



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](#)

공학박사학위논문

CFD 검증용 데이터 구축을 위한
손상 선박의 운동응답에 관한 실험적 연구

Experimental Study on the Motion Responses of Damaged
Ship for CFD Validation

2013년 2월

서울대학교 대학원

산업·조선공학부

이 성 균

CFD 검증용 데이터 구축을 위한
손상 선박의 운동응답에 관한 실험적 연구

Experimental Study on the Motion Responses of Damaged Ship
for CFD Validation

지도교수 이 기 표

이 논문을 공학박사학위논문으로 제출함

2013년 2월

서울대학교 대학원

산업·조선공학부

이 성 균

이성균의 박사학위논문을 인준함

2013년 2월

위 원 장 _____ (인)

부 위 원 장 _____ (인)

위 원 _____ (인)

위 원 _____ (인)

위 원 _____ (인)

초 록

최근 선박 설계에 있어서 가장 기본적이고 중요시되는 문제 중 하나는 파랑 중 손상 선박의 운동응답이다. 선박이 대형화되고, 손상시 많은 인명피해를 유발할 수 있는 선박의 수가 늘어남에 따라 선박의 운동응답에 대한 지침들이 엄격해지고 있기 때문이다.

손상 선박의 운동응답은 손상 선박의 운동과 침수 유동이 결합된 복잡한 물리 현상으로 비손상선박의 운동응답에 비해서 훨씬 해석이 힘들다. 파랑 중 선박이 손상을 입었을 경우, 손상부를 통한 해수의 출입이 있고, 침수 유동과 선박의 운동이 상호 영향을 주는 난해한 현상들이 발생하게 된다.

손상 선박의 운동응답을 해석하기 위한 방법은 크게 모형시험을 통한 방법과 수치 계산을 통한 방법으로 구분된다. 모형시험을 통한 방법은 많은 시간과 비용이 소요된다는 단점이 있고, 이러한 한계를 극복하기 위해 전산유체역학 (Computational Fluid Dynamics, 약칭 CFD) 방법을 활용한 접근 방법이 최근 각광을 받고 있다.

CFD 방법을 통해 손상 선박의 운동응답을 정확히 계산하기 위해서는, CFD에 사용되는 여러 수치 기법들이 꾸준히 개선되어야 한다. 이러한 수치해석 방법의 개발에는 검증 과정을 반드시 거쳐야 하며, 이를 위한 검증용 모형실험 결과가 필수적이다. 손상 선박 운동응답에 관한 많은 실험적 연구들이 이루어지고 있으나, 대부분의 연구들이 당장의 사고 원인 등을 규명하기 위한 현실적 재현에만 치중했을 뿐, CFD 검증을 위한 실험적 연구는 매우 드문 실정이다. CFD 계산 결과의 검증을 위한 모형실험에서는 불명확한 요인들이 최대

한 배제되어야 할 것이다. 우선은 간단한 손상 구획과 기본적인 시험 조건에 대한 모형시험 결과를 바탕으로 CFD 계산이 검증되고, 점진적으로 CFD 방법을 개발시켜 추후 현실에 가까운 손상 선박의 운동응답 문제를 해결해 나가야 할 것이다. 그러므로 본 연구에서는, CFD 검증을 위한 모형시험을 설계하고 수행하였다. 정수 중 비손상 및 손상 선박의 횡동요 자유 감쇠 시험이 수행되었고, 손상 구획 내 침수 유동을 계측하였다. 비손상 및 손상 선박의 규칙파 중 6자유도 운동응답을 계측하였고, 이렇게 계측된 결과를 이용하여 CFD 검증용 데이터베이스를 구축하였다.

시험에 앞서 모형시험 시 사용될 대상선, 손상 구획 및 시험 조건 등의 결정을 위해 사전 CFD 계산을 수행하였다. 본 논문의 대상 선박은 국제선형수조회의 (ITTC)에서 손상 선박 내부의 침수유동 문제에 대한 비교 시험에 사용되었던 것으로, 영국 Strathclyde 대학의 선박 안전 연구 센터(Ship Safety Research Center, 약칭 SSRC)에서 제공받은 선형이다. 모형선의 길이는 예인수조의 크기와 ITTC 권고 기준을 고려하여 3 m 로 결정하였고 실선과의 축척비는 1/82.57 이다. 손상 구획은 사전 CFD 결과를 반영하여 최대한 단순한 형상으로 제작되었으며, 공기 압축성의 영향으로 인한 CFD 해석의 복잡성을 줄이기 위해 통풍식으로 제작되었다. 침수 유동의 초기 거동에 영향을 주는 수문 개방 시간을 정확히 제공하기 위하여 공압 실린더를 사용한 수문 개방 장치가 고안되었다. 공압 실린더를 이용하여 매 실험마다 동일한 속도와 방향으로 수문을 개방하는 것이 가능했으며, 이를 통해 실험의 재연성을 높였다.

비손상 시와 손상 시의 선박에 대한 정수 중 자유 횡동요 감쇠

시험을 수행하여 선박의 운동과 침수 유동의 상호 영향을 살펴보고, 두 가지의 수문 부착 형식과 손상 구획이 실험에 사용되었다. 횡동요 자유 감쇠 시험의 경우, 선박이 손상을 입으면서 횡동요 주기가 길어졌으며, 횡동요 감쇠 계수가 커지는 현상을 보였다. 손상 구획 내의 침수 유동은 일종의 감요수조의 역할을 하였고, 이로 인해 횡동요 진폭이 더욱 빠른 속도로 줄어들었다.

횡파 중에 놓인 선박이 손상을 입으면, 침수 유동의 영향으로 좌우대칭의 특성을 잃게 되므로 6자유도 운동응답을 모두 예측하였다. 파랑 중 운동응답 예측을 위해 계류시스템을 제작하였고, 계류시스템은 모형선의 표류는 막아주되, 입사파에 의한 모형선의 조화운동에는 최대한 영향을 주지 않는 방향으로 고안되었다. 비손상 선박의 횡파 중 운동응답에서는 입사파의 주기가 횡동요 고유 주기의 절반일 때 파라메트릭 횡동요가 발생하였고, 손상을 입었을 때는 동일한 입사파 조건에서 파라메트릭 횡동요 현상이 발생치 않는 것을 확인하였다. 파랑 중 운동응답에서는 계류시스템에 의해 선박에 작용하는 계류력을 산출하였고, 이를 데이터베이스에 포함하였다.

주요어 : 횡동요 자유 감쇠 시험, 손상 선박, CFD 검증용 실험, 횡동요 감쇠 계수, 6자유도 운동응답, 파라메트릭 횡동요

학 번 : 2007-20668

목 차

초 록	i
목 차	iv
표 목 차	vii
그 림 목 차	ix
1. 서론	1
1.1 연구 배경	1
1.2 선행 연구	4
1.3 연구 내용	6
2. 시험조건 결정을 위한 사전 수치 계산	9
2.1 바지선의 파랑 중 횡동요	9
2.2 손상 구획 내의 침수 유동	14
3. 모형시험 대상 및 계측 장비	18
3.1 모형선	18
3.2 손상 구획	21
3.3 수문 개방 장치	23

3.4 모형선 운동 및 침수 유동 계측 장비	26
4. 횡동요 자유 감쇠 시험	29
4.1 횡동요 감쇠력 모델	29
4.2 불확실성 해석	34
4.3 좌표계	36
4.4 경사시험	37
4.4.1 관성테이블을 이용한 관성능률시험	37
4.4.2 경사시험	42
4.5 비손상 선박의 횡동요 자유 감쇠 시험	44
4.6 정수 중 침수 시험	48
4.7 손상 선박의 횡동요 자유 감쇠 시험	50
4.7.1 정상 상태 초기 조건에서의 횡동요 감쇠	51
4.7.2 천이 상태 초기 조건에서의 횡동요 감쇠	60
5. 규칙파 중 선박의 6자유도 운동 계측	62
5.1 스프링을 이용한 계류시스템 구축	62
5.2 비손상 선박의 6자유도 운동 계측	70

5.2.1 포텐셜 이론을 이용한 선박 운동 수치 계산.....	70
5.2.2 모형시험 결과	74
5.3 손상 선박의 규칙과 중 6자유도 운동 계측	89
5.4 선박에 작용하는 계류력 산출	100
6. CFD 검증용 데이터베이스 구축.....	106
6.1 데이터베이스 구축	106
6.2 활용 사례	110
7. 결론.....	113
참고문헌	117
부록 A. Strapdown method	121
부록 B. 시험결과의 불확실성 해석	126
B.1 선박무게중심과 메타센터의 불확실성	129
B.2 횡동요 자유 감쇠 시험의 불확실성	136
부록 C. 모형시험 체크 리스트.....	139
Abstract	140

표 목 차

Table 2.1 Principal dimensions of the barge.....	10
Table 2.2 Wave conditions.....	12
Table 2.3 Main dimensions of the damaged compartment.....	15
Table 3.1 Principal dimensions of the ship and model	19
Table 3.2 The longitudinal coordinates of compartments	21
Table 4.1 Uncertainties of measured items	36
Table 4.2 Roll damping of OP1 and OP2	48
Table 4.3 Roll damping of intact and damaged ship (CP1).....	53
Table 4.4 GM values in intact and damaged condition (CP1).....	54
Table 4.5 Roll damping of intact and damaged ship.....	59
Table 5.1 Spring constant and natural periods of mooring system	64
Table 5.2 Dimensions of soft spring.....	66
Table 5.3 Measured motion period with mooring system.....	68
Table 5.4 Regular wave conditions.....	75
Table 5.5 The coordinates of spring connection points.....	102
Table 6.1 The distance from the reference point of strapdown system to accelerometer.....	109
Table 6.2 The coordinates of reference point of strapdown system to CG of model	109

Table B.1 Two-tailed Student t distribution.....	127
Table B.2 Bias limits of measurement units.....	129
Table B.3 Parameters of composing VCG.....	131
Table B.4 Parameters of composing GM	135
Table B.5 Uncertainty of VCG and GM.....	136
Table B.6 Bias limits, precision limits and uncertainties of IMU and accelerometers.....	137
Table B.7 Bias limits, precision limits and uncertainties of wave probes....	138

그림 목 차

Fig.1.1 Capsized ro-ro passenger ships (HERALD OF FREE ENTERPRISE (left), ESTONIA (right)).....	2
Fig.1.2 The box-shaped barge and damaged compartments (Ruponen, 2007).....	5
Fig.2.1 Grid topology for barge.....	11
Fig.2.2 Time histories of roll and heave motions.....	13
Fig.2.3 Snapshots of the flooding behavior at $t=0.43, 0.86$ sec.....	16
Fig.3.1 Profile of the model ship.....	20
Fig.3.2 Geometry of damaged compartment in MOERI experiment.....	22
Fig.3.3 Geometry of the damaged compartments, CP1 and CP2.....	23
Fig.3.4 Schematic view of opening mechanism.....	25
Fig.3.5 Damaged compartment opening mechanism.....	26
Fig.3.6 Measurement system (IMU and Accelerometers)	27
Fig.3.7 Images taken every 0.33 second during a roll period.....	28
Fig.4.1 Typical roll decay time history	30
Fig.4.2 Typical roll extinction curve.....	32
Fig.4.3 Roll extinction curve and regression results.....	33
Fig.4.4 Coordinate system.....	37
Fig.4.5 Gyro swing.....	38

Fig.4.6 Inclining test without the model on a gyro swing.....	39
Fig.4.7 Inclining test with the model on a gyro swing.....	40
Fig.4.8 Hydrostatic equilibrium for inclined floating body	42
Fig.4.9 Weight distribution of the model ship.....	43
Fig.4.10 Geometry of the opening gate, OP1 and OP2.....	45
Fig.4.11 Inclining test results of the intact model ship	46
Fig.4.12 Free roll decay test set up.....	46
Fig.4.13 Roll decay time history with OP1 and OP2	47
Fig.4.14 Roll decay time history in flooding procedure.....	49
Fig.4.15 Free surface behavior in flooding procedure.....	50
Fig.4.16 Roll decay time history with CP1	52
Fig.4.17 Inclining test results of the damaged ship with CP1.....	53
Fig.4.18 Free surface behavior in damaged compartment, CP1	55
Fig.4.19 Roll decay time history with CP2	56
Fig.4.20 Inclining test results of the damaged ship with CP2.....	57
Fig.4.21 Free surface behavior in damaged compartment, CP2	58
Fig.4.22 Roll decay time history (transient behavior).....	60
Fig.4.23 Free surface behavior in damaged compartment, (transient behavior).....	61
Fig.5.1 Schematic view of mooring system	64
Fig.5.2 Frame of the mooring system.....	65

Fig.5.3 Model ship and soft springs.....	67
Fig.5.4 Motion time histories of the model with mooring system.....	69
Fig.5.5 Procedure of WADAM calculation.....	71
Fig.5.6 Panel model for SSRC passenger ship.....	72
Fig.5.7 Motion responses of SSRC passenger ship (WADAM results).....	73
Fig.5.8 Set up condition for 6DOF measurement.....	76
Fig.5.9 Time histories of rectilinear motions of the model (Case 9).....	77
Fig.5.10 Time histories of angular motions of the model (Case 9).....	79
Fig.5.11 Time histories of motion responses of the model (Case 1).....	80
Fig.5.12 Stability diagram of SWATH (Hart, 1989).....	82
Fig.5.13 Motion responses in frequency domain (Case 1).....	83
Fig.5.14 Effect of wave height on parametric rolling (Ikeda, 2010).....	84
Fig.5.15 Development of parametric roll (Shin, 2004).....	85
Fig.5.16 Time histories of motion responses of the model (Case 2).....	87
Fig.5.17 Motion responses of intact ship in frequency domain.....	88
Fig.5.18 Definition of wave incident angle.....	89
Fig.5.19 Time histories of motion responses of damaged ship (Case 9).....	90
Fig.5.20 Time histories of motion responses of damaged ship (Case 9_Fine view).....	92
Fig.5.21 Free surface behavior in damaged compartment (Case 9).....	93
Fig.5.22 Time histories of motion responses of damaged ship (Case 1_Fine view).....	94

view)	94
Fig.5.23 Motion responses in frequency domain (Wave slope=1/60)	96
Fig.5.24 Motion responses in frequency domain (Wave slope=1/100).....	97
Fig.5.25 Repeatability of motion responses of damaged ship (Wave slope=1/60).....	99
Fig.5.26 Relative positions of incident wave and damaged ship (Case 11)	100
Fig.5.27 Definition of wave incident angle	101
Fig.5.28 Procedure for the calculation of the mooring force	103
Fig.5.29 Test results of spring constant.....	103
Fig.5.30 Time histories of mooring force (Case 9_Fine view).....	105
Fig.6.1 Structure of database for CFD validation	107
Fig.6.2 Example of recorded video clip.....	107
Fig.6.3 Structure of database of 6DOF motion responses.....	110
Fig.6.4 Grid topology for damaged SSRC passenger ship.....	111
Fig.6.5 EFD and CFD roll decay time histories for damaged ship.....	112
Fig.A.1 Configuration of Strapdown accelerometers.....	121
Fig.C.1 Check list for database	139

1. 서론

1.1 연구 배경

최근 선박 설계에 있어서 가장 기본적이고 중요시되는 문제 중 하나는 파랑 중 손상 선박의 운동응답이다. 그 이유는 많은 승객이 탑승하는 여객선, 손상 시 대규모 해양 환경오염을 유발하는 화물선, 손상 후 짧은 시간 내에 전복할 위험이 높은 ROPAX와 같은 선박들의 수가 증가하고 있기 때문이다. 이러한 배경으로 인해 국제해사기구 (International Maritime Organization, 약칭 IMO)를 중심으로 손상 선박의 운동응답을 해석하기 위한 연구가 활발히 진행되고 있다.

손상 선박의 운동응답에 대한 관심은 20세기 초부터 현재까지 꾸준히 증가하고 있다. 1912년 발생한 초대형 여객선인 'Titanic' 호의 침몰은 1,500 명이 넘는 인명 피해를 가져왔으며 이로 인해 해상인명안전협약 (International Convention for the Safety of Life At Sea, 약칭 SOLAS)에 관한 회의가 1913년 런던에서 시작되었다. 1987년에는 ro-ro 선인 'HERALD OF FREE ENTERPRISE' 호가 선수의 문이 개방된 상태에서 운항하여 200명 정도의 인명 피해가 발생하였고 1994년에는 ro-ro 선인 'ESTONIA' 호가 침몰하여 750여명의 인명피해가 발생하였다. 이러한 대형 사고 이후에 여객선에 대한 SOLAS 강화 규정이 추가되었고 ro-ro 선에 대한 국제적 검사 기준이 강화되었다. 손상 선박의 운동응답에 관한 국제적 지침들은 대형 선박 사고가 발생한 이후에 보완되고 발전되어 왔으나, 아직까지도 여객

선이나 ro-ro 선과 같은 선박들이 해상에서 장애물과의 충돌이나 선박결함 등으로 인해 전복되는 사고들이 많이 발생하고 있다. 따라서 손상 선박의 운동응답에 대한 추가적인 연구를 통해 국제 규약 및 지침 등을 보완해야 하는 상황이다.



Fig.1.1 Capsized ro-ro passenger ships (HERALD OF FREE ENTERPRISE (left), ESTONIA (right))

국내에서도 한국해양과학기술원 선박해양플랜트연구소 (MOERI)에서는 선박의 전복 및 운동응답에 대한 연구가 이루어진 바 있다. 하지만 선박의 손상상태 운동응답에 관한 연구는 주로 유럽과 일본이 선도하고 있으며, 국내에서는 연구인력이 부족하고, 또 연구의 시작을 늦게 한 관계로 연구 내용이 상대적으로 부족한 실정이다.

손상 선박의 운동응답에 관한 경우에는 침수유동과 선박의 움직임이 서로 영향을 주기 때문에 비손상 선박의 운동응답에 비해 훨씬 복잡하다. 이러한 손상 선박의 운동응답을 연구하는 방법은 모형 시험을 통한 실험적 방법과 수치계산을 통한 방법으로 크게 나눌

수 있다. 현재 실험적 연구는 손상 선박과 손상 구획을 최대한 현실과 가깝게 모사하여 수행되고 있으며 많은 시간과 비용이 소모된다는 단점을 가지고 있다. 이러한 단점들을 보완하고자 많은 연구자들이 수치계산을 이용하여 손상 선박 및 구획 내 침수 유동의 거동에 대한 시뮬레이션을 수행하고 있다. 여러 수치계산법 중 전산유체역학 (Computational Fluid Dynamics, 약칭 CFD)을 통해 손상 시 선박의 거동을 예측하는 방법이 최근 각광을 받고 있다.

CFD 방법을 이용한 연구는 국제적으로 꾸준히 시도되고 있으나, 아직은 실용적으로 쓰일 수 있는 단계에 도달하지 못하였고 지속적인 개발이 필요하다. CFD 방법의 개발을 위해서는 검증 (verification & validation) 과정이 필수적이며, 이를 위해서는 CFD 계산과 비교할 수 있도록 단순화되고 명료하게 수행된 모형시험의 결과가 필요하다. CFD 계산 결과의 정확도는 계산에 사용되는 격자의 크기 및 구성은 물론 난류 모델, 연속 방정식, 자유수면 처리 방법 등과 같은 다양한 요인들에 의해 결정된다. 따라서 모형시험 결과와 CFD 계산 결과를 비교해 가며, CFD 계산의 정확도가 떨어지는 원인을 다양한 요인들로부터 찾아내고 개선해 나가야 한다. 이를 위해서는 CFD 검증을 위해 설계된 모형시험의 체계적 결과가 절대적으로 요구된다.

그러나 현재까지 수행된 손상 선박에 관한 연구 중 대부분은 당장의 사고 원인 등을 규명하기 위해 현실적 재현에만 치중했을 뿐, CFD 기법 개발은 고려하지 않아 CFD 검증용 자료로는 한계를 가지고 있다. 따라서, 모형시험의 계획 및 수행, 그리고 결과 정리가 CFD 검증에 적합하도록 구축된 데이터베이스가 절실한 실정이다.

1.2 선행 연구

손상 선박의 운동응답에 관한 연구는 많은 연구자들에 의해서 수행되어 왔다. Papanikolaou (2000)는 ro-ro 선이 손상을 입어 엔진룸이 침수되었을 때의 파랑 중 전복에 대한 실험적 연구를 수행하였고, 실험결과를 집중질량 모델 (lumped mass model)을 사용한 수치 해석 결과와 비교하였다. Chen (2002)은 매우 단순한 형상인 비손상 바지선의 횡파 중 횡동요 및 상하동요에 관하여 수치계산을 수행하였고, 수치 계산 시 격자 중첩법을 개선하여 계산의 정확도가 개선되는 것을 보였다. 또한 입자 영상 유속계 (Particle Image Velocimetry, 약칭 PIV)를 통해 측정한 유동과 수치계산으로 얻은 유동을 비교하였다. Palazzi (2004)는 소형 구축함이 손상된 경우의 정수 및 파랑 중 운동응답을 얻기 위해 모형시험과 수치계산을 수행하였다. 비손상 선박의 자유 횡동요 감쇠 시험 결과도 제시하였으며 다양한 손상의 경우에 대한 모형시험을 수행하였다.

이어서, 조석규 (2006)는 선박 운동과 내부 유동을 연성하여 수치 해석 연구를 수행하였고 이를 실험결과와 비교하였으며 CFD를 이용하여 손상선박의 거동을 해석할 수 있다는 가능성을 확인한 바 있다. Ruponen (2007)은 손상된 여객선의 내부로 유입되는 침수 유동 과정을 알아보기 위해 수치계산을 수행하였으며, 수치기법을 검증하기 위해 바지형 선박의 모형시험 결과와 수치계산 결과를 비교하였다. 검증을 위해 수행된 바지형 선박의 손상부는 Fig.1.2와 같이 총

15개의 구획으로 이루어졌으며, 손상을 입은 후에 각 구획이 침수되는 시간을 예측하였다. Gao (2010)는 선박의 손상 구획 내에 유입되는 유동을 수치적으로 시뮬레이션 하기 위해 Volume of Fluid (VOF) 방법을 적용하였다.

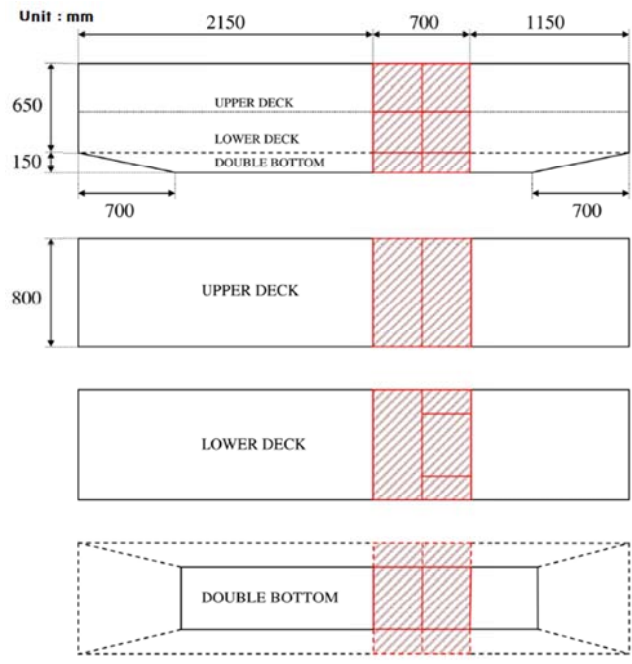


Fig.1.2 The box-shaped barge and damaged compartments (Ruponen, 2007)

CFD 계산의 검증용으로 활용되기 위해서는 불명확한 요인들이 최대한 제거된 모형시험이 수행되어야 할 것이며 그렇게 수행된 실험 결과들이 체계적으로 제공되어야 할 것이다. 그러나 현재까지 수행

된 많은 연구들이 CFD 검증용으로 활용되기에는 부족한 점들을 가지고 있다. 우선, 대부분의 실험적 연구들에서 수문 개방시간이 명시되지 않았다. 모형시험에서 수문 개방시간은 침수 유동의 천이 과정을 결정하는 중요한 요인 중의 하나로 CFD 검증을 위해서는 명확히 제시되어야만 한다. 선박의 운동응답 역시 파랑 중 손상 선박의 운동응답만 제시한 논문들이 많으며, 자유 횡동요 감쇠 시험 결과와 같이 비손상 선박의 동적 특성이나 손상 선박의 정수 중 특성을 확인할 수 있도록 실험결과가 체계적으로 제공된 사례는 많지 않다. CFD의 검증은 정수 중 손상 선박의 동적 특성, 침입수의 유입과정, 그리고 파랑 중 손상 선박의 운동응답과 같이 단계적으로 이루어져야 한다.

파랑 중 모형선의 운동응답을 예측하기 위해서는 연구기관마다 고유의 계류시스템을 사용하고 있으며, 계류시스템의 특성에 따라 일정한 계류력이 선박에 가해지게 되지만, 많은 실험 논문에서 선박에 작용하는 계류력을 실험 결과로 제공하지 않고 있다. 또한, Fig.1.2와 같이 내부의 침수 구획이 상당히 복잡하게 설계된 경우에는 결과의 불확실성도 증가하게 되어 CFD 계산 결과의 검증용 자료로 활용하기에는 어려움이 있다.

1.3 연구 내용

CFD 검증용 데이터베이스 구축을 위한 실험을 설계하기 위해서는 불명확한 요인들을 최대한 제거해야만 한다. 우선, 간단한 손상 구

획과 기본적인 시험 조건에 대한 CFD 계산이 검증되고 점진적으로 CFD 방법을 향상시켜 추후 현실에 가까운 손상 선박의 운동응답을 해석해 나가야 할 것이다. 본 논문에서는 CFD 방법을 검증하기 위한 모형시험을 계획하고 시험조건들을 최대한 명확하게 제시하였으며 체계적으로 수행된 모형시험의 결과들을 제공하였다.

본 연구의 내용은 다음과 같다. 우선 모형시험 시 계측해야 할 항목들과 손상 구획의 형상 등을 결정하기 위하여 사전 CFD 계산을 수행하였다. 바지선의 횡동요 운동을 계산하고 이를 반영하여 모형시험 시의 입사파 조건 및 계측 항목들을 결정하였으며, 손상 구획 내의 침수 유동에 대한 CFD 계산결과를 반영하여 손상 구획의 형상을 결정하였다.

선행 연구의 한계점이었던 수문 개방시간을 명확하게 제시하기 위해 수문 개방 장치를 고안하여 활용하였고, 모형선의 운동을 계측하기 위해 관성측정장비 (Inertial Measurement Unit, 약칭 IMU)와 가속도계를 이용한 Strapdown 방법을 활용하였다.

실선과 모형선의 질량분포를 상사를 위해 경사시험 및 관성능률 시험을 통해 모형선의 무게중심과 관성반경을 조절하였다. 또한, 계측결과의 신뢰성을 높이기 위해 모형선의 무게중심 및 횡동요각 계측 장비에 대한 불확실성 해석이 수행되었다. 비손상 및 손상 선박의 동적 특성을 확인하기 위해 횡동요 자유 감쇠 시험을 수행하였으며, 시험 조건을 달리하여 정수 중 손상 선박의 정상 상태 및 천이 상태에서의 거동을 계측하였다. 이 때, 수문의 부착형식과 손상 구획의 형상이 횡동요 자유 감쇠에 미치는 영향을 확인하기 위해, 각각 두 종류의 수문과 손상 구획이 모형시험에 사용되었다.

규칙과 중 선박의 6자유도 운동을 계측하기 위해 스프링을 이용하여 계류시스템을 구축하였다. 계측된 비손상 선박의 운동응답은 3D 패널법을 이용하여 얻은 수치 계산 결과와 비교하였다. 손상 선박의 경우, 수문이 선박의 우현에 위치하므로 우현과 좌현과의 두 가지 경우에 대하여 시험이 수행되었다. 계측된 결과는 비손상 선박의 계측 결과와 비교하였으며, 이를 통해 손상을 입었을 때 발생하는 파 주파수에 따른 운동응답의 변화를 정성적·정량적으로 살펴 보았다. 또한 계류시스템이 선박에 미치는 영향을 살펴보기 위해 스프링 상수 및 스프링의 변위를 이용하여 계류력을 산출하였다.

2. 시험조건 결정을 위한 사전 수치 계산

CFD 검증용 모형시험을 계획하기 위해서는 우선 현재 CFD의 수준을 파악해야 한다. 또한 CFD 검증용 모형시험 시의 계측항목 및 손상 구획 형상 등을 결정하기 위해서는 시험조건 결정을 위한 사전 수치계산이 필요하다. 따라서 모형시험에 앞서 몇 개의 단순화된 사례들에 대하여 사전 CFD 계산을 수행하였다. 계산에 사용된 프로그램은 CFDSHIP-IOWA로 미국 IOWA 대학에서 개발된 CFD 계산 프로그램이다. CFDSHIP-IOWA는 난류모델 RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes)를 사용하고, 중첩 격자 처리 시스템인 SUGGAR를 사용하는 프로그램으로 선박의 저항은 물론 조종 및 내항에 대한 계산까지 널리 활용되고 있다. 본 논문에서도 IOWA 대학과의 협조를 통해 CFDSHIP-IOWA를 사용하여 사전 CFD 계산을 수행하였다.

2.1 바지선의 파랑 중 횡동요

첫 번째 사례로, 바지선의 횡동요 운동을 계산하였다. 대상 선형은 Chen (2002)이 대파고 중 전복 문제의 계산에 사용했던 폰툰 형 바지를 선정하였는데, 형상이 간단하고 계산 결과를 기존의 계산결과와 비교할 수 있다는 장점이 있다. Chen (2002)은 난류모델 RANS와 CHIMERA 중첩격자 시스템을 사용하여 바지선의 횡파 중 횡동요 및 상하동요에 관하여 수치계산을 수행하였고, 입자 영상 유속계를

통해 예측한 유동과 수치계산으로 얻은 유동을 비교하였다. 본 논문에서는 Chen (2002)과 동일한 대상선 및 계산조건으로 사전 CFD 계산을 수행하였고 이 결과를 모형시험을 계획하는 데 활용하였다. 대상선의 주요 제원은 Table 2.1에 나타내었다.

