



저작자표시-비영리-동일조건변경허락 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

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

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



동일조건변경허락. 귀하가 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공했을 경우에는, 이 저작물과 동일한 이용허락조건하에서만 배포할 수 있습니다.

- 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](#)

공학박사 학위논문

컨테이너 운반선의 선미 슬래밍
하중 추정에 대한 실험적 연구

**An Experimental Study on the Prediction of
Stern Slamming Loads on Containerships**

2013 년 8 월

서울대학교 대학원

조선해양공학과

이 현 호

컨테이너 운반선의 선미 슬래밍 하중 추정에 대한 실험적 연구

지도 교수 이 신 형

이 논문을 공학박사 학위논문으로 제출함
2013 년 8 월

서울대학교 대학원
조선해양공학과
이 현 호

이현호의 공학박사 학위논문을 인준함
2013 년 8 월

위 원 장 _____ (인)

부위원장 _____ (인)

위 원 _____ (인)

위 원 _____ (인)

위 원 _____ (인)

초 록

선박의 슬래밍에 대한 연구는 과거 매우 많은 연구가 진행되었지만 그 현상의 복잡함으로 인하여 아직까지 물리적인 이해가 완벽하게 되어 있지 않으며 현상을 설명할 수 있는 이론에도 한계가 있다. 따라서 슬래밍을 설계 단계에서 적절하게 고려할 수 있는 방법이 충분하지 않은 것이 현실이다. 한편, 과거 슬래밍 현상에 관한 대부분의 연구는 선박의 선수부 슬래밍에 집중되었는데 이것은 선수부에서 슬래밍 현상이 가장 크고 잘 일어나기 때문일 것이다. 그러나 최근 급격하게 커지고 있는 컨테이너 운반선들의 선미 형상은 과거에 비해 상대적으로 선미 슬래밍에 취약한 것으로 보이며, 선박의 대형화와 함께 쌍축선의 개발도 증가하고 있어서 선미 슬래밍에 대한 평가의 요구는 점차 증가하고 있다.

본 연구에서는 컨테이너 운반선의 선미부 바닥에 작용하는 슬래밍 하중을 평가하기 위하여 정수 중 자유 낙하시험과 파랑 중 예인시험을 실시하였다. 정수 중 자유 낙하시험은 경사각 0 도, 5 도, 10 도의 단순 췌기 모형과 단축 컨테이너 운반선의 선미 벌브 단면 모형 및 쌍축 컨테이너 운반선의 선미 벌브 단면에 대한 모형에 대하여 실시하였다. 파랑 중 예인시험은 단축의 5,500 TEU 급 컨테이너 운반선과 쌍축의 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선에 대하여 분할모형으로 제작하여 규칙파 및 불규칙파 중에서 실시하였다. 이를 통하여 선미 슬래밍으로 인한 충격 압력의 특성을 파악하고, 선미 슬래밍이 선체의 파랑 하중에 미치는 영향도 살펴보았다.

선미 벌브가 있는 단축선의 선미부 단면과 쌍축선의 선미부 단면 형상에 대한 정수 중 자유 낙하시험을 수행하여 추정된 충격압 계수 (C_p)는 Stavovy & Chuang의 추정식 및 Wagner의 이론식으로 추정된 충격압 계수에 비해서 훨씬 작은 값을 나타내는 것을 확인하였다. 따라서 변화가 심한 선박의 선미부 단면에 대하여 단순하게 일반적인 슬래밍 압력 추정식을 적용하여 선미 슬래밍 하중을 평가할 경우 과도한 하중을 고려하게 된다는 것을 확인하였다. 파랑 중 예인시험을 통하여 추정된 피크 충격압 계수 (C_{Pa})는 Stavovy & Chuang의 추정식에 의한 결과보다 작은 것을 확인하였고, 정확한 비교는 어려웠으나 정수 중 낙하시험 결과와 비교했을 때 ballast 조건의 경우 파랑 중 예인시험 결과가 약 절반 정도의 수준으로 작게 나타났다.

선미 슬래밍 현상은 전진 속력이 있는 경우 보다는 정지한 경우에, 선수파를 만나는 것 보다는 선미파를 만나는 경우에 더 잘 발생하는 것을

확인하였다. 적재 조건 (ballast 및 scantling)에 따른 선미 슬래밍 압력의 차이는 크지 않았으나 ballast 조건에서 다소 큰 것을 확인하였다. 그러나 컨테이너 운반선의 경우 ballast 조건으로 운항하는 경우는 특별한 경우를 제외하고는 없기 때문에 이 조건을 설계에 반영해야 하는지에 대해서는 논란의 여지가 있으며 운항 조건에 대한 적절한 확률을 고려할 경우 상대적으로 중요도가 낮아질 것으로 추정할 수 있다. 따라서 선미 슬래밍에 대한 설계 조건은 화물을 적재한 상태에서 정지 중 선미파를 만나는 상황으로 가정하는 것이 타당하다.

슬래밍 발생의 기준으로 많이 사용하는 Ochi & Motter의 임계 속력보다 다소 낮은 속력에서 선미 슬래밍이 주로 발생하였으며, 불규칙과 시험에서는 규칙과 시험에 비해서 더 낮은 상대 속력 조건에서 선미 슬래밍이 발생하는 것으로 측정되어 불규칙과 중에서 상대적으로 선미 슬래밍이 더 잘 발생하는 것을 알 수 있었다. 피크 충격압 계수로 비교해보면, 불규칙과 중에서의 결과가 규칙과 중에서의 결과에 비해서 더 큰 것을 확인할 수 있었다. 이러한 결과들은 선미 슬래밍 하중을 추정하는 데에 있어서 설계 해상상태 개념을 적용하는 경우가 설계과 개념을 적용하는 경우에 비하여 더 보수적인 결과를 줄 수 있음을 나타낸다.

선미 슬래밍이 발생한 경우 선체에 휘핑 진동을 유발할 수 있으며 이에 따라 선체 중앙부의 수직 굽힘 모멘트가 증가하게 된다. 선미 슬래밍에 의한 파랑 하중의 크기는 선수 슬래밍에 의한 파랑 하중 크기에 비해서 작은 것으로 확인되었다. 따라서 설계 단계에서 종강도 측면에서는 선수 슬래밍에 의한 휘핑 영향을 적절히 고려하는 것으로 충분하다고 할 수 있으며, 선미 슬래밍 하중은 국부 강도 평가에만 적용하는 것이 타당하다고 하겠다.

주요어: 선미 슬래밍, 낙하시험, 예인시험, 충격압 계수, 휘핑

학 번: 2007-30800

목 차

제 1 장	서론	1
1.1	연구의 배경	1
1.2	이전의 연구	4
1.3	연구의 내용	10
제 2 장	단면의 자유 낙하시험	11
2.1	대상 모형	11
2.2	실험 장치의 구성	13
2.3	실험 조건의 선정	17
2.4	실험 방법 및 결과의 분석 방법	19
2.5	실험 결과의 고찰	23
2.5.1	측정 결과의 반복성	23
2.5.2	Wedge10 모형의 측정 결과	30
2.5.3	Wedge5 모형의 측정 결과	33
2.5.4	Wedge0 모형의 측정 결과	36
2.5.5	Fr18 모형의 측정 결과	38
2.5.6	St1 모형의 측정 결과	43
2.5.7	낙하시험 결과 정리	48
제 3 장	파랑 중 예인시험	56
3.1	13,000 TEU 급 컨테이너 운반선	57
3.1.1	대상 선박	57
3.1.2	실험 장치의 구성	60
3.1.3	실험 조건의 선정	66
3.1.4	실험 방법	68
3.1.5	실험 결과의 분석 방법	72
3.1.6	측정 신호의 형태 및 반복성	77
3.1.7	충격압 계수 비교	87
3.1.8	입사파 파고의 영향	90
3.1.9	파도 규칙성의 영향	98
3.1.10	홀수의 영향	113

3.1.11	슬래밍이 파랑 하중에 미치는 영향.....	115
3.2	5,500 TEU 급 컨테이너 운반선.....	118
3.2.1	대상 선박	118
3.2.2	실험 장치의 구성.....	119
3.2.3	실험 조건의 선정.....	124
3.2.4	실험 방법	126
3.2.5	측정 신호의 형태 및 반복성.....	128
3.2.6	충격압 계수 비교.....	130
3.2.7	입사파 파고의 영향.....	132
3.2.8	입사파 파장의 영향.....	139
3.2.9	입사파 파고 및 파장의 영향.....	141
3.2.10	입사파 방향의 영향.....	145
3.2.11	선박 전진 속력의 영향.....	148
3.2.12	슬래밍이 파랑 하중에 미치는 영향.....	151
제 4 장	결론 및 고찰.....	152
참고 문헌	156
Abstract	160

표 목차

표 2.1	압력계의 주요 사양	15
표 2.2	가속도계의 주요 사양	16
표 2.3	시그널 컨디셔닝 장치의 주요 사양	16
표 2.4	정수 중 자유 낙하시험 조건	18
표 2.5	시험 결과의 반복성 확인 (Wedge10, H=200 mm, Run36, Run37)	25
표 2.6	시험 결과의 반복성 확인 (Wedge5, H=200 mm, Run57, Run59)	26
표 2.7	시험 결과의 반복성 확인 (Wedge0, H=200 mm, Run78, Run79)	27
표 2.8	시험 결과의 반복성 확인 (Fr18, H=200 mm, Run92, Run93).....	28
표 2.9	시험 결과의 반복성 확인 (St1, H=200 mm, Run112, Run113)	29
표 3.1	쌍축 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선의 주요 제원 및 적재 조건	57
표 3.2	측정 항목 (13,000 TEU).....	62
표 3.3	분석 항목 (13,000 TEU).....	63
표 3.4	시험 조건 (13,000 TEU, Ballast).....	67
표 3.5	시험 조건 (13,000 TEU, Scantling).....	67
표 3.6	구조 고유 진동수 (13,000 TEU).....	68
표 3.7	측정 결과의 반복성 확인 (13,000 TEU).....	85
표 3.8	입사파 파고와 측정 응답과의 관계 (13,000 TEU, Lw=400 m, 선미파, 0 kts).....	92
표 3.9	단축 5,500 TEU 급 컨테이너 운반선의 주요 제원 및 적재 조건	118
표 3.10	측정 항목 (5,500 TEU).....	120
표 3.11	분석 항목 (5,500 TEU).....	121
표 3.12	시험 조건 (5,500 TEU, Design).....	125
표 3.13	구조 고유 진동수 (5,500 TEU).....	126
표 3.14	측정 결과의 반복성 확인 (5,500 TEU).....	129
표 3.15	입사파 파고와 측정 응답과의 관계 (5,500 TEU, Lw=223.5 m, 선미파, 0 kts).....	134

그림 목차

그림 1.1	컨테이너 적재 능력에 따른 비용 [17].....	3
그림 1.2	입수 충격 문제의 정의 (von Kármán: 좌, Wagner: 우, [30])...	4
그림 1.3	단면 낙하시험과 파랑 중 시험에 의한 선수부 바닥에 작용하는 슬래밍 하중의 비교 [33].....	6
그림 2.1	단면 낙하시험을 실시한 모형의 단면 형상 및 압력 계측 위치	12
그림 2.2	단면 낙하시험 용 모형의 압력계 및 가속도계 설치 위치...	14
그림 2.3	낙하시험의 좌표계 및 초기 낙하 높이의 정의.....	17
그림 2.4	낙하 속도 계산 결과 비교 (Wedge10, H = 500 mm).....	19
그림 2.5	자유 낙하 시 가속도 측정 결과 (Wedge10, H = 500 mm).....	21
그림 2.6	낙하시험 결과를 이용한 충격압 계수 계산 방식.....	22
그림 2.7	시험 결과의 반복성 확인 (Wedge10, H=200 mm, Run36, Run37)	25
그림 2.8	시험 결과의 반복성 확인 (Wedge5, H=200 mm, Run57, Run59)	26
그림 2.9	시험 결과의 반복성 확인 (Wedge0, H=200 mm, Run78, Run79)	27
그림 2.10	시험 결과의 반복성 확인 (Fr18, H=200 mm, Run92, Run93)...	28
그림 2.11	시험 결과의 반복성 확인 (St1, H=200 mm, Run112, Run113)..	29
그림 2.12	낙하시험 결과의 시계열 및 압력-속도 제공 상관도 (Wedge10)	32
그림 2.13	낙하시험 결과의 시계열 및 압력-속도 제공 상관도 (Wedge5)	35
그림 2.14	낙하시험 결과의 시계열 및 압력-속도 제공 상관도 (Wedge0)	37
그림 2.15	낙하시험 결과의 시계열 및 압력-속도 제공 상관도 (Fr18).	40
그림 2.16	낙하시험 결과의 측정 위치 별 압력-속도 제공 상관도 (Fr18)	41
그림 2.17	낙하시험 결과의 시계열 및 압력-속도 제공 상관도 (St1)....	45
그림 2.18	낙하시험 결과의 측정 위치 별 압력-속도 제공 상관도 (St1)	46
그림 2.19	낙하시험에 의한 충격압 계수 비교 (종합).....	48
그림 2.20	낙하시험에 의한 충격압 계수 비교 (Wedge10).....	50
그림 2.21	낙하시험에 의한 충격압 계수 비교 (Wedge5).....	51
그림 2.22	낙하시험에 의한 충격압 계수 비교 (Wedge0).....	52
그림 2.23	문헌 [6]에 있는 낙하시험 결과.....	52
그림 2.24	낙하시험에 의한 충격압 계수 비교 (Fr18)	53
그림 2.25	낙하시험에 의한 충격압 계수 비교 (St1).....	54
그림 2.26	낙하시험에 의한 최대 충격압 및 입수 속력 (실선 확장)	55
그림 3.1	시험 장치의 구성	61
그림 3.2	측정 장치의 설치 위치 (13,000 TEU).....	61

그림 3.3	선미부 압력 측정 위치 (13,000 TEU).....	64
그림 3.4	탄성보의 단면 형상 (13,000 TEU, 단위: mm).....	65
그림 3.5	북대서양의 파랑 산포도 및 설계 해상상태 (IACS Rec. 34, 20 년).....	67
그림 3.6	충격 시험에 의한 VBM 신호 및 주파수 특성 (13,000 TEU, ballast).....	69
그림 3.7	충격 시험에 의한 VBM 신호 및 주파수 특성 (13,000 TEU, scantling).....	70
그림 3.8	압력 시계열의 필터링 전/후 시계열 형상 예.....	73
그림 3.9	파랑 하중의 주파수 특성 예 (WF 및 HF 성분).....	74
그림 3.10	충격 압력 추출을 위한 임계 압력 설정 예.....	76
그림 3.11	계측된 운동 응답 및 파랑 하중 시계열 예 (13,000 TEU, ballast, 선미 규칙과, 정지 상태, Run7).....	78
그림 3.12	계측된 압력 시계열 예 (13,000 TEU, ballast, 선미 규칙과, 정지 상태, Run7).....	79
그림 3.13	계측된 운동 응답 및 파랑 하중 시계열 예 (13,000 TEU, ballast, 선미 불규칙과, 정지 상태, Run9).....	80
그림 3.14	계측된 압력 시계열 예 (13,000 TEU, ballast, 선미 불규칙과, 정지 상태, Run9).....	81
그림 3.15	계측된 응답 시계열 예 (13,000 TEU, ballast, 정지 상태).....	82
그림 3.16	측정 결과의 반복성 확인 (13,000 TEU).....	86
그림 3.17	충격압 계수 (CP)와 피크 충격압 계수 (CPa)의 차이.....	87
그림 3.18	단면 낙하시험 및 파랑 중 예인시험에 의한 station 1 단면에서의 충격압 계수 (CP)와 피크 충격압 계수 (CPa)....	89
그림 3.19	입사파 파고와 측정 응답과의 관계 (13,000 TEU, Lw=400 m, 선미과, 0 kts).....	93
그림 3.20	입사파 파고에 따른 압력 피크의 분포 (13,000 TEU, Lw=400 m, 선미과, 0 kts).....	95
그림 3.21	입사파 파고에 따른 충격압 계수 (CP)의 분포 (13,000 TEU, Lw=400 m, 선미과, 0 kts).....	96
그림 3.22	입사파 파고에 따른 피크 충격압 계수 (CPa)의 분포 (13,000 TEU, Lw=400 m, 선미과, 0 kts).....	97
그림 3.23	설계과와 설계 해상상태에서의 압력 피크 (13,000 TEU, ballast, 선미과, 0 kts).....	99
그림 3.24	설계과와 설계 해상상태에서의 압력 피크의 분포 (13,000 TEU, ballast, 선미과, 0 kts).....	100

그림 3.25	설계파와 설계 해상상태에서의 충격압 계수 (CP)의 분포 (13,000 TEU, ballast, 선미파, 0 kts).....	101
그림 3.26	설계파와 설계 해상상태에서의 피크 충격압 계수 (CPa)의 분포 (13,000 TEU, ballast, 선미파, 0 kts).....	102
그림 3.27	상대 운동, 상대 속도 및 압력의 관계 (13,000 TEU, ballast, Hw=19.6 m, Lw=400 m, 선미 규칙파, 0 kts, Run7).....	104
그림 3.28	상대 운동, 상대 속도 및 압력의 관계 (13,000 TEU, ballast, Hs=13.9 m, Tp=13.4 s, 선미 불규칙파, 0 kts, Run9).....	105
그림 3.29	설계파와 설계 해상상태에서의 압력 피크 (13,000 TEU, scantling, 선수 규칙파, 선미 불규칙파, 0 kts).....	106
그림 3.30	설계파와 설계 해상상태에서의 압력 피크의 분포 (13,000 TEU, scantling, 선수 규칙파, 선미 불규칙파, 0 kts)	107
그림 3.31	설계파와 설계 해상상태에서의 충격압 계수 (CP)의 분포 (13,000 TEU, scantling, 선수 규칙파, 선미 불규칙파, 0 kts)	108
그림 3.32	설계파와 설계 해상상태에서의 피크 충격압 계수 (CPa)의 분포 (13,000 TEU, scantling, 선수 규칙파, 선미 불규칙파, 0 kts)	109
그림 3.33	상대 운동, 상대 속도 및 압력의 관계 (13,000 TEU, scantling, Hw=28.2 m, Lw=292 m, 선수 규칙파, 0 kts, Run48)...	111
그림 3.34	상대 운동, 상대 속도 및 압력의 관계 (13,000 TEU, scantling, Hs=14.8 m, Tp=14.8 s, 선미 불규칙파, 0 kts, Run18)..	112
그림 3.35	흘수 차이에 따른 압력 피크 비교 (13,000 TEU, 선미파, 0 kts, Hs=13.9 m, Tp=13.4 s).....	113
그림 3.36	흘수 차이에 따른 압력 피크의 분포 (13,000 TEU, 선미파, 0 kts, Hs=13.9 m, Tp=13.4 s).....	114
그림 3.37	파랑에 의한 수직 굽힘 모멘트 (13,000 TEU).....	116
그림 3.38	수직 굽힘 모멘트 중 휘핑 영향의 비율 (13,000 TEU).....	117
그림 3.39	선미 슬래밍 압력 피크의 평균 (13,000 TEU).....	117
그림 3.40	측정 장치의 설치 위치 (5,500 TEU).....	119
그림 3.41	선미부 압력 측정 위치 (5,500 TEU).....	122
그림 3.42	탄성보의 단면 형상 (5,500 TEU, 단위: mm).....	123
그림 3.43	충격 시험에 의한 VBM 신호 및 주파수 특성 (5,500 TEU, design).....	127
그림 3.44	측정 결과의 반복성 확인 (5,500 TEU).....	128
그림 3.45	단면 낙하시험 및 파랑 중 예인시험에 의한 frame 18 단면에서의 충격압 계수 (CP)와 피크 충격압 계수 (CPa)....	131
그림 3.46	입사파 파고와 측정 응답과의 관계 (5,500 TEU, Lw=223.5 m, 선미파, 0 kts).....	135

그림 3.47	입사파 파고에 따른 압력 피크의 분포 (5,500 TEU, Lw=223.5 m, 선미파, 0 kts).....	136
그림 3.48	입사파 파고에 따른 충격압 계수 (CP)의 분포 (5,500 TEU, Lw=223.5 m, 선미파, 0 kts).....	137
그림 3.49	입사파 파고에 따른 피크 충격압 계수 (CPa)의 분포 (5,500 TEU, Lw=223.5 m, 선미파, 0 kts).....	138
그림 3.50	입사파 파장과 압력 피크와의 관계 (5,500 TEU, Hw=12.5 m, 선미파, 0 kts)	139
그림 3.51	입사파 파장과 압력 피크와의 관계 (5,500 TEU, Hw=17.0 m, 선미파, 0 kts)	140
그림 3.52	규칙파 중 입사파의 파고-파장과 압력 피크와의 관계 (5,500 TEU, 선미파, 0 kts, Frame 18, 단위: bar).....	142
그림 3.53	규칙파 중 입사파의 파고-파장과 압력 피크와의 관계 (5,500 TEU, 선미파, 0 kts, Station 0.5, 단위: bar).....	143
그림 3.54	규칙파 중 입사파의 파고-파장과 압력 피크와의 관계 (5,500 TEU, 선미파, 0 kts, Station 0.25, 단위: bar).....	144
그림 3.55	입사파 방향에 따른 압력의 분포 (5,500 TEU, Hs=12.5 m, Tp=12.0 s, 0 kts).....	145
그림 3.56	입사파 방향에 따른 압력의 시계열 비교 (5,500 TEU, Hs=12.5 m, Tp=12.0 s, 0 kts, P_st0.5-1)	146
그림 3.57	입사파 방향에 따른 선미부 상대 운동 및 상대 속도 RAO 비교 (5,500 TEU, 0 kts, AP 중심선 지점).....	147
그림 3.58	전진 속력에 따른 압력의 시계열 비교 (5,500 TEU, 선미파, P_st0.5-1).....	149
그림 3.59	전진 속력과 파도 방향에 따른 선미부의 상대 운동 및 상대 속도 RAO 비교 (5,500 TEU, 선미파, AP 중심선 지점)	150
그림 3.60	파랑에 의한 선체 중앙부의 수직 굽힘 모멘트 (5,500 TEU).	151

사진 목차

사진 1.1	Wilstar 호 사고의 예 [20].....	2
사진 1.2	MSC Napoli 호 사고의 예 [28].....	2
사진 2.1	낙하시험에 사용된 시스템의 전체 구성 모습.....	13
사진 2.2	모형의 중앙에 부착된 전자석.....	14
사진 2.3	압력계 형태.....	14
사진 2.4	모형 표면에 부착한 압력계의 예.....	15
사진 2.5	가속도계 형태.....	16
사진 2.6	낙하시험 영상 (Fr18, H=200 mm, Run93).....	42
사진 2.7	낙하시험 영상 (St1, H=200 mm, Run113).....	47
사진 3.1	모형선 무게분포 작업 (13,000 TEU).....	59
사진 3.2	쌍축 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선의 예인수조 시험 용 모형.....	65
사진 3.3	단축 5,500 TEU 급 컨테이너 운반선의 예인수조 시험 용 모형.....	123

제 1 장 서론

1.1 연구의 배경

슬래밍 (slamming)은 넓은 의미에서 물체의 벽면과 유동이 부딪히면서 순간적으로 큰 하중을 작용하는 현상을 말하는데, 물체 내부 유동이 내부 벽면에 충격을 가하는 슬로싱 (sloshing) 충격 하중, 선박의 갑판 위로 올라온 물에 의해 발생하는 충격 현상인 갑판 침입수 (green water) 충격 하중 등도 포함하는 경우가 있다. 일반적으로는 좁은 의미에서 선체 외부의 파도가 선체에 부딪히면서 큰 힘을 작용하는 경우를 슬래밍이라고 부르는데, 본 연구에서도 좁은 의미의 슬래밍에 대해서 다루고자 한다.

파랑 중 대양을 항해하는 선박의 경우 파도와 선체의 상대적인 운동에 의하여 이러한 슬래밍의 발생 가능성은 상존하고 있으며, 거친 파도가 있는 경우 슬래밍으로 인한 위험은 더욱 증가한다. 이동하는 선박뿐 아니라 일정한 곳에서 작업하는 부유식 혹은 고정식 해양구조물의 경우에도 파도에 의한 슬래밍 발생의 위험은 존재한다. 슬래밍이 발생하면 순간적으로 큰 하중이 선체에 작용하기 때문에 선체 구조의 손상이 발생할 수 있으며, 선체 진동의 기진력으로 작용하여 피로 강도에도 나쁜 영향을 미치게 되고 승선하고 있는 사람들의 안락성도 떨어뜨리게 된다. 또한 선장은 이러한 슬래밍 현상을 줄이기 위하여 운항 속력을 줄이거나 항로를 변경하게 되므로 예정된 시간 내에 선박을 운항하기 어려운 상황이 발생하기도 한다. 만일 선체에 구조적인 손상이 발생하게 될 경우 심각한 경우에는 균열이 진전되어 선박이 침몰하게 되기도 한다. 선체의 손상이 발생할 경우 선주는 이를 수리하기 위하여 비용을 부담해야 하며, 수리 기간 동안 선박을 운용할 수 없기 때문에 수익을 창출할 수 없는 비용 또한 감수해야 한다. 따라서 슬래밍 발생으로 인한 인적, 물적 피해는 상당히 크게 발생할 수 있다.

이러한 슬래밍으로 인한 사고는 다수 보고된 바 있으며 1974 년 발생한 노르웨이 탱커인 Wilstar의 사고 사진 (사진 1.1)은 대표적이다 [20]. 비교적 최근에 발생한 대표적인 사고는 2007 년 초 영국 해협을 항해하던 4,400 TEU 급 컨테이너 운반선인 MSC Napoli 호의 사고 (사진 1.2 참조)가 있으며 이 사고에 대하여 MAIB (Marine Accident Investigation Branch)의 주관으로 여러 기관들이 참여하여 조사한 결과에서도 슬래밍에 의한 휘핑이 사고 원인 중 하나로 지적되었다 [28].



사진 1.1 Wilstar 호 사고의 예 [20]



사진 1.2 MSC Napoli 호 사고의 예 [28]

선박의 슬래밍 문제에 대한 연구는 오래 전부터 진행되어 오고 있으나 그 현상의 복잡함 때문에 아직도 정확한 현상의 파악이 어려운 실정이다. 특히 충격 하중의 절대적인 크기와 작용하는 하중으로 인한 구조물의 손상 정도를 정확하게 이론적으로 또는 수치 계산에 의하여 추정하는 것은 아직도 쉽지 않다. 현실적으로 슬래밍 하중을 가장 정확하게 추정할 수 있는 방법은 모형시험을 수행하는 것이지만 아직 모형선과 실선의 상관 관계에 대해서도 정확하게 밝혀지지 않았다. 슬래밍에 대한 기존의 연구들은 대부분 선박의 선수부 바닥에 작용하는 슬래밍 하중에 대한 것이었으며, 컨테이너 운반선들이 많이 출현하면서 선수부 플레어 (flare)에 작용하는 슬래밍 하중에 대한 연구도 진행되고 있다. 그렇지만 상대적으로 선박의 선미부에 작용하는 슬래밍 하중에 대해서는 많은 연구가 진행되고 있지 않은 실정이다. 각 선급의 규정들에 있어서도 선미부 슬래밍 하중을 추정하는 방법이 구체적으로 나와 있는 경우는 독일 선급 (GL)과 노르웨이 선급 (DNV) 정도이며, 최근에는 미국 선급 (ABS)에서 선미 슬래밍 하중을 추정하는 지침서를 공개한 바 있다 [1].

상선 중 컨테이너 운반선의 경우 보다 많은 화물을 한 번에 수송할 경우 운송비가 절감되기 때문에 (그림 1.1 참조) 선박의 크기가 급격하게 커지고 있는 추세이며 새로운 파나마 운하의 등장과 함께 이러한 추세는

당분간 지속될 것으로 보인다. 컨테이너 운반선이 대형화 추세에 있지만 연료 소모량을 줄이기 위하여 설계 흡수 아래의 형상은 상당히 날씬하게 유지하면서 넓은 갑판 면적을 확보하는 형태로 선형들이 개발되고 있다. 이에 따라 선미 구조도 넓고 평평한 바닥 형태를 갖게 되었다. 이러한 선형들의 선미 바닥은 매우 평평하고 정수면과 가까이 위치하고 있기 때문에 기존의 선형에 비해서 상대적으로 파랑 중 선미 슬래밍이 발생할 가능성이 커지게 된다. 물론 선박의 대형화에 따라 선체의 운동은 줄어들겠지만 선체 외판 경사각이 슬래밍에 더욱 취약한 형태가 되기 때문에 선미 슬래밍에 대해서 우려할 수 있다.

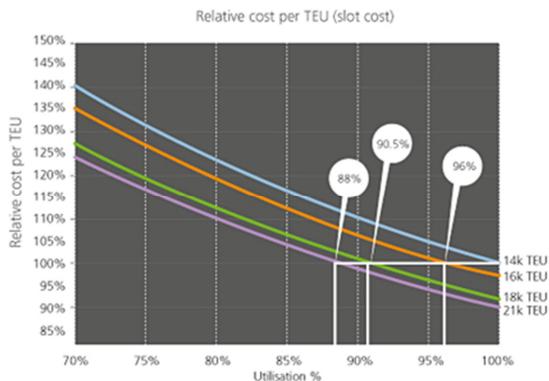


그림 1.1 컨테이너 적재 능력에 따른 비용 [17]

한편, 대형 컨테이너 운반선의 경우 좌우 2 개의 프로펠러를 갖는 쌍축선으로 개발하는 경우도 있으며, 대형 액화천연가스 (LNG) 운반선의 경우도 쌍축선 형태로 개발되는 경우가 늘어나고 있다. 이러한 선형들은 대부분 두 개의 선미 밸브를 갖는 형태인데 두 선미 밸브 사이에 넓고 평평한 구조가 생기므로 이 부분에서의 선미 슬래밍 발생 가능성이 높다. 따라서 이러한 쌍축선에 대해서도 선미 슬래밍에 대한 적절한 평가가 이루어져야 한다.

비록 아직까지 선미 슬래밍에 의한 대형 사고는 알려진 바 없지만 국부적인 구조 손상은 지속적으로 발생하고 있다. 선수부 슬래밍에 비해서 상대적으로 낮은 하중을 받을 것으로 보이지만 적절한 수준의 하중이 설계에 반영되고 있는지에 대해서 확실하게 파악되고 있지는 않다. 앞에서 언급한 것과 같이 선미 슬래밍에 보다 취약할 것으로 보이는 선형을 갖는 선박의 등장과 쌍축선의 증가 등으로 인하여 향후 선미 슬래밍에 대한 평가의 필요성은 점차 늘어날 것으로 보인다.

1.2 이전의 연구

슬래밍에 대한 연구는 상당히 많이 이루어졌으며 기존의 연구 결과들을 정리한 유용한 자료들도 있는데, Henry 등 [18], Sellars [37], Daidola 등 [8], Mizoguchi 등 [30], Faltinsen [13], Faltinsen 등 [14], Kapsenberg [22] 등을 참조할 만하다.

슬래밍 하중을 추정하는 연구의 효시는 von Kármán [43]이라고 할 수 있는데, von Kármán은 수상 비행기의 사고에 대한 분석을 위하여 운동량 이론을 적용하였다. 경사각이 β 인 2 차원 썰기 입수 문제에 적용할 경우 그림 1.2의 왼쪽에 있는 것과 같이 입수 후 접수 길이 $(2c)$ 를 지름으로 하는 반원의 부가질량의 운동량을 추가로 고려하여 충격압 계산식을 유도하였는데 최대 압력은 초기 입수 속력을 V_0 , 물의 밀도를 ρ 라고 했을 때 $\frac{1}{2}\rho V_0^2 \pi \cot \beta$ 와 같이 표현된다. 한편, 평판 ($\beta=0$)이 입수하는 문제의 경우 물의 압축성을 고려해야 한다고 주장하였으며 물 속에서의 음속을 c_w 라고 할 경우 충격 압력은 $\rho c_w V_0$ 와 같이 표현하였다.

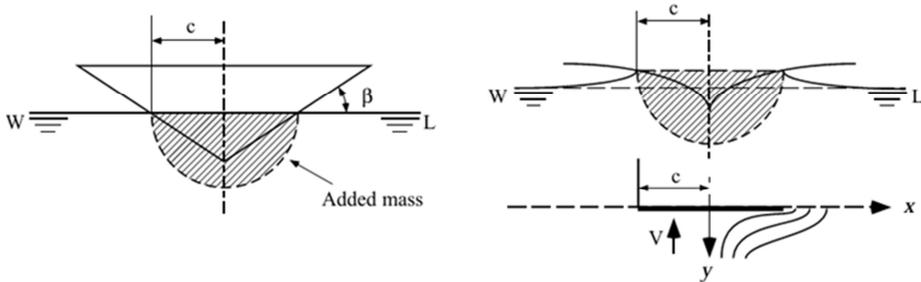


그림 1.2 입수 충격 문제의 정의 (von Kármán: 좌, Wagner: 우, [30])

Wagner [44]는 2 차원 물체의 입수 문제에 대하여 포텐셜 유동 이론을 적용하여 슬래밍 문제를 접근하였으며 von Kármán의 모델을 좀 더 개선하여 그림 1.2의 오른쪽 그림에서와 같이 물체가 입수할 때 물체 주위의 수면이 올라가는 영향 (pile up)도 고려하였다. Wagner의 이론을 일정 속력 V_0 로 입수하는 경사각 β 인 썰기에 적용할 경우 최대 압력은 $\frac{1}{2}\rho V^2 \frac{\pi^2}{4 \tan \beta}$ 와 같이 계산된다 [15].

Wagner의 이론은 이후 Zhao 등 [46], Faltinsen 등 [12], Scolan 등 [36], Korobkin 등 [25], Kim 등 [23]에 의해서 계속 발전되고 있다. 이러한 이론적인 연구들은 정수 중 입수하는 비교적 단순한 물체에 작용하는 하중에 대한 것들에 대해서는 해석적인 해를 제시하는 것들도 있으나 약간 복잡한 형상에 대한 문제에 적용할 경우에는 해석해가 존재하지 않기

때문에 수치 해석을 통하여 해를 구한다. 아직 실제 복잡한 형상의 선체에 적용하는 데에는 어려움이 있는 것으로 보인다.

초기의 von Kármán과 Wagner 이후 슬래밍에 대한 연구가 가장 많이 수행된 곳은 미해군연구소라고 할 수 있는데, 그 중에서도 Chuang [2, 3, 4, 5, 39]과 Ochi [33, 34]가 대표적이라고 하겠다. Chuang은 주로 다양한 물체의 낙하시험을 실시하여 충격 압력과 입수 속력의 관계에 대한 연구를 다수 수행하였으며, Ochi는 파랑 중 시험으로 확장하여 파랑 중 슬래밍이 발생하는 기준에 대해서 잘 정리하였고, 슬래밍 현상을 확률적으로 평가하는 방법을 제시하여 현재까지 가장 많이 이용되고 있다.

Stavovy & Chuang [39]은 입수 속력과 충격 압력의 관계를 바닥면의 경사각에 대하여 정리하여 추정식을 제공하였고, 충격 하중을 계산할 수 있는 방법도 제시하였다. Chuang [4]은 자유 낙하시험을 실시하여 충격 압력이 입수 속력의 1~2 제곱에 비례하는 것을 확인하였다.

Ochi 등 [33]은 선박의 선수부 바닥에 작용하는 슬래밍 하중에 대하여 2 차원 단면의 정수 중 낙하시험, 3 차원 선체의 정수 중 낙하시험 및 규칙파 중 시험을 실시하여 슬래밍 압력이 입수 속력의 제곱에 비례하고, 정수 중 낙하시험의 경우 파랑 중 시험에 비하여 큰 슬래밍 하중이 나타난다는 것을 확인하였다. 그림 1.3에 나타난 것과 같이 2 차원 및 3 차원 낙하시험 결과를 비교하면 3 차원 형상의 영향으로 충격 압력이 1/3 정도의 수준으로 감소하는 것을 알 수 있고, 파랑 중 시험 결과는 3 차원 낙하시험 결과 보다 1/2 정도 수준의 하중이 나타나는 것을 확인할 수 있으며, 파랑 중 시험 결과는 2 차원 단면의 낙하시험 결과에 비해서 1/5 수준의 하중을 나타내었다.

Ochi & Motter [34]는 이전까지의 슬래밍 관련된 연구를 집대성하여 슬래밍이 발생하는 조건과 슬래밍 하중 추정 방법 및 슬래밍을 고려한 설계 방법까지 제시하였다. 이 문헌을 통하여 슬래밍이 발생하는 임계 속도를 길이 L 인 선박에 대하여 $0.291\sqrt{L}$ (m/s)과 같이 주장하였고, 선박의 관심 부위가 수면 밖으로 노출되었다가 다시 입수하면서 이 임계 속도보다 큰 조건에서 슬래밍이 발생한다는 것을 결합 분포 (joint probability distribution) 형태로 설명하여 슬래밍 문제를 확률적으로 처리할 수 있는 근거도 마련하였다. 그러나 Ochi 등의 연구는 선박의 선수부 슬래밍에 국한되어 수행되었기 때문에 선미 슬래밍 현상에 대해서도 동일한 방법을 적용하는 것이 타당한지에 대한 검토가 필요하다.

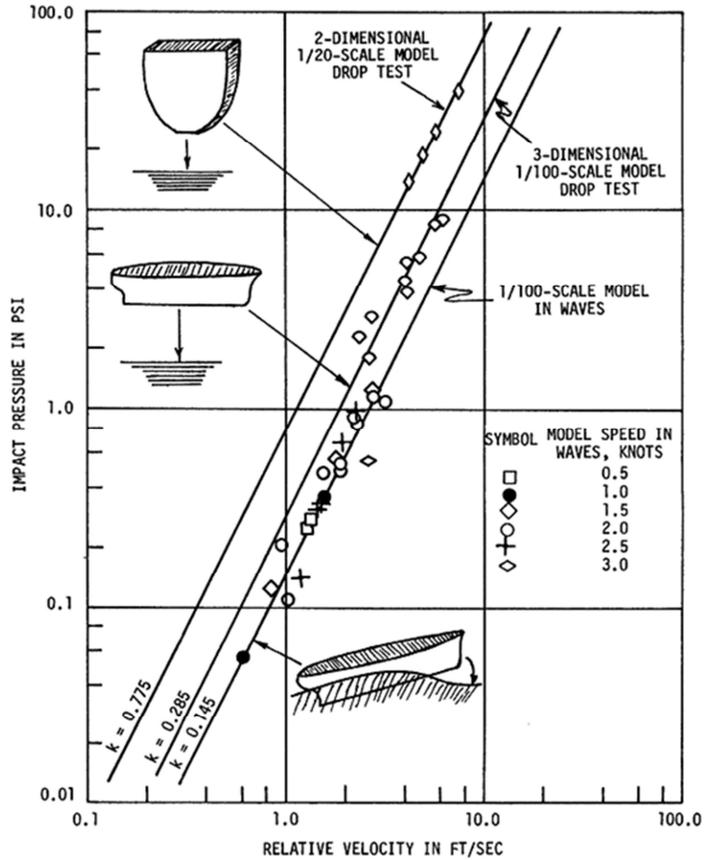


그림 1.3 단면 낙하시험과 파랑 중 시험에 의한 선수부 바닥에 작용하는 슬래밍 하중의 비교 [33]

Yang 등 [45]은 컨테이너 운반선의 선미 슬래밍 하중 추정을 위한 2차원 CFD 계산 방법을 제시하였다.

Kim 등 [24]은 정수 중 3차원 곡면을 갖는 물체의 낙하시험을 실시하여 입수 충격에 의한 충격 압력이 초기 낙하 높이와 비례한다는 결과를 얻었다. 모형이 10도 트림이 있는 상태로 입수하는 경우에는 충격 하중이 트림이 없는 경우에 비해서 45% 정도 감소하는 것을 확인하였다.

Fu 등 [16]은 VOF 기법을 이용하여 쇄파 현상을 재현하고 쇄파에 의한 충격 하중을 계산하였다.

Paik 등 [35]은 CFD 기법과 분할 선체를 이용한 3D-FEM 기법을 연결하여 선수 슬래밍에 의한 진동 현상인 휘핑 (whipping) 응답을 계산할 수 있음을 보였다.

Drummen [11]은 컨테이너 운반선에 대한 유탄성 효과를 모형시험과 수치 계산을 통하여 평가하였는데, 유탄성 응답에 의한 피로 손상이 40% 정도에 이르는 것으로 파악하였다. 또한 선수와 중 슬래밍에 의한 파랑

하중 증가량은 35% 정도라고 확인하였다. 여기서도 선미 슬래밍에 대한 영향은 평가되지 않았다.

Storhaug 등 [41]은 북대서양 항로에서 운항하는 2,800 TEU 급 컨테이너 운반선과 4,400 TEU 급 컨테이너 운반선에 대한 실선 계측 및 모형시험을 통하여 슬래밍에 의한 휘핑의 영향을 평가하였다. 실선 계측을 통해서 휘핑으로 인한 구조 응력이 60~80% 증가하는 것으로 분석하였으며, 모형시험을 통해서 88% 정도의 구조 응력 증가가 있었다고 보고하였다. 이에 따라 선급에서 슬래밍에 의한 휘핑의 영향을 설계에 적절히 반영할 수 있는 방법을 개발해야 한다고 주장하였다. 이 결과에서도 선미 슬래밍에 의한 영향은 별도로 언급되어 있지 않다.

Tuitman [42]은 선체의 여러 단면에 대하여 2 차원 슬래밍 하중을 계산하고 그 결과를 선박 운동 계산 프로그램과 연계하여 슬래밍을 고려한 응답 평가를 하였다. 이렇게 추정된 하중을 3 차원 유한요소해석 (FEM)에 적용하여 구조 응답을 평가하는 방법을 제시하였다. 하지만 이 방법은 선수와 조건에 대해서만 유용한 한계가 있으며 선미 슬래밍 평가에 적절한지에 대해서 추가적인 확인이 필요하다.

Storhaug [40]은 수치해석, 모형시험 및 실선 계측을 통하여 파랑 하중이 피로 강도에 미치는 영향에 대하여 평가하였다. 모형시험과 실선 계측을 통하여 선미 슬래밍 현상은 심하게 나타나지 않았으나 피로 강도 측면에서 이제까지 무시했던 선미 슬래밍의 영향을 고려할 필요가 있다고 언급하였다.

DNV [10]에서는 현장 설계자들이 적용할 수 있도록 슬래밍 하중 추정 방법들을 정리하여 제공하고 있다.

ABS [1]에서는 선미 슬래밍 하중을 평가하는 방법의 하나로 2 차원 슬래밍 해석을 통한 최대 슬래밍 하중을 계산하고 그 결과를 입수 속도의 n 제곱에 비례하는 형태로 충격압 계수를 사용할 것을 제안하고 있는데, 이 때 사용하는 n 을 선미 단면의 경사각이 0~1 도인 경우 1.0, 경사각이 1~3 도인 경우 1.4, 경사각이 3 도 이상인 경우 2.0을 사용하도록 하고 있다. 선수부 슬래밍에 대해서는 n 을 항상 2.0을 적용하는 것과 달리 한 것은 선미 슬래밍 현상이 선수 슬래밍 현상과 다르기 때문이다.

Faltinsen [13]은 선미 슬래밍 현상이 쌍동선의 갑판 하부 슬래밍 (wet-deck slamming)과 유사한 현상이라고 평가하였는데, 선체 바닥의 경사각이 작은 경우 유탄성 효과가 더욱 중요해진다고 하였다. 선미 슬래밍의 경우도 경사각이 작은 경우가 대부분이기 때문에 선수 슬래밍에 비해서 상대적으로 유탄성 영향이 중요하다고 할 수 있다.

Hirdaris 등 [19]은 선박 설계에 있어서의 유탄성 효과의 평가가 중요함을 강조하였는데, 컨테이너 운반선과 여객선에 대해서는 선미

슬래밍에 의한 유탄성 평가도 중요하다고 보았다.

Kapsenberg [22]는 기존의 슬래밍 관련 연구 결과들을 정리하였는데, 많은 연구에도 불구하고 아직까지 국부적인 슬래밍 압력의 추정은 쉽지 않다고 보았지만 슬래밍에 의한 파랑 하중의 변화 등과 같은 선체 전반에 걸친 응답의 평가에는 많은 진전이 있었다고 평가하였다. 그러나 여기서도 선미 슬래밍에 대한 연구 결과에 대한 언급은 없었다.

Michimoto 등 [29]은 길이 98 m인 소형 RoRo선에 대한 규칙과 중 모형시험을 통하여 선미부 충격 압력을 계측하였으며 이를 토대로 불규칙파 중의 충격 압력을 추정하였다. 선미 형태가 완만한 플레어 형태이지만 Wagner의 이론식과 유사한 경향을 확인하였다.

Kapsenberg 등 [21]은 길이 233 m의 여객선에 대한 모형시험을 통하여 선미 슬래밍과 이로 인한 선체의 휘핑 문제를 조사하였고, 휘핑 계산을 위한 수치 기법을 제안하였다. 선미 슬래밍은 정지 혹은 저속에서 선미파를 만날 경우 잘 발생하며, 휘핑을 유발하여 선체의 피로 강도에 나쁜 영향을 미치기 때문에 설계 단계에서 적절히 고려해야 한다고 주장하였다.

최용호 등 [47]은 영국 선급 (LR)에서 수치적으로 계산한 선미 슬래밍 압력이 선수 슬래밍 압력에 비해서 3 배나 크게 나온 것을 검증하기 위하여 스트립법과 운동량 이론을 사용하여 선미 슬래밍 압력을 계산한 결과 선수 슬래밍 압력에 비해서 작은 결과가 나왔다. 이와 같이 두 수치 계산 결과의 경향이 반대로 나왔기 때문에 예인수조 모형시험을 통하여 확인해 보았는데, 선미 슬래밍에 대한 모형시험 결과는 선박이 전진하는 경우에는 선미 슬래밍이 발생하지 않는다는 정도의 결론을 내리고 있으며 추가적인 모형시험을 더 실시할 필요가 있다고 결론지었다. 이 논문의 내용으로 보면, 아직까지 선미 슬래밍 하중을 수치 계산으로 평가하는 기술은 정확도가 많이 떨어지는 것을 알 수 있고, 예인수조 모형시험에 의해서도 선미 슬래밍 현상을 잘 파악하기 어려운 것을 알 수 있다.

Oberhagemann 등 [31]은 점성 유동해석을 통하여 쌍축 LNG 운반선의 선미 슬래밍 하중을 계산하였는데, 설계파 접근법을 적용하였다. 두 개의 선미 벌브 사이의 공간과 선미 끝단 중앙부 바닥에서 선미 슬래밍 하중이 크게 작용하는 것으로 계산되었고, 선수와 조건 보다 선미파 조건에서 큰 선미 슬래밍이 발생하는 결과를 보였다. 선미 슬래밍에 의한 선체 중앙부에서의 휘핑 응답을 확인하였고, 휘핑에 의해서 구조 응력은 25% 정도 증가하는 것으로 계산하였다.

Oberhagemann 등 [32]은 선체를 Timoshenko 보로 모델링하여 CFD 계산과 동시에 선체의 변형을 계산하는 기법을 적용하여 선수 슬래밍 및 선미 슬래밍 하중이 작용하는 선박에 대한 계산을 실시하였다. 쌍축

컨테이너 운반선의 선미 슬래밍 계산 결과를 모형시험 결과와 비교하여 선체의 탄성을 고려하여 휘핑을 평가하는 것이 중요하다고 주장하였다.

Luo 등 [26, 27]은 규칙파 및 불규칙파 중 예인시험을 실시하여 선미 슬래밍 현상에 대하여 조사하였다. 선수와 중에서는 선박이 저속으로 전진하는 조건에서도 선미 슬래밍 현상이 관찰되지 않았으며, 정지 상태에서만 약간의 선미 슬래밍이 관찰되었다. 선미파 중에서는 저속으로 전진하는 경우에는 약한 선미 슬래밍이 관찰되었고, 정지 상태에서 큰 선미 슬래밍이 관찰되었다. 선미파 중 정지 상태에서도 파장이 선박 길이의 2 배인 경우에는 선미 슬래밍 현상이 관찰되지 않았다. 또한 선미 슬래밍에 의한 휘핑의 영향으로 수직 굽힘 모멘트가 40% 이상 증가하는 현상도 관찰하였다.

Dessi 등 [9]은 290 m 급 여객선에 대한 모형시험을 통하여 선미 슬래밍 현상을 파악하였다. 선미 슬래밍 현상은 선미파 중 저속 운항 혹은 정지 상태에서 주로 발생하는 것을 확인하였고, 선미 슬래밍이 선수 슬래밍에 비해서 파랑 하중 증가에 기여하는 정도가 적음을 확인하였다. 그러나 선미 슬래밍에 의한 거주구의 진동 유발은 승객들에게 매우 불편을 느끼게 하는 요인으로 작용하는 것으로 평가하였다.

Cusano 등 [7]은 여객선에 대한 수치해석 및 모형시험을 통하여 선미 슬래밍 현상을 파악해 보았으며, 승객들의 불편함을 해결하기 위하여 선미 슬래밍 현상을 설계 단계에서 고려해야 한다고 평가하였다.

홍삼권 등 [48]은 길이 266 m의 여객선의 선미 슬래밍으로 인한 승선감 평가를 위하여 모형시험을 실시하였다. 측정된 개별 압력 신호는 불규칙적이었으나 여러 압력의 평균 및 면적 평균 압력은 어느 정도 일관된 경향이 있음을 확인하였고, 평균적인 압력을 진동 해석의 입력 자료로 제공하여 승선감 평가에 이용하였다.

이상과 같이 슬래밍과 관련된 연구가 많이 수행되고 있으나 주로 선수 슬래밍에 대한 연구가 많으며 최근 들어서 선미 슬래밍에 대한 연구 결과들이 발표되고 있다. 그러나 아직 선미 슬래밍 현상에 대해서 제대로 파악되지 못한 것으로 보이며, 결과의 검증을 위한 자료도 부족한 것으로 보인다.

1.3 연구의 내용

본 연구에서는 컨테이너 운반선의 선미부 바닥에 작용하는 슬래밍 하중을 평가하기 위하여 모형시험을 실시하였다. 슬래밍 하중 추정을 위한 대표적인 모형시험 방법인 정수 중 자유 낙하시험과 파랑 중 예인시험을 실시하였다.

정수 중 자유 낙하시험은 우선 경사각 0 도, 5 도, 10 도의 단순 쇄기 모형에 대한 시험을 먼저 수행하여 실험 방법 및 결과에 대한 신뢰성을 확인하였고, 다음으로 단축 컨테이너 운반선의 선미 별브 단면 모형과 쌍축 컨테이너 운반선의 선미 별브 단면에 대한 모형을 제작하여 낙하시험을 실시하였다. 선박의 선미부 단면 형상에 대한 낙하시험 결과를 단순 쇄기 모형의 낙하시험 결과 및 기존의 알려진 추정식에 의한 결과와 비교하여 낙하시험에 의한 선미 슬래밍 하중 추정의 적절성에 대해서 살펴보았다.

단면 낙하시험을 실시한 단축의 5,500 TEU 급 컨테이너 운반선과 쌍축의 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선에 대하여 분할모형을 제작하여 규칙파 및 불규칙파 중 예인시험을 실시하였다. 파랑 중 예인시험 결과를 정수 중 낙하시험 결과와 비교하여 3 차원 선체 형상, 파도와 선체 운동으로 인한 교란된 수면, 선박의 전진 속력 등이 선미 슬래밍 하중에 어떠한 영향을 미치는지 파악해 보았다. 또한, 선미 슬래밍이 발생한 경우 선체의 파랑 하중에 어떠한 영향을 미치는지에 대해서도 살펴보았다.

제 2 장 단면의 자유 낙하시험

기존의 많은 연구들에서도 물체의 입수 충격 하중을 알아보기 위하여 2 차원 단면 모형을 이용한 정수 중 낙하시험을 실시하였으며, 본 연구에서도 가장 기본적인 형태의 모형시험으로 정수 중 단면 낙하시험을 실시하기로 결정하였다. 단면의 낙하시험을 실시하는 방법들도 여러 가지로 제안된 바 있는데, 본 연구에서는 정수 중 자유 낙하시험의 형태로 시험을 수행하였다. 이러한 단면의 자유 낙하시험의 경우 비교적 시험 환경을 제어하기 용이하기 때문에 시험의 오차 요인에 대한 파악이 용이하며, 수치계산으로 모사하는 것도 상대적으로 간단하기 때문에 향후 수치계산 결과와의 비교 목적 등에도 유용하게 활용될 수 있다.

2.1 대상 모형

본 연구에서는 컨테이너 운반선의 선미부 바닥에 작용하는 슬래밍 하중을 관심의 대상으로 설정하고 있기 때문에 컨테이너 운반선의 선미부 단면 형상에 대한 모형을 제작하면 된다. 또한 시험 장치, 측정 방법 등에 대한 검증을 위하여 기존에 알려진 모형시험 결과들과 비교할 필요가 있으며 이를 위하여 기존에 알려진 형태의 단순한 단면 형상을 갖는 모형에 대한 시험도 실시하기로 하였다. 컨테이너 운반선의 선미부 바닥의 경우 수면과의 경사각이 10 도 이내인 경우가 많기 때문에 경사각 10 도 이내의 단순 췌기 모형에 대한 시험을 실시하기로 하였다. 이와 같은 배경으로 선정된 모형은 경사각 0 도 췌기 (기호: Wedge0), 경사각 5 도 췌기 (기호: Wedge5), 경사각 10 도 췌기 (기호: Wedge10), 포스트 파나막스 급인 5,500 TEU 급 단축 컨테이너 운반선의 선미부 18 번 Frame의 단면 형상 (기호: Fr18) 및 쌍축 선형의 13,000 TEU 급 초대형 컨테이너 운반선의 선미부 1 번 Station의 단면 형상 (기호: St1)의 총 5 개이다. 선정된 5 개 모형의 횡 단면 형상과 치수는 그림 2.1에 나타내었는데, 모든 모형의 길이는 1 m로 동일하게 제작하였다. 일반적인 단축 선박의 선미 형상인 Fr18 단면 모형의 경우 1/66.67 축척으로, 쌍축 선형의 선미 형상인 St1 단면 모형의 경우 1/73.2 축척으로 각각 제작하였다. 모형은 나무로 제작하였으며, 압력 측정을 위하여 바닥에 구멍을 가공하였으며 구멍 가공 위치는 그림 2.1에서 붉은색 점으로 표시되어 있으며 기호로 P1, P2, ..., P7 등과 같이 나타내었다.

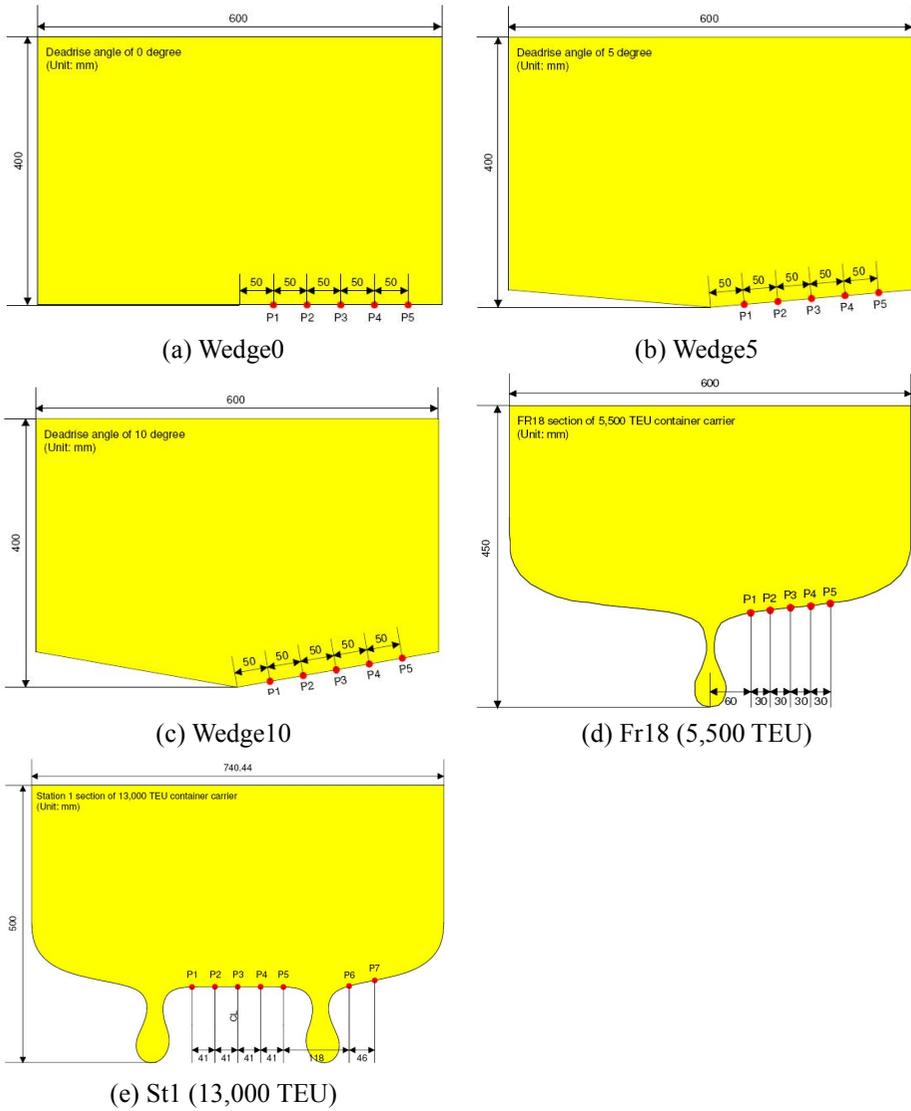


그림 2.1 단면 낙하시험을 실시한 모형의 단면 형상 및 압력 계측 위치

2.2 실험 장치의 구성

시험은 현대선박연구소 내에 있는 길이 5.4 m, 폭 2.5 m인 소형 수조에서 실시하였다. 모형이 수조의 중앙부에서 수면에 수직으로 떨어지도록 연직 방향으로 두 개의 가이드 레일을 설치하였으며, 레일과 모형과의 마찰을 줄이기 위하여 베어링이 들어 있는 부쉬 (bush)를 부착하였다. 모형의 높이를 조절하기 위하여 전동 윈치와 체인 블록을 사용하였으며, 낙하 초기 조건을 일정하게 유지하기 위하여 전자석과 스위치를 이용한 장치를 사용하였다. 시험 장치의 전체적인 구성 형태는 사진 2.1에, 모형의 중앙부에 부착한 전자석의 형태는 사진 2.2에 각각 나타내었다.



