과와 비교하였다. 또한 내항 문제 및 조종 문제 간의 연성 효과에 대한 해석을 수행하고, 이를 토대로 시간영역에서 두 가지 운동을 통합하여 파랑 중 선박의 조종 시험을 수치 시뮬레이션을 통해 수행하였다. 마지막으로, 다양한 세기 및 방향의 환경조건 하에 일정 항로를 지나는 선박에 대하여 자유항주 시뮬레이션을 수행하였으며, 환경하중에 따른 선박의 운항효율 및 경로 유지 성능을 평가하였다. 이상의 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 내항성능 해석에서 물리적이고 정확한 계산 결과를 얻기 위해서는 운항 속도에 따라 발생하는 정상 유동으로부터 기인되는 연성 효과를 엄밀히 고려하여야 한다. 정상 유동을 균일 유동으로 근사하는 Neumann-Kelvin 선형화 기법에서는 선수 및 선미에서 정상 유동이 급격하게 변화하는 경향을 고려하지 못하여, 파랑 중 선박 운동에 대한 정상 및 비정상 유동 간의 연성 효과를 대변하는 m_j 항이 부정확하게 계산되었다. 이로 인하여, 공진 영역의 파랑에

대하여 과도한 운동응답이 산출되었다. 또한 자유표면 경계조건에서 정상 유동 기인 연성 효과가 엄밀히 고려되지 않아, 선수파 조건에서 과도한 선미 파랑이 발생하였으며 이에 따라 전후방향 표류력이 과소 예측되었다.

- 반면, 이중물체 선형화 기법을 적용하는 경우, 정상 유동에 의한 연성 효과를 이중물체 유동과 관련된 변수를 통해 고려할 수 있음을 확인하였다. 연성 효과는 크게 정상 유동 기인 복원력, m_j 항, 그리고 자유표면 경계조건에서 이중물체 포텐셜의 수직방향 2계 미분 값과 관련된 항으로 대변되었다. 특히, 본 연구의 경우, m_j 항을 평가할 때는 스토크스 정리를 적용하는 것보다 Dirichlet 방정식을 풀이하여 계산하여야 선체 측벽이 수직하지 않은 임의의 선박 형상에 대하여 안정적인 결과를 얻을 수 있었다. 이러한 연성 효과를 정확히 고려했을 때 선박의 운동 및 교란파가 엄밀히 예측되어, 실험 대비 운동응답 및 파랑 표류력 계산 결과의 정도가 높은 것을 확인하였다.

- 약한 비선형 해석을 도입하여 파랑 중 선박의 접수면적 변화를 고려하였을 때, 공진 영역의 선박 운동 크기가 선체 형상에 기인한 비선형성으로 인하여 감소하는 것을 확인하였다. 이러한 약한 비선형 효과는 파랑 중 접수면적의 변화가 큰 세장체에 대하여 심화되었다. 비대선형의 경우 선체 측벽이 수직하여 선체의 비선형성이 작고, 따라서 선형 및 비선형 해석을 통해 얻은 운동응답 및 파랑 표류력이 유사하였다. 하지만 선수방향 표류

모멘트의 경우 선수 및 선미의 복잡한 형상에 따른 국부적인 파랑력의 변화가 전체 모멘트에 큰 영향을 끼치기 때문에, 파랑 중 접수면적의 변화에 의한 비선형 효과가 크게 나타났다.

- 파랑 중 내항-조종 연성 효과 중 조종 운동이 선박의 내항성능에 미치는 영향은 크게 두 가지이다. 첫 번째는 선박의 운항 속도에 따라 파랑의 조우 주파수가 달라져 선박 운동의 공진 영역이 변화, 그에 따라 파랑 표류력 역시 변화하는 경우이다. 두 번째는 선박의 운항 속도에 따라 정상 유동 기인 연성 효과가 변화하여 운동응답 및 파랑 표류력이 변화하는 경우이다. 이러한 이유로 인하여 선박의 전진 속도뿐만 아니라 좌우방향 속도 및 선수방향 각속도에 의하여 파랑 표류력이 변화하는 것을 수치 계산을 통해 확인하였다.
- NK 선형화 기법보다 정상 유동 기인 연성 효과를 엄밀히 고려하는 이중물체 선형화 기법을 적용하였을 때, 조종 운동하는 선박에 대하여 물리적인 파랑 표류력을 더욱 정확히 계산할 수 있었다. 특히 운항 속도에 따른 파랑 표류력의 변화 경향은, 자유표면에서의 이중물체 포텐셜의 수직방향 2계 미분 값의 분포를 통해 파악할 수 있었다. 단, 선체 끝단이 날카로운 선박 형상에 대하여 안정된 이중물체 포텐셜 관련 변수를 얻기 위해서는 선수 및 선미 끝단에 와류 시트를 도입하여 와류 유동을 모델링하는 것이 효과적이라는 것을 확인하였다.
- 파랑 중 선회 시뮬레이션을 수행하였을 때 선회 궤적의 실험 대비 정확도는 파랑 표류력의 정도에 따라 결정되었다. 약한 비선형 해석

