

공학석사 학위논문

캐비테이션의 영향을 고려한  
부유체 구조물의 수중폭발 충격응답 해석

Underwater Shock Response Analysis  
of Floating Structures considering Effects of Cavitation

지도교수 이 상 갑

2002년 2월

한국해양대학교 대학원

해양시스템공학과

권 정 일

본 논문을 권 정일의 공학석사 학위논문으로 인준함.

위원장 : 공학박사 정 정훈 (인)

위 원 : 공학박사 김 재수 (인)

위 원 : 공학박사 이 상갑 (인)

2002년 2월

한국해양대학교 대학원

해양시스템공학과 권 정일

# 목 차

목 차	i
도 표 목 록	iii
그 립 목 록	iv
Abstract	viii
1. 서 론	1
2. 수중폭발 충격파에 의한 충격하중	3
2.1 수중폭발 현상	3
2.2 무한수역 내의 충격파	6
2.3 경계면 효과	7
2.3.1 자유수면 효과에 의한 광역 캐비테이션	8
2.3.2 접수구조 표면에 의한 선각 캐비테이션	11
3. 캐비테이션을 고려한 수중폭발 충격응답 해석기법	14
3.1 ALE 및 CLE 기법	14
3.2 Hybrid 기법	16
4. ALE 기법을 이용한 광역 캐비테이션 현상 해석	23
4.1 자유수면에서의 광역 캐비테이션 현상 해석	23
4.2 부유체 구조물을 고려한 광역 캐비테이션 현상 해석	33
4.3 고찰	41
5. Hybrid 기법에서의 유체영역 모델링 방법의 영향 검토	42
5.1 해석 모델링	42
5.2 Russell의 오차산정방법	50
5.3 충격응답 해석	51
5.4 고찰	68
6. 탄성마운트 지지 장비시스템의 수중폭발 충격응답 해석	69
6.1 MIL-S-901D 중중량 충격시험	70

6.2 MIL-S-901D 부유식 충격시험기의 수중폭발 충격응답 해석 .....	74
6.2.1 검증 모델 및 방법 .....	74
6.2.2 충격응답 해석 .....	76
6.2.3 고찰 .....	79
6.3 탄성마운트 지지 장비시스템의 동적응답 해석 .....	80
6.3.1 검증 모델 및 방법 .....	81
6.3.2 동적응답 해석 .....	83
6.3.3 고찰 .....	84
6.4 탄성마운트 지지 장비시스템의 MIL-S-901D 충격응답 해석 모델링 .....	85
6.5 탄성마운트 지지 장비시스템의 MIL-S-901D 충격응답 해석 .....	87
6.6 고찰 .....	89
7. 결    론 .....	90
참    고    문    헌 .....	92
본 논문 관련 발표 실적 .....	96
부    록    :    LS/DYNA-USA 프로그램의 입력파일 .....	A 1

## 도 표 목 록

Table 2.1 Shock wave parameter .....	7
Table 3.1 Modules of USA code .....	20
Table 4.1 Scenarios of underwater explosion .....	23
Table 4.2 Parameters of EOS-JWL and linear polynomial of fresh water ...	25
Table 4.3 Parameters of EOS-JWL of emulsion and linear polynomial of fresh water .....	35
Table 5.1 Material properties .....	44
Table 5.2 UNDEX parameters for charge .....	44
Table 5.3 List of cylinder type fluid mesh model in near arrangement with charge .....	46
Table 5.4 List of cylinder type fluid mesh model in far arrangement with charge .....	47
Table 5.5 Table 5.5 List of fluid mesh model with extra variables .....	49
Table 5.6 Kick off velocity and peak pressure from empirical formulation ..	50
Table 5.7 Error measure factors of Russell .....	50
Table 5.8 List of CPU, initial kick-off velocity and peak pressure - near arrangement .....	52
Table 5.9 List of CPU, initial kick-off velocity and peak pressure - far arrangement .....	52
Table 5.10 List of CPU, initial kick-off velocity and peak pressure - extra variables .....	52
Table 6.1 Test schedule for MIL-S-901D heavy weight shock testing .....	73
Table 6.2 Conditions for shock response analysis .....	75
Table 6.3 Mass properties of the shock analysis model .....	82
Table 6.4 Positions of the shock analysis model .....	82
Table 6.5 Mass properties of the main engine module .....	85
Table 6.6 UNDEX condition for the numerical calculation .....	87
Table 6.7 Conditions for the case study .....	88

## 그림 목록

Fig. 2.1 Sequence of explosion events .....	3
Fig. 2.2 Pulsation of gas bubble from UNDEX. ....	4
Fig. 2.3 Surface Phenomena .....	4
Fig. 2.4 Cruiser Ship Shock Trial (1982) .....	5
Fig. 2.5 USS OSPREY Ship Shock Trial (1995) .....	5
Fig. 2.6 USS MOBILE BAY Ship Shock Trial .....	5
Fig. 2.7 Pressure profile of shock wave .....	6
Fig. 2.8 Shock wave pressure profile with surface cut-off .....	8
Fig. 2.9 Bulk cavitation regions under UNDEX .....	8
Fig. 2.10 Bulk cavitation envelope [14] .....	9
Fig. 2.11 Bulk cavitation envelope using program .....	11
Fig. 2.12 Taylor plate subjected to plane wave .....	11
Fig. 3.1 Comparison of General Coupling and ALE Coupling methods .....	15
Fig. 3.2 Staggered solution scheme of LS-DYNA/USA code .....	17
Fig. 3.3 Finite element mesh of KDX-II and surrounding fluids .....	21
Fig. 3.4 Propagation of bulk cavitation bounds at water and stress at ship .....	22
Fig. 4.1 Bulk cavitation bounds .....	24
Fig. 4.2 Finite element mesh configuration for bulk cavitation .....	26
Fig. 4.3 Propagation of bulk cavitation bounds in Case 1 .....	27
Fig. 4.4 Bulk cavitation bounds and closure depth in Case 1 .....	28
Fig. 4.5 Water particle velocity history at free surface in Case 1 .....	28
Fig. 4.6 Pressure history along the depth from free surface in Case 1 .....	28
Fig. 4.7 Propagation of bulk cavitation bounds in Case 2 .....	29
Fig. 4.8 Bulk cavitation bounds and closure depth in Case 2 .....	30
Fig. 4.9 Water particle velocity history at free surface in Case 2 .....	30
Fig. 4.10 Pressure history along the depth from free surface in Case 2 .....	30
Fig. 4.11 Propagation of bulk cavitation bounds in Case 3 .....	31
Fig. 4.12 Bulk cavitation bounds and closure depth in Case 3 .....	32
Fig. 4.13 Water particle velocity history at free surface in Case 3 .....	32
Fig. 4.14 Pressure history along the depth from free surface in Case 3 .....	32
Fig. 4.15 Pressure history at 1m depth from free surface	

and bulk cavitation bounds .....	33
Fig. 4.16 Water particle velocity history at free surface .....	33
Fig. 4.17 Configuration of arrangement of Box-Girder under UNDEX .....	34
Fig. 4.18 Finite element mesh configuration of Box-Girder under UNDEX .....	35
Fig. 4.19 Finite element mesh configuration of Box-Girder .....	35
Fig. 4.20 Propagation of shock wave subjected to UNDEX with bulk cavitation .....	37
Fig. 4.21 Propagation of shock wave subjected to UNDEX without bulk cavitation .....	38
Fig. 4.22 Fluid pressure time history along the depth from free surface .....	39
Fig. 4.23 Water particle velocity time history at free surface .....	40
Fig. 4.24 Fluid pressure time history below center bottom .....	40
Fig. 4.25 Relative deformation at center bottom .....	40
Fig. 5.1 Geometry of surface ship model under UNDEX .....	43
Fig. 5.2 Dimensions of surface ship model .....	44
Fig. 5.3 Entire bulk cavitation zones .....	45
Fig. 5.4 Fluid model boundary sizes in bulk cavitation zones - near arrangement .....	45
Fig. 5.5 Fluid model boundary sizes in bulk cavitation zones - far arrangement .....	46
Fig. 5.6 Configuration of finite element meshes in near arrangement with charge .....	47
Fig. 5.7 Configuration of finite element meshes in far arrangement with charge .....	48
Fig. 5.8 Configuration of finite element meshes with extra variables .....	49
Fig. 5.9 Data extraction points of floating structure model .....	51
Fig. 5.10 Pressure propagation in bulk cavitation bounds of Case 1_8 .....	53
Fig. 5.11 Pressure propagation in bulk cavitation bounds of Case 2_7 .....	54
Fig. 5.12 Time history of vertical velocity - near arrangement with charge .....	56
Fig. 5.13 Time history of fluid pressure - near arrangement with charge .....	56
Fig. 5.14 Error measures of vertical velocity responses	

- near arrangement .....	58
Fig. 5.15 Error measures of vertical acceleration responses	
- near arrangement .....	59
Fig. 5.16 Error measures of fluid pressure responses	
- near arrangement .....	59
Fig. 5.17 Time history of vertical velocity	
- far arrangement .....	61
Fig. 5.18 Time history of fluid pressure	
- far arrangement with charge .....	61
Fig. 5.19 Error measures of vertical velocity	
- far arrangement .....	63
Fig. 5.20 Error measures of vertical acceleration responses	
- far arrangement .....	64
Fig. 5.21 Error measures of fluid pressure responses	
- far arrangement .....	64
Fig. 5.22 Time history of vertical velocity and fluid pressure	
- extra variables .....	65
Fig. 5.23 Error measures of vertical velocity/acceleration responses	
- extra variables .....	67
Fig. 5.24 Error measures of fluid pressure under the keel	
- extra variables .....	67
Fig. 6.1 MIL-S-901D Standard Floating Shock Platform .....	71
Fig. 6.2 MIL-S-901D Standard Floating Shock Platform .....	71
Fig. 6.3 MIL-S-901D Standard Floating Shock Platform .....	72
Fig. 6.4 MIL-S-901D Standard Floating Shock Platform .....	73
Fig. 6.5 Shot geometry for heavy weight shock testing at NRL .....	74
Fig. 6.6 Finite element mesh configuration of SFSP .....	75
Fig. 6.7 Data acquisition node .....	76
Fig. 6.8 Pressure Propagation at test load 35,800 lb .....	77
Fig. 6.9 Time history of average vertical velocity .....	77
Fig. 6.10 Peak vertical velocity vs stand-off .....	78
Fig. 6.11 Peak athwartship velocity vs stand-off .....	79
Fig. 6.12 Peak fore and aft velocity vs stand-off .....	79
Fig. 6.13 Shock analysis model of a double-resiliently mounted air compressor .....	81



Fig. 6.14 Time history of base shock motions and Force-deflection curve of '2K MOUNT' .....	82
Fig. 6.15 Comparison of relative displacement of Body 2's center of gravity in vertical direction .....	84
Fig. 6.16 Comparison of absolute acceleration of Body 2's center of gravity in vertical direction .....	84
Fig. 6.17 Connected Module for the Cruise Propulsion Unit .....	86
Fig. 6.18 Force-deflection curve of resilient mount and shock buffer .....	86
Fig. 6.19 Finite element mesh of SFSP and surrounding fluids .....	87
Fig. 6.20 Comparison of relative displacement of the main engine module's center of gravity in vertical direction .....	88
Fig. 6.21 Comparison of absolute acceleration of the main engine module's center of gravity in vertical direction .....	88

# **Underwater Shock Response Analysis of Floating Structures considering Effects of Cavitation**

*Kweon, Jung-Il*

*Department of Ocean Systems Engineering  
Graduate School, Korea Maritime University*

## **Abstract**

Surface ship structure and shipboard equipments must be designed to withstand severe shock excitations induced by underwater explosion. The ship shock test/trials identify the design and construction deficiencies giving a serious negative effect on the survivability of ship, equipment and crew, and also validate the shock hardening criteria and performance. Unfortunately, the ship shock trials are very time consuming and expensive. With the advent and ongoing advances in simulation capabilities and sophisticated simulation tools, numerical modeling and simulation has become a viable, less costly alternative as well as more reliable aids to ship shock test/trials.

Surface ship shock simulation under underwater explosion is generally complicated by free surface effects, such as bulk cavitation, local cavitation and cavitation closure pulses, in addition to the complex fluid-structure interaction phenomena and the complicated dynamic behavior of the ship and shipboard equipments. Shock response analysis of a floating surface ship could be performed using a large scale finite element model of a coupled ship and surrounding fluid using LS-DYNA/USA code considering the effects of cavitation.

In this paper, the effects of bulk cavitation and fluid mesh size were investigated on the shock response of floating structure using both LS/DYNA3D and LS-DYNA/USA and on its reliable shock response under underwater explosion, respectively at the first step. The shock responses of the MIL-S-901D SFSP (Standard Floating Shock Platform) under underwater explosion were analyzed using LS-DYNA/USA, where surrounding fluids as well as the SFSP were included in 3-dimensional finite element model for the

consideration of bulk cavitation effects. Through the numerical simulations, the nonlinear effects of the resilient mounts and flexibilities of the SFSP were also investigated on the shock response characteristics of the equipments, whose results were compared with NRL test results.

It might be confirmed that the simulation results could predict the shock behaviors of the SFSP accurately, and that the shock responses of complex structure–foundation–equipments interaction could be applied to the whole ship analysis effectively.

## 1. 서 론

함정의 생존성(survivability) 확보 측면에서 예상되는 적의 수중폭발(UNDEX : underwater explosion) 공격에 대한 대상함의 취약성(vulnerability) 평가는 함정 설계 시 고려되어야 할 가장 중요한 사항중의 하나이다. 미국해군의 경우 내충격 안전성이 요구되는 새로운 등급의 모든 수상함 개발에 있어서 시제함에 대하여 실선충격시험(ship shock trial)을 통한 수중폭발 충격에 대한 취약성 평가를 수행할 것을 의무화하고 있다. 그러나 실선충격시험을 수행하기 위해서는 막대한 비용이 소요되며 시험 특성상 재시험이 거의 불가능하고 환경영향의 최소화를 위한 과도한 과외비용 지출 등의 많은 현실적 어려움이 있다.

미국해군을 비롯한 선진 해군국가에서는 90년대 들어오면서 전산기 환경의 급격한 발전과 고도의 충격응답 수치 시뮬레이션 도구의 개발에 발맞춰 실선충격시험의 보조자로서 궁극적으로는 실선충격시험을 대체할 수 있을 정도로 정확한 충격응답 수치 시뮬레이션 기술개발에 대한 연구가 활발히 수행되고 있다. 수중폭발에 의한 함정의 선체구조 및 탑재장비의 내충격 설계기술은 국방관련 기술임으로 선진국으로부터의 기술 이전 및 습득이 거의 불가능하기 때문에 독자적인 기술개발이 불가피하다. 이를 위해서는 첨단 시뮬레이션 전산기 환경 및 도구 구축, 시뮬레이션 모델링 기법의 고도화, 모형 및 실선충격시험 결과와의 비교를 통한 시뮬레이션 결과의 신뢰성 검증 등의 심도 있는 연구의 수행이 절실하다.

수상함과 같은 부유체 구조물의 수중폭발 충격파에 의한 충격응답해석을 보다 정확하게 수행하기 위해서는 충격파의 전파 시 인장 반사파(rarefaction wave)에 의해 자유수면과 접수 구조표면에서 각각 발생하는 광역 캐비테이션(bulk cavitation)과 선각 캐비테이션(hull cavitation) 현상을 고려하여야 한다. 캐비테이션이 발생하면 순간적으로 유체와 구조가 분리되기 때문에 수중폭발에 의한 유체-구조 상호작용을 접수 구조표면에 국한하여 취급하는 이중점근근사(DAA : Doubly Asymptotic Approximation) 방법[1]을 원칙적으로는 적용할 수 없다. 이러한 캐비테이션 발생문제를 비교적 정확하게 취급하기 위한 한 방법으로서 Felippa 등은 캐비테이션이 일어나는 유체영역에 대해서는 변위포텐셜에 기초한 유한체적요소로 이산화하고, 이산화 된 경계면을 DAA 경계면으로 취하고 나머지 유체 영역의 영향을 고려하는 방법을 제시하였다[2]. 이에 근거하여 CFA(Cavitating Fluid Analyser) code를 개발하여 비교적 단순한 수학적 모델에 대해 그 유용성을 검증하였다. 그러나 당시의 전산기 환경으로 인하여 수상함과 같은 실제 구조물에 적용은 거의 불가능하였다.

90년대 중반부터 전산기 환경의 급속한 발전과 함께 explicit hydrocode인

LS/DYNA3D[3]와 앞에서 언급한 CFA code 및 DAA code인 USA(Underwater Shock Analysis) code를 연계한 LS-DYNA/USA[4]의 개발을 통해 수상함 충격응답 해석의 새로운 계기를 마련하게 되었다. 미국해군의 경우 NAVSEA(NAVal SEA system command)의 주관 하에 수행한 DDG53의 실선충격시험을 LS-DYNA/USA을 이용한 수치 시뮬레이션 결과와의 비교를 통하여 수치 시뮬레이션의 해석 및 code의 유용성을 검증하였다[5]. 국내에서도 충격응답 해석 고도화의 일환으로 현재 건조 중이거나 설계 중인 함정의 충격응답 해석에 LS-DYNA/USA를 활용하고 있다[6~8]. 실선충격시험 등이 불가능한 함정의 탑재장비에 대해서 미국해군의 탑재장비 내충격 설계검증을 위한 표준 해석방법인 DDAM(Dynamic Design Analysis Method)[9,10] 해석을 통한 접근 방법이 많이 사용되고 있지만, 이 방법은 대상장비의 충격응답이 선형이고 탄성한도 내에 있다는 가정 하에서 개발된 방법이므로 이러한 수중 폭발 공격에 대해 선체구조와 탑재장비의 내충격 안전성에 대해 평가하기에는 여러 가지 적용에 어려움이 있다.

본 논문에서는 내충격 안전성과 함정의 생존성을 확보하기 위하여 함정 선체구조 및 탑재장비의 연성효과를 규명함으로써 함정의 선체구조와 탑재장비의 내충격 성능을 향상시키고, 나아가 전선(whole ship) 충격응답 해석에 직접 활용하기 위한 연구로써 다음과 같이 구성하였다. 제1장 서론에 이어 제2장에서는 수중폭발로 인한 개략적인 현상과 충격하중, 그리고 이로 인해 발생하는 경계면 효과에 대하여 간략히 살펴보고, 제3장에서는 현재 널리 사용되고 있는 대표적인 충격응답 수치 시뮬레이션 기법인 ALE(Arbitrary Lagrangian/Eulerian) 방법과 Hybrid 방법, 그리고 이들을 이용한 code들에 대하여 설명하고, 제4장과 제5장에서는 이들 code을 이용하여 캐비테이션을 고려한 수중폭발 충격응답 해석을 수행하였다. 그리고 지금까지 수행한 이러한 연구 결과를 종합한 실제 구조물 적용 연구로써 제6장에서는 내충격 안전성 평가에 있어서 현재 국내에서 수행이 불가능한 MIL-S-901D[11] 중중량(heavy weight) 충격시험의 대안으로 LS-DYNA/USA를 이용하여 탄성마운트(resilient mount) 지지 장비시스템의 수치 해석 기법에 대하여 연구하여 실제 함정에 탑재되는 장비에 대하여 선체구조-받침대-장비의 연성(interaction) 효과를 고려한 수중폭발 충격응답 예측기법을 정립하였다.

## 2. 수중폭발 충격파에 의한 충격하중

### 2.1 수중폭발 현상

일반적으로 폭발이라는 현상은 Fig. 2.1과 같이 TNT와 같은 화학적으로 불안정한 물질이 외부 자극에 의해서 화학 반응을 일으키면서 안정한 상태를 찾아가면서 순간적인 고온과 고압의 가스로 분출시키는 일련의 화학반응 작용이다. 이러한 폭발 현상을 일으키는 물질은 그 주변 매질에 따라 상이한 반응으로 작용하게 되는데 특히 수중에서 이러한 폭발 현상이 발생하면 고온·고압의 가스구체(gas bubble)의 생성과 급작스런 에너지의 방출을 통하여 주위의 물에 교란을 일으킨다. 이 경우 상당한 물의 파괴변화가 생기고 압축성 유동이 발생한다. 수중폭발에 의하여 발생된 교란은 폭발원 근방에서는 음속의 3~5배의 속도로, 그러나 어느 정도 거리를 통과하면서 대략 음속으로 물 속을 구상파(spherical wave)의 형태로 전파해 가는데 이를 충격파(shock wave)라 한다. 충격파는 백색 스펙트럼(white spectrum)을 갖는 충격하중으로 선체에 작용하여 고차모드의 과도응답(transient responses)을 발생시키며, 심한 경우 선체 국부구조 및 주요 탑재장비에 치명적인 손상을 입히게 된다.

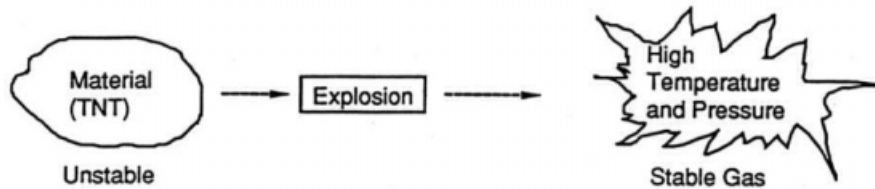


Fig. 2.1 Sequence of explosion events

충격파가 전파해 가는 동안 폭발 시 생성된 가스구체는 주위 수압에 대해 주기적인 팽창·수축의 맥동(pulsating) 운동과 부력에 의해 수직상승(migration) 운동을 하며, 이 맥동 운동의 각 주기마다 최소크기가 되는 시점에서 붕괴되며 이 때 가스구체 압력파(bubble pulse)를 반복적으로 발생시킨다. 가스구체의 맥동 주기가 통상 함정 선체거더 상하방향 저차 고유주기와 비슷하기 때문에 가스구체 압력파는 함정 선체거더의 상하방향 보거동 운동 즉, 휘핑(whipping)을 유발시키며, 심한 경우 과도한 휘핑 굽힘모멘트로 인하여 함정 선체는 종강도를 상실할 수 있다.

Fig. 2.2는 폭발원으로부터 일정거리 떨어진 임의의 한 점에서 수중폭발에 의한 유체압력과 폭발시 생성된 가스구체의 반경 및 수직상승 이동량의 시간이력을 개략적으로 보여주고 있다. Fig. 2.3은 수중폭발 시 자유수면 위에서 일어나는 물리

적 현상을 보여주고 있다. Fig. 2.4~2.6에서는 실선충격시험 장면을 보여 주고 있는데 수중폭발 직후 발생한 충격파가 먼저 수면에 도달하면 스프레이 돔(spray dome)이 형성되고, 이어서 가스구체 압력파가 수면에 도달하면 스프레이 돔을 관통하는 물기둥(plume)이 형성된다[12].

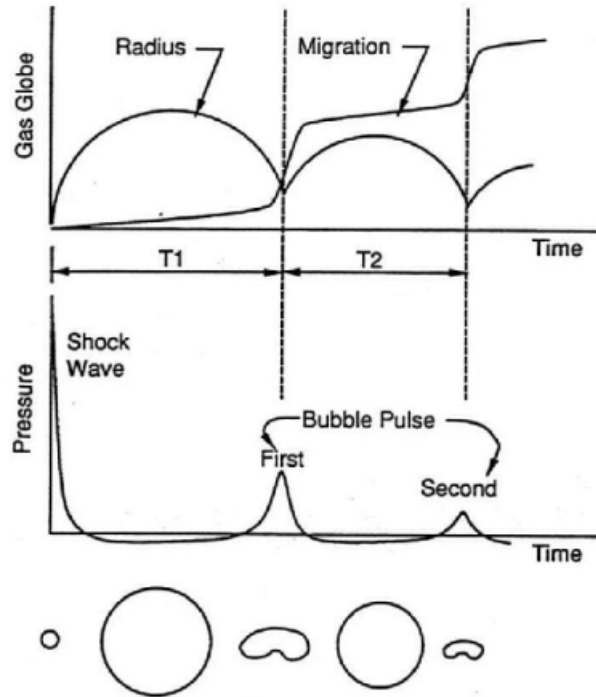


Fig. 2.2 Pulsation of gas bubble from UNDEX.

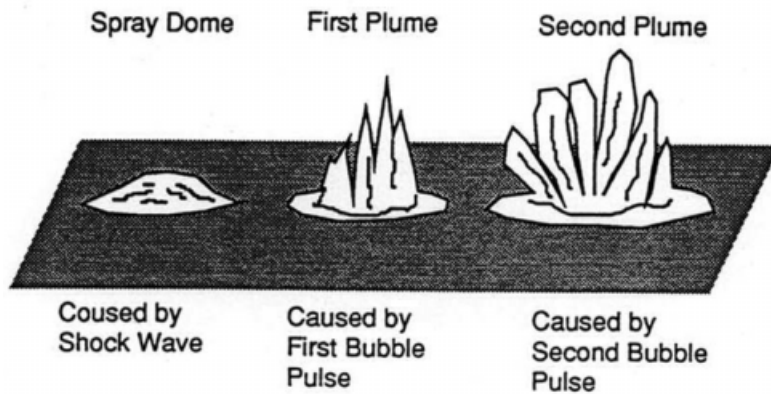


Fig. 2.3 Surface Phenomena



Fig. 2.4 Cruiser Ship Shock Trial (1982)



Fig. 2.5 USS OSPREY Ship Shock Trial (1995)



Fig. 2.6 USS MOBILE BAY Ship Shock Trial



## 2.2 무한수역 내의 충격파

폭발원으로부터 거리  $R$  만큼 떨어진 무한수역 내 임의의 한 점에서 충격파에 의한 유체압력의 시간이력은 Eq. (2.1) 및 Fig. 2.7과 같이 지수감소 함수의 형태로 나타낼 수 있다.

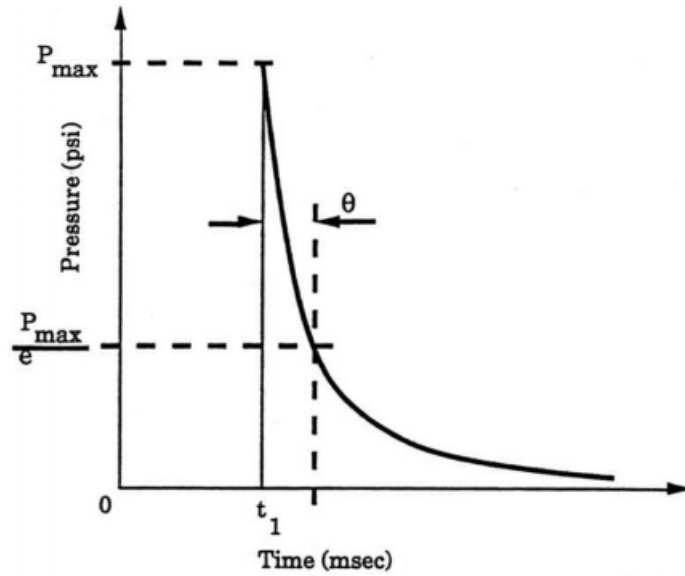


Fig. 2.7 Pressure profile of shock wave

$$P(t) = P_{\max} e^{-\frac{(t-t_1)}{\theta}}, \quad t \geq t_1 \quad (2.1)$$

여기서  $P_{\max}$  는 폭발 시의 최대압력,  $t_1$  은 폭발원으로부터 이 지점까지 충격파의 도달시간,  $\theta$  는 감쇠상수(decay constant)이다.  $P_{\max}$  및  $\theta$  는 폭약의 중량  $W(lb)$  및 폭발거리(stand-off)  $R(ft)$  의 함수로서 각각 Eq. (2.2) 및 Eq. (2.3)과 같이 주어진다.

$$P_{\max} = K_1 \left( \frac{W^{1/3}}{R} \right)^{A_1} \text{ (psi)} \quad (2.2)$$

$$\theta = K_2 W^{1/3} \left( \frac{W^{1/3}}{R} \right)^{A_2} \text{ (msec)} \quad (2.3)$$

여기서  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $A_1$ ,  $A_2$ 는 폭약의 종류에 따른 실험상수로서 Table 2.1에서와 같이 폭약마다 서로 다른 상수값을 가진다[13].

Table 2.1 Shock wave parameter

Shock wave parameters		Charge			
		HBX-1	TNT	PENTOLITE	NUKE
Maximum pressure ( $P_{max}$ )	K1	22,347.6	22,505.0	24,589.0	$4.38 \times 10^6$
	A1	1.144	1.180	1.194	1.180
Decay constant ( $\theta$ )	K2	0.056	0.058	0.052	2.274
	A2	-0.247	-0.185	-0.257	-0.220

충격파에 의한 물의 유동은 압축성이며 폭발원으로부터 일정거리를 통과하면서 음속으로 전파해감으로 음향파 이론에 의해 기술될 수 있다. 따라서 압력  $P(t)$ 를 갖고 구상파의 형태로 전파에 가는 충격파에 의한 물입자의 속도는 Eq. (2.4)와 같이 주어진다.

$$u(t) = \frac{P(t)}{\rho c} + \frac{1}{\rho R} \int_0^t p(t) dt \quad (2.4)$$

여기서  $\rho$ 는 물의 밀도,  $c$ 는 물 속에서의 음속이다.

### 2.3 경계면 효과

해저면 또는 자유수면 등과 같은 경계면과 선체 하부의 접수 구조표면의 경계면에 대하여 수중폭발로 인한 영향을 고려할 때 정확한 충격하중 산정을 위해서 이들 경계면들로 인해서 발생하는 캐비테이션 현상을 고려해야 한다. 특히, 수상함의 경우 정확한 충격응답 해석을 위해서는 자유수면에 의해 발생하는 유체영역의 광역 캐비테이션 영향을 반드시 고려해야 한다.

물에 비하여 공기의 임피던스(impedance)는 매우 작기 때문에 자유수면에 반사된 충격파는 반사되기 전의 압축파가 인장파로 그 성질이 바뀌면서 입사파와 서로 중첩된다. 이 때 자유수면 아래 유체압력은 급속히 감소하는데 이를 surface cut-off 현상이라고 한다[14]. Fig. 2.8에서와 같이 cut-off 시 자유수면 하에서는 위치에 따라 전체 압력이 기화압력보다 낮아 질 수 있다. Fig. 2.9에서와 같이 자유수면 하부에서는 압축파와 인장파의 작용에 의해 압력이 공동압으로 떨어지는

부분이 넓게 분포하게 되며 이를 광역 캐비테이션이라 한다.