사진 2.1 낙하시험에 사용된 시스템의 전체 구성 모습



사진 2.2 모형의 중앙에 부착된 전자석

모형의 내부에는 그림 2.2의 붉은색 원으로 표시한 것과 같이 압력을 측정하기 위한 압력계를 부착하였는데, 모형의 중앙부에는 보강을 위한 목재가 설치되어 있어서 중심선에서 길이 방향으로 100 mm 떨어진 지점에 폭 방향으로 5~7 개의 압력계를 설치하였다. 모형 바닥의 대각선 구석에는 연직 방향의 가속도 측정을 위한 가속도계를 설치하였다. 측정한 가속도 신호는 적분을 통하여 낙하 속도를 추정하는 데에도 사용하였다.

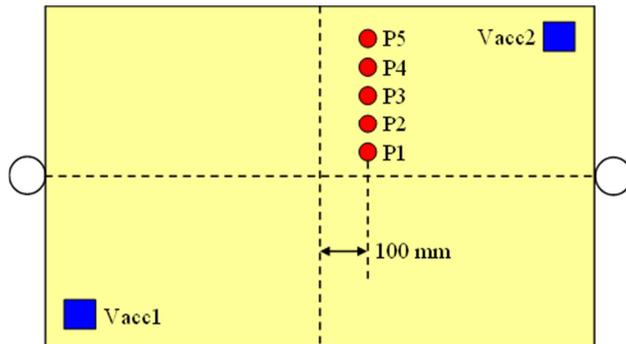


그림 2.2 단면 낙하시험 용 모형의 압력계 및 가속도계 설치 위치

압력계는 Kulite의 IS-XTL-190M-50SG 모델을 사용하였으며 그 형태는 사진 2.3과 같으며 주요 사양은 표 2.1에 나타내었다.



사진 2.3 압력계 형태

표 2.1 압력계의 주요 사양

Pressure range	50 psi (=345 kPa)
Diameter	5 mm
Operation mode	Sealed gage
Over pressure	2 times rated pressure
Combined nonlinearity, hysteresis and repeatability	0.1% FS (best fit straight line)
Resolution	Infinitesimal
Natural frequency	500 kHz
Acceleration sensitivity	1.5×10 ⁻⁴ % FS/g (perpendicular) 3.0×10 ⁻⁵ % FS/g (transverse)
Operating temperature range	-55 °C ~ +175 °C
Thermal zero shift	±1% FS/100 °F
Thermal sensitivity shift	±1% FS/100 °F

모형 표면에서의 압력을 측정할 경우 압력계의 측정면과 모형의 외부 표면이 일치하도록 하여 턱이 생기지 않도록 부착하는 것이 중요하고 가공한 구멍으로 물이 들어가지 않도록 수밀을 유지하는 것이 중요한데, 압력계의 적절한 설치를 위하여 목재 모형의 표면에 수직 방향으로 원형 구멍을 가공하고 그 사이에 압력계 부착이 가능한 나사 산을 가공한 테플론 (teflon)을 접착제를 이용하여 부착시키고 테플론에 압력계를 고정하였다. 모형의 표면에 설치한 압력계의 예는 사진 2.4에 나타내었다.



사진 2.4 모형 표면에 부착한 압력계의 예

가속도계는 Kyowa의 ASW-2AZ10 모델을 사용하였으며 형태와 주요 사양은 사진 2.5 및 표 2.2에 각각 나타내었다.



사진 2.5 가속도계 형태

표 2.2 가속도계의 주요 사양

Rated capacity	$\pm 19.61 \text{ m/s}^2$ ($= \pm 2g$)
Safe overload rating	300%
Nonlinearity	$\pm 1\%$ RO
Frequency response	DC ~ 60 Hz
Natural frequency	100 Hz
Safe temperature range	$-15 \text{ }^\circ\text{C} \sim +65 \text{ }^\circ\text{C}$

본 시험에서 사용한 가속도계와 압력계에 연결하는 시그널 컨디셔닝 장치로 Unipulse의 AM30 모델을 사용하였으며, AM30의 주요 사양은 표 2.3에 나타내었다.

표 2.3 시그널 컨디셔닝 장치의 주요 사양

Frequency response	DC ~ 100 kHz
Nonlinearity	$\pm 0.01\%$ FS
Zero drift	$\pm 0.5 \mu\text{V}/^\circ\text{C}$
Gain drift	$\pm 0.005\%/^\circ\text{C}$

낙하하는 모형의 위치 측정을 위하여 LED 목표물을 추적하는 카메라 측정 장치를 사용하였는데 Hamamatsu의 C1373-16 모델을 사용하였다. 장비의 영상 분해능은 1/5000이며, 최대 300 Hz의 응답 특성이 있다. 이 장치는 모형이 낙하하는 동안의 위치를 측정 후 위치의 미분을 통한 낙하 속도를 측정하는 데에 사용하였다.

각종 아날로그 신호들을 컴퓨터에 디지털 신호로 변환하기 위하여 ADC (analog to digital converter) 장치를 사용하였는데, National Instrument의 DAQCard-6062E와 SCXI-1200 모델을 사용하였다.

시험 장면은 캠코더를 이용하여 촬영하였고, 일부 시험의 경우 고속카메라를 이용한 촬영도 병행하였다.

2.3 실험 조건의 선정

자유 낙하시험은 5 가지의 초기 낙하 높이 (50, 100, 200, 300, 400 mm)에 대해서 실시하였다. 초기 낙하 높이는 모형의 가장 바닥 부분의 지점에서부터 수면까지의 거리로 정의하였으며, 그림 2.3에서 기호 “H”로 나타낸 거리에 해당한다. 모형의 무게는 3 가지 단순 썰기와 Fr18 단면의 경우는 60 kg으로 동일하게 설정하였으며, St1 단면의 경우 60.7 kg으로 약간 더 무거운 상태로 시험을 실시하였다. 모든 모형의 무게를 동일하게 설정하지 못한 것은 단순 썰기 모형부터 제작하여 우선 시험을 실시한 이후 St1 모형을 나중에 추가로 제작하였는데, St1 모형의 경우 모형의 폭이 상대적으로 커서 무게를 동일하게 맞출 수 없었기 때문이다. 수조의 수심 (h)은 1.0 m로 유지하였고, 데이터 샘플링 속력은 10 kHz와 20 kHz의 두 가지로 설정하였다. 데이터 샘플링 속력을 10 kHz 이상으로 설정한 것은 이전의 유사한 낙하시험 경험을 통하여 파악한 것으로, 최소한 5 kHz 이상의 속력으로 측정을 한 경우 순간적인 압력의 최대값을 안정적으로 측정할 수 있었다. 모형시험 조건을 표로 정리하면 표 2.4와 같다. 경사각 5 도 모형의 경우 300 mm 이상의 높이에서 낙하시험을 실시한 경우 측정된 압력이 압력계의 정격 측정 범위를 넘어섰기 때문에 측정 결과를 분석에서 제외하였다.

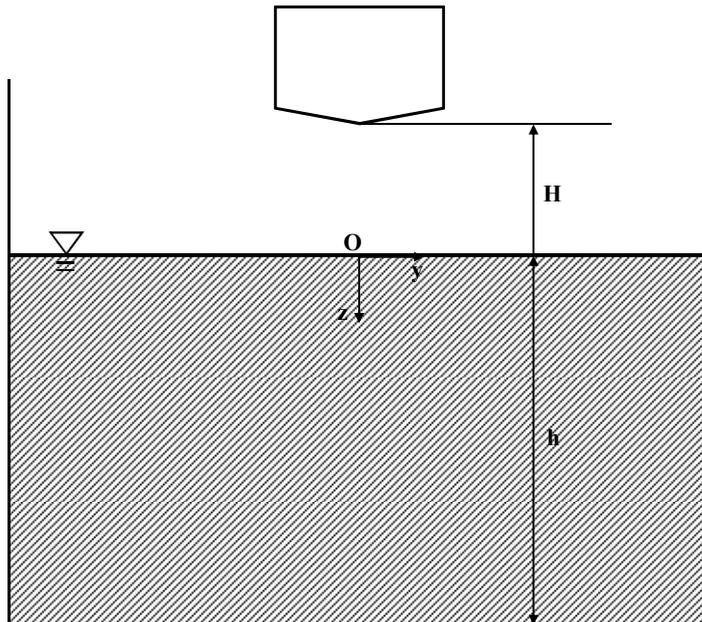


그림 2.3 낙하시험의 좌표계 및 초기 낙하 높이의 정의

표 2.4 정수 중 자유 낙하시험 조건

Model \ H	50 mm	100 mm	200 mm	300 mm	400 mm
Wedge10	Run32 Run33	Run34 Run35	Run36 Run37	Run38 Run39	Run27 Run28
Wedge5	Run52 Run53	Run55 Run56	Run57 Run59	Run62 Run63	Run64 Run65
Wedge0	Run82 Run83	Run80 Run81	Run78 Run79	Run74 Run75	Run70 Run71
Fr18	Run99 Run100	Run101 Run102	Run92 Run93	Run95 Run96	Run97 Run98
St1	Run106 Run108	Run109 Run110	Run112 Run113	Run115 Run117	Run118 Run119

2.4 실험 방법 및 결과의 분석 방법

실험은 모형을 초기에 전자석으로 지지하고 있다가 수면이 잔잔해 진 이후 전자석의 전원 스위치를 작동시켜서 전자석과 모형이 분리되도록 하여 모형이 가이드 레일을 따라 연직 방향으로 떨어지도록 하였다. 낙하시험을 수행한 이후 다음 측정 이전에 모형의 바닥에 있는 물기를 모두 제거하여 잔여 물기에 의한 영향을 배제하도록 하였다. 매 회 측정에 앞서 영점 측정을 실시하여 실제 측정 결과들은 영점이 보정되도록 하였다. 또한 모든 시험은 2 회씩 실시하여 측정 결과의 반복성을 확인하고자 하였다.

본격적인 낙하시험에 앞서 예비 시험을 실시하여 가속도 측정 결과의 적분으로 추정된 낙하 속력과 LED 목표 추적을 통하여 측정한 위치의 미분으로 추정된 낙하 속력을 비교하여 낙하 속력의 추정 가능성을 알아보았다. 예비 낙하시험에서는 5 kHz의 샘플링 속력으로 측정을 실시하였다.

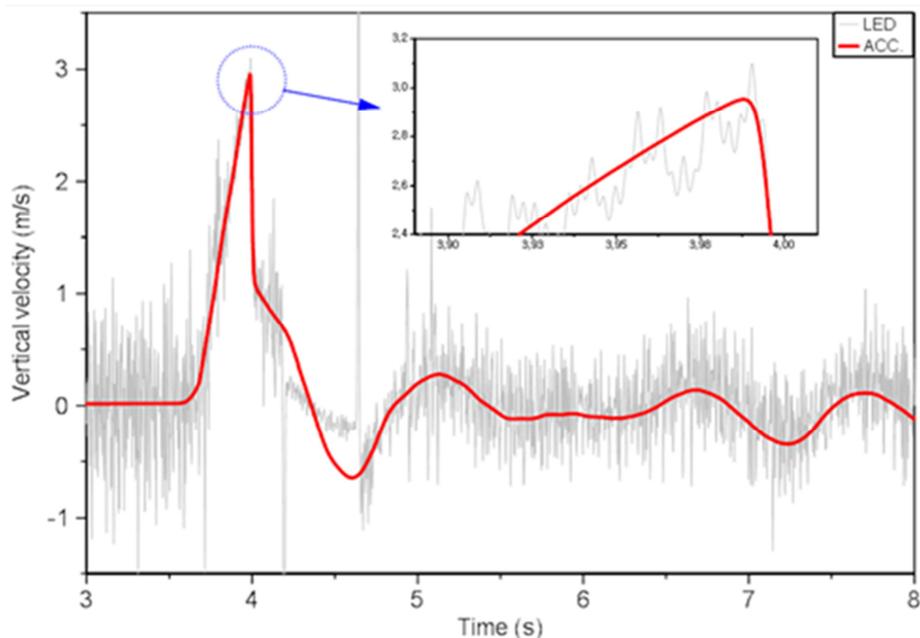


그림 2.4 낙하 속도 계산 결과 비교 (Wedge10, H = 500 mm)

경사각 10 도의 단순 썰기 모형 (Wedge10)을 수면 위 500 mm 높이에서 자유 낙하시킬 경우 측정된 결과를 이용하여 추정된 높이 방향 속도는 그림 2.4와 같다. 그림 2.4에서 회색으로 표시한 속도는 LED 위치 측정 시스템의 결과를 이용하여 미분하여 추정된 결과인데 이 위치 측정

시스템의 경우 최대 300 Hz 정도의 응답 특성을 가지고 있기 때문에 300 Hz 보다 빠른 측정을 할 경우 계단 형태의 측정 결과를 나타내게 된다. 이 신호를 바로 미분할 경우 상당히 튀는 결과들을 얻을 수 있으므로 우선 차단 주파수 (cut-off frequency) 100 Hz의 Butterworth 저역 통과 필터 (low pass filter)를 이용하여 신호를 정리한 이후 수치 미분을 통하여 속도를 추정하였다. 그림 2.4에서 약 4.2 초부터 약 4.7 초 사이의 구간에서는 LED 표적이 카메라의 시야에서 사라져서 정확한 측정이 되지 않은 지점이기 때문에 이 시간 구간에 대한 결과는 신뢰할 수 없다. LED 위치 측정 결과로 얻은 속도는 많이 떨리는 형태를 나타내고 있고, 최대 낙하 속도는 3.10 m/s이다. 다음으로 그림 2.4에서 붉은색으로 표시한 속도는 연직 가속도 신호의 측정 결과를 적분하여 추정한 결과인데, 가속도 신호 역시 잡음이 섞여 있기 때문에 우선 차단 주파수 100 Hz의 Butterworth 저역 통과 필터를 이용하여 신호를 정리한 후 수치 적분을 통하여 속도를 추정하였다. 그림 2.4에서도 확인할 수 있듯이 미분을 통하여 추정한 속도에 비해서 적분에 의해서 추정한 속도가 훨씬 잡음에 강건한 형태를 나타내고 있으며, 가속도 신호로 추정한 속도가 LED 위치 추적 결과를 이용하여 추정한 속도와 거의 비슷한 경향을 나타내는 것을 확인할 수 있다. 가속도 신호를 이용하여 추정한 최대 낙하 속도는 2.95 m/s이다.

진공 상태에서 물체가 자유 낙하하는 경우 물체의 초기 높이를 H , 중력 가속도를 g 라고 할 경우 이 물체의 입수 직전 속력은 $\sqrt{2gH}$ 가 되며 물체가 입수하기 시작하면서는 물의 저항을 받아서 속력이 떨어지기 때문에 입수 직전의 속력이 자유 낙하하는 물체의 최대 낙하 속력이라고 할 수 있다. 이번 실험의 경우 초기 높이가 500 mm였으며, 중력 가속도를 9.81 m/s^2 이라고 할 경우 진공 상태에서 이상적인 경우의 입수 직전의 속력은 3.13 m/s이다. 따라서 두 가지 추정 방법에 의한 낙하 속도의 계산 결과는 이상적인 속도와 비슷한 정도의 값이지만 약간 작은 값이다 (LED 측정 결과의 경우 진동하면서 순간적으로 크게 측정된 것으로 보이므로 제외). 이 원인을 파악하기 위하여 초기 자유 낙하 시 측정된 가속도 신호를 살펴보았는데 그림 2.5에 측정 결과를 나타내었다. 그림 2.5에서 이상적인 중력 가속도인 9.81 m/s^2 을 기준으로 생각하면 모형의 자유 낙하 구간에서 측정된 가속도가 대체로 중력 가속도에 비해서 약간 낮은 값을 나타내고 있는 것을 알 수 있고, 낙하 초기 (약 3.6 초에서 3.7 초 사이의 구간)에는 가속도가 아주 서서히 증가하는 것을 확인할 수 있다. 이것은 초기에 가이드 레일과 부쉬 사이의 마찰에 의해서 발생한 현상으로 추정되며, 자유 낙하 구간에서도 계속 진동하면서 마찰의 영향을 받았을 것으로 보인다. 또한 자유 낙하 구간에서 모형과 수면 사이에 있는 공기의

저항도 작용하여 낙하 가속도가 약간 작아지는 요인으로 작용했을 것으로 보인다. 이 실험의 경우 최대 연직 가속도는 약 180 m/s^2 정도로 가속도의 정격 측정 범위인 19.61 m/s^2 보다 훨씬 큰 값을 나타내어서 가속도 측정 결과에 대한 신뢰성이 문제가 될 수 있으나, 속도 추정 결과 다른 측정 결과와 유사한 값을 나타내고 있는 것으로 확인되어 측정된 가속도 값을 어느 정도 믿을 수 있다고 판단할 수 있다.

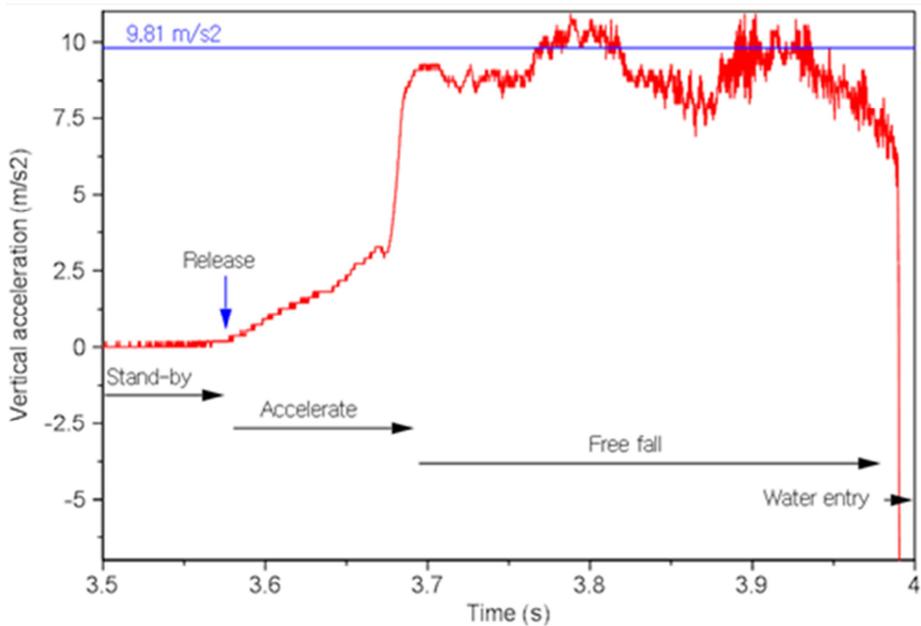


그림 2.5 자유 낙하 시 가속도 측정 결과 (Wedge10, H = 500 mm)

계측한 압력의 시계열로부터 최대 압력을 선정하였고, 추정한 낙하 속력을 이용하여 충격압 계수 ($C_p = P/(0.5\rho V^2)$)를 계산하였다. 충격압 계수를 계산하기 위하여 계측 결과로부터 충격 압력과 속력을 결정해야 하는데, 충격 압력은 각 계측 지점에서 기록된 압력 시계열 중 최대값을 선정하였고 속력은 최대 충격 압력이 발생하는 시점에서 추정된 속력을 이용하였다 (그림 2.6 참조). 따라서 1 회의 시험에서도 충격압 계측 위치에 따라서 최대 충격압이 발생하는 시간이 다를 수 있고 따라서 최대 충격압 발생 당시의 속력이 다를 수 있으므로 측정 위치에 따라 상이한 충격압 계수가 얻어질 수 있다.

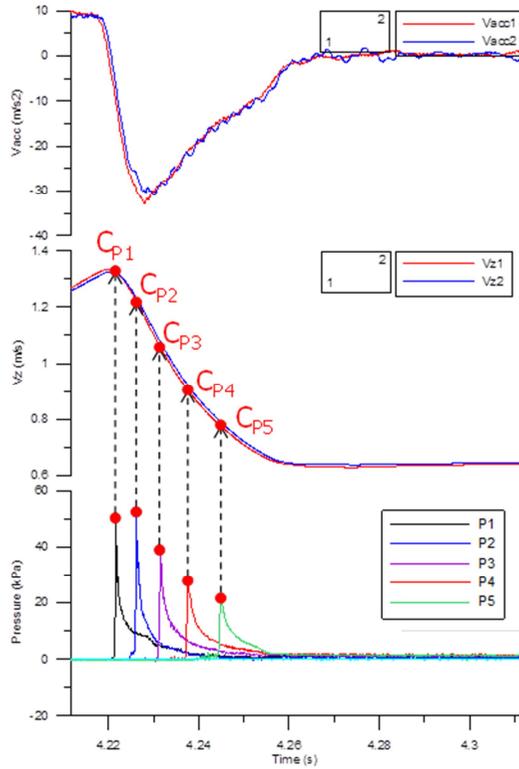


그림 2.6 낙하시험 결과를 이용한 충격압 계수 계산 방식

2.5 실험 결과의 고찰

2.5.1 측정 결과의 반복성

시험 결과의 반복성을 살펴보기 위하여 각 모형에 대한 2 회 반복 시험의 결과를 비교해 보았다. 초기 낙하 높이가 200 mm인 경우에 대한 시험에서 측정된 시계열을 그림 2.7~그림 2.11에 나타내었다. 시계열을 확인하면 전체적인 양상이 2 회의 반복 시험에서 유사하게 나타나는 것을 확인할 수 있으며 따라서 시험의 반복성이 괜찮은 수준인 것을 확인할 수 있다. 또한 대각선 방향에 설치한 2 개의 가속도계에서 측정된 가속도와 이를 적분하여 추정된 낙하 속도 신호의 경우 2 지점의 값이 거의 겹치는 형태로 나타나고 있으므로 모형이 수면에 거의 수직한 방향으로 잘 입수하였음을 확인할 수 있다. 관심이 있는 물리량인 최대 압력과 최대 압력이 발생하는 시점에서의 낙하 속력에 대해서 반복성을 정량적으로 평가하여 표 2.5~표 2.9에 나타내었다.

우선 낙하 속도 (1 번 가속도계에서 측정된 가속도를 이용하여 추정된 속력을 기준으로 사용하였음)에 대한 2 회 반복 시험의 결과를 보면 측정 결과들 중 가장 큰 차이를 나타낸 경우가 St1 모형에서 P2 지점에 최대 압력이 발생하는 경우에 대한 것으로 (Run112, Run113) 절대값 기준으로 0.12 m/s 속도 차이를 나타내었으며 이것은 Run112에서 측정된 속력을 기준으로 보면 8.1% 차이에 해당한다. 다음으로 Fr18 모형에서 측정된 속력의 반복성이 나빴으며, Wedge5 모형에서 측정된 속력의 반복성이 가장 좋았다.

다음으로 최대 충격압에 대한 2 회 반복 시험의 결과를 비교한 결과를 살펴 보면 가장 큰 충격압이 발생한 Wedge5 모형의 반복성이 가장 나쁜 것으로 나타났다. Wedge5 모형에서 P3 지점에 작용하는 최대 압력이 가장 컸으며 이 경우 2 회 반복 시험 (Run57, Run59)에서의 차이의 절대값 또한 91.5 kPa로 가장 컸다. 그러나 최대 충격압의 차이를 최대 충격압에 대한 비율로 비교할 경우 P1 지점에서 54.1% 차이가 발생하여 가장 큰 것으로 나타났다. 다음으로 Fr18 모형에서 측정된 최대 충격압의 반복성이 나빴으며, St1 모형에서 측정된 최대 충격압의 반복성이 가장 좋게 나타났다.

Wedge0 모형의 경우 최대 충격압과 최대 충격 당시의 낙하 속도 모두의 반복성이 상당히 우수한 수준으로 나타났는데, 이것은 모형이 수면에 입수하는 순간의 변동 요인이 상대적으로 작았기 때문인 것으로 추정된다. 경사각이 있는 썰기 모형과 선박 단면 형상의 모형의 경우

모형이 입수한 이후 지속적으로 입수 속력이 바뀌게 되고, 이 과정에서 수면의 변화 양상도 약간 변할 수 있는데 모형과 수면의 미세한 변화에 의해서도 최대 충격 압력이 많이 바뀔 수 있다는 것을 짐작할 수 있다. 충격 압력에 비해서 낙하 속력의 반복성이 상대적으로 우수한 것은 입수 시 가속도의 반복성이 좋은 것을 나타내고 이것은 모형에 작용하는 전체적인 힘 (압력을 면적에 대해서 적분한 개념)이 좋은 반복성을 가질 수 있음을 의미한다고 할 수 있다. 따라서 아주 간단한 형태의 반복성 검토를 하였으나 이를 통하여 국부적인 충격 압력은 압력을 측정하는 국부적인 유동 양상에 따라 매우 큰 차이를 나타낼 수 있고, 압력의 적분 형태로 표현되는 전체적인 힘과 거동은 국부적인 유동의 변화에 둔감한 것을 나타낸다고 할 수 있다.

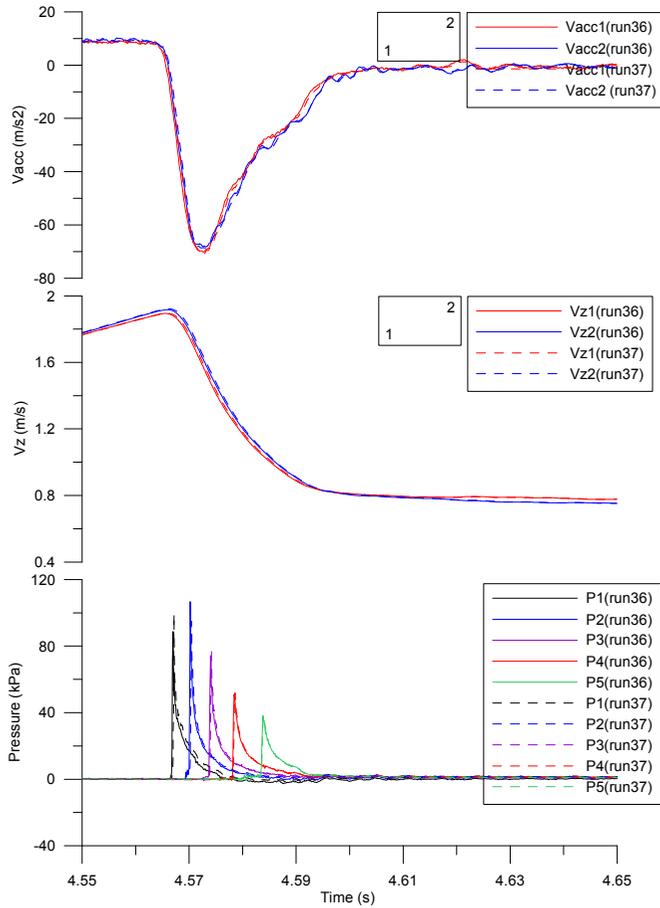


그림 2.7 시험 결과의 반복성 확인 (Wedge10, H=200 mm, Run36, Run37)

표 2.5 시험 결과의 반복성 확인 (Wedge10, H=200 mm, Run36, Run37)

Item	Unit	Run36	Run37	Diff (Unit)	Diff (%)
P1max	kPa	88.8	99.5	10.7	12.1%
P2max	kPa	106.8	94.8	-12.0	-11.2%
P3max	kPa	74.3	76.9	2.6	3.5%
P4max	kPa	50.9	51.8	1.0	1.9%
P5max	kPa	38.2	37.4	-0.8	-2.1%
Vz1_P1max	m/s	1.88	1.88	0.00	0.0%
Vz1_P2max	m/s	1.73	1.74	0.01	0.6%
Vz1_P3max	m/s	1.47	1.48	0.01	0.7%
Vz1_P4max	m/s	1.23	1.24	0.01	0.8%
Vz1_P5max	m/s	1.04	1.04	0.00	0.0%

* Diff = (Run37-Run36)/Run36×100 (%)

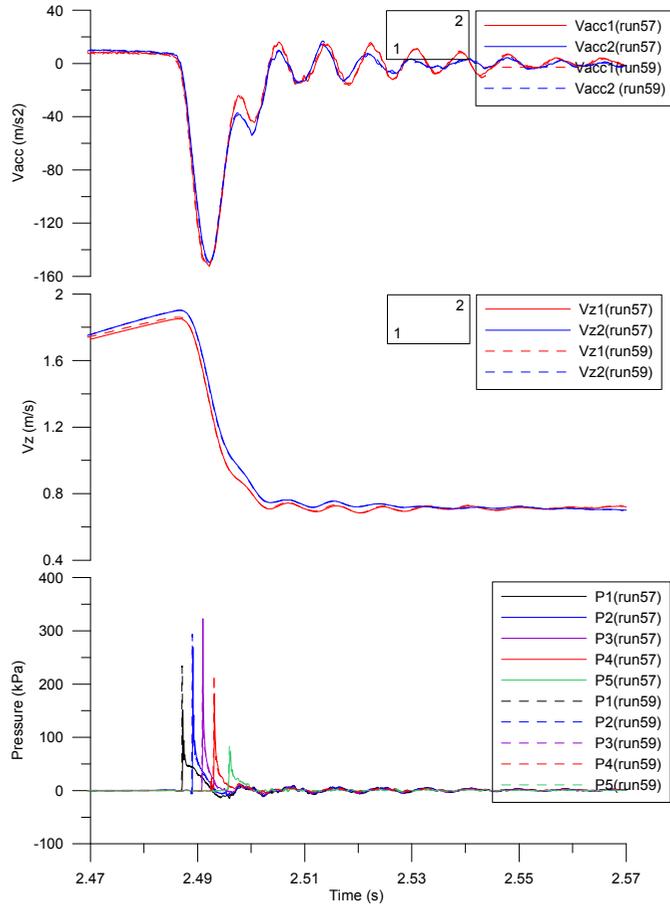


그림 2.8 시험 결과의 반복성 확인 (Wedge5, H=200 mm, Run57, Run59)

표 2.6 시험 결과의 반복성 확인 (Wedge5, H=200 mm, Run57, Run59)

Item	Unit	Run57	Run59	Diff (Unit)	Diff (%)
P1max	kPa	151.8	234.0	82.2	54.1%
P2max	kPa	269.2	293.3	24.2	9.0%
P3max	kPa	323.2	231.8	-91.5	-28.3%
P4max	kPa	182.4	219.3	36.8	20.2%
P5max	kPa	74.2	86.1	11.9	16.1%
Vz1_P1max	m/s	1.85	1.86	0.01	0.5%
Vz1_P2max	m/s	1.75	1.76	0.01	0.6%
Vz1_P3max	m/s	1.53	1.52	-0.01	-0.7%
Vz1_P4max	m/s	1.21	1.21	0.00	0.0%
Vz1_P5max	m/s	0.93	0.94	0.01	1.1%

* Diff = (Run59-Run57)/Run57×100 (%)

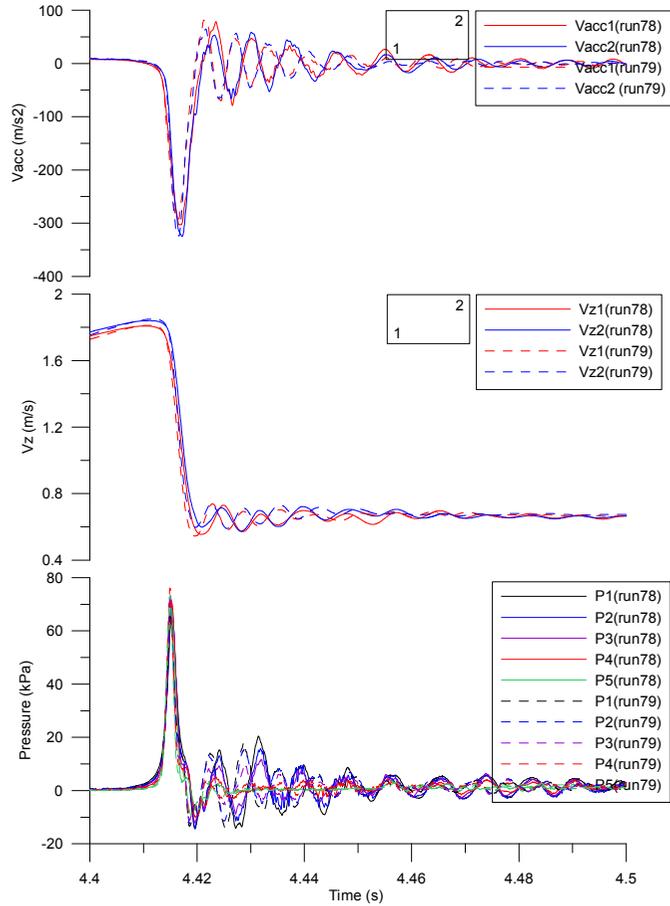


그림 2.9 시험 결과의 반복성 확인 (Wedge0, H=200 mm, Run78, Run79)

표 2.7 시험 결과의 반복성 확인 (Wedge0, H=200 mm, Run78, Run79)

Item	Unit	Run78	Run79	Diff (Unit)	Diff (%)
P1max	kPa	64.0	65.6	1.6	2.5%
P2max	kPa	68.0	72.0	3.9	5.7%
P3max	kPa	70.4	74.2	3.8	5.4%
P4max	kPa	71.3	76.1	4.8	6.7%
P5max	kPa	68.3	73.3	5.0	7.4%
Vz1_P1max	m/s	1.58	1.57	-0.01	-0.6%
Vz1_P2max	m/s	1.58	1.57	-0.01	-0.6%
Vz1_P3max	m/s	1.57	1.57	0.00	0.0%
Vz1_P4max	m/s	1.57	1.58	0.01	0.6%
Vz1_P5max	m/s	1.59	1.57	-0.02	-1.3%

* Diff = (Run79-Run78)/Run78×100 (%)

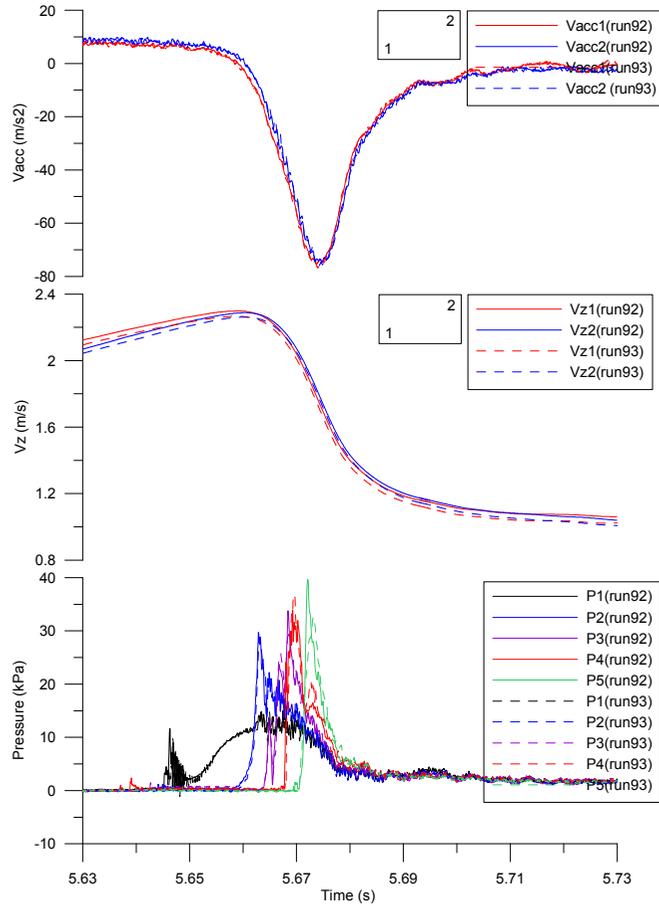


그림 2.10 시험 결과의 반복성 확인 (Fr18, H=200 mm, Run92, Run93)

표 2.8 시험 결과의 반복성 확인 (Fr18, H=200 mm, Run92, Run93)

Item	Unit	Run92	Run93	Diff (Unit)	Diff (%)
P1max	kPa	15.0	15.1	0.1	0.7%
P2max	kPa	29.7	28.8	-0.9	-3.1%
P3max	kPa	33.8	29.3	-4.5	-13.2%
P4max	kPa	34.0	36.7	2.8	8.2%
P5max	kPa	39.7	32.6	-7.1	-17.9%
Vz1_P1max	m/s	2.16	2.21	0.05	2.3%
Vz1_P2max	m/s	2.28	2.24	-0.04	-1.8%
Vz1_P3max	m/s	2.12	2.08	-0.04	-1.9%
Vz1_P4max	m/s	2.08	2.02	-0.06	-2.9%
Vz1_P5max	m/s	1.90	1.79	-0.11	-5.8%

* Diff = (Run93-Run92)/Run92×100 (%)

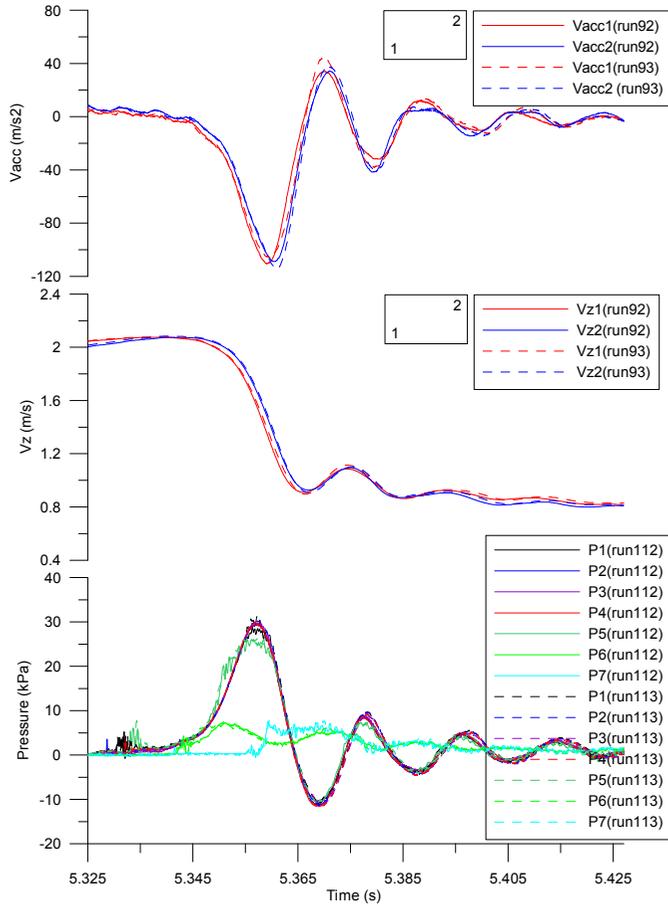


그림 2.11 시험 결과의 반복성 확인 (St1, H=200 mm, Run112, Run113)

표 2.9 시험 결과의 반복성 확인 (St1, H=200 mm, Run112, Run113)

Item	Unit	Run112	Run113	Diff (Unit)	Diff (%)
P1max	kPa	29.1	31.2	2.2	7.4%
P2max	kPa	29.7	30.2	0.5	1.8%
P3max	kPa	29.7	30.0	0.3	1.0%
P4max	kPa	29.6	30.0	0.4	1.4%
P5max	kPa	26.1	26.6	0.5	1.9%
P6max	kPa	7.5	7.3	-0.2	-3.1%
P7max	kPa	7.7	7.8	0.2	2.2%
Vz1_P1max	m/s	1.63	1.58	-0.05	-3.1%
Vz1_P2max	m/s	1.49	1.61	0.12	8.1%
Vz1_P3max	m/s	1.56	1.61	0.05	3.2%
Vz1_P4max	m/s	1.60	1.63	0.03	1.9%
Vz1_P5max	m/s	1.72	1.70	-0.02	-1.2%
Vz1_P6max	m/s	1.96	1.96	0.00	0.0%
Vz1_P7max	m/s	1.32	1.34	0.02	1.5%

* Diff = (Run113-Run112)/Run112×100 (%)

2.5.2 Wedge10 모형의 측정 결과

경사각 10 도 췌기 모형 (Wedge10)의 경우 초기 높이 별 측정 결과의 시계열은 그림 2.12의 (a)~(e)에, 최대 압력과 입수 속력의 제곱의 관계는 그림 2.12 (f)에 나타내었다. 최대 압력과 입수 속력의 제곱의 관계를 나타낸 그래프에서 기호로 표시된 것들은 측정 결과를, 직선으로 표시한 것들은 측정 결과를 직선으로 피팅한 결과를, 점선으로 표시한 “S&C”와 “Wagner”는 각각 Stavovy & Chuang [39]의 추정식 및 Wagner [44]의 이론식 결과를 나타낸 것이다.

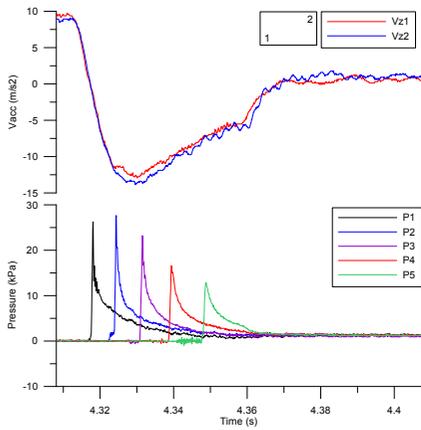
압력의 시계열 형상은 최대 압력까지 상승하는 시간 (rise time)이 0.5 ms 이내로 짧고 최대 압력 이후 압력이 떨어지는 시간 (decay time)은 상대적으로 긴 전형적인 제트 유동 (jet flow) 발생에 의한 충격압의 특징을 나타내고 있다. 초기 낙하 높이가 50 mm부터 300 mm 사이의 경우에 대한 결과인 그림 2.12의 (a)~(d)의 경우 최대 충격압이 발생한 이후 매끄럽게 압력이 떨어지는 것을 확인할 수 있는데 초기 낙하 높이가 400 mm인 경우의 결과인 그림 2.12 (e)의 경우 최대 충격압이 발생한 이후 압력이 떨어진 이후 약 0.01 초 주기로 진동하는 양상을 나타내고 있는 것을 확인할 수 있다. 이와 같이 충격 이후 압력이 진동하는 양상은 물체와 수면 사이에서 포획된 공기의 완충 작용 (air cushioning effect)에 의해서 발생하는 것으로 알려져 있으므로 이 상황에서 상대적으로 공기의 완충 작용이 크게 작용했다고 판단할 수 있다. 모형과 수면 사이에는 공기가 존재하게 되는데 모형이 낙하하면서 수면과 가까워질수록 모형과 수면 사이에 있는 공기는 점차 압축하게 되고 모형의 바깥 방향으로 빠져 나가게 된다. 그런데 모형이 수면에 닿기 직전의 속도가 아주 빠를 경우 모형과 수면 사이에 갇혀 있던 공기가 미처 빠져 나가지 못하게 되는 상황이 발생하게 되며 이 경우 잔류하고 있는 공기의 완충 작용으로 인하여 모형 표면의 압력이 줄어들게 된다.

각 지점에서의 최대 압력과 입수 속력의 제곱의 관계를 나타낸 그림 2.12 (f)에서 P1 지점과 P2 지점의 경우 초기 낙하 높이가 50 mm에서 300 mm 조건까지는 최대 압력이 거의 선형적으로 증가하다가 초기 낙하 높이가 400 mm인 경우에는 최대 압력이 오히려 300 mm에서 낙하시킨 경우 보다 작은 값으로 측정되었다. P3 지점의 경우 400 mm 높이에서 낙하시킨 경우 측정된 최대 압력이 300 mm 높이에서 낙하시킨 경우 측정된 값에 비해서 작지는 않으나 증가 폭이 다소 줄어든 것을 확인할 수 있다. 따라서 P1, P2 및 P3의 경우 초기 높이 400 mm의 경우 측정된 값을 제외하고 직선으로 근사하였으며 P4와 P5 지점에 대한 것은 모든 측정 자료를 이용하여 직선으로 근사하였다.

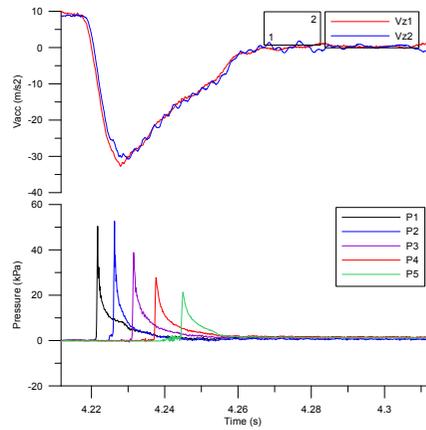
대체로 모든 측정 결과들이 Statovy & Chuang의 추정식 및 Wagner의 이론식 사이의 값에 분포하고 있는 것을 확인할 수 있다. 입수 속력이 느린 경우에는 Wagner의 이론식에 근접하는 양상을 나타내고 있으나 입수 속력이 빨라질수록 Wagner의 이론식 보다 작은 값을 나타내고 있다.

모든 지점의 측정 결과들이 대체로 직선 상에 분포하는 것을 확인할 수 있었는데, P1 지점에 대한 근사 직선의 경우 기울기가 약간 작으며 나머지 위치에 대한 근사 직선은 거의 유사한 것을 확인할 수 있는데 P1 위치가 모형의 중심에 가깝기 때문에 상대적으로 모형과 수면 사이에 있는 공기의 완충 영향을 더 많이 받았기 때문일 것으로 보인다. P1, P2 및 P3 지점에서 초기 높이 400 mm의 경우 오히려 더 낮은 높이에서 떨어진 경우 보다 최대 압력이 작았던 원인은 모형의 바깥 위치에 비해서 상대적으로 공기의 완충 영향을 더 크게 받았기 때문인 것으로 보인다.

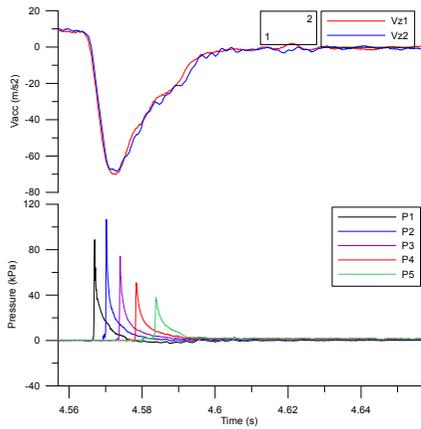
시계열 결과들을 보면 여러 위치들 중에서 가장 큰 압력이 발생하는 시점은 수직 가속도가 최소인 시점과 유사한 것을 확인할 수 있는데, 이것은 모형 전체에 최대의 힘이 작용하는 시점과도 일치할 것으로 추정한다. 각 압력 측정 위치에서 최대 압력이 발생하는 시간을 이용하여 충격압의 전파 속력을 추정할 수 있는데, 초기 낙하 높이가 높아질수록 P1~P5 위치에서 충격압이 발생하는 시간의 차이가 줄어들기 때문에 충격압의 전파 속력이 빨라지는 것을 확인할 수 있다. 충격압의 전파 속력은 초기 낙하 높이에 따라 50 mm 조건에서 7.9~5.3 m/s (평균 6.7 m/s), 100 mm 조건에서 10.9~6.8 m/s (평균 8.9 m/s), 200 mm 조건에서 15.6~9.3 m/s (평균 12.4 m/s), 300 mm 조건에서 17.9~10.9 m/s (평균 14.6 m/s), 400 mm 조건에서 21.7~12.2 m/s (평균 17.1 m/s) 정도의 속력으로 전파되는 것으로 추정할 수 있다.



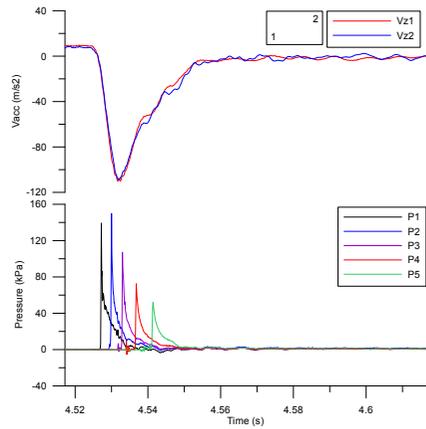
(a) H=50 mm (Run32)



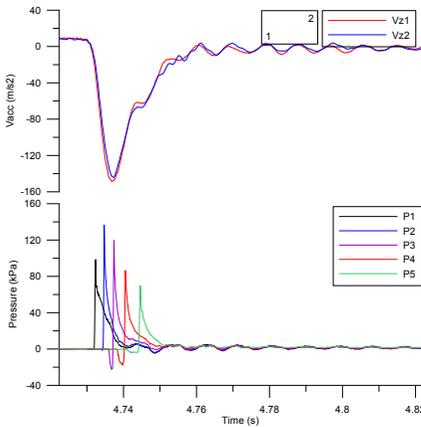
(b) H=100 mm (Run34)



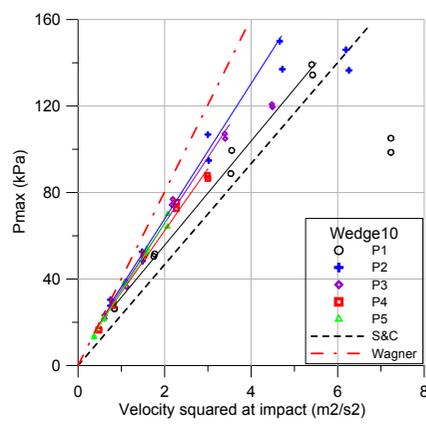
(c) H=200 mm (Run36)



(d) H=300 mm (Run38)



(e) H=400 mm (Run27)



(f) P_{max} vs. V^2

그림 2.12 낙하시험 결과의 시계열 및 압력-속도 제곱 상관도 (Wedge10)

2.5.3 Wedge5 모형의 측정 결과

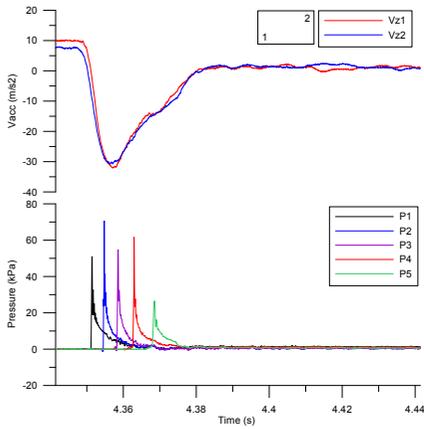
경사각 5 도 썰기 모형 (Wedge5)의 경우 최대 압력과 입수 속력의 제공의 관계는 그림 2.13 (f)에, 초기 높이 별 측정 결과의 시계열은 그림 2.13의 (a)~(e)에 나타내었다. 압력의 시계열 형상은 경사각 10 도 썰기 모형에서와 같이 최대 압력까지 상승하는 시간이 0.5 ms 이내로 짧고 최대 압력 이후 압력이 떨어지는 시간이 상대적으로 긴 체트 유동에 의한 충격압의 양상을 나타내고 있다. 앞의 경사각 10 도 썰기 모형의 결과와 비교해 보면 동일한 조건에서 최대 압력이 2 배 이상 크게 측정되었고 측정 결과의 반복성은 나빠진 것을 확인할 수 있다. 특히 초기 낙하 높이가 300 mm 이상인 경우 측정된 최대 압력은 사용된 압력계의 정격 측정 범위인 345 kPa을 넘는 것으로 나타났기 때문에 해당 자료들 (Run62, Run63, Run64, Run65)은 분석에서 제외하였다. 경사각 5 도 썰기의 경우 초기 낙하 높이가 200 mm 조건에서 최대 충격압 이후 압력이 약 0.01 초 주기로 진동하는 양상이 나타나고 있는데, 경사각 10 도 썰기 모형에서 보다 낮은 높이에서 관측된 것이다. 이것은 경사각 10 도 썰기 모형에 비해서 모형과 수면 사이의 공기가 모형 바깥으로 빠져 나가기 더욱 어려웠기 때문인 것으로 볼 수 있다.

초기 낙하 높이가 높아질수록 최대 압력이 거의 선형적으로 증가하는 양상을 나타내고 있는데 2 회 시험의 반복성이 점차 나빠지는 경향을 나타내었다. 경사각 10 도 모형에서와 마찬가지로 P1 위치의 직선 기울기가 가장 작은 것을 확인할 수 있으며 이것은 공기의 완충 효과를 많이 받았기 때문으로 보인다.

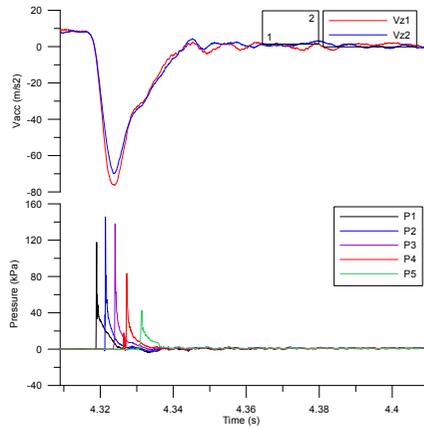
이 경우에도 경사각 10 도 모형에서와 같이 대체로 모든 측정 결과들이 Statovy & Chuang의 추정식 및 Wagner의 이론식 사이의 값에 분포하고 있는 것을 확인할 수 있다. 입수 속력이 느린 경우에는 Wagner의 이론식에 근접하는 양상을 나타내고 있으나 입수 속력이 빨라질수록 Wagner의 이론식 보다 작은 값을 나타내고 있다.

경사각 10 도 썰기 모형의 결과에서와 같이 시계열 결과들을 보면 여러 위치들 중에서 가장 큰 압력이 발생하는 시점은 수직 가속도가 최소인 시점과 유사한 것을 확인할 수 있다. 측정된 수직 가속도의 최소값은 경사각 10 도 모형의 경우에 비해서 더 낮아졌음을 확인할 수 있다. 충격압의 전파 속력은 초기 낙하 높이에 따라 50 mm 조건에서 14.9~8.9 m/s (평균 12.1 m/s), 100 mm 조건에서 20.8~12.2 m/s (평균 16.9 m/s), 200 mm 조건에서 27.0~16.7 m/s (평균 23.2 m/s) 정도의 속력으로 전파되는 것으로 추정할 수 있으며, 경사각 10 도 썰기 모형의 결과에서와 같이 초기 낙하 높이가 높을수록 충격압의 전파 속력이 빠르게 나타났다.

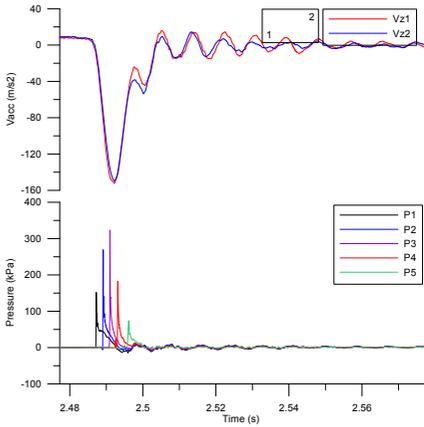
충격압의 전파 속력은 경사각 10 도 켄기 모형의 경우에 비해서 약 2 배 정도 빠른 것을 확인할 수 있다.



(a) H=50 mm (Run52)



(b) H=100 mm (Run55)

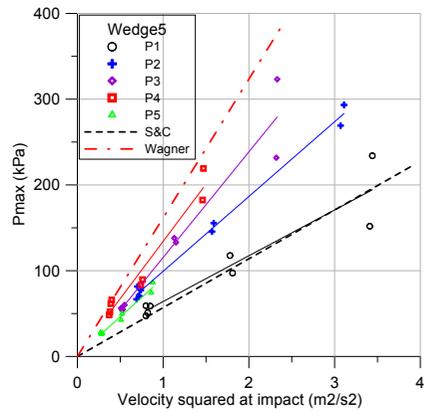


(c) H=200 mm (Run57)

Maximum pressure exceeds the capacity of the transducer

Maximum pressure exceeds the capacity of the transducer

(d) H=300 mm (Run62)



(f) P_{max} vs. V^2

(e) H=400 mm (Run64)

그림 2.13 낙하시험 결과의 시계열 및 압력-속도 제곱 상관도 (Wedge5)

2.5.4 Wedge0 모형의 측정 결과

경사각 0 도 모형 (Wedge0)의 경우 최대 압력과 입수 속력의 제곱의 관계는 그림 2.14 (f)에, 초기 높이 별 측정 결과의 시계열은 그림 2.14의 (a)~(e)에 나타내었다. 압력의 시계열 형상은 최대 압력까지 상승하는 시간과 최대 압력 이후 압력이 떨어지는 시간이 거의 비슷한 대칭 형상을 나타내고 있으며 최대 압력까지 상승하는 시간은 약 2 ms로 경사각이 있는 모형에 비해서 상대적으로 길게 측정되었다. 모든 측정 위치에서의 압력 시계열이 거의 겹치는 정도로 유사하게 나타났으며 초기 낙하 높이가 가장 낮은 경우에 측정된 시계열에서도 최대 충격압 이후의 압력 진동 양상을 확인할 수 있으며 압력의 진동 주기는 약 0.008 초이다.