도입 시 선체 형상에 기인한 비선형성으로 인하여 파랑 표류력이 감소하므로, 선회 궤적이 파랑에 의해 적게 표류함을 확인하였다. 이러한 선형 및 약한 비선형 해석 결과 간의 차이에는 선수방향 표류 모멘트의 차이가 지배적으로 작용하였다. 또한 불규칙 파랑 중 조종 시뮬레이션을 수행하였을 때 확인된 파랑 위상에 따른 선회 궤적의 차이 역시 선수방향 표류 모멘트 예측의 불확실성에 기인하였다.

- 파고가 크거나 선박의 측면으로 파랑이 입사하여 파랑력에 따라 운항 속도가 진동하는 경우, 내항 운동과 조종 운동을 연성하는 주기는 계산 결과에 영향을 끼쳤다. 즉 두 운동의 특성 시간 규모가 크게 다르지 않으면 운항 속도가 진동하는 경향을 반영하기 위하여 짧은 주기마다 정상 유동 해석이 수행되어야 한다. 또한, 유의미한 진폭으로 운항 속도가 진동하는 경우 선형 파랑력에 시간 평균값이 존재하여 경로 유지를 위한 선박의 운항성능에 영향이 있음을 확인하였다.
- 일정 항로를 유지하는 선박의 운항효율은 환경조건의 세기 및 방향에 따라 결정되었다. 특히 환경하중이 선박의 측면에 입사되는 경우 속도가 저감될 뿐만 아니라 직진 운항하기 위해 조타 제어가 필요하였으며, 시간영역에서 수렴된 선박의 자세, 즉 경로 유지 성능은 좌우방향 및 선수방향의 환경하중에 의해 결정되었다. 본 연구의 시뮬레이션 기법을 통해 환경하중의 영향을 엄밀히 고려하였을 때, 실제 해상상태에서의 선박 운항효율은 단순한

모델링을 기반으로 추정된 결과와 비교하여 차이를 보였다.

6. 향후 연구

본 연구에서 제안한 시간영역 내항-조종 직접 연성 해석 기법을 고도화하기 위하여 다음의 네 가지 부분에 대하여 향후 연구가 필요하다고 판단된다.

첫째로, 파랑 표류력 계산을 위해 도입되는 압력직접적분 방법 (near-field method)에서는 정상 유동 및 교란파 포텐셜의 미분 값을 필요로 한다. 이 값들은 선체표면 수치패널에 대하여 민감도가 크기 때문에 선속이 빠르거나, 선체 형상이 복잡한 경우 정확한 계산이 어렵다. 다양한 선형 및 운항 속도 조건에 대하여 정도 높은 파랑 표류력 예측을 위해서는 미분 값에 대한 안정된 계산이 요구된다. 또는, 수치패널에 대한 민감도가 낮고 포텐셜의 2계 미분 값 계산이 요구되지 않는 무한원방방법 (far-field method)을 도입하는 것 역시 대안이 될 수 있다. 이러한 방식으로 수치 해석 기법을 고도화하여, 다양한 입사 방향의 파랑에 대하여 그리고 다양한 선박의 운항 속도에 대하여 파랑 표류력 계산의 정확도에 대한 검증을 추가적으로 수행해야 한다.

둘째로, 조종 운동 중인 선박의 이중물체 유동을 계산할 때, 와류 유동의 모델링에 대한 고도화가 필요하다. 본 연구에서 도입된 와류 모델링은 2차원 양력 형상에 대하여 개발된 기법이다. 실제로 선박은 3차원 형상이기 때문에 정체점의 정의가 어렵고, 따라서 선체 끝단의 양면에서 압력이 같다는 비선형 쿠타 조건을

만족시켜야 한다. 또한, 실제 선박의 끝단에서 발생하는 후류의 비정상 효과 역시 고려되어야 한다. 이러한 와류의 특징이 반영된 고도화된 모델을 세장체 뿐만 아니라 날카로운 끝단을 가지지 않는 비대선형에도 적용하여, 와류가 존재하는 정상 유동으로부터 기인된 연성 효과를 내항 및 조종 해석에서 엄밀히 고려해야 할 것이다.