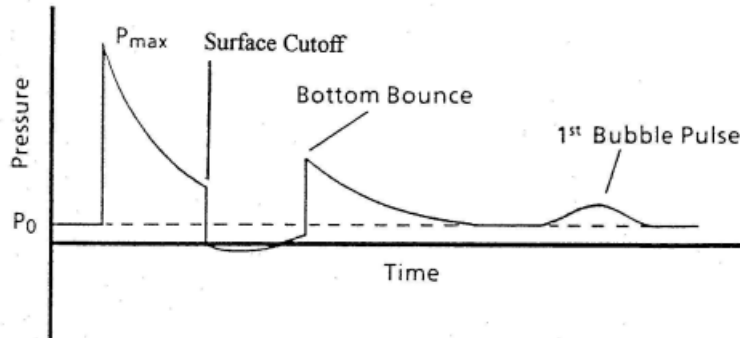


Fig. 2.8 Shock wave pressure profile with surface cut-off

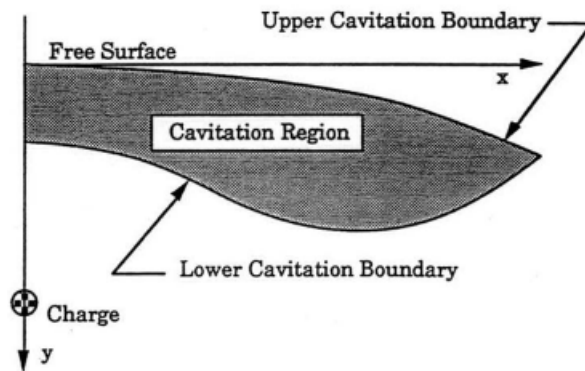


Fig. 2.9 Bulk cavitation regions under UNDEX

선체외관에 충격파가 도달하면 이 경우에도 음압을 갖는 인장 반사파가 발생하여 선체외관 주위에 국부적인 선각 캐비테이션이 발생할 수 있다. 이러한 캐비테이션이 발생하면 유체와 구조가 순간적으로 분리되며, 캐비테이션이 끝나는 시점에서 폐쇄 압력과(closing pulse)가 발생하여 또 다른 충격하중으로 선체구조에 작용하게 된다.

### 2.3.1 자유수면 효과에 의한 광역 캐비테이션

광역 캐비테이션의 상부경계(upper cavitation boundary) 영역은 Fig. 2.8과 같이 surface cut-off 시 자유수면 아래 임의의 지점의 전체압력  $P_T$ 는 캐비테이션 발생 압력이 된다는 조건으로부터 Eq. (2.5)와 같이 구할 수 있다[14]. 그리고 광역

캐비테이션의 하부경계(lower cavitation boundary)에 대한 조건은 임의의 지점의 절대압력을 캐비테이션 압력으로 감소시키는 인장 반사파의 압력으로 정의되는 breaking pressure의 전파 특성을 고려함으로써 구할 수 있다. 다시 말하면 Fig. 2.8과 같이 캐비테이션 발생의 하부경계 상의 지점에서는 breaking pressure의 감소율과 절대압력의 감소율이 같아야 하며, 이 조건으로부터 하부경계에 대한 지배방정식을 Eq. (2.6)과 같이 얻을 수 있다[14].

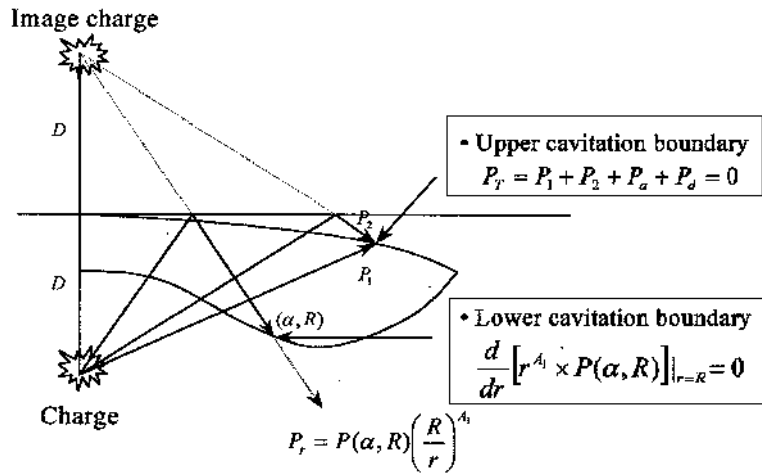


Fig. 2.10 Bulk cavitation envelope [14]

$$P_T = P_1 + P_a + P_d + P_2 = 0 \quad (2.5)$$

$$\frac{d}{dr} [P(\alpha, r) \left(\frac{R}{r}\right)^{A_1}]|_{r=R} = \frac{d}{dr} [r^{A_1} P(\alpha, r)]|_{r=R} = 0 \quad (2.6)$$

여기서

$P_1$  = 직접 입사충격파 압력(incident shock pressure)

$P_d$  = 정수압(hydrostatic pressure)

$P_a$  = 대기압 (≒ 14.7 psi) (atmospheric pressure)

$P_2$  = 인장 반사파 압력(rarefaction wave pressure)

광역 캐비테이션의 상부경계 및 하부경계에 대한 각각의 지배방정식 Eq. (2.5) 및 Eq. (2.6)를 다시 정리하면 각각 Eq. (2.7) 및 Eq. (2.8)과 같이 표현할 수 있다.

$$F(x, y) = K_1 \left( \frac{W^{1/3}}{r_1} \right)^{A_1} e^{-\frac{(r_2 - r_1)}{c\theta}} + P_a + \gamma y - K_1 \left( \frac{W^{1/3}}{r_2} \right)^{A_1} = 0 \quad (2.7)$$

$$G(x, y) = -\frac{P_i}{c\theta} \left[ 1 + \frac{r_2 - 2D \left( \frac{D+y}{r_2} \right)}{r_1} \left( \frac{A_2 r_2}{r_1} - A_2 - 1 \right) \right] - \frac{A_1 P_i}{r_1^2} \left[ r_2 - 2D \left( \frac{D+y}{r_2} \right) \right] + \gamma \left( \frac{D+y}{r_2} \right) + \frac{A_1}{r_2} (P_i + P_a + \gamma y) = 0 \quad (2.8)$$

여기서

$r_1 = \sqrt{(D-y)^2 + x^2}$  = stand-off distance from charge to a point

$r_2 = \sqrt{(D+y)^2 + x^2}$  = stand-off distance from image charge to a point

$P_i = K_1 \left( \frac{W^{1/3}}{R} \right)^{A_1} e^{-\frac{(r_2 - r_1)}{c\theta}}$

$\theta$  = 감쇠상수(decay constant)

$x, y$  = 임의점의 수평위치 및 수직깊이 (horizontal range, vertical depth)

$D$  = 폭발원 깊이(charge depth)

$\gamma$  = 물의 무게밀도(weight density of water)

위에서 유도한 두 경계에 대한 방정식을 바탕으로 여러 종류의 폭약과 위치에 따라 광역 캐비테이션에 대한 영역을 프로그램 Visual Basic을 이용하여 실제 TNT에 대한 광역 캐비테이션을 구하면 아래 Fig. 2.11과 같다.

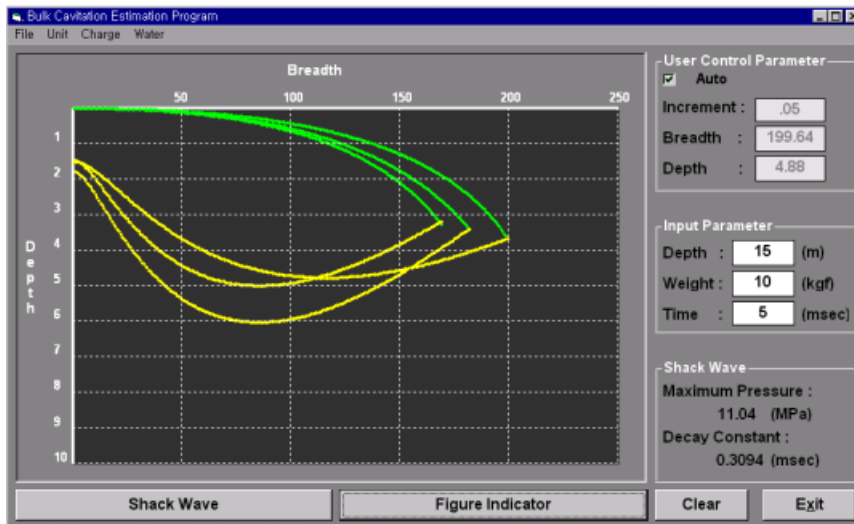


Fig. 2.11 Bulk cavitation envelope using program

이와 같이 프로그램하여 구현하면 폭약의 종류와 그 위치에 따른 광역 캐비테이션 영역 뿐 만 아니라 폭약이 위치한 곳에서 stand-off 거리만큼 떨어진 위치에서 구조물에 미치는 초기 입사 충격파의 크기와 감쇠계수 등 다양한 폭발 특성치를 함께 보여줌으로써 수중폭발로 인한 영향의 초기평가에 상당히 유용할 것으로 판단된다. 또한 여러 변수들이 가지는 영향을 한 번에 가시적으로 살펴볼 수 있으므로 실험이나 수치해석 시 시험을 위한 배치를 결정하는데도 도움을 줄 것이라고 여겨진다. 같은 위치에서 폭약의 중량이 클수록 그 폭은 일정하나 하부경계가 두꺼워지고, 같은 중량에 폭발원의 깊이가 커지면 캐비테이션 영역 폭이 넓어짐을 알 수 있다.

### 2.3.2 접수구조 표면에 의한 선각 캐비테이션

수중폭발 시 발생하는 압력파가 Fig. 2.12와 같이 선체외판 등과 같은 유연성 있는 경계면에 도달하게 되면 선체에 큰 동적 거동을 유발시키는 구조-유체간의 상호작용이 발생하게 된다. 이를 간단히 뉴턴 제2법칙으로 나타내면 다음과 같다 [15].

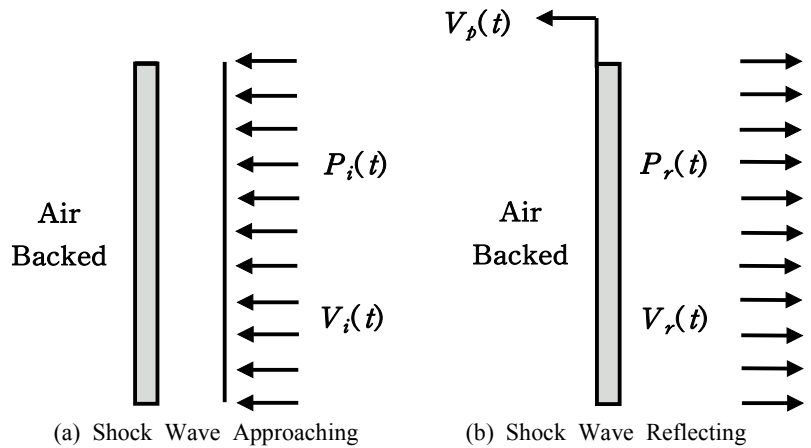


Fig. 2.12 Taylor plate subjected to plane wave

$$m \times \frac{dV_p}{dt} = P_r + P_i \quad (2.9)$$

여기서

$m$  = mass per unit area of air backed plate

$P_i(t)$  = incident plane shock wave

$P_r(t)$  = reflection wave of pressure

$V_p(t)$  = velocity of plate

이 때 air backed plate 주위의 유체입자가 입사파와 반사파에 의해서 움직이는 입자의 속도를 각각  $V_i(t)$  및  $V_r(t)$  이라고 한다면 이 판의 속도는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$V_p(t) = V_i(t) - V_r(t) \quad (2.10)$$

입사파  $P_i$ 와 반사파  $P_r$ 를 유체의 임피던스에 대한 정의에 따라 다음과 같이 바꿔 쓸 수 있다.

$$P_i = \rho c V_i, \quad P_r = \rho c V_r \quad (2.11)$$

폭약과 폭발거리에 따른 압력파를 지수형태의 함수로 표현하면 다음과 같다.

$$P_i(t) = P_{\max} e^{-\frac{t}{\theta}} \quad (2.12)$$

Eq. (2.11)를 Eq. (2.10)의 상관관계를 이용하여 압력과 형태의 방정식으로 유도하면 다음과 같다.

$$P_r = P_i - P_p = P_i - \rho c V_p = P_{\max} e^{-\frac{t}{\theta}} - \rho c V_p \quad (2.13)$$

이 식을 처음 유도한 기본방정식 Eq. (2.9)에 대입하여 정리하면 다음과 같은 1차 미분방정식 형태로 유도할 수 있다.

$$m \frac{dV_p}{dt} + \rho c V_p = 2P_{\max} e^{-\frac{t}{\theta}} \quad (2.14)$$

이 미분방정식을  $V_p$ 에 관하여 풀게되면 다음과 같다.

$$V_p = \frac{2P_{\max}\theta}{m(1-\beta)} [e^{-\frac{pt}{\theta}} - e^{-\frac{t}{\theta}}], \quad (t > 0) \quad (2.15)$$

여기서  $\beta = \rho c \theta / m$

이를 다시 판에 작용하는 전체 압력으로 유도하면 Eq. (2.16)과 같이 된다. 이와 같이  $\beta$  값이 커질수록 판의 상대적 중량이 적어 상당히 유연한 구조적 성질을 가지므로 같은 입사 충격파에 대하여도 매우 빠른 시간에 전체 압력이 기화 압력만큼 내려가서 판의 전면에 걸쳐 캐비테이션이 발생하게 된다. 이때 유체와 구조는 순간적으로 분리되면서 구조물은 최대 속도에 도달하게 된다.

$$P_i + P_r = P_{\max} \left[ \frac{2}{1-\beta} e^{-\frac{t}{\theta}} - \frac{2\beta}{1-\beta} e^{-\frac{pt}{\theta}} \right] \quad (2.16)$$



### 3. 캐비테이션을 고려한 수중폭발 충격응답 해석기법

수중폭발에 의한 충격응답 해석은 수중폭발에 의해 야기되는 서로 상이한 두 가지 충격하중 즉, 충격파와 가스구체 압력파에 의한 충격응답 특성은 일반적으로 별도로 구분하여 수행된다. 충격파에 의한 충격응답 해석은 선체구조의 충격손상 파악 및 주요 탑재장비 위치에서의 충격하중 산정 관점에서 수행되며, 가스구체 압력파에 의한 선체거더 휘핑응답 해석(whipping response analysis)은 종강도 안전성평가 관점에서 수행된다.

국내외에서 수중폭발 충격응답 수치 시뮬레이션에 많이 사용되는 범용 code를 크게 두 가지로 대별하면 첫 번째는 hydrocode를 이용한 ALE 기법과 CLE(Coupled Lagrangian/Eulerian) 기법, 그리고 두 번째는 이중점근근사 방법을 연계한 방법인 Hybrid 기법이다. 후자의 Hybrid 기법을 사용한 code는 DAA 방법 [1]에 의거한 경계요소 code인 USA code[16]와 기존의 범용 유한요소 구조해석 code 또는 hydrocode를 연계 또는 통합한 code 등을 이른다.

#### 3.1 ALE 및 CLE 기법

수중폭발 충격응답 수치 시뮬레이션에 일반적으로 hydrocode를 많이 사용되고 있는데 이는 연속체 역학에 바탕을 두고 구조, 유체 및 유체-구조 연성의 동적, 비선형 거동을 해석하는 3차원 범용 explicit time integration code들로서 대표적으로 LS-DYNA3D[3], MSC/DYTRAN[17] 등이 90년대부터 많이 활용되기 시작하였다. 유체-구조 연성문제에는 대표적으로 ALE 기법과 흔히 General Coupling 방법이라고 불리는 CLE 기법 등이 있다[18].

CLE 기법은 Fig. 3.1 (a)와 같이 Eulerian 요소가 공간 내에 고정된 상태로 남아 있고 그것을 통해 재료의 유동은 Euler 방정식의 해에 근거하여 이동할 수 있는 CLE 알고리즘을 사용한다. 이는 Lagrangian과 Eulerian mesh가 서로 독립적이므로 Eulerian mesh는 해석 과정에서 변화하지 않고 Lagrangian 구조물에 덧붙여진 연성면(coupled surface)을 통해 상호작용이 일어난다. 따라서 연성면에서의 모델링 작업이 수월한 장점이 있는 반면에 연성면에 의하여 Eulerian 요소가 불규칙하게 잘려져 매우 작은 Eulerian 요소를 해석하기 위해 time step이 작아져서 해석 시간이 오래 걸리는 단점이 있다[18]. 이와는 달리 ALE 기법은 Fig. 3.1 (b)에서와 같이 유체와 구조물의 접촉 경계요소가 합병(merge)되어 Eulerian 요소가 그것을 통해 유동하는 재료와 관련되어 이동할 수 있는 ALE 알고리즘을 사용하는데 이

는 Lagrangian과 Eulerian mesh가 서로 종속적이므로 Eulerian mesh는 해석 과정에서 Lagrangian 구조물에 따라 움직인다. 따라서 연성면에서의 모델링 작업은 형상이 복잡할수록 어려운 단점이 있는 반면에 모델링 작업 시 Eulerian 요소를 적당한 크기로 정렬시킴으로서 해석 시간이 CLE 방법에 비해 상당히 감소하는 장점이 있다.

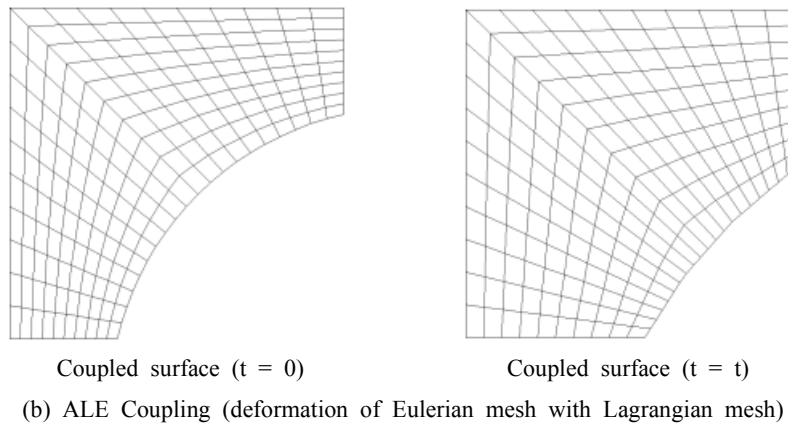
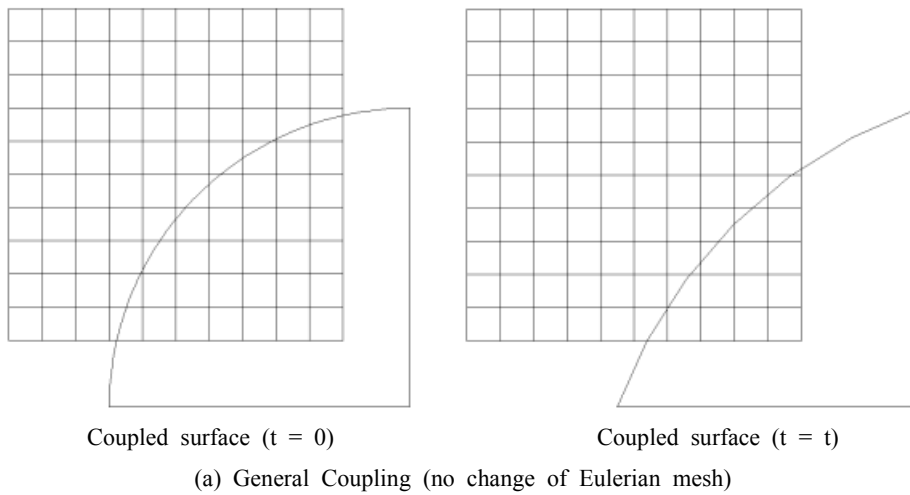


Fig. 3.1 Comparison of General Coupling and ALE Coupling methods

ALE 및 CLE 기법을 사용하는 hydrocode들은 폭발현상, 충격파 전파, 캐비테이션 및 3차원 가스구체의 거동(bubble collapse, bubble jet) 등을 모두 고려할 수 있다. 국내에서는 이들 hydrocode들을 주로 선박·해양구조물의 충돌해석에 사용해 왔으며 최근에 수중폭발 충격응답 해석에 대한 기초적인 연구가 시작되었다

[19,20]. DAA 연계 code와는 달리 사용상의 편리함과 code 구입시 비용을 절감할 수 있으나 선체와 같은 대형 복합구조계에 대하여 유체를 포함한 원거리 3차원 전선 수중폭발 충격응답 해석을 수행하기에는 현재의 전산기 환경에서는 엄청난 시간과 노력이 요구된다고 할 수 있다.

### 3.2 Hybrid 기법

충격파를 받는 선체구조는 충격파가 작용하는 초기시간 영역에서는 고차모드의 선체구조 과도응답(transient response)이 유체를 교란시켜 압축성 충격파를 발생시키고 과도응답이 사라진 비교적 후기시간 영역에서는 비압축성 조화파를 발생시키는 이중성을 갖는다. 선체 충격응답 해석을 위해서는 원칙적으로 유체-구조 상호작용의 초기경계치 문제로 취급하여야 하며 선체와 같이 대형 복합구조계에 대해서는 유체계와 구조계 각각을 유한요소로 분할하여 해석하는 수치해석 방법을 사용할 수 있다. 그러나 유한요소에 의해 선체와 같은 대형 구조물을 포함하는 유체영역의 이산화를 위해서는 가상경계조건의 설정 및 엄청난 해석자유도수 등의 많은 문제점이 있다.

이러한 문제점을 해결하기 위한 방법으로서 유체-구조 상호작용을 접수표면에 국한시켜 유체계와 구조계에 작용하는 힘의 관계를 근사시켜 구조계의 운동방정식과 병행하여 해석하는 방법을 생각할 수 있으며, 이러한 방법의 일환으로서 Geers가 제한한 이중점근근사 방법이 수중폭발 충격파에 의한 구조물의 충격응답 해석에 널리 사용되고 있다. DAA 방법은 충격파에 의한 초기시간영역에서 구조계의 과도응답에 의해 야기되는 유체영역의 산란파압(scattered wave pressure)을 평면파(plane wave) 효과로 근사시키고 과도응답이 사라진 후기시간영역에서의 조화응답에 의한 산란파압을 부가수 질량(virtual mass) 효과로 근사시킴으로써 두 극한 상황을 하나의 미분방정식으로 표현하여 모든 시간영역에서의 유체-구조 상호작용 문제를 접수구조표면의 문제로 축소시켰기 때문에 정확한해를 구하는데는 제한이 있으나 실제 공학적인, 특히 두 극한 상황에서의 유체-구조 상호작용에 의한 구조응답을 구하는데는 매우 유용한 근사해법임이 입증되었다.

수상함과 같은 부유체 구조물의 수중폭발 충격파에 의한 충격응답 해석을 보다 정확하게 수행하기 위해서는 자유수면과 접수 구조표면에서 각각 발생하는 광역 캐비테이션과 선각 캐비테이션 현상을 고려하여야 한다. 캐비테이션이 발생하면 순간적으로 유체와 구조가 분리되기 때문에 수중폭발에 의한 유체-구조 상호작용을 접수구조표면에 국한하여 취급하는 DAA 방법을 원칙적으로는 적용할 수 없다. 이러한 캐비테이션 발생문제를 비교적 정확하게 취급하기 위한 한 방법으로서

CFA code를 들 수 있다. 이 code는 캐비테이션이 일어나는 유체 영역에 대해서는 변위포텐셜에 기초한 유한체적요소로 이산화하고 이산화 된 경계면을 DAA 경계면으로 취해 나머지 유체 영역의 영향을 고려하는 방법에 의해 개발되었다[2].

90년대 중반부터 전산기 환경의 급속한 발전과 함께 explicit hydrocode인 LS/DYNA3D[3]와 앞에서 언급한 CFA code 및 DAA code인 USA code를 연계한 LS-DYNA/USA[4]의 개발을 통해 수상함 충격응답 해석의 새로운 계기를 마련하게 되었다. 미국해군의 경우 NAVSEA의 주관 하에 수행한 DDG53의 실선충격시험을 LS-DYNA/USA를 이용한 수치 시뮬레이션 결과와의 비교를 통하여 수치 시뮬레이션의 해석 및 code의 유용성을 검증하였다[5]. 국내에서도 충격응답 해석 고도화의 일환으로 현재 건조 중이거나 설계 중인 함정의 충격응답 해석에 LS-DYNA/USA를 활용하고 있다[6~8]. LS-DYNA/USA code 이외에도 USA code와 기존의 범용 유한요소 구조해석 code와 연계 또는 통합한 code들로서는 대표적으로 EPSA-II[21], FUSE/SRUE[21], USA/NASTRAN[21,22] 등이다.

LS-DYNA/USA code를 이용하여 캐비테이션을 고려한 부유체 구조물의 수중폭발 충격응답 해석을 위해 Fig. 3.2와 같이 3개의 연성계 즉, 구조계(S), 캐비테이션이 일어나는 유체영역(V)과 유체영역의 경계인 DAA 경계를 고려하고, 3개의 연성계의 지배방정식의 해를 구하기 위해 상호교환 해석방법(staggered solution scheme)을 사용한다[6].

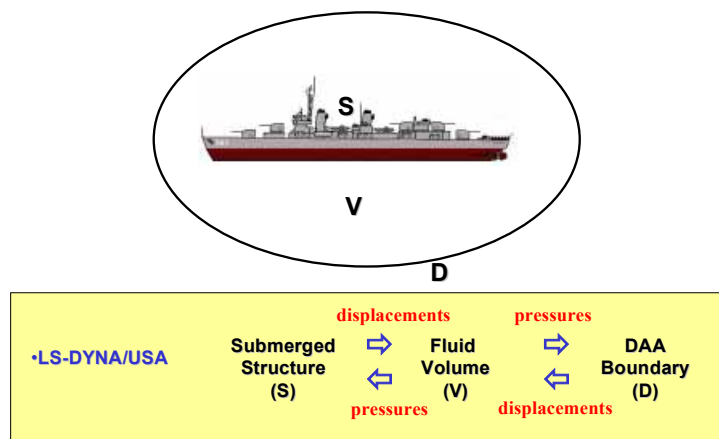


Fig. 3.2 Staggered solution scheme of LS-DYNA/USA code

유한요소로 이산화 된 구조계의 지배방정식을 다음과 같은 행렬형태로 표시할 수 있다.

$$M_s \ddot{x}^s + C_s \dot{x}^s + K_s x^s = -G_s A_s (p_I + p_S) \quad (3.1)$$

여기서  $M_s$ ,  $C_s$  및  $K_s$ 는 각각 구조계의 질량, 감쇠 및 강성행렬이고,  $x^s$ 는 구조계의 변위벡터, 그리고  $p_I$  및  $p_S$ 는 각각 기지의 입사 충격파에 의한 압력 및 미지의 산란파에 의한 압력이다.  $G_s$ 는 구조계의 접수표면 자유도를 유체계의 유한체적요소의 표면자유도로 변환하는 행렬이고  $A_s$ 는 구조계의 접수표면의 면적행렬이다.

캐비테이션을 고려하기 위해 캐비테이션이 일어난 유체영역은 거시적으로 균일하며, 캐비테이션 발생 시의 절대압력이 0이라고 가정하면 유체영역은 다음과 같은 구성방정식을 만족한다.

$$p = \begin{cases} p^H + c^2 s, & \text{if } s > -p^H/c^2 \\ 0, & \text{otherwise} \end{cases} \quad (3.2)$$

$$s = -\rho \nabla d = \nabla^2 \Psi$$

여기서  $p$  및  $p^H$ 는 각각 유체영역의 절대압력 및 정수압,  $\rho$  및  $c$ 는 각각 유체밀도 및 유체영역에서의 음속,  $d$ 는 유체입자의 정수압 변위에 대한 상대변위이고,  $s$  및  $\Psi$ 는 각각 densified relative condensation 및 변위포텐셜이다. 변위포텐셜을 미지변수로 하여 유한요소 정식화하면 유체영역에 대한 지배방정식을 다음과 같은 행렬형태로 나타낼 수 있다.

$$Qs + H\Psi = b \quad (3.3)$$

$$\dot{\Psi} = p - p^H$$

여기서  $Q$  및  $H$ 는 capacitance 및 reactance 행렬로서 구조계의 질량 및 강성행렬 역할을 한다.

한편,  $b$ 는 3개의 연성계의 경계면에서의 상호작용을 나타내는 벡터로서 다음과 같이 주어진다.

$$b = b_s + b_d \quad (3.4)$$

여기서  $b_s$  및  $b_d$ 는 각각 구조계 및 DAA 경계의 기여분으로써 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} b_s &= \rho A_s G_s^t x^s \\ b_d &= \rho A_d G_{dc} \Gamma_{dc} x^c \end{aligned} \quad (3.5)$$

여기서  $G_s$ ,  $A_s$  및  $x^s$ 는 Eq. (3.1)에서의 정의와 같고,  $G_{dc}$ ,  $A_d$  및  $x^c$ 는 접수구조요소와 유체유한요소의 경계면에서와 같은 의미의 유체유한요소와 DAA 경계요소의 경계면에서의 값이고,  $\Gamma_{dc}$ 는 DAA 경계요소의 법선방향 코사인(cosine) 행렬이다. 한편, Eq. (3.5)의 DAA 경계면에서의 변위  $x^c$ 는 다음과 같이 계산된다.

$$x^c = x^{cd} + x^{cs} \quad (3.6)$$

여기서  $x^{cd}$  및  $x^{cs}$ 는 각각 입사파 및 산란파의 기여분으로서 입사파가 구상파인 경우  $x^{cd}$ 는 Eq. (3.7)과 같이, 그리고  $x^{cs}$ 는 1차 이중점근근사 방법에 따라 Eq. (3.8)과 같이 계산된다.

$$\Gamma x^{cd} = \frac{1}{\rho c} \Gamma_f p^{*cd} + \frac{1}{\rho} R^{-1} \Gamma_f p^{**cd} \quad (3.7)$$

$$\Gamma x^{cs} = \frac{1}{\rho c} p^{*cs} + M_c^{-1} A_c p^{**cs} \quad (3.8)$$

여기서  $\Gamma_f$ 는 DDA 경계면에서 입사파 전파방향과 경계면 법선방향이 이루는 각의 코사인 행렬,  $R$ 은 폭약과 DAA 경계면의 최단거리 행렬,  $M_c$  및  $A_c$ 는 각각 DAA 경계면에서의 부가수질량 및 면적 행렬이고, (\*)은 시간적분을 나타낸다.