모든 측정 결과들이 Statovy & Chuang의 추정식 및 Wagner의 이론식에 비해서 작은 것을 확인할 수 있다. 입수 속력이 느린 경우에는 Stavovy & Chuang의 추정식에 근접하는 양상을 나타내고 있다.

앞의 경사각 10 도 및 경사각 5 도 췌기 모형의 결과들과 비교해 보면 수직 가속도의 최소값이 상당히 작아졌음 (절대값은 커졌음)을 알 수 있다. 최대 압력이 발생하는 시점은 최소 가속도가 발생하는 시점 보다 약 0.001 초 정도 빠르게 나타나고 있다. 이것은 모형의 표면에서 압력이 가장 먼저 감지되고 모형은 일종의 필터 역할을 하여 약간 늦은 시간에 그 힘을 느끼게 되는 것으로 해석할 수 있다. 최대 압력의 크기는 경사각 10 도의 경우와 유사하게 나타났다. 경사각 5 도 모형에 비해서 최대 압력의 크기는 작지만 수직 가속도의 절대값이 상당히 커졌기 때문에 모형에 작용하는 전체적인 힘은 더욱 클 수 있다. 일반적으로 경사각이 매우 작은 경우 표면에서의 압력은 경사각이 2~5 도 정도인 경우에 비해서 작게 측정되지만 전체적으로 전달되는 하중은 커지기 때문에 구조적인 변형은 더욱 크게 발생하는 것으로 알려져 있다.

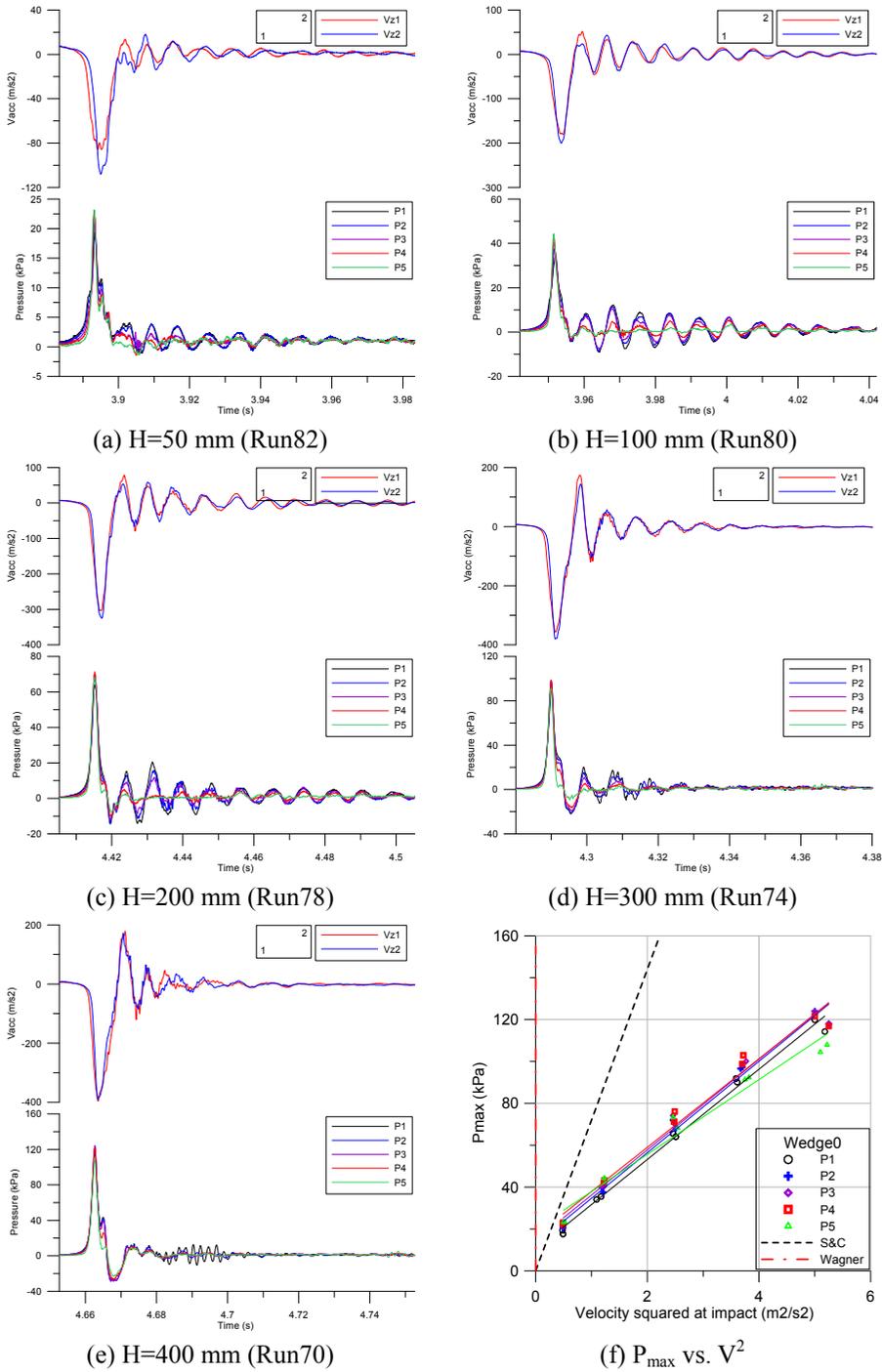


그림 2.14 낙하시험 결과의 시계열 및 압력-속도 제곱 상관도 (Wedge0)

2.5.5 Fr18 모형의 측정 결과

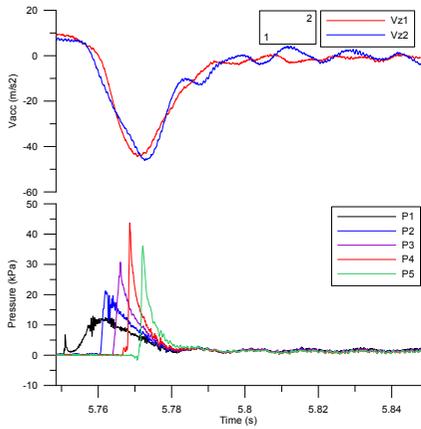
단축 선박의 선미부 단면인 Fr18 모형의 경우 최대 압력과 입수 속력의 제공의 관계는 그림 2.15 (f)에, 초기 높이 별 측정 결과의 시계열은 그림 2.15의 (a)~(e)에 나타내었다. 압력의 시계열 형상은 단순 썰기 형상과 달리 매우 특이하게 나타나고 있는데, P1 위치에서는 초기에 작은 압력 피크가 나타난 이후 다시 압력이 떨어졌다가 상당히 완만한 형태로 압력이 발달하는 양상을 나타내고 있다. P1 지점에서 초기에 작은 압력 피크가 측정된 것은 선미 별브 끝단이 먼저 입수하면서 상승한 수면이 P1 지점에 부딪혀서 발생한 것이고 (사진 2.6 (b)의 화살표 참조), 그 이후에 선체의 넓은 바닥이 입수하면서 더 큰 압력이 작용하게 된다.

측정된 최대 압력과 입수 속력의 제공 관계는 그림 2.15 (f)에 나타내었으며, 각 측정 위치 별로 Stavovy & Chuang의 추정식과 Wagner의 이론식과 비교한 결과를 그림 2.16에 나타내었다. Fr18 모형의 경우 각 측정 위치의 경사각이 모두 상이하기 때문에 그림 2.16과 같이 위치 별로 따로 구분하여 나타내었다. P1 지점과 P2 지점에서 측정된 결과는 대체로 최대 압력과 입수 속력의 제공이 선형적인 관계를 나타내고 있으나 P3~P5 지점의 경우 입수 속력이 낮은 경우에 오히려 입수 속력이 큰 경우에 비해서 최대 압력이 커지는 경향을 나타내고 있어서 단순 썰기 모형의 경우와 차이를 보이고 있다. 모든 측정 결과들이 Stavovy & Chuang의 추정식 및 Wagner의 이론식에 비해서 작은 것을 확인할 수 있다. 입수 속력이 느린 경우에는 Stavovy & Chuang의 추정식에 근접하는 양상을 나타내고 있다.

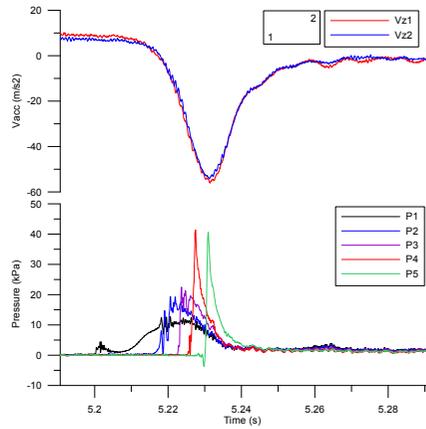
Fr18 모형의 경우에도 최대 충격압이 발생하는 시점이 최소 가속도가 발생하는 시점 보다 약간 빨리 나타났다. 충격압의 전파 속력은 P1 지점을 제외하고 P2~P5 위치에 대해서만 추정하면, 초기 낙하 높이에 따라 50 mm 조건에서 19.6~12.0 m/s (평균 15.2 m/s), 100 mm 조건에서 16.7~13.0 m/s (평균 14.7 m/s), 200 mm 조건에서 55.6~9.1 m/s (평균 27.5 m/s), 300 mm 조건에서 37.0~14.5 m/s (평균 22.3 m/s), 400 mm 조건에서 47.6~15.4 m/s (평균 26.7 m/s) 정도이다. 충격압의 평균 전파 속력을 Froude 상사법칙을 적용하여 실선 크기로 환산하면 124 m/s, 120 m/s, 225 m/s, 182 m/s, 218 m/s에 해당하여 매우 빠른 속도로 전파되는 것을 알 수 있다. 단순 썰기 모형과 달리 P3~P4 사이에서 충격압 전파 속력이 대체로 크게 나타났으며 초기 낙하 높이가 증가함에 따라 일정하게 충격압 전파 속력이 증가하지도 않았다. 이것은 초기에 선미 별브 끝단에서 먼저 발달한 상승 유동이 모형의 표면을 따라서 진행되는 도중에 모형이 정수면에 도달하여 두 가지 이상의 유동 양상이 합쳐지면서 복잡한 유동으로 변화되었기 때문으로 보인다. Fr18

모형의 경우 선미 별브 끝단에서 수면까지의 거리를 기준으로 초기 낙하 높이를 정의하였기 때문에 동일한 초기 낙하 높이의 경우 단순 썰기 모형에 비하여 상대적으로 압력 측정 위치가 수면으로부터 멀리 떨어져 있다. 이와 같은 이유로 인하여 그림 2.15 (f)의 가로 축에서 확인할 수 있듯이 최대 충격압 발생 당시의 입수 속력이 단순 썰기 모형에 비해서 증가하게 되었다. 그러나 이와 같은 입수 속력의 증가에도 불구하고 최대 충격압은 경사각 5 도 또는 10 도 썰기 모형의 충격압에 비해서 1/2 이하로 매우 작게 측정되었다 (Fr18의 압력 측정 위치의 경사각은 약 5.7~9.1 도의 범위에 해당함). 그 원인은 선미 별브가 먼저 입수하면서 교란시킨 수면이 깨끗한 제트 유동의 발달을 억제했기 때문인 것으로 추정한다. 선미 별브가 입수하면서 생기는 상승 유동과 모형 표면 사이에 공기층을 형성하는 것으로 보이며 상승 유동의 대부분이 모형의 표면에서 부서지기 때문에 2 차 충격 시 유동의 발달을 방해하였을 것으로 보인다. 충격압 계수는 P1 지점에서 가장 작았고 P5 지점에서 가장 크게 나타났다.

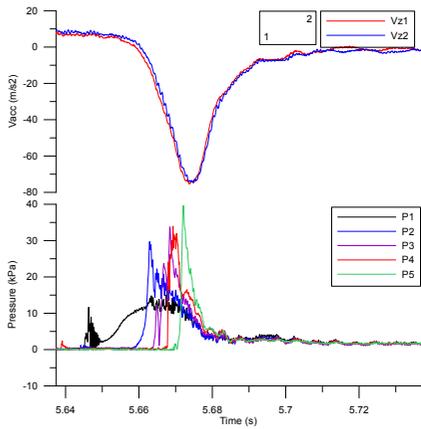
초기 낙하 높이가 200 mm인 경우 고속 카메라를 이용하여 촬영한 영상의 일부를 사진 2.6에 나타내었다. 사진 2.6 (a)는 선미 별브가 수면에 입수한 직후의 수면 형태로서 선미 별브 주위의 수면이 교란되어 상승하기 시작한다. 사진 2.6 (b)는 선미 별브의 입수에 의해서 교란된 유동이 발달하여 볼록한 형태의 유동 (화살표 표시 부분)이 생성된 것을 확인할 수 있으며 이 유동이 선미의 평평한 부분에 1 차 충격을 가하기 직전의 영상이다. 사진 2.6 (c)는 1 차 충격 이후 선미의 평평한 부분이 수면에 본격적으로 입수하기 시작하는 단계로 1 차 충격 유동과 만나서 수면에 포말이 형성되는 등 매우 복잡한 유동이 생성되는 것을 확인할 수 있다. 사진 2.6 (d)는 입수 충격의 마지막 단계로서 선미 바닥의 전체가 수면에 잠긴 것을 확인할 수 있다.



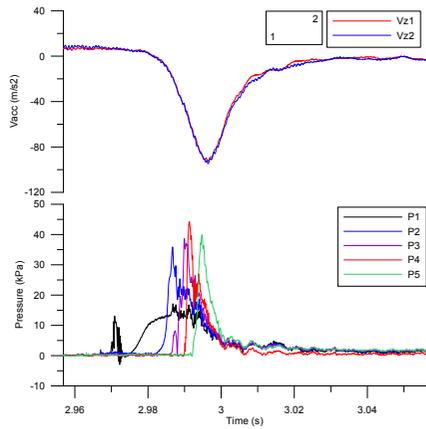
(a) H=50 mm (Run99)



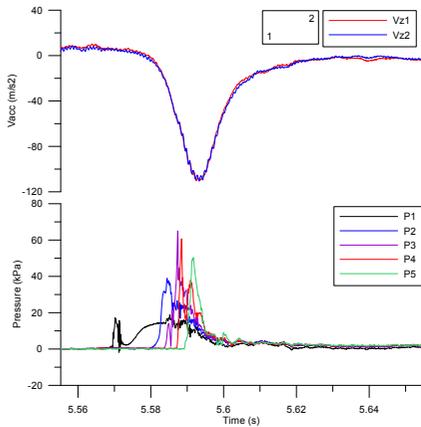
(b) H=100 mm (Run101)



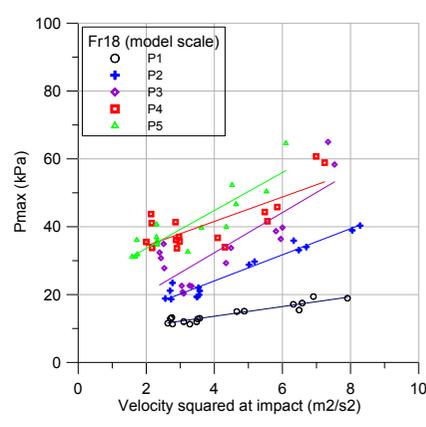
(c) H=200 mm (Run92)



(d) H=300 mm (Run95)



(e) H=400 mm (Run97)



(f) P_{max} vs. V^2

그림 2.15 낙하시험 결과의 시계열 및 압력-속도 제곱 상관도 (Fr18)

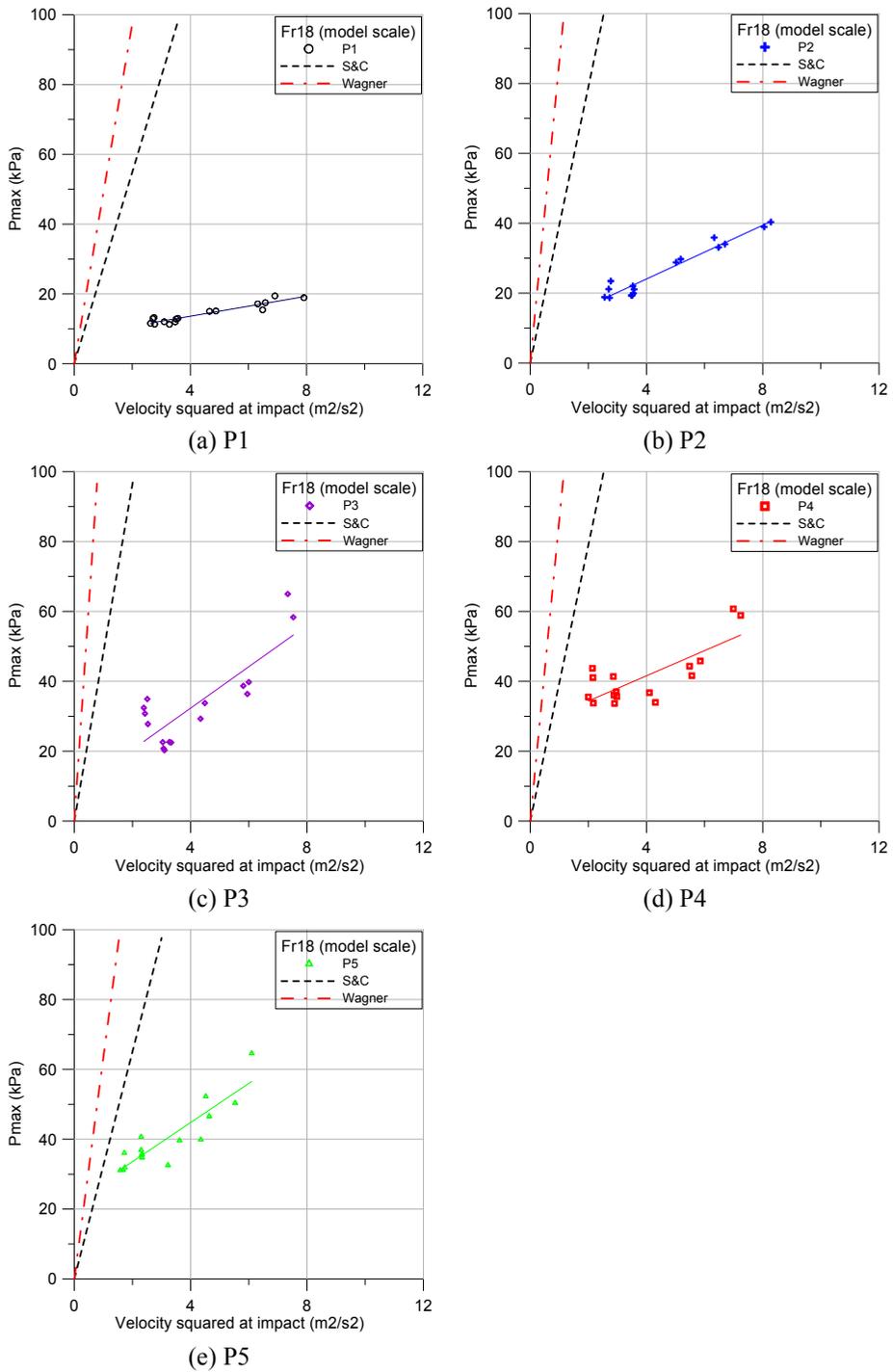
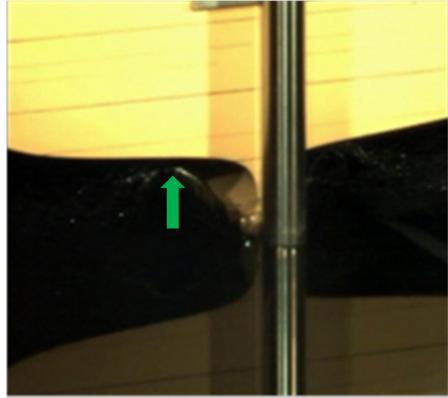


그림 2.16 낙하시험 결과의 측정 위치 별 압력-속도 제곱 상관도 (Fr18)



(a)



(b)



(c)



(d)

사진 2.6 낙하시험 영상 (Fr18, H=200 mm, Run93)

2.5.6 St1 모형의 측정 결과

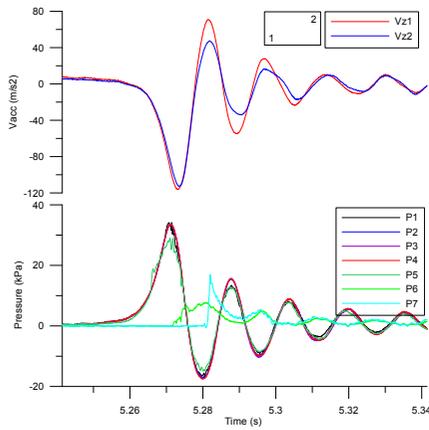
쌍축 선박의 선미부 단면인 St1 모형의 경우 최대 압력과 입수 속력의 제곱의 관계는 그림 2.17 (f)에, 초기 높이 별 측정 결과의 시계열은 그림 2.17의 (a)~(e)에 나타내었다. 압력의 시계열 형상은 선미 밸브 내부 영역 (P1~P5)과 외부 영역 (P6, P7)에서 다르게 나타났다. 먼저 선미 밸브 내부 영역에서는 경사각 0 도의 단순 썰기 모형에서와 유사하게 최대 압력에 도달하기까지의 상승 시간과 최대 압력 이후의 하강 시간이 완만하고 거의 대칭으로 나타났고 뚜렷한 진동 형태를 나타내었고, 압력의 크기도 P1~P5 위치에서 거의 유사한 크기로 측정되었다. 이것은 두 개의 선미 밸브가 수면과 닿는 순간 두 선미 밸브 사이의 공간에 공기가 갇히게 되고 이 공기가 압축하면서 완충 작용을 하기 때문에 나타난 현상이다. 또한 Fr18 단면 모형에서와 약간 유사하게 선미 밸브가 수면에 입수하는 초기에 교란된 유동의 상승에 의해서 작은 압력 피크가 측정된 것도 확인할 수 있다. 두 선미 밸브 사이의 내부 영역에서는 최대 압력이 발생하기 이전에도 압력의 진동 양상이 측정되었는데 이것은 선미 밸브가 수면에 닿은 이후에 내부 공기가 압축되면서 진동하기 때문에 발생한 것이다. 다음으로 선미 밸브 외부 영역에서는 Fr18 모형과 유사한 패턴을 나타내고 있는데, 선미 밸브가 입수하면서 생성된 상승 유동이 먼저 P6 위치에 도달하고 이후 모형의 표면을 따라서 유동이 발달하거나 모형 표면이 정수면에 입수하면서 발달한 유동과 합쳐지면서 2 차 압력 피크를 형성하였다. 그러나 선미 밸브의 바깥쪽에서 측정된 압력은 선미 밸브 안쪽에서 측정된 압력에 비해서 그 크기가 1/3 정도로 작게 나타났다.

측정된 최대 압력과 입수 속력의 제곱 관계는 그림 2.17 (f)에 나타내었으며, 각 측정 위치 별로 Stavovy & Chuang의 추정식과 Wagner의 이론식과 비교한 결과를 그림 2.18에 나타내었다. St1 모형의 경우에도 각 측정 위치의 경사각이 모두 상이하기 때문에 그림 2.18과 같이 위치 별로 따로 구분하여 나타내었다. 모든 측정 위치에서 입수 속력이 낮은 경우에 오히려 입수 속력이 큰 경우에 비해서 최대 압력이 약간 커지는 경향을 나타내고 있어서 단순 썰기 모형의 경우와 차이를 보이고 있다. 모든 측정 결과들이 Stavovy & Chuang의 추정식 및 Wagner의 이론식에 비해서 작은 것을 확인할 수 있다. 선미 밸브 내부의 영역 (P1~P5)에서 측정된 최대 압력이 선미 밸브 외부 (P6, P7)에서 측정된 최대 압력에 비해서 2 배 이상 크게 측정되었다. 입수 속력이 느린 경우에는 Stavovy & Chuang의 추정식에 근접하는 양상을 나타내고 있고, P6과 P7 지점의 경우 Wagner의 이론식에도 근접하는 정도의 결과를 나타내고 있다.

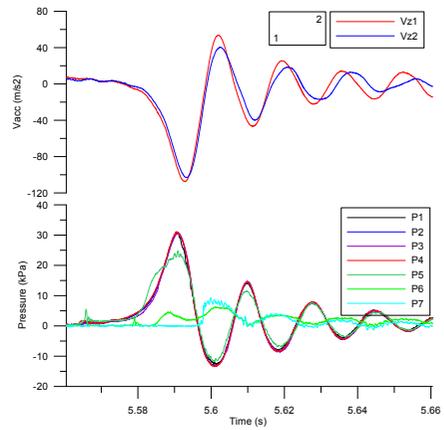
수직 가속도가 최소인 시점은 선미 밸브 내부 영역에서 최대 압력이

측정된 시점 보다 약간 늦게 나타나며, 선미 밸브 외부 영역에서 최대 압력이 나타나는 시점과는 특별한 상관 관계를 보이고 있지 않다. St1 모형의 경우 충격압 전파 속력은 선미 밸브 외부에서만 의미가 있는데 P6~P7 구간에서 초기 낙하 높이가 200~400 mm인 경우 충격압이 전파되는 속력은 약 5.1~5.9 m/s 정도의 범위에 있다. 이것을 Froude 상사법칙을 적용하여 실선 크기로 환산하면 44 m/s, 51 m/s 정도의 전파 속도에 해당한다. 이것은 앞서 Fr18 모형의 경우에 비해서 1/2~1/4 정도의 속력에 해당한다. 낙하 속력은 Fr18 모형에 비해서 다소 느리며 최대 충격압의 크기 또한 Fr18에 비해서 작은 것을 확인할 수 있다.

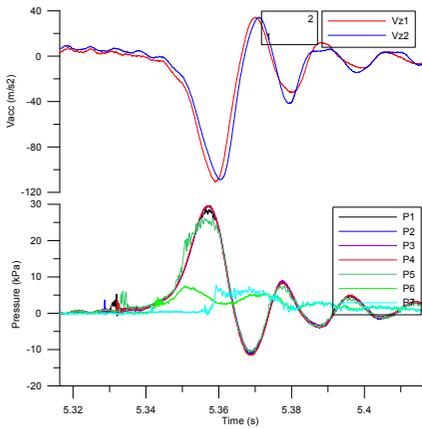
초기 낙하 높이가 200 mm인 경우 고속 카메라를 이용하여 촬영한 영상의 일부를 사진 2.7에 나타내었다. 사진 2.7 (a)는 선미 밸브가 수면에 입수한 직후의 수면 형태로서 선미 밸브 주위의 수면이 교란되어 상승하기 시작한다. 사진 2.7 (b)는 선미 밸브의 입수에 의해서 교란된 유동이 발달하여 선미 밸브의 내부와 외부로 볼록한 형태의 유동 (화살표 표시 부분)이 생성된 것을 확인할 수 있으며 이 유동이 선미의 평평한 부분에 1 차 충격을 가하기 직전의 영상이다. 사진 2.7 (c)는 1 차 충격 이후 선미의 평평한 부분이 수면에 본격적으로 입수하기 시작하는 단계로 1 차 충격 유동과 만나서 수면에 포말이 형성되는 등 매우 복잡한 유동이 생성되는 것을 확인할 수 있다. 특히 선미 밸브 내부의 경우 두 밸브 사이에 갇혀 있던 공기가 바깥으로 빠져 나오면서 강한 거품 형태의 유동이 생성된 것을 확인할 수 있다 (화살표 표시 부분). 사진 2.7 (d)는 입수 충격의 마지막 단계로서 선미 바닥의 전체가 수면에 잠긴 것을 확인할 수 있다.



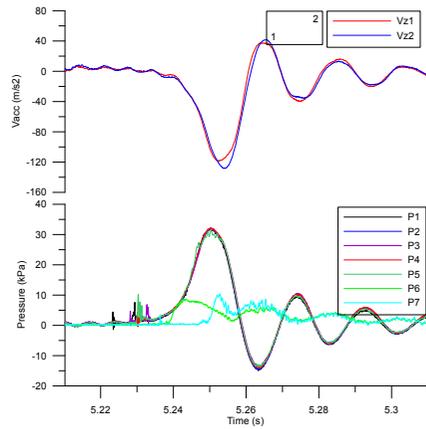
(a) H=50 mm (Run106)



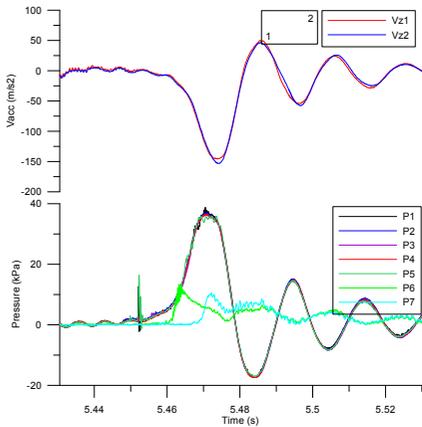
(b) H=100 mm (Run109)



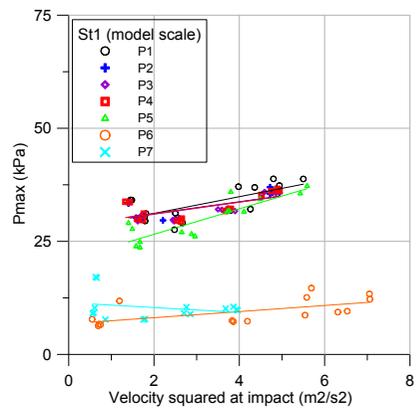
(c) H=200 mm (Run112)



(d) H=300 mm (Run115)



(e) H=400 mm (Run118)



(f) P_{\max} vs. V^2

그림 2.17 낙하시험 결과의 시계열 및 압력-속도 제곱 상관도 (St_1)

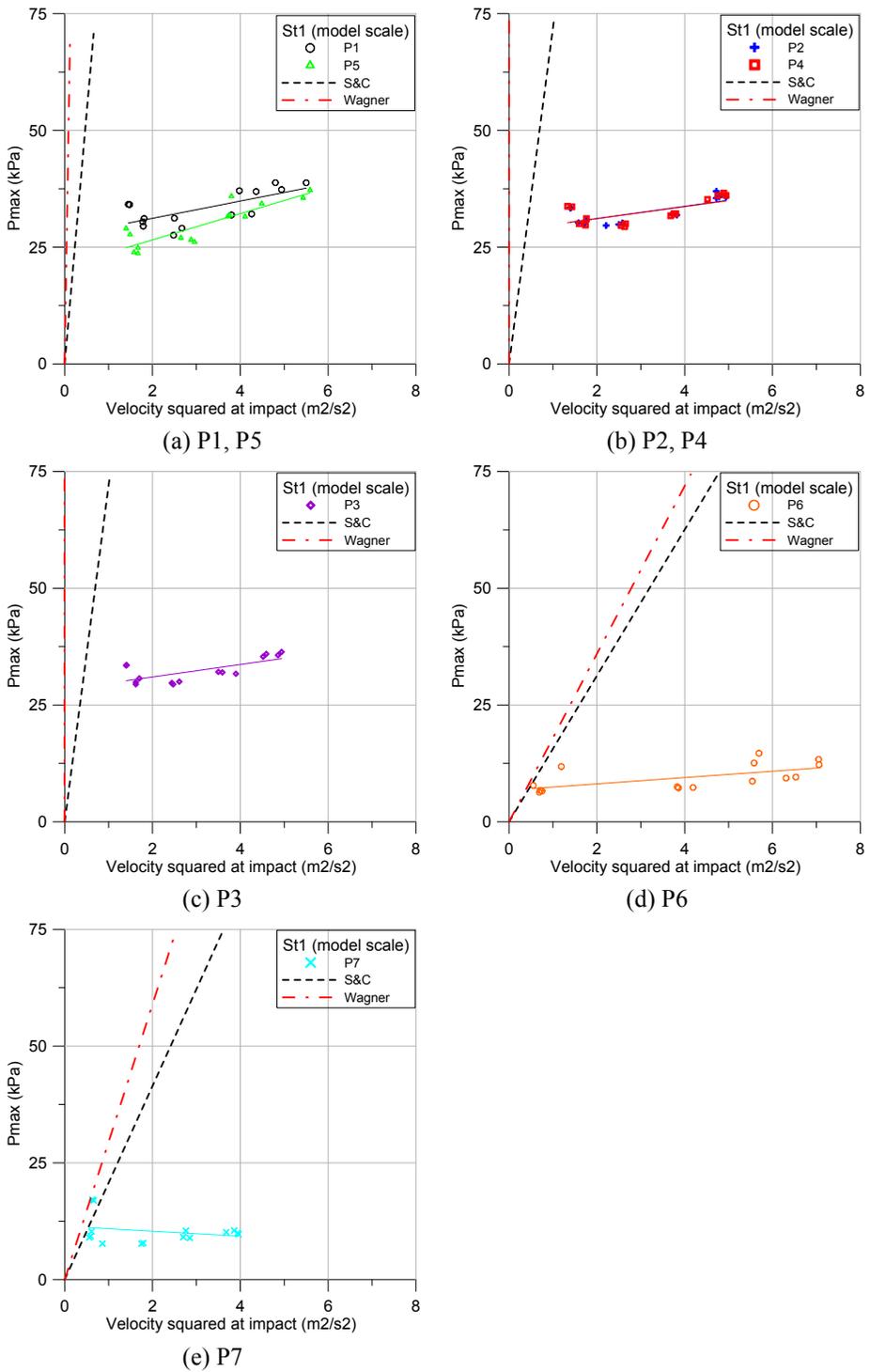
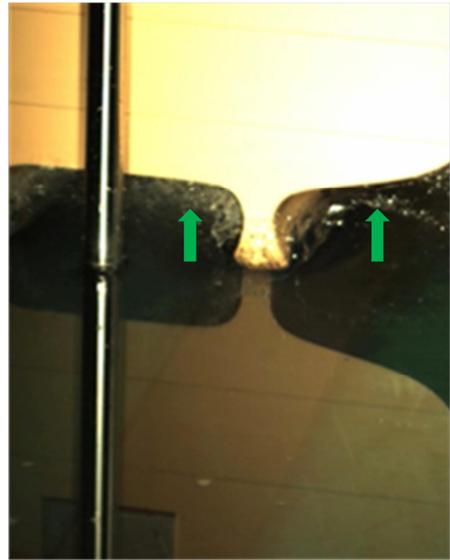


그림 2.18 낙하시험 결과의 측정 위치 별 압력-속도 제곱 상관도 (St1)



(a)



(b)



(c)



(d)

사진 2.7 낙하시험 영상 (St1, H=200 mm, Run113)

2.5.7 낙하시험 결과 정리

이상과 같은 자유 낙하시험을 통하여 얻은 충격압 계수를 Wagner의 이론식 및 Stavovy & Chuang의 추정식과 비교하여 그림 2.19에 나타내었다. 여기서 Fr18 및 St1 모형의 경우 압력을 측정할 위치에서의 단면 기울기를 이용하였다.

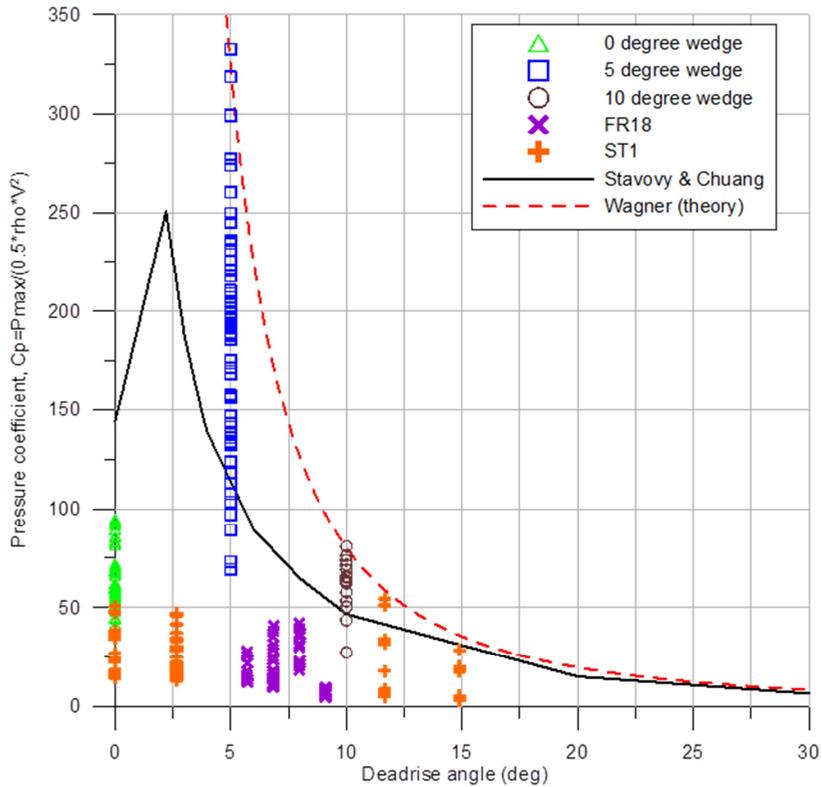


그림 2.19 낙하시험에 의한 충격압 계수 비교 (종합)

단순 썰기 모형의 경우에도 압력 측정 위치와 시험 조건에 따라서 충격압 계수가 매우 다를 수 있는 것을 확인하게 되는데 특히 경사각 5도 썰기의 경우 충격압 계수의 산포가 가장 크게 나타났다. 경사각 5도 및 10도 썰기의 경우 최대 충격압 계수는 Wagner의 이론식에 이르렀으며 경사각 0도 썰기 모형의 경우에는 최대 충격압 계수가 Stavovy & Chuang의 추정식 보다 많이 작게 나타났다.

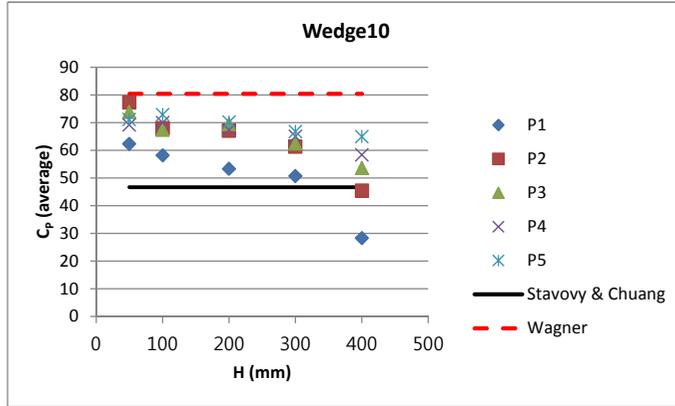
단축 콘테이너 운반선의 선미 단면인 Fr18 모형의 경우 충격압 계수가 Wagner의 이론식은 물론이고 Stavovy & Chuang의 추정식에 비해서도 매우 작은 것으로 측정되었다. 또한 단순 썰기의 모형시험 결과에 비해서도

상당히 낮은 것을 확인할 수 있다. 이것은 실제 선체와 같이 (특히 선미 별브가 있는 경우) 복잡한 형상에 대하여 Wagner의 이론식이나 Stavovy & Chuang의 추정식을 이용하여 충격 하중을 추정할 경우 보수적이기는 하겠으나 너무 과도한 하중으로 추정할 가능성이 크다는 것을 나타내는데, 특히 선박 단면의 경사각이 10 도 이하로 작은 경우가 더욱 그러하다고 하겠다.

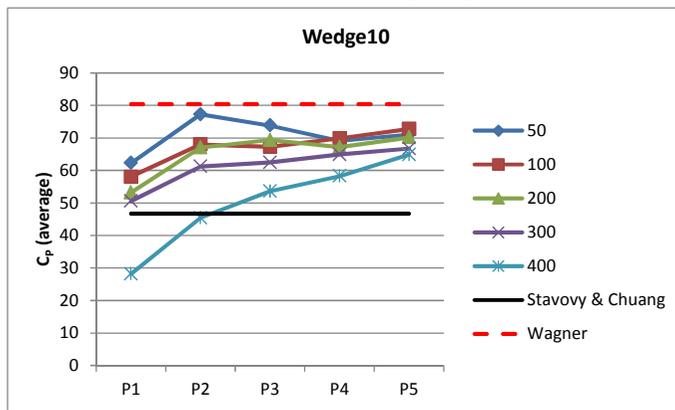
쌍축 컨테이너 운반선의 선미 단면인 St1 모형의 경우 역시 Fr18 모형에서와 같이 모형시험으로 측정된 충격압 계수가 Wagner의 이론식이나 Stavovy & Chuang의 추정식에 비해서 작은 것으로 나타났다. 그러나 선박 단면의 경사각이 10 도 보다 큰 선미 별브 바깥 영역에서는 Wagner의 이론식에 근접하는 충격압 계수가 측정되었다. 따라서 쌍축 선박의 선미부의 경우 선미 별브 사이의 평평한 부분에 대해서는 새로운 추정 방법을 이용한 충격 하중의 추정이 필요하며, 선미 별브 바깥쪽의 경사진 부분에 대해서는 기존의 이론식과 추정식을 적용하여 하중을 추정하는 것도 적절하다고 판단할 수 있다.

그림 2.19에는 측정 결과를 모두 표시하여 특정 조건에 따른 경향을 파악하기 쉽지 않다. 따라서 각 모형에서 측정된 결과를 다른 형태의 그래프로 표현하여 결과를 비교해 보았다. 각 시험 조건에서 2 회 시험을 통하여 측정된 결과를 이용하여 계산한 C_p 값을 평균하여 Stavovy & Chuang 및 Wagner의 충격압 계수와 비교하였다.

경사각 10 도 췌기 모형에 대한 결과는 그림 2.20에 나타내었는데, 초기 낙하 높이가 낮을수록 C_p 값이 큰 경향을 나타내고 있으며, 측정 위치에 따라서는 중심부 근처 (P1)에서의 C_p 가 가장 작고 바깥 쪽으로 갈수록 C_p 값이 커지는 경향을 나타내었다. 초기 낙하 높이가 낮은 경우에는 측정 위치에 따른 C_p 의 차이가 크지 않고, 초기 낙하 높이가 높을수록 측정 위치에 따른 C_p 의 차이가 크게 나타났다. 중앙부 근처에서 측정된 값일수록 초기 낙하 높이에 따른 편차가 크게 나타났고, 모형의 바깥 쪽에서 측정된 값들은 초기 낙하 높이에 따른 C_p 의 차이가 크지 않았다. 최대 C_p 값은 Wagner의 이론값에 근접하는 것을 확인할 수 있었고, 대체로 Stavovy & Chuang의 추정값 보다는 큰 C_p 값을 나타내었다.



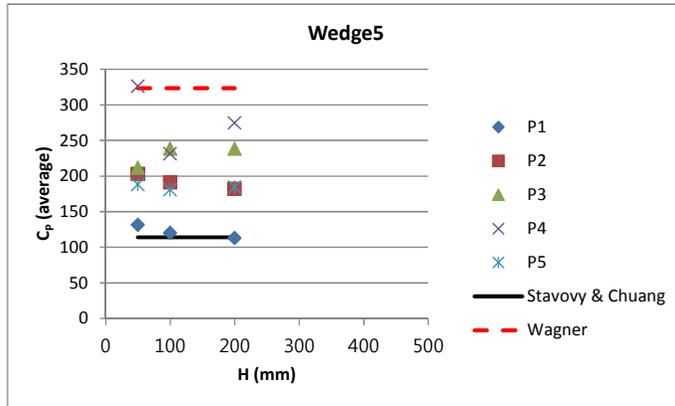
(a) C_p vs. initial drop height



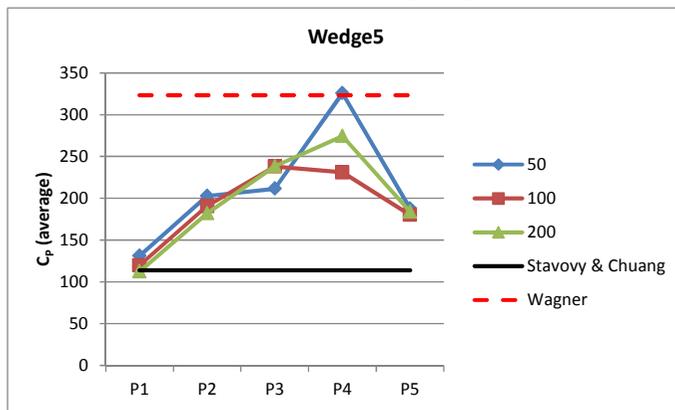
(b) C_p vs. location

그림 2.20 낙하시험에 의한 충격압 계수 비교 (Wedge10)

경사각 5 도 썰기 모형의 결과는 그림 2.21에 나타내었다. 초기 낙하 높이에 따른 C_p 값의 변화가 측정 위치에 따라 경사각 10 도 모형과는 다소 다른 경향을 나타내었는데, 모형의 중앙부 근처인 P1과 P2 지점에서는 Wedge10의 경우에서와 같이 초기 낙하 높이가 높을수록 C_p 값이 작게 나타났고, 모형의 중앙부인 P3 지점에서는 초기 낙하 높이가 높아질수록 C_p 값이 오히려 크게 나타났고, 좀 더 측면 위치인 P4의 경우 일정한 경향이 나타나지 않았다. 모형의 가장 바깥 지점에서 측정한 P5의 경우 초기 낙하 높이에 따른 C_p 의 차이가 거의 없었다. 측정 위치 별 경향을 보면 P3과 P4 지점에서는 초기 낙하 높이에 따라 C_p 값의 차이가 크게 나타나는 것을 확인할 수 있다. 측정된 C_p 값들은 Stavovy & Chuang 추정식과 Wagner의 이론식 사이의 범위에 존재하고 있는 것으로 나타났으며, 최대값은 P4 지점에서 Wagner의 이론식에 가까운 값을 나타내었다.



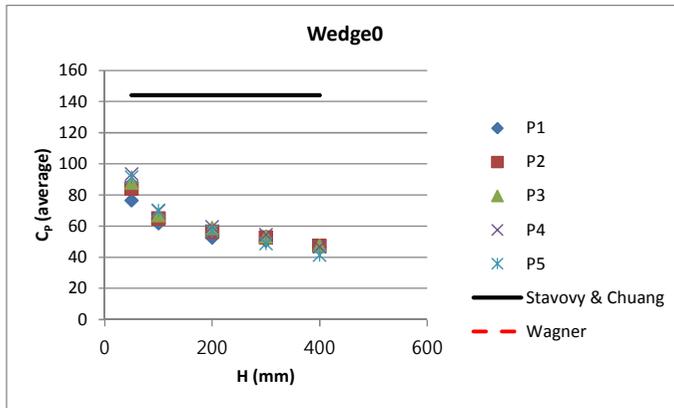
(a) C_p vs. initial drop height



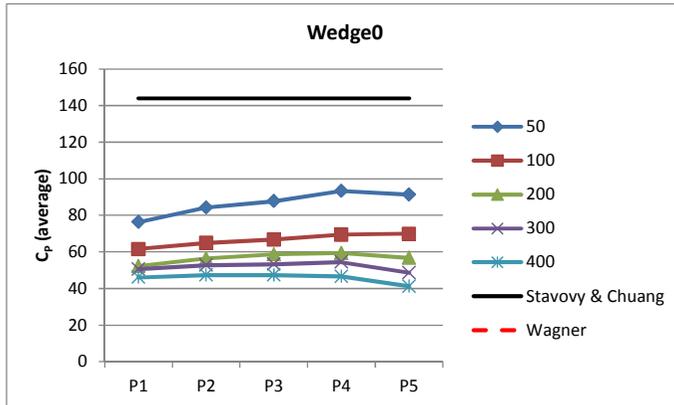
(b) C_p vs. location

그림 2.21 낙하시험에 의한 충격압 계수 비교 (Wedge5)

경사각 0 도인 모형에 대한 결과는 그림 2.22에 나타내었다. 이 경우에도 초기 낙하 높이가 낮은 경우 C_p 값이 크게 나타났으며 초기 낙하 높이가 높아짐에 따라 C_p 값이 감소하는 경향을 나타내었고 높이가 높아짐에 따라 일정한 값으로 수렴하는 듯한 양상을 나타내었다. 경사각 10 도 췌기 모형에 대해서도 낙하 높이가 높아짐에 따라 약간 수렴하는 듯한 결과가 나타나긴 했으나 그 경향의 정도가 뚜렷하지는 않았다. 측정 위치에 따른 C_p 값의 차이는 크지 않았다. 모든 측정 결과는 Stavovy & Chuang의 추정식 보다 작았다. Chung 등 [6]은 낙하시험 결과를 기존의 알려진 결과들과 비교한 바 있는데 Chuang [5]의 자료를 인용하여 비교한 그림 2.23의 결과를 보면 경사각이 0 도인 경우 본 연구에서 측정한 것과 유사한 정도의 C_p 값의 범위로 나타난 것을 확인할 수 있다. 따라서 본 연구에서 측정한 결과의 타당성은 어느 정도 확인되었다고 할 수 있으며, 작은 경사각에 대한 시험에서는 시험 조건의 작은 차이에 의해서도 C_p 값이 상당히 달라질 수 있다는 것을 짐작할 수 있다.



(a) C_p vs. initial drop height



(b) C_p vs. location

그림 2.22 낙하시험에 의한 충격압 계수 비교 (Wedge0)

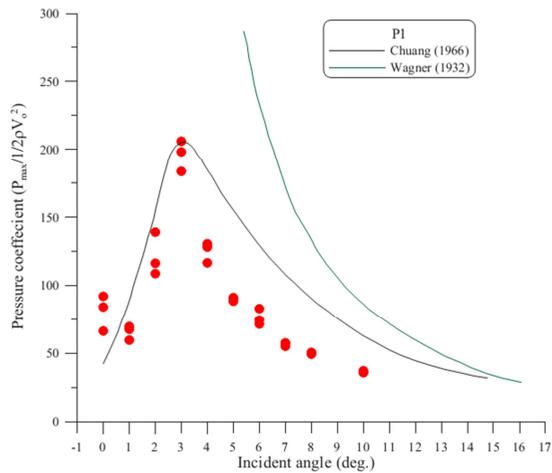
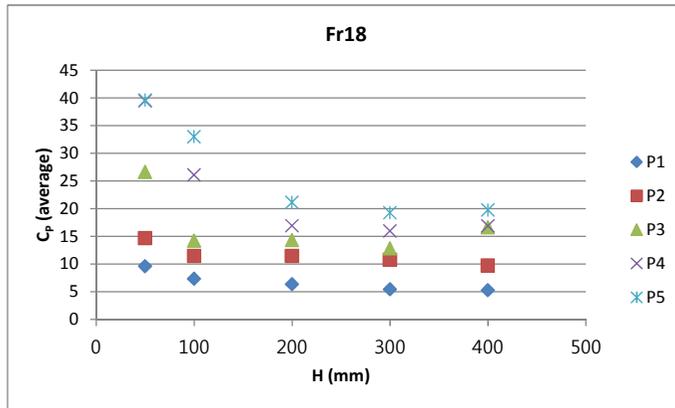
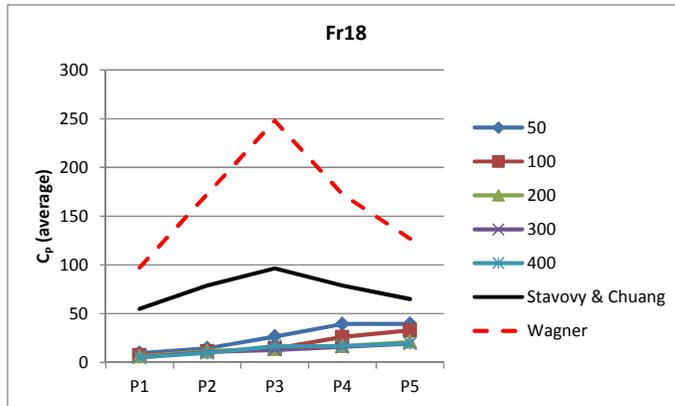


그림 2.23 문헌 [6]에 있는 낙하시험 결과

Fr18 모형에 대한 결과는 그림 2.24에 나타내었다. 이 경우에도 측정 지점에 따라 경사각이 다르지만 모든 측정 위치에서 초기 낙하 높이가 높아질수록 C_p 값이 감소하는 경향을 나타내고 있다. 초기 낙하 높이에 따른 C_p 의 편차는 모형의 바깥 지점으로 갈수록 크게 나타났으나 경사각이 일정한 단순 썸기 모형들의 경우에 비해서 그 차이는 크지 않았다. 모든 측정 결과는 Stavovy & Chuang의 추정식과 Wagner의 이론식에 의한 C_p 값보다 매우 작게 나타났다.



(a) C_p vs. initial drop height

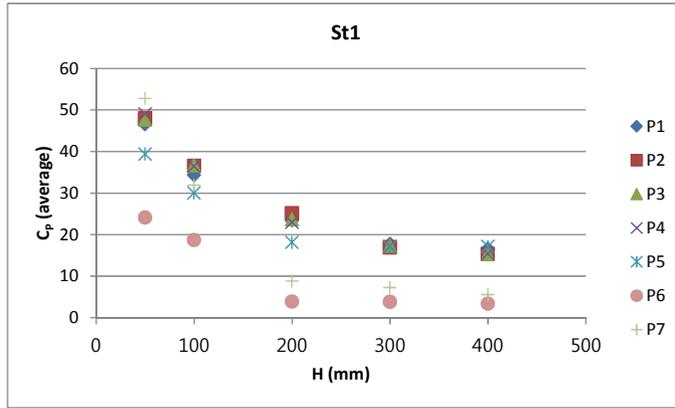


(b) C_p vs. location

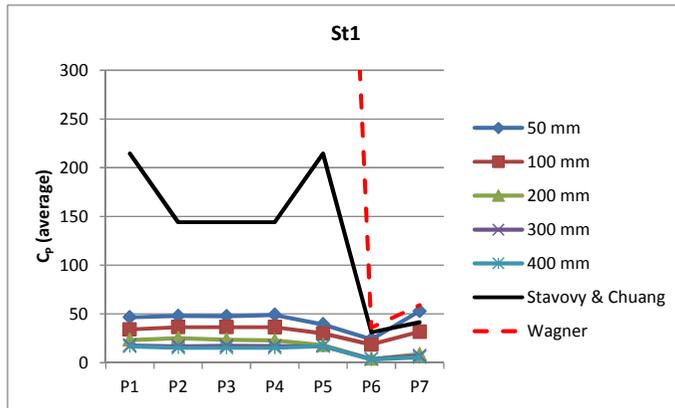
그림 2.24 낙하시험에 의한 충격압 계수 비교 (Fr18)

St1 모형에 대한 결과는 그림 2.25에 나타내었다. 이 경우에도 모든 측정 위치에서 초기 낙하 높이가 높아질수록 C_p 값이 작아지는 경향을 나타내었다. 경사각이 작은 두 선미 벌브 사이에서 측정된 C_p 값들은 Stavovy & Chuang의 추정식과 Wagner의 이론식 보다 매우 낮은 값들을 나타내고 있으며, 선미 벌브 바깥 쪽의 비교적 경사각이 큰 (약 12~15 도) 위치에서 측정된 C_p 값들은 Stavovy & Chuang의 추정식과 Wagner의

이론식에 근접하는 결과를 보이고 있다.



(a) C_p vs. initial drop height



(b) C_p vs. location

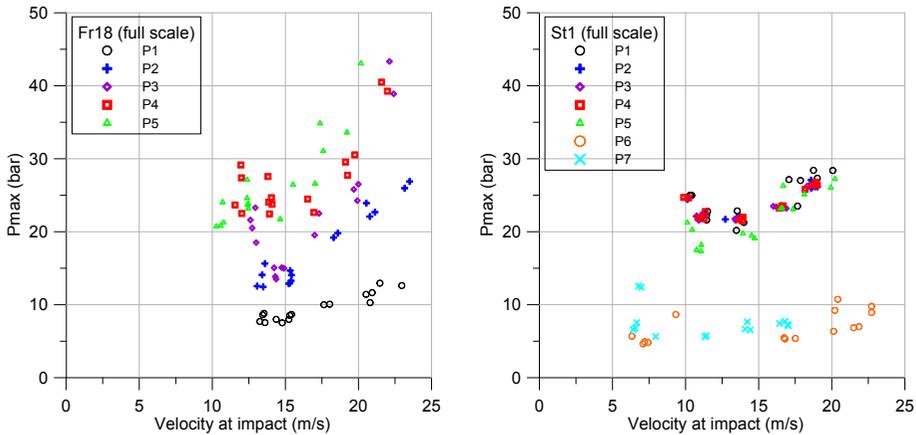
그림 2.25 낙하시험에 의한 충격압 계수 비교 (St1)

이제까지의 낙하시험 결과를 보면, 경사각 5 도인 썩기 모형을 제외하고는 모두 초기 낙하 높이가 높아질수록 C_p 값들이 작아지는 경향을 나타내고 있으며 그 값이 어느 정도 수렴하는 경향을 보이고 있다. 유사한 경사각을 갖는 위치에서 측정된 경우에도 단면 형상이 일정한 경우와 그렇지 않은 경우 C_p 값이 매우 다르게 나타났다. 선미 별브 바깥 쪽에서 측정된 경우 경사각이 약 10 도 이상일 경우에는 Stavovy & Chuang의 추정식이나 Wagner의 이론식을 적용해도 유사한 정도의 C_p 값을 얻을 수 있는 것으로 나타났다.