Table 2.1 Principal dimensions of the barge

Parameters	Value (Unit)
Length	36.58 (m)
Beam	7.62 (m)
Height	3.048 (m)
Draft	1.829 (m)
Mass	4.814×10^5 (kg)
VCG (above the keel)	3.44 (m)
Roll radius of gyration	3.478 (m)
GM	0.12 (m)
Water depth	7.315 (m)

Chen (2002)은 7.315 m의 유한 수심에서 우현으로부터 파도가 들어오는 경우 2차원 단면 형상에 대한 계산을 수행하였고 본 논문에서는 3차원 바지선에 대한 계산을 실시하였다. 또한 수심의 변화에 따른 횡동요 거동의 차이를 살펴보기 위하여 수심 7.315 m의 유한 수심 조건과 무한 수심 조건에 대한 계산을 수행하였다. Fig.2.1.은 사전 CFD 계산을 위해 생성된 격자를 보여준다. CFD 계산을 위한 격자는 상용 프로그램인 GRIDGEN을 사용하였다.

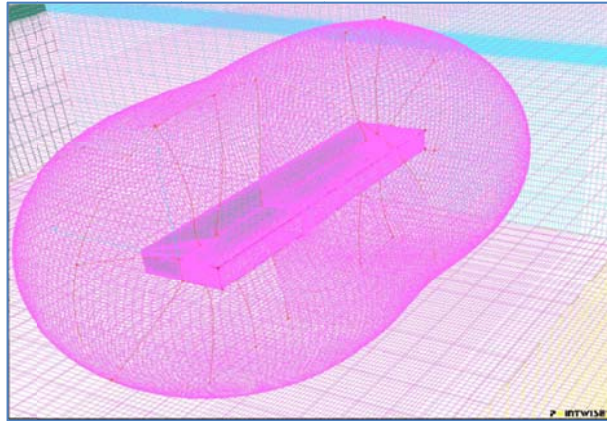


Fig.2.1 Grid topology for barge

대상 바지선은 무게중심의 수직방향 위치가 선저로부터 3.44 m로 높은 편으로, GM 값이 작아 파랑 강제력에 의해 큰 횡동요가 발생할 것이며, 1.12 m의 낮은 건현 때문에 갑판 침수가 쉽게 발생할 것을 예상할 수 있다. 계산에 사용된 파도의 조건은 Table 2.2에 나타내었다.

Table 2.2 Wave conditions

Parameters	Value (Unit)
Wavelength	21.95 (m)
Wave height	1.463 (m)
Wave direction	90 (deg.)
Wave period (infinite depth)	3.75 (sec)
Wave period (finite depth)	3.81 (sec)

시간에 따른 바지선의 상하동요와 횡동요 응답을 Fig.2.2에 나타내었다. Chen(2002)과의 결과비교를 위해 z축은 연직상방을 양의 값으로 설정하였고, 횡동요는 우현으로 기울어지는 것을 양의 값으로 정의하였다. 유한수심에서의 시간에 따른 운동응답은 Chen (2002)의 결과와 차이를 보이고 있으나 두 경우 모두 25초 이내에 바지선이 전복되는 결과를 보이고 있다. 두 가지 프로그램 모두 동일한 난류 모델인 RANS 기법을 사용하고 있으나 서로 다른 중첩 격자 시스템을 사용하고 있는 것이 두 결과에 차이가 발생한 주요 원인으로 사료된다. 시간에 따라 격자가 이동하는 경우, 격자 상태를 양호하게 유지하면서 계산 시간을 줄이는 것이 관건이며, 이를 위해 중첩 격자 시스템마다 서로 다른 방법으로 격자들을 처리하고 있기 때문이다.

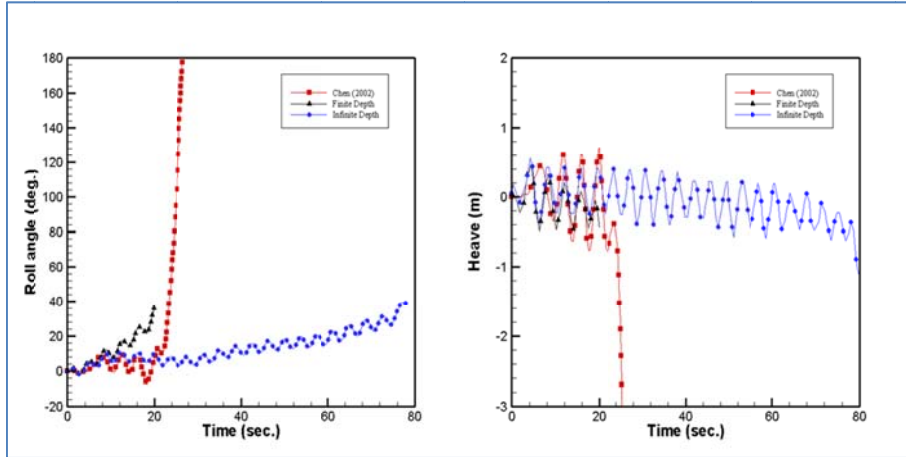


Fig.2.2 Time histories of roll and heave motions

유한 수심의 경우 무한 수심에서의 결과보다 전복이 훨씬 빨리 일어나는 것을 확인하였다. 두 경우 모두 입사파의 파고와 파장은 같으나 수심의 영향으로 파의 주기는 Table 2.2와 같이 차이가 있다. 또한 유한 수심의 경우 파랑 입자의 운동이 무한 수심의 경우보다 타원형으로 일어났을 것이며 이러한 것들이 선저 압력의 변화와 갑판 침수량의 변화를 유발할 수 있었을 것으로 사료된다. 이러한 차이들로 인해 시뮬레이션 초기에 유한 수심에서의 횡동요각이 조금 더 크게 발생하고 시간에 따라 횡동요각의 차이가 크게 나타난 것으로 추정된다.

바지선의 횡동요 운동 계산을 반영하여, 모형시험 시 대상선은 무게중심이 높은 선박을 활용하기로 하였으며 입사파 조건은 큰 횡동요각이 발생하는 횡파로 결정하되, 시간에 따른 입사파고 역시 예측하기로 하였다. 여러 가지 선종 중 여객선은 무게중심이 높고, 사고

시 많은 인명피해가 발생하여 최근 손상 시 운동응답이 중요시되고 있는 선종이다. 따라서 모형시험은 여객선이 규칙파 중 횡파에 놓여 있을 때의 운동응답을 계측하기로 결정하였다.

2.2 손상 구획 내의 침수 유동

선박이 손상되고 물이 손상 부위를 통하여 선박 내부로 들어오게 되면 손상된 선박의 거동은 침수 유동에 의해 상당한 영향을 받는다. 따라서 손상 구획의 형상은 손상 선박의 운동응답에 큰 영향을 주는 요인이며, CFD 검증용 데이터베이스 구축을 위해서는 손상 구획의 형상 역시 신중히 결정되어야 한다. 그러므로, 모형선의 손상 구획의 형상을 결정하기 위하여 사전 CFD 계산을 수행하였다. 시물레이션은 불확실성 인자를 가능한 많이 줄일 수 있는 간단한 손상 구획 형상을 가지고 수행되었다. 조석규 (2006)는 CFD 계산 프로그램인 FLOW-3D를 이용하여 실제 손상 구획과 단순화된 손상 구획의 두 가지 손상 구획 모델을 선정하였고 손상 구획에 물이 유입되는 문제에 대한 계산을 수행한 바 있다. 본 논문에서는 조석규 (2006)가 사용한 두 가지 손상 구획 모델 중 Table 2.3에 나온 것과 같은 단순화된 모델에 대한 CFD 계산을 수행하였다.

Table 2.3 Main dimensions of the damaged compartment

Parameters	Value (Unit: m)
Length	0.55
Breadth	0.515
Height	0.186
Draft	0.132
Damaged length	0.17

CFD 계산은 CFDSHIP-IOWA와 FLUENT의 두 가지 다른 CFD 프로그램을 이용하여 수행되었으며, 계산 결과들을 조석규 (2006)의 결과와 비교하였다. 조석규 (2006)는 준정적 방법을 사용하여 내부 유동을 계산하되 자유 표면을 고려하는 방법을 달리 하여 계산의 정확도를 높인 바 있다. CFD 계산은 조석규 (2006)의 경우와 동일한 조건과 계산 영역에서 수행되었다. Fig.2.3은 동일한 순간에서의 침수 시물레이션 계산 결과를 비교하여 나타내고 있다. 사용된 CFD 프로그램에 따라 침수 속도와 시간에 따른 침수 유동의 형상 등 전반적인 침수과정에 차이가 존재함을 확인할 수 있다. 침수는 조석규 (2006)의 결과에서 가장 빠르게 나타났으며, CFDSHIP-IOWA의 경우에 가장 느리게 발생하였다. 또한, CFDSHIP-IOWA는 나머지 계산 결과들에 비해 침수 유동의 복잡한 자유표면 형상을 계산해내지 못하고 있었다. 이러한 시간에 따른 계산 결과의 차이는 사용된 격자의 크기뿐 아니라, 프로그램 내부의 여러 가지 수치 기법에 따른 차이에 의해 나타나게 된다.

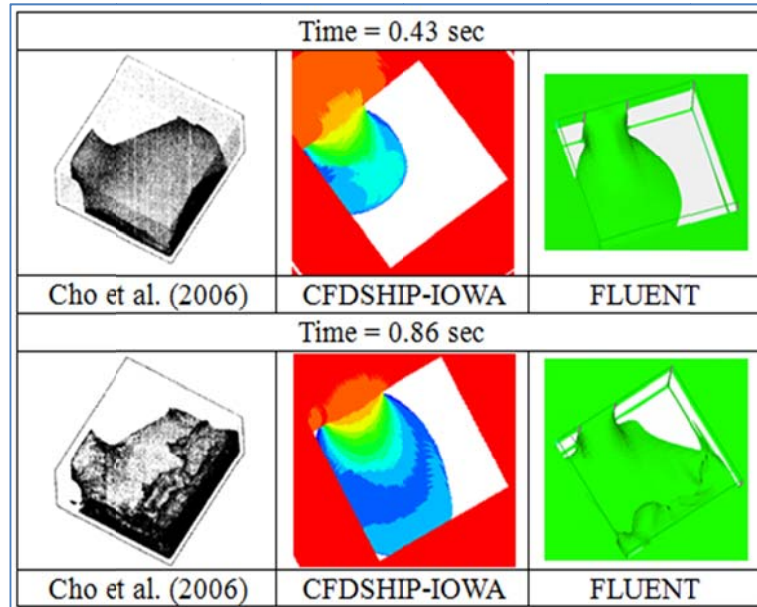


Fig.2.3 Snapshots of the flooding behavior at t=0.43, 0.86 sec

우선, 본 논문에서 사용된 계산 프로그램은 서로 다른 자유표면 방식을 가지고 있으며, 손상 구획 내부 공기의 압축성에 대한 고려 여부도 상이하다. CFDSHIP-IOWA는 자유표면을 계산할 때, 물이 아닌 공기 상의 계산을 최소화하기 위한 레벨셋 (level-set) 방법을 사용한다. 반면, FLOW-3D와 FLUENT의 경우에는, 상대적으로 계산 시간은 레벨셋 방법보다 오래 걸리지만 자유표면을 더욱 현실적으로 예측할 수 있는 Volume of fluid (VOF) 방법을 사용하였다.

이렇게 밀도의 차이가 큰 두 가지의 매질이 접해있는 자유표면을 처리하는 계산 방법에 따라 공기의 압축성에 대한 고려도 달라지게 된다. 손상 구획은 공기의 출입이 자유로운, 환기가 가능한 형상과

불가능한 형상으로 구분할 수 있다. 사전 CFD 계산에 사용된 손상 구획은 공기의 출입이 불가능한 형상이었으며 따라서 손상 구획의 내부 공기가 압축되면서 침수 유동의 거동에 영향을 미치게 된다. 조석규(2006)는 침수 유동 특성에 관한 연구를 수행하면서, 공기의 압축성에 대한 고려 여부가 침입수의 거동에 영향을 주는 것을 확인한 바 있다. 반면, 본 논문에서 FLUENT를 사용한 계산결과에서는 공기의 압축성이 고려되지 않았다. 이렇듯, CFD 계산에 사용된 프로그램에 따라 내부 공기의 압축 효과를 예측하는 정확도가 다를 것이고 이것 역시 시뮬레이션 결과에 차이를 주었을 것이다.

여러 CFD 프로그램들은 서로 상이한 결과를 보여주었고, 침수 초기에 손상 구획 내 침입수의 자유표면이 급격히 변화하여, CFD 계산으로 침수 유동의 초기 거동을 정확히 예측하기 어려운 것을 확인하였다. 이를 통해 간단한 손상 구획에 대한 CFD 검증용 실험 데이터베이스가 우선적으로 필요하다는 결론을 얻을 수 있었다. 또한, 손상 구획은 공기의 출입 가능한 형태로 제작하여 공기의 압축성이 침수 유동에 미치는 영향 역시 배제하는 것이 CFD 계산 검증에 보다 유리하다고 판단되었다.

3. 모형시험 대상 및 계측 장비

3.1 모형선

모형시험에서 사용된 대상 선형으로는 영국 University of Strathclyde의 Ship Safety Research Center (SSRC)에서 제공한 여객선의 선형을 이용하였다. SSRC 여객선은 2008년 국제선형수조회의 (International Towing Tank Conference, 약칭 ITTC)에서 선박 내부의 침수유동에 대한 수치해석기법 개발을 위해 활용되었으며, 한국 해양과학기술원에서도 손상 선박의 운동응답에 관한 연구를 위하여 동일한 선형으로 실험 및 수치계산을 수행하였다. 대상 선형은 선형 연구에서 사용된 선형이므로 추후 모형시험 결과를 기존의 연구결과와 비교할 수 있으며, 실제 건조된 선박이 아닌 국제적으로 제공된 선형이므로 자유롭게 데이터베이스를 제시할 수 있다.

모형선의 제원은 ITTC 권고 기준과 모형시험이 수행된 예인수조의 크기를 고려하여 결정되었다. 정도 높은 시험 결과를 위해 모형선의 크기는 축척 효과 (Scale effect)를 최소화하도록 최대한 크게 제작되어야 한다. 이러한 이유로 ITTC에서는 최소 3 m 이상의 모형선 길이를 권장하고 있다. 또한 수조 측벽의 반사파가 실험 결과에 영향을 주지 않도록 모형선의 양끝과 측벽 간의 거리가 최소 각각 1 m 이상이 넘도록 권고하고 있다. 서울대학교에서 보유하고 있는 예인수조의 크기는 길이 110 m, 폭 8 m, 깊이 3.5 m 이며, 본 논문에서는 자유 횡동요 감쇠 시험뿐만 아니라 횡파 중 선박의 운동응답 계측을 목표로 하고 있기 때문에 모형선의 길이는 3 m 로 최종

결정되었다. 이 때 실선과의 축척비는 1/82.57 이다. 경사시험을 통해 모형선의 무게중심과 관성모멘트를 맞추었으며 대상 선박과 모형선의 주요 치수는 Table 3.1에 나타내었다.

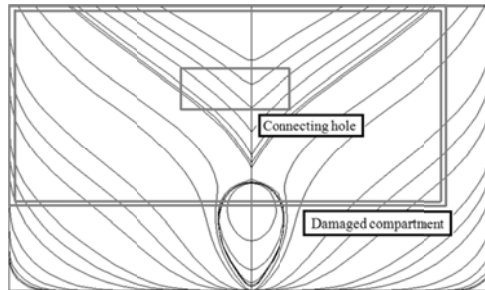
Table 3.1 Principal dimensions of the ship and model

Item		Prototype	Model
Lpp (m)		247.7	3.0
Beam (m)		35.5	0.43
Draft (m)		8.3	0.1
Displacement (ton)		56541.5	0.98
LCB (m) (+ : forward of the midship)		-3.096	-0.037
LCG (m) (+ : forward of the midship)		-6.329	-0.077
KB (m)		4.085	0.049
KM (m)		18.781	0.227
KG (m)	desired	16.393	0.199
	measured	·	0.197
GM (m)	desired	2.388	0.029
	measured	·	0.029
k_{xx} (m)	desired	14.814	0.179
	measured	·	0.176
k_{yy} (m)	desired	61.925	0.750
	measured	·	0.751

Fig.3.1에서 보인 것과 같이 손상부의 위치는 대상선의 중앙부이며 수문은 선박 우현에 위치한다. 또한, 손상부는 선박에 좌우대칭으로 설치되는 것이 아니라 우현 쪽에 치우쳐서 설치되었다. Table 3.2는 손상 구획의 길이방향 위치를 보여준다. X1은 각 구획 내벽의 선미쪽 위치를, X2는 선수쪽 위치를 의미한다.



(a) Side view



(b) Front view

Fig.3.1 Profile of the model ship

Table 3.2 The longitudinal coordinates of compartments

Compartment	X1 (m)	X2 (m)
Fore section (from midship)	6.687	17.750
Rear section (from midship)	-10.750	6.274

3.2 손상 구획

손상 구획은 2.2절의 사전 CFD 계산 결과를 참고하여 간단한 형상으로 제작되었다. 손상 구획은 두께 5 mm의 투명한 아크릴을 이용하여 제작하였다. 손상 구획은 좌우 비대칭이며 천장에는 직경 15 mm의 원형 구멍을 뚫어 내부와 외부의 공기가 자유롭게 드나들 수 있는 통풍식으로 제작하였다. 손상 구획의 세부 형상은 조석규 (2006)의 연구에서 사용되었던 손상 구획을 더욱 단순화하여 결정하였다. Fig.3.2는 조석규 (2006)의 연구에서 사용되었던 손상 구획의 형상을 보여준다.

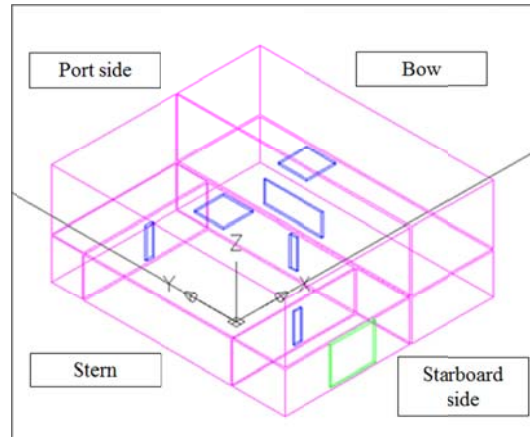
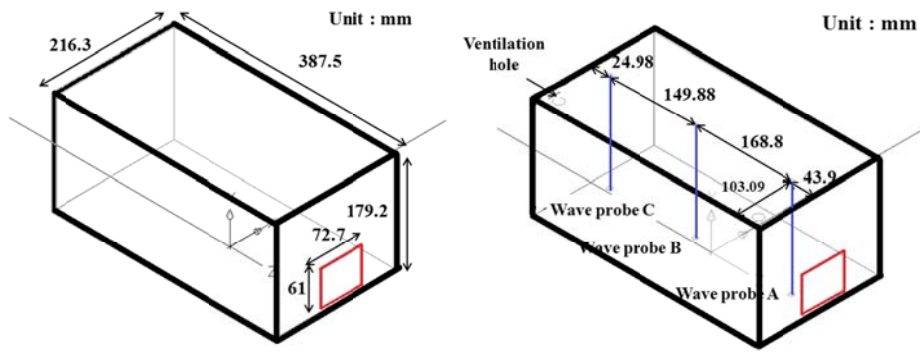
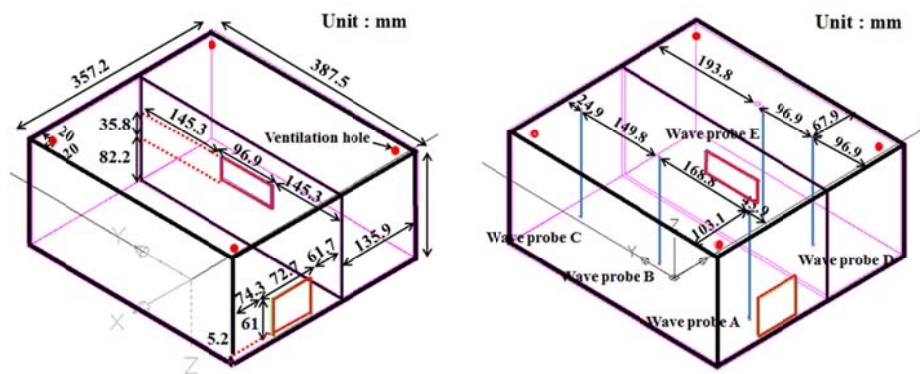


Fig.3.2 Geometry of damaged compartment in MOERI experiment

본 논문에서 사용된 손상 구획의 형상과 상세한 치수를 Fig.3.3에 나타내었다. Fig.3.3과 같이 두 가지의 손상 구획이 모형시험에 사용되었다. CP1은 하나의 구획만을 가지고 있는 손상 구획이며, CP2는 길이방향으로 두 개의 침수 구획을 가지고 있으며 연결부를 통해 침수 유동이 드나들 수 있도록 제작되었다. 손상 구획 우현에 위치한 손상 개구부 크기의 경우, SOLAS에서 권장하는 실선 전장 기준 $0.03L_{pp} + 3 \text{ m}$ 라는 지침이 있으나, 한국해양과학기술원 결과와의 비교를 위해 선체 전장의 약 2.4%로 결정하였다. 손상 구획 내부에는 용량식 파고계를 설치하여 시간에 따른 침수유동의 변화를 계측하였다. 또한, 침수유동을 관찰하기 위해서 모형선 내부에 비디오 카메라를 설치하여 모형시험 시 활용하였다.



(a) Damaged compartment, CP1



(b) Damaged compartment, CP2

Fig.3.3 Geometry of the damaged compartments, CP1 and CP2

3.3 수문 개방 장치

모형시험 시 수문이 개방되는 속도는 침수 유동의 초기 거동에 영향을 미치며 이는 곧 손상 직후의 모형선 거동에 영향을 주게 된

다. 이러한 이유로 CFD 검증용 데이터베이스를 위해서는 수문 개방 속도 역시 명확히 제시되어야 한다.

1.2절의 선행 연구에서 살펴 보았듯이, 손상 선박의 거동에 대한 기존의 실험 연구에서는 수문 개방 속도 등이 명확히 제시되지 않았다. 많은 연구기관에서 수문 개방은 예인전차 위에서 사람이 직접 연직방향으로 수문을 끌어올려 개방하는 방식을 사용하고 있다. 이 경우, 수문을 개방하는 힘이 보장되지 않기 때문에 실험의 재연성이 떨어질 수 밖에 없으며, 선박의 연직방향으로만 순수한 힘을 주기 어려우므로 선박의 운동을 야기시킬 수 있다.

수문 개방 장치에는 다음과 같은 것들이 고려되어야 한다. 우선, 신속한 속도로 수문이 개방되어야 한다. 실제 선박이 암초와 같은 장애물에 부딪칠 때는 선체가 급격히 파손되는 경우가 많다. 모형시험의 재연성을 확보하기 위해 항상 일정한 속도 및 방식으로 수문이 개방되어야 한다. 모형시험 시 횡동요 감쇠 시험이나 파랑 중 운동계측 시험은 재연성 확인을 위해 반복시험을 수행할 것이며, 이러한 반복시험을 위해서는 수문 개방이 각각의 실험마다 동일하게 이루어져야 한다. 마지막으로 수문이 개방될 때 최대한 모형선의 운동에는 영향을 주지 말아야 할 것이다.

본 논문에서는 간단하면서도 비용이 비싸지 않은 공기압 실린더를 사용하여 수문 개방 장치를 제작하였다. 공기압 실린더는 작동 방식이 간단하며 작동 속도가 빠르다는 장점이 있다. Fig.3.4는 공기압 실린더를 사용한 수문 개방 장치의 개념도를 보여준다.

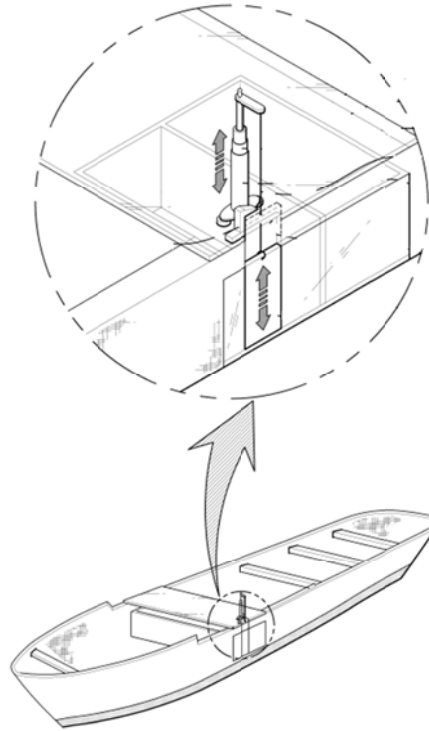


Fig.3.4 Schematic view of opening mechanism

본 수문 개방 장치는 무게가 가벼우며, 선체 위에 장착되어 선박의 연직방향으로 수문을 개방하기에 용이하게 제작되었다. 공기압 실린더와 수문이 철재 와이어로 연결이 되었고 개방 시 수문이 일정 높이까지만 올라가도록 설정하여 손상 유입구의 면적을 맞추었다.

정수 중에서는 이를 이용하여 수문을 개방하였을 때 모형선의 자세변화가 거의 없었으며 수문 개방 시간은 0.09 초였다. 예인전차에서 일정한 공기압이 실린더에 부과되므로 매 실험마다 동일한 힘으

로 수문을 끌어올릴 수 있었다. 실제 제작된 수문 개방 장치를 Fig.3.5에 나타내었다.

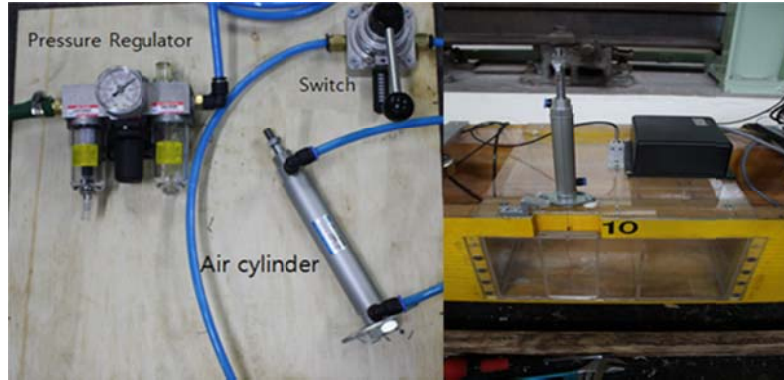


Fig.3.5 Damaged compartment opening mechanism

3.4 모형선 운동 및 침수 유동 계측 장비

선박의 운동을 계측하는 방법 중 최근에 각광을 받고 있는 기법은 영상처리기법을 사용하여 선박의 변위 및 속도를 바로 얻어내는 기법이다. 이 방법은 계측 과정 중 선박의 움직임을 전혀 제한하지 않고 고속 카메라를 이용하여 높은 정확도를 유지한다. 이 기법은 설치 및 계측, 후처리가 용이하다는 장점을 가지고 있는 반면 비용이 매우 비싸다는 단점을 가지고 있다. 또 다른 방법으로는 포텐쇼미터를 이용하여 선박의 병진운동 및 회전운동을 계측하는 것이 있다. 서울대 예인수조에는 포텐쇼미터를 활용한 4자유도 계측장비와 6자유도 계측장비를 보유하고 있다. 그러나 이 방법은 포텐쇼미터와

연결된 프레임이 선박과 함께 움직여야 하고 이러한 과정은 선박의 운동을 제한하게 된다. 이러한 한계들을 극복하기 위해 관성측정장비와 가속도계를 이용한 Strapdown 방법을 사용하여 모형선의 운동을 계측하였다. 관성측정장비 역시 내부의 가속도계를 이용하여 선박의 병진 가속도를 계측할 수 있지만 파랑 중 선박운동을 계측하기에는 정확도가 떨어졌고, 이에 Strapdown 방법을 활용하였다.

Strapdown 방법이란, Miles (1992)가 제안한 것으로 선체에 부착된 7개의 가속도계로 선박의 6자유도 운동을 계측하는 방법일 것이다. 모형시험을 위해 방수가 가능한 용량 1G의 가속도계를 사용하였다. Fig.3.6은 모형선에 부착된 관성측정장비와 가속도계를 보여주며 Strapdown 방법에 대한 유도는 부록 A에 수록하였다. 관성측정장비는 선박의 중앙부에 설치되었으며, 가속도계는 선수부에 2개, 선미부에 2개, 좌현과 우현 그리고 중앙부에 각각 1개씩 설치되었다.



Fig.3.6 Measurement system (IMU and Accelerometers)

손상 구획 내의 침수 유동의 거동을 계측하기 위하여 용량식 파고계와 비디오 카메라가 사용되었다. 손상 구획 CP1의 경우 3개의 파고계, 그리고 CP2의 경우에는 총 5개의 파고계가 사용되었다. 비디오 카메라는 손상 구획의 앞뒤에 설치되어 침수 유동의 움직임을 촬영하였다. Fig.3.7.은 비디오 카메라를 사용해 계측된 영상을 보여주며 침입수의 자유표면을 점선으로 나타내었다.

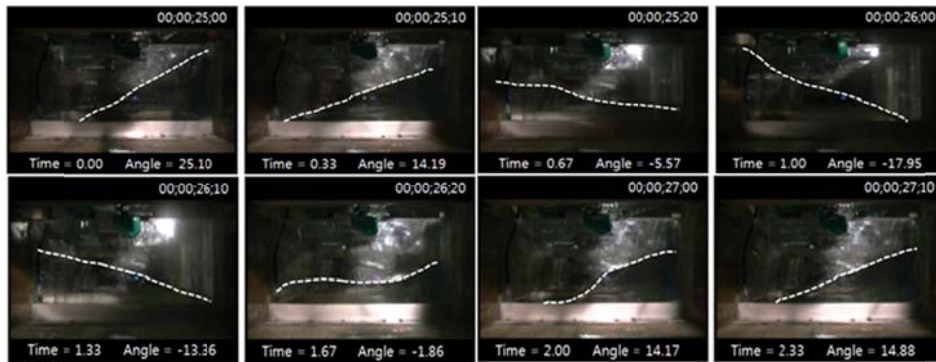


Fig.3.7 Images taken every 0.33 second during a roll period

4. 횡동요 자유 감쇠 시험

4.1 횡동요 감쇠력 모델

선박이 대진폭의 횡동요 운동을 할 때, 횡동요 감쇠력에는 비선형적인 특성들이 나타나게 된다. 선박이 손상을 입게 되어 횡파 중에 놓이게 되면 파에 의해 대진폭의 횡동요가 발생되고 이를 해석하기 위해서는 비선형 감쇠력 모델을 도입해야 한다. 횡동요 감쇠력 모델을 선정하는 가장 좋은 방법은 모형선에 특정한 횡동요 각속도를 부여하고 이 때 작용하는 유체력을 계측하는 것이다. 그러나 일정한 각속도를 모형선에 부여하기 위해서는 별도의 시험 장치 등이 제작되어야 한다는 현실적인 어려움이 있다. 따라서 횡동요 자유 감쇠 시험을 통해 가장 적합한 횡동요 감쇠력 모델을 결정하였다. CFD 검증용 데이터베이스를 위해서는 적절한 횡동요 감쇠력 모델을 결정하여 선박의 감쇠력을 정량화하는 데 활용해야 한다.