이상의 3개 연성계의 지배방정식의 해를 구하기 위해 상호교환 해석방법을 사용한다. 구조계 및 유체계의 해는 LS-DYNA3D에서, DAA 경계면의 해는 USA code에서 풀어간다. USA code는 Table 3.1과 같이 크게 3개의 모듈(module)로서 이루어져 있다. 구조계 및 유체계의 시간적분방법은 explicit method를 사용하고, DAA 경계면의 해는 implicit method를 사용한다. 한편 explicit method를 이용하여 유체계의 해를 구하기 때문에 부유체 구조물의 충격응답 해석에 있어서 안정된 해를 보장하기 위해서는 구조 접수표면과 만나는 유체 유한체적요소의 크기가 매우 중요하며,  $2\rho D / \rho_s t_s \leq 5$ 의 조건을 만족하여야 한다. 여기서  $D$ 는 유체의 유한

체적요소 길이,  $\rho$  는 유체밀도,  $\rho_s$  및  $t_s$ 는 각각 접수 구조계의 밀도 및 두께이다.

Table 3.1 Modules of USA code

FLUMAS	경계요소법에 의한 접수구조물의 부가질량 계산 모듈
AUGMAT	FLUMAS의 계산결과를 이용하여 1, 2차 DAA 방법으로 주어지는 상호교환 해석을 풀기 위한 augmented equation의 계수행렬을 계산하는 모듈
TIMINT	수중폭발에 의해 구조물에 작용하는 충격하중과 DAA 경계요소의 거동을 해석하는 모듈로서 연계된 해석 code와 상호연계하여 해석

이 code에서는 유체영역을 유한체적요소로 사용하는데 압력만을 변수로 하는 음파전달요소(acoustic element)로서 ALE 요소보다 계산시간을 상당히 단축시킨다. 그러나 USA code로 인하여 영국 상용단위계(in, sec, lb)만을 사용하여야 하며, 해석시간의 대부분을 DAA 경계요소(DAA boundary segment) 개수가 지배하므로 이들 요소의 사용 개수에 제한이 뒤따른다. LS/DYNA3D code가 비선형 code임으로 이 code는 수중폭발 충격하중에 대한 구조물의 비선형 충격응답 해석을 수행할 수 있다[6].

Fig. 3.3은 현재 건조 중인 한국형 차기 주력함의 전선 유한요소 모델링을 보여주고 있다. LS-DYNA/USA를 이용하여 수중폭발 충격응답 해석을 수행한 대표적인 실례로서 Fig. 3.4은 수중폭발로 인하여 유체에 작용하는 압력과의 전달과정과 이로 인한 선체의 응력분포를 시간이력을 통해 나타낸 것을 보여주고 있다.

이상 현재 널리 사용되고 있는 수중폭발 충격응답 수치 시뮬레이션 기법들에 대하여 간략히 살펴 보았다. 이와 같은 충격 응답 시뮬레이션 기법들은 이미 실선 충격 시험의 보조자로 설계 단계에서 대상함의 내충격 안전성 평가 수단, 실선 충격 시험 실시를 위한 사전 응답 예측 수단, 설계 기준 충격 세기보다 작은 크기로 실시되는 실선 충격 시험의 결과를 바탕으로 실제 충격 크기에서의 취약성 평가 수단, 그리고 실선 충격 시험을 통하여 반영된 수정 및 보완 방안과 다른 조선소에 의한 건조 과정에서 유발되는 차이점 등에 대한 검증 수단 등 그 필요성이 다양하게 또는 여러 목적을 가지고 증대되고 있는 실정이다.

하지만 충격 응답 수치 시뮬레이션이 실선 충격 시험을 대체하기에는 몇 가지 문제점이 있다. 첫째는 현재 전산기 환경 및 시뮬레이션 도구의 한계에 의한 해석 모델이 제한적일 수 밖에 없고 둘째는 탑재 장비의 손상 특성의 규명이 확립되어 있지 않기 때문에 현재의 수치 시뮬레이션으로는 탑재 장비의 손상을 정확히 예

측하는 것을 불가능하며 마지막으로 다른 수치 시뮬레이션 분야보다는 더욱 해석자의 경험 및 숙련도에 의존해야 하기 때문에 수치 시뮬레이션 결과의 신뢰성 제고가 부족한 실정이다.

이런 한계성에도 불구하고 모형 및 실선 충격시험 결과를 바탕으로 수치 해석의 신뢰성을 검증하는 등 수중 폭발 충격 응답 수치 시뮬레이션에 대하여 장기적인 투자와 연구가 이루어진다면 수중 폭발 충격 응답해석의 고도화된 수치 시뮬레이션 기술은 함정의 내충격 설계에 크게 도움을 줄 것으로 사료된다.

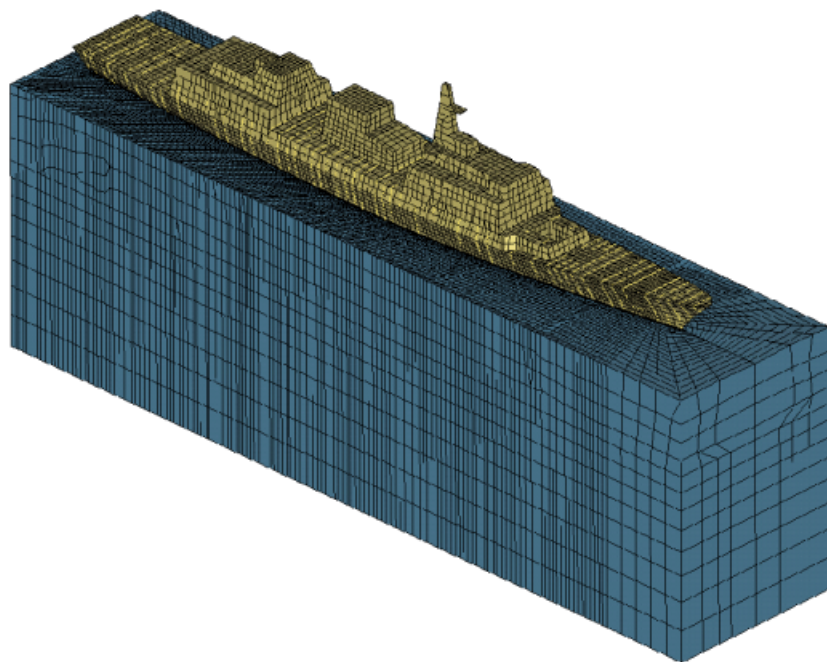
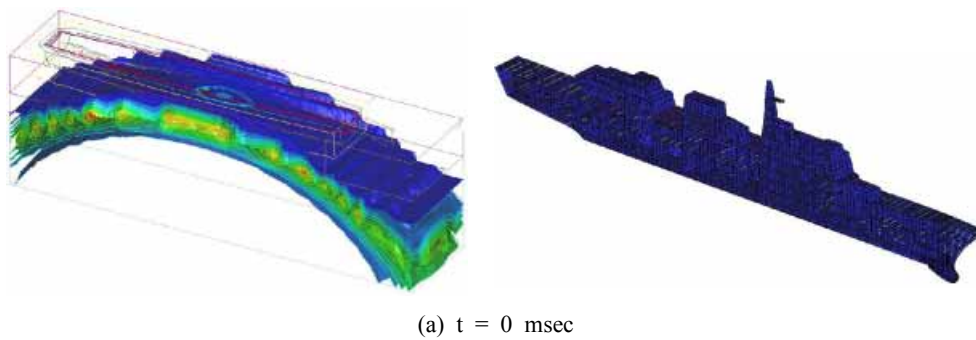


Fig. 3.3 Finite element mesh of KDX-II and surrounding fluids





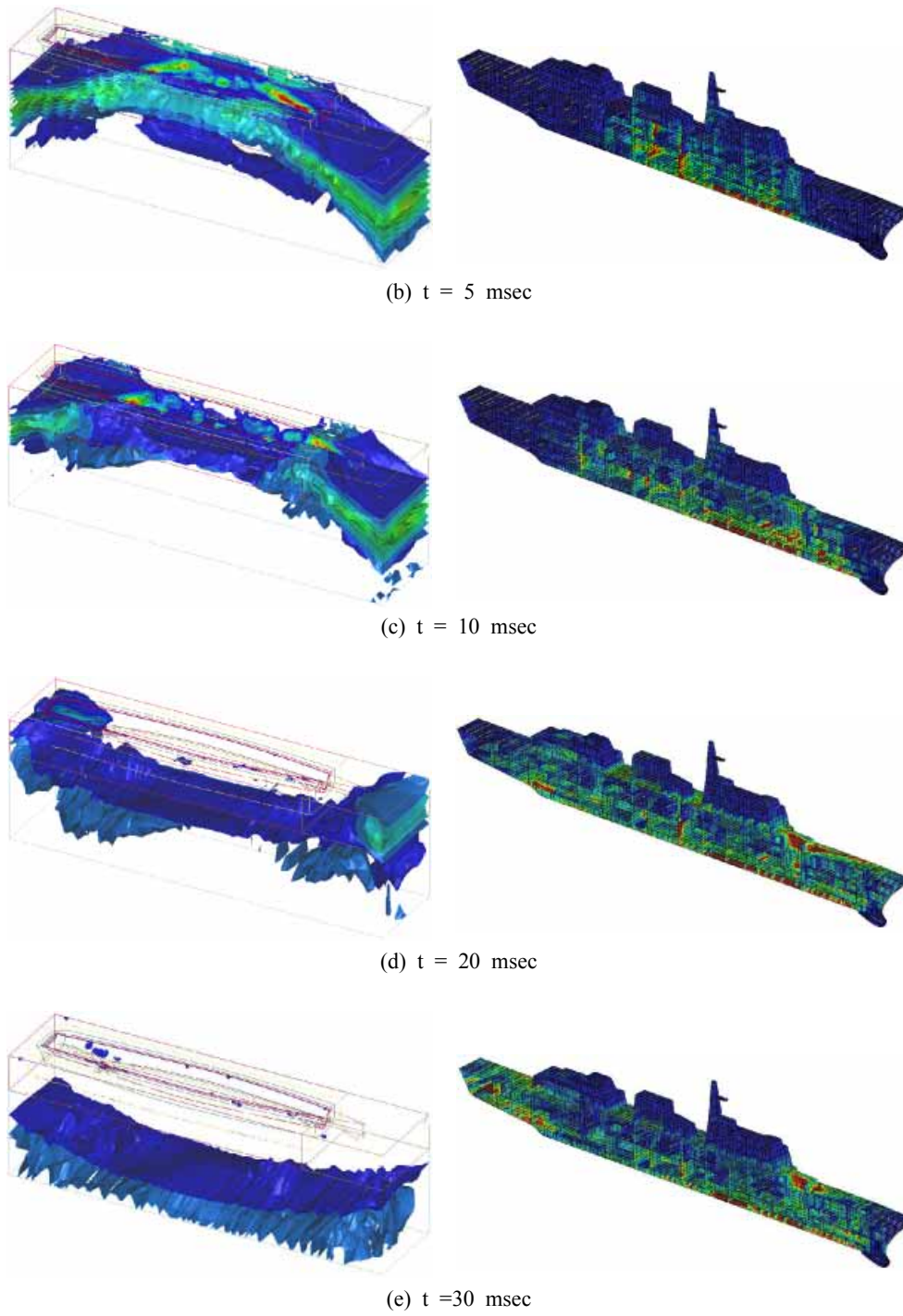


Fig. 3.4 Propagation of bulk cavitation bounds at water and stress at ship

## 4. ALE 기법을 이용한 광역 캐비테이션 현상 해석

자유표면 근처에 있는 부유체 구조물이 수중폭발에 의한 충격파의 작용을 받는 경우 광역 캐비테이션의 존재로 인해 수중에서와는 다른 응답을 보이게 된다. 수치 시뮬레이션의 관점에서 캐비테이션 영역이 발생하는 시간 동안에 부유체 구조물을 고려하지 않은 경우와 고려한 경우를 분리하여 캐비테이션의 영향을 가시적으로 살펴보고자 한다. 여기서는 수중폭발 시뮬레이션을 위해서 LS-DYNA3D를 이용하였고 유체-구조의 연성문제를 해결하기 위한 해석방법으로는 ALE 기법을 사용하였다. 수중폭발로 인한 광역 캐비테이션 현상의 발생 원인에 기초하여 ALE 기법이 가지는 자체 알고리즘을 이용하여 생성 조건을 인위적으로 구성하도록 하였다. 수중폭발로 인한 충격 압력파가 전파되도록 유체영역을 구성하고 임피던스의 차이에 의하여 유체로부터 전달된 충격파를 반사시키는 공기영역도 구성하였다. 이렇게 하여 두 경계면에 있어 유체와 공기의 물성치 차이로 인하여 자유수면이 형성되게 하였다.

### 4.1 자유수면에서의 광역 캐비테이션 현상 해석

여기서는 부유체 구조물을 고려하지 않고 단지 자유수면에서의 광역 캐비테이션의 현상만을 수치 시뮬레이션을 수행하였다. 폭약은 중량은 10kg과 20kg의 TNT를 사용하였고, 각각에 대하여 자유수면으로부터 10m와 15m 깊이에서 폭발하는 조건을 사용하였다. 수치 시뮬레이션을 위한 시나리오는 Table 4.1과 같고, 폭발 조건에 따른 광역 캐비테이션의 크기를 각 시나리오에 따라 도식하면 Fig. 4.1과 같다. 시나리오에 따른 광역 캐비테이션의 발생 영역의 상·하경계의 폭 방향이 발생 깊이에 비하여 매우 넓으므로 깊이에 비례하여 유체의 폭을 20m로 고정하여 광역 캐비테이션이 국부적으로 발생하는 모습을 살펴보기로 한다.

Table 4.1 Scenarios of underwater explosion

Cases	Charge (TNT)		Fluid Size		
	Weight (kg)	Depth (m)	Length (m)	Breadth (m)	Depth (m)
Case 1	10	10	5	20	10
Case 2	10	15	5	20	15
Case 3	20	10	5	20	10

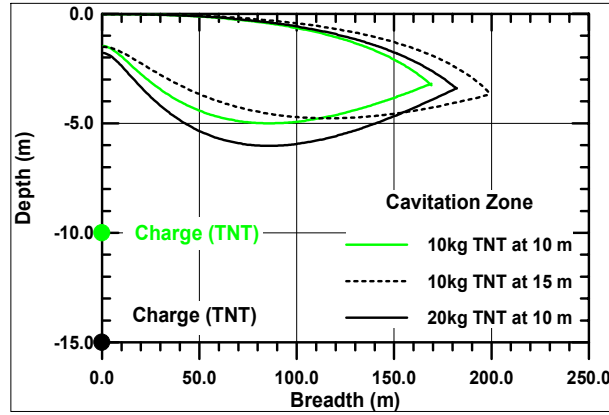


Fig. 4.1 Bulk cavitation bounds

LS/DYNA3D와 같은 hydrocode를 이용한 ALE 방법에서는 Eulerian 요소로 구성하는 폭약과 유체에 따라 각각의 고유한 특성을 표현할 수 있는 상태 방정식 (EOS : Equation Of State)을 사용한다[3]. 직접 폭약을 Eulerian 요소로 구성하는 기폭 해석에서는 여러 폭약의 종류에 따라 발생하는 기폭파의 압력을 Eq. (4.1)과 같은 Jones-Wilkins-Lee 상태 방정식(JWL EOS)을 사용한다[13].

$$P = A(1 - \omega\eta/R_1)e^{-R_1/\eta} + B(1 - \omega\eta/R_2)e^{-R_2/\eta} + \omega\eta\rho_o E \quad (4.1)$$

여기서  $\eta = \rho/\rho_o$ ,  $\rho_o$ 는 초기 밀도(initial density),  $E$ 는 단위 질량 당 비 내부에너지(specific internal energy per mass),  $d$ 는 기폭속도(detonation velocity), 그리고  $A, B, \omega, R_1, R_2$ 는 폭약상수(constants for the explosive)로써 다양한 실험 자료를 바탕으로 수치 해석에 적합하도록 그 값이 결정되어진 것이다.

또한 기폭 해석을 통하여 발생된 충격파 압력은 유체를 통하여 폭약의 근방에서는 대략 음속의 3~5배로, 어느 정도 거리라 떨어지게 되면 음속으로 진행된다 [12]. 이러한 충격파를 전달하는 청수나 해수는 전단 강도를 갖지 않는 압축성 유체로서 Eq. (4.2)와 Eq. (4.3)과 같은 다항식으로 표현되는 상태방정식을 이용한다[18].

Compressed state :

$$P = a_1\mu + a_2\mu^2 + a_3\mu^3 + (b_0\mu + b_1\mu^2 + b_2\mu^3)\rho_o E \quad (\mu > 0) \quad (4.2)$$

Expanded state :

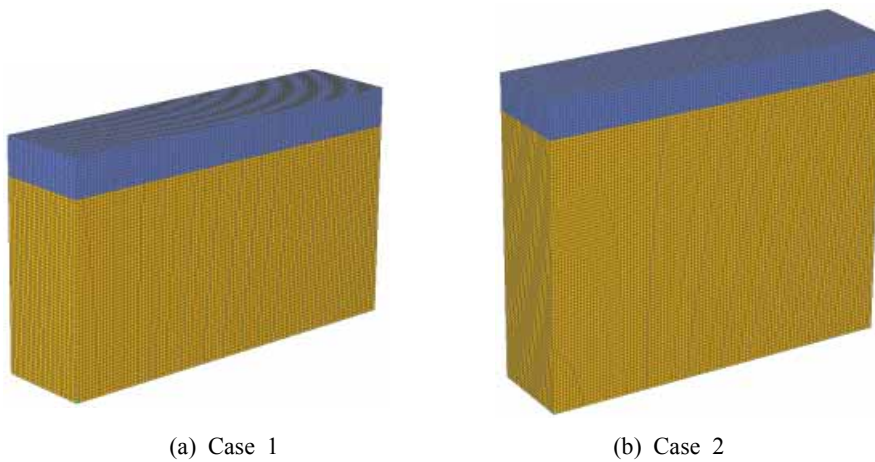
$$P = a_1\mu + (b_0\mu + b_1\mu^2)\rho_o E \quad (\mu < 0) \quad (4.3)$$

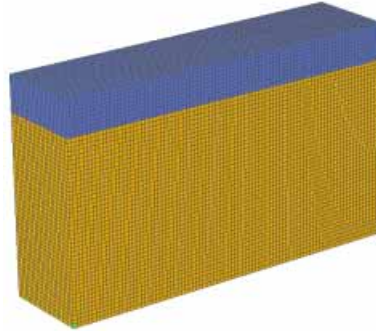
여기서  $\mu = (\rho - \rho_0) / \rho_0$ 는 음파 응축계수(acoustic condensation),  $a_1, a_2, a_3, b_0, b_1, b_2$ 는 유체상수(constants for the fluid)로써 폭약 상수와 마찬가지로 다양한 실험자료에 근거하여 수치해석에 적합하도록 주변 유체가 청수와 해수에 따라 구해진 값을 이용하였다. 폭약과 유체에 사용되는 상태방정식에 사용되는 상수들을 정리하면 Table 4.2와 같다[13].

Table 4.2 Parameters of EOS-JWL and linear polynomial of fresh water

TNT		Fresh Water ( $\mu < 0.8$ )	
$\rho_0$ (kg/m <sup>3</sup> )	1,630	$\rho_0$ (kg/m <sup>3</sup> )	1,000
A (Pa)	3.712E11	a1 (Pa)	2.002E9
B (Pa)	3.231E9	a2 (Pa)	8.432E9
$\omega$	0.30	a3 (Pa)	8.014E9
R1	4.15	b0	0.4934
R2	0.95	b1	1.3937
d (m/s)	6,930	b2	0.0000

Fig. 4.2에서는 ALE 기법으로 시나리오에 따라 Eulerian 요소로 구성된 유한 요소 모델링으로 광역 캐비테이션을 형성시키기 위하여 공기와 청수로써 구성하였다. 이는 hydrocode 자체적으로 가지는 알고리즘 특성상 광역 캐비테이션 현상을 고려하는 것이 불가능하므로 앞서 설명한 바와 같이 이론적인 광역 캐비테이션 발생 조건을 만들어 준 것이다. 이는 광역 캐비테이션 발생으로 인하여 초기 입사 충격파가 가지는 특성에 대한 고려 없이 직접적인 폭발로 인한 입사 충격파만을 고려할 때는 자유수면으로 인한 반사조건, 즉 공기 부분을 제거함으로써 구현할 수 있다.





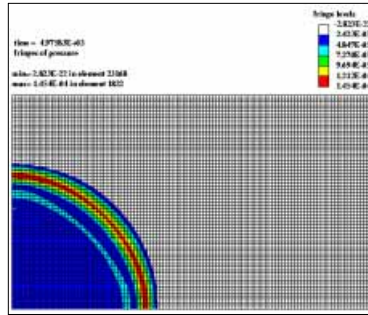
(c) Case 3

Fig. 4.2 Finite element mesh configuration for bulk cavitation

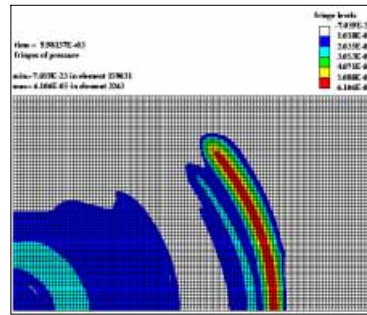
Fig. 4.3에서는 TNT 10 kg이 수심 10 m에서 폭발하였을 Case 1의 경우에 대하여 시간이력에 따라 유체에서 발생하는 압력 분포를 보여주고 있다. 10 msec 부근에서 입사된 충격파가 반사되는 것을 볼 수 있고, 이렇게 반사된 충격파가 압축파로 그 성질이 바뀌면서 초기 폭발에 대한 입사 충격파의 후부에 따르는 충격파와 만나면서 수면아래 약 2~3 m에 걸쳐서 넓게 광역 캐비테이션이 발생하는 것을 10 msec에서부터 약 50 msec까지 볼 수 있다. 발생한 캐비테이션은 약 55 msec부터는 닫히기 시작하면서 약 60 msec에서는 폐쇄 압력파가 발생하는 것을 가시적으로 볼 수 있다. 그리고 Fig. 4.4는 2장에서 설명하였던 이론에 근거하여 Case 1의 경우 발생하는 광역 캐비테이션과 폐쇄 지점을 나타낸 것으로 수치해석 결과와 상당히 잘 일치하는 것을 알 수 있다.

또한 자유 수면에서 유체 입자의 거동에 대한 유체-속도 이력에서는 Fig. 4.5에서도 알 수 있듯이 폭발로 인하여 입사 충격파가 자유수면에 도달하는 순간 유체의 순간적인 수직 상승속도(kick-off velocity)가 나타나고, 뒤이어 발생하는 광역 캐비테이션으로 인하여 속도가 갑작스럽게 감소하면서 다시 폐쇄 압력파의 작용으로 인하여 다시 한번 속도가 상승하는 것을 볼 수가 있다. 이와 같은 거동은 광역 캐비테이션이 발생하는 수심 부근 유체의 압력을 조사해도 같은 경향을 가지는 것을 알 수 있다. 압력-시간 이력에서는 입사 충격파의 작용으로 초기에 아주 급격한 압력 상승을 보여 주다가 캐비테이션 발생으로 인하여 압력은 대기압 아래로 떨어지고 다시 폐쇄 압력파의 작용으로 또 다른 충격파가 발생하는데 Fig. 4.6은 자유수면으로부터 깊이방향으로 이러한 경향을 보여주고 있다.

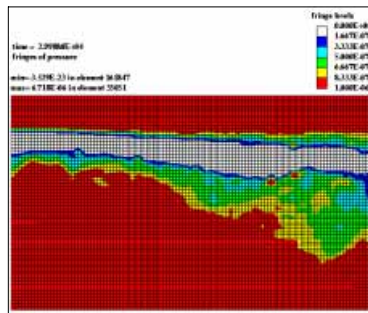
Case 2와 3의 각각 시간이력에 따라 유체에서 발생하는 압력 분포, 광역 캐비테이션의 발생 및 폐쇄 지점, 자유수면에의 물입자 속도, 자유수면으로부터 깊이방향으로의 압력의 시간이력 등의 수치 시물레이션의 결과는 Figs. 4.7~4.14에서와 같고, 각각의 특성은 Case 1과 상당히 유사함을 알 수 있었다.



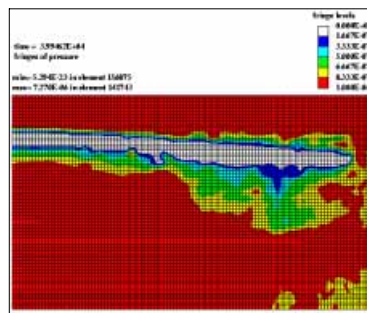
(a)  $t = 5$  msec



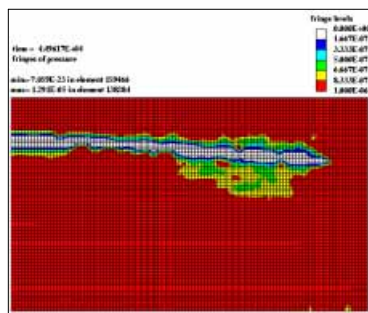
(b)  $t = 10$  msec



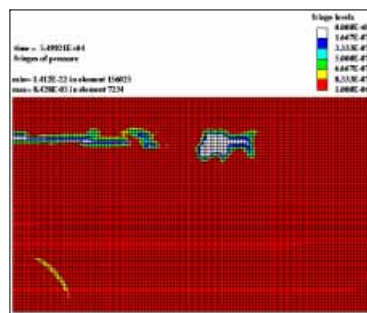
(c)  $t = 30$  msec



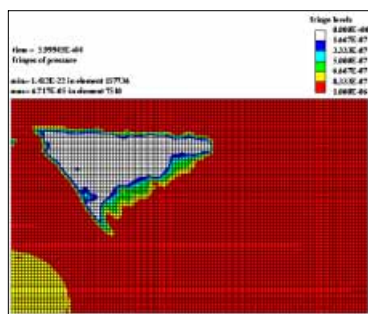
(d)  $t = 40$  msec



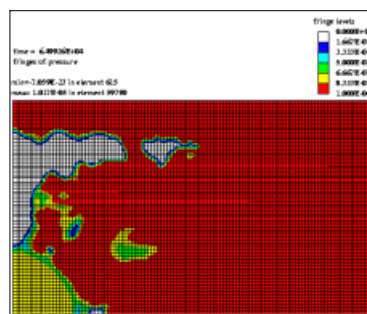
(e)  $t = 45$  msec



(f)  $t = 55$  msec



(g)  $t = 60$  msec



(h)  $t = 65$  msec

Fig. 4.3 Propagation of bulk cavitation bounds in Case 1



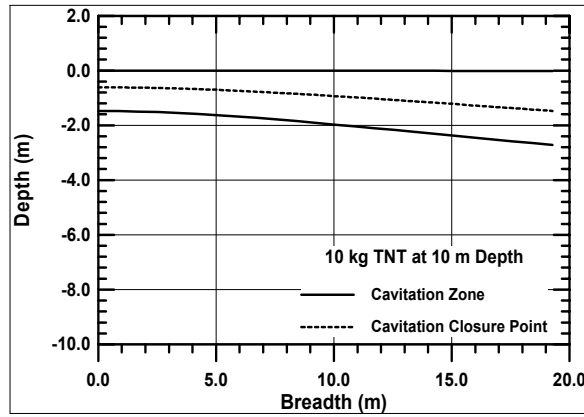


Fig. 4.4 Bulk cavitation bounds and closure depth in Case 1

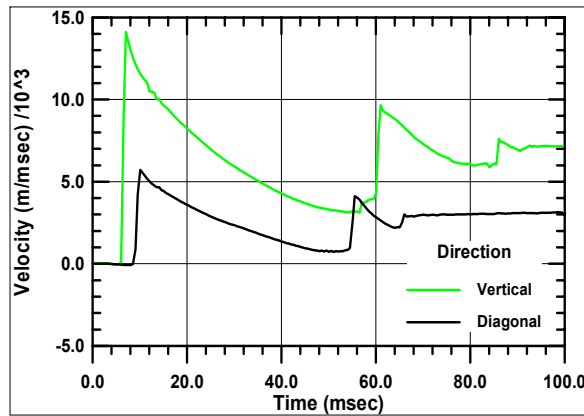


Fig. 4.5 Water particle velocity history at free surface in Case 1

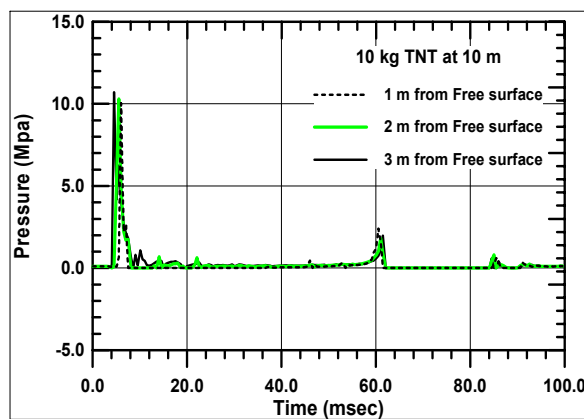
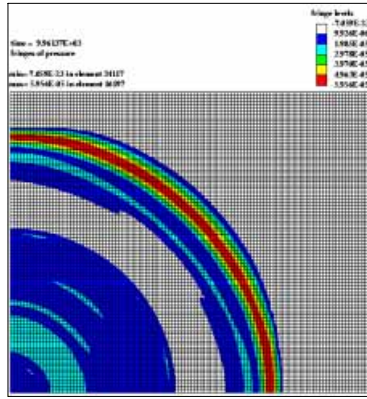
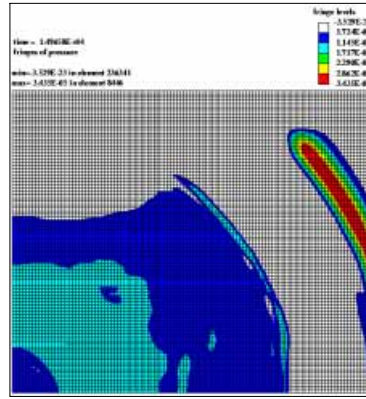


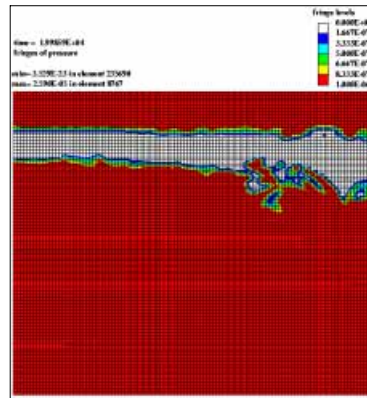
Fig. 4.6 Pressure history along the depth from free surface in Case 1