선미 단면인 Fr18 및 St1 모형의 경우 낙하 속력의 제곱이 0인 경우에 충격 압력이 0으로 수렴하는 경향을 나타내지 않고 어느 정도의 값을 나타내는 것을 확인할 수 있는데, 이것은 시험을 수행한 조건들이 모두 선미 별브가 수면 밖에서 입수하는 경우로 설정했기 때문에 선미 별브에

의한 수면 교란의 영향이 포함되어 있기 때문인 것으로 추정한다. 만일 초기에 선미 벌브가 수면 아래에 잠긴 상태에서 시험을 수행한 경우에는 0으로 수렴하는 결과를 나타낼 것으로 추정된다.

Fr18 및 St1 모형의 결과를 Froude 상사 법칙을 적용하여 실선의 크기로 환산하여 그림 2.26에 나타내었다. Froude 상사 법칙을 적용할 경우 속력은 축척비의 제곱근에 비례하여 커지고, 압력은 유체의 밀도와 축척비의 곱에 비례하는 형태가 된다. 입수 속력은 파랑 중 운동하는 선체와 수면의 상대 속도로 생각할 수 있다. 단축선의 선미 형상인 Fr18의 경우 폭 방향으로 바깥 쪽에서의 압력이 중심부에 비해서 더 크게 측정되었고, 쌍축선의 선미 형상인 St1의 경우 두 개의 선미 벌브 사이의 공간에서 측정된 압력이 선미 벌브 바깥 쪽에서 측정된 압력 보다 더 크게 나타났다. 동일한 입수 속력에 대해서 단축선의 선미 형상인 Fr18에서 쌍축선의 선미 단면인 St1 보다 약간 더 큰 압력이 나타나는 것을 확인할 수 있으나 그 차이는 그리 크지 않다.



(a) 5,500 TEU (single skag)

(b) 13,000 TEU (twin skag)

그림 2.26 낙하시험에 의한 최대 충격압 및 입수 속력 (실선 확장)

제 3 장 파랑 중 예인시험

선박이 실제 파랑 중 운항하는 조건에서 어느 정도의 슬래밍 하중이 발생하는지에 대해 알아보기 위하여 파랑 중 예인시험을 실시하였다. 파랑 중 예인시험은 현대중공업 선박연구소의 예인수조에서 실시하였으며 수조의 제원은 길이 210 m, 폭 14 m, 수심 6 m이다. 예인수조의 길이 방향 끝에 위치한 플랩 (flap) 형 조파기를 이용하여 규칙파 및 장파정 불규칙파의 재현이 가능하며, 본 연구에서는 규칙파 및 장파정 불규칙파를 재현하였다.

적재 능력도 다르고 추진기의 개수도 다른 2 척의 선박을 대상 선박으로 선정하여 모형시험을 실시하였는데 단축 추진 선박인 5,500 TEU 급 컨테이너 운반선과 쌍축 추진 선박인 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선을 대상으로 선정하였다. 5,500 TEU 급 컨테이너 운반선의 경우 1/52.6 축척으로, 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선의 경우 1/73.2 축척으로 모형선을 제작하였다. 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선의 경우 정수 중 단면의 자유 낙하시험에서 사용한 모형과 동일한 축척으로 제작하여 축척 효과를 배제한 상태에서 시험 방법 및 모형의 형상 (2 차원과 3 차원) 차이에 따른 충격 하중의 차이를 비교할 수 있도록 하였다.

모형선은 선박의 길이 방향으로 4 등분하여 제작하여 분할된 위치에서 변형이 가능하도록 하였으며 해당 위치에서 작용하는 파랑 하중을 추정할 수 있도록 하였다.

3.1 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선

3.1.1 대상 선박

대상 선박의 주요 제원과 시험을 수행한 적재 조건은 표 3.1에 나타내었다.

표 3.1 쌍축 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선의 주요 제원 및 적재 조건

Designation		Symbol	Unit	Ballast	Scantling
Length between perpendiculars		LBP	m	366.0	366.0
Breadth		B	m	54.2	54.2
Draft	FP	TF	m	8.13	15.00
	AP	TA	m	9.61	15.00
	Mean	TM	m	8.87	15.00

모형선은 1/73.2 축척으로 나무를 이용하여 제작하였으며 파랑 중 선체의 거동 및 갑판 침입수 유동 등을 실제 선박과 가깝게 재현하기 위하여 상갑판까지 모두 재현하도록 제작하였다. 그러나 방향타, 프로펠러, 거주구 및 갑판 상부의 컨테이너 등은 모형으로 제작하지 않았다. 갑판 상부의 선수부와 선미부에는 갑판으로 유입된 유동을 막기 위한 인공적인 벽을 나무로 설치하였는데, 이것은 갑판으로 유입된 물이 선체 중앙부로 흘러가서 측정 장비에 손상을 유발할 가능성을 방지하기 위해서이다. 모형선의 갑판은 합판으로 덮고 수밀 처리를 하였으며, 중앙부에는 측정 장치에 전원을 공급하고 측정된 전기 신호를 데이터 취득 장치에 전달하기 위하여 구멍을 뚫어서 연결하였으며 케이블 연결 후 비닐과 테이프로 입구에 수밀 처리를 하였다. 모형선을 자른 3 개의 단면에는 신축성이 우수하면서도 질긴 방수 테이프로 마감하여 절점의 거동은 방해하지 않으면서도 수밀이 가능하도록 하였다.

파랑 중 선박의 움직임과 하중을 측정하는 모형시험을 수행하기 위해서는 모형선의 무게뿐 아니라 무게중심의 위치, 관성 반경 등도 실선에서와 같이 모사해 주어야 한다. 모형선의 무게중심의 위치는 경사시험을 이용하여 맞추었고, 관성 반경은 중 동요 방향 (kyy)에 대해서만 맞추었는데 (선수과 및 선미과 중 시험을 수행하였기 때문에 횡

동요 특성은 중요하지 않았음) 모형선을 그네에 올린 후 종 동요 방향의 주기를 측정하는 방식으로 맞추어 주었다. 모형선이 4 개로 분할되어 있기 때문에 각각의 분할된 모형에 대해서도 무게중심의 위치와 관성 반경을 맞추어야 하며, 이들을 모두 부착한 상태에 대해서도 동일한 작업을 수행해야 한다. 이 과정은 사진 3.1을 참조하기 바란다.



(a) Segment 4



(b) Segment 3



(c) Segment 2



(d) Segment 1



(e) Whole ship model

사진 3.1 모형선 무게분포 작업 (13,000 TEU)

3.1.2 실험 장치의 구성

전체적인 시험 장치의 구성은 그림 3.1에, 모형선에 설치한 각종 측정 장치의 위치는 그림 3.2와 표 3.2에 나타내었고, 측정된 결과를 이용하여 분석에 사용한 항목들은 표 3.3에 나타내었다. 모형선에서 측정한 값들을 실선 크기로 환산할 때에는 Froude의 상사 법칙을 적용하였다. 조파기에서 재현한 입사파를 측정하기 위하여 모형선의 전방에 용량식 파고계를 설치하였으며, 모형선의 운동 응답은 포텐쇼미터 (potentiometer)를 이용하여 측정하였는데 상하 동요 (heave)와 종 동요 (pitch)를 측정하였다. 모형선 표면에 구멍을 뚫어서 압력계를 부착하여 파랑 중 발생할 수도 있는 슬래밍 압력을 측정할 수 있도록 하였으며, 특히 station 1 지점에 대해서는 단면 자유 낙하시험에서와 동일한 위치에 압력계를 설치하여 상호 비교가 가능하도록 하였고, 같은 위치의 좌현에는 선체와 파도의 상대 운동을 측정할 수 있도록 파고계를 모형선에 부착하였다. 선미부 바닥의 압력 측정 위치 및 식별 번호는 그림 3.3에서 확인할 수 있다. 예인수조 모형시험에서 사용한 압력계는 자유 낙하시험에서 사용한 것과 동일한 모델이다. 선수 수선 (FP) 우현의 수면 상부 플레어 (flare)에도 압력계를 설치하였고, 같은 위치의 좌현에는 선체와 파도의 상대 운동을 측정할 수 있도록 파고계를 모형선에 부착하였다. 상하 방향 가속도 측정을 위하여 FP와 AP 지점의 갑판에 자유 낙하시험에서 사용했던 것과 동일한 모델의 가속도계를 설치하였다. 모형선의 분할된 위치에는 해당 위치에서 실선과 동일한 단면 계수를 갖도록 “I” 형 탄성보 (elastic beam)를 제작하여 모형을 고정하였고, 이 탄성보에 스트레인 게이지 (strain gauge)를 설치하여 탄성보의 변형에 따른 파랑 하중 (수직 굽힘 모멘트, 수직 전단력)을 측정할 수 있도록 하였다. 탄성보는 대형 컨테이너 운반선의 제작에 주로 사용되는 것과 동일한 재질의 고장력강 (high tensile steel, EH36)을 이용하여 제작하였는데 탄성율 (E, Young’s modulus)은 $2.06 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ 이다. 탄성보의 형상과 제원은 그림 3.4에 나타내었다. 모형선에서 분할된 위치에서의 선체의 정적/동적 변형이 실선의 변형을 잘 모사하기 위해서는 단면의 굽힘 강성도 잘 모사해 주어야 한다. 모든 장치가 부착된 형태의 모형선은 사진 3.2와 같다.

모형선은 예인전차에 고정된 4 자유도 운동 측정 장치와 2 개의 가이드 장치로 연결이 되는데 이 가이드 장치는 상하로 자유롭게 움직여서 모형선의 상하 동요와 종 동요를 구속하지 않도록 구성되어 있다. 그리고 이 가이드 장치와 모형선이 부착되는 하단은 회전 운동을 자유롭게 할 수 있도록 되어 있다. 모형선은 이러한 4 자유도 운동 측정 장치에 연결되어

전후 동요 (surge), 좌우 동요 (sway) 및 선수 동요 (yaw)는 구속하였으며, 상하 동요, 종 동요 및 횡 동요는 자유로운 상태로 연결하였다. 모형선의 전진 속력은 예인 전차의 속력과 동일하다.

데이터 취득은 그림 3.1과 같이 구성하였으며 압력은 모형선 크기로 20 kHz의 속력으로 (실선 크기로 환산할 경우 2.34 kHz에 해당), 나머지 신호들은 모형선 크기로 200 Hz의 속력으로 (실선 크기로 환산할 경우 23.4 Hz에 해당) 측정하였다.

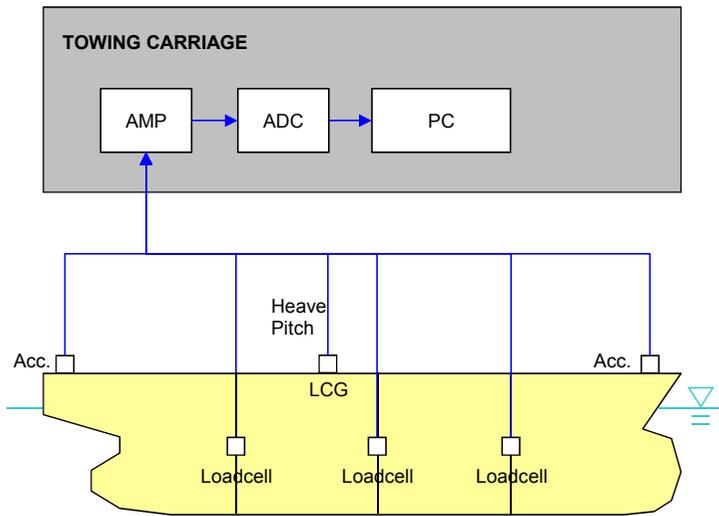


그림 3.1 시험 장치의 구성

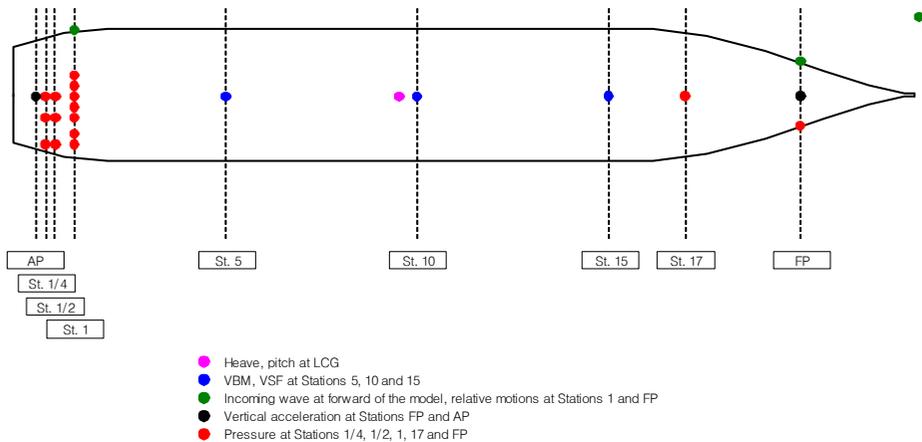


그림 3.2 측정 장치의 설치 위치 (13,000 TEU)

표 3.2 측정 항목 (13,000 TEU)

Ch	Quantity	X (fwd AP)	Y (to STBD)	Z (above BL)
1	Incident wave elevation	Front of vessel	Port side	Free surface
2	Heave displacement	CoG	Centerline	Deck
3	Pitch angle	CoG	Centerline	Deck
4	RM at FP	FP	FP	FP
5	RM at St.1	Station 1	Station 1	Station 1
6	Vertical acceleration at FP	FP	Centerline	Deck
7	Vertical acceleration at AP	AP	Centerline	Deck
8	Longitudinal strain at St.15	Station 15	Centerline	15.518 m
9	Longitudinal strain at St.15	Station 15	Centerline	15.518 m
10	Horizontal strain at St. 15	Station 15	Centerline	13.322 m
11	Diagonal strain at St. 15	Station 15	Centerline	13.322 m
12	Vertical strain at St. 15	Station 15	Centerline	13.322 m
13	Longitudinal strain at St.10	Station 10	Centerline	16.250 m
14	Longitudinal strain at St.10	Station 10	Centerline	16.250 m
15	Horizontal strain at St. 10	Station 10	Centerline	13.688 m
16	Diagonal strain at St. 10	Station 10	Centerline	13.688 m
17	Vertical strain at St. 10	Station 10	Centerline	13.688 m
18	Longitudinal strain at St.5	Station 5	Centerline	15.884 m
19	Longitudinal strain at St.5	Station 5	Centerline	15.884 m
20	Horizontal strain at St. 5	Station 5	Centerline	13.505 m
21	Diagonal strain at St. 5	Station 5	Centerline	13.505 m
22	Vertical strain at St. 5	Station 5	Centerline	13.505 m
23	Pressure flare at FP	FP	4.394 m	23.200 m
24	Pressure bottom at St.17	Station 17	0.000 m	0.000 m
25	Pressure bottom at St.1-1	Station 1	-6.002 m	10.754 m
26	Pressure bottom at St.1-2	Station 1	-3.001 m	10.777 m
27	Pressure bottom at St.1-3	Station 1	0.000 m	10.777 m
28	Pressure bottom at St.1-4	Station 1	3.001 m	10.777 m
29	Pressure bottom at St.1-5	Station 1	6.002 m	10.754 m
30	Pressure bottom at St.1-6	Station 1	14.640 m	10.874 m
31	Pressure bottom at St.1-7	Station 1	18.007 m	11.624 m
32	Pressure bottom at St.0.5-1	Station 0.5	0.000 m	12.112 m
33	Pressure bottom at St.0.5-2	Station 0.5	6.002 m	12.098 m
34	Pressure bottom at St.0.5-3	Station 0.5	18.007 m	12.791 m
35	Pressure bottom at St.0.25-1	Station 0.25	0.000 m	12.779 m
36	Pressure bottom at St.0.25-2	Station 0.25	6.002 m	12.781 m
37	Pressure bottom at St.0.25-3	Station 0.25	18.007 m	13.375 m

표 3.3 분석 항목 (13,000 TEU)

No	Quantity	Symbol	Unit	Positive direction
1	Incident wave elevation	Wave (or A_w)	m	upward
2	Heave displacement	Heave	m	upward
3	Pitch angle	Pitch	deg	bow down
4	RM at FP	RM_fwd	m	upward
5	RM at St.1	RM_aft	m	upward
6	RV at FP	RV_fwd	m	upward (calculated)
7	RV at St.1	RV_aft	m	upward (calculated)
8	Vertical acc. at FP	Vacc_fwd	m/s ²	upward
9	Vertical acc. at AP	Vacc_aft	m/s ²	upward
10	VBM at St.15 (total)	VBM_fwd	MNm	hogging
11	VSF at St. 15 (total)	VSF_fwd	MN	fwd body up/aft body down
12	VBM at St.10 (total)	VBM_mid	MNm	hogging
13	VSF at St. 10 (total)	VSF_mid	MN	fwd body up/aft body down
14	VBM at St.5 (total)	VBM_aft	MNm	hogging
15	VSF at St. 5 (total)	VSF_aft	MN	fwd body up/aft body down
16	VBM at St.15 (WF)	VBM_fwd_WF	MNm	hogging
17	VBM at St. 15 (HF)	VBM_fwd_HF	MN	hogging
18	VSF at St.15 (HF)	VSF_fwd_WF	MNm	fwd body up/aft body down
19	VSF at St. 15 (HF)	VSF_fwd_HF	MN	fwd body up/aft body down
20	VBM at St.10 (WF)	VBM_mid_WF	MNm	hogging
21	VBM at St. 10 (HF)	VBM_mid_HF	MN	hogging
22	VSF at St.10 (HF)	VSF_mid_WF	MNm	fwd body up/aft body down
23	VSF at St. 10 (HF)	VSF_mid_HF	MN	fwd body up/aft body down
24	VBM at St.5 (WF)	VBM_aft_WF	MNm	hogging
25	VBM at St. 5 (HF)	VBM_aft_HF	MN	hogging
26	VSF at St.5 (HF)	VSF_aft_WF	MNm	fwd body up/aft body down
27	VSF at St. 5 (HF)	VSF_aft_HF	MN	fwd body up/aft body down
28	Press. flare at FP	P_flare	bar	compression
29	Press. bottom at St.17	P_bottom	bar	compression
30	Press. bottom at St.1-1	P_St1_1	bar	compression
31	Press. bottom at St.1-2	P_St1_2	bar	compression
32	Press. bottom at St.1-3	P_St1_3	bar	compression
33	Press. bottom at St.1-4	P_St1_4	bar	compression
34	Press. bottom at St.1-5	P_St1_5	bar	compression
35	Press. bottom at St.1-6	P_St1_6	bar	compression
36	Press. bottom at St.1-7	P_St1_7	bar	compression
37	Press. bottom at St.0.5-1	P_St0.5_1	bar	compression
38	Press. bottom at St.0.5-2	P_St0.5_2	bar	compression
39	Press. bottom at St.0.5-3	P_St0.5_3	bar	compression
40	Press. bottom at St.0.25-1	P_St0.25_1	bar	compression
41	Press. bottom at St.0.25-2	P_St0.25_2	bar	compression
42	Press. bottom at St.0.25-3	P_St0.25_3	bar	compression

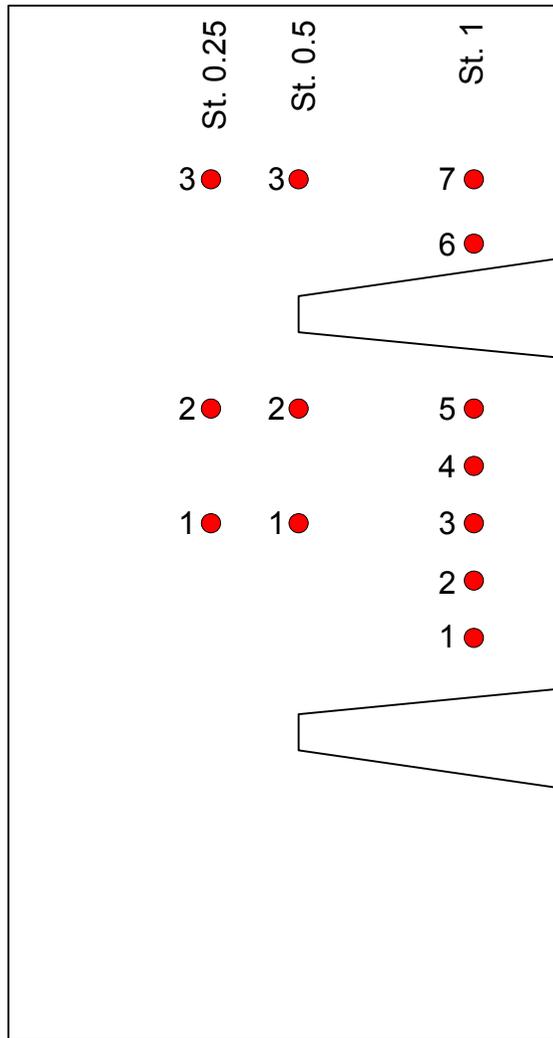
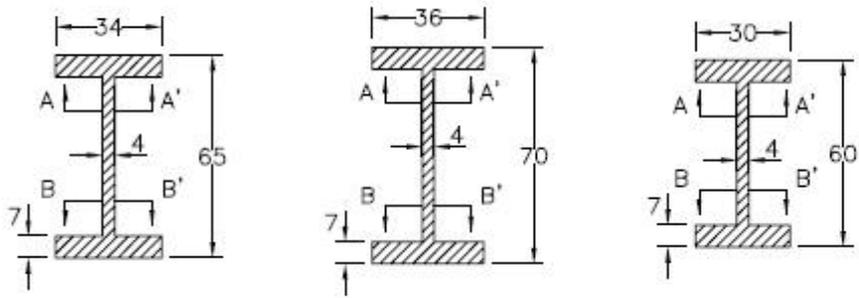


그림 3.3 선미부 압력 측정 위치 (13,000 TEU)



(a) Model 1 (Station 5) (b) Model 2 (Station 10) (c) Model 3 (Station 15)
 그림 3.4 탄성보의 단면 형상 (13,000 TEU, 단위: mm)



사진 3.2 쌍측 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선의 예인수조 시험 용 모형

3.1.3 실험 조건의 선정

쌍축선인 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선의 모형시험은 ballast 조건과 scantling 조건에서 실시하였으며 시험 조건들은 각각 표 3.4와 표 3.5에 나타내었다. 시험 조건의 선정에 있어서 선박의 설계 속력은 25 노트로 가정하였고 설계 속력의 2/3에 해당하는 속력인 16.7 노트로 전진하는 경우와 정지한 경우에 대해 운동 해석을 수행하였다. 일반적으로 선체의 종강도 평가를 위한 설계파 (design wave)를 선정하는 경우 선박의 전진 속력은 설계 속력의 2/3 정도로 사용한다.

Ballast 조건에서는 선미 슬래밍에 주안점을 두고 선미파 중 정지 상태에 대해서만 실험 조건을 선정하였으며, scantling 조건에서는 선미 슬래밍 이외에도 파랑 하중이 크게 작용하는 조건들을 선정하였다. 선미 슬래밍을 위한 설계파 산정을 위해서는 장기 해석 (long-term analysis)을 통하여 선미부 관심 위치에서의 상대 속도를 계산한 후 이와 등가의 상대 속도가 발생할 수 있는 규칙파를 산정하는 방법을 적용하였다. 장기 해석에는 그림 3.5에 나타낸 것과 같은 북대서양에서의 파랑 산포도 (wave scatter diagram)를 이용하였다. 설계파 시험 이외에 불규칙파 중의 시험을 위하여 설계 해상상태 (design sea state)를 선정하였다. 설계 해상상태 선정을 위해서는 그림 3.5의 북대서양의 파랑 산포도에서 20 년 회귀 주기의 최대 해상상태들을 선정한 이후 각각의 해상상태에서의 단기 해석 (short-term analysis)를 통하여 선미부의 상대 속도를 계산하여 가장 큰 상대 속도가 발생하는 파도 조건을 몇 가지 선정하였다.

표 3.4 시험 조건 (13,000 TEU, Ballast)

ID (regular)	Hw (m)	Lw (m)	Heading	Vs (kts)	Run No.
Twin_Bal_F_0_REG1	9.8	400	Foll.	0.0	6
Twin_Bal_F_0_REG2	19.6	400	Foll.	0.0	7, 8
Twin_Bal_F_0_REG3	12.4	201	Foll.	0.0	4, 5
ID (irregular)	Hs (m)	Tp (s)	Heading	Vs (kts)	Run No.
Twin_Bal_F_0_IRR7	13.9	13.4	Foll.	0.0	9

표 3.5 시험 조건 (13,000 TEU, Scantling)

ID (regular)	Hw (m)	Lw (m)	Heading	Vs (kts)	Run No.
Twin_Sca_H_0_REG4	28.2	292	Head	0.0	48
Twin_Sca_F_V_REG5	17.5	400	Foll.	16.7	20, 21
Twin_Sca_H_V_REG5	17.5	400	Head	16.7	49
Twin_Sca_H_V_REG6	17.5	351	Head	16.7	44
Twin_Sca_F_0_REG7	12.6	221	Foll.	0.0	15, 16
Twin_Sca_H_0_REG8	13.3	221	Head	0.0	(23)
Twin_Sca_H_0_REG9	20.0	221	Head	0.0	(39)
Twin_Sca_H_V_REG10	17.3	391	Head	16.7	(40)
ID (irregular)	Hs (m)	Tp (s)	Heading	Vs (kts)	Run No.
Twin_Sca_F_0_IRR6	12.5	12.0	Foll.	0.0	19
Twin_Sca_F_0_IRR7	13.9	13.4	Foll.	0.0	17
Twin_Sca_H_V_IRR7	13.9	13.4	Head	16.7	52
Twin_Sca_F_0_IRR8	14.8	14.8	Foll.	0.0	18
Twin_Sca_H_V_IRR8	14.8	14.8	Head	16.7	51

Note)
 - Run No.'s in the parenthesis denote runs that "RM_ aft" signal was not recorded

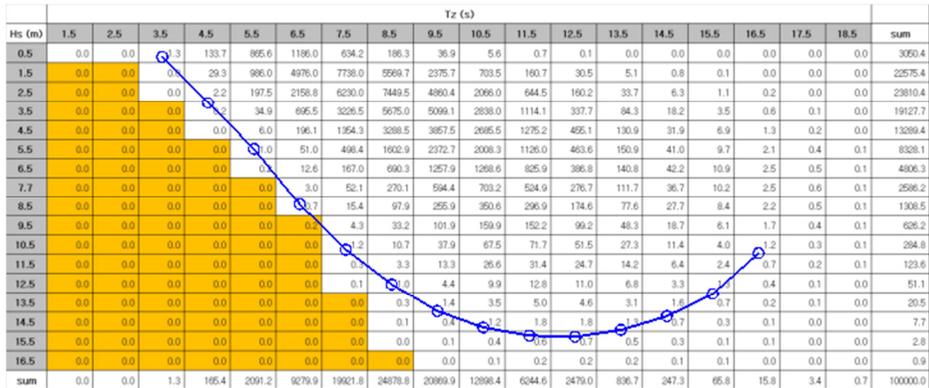


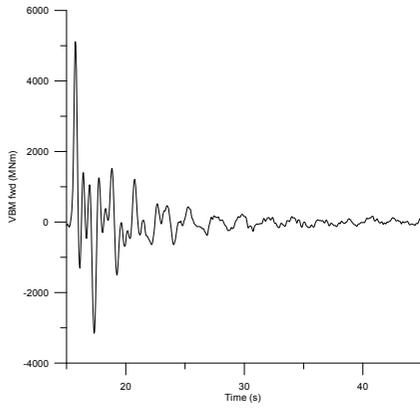
그림 3.5 북대서양의 파랑 산포도 및 설계 해상상태 (IACS Rec. 34, 20 년)

3.1.4 실험 방법

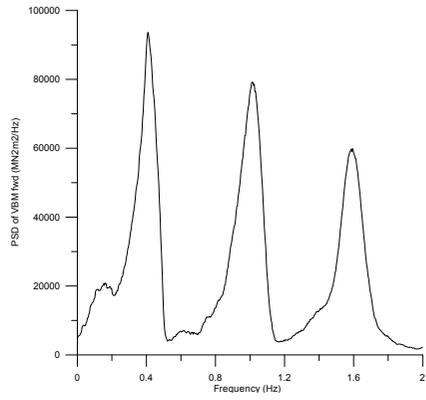
모형선을 물에 띄운 상태에서 정수 중 정지 상태에서 충격 시험 (hammering tests)을 통하여 모형선의 분할된 지점에서의 탄성보의 고유 주파수를 확인하여 구조적으로 동적 상사가 잘 이루어졌는지 확인하였다. 충격 시험을 통하여 측정된 각 절점에서의 수직 굽힘 모멘트 (VBM)의 시계열 및 측정된 시계열을 고속 푸리에 변환 (fast Fourier transform, FFT)하여 얻은 파워 스펙트럴 밀도 함수 (power spectral density, PSD)를 그림 3.6 (ballast) 및 그림 3.7 (scantling)에 나타내었다. VBM 시계열의 PSD를 이용하여 3 가지 모드의 주파수 특성을 추출할 수 있으며 이렇게 추출한 주파수를 대상 선박의 구조 고유 주파수 (수치 계산)와 비교하여 표 3.6에 나타내었다. 측정된 구조 고유 주파수와 수치 계산한 구조 고유 주파수가 유사한 값을 나타내고 있어서 모형선에 설치한 탄성보가 실제 선체의 탄성 거동을 유사하게 모사할 수 있다고 판단할 수 있다.

표 3.6 구조 고유 진동수 (13,000 TEU)

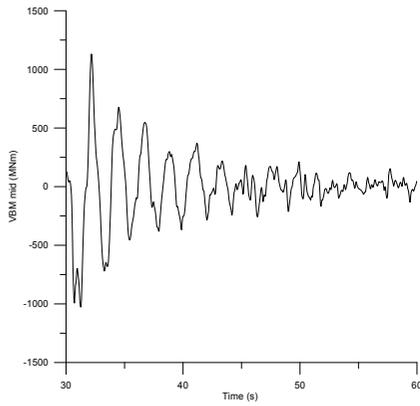
Mode	Ballast		Scantling		Mode shape
	Measured	Calc.	Measured	Calc.	
1st peak	VBM_FWD: 0.44 Hz	0.54 Hz	VBM_FWD: 0.32 Hz	0.38 Hz	 (2-node vert. bending)
	VBM_MID: 0.46 Hz		VBM_MID: 0.34 Hz		
	VBM_AFT: 0.46 Hz		VBM_AFT: 0.33 Hz		
2nd peak	VBM_FWD: 1.04 Hz	1.02 Hz	VBM_FWD: 0.78 Hz	0.77 Hz	 (3-node vert. bending)
	VBM_MID: 1.04 Hz		VBM_MID: 0.84 Hz		
	VBM_AFT: 1.07 Hz		VBM_AFT: 0.81 Hz		
3rd peak	VBM_FWD: 1.59 Hz	1.47 Hz	VBM_FWD: 1.21 Hz	1.14 Hz	 (4-node vert. bending)
	VBM_MID: 1.65 Hz		VBM_MID: 1.23 Hz		
	VBM_AFT: 1.56 Hz		VBM_AFT: 1.21 Hz		



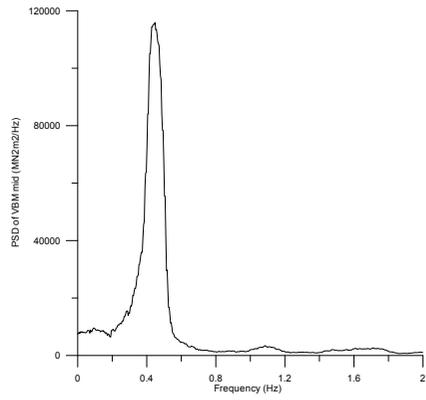
(a) VBM at St. 15



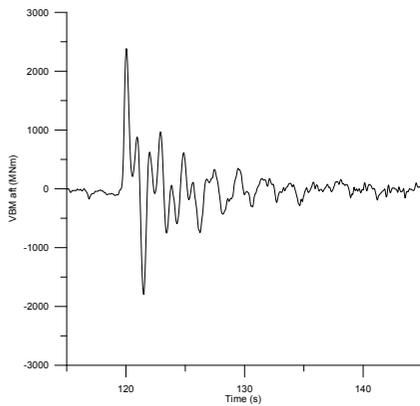
(b) PSD of VBM at St. 15



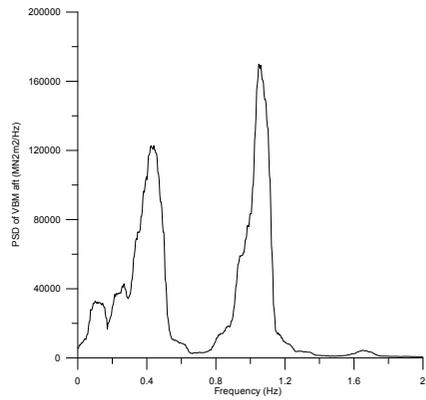
(c) VBM at St. 10



(d) PSD of VBM at St. 10

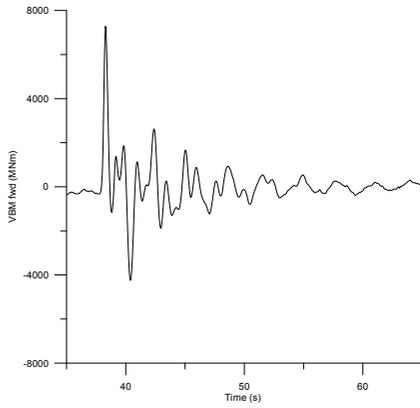


(e) VBM at St. 5

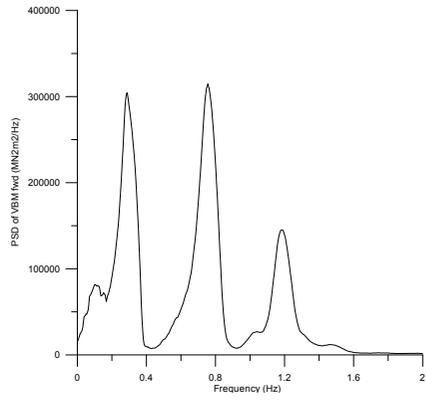


(f) PSD of VBM at St. 5

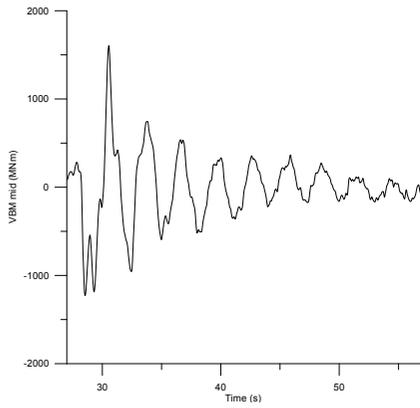
그림 3.6 충격 시험에 의한 VBM 신호 및 주파수 특성 (13,000 TEU, ballast)



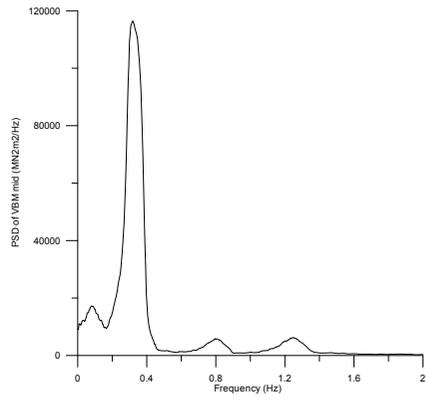
(a) VBM at St. 15



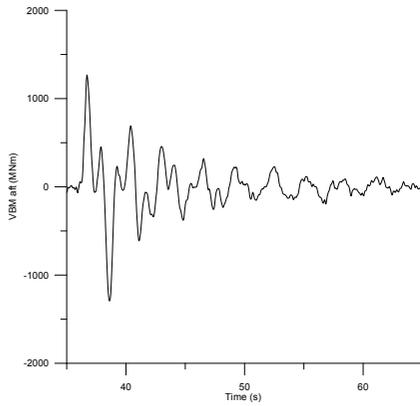
(b) PSD of VBM at St. 15



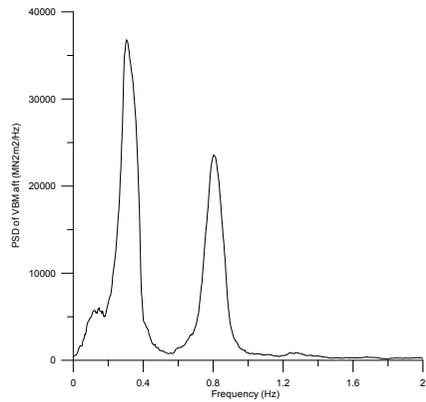
(c) VBM at St. 10



(d) PSD of VBM at St. 10



(e) VBM at St. 5



(f) PSD of VBM at St. 5

그림 3.7 충격 시험에 의한 VBM 신호 및 주파수 특성 (13,000 TEU, scantling)

파랑 중 모형시험을 실시하기 위해서는 원하는 파도를 생성할 수 있도록 조파기 교정 시험을 수행하는 것이 바람직하다. 그러나 이번 시험에서는 별도의 조파기 교정 시험을 수행하지 않고 측정된 파도 특성을 기록하고 분석하는 방식을 사용하기로 하였다.

파랑 중 모형시험을 수행하기 위하여 먼저 원하는 파도를 생성하기 위한 신호를 조파기에 입력하여 조파기를 구동하여 파도를 생성한다. 파도가 예인수조에 만들어진 이후 모형선을 원하는 속력으로 끌고 가면서 측정을 실시한다. 모형선을 끌고 가는 예인 전차는 가속과 감속 구간이 필요하기 때문에 실제 측정은 가속과 감속 구간을 제외하고 일정한 속력을 유지하는 구간에 대해서 실시한다.

모든 시험은 초기에 정지 상태에서 영점 측정을 수행하고, 실제 측정된 신호는 영점을 보정한 값으로 변환한다. 따라서 모든 측정 결과는 정지 상태에서의 정적 응답은 제외된 것이다.

3.1.5 실험 결과의 분석 방법

측정한 신호들은 모두 실선 크기로 환산하여 분석에 이용하였으며, 실선 크기로 환산하기 위하여 Froude 상사법칙을 적용하였다. Froude 상사법칙을 적용할 경우 모형선과 실선 사이의 물리량들은 다음과 같은 관계를 갖는다 (λ 는 실선과 모형선의 축척비, 아래 첨자 “ M ”은 모형선, 아래 첨자 “ S ”는 실선 크기를 의미한다).

$$\text{길이: } L_S = \lambda L_M$$

$$\text{모형 시험에 사용한 물의 밀도: } \rho_M$$

$$\text{실선이 운항하는 바닷물의 밀도: } \rho_S$$

$$\text{시간: } t_S = \sqrt{\lambda} t_M$$

$$\text{변위: } x_S = \lambda x_M$$

$$\text{속도: } v_S = \sqrt{\lambda} v_M$$

$$\text{가속도: } a_S = a_M$$

$$\text{각도: } \theta_S = \theta_M$$

$$\text{각 속도: } \dot{\theta}_S = \frac{1}{\sqrt{\lambda}} \dot{\theta}_M$$

$$\text{각 가속도: } \ddot{\theta}_S = \frac{1}{\lambda} \ddot{\theta}_M$$

$$\text{힘: } F_S = \lambda^3 \frac{\rho_S}{\rho_M} F_M$$

$$\text{모멘트: } M_S = \lambda^4 \frac{\rho_S}{\rho_M} M_M$$

$$\text{압력: } p_S = \lambda \frac{\rho_S}{\rho_M} p_M$$

$$\text{단면의 면적 관성 모멘트: } I_S = \lambda^4 I_M$$

측정한 신호 중 압력 신호의 경우 시간이 지남에 따라 한쪽으로 치우치는 현상 (drift)이 나타나는 경우들이 있는데 이것은 보통 압력계의 특성으로 알려져 있으며 물과 공기의 온도 차이에 의해서 주로 발생한다. 이러한 비물리적인 현상을 없애기 위하여 0.02 Hz의 차단 주파수를 적용한 Butterworth 고역 필터 (high pass filter)를 적용하였다. 그림 3.8에서 상단에 표시한 원시 측정 신호의 경우는 시간이 지남에 따라 음의 값으로 점차 치우치는 경향을 확인할 수 있는데, 필터를 적용한 하단의 신호는 이러한

치우침 현상이 제거되었음을 확인할 수 있다.

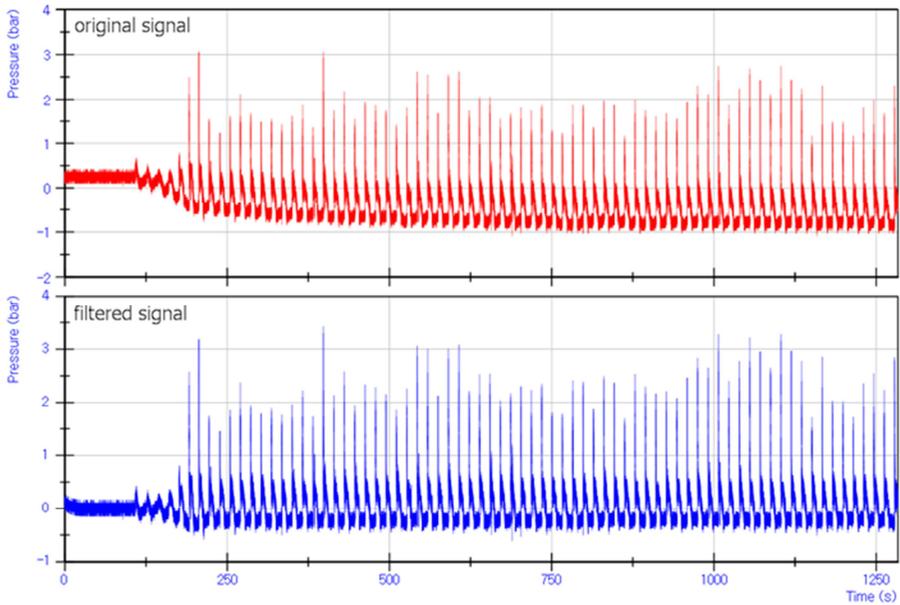
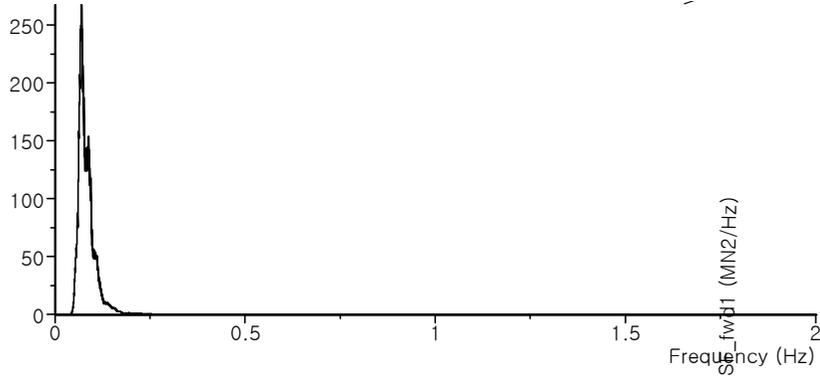
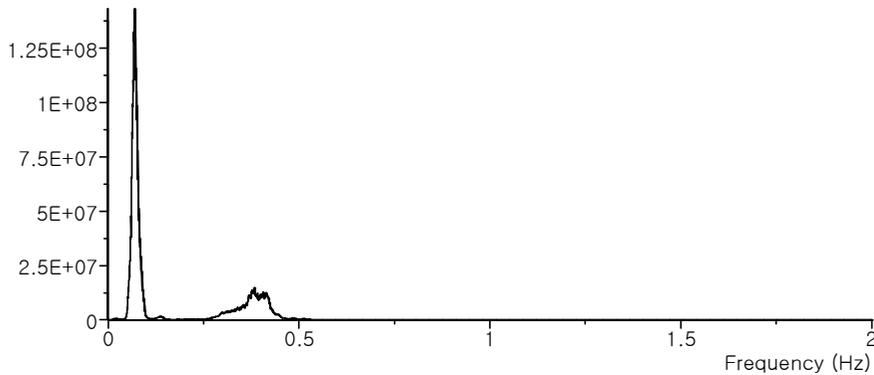


그림 3.8 압력 시계열의 필터링 전/후 시계열 형상 예

압력을 제외한 나머지 측정 신호들의 경우에는 측정 잡음과 수조 장파 등의 영향을 제외하기 위하여 0.02 Hz와 2.0 Hz의 차단 주파수를 적용한 Butterworth 대역 필터 (band pass filter)를 이용하여 필터링을 한 이후 분석하였다. 파랑 하중의 경우 전체 주파수 특성을 포함하고 있는 신호 (FULL)를 파 주파수 성분 (WF, wave frequency) 또는 저 주파수 성분 (LF, low frequency)과 고 주파수 성분 (HF, high frequency)으로 나누어서 분석하였다. 이러한 주파수 분리 방법을 이용하여 구조 진동 성분인 고 주파수 성분을 추출하여 휘핑 (whipping)이나 스프링잉 (springing) 성분을 분석해 볼 수 있다. 그림 3.9에는 측정한 신호 중 입사파와 선체 중앙부에서의 VBM에 대하여 주파수 분석을 통하여 응답의 주파수 분포를 알아 본 것을 나타내었는데, 이 경우 약 0.2 Hz를 기준으로 이 보다 낮은 경에는 WF 성분, 이 보다 높은 주파수 대역의 신호는 HF 성분으로 구분할 수 있다. 측정한 신호들에 대해서 모두 주파수 분석을 실시하여 각 측정 결과에 대하여 적절한 주파수를 선정하여 WF 성분과 HF 성분의 파랑 하중으로 구분하였다.



(a) PSD of incident wave



(b) PSD of vertical bending moment at midship

그림 3.9 파랑 하중의 주파수 특성 예 (WF 및 HF 성분)

측정 신호를 분석하기 위하여 2 가지 분석 방법을 적용하였는데, 주파수 분석 (spectral analysis)과 시계열 응답 피크의 통계 분석 (statistical analysis)이다.

주파수 분석은 측정된 시계열에 FFT 기법을 적용하여 PSD를 구하고, 계산된 PSD의 적분을 통하여 제곱평균제곱근 (RMS, root mean square) 응답, 영점 교차 주기 (T_z , zero-crossing period), 스펙트럼 폭 (spectral width) 등을 계산할 수 있다. 이상적인 조화 진동 (harmonic oscillation) 신호의 경우 RMS 응답의 $\sqrt{2}$ 배는 조화 진동의 진폭과 같고, T_z 는 조화 진동의 주기와 같으며, 스펙트럼 폭은 1.0이 된다. 전체 시계열을 먼저 디지털 필터를 이용하여 WF 및 HF 성분으로 구분한 이후 WF 시계열의 PSD 및 HF 시계열의 PSD를 각각 적분하여 WF와 HF 성분의 RMS 응답을 계산하였다. 이런 분석 방법은 일반적인 동적 응답의 신호 분석에 유용하다.

시계열 응답 피크의 통계 분석은 특정 기준 응답 (threshold) 보다 큰 피크 (봉, peak)와 작은 피크 (골, valley)를 추출한 이후 이들의 평균, 최대, 최소 등 통계적 특성을 알아보는 것이다. 이런 분석 방법은 일반적인 동적

응답의 신호 분석뿐 아니라 충격 압력과 같이 자주 발생하지 않는 응답의 통계적 특성 분석에 유용하다. 시계열 응답의 피크를 추출하기 위해서 POT (peak over threshold) 기법을 적용하였으며, 압력의 경우 실선 크기로 1 bar의 임계값을 적용하였고, 나머지 운동 응답들은 모두 0을 임계값으로 설정하였다.

슬래밍 압력 신호 분석에 적용된 1 bar의 임계 압력의 경우 특별한 물리적인 의미는 없으며 신호 분석의 편의에 의해서 설정한 값이다. 바람직하게는 슬래밍이 발생하는 조건에 대한 특정 임계 압력을 정의하여 사용해야겠지만 아직까지 슬래밍의 임계 압력에 대한 기준은 특별하게 파악되지 않은 것으로 알고 있다. 슬래밍에 대해서 많은 연구를 수행한 Ochi의 경우도 슬래밍이 발생하는 조건에 대해서 다양하게 분석한 논문들은 다수 발표하였으나 어떤 경우를 슬래밍이 발생한 조건으로 간주했는지에 대해서는 명확하게 언급하고 있지 않다. Ochi 등 [34]에는 슬래밍이 발생하기 위한 임계 속력에 대한 자료를 제시하여 많이 이용되고 있는데, 선체의 길이가 L (m)인 선박의 경우 관심 부위의 입수 속력이 $0.291\sqrt{L}$ (m/s) 보다 클 경우 슬래밍이 발생하는 것으로 제시한 바 있다. 그러나 이 경우에도 어떤 경우가 슬래밍으로 간주되는 것인지에 대해서는 명확하게 언급하고 있지 않다. 그림 3.10에는 측정된 선미 슬래밍 압력의 시계열 예를 보여주고 있는데, 최대 압력이 발생한 것은 충격 압력 (impact pressure)을 나타내며 짧은 시간 동안 급격하게 큰 하중이 작용하는 특징을 잘 나타내고 있다. 최대 압력 발생 이후에 압력이 떨어졌다가 다시 완만한 형태의 낮은 압력 피크가 나타나는데 이것은 선박의 운동과 파도의 변화 등에 의해서 생기는 동압 (hydrodynamic pressure)으로 통상 충격 압력과 구분한다. 한 주기 동안 다양한 형태의 압력 변화가 생기는데 관심이 있는 슬래밍 충격 압력을 추출하기 위하여 2 가지 다른 임계 압력을 적용하는 경우의 예를 그림 3.10에 나타내어 보았는데, 임계 압력을 0.5 bar로 설정하는 경우 최대 충격압과 완만한 동압이 모두 피크의 값으로 선정될 수 있으므로 충격압만을 선정하는 데에 적절하지 않은 임계 압력이라고 할 수 있다. 임계 압력을 1.0 bar로 설정한 경우는 충격압만을 잘 골라낼 수 있다. 물론 임계 압력을 어떻게 선정하느냐에 따라 충격압으로 선정되는 압력들이 달라지지만 측정된 신호들을 확인한 후 대부분의 동압을 제거할 수 있을 정도의 압력으로 선정된 것이 1 bar의 기준이며, 이렇게 동일한 임계 압력을 모든 측정 신호에 대하여 일률적으로 적용하여 상대적인 비교가 가능하도록 하였다.

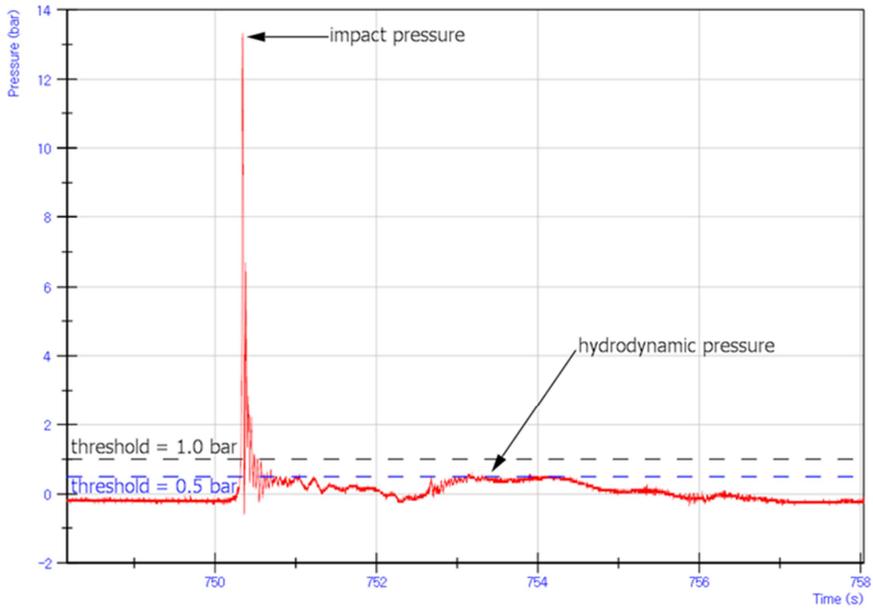


그림 3.10 충격 압력 추출을 위한 임계 압력 설정 예

3.1.6 측정 신호의 형태 및 반복성

규칙과 중 측정된 운동 응답 시계열의 예는 그림 3.11에, 압력의 시계열 예는 그림 3.12에 나타내었다. 불규칙과 중 측정된 운동 응답 시계열의 예는 그림 3.13에, 압력의 시계열 예는 그림 3.14에 나타내었다. 규칙과 시험인 경우 상하 동요, 중 동요, 수직 가속도, 상대 속도, 파랑 하중 등은 진폭의 크기가 매 주기 거의 일정한 값을 보였으나 (그림 3.11), 순간 최대 슬래밍 압력은 매 주기마다 그 크기와 형태가 매우 차이가 남을 확인하였다 (그림 3.12). 불규칙과 중 측정된 결과의 경우에도 운동 응답과 파랑 하중 결과들은 대체로 입사파와 유사한 형태로 그룹을 형성하고 있는 것을 확인할 수 있으나 (그림 3.13), 슬래밍 압력의 경우 운동 응답에 비해서 상대적으로 입사파의 그룹 형성과 상관도가 높지 않은 것을 확인할 수 있다 (그림 3.14). 이러한 현상은 슬래밍 충격압이 비선형성이 강한 국부 현상임을 잘 나타낸다고 하겠다.

측정 결과들 중 입사파, 선미 상대 속도, 선미 수직 가속도, 중앙부 VBM, 선미부 VBM, station 0.5 및 station 0.25에서의 압력 시계열을 좀 더 확대하여 그림 3.15에 나타내었다. 모형시험을 통하여 선미 슬래밍이 발생하면 큰 압력과 함께 선미부의 큰 수직 가속도와 상대 속도를 동반하는 것을 확인할 수 있으며, 휘핑도 유발하여 전선 파랑 하중이 크게 변하는 현상도 확인 가능하다. 그림 3.15 (a)에 있는 규칙과 중 측정 결과를 살펴보면, station 0.25 지점에서 발생하는 충격 압력의 순간 최대 크기는 매 응답 주기마다 상당히 차이가 있음을 확인할 수 있는데, 상대 속도, 수직 가속도, 파랑 하중 등은 최대 응답이 거의 일정하게 유지되는 것을 확인할 수 있다. 그림 3.15 (b)에 있는 불규칙과 중 측정 결과의 경우에도, 약 830 초 근방에서 순간적으로 큰 압력이 측정되었으나 이 때 측정된 수직 가속도나 파랑 하중의 크기가 충격 하중이 아주 작게 측정된 약 780 초 부근 혹은 약 940 초 부근의 응답과 크게 다르지 않게 나타났다. 이것은 슬래밍 충격 압력이 상당히 국부적인 현상이며 충격 압력의 순간적인 최대값은 선체의 전반적인 응답에 큰 영향을 미치지 않는다는 것을 의미한다. 상대적으로 상대 속도나 수직 가속도의 경우 파랑 하중의 크기와 상관도가 높은 것으로 보인다.