세 번째로 본 연구에서는 내항성능이 조종성능에 미치는 연성 효과로 파랑 표류력만이 고려되었다. 즉 선박 운동이 조종성능에 직접적으로 미치는 영향은 고려되지 않았다. 하지만 실제로 파랑 중 선체에 작용하는 추진력 및 타력은 선박 운동으로 인하여 그 값을 달리 한다. 따라서 추진 및 조타 모델링에서 파랑 및 선박의 운동이 관련 계수에 미치는 영향을 포함하여야 하며, 이를 고려한 선박 운항성능 평가가 수행되어야 할 것이다.

마지막으로 본 연구의 시간영역 내항-조종 직접 연성 해석 기법은 황천 시 선박의 최소 요구 마력 평가에 활용될 수 있다. IMO (2015)의 최소 요구 마력 규정 중 가장 높은 단계의 평가 절차인 Level 3에서는, 황천 조건에서 최소 전진 속도 (4~5 knots)로 10° 이내의 요구된 방향을 유지할 수 있는 최소 마력에 대한 예측을 권고하였다. 이를 위해서는 황천 조건에서의 큰 운동응답 및 파랑 표류력에 의한 내항-조종 연성 효과가 엄밀히 고려되어야 하며, 조타 제어를 기반으로 경로 유지 및 변경 성능이 검토되어야 한다. 따라서 본 연구의 시간영역 직접 연성 해석 기법을 기반으로 최소 전진 속도에 대한 자유항주 시뮬레이션을 수행함으로써, 황천 시

선박의 안전성 확보를 위한 최소 요구 마력 평가를 수행할 수 있다.

참고문헌

[1] Adnan, F. A. & Yasukawa, H. 2008 Experimental Investigation of Wave-Induced Motions of an Obliquely Moving Ship. *Proceeding of the 2nd Regional Conference on Vehicle Engineering and Technology*, Kuala Lumpur.

[2] Aertssen, G. 1975 *The effect of weather on two classes of container ship in the North Atlantic*. The Naval Architect, RINA.

[3] Bailey, P. A., Price, W. G. & Temarel, P. 1997 A unified mathematical model describing the manoeuvring of a ship travelling in a seaway. *Transactions of the Royal Institution of Naval Architects*, 140, 131-149.

[4] Bingham, H. B. & Korsmeyer, F. T. 1994 The Simulation of Ship Motions. *Proceedings of the 6th International Conference on Numerical Ship Hydrodynamics*, Iowa, USA.

[5] Chen, X. B. & Malenica, S. 1998 Interaction Effects of Local Steady Flow on Wave Diffraction-Radiation at Low Forward Speed. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 8(2), 102-109.

[6] Chuang, Z. & Steen, S. 2013 Speed loss of a vessel sailing in oblique waves. *Ocean Engineering*, 64, 88-99.

[7] Faltinsen, O. M., Minsaas, K. J. Liapis, N. & Skjørdal, S. O. 1980 Prediction of resistance and propulsion of a ship in a seaway. *Proceeding of the 13th Symposium on Naval Hydrodynamics*, Tokyo, Japan.

[8] Fang, M. C., Luo, J. H. & Lee, M. L. 2005 A Nonlinear mathematical model for ship turning circle simulation in waves. *Journal of Ship Research*, 49(2), 69-79.

[9] Feng, P. Y., Ma, N. & Gu, X. C. 2010 Long-term prediction of speed reduction due to waves and fuel consumption of a ship at actual seas. *Proceedings of the 29th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering,* Shanghai, China.

[10] Ferrant, P., Gentaz, L., Monroy, C., Luquet, R., Ducrozet, G., Alessandrini, B., Jacquin, E. & Drouet, A. 2008 Recent Advances Towards the Viscous Flow Simulation of Ships Manoeuvring in Waves. *Proceedings of the 23rd International Workshop on Water Waves and Floating Bodies*, Jeju, Korea.