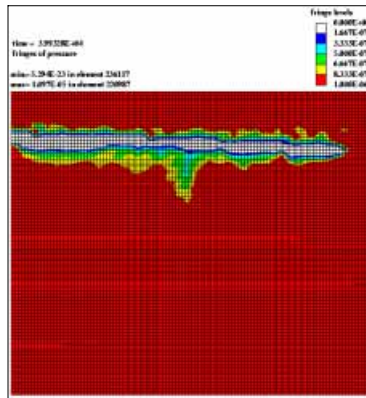
(a)  $t = 10$  msec



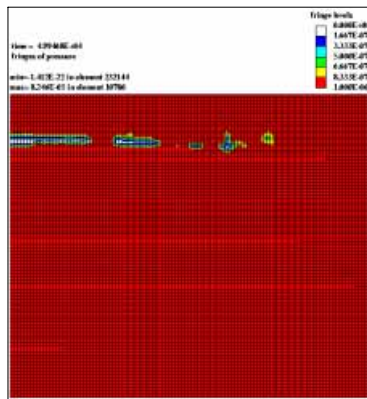
(b)  $t = 15$  msec



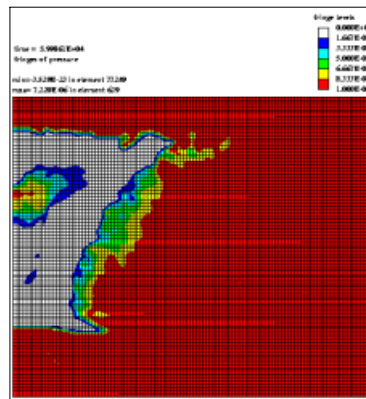
(c)  $t = 20$  msec



(d)  $t = 40$  msec



(e)  $t = 50$  msec



(f)  $t = 60$  msec

Fig. 4.7 Propagation of bulk cavitation bounds in Case 2



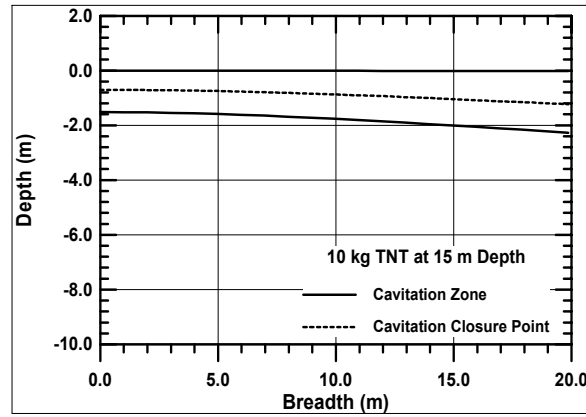


Fig. 4.8 Bulk cavitation bounds and closure depth in Case 2

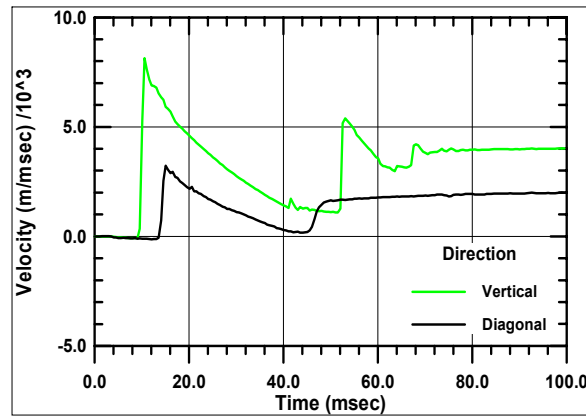


Fig. 4.9 Water particle velocity history at free surface in Case 2

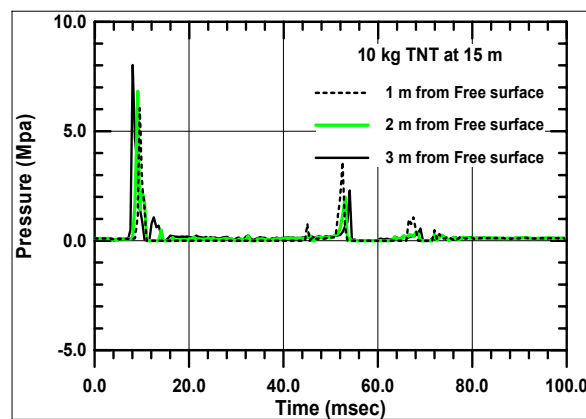
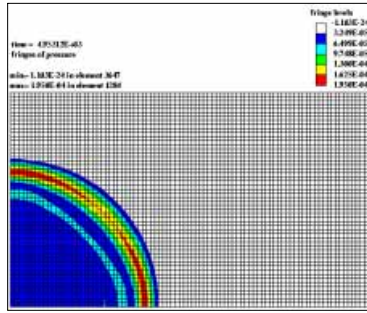
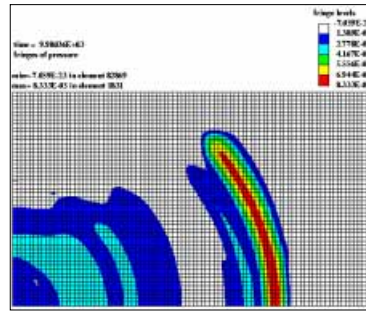


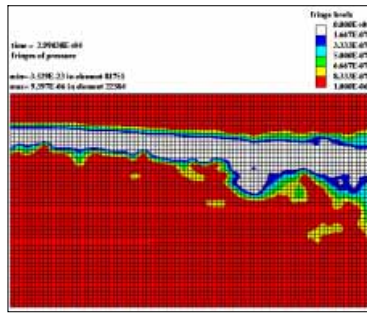
Fig. 4.10 Pressure history along the depth from free surface in Case 2



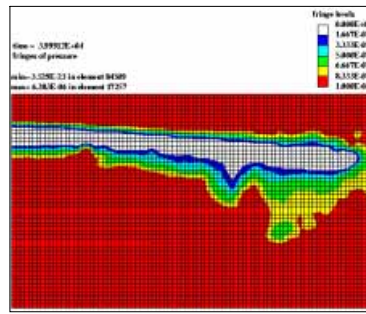
(a)  $t = 5$  msec



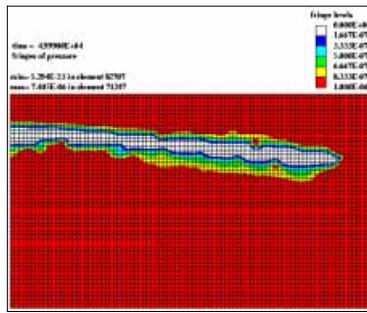
(b)  $t = 10$  msec



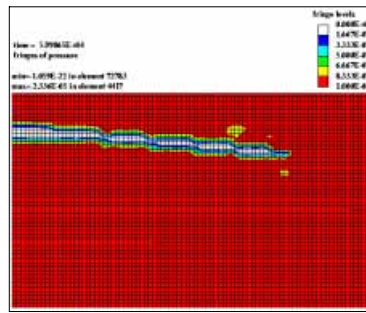
(c)  $t = 30$  msec



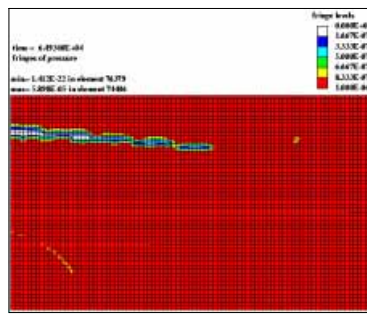
(d)  $t = 40$  msec



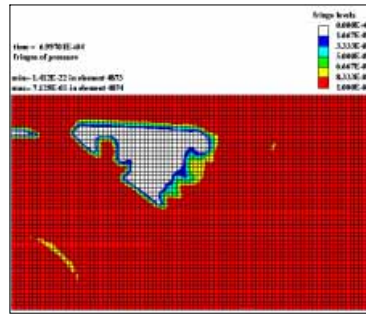
(e)  $t = 50$  msec



(f)  $t = 60$  msec



(g)  $t = 65$  msec



(h)  $t = 70$  msec

Fig. 4.11 Propagation of bulk cavitation bounds in Case 3

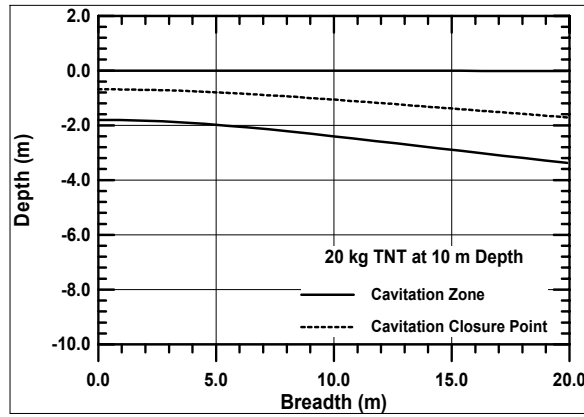


Fig. 4.12 Bulk cavitation bounds and closure depth in Case 3

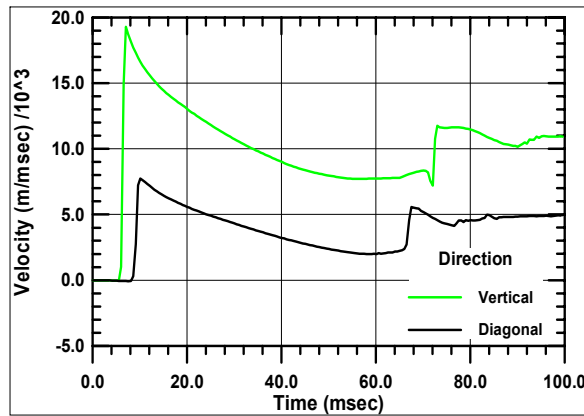


Fig. 4.13 Water particle velocity history at free surface in Case 3

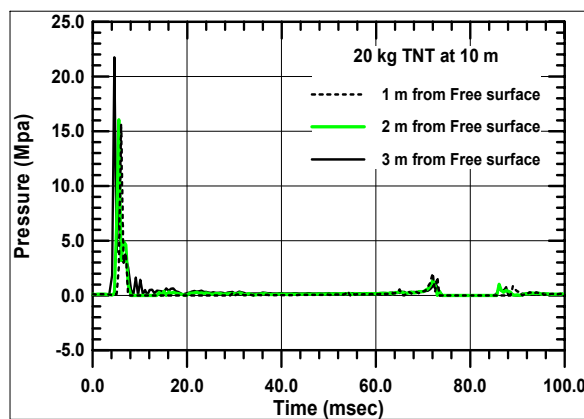


Fig. 4.14 Pressure history along the depth from free surface in Case 3

이상과 같이 광역 캐비테이션 현상은 수치 시뮬레이션을 수행한 모든 경우 Cases 1, 2, 3에서 발생하였고 그 각각의 특성은 상당히 유사함을 알 수 있었다. 다만 시나리오에 따른 폭약의 양과 폭발 수심에 따라 Fig. 4.15에서와 같이 압력의 발생 크기와 시간이 달라졌고, 폭발로 인한 광역 캐비테이션은 폭약의 양이 많아질수록 공동의 깊이가 깊어지고 폭발 수심이 깊어질수록 그 영역이 넓어지는 것을 이론과 같이 살펴 볼 수 있었다. 이에 따라 자유수면 상 유체입자의 거동도 Fig. 4.16과 같이 구별되었다.

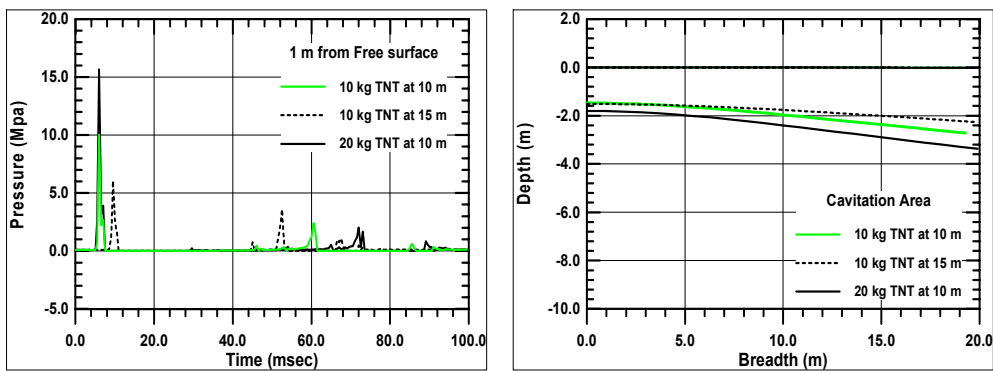
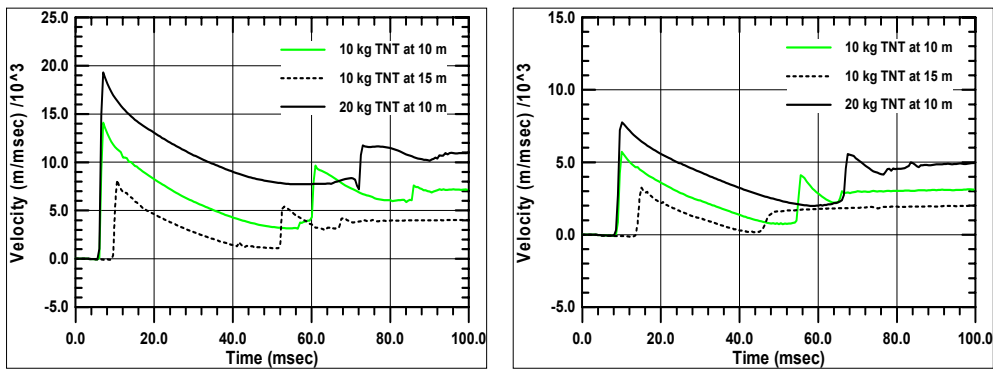


Fig. 4.15 Pressure history at 1m depth from free surface and bulk cavitation bounds



(a) vertical direction

(b) diagonal direction

Fig. 4.16 Water particle velocity history at free surface

## 4.2 부유체 구조물을 고려한 광역 캐비테이션 현상 해석

수중폭발로 인해 발생하는 광역 캐비테이션이 자유수면 상에 떠 있는 부유체 구조물에 미치는 영향을 좀더 자세히 살펴보기 위해서 hydrocode를 사용한 ALE 기

법을 이용하여 부유체 구조물에 미치는 그 영향을 알아보고자 하였다. 수치 시물레이션을 위한 배치는 Fig. 4.17과 같이 폭과 깊이 방향으로 10.0 m 떨어진 곳에 공업용 폭약인 Emulsion 10 kg을 사용하였으며, 부유체 구조물은 길이 10.5 m, 높이가 0.9 m인 간단한 상자형(box girder type)을 사용하였다.

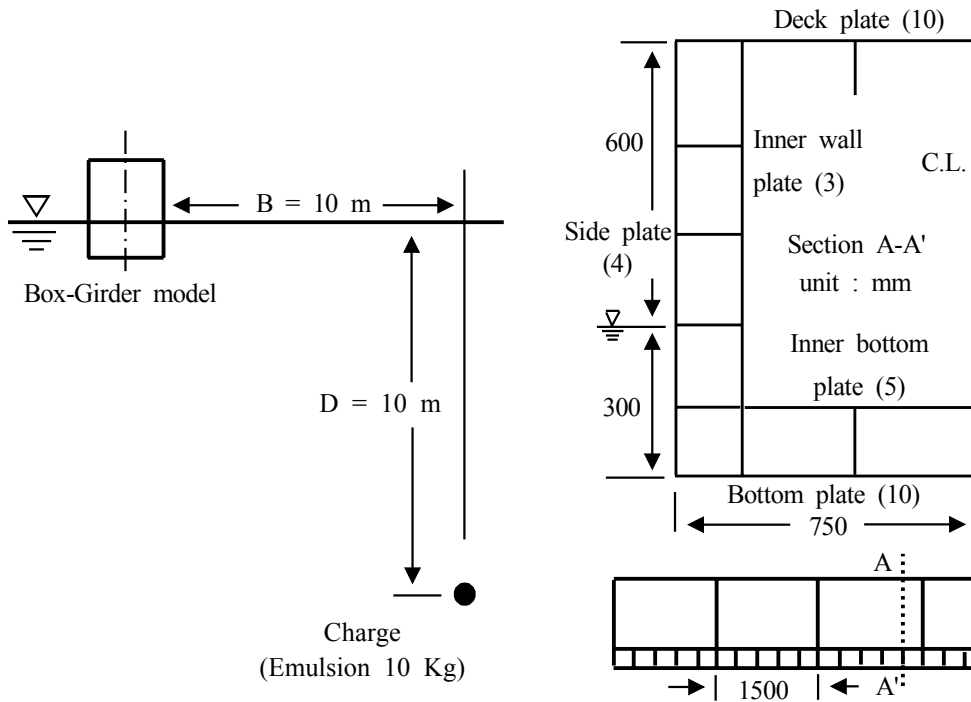


Fig. 4.17 Configuration of arrangement of Box-Girder under UNDEX

Fig. 4.18은 수치 시물레이션을 수행하기 위한 유한요소 모델링으로써 대칭 조건을 고려하여 유체영역의 모델링은 전체의 1/8을, 부유식 구조물은 1/2를 고려하였으며, 광역 캐비테이션을 고려한 모델과 그렇지 못한 모델의 차이는 반사파를 유도할 수 있는 공기 부분의 유무로 구별하여 모델링 하였다. Fig. 4.19는 상자형 부유체 구조물의 유한요소 모델을 보여주고 있으며, 수치 시물레이션에서 사용된 상태방정식의 상수는 Table 4.3에 요약되어 있다.

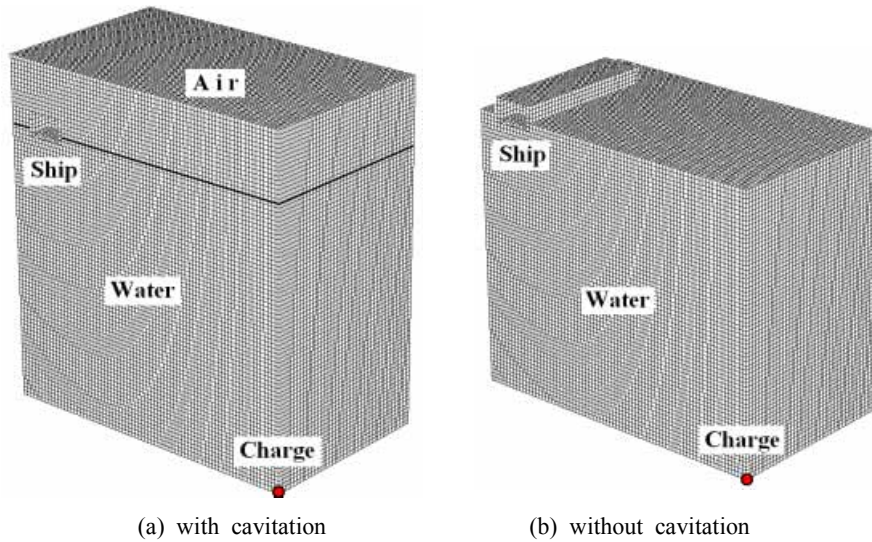


Fig. 4.18 Finite element mesh configuration of Box-Girder under UNDEX

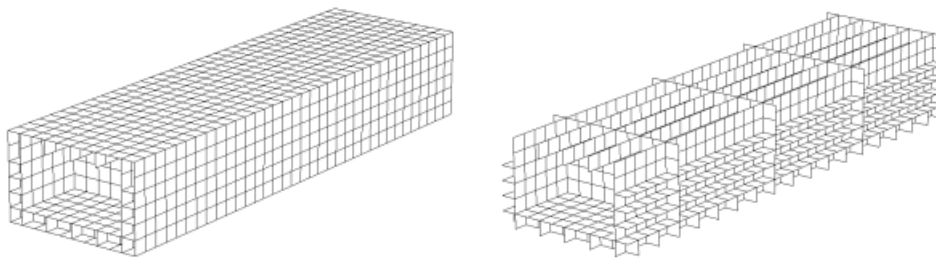


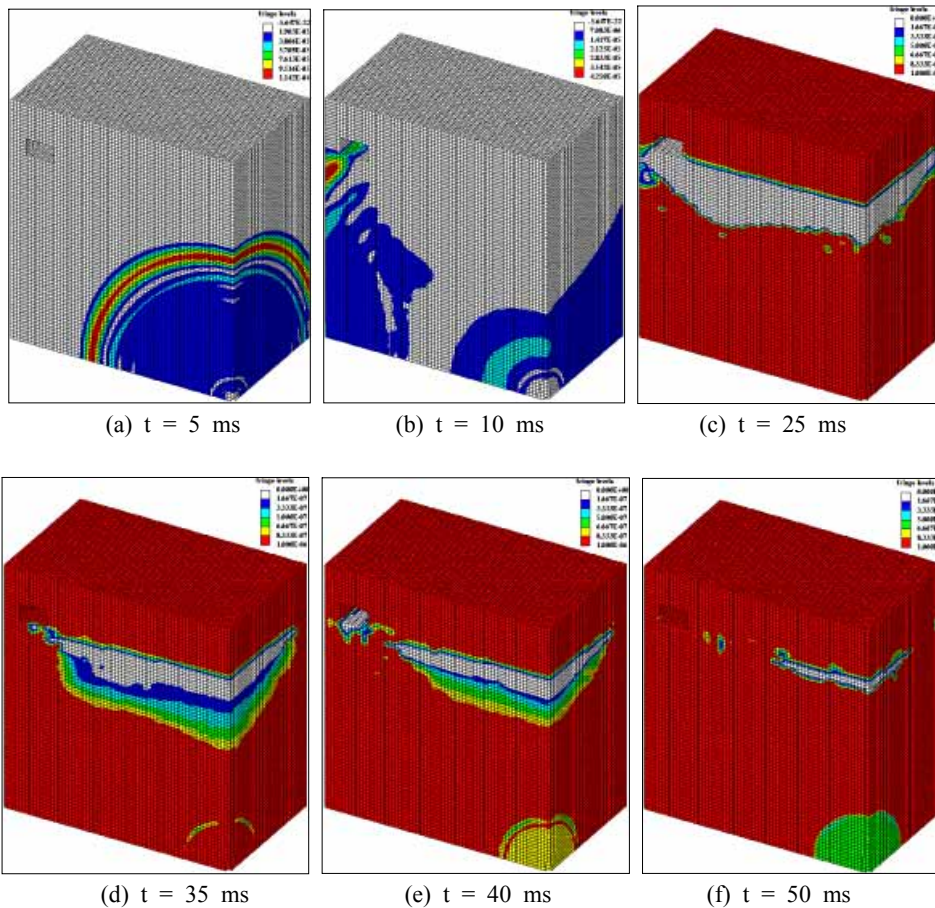
Fig. 4.19 Finite element mesh configuration of Box-Girder

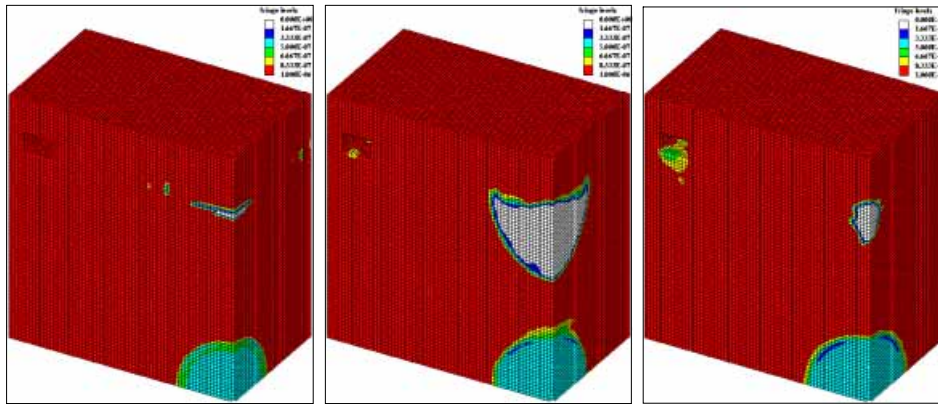
Table 4.3 Parameters of EOS-JWL of emulsion and linear polynomial of fresh water

Emulsion		Fresh Water ( $\mu < 0.8$ )	
$\rho_o$ (kg/m <sup>3</sup> )	1,100	$\rho_o$ (kg/m <sup>3</sup> )	1,000
A (Pa)	2.26E11	a1 (Pa)	2.002E9
B (Pa)	6.461E9	a2 (Pa)	8.432E9
$\omega$	0.36	a3 (Pa)	8.014E9
R1	5.19	b0	0.4934
R2	1.46	b1	1.3937
d (m/s)	3390	b2	0.0000



Fig. 4.20과 4.21의 수치 시뮬레이션 결과 시간이력에 따라 유체에서 발생하는 압력분포에서 각각 광역 캐비테이션의 발생 유무를 가시적으로 잘 확인할 수 있다. 광역 캐비테이션이 발생한 전자의 경우 55 msec부터는 닫히기 시작하면서 약 60 msec에서는 폐쇄 압력파가 발생하는 것을 또한 가시적으로 볼 수 있다. Fig. 4.22에서와 같이 상자형 부유체 구조물의 용골(keel line) 아래 깊이방향으로의 유체압력의 시간이력을 살펴보면 광역 캐비테이션을 고려한 해석모델에서는 광역 캐비테이션의 발생의 시간이력에 대한 구별이 확실하게 드러나고 종료 시점에서의 폐쇄 압력파로 인한 충격파가 보이는 것을 알 수 있다. 이와 같은 폐쇄 압력파의 크기는 비록 초기 충격파로 인한 압력의 크기에는 미치지 못하지만 작용시간 면에서 비교적 길게 나타남으로서 충격량에 따른 역적으로 볼 때 구조물에게 또 다른 충격 하중으로써 작용하게 된다. 하지만 광역 캐비테이션 현상을 고려하지 않은 해석모델에서는 초기 충격파만 가시적으로 뚜렷하게 확인 될 뿐 그 이후 시간이력에서는 다른 충격파의 영향은 보이지 않음을 알 수 있다.



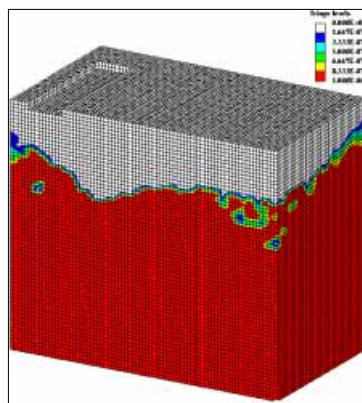


(g)  $t = 55$  ms

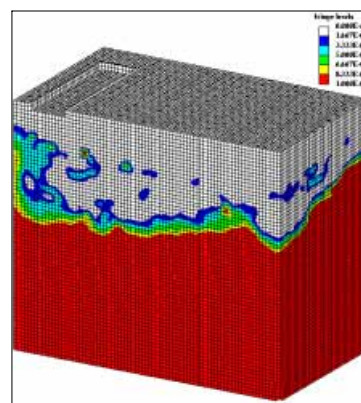
(h)  $t = 60$  ms

(i)  $t = 65$  ms

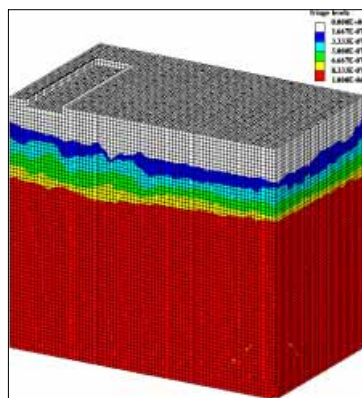
Fig. 4.20 Propagation of shock wave subjected to UNDEX with bulk cavitation



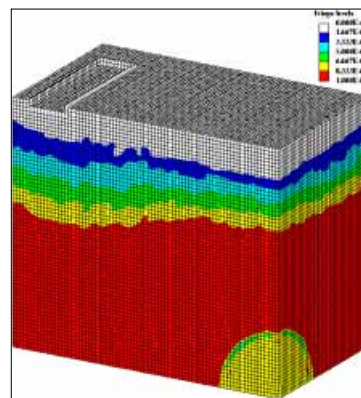
(a)  $t = 15$  ms



(b)  $t = 20$  ms



(c)  $t = 30$  ms



(d)  $t = 40$  ms



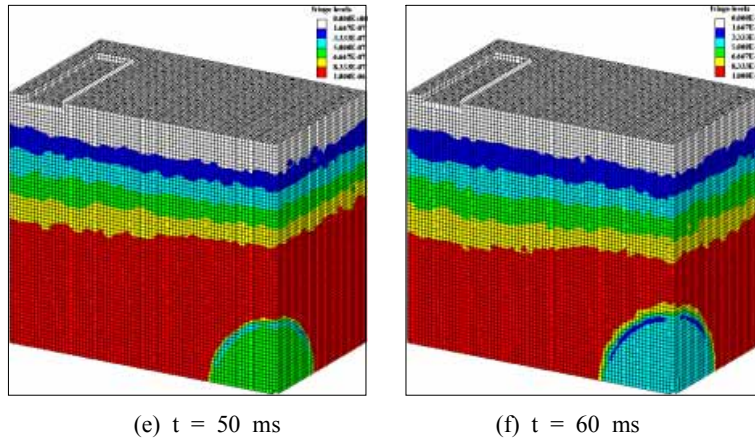


Fig. 4.21 Propagation of shock wave subjected to UNDEX without bulk cavitation

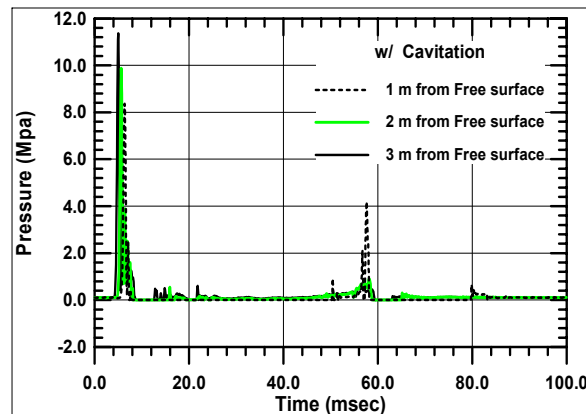
이와 같은 사실은 Fig. 4.22의 광역 캐비테이션의 발생 유무에 따른 자유수면으로부터 깊이 방향으로 측정된 시간이력에 따른 압력 분포로부터 확인할 수 있다. Fig. 4.22 (a)는 광역 캐비테이션이 발생함에 따라 초기 입사 충격파가 발생하고, 일정 시간이 지난 후 광역 캐비테이션이 닫히면서 발생하는 폐쇄 압력파가 뚜렷이 나타나지만, Fig. 4.22 (b)와 같이 광역 캐비테이션이 발생하지 않는다면 단지 초기 입사 충격파만이 나타날 뿐 이 후의 시간이력에서는 다른 압력파의 흔적이 보이지 않는다.