선박이 대진폭의 횡동요 운동을 할 때, 횡동요 감쇠력의 비선형적인 특성들은 주로 마찰력과 선저 용골에 의한 와류로 인해 발생한다. 이러한 비선형 특성을 고려하기 위해 횡동요 감쇠력은 아래의 식 (4.1)과 같이 표현할 수 있다. (Himeno, 1981)

$$(I_{44} + A_{44})\ddot{\phi} + B_{44,1}\dot{\phi} + B_{44,2}\dot{\phi}|\dot{\phi}| + B_{44,3}\dot{\phi}^3 + C_{44}\phi = 0 \quad (4.1)$$

위에서, I_{44} 는 횡동요 관성 모멘트를 뜻하며 A_{44} 는 횡동요 부가

관성 모멘트를, ϕ 는 횡동요각을 의미한다. 식 (4.1)의 항들을 최고차항의 계수인 $I_{44} + A_{44}$ 로 나누어 주면 식 (4.2)를 얻을 수 있다.

$$\ddot{\phi} + 2\nu\dot{\phi} + \alpha\phi|\dot{\phi}| + \beta\phi^3 + \omega_0^2\phi = 0 \quad (4.2)$$

Fig.4.1에 보인 것과 같이 전형적인 횡동요 자유 감쇠 시험에서 이어진 2개의 횡동요각 평균과 차는 아래의 식과 같이 각각 정의된다.

$$\phi_m = \frac{|\phi_j| + |\phi_{j+1}|}{2} \quad (4.3)$$

$$\Delta\phi = |\phi_j| - |\phi_{j+1}| \quad (4.4)$$

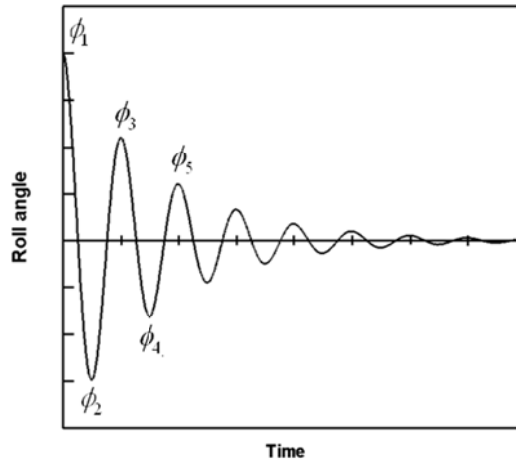


Fig.4.1 Typical roll decay time history

식 (4.2)의 운동방정식을 0부터 특정 횡동요각까지 적분하면, 선박을 특정 횡동요각만큼 기울이기 위해 사용한 일의 양을 구할 수 있다. 식 (4.2)를 횡동요 반주기 동안에 대하여 적분하고 정리하면, 아래의 식 (4.5)와 같이 평균 횡동요각과 횡동요각 차이에 대한 관계를 얻을 수 있다. (Himeno, 1981)

$$\Delta\phi = \pi\kappa\phi_m + \frac{4}{3}\alpha\phi_m^2 + \frac{3\pi}{8}\beta\omega_0\phi_m^3 \quad (4.5)$$

식 (4.5)의 계수들인 κ , α 그리고 β 를 구하면, 식 (4.1)의 비선형 횡동요 감쇠 계수들을 얻을 수 있다. 횡동요 자유 감쇠 시험결과로부터 얻은 시간에 따른 횡동요 진폭들을 정리하면, Fig.4.2와 같은 평균 횡동요각에 대한 횡동요각 차이의 그래프를 얻을 수 있고 이를 이용하여 식 (4.5)의 계수들을 구할 수 있다.

최근에 많이 사용되고 있는 비선형 감쇠력 모델은, 선형항과 이차항을 사용하는 linear-quadratic 모델과 선형항과 삼차항을 사용하는 linear-cubic 모델이다. 우선 linear-quadratic 모델은 식 (4.6)과 같이 표현된다.

$$(I_{44} + A_{44})\ddot{\phi} + B_{44,1}\dot{\phi} + B_{44,2}\dot{\phi}|\dot{\phi}| + C_{44}\phi = 0 \quad (4.6)$$

Linear-quadratic 모델은 비선형 횡동요 감쇠력이 소개되던 시점부

터 꾸준히 활용되던 방법이지만, 이차항에 사용되는 절대값 때문에 횡동요 에너지를 구하기 위한 적분에 어려움이 있다. 이러한 어려움을 극복하기 위해 Dalzell (1978)은 이차항 대신 삼차항을 활용하는 linear-cubic 모델을 제안하였고, 이 모델을 이용하여 선박의 횡동요 감쇠력이 충분히 표현될 수 있다는 것을 보였다. 식 (4.7)은 linear-cubic 모델을 보여준다.

$$(I_{44} + A_{44})\ddot{\phi} + B_{44,1}\dot{\phi} + B_{44,3}\phi^3 + C_{44}\phi = 0 \quad (4.7)$$

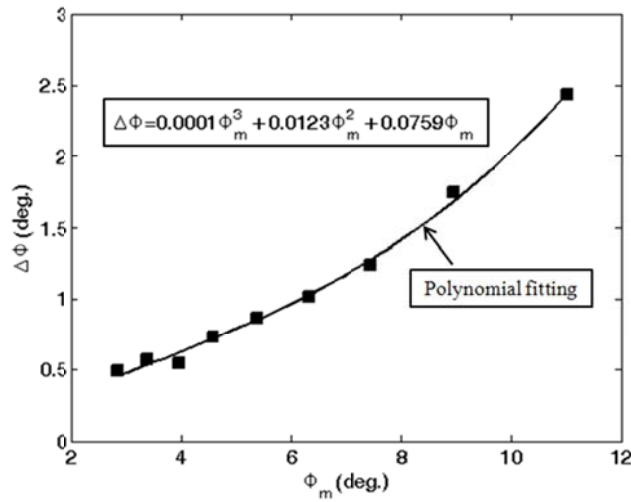


Fig.4.2 Typical roll extinction curve

본 연구를 위한 비선형 횡동요 감쇠력 모델을 결정하기 위해 횡동요 자유 감쇠 시험 결과를 이용하여, Fig.4.2와 같은 평균 횡동요

각에 대한 횡동요각 차이의 횡동요 감쇠 결과를 얻었고 두 가지의 비선형 감쇠력 모델을 사용하여 근사해 보았다. Fig.4.3은 실험을 통해 얻은 횡동요 감쇠 결과와 두 가지 감쇠력 모델로 근사한 회귀 곡선을 보여준다. 그래프에서 알 수 있듯이 대상선에 대해서 linear-cubic 감쇠력 모델이 linear-quadratic 모델에 비해 실험결과와 더 좋은 일치를 보여주고 있다. 또한, linear-quadratic 곡선의 결정계수는 0.9821이고 linear-cubic 곡선의 결정계수는 0.9934로, linear-cubic이 실험값과 더 높은 적합도를 보였다. 따라서 본 논문에서는 횡동요 감쇠력 해석을 위해 linear-cubic 모델을 활용하였다.

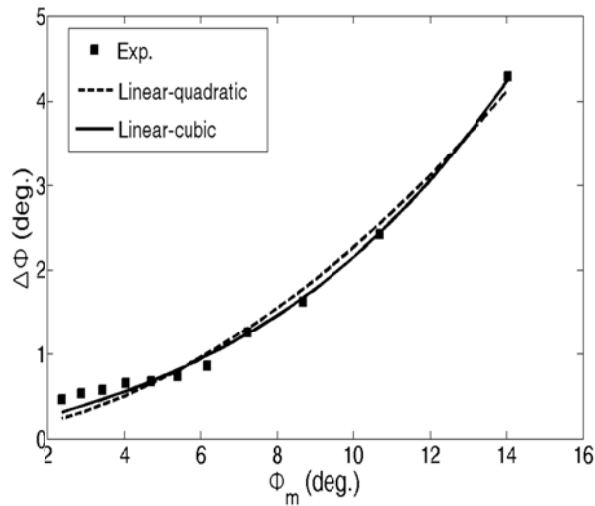


Fig.4.3 Roll extinction curve and regression results

비선형 감쇠력 모델은 선박의 횡동요 감쇠력을 선형 감쇠력 모델

에 비해 정확하게 표현할 수 있다는 장점이 있지만, 횡동요 감쇠력을 정량화하여 표현하기 어렵다는 단점이 있다. 따라서 횡동요 자유 감쇠 시험의 결과는 비선형 횡동요 감쇠력 모델을 이용해 분석하되 등가 횡동요 감쇠 계수 (equivalent roll damping coefficient)을 이용하여 표현하였다.

앞서 언급한대로 비선형 감쇠력 모델은 선박의 감쇠력을 정량화하여 표현하기 어려울 뿐만 아니라, 선형화된 운동방정식을 사용하는 주파수 영역 해석에도 활용하기 힘들다. 실제 해상상태와 가까운 불규칙파 중에서의 운동응답을 얻기 위해서는 주파수 영역 해석이 불가피하고 이러한 이유로 등가 횡동요 감쇠 계수이라는 개념이 정립된 바 있다. 등가 횡동요 감쇠 계수란, 횡동요 주기 동안 비선형 감쇠력 모델을 사용했을 때와 동일한 에너지가 소모되도록 결정되어진 횡동요 감쇠 계수를 의미한다. 등가 횡동요 감쇠 계수는 식 (4.5)과 유사하게 횡동요 운동방정식을 횡동요각으로 적분한 에너지 방정식을 이용하여 얻어진다. 본 논문에서 사용된 linear-cubic 모델에 대해 적용된 등가 횡동요 감쇠 계수는 식 (4.8)과 같이 정의된다.

$$B_{44,e} = B_{44,1} + \frac{3\omega_0^2}{4} \phi_m^2 B_{44,3} \quad (4.8)$$

4.2 불확실성 해석

모형시험을 통해 얻은 계측 결과에는 본질적으로 오차가 포함된다. 따라서 CFD 검증용 데이터베이스의 신뢰도를 높이기 위해서는

불확실성 해석이 필수적이다. 본 논문에서는 경사시험을 포함한 모형시험에서 계측된 데이터들의 오차를 추정하기 위하여 국제선형수조회의 (ITTC)에서 제시한 기준에 따라 수행하였으며, 95% 신뢰도를 기준으로 오차를 추정하였다.

선박의 연직방향 무게중심 (Vertical Center of Gravity, 약칭 VCG)를 맞추기 위하여 관성테이블이 사용되었다. 선박의 연직방향 무게중심의 불확실성인 U_{VCG} 에는 시험 시 사용된 무게 추, 저울, 자와 경사계 (inclinometer)에 의한 오차가 포함된다. 앞서 언급한 장비들의 고정오차 (bias error)와 반복수행 시 계측된 VCG의 우연오차 (precision error)를 사용하여 U_{VCG} 를 추정하였다.

선박의 횡방향 메타센터 (GM)는 경사시험을 통해 맞추었고, GM의 불확실성인 U_{GM} 에도 무게 추, 저울, 자와 경사계 (inclinometer)에 의한 오차가 포함되었다. 경사시험은 반복적으로 수행되었고, 고정오차와 우연오차를 이용하여 U_{GM} 가 추정되었다.

관성측정장비와 Strapdown 방법을 이용한 횡동요각에 대한 불확실성 해석 역시 수행되었다. 본 논문의 모형시험은 재연성 확인을 위해 반복적으로 수행되었으므로 고정오차와 우연오차를 모두 이용하여 불확실성을 추정하였으며, Strapdown 방법에서 사용된 가속도계 중 횡동요각과 가장 밀접한 관련이 있는 두 개의 가속도계에 대한 불확실성을 추정하였다. 침수 유동을 확인하기 위해 손상 구획 내에 설치된 용량식 파고계에 대한 불확실성 역시 추정되었으며 모든 불확실성 해석 결과를 Table 4.1에 나타내었다. 자세한 해석과정은 부록 B에 수록하였다.

Table 4.1 Uncertainties of measured items

U_{VCG}	7.20E-03 m
U_{GM}	2.70E-04 m
U_{IMU_Roll}	0.59 degree
U_{Acc5}	0.0219 G
U_{Acc6}	0.0131 G
U_{WaveA}	7.24E-03 m
U_{WaveB}	7.13E-03 m
U_{WaveC}	7.02E-03 m
U_{WaveD}	1.01E-02 m
U_{WaveE}	7.67E-03 m

4.3 좌표계

선박의 운동응답과 같은 내항성능 문제에서는 여러 좌표계가 사용된다. 선박의 운동을 기술하기 위해 사용되는 좌표계들을 Fig.4.4에 도시하였다. 우선 선박의 위치를 기술하기 위해 공간고정좌표계 ‘O-XYZ’가 필요하며 직진 속도를 가지고 있는 선박의 상대변위를 분석하기 위한 이동관성좌표계 ‘o’-x’y’z” 역시 필요하다. 또한 선박의 위치를 실시간으로 측정하는 장비들은 주로 선체 위에 놓여 있기 때문에 이를 위한 물체고정좌표계 ‘o-xyz’를 사용하였다. 본 논문의 경우, 선박의 전진속도는 없으므로 이동관성좌표계와 물체고정좌표계의 두 좌표계를 사용하였다.

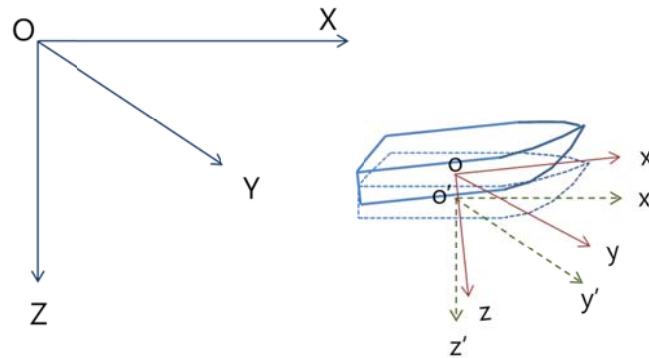


Fig.4.4 Coordinate system

Fig.4.4에 보인 바와 같이 물체고정좌표계의 중심은 선박의 무게중심 위에 있으며, x축은 선수방향, y축은 우현, z축은 연직하방을 각각 양의 값으로 설정하였다. 회전운동은 각 좌표축을 기준으로 시계 반대방향 회전을 양의 값으로 정의하였다.

4.4 경사시험

4.4.1 관성테이블을 이용한 관성능률시험

횡동요 자유 감쇠 시험을 수행하기 전에 실선과 모형선 질량분포의 정확한 상사가 이루어져야 한다. 우선, 모형선의 무게중심과 중방향 관성 모멘트를 맞추기 위해 Fig.4.5과 같이 관성테이블을 제작

하였다. 관성테이블을 이용하여 종방향 관성 모멘트를 조정하였고, 횡동요 감쇠 시험을 통해 횡방향 관성 모멘트를 맞추었다.

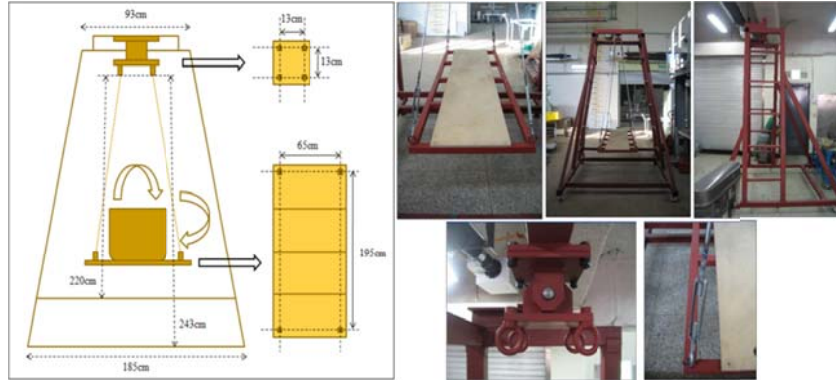


Fig.4.5 Gyro swing

모형선의 연직면 무게 중심을 조정하기 위해 Fig.4.6과 같이 관성 테이블 위에 무게추를 올려 놓고 기울어진 경사각을 계측하여, 관성 테이블 자체의 무게중심을 계측하였다. 이 때, 회전 중심 'O'에 대한 모멘트 평형 방정식은 아래의 식 (4.9)와 같다.

$$\Sigma(\text{moment})_O = m_d g \overline{OG_d} \sin \theta_1 - m_1 g (x_1 \cos \theta_1 - y_1 \sin \theta_1) = 0 \quad (4.9)$$

위의 식에서, m_d 는 관성테이블의 질량을, m_1 은 관성테이블 위에 놓여진 무게추의 질량을 의미한다.

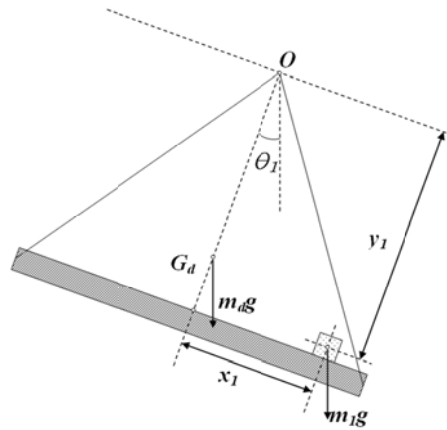


Fig.4.6 Inclining test without the model on a gyro swing

식 (4.9)로부터, 식 (4.10)과 같은 회전 중심과 관성테이블의 연직면 무게중심까지의 거리를 얻을 수 있다.

$$\overline{OG_d} = \frac{m_1 (x_1 \cos \theta_1 - y_1 \sin \theta_1)}{m_d \sin \theta_1} \quad (4.10)$$

관성테이블 자체의 관성 모멘트는 관성테이블의 운동주기를 계측하여 식 (4.11)과 같이 얻을 수 있다.

$$I_{do} = m_d g \overline{OG_d} \left(\frac{T_d}{2\pi} \right)^2 \quad (4.11)$$

관성테이블의 관성 모멘트를 계산한 후, Fig.4.7과 같이 모형선과 관성테이블의 길이방향 무게중심을 동일 연직축 상에 위치시킨다. 그리고 관성테이블 위에 무게추를 올린 후, 측정된 경사각을 이용하여 모형선의 연직방향 무게중심의 위치를 얻을 수 있다.

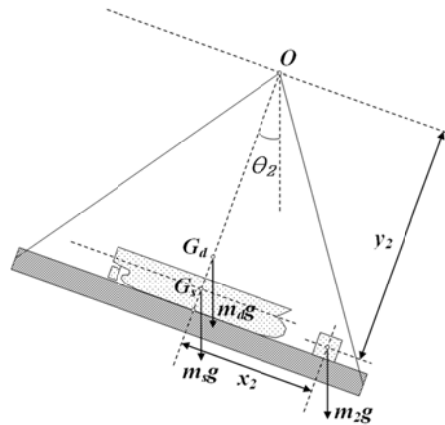


Fig.4.7 Inclining test with the model on a gyro swing

무게추에 의해 관성테이블이 기울어졌을 때, 회전 중심 'O'에 대한 모멘트는 식 (4.12)와 같다.

$$\begin{aligned} \Sigma(\text{moment})_o &= m_d g \overline{OG_d} \sin \theta_2 + m_s g \overline{OG_s} \sin \theta_2 \\ &\quad - m_2 g (x_2 \cos \theta_2 - y_2 \sin \theta_2) = 0 \end{aligned} \quad (4.12)$$

위에서, m_s 는 모형선의 무게를, m_2 는 무게추의 무게를 의미한다. 식 (4.12)를 이용하면 회전중심과 모형선의 연직방향 무게중심 간의 거리는 아래의 식 (4.13)과 같다.

$$\overline{OG_s} = \frac{m_2 (x_2 \cos \theta_2 - y_2 \sin \theta_2) - m_d \overline{OG_d} \sin \theta_2}{m_s \sin \theta_2} \quad (4.13)$$

식 (4.10)을 식 (4.13)에 대입하면 아래의 식 (4.14)을 얻는다.

$$\overline{OG_s} = \frac{m_2 (x_2 \cos \theta_2 - y_2 \sin \theta_2) - m_1 (x_1 \cot \theta_1 - y_1) \sin \theta_2}{m_s \sin \theta_2} \quad (4.14)$$

다음으로 모형선의 종방향 관성 모멘트는 모형선이 올려져 있는 관성테이블의 운동주기와 평행축 정리를 이용하여 아래의 식 (4.15)와 같이 구해진다.

$$I_{sO} = \left(m_d g \overline{OG_d} + m_s g \overline{OG_s} \right) \left(\frac{T_{d+s}}{2\pi} \right)^2 - I_{dO} \quad (4.15)$$

4.4.2 경사시험

모형선의 메타센터 높이인 \overline{GM} 를 구하기 위해 경사시험을 수행하였고, 횡방향 관성 모멘트를 구하기 위해 횡동요 자유 감쇠 시의 운동 주기를 측정하였다. 경사시험 시 모형선 내부의 추를 횡방향으로 옮겨 경사각을 부여하였고 무게추와 부력의 모멘트 평형을 이용하여 \overline{GM} 을 산출하였다. Fig.4.8은 경사시험 시 모멘트 평형의 개념도를 보여준다.

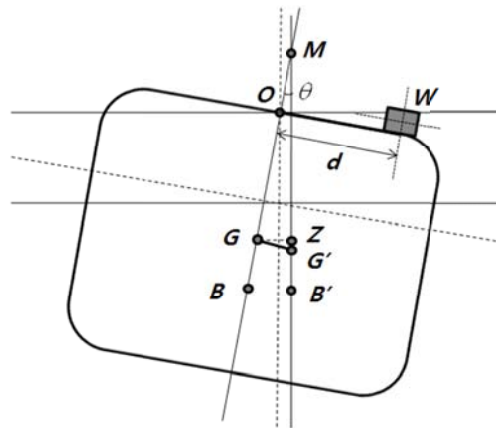


Fig.4.8 Hydrostatic equilibrium for inclined floating body

Fig.4.8과 같이 무게 W 인 추를 일정한 거리 d 만큼 옮겨 θ 만큼

의 경사각이 생겼을 때, 중심의 위치는 B 에서 B' 로 바뀌고 무게중심의 위치는 G 에서 G' 로 변화하여 식 (4.16)과 같은 모멘트 평형식을 만족한다.

$$\overline{GM} = \frac{W \cdot d}{\Delta \cdot \tan \theta} \quad (4.16)$$

또한, 횡동요 자유 감쇠 운동의 주기를 측정하면서 모형선의 횡방향 관성 모멘트를 조절하였다. 횡방향 관성 모멘트를 조절하기 위해서 모형선 내부의 무게추들을 Fig.4.9와 같이 분포시켰다.

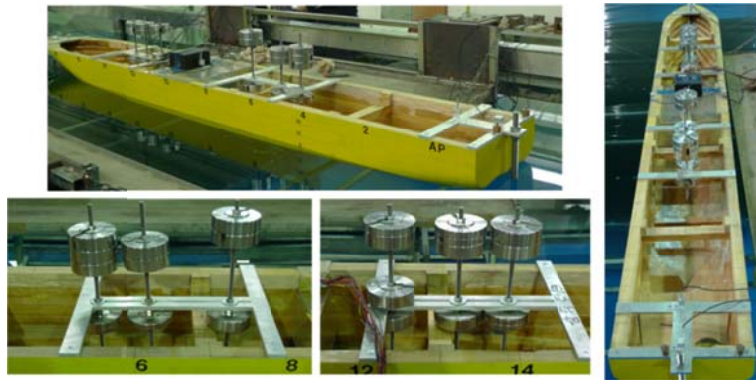


Fig.4.9 Weight distribution of the model ship

측정된 감쇠 운동 주기와 앞서 측정된 \overline{GM} 를 이용하여 식 (4.17)

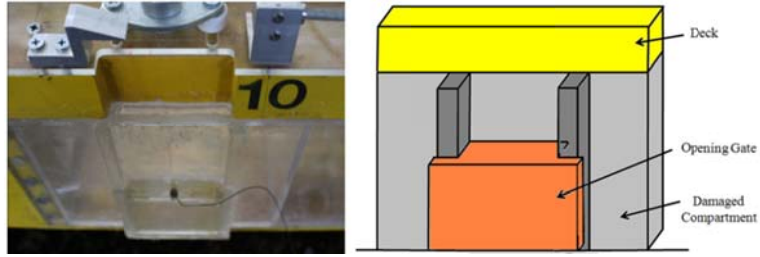
과 같이 횡방향 관성 모멘트를 얻을 수 있다. 이와 같은 방법을 사용하여, 앞서 3.1절에서 보인 것과 같이 실선과 모형선의 상사를 맞춰주었다.

$$I_{44} = (mg + \overline{GM}) \cdot \left(\frac{T}{2\pi} \right)^2 - A_{44} \quad (4.17)$$

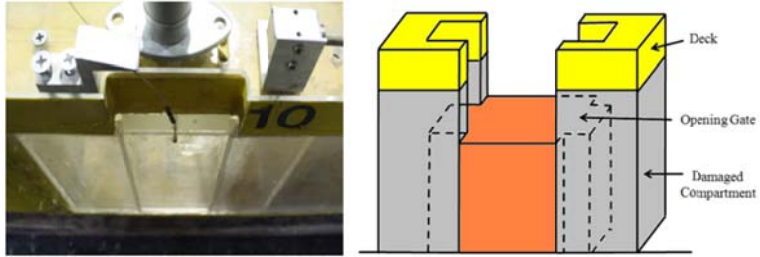
4.5 비손상 선박의 횡동요 자유 감쇠 시험

수문이 닫힌 상태의 비손상 선박의 횡동요 자유 감쇠 시험을 수행하여 정수 중 선박의 동적 특성을 살펴보았다. 또한 두 가지의 수문을 사용하여 수문의 부착형식이 횡동요 자유 감쇠에 미치는 영향을 알아보았다. Fig.4.10은 모형시험에 사용된 두 가지의 수문 부착형식을 보여준다. OP1은 수문이 선체 밖으로 11 mm 돌출되어 부착되어 있고 OP2는 돌출부 없이 선체와 평행하게 부착되었으며, 두 수문 모두 같은 크기의 손상 유입구를 가지고 있다.

실험 후 선박의 감쇠력은 4.1절에서 소개한 식 (4.7)의 linear-cubic 모델을 사용하여 분석되었다. 선박의 복원력을 위해서는 선형 모델이 사용되었고 경사시험을 통해서 횡동요 복원력의 비선형성을 확인하였다.



(a) OP1 (projected out over the hull)



(b) OP2 (flush with the hull surface)

Fig.4.10 Geometry of the opening gate, OP1 and OP2

횡동요 복원력은 일반적으로 복원암인 \overline{GZ} 와 배수량인 Δ 로 표현되며, 작은 경사각 범위에서는 메타센터인 \overline{GM} 으로 복원력을 선형적으로 표현할 수 있다. 복원력의 비선형성은 모형선의 \overline{GZ} 곡선을 이용하여 살펴보았으며, 본 연구에서의 비손상 선박의 경우, 약 ± 25 도의 경사까지는 복원 모멘트의 비선형성은 무시할 수 있다는 결과를 얻었다. 비손상 선박의 경사시험결과를 Fig.4.11에 나타내었다.

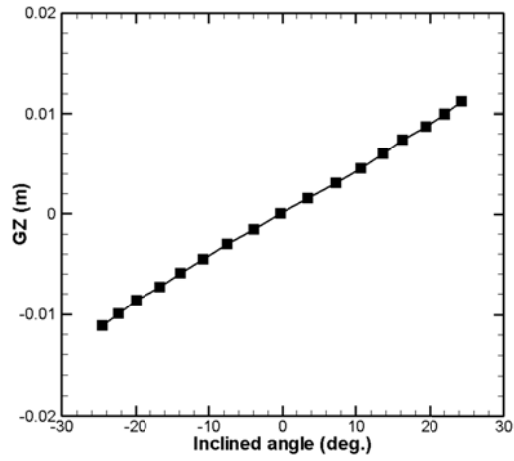


Fig.4.11 Inclining test results of the intact model ship

횡동요 자유 감쇠 운동을 위해 21도의 초기 횡경사각을 부여하였다. Fig.4.12는 횡동요 자유 감쇠 시험 상황을 보여주며, Fig.4.13는 OP1과 OP2의 두 가지 경우에 대한 시간에 따른 횡동요 운동을 보여준다.