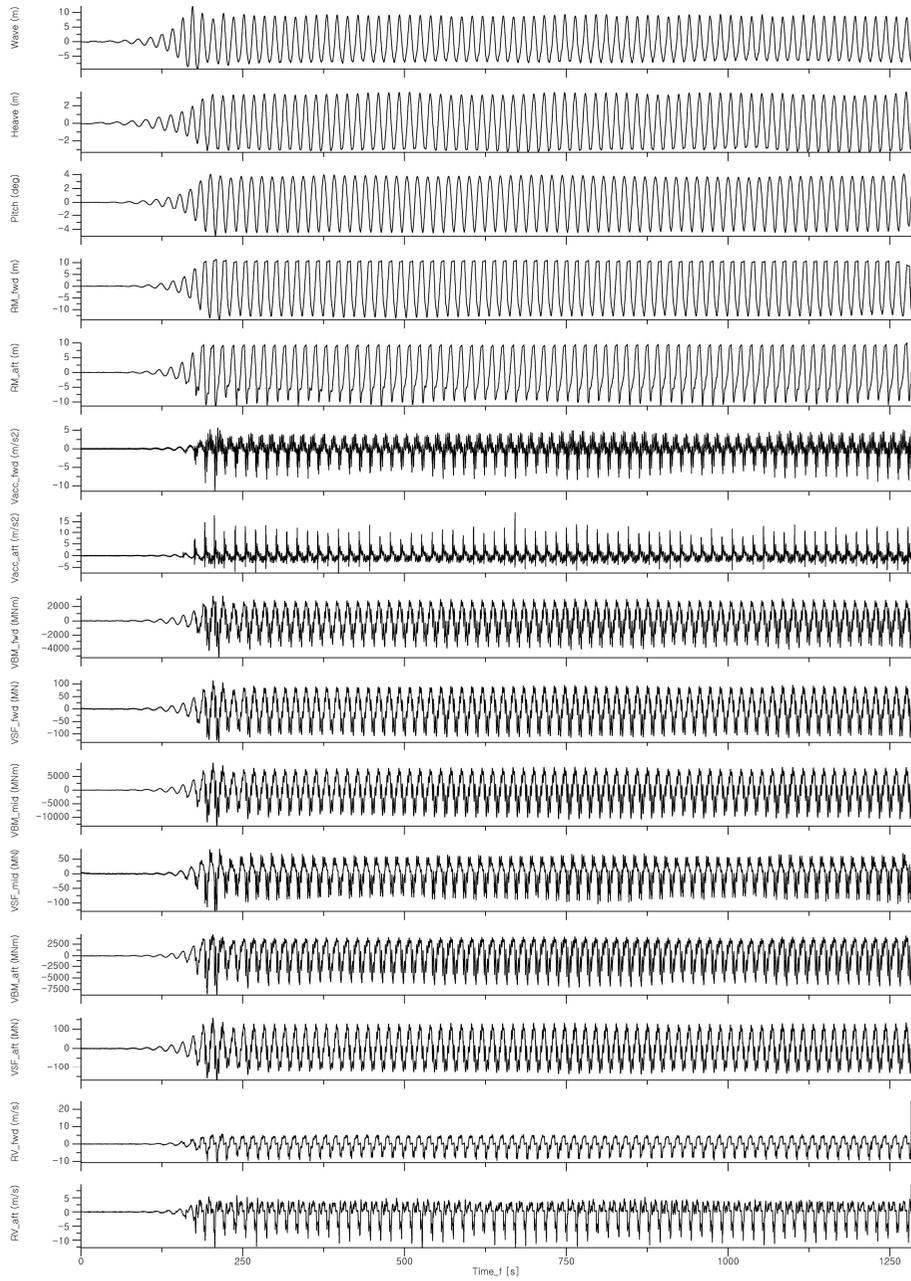


그림 3.11 계측된 운동 응답 및 파랑 하중 시계열 예 (13,000 TEU, ballast, 선미 규칙파, 정지 상태, Run7)

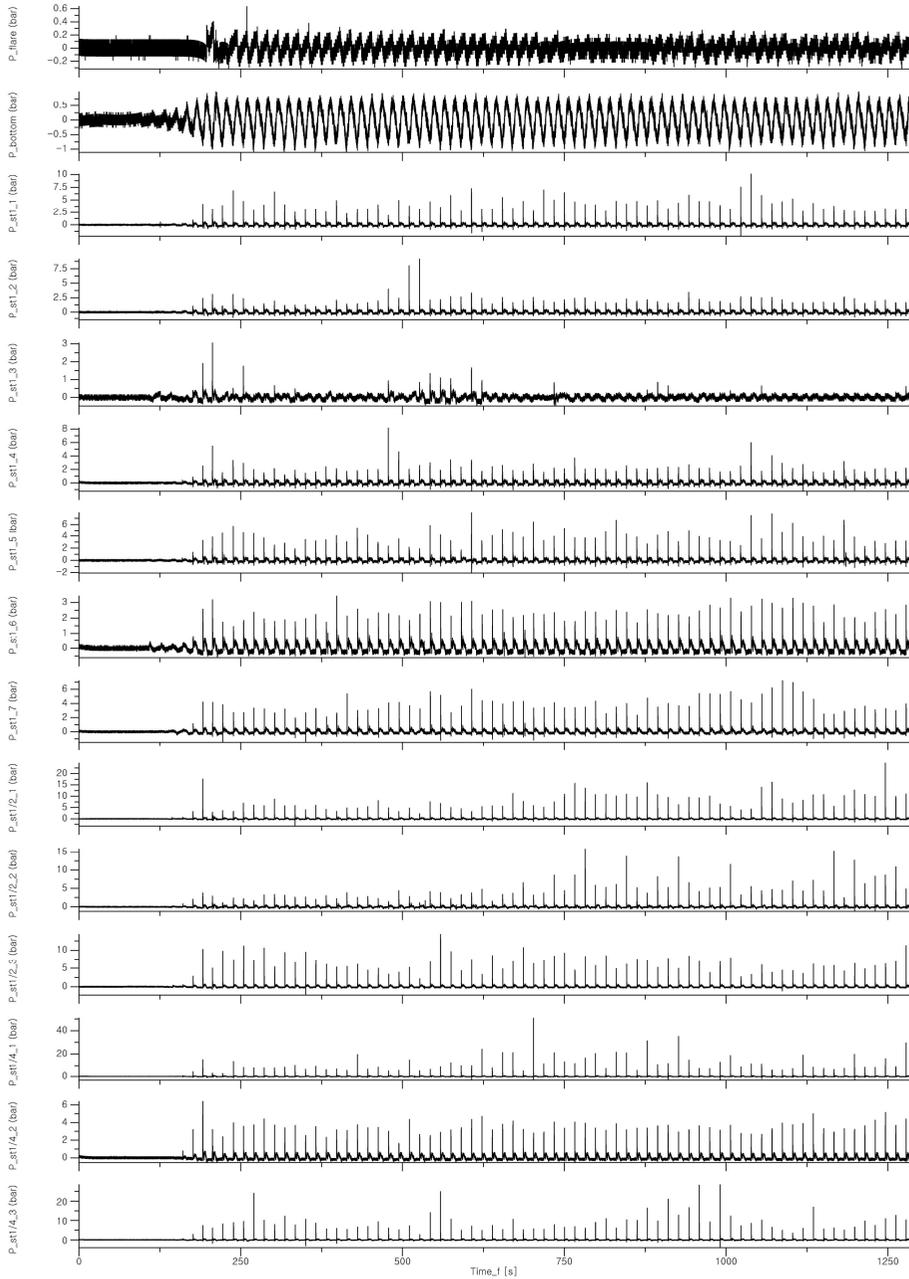


그림 3.12 계측된 압력 시계열 예 (13,000 TEU, ballast, 선미 규칙파, 정지 상태, Run7)

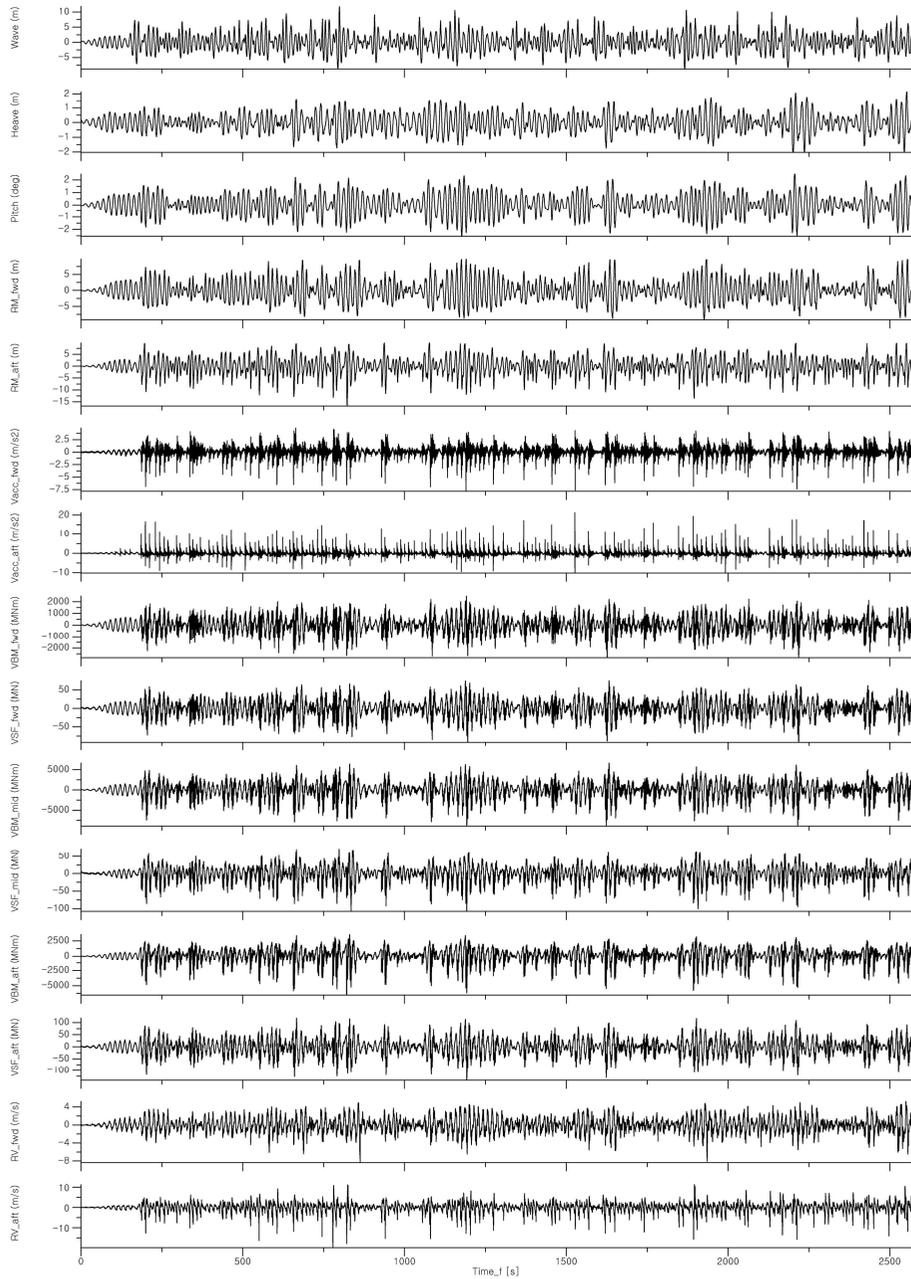


그림 3.13 계측된 운동 응답 및 파랑 하중 시계열 예 (13,000 TEU, ballast, 선미 불규칙파, 정지 상태, Run9)

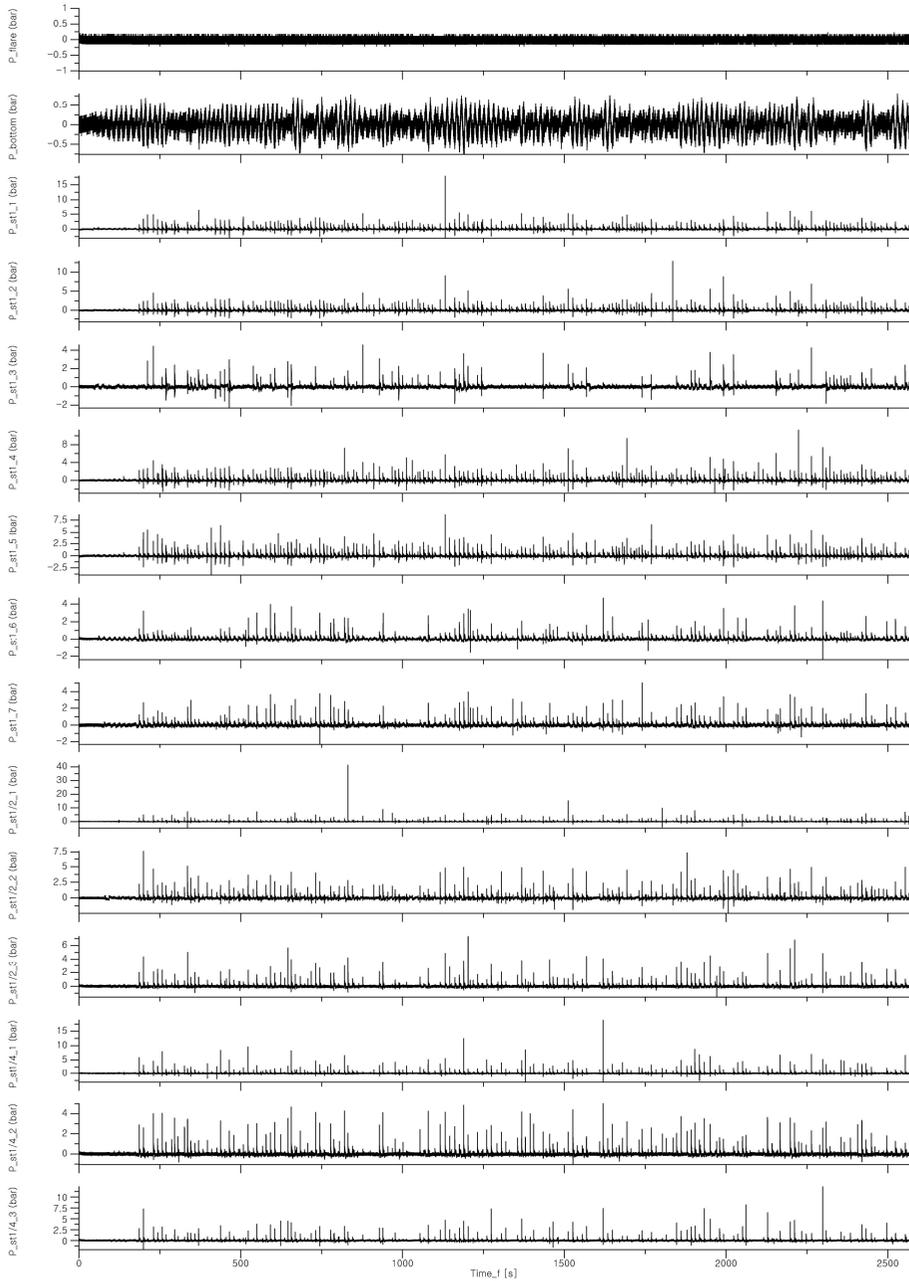
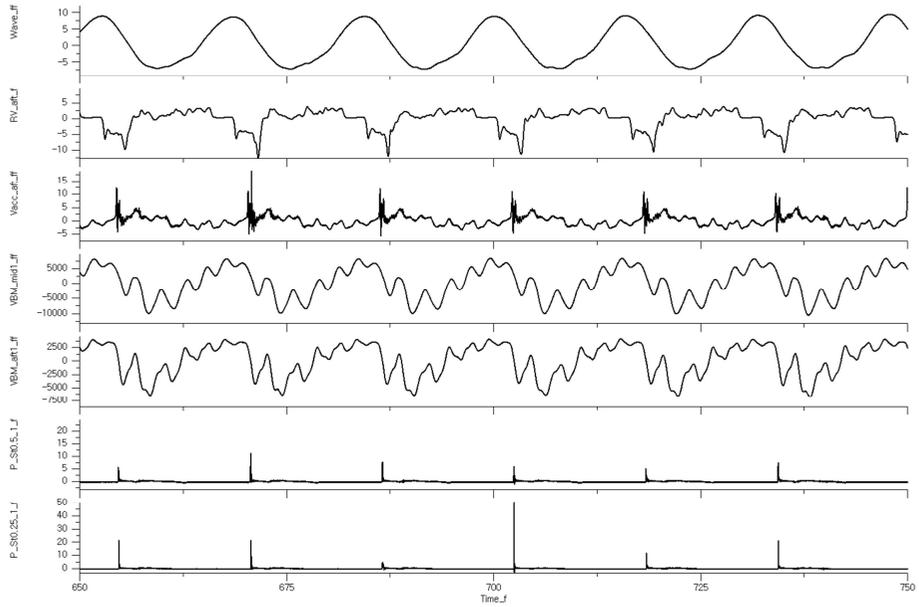
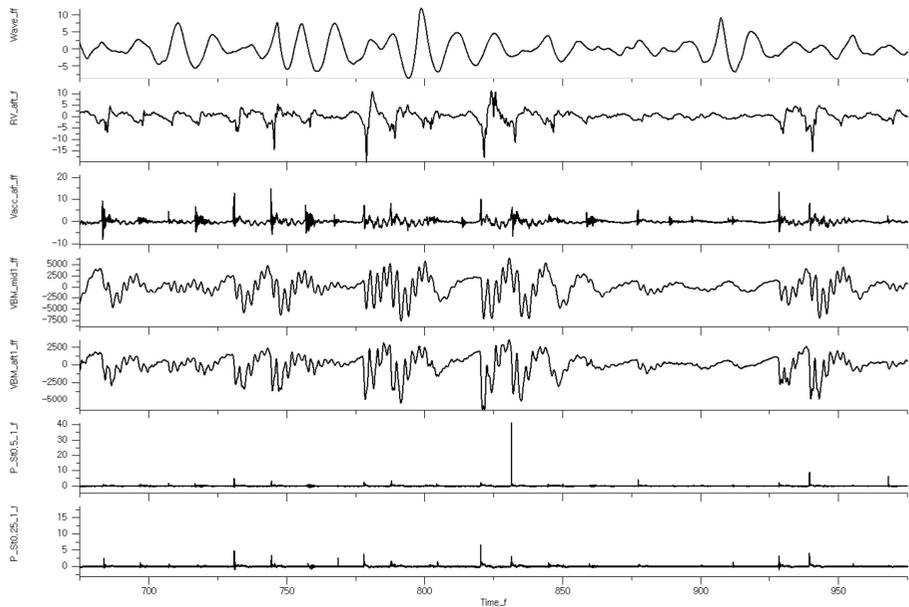


그림 3.14 계측된 압력 시계열 예 (13,000 TEU, ballast, 선미 불규칙파, 정지 상태, Run9)



(a) Regular following waves (Run7)



(b) Irregular following waves (Run9)

그림 3.15 계측된 응답 시계열 예 (13,000 TEU, ballast, 정지 상태)

측정 결과의 반복성을 확인하기 위하여 규칙과 시험 조건들 중 동일한 시험 조건에서 2 회의 측정을 실시한 조건들에 대하여 그 결과를 비교해 보았다. 불규칙과 중에서는 2 회의 측정을 실시한 경우가 없었다. 측정한 시계열로부터 추출한 피크들의 평균을 비교하였는데, 선수부와 선미부에서 측정한 상대 속도 (RV_fwd, RV_aft)의 경우는 음의 피크 (골)의 평균을 비교하였고 나머지 측정 결과들은 모두 양의 피크 (봉)의 평균을 비교하였다. 그 이유는 상대 속도의 경우 선체가 수면 밖에서 수면 쪽으로 이동할 때 아래로 내려가는 속도가 슬래밍과 밀접한 관련이 있기 때문이다. 또한 평균을 비교할 경우 하나의 측정 결과에 대한 다른 측정 결과의 비율로 나타내었는데, 비율이 100%인 경우 2 회의 측정에서 피크의 평균이 동일한 것을 의미하며, 100%와 다른 경우 해당하는 비율만큼 차이가 있는 것을 의미한다. 또한 2 회의 시험에서 입사파 진폭의 차이가 발생할 수 있는데 측정 결과들 중 입사파 진폭의 차이가 가장 큰 경우 약 5%의 차이가 있었다. 만일 측정한 응답이 입사파의 진폭과 완전한 선형적인 관계가 있는 응답이라면 입사파 진폭의 차이에 의한 비율만큼의 차이를 나타낼 것이므로 응답의 선형성에 대한 확인도 어느 정도 가능한데, 각 시험 조건에서 2 회의 측정에 의한 입사파의 진폭의 차이는 보정해 주었다. 예를 들어, 응답 R_1 에 대한 R_2 의 비율은 입사파의 진폭 A_{w1} 과 A_{w2} 를 이용하여 $(R_2/R_1) \cdot (A_{w1}/A_{w2})$ 와 같이 계산하였다.

네 가지 시험 조건에 대하여 2 회 시험에 의한 반복성을 조사하여 그 결과를 표 3.7과 그림 3.16에 나타내었다.

Twin_Bal_F_0_REG2 조건 (파고 19.6 m, 파장 400 m, 선미파, 정지 상태)에 대한 반복성은 Run7과 Run8의 결과를 비교하여 살펴보았다 (표 3.7 및 그림 3.16 (a) 참조). 입사파, 선박의 운동 응답 및 파랑 하중 결과들은 대부분 100% 근처의 값을 나타내고 있으며 선미 수직 가속도가 106% 차이로 가장 큰 차이를 나타내고 있어서 대체로 매우 양호한 반복성이 있는 것을 확인할 수 있다. 압력의 경우 선수부에서는 측정된 압력이 없었으며 선미부에서 측정된 압력은 측정된 위치에 따라 최대 +18%에서 최소 -23% 정도의 오차를 나타내고 있다. 두 개의 선미 별브 사이에서 측정한 P_St1_3 지점과 P_St1_5 지점에서 반복성이 나빴으며, P_St0.5_2 지점과 P_St0.25_3 지점에서도 반복성이 나쁘게 나타났다.

Twin_Bal_F_0_REG3 조건 (파고 12.4 m, 파장 201 m, 선미파, 정지 상태)에 대한 반복성은 Run4와 Run5의 결과를 비교하여 살펴보았다 (표 3.7 및 그림 3.16 (b) 참조). Twin_Bal_F_0_REG2에서와 유사하게 입사파, 선박의 운동 응답 및 파랑 하중 결과들은 대체로 양호한 반복성을 나타내었는데, 선수부 VBM의 경우 19% 차이를 나타내어 다소 큰 차이를 나타냈으며 선수와 선미의 수직 가속도는 각각 16% 및 17%의 차이를

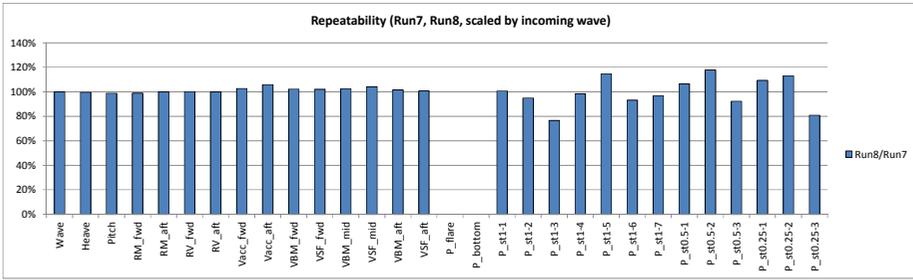
나타내었다. 역시 압력은 운동 응답과 파랑 하중 보다 큰 차이를 나타내고 있는 것을 확인할 수 있는데 최대 67%까지 차이가 나타나고 있다. 대체로 선미 끝으로 갈수록 차이가 커지는 양상을 나타내고 있다.

Twin_Sca_F_V_REG5 조건 (파고 17.5 m, 파장 400 m, 선미파, 16.7 노트로 전진하는 상태)에 대한 반복성은 Run20과 Run21의 결과를 비교하여 살펴보았다 (표 3.7 및 그림 3.16 (c) 참조). 이 경우에는 선미 슬래밍이 거의 발생하지 않았기 때문에 압력에 대한 비교는 큰 의미가 없으며, 운동 응답과 파랑 하중의 경우 최대 +7%에서 최소 -12% 정도의 차이를 나타내었다.

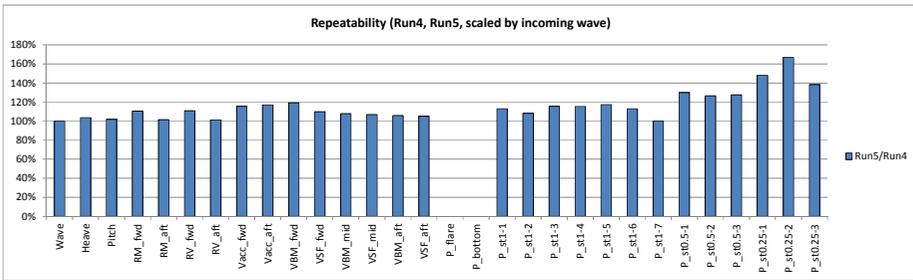
Twin_Sca_F_0_REG7 조건 (파고 12.6 m, 파장 221 m, 선미파, 정지 상태)에 대한 반복성은 Run15와 Run16의 결과를 비교하여 살펴보았다 (표 3.7 및 그림 3.16 (c) 참조). 이 경우에는 선수부 상대 운동과 상대 속도의 차이가 다소 크게 나타났는데 선수부 상대 운동은 +19%, 선수부 상대 속도는 +22%의 차이를 나타내었다. 압력은 최대 +50%의 차이를 나타내었으나 이 경우에는 station 1에서 의미 있는 슬래밍이 거의 발생하지 않았고 station 0.5와 station 0.25에서 측정된 압력이 의미가 있다고 할 수 있다. Station 0.25에서 최대 -18% 차이가 남을 확인할 수 있다.

표 3.7 측정 결과의 반복성 확인 (13,000 TEU)

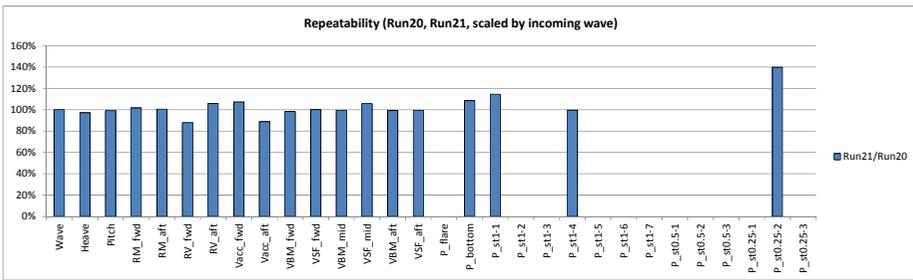
Quantities	Run8/Run7	Run5/Run4	Run21/Run20	Run16/Run15
Wave	100%	100%	100%	100%
Heave	100%	104%	97%	101%
Pitch	99%	102%	99%	101%
RM_fwd	99%	110%	102%	119%
RM_aft	100%	102%	101%	100%
RV_fwd	100%	111%	88%	122%
RV_aft	100%	101%	106%	108%
Vacc_fwd	103%	116%	107%	106%
Vacc_aft	106%	117%	89%	96%
VBM_fwd	102%	119%	98%	109%
VSF_fwd	102%	110%	100%	104%
VBM_mid	102%	108%	99%	102%
VSF_mid	104%	107%	106%	100%
VBM_aft	102%	106%	99%	102%
VSF_aft	101%	105%	100%	103%
P_flare	-	-	-	-
P_bottom	-	-	109%	99%
P_st1-1	101%	113%	115%	0%
P_st1-2	95%	108%	-	46%
P_st1-3	77%	116%	-	-
P_st1-4	98%	115%	100%	49%
P_st1-5	115%	117%	-	150%
P_st1-6	93%	113%	-	-
P_st1-7	97%	100%	-	106%
P_st0.5-1	107%	130%	-	98%
P_st0.5-2	118%	126%	-	101%
P_st0.5-3	92%	128%	-	92%
P_st0.25-1	109%	148%	-	82%
P_st0.25-2	113%	167%	140%	88%
P_st0.25-3	81%	138%	-	101%



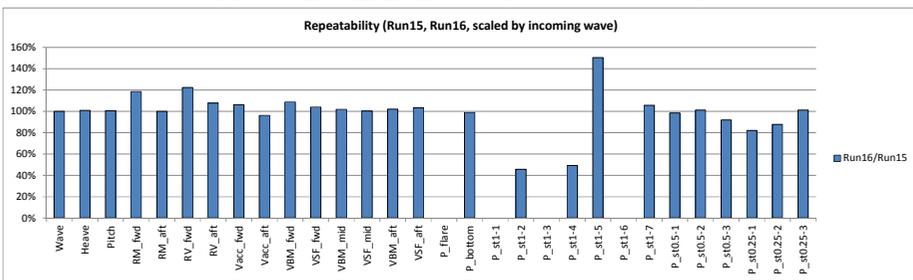
(a) Twin_Bal_F_0_REG2 (Run7 vs. Run8)



(b) Twin_Bal_F_0_REG3 (Run4 vs. Run5)



(c) Twin_Sca_F_V_REG5 (Run20 vs. Run21)



(d) Twin_Sca_F_0_REG7 (Run15 vs. Run16)

그림 3.16 측정 결과의 반복성 확인 (13,000 TEU)

3.1.7 충격압 계수 비교

Station 1 단면에 대하여 단면 낙하시험 결과로부터 계산한 충격압 계수 (C_p)와 파랑 중 예인시험 결과를 이용하여 계산한 충격압 계수를 비교해 보았다. 충격압 계수를 계산하기 위해서는 최대 충격 압력을 측정하고, 최대 충격 압력이 발생하는 시점의 상대 속도를 측정하면 된다.

그림 3.17에는 선미 바닥에서 측정한 압력, 종 동요, 상대 운동 및 상대 속도의 시계열의 예를 나타내었는데, 최대 충격압력 (13.2 bar)이 발생하는 시점에서의 상대 속도는 -5.5 m/s이고 이후 상대 속도의 최소값은 -10.3 m/s으로 측정되었다. 이 때 충격압 계수를 계산하면 85가 되는데, 이와 같이 계산한 충격압 계수는 매우 불안정한 특성을 나타내는 것을 확인하였다. 그 이유는 파랑 중 선체의 운동으로 인하여 수면이 교란되고 이로 인하여 압력을 측정하는 위치에서의 측면에서 측정한 상대 운동과 실제 압력 측정 위치에서의 수면의 높이가 상이하기 때문이다.

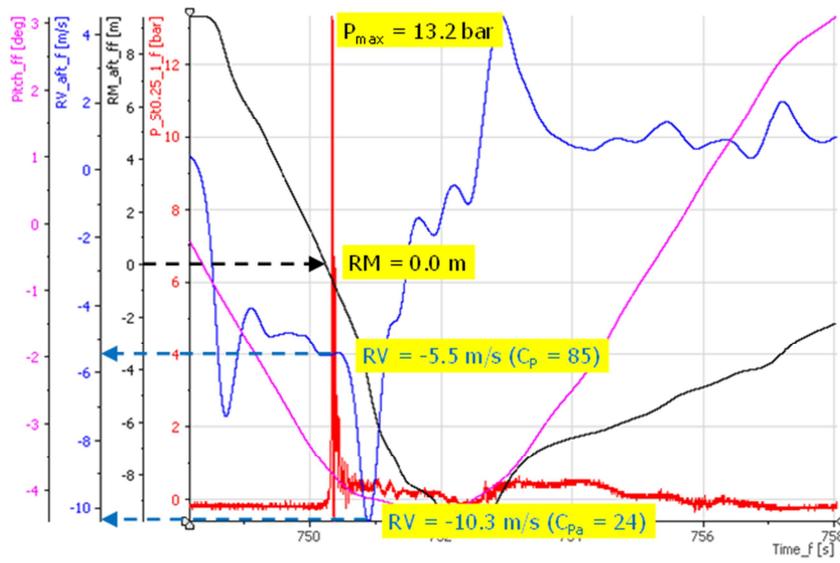


그림 3.17 충격압 계수 (C_p)와 피크 충격압 계수 (C_{pa})의 차이

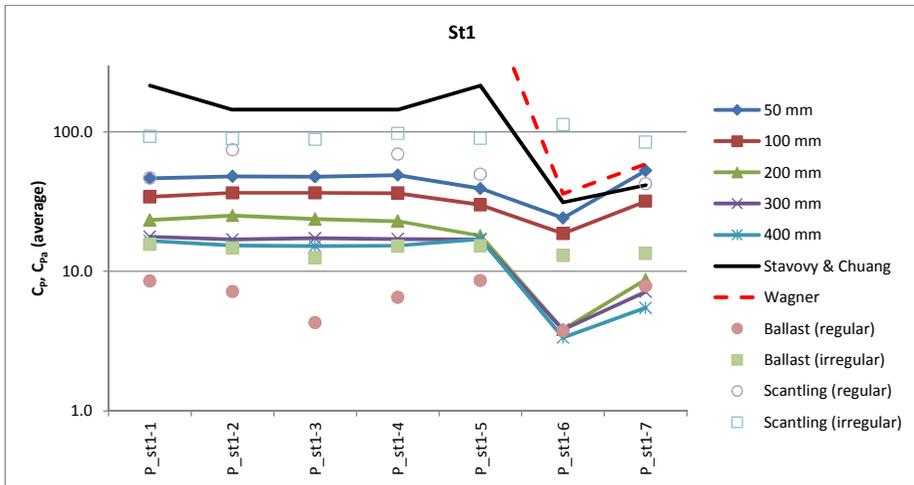
한편, 일반적으로 슬래밍 압력을 계산하여 설계에 반영하는 경우 선체의 운동 응답을 계산하여 상대 속도를 계산하고 선체 표면에서의 충격압 계수를 이용하여 압력을 추정하게 되는데, 이 때 상대 속도의 계산은 충격 압력이 최대가 되는 시점에서의 값을 사용하는 경우는 많지 않으며 대부분은 상대 속도의 최대 진폭을 이용하여 하중을 추정하게 된다. 따라서 이런 경우는 최대 상대 속도를 이용하여 충격압 계수를 산정하여 이용하는 것이 바람직한데 충격 압력의 피크의 평균과 상대 속도 피크의

평균을 이용하여 계산한 충격압 계수를 피크 충격압 계수로 부르기로 하고 C_{pa} 로 표기하기로 하자. 그림 3.17의 경우 피크 충격압 계수는 24로 계산할 수 있다.

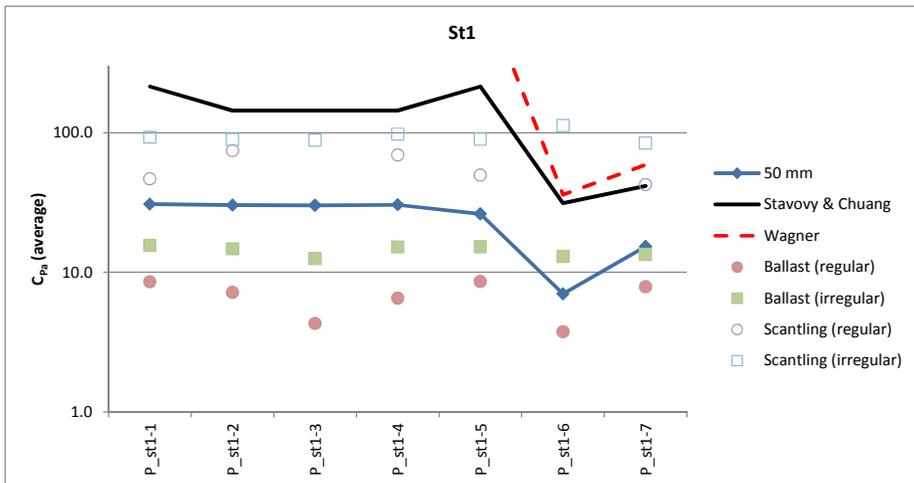
그림 3.18에는 단면 낙하시험과 파랑 중 예인시험에서 측정한 결과를 이용하여 얻은 station 1 단면에서의 충격압 계수와 피크 충격압 계수를 비교하여 나타내었다. 단면 낙하시험 결과의 경우 각 초기 낙하 높이 별 충격압 계수를 그림 3.18 (a)에, 모형 크기에서의 초기 낙하 높이 50 mm에서의 피크 충격압 계수를 그림 3.18 (b)에 나타내었다. 파랑 중 예인수조 모형시험 결과는 정지 상태에서 선미 규칙파를 받는 조건에 대한 결과들의 평균값을 나타낸 것으로 피크 충격압 계수들이다.

파랑 중 예인시험으로부터 얻은 피크 충격압 계수의 경우 ballast 조건에서는 정수 중 낙하시험에 의한 결과 보다 대체로 작았고 scantling 조건에서는 정수 중 낙하시험의 결과 보다 크게 나타났다. 또한, 불규칙파 중 시험에 의한 피크 충격압 계수가 규칙파 중 시험에 의한 결과 보다 더 크게 나타났다.

선미 밸브 내부 영역에서는 파랑 중 예인시험에서 얻은 피크 충격압 계수가 Stavovy & Chuang 및 Wagner의 값 보다 작았고, 선미 밸브 바깥 영역에서는 Stavovy & Chuang 및 Wagner의 값 보다 큰 경우도 나타났다. 두 선미 밸브 사이 영역의 경우 ballast 조건에서 규칙파 시험으로 측정한 피크 충격압 계수는 Stavovy & Chuang의 추정값에 비해서 3~5% 정도의 범위에, ballast 조건에서 불규칙파 시험으로 측정한 값은 7~11%, scantling 조건에서 규칙파 중 시험으로 얻은 결과는 22~52%, scantling 조건에서 불규칙파 중 시험으로 얻은 결과는 42~68% 정도의 값을 나타내었다. 선미 밸브 바깥 영역에서는 12~360% 범위의 분포를 나타내었다.



(a) C_p and C_{Pa}



(b) C_{Pa}

그림 3.18 단면 낙하시험 및 파랑 중 예인시험에 의한 station 1 단면에서의 충격압 계수 (C_p)와 피크 충격압 계수 (C_{Pa})

3.1.8 입사파 파고의 영향

단면 낙하시험에서도 확인된 바 있지만 슬래밍 충격 압력은 대체로 입수 속력의 제곱에 비례하며 이와 같은 가정은 실무에서 충격압 계수를 정의하여 속도의 제곱에 곱하는 형태로 적용되고 있다. 파랑 중 선체가 움직이는 상황에서 측정된 선미 슬래밍 압력의 경우에 있어서도 동일한 형태의 경향이 확인되는지 살펴보기로 한다.

선박의 운동 응답은 대체로 입사파의 크기에 비례하는 선형적인 특성을 나타내고 있지만 입사파의 크기가 커짐에 따라 비선형적인 영향이 점차 크게 나타난다. 선형적인 특성을 가정할 경우 선박의 운동 응답은 입사파의 진폭에 비례하여 커지게 되고, 슬래밍에서 중요한 상대 운동 및 상대 속도의 경우도 입사파의 진폭에 비례하여 커지게 된다. 따라서 슬래밍 압력이 상대 속도의 제곱에 비례한다면 입사파 진폭의 제곱에 비례하는 경향으로 나타나게 될 것이다. 선박 운동 응답의 비선형적인 특성을 고려하게 되면 대체로 입사파의 진폭이 커지는 정도 보다 약간 작게 선박의 운동 응답이 증가하게 되며, 이럴 경우 슬래밍 압력의 관점에서 생각한다면 입사파 진폭 증가의 제곱에 해당하는 비율 보다 다소 작은 정도의 압력이 증가하게 될 것이다.

입사파 파고에 따른 선미 슬래밍 압력 크기의 변화를 살펴보기 위하여 동일한 시험 조건에서 입사파의 파고만 다르게 측정한 경우에 대한 결과들을 비교해 보았다. Ballast 조건에서는 Twin_Bal_F_0_REG1 (Run6)과 Twin_Bal_F_0_REG2 (Run7, Run8)의 경우를, scantling 조건에서는 Twin_Sca_H_0_REG8 (Run23)과 Twin_Sca_H_0_REG9 (Run39)를 비교해 볼 수 있다. 그런데 scantling 조건에서 실시한 Run23과 Run39의 경우 선수와 중에서 실시한 시험으로 이 경우 선미 슬래밍 압력은 측정되지 않았다. 따라서 ballast 조건에서 측정한 결과에 대한 비교하였다.

Ballast 상태에서 정지 중 선미 쪽으로부터 400 m 파장의 규칙파가 들어오는 경우에 있어서 입사파의 파고가 9.8 m인 경우 (Run6)와 파고가 19.6 m인 경우 (Run7, Run8) 측정한 결과를 비교하여 표 3.8 및 그림 3.19에 나타내었다. 표 3.8의 좌측 두 개의 열과 그림 3.19 (a)에는 파고가 낮은 Run6에서 측정한 결과에 비해서 파고가 높은 Run7과 Run8에서 측정된 응답이 얼마나 커졌는지 비율로 나타내었다. 표 3.8의 우측 두 개의 열과 그림 3.19 (c)에는 응답 (X)이 파 진폭 (A_w)의 몇 거듭제곱에 비례하는지 계산하여 나타내어 거듭제곱의 지수를 나타내었다. 만일 파 진폭이 A_{w1} 인 경우의 응답을 X_1 이라고 하고, 파 진폭이 A_{w2} 인 경우에 대한 응답을 X_2 라고 가정할 경우 응답 X 가 파 진폭 A_w 의 거듭제곱에 비례한다면 $X=A_w^n$ 과 같은 관계가 성립되므로 $X_1=A_{w1}^n$, $X_2=A_{w2}^n$ 의 관계가 성립되며 결국 거듭제곱의

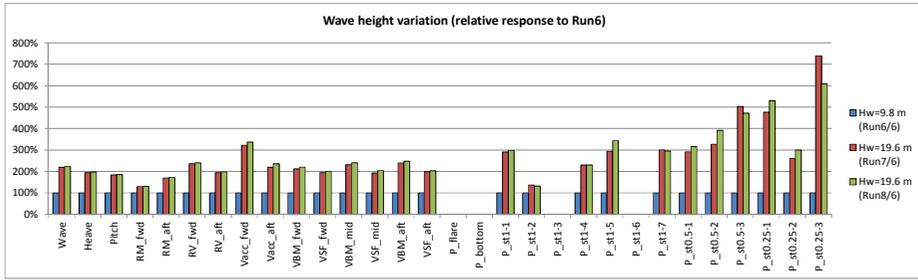
지수 n 은 $\ln(X_2/X_1)/\ln(A_{w2}/A_{w1})$ 과 같이 계산할 수 있다. 만일 응답이 파고에 선형적으로 비례한다면 n 은 1.0이고, 응답이 파고의 제곱에 비례할 경우 n 은 2.0이 된다.

입사파 진폭이 Run6에 비해서 220% (Run7)와 223% (Run8)만큼 커졌을 때 상하 동요와 종 동요는 입사파 증가량에 비해서 다소 낮게 커졌는데 큰 파도 중에서의 대진폭 응답에 있어서 나타나는 비선형성을 나타내고 있다고 할 수 있다. 선수부와 선미부의 상대 운동은 130%와 170% 정도로 상대적으로 낮게 측정되었다. 이것은 상대 운동을 측정하는 파고계의 길이가 짧아서 선박이 물 밖으로 많이 나오는 경우 상대 운동 측정용 파고계가 물 밖으로 모두 빠져 나와서 실제 상대 운동 보다 더 작은 값으로 측정되었기 때문이다. 상대 속도의 경우는 상대 운동이 영점 부근일 경우 최대가 나타나는데, 선수부에서는 입사파 진폭의 증가량에 비해서 약간 더 크게 나타났고, 선미부에서는 입사파 진폭의 증가량 보다 다소 작게 증가하였다. 선미부의 수직 가속도는 선수부에 비해서 상대적으로 적은 정도로 증가하였는데, 선미부의 경우 슬래밍 발생 이후 순간적으로 급격하게 증가하는 수직 가속도 크기의 차이가 나타난 것으로 이 크기가 입사파 진폭의 증가량과 유사하게 나타난 것은 눈 여겨 볼 만하다. VBM은 대체로 입사파 증가량과 유사한 정도로 증가하였고, VSF는 입사파 증가량 보다 약간 적게 증가하였다.

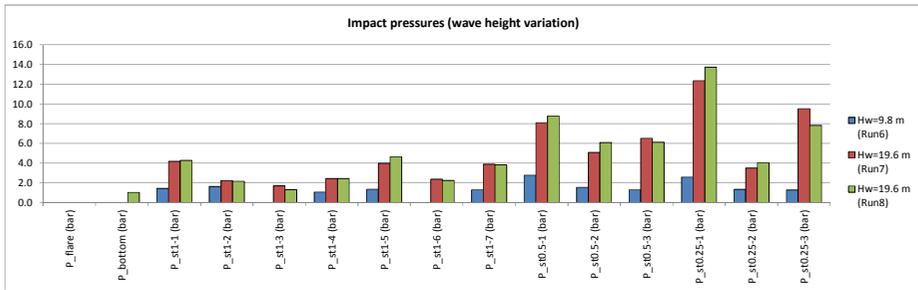
슬래밍 충격 압력의 경우 선수부 플레어와 선수부 바닥에서는 슬래밍이 발생하지 않았고, 선미부 station 1의 중앙부 (P_st1-3)에서는 파고가 낮은 경우에는 슬래밍이 발생하지 않았고 파고가 높은 경우에는 몇 차례의 아주 작은 슬래밍 압력이 측정되었다. Station 0.5와 station 0.25에서는 큰 슬래밍 압력이 측정되었으며 슬래밍 압력이 큰 경우일수록 입사파 진폭의 증가량 보다 더 큰 증가량을 나타내고 있다. 입사파의 거듭제곱에 비례하는 지수를 살펴보면, station 1 지점에서는 1.0~1.5 정도이고, station 0.5에서는 최대 2.1, station 0.25에서는 최대 2.5까지 나타나고 있다. 만일 압력의 증가량을 입사파 진폭 증가량이 아닌 상대 속도 진폭의 증가량에 대한 지수로 계산할 경우에는 상대 속도의 증가량이 입사파의 증가량 보다 작기 때문에 거듭제곱의 지수가 더 큰 값을 나타내게 될 것이다. 그림 3.19 (b)에 나타낸 압력의 절대값 분포를 보면 선미 끝단으로 갈수록 압력이 커지는 양상을 확인할 수 있는데, 슬래밍 압력이 큰 경우일수록 입사파 진폭의 거듭제곱에 비례하는 지수가 더 크게 나타나는 경향을 나타낸다.

표 3.8 입사파 파고와 측정 응답과의 관계 (13,000 TEU, Lw=400 m, 선미파, 0 kts)

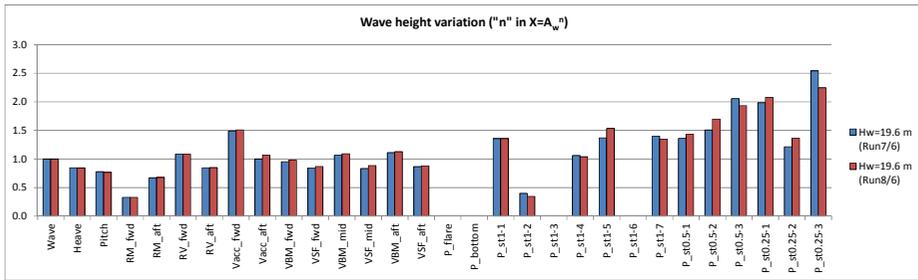
Quantities	Response ratio		Exponent (n) of $X=A_w^n$	
	Run7/Run6	Run8/Run6	Run7/Run6	Run8/Run6
Wave	220%	223%	1.0	1.0
Heave	195%	197%	0.8	0.8
Pitch	184%	185%	0.8	0.8
RM_fwd	130%	130%	0.3	0.3
RM_aft	170%	173%	0.7	0.7
RV_fwd	235%	240%	1.1	1.1
RV_aft	195%	198%	0.8	0.8
Vacc_fwd	322%	337%	1.5	1.5
Vacc_aft	219%	236%	1.0	1.1
VBM_fwd	212%	220%	1.0	1.0
VSF_fwd	194%	201%	0.8	0.9
VBM_mid	231%	240%	1.1	1.1
VSF_mid	193%	204%	0.8	0.9
VBM_aft	239%	247%	1.1	1.1
VSF_aft	198%	203%	0.9	0.9
P_flare	-	-	-	-
P_bottom	-	-	-	-
P_st1-1	291%	298%	1.4	1.4
P_st1-2	137%	132%	0.4	0.3
P_st1-3	-	-	-	-
P_st1-4	230%	231%	1.1	1.0
P_st1-5	294%	343%	1.4	1.5
P_st1-6	-	-	-	-
P_st1-7	300%	295%	1.4	1.3
P_st0.5-1	292%	316%	1.4	1.4
P_st0.5-2	327%	392%	1.5	1.7
P_st0.5-3	503%	472%	2.1	1.9
P_st0.25-1	477%	530%	2.0	2.1
P_st0.25-2	260%	299%	1.2	1.4
P_st0.25-3	739%	608%	2.5	2.2



(a) Relative responses to those of Run6



(b) Impact pressure



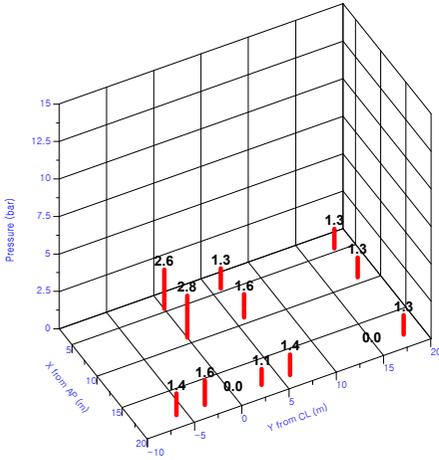
(c) Exponent (n) of $X=A_w^n$

그림 3.19 입사파 파고와 측정 응답과의 관계 (13,000 TEU, $L_w=400$ m, 선미파, 0 kts)

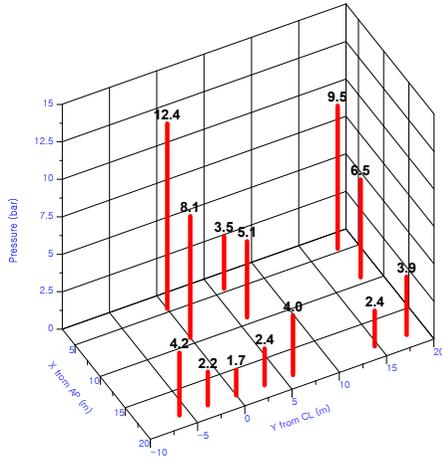
측정 위치에 따라 선미 슬래밍 압력의 크기가 어떻게 분포하고 있는지 비교할 수 있도록 그림 3.20과 같이 측정된 압력의 피크의 평균을 나타내었다. Station 1 단면에서는 두 개의 선미 벌브 사이의 공간에서는 중심선에서 가장 작은 압력이 측정되었고 선미 벌브 쪽으로 가면서 압력이 더 크게 나타나고 있다. Station 1에서 선미 벌브 바로 바깥쪽 (P_St1-6)에서는 다시 압력이 작게 나타나고 폭 방향으로 더욱 바깥에서는 압력이 증가하였다. 선미 벌브가 없는 station 0.5와 station 0.25 단면에서는 선체의 중심선에서 가장 큰 압력이 측정되었고 폭 방향으로 바깥으로 갈수록 압력이 다소 감소하는 경향을 나타내었다. 길이 방향 분포를 보면, 선미 끝단으로 갈수록 압력이 대체로 커지는 경향을 나타내고 있다.

측정한 압력의 피크의 평균값과 station 1에서 측정된 상대 속도를 이용하여 선미에서 측정된 슬래밍 압력에 대한 충격압 계수 (C_p)를 계산하여 그 분포를 그림 3.21에 나타내었다. 앞서 단면 낙하시험에서와 마찬가지로 압력의 피크가 나타나는 시점에서의 상대 속도를 이용하여 충격압 계수를 계산하였는데, station 0.5와 station 0.25에서는 상대 속도를 측정하지 않았기 때문에 선체의 길이 방향으로 떨어진 거리만큼의 위상차가 발생하여 오차가 있다. 파랑 중 선체의 측면에서 측정된 상대 운동을 수치 미분하여 상대 속도를 계산하였는데, 입사파와 선체의 상호 작용에 의해서 수면이 교란되며 충격 압력이 발생하는 경우 상대 운동이 양의 값을 나타내는 경우도 있을 수 있다. 따라서 피크 충격압 계수 (C_{pa})를 분석하는 것이 더욱 의미가 있을 수 있다. 이러한 피크 충격압 계수를 계산하여 그 분포를 그림 3.22에 나타내었다.

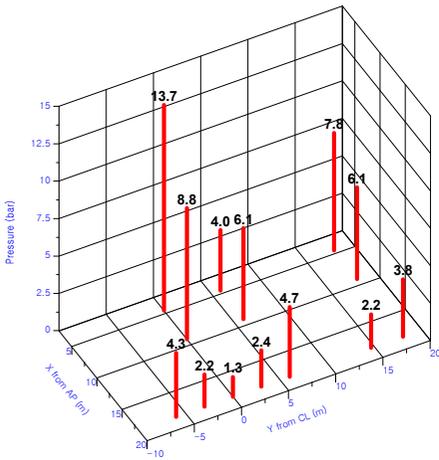
충격압 계수 (C_p)에 비해서 피크 충격압 계수 (C_{pa})가 더 작은 값을 나타내고 있는 것을 확인할 수 있는데, 이것은 충격압 계수를 계산할 때 분모에 들어가는 상대 속도의 제곱에 해당하는 값이 피크 충격압 계수가 더 크기 때문이다. C_p 와 C_{pa} 모두 입사파의 파고가 작은 경우가 입사파의 파고가 큰 경우에 비해서 더 크게 나타났다. 이것은 단면의 낙하시험에서 초기 낙하 높이가 낮은 경우 C_p 가 더 크게 나타난 것과 유사하다.



(a) Hw=9.8 m (Run6)

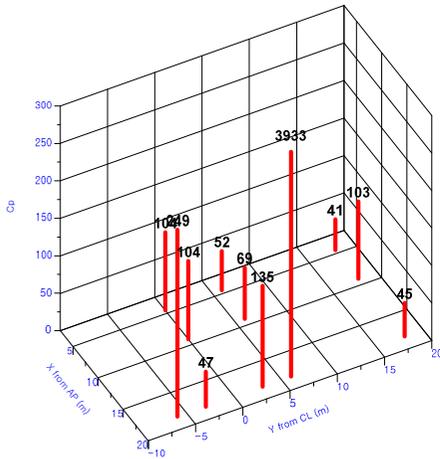


(b) Hw=19.6 m (Run7)

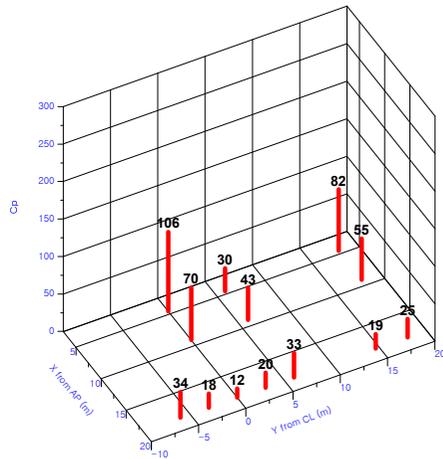


(c) Hw=19.6 m (Run8)

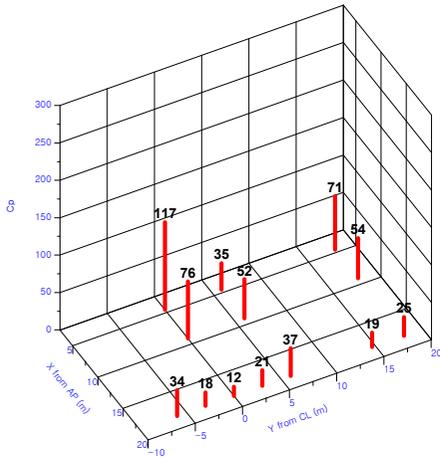
그림 3.20 입사파 파고에 따른 압력 피크의 분포 (13,000 TEU, Lw=400 m, 선미파, 0 kts)



(a) Hw=9.8 m (Run6)

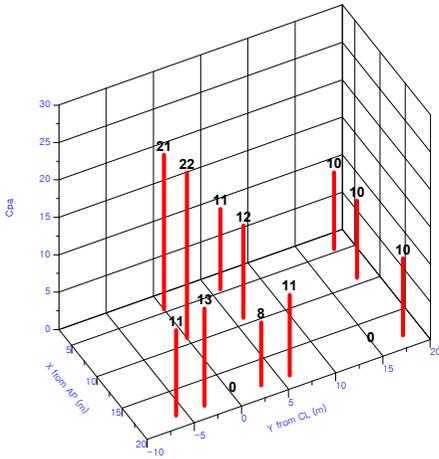


(b) Hw=19.6 m (Run7)

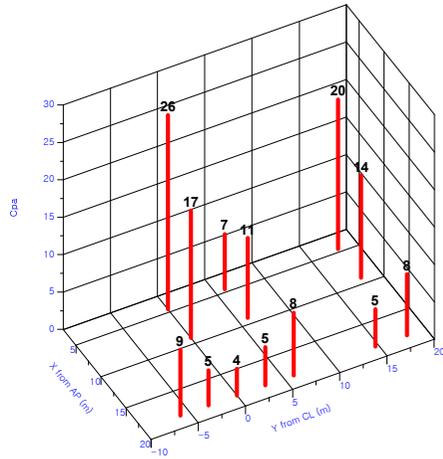


(c) Hw=19.6 m (Run8)

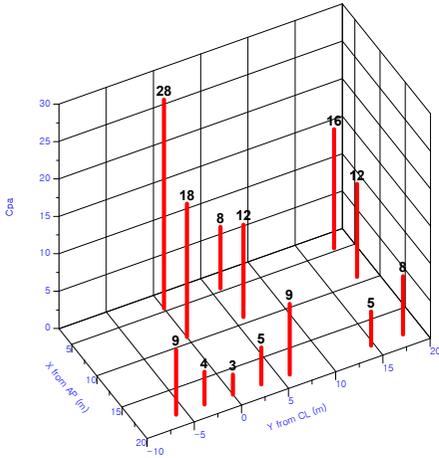
그림 3.21 입사파 파고에 따른 충격압 계수 (C_p)의 분포 (13,000 TEU, Lw=400 m, 선미파, 0 kts)



(a) Hw=9.8 m (Run6)



(b) Hw=19.6 m (Run7)



(c) Hw=19.6 m (Run8)

그림 3.22 입사파 파고에 따른 피크 충격압 계수 (C_{pa})의 분포 (13,000 TEU, Lw=400 m, 선미파, 0 kts)

3.1.9 파도 규칙성의 영향

선박이 실제 운항하는 해역은 매우 불규칙적인 형상을 나타내고 있으며, 이러한 형상을 선형 이론으로 가장 유사하게 표현하는 방법은 단파정 불규칙파 (short-crested irregular waves)로 가정하는 것이다. 그러나 단파정 불규칙파를 모형시험 상황에서 재현하는 것은 실험 시설의 제약 등으로 불가능할 수도 있다. 대부분의 장수조에서는 수조 측면에 조파장치가 없기 때문에 장파정 불규칙파 (long-crested irregular waves) 정도를 재현할 수 있으며 이번 실험에서도 장파정 불규칙파 중의 시험을 실시하였다. 설계에 반영하는 계산을 수행하는 경우에는 이것 보다 더 단순한 규칙파를 가정하여 하중을 추정하는 경우도 많은데, 불규칙파 중의 최대 응답과 동일한 응답이 나올 수 있는 가상의 규칙파 (설계파, design wave)를 만들어서 응답을 계산하여 설계에 응용하는 것이다. 설계파 개념은 기본적으로 선형 중첩이 가능한 응답에 대해서 적절한 방법이므로 슬래밍과 같이 비선형성이 강한 경우에 적용이 가능한지에 대해 검토해 볼 필요가 있다. 이를 위하여 동일한 확률 수준의 설계파와 설계 해상상태에 대한 시험을 수행하여 측정된 슬래밍 압력을 비교해 보았다.