이런 유체의 압력분포는 자유 수면상에 있는 유체입자의 거동에도 영향을 미치는데 Fig. 4.23은 시간이력에 따른 유체입자의 속도를 나타낸 것으로써 광역 캐비테이션의 발생 유무에 관계없이 초기 입사 충격파의 영향으로 최대 속도가 나타나고 광역 캐비테이션 발생으로 인해 점차 감소하다 폐쇄 압력파의 작용으로 다시 한번 수직 운동이 발생하는 것을 보이고 있으나, 광역 캐비테이션 발생을 고려하지 않을 때는 최대 속도에 선형적으로 떨어지는 일반 자유낙하운동을 보이고 있다.

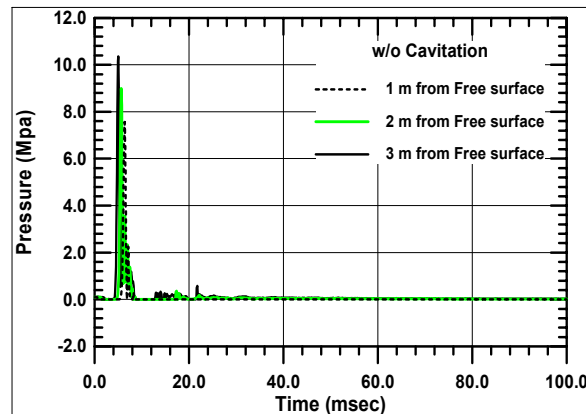
광역 캐비테이션의 발생 유무에 따른 주변 유체의 이와 같은 압력과 유체의 입자속도의 상이한 변화는 Fig. 4.24와 4.25에 보는 바와 같이 직접적으로 부유체 구조물에 영향을 주게된다. Fig. 4.24는 부유체 구조물의 중심부 용골 바로 아래 유체에서 측정된 시간이력에 따른 유체압력 분포로서 광역 캐비테이션 발생 유무로 인해 미치는 압력파의 차이가 명확히 드러나고 있다. 이러한 압력파의 존재로 인해 부유체 구조물 역시 Fig. 4.25에서 같이 중심 용골과 격벽 사이의 선저부에 일어나는 상대 변위에 있어서도 상당히 다른 거동을 나타내고 있다.

광역 캐비테이션이 발생하였을 때 폭발 직후 초기 입사파의 후미를 따르던 충격 압력파는 전달면에서 오히려 광역 캐비테이션이 일종의 방어막과 같은 구실로서

광역 캐비테이션을 고려하지 않았을 때 보다 더 작을 수도 있으나 광역 캐비테이션의 소멸로 인한 폐쇄 압력과는 제2의 압력파로써 다른 충격하중으로 작용하므로 이로 인한 영향을 반드시 고려되어야 한다. 이러한 점이 부유체 구조물의 수중 폭발 충격응답 해석에 있어 광역 캐비테이션 현상을 고려해야 하는 중요한 근거가 된다.



(a) with bulk cavitation



(b) without bulk cavitation

Fig. 4.22 Fluid pressure time history along the depth from free surface

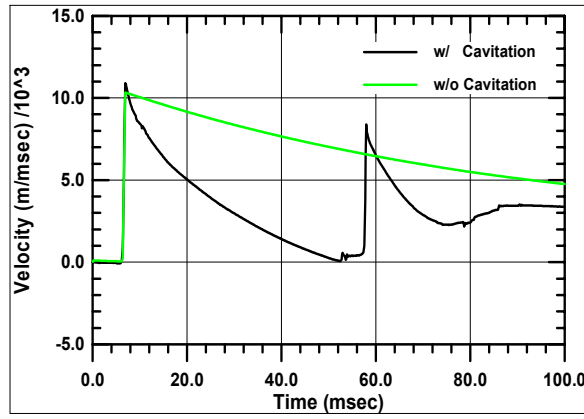


Fig. 4.23 Water particle velocity time history at free surface

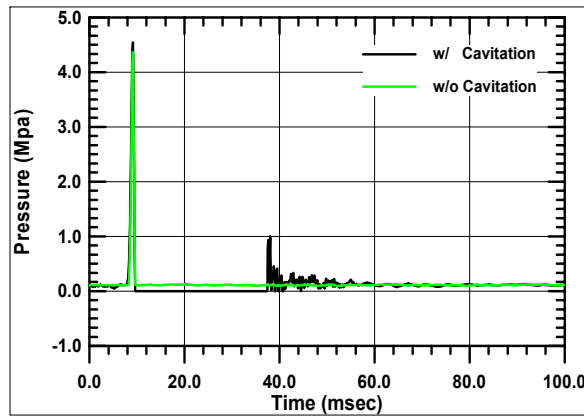


Fig. 4.24 Fluid pressure time history below center bottom

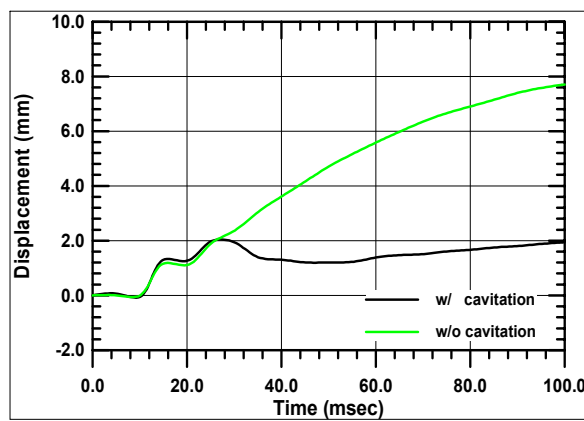


Fig. 4.25 Relative deformation at center bottom

### 4.3 고찰

최근 Shin[15] 등이 Hybrid 기법을 이용하여 수상함 선체 2차원 단면에 대해서 이와 같이 광역 캐비테이션 현상이 선체 충격응답 특성에 미치는 영향을 검토한 연구 결과에 따르면 초기 입사 충격파가 선체의외판에 도달한 직후 발생하는 최대 충격응답은 광역 캐비테이션의 발생 유무의 관계없이 초기 입사 충격파의 특성만 파악해도 내충격 확보 측면에서 구조 안전성을 가질 수 있다고 보고 있으나 본 논문의 해석 결과에 따르면 광역 캐비테이션 현상을 고려한 경우와 그렇지 않은 경우 선체의 충격응답이 서로 상이하므로 선각이나 탑재장비의 구조 안전성 측면에서 정확하고 신뢰성 있는 수상함의 충격응답 해석을 수행하기 위해서는 반드시 유체영역에서 발생하는 광역 캐비테이션으로 인한 영향을 고려해야 한다고 판단된다.

Hydrocode의 ALE 기법을 사용한 기폭해석을 통하여 수중폭발에서 초기 충격 입사파가 자유수면으로 인하여 광역 캐비테이션 현상을 발생시킴으로 이로 인한 압력분포가 광역 캐비테이션 현상을 고려하지 않았을 때와 비교하여 상당히 다른 것을 가시적으로 살펴 볼 수 있었다. 많은 경우 충격파에 의한 선체 국부구조나 주요 탑재장비 및 받침대의 손상원인이 초기최대응답에 기인함을 감안한다면 이러한 광역 캐비테이션의 영향을 고려하지 않은 해석결과가 내충격 설계관점에서 보다 안전한 판단기준을 제공할 수도 있다고 여겨지지만 수상함의 정확한 충격응답해석을 위해서는 반드시 유체영역에서 발생하는 광역 캐비테이션 현상을 고려해야 하며, 이는 추후 계속해서 연구되어야 할 부분이다.

## 5. Hybrid 기법에서의 유체영역 모델링 방법의 영향 검토

광역 캐비테이션 현상을 고려해야 하는 부유체 구조물의 충격응답 해석을 위하여 유체영역을 어느 정도 범위까지 해석 모델링에 포함해야 하는지에 대하여 명확하게 규명되어 있지 않다. 광역 캐비테이션 발생영역 모두를 포함하도록 유체영역을 가능한 크게 해석 모델링에 포함시키면 보다 신뢰성 있는 결과를 얻을 수 있다는 것은 자명하지만, 실선충격시험과 같이 폭약(charge)의 양과 기폭 수심이 정해진 경우 광역 캐비테이션을 포함한 유체 모델링을 고려한다면 hydrocode의 ALE 기법을 사용할 경우 계산량이 매우 많이 필요하므로 현재 전산기의 환경으로는 해석이 거의 불가능하다. 현재 수중폭발 해석을 위해 현재 널리 사용되고 있는 LS-DYNA/USA[4]를 사용할 경우에도 유체영역의 경계면에서 처리할 수 있는 DAA 요소의 수에 한계가 있으므로 유체영역이 어느 범위를 벗어나 커지게 되면 계산이 불가능하거나 엄청나게 많은 계산시간을 요구하게 된다[23]. 그러므로 효율적이고 신뢰성이 있는 충격응답 해석을 위해서는 해석 모델링을 위한 유체영역 크기의 선정은 매우 중요하다고 할 수 있다. 본 장에서는 DAA 연계 code를 사용한 Hybrid 기법을 사용하여 폭약의 양과 수심에 따른 광역 캐비테이션의 영향을 고려하여 다양한 부유체 구조물의 충격응답 특성을 살펴보자 한다.

이를 위해 LS-DYNA/USA를 이용하여 비교적 간단한 상자형 부유체 구조물에 대해 근거리와 원거리에서 폭발하는 2가지 배치조건에서 각각 직하와 45도 경사에서의 수중폭발이 일어난 경우에 대해 수행하였다. 직하와 45도 경사 조건에 대한 설정기준은 광역 캐비테이션의 발생 크기에 따른 것으로 근거리 및 원거리 폭발조건은 자유수면으로부터 각각 깊이 10ft 및 20ft 내에서 광역 캐비테이션의 영향을 고려하도록 한 것이다. 이를 위하여 광역 캐비테이션의 영향을 고려한 다양한 크기의 유체영역의 경우에 대해 충격응답 해석을 수행한 후, Russell의 오차측정방법[24,25]을 이용하여 효율적인 유체영역 크기를 규명해 보았다. 근거리 및 원거리의 2가지 배치조건에서 광역 캐비테이션 발생영역을 완전히 감싸는 유체 모델링을 기준으로 각각 직하와 45도 경사 폭발조건에서의 유체영역의 크기 및 모양, 그리고 유체모델의 요소 크기 등 여러 가지 고려인자들의 충격응답에 대하여 오차측정방법을 적용하여 그 특성을 살펴보았다.

### 5.1 해석 모델링

광역 캐비테이션을 포함한 유체영역의 크기를 규명하기 위한 해석 조건으로서는

Fig. 5.1과 같이 직하와 45도 경사에 대하여 근거리 및 원거리 수중폭발 배치조건을 고려하였다. Fig. 5.1(a)에서의 근거리 직하 모델은 폭약 TNT 250 lb이 폭발거리 50 ft에서, 45도 경사 모델은 TNT 100 lb이 폭 18.1 ft 및 깊이 18.1 ft에서 폭발거리 25.6 ft가 되도록 배치하였다. 이 2가지 경우 모두 부유체 구조물 아래 유체영역에서는 같은 광역 캐비테이션 하부경계 깊이 10ft를 갖도록 배치하였다. 이와 유사하게 Fig. 5.1 (b)에서의 원거리의 직하 모델에서는 TNT 2,500 lb이 폭발거리 200 ft에서, 45도 경사 모델에서는 TNT 1,000 lb이 폭 100 ft 및 깊이 100 ft에서 폭발거리 141.4 ft가 되도록 배치하였다. 이 역시 근거리 수중폭발 조건과 유사하게 2가지 경우 모두 부유체 구조물 아래 유체영역에서 같은 광역 캐비테이션 하부경계 깊이 20ft를 갖도록 배치하였다.

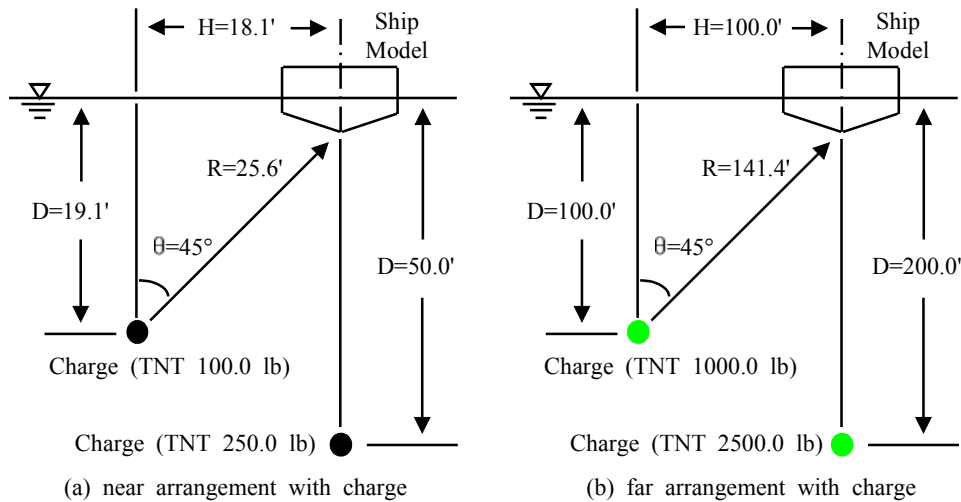


Fig. 5.1 Geometry of surface ship model under UNDEX

Fig. 5.2는 수치계산을 위한 부유체 구조물 모델의 크기 및 각 부재치수를 보여주고 있으며, Table 5.1에 각각 관 부재 및 해수의 재료 물성치와 폭약의 수중폭발 파라미터를 정리하였다. Table 5.2에서는 각각 근거리 및 원거리의 2가지 폭발조건에 대하여 수중폭발 시 발생하는 가스구체의 최대 크기와 이로 인해 발생하는 압력파의 발생 시간 등을 요약하였다. Fig. 5.3은 직하와 45도 경사에서 근거리 및 원거리의 2가지 배치 모델에 대한 광역 캐비테이션의 영역을 각각 서로 비교하여 보여주고 있다. 2가지 배치 모델에 대한 폭 방향으로의 광역 캐비테이션 영역에 큰 차이가 있음을 알 수 있다. 그리고 Fig. 5.4와 Fig. 5.5는 각각 근거리와 원거리 수중폭발 배치 모델에 대한 직하와 45도 경사에 따른 부유체 구조물과 광역 캐비테이션의 영역을 보여 주고 있으며, 광역 캐비테이션의 하부경계 깊이에서

차이가 있음을 알 수 있다. 그러므로 크기가 다른 2가지 해석조건에 사용된 유체 영역 모델링의 크기에도 차이가 발생하게 된다.

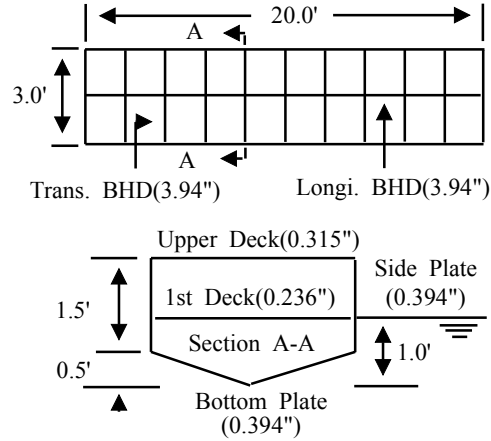


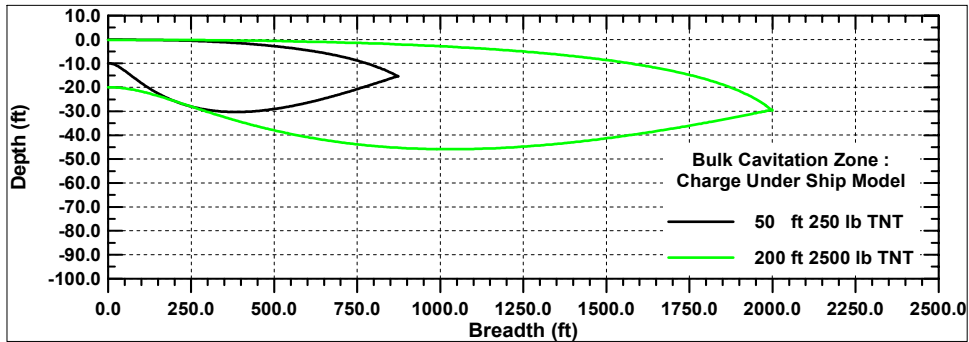
Fig. 5.2 Dimensions of surface ship model

Table 5.1 Material properties

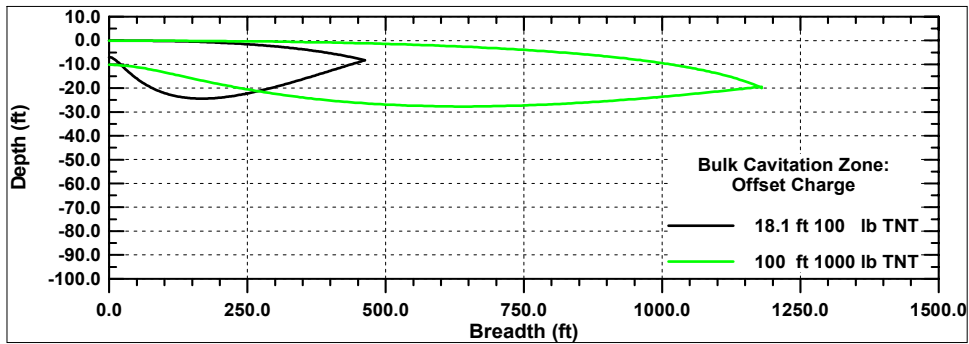
Shell Plate	Density	7.350E-4 lbs-sec <sup>2</sup> /in <sup>4</sup>
	Modulus of Elasticity	3.00E+7 psi
	Poisson's ratio	0.3
	Yield, Ultimate stress	34.545, 65.415 ksi
Sea Water	Density	9.345E-5 lbs-sec <sup>2</sup> /in <sup>4</sup>
	Sound speed	5.916E+4 in/sec

Table 5.2 UNDEX parameters for charge

Parameters	Charge under ship model		Offset charge	
	near arrangement	far arrangement	near arrangement	far arrangement
Stand-off distance	50.00 in	200.00 in	25.60 in	141.41 in
P <sub>max</sub>	1,952.49 psi	940.70 psi	3,000.16 psi	987.55 psi
$\theta$	0.5359 msec	1.2946 msec	0.3692 msec	0.9466 msec
T	0.680 sec	0.618 sec	0.670 sec	0.559 sec
A <sub>max</sub>	220.02 in	335.58 in	182.06 in	272.30 in

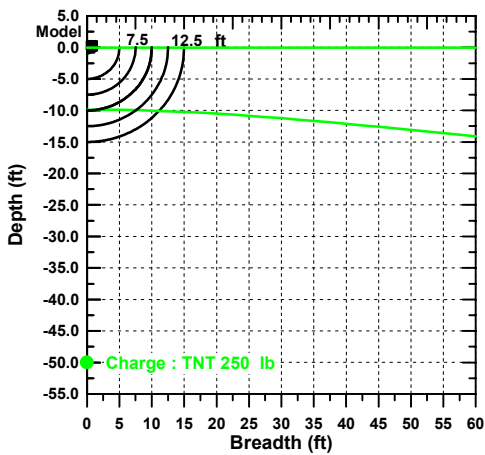


(a) Charge under ship model

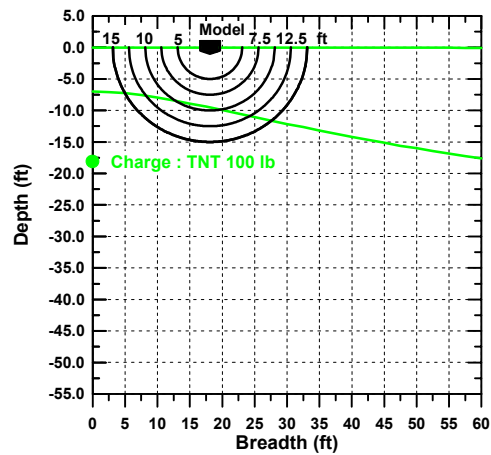


(b) Offset charge

Fig. 5.3 Entire bulk cavitation zones



(a) Charge under ship model



(b) Offset charge

Fig. 5.4 Fluid model boundary sizes in bulk cavitation zones - near arrangement



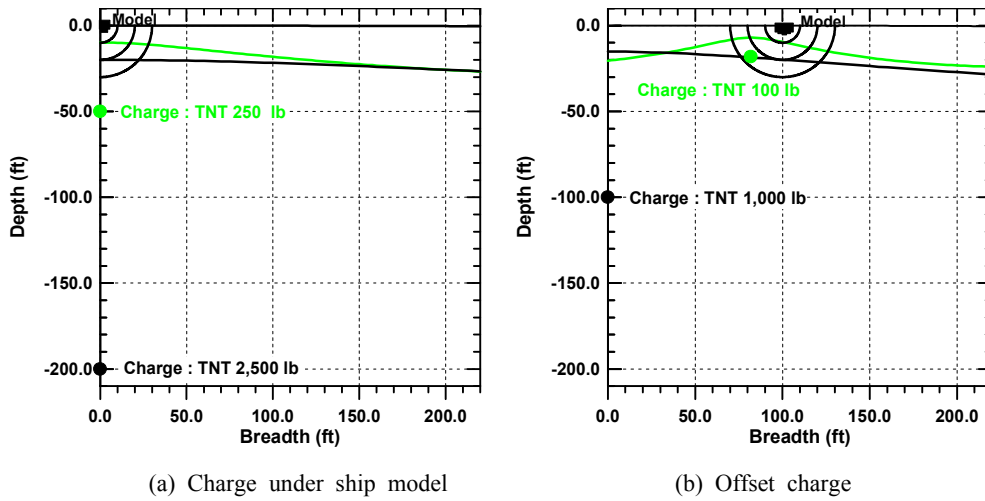


Fig. 5.5 Fluid model boundary sizes in bulk cavitation zones - far arrangement

근거리 및 원거리의 2가지 배치 모델에 대한 충격응답 해석을 위한 유체영역의 모델링은 각각 Tables 5.3 및 5.4에 요약되어 있고, Figs. 5.6 및 5.7은 각 Case 별 유한요소 모델을 보여주고 있다. 유체영역의 모델링은 실린더형으로 설정하였는데 이 형상은 유체영역의 크기가 커짐에 따라 DAA 경계 요소수를 거의 일정하게 유지할 수 있고, 부유체 구조물 주변으로 길이, 폭 및 깊이 방향으로 일정한 비율로 유체영역의 크기를 변화시킬 수 있는 장점이 있다. 근거리 및 원거리 배치 모델에 대한 직하와 45도 경사의 유체모델의 반지름은 각각 5.0, 6.0, 7.0, 8.0, 9.0, 10.0, 12.5 및 15.0 ft와 10, 12, 14, 16, 18, 20 및 30 ft이다. Figs. 5.4와 5.5에서 알 수 있듯이 근거리 및 원거리 배치 모델에 대한 실린더형 유체모델의 반지름이 각각 10.0 ft와 20.0 ft 이상이면 직하와 경사의 수중폭발 조건에 대하여 계산된 광역 캐비테이션의 하부경계를 모두 포함할 수 있다. 유체모델의 길이는 부유체 구조물의 길이에 선수미에서 각각 유체모델의 반경길이를 합한 것과 같다.

Table 5.3 List of cylinder type fluid mesh model in near arrangement with charge

Case	Radius (ft)	No. of nodes	No. of elements	No. of DAA boundary segments
1_1	5.0	16,621	13,920	2,040
1_2	6.0	18,856	16,012	2,144
1_3	7.0	21,199	18,208	2,248
1_4	8.0	23,650	20,508	2,352
1_5	9.0	26,209	22,912	2,456
1_6	10.0	28,876	25,420	2,560
1_7	12.5	34,534	30,748	2,768
1_8	15.0	50,569	45,888	3,288

Table 5.4 List of cylinder type fluid mesh model in far arrangement with charge

Case	Radius (ft)	No. of nodes	No. of elements	No. of DAA boundary segments
2_1	10.0	28,876	25,420	2,560
2_2	12.0	34,534	30,748	2,768
2_3	14.0	40,624	36,492	2,976
2_4	16.0	47,146	42,652	3,184
2_5	18.0	54,100	49,228	3,392
2_6	20.0	61,486	56,220	3,600
2_7	30.0	104,896	97,420	4,640

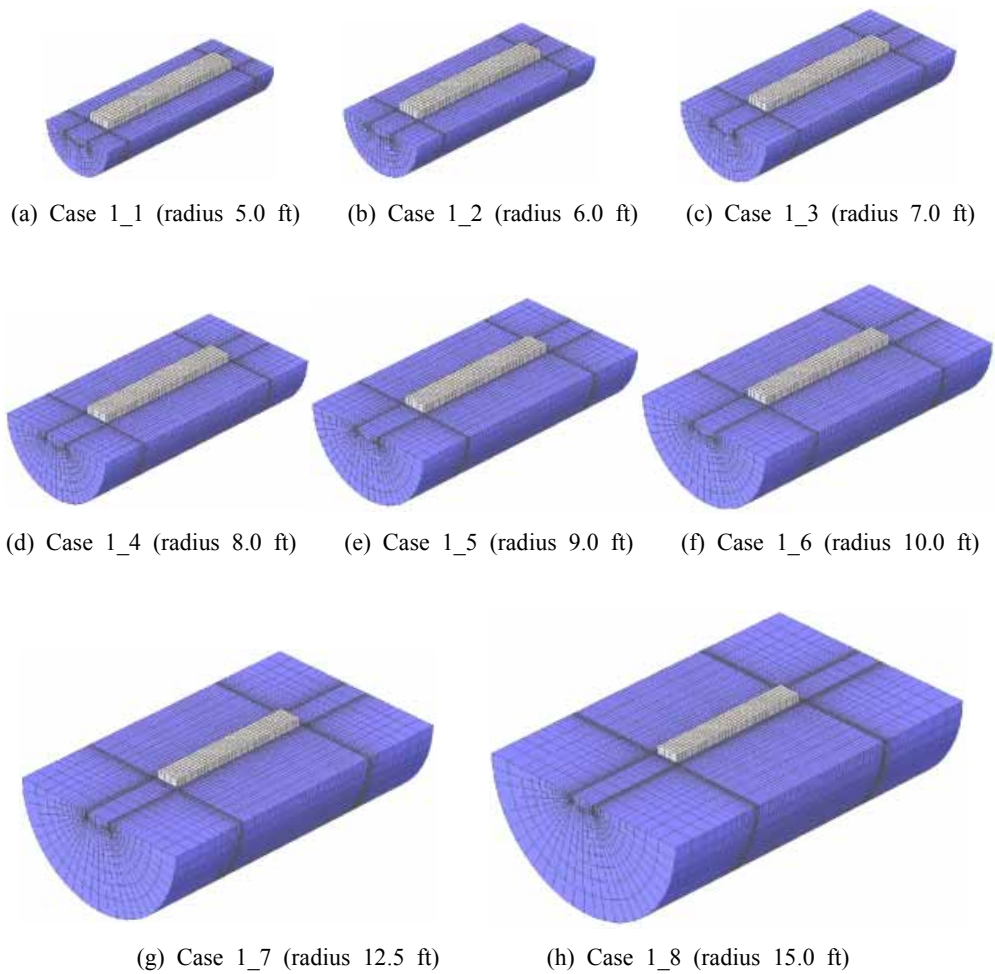


Fig. 5.6 Configuration of finite element meshes in near arrangement with charge

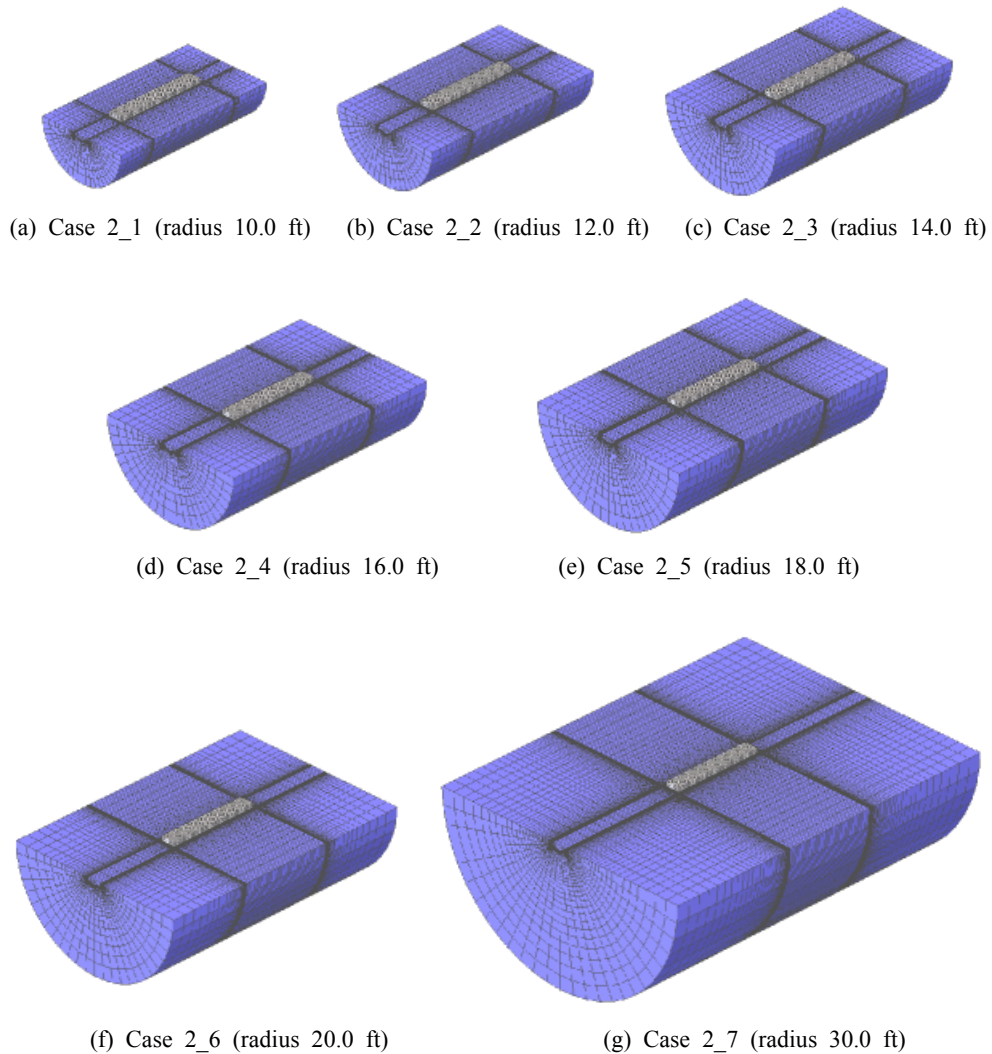


Fig. 5.7 Configuration of finite element meshes in far arrangement with charge

유체모델의 유한요소 크기 변화, 실린더형이 아닌 유체영역의 모델 변경, 그리고 유체영역에서 폭이나 길이 방향의 변화에 따른 영향을 살펴보고 보다 정확하고 효율적인 유체 모델링에 대한 정보를 구하고자 한다. 앞서 설명한 이들 변수에 대한 각 유체모델은 Table 5.5에 요약되어 있고 Fig. 5.8은 각 Case 별 유한요소 모델을 보여주고 있다. 여기서의 유체모델의 유한요소 기준 모델은 Case 3\_1로써 Fig. 5.6(f)의 Case 1\_6과 Fig. 5.7(a)의 Case 2\_1과 같다. Fig. 5.8(a)는 Case 3\_2로써 기준 유체모델 (Case 3\_1) 보다 유한요소 크기를 1/4 만큼 작게 한 모델이고, Fig. 5.8(b)와 (c)는 각각 Case 3\_3과 3\_4로써 부유체 구조물의 길이에 기준 유체

모델 (Case 3\_1)의 선수미에서의 길이(L) 10.0 ft를 각각 절반 (5.0 ft)와 2배 (20.0 ft)로 한 모델이다. 그리고 Fig. 5.8(d)는 Case 3\_5와 같이 유체영역의 모델이 실린 더형이 아니라 상자형이다.