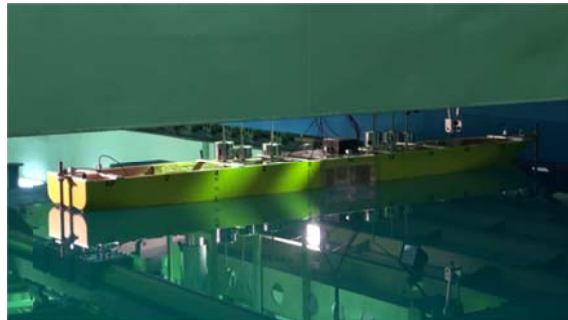


Fig.4.12 Free roll decay test set up

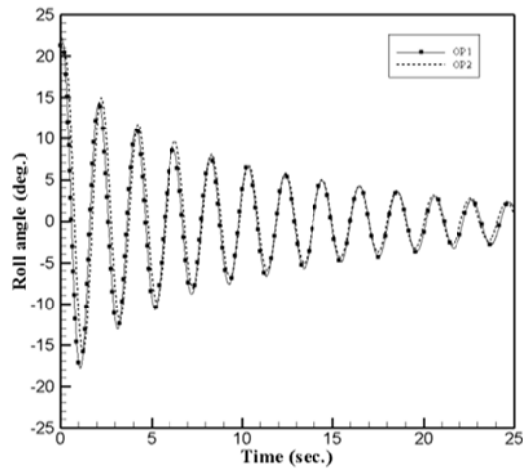


Fig.4.13 Roll decay time history with OP1 and OP2

계측된 횡동요 시계열 결과를 이용하여, 선박의 횡동요 감쇠력을 산출하였다. 감쇠력은 4.1절에서 소개한 등가 횡동요 감쇠 계수 ($B_{44,equivalent}$)와 임계 횡동요 감쇠 계수 ($B_{44,cr}$)의 비로써 나타내었다. 임계 횡동요 감쇠 계수란, 감쇠가 있는 진동계를 임계 감쇠하도록 만드는 감쇠 계수 식 (4.18)과 같이 표현된다. OP1과 OP2, 두 경우에 얻어진 횡동요 감쇠력을 Table 4.2에 나타내었다.

$$B_{44,cr} = 2\sqrt{(I_{44} + A_{44})\Delta GM} \quad (4.18)$$

Table 4.2 Roll damping of OP1 and OP2

	OP1	OP2
Roll period (sec.)	2.059	2.046
$B_{44, equivalent} / B_{44, cr}$	2.41%	2.46%

두 가지 수문 부착형식 중, 돌출부를 가지고 있는 OP1의 경우가 OP2에 비해 더 큰 횡동요 감쇠력이 예측될 것으로 예상되었지만, Fig.4.13과 Table 4.2에서 알 수 있듯이 두 경우에 거의 동일한 횡동요 감쇠력이 예측되었다. 수문의 돌출부로 인한 횡동요 감쇠력의 변화는, 마찰이나 조파저항과 같이 횡동요 감쇠력에 영향을 주는 다른 요인들에 비해, 모형 시험을 통해 알아낼 수 없을 정도로 미미하다는 것을 알 수 있었다. 이후의 모든 모형시험은 두 가지 수문 부착형식 중 돌출부가 없는 OP2를 이용하여 수행하였다.

4.6 정수 중 침수 시험

손상 선박의 횡동요 자유 감쇠 시험을 수행하기에 앞서, 선박의 운동과 선박의 침수 과정 중, 침수 유동의 거동을 집중적으로 살펴 보기 위한 정수 중 침수 시험을 계획하였다. 정수 중 침수 시험에서는 선박이 물 위에 떠 있는 상태에서 수문을 들어올린 후 발생하는 선박의 횡동요와 침수 유동을 예측하였으며 손상 구획으로는 CP2가 사용되었다. 시간에 따른 횡동요와 침입수의 거동을 Fig.4.14와 Fig.4.15에 나타내었고 수문 개방 시점을 점선으로 나타내었다.

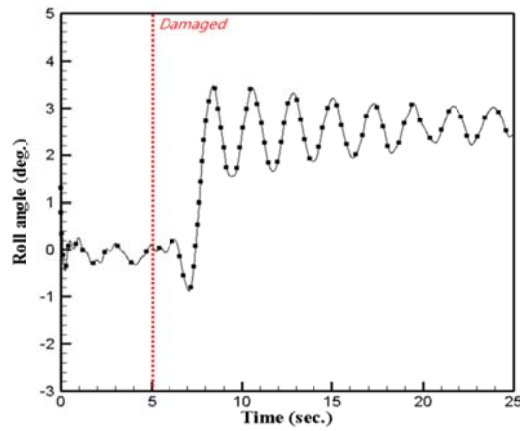
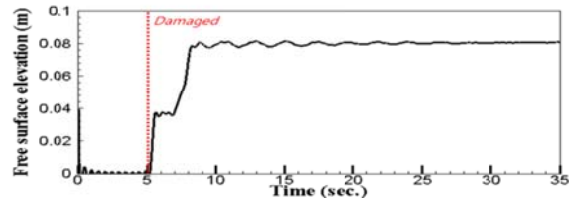
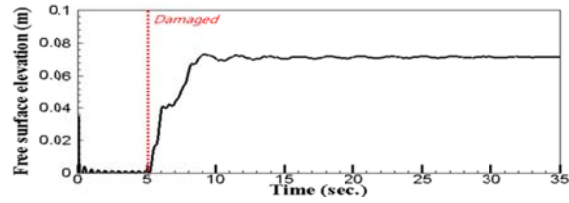


Fig.4.14 Roll decay time history in flooding procedure

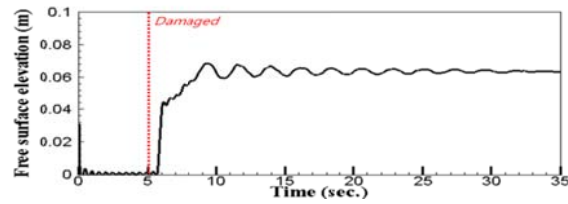
Fig.4.14에서와 같이 손상 구획이 침수되고, 손상 구획이 선박에 좌우대칭으로 설치되지 않았기 때문에 모형선이 우현으로 2.83도 기울어졌다. 침수 구획간 연결부에서 하단의 높이는 손상 구획 바닥으로부터 82.2 mm 위에 위치한 반면 (Fig.3.3 참조), 침수 전 자유표면은 손상 구획 바닥으로부터 66 mm 위쪽에 위치하였다. 즉, 침수 구획간 연결부의 높이가 자유 표면보다 높았기 때문에 뒤쪽 침수 구획에서 앞쪽 침수 구획으로의 유동은 없었다. Fig.4.15는 뒤쪽 침수 구획에 설치된 세 개의 파고계 신호를 보여준다. 침수 과정이 완전히 끝난 후, 각 파고계 위치에서 측정된 침입수의 수위를 이용하여 침수 유동량을 계산하였고, 손상 구획 내부로 약 5.82 kg의 침수 유동이 유입되었다.



(a) Wave probe A



(b) Wave probe B



(c) Wave probe C

Fig.4.15 Free surface behavior in flooding procedure

4.7 손상 선박의 횡동요 자유 감쇠 시험

손상 선박의 횡동요 자유 감쇠 시험은 두 가지 서로 다른 초기 조건 하에서 수행되었다. 첫 번째 경우는, 수문을 개방한 상태에서 손상 구획 내에 침수 유동이 완전히 유입될 때까지 초기 경사각을 유지하였다가 횡동요 자유 감쇠 운동을 부여하는 경우이다. 이러한

초기 조건의 경우, 초기 침수 과정은 생략된 단순화 된 상황 하에서의 선박과 침수 유동 간의 상호 영향을 살펴볼 수 있다.

두 번째 경우는 초기 침수 과정을 살펴보고자 계획되었다. 모형선은 수문이 닫힌 채 초기 경사각을 유지하되, 수문 개방과 동시에 횡동요 자유 감쇠 운동을 시작하였다. CFD 방법으로 손상 선박 내부의 침수 유동을 예측할 때, 손상 직후의 초기 침수 과정을 계산하는 것은 특히 어려운 문제이다. 선박이 손상을 입은 직후에는 침수 유동이 급격히 유입되고, 이러한 침수 유동이 선박 내부에 부딪히면서 충격을 유발할 수 있기 때문이다. 따라서 모형시험을 통해 예측된 모형선과 침수유동의 시계열 결과는 CFD 검증용 데이터베이스로 활용될 수 있을 것이다.

4.7.1 정상 상태 초기 조건에서의 횡동요 감쇠

첫 번째 초기 조건 하에서의 횡동요 감쇠 시험은 CP1과 CP2의 두 가지 손상 구획을 사용하여 수행되었다. 우선, CP1을 이용한 횡동요 자유 감쇠 시험의 경우, 26.7도의 초기 경사각으로 모형선이 기울어졌다가 자유 감쇠 운동을 시작하였다. Fig.4.16은 시간에 따른 모형선의 횡동요 운동을 보여준다.

횡동요 자유 감쇠 운동이 끝나고, 4.6절에서 설명한 것처럼 손상 구획이 선박의 우현 쪽에 치우쳐 설치되었기 때문에 모형선이 우현으로 2.83도 기울어졌고, 손상 구획 내부로 약 5.82 kg의 침수 유동이 유입되었다.

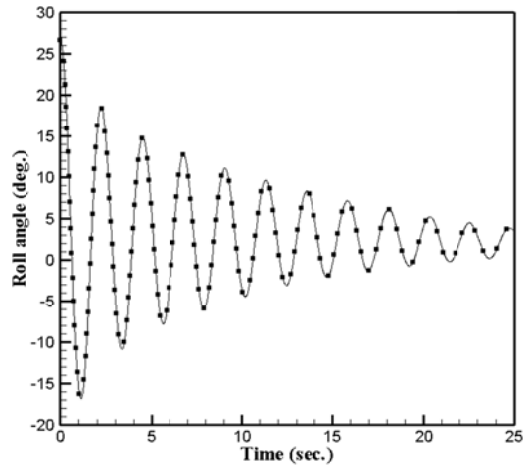


Fig.4.16 Roll decay time history with CP1

4.5절의 비손상 선박의 횡동요 자유 감쇠 시험과 같이, 횡동요 복원 모멘트의 비선형성을 경사시험을 통해 확인하였다. 선박이 손상을 입었을 경우, 침수 유동으로 인해 정적 복원력이 변하게 된다. 따라서 각 손상의 경우마다 경사시험을 통해 복원 모멘트의 비선형성을 확인해야 한다. Fig.4.17은 경사시험을 통해 얻은, CP1 손상 구획을 가진 모형선의 \overline{GZ} 곡선을 보여준다. Fig.4.17에서 알 수 있듯이 경사시험을 통해 복원 모멘트의 비선형성은 무시할 수 있다는 결과를 얻었고, 따라서 식 (4.7)의 linear-cubic 모델을 사용하여 선박의 감쇠력을 분석하였다.

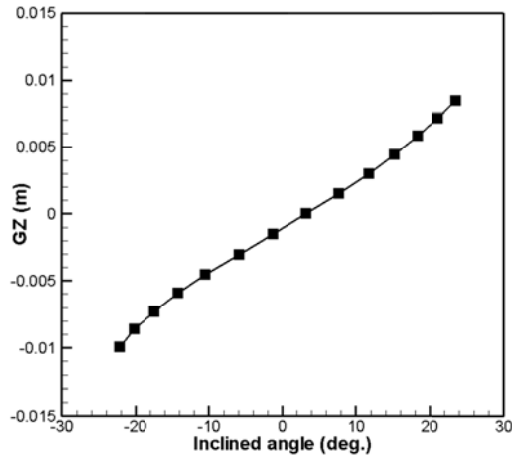


Fig.4.17 Inclining test results of the damaged ship with CP1

Fig.4.16의 횡동요 자유 감쇠 시계열 결과를 이용하여 횡동요 감쇠력을 산출하였다. 아래의 Table 4.3은 CP1을 가진 손상 선박의 횡동요 주기와 감쇠력을 보여준다.

Table 4.3 Roll damping of intact and damaged ship (CP1)

	Intact	CP1
Roll period (sec.)	2.05	2.24
$B_{44, equivalent} / B_{44, cr}$	2.46%	2.55%

Table 4.3과 같이 CP1을 가진 손상 선박의 경우, 횡동요 주기가 비손상 선박의 경우에 비해서 10% 정도 길어졌다. 우선 감쇠력을 무시한 횡동요의 고유주기는 아래의 식 (4.19)와 같다.

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{I_{44} + A_{44}}{\Delta GM}} \quad (4.19)$$

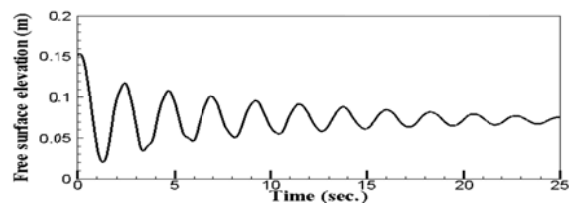
손상 선박의 경우, 침수 유동의 영향으로 인하여 모형선의 부가 질량 관성 모멘트와 배수량, 그리고 \overline{GM} 과 같은 변수들이 변하게 된다. 위의 변수들 중 Fig.4.17의 경사시험을 실시하여 손상 시 침수 유동의 영향이 고려된 \overline{GM} 을 측정하였으며 그 결과를 Table 4.4에 나타내었다. 이 결과를 보면 CP1을 가진 손상 선박의 \overline{GM} 은 비손상 선박에 비해서 약 17% 정도 감소한 것을 알 수 있는데, 이러한 \overline{GM} 의 감소가 손상 선박의 횡동요 주기가 길어지는데 영향을 주었음을 알 수 있다.

Table 4.4 GM values in intact and damaged condition (CP1)

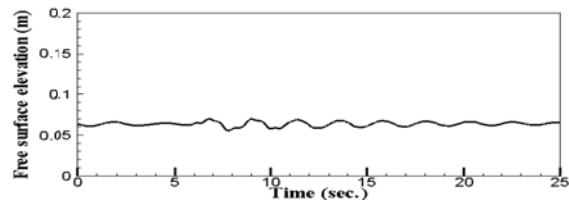
	Intact	CP1
\overline{GM}	2.89 cm	1.85 cm

Fig.4.17은 손상 구획 CP1 내부의 침수 유동을 계측한 것으로, 각 파고계 위치에서의 침수 유동 자유표면의 높이를 시간에 따라 나타내었다. 파고계 A, B, C는 Fig.3.3에서 보인 것처럼 각각 선박의 우현, 중앙 그리고 좌현에 위치한다. 침수 구획 내부로 유입된 유동의 자유표면의 높이는 파고계 설치 위치에 따라 다르며, 침수 중 선박이 우현으로 기울어졌기 때문에 파고계 A, B, C의 순서대로 자유표

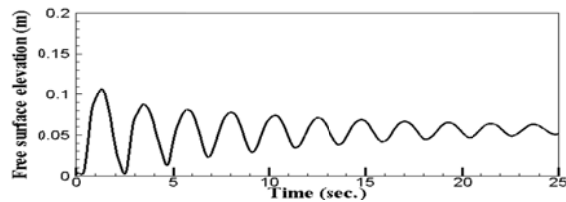
면의 평균 높이가 높았다. 침수 과정이 완전히 끝난 후의 파고계 신호를 이용하여 침수 유동량을 계산하였고, 약 5.82 kg의 침수 유동이 유입되었다. 손상 구획의 폭이 0.3875 m 이고 침입수의 수위가 0.068 m 임을 감안했을 때, 침입수의 1차·2차 공진 주기는 각각 0.995 초와 0.556 초이다. 또한, 측정된 침수 유동의 운동 주기는 모형선의 횡동요 주기와 같았고, 침입수의 공진 주기와는 차이를 보였다.



(a) Wave probe A



(b) Wave probe B



(c) Wave probe C

Fig.4.18 Free surface behavior in damaged compartment, CP1

또 다른 손상 구획인 CP2를 사용하여 횡동요 자유 감쇠 시험이 수행되었다. CP2를 이용한 횡동요 자유 감쇠 시험의 경우, 앞쪽의 침수 구획에도 유동이 유입될 수 있도록 28.6도의 초기 경사각으로 모형선이 기울어졌다가 자유 감쇠 운동을 시작하였다. Fig.4.19은 CP2의 손상 구획을 가진 모형선의 시간에 따른 횡동요 운동을 보여 준다.

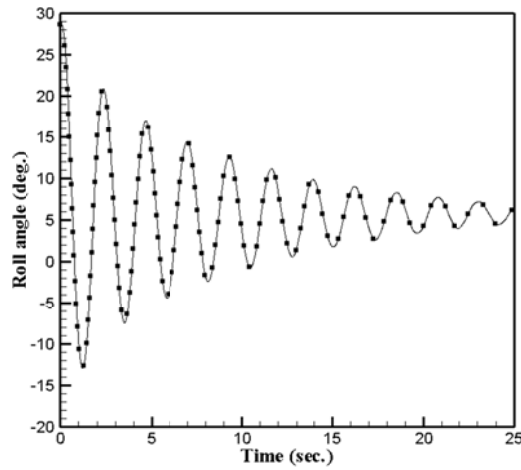


Fig.4.19 Roll decay time history with CP2

CP2의 경우, 횡동요 자유 감쇠 운동이 끝나고 모형선이 우현으로 5.6도 기울어졌다. CP1에 비해 모형선이 우현으로 더 기울어졌는데, 이는 앞쪽과 뒤쪽의 침수 구획에 침수 유동이 유입되어 CP1보다 많

은 양의 유입수가 손상 구획 내부에 있기 때문이다.

앞의 경우들과 같이 CP2의 경우에도 경사시험을 통해 횡동요 복원 모멘트의 비선형성을 확인하였다. Fig.4.20은 경사시험을 통해 얻은, CP2 손상 구획을 가진 모형선의 \overline{GZ} 곡선을 보여준다. \overline{GM} 곡선에서 확인할 수 있듯이 횡동요 복원 모멘트의 비선형성이 크지 않다는 결과를 얻었으며, 앞의 경우와 동일한 식 (4.7)의 횡동요 방정식을 사용하여 선박의 감쇠력을 분석하였다.

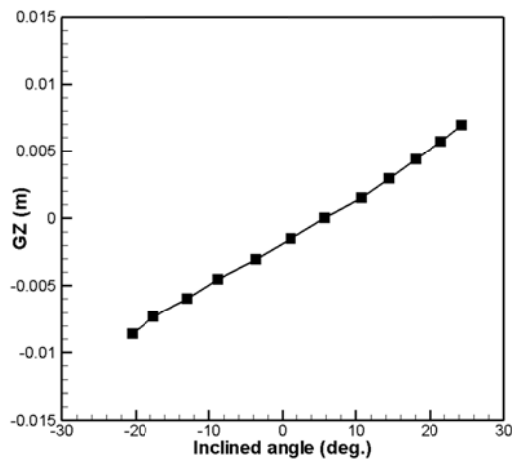
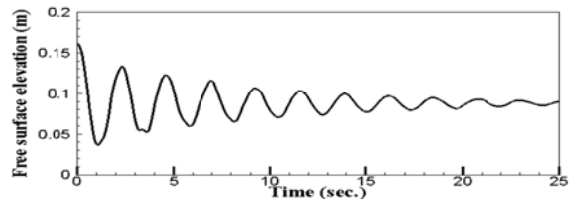
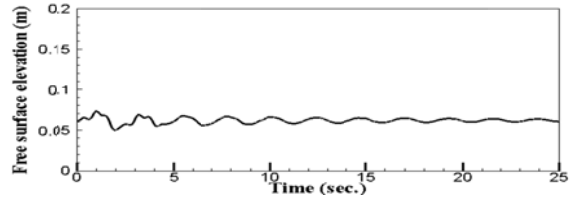


Fig.4.20 Inclining test results of the damaged ship with CP2

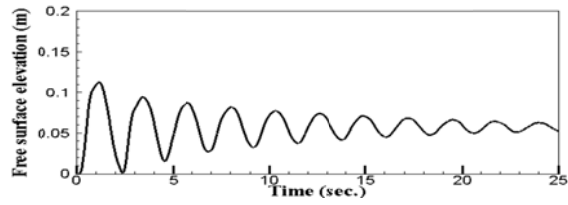
Fig.4.21은 손상 구획 CP2 내부의 침수 유동을 계측한 것이다. 뒤쪽 침수 구획에는 파고계 A, B, C가 설치되었고 앞쪽 침수 구획에는 파고계 D, E가 설치되었다.



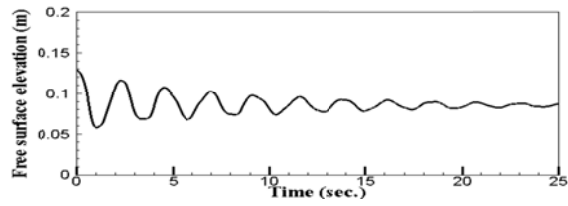
(a) Wave probe A



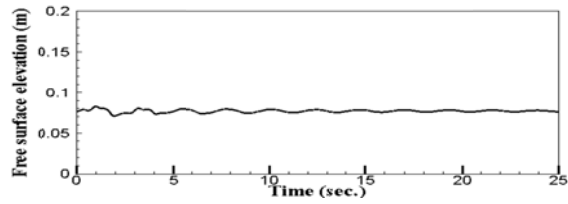
(b) Wave probe B



(c) Wave probe C



(d) Wave probe D



(e) Wave probe E

Fig.4.21 Free surface behavior in damaged compartment, CP2

Fig.4.21에서 보듯, 앞쪽 침수 구획에도 침수 유동이 유입되었고 파고계의 신호를 이용하여 침수 유동량을 계산하였다. 앞쪽 침수 구획에는 약 4.04 kg의 침수 유동이, 뒤쪽 침수 구획에는 약 5.85 kg의 침수 유동이 유입되었다.

Table 4.5는 CP2를 가진 손상 선박의 횡동요 주기와 감쇠력을 보여준다. CP2의 경우 CP1에 비해서 횡동요 감쇠력이 크게 증가하였고 횡동요 주기 역시 증가하였다. CP1은 침수 유동이 횡동요에 비해 약 0.092초의 위상 지연을 보였고, CP2는 침수 유동이 횡동요에 비해 약 0.382초의 위상 지연을 보였다. 이러한 침수 유동의 위상 지연이 선박의 횡동요 진폭을 감쇠시키는 역할을 하였을 것으로 사료되며, 위상 지연이 큰 CP2의 경우 더 큰 감쇠 효과를 주었을 것이다.

이렇듯, CP1과 CP2의 두 경우 모두 비손상 선박에 비해 횡동요 감쇠력이 증가하였고, 침수 유동이 선박의 횡동요 주기는 물론 횡동요 감쇠력에도 영향을 주는 것을 확인하였다. 손상 구획 내부의 침수 유동은 감요수조와 같이 선박의 횡동요를 줄여주는 역할을 하였다.

Table 4.5 Roll damping of intact and damaged ship

	Intact	CP1	CP2
Roll period (sec.)	2.05	2.24	2.27
$B_{44, equivalent} / B_{44, cr}$	2.46 %	2.55 %	3.04 %

4.7.2 천이 상태 초기 조건에서의 횡동요 감쇠

선박이 손상을 입었을 때의 침수 천이 과정을 살펴보기 위한 횡동요 자유 감쇠 시험을 수행하였다. 모형선은 수문이 닫힌 상태에서 우현으로 24도 기울어졌으며, 이후 횡동요 자유 감쇠 운동을 시작하였다. 천이 과정을 살펴보기 위해 사용된 손상 구획은 CP2였으나 손상 개구부가 위치한 뒤쪽 침수 구획에만 유동이 유입되었다. Fig.4.22와 4.23은 시간에 따른 모형선의 횡동요 운동과 침수 유동의 거동을 보여준다.

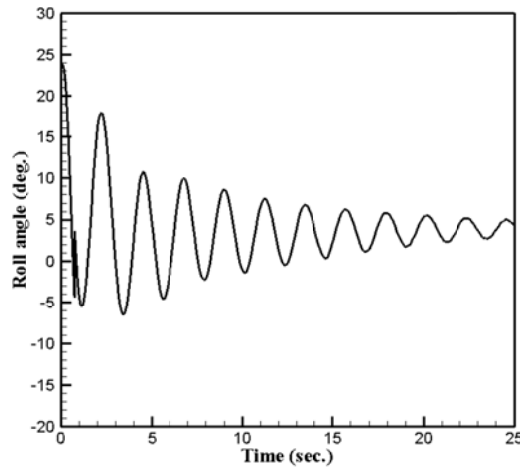
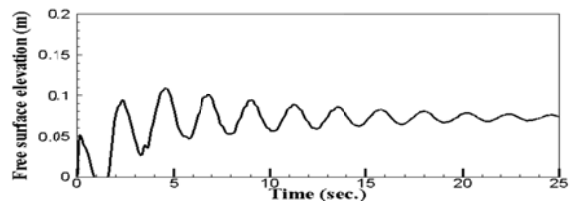


Fig.4.22 Roll decay time history (transient behavior)

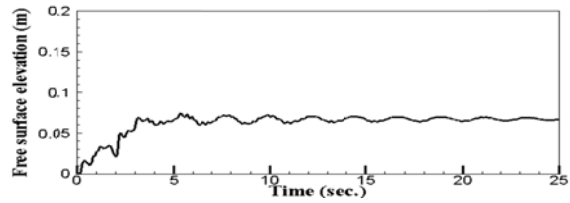
Fig.4.22에서 알 수 있듯이, 횡동요 감쇠 운동이 시작되고 모형선

의 횡동요 운동이 정상상태에 이르기까지 약 5초의 시간이 소요되었다. 여기서 정상상태는 횡동요의 평균값이 오차 범위 5% 이내로 일정한 구간으로 정의하였다.

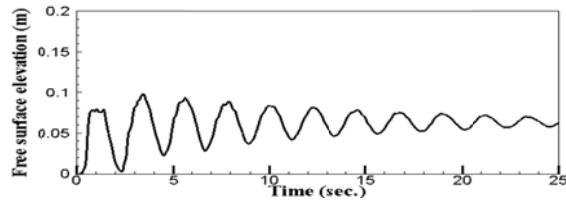
4.7.1절에서와 같은 횡동요 감쇠력 분석은 이루어지지 않았지만 계측된 시계열 자료를 통해 침수가 이루어지는 시간 및 침수 천이 과정 중 선박의 횡동요를 알 수 있었고, 이는 CFD 검증용 자료로 활용될 수 있을 것이다.



(a) Wave probe A



(b) Wave probe B



(c) Wave probe C

Fig.4.23 Free surface behavior in damaged compartment, (transient behavior)

5. 규칙파 중 선박의 6자유도 운동 계측

5.1 스프링을 이용한 계류시스템 구축

규칙파 중에 놓인 선박의 경우, 1차 파강제력에 의해 조화운동을 하게 되고, 또한 2차 파강제력에 의해 일정한 방향으로 표류하는 표류력을 받게 된다. 따라서 파랑 중 모형선의 운동응답 계측을 위해서는 이러한 모형선의 표류를 막아주는 계류시스템을 구축해야 한다. 이상적인 계류시스템은 모형선의 표류는 막아주되, 입사파에 의한 모형선의 조화운동에는 최대한 영향을 주지 말아야 한다.

본 논문에서는 계류시스템의 구축을 위해 스프링을 이용하였다. 이 때, 모형선의 조화운동에 영향을 주지 않도록 스프링 상수를 결정하고 이에 맞는 스프링을 제작하였다. 규칙파 조건을 고려하였을 때, 모형선의 전후동요 및 좌우동요의 조화운동 주기는 약 2초 정도가 될 것이다. 따라서 계류시스템이 입사파에 의한 선박의 조화운동에 영향을 미치지 않기 위해, 계류시스템에 의한 모형선의 전후동요와 좌우동요 고유주기가 11초 이상이 되도록 스프링 상수를 결정하였다. 우선 선박의 병진운동방정식은 식 (5.1)과 같이 모형선의 질량 및 부가질량과 계류시스템의 복원상수에 의해 표현된다.

$$(m + m_a)\ddot{x}_i + k_i x_i = 0 \quad (5.1)$$

여기서 x_i 는 i 번째 병진운동의 변위를 나타내며, k_i 는 i 번째 병진운동의 복원상수를 의미한다. 선박이 일정한 주기를 갖는 조화운동을 한다고 가정하면 운동 변위를 ' $x_i = A_i e^{i\omega t}$ ' 와 같이 표현할 수 있고, 이 때 계류시스템의 복원상수와 모형선의 고유 운동주기는 식 (5.2) 와 같이 표현된다.

$$T_i = 2\pi \sqrt{\frac{m + m_a}{k_i}} \quad (5.2)$$

계류시스템에 사용되는 스프링 한 개의 스프링 상수를 k_s 라 하면 모형선의 전후동요 및 좌우동요 운동의 복원상수는 각각 식 (5.3), 식 (5.4)와 같이 표현된다. Fig.5.1은 이러한 계류시스템의 개념도를 보여준다.

$$k_{surge} = 4k_s \cdot \cos \alpha \quad (5.3)$$

$$k_{sway} = 4k_s \cdot \sin \alpha \quad (5.4)$$

여기서 α 는 Fig.5.1에서 보인 것과 같이 스프링이 모형선에 부착되는 각도를 의미한다.

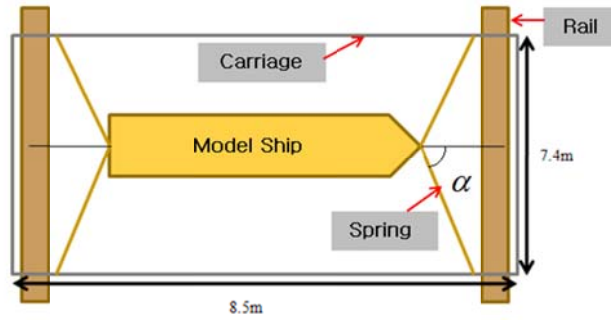


Fig.5.1 Schematic view of mooring system

계류시스템에 적용되는 스프링 상수를 아래와 같이 결정하였다. 우선 전후동요의 부가질량은 모형선 질량의 20%로 가정하였고, 좌우동요의 부가질량은 모형선 질량의 80%로 가정하였다. 또한 예인 전차와 모형선에 부착되는 스프링의 위치를 고려하였을 때, 식 (5.3) 과 식 (5.4)의 α 는 53.38도이다. 스프링에 의한 모형선의 전후동요 및 좌우동요 주기를 11초 이상이 되도록 하는 스프링 상수는 약 12 N/m 이며, 이에 대응되는 전후동요와 좌우동요의 복원상수 및 고유 주기를 Table 5.1에 나타내었다.

Table 5.1 Spring constant and natural periods of mooring system

$k_s (N/m)$	$k_{surge} (N/m)$	$k_{sway} (N/m)$	$T_{surge} (sec.)$	$T_{sway} (sec.)$
12	28.63	38.53	12.76	13.44

스프링 상수를 결정하고, 실제 계류시스템에 이용되는 스프링 거

치대와 스프링을 제작하였다. 스프링의 한쪽 끝을 예인전차에 고정시키기 위해 제작된 스프링 거치대를 Fig.5.2에 나타내었다. 예인전차에 거치대를 고정하고, 연직방향으로 스프링의 고정위치를 움직일 수 있도록 제작되었다. Fig.5.2는 각각 예인전차에 부착되는 거치대의 개념도, 예인전차와의 부착부, 그리고 스프링 고정부를 보여준다. Fig.5.2의 아래쪽 그림과 같이, 예인전차에 부착된 거치대는 수직방향으로 위치 조절이 가능하도록 제작하였고, 거치대의 끝에는 스프링과 연결할 수 있도록 원형고리에 틈을 내어 스프링을 걸 수 있도록 하였다.