Ballast 조건의 시험 중 Twin_Bal_F_0_REG2 (Run7, Run8)은 초과 확률이 10^{-8} 인 최대 응답에 해당하는 설계파 조건이며, Twin_Bal_F_0_IRR7 (Run9)은 그림 3.5에 있는 20 년 회귀주기 해상상태 중 하나로 초과 확률이 10^{-8} 인 최대 응답을 얻기 위해서는 이 해상상태의 응답을 이용하여 3 시간 동안 발생 가능한 최대 응답을 추정하면 된다. Scantling 조건의 경우에는 Twin_Sca_H_0_REG4 (Run48)이 초과 확률이 10^{-8} 인 최대 응답에 해당하는 설계파 조건이며, 20 년 주기의 해상상태들은 Twin_Sca_F_0_IRR6 (Run19), Twin_Sca_F_0_IRR7 (Run17), Twin_Sca_F_0_IRR8 (Run18)이다.

먼저 ballast 조건에서 측정한 결과들을 비교해 보기로 한다. 우선 규칙파 (설계파) 및 불규칙파 (설계 해상상태) 중 측정한 압력의 피크들을 이용하여 동일한 확률 수준의 값으로 환산하여 그림 3.23에 비교하여 나타내었다. 그림 3.23에서 불규칙파에서의 결과는 2 파라미터 Weibull 분포로 가정하여 초과 확률이 10^{-8} 인 값으로 추정한 것이다. 이 결과를 보면 규칙파와 불규칙파 중 측정한 압력의 피크는 대체로 유사한 경향을 나타낸다고 할 수 있다. 그림 3.24에는 각 측정 위치에서 측정한 압력 피크의 평균을 나타내었으며, 불규칙파 중 결과에 대해서도 Weibull 분포를 가정하여 확장하지 않고 순수하게 시험에서 측정한 결과의 평균을 나타내었다. 그림 3.24의 결과를 보면 불규칙파 중 측정한 압력 피크의 평균값은 대부분의 위치에서 규칙파 시험 결과에 비해서 작은 것을 확인할 수 있다. 그림 3.25에는 충격압 계수 (C_p)를 비교하여 나타내었는데, 압력이

최대가 나타나는 시점에서의 상대 속도 값이 유동적이므로 매우 큰 값이 나타나는 것을 확인할 수 있다. 그림 3.26에는 피크 충격압 계수 (C_{Pa})를 나타내었는데 대부분의 측정 위치에서 불규칙파 중 피크 충격압 계수가 규칙파 중 피크 충격압 계수 보다 큰 것을 확인할 수 있다. 실제로 불규칙파 중 측정된 압력의 평균값은 작는데 피크 충격압 계수가 오히려 크게 나타난 것은 상대 속도의 크기가 규칙파 시험에 비해서 작게 측정되었기 때문이다.

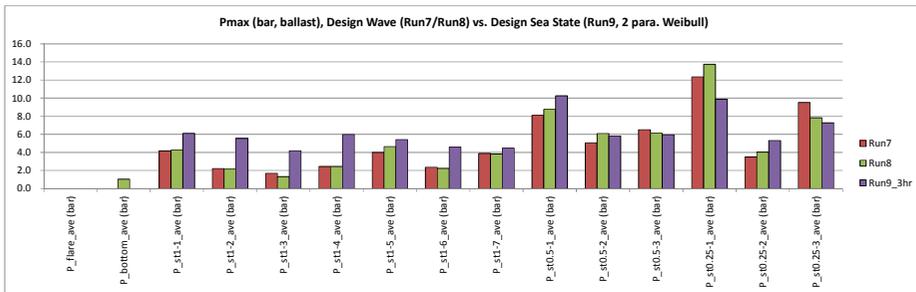
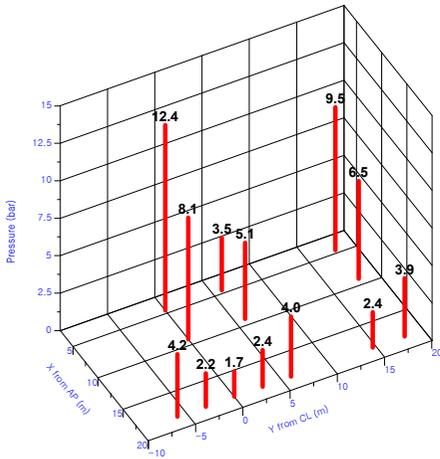
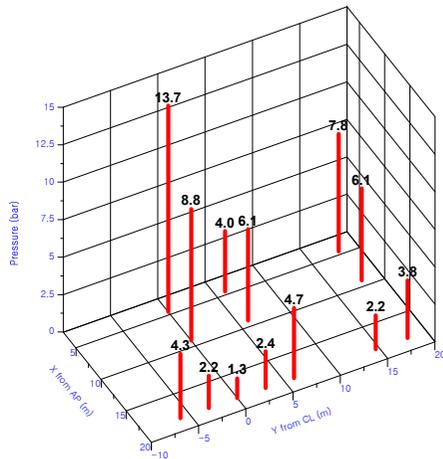


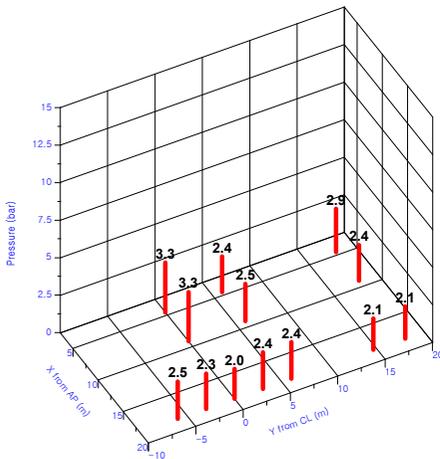
그림 3.23 설계파와 설계 해상상태에서의 압력 피크 (13,000 TEU, ballast, 선미파, 0 kts)



(a) Hw=19.6 m, Lw=400 m, regular
(Run7)

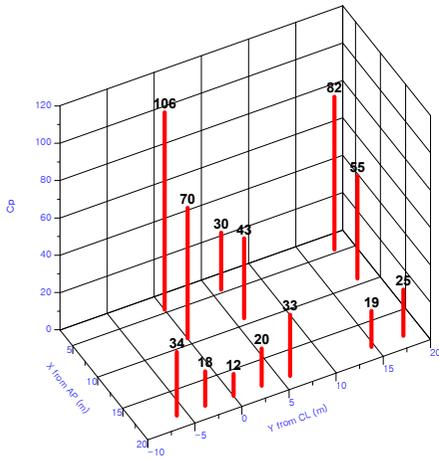


(b) Hw=19.6 m, Lw=400 m, regular
(Run8)

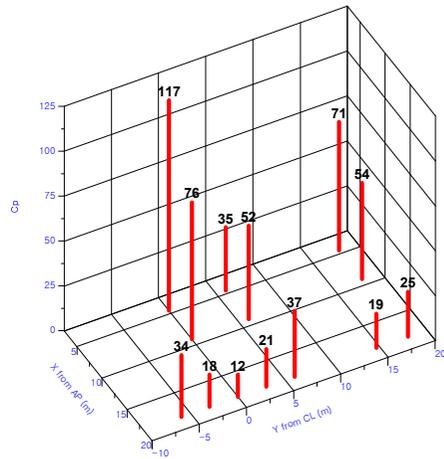


(c) Hs=13.9 m, Tp=13.4 s, irregular
(Run9)

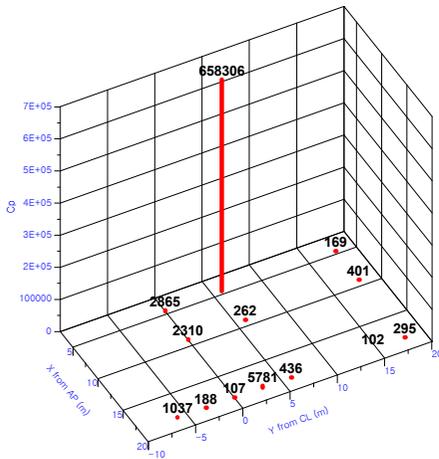
그림 3.24 설계파와 설계 해상상태에서의 압력 피크의 분포 (13,000 TEU, ballast, 선미파, 0 kts)



(a) Hw=19.6 m, Lw=400 m, regular
(Run7)

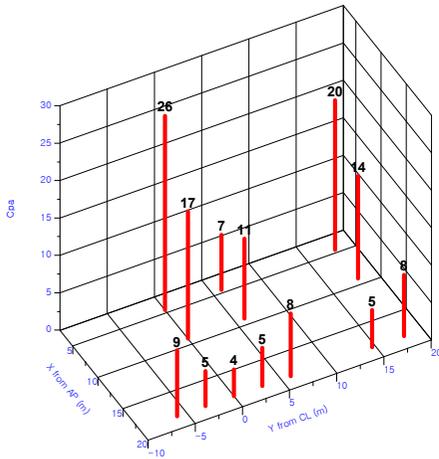


(b) Hw=19.6 m, Lw=400 m, regular
(Run8)

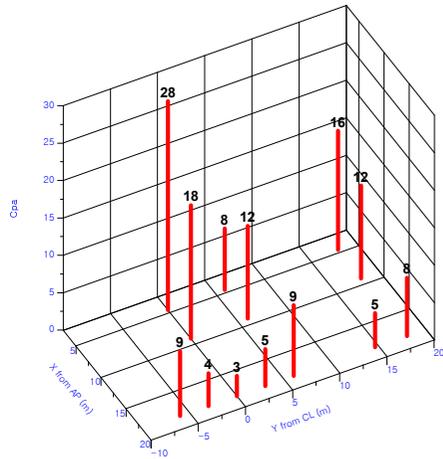


(c) Hs=13.9 m, Tp=13.4 s, irregular
(Run9)

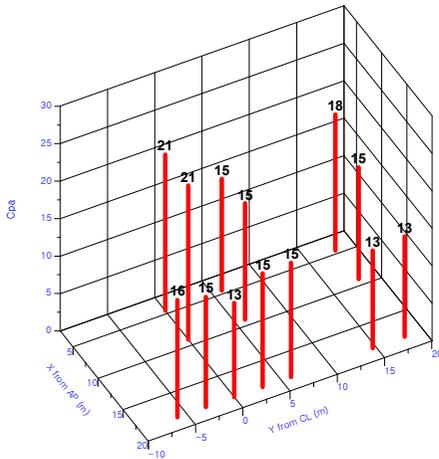
그림 3.25 설계파와 설계 해상상태에서의 충격압 계수 (C_p)의 분포 (13,000 TEU, ballast, 선미파, 0 kts)



(a) Hw=19.6 m, Lw=400 m, regular
(Run7)



(b) Hw=19.6 m, Lw=400 m, regular
(Run8)



(c) Hs=13.9 m, Tp=13.4 s, irregular
(Run9)

그림 3.26 설계파와 설계 해상상태에서의 피크 충격압 계수 (C_{pa})의 분포
(13,000 TEU, ballast, 선미파, 0 kts)

규칙과 (그림 3.27) 및 불규칙과 (그림 3.28) 중 측정된 선미부의 상대 운동, 상대 속도 및 압력의 관계를 그림으로 나타내었다. 그림 3.27과 그림 3.28에서 좌측 열은 상대 속도와 압력의 관계를 나타낸 것인데 그림에서 점선으로 표시된 값은 Ochi & Motter가 제시한 임계 속도 (-5.57 m/s)을 나타낸다. 우측 열은 상대 운동과 압력의 관계를 나타낸 것으로 상대 운동이 음의 값은 상대 운동을 측정된 단면의 정수 중 흡수선 위치가 수면 아래에 위치하고 있음을 나타낸다.

먼저 규칙과 중 결과를 나타낸 그림 3.27를 보면, 상대 속도가 Ochi & Motter가 제시한 임계 속도 보다 약간 더 낮은 경우에 큰 슬래밍 압력이 측정된 것을 확인할 수 있다. 상대 운동의 경우 대체로 0 근처에서 슬래밍 압력이 크게 측정된 것을 확인할 수 있는데, 입수하는 순간에 슬래밍 압력이 크게 나타나는 것을 보여준다. 그런데, 폭 방향으로 가장 바깥에 위치하고 있는 선미 별브 바깥 영역 (P_st1-7)의 경우 선미 별브 내부에서 측정된 경우 (P_st1-3, P_st1-5)에 비해서 상대 운동이 좀 더 음의 값으로 치우친 곳에서 최대 슬래밍 압력이 발생하였다. 이것은 두 선미 별브 사이의 공간에서 먼저 슬래밍이 발생한 이후 나중에 선미 별브 바깥 부분에 슬래밍이 발생한 것을 나타낸다.

불규칙과 중 결과인 그림 3.28을 보면, 최대 압력이 발생하는 시점에 상대 운동이 거의 0에 가까운 값을 나타내고 있으며 선미 별브 바깥 영역에서 조금 더 늦은 시점에 슬래밍이 발생하는 것을 확인할 수 있다. 상대 속도 측면에서 보면, Ochi & Motter의 임계 속도 보다 좀 더 (절대값이) 낮은 속도에서 큰 슬래밍이 발생하는 것을 확인할 수 있는데, 규칙과에 비해서 더 (절대값이) 낮은 상대 속도에서 슬래밍이 발생하였다. 순간 최대 슬래밍 압력의 값도 규칙과 시험 결과에 비해서 더 큰 값을 나타내고 있음을 확인할 수 있다. 규칙과 시험에 비해서 더 (절대값이) 낮은 상대 속도에서 더 큰 슬래밍 압력이 측정된 것으로 보아 불규칙과 중에서 선미 슬래밍의 위험이 더 클 수 있을 것으로 추정되며, 이것은 수면 형상의 불균일성이 원인일 수 있다고 추정한다.

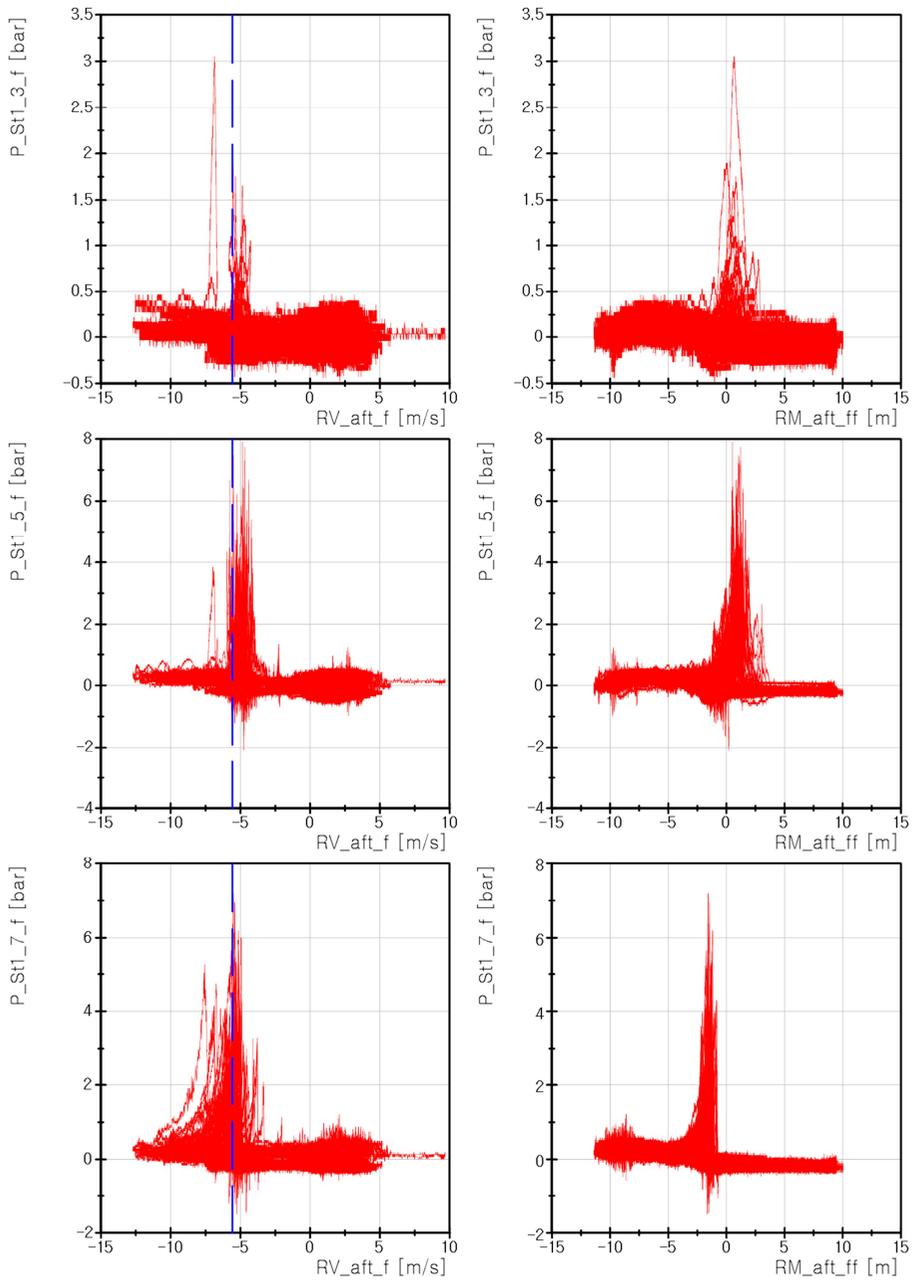


그림 3.27 상대 운동, 상대 속도 및 압력의 관계 (13,000 TEU, ballast, Hw=19.6 m, Lw=400 m, 선미 규척파, 0 kts, Run7)

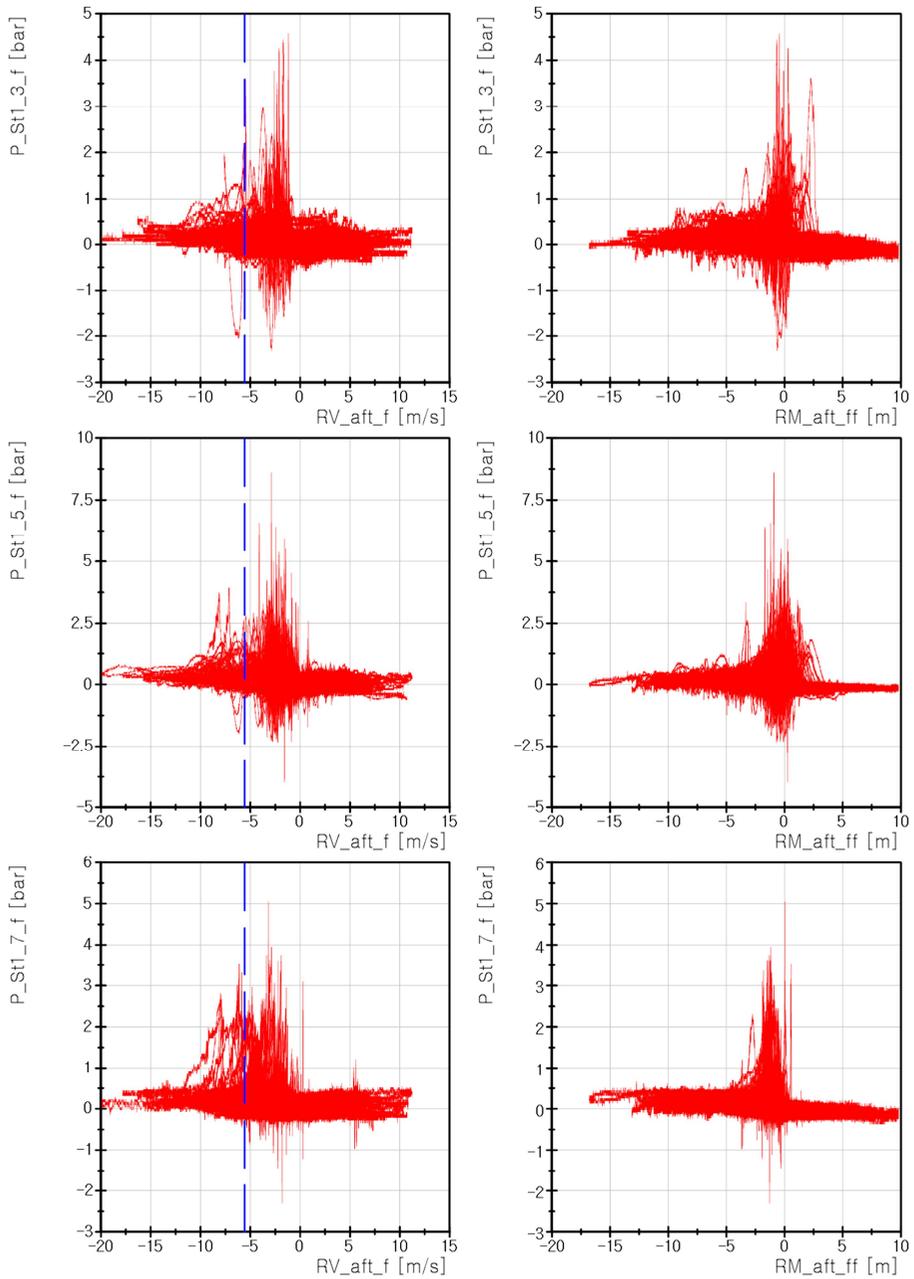


그림 3.28 상대 운동, 상대 속도 및 압력의 관계 (13,000 TEU, ballast, Hs=13.9 m, Tp=13.4 s, 선미 불규칙파, 0 kts, Run9)

다음으로 scantling 조건에서 측정된 결과들을 비교하자. 설계파와 설계 해상상태에서 측정된 압력의 피크들을 동일한 확률 수준으로 환산하여 그림 3.29에 비교하여 나타내었다. Scantling 조건에서의 설계파는 선수파로 선정되었는데 설계 해상상태는 선미파로 적용하였다. 따라서 비록 확률 수준은 동일하다고 하더라도 선미 슬래밍 발생 양상은 다를 수 있기 때문에 참고적으로 비교해 보고자 한다. 그림 3.29에서 보면 설계파 적용의 경우 station 1 지점에서는 다소 큰 슬래밍 압력이 측정되었으나 station 0.5와 station 0.25 위치에서는 슬래밍 압력이 매우 작게 측정되었다. 반면에 설계 해상상태를 적용한 결과를 보면 station 1에서 선미 쪽으로 갈수록 더 큰 슬래밍 압력이 측정된 것을 볼 수 있다. 어쨌든 전체적인 압력의 크기는 설계 해상상태를 적용한 경우 압력이 더 크게 측정되었다. 이 경우에도 압력 측정 위치에 따른 압력 피크의 분포 (그림 3.30), 충격압 계수 (그림 3.31) 및 피크 충격압 계수 (그림 3.32)를 그림으로 나타내었다. 이 경우에도 설계 해상상태에서의 피크 충격압 계수가 설계파 중의 피크 충격압 계수에 비해서 더 크게 나타남을 확인할 수 있다.

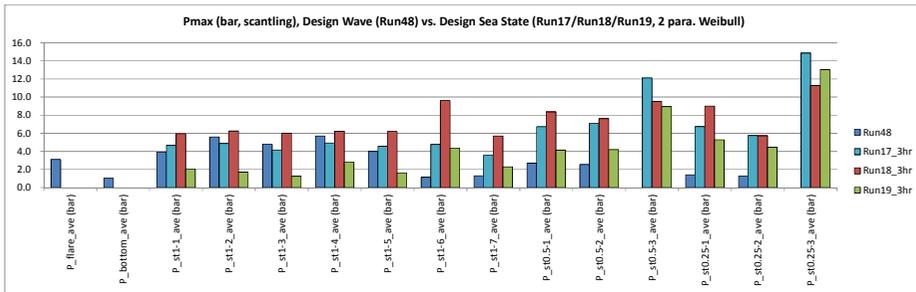
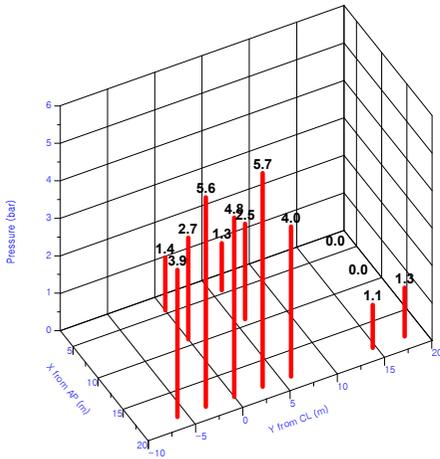
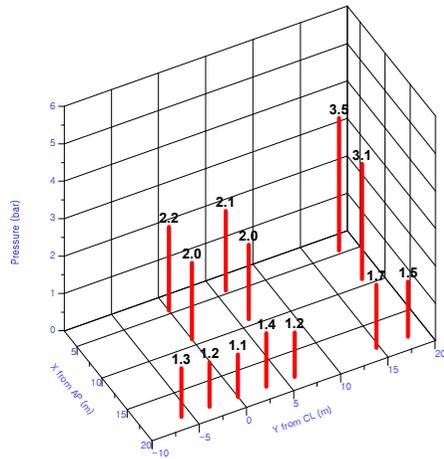


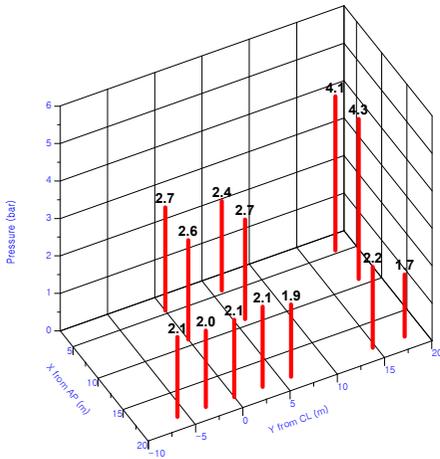
그림 3.29 설계파와 설계 해상상태에서의 압력 피크 (13,000 TEU, scantling, 선수 규칙파, 선미 불규칙파, 0 kts)



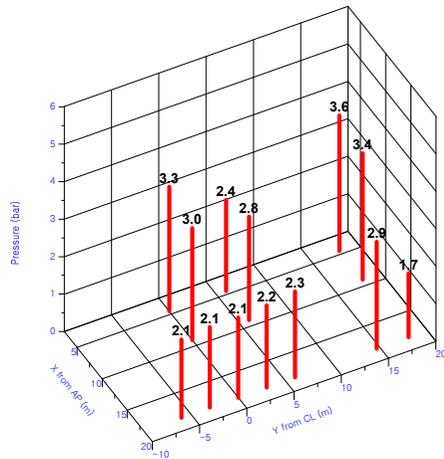
(a) $H_w=28.2$ m, $L_w=292$ m, regular
(Run48)



(b) $H_s=12.5$ m, $T_p=12.0$ s, irregular
(Run19)

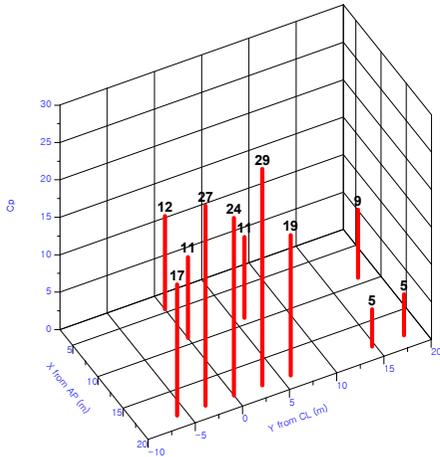


(c) $H_s=13.9$ m, $T_p=13.4$ s, irregular
(Run17)

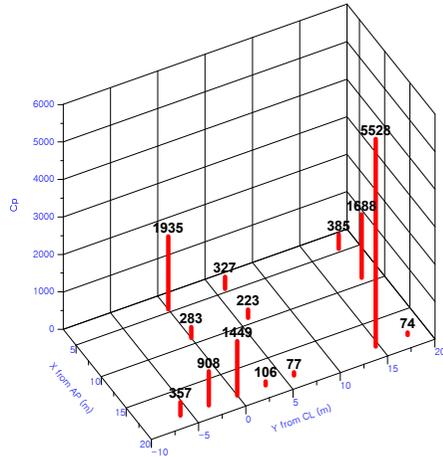


(d) $H_s=14.8$ m, $T_p=14.8$ s, irregular
(Run18)

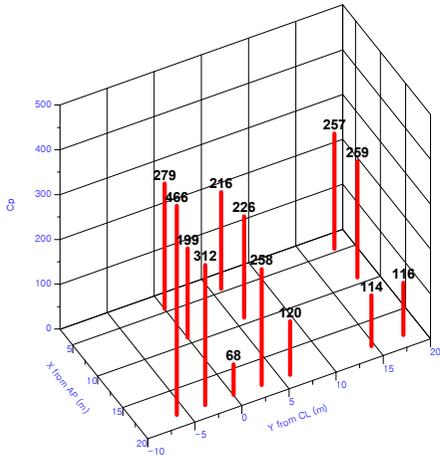
그림 3.30 설계파와 설계 해상상태에서의 압력 피크의 분포 (13,000 TEU, scantling, 선수 규칙파, 선미 불규칙파, 0 kts)



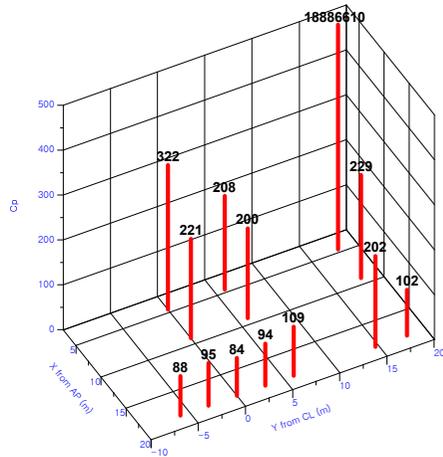
(a) Hw=28.2 m, Lw=292 m, regular (Run48)



(b) Hs=12.5 m, Tp=12.0 s, irregular (Run19)

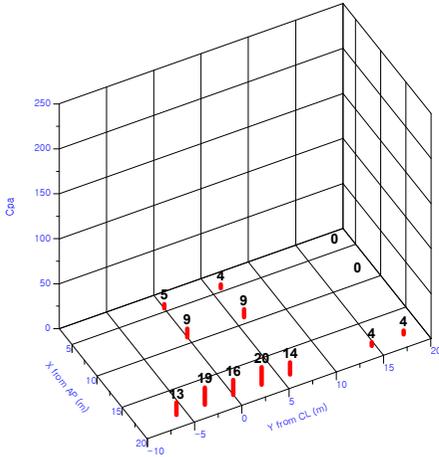


(c) Hs=13.9 m, Tp=13.4 s, irregular (Run17)

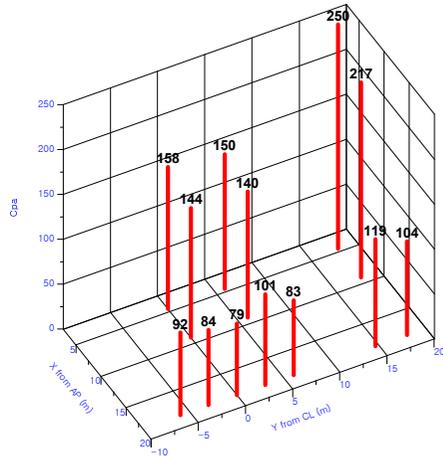


(d) Hs=14.8 m, Tp=14.8 s, irregular (Run18)

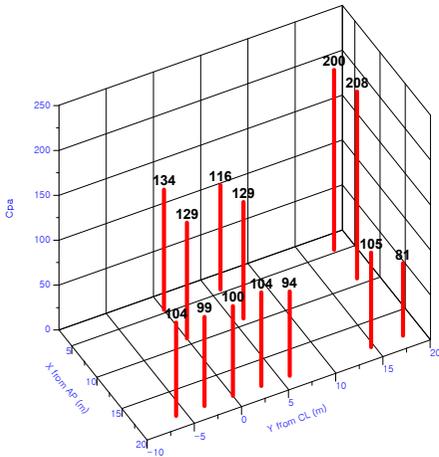
그림 3.31 설계파와 설계 해상상태에서의 충격압 계수 (C_p)의 분포 (13,000 TEU, scantling, 선수 규칙파, 선미 불규칙파, 0 kts)



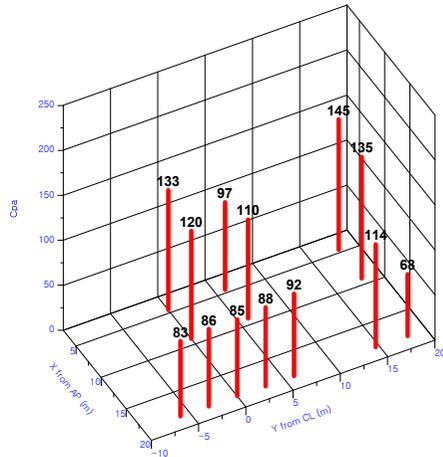
(a) $H_w=28.2$ m, $L_w=292$ m, regular
(Run48)



(b) $H_s=12.5$ m, $T_p=12.0$ s, irregular
(Run19)



(c) $H_s=13.9$ m, $T_p=13.4$ s, irregular
(Run17)



(d) $H_s=14.8$ m, $T_p=14.8$ s, irregular
(Run18)

그림 3.32 설계파와 설계 해상상태에서의 피크 충격압 계수 ($C_{p,a}$)의 분포
(13,000 TEU, scantling, 선수 규칙파, 선미 불규칙파, 0 kts)

Scantling 조건에서도 규칙과 (그림 3.33) 및 불규칙과 (그림 3.34) 중 측정된 선미부 상대 운동, 상대 속도 및 압력의 관계를 살펴보자.

먼저 규칙과 중 측정 결과는 그림 3.33에 나타내었는데, 상대 속도가 Ochi & Motter가 제시한 임계 속도 보다 더 낮은 속도 영역에서 슬래밍 압력이 측정된 것을 확인할 수 있다. 상대 운동의 경우 선미 별브 사이 영역에서는 약간 양의 상대 운동 영역에서 슬래밍이 발생하였으나 선미 별브 바깥 영역에서는 거의 상대 운동이 0인 경우 슬래밍이 발생하였다.

불규칙과 중 측정 결과는 그림 3.34에 나타내었는데, Ochi & Motter가 제시한 임계 속도 보다 훨씬 낮은 상대 속도 영역에서 슬래밍이 크게 발생하는 것을 확인할 수 있었다. 상대 운동의 경우도 약 2.5 m 정도의 양의 값을 갖는 영역에서 슬래밍이 발생하여 규칙과 시험에 비해서 상대적으로 선미 슬래밍이 더 잘 발생할 수 있음을 확인하였다.

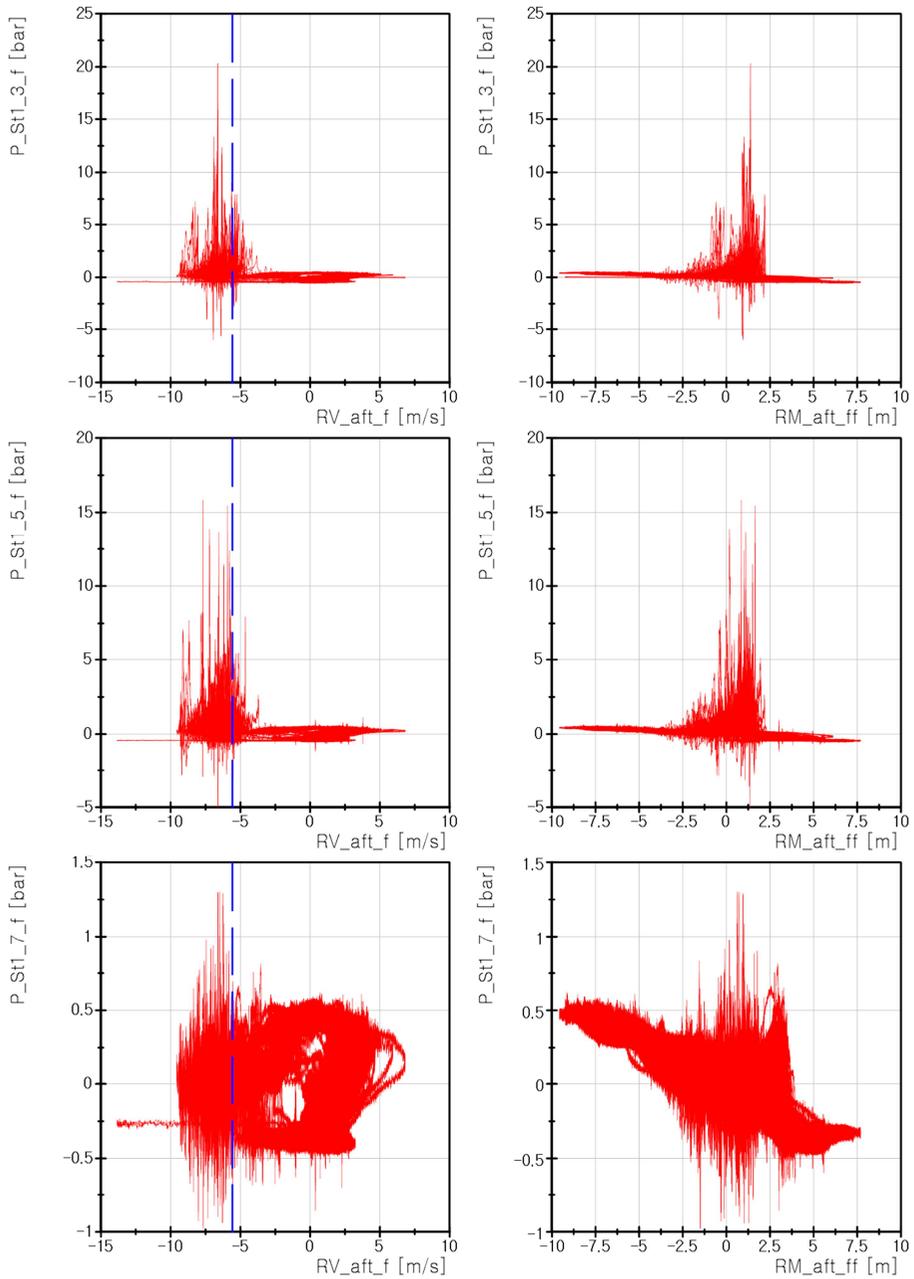


그림 3.33 상대 운동, 상대 속도 및 압력의 관계 (13,000 TEU, scantling, Hw=28.2 m, Lw=292 m, 선수 규칙파, 0 kts, Run48)

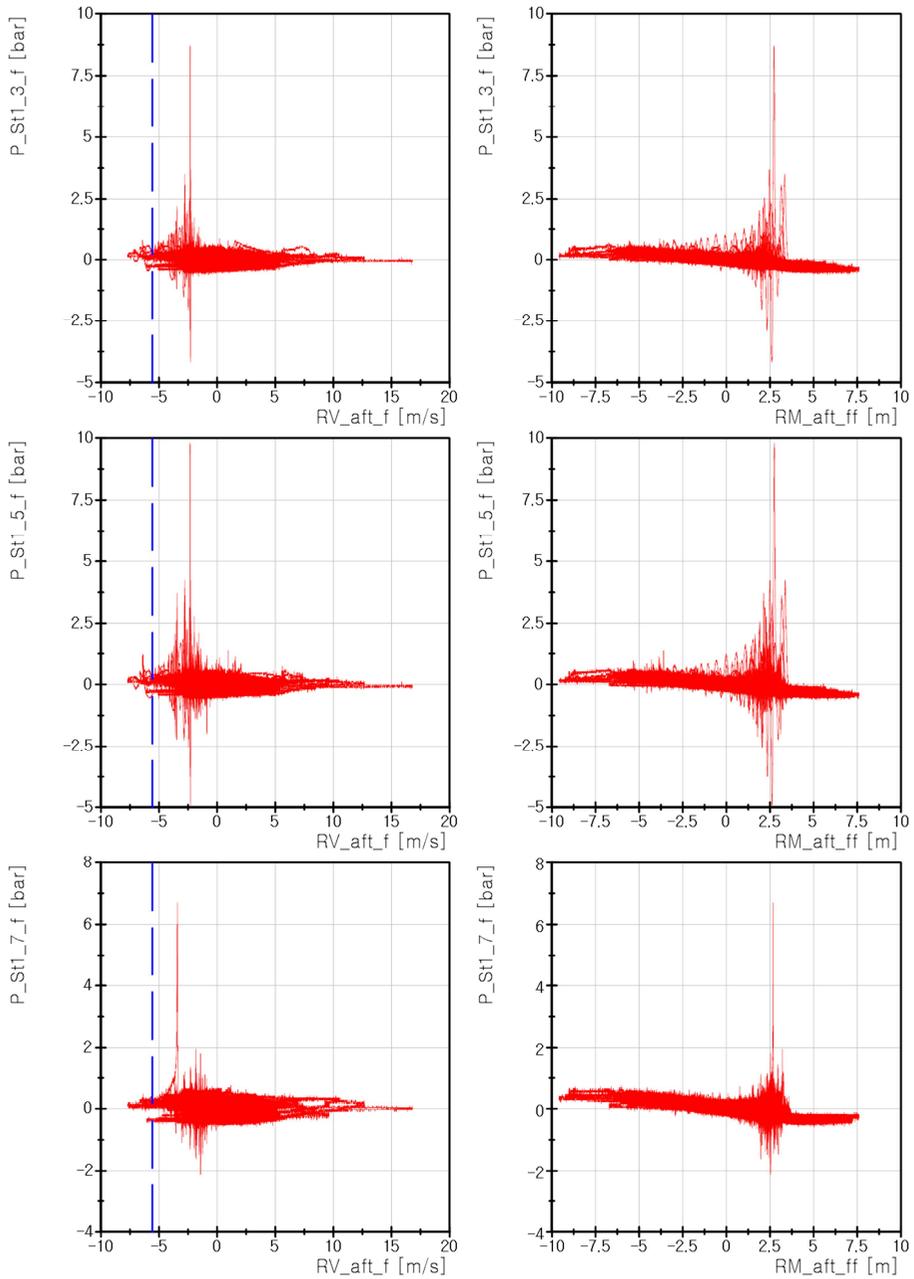


그림 3.34 상대 운동, 상대 속도 및 압력의 관계 (13,000 TEU, scantling, Hs=14.8 m, Tp=14.8 s, 선미 불규칙파, 0 kts, Run18)

3.1.10 흘수의 영향

흘수의 차이에 따른 선미 슬래밍 압력의 차이를 살펴보기 위하여 동일한 불규칙파 중에서 시험한 결과를 비교하였다. Ballast 조건에서는 Twin_Bal_F_0_IRR7 (Run9), scantling 조건에서는 Twin_Sca_F_0_IRR7 (Run17) 조건을 각각 선정하여 그 결과를 비교하였다. 두 조건 모두 $H_s=13.9$ m, $T_p=13.4$ s인 파도를 선미 쪽에서 만나는 경우로 선박은 정지한 상태이다. 측정된 압력 피크를 이용하여 3 시간 동안 발생하는 최대값으로 환산한 결과를 그림 3.35에 나타내었는데, 두 선미 별브 사이의 영역에서는 ballast 조건과 scantling 조건에서 거의 유사한 정도의 압력이 나타나는 것으로 추정되었으며, station 0.5와 station 0.25에서는 중심선에서는 ballast 조건에서 scantling 조건 보다 더 큰 압력이 측정되었고 측면 위치에서는 scantling 조건에서 더 큰 압력이 측정되었다. 측정된 압력 피크의 평균, 충격압 계수 및 피크 충격압 계수는 그림 3.36에 나타내었다. 그림 3.36에서 충격압 계수는 매우 불안정한 분포와 매우 큰 값을 나타내고 있음을 확인할 수 있으며, 피크 충격압 계수는 비교적 안정적인 분포를 나타내고 있음을 확인할 수 있는데, scantling 조건에서의 피크 충격압 계수가 ballast 조건 보다 더 큰 것을 확인할 수 있다. 이것은 scantling 조건에서 상대 속도가 더 작았기 때문이다.

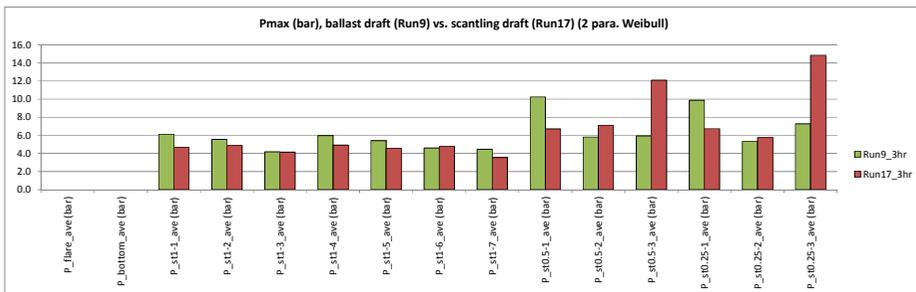
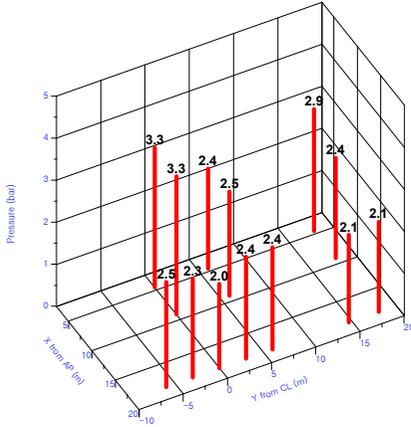
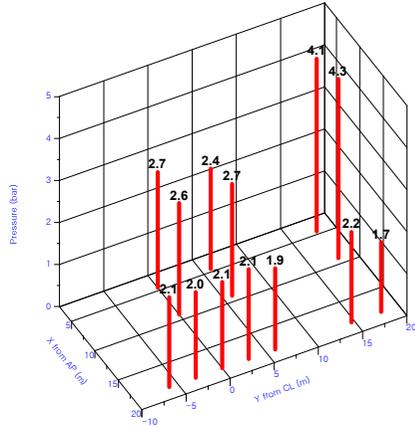


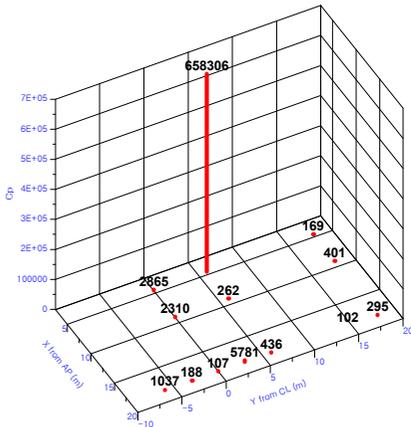
그림 3.35 흘수 차이에 따른 압력 피크 비교 (13,000 TEU, 선미파, 0 kts, $H_s=13.9$ m, $T_p=13.4$ s)



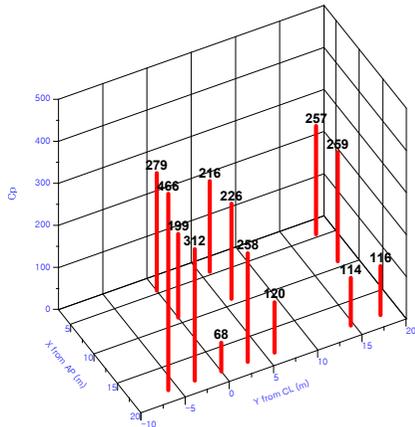
(a) Pressure, ballast (Run9)



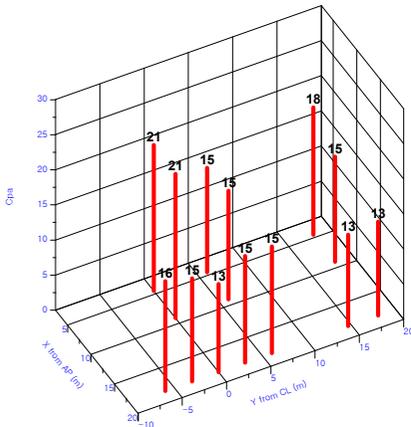
(b) Pressure, scantling (Run17)



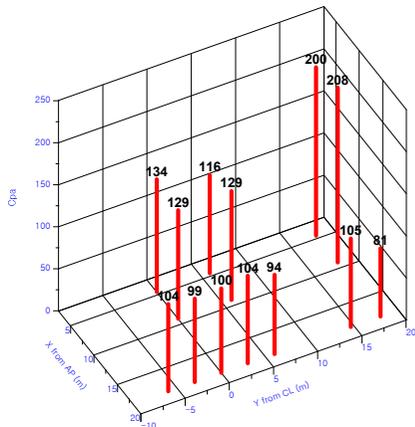
(c) C_p , ballast (Run9)



(d) C_p , scantling (Run17)



(e) $C_{p,a}$, ballast (Run9)



(f) $C_{p,a}$, scantling (Run17)

그림 3.36 홀수 차이에 따른 압력 피크의 분포 (13,000 TEU, 선미파, 0 kts, $H_s=13.9$ m, $T_p=13.4$ s)

3.1.11 슬래밍이 파랑 하중에 미치는 영향

일반적으로 슬래밍은 국부적으로 큰 하중을 유발하는 것으로 알려져 있지만, 슬래밍의 발생으로 인하여 전선 파랑 하중이 변동하게 되고 이로 인하여 전선 진동이 발생하게 된다. 슬래밍 발생으로 인하여 전선 파랑 하중이 얼마나 변하는지 살펴보았다.

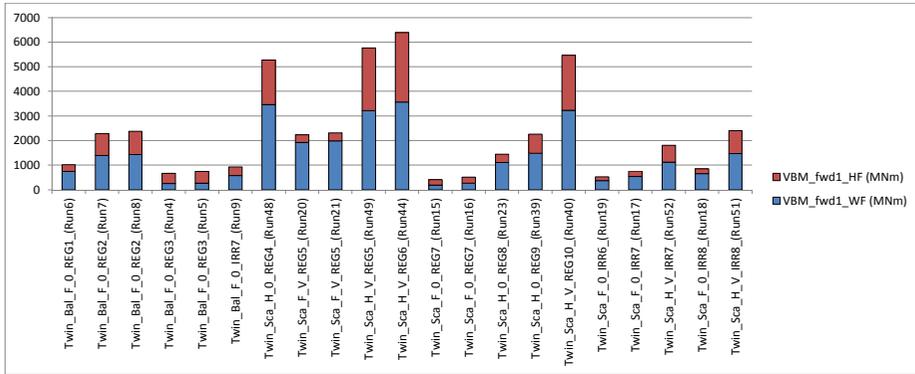
우선 시험을 수행한 모든 조건에서 선미의 각 위치에서 측정된 선미 슬래밍 충격 압력의 피크의 평균값을 그림 3.39에 나타내었다. 그림 3.39를 보면 선미 슬래밍 압력이 가장 크게 측정된 시험 조건은 ballast 조건인 Twin_Bal_F_0_REG2 (Run7, Run8)이며 scantling 조건인 Twin_Sca_H_0_REG4 (Run48)이 그 다음으로 큰 선미 슬래밍 압력이 측정된 조건이다.

시험 조건에서 측정된 파랑에 의한 VBM의 RMS 응답을 파 주파수 성분 (WF)과 고 주파수 성분 (HF)으로 구분하여 그림 3.37에 나타내었고, 이 중에서 HF 성분이 WF 성분에서 차지하는 비율을 휘핑에 의한 영향으로 평가하여 그림 3.38에 나타내었다.

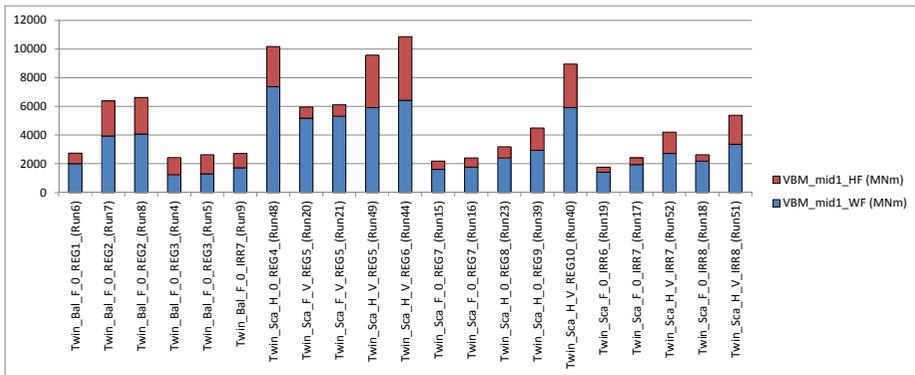
선미 슬래밍 압력이 가장 크게 측정된 것은 ballast 조건이지만 파랑 하중이 가장 크게 측정된 것은 scantling 조건이며 선수파 중 전진 속력이 있는 경우 (Twin_Sca_H_V_REG6)이다. 이 조건의 경우 선수부에 슬래밍이 발생한 경우로 선미부에서는 거의 슬래밍이 발생하지 않았다. 역시 scantling 조건에서 정지 상태에서 선수파를 만난 Twin_Sca_H_0_REG4 조건의 경우도 큰 파랑 하중이 측정되었는데 이 경우에는 선미 슬래밍 압력도 꽤 크게 측정되었다. 이 경우 HF 성분이 전체 파랑 하중에서 차지하는 비율은 선수 슬래밍이 발생한 경우에 비해서 작다. 따라서 휘핑에 의한 파랑 하중의 증가 측면에서는 선미 슬래밍 보다는 선수 슬래밍을 적절히 고려하는 것이 더욱 중요하다고 할 수 있다.

Ballast 조건에서 선미 슬래밍이 가장 크게 측정된 Twin_Bal_F_0_REG2 조건에서 파랑 하중 성분 중 휘핑의 영향은 WF 성분의 파랑 하중의 약 60~70% 수준이며, scantling 조건에서 선미 슬래밍이 가장 크게 측정된 Twin_Sca_H_0_REG4 조건의 경우 휘핑 영향은 WF 성분의 약 38~52% 정도에 해당한다.

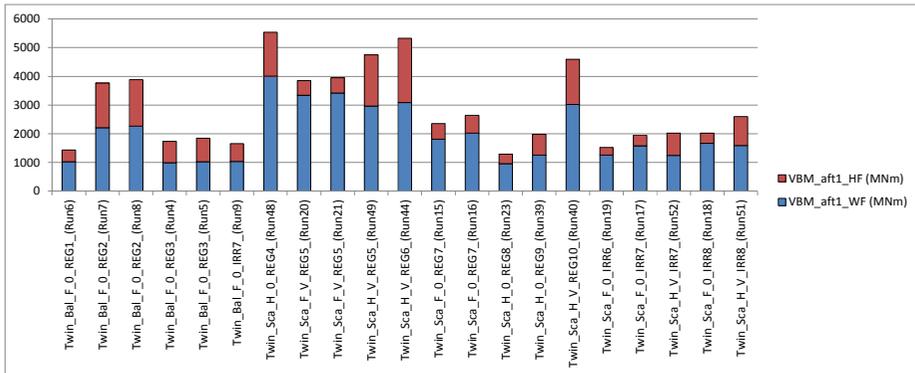
파랑 하중에서 휘핑의 영향이 비율로 가장 큰 부분을 차지하는 조건은 Twin_Bal_F_0_REG3과 Twin_Sca_F_0_REG7이며 각각 휘핑 성분이 WF 성분의 171% 및 119%에 해당한다. 이 조건들의 경우 선미 슬래밍은 어느 정도 발생하였으나 전체 파랑 하중의 크기가 작았기 때문에 상대적으로 휘핑의 영향이 크게 평가된 것이다.