Table 5.5 List of fluid mesh model with extra variables

Type	Case	No. of nodes	No. of elements	No. of DAA boundary segments
Cylinder	3_1 radius 10.0 (rough)	28,876	25,420	2,560
	3_2 radius 10.0 (fine)	88,017	80,512	5,528
	3_3 radius 10.0 (L : 5.0)	24,856	21,720	2,300
	3_4 radius 10.0 (L : 20.0)	32,896	29,120	2,820
Block (L×B×D ft)	3_5 10.0×20.0×10.0	36,017	32,096	4,020

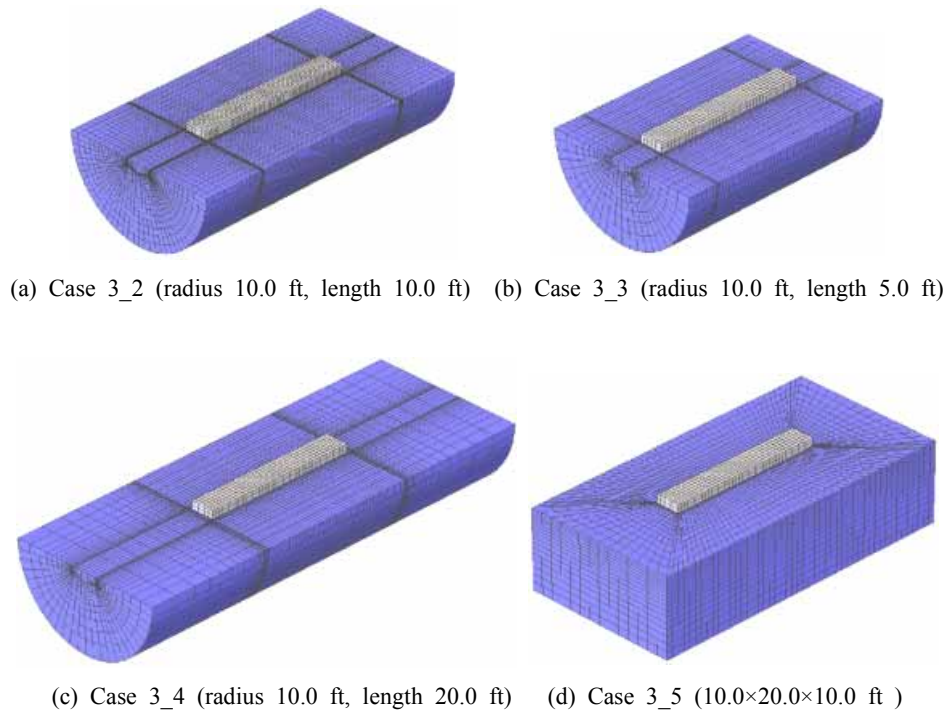


Fig. 5.8 Configuration of finite element meshes with extra variables

Tables 5.3~5.5에는 유체모델의 반경 크기에 따른 유한요소 모델의 절점 및 요소 수, 그리고 유체모델 경계에서의 DAA 경계요소 개수들이 요약되어 있다. 또한 이미 폭약의 종류와 폭발거리에 따라 실험에 의한 초기 입사 압력파(peak

pressure)의 크기와 자유수면에서의 구조물의 초기 이탈속도(initial kick-off velocity)를 구할 수 있는 경험식(empirical formulation)[26]을 사용하여 시뮬레이션 결과와의 비교를 통하여 해석 결과의 신뢰성을 높이고자 하였다. 각 경우에 대한 경험식으로부터 구한 초기 입사 압력파의 크기와 자유수면에서의 구조물의 초기 이탈속도를 Table 5.6에 정리하였다.

Table 5.6 Kick off velocity and peak pressure from empirical formulation

Items	Charge under ship model		Offset charge	
	near arrangement	far arrangement	near arrangement	far arrangement
Initial kick-off velocity (in/s)	475.49	285.1	512.64	211.7
Peak pressure (psi)	1,952.49	940.70	3,000.16	987.55

## 5.2 Russell의 오차산정방법

수중폭발에 의한 구조물의 충격응답과 같은 과도응답 해석결과의 정확도를 실험 결과와 비교·검증하는 것은 상당히 주관적인 요소가 많이 포함될 수 있기 때문에 보다 객관적인 오차측정방법이 필요하며 이에 대한 연구가 수행되고 있다. 최근 Russell은 과도응답 해석결과의 정확도 검증을 위해 두 과도응답 데이터의 상대크기(relative magnitude) 및 위상차이(phase difference)에 대한 오차인자(error factor)와, 이 두 가지를 모두 고려한 종합오차인자(comprehensive error factor)를 유도하고 일련의 수치계산을 통해 정확도를 보장하기 위한 허용오차 기준 값으로 0.2 (실선충격시험 결과와의 비교를 위해서는 0.25까지 허용)를 제시하였다. Table 5.7에 Russell의 오차인자 계산식을 정리하였다. 여기서  $m$ 은 비교하고자 하는 두 과도응답 데이터  $f_1(i)$ ,  $f_2(i)$  ( $i=1, \dots, N$ )의 상대크기이며,  $P$ 는 위상차이로서 다음과 같이 계산된다. Table 5.7에서의  $m=(A-B)/\sqrt{AB}$ ,  $P=C/\sqrt{AB}$ ,  $A=\sum_{i=1}^N f_1(i)^2$ ,  $B=\sum_{i=1}^N f_2(i)^2$ ,  $C=\sum_{i=1}^N f_1(i)f_2(i)$ 이다.

Table 5.7 Error measure factors of Russell

Magnitude error factor	$\epsilon_m = \text{sign}(m) \log_{10}(1 +  m )$
Phase error factor	$\epsilon_p = \cos^{-1}(P)/\pi$
Comprehensive error factor	$\epsilon_c = \sqrt{\frac{\pi}{4} (\epsilon_m^2 + \epsilon_p^2)}$

### 5.3 충격응답 해석

충격응답 해석은 광역 캐비테이션이 종료되는 시점을 충분히 포함하는 0.1 sec 동안 수행하였다. Fig. 5.9에서와 같이 부유체 구조물의 선수미의 선저부(Node 22, 599)와 중앙부의 용골 및 갑판(Node 316, 321, 324)에서의 수직속도 및 가속도, 그리고 용골 아래의 유체압력을 계산하고 이들에 대한 Russell의 오차인자를 계산하여 효율적인 유체모델 영역의 크기를 규명하였다. 원칙적으로 Russell의 오차측정 방법은 실험결과와 비교를 통한 해석결과의 정확도를 검증하기 위해 개발되었으나 본 연구에서는 오차측정방법의 기준 데이터로서 광역 캐비테이션을 완전히 포함하는 가장 넓은 영역(Case 1\_8과 Case 2\_7)의 해석결과를 택하였다.

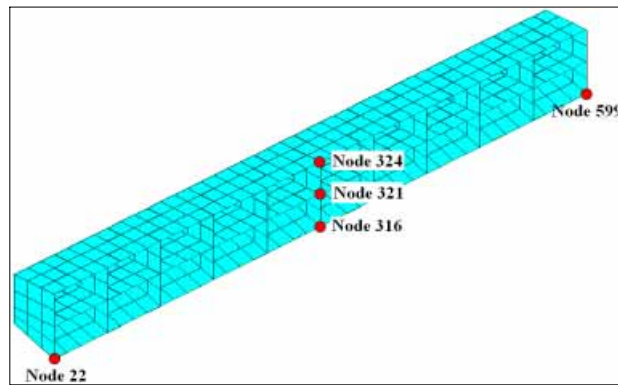


Fig. 5.9 Data extraction points of floating structure model

LS-DYNA/USA를 이용하여 Tables 5.3~5.5의 각 Case에 대한 수중폭발 충격응답 해석을 수행하여 부유체 구조물의 5개 응답 측정점들에서 구한 초기 수직이탈속도를 평균한 값과 용골 아래의 최대 유체압력을 Tables 5.8~5.10에 정리하였다. 본 연구에서 수행한 충격응답 해석의 신뢰성을 검토하기 위해 Table 5.6의 실험치와 충격응답 해석 결과와 비교하였다.

유체모델의 크기가 커짐에 따라 초기 수직이탈속도의 평균값과 용골 아래 최대 유체압력은 선형적으로 증가함을 알 수 있다. 직하 수중폭발 조건에서는 초기 수직이탈속도는 경험식의 결과보다 전반적으로 약간 작고, 최대 유체압력은 경험식에 비하여 전반적으로 약간 크다. 그리고 45도 경사의 폭발조건에서는 작은 크기의 유체모델을 제외하면 경험식의 결과보다 조금 크다는 것을 알 수 있다. 그러나 이러한 약간의 크고 작음의 차이는 매우 미미하다고 판단되며 본 연구에서 수행한 충격응답 해석에서의 초기응답 결과는 경험식과 비교했을 때 매우 신뢰성이 크다고 사료된다.

Table 5.8 List of CPU, initial kick-off velocity and peak pressure - near arrangement

Case	CPU time (h. m. s)		Initial kick-off velocity (in/s)		Peak pressure (psi)	
	Charge location		Charge location		Charge location	
	under	offset	under	offset	under	offset
1_1	1. 08. 35	1. 08. 25	443.93	510.78	2,012.4	2,792.4
1_2	1. 15. 47	1. 15. 39	449.28	525.02	2,025.7	2,886.3
1_3	1. 24. 26	1. 24. 04	453.97	530.15	2,039.8	2,968.7
1_4	1. 32. 06	1. 31. 46	455.12	534.65	2,052.4	3,044.7
1_5	1. 40. 26	1. 40. 02	459.35	536.29	2,066.3	3,116.6
1_6	1. 52. 22	1. 52. 11	462.34	539.67	2,078.3	3,186.1
1_7	2. 17. 26	2. 17. 30	466.10	549.31	2,106.7	3,092.2
1_8	3. 18. 21	3. 15. 55	468.26	561.93	2,133.6	3,259.4

Table 5.9 List of CPU, initial kick-off velocity and peak pressure - far arrangement

Case	CPU time (h. m. s)		Initial kick-off velocity (in/s)		Peak pressure (psi)	
	Charge location		Charge location		Charge location	
	under	offset	under	offset	under	offset
2_1	2. 02. 36	1. 22. 30	293.15	223.92	989.63	998.23
2_2	2. 27. 12	1. 34. 20	291.17	229.18	992.26	1,005.57
2_3	2. 13. 23	1. 29. 03	295.91	227.69	995.41	1,009.20
2_4	2. 10. 00	1. 54. 56	293.33	229.17	997.03	1,012.95
2_5	2. 25. 32	2. 21. 35	295.43	232.05	998.89	1,016.31
2_6	2. 55. 26	2. 23. 38	293.19	232.33	1,001.50	1,019.64
2_7	4. 34. 04	4. 26. 03	297.04	236.34	1,015.10	1,022.45

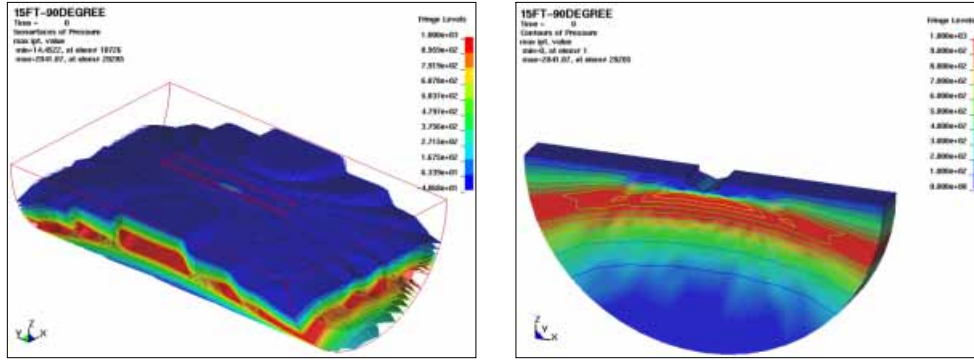
Table 5.10 List of CPU, initial kick-off velocity and peak pressure - extra variables

Type	Case		CPU time (h. m. s)	Initial kick-off velocity (in/s)	Peak pressure (psi)
Cylinder	3_1	radius 10.0 (rough)	1. 52. 22	462.34	2,078.3
	3_2	radius 10.0 (fine)	7. 30. 11	471.33	2,146.1
	3_3	radius 10.0 (L : 5.0)	1. 08. 03	462.11	1,967.7
	3_4	radius 10.0 (L : 20.0)	1. 33. 52	462.45	1,967.6
Block	3_5	10.0×20.0×10.0	2. 49. 04	439.38	1,944.5

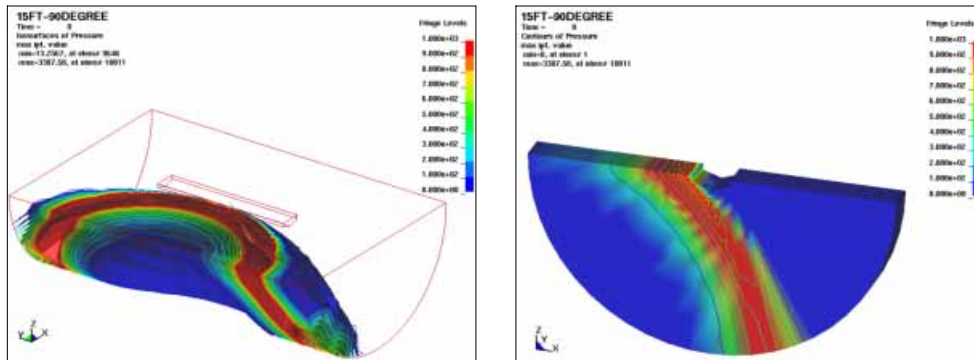
근거리 및 원거리의 2가지 배치 모델에 대한 충격응답 해석 결과들 가운데 오차 측정방법의 적용기준이 되는 Case 1\_8 (radius 15.0 ft)과 Case 2\_7 (radius 30.0 ft)의 직하와 45도 경사에 대한 충격과 전파 과정을 각각 Fig. 5.10과 Fig. 5.11에서 나타내었다. 배치 조건에 따라 압력파가 가지는 직경의 차이가 명백하게 나타



나는 것을 알 수 있다.

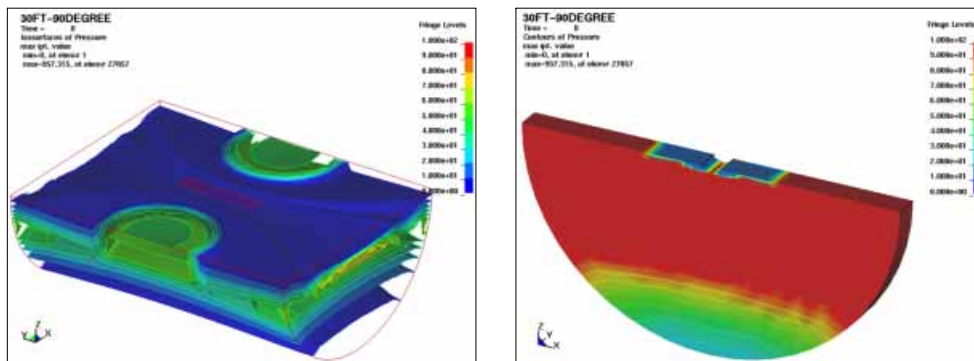


(a) Charge under ship model



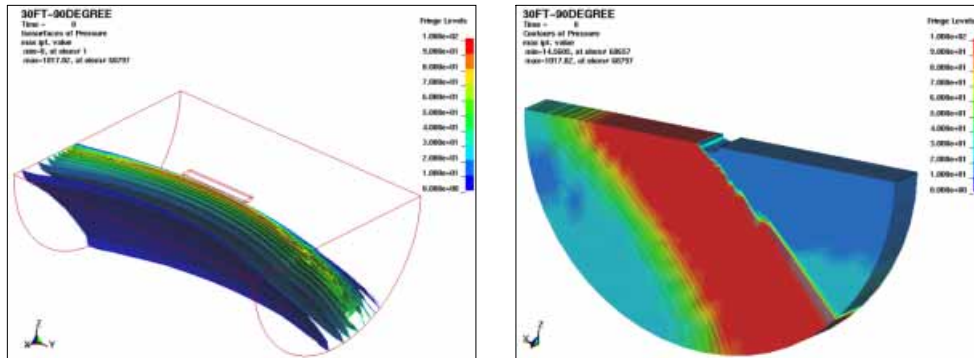
(b) Offset charge

Fig. 5.10 Pressure propagation in bulk cavitation bounds of Case 1\_8



(a) Charge under ship model



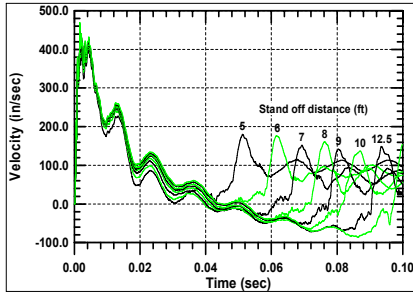


(b) Offset charge

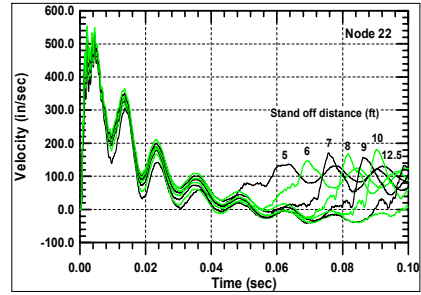
Fig. 5.11 Pressure propagation in bulk cavitation bounds of Case 2\_7

Fig. 5.12는 근거리 수중폭발 조건에 따른 직하와 45도 경사에서 부유체 구조물의 각 응답 측정점들의 수직이탈속도를 보여주고 있다. 이들에서 보듯이 초기의 최대 수직이탈속도는 유체모델의 크기에 관계없이 거의 동일한 값을 가지지만 광역 캐비테이션이 종료하는 시점에서부터 그 이후의 응답은 유체모델에 따라 조금씩 달라짐을 알 수 있다. 또한 광역 캐비테이션 종료시점은 유체모델의 크기가 증가함에 따라 대체적으로 늦어지는 것도 알 수 있다. Fig. 5.13은 근거리 직하와 45도 경사에서 수중폭발 조건에 대하여 용골 아래의 유체압력에 대한 시간이력을 보여 주고 있는데 이 역시 유체영역의 크기에 따라 선체 수직이탈속도와 마찬가지로 유체영역의 크기에 따라 광역 캐비테이션 종료 압력이 발생하는 시점이 차이가 나는 것을 보여주고 있다.

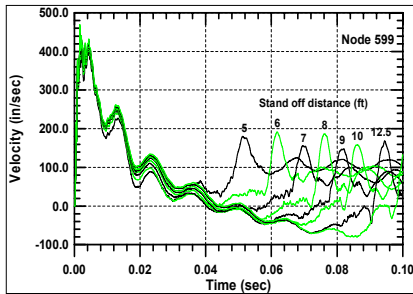
이것은 DAA 경계로 설정한 유체영역의 경계면에서부터 광역 캐비테이션의 종료 시작되기 때문인데 이로 인하여 유체영역의 경계의 크기에 따라 광역 캐비테이션의 종료 시 발생하는 패쇄 압력파가 일어나는 시간이 틀리기 때문이다. 즉 유체영역이 커질수록 광역 캐비테이션 종료 시점이 늦어지기 때문에 부유체 구조물 역시 이 패쇄 압력파의 영향으로 광역 캐비테이션이 종료하는 시점 이후의 거동에서 조금씩 차이가 나는 것이다. 이런 이유로 해서 유체영역의 모델 크기에 따라 광역 캐비테이션의 종료 시점과 이로 인해 구조물이 받는 충격응답의 영향이 다르다는 점을 감안하고 영역을 설정해야 필요성이 대두되는 것이다. 하지만 모든 Case에서 광역 캐비테이션 현상이 발생하기 전 초기 입사 충격파를 받고 난 뒤에는 이로 인한 구조물의 응답은 거의 일치하는 것을 볼 수 있고, 또한 이런 초기 최대 수직이탈속도치는 경험식으로 계산된 값과도 상당히 잘 일치하고 있음을 알 수 있다.



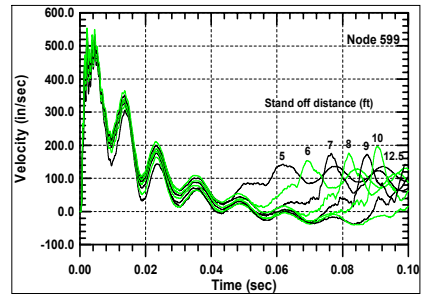
(a) node 22 w/charge under ship model



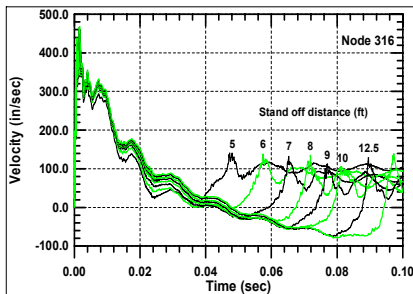
(b) node 22 w/ offset charge



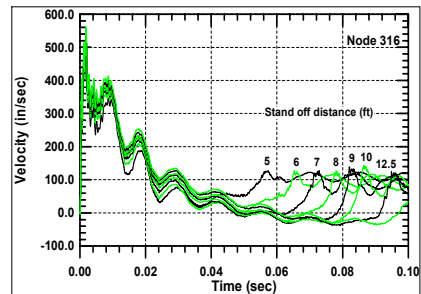
(c) node 599 w/charge under ship model



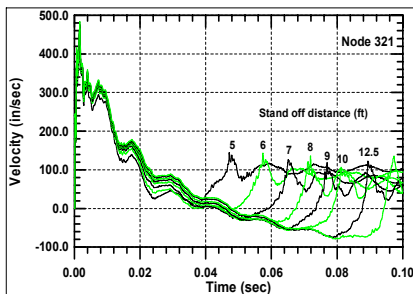
(d) node 599 w/ offset charge



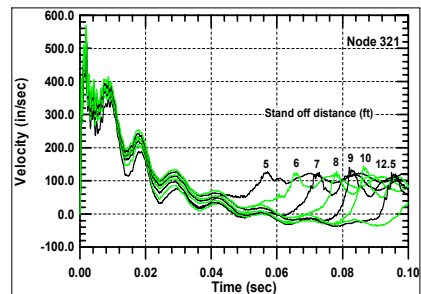
(e) node 316 w/charge under ship model



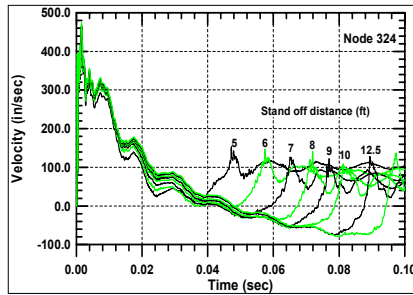
(f) node 316 w/ offset charge



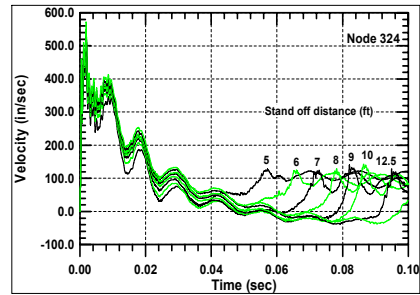
(g) node 321 w/charge under ship model



(h) node 321 w/ offset charge

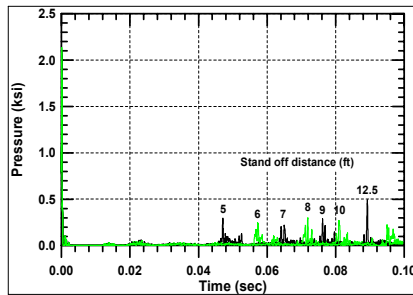


(i) node 324 w/charge under ship model

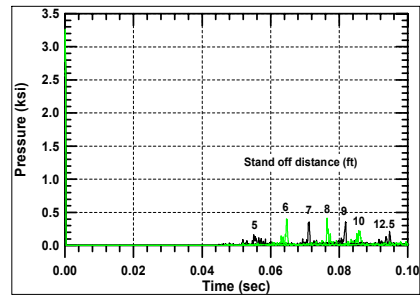


(j) node 324 w/ offset charge

Fig. 5.12 Time history of vertical velocity - near arrangement with charge



(a) w/charge under ship model



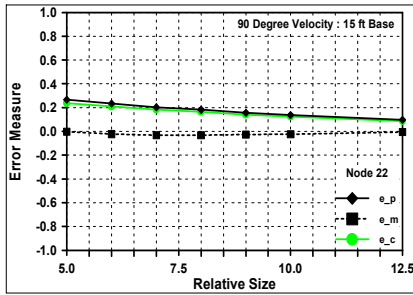
(b) w/ offset charge

Fig. 5.13 Time history of fluid pressure - near arrangement with charge

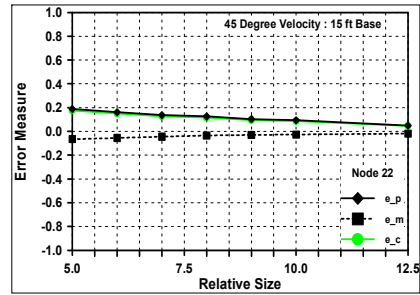
근거리 수중 폭발조건 중에서 직하와 45도 경사 유체모델에 대하여 Figs. 5.12와 5.13의 시간이력에 따른 수직이탈속도와 유체압력, 그리고 그림으로 표현하지 않았지만 수직이탈가속도의 결과까지 포함하여 Case 1\_8의 결과를 기준 데이터로 하여 Russell의 오차측정방법을 적용하였다. 수직이탈속도, 수직이탈가속도 및 유체압력에 오차측정인자의 변화는 각각 Figs. 5.14, 5.15 및 5.16과 같다.

이들 결과에서 보듯이 전체적으로 종합오차인자는 상대크기로 인한 오차인자 (magnitude error factor)보다는 위상차이로 인한 오차인자(phase error factor)에 의해 지배됨을 알 수 있다. 이는 전체적으로 유체영역의 크기에 따라서 폭발 시작용하는 압력파의 크기와 이로 인한 구조물의 거동 측면에서는 유체영역이 가지는 여러 변수들이 크게 영향을 주지 못한다는 것을 알 수 있다. 다만 유체영역의 크기에 따라서 광역 캐비테이션의 종료 시점이 조금씩 차이가 있으므로 인하여 응답에 있어서도 크기보다는 위상차에 기인하는 오차인자가 전체 오차인자를 지배하는 것으로 보인다. 수직이탈속도에 대한 종합오차인자는 유체모델이 커짐에 따라 거의 선형적으로 감소하고, 수직이탈가속도 역시 선수미 부위를 제외하고는 거의 일정한 값을 유지하고 있다. 또한 용골 아래의 유체압력에 대한 종합오차인

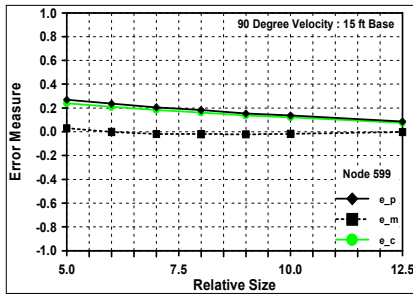
자도 거의 일정한 값을 유지하고 있음을 알 수 있다. 수직속도에 대한 종합오차인자가 반경 5.0 ft인 유체모델을 제외하고는 0.2 이하, 그리고 중앙부에서의 수직이탈속도와 유체압력에 대한 종합오차인자는 대체로 0.1 전후에 있음을 알 수 있다.