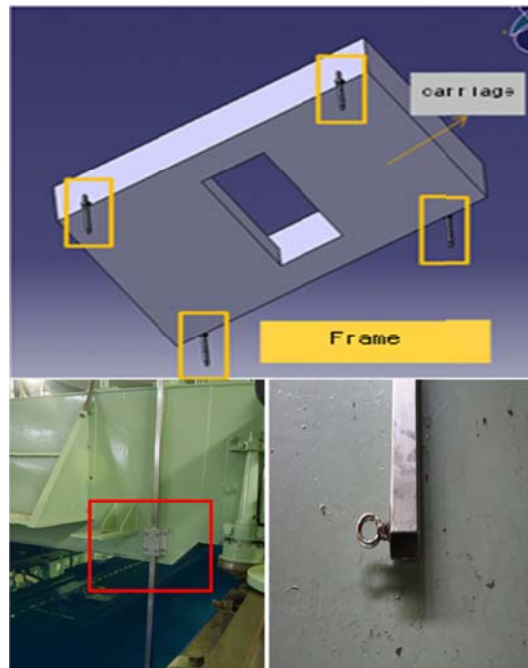


Fig.5.2 Frame of the mooring system

스프링 제작을 위해 기 결정된 스프링 상수에 맞는 스프링의 두께와 직경, 그리고 길이를 결정하였다. 스프링 상수와 스프링 제원은 아래의 식 (5.5)와 같은 관계를 가진다.

$$k_s = \frac{Gd^4}{8ND^3} \quad (5.5)$$

여기서 G 는 스프링 재질에 따라 결정되는 횡탄성계수 (경강의 경우, $8000 N/m^2$), d 는 스프링의 선경, N 은 유효감김수, D 는 스프링의 평균지름을 의미한다. 스프링 상수를 결정할 때, 선박의 부가 질량을 가정하였고, 실제 스프링의 제작 시 오차가 있을 수 있으므로 총 세 가지의 스프링을 제작하여 시험해 보았다. Table 5.2는 서로 다른 세 가지 스프링의 제원을 보여준다.

Table 5.2 Dimensions of soft spring

	Spring A	Spring B	Spring C
$k_s (N/m)$	15	12	6
Thickness (mm)	1.8	1.1	0.75
Diameter (mm)	20	8.5	8
Length (m)	4.5	4.5	4.5

제작된 계류시스템을 이용하여 모형선의 전후동요와 좌우동요, 그

리고 선수동요의 주기를 계측해 보았다. 모형선이 계류시스템에 연결된 상태에서 해당 운동의 초기 변위를 주었다가 놓은 후에, 각 운동의 주기를 계측하였다. Fig.5.3은 계류시스템에 연결된 모형선과 사용된 스프링들을 보여준다. 선박과 스프링의 연결부는 수평면에서의 회전이 가능하도록 제작되었다.

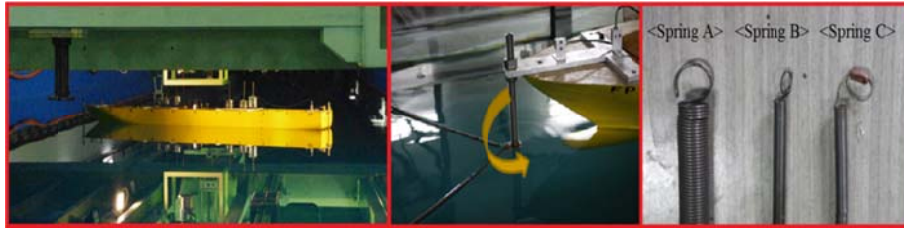


Fig.5.3 Model ship and soft springs

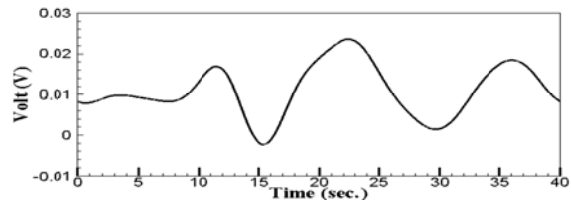
모형선의 운동 주기는 세 가지의 스프링에 대해 모두 계측되었으며 계측된 결과는 Table 5.3에 나타내었다. 스프링 A와 스프링 B의 경우는 전후동요 주기가 10초보다 작고, 선수동요 주기 역시 모형선의 횡동요 고유 주기와 큰 차이가 나지 않았다. 스프링 C의 경우는 전후동요와 좌우동요 주기가 계획했던 11초 이상이었고 선수동요 주기 역시 횡동요 주기와 차이가 있었기 때문에, 스프링 C를 이용하여 계류시스템을 구축하였다. 스프링 C를 사용한 계류시스템에 연결된 모형선의 운동을 Fig.5.4에 나타내었다.

Fig.5.4는 관성측정장비에서 계측된 전후동요 및 좌우동요 가속도, 횡동요 각변위, 그리고 선수동요 각속도의 전압신호를 보여주며 계

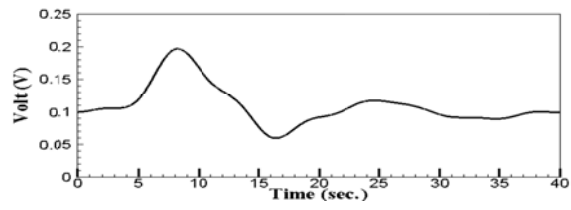
측된 전압신호를 이용하여 각 운동의 주기를 산출하였다. 횡동요의 주기는 2.06초로, 계류시스템이 연결되지 않은 모형선 고유의 횡동요 주기와 일치하였다.

Table 5.3 Measured motion period with mooring system

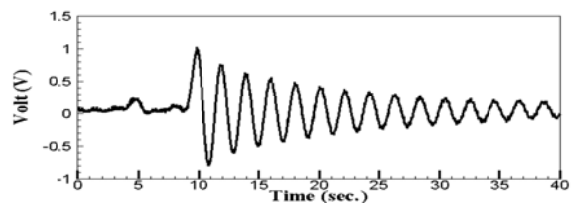
Period (sec.)	Spring A	Spring B	Spring C
Surge	7.35	9.36	13.5
Sway	8.61	10.19	15.7
Yaw	3	3.66	5.7



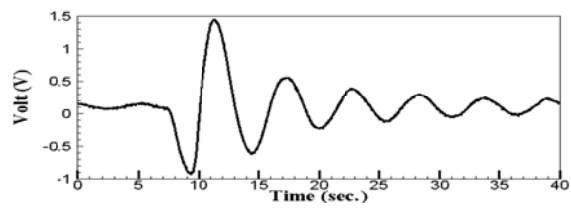
(a) Surge acceleration



(b) Sway acceleration



(c) Roll angle



(d) Yaw angular velocity

Fig.5.4 Motion time histories of the model with mooring system

5.2 비손상 선박의 6자유도 운동 계측

횡파 중에 놓인 선박이 손상을 입으면, 침수 유동의 영향으로 좌우대칭의 특성을 잃게 되고 따라서 6자유도 운동응답을 모두 계측해야 한다. 이러한 이유로 본 논문에서는 비손상 선박과 손상 선박의 6자유도 운동을 계측하였다. 비손상의 경우 입사파는 선박의 우현에서 들어오며, 두 가지의 파 경사각과 여섯 가지의 파 주파수에 대하여 모형시험이 수행되었다. 또한, 선박이 손상을 입고 운항능력을 상실했다고 가정하고 전진속도 없이 자유로이 떠 있는 상태에서 시험을 수행하였다.

5.2.1 포텐셜 이론을 이용한 선박 운동 수치 계산

비손상 선박의 파랑 중 운동응답에 대해서는 이미 많은 연구가 이루어졌고, 점성의 비중이 강한 횡동요 운동을 제외한 좌우동요나 상하동요의 경우에는 수치 계산으로도 정확한 운동의 예측이 가능한 상태이다. 따라서 비손상 선박의 모형시험 결과와의 비교를 위해 수치 계산이 수행되었다.

수치 계산을 위해 상용 프로그램인 WADAM을 활용하였다. WADAM은 포텐셜 이론을 기반으로 한 주파수 영역 해석 프로그램으로, 특히 전진속도가 없는 해양 플랫폼 및 선박의 운동응답의 예측에 활용되고 있다. Fig.5.5는 WADAM을 이용한 수치 계산 과정을 도식화 한 것이다.

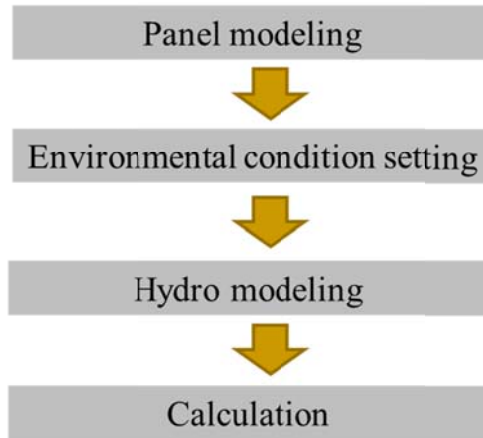


Fig.5.5 Procedure of WADAM calculation

대상선의 CAD도면을 이용하여 패널 격자를 생성한 후, 입사파 및 수심 조건과 같은 환경 조건을 입력하였고, 선박의 질량 정보를 반영하여 선박의 운동응답을 계산하였다. Fig.5.6은 수치 계산을 위해 생성한 패널 격자를 보여준다. 입사파의 파 주파수 범위는 실선 기준으로 $0.1 \sim 1.0 \text{ rad/s}$ 로 결정하였다. 선박의 감쇠 계수 중 점성의 비중이 큰 횡동요 감쇠 계수의 경우는 포텐셜 이론을 통한 정도 높은 예측이 불가능하다. 일반적인 수치 계산에서 횡동요 감쇠 계수는 통계적인 방법이나 경험식을 활용하여 추정되고 있지만, 본 논문에서는 횡동요 자유 감쇠 시험이 선행되었기 때문에 실험 결과값 (등가 횡동요 감쇠 계수와 임계 횡동요 감쇠 계수의 비)을 프로그램에 직접 입력하였다.

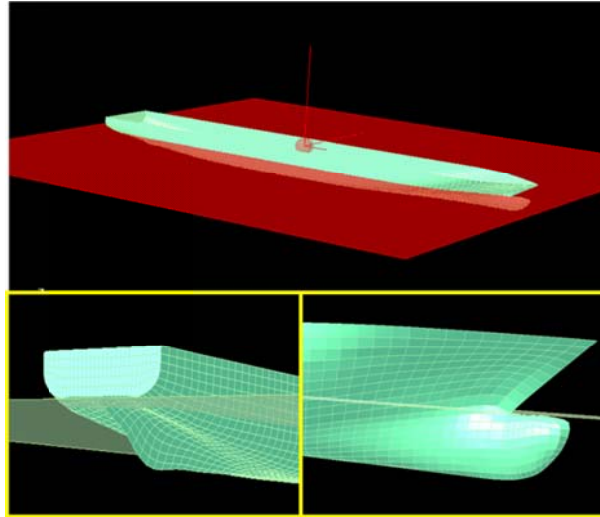
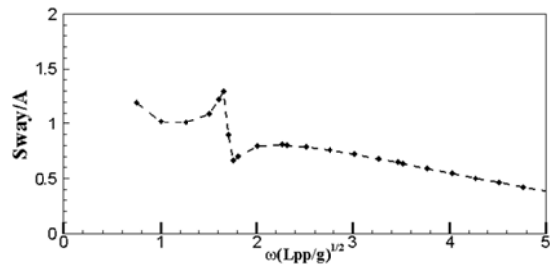
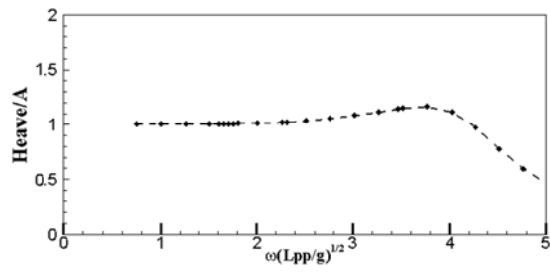


Fig.5.6 Panel model for SSRC passenger ship

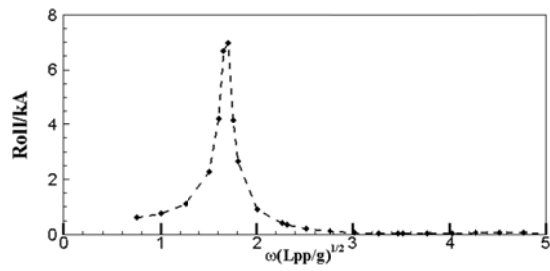
Fig.5.7은 최종 결과인 횡파 중에 놓인 SSRC 여객선의 운동응답을 보여준다. 횡파 중에 놓인 비손상 선박의 경우이므로 좌우동요와 상하동요, 그리고 횡동요 운동응답만을 나타내었다. Fig.5.7의 결과 그래프는 파 주파수의 경우 배의 길이(L_{pp})와 중력가속도(g)를 이용하여 무차원화를 수행하였다. 운동응답의 경우, 병진운동은 입사파의 진폭(A)을 이용하였고 회전운동은 파 경사각(kA)을 이용하여 무차원화되었다.



(a) Sway motion



(b) Heave motion



(c) Roll motion

Fig.5.7 Motion responses of SSRC passenger ship (WADAM results)

상하동요의 경우, 파 주파수가 낮아질수록 무차원화된 운동응답이 1에 수렴하는, 물리적으로 타당한 값을 얻었다. 또한, 대상선의 횡동

요 고유 주기에 해당하는 무차원화 된 파 주파수 1.69 근처에서, 횡동요 운동응답의 크기가 최대가 되는 것을 확인하였다. 본 수치 계산 결과는, 모형시험을 통해 얻은 비손상 선박의 운동응답 결과와 비교되었다.

5.2.2 모형시험 결과

모형시험을 통해 비손상 선박의 파랑 중 운동응답을 계측하였다. 횡파 중 큰 운동응답을 보이는 횡동요의 고유 주기 (모형선 기준 2.06초)를 기준으로 총 여섯 가지의 입사파 주파수에 대한 모형 시험이 수행되었으며, 두 가지의 파 경사각에 대한 모형 시험을 통해 파 경사각에 따른 운동응답의 변화를 관찰하였다.

Table 5.4는 모형시험 시 사용된 입사파의 파 조건을 보여준다. 파장과 파 주기의 분산관계(dispersion relation)로부터 입사파 주기의 파장을 산출하였고, 파 경사각에 따라 입사파의 파고를 결정하였다.

서울대 예인수조에서 보유하고 있는 조파기는 Plunger 형태이며, 최대 약 10 m 파장의 파를 생성할 수 있다. 입사파 주기가 2.16초 일 때, 입사파의 파장과 수심 (3.5 m)을 고려하면 유한 수심에 속하게 되고 이 때 파장은 약 7.25 m 정도이다. 즉, 입사파의 파장이 길어지면 조파기의 한계에 가까워질 뿐 아니라, 반사파 역시 모형선에 빨리 전달되어 계측 가능한 시간이 줄어들게 된다. 이러한 이유로 입사파의 파 주기는 최대 2.16초로 설정되었다.

Table 5.4 Regular wave conditions

	Period (sec.)	Amplitude (mm)	Wave Slope(H/λ)
Case 1	1	13.01	1/60
Case 2	1	7.81	1/100
Case 3	1.5	29.27	1/60
Case 4	1.5	17.56	1/100
Case 5	1.75	39.85	1/60
Case 6	1.75	23.90	1/100
Case 7	1.96	49.73	1/60
Case 8	1.96	29.84	1/100
Case 9	2.06	54.95	1/60
Case 10	2.06	32.97	1/100
Case 11	2.16	60.42	1/60
Case 12	2.16	36.25	1/100

Fig.5.8은 파랑 중 운동응답 계측을 위한 준비 상태를 보여준다. 모형선의 운동과 입사파의 위상차를 측정하기 위해 Fig.5.8과 같이 입사파의 파고를 계측하였다. 파고계는 손상 구획 내부에 설치된 용량식 파고계와 같은 접촉식이 아닌, 서보식 파고계를 사용하여 입사파에 영향을 미치지 않게 하였다. 선박의 운동과 입사파의 위상차를 위해서는 입사파 파고계가 모형선 근처에 설치되는 것이 이상적이겠으나, 모형선의 운동으로 발생하는 방사파의 영향을 최소화하고자 모형선으로부터 13 m 떨어진 곳에 입사파 파고계를 설치하였다.

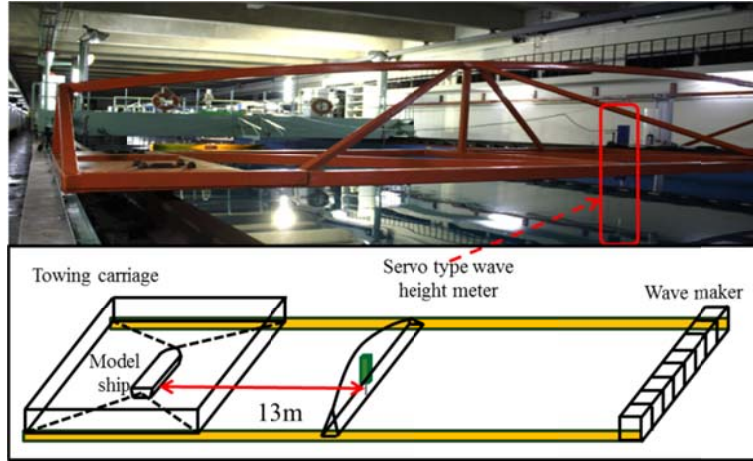
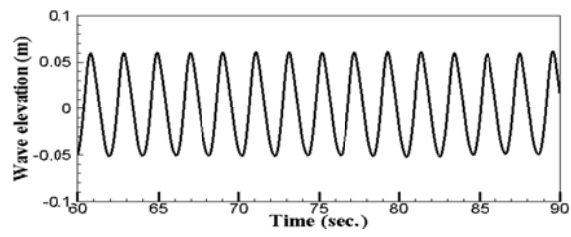


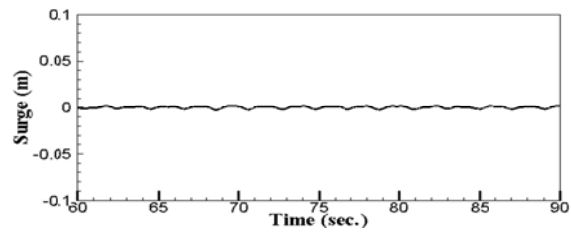
Fig.5.8 Set up condition for 6DOF measurement

규칙파 중 모형시험을 통해 시간에 따른 모형선의 운동응답을 계측하였다. Table 5.4의 모든 시험 경우에 대한 모형선의 시계열 운동응답을 CFD 검증용 데이터베이스로 구축하였고, 본 논문에서는 그 중 Case 9와 Case 1에 대한 시계열 결과만을 그래프로 나타내었다. 좌표계는 4.3절에 소개된 것을 동일하게 사용하였다.

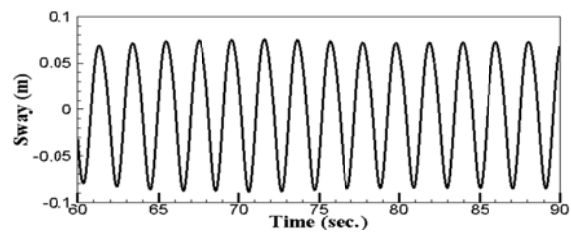
Fig.5.9는 입사파의 주기가 횡동요 고유 주기와 같은 2.06초이며 파 경사각이 1/60일 때 (Case 9), 모형선의 병진운동을 보여준다. 선박이 횡파 중에 놓인 경우이므로 전후동요는 거의 없으며, 좌우동요와 상하동요가 발생하였다. 운동 계측은 파를 발생하는 시점부터 150초간 이루어졌으나, 그래프를 명확하게 나타내기 위해 선박의 운동이 완전하게 발달한 이후의 20초 동안만을 도시하였다.



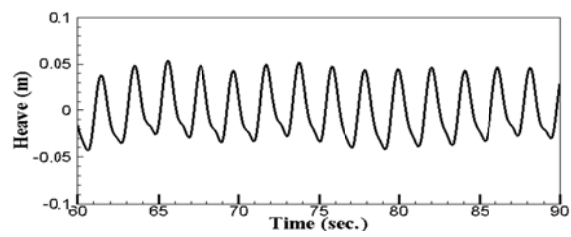
(a) Incident wave elevation



(b) Surge motion



(c) Sway motion



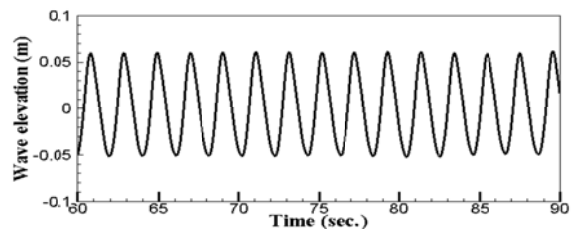
(d) Heave motion

Fig.5.9 Time histories of rectilinear motions of the model (Case 9)

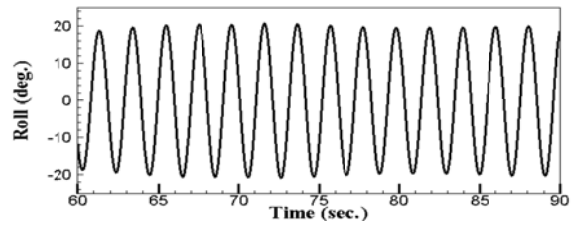
Fig.5.10은 동일한 조건 (Case 9)에서 예측된 모형선의 회전운동을 보여준다. 선박이 횡파 중에 놓인 경우이므로 선수동요와 종동요는 거의 없으며, 횡동요가 매우 크게 발생하였다. 예측된 횡동요 진폭은 약 20도이다. ITTC에서는 모형시험 및 운동해석 시, 선박의 횡동요각이 30도 이상이거나 3분 동안의 평균 횡동요각이 20도이면 선박이 전복된 것으로 간주한다. 즉, Case 9에서 선박이 전복의 위험이 높은 대경사의 횡동요 운동을 한 것을 알 수 있다.

다른 실험 조건에서는 입사파의 주기가 횡동요 고유 주기와 멀어질 수록 선박의 횡동요 진폭이 작아지는 경향을 보였으나, Case 1에서 갑자기 선박의 횡동요와 좌우동요가 커지는 것을 확인하였다. Fig.5.11은 입사파 주기가 1초이며, 파 경사각이 1/60인 Case 1에서의 선박의 운동응답을 보여준다. Fig.5.9와 Fig.5.10에서 살펴본 것처럼, 선박의 전후동요, 종동요, 선수동요는 무시할 만큼 작으므로 그래프에서 제외하였다.

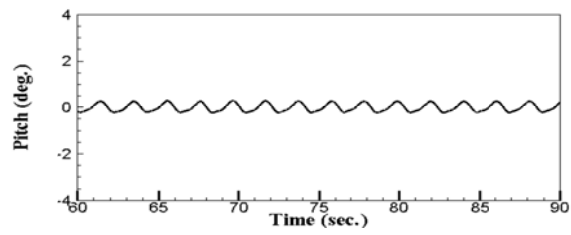
Case 1에서 선박의 횡동요가 급격하게 커진 이유는 파라메트릭 횡동요라는 비선형 현상이 나타났기 때문이다. Fig.5.11에서 보듯이 입사파의 주기가 1초임에도 불구하고 좌우동요 및 횡동요의 운동 주기는 약 2초 정도인 것을 확인 할 수 있다. 상하동요 역시 1초 주기의 운동과 2초 주기의 운동이 함께 일어나는 것과 같은 비선형적인 결과를 보여준다.



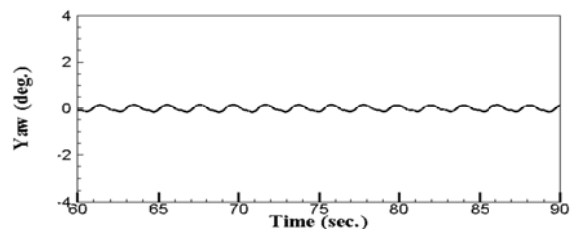
(a) Incident wave elevation



(b) Roll motion

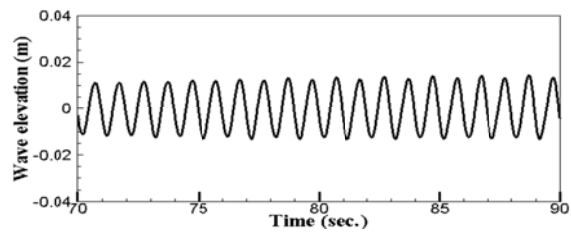


(c) Pitch motion

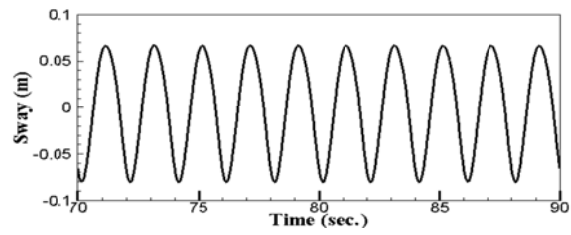


(d) Yaw motion

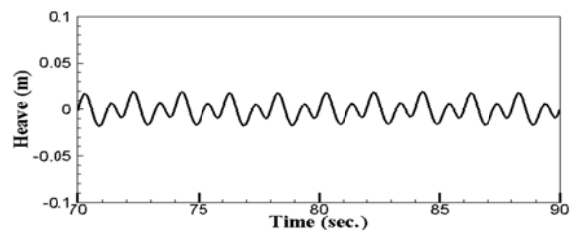
Fig.5.10 Time histories of angular motions of the model (Case 9)



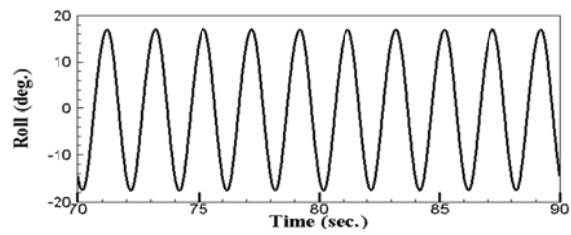
(a) Incident wave elevation



(b) Sway motion



(c) Heave motion



(d) Roll motion

Fig.5.11 Time histories of motion responses of the model (Case 1)

횡파 중에 놓인 선박의 횡동요가 갑자기 커지는 파라메트릭 횡동요에 대한 연구는 1950년대 이후부터 이미 연구가 시작되었고 많은 실험 논문들이 발표된 바 있다. Paulling (1959)는 상하동요 고유주기와 횡동요 고유주기의 비가 1:2인 선박들의 경우, 예상치 않은 큰 횡동요 운동이 횡파 중에서 발생한다고 언급하였다. Paulling (1959)는 횡파 중 발생하는 선박의 파라메트릭 횡동요를 실험적으로 재현하였고 이를 이론적으로 해석하였다.

Hart (1989)는 작은 수선면적을 가진 쌍동선 (Small Waterplane Area Twin Hull, 약칭 SWATH)의 횡파 중 파라메트릭 횡동요를 해결하기 위해 실험적 연구를 진행하였다. Hart (1989)는 SWATH의 규칙파 및 불규칙파 중에서 입사파의 주기와 선박이 운동주기가 다른 것을 확인하고 저조화 (Subharmonic) 운동이 발생하는 경계에 대한 연구를 수행하였다. Fig.5.12는 Hart (1989)의 논문에서 발췌한 횡동요 안정성에 대한 다이어그램을 보여준다. Fig.5.12에서 보듯이 횡동요에 대한 저조화 운동은, 입사파의 주기가 횡동요 고유주기의 절반이 될 때 가장 빈번히 일어나며 작은 입사파고에 대해서도 저조화 운동이 생길 수 있다. 본 논문의 실험 조건 중 Case 1은 입사파의 주기와 횡동요 고유주기의 비가 약 2.06 정도로 이러한 저조화 운동이 발생하기 쉬운 조건이다. 앞의 Fig.5.11에서, 좌우동요와 횡동요의 경우에는 완벽한 저조화 운동이 발생했으며, 상하동요의 경우에는 입사파 주기와 저조화 운동이 결합된 것을 알 수 있다.

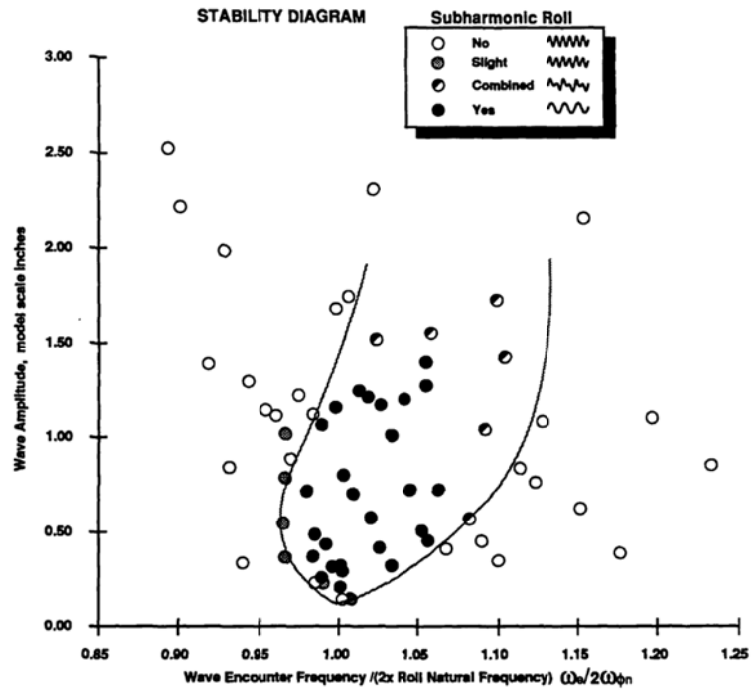
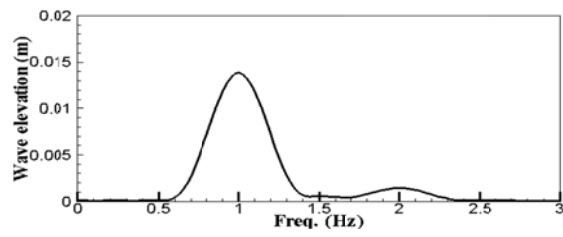
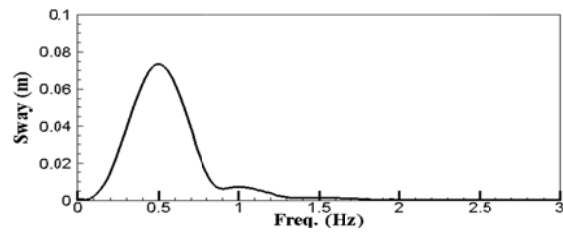


Fig.5.12 Stability diagram of SWATH (Hart, 1989)

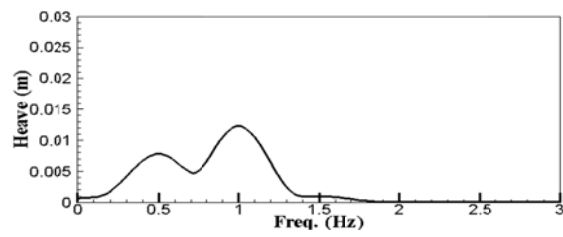
Fig.5.13은 Fig.5.11의 신호들을 Fast Fourier Transform (FFT)을 사용하여 주파수 영역으로 나타낸 것이다. 선박의 운동진폭이 최대가 되는 주파수가 입사파의 파 주파수와 다르고, 상하동요의 경우 입사파 주파수보다 낮은 주파수에서도 진폭이 존재함을 확인할 수 있다.