[11] Fossen, T. I. 2005 A nonlinear unified state-space model for ship maneuvering and control in a seaway. *International Journal of Bifurcation and Chaos* 19(9), 2717-2746.

[12] Fujii, H. & Takahashi, T. 1975 Experimental study on the resistance increase of a ship in regular oblique waves. *Proceedings of the 14th international towing tank conference*, Ottawa, Canada.

[13] Fujiwara, T., Ueno, M. & Ikeda, Y. 2006 Cruising performance of a large passenger ship in heavy sea. *Proceedings of the 16th International Offshore and Polar Engineering Conference*, California, USA.

[14] Greeley, D. S. & Willemann, S. D. 2013 Surface ship maneuvering forces in calm water and waves. *International Shipbuilding Progress*, 60, 613-631.

[15] Grue, J. & Biberg, D. 1993 Wave forces on marine structures with small speed in water of restricted depth. *Applied Ocean Research*, 15, 121-135.

[16] Guo, B. J., Steen, S. & Deng, G. B. 2012 Seakeeping prediction of KVLCC2 in head waves with RANS. *Applied Ocean Research*, 35, 56-67.

[17] Holtrop, J. & Mennen, G. G. J. 1982 An approximate power prediction method. *International Shipbuilding Progress*, 29, 166-170.

[18] Hu, C. & Kashiwagi, M. 2007 Numerical and experimental studies on three-dimensional water on deck with a modified Wigley model. *Proceedings of the 9th International Conference on Numerical Ship Hydrodynamics*, Ann Arbor, MI, USA.

[19] IMO, 2012 *Interim guidelines for the calculation of the coefficient f_w for decrease in ship speed in a representative sea condition for trial use.* IMO (International Maritime Organization), MEPC.1/Circ.769.

[20] IMO, 2015 *Interim guidelines for determining minimum propulsion power to maintain the manoeuvrability of ships in adverse condition*. IMO (International Maritime Organization), MEPC.1/Circ.850/Rev.1.

[21] ISO, 2015 *Ship and marine technology – Guidelines for the assessment of speed and power performance by analysis of speed trial data*. ISO (International Organization for Standardization), 15016:2015.

[22] ITTC, 2011 *Prediction of power increase in irregular waves from model test.* ITTC (International Towing Tank Conference), Recommended Procedure 7.5-02-07-02.2.

[23] Joncquez, S. A. G. 2009 *Second-order forces and moments acting on ships in waves*. Ph.D. Thesis, Technical University of Denmark.

[24] Jung, Y. W. & Kim, Y. 2017 Multi-objective Optimization of Principle Dimensions of Ship for Improvement of Operational Efficiency in Waves. *Proceedings of the 10th International Workshop on Ship and Marine Hydrodynamics*, Keelung, Taiwan.

[25] Kashiwagi, M. 1992 Added resistance, wave-induced steady sway force and yaw moment on an advancing ship. *Ship Technology Research*, 39(1), 3-16.

[26] Kashiwagi, M. 2013 Hydrodynamic Study on Added Resistance Using Unsteady Wave Analysis. *Journal of Ship Research*, 57(4), 220-240.

[27] Kim, B. & Shin, Y. S. 2007 Steady Flow Approximations in Three-Dimensional Ship Motion Calculation, *Journal of Ship Research*, 51(3), 229-249.

[28] Kim, K. H. & Kim, Y. 2011a Comparative Study on Ship Hydrodynamics Based on Neumann-Kelvin and Double-body Linearizations in Time-Domain Analysis. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 20(4), 265-274.

[29] Kim, K. H. & Kim, Y. 2011b Numerical study on added resistance of ships by using a time-domain Rankine panel method. *Ocean Engineering*, 38, 1357-1367.

[30] Kim, Y., Kim, K. H., Kim, J. H., Kim, T., Seo, M. G. & Kim, Y. 2011 Time-domain analysis of nonlinear motion responses and structural loads on ships and offshore structures: development of WISH programs. *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*, 3(1), 37-52.

[31] Kim, M., Hizir, O., Turan, O., Day, S. & Incecik, A. 2015 Estimation of added resistance and ship speed loss in a seaway. *Ocean Engineering*, 141, 465-476.

[32] King, B. K., Beck, R.F. & Magee, A.R. 1988 Seakeeping calculations with forward speed using time-domain analysis. *Proceedings of the 17th Symposium on Naval Hydrodynamics*, California, USA.