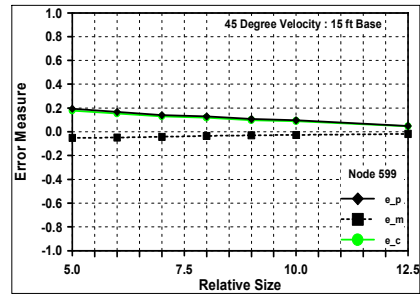
(a) node 22 w/charge under ship model



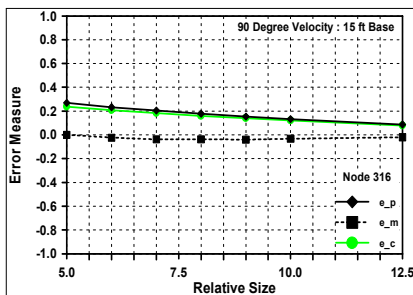
(b) node 22 w/ offset charge



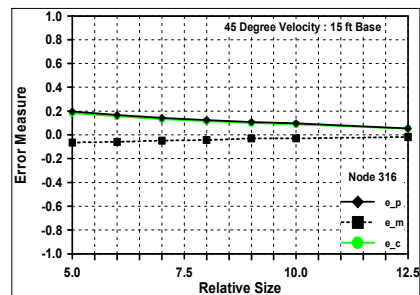
(c) node 599 w/charge under ship model



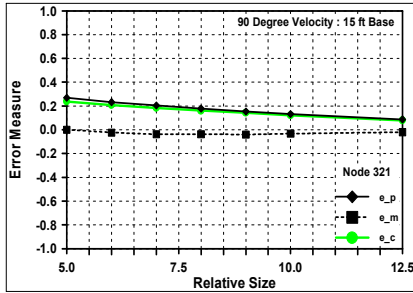
(d) node 599 w/ offset charge



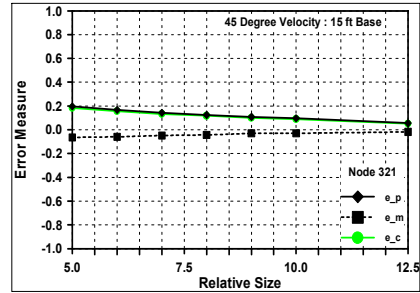
(e) node 316 w/charge under ship model



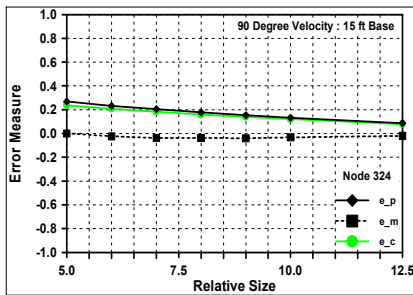
(f) node 316 w/ offset charge



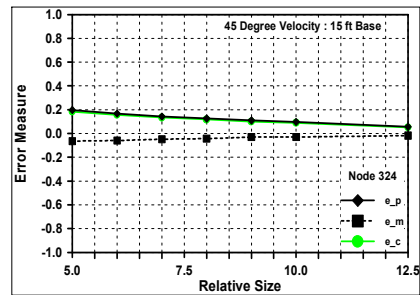
(g) node 321 w/charge under ship model



(h) node 321 w/ offset charge

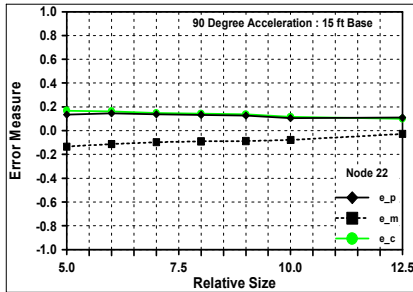


(i) node 324 w/charge under ship model

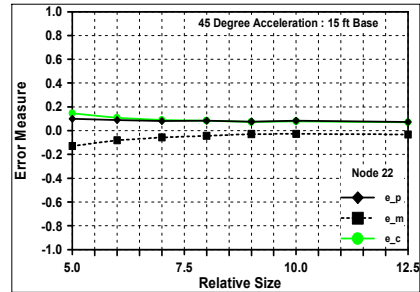


(j) node 324 w/ offset charge

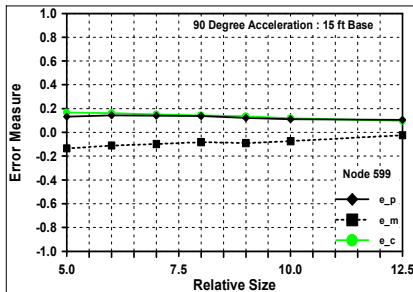
Fig. 5.14 Error measures of vertical velocity responses - near arrangement



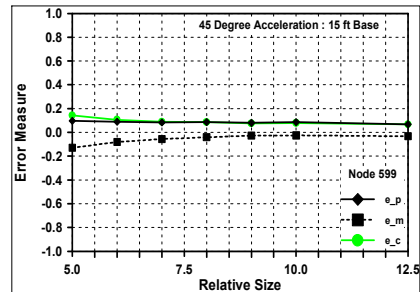
(a) node 22 w/charge under ship model



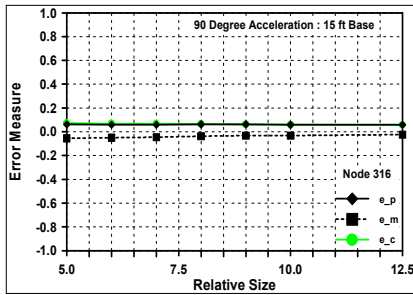
(b) node 22 w/ offset charge



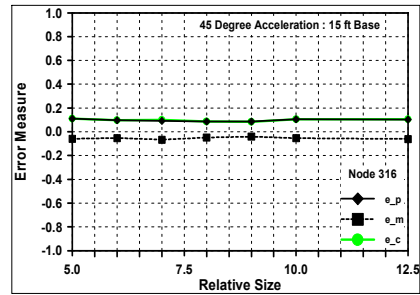
(c) node 599 w/charge under ship model



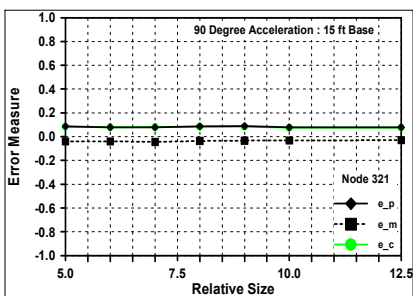
(d) node 599 w/ offset charge



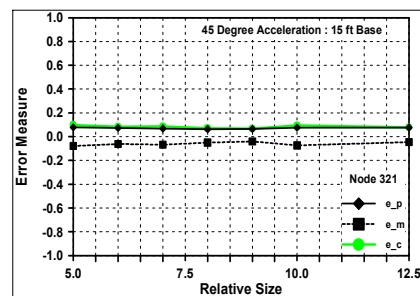
(e) node 316 w/charge under ship model



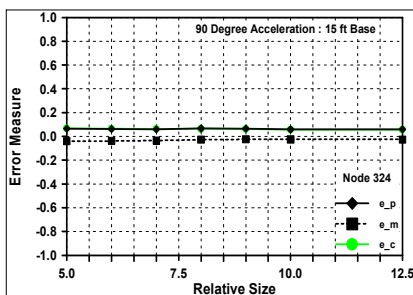
(f) node 316 w/ offset charge



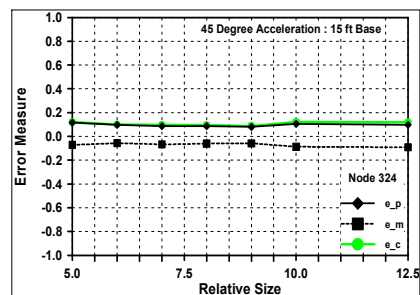
(g) node 321 w/charge under ship model



(h) node 321 w/ offset charge

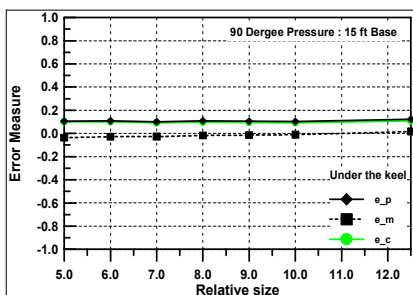


(i) node 324 w/charge under ship model

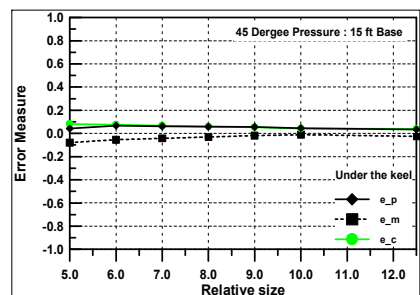


(j) node 324 w/ offset charge

Fig. 5.15 Error measures of vertical acceleration responses - near arrangement



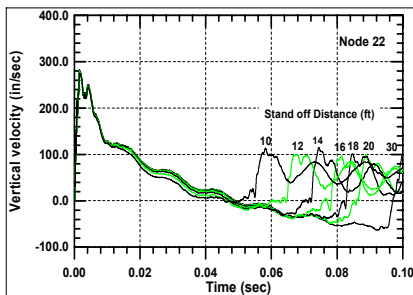
(a) w/charge under ship model



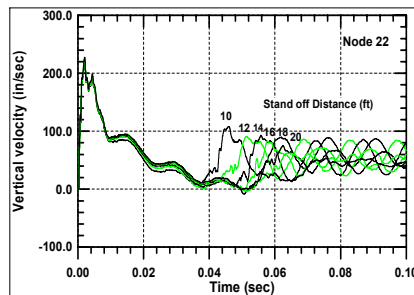
(b) w/ offset charge

Fig. 5.16 Error measures of fluid pressure responses - near arrangement

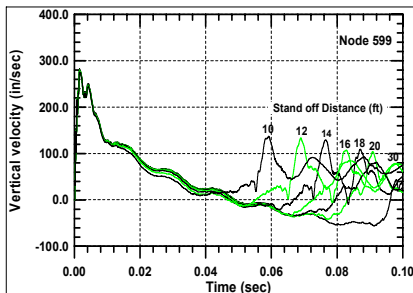
Fig. 5.17은 원거리 수중폭발 조건에 따른 직하와 45도 경사에서 부유체 구조물의 각 응답 측정점들의 수직이탈속도를 나타내었는데 앞의 근거리 수중폭발에서 가지는 응답 특성과 유사한 형태를 보여주고 있다. Fig. 5.18은 직하와 45도 경사 수중폭발 조건에 대하여 용골 아래의 유체압력에 대한 시간이력을 보여 주고 있는데 비록 크기나 패쇄 압력파가 일어나는 시점은 차이가 나겠지만 역시 근거리 수중폭발에서 가지는 압력 분포와 응답특성이 거의 일치하는 형태를 가지고 있다.



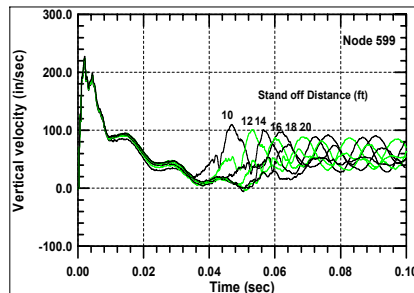
(a) node 22 w/charge under ship model



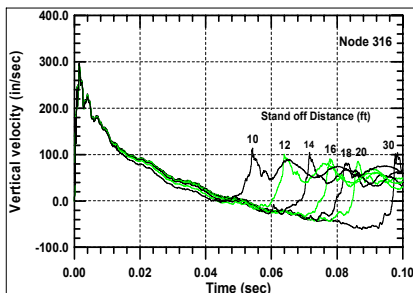
(b) node 22 w/ offset charge



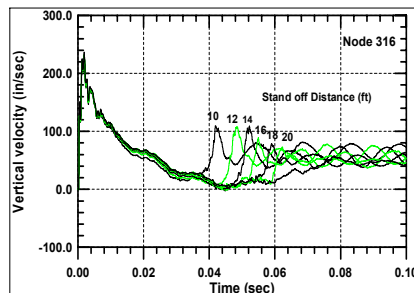
(c) node 599 w/charge under ship model



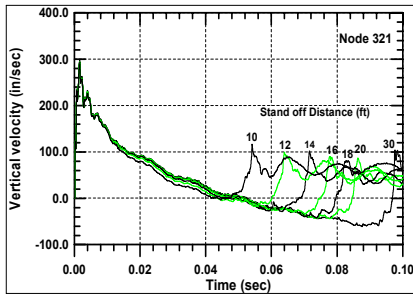
(d) node 599 w/ offset charge



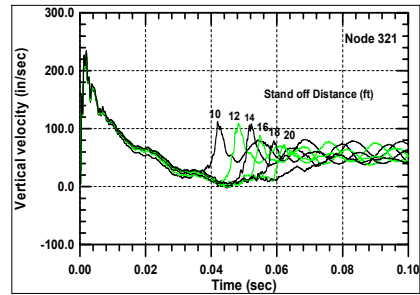
(e) node 316 w/charge under ship model



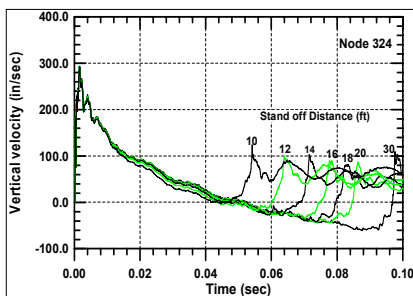
(f) node 316 w/ offset charge



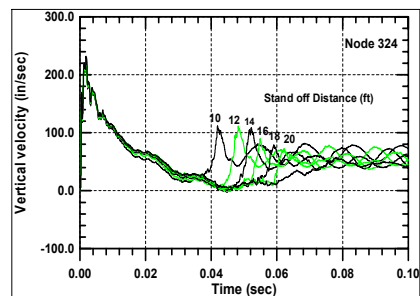
(g) node 321 w/charge under ship model



(h) node 321 w/ offset charge

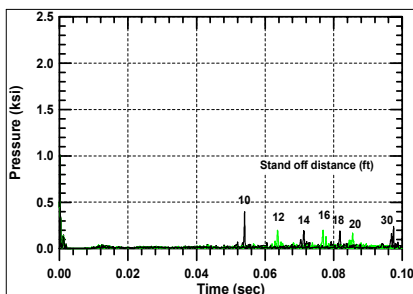


(i) node 324 w/charge under ship model

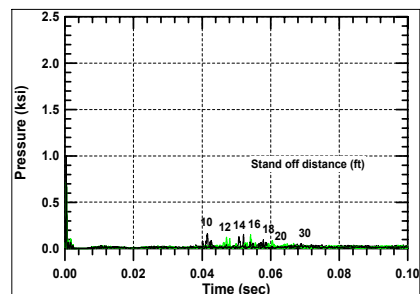


(j) node 324 w/ offset charge

Fig. 5.17 Time history of vertical velocity - far arrangement



(a) w/charge under ship model

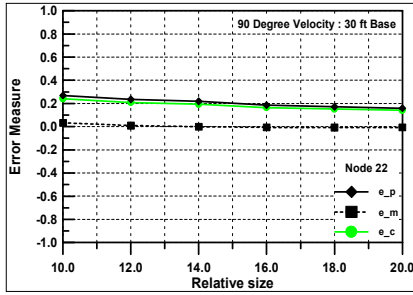


(b) w/ offset charge

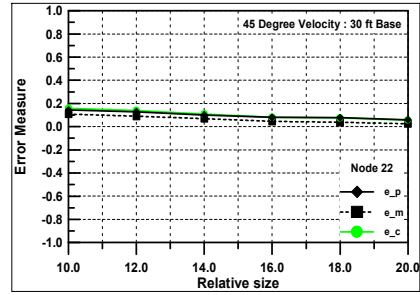
Fig. 5.18 Time history of fluid pressure - far arrangement with charge

원거리 수중폭발 조건에서도 수직이탈속도, 수직이탈가속도 및 유체압력의 결과 까지 포함하여 Case 2\_7의 결과를 기준 데이터로 하는 Russell의 오차측정방법을 적용한 결과를 유체영역의 크기에 따라 각각 Figs. 5.19, 5.20 및 5.21과 같이 나타 내었다. 이들 결과 또한 근거리 수중폭발 모델이 가지는 결과와 거의 유사한 양상 을 가지는데 위상차이로 인한 오차인자가 전체적으로 종합오차인자를 지배함을 알 수 있다.

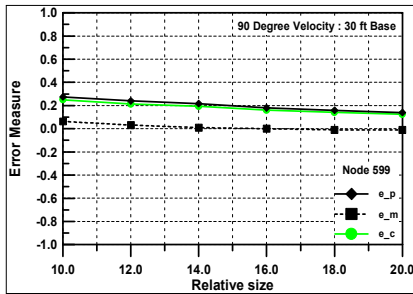




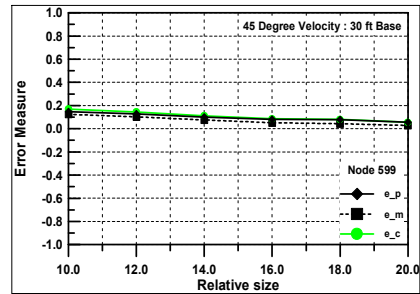
(a) node 22 w/charge under ship model



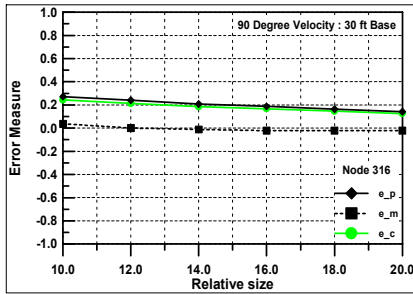
(b) node 22 w/ offset charge



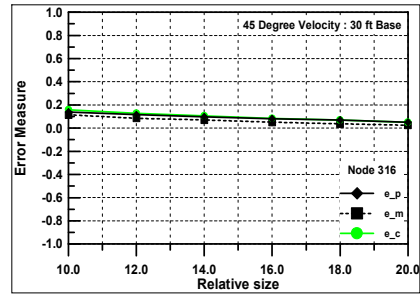
(c) node 599 w/charge under ship model



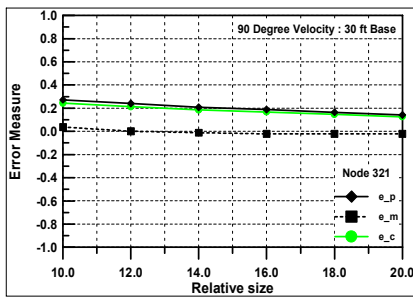
(d) node 599 w/ offset charge



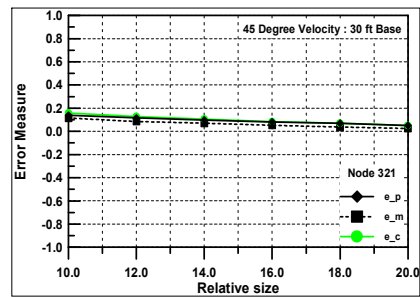
(e) node 316 w/charge under ship model



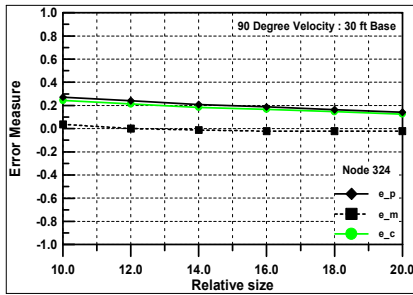
(f) node 316 w/ offset charge



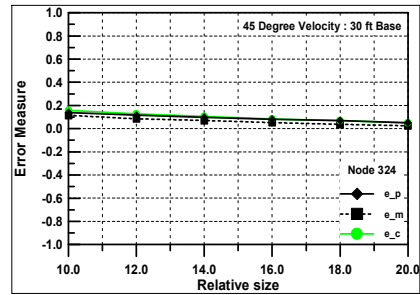
(g) node 321 w/charge under ship model



(h) node 321 w/ offset charge

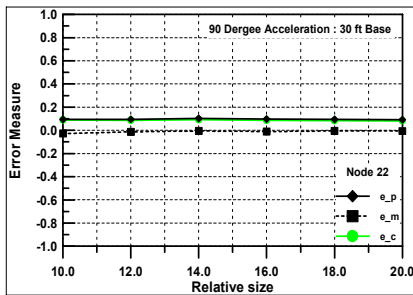


(i) node 324 w/charge under ship modelv

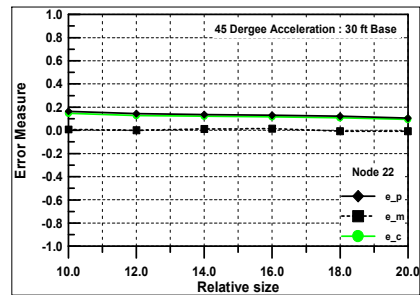


(j) node 324 w/ offset charge

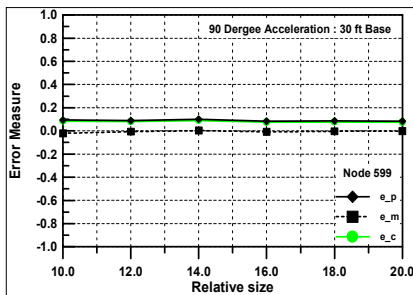
Fig. 5.19 Error measures of vertical velocity - far arrangement



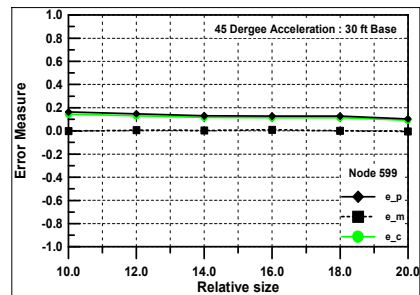
(a) node 22 w/charge under ship model



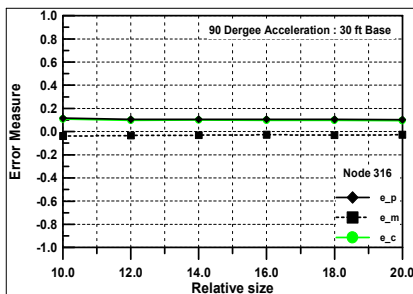
(b) node 22 w/ offset charge



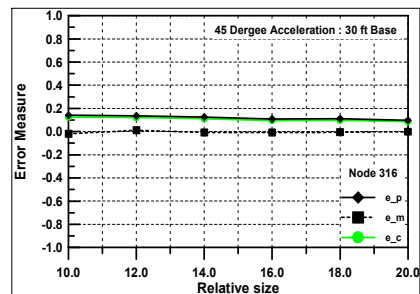
(c) node 599 w/charge size under ship model



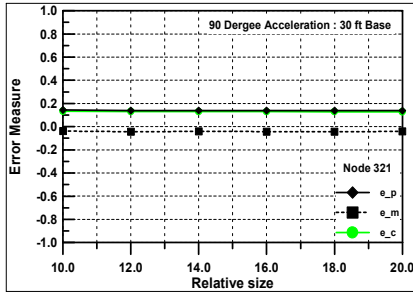
(d) node 599 w/ offset charge



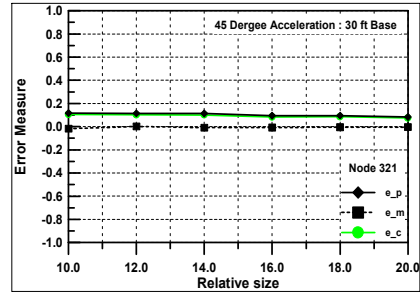
(e) node 316 w/charge under ship model



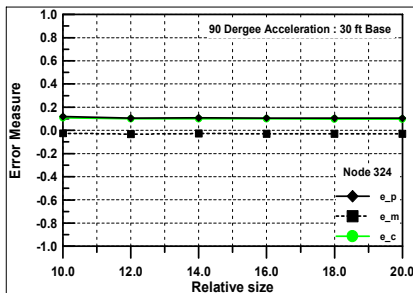
(f) node 316 w/ offset charge



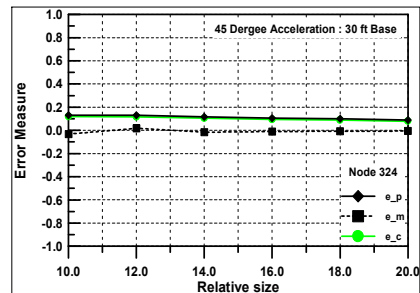
(g) node 321 w/charge under ship model



(h) node 321 w/ offset charge

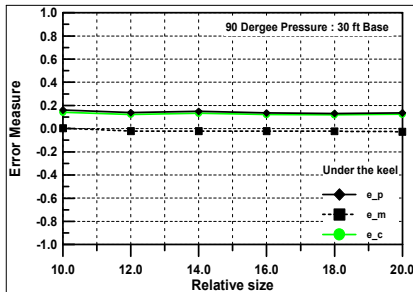


(i) node 324 w/charge under ship model

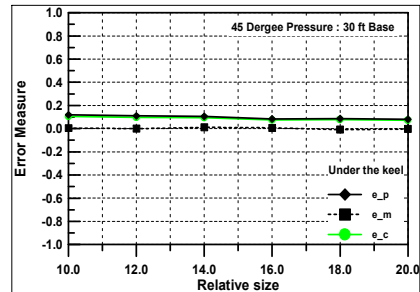


(j) node 324 w/ offset charge

Fig. 5.20 Error measures of vertical acceleration responses - far arrangement



(a) w/charge under ship model



(b) w/ offset charge

Fig. 5.21 Error measures of fluid pressure responses - far arrangement

유체모델의 유한요소 크기 변화, 실린더형이 아닌 상자형 유체영역의 모델, 그리고 유체영역에서 폭이나 길이방향 만의 변화에 따른 영향을 살펴보고 보다 정확하고 효율적인 유체 모델링에 대한 정보를 구하고자 Cases 3\_1~3\_5에 대하여 앞에서 수행한 평가방법과 마찬가지로 실시하였다. 해석결과에 대한 신뢰성 평가를 위하여 Case 3\_1을 기준 모델로 하여 오차측정방법을 적용하였다.

Fig. 5.22는 이들 Case들에 대하여 부유체 구조물의 각 응답 측정점들의 수직이탈속도와 용골 아래의 유체압력에 대한 시간이력을 보여 주고 있는데 응답특성이

기준 Case 3\_1의 결과와 거의 일치함을 알 수 있다. 수직이탈속도 및 수직이탈가속도, 그리고 유체압력의 결과까지 포함하여 Case 3\_1의 결과를 기준 데이터로 하는 Russell의 오차측정방법을 적용한 결과를 유체영역의 크기에 따라 각각 Figs. 5.23과 5.24와 같이 나타내었다. 이들의 시간이력 결과로 인해 거의 0.1 부근의 종합오차의 값이 나타나는 것을 볼 수가 있고, 위상차이로 인한 오차인자가 전체적으로 종합오차인자를 지배하는 특성은 앞서 수행한 근거리와 원거리 수중폭발 배치 조건과 유사하게 나타나고 있다.

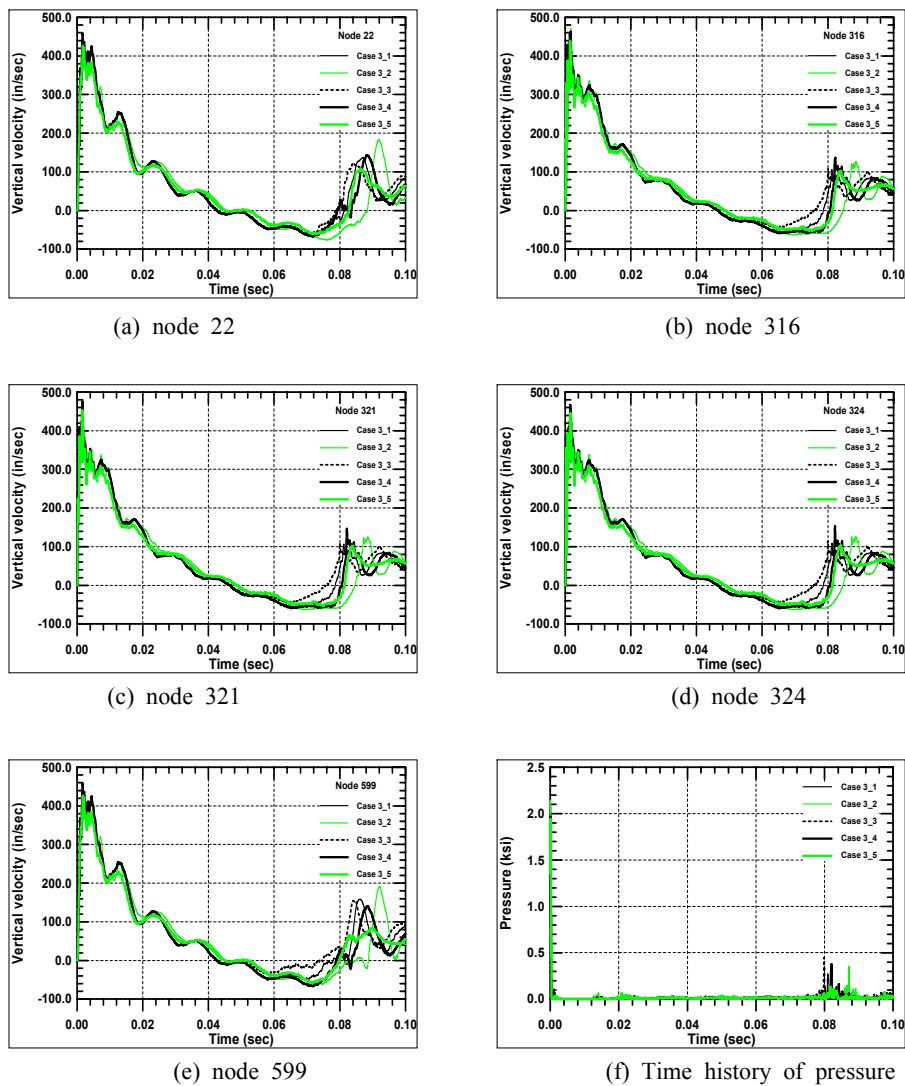
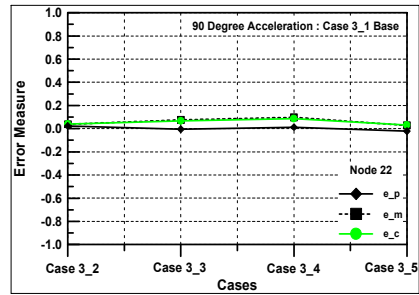
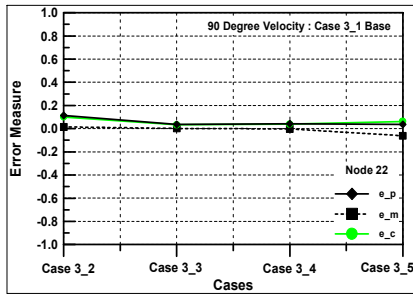
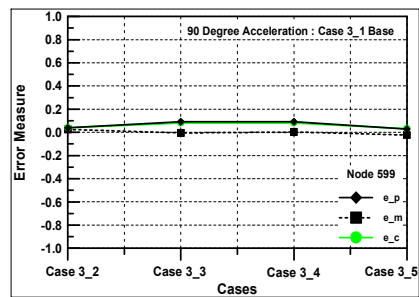
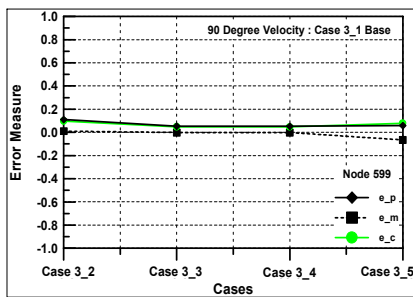


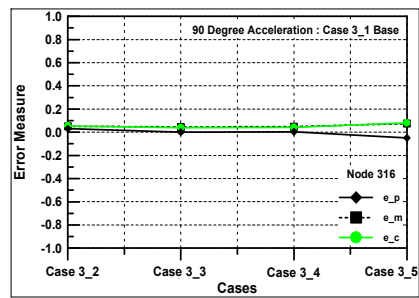
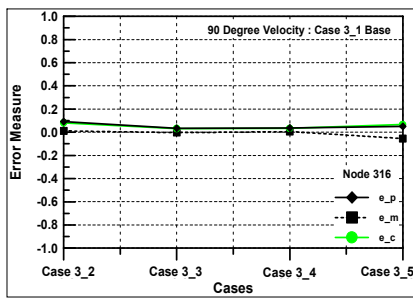
Fig. 5.22 Time history of vertical velocity and fluid pressure - extra variables



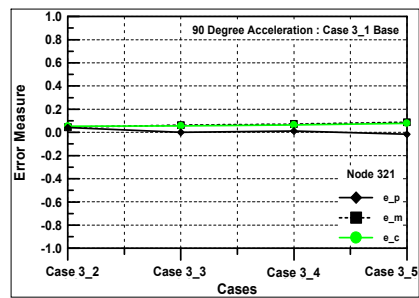
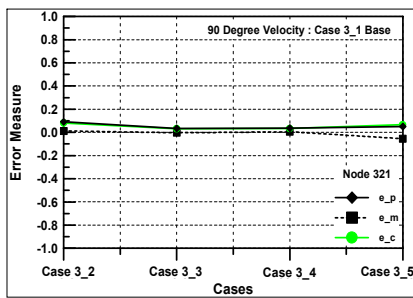
(a) node 22 w/charge under ship model



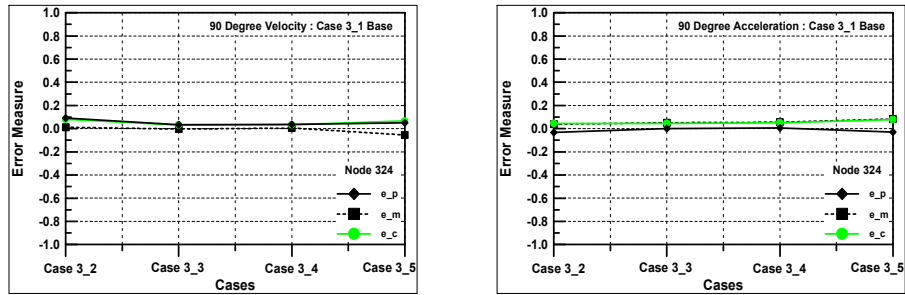
(b) node 599 w/charge under ship model



(c) node 316 w/charge under ship model



(d) node 321 w/charge under ship model



(e) node 316 w/charge under ship model

Fig. 5.23 Error measures of vertical velocity/acceleration responses - extra variables

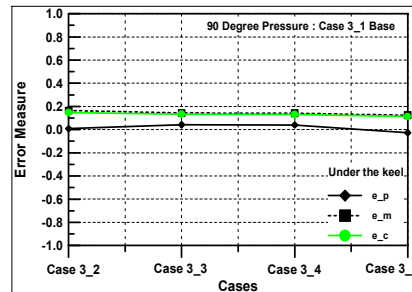


Fig. 5.24 Error measures of fluid pressure under the keel - extra variables

이러한 결과로 미루어 볼 때 유체영역의 크기와 형상의 변화로 인한 수중폭발 충격응답 특성은 유체모델을 지배하는 인자는 부유체 구조물을 둘러싼 유체영역의 전체적인 크기에 지배를 받는 것을 알 수 있다.