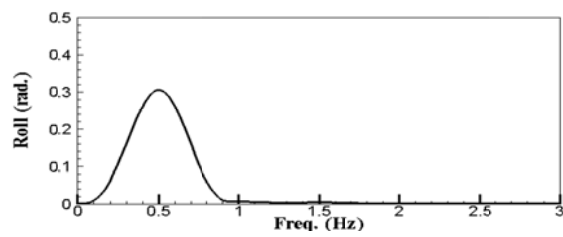
(a) Incident wave elevation



(b) Sway motion



(c) Heave motion



(d) Roll motion

Fig.5.13 Motion responses in frequency domain (Case 1)

Ikeda (2010)는 최근에 건조된 대형 여객선이 선수부와 선미부의 선체 형상으로 인해, 횡파 중 파라메트릭 횡동요가 발생하는 것을 실험적으로 재현하였다. 또한 선박의 횡동요 감쇠력이 커지면 이러한 파라메트릭 횡동요가 사라지게 되며, 비손상 선박의 횡동요 안정성 기준에 부합되도록 선박의 횡동요 감쇠력을 설계해야 한다고 제안하였다. Ikeda (2010)는 실험을 통해 횡파 중에 놓인 여객선의 파라메트릭 횡동요를 연구하였으며, 파라메트릭 횡동요가 입사파고와 어떠한 관련을 갖는지를 보였다. Fig.5.14은 동일한 파 주기에서 입사파고를 달리하며 파라메트릭 횡동요의 발생유무를 나타낸 것이다. Fig.5.14에서 대상선의 횡동요는 입사파의 파고가 0.03 m (파 경사각 1/50) 이상이 되면서 급격히 증가하고 있다.

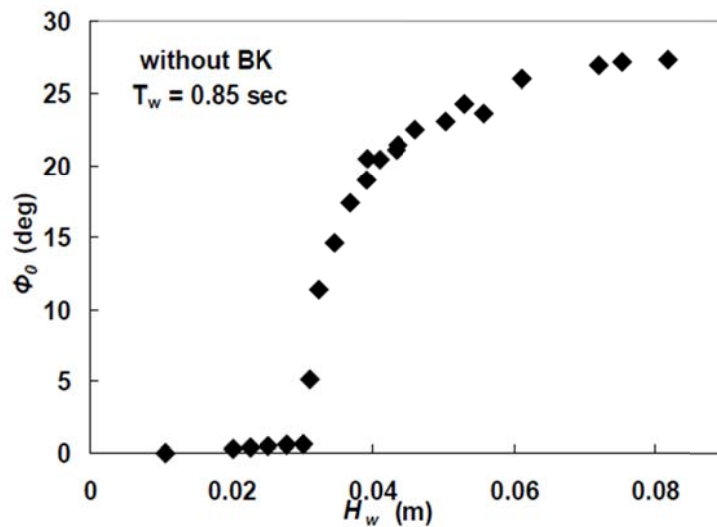


Fig.5.14 Effect of wave height on parametric rolling (Ikeda, 2010)

최근에는 대형 컨테이너선 및 여객선이 선수과 중에 놓였을 때, 파라메트릭 횡동요로 인해 횡동요 안정성을 잃게 되는 경우가 급증하고 있다. Shin (2004)은 최근 선박이 대형화되면서, 선수과 중에 선박이 놓였을 때 \overline{GM} 이 급격하게 변화하고 이러한 현상은 파장이 선박의 길이와 같을 때 가장 심각하게 발생한 다는 것을 지적하였다. Fig.5.15는 선수과 중에서의 \overline{GM} 변화를 보여주며, 어떻게 파라메트릭 횡동요가 발생되어 가는지를 보여준다.

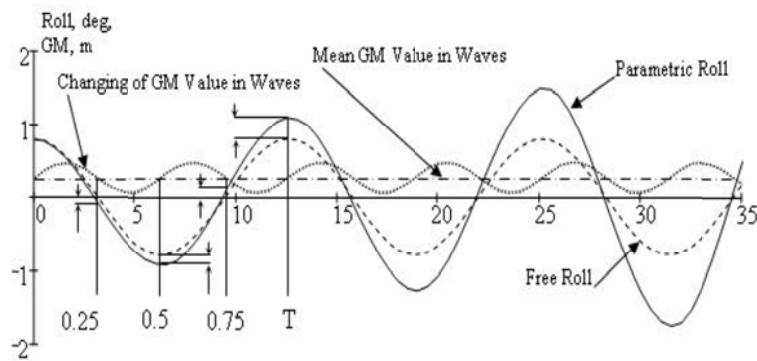


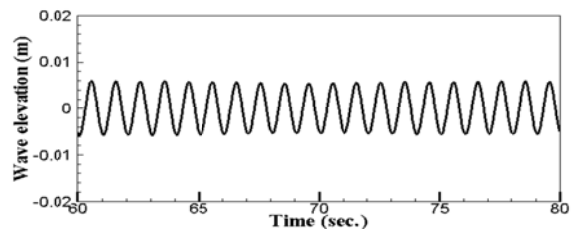
Fig.5.15 Development of parametric roll (Shin, 2004)

수치적으로도 이러한 파라메트릭 횡동요를 해석하려는 시도가 계속되고 있다. Kim, T. (2011)는 Rankine 패널법으로 파랑 강제력의 비선형성을 고려한 선수과 중 파라메트릭 횡동요를 계산하였고, Kim, Y. (2011)는 Rankine 패널법을 사용한 시간영역 해석을 통해 파라메트릭 횡동요가 유발하는 선박의 구조 하중에 대한 연구를 수

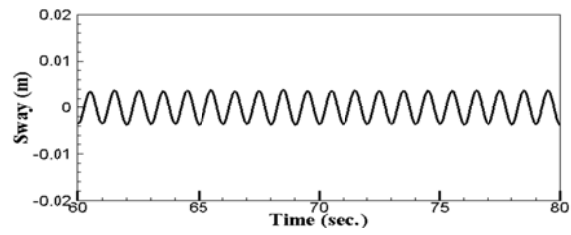
행하였다.

Case 2는 Case 1과 입사파의 주기는 같고 파 경사각의 차이만 있다. Case 2는 파 경사각이 1/100로 입사파고가 상대적으로 작은 경우이다. Fig.5.16는 Case 2의 입사파 조건 하에서 예측한 선박의 좌우동요, 상하동요, 횡동요를 보여준다. Case 1의 경우와는 달리 좌우동요 및 상하동요에서는 저조화 운동이 전혀 발생되지 않으며 횡동요 운동진폭 역시 0.1도 보다 작은 값이 예측되었다.

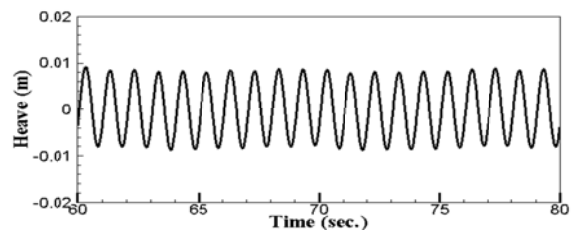
시간에 따라 예측된 횡과 중 선박의 운동응답을 이용하여, Fig.5.17과 같은 파 주파수에 따른 운동진폭을 나타내었고, 이 과정에서 FFT를 활용하였다. 또한, 모형 시험 결과를 5.2.1에서 보인 수치 계산 결과와 비교하였다. Fig.5.17에서 알 수 있듯이, 횡동요의 경우 수치 계산 결과와 모형시험 결과가 상당히 잘 일치하였고, 좌우동요와 상하동요의 경우 전반적인 경향이 유사함을 확인하였다. 좌우동요와 상하동요의 경우, 입사파의 경사각이 커질수록 무차원화된 운동응답은 작아지는 경향을 보였다. 또한, 모형시험에서 예측된 모형선박의 파라메트릭 횡동요는 수치 계산으로는 확인할 수 없었고, CFD 검증용으로 유의미한 자료로 활용될 수 있을 것이다.



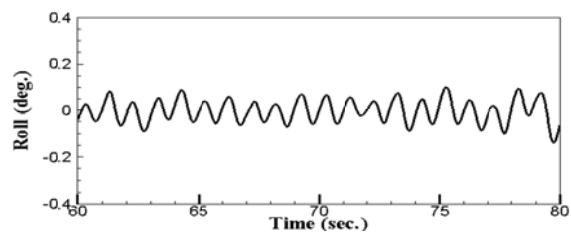
(a) Incident wave elevation



(b) Sway motion

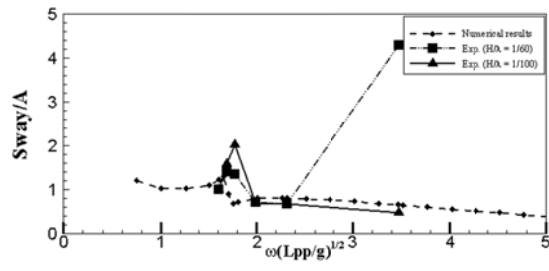


(c) Heave motion

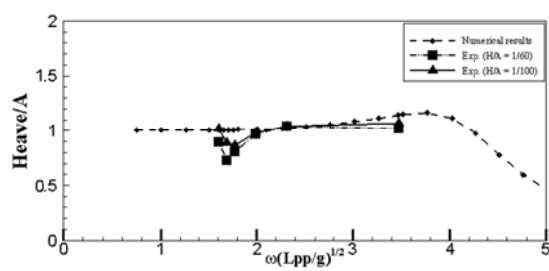


(d) Roll motion

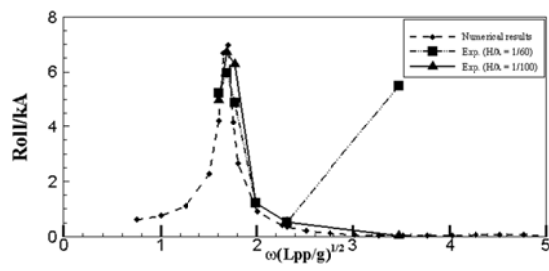
Fig.5.16 Time histories of motion responses of the model (Case 2)



(b) Sway motion



(c) Heave motion



(d) Roll motion

Fig.5.17 Motion responses of intact ship in frequency domain

5.3 손상 선박의 규칙파 중 6자유도 운동 계측

비손상 선박의 경우에는 파가 선박의 우현에서 들어오는 하나의 입사각에 대하여 모형시험이 수행되었다. 선박이 손상을 입고 손상 구획에 의해 좌우대칭이 아닐 경우, 우현파와 좌현파에 대한 운동응답이 다를 수 있다. 따라서 손상 선박의 경우에는 입사각이 90도인 경우와 270도인 두 경우에 대해 모형시험을 수행하였다. Fig.5.18은 파 입사각(χ)의 정의를 보여준다. 입사각을 제외한 입사파의 주기 및 파 경사각은 5.2.2절의 파 조건과 동일하다.

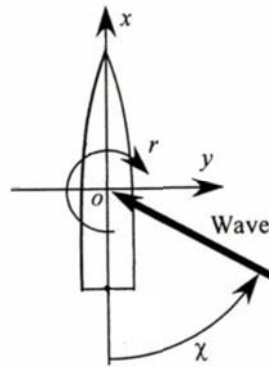
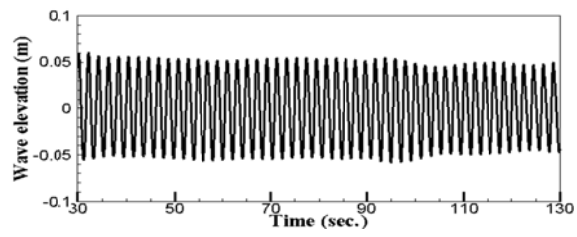
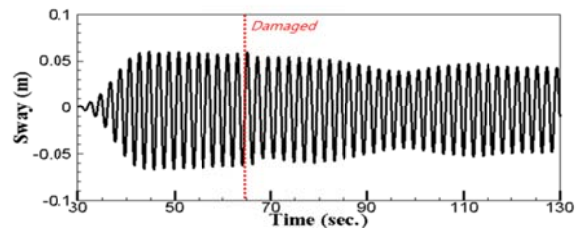


Fig.5.18 Definition of wave incident angle

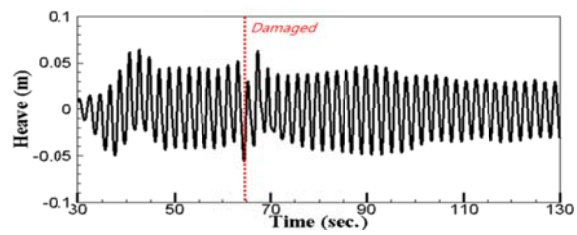
손상 선박의 운동 계측은 조파기의 작동과 동시에 이루어졌고, 입사파가 선박에 도달한 후 일정시간 후에 수문을 개방하였다. 모든 시험 경우에 대한 손상 선박의 시계열 운동응답을 계측하였고, 우현파 중 Case 9와 Case 1에 대한 시계열 결과를 그래프로 나타내었다.



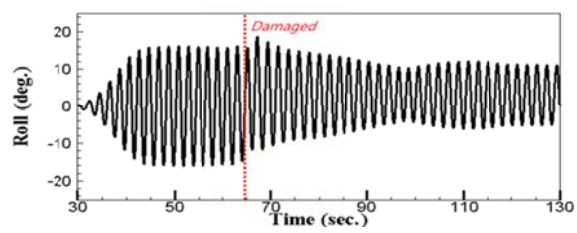
(a) Incident wave elevation



(b) Sway motion



(c) Heave motion



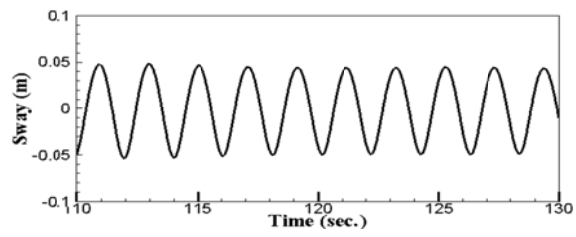
(d) Roll motion

Fig.5.19 Time histories of motion responses of damaged ship (Case 9)

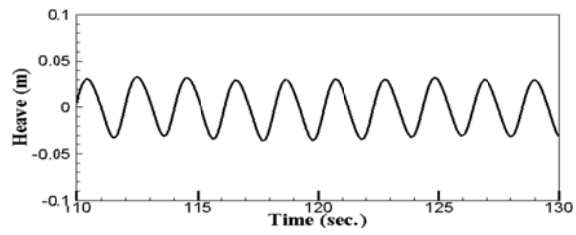
Fig.5.19에서 알 수 있듯이, 계측이 시작되고 약 68초 후에 수문이 개방되었다. 4.7.2절의 자유 횡동요 운동은 침수가 시작되고 약 5초 후에 정상상태에 도달한 반면, 횡파 중 횡동요는 침수가 시작되고 정상상태에 도달하기까지 30초가 넘는 시간이 소요되었다. 단, 파랑 중 운동응답에서는, 운동진폭이 오차 범위 10% 이내로 일정해 지는 시점부터 정상상태로 정의하였다.

손상 선박의 운동진폭은 운동이 정상상태에 도달한 시점의 값을 기준으로 산출하였다. Fig.5.20은 계측이 시작되고 110초에서 130초 사이의 운동응답을 보여준다. 횡동요의 경우, 선박이 우현으로 기울어진 상태에서 조화운동을 하고 있음을 알 수 있다. 같은 입사파 조건에서 비손상 선박의 경우에는 약 20도의 횡동요 진폭을 보였고, 손상 선박의 경우에는 약 8도 정도로 횡동요 진폭이 크게 감소하였다.

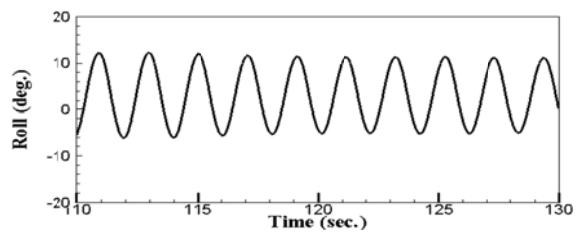
Fig.5.21은 Case 9일 때, 손상 구획 내부의 파고계 신호를 나타낸 것이다. 파고계 B의 경우에는 손상 구획 중앙부분에 위치하였고, 구획 중앙부에서 상대적으로 자유표면의 높이 변화가 작은 것을 보여준다. 파고계 A와 C에서 계측된 자유표면의 변화 진폭은 상당히 유사하지만, 선박의 우현 경사로 인해 우현쪽에 위치한 파고계 A에서의 자유표면이 상대적으로 더 높게 계측되었다.



(a) Sway motion

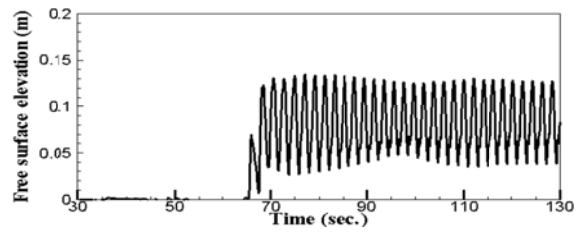


(b) Heave motion

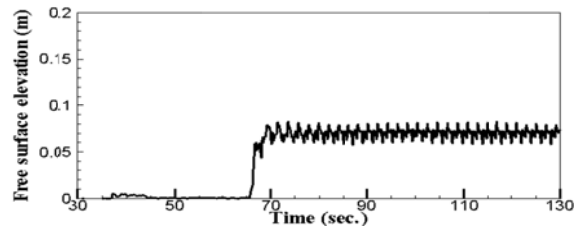


(c) Roll motion

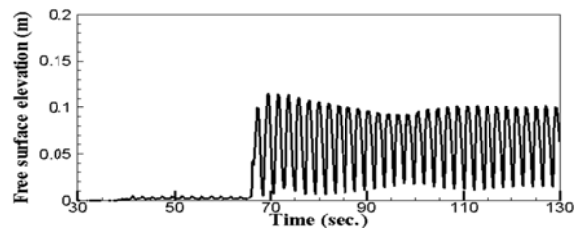
Fig.5.20 Time histories of motion responses of damaged ship (Case 9_Fine view)



(a) Wave probe A



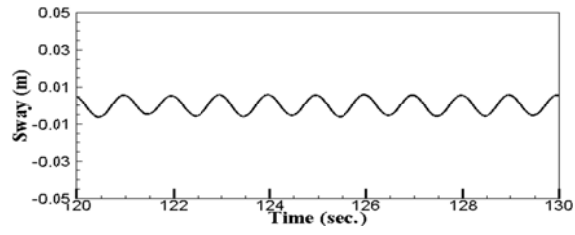
(b) Wave probe B



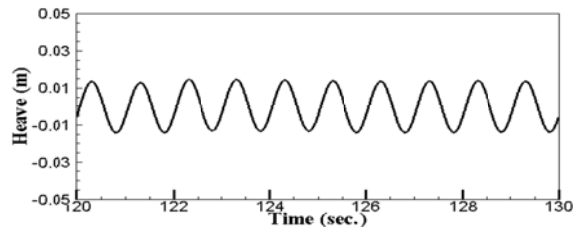
(c) Wave probe C

Fig.5.21 Free surface behavior in damaged compartment (Case 9)

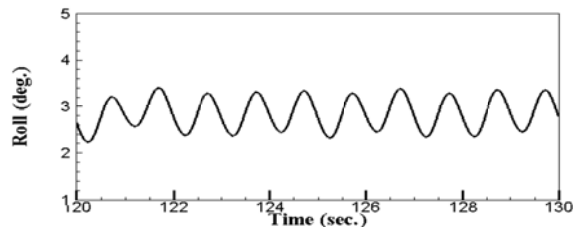
Fig.5.22는 Case 1에서 손상 선박의 시계열 운동응답을 보여준다. 비손상 선박은 Case 1에서 파라메트릭 횡동요가 발생하였으나, 손상 선박의 경우에는 파라메트릭 횡동요 및 저조화 운동이 발생하지 않았음을 알 수 있다.



(a) Sway motion



(b) Heave motion



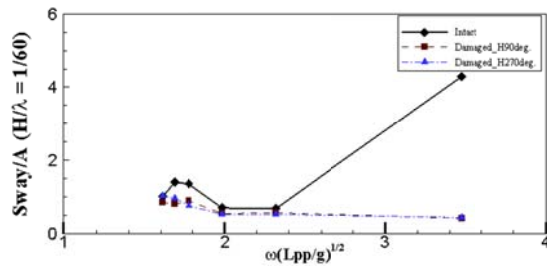
(c) Roll motion

Fig.5.22 Time histories of motion responses of damaged ship (Case 1_Fine view)

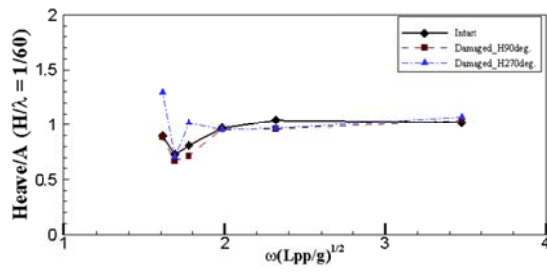
손상 선박의 경우 침수유동에 의해 횡동요 고유 주기가 증가하게

되고, 입사파의 주기와 횡동요 고유주기의 비가 달라지게 된다. 또한, 선박이 손상되면 침수 유동에 의해 선박의 감쇠력이 변하고 이는 파라메트릭 횡동요의 발생 유무에도 영향을 미치게 된다. 이러한 이유로, 손상 선박의 경우에는 파라메트릭 횡동요가 발생하지 않은 것으로 사료된다.

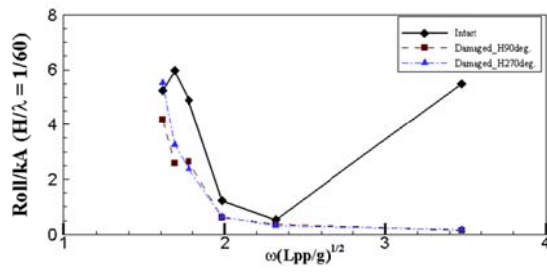
시간에 따라 계측된 횡과 중 손상 선박의 운동응답을 이용하여, Fig.5.23, Fig.5.24와 같이 파 주파수에 따른 운동진폭을 나타내었고 비손상 선박의 운동응답과 비교하였다. Fig.5.23은 입사파 경사각이 $1/60$ 인 경우를 나타낸 것이고, Fig.5.24는 파 경사각이 $1/100$ 인 경우를 나타낸 것이다. 좌우동요의 경우, 손상 선박의 좌우동요 진폭은 파 입사각에 따라 큰 변화가 없었으며 비손상 선박에 비해 좌우동요 진폭이 작아지는 경향을 보였다. 반면, 손상 선박의 상하동요 진폭은 파 입사각에 따라 변화하였다. 특히 횡동요의 경우 파 주사파수에 따른 운동응답에 큰 변화가 있었다. 횡동요 고유 주기인 무차원화된 주파수 1.7에서는 선박이 손상을 입었을 때 횡동요 진폭이 급격히 감소하였다. 또한, 손상 선박의 경우 횡동요가 최대가 되는 주파수 역시 1.6으로 변화하였다. 좌우동요와 횡동요의 경우에는 파 경사각이 커질수록 운동진폭이 작아지는 경향을 보였다.



(a) Sway motion

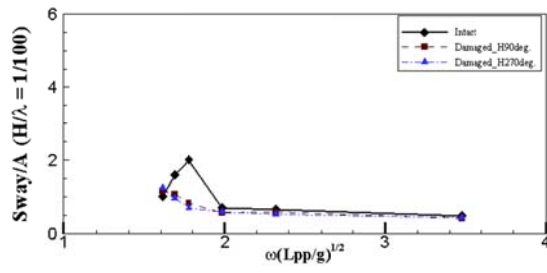


(b) Heave motion

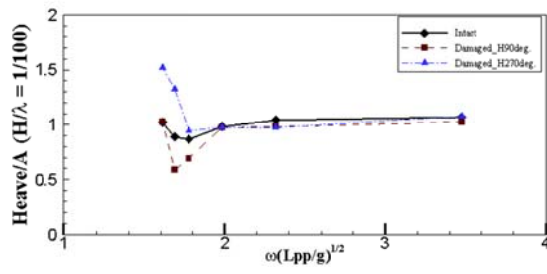


(c) Roll motion

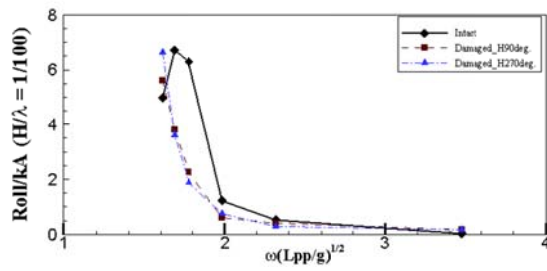
Fig.5.23 Motion responses in frequency domain (Wave slope=1/60)



(a) Sway motion



(b) Heave motion



(c) Roll motion

Fig.5.24 Motion responses in frequency domain (Wave slope=1/100)

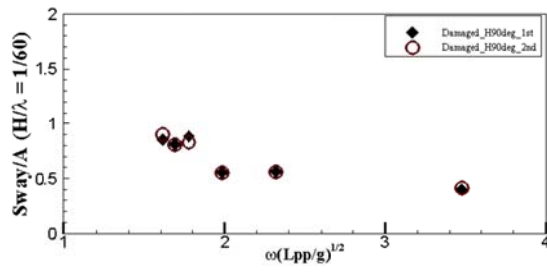
형파 중 6자유도 운동응답 계측실험은 반복성 확인을 위해 모든 입사파 조건에 대하여 두 번씩 진행되었다. 반복 실험을 통하여 실

힘의 재연성을 확인하였고, 또한 수문 개방 시점이 손상 선박의 정상상태 운동진폭에 영향을 미치지 못함을 확인하였다. Fig.5.25는 파경사각이 1/60일 때, 반복적으로 계측된 모형선의 운동진폭을 보여준다. Fig.5.25과 같이, 반복적으로 계측된 손상 선박의 운동진폭이 정성적·정량적으로 유사함을 알 수 있다.

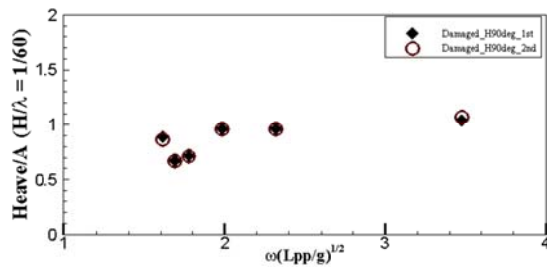
반복 실험을 수행할 때마다 수문의 개방 시점은 정확하게 일치시킬 수 없었으나 계측된 손상 선박의 운동진폭에는 차이가 없었다. 이는 본 논문의 경우, 수문을 개방시키는 시점의 입사파와 모형선의 상대적인 위치가 손상 선박의 정상상태 운동진폭에 큰 영향이 없음을 의미한다. 한 예로서, 손상 선박의 횡동요가 가장 큰 Case 11일 때, 수문 개방 시점의 입사파와 모형선의 상대적인 위치를 Fig.5.26에 나타내었다. 본 논문의 경우에는 손상 구획의 형상이 단순하고 침수 구획간 침입수의 이동이 없었기 때문에 수문 개방 시점의 영향이 선박의 운동진폭에 영향을 주지 못한 것으로 사료된다.

본 논문에서는, 횡과 중 6자유도 운동응답을 계측하는 과정에서 비손상 선박의 파라메트릭 횡동요가 발생하였고, 손상을 입게 되면 이러한 현상이 사라지는 것을 확인하였다. 이러한 물리적으로 유의미한 현상을 수치적으로 재현해 내기 위해서는 파랑에 따른 선박의 \overline{GM} 변화와 감쇠력의 변화를 정확히 예측하여야 할 것이다.

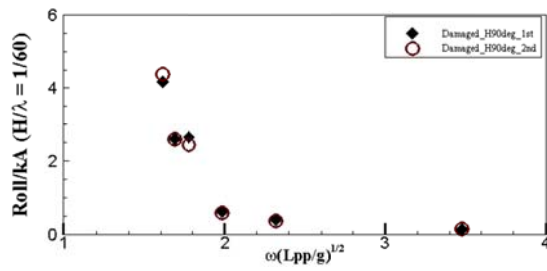
선박이 손상을 입었을 때의 운동응답 변화를 파 주파수에 따라 확인하였으며, 선박의 운동 및 침수 거동의 시계열 계측 결과를 마련하였다. 또한 본 논문의 경우 수문 개방 시점이 손상 선박의 정상상태 운동진폭에 미치는 영향이 미미함을 확인하였다.