[33] Kring, D. C. 1994 *Time domain ship motions by a three-dimensional Rankine panel method*. Ph.D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology.

[34] Kuroda, M., Tsujimoto, M., Fujiwara, T., Ohmatsu, S. & Takagi, K. 2008 Investigation on components of added resistance in short waves. *Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, 8, 171-176.

[35] Kwon, Y. J. 2008 *Speed loss due to added resistance in wind and waves*. The Naval Architects, RINA.

[36] Lee, J. T. 1987 *A Potential Based Panel Method for the Analysis of Marine Propellers in Steady Case*. Ph.D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology.

[37] Lee, S. K., Hwang, S. H., Yun, S. W., Rhee, K. P. & Seong, W. J. 2009 An Experimental Study of a Ship Manoeuvrability in Regular Waves. *Proceedings of the International Conference on Marine Simulation and Ship Manoeuvrability*, Panama city, Panama.

[38] Lee, J. H., Park, D. M. & Kim, Y. 2013 Experimental study on the added resistance of modified KVLCC2 hull forms with different bow shapes. *Proceedings of the 12th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures,* Changwon, Korea.

[39] Lee, S. M., Roh, M. I., Kim, K. S., Jung, H. & Park, J. J. 2018 Method for a simultaneous determination of the path and the speed for ship route planning problems. *Ocean Engineering*, 157, 301-312.

[40] Lin, W. M., Zhang, S., Weems, K. & Liut, D. 2006 Numerical simulations of ship maneuvering in waves. *Proceedings of the 26th Symposium on Naval Hydrodynamics,* Rome, Italy.

[41] Liu, S. & Papanikolaou, A. 2011 A nonlinear time-domain hybrid method for simulating the motions of ships advancing in waves. *Sustainable Maritime Transportation and Exploitation of Sea Resources*, 257-265.

[42] Liu, S., Papanikolaou, A. & Zaraphonitis, G. 2011 Prediction of added resistance of ships in waves. *Ocean Engineering*, 38(4), 641-650.

[43] Luo, S., Ma, N. & Hirakawa, Y. 2016 Evaluation of resistance increase and speed loss of a ship in wind and waves. *Journal of Ocean Engineering and Science*, 1, 212-218.

[44] Maruo, H. 1960 The drift of a body floating on waves. *Journal of Ship Research*, 4(3), 1-10.

[45] Matsui, S., Yang, J., Tamashima, M. & Yamazaki, R. 1994 Calculation of flow around a hull in turning motion and its hydrodynamic forces. *Transactions of the West-Japan Society of Naval Architects*, 88, 57-72.

[46] Milanov, E., Chotukova, V., Efremov, D. & Stern, F. 2014 Systematic Experimental Investigation of Maneuvering Characteristics of Free Running Delft Catamaran in Still Water and Regular Waves. *Proceedings of the 30th Symposium on Naval Hydrodynamics*, Hobart, Australia.

[47] Morino, L. & Kuo, C. C. 1974 Subsonic potential aerodynamics for complex configurations: a general theory, *AIAA Journal*, 12(2), 191-197.

[48] Nakamura, S. & Naito, S. 1977 Propulsive Performance of a Containership in Waves. *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, 15, 24-48.

[49] Nakos, D. E. 1990 *Ship wave patterns and motions by a three dimensional Rankine panel method*. Ph.D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology.

[50] Noblesse, F., Delhommeau, G., Guilbaud, M., Hendrix, D. & Yang, C. 2008 Simple analytical relations for ship bow waves. *Journal of Fluid Mechanics*, 600, 105-132.

[51] Ogilvie, T. F. & Tuck, E. O. 1969 *A Rational Strip Theory of Ship Motions: Part I.* Department of Naval Architecture and Marine Engineering, University of Michigan, Technical Report 013.

[52] Orihara, H. & Miyata, H. 2003 Evaluation of added resistance in regular incident waves by computational fluid dynamics motion simulation using an overlapping grid system. *Journal of Marine Science and Technology*, 8(2), 47-60.

[53] Pan, Z., Vada, T. & Han, T. 2016 Computation of wave added resistance by control surface integration. *Proceedings of the 35th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, Busan, Korea.

[54] Pinkster, J. A. 1980 *Low frequency second order wave exciting forces on floating structures*. Ph.D. Thesis, Delft University of Technology.

[55] Prpic-Orsic, J. & Faltinsen, O. M. 2012 Estimation of ship speed loss and associated CO_2 emissions in a seaway. *Ocean Engineering*, 44, 1-10.