(a) VBM at forward section



(b) VBM at midship



(c) VBM at aft section

그림 3.37 파랑에 의한 수직 굽힘 모멘트 (13,000 TEU)

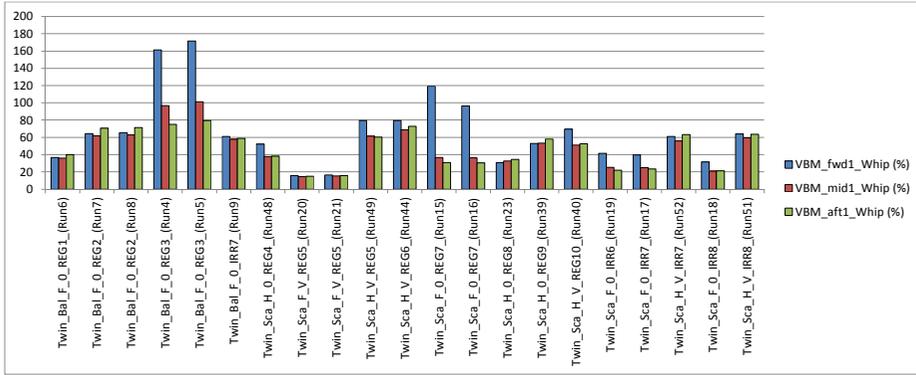


그림 3.38 수직 굽힘 모멘트 중 휘핑 영향의 비율 (13,000 TEU)

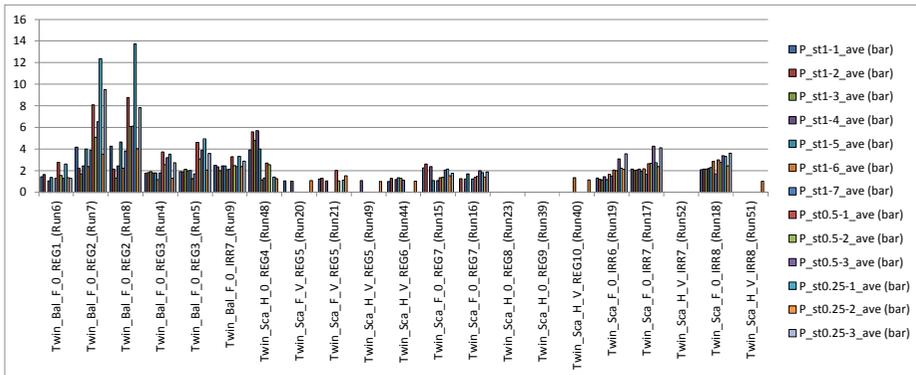


그림 3.39 선미 슬래핑 압력 피크의 평균 (13,000 TEU)

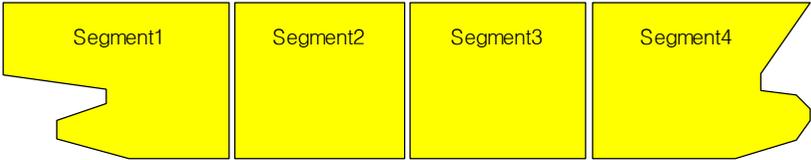
3.2 5,500 TEU 급 컨테이너 운반선

3.2.1 대상 선박

대상 선박의 주요 제원과 시험을 수행한 적재 조건은 표 3.9에 나타내었다. 모형선은 1/52.6 축척으로 나무를 이용하여 제작하였으며 모형선의 제작 방식은 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선의 경우와 동일하다.

표 3.9 단축 5,500 TEU 급 컨테이너 운반선의 주요 제원 및 적재 조건

Designation		Symbol	Unit	Design
Length between perpendiculars		LBP	m	263.0
Breadth		B	m	40.0
Draft	FP	TF	m	10.47
	AP	TA	m	13.14
	Mean	TM	m	11.81



3.2.2 실험 장치의 구성

전체적인 시험 장치의 구성은 그림 3.1에 보인 것과 같으며, 모형선에 설치한 각종 측정 장치의 위치는 그림 3.40과 표 3.10에 나타내었고, 측정된 결과를 이용하여 분석에 사용한 항목들은 표 3.11에 나타내었다. 선미부 바닥에서 압력을 측정한 위치 및 식별 번호는 그림 3.41에서 확인할 수 있다. 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선의 경우와 같이 모형선의 분할된 위치에 “T” 형 탄성보를 고장력강으로 제작하여 모형을 고정하였고, 탄성보의 형상과 제원은 그림 3.42에 나타내었다. 모든 장치가 부착된 형태의 모형선은 사진 3.3과 같다.

모형선은 구속 방법과 데이트 취득 방식도 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선의 모형시험에서와 동일하다. 압력은 모형선 크기로 20 kHz의 속력으로 (실선으로 환산할 경우 2.76 kHz에 해당), 나머지 신호들은 모형선 크기로 200 Hz의 속력으로 (실선의 27.6 Hz에 해당) 측정하였다.

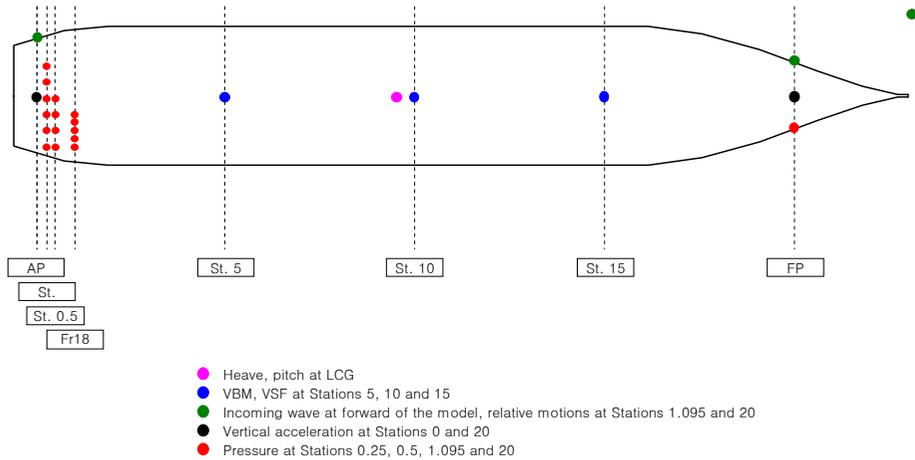


그림 3.40 측정 장치의 설치 위치 (5,500 TEU)

표 3.10 측정 항목 (5,500 TEU)

Ch	Quantity	X (fwd AP)	Y (to STBD)	Z (above BL)
1	Incident wave elevation	Front of vessel	Port side	Free surface
2	Heave displacement	CoG	Centerline	Deck
3	Pitch angle	CoG	Centerline	Deck
4	RM at FP	FP	Port side	
5	RM at AP	AP	Port side	
6	Vertical acceleration at FP	FP	Centerline	Deck
7	Vertical acceleration at AP	AP	Centerline	Deck
8	Longitudinal strain at St.15	Station 15	Centerline	11.309 m
9	Longitudinal strain at St.15	Station 15	Centerline	11.309 m
10	Horizontal strain at St. 15	Station 15	Centerline	9.994 m
11	Diagonal strain at St. 15	Station 15	Centerline	9.994 m
12	Vertical strain at St. 15	Station 15	Centerline	9.994 m
13	Longitudinal strain at St.10	Station 10	Centerline	11.888 m
14	Longitudinal strain at St.10	Station 10	Centerline	11.888 m
15	Horizontal strain at St. 10	Station 10	Centerline	10.283 m
16	Diagonal strain at St. 10	Station 10	Centerline	10.283 m
17	Vertical strain at St. 10	Station 10	Centerline	10.283 m
18	Longitudinal strain at St.5	Station 5	Centerline	11.677 m
19	Longitudinal strain at St.5	Station 5	Centerline	11.677 m
20	Horizontal strain at St. 5	Station 5	Centerline	10.178 m
21	Diagonal strain at St. 5	Station 5	Centerline	10.178 m
22	Vertical strain at St. 5	Station 5	Centerline	10.178 m
23	Pressure flare at FP	FP	2.734 m	20.000 m
24	Pressure bottom at Fr.18-1	Fr. 18	3.156 m	10.341 m
25	Pressure bottom at Fr.18-2	Fr. 18	4.734 m	10.610 m
26	Pressure bottom at Fr.18-3	Fr. 18	6.312 m	10.799 m
27	Pressure bottom at Fr.18-4	Fr. 18	7.890 m	10.958 m
28	Pressure bottom at Fr.18-5	Fr. 18	9.468 m	11.119 m
29	Pressure bottom at St.0.5-1	Station 0.5	0.000 m	11.300 m
30	Pressure bottom at St.0.5-2	Station 0.5	3.156 m	11.419 m
31	Pressure bottom at St.0.5-3	Station 0.5	6.315 m	11.584 m
32	Pressure bottom at St.0.5-4	Station 0.5	9.468 m	11.834 m
33	Pressure bottom at St.0.25-1	Station 0.25	0.000 m	11.641 m
34	Pressure bottom at St.0.25-2	Station 0.25	3.156 m	11.799 m
35	Pressure bottom at St.0.25-3	Station 0.25	6.315 m	11.924 m
36	Pressure bottom at St.0.25-4	Station 0.25	9.468 m	12.148 m
37	Pressure bottom at St.0.25-5	Station 0.25	-3.156 m	11.799 m
38	Pressure bottom at St.0.25-6	Station 0.25	-6.315 m	11.924 m

표 3.11 분석 항목 (5,500 TEU)

No	Quantity	Symbol	Unit	Positive direction
1	Incident wave elevation	Wave (or A_w)	m	upward
2	Heave displacement	Heave	m	upward
3	Pitch angle	Pitch	deg	bow down
4	RM at FP	RM_fwd	m	upward
5	RM at AP	RM_aft	m	upward
6	RV at FP	RV_fwd	m	upward (calculated)
7	RV at AP	RV_aft	m	upward (calculated)
8	Vertical acc. at FP	Vacc_fwd	m/s ²	upward
9	Vertical acc. at AP	Vacc_aft	m/s ²	upward
10	VBM at St.15 (total)	VBM_fwd	MNm	hogging
11	VSF at St. 15 (total)	VSF_fwd	MN	fwd body up/aft body down
12	VBM at St.10 (total)	VBM_mid	MNm	hogging
13	VSF at St. 10 (total)	VSF_mid	MN	fwd body up/aft body down
14	VBM at St.5 (total)	VBM_aft	MNm	hogging
15	VSF at St. 5 (total)	VSF_aft	MN	fwd body up/aft body down
16	VBM at St.15 (WF)	VBM_fwd_WF	MNm	hogging
17	VBM at St. 15 (HF)	VBM_fwd_HF	MN	hogging
18	VSF at St.15 (HF)	VSF_fwd_WF	MNm	fwd body up/aft body down
19	VSF at St. 15 (HF)	VSF_fwd_HF	MN	fwd body up/aft body down
20	VBM at St.10 (WF)	VBM_mid_WF	MNm	hogging
21	VBM at St. 10 (WF)	VBM_mid_HF	MN	hogging
22	VSF at St.10 (HF)	VSF_mid_WF	MNm	fwd body up/aft body down
23	VSF at St. 10 (HF)	VSF_mid_HF	MN	fwd body up/aft body down
24	VBM at St.5 (WF)	VBM_aft_WF	MNm	hogging
25	VBM at St. 5 (WF)	VBM_aft_HF	MN	hogging
26	VSF at St.5 (HF)	VSF_aft_WF	MNm	fwd body up/aft body down
27	VSF at St. 5 (HF)	VSF_aft_HF	MN	fwd body up/aft body down
28	Press. flare at FP	P_flare	bar	compression
29	Press. bottom at Fr.18-1	P_Fr18_1	bar	compression
30	Press. bottom at Fr.18-2	P_Fr18_2	bar	compression
31	Press. bottom at Fr.18-3	P_Fr18_3	bar	compression
32	Press. bottom at Fr.18-4	P_Fr18_4	bar	compression
33	Press. bottom at Fr.18-5	P_Fr18_5	bar	compression
34	Press. bottom at St.0.5-1	P_St0.5_1	bar	compression
35	Press. bottom at St.0.5-2	P_St0.5_2	bar	compression
36	Press. bottom at St.0.5-3	P_St0.5_3	bar	compression
37	Press. bottom at St.0.5-4	P_St0.5_4	bar	compression
38	Press. bottom at St.0.25-1	P_St0.25_1	bar	compression
39	Press. bottom at St.0.25-2	P_St0.25_2	bar	compression
40	Press. bottom at St.0.25-3	P_St0.25_3	bar	compression
41	Press. bottom at St.0.25-4	P_St0.25_4	bar	compression
42	Press. bottom at St.0.25-5	P_St0.25_5	bar	compression
43	Press. bottom at St.0.25-6	P_St0.25_6	bar	positive compression

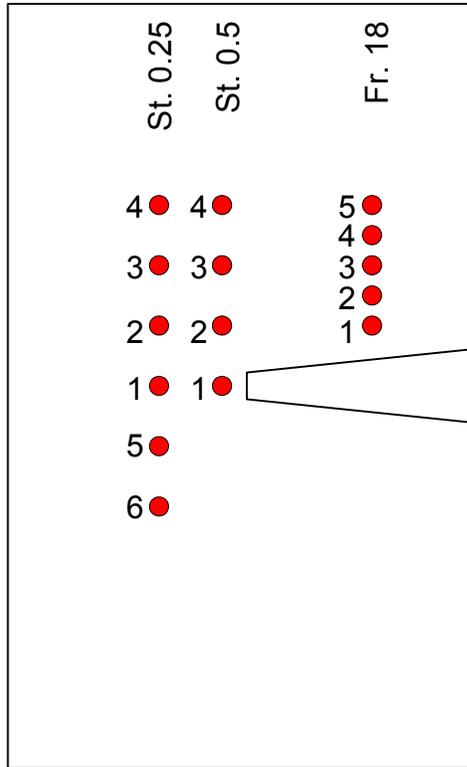


그림 3.41 선미부 압력 측정 위치 (5,500 TEU)

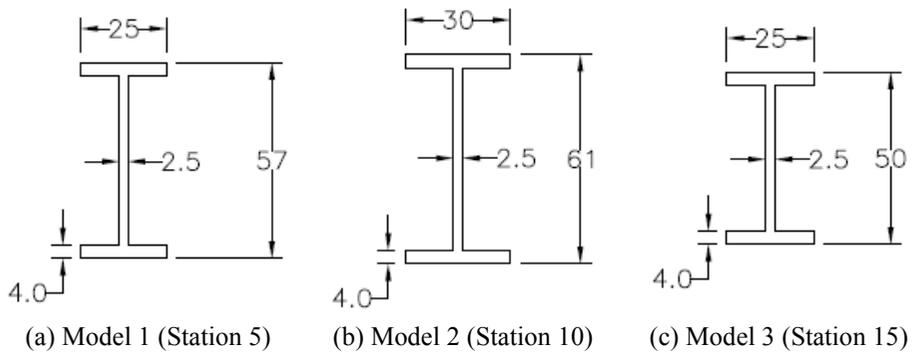


그림 3.42 탄성보의 단면 형상 (5,500 TEU, 단위: mm)

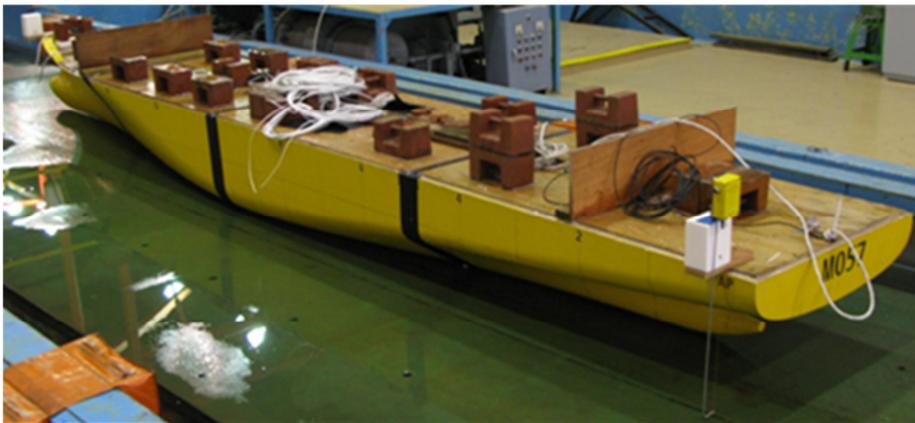


사진 3.3 단축 5,500 TEU 급 컨테이너 운반선의 예인수조 시험 용 모형

3.2.3 실험 조건의 선정

5,500 TEU 급 컨테이너 운반선의 모형시험 조건도 선박의 운동 응답 계산 결과를 바탕으로 선정하였으며 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선의 경우와 달리 design 조건에 대한 시험만 실시하였다. 컨테이너 운반선의 경우 ballast 조건으로 운항하는 경우는 거의 없기 때문에 ballast 조건은 제외하였다. 선박의 설계 속력은 26 노트로 가정하였고 설계 속력의 2/3에 해당하는 속력인 17.3 노트로 전진하는 경우에 대해 운동 해석을 수행하였다. 5,500 TEU 급 컨테이너 운반선 모형의 경우에는 선미 슬래밍에만 주안점을 두고 시험 조건을 선정하였는데 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선의 경우와 마찬가지로 선미부의 상대 속도를 기준으로 장기 해석을 수행한 후 적절한 설계과를 선정하고자 하였으며, 북대서양 파랑 산포도를 기반으로 20 년 회귀 주기에 해당하는 단기 해상상태들도 몇 가지 선정하였다. 최종적으로 선정된 모형시험 조건은 표 3.12에 나타내었다.

표 3.12 시험 조건 (5,500 TEU, Design)

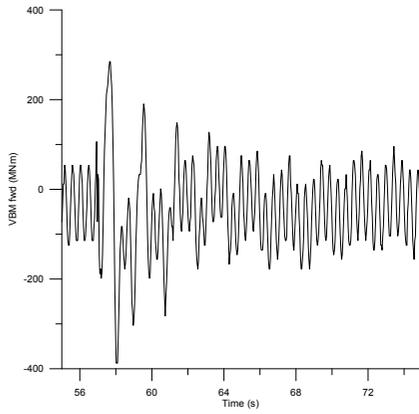
ID (regular)	Hw (m)	λ (m)	Heading	Vs (kts)	Run No.
Sing_Des_F_0_REG1	9.5	223.5	Foll.	0.0	10
Sing_Des_F_0_REG2	12.5	223.5	Foll.	0.0	11
Sing_Des_F_0_REG3	18.8	223.5	Foll.	0.0	12
Sing_Des_F_0_REG4	19.3	267.4	Foll.	0.0	13
Sing_Des_F_0_REG5	11.8	109.6	Foll.	0.0	14
Sing_Des_F_0_REG6	16.6	157.8	Foll.	0.0	15
Sing_Des_F_0_REG7	15.2	186.4	Foll.	0.0	16
Sing_Des_F_0_REG8	14.8	318.3	Foll.	0.0	17
Sing_Des_F_0_REG9	12.5	170.0	Foll.	0.0	18
Sing_Des_F_0_REG10	12.5	263.0	Foll.	0.0	19
Sing_Des_F_0_REG11	12.5	320.0	Foll.	0.0	20
Sing_Des_F_0_REG12	12.5	130.0	Foll.	0.0	21
Sing_Des_F_0_REG13	13.1	223.6	Foll.	17.3	22
Sing_Des_F_0_REG14	17.0	170.0	Foll.	0.0	23
Sing_Des_F_0_REG15	17.0	220.0	Foll.	0.0	24
Sing_Des_F_0_REG16	17.0	263.0	Foll.	0.0	25, 29
Sing_Des_F_0_REG17	17.0	320.0	Foll.	0.0	26
Sing_Des_H_0_REG18	10.4	223.6	Head	0.0	33
Sing_Des_H_0_REG19	13.1	203.8	Head	0.0	35
Sing_Des_H_0_REG20	15.4	223.6	Head	0.0	36
Sing_Des_H_0_REG21	12.7	318.4	Head	0.0	38, 39
Sing_Des_H_0_REG22	15.9	385.2	Head	0.0	40
Sing_Des_H_0_REG23	11.1	125.8	Head	0.0	41
Sing_Des_H_0_REG24	21.7	475.6	Head	0.0	42
Sing_Des_H_0_REG25	8.8	263.0	Head	17.3	45
Sing_Des_H_0_REG21	12.7	318.4	Head	17.3	46
ID (irregular)	Hs (m)	Tp (s)	Heading	Vs (kts)	Run No.
Sing_Des_F_0_IRR6	12.5	12.0	Foll.	0.0	27
Sing_Des_F_0_IRR7	13.9	13.4	Foll.	0.0	28
Sing_Des_F_0_IRR8	14.8	14.8	Foll.	0.0	31
Sing_Des_F_V_IRR8	14.8	14.8	Foll.	17.3	30
Sing_Des_H_0_IRR6	12.5	12.0	Head	0.0	37
Sing_Des_H_V_IRR6	12.5	12.0	Head	17.3	43
Sing_Des_H_V_IRR7	13.9	13.4	Head	17.3	44

3.2.4 실험 방법

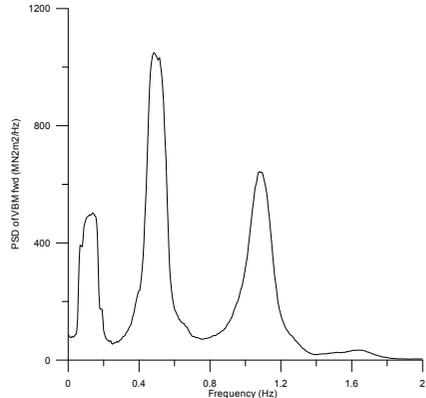
앞에서와 마찬가지로 모형선을 물에 띄운 상태에서 충격 시험을 실시하여 탄성보의 고유 주파수를 확인하였으며 그 결과는 그림 3.43 및 표 3.13에 나타내었다. 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선에 비하여 구조 고유 주파수가 좀 더 고 주파수 영역으로 분포하고 있는 것을 확인할 수 있다. 통상 선박이 대형화될수록 구조 고유 진동수는 더욱 낮아지는 경향을 나타내기 때문에 이러한 경향과도 일치하게 모사되었다. 이번에는 계산 모델을 별도로 만들지 않았기 때문에 계산한 고유 주파수와 비교는 하지 않았으나 앞서 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선에서와 같이 실선의 고유 주파수를 모사할 것으로 예상된다.

표 3.13 구조 고유 진동수 (5,500 TEU)

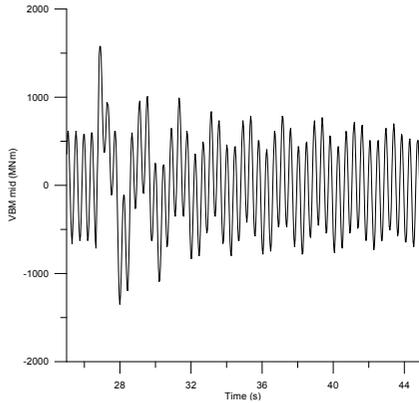
Mode	Design		Mode shape
	Measured	Calc.	
1st peak	VBM_FWD: 0.50 Hz	N/A	 (2-node vert. bending)
	VBM_MID: 0.50 Hz		
	VBM_AFT: 0.48 Hz		
2nd peak	VBM_FWD: 1.08 Hz	N/A	 (3-node vert. bending)
	VBM_MID: 1.09 Hz		
	VBM_AFT: 1.08 Hz		
3rd peak	VBM_FWD: 1.65 Hz	N/A	 (4-node vert. bending)
	VBM_MID: 1.67 Hz		
	VBM_AFT: 1.69 Hz		



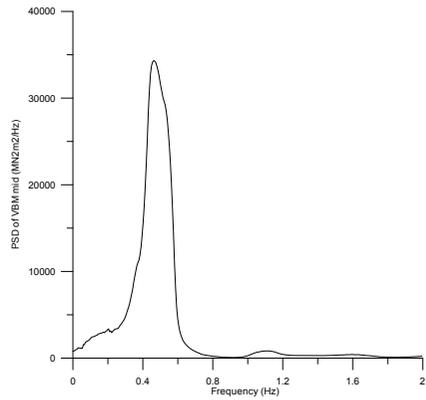
(a) VBM at St. 15



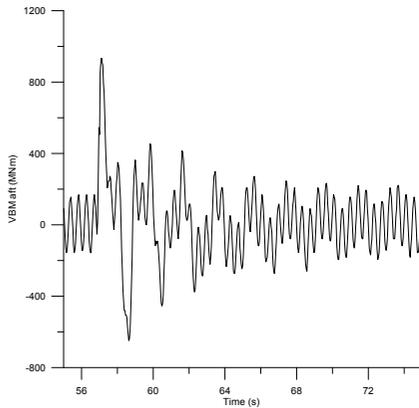
(b) PSD of VBM at St. 15



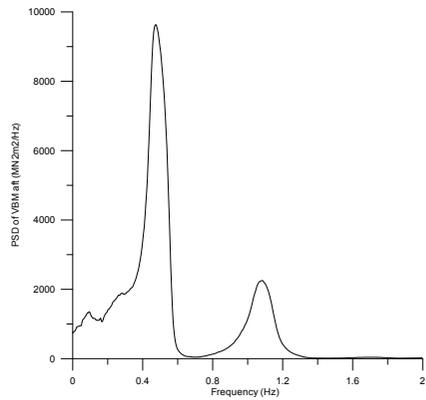
(c) VBM at St. 10



(d) PSD of VBM at St. 10



(e) VBM at St. 5



(f) PSD of VBM at St. 5

그림 3.43 충격 시험에 의한 VBM 신호 및 주파수 특성 (5,500 TEU, design)

3.2.5 측정 신호의 형태 및 반복성

측정한 신호의 형태는 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선과 거의 유사하게 나타났는데, 운동 응답과 파랑 하중은 매 주기 규칙적인 형태를 잘 나타내고 있으나 슬래밍 충격 압력은 규칙과 시험의 경우에도 매 주기 매우 다른 크기의 피크를 나타내었다. 결과의 분석 방법은 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선의 경우와 동일하며, 슬래밍 압력 신호를 구분하기 위한 임계 압력도 역시 1 bar로 설정하였다.

동일한 시험 조건에서 2 회의 측정을 실시한 Sing_Des_F_0_REG16 (파고 17.0 m, 파장 263 m) 조건에서 측정한 Run25와 Run29의 결과를 비교하여 그림 3.44과 표 3.14에 나타내었다. 이 경우에도 운동 응답과 파랑 하중의 경우는 2 회의 반복 시험에서 반복성이 우수하게 나타났으며, 슬래밍 압력의 경우는 반복성이 나쁘게 나타났는데 최대 약 2 배까지 차이가 발생하기도 하였다.

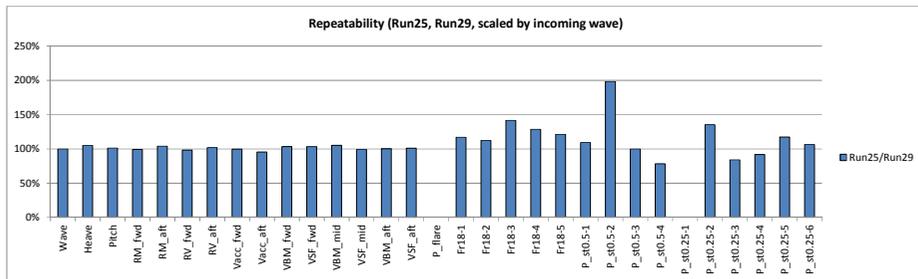


그림 3.44 측정 결과의 반복성 확인 (5,500 TEU)

표 3.14 측정 결과의 반복성 확인 (5,500 TEU)

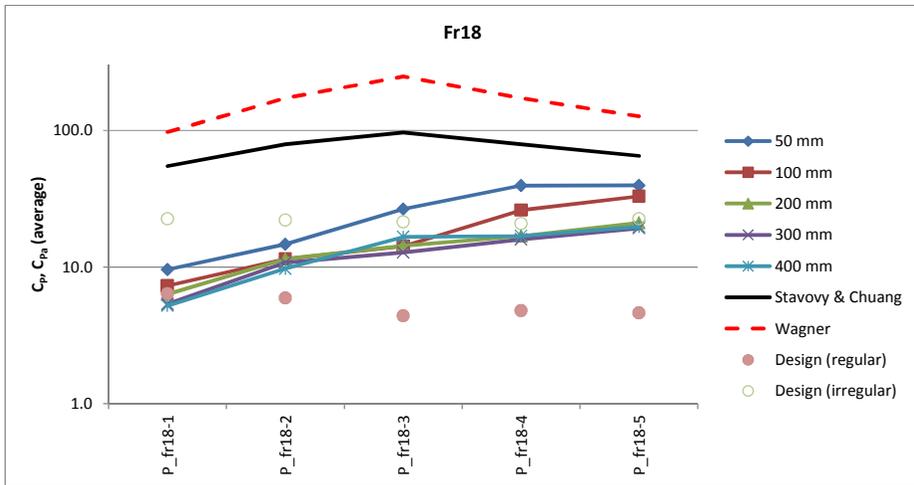
Quantities	Run25/Run29
Wave	100%
Heave	105%
Pitch	101%
RM_fwd	99%
RM_aft	104%
RV_fwd	98%
RV_aft	102%
Vacc_fwd	99%
Vacc_aft	95%
VBM_fwd	103%
VSF_fwd	103%
VBM_mid	105%
VSF_mid	99%
VBM_aft	100%
VSF_aft	101%
P_flare	-
Fr18-1	117%
Fr18-2	112%
Fr18-3	142%
Fr18-4	129%
Fr18-5	121%
P_st0.5-1	109%
P_st0.5-2	198%
P_st0.5-3	100%
P_st0.5-4	78%
P_st0.25-1	-
P_st0.25-2	135%
P_st0.25-3	84%
P_st0.25-4	92%
P_st0.25-5	117%
P_st0.25-6	106%
P_st0.25-2	113%
P_st0.25-3	81%

3.2.6 충격압 계수 비교

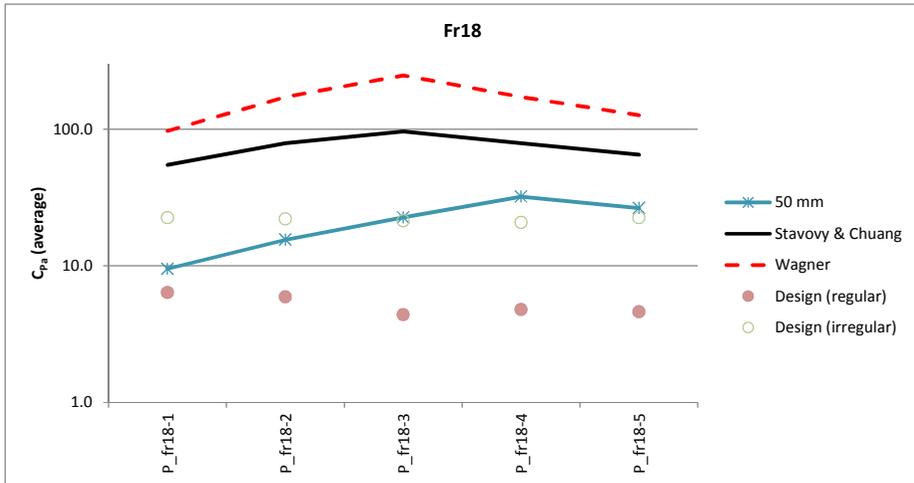
Frame 18 단면에 대하여 단면 낙하시험 결과로부터 계산한 충격압 계수 (C_p)와 파랑 중 예인시험 결과를 이용하여 계산한 충격압 계수를 비교하여 그림 3.45에 나타내었다. 파랑 중 예인시험 결과의 경우 상대 운동을 측정된 위치가 frame 18 보다 더 선미 쪽인 AP 지점이기 때문에 상대 속도의 측정 값이 정확하지 않으며 따라서 피크 충격압 계수의 값 또한 다소 정확도가 떨어진다. 그러나 대체적인 경향은 반영한다고 볼 수 있기 때문에 이를 염두에 두고 결과를 판단할 필요가 있다.

단면 낙하시험 결과의 경우 중심선에서 폭 방향으로 바깥 쪽으로 갈수록 피크 충격압 계수가 대체로 증가하는 경향을 나타내고 있는데, 파랑 중 예인시험으로부터 계산한 피크 충격압 계수는 측정 위치에 따른 차이가 크지 않았다. 파랑 중 예인시험에 의한 피크 충격압 계수는 선체 중앙부에서는 단면 낙하시험에 의한 값 보다 큰 경우도 있고 (불규칙과 결과) 작은 경우도 있다 (규칙과 결과). 그런데 선체의 폭 방향으로 바깥 영역으로 갈수록 파랑 중 예인시험에 의한 피크 충격압 계수가 단면 낙하시험으로부터 계산한 피크 충격압 계수 보다 더 작은 값을 나타내고 있다. 불규칙과 중 시험으로부터 계산한 피크 충격압 계수가 규칙과 시험으로부터 계산한 결과 보다 더 크게 나타났다.

모든 측정 위치에서 파랑 중 예인시험으로부터 계산한 피크 충격압 계수는 Stavovy & Chuang 및 Wagner의 값 보다 작게 나타났다. 규칙과 중 시험 결과의 경우 Stavovy & Chuang의 추정식에 비해서 5~12% 정도, 불규칙과 중 시험 결과의 경우 Stavovy & Chuang의 추정식에 비해서 22~41% 정도의 피크 충격압 계수를 나타내었다.



(a) C_p and C_{Pa}



(b) C_{Pa}

그림 3.45 단면 낙하시험 및 파랑 중 예인시험에 의한 frame 18 단면에서의 충격압 계수 (C_p)와 피크 충격압 계수 (C_{Pa})

3.2.7 입사파 파고의 영향

입사파 파고의 변화에 따른 선미 슬래밍 압력 크기의 변화를 살펴보기 위하여 동일한 조건에서 입사파의 파고만 다른 경우의 측정 결과들을 비교해 보았다. 정지 상태에서 파장이 223.5 m인 선미 규칙파를 만나는 경우인 Sing_Des_F_0_REG1 (파고 9.5 m, Run10), Sing_Des_F_0_REG2 (파고 12.5 m, Run11), Sing_Des_F_0_REG3 (파고 18.8 m, Run12) 조건에서 측정된 선미 슬래밍 압력들을 비교하여 표 3.15 및 그림 3.46에 나타내었다. 표 3.15의 좌측 두 개의 열과 그림 3.46 (a)에는 파고가 낮은 Run10에서 측정된 결과에 비해서 파고가 높은 Run11과 Run12에서 측정된 응답이 얼마나 커졌는지 비율로 나타내었다. 표 3.15의 우측 두 개의 열과 그림 3.46 (c)에는 응답이 파 진폭의 몇 거듭제곱에 비례하는지 계산하여 거듭제곱의 지수를 나타내었다.

입사파의 진폭이 Run10에 비해서 135% (Run11), 192% (Run12)만큼 커졌을 때 종 동요는 거의 입사파의 증가량에 비례하여 커졌으나 상하 동요의 경우 입사파의 진폭 증가에 비해서 더 많이 커졌다. 선수부의 상대 운동, 선미부의 상대 속도 및 선미부의 수직 가속도는 입사파 진폭의 증가량 보다 더 많이 커졌다. 선수부와 선미부 모두 상대 운동의 증가량에 비해서 상대 속도의 증가량이 크게 나타났는데 이것은 큰 상대 운동이 발생할 경우 파고계가 물 밖으로 나오기 때문에 상대 운동이 실제 보다 작게 측정되기 때문이다. 파랑 하중의 경우 Run11의 선미부 VSF를 제외하고는 VBM의 증가량이 VSF의 증가량에 비해서 다소 크게 나타났고, 선수부 파랑 하중의 증가가 가장 크게 나타났다.

선미 슬래밍 충격 압력은 파고가 가장 낮은 Run10의 경우 Fr18 단면의 대부분의 측정 지점 (P_fr18-1~P_fr18-4)과 station 0.25의 가장 바깥 쪽 (P_st0.25-4)에서는 거의 슬래밍이 발생하지 않았고 한 차례 정도의 압력만 측정되었기 때문의 유의미한 압력이라고 보기 어렵다. P_fr18-1 및 P_st0.5-4 지점에서도 측정된 압력의 횡수가 상대적으로 적었다. 파고가 큰 Run11과 Run12의 경우 매 주기 선미 슬래밍 압력이 측정되었다. 입사파의 파고가 약간 증가하여 12.5 m인 경우 station 0.5 및 station 0.25 위치에서 측정된 압력들을 보면 파고가 낮은 경우에 비해서 오히려 압력이 낮은 경우도 있고, 유사한 경우도 있으나 대부분은 증가하였다. 증가량은 입사파 진폭에 비례하거나 최대 1.9 제곱에 비례하는 정도로 나타났다. 입사파의 파고가 더 큰 18.8 m의 경우 측정된 압력은 9.5 m 파고의 경우에 비해서 모든 측정 위치에서 압력이 크게 나타났는데, 입사파 진폭에 비례하거나 최대 2.6 제곱에 비례하는 정도로 증가하였다. 그림 3.46 (b)에 나타난 압력 피크의 평균값 분포를 보면 대체로 중심선 부근에서 측정된 압력이 선체 폭

방향의 바깥 지점에서 측정된 압력에 비해서 더 큰 경향을 나타내고 있다.

측정 위치에 따른 선미 슬래밍 압력의 크기를 비교하기 위하여 압력 피크 평균의 분포 (그림 3.47), 충격압 계수의 분포 (그림 3.48), 피크 충격압 계수의 분포 (그림 3.49)를 그림으로 나타내었다.

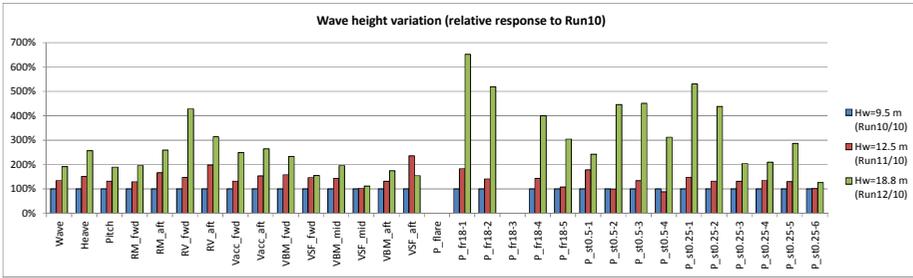
압력 피크 평균의 분포를 나타낸 그림 3.47을 보면 선체 길이 방향으로 선미 쪽으로 갈수록 큰 압력이 측정되었고, 선체 폭 방향으로 중심선 부근에서 큰 압력이 측정된 것을 확인할 수 있다. Station 0.5의 경우 중심선에서 가장 큰 압력이 측정되지 않았는데 선미 벌브의 영향으로 유동이 교란되어 슬래밍 현상이 다소 완화되었을 것으로 추정한다.

충격압 계수 (C_p)를 나타낸 그림 3.48를 보면 매우 큰 값을 나타내고 있으며 그 분포 또한 압력 피크의 분포와 일치하지 않는 것을 확인할 수 있는데 최대 충격압 발생 당시 상대 속도에 대한 정보가 정확하지 않기 때문이다. 선미부 상대 운동은 AP 지점에서 측정하였기 때문에 압력을 측정한 단면에서의 상대 운동은 측정하지 못하였고, 따라서 최대 충격압 발생 시점에서의 정확한 상대 운동과 상대 속도는 파악되지 않았다. 다만, 대략적인 거동은 유사할 것으로 보고 참고 용으로 분석하였다.

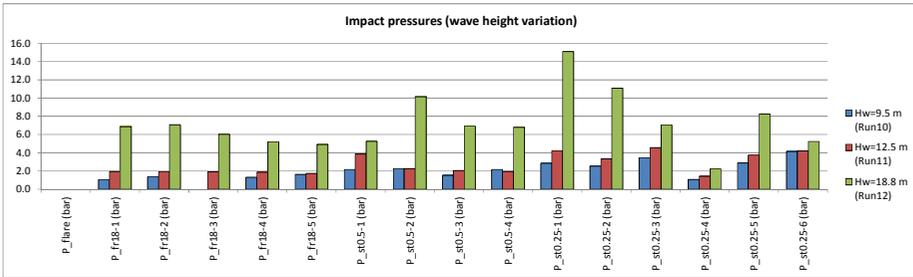
피크 충격압 계수 (C_{pa})는 그림 3.49에 나타내었는데 이 경우에도 압력 측정 단면에서 측정한 상대 운동에 기반한 상대 속도를 이용하지는 못했기 때문에 정확도가 다소 떨어진 결과라고 할 수 있으나 충격압 계수 (C_p) 보다는 정확도가 높다고 하겠다. 입사파의 진폭이 가장 낮은 경우 피크 충격압 계수가 가장 큰 값을 나타낸 것을 확인할 수 있으며, 이것은 측정된 상대 속도의 차이에 기인한 것이다.

표 3.15 입사파 파고와 측정 응답파의 관계 (5,500 TEU, Lw=223.5 m, 선미파, 0 kts)

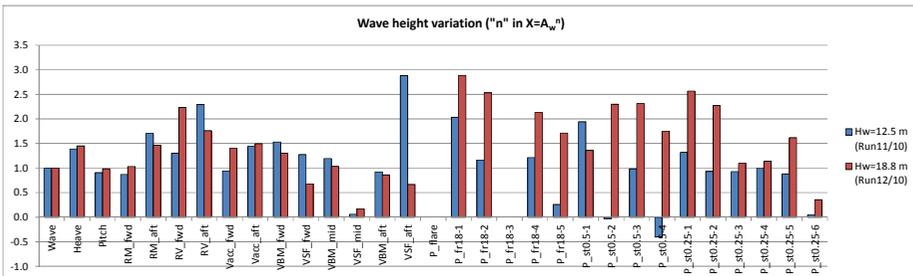
Quantities	Response ratio		Exponent (n) of $X=A_w^n$	
	Run11/Run10	Run12/Run10	Run11/Run10	Run12/Run10
Wave	135%	192%	1.0	1.0
Heave	151%	257%	1.4	1.5
Pitch	131%	189%	0.9	1.0
RM_fwd	130%	196%	0.9	1.0
RM_aft	166%	259%	1.7	1.5
RV_fwd	147%	428%	1.3	2.2
RV_aft	198%	314%	2.3	1.8
Vacc_fwd	132%	249%	0.9	1.4
Vacc_aft	153%	264%	1.4	1.5
VBM_fwd	158%	233%	1.5	1.3
VSF_fwd	146%	155%	1.3	0.7
VBM_mid	143%	196%	1.2	1.0
VSF_mid	102%	112%	0.1	0.2
VBM_aft	132%	175%	0.9	0.9
VSF_aft	236%	154%	2.9	0.7
P_flare	-	-	-	-
P_fr18-1	183%	652%	2.0	2.9
P_fr18-2	141%	519%	1.2	2.5
P_fr18-3	-	-	-	-
P_fr18-4	143%	400%	1.2	2.1
P_fr18-5	108%	304%	0.3	1.7
P_st0.5-1	178%	242%	1.9	1.4
P_st0.5-2	99%	446%	0.0	2.3
P_st0.5-3	134%	451%	1.0	2.3
P_st0.5-4	89%	312%	-0.4	1.8
P_st0.25-1	148%	530%	1.3	2.6
P_st0.25-2	132%	438%	0.9	2.3
P_st0.25-3	132%	204%	0.9	1.1
P_st0.25-4	134%	210%	1.0	1.1
P_st0.25-5	130%	286%	0.9	1.6
P_st0.25-6	101%	126%	0.0	0.4



(a) Relative responses to those of Run10

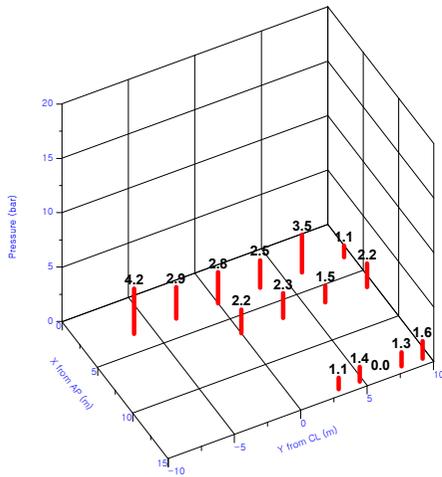


(b) Impact pressure

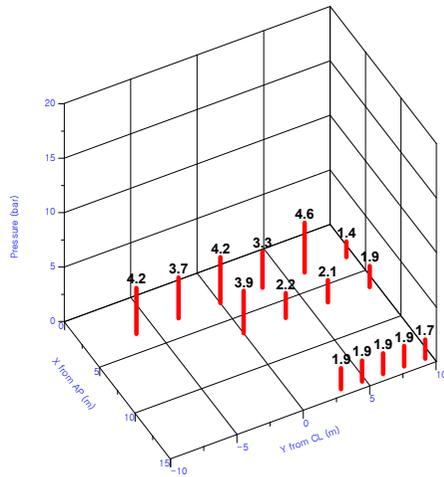


(c) Exponent (n) of $X=A_w^n$

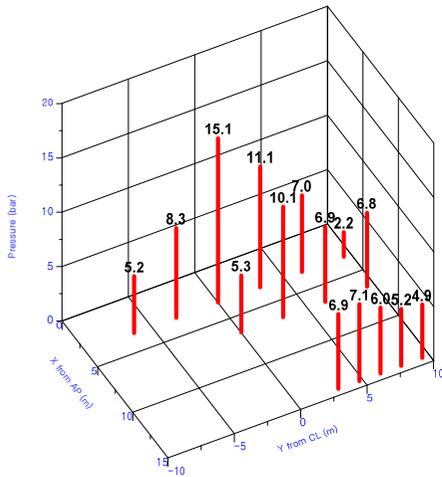
그림 3.46 입사파 파고와 측정 응답과의 관계 (5,500 TEU, $L_w=223.5$ m, 선미파, 0 kts)



(a) Hw=9.5 m (Run10)

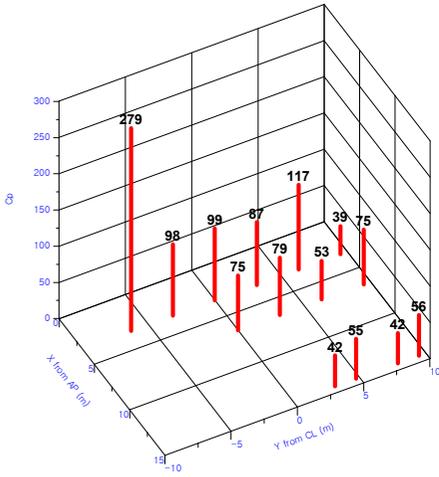


(b) Hw=12.5 m (Run11)

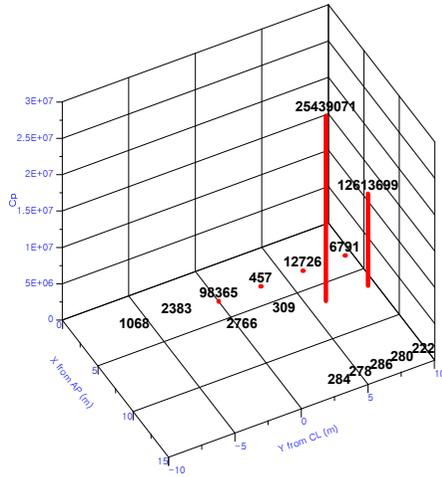


(c) Hw=18.8 m (Run12)

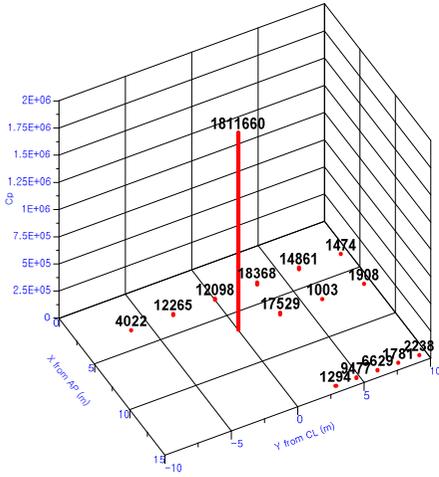
그림 3.47 입사파 파고에 따른 압력 피크의 분포 (5,500 TEU, Lw=223.5 m, 선미파, 0 kts)



(a) Hw=9.5 m (Run10)

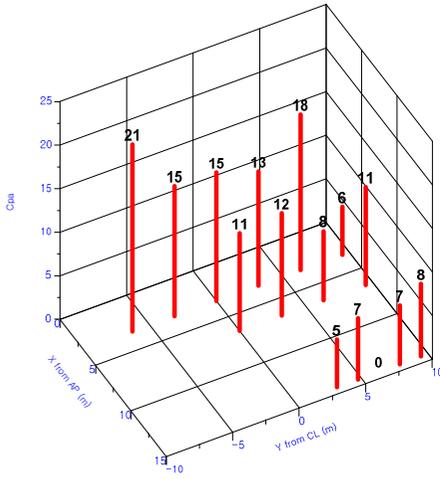


(b) Hw=12.5 m (Run11)

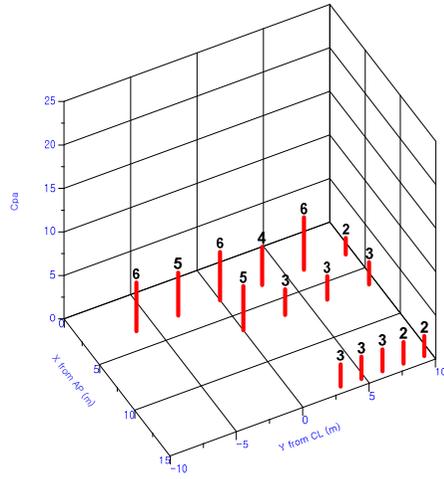


(c) Hw=18.8 m (Run12)

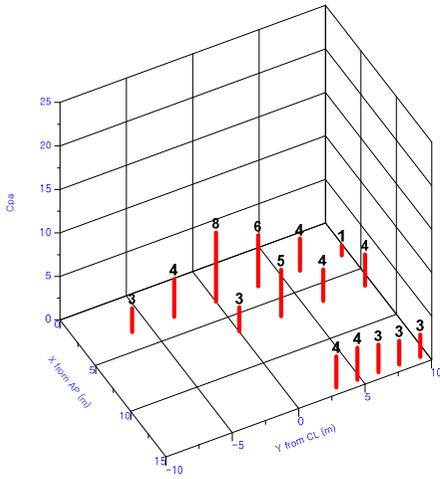
그림 3.48 입사파 파고에 따른 충격압 계수 (C_p)의 분포 (5,500 TEU, Lw=223.5 m, 선미파, 0 kts)



(a) Hw=9.5 m (Run10)



(b) Hw=12.5 m (Run11)



(c) Hw=18.8 m (Run12)

그림 3.49 입사파 파고에 따른 피크 충격압 계수 (C_{Pa})의 분포 (5,500 TEU, Lw=223.5 m, 선미파, 0 kts)

3.2.8 입사파 파장의 영향

파고가 일정한 경우 파장에 따른 측정 압력의 변화에 대하여 조사해 보았다. 정지 상태에서 선미 규칙파를 만나는 상황에 대한 결과들을 비교하였는데 입사파의 파고에 따라 다음의 조건에서 비교하였다.

- 파고 12.5 m인 경우:
 - Sing_Des_F_0_REG12 (Lw=130 m, Run21)
 - Sing_Des_F_0_REG9 (Lw=170 m, Run18)
 - Sing_Des_F_0_REG2 (Lw=223.5 m, Run11)
 - Sing_Des_F_0_REG10 (Lw=263 m, Run19)
 - Sing_Des_F_0_REG11 (Lw=320 m, Run20)

입사파의 파고가 12.5 m이 경우 각 파장 별 측정된 압력 피크의 평균은 그림 3.50에 나타내었다. 대부분의 압력 측정 위치에서 파장이 길어질수록 측정된 압력이 크게 나타나는 경향을 보였는데, P_st0.5-4 지점의 경우 경우 다소 특이하게 170 m 파장에서 측정된 결과가 223.5 m 파장에서 측정된 결과에 비해서 더 크게 나타났다. 대상 선박의 LBP가 263 m인 것을 고려할 때, 0.85LBP~1.22LBP 정도의 범위에서 큰 선미 슬래밍 압력이 측정되었다. 더 긴 파도에 대한 시험은 실시하지 않았기 때문에 큰 선미 슬래밍을 유발하는 파장의 상한선은 이 결과로 단정할 수는 없다.

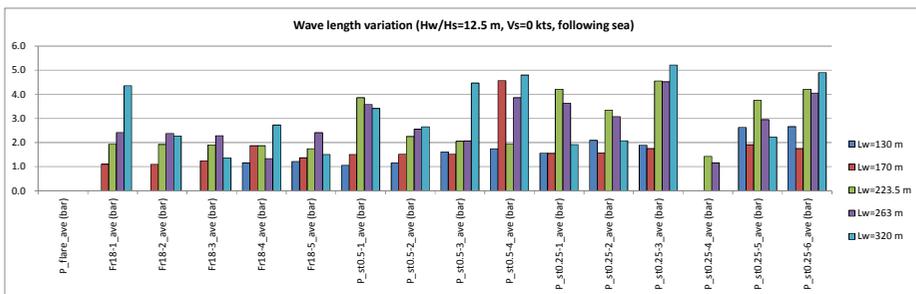


그림 3.50 입사파 파장과 압력 피크와의 관계 (5,500 TEU, Hw=12.5 m, 선미파, 0 kts)

- 파고 17 m인 경우:
 Sing_Des_F_0_REG14 (Lw=170 m, Run23)
 Sing_Des_F_0_REG15 (Lw=220 m, Run24)
 Sing_Des_F_0_REG16 (Lw=263 m, Run25, Run29)
 Sing_Des_F_0_REG17 (Lw=320 m, Run26)

입사파의 파고를 17 m로 높인 조건에서 파장 별 선미 슬래밍 압력의 분포를 비교하여 그림 3.51에 나타내었다. 이 경우에도 0.84LBP~1.22LBP 정도의 파장 범위인 경우 큰 선미 슬래밍 압력이 측정되었다. 입사파의 파고가 증가한 경우에는 파장이 1.22LBP 보다 길어질 경우 선미 슬래밍 압력이 더 낮아질 수 있는 경향을 나타내고 있다.

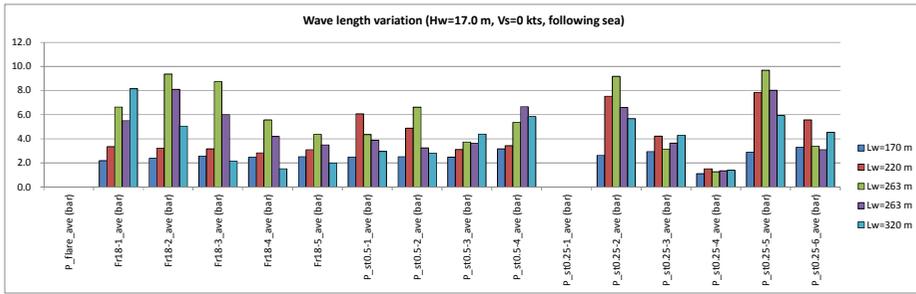


그림 3.51 입사파 파장과 압력 피크와의 관계 (5,500 TEU, Hw=17.0 m, 선미파, 0 kts)

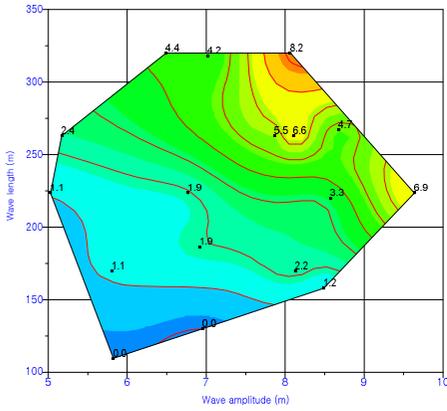
3.2.9 입사파 파고 및 파장의 영향

앞서 입사파의 파장이 일정한 경우 파고의 변화에 따른 선미 슬래밍 압력 분포의 변화, 입사파 파고가 일정한 경우 파장의 변화에 따른 선미 슬래밍 압력 분포의 변화에 대하여 살펴보았는데, 여기서는 파장과 파고의 변화를 동시에 고려하여 선미 슬래밍 압력의 변화를 살펴보았다. 정지 상태에서 선미 규칙파를 받는 경우 파장과 파고에 따라 선미의 각 위치에서 측정된 압력 피크의 평균이 어떠한 분포를 나타내는지 확인하였다.

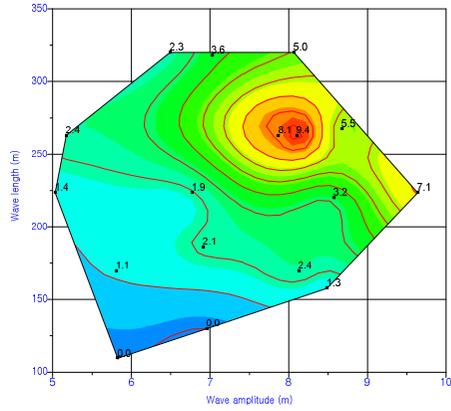
선미의 frame 18 단면에서 측정한 압력의 분포를 그림 3.52에 나타내었다. 그림은 각 측정 위치에서 측정한 압력 피크의 평균을 등고선으로 나타낸 것인데 가로 축은 측정한 입사파 양의 진폭의 평균을, 세로 축은 입사파의 파장을 나타내고 있다. 측정 결과를 이용하여 파장과 파고의 범위 내부 영역은 내삽을 통하여 등고선으로 나타내었다. 대부분의 측정 위치에서 파장은 선박의 길이와 유사한 경우 (263 m), 입사파의 진폭은 8 m (파고는 16 m)인 경우 큰 압력이 측정되었다. 중심선 부근으로 갈수록 더 긴 파장의 영역에서 큰 압력이 측정되었고, 폭 방향으로 바깥으로 위치한 지점에서는 입사파 진폭이 증가할수록 선미 슬래밍 압력이 더 증가할 수도 있는 것과 같은 경향을 나타내고 있다.

선미의 station 0.5 단면에서 측정한 압력의 분포는 그림 3.53에 나타내었다. Station 0.5의 frame 18 단면에서 보다 조금 더 짧은 파장의 영역에서 큰 압력이 측정되었고, 입사파의 진폭이 클수록 선미 슬래밍 압력이 더 커질 것 같은 경향을 나타내고 있다.