(a) Sway motion

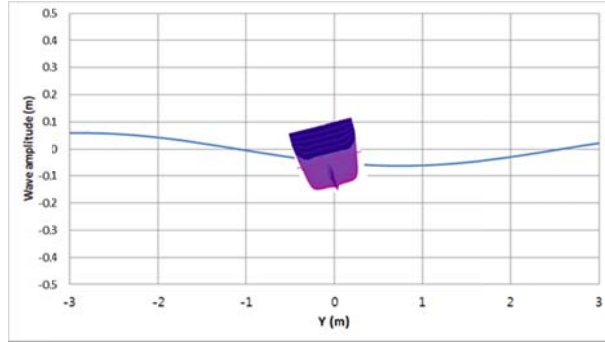


(b) Heave motion

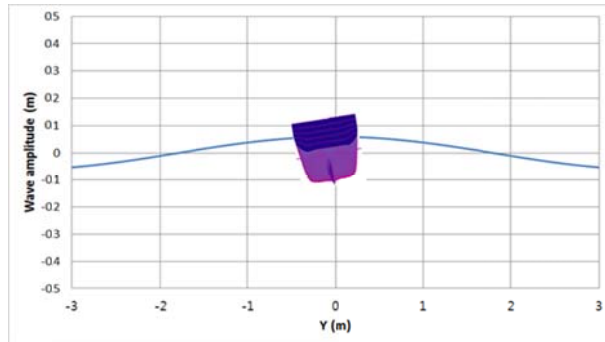


(c) Roll motion

Fig.5.25 Repeatability of motion responses of damaged ship (Wave slope=1/60)



(a) Case 11, 1st try



(b) Case 11, 2nd try

Fig.5.26 Relative positions of incident wave and damaged ship (Case 11)

5.4 선박에 작용하는 계류력 산출

5.1절에서 소개한 계류시스템은 파랑 중 선박의 조화운동에 최대한 영향을 주지 않도록 제작되었다. 하지만 조화운동 중에도 선박의 운동에 의해 스프링의 길이가 시간에 따라 지속적으로 변하게 되고,

이로 인해 작은 힘이나 계류력이 선체에 전해지게 된다. 따라서 선체에 작용하는 계류력의 시계열 자료를 제공하는 것은 CFD 검증용으로 활용될 수 있을 것이다.

계류력을 산출하기 위해서는, 시간에 따른 스프링 양 끝단의 변위를 계산해야 한다. 이를 위해서 Fig.5.25와 같이 스프링 고정점들을 정의하였다. 예인전차에 스프링이 부착되는 점들을 S1, S2, S3, S4로 각각 정의하고, 선수와 선미에 부착되는 지점을 각각 FS와 SS로 정의하였다. Table 5.5에 각 고정점들의 좌표를 나타내었다. 사용된 좌표계는 공간고정좌표계이며, 운동을 시작하기 전의 선박 무게중심을 좌표계의 원점으로 정의하였다.

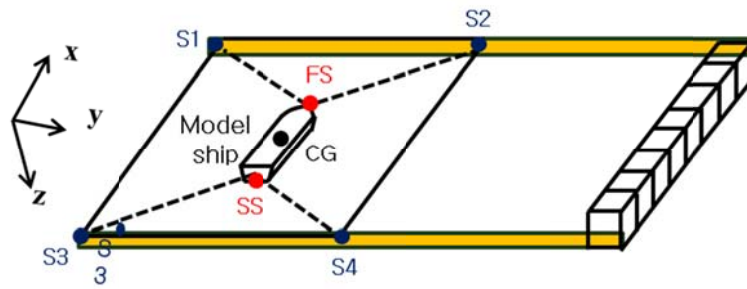


Fig.5.27 Definition of wave incident angle

Table 5.5 The coordinates of spring connection points

Connection point	x (m)	y (m)	z (m)
S1	3.598	-3.7	0.099
S2	3.598	3.7	0.099
S3	-3.753	-3.7	0.099
S4	-3.753	3.7	0.099
FS (Initial position)	1.595	0	0.099
SS (Initial position)	-1.750	0	0.099

Fig.5.26은 계류력을 산출하는 과정을 보여준다. 우선 선박에 스프링이 연결된 지점인 FS와 SS의 좌표를 산출하였다. 이 좌표를 이용하여 스프링이 늘어난 길이를 구하고, 스프링 상수를 고려하여 스프링에 걸리는 인장력/압출력을 산출하였다. 인장력/압출력이 선박에 미치는 힘을 구하기 위해, 공간고정좌표계에서 얻은 인장력/압출력 성분들을 물체고정좌표계의 성분들로 변환하였고, 변환된 인장력/압출력이 선박에 미치는 힘과 모멘트를 산출하였다.

첫 번째 단계로, 계류력 산출의 가장 기본이 되는 스프링 상수를 정확히 구하기 위해 스프링 한쪽 끝에 추를 올리고 스프링의 늘어난 길이를 측정하였다. Fig.5.27은 올려진 추에 따른 스프링 변위를 보여준다. 이 실험을 통해 얻어진 스프링 상수는 5.947 N/m 이다.

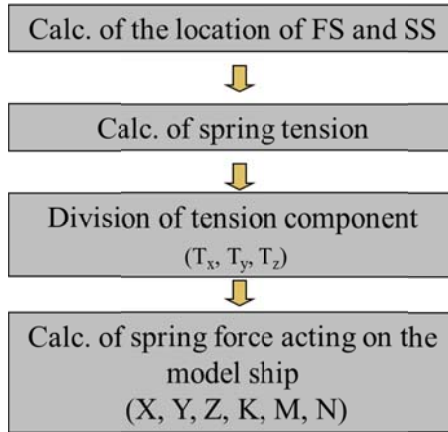


Fig.5.28 Procedure for the calculation of the mooring force

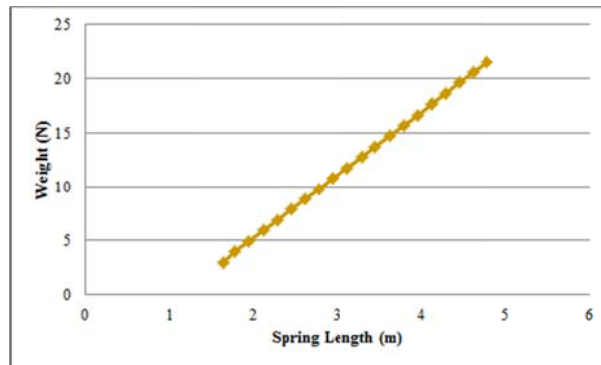


Fig.5.29 Test results of spring constant

예인전차와 스프링의 고정 지점은 시간에 따라 변하지 않고, 선박과 스프링의 고정 지점은 계측된 선박의 운동응답을 통해 얻을 수 있다. 공간고정좌표계의 원점에서 FS와 SS의 위치 벡터는 아래의 식 (5.6), 식 (5.7)과 같이 표현된다.

$$\overline{x_0(FS)} = \overline{x_0(CG)} + A \overline{x_{CG}(FS)} \quad (5.6)$$

$$\overline{x_0(SS)} = \overline{x_0(CG)} + A \overline{x_{CG}(SS)} \quad (5.7)$$

위의 식에서 A 는 좌표계 변환행렬이며 물체고정좌표계에서 기술된 FS와 SS의 좌표를 공간고정좌표계로 변환할 때 사용된다. 좌표계 변환 행렬은 식 (5.8)과 같이 표현된다.

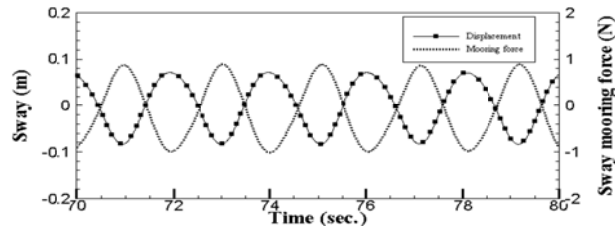
$$A = \begin{bmatrix} \cos \theta \cos \psi & \sin \theta \sin \phi \cos \psi & \sin \theta \cos \phi \cos \psi \\ & -\cos \phi \sin \psi & +\sin \phi \sin \psi \\ \cos \theta \sin \psi & \sin \theta \sin \phi \sin \psi & \sin \theta \cos \phi \sin \psi \\ & +\cos \phi \cos \psi & -\sin \phi \cos \psi \\ -\sin \theta & \cos \theta \sin \phi & \cos \theta \cos \phi \end{bmatrix} \quad (5.8)$$

여기서 θ 는 종동요각, ψ 는 선수동요각을 각각 의미한다.

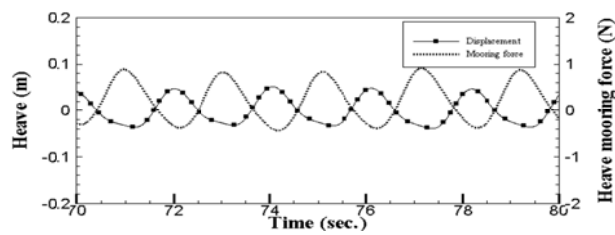
앞에서 계산된 선박에 연결된 스프링의 위치와 스프링 상수를 사용하면 스프링의 인장력/압출력을 계산할 수 있다. 또한, 이 성분들을 식 (5.9)와 같이 물체고정좌표계로 변환하여 선박에 작용하는 계류력을 알 수 있다.

$$\overline{T_{body}} = A^{-1} \overline{T_{space}} \quad (5.9)$$

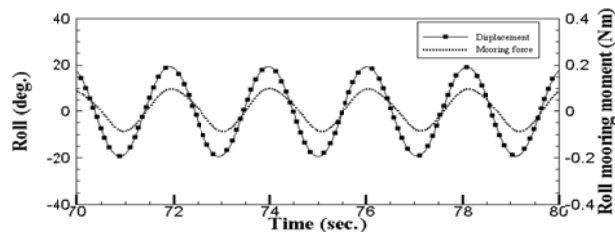
Fig.5.28은 Case 9에서의 비손상 선박에 대하여 계산된 계류력을 시간에 따라 나타낸 것이다. 계류력은 선박의 좌우동요 및 상하동요의 반대방향으로 작용하고 있으며, 연성된 운동으로 인해 횡동요와는 같은 방향으로 작용하고 있다.



(a) Sway motion



(b) Heave motion



(c) Roll motion

Fig.5.30 Time histories of mooring force (Case 9_Fine view)

6. CFD 검증용 데이터베이스 구축

앞서 수행된 모형시험 결과를 이용하여 CFD 검증용 데이터베이스를 구축하였다. 제공된 데이터베이스를 활용하여, IOWA 대학에서는 CFDSHIP-IOWA 계산결과와 실험결과를 비교하였고, 본 논문에서는 이 사례를 간략히 소개하였다.

6.1 데이터베이스 구축

CFD 검증을 위해 설계된 모형시험을 단계적으로 수행하는 것도 중요하지만, 이렇게 수행된 모형시험 결과를 체계적으로 제공하는 것도 매우 중요한 일이다. 본 논문에서는 데이터베이스를 최대한 간단하고 체계적으로 제공하였다. 데이터베이스에는 모형시험 결과 외에도 수치계산 시 필요한 여러 정보들이 함께 제공되었다.

데이터베이스는 크게 모형시험 결과, 선형 정보, 모형 설명, 규칙과 조건으로 크게 구분된다. Fig.6.1은 데이터베이스의 구조를 보여준다. 우선 모형 설명부에서는 대상선과 손상구획의 제원과 사진, 그리고 수문 개방 시간과 장치에 대한 간략한 소개를 기술하였다. 규칙과 조건 제공을 위해 파의 입사각에 대한 정의와 모형시험에 사용된 규칙파의 주기·파고·파 경사각을 각각 기술하였다. 선형 정보를 소개하기 위해 대상선의 선형정보가 담긴 설계 파일과 오프셋 자료를 제공하였다.

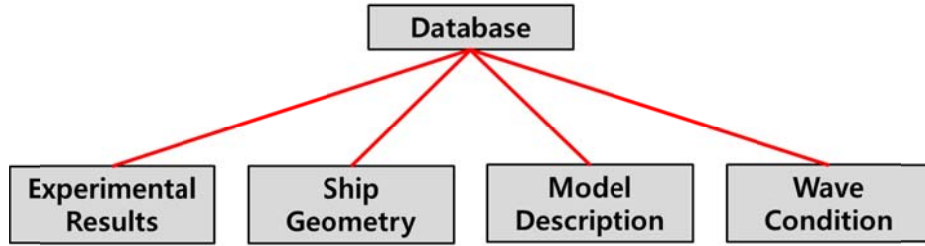


Fig.6.1 Structure of database for CFD validation

모형시험 결과는 횡동요 자유 감쇠 시험과 횡파 중 6자유도 운동 응답 계측시험으로 구분되며 모든 시험에 대한 동영상 파일이 제공되었다. Fig.6.2는 제공된 동영상 자료의 예시를 보여준다.

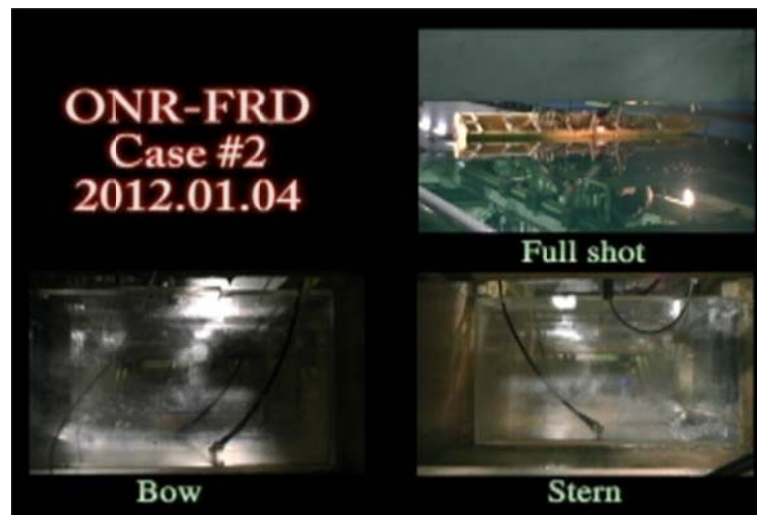


Fig.6.2 Example of recorded video clip

횡동요 자유 감쇠 시험에는 비손상·손상 선박의 횡동요 감쇠 시험결과와 정수 중 침수 시험결과가 포함된다. 비손상 선박의 경우, 두 가지 수문(OP1, OP2)에 대한 횡동요 자유 감쇠 시험의 시계열 결과를 제공하였다. 또한 비손상 선박의 경사시험 결과를 제공하여 횡동요 복원력 모델링에 활용되도록 하였고, 모형시험 시 수문 개방 시간 및 절차에 대한 설명이 담긴 문서 자료 역시 제공하였다. 정수 중 침수 시험의 경우에는 모형시험 시 부여한 초기 조건에 대한 설명자료와 모형선과 침수 유동의 시계열 자료를 제공하였다.

손상 선박의 횡동요 감쇠 결과는 두 가지 초기 조건에 따라 구분되어 제공되었으며, 초기 조건에 대한 설명이 담긴 문서 자료 역시 제공하였다. 첫 번째 초기 조건은, 침입수가 손상 구획 내에 유입된 상태에서 자유 감쇠를 시작하는 조건으로 두 가지 손상 구획 (CP1, CP2)이 모형시험에 사용되었다. 따라서 서로 다른 두 가지 손상 구획을 사용했을 때의 모형선 및 침수 유동의 시계열 자료와, 횡동요 복원력 모델링을 위한 경사시험 결과가 제공되었다. 침수 유동의 천이 과정을 살펴보기 위한 두 번째 초기 조건의 경우에도 모형선과 침수 유동의 시계열 자료를 제공하였다.

규칙파 중 선박의 6자유도 운동응답을 예측하기 위해서 5.2.2절에서 언급한 Strapdown 방법을 사용하였다. 따라서 Strapdown 방법에 사용된 7개의 가속도계 위치와 Strapdown 시스템의 좌표계 등을 설명한 문서자료를 제공하였다. Table 6.1은 가속도계가 위치한 j점에서 Strapdown 시스템의 원점 C점까지의 거리를 보여주며 Table 6.2는 선박의 무게중심을 기준으로 한 C점의 좌표이다.

Table 6.1 The distance from the reference point of strapdown system to accelerometer

Parameter	Value (m)
R_1	1.60
R_2	1.60
R_3	1.45
R_4	1.45
R_5	0.185
R_6	0.185
R_7	0.0

Table 6.2 The coordinates of reference point of strapdown system to CG of model

Parameter	Value (m)
x_C	0.077
y_C	0.0
z_C	-0.0885

6자유도 운동응답은 가속도계에서 측정된 가속도 결과, 계류력, 그리고 시간영역·주파수영역에서의 운동응답으로 구분되어 제공되었다. Fig.6.3은 6자유도 운동응답의 자료구조를 보여준다. 또한, 타 연구자들이 CFD 검증을 위한 모형시험을 수행할 때 활용할 수 있도록

록 체크 리스트를 제공하였으며, 이는 부록 C에 수록하였다.

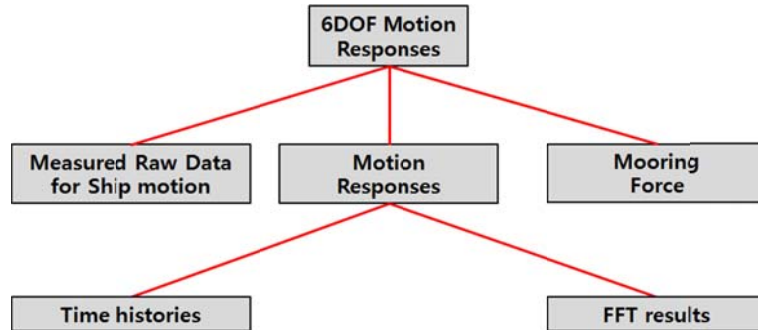


Fig.6.3 Structure of database of 6DOF motion responses

6.2 활용 사례

IOWA 대학의 Hamid (2012)는 본 논문에서 제공된 데이터베이스를 활용하기 위해 동일한 대상선과 시험 조건에서의 CFD 계산을 수행하였다. Fig.6.3은 CFD 계산을 위해 생성된 SSRC 여객선의 격자를 보여준다. Hamid (2012)는 비손상 시의 횡동요 자유 감쇠 운동을 CFD로 계산한 후 실험 결과와 비교하였고, 두 계산 결과가 서로 잘 일치함을 보였다. 손상 시 횡동요 자유 감쇠 운동의 경우도 횡동요 초기각에 따라 CFD 계산 결과와 실험 결과를 비교하였으며, 모형선의 운동과 계산 결과가 비교적 잘 일치함을 보였다. Fig.6.5는 손상 시 횡동요 자유 감쇠 운동의 계산 결과를 보여준다.

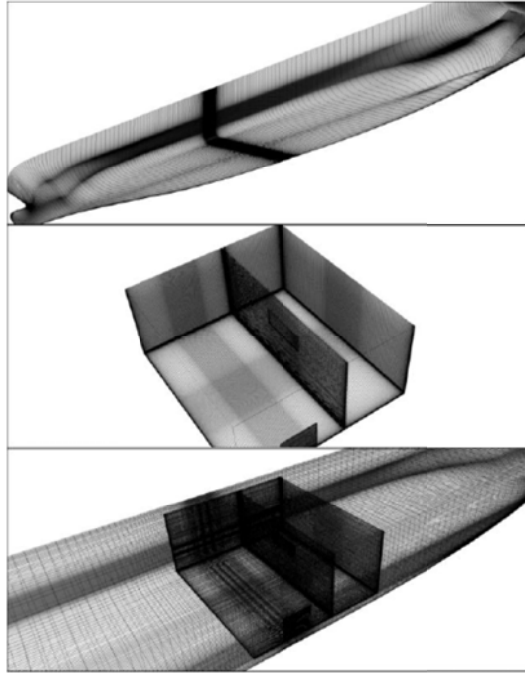
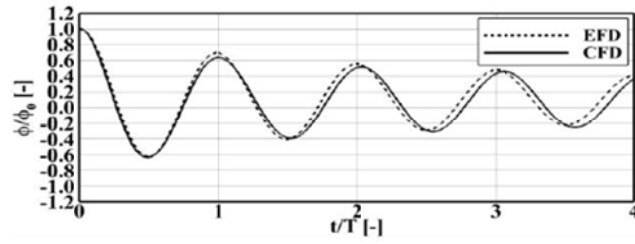
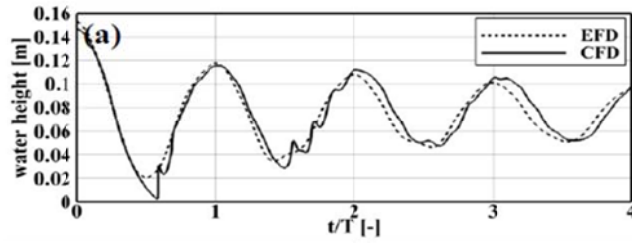


Fig.6.4 Grid topology for damaged SSRC passenger ship

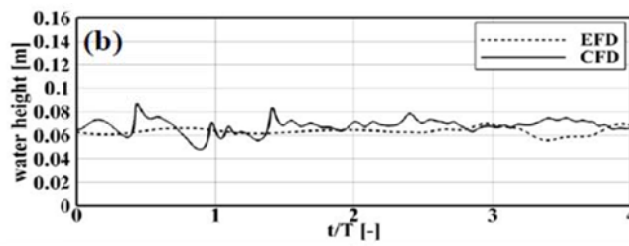
규칙과 중 운동응답의 경우에 대해서도 CFD 계산이 이루어졌다. 대부분의 시험 조건에서 횡동요 운동의 진폭은 실험결과와 CFD 결과가 일치하였으나, 좌우동요에서는 진폭 및 위상차가 발생하는 경우가 있었다. 현재 파라메트릭 횡동요가 일어났던 Case 1에 대해서도 CFD 계산이 수행되고 있고 제공된 계류력, 입사파 계측자료, 수문 개방 시간 등을 활용하여 더욱 정확한 계산 수행 및 프로그램 개발이 이루어질 것으로 기대된다.



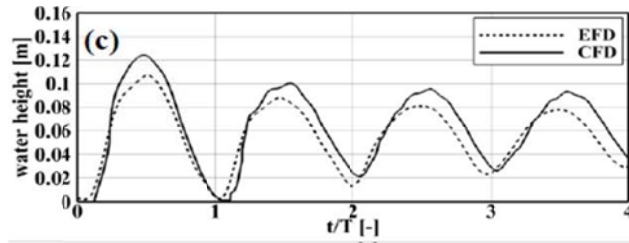
(a) Roll motion



(b) Wave probe A



(c) Wave probe B



(d) Wave probe C

Fig.6.5 EFD and CFD roll decay time histories for damaged ship

7. 결론

본 논문에서는 최근 더욱 중요시 되고 있는 손상 선박의 운동응답에 대한 실험적 연구가 수행되었다. 손상 선박의 운동응답 해석을 위해서 각광받고 있는 CFD 방법의 개발과 보완을 위해 CFD 검증용 데이터베이스 구축을 목표로 한 모형시험이 계획 및 수행되었다.

우선 모형시험의 조건을 결정하기 위하여 CFD 방법을 이용한 수치계산이 수행되었다. IOWA 대학과의 협조를 통해 CFDSHIP-IOWA 프로그램을 사용하여 바지선의 파랑 중 횡동요와 손상 구획 내 침수 유동에 대한 계산이 수행되었다. 바지선의 횡동요 운동 계산을 반영하여, 대상선은 무게중심이 높은 여객선으로 결정하였고 입사파 조건은 횡파로 결정하였다. 손상 구획 내 침수 유동의 경우, 초기의 침입수 자유표면이 급격히 변화하여, 사용된 프로그램에 따라 서로 상이한 결과를 얻었다. 이를 반영하여 손상 구획은 단순한 형상의 통풍식으로 제작되었다.

침수 유동의 초기 거동에 영향을 주는 수문 개방 속도를 명확히 제공하기 위해 공기압 실린더를 사용한 수문 개방 장치가 제작되었다. 제작된 수문 개방 장치를 사용하여 매 실험마다 동일한 속도와 방향으로 수문을 개방하는 것이 가능했으며, 이를 통해 실험의 재연성을 높였다.

모형선의 운동응답 계측을 위하여 관성측정장비와 가속도계를 이용한 Strapdown 방법을 사용하였으며, 손상 구획 내 침수 유동의 거동을 계측하기 위해서는 용량식 파고계와 비디오 카메라를 사용하였다.

과랑 중 모형시험을 수행하기에 앞서, 정수 중 선박의 동적 특성을 알아보기 위한 횡동요 자유 감쇠 시험이 수행되었다. 대진폭의 횡동요 운동을 하는 선박의 감쇠력 해석을 위해 linear-cubic 비선형 감쇠력 모델을 사용하였다. 손상 선박의 횡동요 자유 감쇠 시험에 앞서, 선박 운동과 침수 유동 중, 침수 유동의 거동을 집중적으로 살펴보기 위해 정수 중 침수 시험이 수행되었다.

손상 선박의 횡동요 자유 감쇠 시험은 두 가지 서로 다른 초기 조건 하에서 수행되었다. 침입수가 완전히 유입된 후 횡동요 자유 감쇠 운동을 부과하는 시험에서는 두 가지의 서로 다른 손상 구획 (CP1, CP2)을 사용하여 침수 유동량에 따른 횡동요 자유 감쇠 운동의 변화를 확인하였다. 손상 선박의 경우, 비손상 선박에 비해 횡동요 주기가 길어지고 횡동요 감쇠력이 커지는 특성이 있었다. 손상에 따른 \overline{GM} 의 감소는 횡동요 주기를 증가시켰으며, 손상 구획 내 침입수는 감요수조와 같이 선박의 횡동요를 줄여주는 역할을 하였다. 또한, 침수 천이 과정을 살펴보기 위해 횡동요 자유 감쇠 운동을 시작함과 동시에 수문을 개방하는 모형 시험이 수행되었다. 이 때 계측된 모형선의 횡동요와 침수 유동의 거동에 대한 시계열 자료가 데이터베이스로 제공되었다.

횡과 중 선박의 6자유도 운동을 계측하기 위해, 모형선의 조화운동에 최대한 영향을 미치지 않는 계류시스템을 제작하였다. 두 가지의 파 경사각과 여섯 가지의 파 주파수에 대한 모형시험이 수행되었으며, 비손상 선박의 모형시험 결과와의 비교를 위해 포텐셜 이론을 이용한 수치 계산이 수행되었다. 횡동요의 경우, 수치 계산 결과

와 모형시험 결과가 잘 일치하였고, 좌우동요와 상하동요의 경우에는 파 주파수에 따른 운동응답이 정성적으로 유사하였다. 비손상 선박의 횡파 중 운동응답에서는 입사파의 주기가 횡동요 고유 주기의 절반일 때, 좌우동요 및 횡동요의 운동진폭이 커지고 저조화 운동이 발생하는 파라메트릭 횡동요 현상이 발생하였다. 반면, 파라메트릭 횡동요는 포텐셜 이론을 이용한 수치 계산으로는 확인할 수 없었고, CFD 검증용으로 유의미한 자료로 활용될 수 있을 것이다.

손상 선박의 경우에는 비손상 선박에 비해 좌우동요 진폭이 작아지는 경향을 보였으며, 횡동요의 경우 파 주파수에 따른 운동응답에 큰 변화가 있었다. 손상 시 횡동요 고유 주기가 변화하여 비손상시의 횡동요 고유 주기에서 횡동요 진폭이 급격히 감소하였고, 더 낮은 파 주파수에서 횡동요 운동진폭이 최대가 되었다. 손상 선박의 경우, 동일한 입사파 조건에서 파라메트릭 횡동요가 발생하지 않았고 이는 침입수의 영향으로 인해 선박의 횡동요 고유주기와 감쇠력이 증가했기 때문이라고 사료된다. 또한 본 논문의 경우, 수문 개방시점이 손상 선박의 정상상태 운동진폭에 미치는 영향이 미미함을 확인하였다.

CFD 검증을 위해 데이터베이스를 구축하였다. 모형선 및 손상구획에 대한 자료, 모형시험 시 모형선의 운동과 침수 유동에 대한 계측 원본 데이터 및 물리량 변환 데이터가 제공되었다. 특히, 파랑 중 운동응답에서는 시계열 결과 데이터 외에도 FFT를 통한 주파수 해석 결과와 계류시스템에 의해 선박에 작용하는 계류력이 추가로 제공되었다.

본 논문에서는 이전에 수행된 손상 선박의 운동응답에 대한 실험

적 연구들의 한계를 극복하고, CFD 검증용으로 활용될 수 있도록 모형시험을 단계적으로 수행하였으며, 시험결과를 체계적으로 제공하였다.

앞으로는 밀폐된 손상 구획을 사용한 모형시험을 수행하여 손상 구획의 밀폐 유무에 따른 손상 선박 거동의 차이를 확인해야 할 것이며, 다양한 파 입사각에 따른 손상 선박의 파랑 중 운동응답을 제시해야 한다. 나아가서는 자유항주 시험을 통하여 선박이 손상을 입었을 때의 전진 속도 감소량 및 침수 시간 등을 CFD 검증용으로 제공해야 할 것이다.

참고문헌

- [1] 이성균, 유지명, 이현호, 이신형, 이기표, “CFD 검증용 데이터베이스 구축을 위한 손상 선박의 횡동요 감쇠 운동에 대한 실험적 연구,” 대한조선학회논문집, 제 49권, 제 1호, 2012.
- [2] 조석규, 홍사영, 김진, 박일룡, “선박 운동과 내부 유동의 연성 운동에 관한 수치해석 연구,” 대한조선학회논문집, 제 43권, 제 6호, 2006.
- [3] 홍사영, 이종식, 홍석원, “실선 운동계측 시스템 개발,” 대한조선학회논문집, 제 29권, 제 3호, 1992.
- [4] Britting, K.R., “Inertial Navigation System Analysis,” Wiley-Interscience, pp. 11-17, 1971.
- [5] Chen, H., Liu, T., Chang, K. and Huang, E.T., “Time-Domain Simulation of Barge Capsizing by a Chimera Domain Decomposition Approach,” Proceedings of the 12th International Offshore and Polar Engineering Conference, pp. 314-321, 2002.
- [6] Dalzell, J.F., “A Note on the Form of Ship Roll Damping,” Journal of Ship Research, Vol. 22, No. 3, pp. 178-185, 1978.
- [7] Gao, Z., Vassalos, D. and Gao, Q., “Numerical Simulation of Water Flooding into a Damaged Vessel’s Compartment by the Volume of Fluid Method,” Ocean Engineering, Vol. 37, No. 16, pp. 1428-1442, 2010.
- [8] Hart, C.J., “Nonlinear Subharmonic Roll Response of a SWATH

Ship in Regular Beam Seas,” Ship Hydromechanics Department Research and Development Report, 1989.