[56] Sadat-Hosseini, H., Wu, P., Carrica, P. M., Kim, H., Toda, Y. & Stern, F. 2013 CFD verification and validation of added resistance and motions of KVLCC2 with fixed and free surge in short and long head waves. *Ocean Engineering*, 59, 240-273.

[57] Sadat-Hosseini, H., Kim, D. H., Taylor, G. L., Fu, T., Terrill, E. & Stern, F. 2014 Vortical Structures and Instability Analysis for Athena in Turning Maneuver with Full-Scale Validation. *Proceedings of the 30th Symposium on Naval Hydrodynamics*, Hobart, Australia.

[58] Salvesen, N. 1978 Added resistance of ships in waves. *Journal of Hydronautics*, 12(1), 24-34.

[59] Sanada, Y., Elshiekh, H., Toda, Y. & Stern, F. 2014 Effects of Waves on Course Keeping and Maneuvering for Surface Combatant ONR Tumblehome. *Proceedings of the 30th Symposium on Naval Hydrodynamics*, Hobart, Australia.

[60] Seo, M. G. & Kim, Y. 2011 Numerical analysis on ship maneuvering coupled with ship motion in waves. *Ocean Engineering*, 38, 1934-1945.

[61] Seo, M. G., Park, D. M., Yang, K. K. & Kim, Y. 2013 Comparative study on computation of ship added resistance in waves. *Ocean Engineering*, 73, 1-15.

[62] Seo, M. G. 2016 *Study on Prediction Method for Ship Operation Performance in Waves*. Ph.D. thesis, Seoul National University.

[63] SHOPERA, 2016 *Presentation of Benchmark Results*. SHOPERA (Energy Efficient Safe Ship Operation) Benchmark Workshop, London, UK.

[64] Skejic, R. & Faltinsen, O. M. 2008 A unified seakeeping and maneuvering analysis of ships in regular waves. *Journal of Marine Science and Technology*, 13(4), 371-394.

[65] Sprenger, F., Maron, A., Delefortrie, G., Hochbaum, A.C. & Fathi, D. 2015 *Mid-term review of tank test results*. SHOPERA project deliverable D3.2.

[66] Subramanian, R. & Beck, R. F. 2015 A time-domain strip theory approach to maneuvering in a seaway. *Ocean Engineering*, 104, 107-118.

[67] Tello Ruiz, M., Candries, M., Vantorre, M., Delefortrie, G., Peeters, D. & Mostaert, F. 2012 *Ship Manoeuvring in Waves: A literature review*. Flanders Hydraulics Research & Ghent University, WL Rapporten, 00_096.

[68] Timman, R. & Newman, J. N. 1962 The coupled damping coefficients of a symmetric ship. *Journal of Ship Research*, 5, 1-7.

[69] Tsujimoto, M., Shibata, K., Kuroda, M. & Takagi, K. 2008 A practical correction method for added resistance in waves. *Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, 8, 141-146.

[70] Ueno, M., Nimura, T. & Miyazaki, H. 2003 Experimental study on manoeuvring motion of a ship in waves. *Proceedings of the International Conference on Marine Simulation and Ship Manoeuvrability*, Kanazawa, Japan.

[71] Uharek, S. & Curo-Hochbaum, A. 2015 Modelling mean forces and moments due to waves based on RANS simulations. *Proceedings of the 25th International Ocean and Polar Engineering Conference*, Hawaii, USA.

[72] Wu, G. X. 1991 A Numerical Scheme for Calculating the m_j Terms in Wave-current-body Interaction Problem. *Applied Ocean Research*, 13(6), 317-319.

[73] Yang, K. K. & Kim, Y. 2017 Numerical analysis of added resistance on blunt ships with difference bow shapes in short waves. *Journal of Marine Science and Technology*, 22(2), 245-258.

[74] Yang, K. K., Kim, Y. & Jung, Y. W. 2018 Enhancement of asymptotic formula for added resistance of ships in short waves. *Ocean Engineering*, 148, 211-222.

[75] Yasukawa, H. & Nakayama, Y. 2009 6-DOF motion simulations of a turning ship in regular waves. *International Conference on Marine Simulation and Ship Manoeuvrability*, Panama city, Panama.

[76] Yasukawa, H. & Yoshimura, Y. 2015 Introduction of MMG standard method for ship maneuvering predictions. *Journal of Marine Science and Technology*, 20, 37-52.