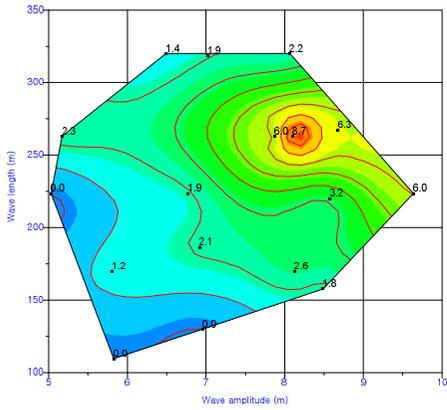
선미의 station 0.25 단면의 경우 측정된 압력의 분포는 그림 3.54에 나타내었다. 최대 선미 슬래밍 압력이 나타나는 파장과 파고의 분포 양상은 station 0.5와 유사하게 나타났다. 선체의 좌현에서 측정한 P_st0.25-4와 P_st0.25-5 지점의 경우 분포 양상이 폭 방향 대칭 위치의 우현에서 측정한 P_st0.25-1 및 P_st0.25-2와 어느 정도 유사한 경향을 나타내는 것을 확인할 수 있다.



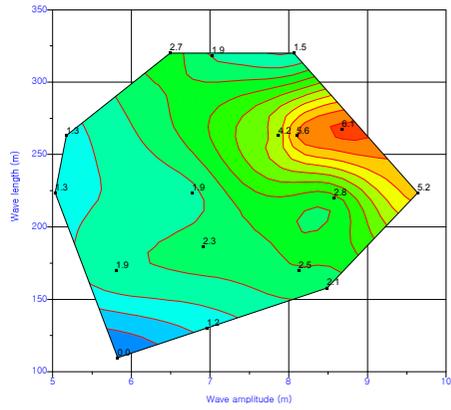
(a) P_fr18-1



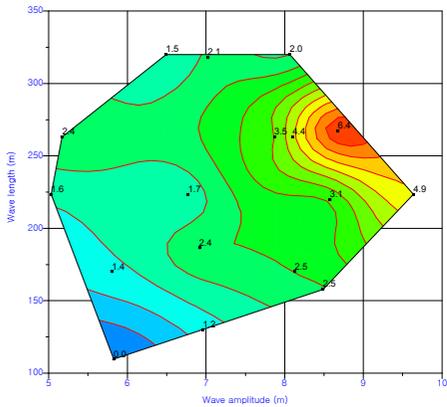
(b) P_fr18-2



(c) P_fr18-3

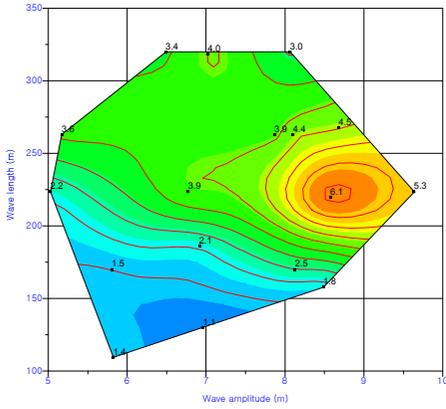


(d) P_fr18-4

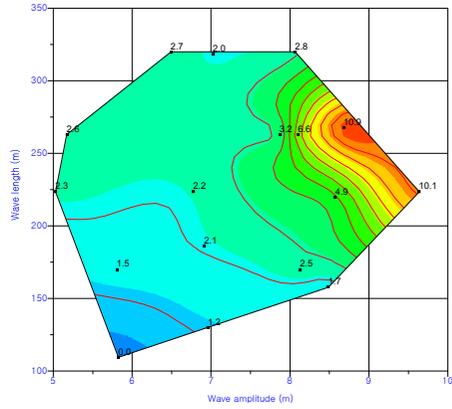


(e) P_fr18-5

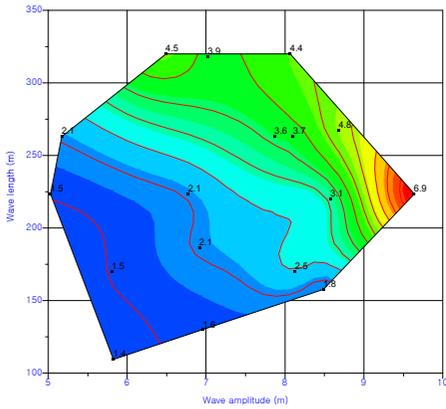
그림 3.52 규칙파 중 입사파의 파고-파장과 압력 피크와의 관계 (5,500 TEU, 선미파, 0 kts, Frame 18, 단위: bar)



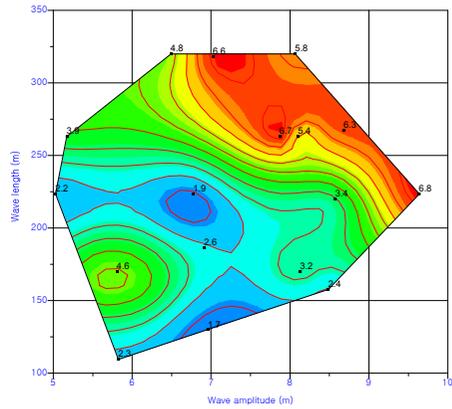
(a) P_st0.5-1



(b) P_st0.5-2

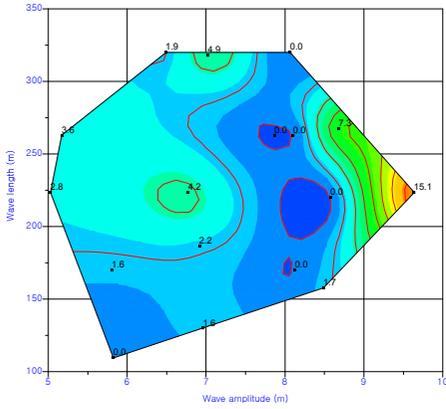


(c) P_st0.5-3

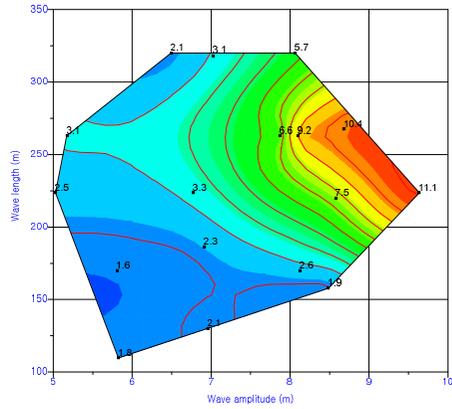


(d) P_st0.5-4

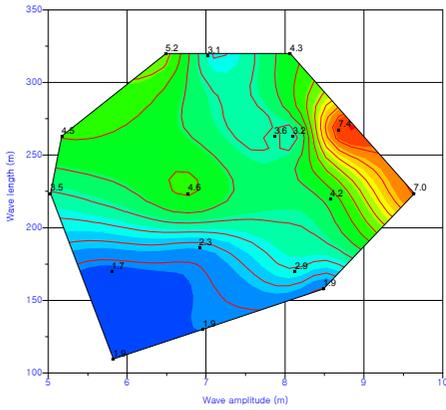
그림 3.53 규칙파 중 입사파의 파고-파장과 압력 피크와의 관계 (5,500 TEU, 선미파, 0 kts, Station 0.5, 단위: bar)



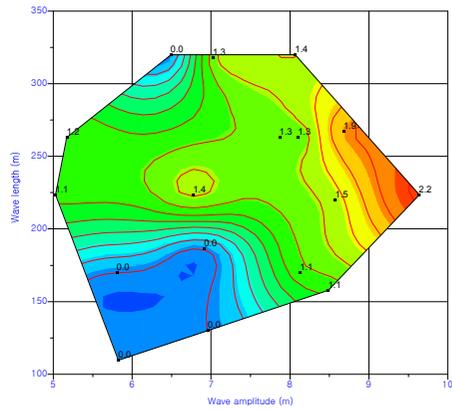
(a) P_st0.25-1



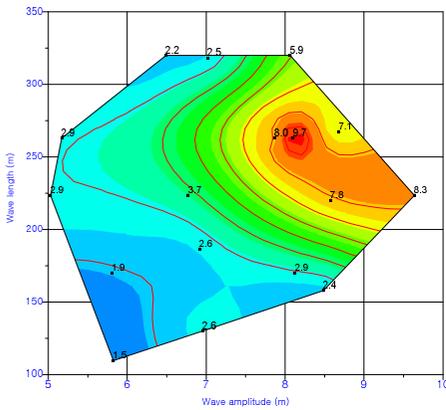
(b) P_st0.25-2



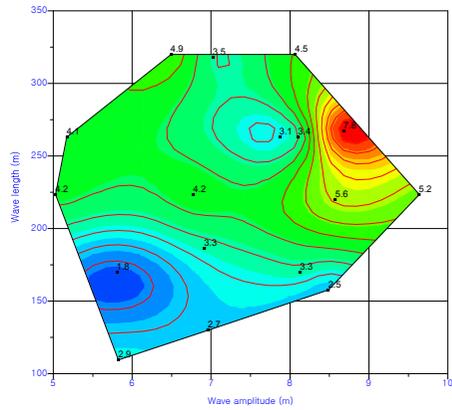
(c) P_st0.25-3



(d) P_st0.25-4



(e) P_st0.25-5

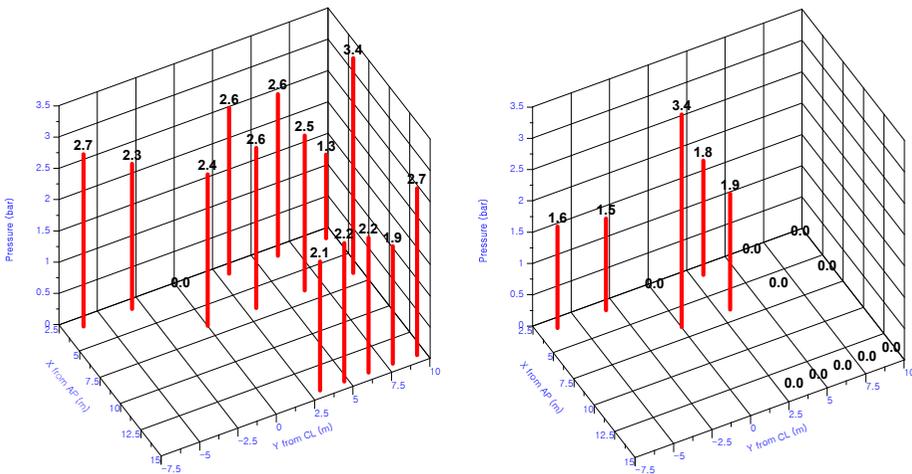


(f) P_st0.25-6

그림 3.54 규칙파 중 입사파의 파고-파장과 압력 피크와의 관계 (5,500 TEU, 선미파, 0 kts, Station 0.25, 단위: bar)

3.2.10 입사파 방향의 영향

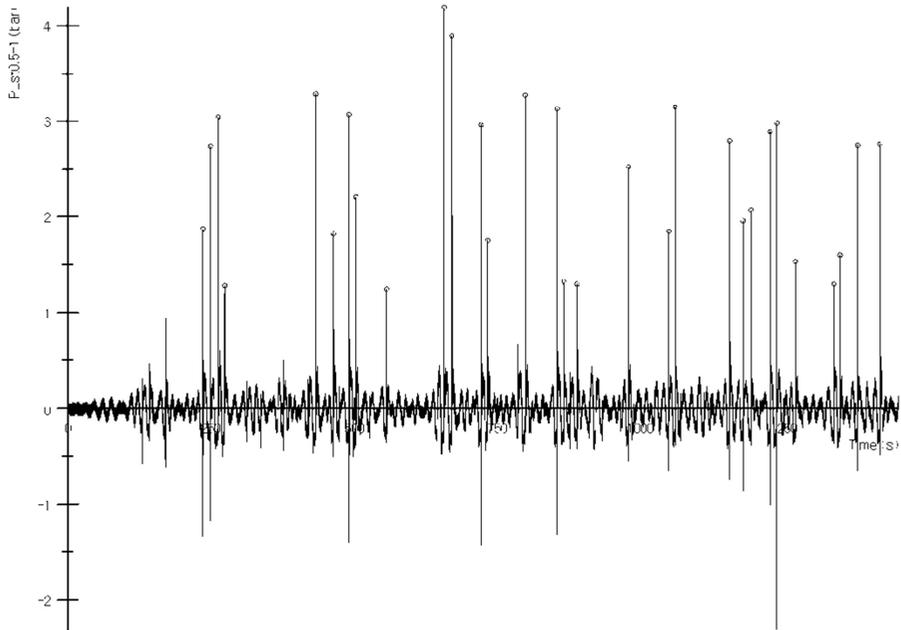
동일한 파도 조건에서 파도 방향의 차이 (선수파 vs. 선미파)에 따른 선미 슬래밍의 차이에 대해서 비교해 보았다. 유의파고 12.5 m, 피크 주기 12 초인 장파정 불규칙파 중 시험을 실시한 Sing_Des_F_0_IRR6 (선미파, Run27) 및 Sing_Des_H_0_IRR6 (선수파, Run37) 조건에서 측정된 압력을 비교하여 그림 3.55에 나타내었다. 그림 3.55에서 확인할 수 있듯이 선미파 중에서는 선미의 모든 압력 측정 지점에서 슬래밍 압력이 측정되었으며 (P_0.25-1 지점은 시험 도중 압력계 고장 남), 선수파 중에서는 일부 위치에서만 선미 슬래밍 압력이 측정된 것을 확인할 수 있다. 일부 위치에서 선수파 시험에서 더 큰 슬래밍 압력이 기록되었으나 그림 3.56에서와 같이 선수파 중에서는 선미 슬래밍의 발생 횟수가 매우 줄어들어서 상대적으로 선미 슬래밍 발생의 위험도가 낮은 것을 확인할 수 있다.



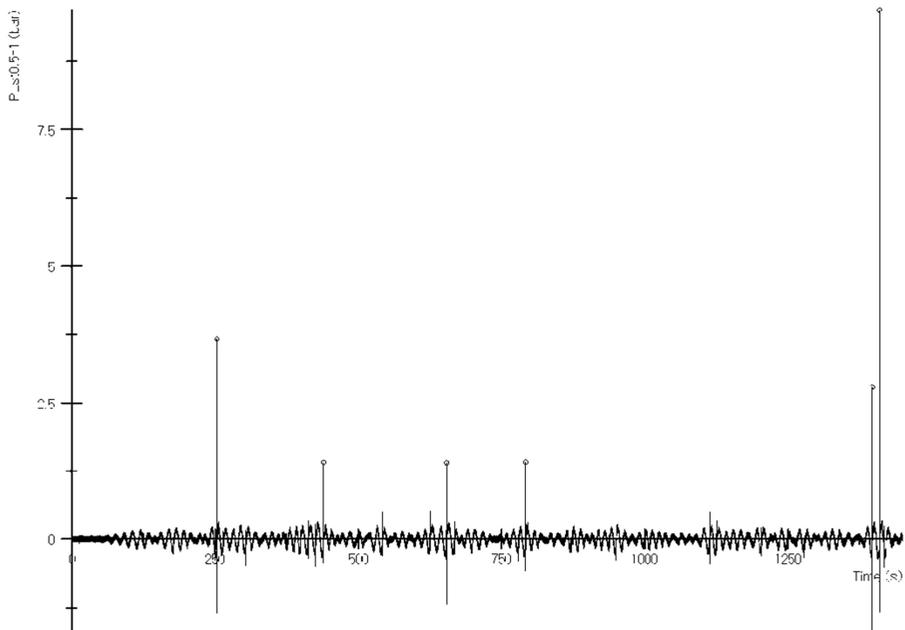
(a) Following seas (Run27)

(b) Head seas (Run37)

그림 3.55 입사파 방향에 따른 압력의 분포 (5,500 TEU, Hs=12.5 m, Tp=12.0 s, 0 kts)



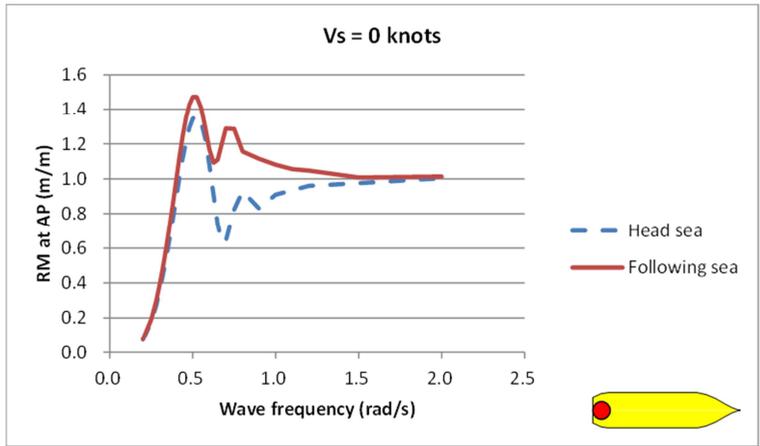
(a) Following seas (Run27)



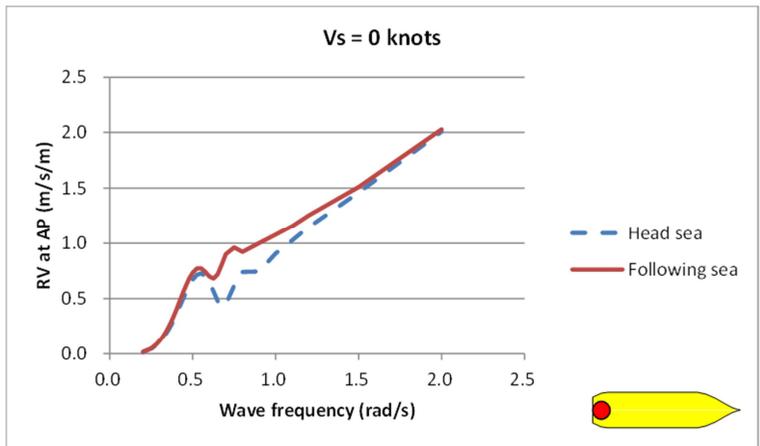
(b) Head seas (Run37)

그림 3.56 입사와 방향에 따른 압력의 시계열 비교 (5,500 TEU, $H_s=12.5$ m, $T_p=12.0$ s, 0 kts, $P_{st0.5-1}$)

정지 상태에서 선박의 AP 중심선 위치에서의 상대 운동과 상대 속도 RAO를 계산해 보면 그림 3.57과 같다. 그림 3.57에서 확인할 수 있듯이 선미파를 만나는 경우 선미부의 상대 운동과 상대 속도가 더 크게 발생하는 것을 알 수 있다. 따라서 선미 슬래밍 역시 선미파 중에서 더 자주 크게 발생할 가능성이 크다고 할 수 있다.



(a) Relative motion RAO



(b) Relative velocity RAO

그림 3.57 입사파 방향에 따른 선미부 상대 운동 및 상대 속도 RAO 비교
(5,500 TEU, 0 kts, AP 중심선 지점)

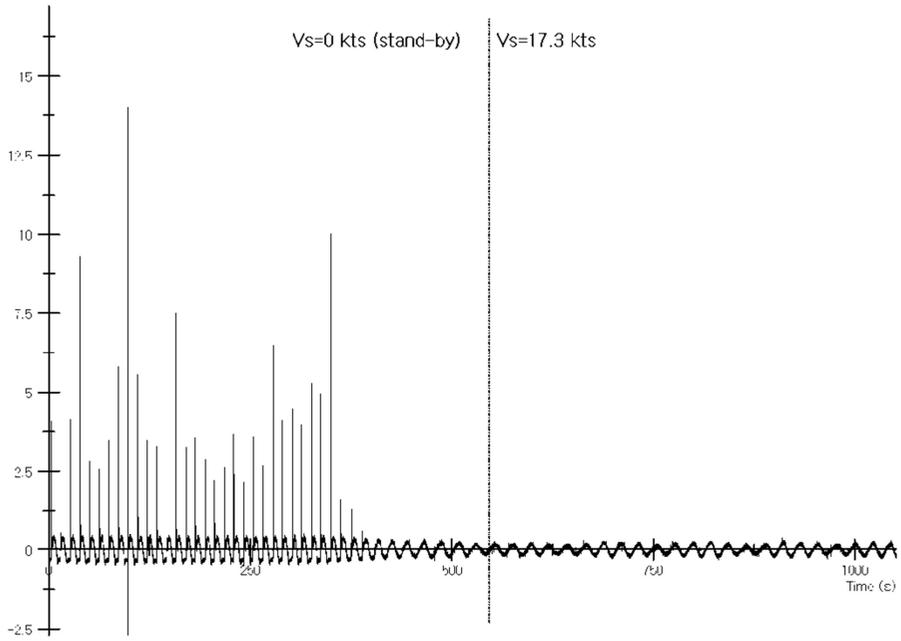
3.2.11 선박 전진 속력의 영향

선미과 중 선박의 전진 속력 변화에 따른 선미 슬래밍 압력 발생의 양상을 살펴보았다. 선미과 중 전진 속력이 있는 시험을 실시할 때에는 조파기에서 생성된 파도가 수조 전체에 형성될 때까지 기다린 후 본격적인 시험을 실시하였는데, 파도가 수조 전체에 형성될 때까지 기다리는 동안에도 측정을 실시하여 동일한 파도 조건에서의 정지 상태와 전진 속력이 있는 상태에 대한 비교가 가능하도록 하였다.

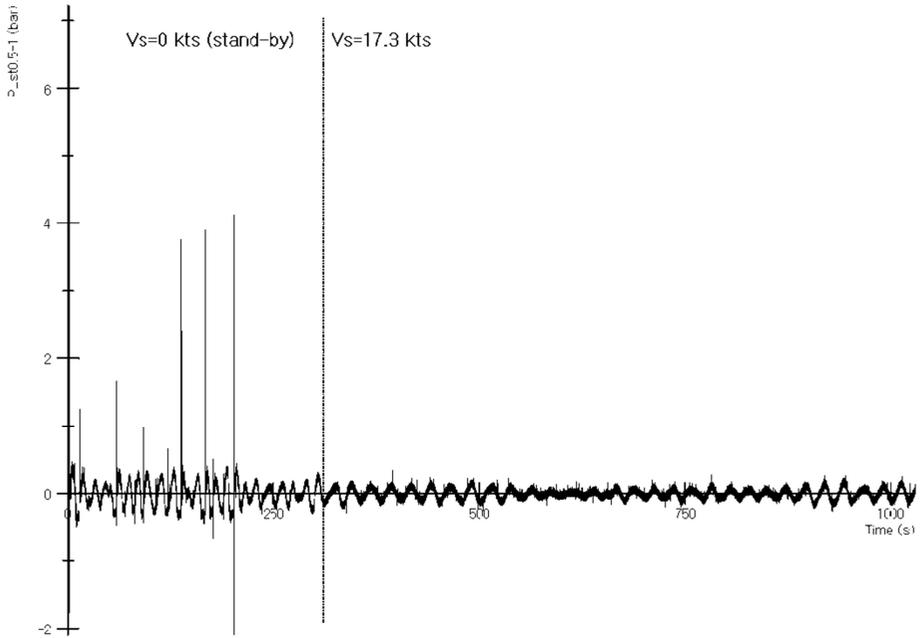
파고 13.1 m, 파장 223.6 m인 선미 규칙파 중 시험에서 P_st0.5-1 위치에서 측정한 압력의 시계열을 그림 3.58 (a)에 나타내었다. 이 그림에서 보면 계측 초기의 약 350 초 구간에는 파도가 수조 전체에 형성되기를 기다리는 동안 선박이 정지한 상태로서 파도의 매 주기마다 선미 슬래밍 압력이 크게 측정된 것을 확인할 수 있다. 그러나, 약 600 초 이후 선박이 17.3 노트의 속력으로 전진하면서 측정한 경우 선미 슬래밍 현상이 전혀 발생하지 않았다.

유의파고 14.8 m, 피크 주기 14.8 초인 불규칙파 중에서 동일한 방법으로 실시한 시험의 경우에 측정한 결과는 그림 3.58 (b)에 나타내었다. 이 경우에도 초기 약 200 초 동안 대기하는 동안에는 선미 슬래밍 압력이 측정되었으나 이후 선박이 17.3 노트로 전진하는 동안에는 선미 슬래밍 현상이 발생하지 않았다.

선미의 AP 중앙부 지점에서 선수파 및 선미과 중 상대 운동 및 상대 속도 RAO를 선박이 정지한 경우와 17.3 노트로 전진하는 경우에 대하여 계산한 결과를 비교하여 그림 3.59에 나타내었다. 이 결과에서 볼 수 있듯이 전진 속력이 있는 경우 선미부에서의 상대 운동과 상대 속도는 대체로 정지한 경우에 비해서 작은 것을 확인할 수 있고, 특히 선미파를 만나는 경우 그 차이는 훨씬 크게 나타난다. 따라서 선미과 중 전진 속력이 있는 경우 선미 슬래밍의 발생 가능성은 선박이 정지한 경우에 비해서 매우 낮다고 할 수 있다.

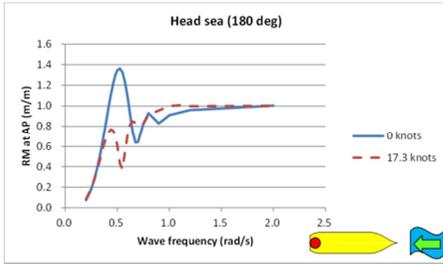


(a) Regular seas, Hw=13.1 m, Lw=23.6 m (Run22)

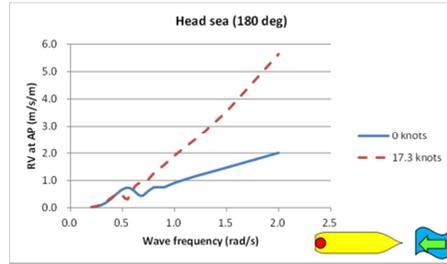


(b) Irregular seas, Hs=14.8 m, Tp=14.8 s (Run30)

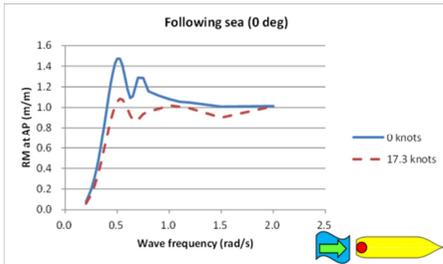
그림 3.58 전진 속력에 따른 압력의 시계열 비교 (5,500 TEU, 선미파, P_st0.5-1)



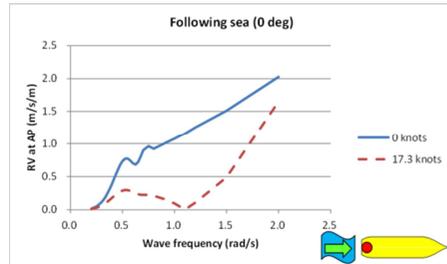
(a) Relative motion in head seas



(b) Relative velocity in head seas



(c) Relative motion in following seas



(d) Relative velocity in following seas

그림 3.59 전진 속력과 파도 방향에 따른 선미부의 상대 운동 및 상대 속도 RAO 비교 (5,500 TEU, 선미좌, AP 중심선 지점)

3.2.12 슬래밍이 파랑 하중에 미치는 영향

정지 상태에서 선미 규칙파 중 측정된 파랑 하중의 결과들 중 선체 중앙부에 작용하는 VBM들을 그림 3.60에 나타내었다. 그림 3.60 (a)에는 WF 성분과 HF 성분을 측정된 입사파의 진폭과 파장 조건에 따라 어떻게 분포하는지 나타내었는데, WF 성분은 입사파의 파고가 높고 파장이 길수록 대체로 큰 값을 나타내고 있음을 확인할 수 있으며, HF 성분은 파고가 낮고 파장이 짧은 경우에도 어느 정도 수준의 값을 나타내는 것을 확인할 수 있다. 결과적으로 WF 성분에 대한 상대적인 HF 성분의 크기를 나타낸 그림 3.60 (d)의 그림을 보면 파고가 낮고 파장이 짧은 경우에 HF 성분이 차지하는 비율이 높게 나타난 것을 확인할 수 있다.

선미 슬래밍 압력이 크게 측정된 영역에서는 WF 성분에 대한 HF 성분의 비율이 37~53% 정도의 범위를 나타내었고, 선미 슬래밍이 거의 발생하지 않은 경우는 이 비율이 최대 157%에 이르렀다.

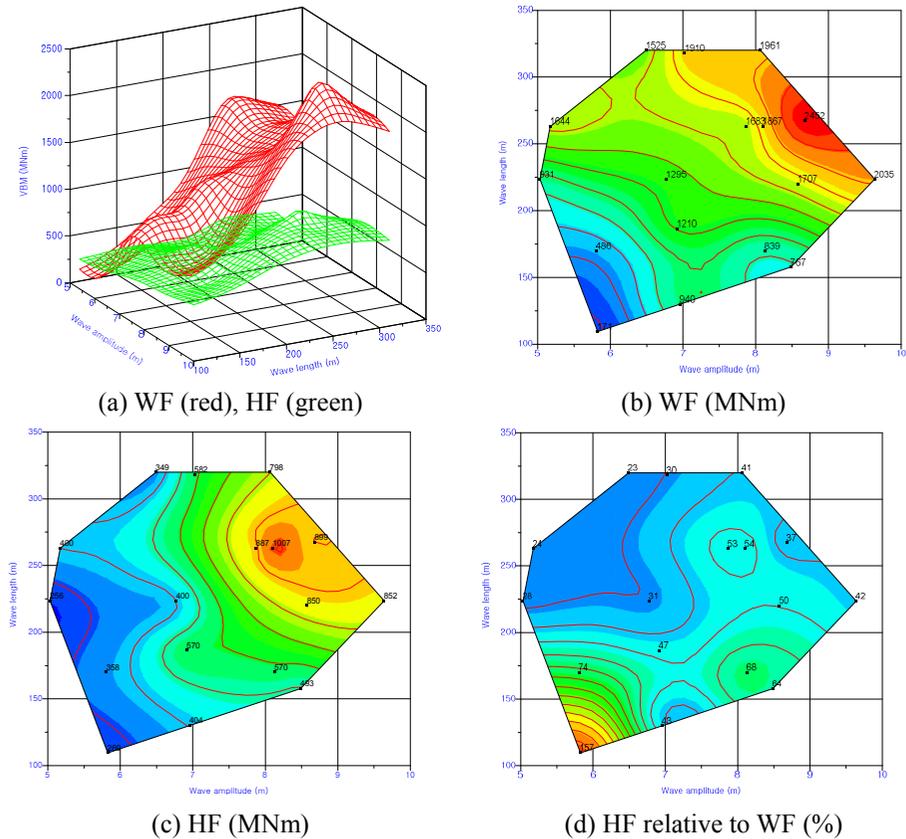


그림 3.60 파랑에 의한 선체 중앙부의 수직 굽힘 모멘트 (5,500 TEU)

제 4 장 결론 및 고찰

컨테이너 운반선의 선미부 바닥에 작용하는 슬래밍 하중의 특성을 파악하기 위하여 정수 중 2 차원 단면 형상의 자유 낙하시험 및 파랑 중 예인시험을 실시하여 그 결과를 비교하였다. 정수 중 2 차원 단면에 대한 자유 낙하시험은 경사각 0 도, 5 도, 10 도의 단순 썰기 형상과 단축선의 선미 벌브가 있는 단면의 형상, 쌍축선의 선미 벌브가 있는 단면의 형상에 대한 모형을 제작하여 실시하였다. 낙하시험을 실시한 경우 모형에서 측정된 압력의 시계열 형태와 최대 충격 압력의 분포를 파악하였으며 최대 충격 압력을 이용한 충격압 계수 (C_p)를 계산하였다. 파랑 중 예인시험은 단축의 5,500 TEU 급 컨테이너 운반선과 쌍축의 13,000 TEU 급 컨테이너 운반선에 대한 분할모형을 제작하여 규칙파 및 장파정 불규칙파 중 시험을 실시하였다. 선미부 바닥에 압력계를 설치하여 압력을 측정하였으며, 선체의 분할 단면에서 파랑 하중을 측정하였다. 파랑 중 예인시험에서 측정된 충격 압력을 이용하여 충격압 계수와 피크 충격압 계수 (C_{pa})를 계산하였다. 이 결과들을 분석하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 자유 낙하시험으로부터 측정된 충격압 계수는 경사각 5 도의 썰기 모형을 제외하고는 모두 초기 낙하 높이가 높아질수록 작아지는 경향을 나타내었으며, 그 값이 어느 정도 수렴하는 경향을 보였다. 이것은 초기 낙하 높이에 따라 모형의 바닥과 정수면 사이에 존재하는 공기의 양이 다르기 때문에 입수하면서 공기의 완충 작용의 정도가 다르게 나타났기 때문인 것으로 보인다. 경사각 5 도 썰기 모형의 경우 상대적으로 일정한 경향이 나타나지 않은 것은 공기의 완충 작용이 영향을 미치는 정도가 일정하지 않고 국부 유동 조건에 따라 민감하게 변하는 일종의 천이 영역에 해당하기 때문인 것으로 추정된다.
- (2) 일정한 경사각을 갖는 모형의 낙하시험에서 얻은 충격압 계수라도 측정 위치에 따라 편차가 크게 나타날 수 있음을 확인하였는데, 대체로 중심선으로부터 먼 위치에서 충격압 계수가 더 크게 나타났다. 이것은 입수하면서 낙하 속력이 감소하기 때문에 체트 유동이 발달하는 정도가 다르게 나타나기 때문인 것으로 보인다.
- (3) 선미 벌브가 있는 선박 단면의 낙하시험에서 측정된 압력 시계열을 보면, 선미 벌브가 입수하면서 교란된 유동으로 인한 1

차 충격 압력이 나타나며 이후에 넓은 선체 표면이 입수하면서 더 큰 2 차 충격 압력이 나타나는 양상을 확인할 수 있었다. 쌍축선 선미 단면의 경우 두 선미 벌브 사이의 공간에서는 폭 방향으로 위치에 따라 압력의 형태가 거의 동일하게 나타났다.

- (4) 선미 벌브가 있는 단축선의 선미부 단면과 쌍축선의 선미부 단면 형상에 대한 정수 중 자유 낙하시험을 수행하여 추정된 충격압 계수는 Stavovy & Chuang의 추정식 및 Wagner의 이론식으로 추정된 충격압 계수에 비해서 훨씬 작은 값을 나타내는 것을 확인하였으며, 이와 같은 차이는 선박의 중앙부에서 더욱 크게 나타났다. 따라서 변화가 심한 선박의 선미부 단면에 대하여 단순하게 일반적인 슬래밍 압력 추정식을 적용하여 선미 슬래밍 하중을 평가할 경우 과도한 하중을 고려하게 된다는 것을 확인하였다.
- (5) 파랑 중 시험으로부터 추정된 충격압 계수는 매우 불규칙적이고 비현실적으로 큰 값을 나타내는 경우도 있어서 비교 분석 및 실무 활용에 적절하지 않음을 확인하였다. 이것은 입사파가 선체의 운동에 의해 교란되면서 보다 복잡한 수면을 형성하고 이에 따라 압력을 측정된 위치에서의 국부적인 유동이 일정한 형태로 반복되지 않기 때문인 것으로 보인다. 이에 반해, 최대 상대 속도를 이용하여 계산한 피크 충격압 계수는 상대적으로 안정적인 값을 나타내고 있어서 비교 분석에 적절하며, 실무에 적용함에 있어서도 최대 상대 속도를 적용하기 때문에 운동 해석 결과를 이용하여 활용하기에 유용하다고 할 수 있다. 파랑 중 예인시험을 통하여 추정된 피크 충격압 계수는 Stavovy & Chuang의 추정식에 의한 결과 보다 작은 것을 확인하였고, 정수 중 선미 단면의 낙하시험에 의한 결과에 비해서는 정확한 비교는 하기 어려웠으나 ballast 조건의 경우 선미 벌브가 수면 밖으로 나오는 경우에 대해서 비교해 보았을 때 파랑 중 예인시험에 의한 경우가 약 절반 정도의 수준으로 작게 나타났다.
- (6) 선미 슬래밍 현상은 전진 속력이 있는 경우 보다는 정지한 경우에, 선수파를 만나는 것 보다는 선미파를 만나는 경우에 더 잘 발생하는 것을 확인하였다. 적재 조건 (ballast 및 scantling)에 따른 선미 슬래밍 압력의 차이는 크지 않았으나 ballast 조건에서 다소 큰 것을 확인하였다. 그러나 컨테이너 운반선의 경우 ballast 조건으로 운항하는 경우는 특별한 경우를 제외하고는 없기 때문에 이 조건을 설계에 반영해야 하는 지에 대해서는 논란의 여지가 있으며 운항 조건에 대한 적절한 확률을 고려할 경우

상대적으로 중요도가 낮아질 것으로 추정할 수 있다. 따라서 선미 슬래밍에 대한 설계 조건은 화물을 적재한 상태에서 정지 중 선미파를 만나는 상황으로 가정하는 것이 타당하다.

- (7) 선미 슬래밍 충격 압력의 분포를 살펴보면, 선체의 중앙부에서 선미 끝단으로 갈수록 크게 나타났고, 선미 별브가 있는 단면 보다는 선미 별브가 없는 단면에서 더 크게 나타났다. 선체의 폭 방향으로서는 경향이 일정하지 않았는데, 쌍축선의 경우 두 선미 별브 사이의 공간에서는 약간 측면에서 큰 압력이 측정되었고, 선미 별브가 없는 단면에서는 중심선에서 가장 큰 압력이 측정되었다. 단축선의 경우는 대체로 선체의 중심선 부근에서 가장 큰 압력이 측정되었는데, 선미 별브 주위에서는 압력이 작게 측정되었다. 따라서 설계 측면에서는 선미부 끝단으로 갈수록 큰 선미 슬래밍 압력을 반영할 필요가 있으며, 쌍축선의 경우 두 선미 별브 사이의 공간에 대해서도 충분한 강도 확보가 필요하다고 하겠다. 선체의 폭 방향으로서는 중심선 부근에 대해서 더 보강을 하는 것이 적절한 것으로 보이지만 향후 횡 동요를 동반한 경우에 대한 연구가 추가적으로 더 수행될 필요가 있다.
- (8) 선미 슬래밍 압력은 입사파 파고의 1.0~2.6 배에 비례하는 것으로 나타났으며 입사파의 파고가 커질수록 지수의 값이 큰 경향을 나타내었다. 입사파의 파장은 0.84LBP~1.22LBP 정도인 경우 선미 슬래밍 압력이 크게 측정되었는데, 대체로 이러한 범위에서 선박의 상대 운동이 크게 나타나는 것과 관련이 있다고 하겠다.
- (9) 규칙과 중 측정한 선미 슬래밍 압력과 동일한 확률 수준의 불규칙과 중 측정한 선미 슬래밍 압력을 비교할 경우 측정한 압력 피크의 평균값은 규칙과 중 측정 결과가 다소 크게 나타났으나, 동일한 확률 수준으로 환산한 압력 피크의 값은 대체로 유사하거나 불규칙과 중 측정한 결과가 오히려 큰 경우들이 확인되었다. 슬래밍 발생의 기준으로 많이 사용하는 Ochi & Motter의 임계 속력 보다 다소 낮은 속력에서 선미 슬래밍이 주로 발생하였으며, 불규칙과 시험에서는 규칙과 시험에 비해서 더 낮은 상대 속력 조건에서 선미 슬래밍이 발생하는 것으로 측정되어 불규칙과 중에서 상대적으로 선미 슬래밍이 더 잘 발생하는 것을 알 수 있었다. 측정한 결과를 이용하여 피크 충격압 계수로 비교해 보면, 불규칙과 중에서의 결과가 규칙과 중에서의 결과에 비해서 더 큰 것을 확인할 수 있었는데 이것은 불규칙과 중 선미부에서의 상대 속도가 규칙과 중 결과에 비해서

더 작게 나타났기 때문이다. 불규칙파의 경우 입사파 진폭의 최대값은 유의 진폭의 약 2 배 정도까지 발생할 수 있기 때문에 평균적인 입사파 진폭이 규칙파와 같은 경우에 비해서 상대적으로 큰 슬래밍이 발생할 가능성이 있는 것도 원인으로 추정된다. 이상과 같은 결과는 선미 슬래밍 하중을 추정하는 데에 있어서 설계 해상상태 개념을 적용하는 경우가 설계파 개념을 적용하는 경우에 비하여 더 보수적인 결과를 줄 수 있음을 나타낸다.

- (10) 크기가 다른 두 척의 컨테이너 운반선에 대한 예인수조 모형시험 결과의 비교를 통하여 크기가 더 큰 선박에 있어서도 동일한 해상상태에서 더 큰 선미 슬래밍 압력이 측정될 수도 있음을 확인하였다. 선박의 길이와 폭이 더 큰 경우에도 선박의 길이에 해당하는 파장의 파도를 만나는 경우 선미 슬래밍이 잘 발생할 수 있기 때문에 대형 선박에 대해서도 선미 슬래밍에 대한 적절한 평가가 이루어져야 한다.
- (11) 선미 슬래밍이 발생한 경우 선체에 휘핑 진동을 유발할 수 있으며 이에 따라 선체 중앙부의 수직 굽힘 모멘트가 증가하게 된다. 단축선의 경우 선미 슬래밍이 크게 발생하는 경우 휘핑으로 인한 주파수 파랑 하중은 파 주파수 파랑 하중의 37~53% 정도 수준으로 나타나는 것을 확인하였다. 선미 슬래밍에 의한 파랑 하중의 크기는 선수 슬래밍에 의한 파랑 하중 크기에 비해서 작은 것으로 확인되었다. 따라서 설계 단계에서 종강도 측면에서는 선수 슬래밍에 의한 휘핑 영향을 적절히 고려하는 것으로 충분하다고 할 수 있으며, 선미 슬래밍 하중은 국부 강도 평가에만 적용하는 것이 타당하다고 하겠다.

참고 문헌

1. ABS, Guide for Slamming Loads and Strength Assessment for Vessels, 2012
2. Chuang, S.L., “Design Criteria for Hydrofoil Hull Bottom Plating (A Practical Application of Research on Slamming)”, NSRDC Report 3509, August 1975
3. Chuang, S.L., “Experiments on Flat-Bottom Slamming”, *Journal of Ship Research*, Vol. 10, No. 1, March 1966, pp. 10~17
4. Chuang, S.L., “Experiments on Slamming of Wedge-Shaped Bodies”, *Journal of Ship Research*, Vol. 11, No. 3, September 1967, pp. 190~198
5. Chuang, S.L., Experimental Investigation of Rigid Flat-bottom Body Slamming, NSRDC Report 2041, September 1965
6. Chung, J.Y., Nahm, J.O., Kang, H.D. and Kwon, S.H., “A Novel Experimental Technique in Slamming”, *Proceedings of 22nd International Workshop on Water Waves and Floating Bodies*, 2007, pp. 41~44
7. Cusano, G., Sebastiani, L. and Bacicchi, G., “Assessment of Whipping Effects Induced by Stern/Bow-flare Slamming”, *Proceedings of 10th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures*, 2007
8. Daidola, J.C. and Mishkevich, V., Hydrodynamic Impact on Displacement Ship Hulls - An Assessment of the State of the Art, Ship Structure Committee Report No. SSC-385, April 1995
9. Dessi, D., de Luca, M., Mariani, R. and Carapellotti, D., “Analysis of the Ship Response to Stern Slamming Loads”, *Proceedings of 10th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures*, 2007
10. DNV, Environmental Conditions and Environmental Loads, DNV Recommended Practice DNV-RP-C205, October 2010
11. Drummen, I., Experimental and Numerical Investigation of Nonlinear Wave-Induced Load Effects in Containerships considering Hydroelasticity, PhD thesis, Norwegian University of Science and Technology, June 2008
12. Faltinsen, O.M. and Chezhian, M., “A Generalized Wagner Method for Three-Dimensional Slamming”, *Journal of Ship Research*, Vol. 49, No. 4, 2005, pp. 279~287
13. Faltinsen, O.M., “Hydroelastic Slamming”, *Journal of Marine Science and Technology*, Vol. 5, 2000, pp. 49~65
14. Faltinsen, O.M., Landrini, M. and Greco, M., “Slamming in Marine Applications”, *Journal of Engineering Mathematics*, Vol. 48, 2004, pp. 187~217
15. Faltinsen, O.M., Sea Loads on Ships and Offshore Structures, Cambridge University Press, 1993
16. Fu, T.C., Fullerton, A.M., Brewton, S., Brucker, K.A. and Dommermuth, D., “An Experimental and Computational Study of Breaking Wave Impact Forces”, *Proceedings of 27th Symposium on Naval Hydrodynamics*, October 2008

17. Grimstad, A., "Ultra-Large Container Vessels - Can the Economy of Scale be Quantified?", DNV Container Ship Update, No. 1, 2013
18. Henry, J.R. and Bailey, F.C., Slamming of Ships: A Critical Review of the Current State of Knowledge, Ship Structure Committee Report No. SSC-208, 1970
19. Hirdaris, S.E. and Temarel, P., "Hydroelasticity of Ships: Recent Advances and Future Trends", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part M: Journal of Engineering for the Maritime Environment*, Vol. 223, No. 3, September 1, 2009, pp. 305~330
20. http://spaceimages.esa.int/Images/2004/06/Damage_done_by_a_rogue_wave
21. Kapsenberg G.K., Veer A.P. van't, Hackett J.P. and Levadou M.M.D., "Aftbody Slamming and Whipping Loads", *Trans. SNAME*, 2003
22. Kapsenberg, G.K., "Slamming of Ships: Where are We Now?", *Philosophical Transactions of The Royal Society A*, Vol. 369, No. 1947, July 2011, pp. 2892~2919
23. Kim, Y. and Hong, S.W., "Theoretical and Numerical Studies on Three-Dimensional Water Entry", *Proceedings of 27th Symposium on Naval Hydrodynamics*, October 2008
24. Kim, Y.S., Kyoung, J.H. and Cho, S.K., "An Experimental Study on Slamming Impact of a 3D Body", *한국해양과학기술협의회 공동학술대회 논문집*, 2006, pp. 1837~1841
25. Korobkin, A.A. and Scolan, Y.-M., "Three-Dimensional Theory of Water Impact. Part 2. Linearized Wagner Problem", *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 549, 2006, pp. 343~373
26. Luo, H., Qiu, Q. and Wan, Z., "Experimental Study of Whipping Responses Induced by Stern Slamming Loads", *Proceedings of 10th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures*, 2007
27. Luo, H., Qiu, Q., Wan, Z. and Yang, D., "Experimental Investigation of the Stern Slamming and Whipping in Regular and Irregular Waves", *Journal of Ship Mechanics*, Vol. 10, No. 3, June 2006, pp. 150~162
28. Marine Accident Investigation Branch, Report on the Investigation of the Structural Failure of *MSC Napoli* English Channel on 18 January 2007, MAIB Report No 9/2008, April 2008
29. Michimoto, J. and Imayoshi, N., "On the Stern Flare Impact Pressure of RORO Ship (In Japanese)", *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 151, 1982, pp. 208~214
30. Mizoguchi, S. and Tanizawa, K., "Impact Wave Loads due to Slamming - A Review", *Ship Technology Research*, Vol. 43, 1996, pp. 139~154
31. Oberhagemann, J., Holtmann, M., el Moctar, O., Schellin, T.E. and Kim, D., "Stern Slamming of an LNG Carrier", *Proceedings of the ASME 27th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*,

- OMAE2008-57385, June 2008
32. Oberhagemann, J., el Moctar, O. and Schellin, T.E., “Fluid-Structure Coupling to Assess Whipping Effects on Global Loads of a Large Containership”, *Proceedings of 27th Symposium on Naval Hydrodynamics*, October 2008
 33. Ochi, M.D. and Bonilla-Norat, J., Pressure-Velocity Relationship in Impact of a Ship Model Dropped onto the Water Surface and in Slamming in Waves, NSRDC Report 3153, June 1970
 34. Ochi, M.K. and Motter, L.E., “Prediction of Slamming Characteristics and Hull Responses for Ship Design”, *Trans. SNAME*, Vol. 78, 1973
 35. Paik, K.J., Maki, K., Choi, H., Vlahopoulos, N., Carrica, P. and Troesch, A., “CFD-Based Method for Structural Loads on Surface Ships”, *Proceedings of 27th Symposium on Naval Hydrodynamics*, October 2008
 36. Scolan, Y.-M. and Korobkin, A.A., “Three-Dimensional Theory of Water Impact. Part 1. Inverse Wagner Problem”, *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 440, 2001, pp. 293~326
 37. Sellars, F.H., “Wave Impact Loads”, *Marine Technology*, Vol. 13, No. 1, January 1976, pp. 46~58
 38. SNAME, Notes on Ship Slamming, Society of Naval Architects and Marine Engineers, Technical and Research Bulletin 2-30, 1993
 39. Stavovy, A.B. and Chuang, S.L., “Analytical Determination of Slamming Pressures for High-Speed Vehicles in Waves”, *Journal of Ship Research*, Vol. 20, No. 4, 1976, pp. 190~198
 40. Storhaug, G., Experimental Investigation of Wave Induced Vibrations and Their Effect on the Fatigue Loading of Ships, PhD thesis, Norwegian University of Science and Technology, September 2007
 41. Storhaug, G., Mathisen, J. and Heggelund, S.E., “Model Test and Full Scale Measurements of Whipping on Container Vessels in the North Atlantic”, *Proceedings of the ASME 28th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, OMAE2009-79127, June 2009
 42. Tuitman, J.T., Hydro-elastic Response of Ship Structures to Slamming Induced Whipping, PhD thesis, Delft University of Technology, 2010
 43. von Kármán, T., The Impact on a Sea Plane Floats During Landing, NACA Technical Note No. 321, 1929
 44. Wagner, H., “Über Stoß- und Gleitvorgänge an der Oberfläche von Flüssigkeiten”, *Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik*, Vol. 12, No. 4, 1932, pp. 193~215
 45. Yang, S.H., Lee, H.H., Park, T.H., Lee, I.H. and Lee, Y.W., “Experimental and Numerical Study on the Water Entry of Symmetric Wedges and a Stern Section of Modern Containership”, *Proceedings of 10th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures*, 2007
 46. Zhao, R., Faltinsen, O.M. and Aarsnes, J., “Water Entry of Arbitrary Two-

- Dimensional Sections with and Without Flow Separation”, *Proceedings of 21st Symposium on Naval Hydrodynamics*, 1997, pp. 408~423
47. 최용호, 이동연, 곽현욱, “대형 컨테이너선의 선미슬래밍에 관한 연구”, *대한조선학회 추계학술대회논문집*, November 2006, pp. 673~682
 48. 홍삼권, 이동연, 이용철, 김세은, 서중수, “승선 안락감 평가를 위한 선미 슬래밍 충격하중의 실험적 연구”, *대한조선학회 추계학술대회 논문집*, October 2010, pp. 1008~1012

Abstract

An Experimental Study on the Prediction of Stern Slamming Loads on Containerships

Hyun-ho Lee

Department of Naval Architecture and Ocean Engineering
The Graduate School
Seoul National University

Studies on the ship's slamming problem have long been performed by many researchers but the physics behind the phenomenon are still not fully uncovered due to the complexity of the problem. Therefore, it is not easy for a naval engineer to consider the slamming loads in the design spiral properly. Even though there are many results available for slamming loads most of them are focused on the bow slamming problem. This is quite reasonable because most of the slamming damages are reported around bow regions. However, the aft-body hull form of the recent container carriers is more vulnerable to the stern slamming loads due to increased breadth and decreased deadrise angle.

This thesis deals with containership's stern slamming loads through two kinds of model scale experiments, one is free fall wet drop tests onto calm water and the other is seakeeping tests in waves. Wet drop tests have been performed for five different two dimensional models such as three simple wedges with deadrise angles of 0, 5 and 10 degrees, and two stern bulb sections of modern container carriers. Seakeeping tests with segmented models have been performed for two containerships one with single stern bulb and the other with twin stern bulbs in regular and long-crested irregular waves.

The impact pressure coefficients (C_p) for stern sections from wet drop tests are much less than those from estimated by Stavovy & Chuang's empirical formula or by Wagner's theory. This means that applying the simple empirical formula or the theory results in a conservative design. The peak impact pressure coefficients (C_{pa}) from seakeeping tests in waves are also much less than those from the simple empirical formula or the theory. The results from seakeeping tests in ballast condition are roughly about a half of those from wet drop tests even though it was not easy to

compare the results rigorously.

Seakeeping tests revealed that the stern slamming occur more easily or more violently in some conditions; in zero speed case rather than forward speed case, in following seas rather than head seas, in ballast condition rather than scantling condition. Container carriers are operated in a loaded condition in most of the lifetime and it is very rare case to be operated in ballast condition. Therefore, a reasonable design condition for stern slamming loads is a ship in design or scantling draft with zero speed in following seas.

The stern slamming occurred in a lower relative velocity than Ochi & Motter's critical relative velocity which was derived from bow bottom slamming cases. Also, the stern slamming inception velocity in irregular waves was lower than that in regular waves. The peak impact pressure coefficients in irregular waves are larger than those in regular waves. Therefore, the design sea state approach will result in a more conservative stern slamming design loads than the design wave approach.

Stern slamming loads induce whipping vibrations on the hull and the vertical bending moment of the ship increases accordingly. The amount of total vertical bending moment due to stern slamming is found to be less than that due to bow slamming. Therefore, it is sufficient to consider only the bow slamming loads in the longitudinal global hull girder strength assessment and to consider stern slamming loads in the local strength assessment.

Keywords: Stern Slamming, Wet Drop Test, Seakeeping Test, Impact Pressure Coefficient, Whipping

Student Number: 2007-30800

감사의 글

나이 들어서 시작한 공부에 재미를 느낀 것도 잠시, 이내 졸업 논문을 작성해야 한다는 현실에 걱정도 있었지만 주위의 많은 분들께서 도움을 주셔서 이 논문을 완성할 수 있었습니다. 돌이켜 보면 고마운 분들이 너무 많지만 그 중 일부만이라도 여기에 기록하고 싶습니다.

부임 후 첫 박사과정 제자로 저를 받아주시고 학업과 연구뿐 아니라 여러 모로 새로운 시각을 열어주신 이신형 교수님께 감사 드립니다. 논문 심사 과정에서 바쁘신 와중에도 시간을 할애해 주신 서정천 교수님, 홍석운 교수님, 권순홍 교수님, 최형권 교수님 너무나 감사합니다. 교수님들 덕분에 그나마 어느 정도 틀을 갖춘 논문으로 작성될 수 있었으며, 지적해 주셨던 부분들은 향후 연구를 수행함에 있어서도 참고하도록 하겠습니다. 처음 박사과정 진학을 고민할 때에도 그렇고 항상 따뜻하게 대해 주시고 진심으로 위해 주신 이기표 교수님 너무나 감사 드립니다. 짧은 수업 시간 동안이었지만 많은 가르침을 주시고 격려해 주신 배광준 교수님, 최항순 교수님, 김용환 교수님께도 감사 드립니다. 학교 생활에 있어서 여러 가지로 도움을 주신 전홍구 선생님, 유극상 선생님, 심만섭 선생님 감사합니다.

회사 생활을 하면서 진학을 할 수 있도록 배려해 주시고 도와 주신 많은 분들께도 감사 드립니다. 현재의 저는 학교에서의 배움은 물론이고 회사에서의 배움도 큰 영향을 미쳤습니다. 업무의 부담을 덜어 주신 주위 동료 분들께도 감사 드립니다. 염덕준 교수님, 이흥기 상무님, 신현수 상무님, 장영식 상무님, 이우섭 상무님, 김화수 상무님, 이태일 실장님, 송기중 부장님, 이영우 박사님, 정병훈 수석님, 최병기 수석, 류홍렬 부장님, 김도현 부장님, 박태현 선임, 양승호 선임, 양진호 책임, 최주혁 선임, 배장환 연구원, 이인혜 책임, 차현오 기사님, 이진희 기원님, 이병희 대리님, 이해용 기장님, 김태웅 기원님, 그 외 모든 연구소 동료 분들께 감사 드립니다. 늦은 시간까지 연구실에 함께 있어주고 항상 격려해 준 영재와 경수에게도 고마움을 전하고 싶습니다.

길지 않은 학교 생활이었으나 함께했던 저항방 식구들에게도 감사를 표하고 싶습니다. 호정, 창민, 희범, 주현, 선호, 동명, 정화, 지명, 범우, 동환, 세완, 미연, 태구, 성태 모두 감사합니다. 나이 많은 선배와 지낸다고 고생이 많았고 함께 해서 너무나 즐거웠어요. 비록 자주 만나지는 못했지만 항상 친근하게 대해준 조종방, 추진방, 유체방 식구들에게도 감사를 전하고 싶습니다.

항상 걱정해 주시는 부모님, 그 동안 기다려 주셔서 감사하고 앞으로도 건강하시기 바랍니다. 공부하는 사위 뒷바라지 해주신 장인어른과 장모님께 감사 드립니다. 아마도 두 분이 아니었으면 졸업이 불가능했을 지도 모르겠습니다. 처남들 내외께도 감사 드립니다. 제대로 아빠 노릇을 하지 못했지만 씩씩하게 잘 자라주고 아빠를 이해해 준 우빈이에게 미안하고 고마운 마음을 전하고 싶습니다. 공부하는 남편을 믿고 기다려 주고 도와 준 창숙 씨 고마워요. 당신과 우빈이의 도움과 이해가 없었으면 지금 이 순간은 오지 않았을 거예요.

저는 이제까지 살아 오면서 고마운 분들을 참 많이 만났습니다. 운이 좋았다고 할 수 있겠지요. 앞으로는 저도 남들에게 도움이 되는 사람이 될 수 있도록 노력하겠습니다.