- [9] Himeno, Y., “Prediction of Ship Roll Damping- State of the Art” The department of naval architecture and marine engineering, The University of Michigan, 1981.
- [10] Ikeda, Y., Katayama, T., Fujiwara, T. and Munif, A., “Prediction Methods for Parametric Rolling under Drifting Condition and Their Validation” Final Report of Scape Committee (Part 3), 2010.
- [11] Kim, T. and Kim, Y., “Multi-level Approach for Parametric Roll Analysis,” International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering, Vol. 3, No. 1, pp. 53-63, 2010.
- [12] Kim, Y., Kim, K., Kim, J., Kim, T., Seo, M. and Kim, Y., “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, Vol. 3, No. 1, pp. 37-52, 2010.
- [13] Lee, S., You, J., Lee, H., Lim, T., Rhee, S.H. and Rhee, K.P., “Experimental Study on the Six Degree-of-Freedom Motion of a Damaged Ship for CFD Validation,” 29th Symposium on Naval Hydrodynamics, 2012.
- [14] Lee, S., You, J., Lee, H., Lim, T., Rhee, S.H. and Rhee, K.P., “Preliminary Tests of a Damaged Ship for CFD Validation,” International Journal of Naval Architecture and Ocean

- Engineering, Vol. 4, No. 2, pp. 172-181, 2012.
- [15] Miles, M.D., "Measurement of Six Degree of Freedom Model Motions using Strapdown Accelerometers," Hydraulic Laboratory, National Research Council, Ottawa, Canada, 1992.
- [16] Palazzi, L. and Kat, J., "Model Experiments and Simulations of a Damaged Ship with Air Flow Taken into Account," Marine Technology, Vol. 41, No.1, pp. 38-44, 2004.
- [17] Papanikolaou, D., Zaraphonitis, G., Spanos, D., Boulougouris, E. and Eliopoulou, E., "Investigation into the Capsizing of Damaged Ro-Ro Passenger Ships in Waves," Proceedings of 7th International Conference on Stability of Ship and Ocean Vehicles, 2000.
- [18] Paulling, J.R. and Rosenberg, R.M., "On Unstable Ship Motions Resulting from Non-linear Coupling," Journal of Ship Research, Vol. 3, No. 1, pp. 36-46, 1959.
- [19] Ruponen, P., "Progressive Flooding of a Damaged Passenger Ship," Doctoral Dissertation, Department of Mechanical Engineering, Helsinki University of Technology, Finland, 2007.
- [20] Sadat-Hosseini, Kim, D.H., Lee, S., Rhee, S.H., Carrica, P., Stern, F. and Rhee, K.P., "CFD and EFD Study of Damaged Ship Stability in Calm Water and Regular Waves," Proceedings of the 11th International Conference on the Stability of Ships and Ocean Vehicles, 2012.
- [21] Scott, A.L., "Damage Stability of Ro-Pax Ships with Water-on-

Deck,” Proceedings of the 11th International Ship Stability Workshop, pp. 38-45, 2010.

[22] Shin., Y.S., Belenky, V.L., Paulling, J.R., Weems, K.M. and Lin, W.M., “Criteria for Parametric Roll of Large Containerships in Longitudinal Seas,” ABS Technical Papers, pp. 117-147, 2004.

[23] SOLAS Consolidated Edition, International Maritime Organization, 2009.

부록 A. Strapdown method

Miles (1992)는 가속도계만을 이용하여 선박의 6자유도 운동을 계측할 수 있는 시스템을 구성한 바 있다. Strapdown 방법을 위해 아래의 Fig.A.1과 같은 방법으로 총 7개의 가속도계가 사용된다.

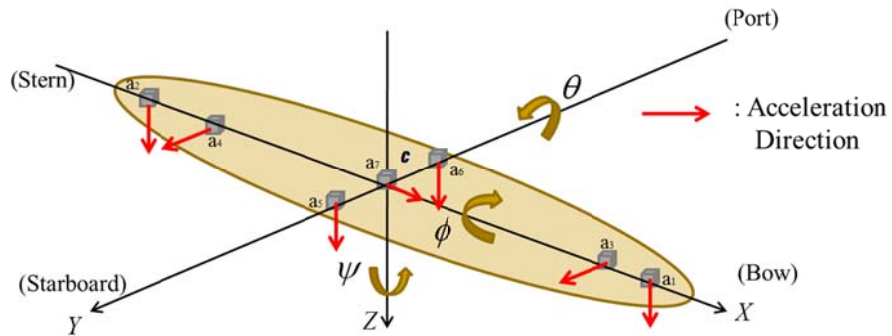


Fig.A.1 Configuration of Strapdown accelerometers

가속도계가 설치된 원점 C는 선박위의 임의의 점으로 7번 가속도계가 설치되는 위치이다. 가속도계 1번, 2번, 5번, 그리고 6번은 상하방향 가속도를 계측하기 위해 설치되며, 3번과 4번 가속도계는 좌우방향을, 7번은 전후방향의 가속도를 각각 계측한다.

관성좌표계 원점을 O, 선박의 무게중심을 G라고 정의하면, 좌표계 원점에서 선박 임의의 위치인 Q에 대한 벡터는 아래의 식 (A.1)을 만족한다.

$$\ddot{\bar{x}}_0(Q) = \ddot{\bar{x}}_0(C) + \ddot{A}\bar{x}(CQ) \quad (\text{A.1})$$

여기서 A는 식 (5.8)에서 소개한 좌표계 변환행렬이다.

각 가속도계로 측정된 가속도는 병진운동 외에도 회전운동으로 인한 가속도까지 포함하고 있으므로, 식 (A.2) ~ (A.4)와 같이 병진운동에 기인한 가속도 성분만을 산출해야 한다. 식 (A.2) ~ (A.4)는 물체고정좌표계에서의 전후방향 (P_1^C), 좌우방향 (P_2^C), 상하방향 (P_3^C) 가속도를 각각 의미한다.

$$a_7 = P_1^C \quad (\text{A.2})$$

$$\frac{a_3R_4 + a_4R_3}{R_3 + R_4} = P_2^C \quad (\text{A.3})$$

$$\frac{a_1R_2 + a_2R_1}{R_1 + R_2} = \frac{a_5R_6 + a_6R_5}{R_5 + R_6} = P_3^C \quad (\text{A.4})$$

위의 식에서, R_j 는 가속도계가 위치한 j점에서 C점까지의 거리를 의미하며, $\overline{P^C}$ 는 병진운동 성분에 의한 기준점 C에서의 가속도 벡터이다. 관성좌표계 원점에서 Strapdown 기준점의 가속도는 식 (A.5)

와 같다.

$$\ddot{\vec{x}}_0(Q) = A\overline{P^C} + g\vec{k}_0 \quad (\text{A.5})$$

여기서, \vec{k}_0 는 관성좌표계 상하방향의 단위벡터이다.

회전운동에 대한 가속도 성분은 서로 대응되는 가속도계의 신호를 감하여 얻을 수 있다. 우선, 식 (A.1)과 식 (A.5)를 이용하면 계측 가속도를 식 (A.6)과 같이 표현할 수 있다.

$$\ddot{\vec{x}}(Q) = \left[A^{-1}(\ddot{x}_0(C) - g\vec{k}_0) \right] + \left[A^{-1}\ddot{A}\vec{x}_c(Q) \right] \quad (\text{A.6})$$

위의 식에 5번과 6번 가속도계를 적용하면 식 (A.7), 식 (A.8)과 같다.

$$a_5 = \vec{k} \cdot \left[A^{-1}(\ddot{x}_0(C) - g\vec{k}_0) \right] + R_5\vec{k} \cdot \left[A^{-1}\ddot{A}\vec{j} \right] \quad (\text{A.7})$$

$$a_6 = \vec{k} \cdot \left[A^{-1}(\ddot{x}_0(C) - g\vec{k}_0) \right] - R_6\vec{k} \cdot \left[A^{-1}\ddot{A}\vec{j} \right] \quad (\text{A.8})$$

여기서 \vec{i} , \vec{j} , \vec{k} 는 각각 x, y, z 방향의 단위벡터를 의미한다. 식

(A.7)에서 식 (A.8)을 빼주고, $F_1(t) = (a_5 - a_6)/(R_5 + R_6)$ 와 같이 정의하면 식 (A.9)를 얻게 된다.

$$F_1 = \vec{k} \cdot [A^{-1} \ddot{A} \vec{j}] \quad (\text{A.9})$$

다음은, Britting(1971)가 보인 회전형렬과 물체고정좌표계의 회전 각속도와의 관계 (식 (A.10))를 이용하여, 위에서 보인 F_1 과 회전속도 성분과의 관계를 유도한다.

$$\dot{A} = A\Omega \quad \text{where } \Omega = \begin{pmatrix} 0 & -\omega_z & \omega_y \\ \omega_z & 0 & -\omega_x \\ -\omega_y & \omega_x & 0 \end{pmatrix} \quad (\text{A.10})$$

Miles (1992)는 Britting (1971)의 연구를 참고하여 식 (A.11)과 같이 회전가속도 성분들과 계측된 가속도와의 관계를 제시하였다.

$$\begin{aligned} \dot{\omega}_x &= F_1(t) - \omega_y \omega_z \\ \dot{\omega}_y &= F_2(t) + \omega_z \omega_x \\ \dot{\omega}_z &= F_3(t) - \omega_x \omega_y \end{aligned} \quad (\text{A.11})$$

식 (A.5)와 식 (A.10)과 같이 7개의 가속도계에서 측정된 가속도를

이용하여 관성좌표계에서의 병진방향 및 회전방향 가속도를 얻었다.
이후, 수치적분을 통해 모형선의 운동변위를 산출하였다.

부록 B. 시험결과의 불확실성 해석

모형시험의 계측결과에 포함된 오차범위를 추정하기 위해, 불확실성 해석을 수행하였다. 불확실성을 해석하기 위한 방법은 지난 50년간 꾸준히 개발되었고, 본 논문에서는 국제선형수조회의 (ITTC) 에서 제시한 기준에 따라 수행하였으며, 95% 신뢰도를 기준으로 오차를 추정하였다.

우선 계측결과에 포함된 오차를 산정하기 위해서는 오차 요인들을 명확하게 정의해야 한다. 전오차, δ 는 편향오차, β 와 우연오차, ε 로 이루어진다. 우연오차는 측정의 반복과정에서 관측되는 것으로, 반복된 측정값이 서로 완전히 일치하지 않는 것은 이러한 우연오차에 기인한다. 편향오차는 시험기간 동안 변화가 없는 시스템의 오차를 의미한다.

오차의 추정 값은 불확실성, U 로 정의하며 β 와 ε 에 대한 불확실성은 편향오차한계, B 와 우연오차한계, $P_{\bar{X}}$ 로 각각 정의한다. 계측 값의 우연오차한계는 포괄도 계수인 t 와 표준편차를 추정하기 위한 통계량인 $S_{\bar{X}}$ 를 이용하여 식 (B.1)과 같이 표현할 수 있다.

$$P_{\bar{X}} = tS_{\bar{X}} \quad \text{where, } S_{\bar{X}} = \frac{S_X}{\sqrt{N}} \quad (\text{B.1})$$

위의 식에서 \bar{X} 는 N 개의 표본 평균을 의미하며, t 는 스튜던트 t 분

포 (two-tailed Student t distribution)로 면적의 95%를 차지하는 점에 대응한 통계 값이다. Table B.1에 표본의 개수 (N)에 따른 스튜던트 t 분포의 값을 나타내었다. 표준편차를 의미하는 S_x 는 식 (B.2)와 같이 계측된 표본 값, X_i ,와 그 표본들의 평균 값, \bar{X} ,로 표현된다.

$$S_x = \left[\frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (X_i - \bar{X})^2 \right]^{1/2} \quad (\text{B.2})$$

Table B.1 Two-tailed Student t distribution

N	t	N	t
1	12.706	16	2.120
2	4.303	17	2.110
3	3.182	18	2.101
4	2.776	19	2.093
5	2.571	20	2.086
6	2.447	21	2.080
7	2.365	22	2.074
8	2.306	23	2.069
9	2.262	24	2.064
10	2.228	25	2.060
11	2.201	26	2.056
12	2.179	27	2.052
13	2.160	28	2.048
14	2.145	29	2.045
15	2.131	30	2.000

일반적으로 불확실성은 편향오차한계와 우연오차한계의 제곱합의 근 (Root-Sum-Square, 약칭 RSS) 방법을 통해 식 (B.3)과 같이 추정된다.

$$U_{RSS} = \left[B^2 + \left(P_{\bar{X}} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (B.3)$$

각각의 측정 변수, X_i ,에 포함되어 있는 오차는 측정 변수와 최종 결과, r , 사이의 함수 관계에 의하여 결과에 전파된다. 이러한 측정 오차의 전파는 $r_{true}(X_i)$ 에 대한 $r(X_i)$ 값의 테일러 전개를 통해 표현될 수 있고, 테일러 전개 시 고차항을 무시하면 식 (B.4)와 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} r - r_{true} = & \frac{\partial r}{\partial X_1} (X_1 - X_{1,true}) + \frac{\partial r}{\partial X_2} (X_2 - X_{2,true}) + \dots \\ & + \frac{\partial r}{\partial X_k} (X_k - X_{k,true}) \end{aligned} \quad (B.4)$$

이 때, 민감도 계수를 $\theta_{X_i} = \partial r / \partial X_i$ 과 같이 정의하면 전오차 δ 는 식 (B.5)와 같이 정의된다.

$$\delta_r = \theta_{x_1} (\beta_{x_1} + \varepsilon_{x_1}) + \theta_{x_2} (\beta_{x_2} + \varepsilon_{x_2}) + \dots + \theta_{x_k} (\beta_{x_k} + \varepsilon_{x_k}) \quad (\text{B.5})$$

B.1 선박무게중심과 메타센터의 불확실성

모형선의 연직방향 무게중심은 관성테이블을 이용하여 상사하였고, 이를 위해 무게추와 저울, 자, 그리고 경사계가 사용되었다. 무게추의 정밀도는 1 kg 당 0.005 %이며, 총 8 kg의 무게추가 무게중심을 맞출 때 사용되었다. 모형선 무게 측정을 위해 사용된 저울의 정밀도는 0.1 kg 이며, 모형선 길이방향 중심에서부터 무게추까지의 거리를 측정하는데 사용된 자의 정밀도는 0.001 m 이다. 관성테이블의 기울어진 각도를 측정하는 경사계의 정밀도는 0.003 도였다. 사용된 측정 장비들의 정밀도를 고려한 측정값들의 편향오차한계를 Table B.2에 나타내었다. 저울의 정밀도는 모형선 질량에 대한 편향오차한계(B_{m_s})와 관련이 있으며, 자는 모형선중심과 무게추까지의 길이방향 거리에 대한 편향오차한계(B_y), 경사계는 경사각의 편향오차한계(B_ϕ)와 각각 연관된다.

Table B.2 Bias limits of measurement units

B_m	B_{m_s}	B_y	B_ϕ
0.0004	0.05	0.0005	0.0015

Table B.2에 정리된 각각의 측정값들의 오차는 선박의 연직방향 무게중심 위치에 대한 오차로 전달된다. 민감도 계수와의 구분을 위해 식 (4.14)의 경사각을 ϕ 로 바꿔 표현하고, 관성테이블과 모형선의 길이방향 무게중심의 오차를 x_0 로 고려하면 모멘트 평형식은 식 (B.6)과 같이 표현된다.

$$\overline{OG_s} = \frac{m_2(x_2 \cos \phi_2 - y_2 \sin \phi_2) + m_s x_0 \cos \phi_2}{m_s \sin \phi_2} - \frac{m_1(x_1 \cot \phi_1 - y_1) \sin \phi_2}{m_s \sin \phi_2} \quad (\text{B.6})$$

Table B.3은 모형선의 연직방향 무게중심을 맞출 때 사용된 무게추 및 모형선의 질량, 측정거리, 그리고 경사각을 각각 정리한 것이다.

다음으로는 식 (B.6)을 각각의 측정 변수들로 편미분하여 식 (B.5)의 민감도 계수를 산출한다. 우선, 무게추 m_1 , m_2 에 대한 편미분은 각각 식 (B.7)과 식 (B.8)로 표현된다.

Table B.3 Parameters of composing VCG

Parameter	Value
m_1, m_2	8 kg
m_s	97.9 kg
x_1, x_2	0.9 m
y_1, y_2	2.017 m
ϕ_1	5.685 deg.
ϕ_2	1.66 deg.

다음으로는 식 (B.6)을 각각의 측정 변수들로 편미분하여 식 (B.5)의 민감도 계수를 산출한다. 우선, 무게추 m_1, m_2 에 대한 편미분은 각각 식 (B.7)과 식 (B.8)로 표현된다.

$$\frac{\partial \overline{OG_s}}{\partial m_1} = \frac{-x_1 \cot \phi_1 \sin \phi_2 + y_1 \sin \phi_2}{m_s \sin \phi_2} = \theta_{m_1} \quad (\text{B.7})$$

$$\frac{\partial \overline{OG_s}}{\partial m_2} = \frac{x_2 \cos \phi_2 - y_2 \sin \phi_2}{m_s \sin \phi_2} = \theta_{m_2} \quad (\text{B.8})$$

선박의 질량 m_s 에 대한 편미분과, 관성테이블과 선박 무게중심의 길이방향 거리 x_0 에 대한 편미분, 그리고 선박의 무게중심과 무게추 사이의 길이방향 거리 x_1, x_2 에 대한 편미분 결과를 식 (B.9) ~ (B.12)

에 나타내었다.

$$\frac{\partial \overline{OG_s}}{\partial m_s} = -\frac{1}{m_s^2 \sin \phi_2} \cdot [m_2(x_2 \cos \phi_2 - y_2 \sin \phi_2) \dots - m_1(x_1 \cot \phi_1 - y_1) \sin \phi_2 + m_s x_0 \cos \theta_2] = \theta_{m_s} \quad (\text{B.9})$$

$$\frac{\partial \overline{OG_s}}{\partial x_1} = \frac{-m_1 \sin \phi_2 \cot \phi_1}{m_s \sin \phi_2} = \theta_{x_1} \quad (\text{B.10})$$

$$\frac{\partial \overline{OG_s}}{\partial x_2} = \frac{m_2 \cos \phi_2}{m_s \sin \phi_2} = \theta_{x_2} \quad (\text{B.11})$$

회전중심과 모형선 사이의 거리인 y_1, y_2 에 대한 편미분 결과와 경사각 ϕ_1, ϕ_2 에 대한 편미분 결과를 식 (B.12) ~ (B.15)에 나타내었다.

$$\frac{\partial \overline{OG_s}}{\partial y_1} = \frac{m_1 \sin \phi_2}{m_s \sin \phi_2} = \theta_{y_1} \quad (\text{B.12})$$

$$\frac{\partial \overline{OG_s}}{\partial y_2} = \frac{-m_2 \sin \phi_2}{m_s \sin \phi_2} = \theta_{y_2} \quad (\text{B.13})$$

$$\frac{\partial \overline{OG_s}}{\partial \phi_1} = \frac{m_1 x_1}{m_s \sin^2 \phi_1} = \theta_{\phi_1} \quad (\text{B.14})$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \overline{OG_s}}{\partial \phi_2} = \frac{1}{m_s \sin \phi_2} [& (-m_2(x_2 \sin \phi_2 + y_2 \cos \phi_2) \\ & - m_1(x_1 \cot \phi_1 - y_1) \cos \phi_2 - m_s x_0 \sin \phi_2 \\ & - \cot \phi_2(m_2(x_2 \cos \phi_2 - y_2 \sin \phi_2) \\ & - m_1(x_1 \cot \phi_1 \sin \phi_2 - y_1 \sin \phi_2) + m_s x_0 \cos \phi_2)] = \theta_{\phi_2} \end{aligned} \quad (\text{B.15})$$

정리된 민감도 계수들을 사용하면 모형선의 연직방향 무게중심의 편향오차한계는 식 (B.16)과 같이 얻어진다. 관성테이블을 이용하여 계측한 모형선의 연직면 무게중심의 불확실성은 식 (B.16)과 식 (B.17)과 같은 편향오차한계와 우연오차한계로 구성된다. 이를 이용하여 식 (B.18)과 같이 불확실성을 산출하였다.

$$\begin{aligned} B_{VCG} = & \theta_{m_1} B_{m_1} + \theta_{m_2} B_{m_2} + \theta_{m_s} B_{m_s} + \theta_{x_0} B_{x_0} + \theta_{x_1} B_{x_1} \\ & + \theta_{x_2} B_{x_2} + \theta_{y_1} B_{y_1} + \theta_{y_2} B_{y_2} + \theta_{\phi_1} B_{\phi_1} + \theta_{\phi_2} B_{\phi_2} \end{aligned} \quad (\text{B.16})$$

$$P_{VCG} = tS_{VCG} \quad (\text{B.17})$$

$$U_{VCG} = \sqrt{B_{VCG}^2 + P_{VCG}^2} = 0.0072 \text{ m} \quad (\text{B.18})$$

물에서의 경사시험을 통해 모형선의 횡방향 메타센터를 산출하였다. 경사시험 시 모멘트 평형식인 식 (4.16)을 무게추의 질량 m_1 과 모형선의 질량 m_s 을 사용하여 표현하면 식 (B.19)과 같다.

$$\overline{GM} = \frac{m_1 x_1}{m_s \tan \phi} \quad (\text{B.19})$$

물에서의 경사시험은 3번의 반복실험이 수행되었고 따라서 각도 계로 측정한 경사각에 대한 우연오차한계를 식 (B.20)와 같이 산출하였다. 측정 장비들의 편향오차한계는 Table B.2와 동일하다.

$$P_\phi = 0.00227 \text{ (rad)} \quad (\text{B.20})$$

Table B.4는 경사시험 시 사용된 무게추 및 모형선의 질량, 무게추와 무게중심 사이의 횡방향 거리, 그리고 경사각을 각각 정리한 것이다. 위의 식 (B.19)를 각 측정 변수들로 편미분하여 민감도 계수를 산출하였다. 식 (B.21)~(B.24)는 식 (B.19)을 무게추, 모형선 질량, 측정 거리, 경사각 변수들로 각각 편미분한 결과이다.

Table B.4 Parameters of composing GM

Parameter	Value
m_1	1 kg
m_s	97.9 kg
x_1	0.15 m
ϕ	4.82 deg.

$$\frac{\partial \overline{GM}}{\partial m_1} = \frac{x_1}{m_s \tan \phi} \quad (\text{B.21})$$

$$\frac{\partial \overline{GM}}{\partial m_s} = -\frac{m_1 x_1}{m_s^2 \tan \phi} \quad (\text{B.22})$$

$$\frac{\partial \overline{GM}}{\partial x_1} = \frac{m_1}{m_s \tan \phi} \quad (\text{B.23})$$

$$\frac{\partial \overline{GM}}{\partial \phi} = -\frac{m_1 x_1}{m_s \sin^2 \phi} \quad (\text{B.24})$$

정리된 민감도 계수들을 사용하면 모형선의 연직방향 무게중심의 편향오차한계와 우연오차한계는 식 (B.25), 식 (B.26)와 같이 얻어진다.

$$B_{GM} = \theta_{m_1} B_{m_1} + \theta_{m_s} B_{m_s} + \theta_{x_1} B_{x_1} + \theta_{\phi} B_{\phi} \quad (\text{B.25})$$

$$\frac{P_{GM}}{P_{\phi}} = \theta_{\phi} P_{\phi} \quad (B.26)$$

Table B.5에 모형선의 연직방향 무게중심 위치와 횡방향 메타센터 위치의 불확실성 해석 결과를 나타내었다.

Table B.5 Uncertainty of VCG and GM

Parameter	Value
U_{VCG}	6.50E-03 m
U_{GM}	2.70E-04 m

B.2 횡동요 자유 감쇠 시험의 불확실성

횡동요 자유 감쇠 시험 결과에 포함된 오차를 추정하기 위하여 불확실성 해석이 수행되었다. 횡동요 자유 감쇠 시험에서 계측된 항목은 횡동요 각도와 침수 유동의 수위이다. 따라서 횡동요각 측정에 사용된 IMU와 가속도계, 침수 유동 측정을 위한 용량식 파고계를 고려한 불확실성이 추정되었다.

IMU 장비와 가속도계의 편향오차한계와, 반복실험된 결과를 통해 산출된 우연오차한계, 그리고 불확실성을 Table B.6에 나타내었다.

Table B.6 Bias limits, precision limits and uncertainties of IMU and accelerometers

Parameter	Value
B_{IMU}	0.25 deg.
B_{Acc5}	5.03E-05 G
B_{Acc6}	1.46E-05 G
P_{IMU}	0.54 deg.
P_{Acc5}	0.0219 G
P_{Acc6}	0.0131 G
U_{IMU}	0.59 deg.
U_{Acc5}	0.0219 G
U_{Acc6}	0.0131 G

침수 유동의 수위는 침수 구획 내부에 설치된 5개의 용량식 파고계를 사용하여 측정하였다. 파고계의 오차는 케이블 길이의 0.7 %이며, 실험 시 사용된 케이블의 길이는 1 m 로 모든 파고계가 동일한 편향오차한계를 가진다. 또한, 반복실험을 통해 우연오차한계를 산출하였다. Table B.7은 침수 유동 수위의 편향오차한계, 우연오차한계, 그리고 불확실성을 보여준다.

Table B.7 Bias limits, precision limits and uncertainties of wave probes

Parameter	Value
$B_{Wave\ probes}$	7.0E-03 m
P_{WPA}	1.86E-03 m
P_{WPB}	1.36E-03 m
P_{WPC}	5.35E-04 m
P_{WPD}	7.21E-03 m
P_{WPE}	3.13E-03 m
U_{WPA}	7.24E-03 m
U_{WPB}	7.13E-03 m
U_{WPC}	7.02E-03 m
U_{WPD}	1.01E-02 m
U_{WPE}	7.67E-03 m

부록 C. 모형시험 체크 리스트

1) Identification		
a) Name		
b) Organization		
c) E-mail address		
d) Test items	ex) Free roll decay	
	ex) 6DOF motion responses.	

2) Model description		
	Provided	Not provided
a) CAD data (offset data) of selected hull form	ex) O	
b) Principal particulars of full scale and model		ex) O
c) Mass/material properties of model		
d) Geometry and location of damaged compartment		
e) Opening mechanism of gate		
f) Description of mooring system		
g) Information of superstructure of model ship		
h) Description of turbulence stimulator		
i) Description of appendages, propeller and rudder		

3) Measurement system		
	Provided	Not provided
a) Overall explanation of ship motion measurement system	ex) O	
b) Overall explanation of flooding water measurement system		ex) O
c) Calibration sheets for measuring devices		
d) Location of each measurement system		
e) Data sampling rate		

4) Test conditions		
	Provided	Not provided
a) Model condition (Intact or damaged)		
b) Coordinates		
c) Advance speed of model ship		
d) Wave conditions		
e) Duration of data sampling		
f) Water properties		
g) Repeatability test		

5) Submitted experimental results		
	Provided	Not provided
a) Raw data from measurement devices		
b) Time history of incident wave elevation		
c) Time histories of flooding water elevation		
d) Time histories of motion responses of model ship		
e) Time histories of mooring force		

Fig.C.1 Check list for database

Abstract

Experimental Study on the Motion Responses of Damaged Ship for CFD Validation

Sungkyun Lee

Industrial Engineering and Naval Architecture

The Graduate School

Seoul National University

One of the most critical issues for ship owners, shipbuilders, and insurance companies these days is the motion responses of damaged ship in waves. It is because more non-conventional hull forms are being introduced for military vessels and international rules and regulations are becoming stricter with the increasing number of ROPAX and cruise ships.

However, the assessment of the motion responses of a damaged ship is very difficult because the dynamic behavior of a damaged ship and the water flooding process are complex physical phenomena. When a ship is damaged, the ship motions are affected by the flooding water, and conversely, the flooding water motion is influenced by the ship motion.

There are two general categories to investigate the motion responses of damaged ship, model tests and numerical simulations. Nowadays, it is widely acknowledged that Computational Fluid Dynamics (CFD) methods are only viable approach to deal with the coupled motion of a ship and flooding water because numerical simulation is more advantageous to tackle this complex problem efficiently and economically than the model tests.

The CFD methods still need to be development for the accurate calculation of coupled motion of a ship and flooding water. For the development of CFD methods, the experimental results should be provided for the CFD validation. Many experimental studies are being reported on the motion responses of damaged ship. Although several experiments of the damaged ship were performed, most of them were not designed for CFD validation and just focused to reveal the real-world situation. For a data set to be valuable for CFD validation and development, the model tests should be designed to eliminate the unclear factors as many as possible. In this paper, a series of model tests were performed which is designed for the CFD validation. The free roll decay tests were performed in calm water and the flooding behavior in the damaged compartments were measured. The 6DOF motion of the model was measured in regular waves with both intact and damaged condition. Through the model tests, the database was systematically constructed for CFD validation.

The geometries of model ship and the damaged compartment, and tests conditions were determined based on preliminary CFD simulations. The geometry of the hull for this paper was that of a passenger ship as provided by the Ship Safety Research Center (SSRC) of the University of Strathclyde in the UK. Following the International Towing Tank Conference (ITTC) recommendations, a model three meters long was manufactured with a corresponding scale ratio of 1/82.57. The damaged compartment was designed to be as simple as possible to prevent too many ambiguous factors from being jumbled in with the uncertainty in the experimental results. To eliminate the complexity caused by the compressibility of gas, a ventilated type of compartment was constructed. And the damage opening mechanism utilized an air cylinder was devised. This mechanism was very simple and effective to achieve rapid acceleration.

Then, free roll decay tests were performed in intact and damaged conditions to investigate the interaction between the roll motion of a ship and the flooding water. The experimental results were analyzed in various approaches. The damping coefficient of the model was larger when the ship was damaged. The amplitude of roll motion decreased more rapidly in the damaged condition because the flooding water in the damaged compartment will slosh backwards and forwards across the compartment as the ship rolls. The flooding water may have played a role of anti-rolling tank.

The full 6DOF motion responses of damaged ships were measured, because the symmetry of the ship's motion has been already lost due to the damages. Moreover, because less degrees of freedom mean restrained motion and do not provide meaningful information. Mooring system was designed to prevent the drift motion of the model. Unexpected parametric rolling of intact ship was observed in a case, and this phenomena was not observed when the ship was damaged, even though the wave conditions were exactly same. And the mooring force acting on the model ship due to the spring tension was calculated.

Keywords : Free roll decay test, Damaged ship, CFD validation, Roll damping coefficient, 6DOF motion responses, Parametric rolling
Student Number : 2007-20668