[77] Yasukawa, H., Hirata, N., Yonemasu, I., Terada, D. & Matsuda, A. 2015 Maneuvering Simulation of a KVLCC2 Tanker in Irregular Waves.

Proceedings of the International Conference on Marine Simulation and Ship Manoeuvrability, Newcastle, UK.

[78] Yasukawa, H., Zaky, M., Yonemasu, I. & Miyake, R. 2017 Effect of Engine Output on Maneuverability of a VLCC in Still Water and Adverse Weather Conditions. *Journal of Marine Science and Technology*, 22(3), 574-586.

[79] Yen, T. G., Zhang, S., Weems, K. & Lin, W. M. 2010 Development and validation of numerical simulations for ship maneuvering in calm water and in waves. *Proceedings of the 28th Symposium on Naval Hydrodynamics,* California, USA.

[80] Zhang, S., Weems, K. M. & Lin, W. M. 2009 Investigation of the horizontal drifting effects on ships with forward speed. *Proceedings of the 28th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering*, Hawaii, USA.

[81] Zhang, X., Bandyk, P. & Beck, R. F. 2010 Seakeeping computations using double-body basis flows. *Applied Ocean Research*, 32(4), 471-482.

[82] Zhang, W., Zou, Z. J. & Deng, D. H. 2017 A study on prediction of ship maneuvering in regular waves. *Ocean Engineering*, 137(1), 367-381.

[83] Zhao, R. & Faltinsen, O. M. 1989 A Discussion of the m-terms in the Wave-current Body Interaction Problem. *Proceedings of the 4th International Workshop on Water Waves and Floating Bodies*, Oystese, Norway.

Abstract

Analysis on Ship Operation Performance Considering Added Resistance and Seakeeping-Maneuvering Coupling Effects in Waves

Jae-Hoon Lee

Department of Naval Architecture & Ocean Engineering

College of Engineering

Seoul National University

In this study, the seakeeping and maneuvering performances of a ship in waves are analyzed based on computation results obtained by the time-domain Rankine panel method, and the free-running simulations are carried out for the evaluation of operation performances in actual sea states. First, in the seakeeping analysis, the coupling effects between steady flow caused by forward speed and unsteady flow induced by waves and ship motions are examined. That is, the effects of steady-flow approximation on motion responses and added resistance of ship in waves are investigated. In addition, the influence of nonlinearity due to hull geometry is also analyzed by conducting the weakly nonlinear analysis in which the variation of wetted surface of ship in waves is accounted. The computation results for various ship models are validated with the existing experimental data.

Secondly, the time-domain seakeeping-maneuvering coupling method is applied to analyze the ship maneuverability in waves. In the coupling analysis, the force related to ship maneuvering is obtained from the MMG model

constructed based on existing experimental data or empirical formula, while the force due to waves is computed based on the seakeeping analysis. The effects of waves on the ship maneuverability are investigated by integrating the seakeeping and maneuvering motions in time domain. In addition, the characteristics of steady flow induced by ship drifting or rotating are analyzed, and reflected in the linearization of boundary value problem for a ship in maneuvering at various speeds. By applying the coupling method, turning tests in waves are simulated for the S175 containership and the KVLCC2 tanker. The computed turning trajectory and ship speeds are validated by comparing with the existing model test results. Also, the major issues arising due to large-amplitude waves are examined such as the weakly nonlinear effects and the influence of coupling period between seakeeping and maneuvering computations.

Finally, the free-running simulation is carried out to analyze the operation performance of ship following a given route. The trajectory tracking method based on the rudder control is applied to the seakeeping-maneuvering coupling method to keep a straight course in various environmental conditions. Based on computation results, how the speed and posture of ship in course keeping are changed according to environmental loads are investigated. To this end, the speed loss and the drift angle of S175 containership in regular waves are validated by comparing with the existing experimental data. Then, for KVLCC2 tanker, the operation efficiency is estimated by considering wind and wave loads in representative sea conditions. By conducting the component analysis on environmental loads, the effects of each component on the speed loss and the course keeping performance are examined. Based on the analysis results, the feasibility of time-domain free-running simulation for the evaluation of ship operation performance is confirmed.

Keywords: Time-domain Rankin panel method, Ship motion and wave

drift force, Seakeeping-maneuvering coupling effects, Operation efficiency, Course keeping performance
Student Number: 2011-21184