Russell이 제안하는 오차측정방법의 관점에서는 오차측정인자의 값이 0.2이상을 넘지 않으면(실선 충격시험 결과와의 비교를 위해서는 0.25까지 허용함) 상당히 신뢰성 있는 응답이라고 간주할 수 있다. 이와 같이 Russell의 오차 측정방법을 이용하여 이상 크게 3가지 충격응답 배치 모델에 대한 결과를 종합하여 판단하면 수중폭발에 의한 초기 충격과에 의한 응답과 광역 캐비테이션의 종료 시점에 대한 차이등을 고려한다면 광역 캐비테이션의 하경계 깊이의 0.6배 이상이 되도록 유체영역을 해석 모델링에 포함해야 신뢰성 있는 충격응답 해석결과를 얻을 수 있다고 판단된다. 이러한 판단은 모든 수중 폭발 조건에서 해석 대상의 유체영역의 모델에 대하여 정의하기는 본 논문에서 다루었던 해석 조건과 모델이 다소 국한적이고, 해석 대상 모델이 비교적 간단하다는 점에 대하여 적용하기 어려움이 있다. 하지만 유체영역에 대한 고려되어야 할 많은 부분에 대하여 연구되었고, 비교적 간단한 해석 모델이지만 광역 캐비테이션 현상을 유체영역에서 다양하게 고려함으로써 충분히 신뢰성있는 결과라고 판단된다.

## 5.4 고찰

광역 캐비테이션의 영향을 고려한 유체영역의 크기에 관한 정량적인 특성을 알아보기 위하여 Hybrid 기법을 이용하여 수중폭발 충격응답 해석을 수행하였다. Hybrid 기법에서는 사용 가능한 DAA 경계요소의 개수가 제한적이고, 이들 DAA 요소 개수가 해석 계산시간에 직접적인 영향을 준다는 사실을 감안 할 때 본 연구는 다양한 유체영역 특성에 관하여 수행한 연구라고 판단된다.

본 장에서는 비교적 간단한 상자형 부유체 구조물을 수치계산 모델로 택해서 LS-DYNA/USA를 이용하여 주변 유체를 포함한 3차원 충격응답해석을 수행하고 해석 모델링에 포함된 유체영역의 크기에 따른 충격압력 및 구조물 수직 이탈 속도와 가속도에 대하여 Russell의 오차측정인자를 계산하고, 이로부터 유체영역의 크기를 정량적으로 규명하였다. 이를 통해 광역 캐비테이션 현상을 고려한 수중폭발 충격응답해석에 있어서 광역 캐비테이션의 하경계 깊이의 약 0.6배 이상이 되도록 유체영역을 해석 모델링에 포함시켜야 신뢰성 있는 충격응답 해석결과를 얻을 수 있음을 확인하였다.

## 6. 탄성마운트 지지 장비시스템의 수중폭발 충격응답 해석

수중 폭발 충격하중에 대하여 내충격 안전성을 확보하기 위하여 각국 해군에서는 함정의 전투 및 운항 성능에 필수적인 탑재장비에 대하여 충격시험 등을 통하여 내충격 성능을 검증하도록 요구하고 있다. 우리 해군에서도 함정용 탑재 장비에 대하여 미국해군의 탑재 장비에 대한 충격 사양인 MIL-S-901D[11]에 따라 함정의 탑재 장비의 내충격 안전성을 검증 받도록 장비 제작사에게 요구하고 있다.

MIL-S-901D에서 탑재 장비를 대상으로 규정하고 있는 충격시험은 대상 장비의 중량에 따라 경중량(light weight), 중간중량(medium weight), 그리고 중중량 충격 시험으로 분류된다. 미해군 충격시험 사양인 MIL-STD-901D에서는 시험보조장치, 즉 지지대 및 각종 볼트, 너트까지의 중량을 포함한 장비 중량이 550 lb 미만인 경우에는 경중량 충격 시험을, 550 lb 이상 7400 lb 미만의 경우에는 중간 중량 충격 시험을, 그 이상의 경우에는 중중량 충격 시험을 수행하도록 규정하고 있다. 또한 MIL-STD-901D에서는 각 충격 시험을 수행하기 위한 충격 시험기와 이를 사용한 충격 시험 절차를 규정하고 있다.

현재 국내에서도 경중량 및 중간중량 충격시험기를 이용한 충격시험은 한국 기계연구원을 중심으로 활발하게 이루어지고 있으나 중중량 충격시험기는 없기 때문에 주기관과 같은 핵심적인 탑재 장비에 대한 충격시험은 불가능하다[27]. 실제 폭약의 수중폭발 시험을 수행하는 중중량 충격시험은 실선충격시험과 유사하므로 이를 이용한 실험적 연구는 탑재장비에 대한 내충격 안전성의 확보 측면뿐만 아니라 수중폭발현상 규명 및 수중폭발 충격응답해석의 정확도 검증을 위해서도 반드시 필요하다.

현재 중중량 탑재 장비의 충격시험을 수행할 수 없는 주기관과 같은 장비에 대해서는 미국해군의 탑재장비 내충격 설계검증을 위한 표준해석 방법인 DDAM 해석[9]을 널리 사용되고 있다. 하지만 DDAM을 이용하여 탄성마운트에 의해 지지된 탑재장비의 내충격 안전성을 평가하기에는 몇 가지 문제점이 있다[27]. 스펙트럴 해석방법인 DDAM 해석은 대상장비의 충격응답이 선형이고 탄성한도 내에 있다는 가정 하에서 개발된 방법이므로 비선형 탄성마운트를 채용하는 탑재장비들에 적용하는 것은 원칙적으로 불가능하다. 이 경우 독일, 네덜란드 등의 NATO 회원국에서 주로 사용하는 시간영역에서의 충격응답해석 방법을 적용하는 것이 타당하리라 판단된다. 그러나 시간영역에서의 충격응답 해석을 위해서는 사전에 충격하중의 시간이력을 알아야 하는데, 이에 대해 선진 외국에서는 군사상의 이유로 대부분 비밀로 취급하고 있으며, 한국해군의 독자적인 하중자료가 현재로서는 없는 상태이기 때문에 이를 수행하는 것 역시 현실적으로 거의 불가능하다. 이러



한 문제를 해결하기 위한 한 방안으로서 수치 시뮬레이션을 통해 MIL-S-901D 중중량 충격시험을 재현하는 방안을 고려할 수 있다.

본 장에서는 MIL-S-901D 중중량 충격시험기의 하나인 SFSP(Standard Floating Shock Platform)[28]를 사용하여 실제 한국 해군 함정에 탑재된 비선형 탄성마운트에 의해 지지된 장비 시스템에 대한 수중폭발 충격응답 해석방법을 제시하고자 한다. 이를 위해 광역 캐비테이션을 포함한 유체 영역의 추정과 탄성지지 장비시스템의 해석기법들을 토대로 이번 해석기법에 적용하였으며 해석에 사용한 프로그램은 LS-DYAN3D/USA[6]를 사용하였다. 해석 대상으로는 실제 한국 해군 함정에 탑재된 비선형 탄성마운트 지지 장비시스템인 주기관 모듈[29]을 택하였다. 또한 수치계산을 통해 탄성마운트의 비선형성과 SFSP의 강성이 대상 장비의 충격응답 특성에 미치는 영향을 검토하였다.

## 6.1 MIL-S-901D 중중량 충격시험

중중량 충격시험은 시험 대상장비의 중량이 60,000 lb까지는 SFSP를 이용하고 400,000 lb까지는 LFSP(Large Floating Shock Platform)을 사용하여 실제 수중 폭발 시험을 실시한다. SFSP는 1959년에 미국 NSRDC의 UERD에 의해 처음 만들어졌으며 최대 시험중량은 30,000 lb로 설계되었으나 현재의 MIL-S-901D에서는 60,000 lb의 탑재장비까지 시험을 할 수 있도록 규정하고 있다. 초기 모델은 길이 22 ft에 폭 16 ft였으나 현재는 길이 방향만 6 ft가 더 늘어난 28 ft에 폭 16 ft SFSP를 사용하고 있다.

Fig. 6.1~Fig. 6.1에서는 SFSP를 3차원 CAD program을 이용하여 전체 모습과 2차원 단면에 대한 도면을 보여 주고 있는데 이와 같이 SFSP 구조는 선체에 탑재된 장비가 선체로부터 받는 하중 조건과 유사하게 만들기 위해 3ft 깊이의 이중저(double bottom) 구조로 되어 있으며 SFSP를 둘러싼 외관은 대부분이 1 in의 두께를 가진 고장력강(HY-80)으로 되어 있다. 시험 대상장비가 설치되는 내부 선저의 선측은 높이 3ft, 폭 0.5ft의 이중 선체이며, 이로 인해 실제 시험 대상장비의 설치 면적은 길이 26 ft에 폭 14 ft이다. 높이 방향으로는 충격 시험 중에 장비의 구성품이 이탈하여 물 속에 빠지지 않게 하고 각종 기후 조건으로 인한 영향을 줄이기 위하여 canvas 등을 이용하여 만든 canopy가 반 원통형 구조로 상부를 막고 있다. SFSP의 자체 중량은 약 85,000 lb이며 이 경우 3 ft의 흘수를 갖는다. 시험 대상장비는 가능한 한 실제 함정에 부착되는 방법과 같은 방법으로 SFSP에 설치하여 시험을 수행한다. 한편, 해저면의 영향을 줄이기 위하여 수심이 적어도 35~40 ft 이상 되는 곳에서 수행하여야 한다.

Fig. 6.3은 SFSP을 이용한 중중량 충격시험 장면을 보여주고 있으며, Table 6.1과 Fig. 6.4에서는 MIL-S-901D에서 규정하는 중중량 충격시험 조건을 정리하였다.

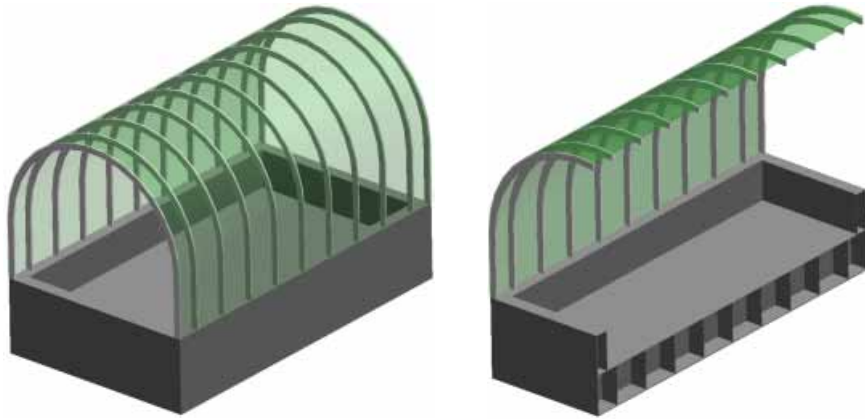
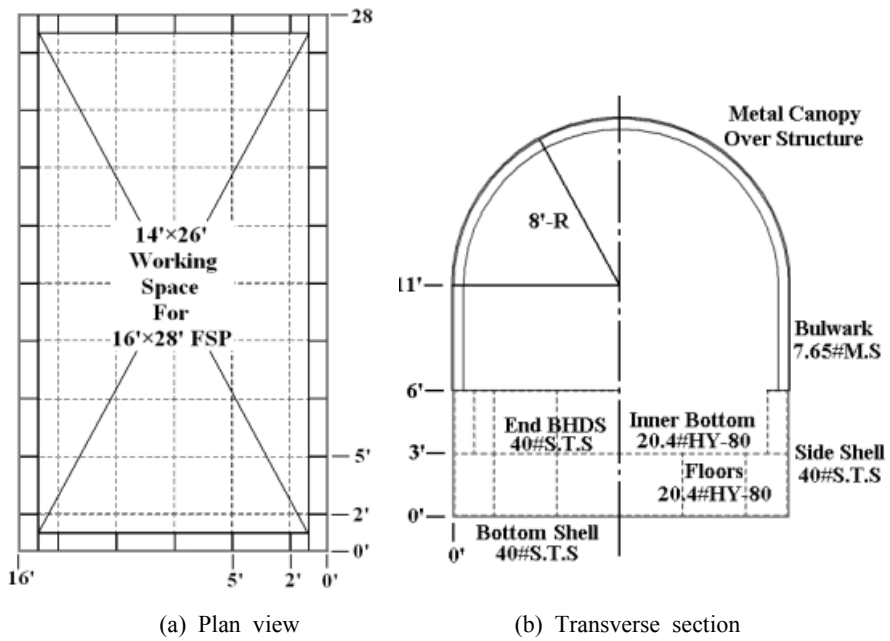


Fig. 6.1 MIL-S-901D Standard Floating Shock Platform



\*Note : 1. Some floating shock platforms are 22 feet long rather than 28 feet  
 2. See buships drawing 645-1973904 for construction details.

Fig. 6.2 MIL-S-901D Standard Floating Shock Platform



Fig. 6.3 MIL-S-901D Standard Floating Shock Platform  
(Hi-Test Laboratories, USA)

Table 6.1 Test schedule for MIL-S-901D heavy weight shock testing

Test condition	SFSP	LFSP
Depth of explosive charge below water surface (for all shots)	24 ft	20 ft
Explosive charge weight/ composition	HBX-1	
	60 lbs	300 lbs
Shot direction : Shot 1 Shots 2, 3, and 4	Fore-and-aft Athwartship	
Standoff : Shot 1 Shot 2 Shot 3 Shot 4	40 ft 30 ft 25 ft 20 ft	110 ft 80 ft 65 ft 50 ft

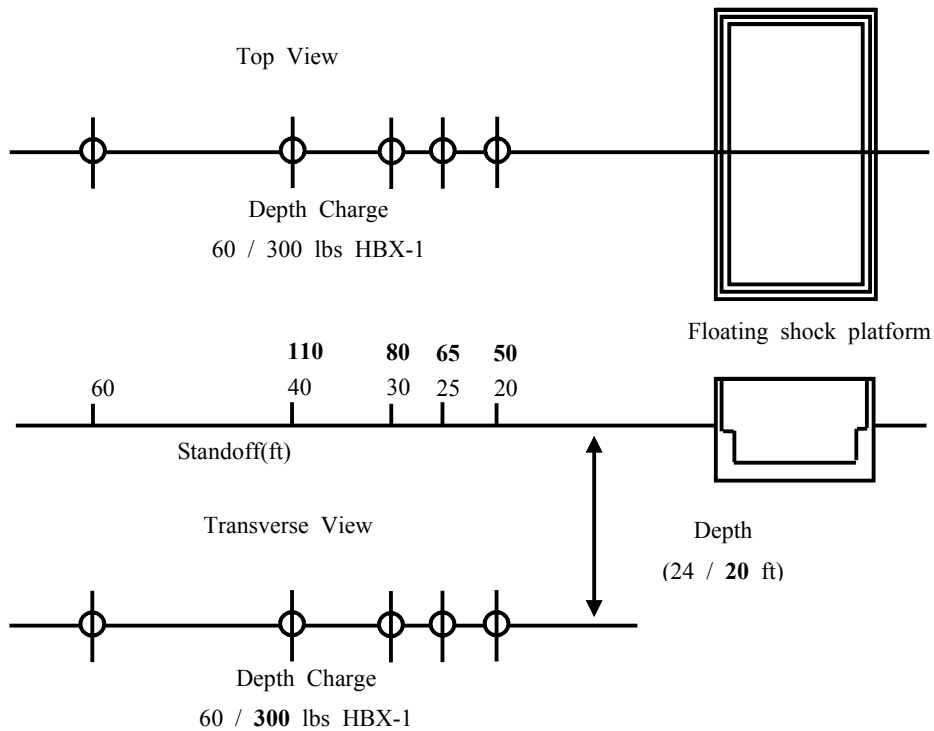


Fig. 6.4 MIL-S-901D Standard Floating Shock Platform

## 6.2 MIL-S-901D 부유식 충격시험기의 수중폭발 충격응답 해석

해석 대상인 비선형 탄성마운트 지지 장비시스템인 주기관 모듈이 탑재된 SFSP의 수중폭발 충격하중에 대한 전체적인 거동을 살펴보기 위해서는 중중량 충격시험기가 가지는 충격하중에 대한 물리적인 거동과 특성에 대하여 선행 검증작업이 필요하다. 이를 위해서 수중폭발 충격응답해석을 위한 대표적인 프로그램인 LS-DYNA/USA를 이용하여 MIL-S-901D 중중량 충격시험기 SFSP에 대해 수중폭발에 의한 충격응답해석을 수행하고, 그 결과를 미국해군 연구소(Naval Research Laboratories, NRL)에서 실시한 중중량 충격 시험결과와 비교하여 정확도를 검증하여 중중량 탑재장비의 내충격 설계검증에 활용하고자 한다.

### 6.2.1 검증 모델 및 방법

충격응답해석을 위하여 앞에서 언급한 바와 같이 NRL에서 수행한 시험 자료 [28]를 비교, 검증 자료로써 이용하였다. NRL 충격시험에서는 전체 중량이 35,800lb인 잠수함용 디젤 엔진(diesel engine)을 SFSP에 탑재하였다. 또한 대상 주기관을 분해하는 과정에서 2가지 추가 중량조건을 더 설정하였으며. 시험에 사용된 폭약은 MIL-S-901D에서 규정하고 있는 HBX-1 60 lb를 이용하여 Fig. 6.5에 보인 바와 같이 폭약 깊이 10ft, 20ft 및 30ft에 대하여 stand-off 거리를 각각 20ft, 30ft, 40ft, 60ft, 그리고 80ft로 놓고 중중량 충격시험을 수행하였다. 이상의 시나리오에 대하여 Table 6.2에서는 중량 조건 35,800lb에 대하여 14가지, 그리고 분해 과정에서 구현된 중량조건 18,400lb와 9,000lb에 대하여 각각 7 가지씩, 총 28 가지 Case를 정리하였다.

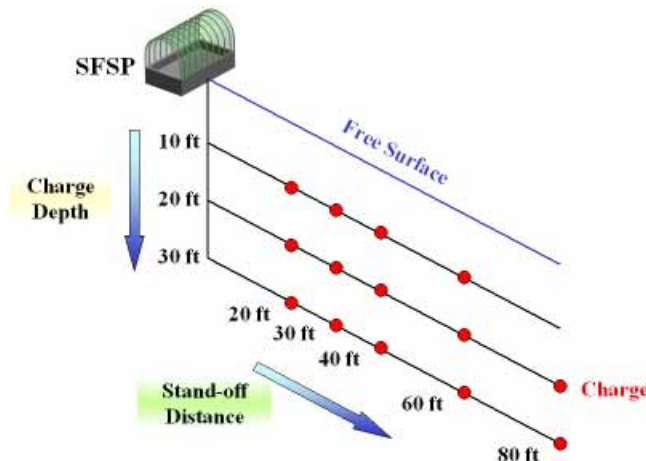


Fig. 6.5 Shot geometry for heavy weight shock testing at NRL

Table 6.2 Conditions for shock response analysis

Charge Depth	Stand off distance	Load weight (lb)		
		9,000	18,400	35,800
10 ft	20 ft	·	·	⊙
	30 ft	·	·	⊙
	40 ft	·	·	⊙
	60 ft	·	·	⊙
20 ft	20 ft	⊙	⊙	⊙
	30 ft	⊙	⊙	⊙
	40 ft	⊙	⊙	⊙
	60 ft	⊙	⊙	⊙
	80 ft	·	·	⊙
30 ft	20 ft	·	·	⊙
	30 ft	·	·	⊙
	40 ft	⊙	⊙	⊙
	60 ft	⊙	⊙	⊙
	80 ft	⊙	⊙	⊙

SFSP와 같은 부유체 구조물의 수중폭발 충격응답해석에 있어서는 초기 입사 충격파가 전파할 때 자유수면과 접수구조표면에 의해 발생하는 인장반사파로 인한 광역 캐비테이션 및 선각 캐비테이션의 영향을 고려하여야 하며, 이를 위해 본 연구에서는 Fig. 6.6에 보인 바와 같이 SFSP뿐만 아니라 주변 유체를 포함하여 3차원 유한요소 모델링을 하였다. 3차원 유한요소 모델의 전체 절점 수는 70,178개, 요소 수는 SFSP의 모델에 shell 요소 10,784개를 사용하였고 주변유체 모델링을 위해 Acoustic Element 요소 57,844개를, 그리고 유체 모델링에서 제외된 기타 유체영역의 영향을 고려하기 위한 접수 경계요소 즉, DAA 요소 5,696개를 사용하였다. 또한 SFSP에 설치된 주기관은 동일한 중량을 갖는 강체 블록으로 모델링하였다.

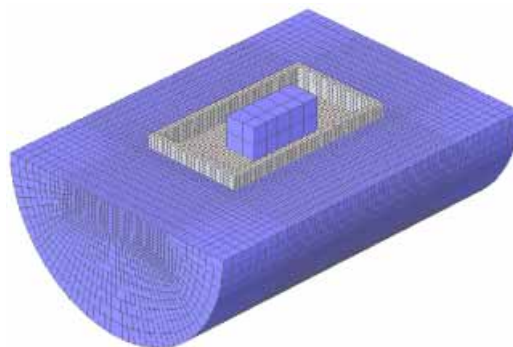


Fig. 6.6 Finite element mesh configuration of SFSP

Fig. 6.7에는 NRL의 충격시험결과와 비교하기 위해 대상 주기관이 취부되는 지지부에서의 데이터 추출 지점을 도시하였다.

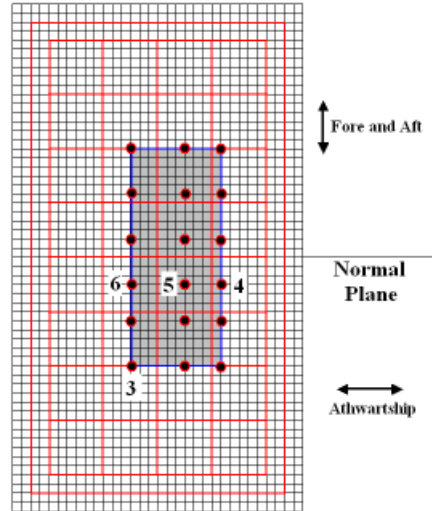
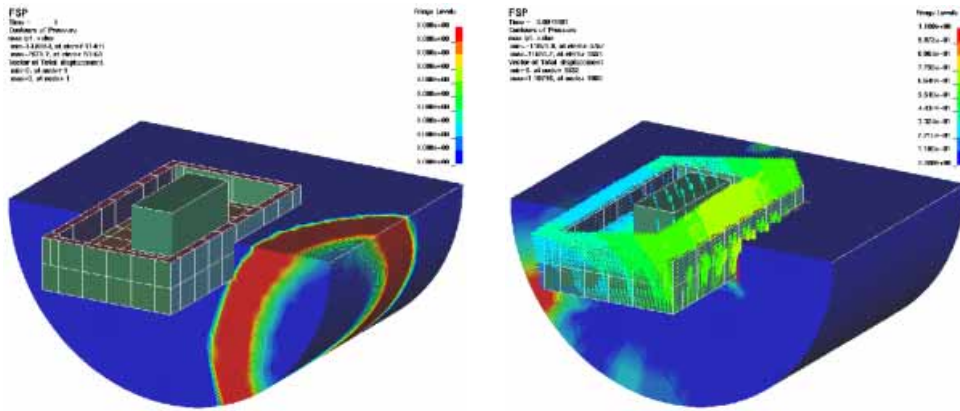


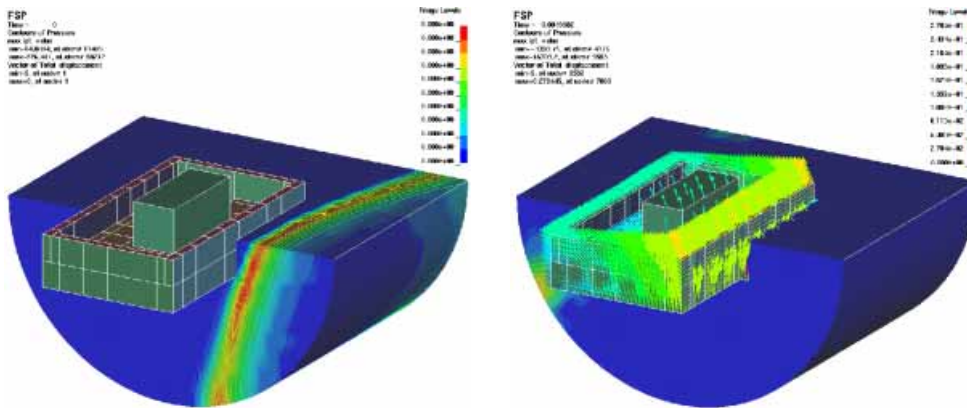
Fig. 6.7 Data acquisition node

### 6.2.2 충격응답 해석

시험 중량 3가지 조건 가운데 대표적으로 대상 주기관의 중량이 35,800 lb에 대하여 가장 근거리와 원거리에서 수중폭발하는 경우의 압력파의 발생과 전파모습, 그리고 이에 대응하는 SFSP와 대상 주기관의 거동을 Fig. 6.8에서 나타내었다. 폭약이 위치한 거리에 따라 충격파가 가지는 반경의 크기가 뚜렷이 구별되지만 충격파가 지나간 후 대상 주기관의 거동에 있어서는 큰 차이를 보이지 않는 것을 확인할 수 있다.



(a) For shot at 10 ft depth, 20 ft stand off

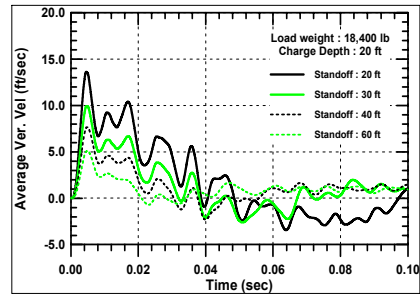
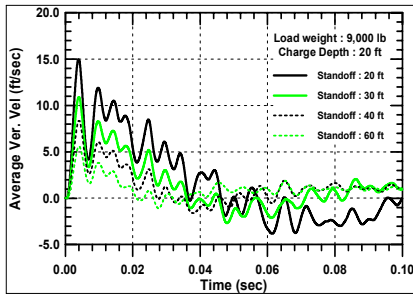


(b) For shot at 30 ft depth, 80 ft stand off

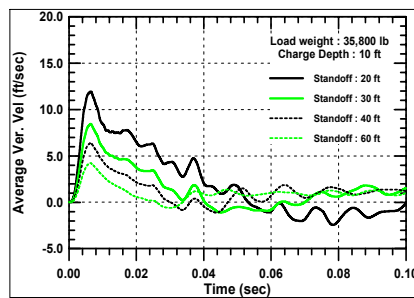
Fig. 6.8 Pressure Propagation at test load 35,800 lb

3가지의 시험중량에 대한 대상 주기관의 거동을 stand-off 거리에 따라 가장 큰 폭발 충격압력이 작용하는 근거리에서 상기 데이터 추출 위치 4곳의 평균 속도 응답 시간이력을 Fig. 6.9에서 도시하였다. Fig. 6.9에서 알 수 있듯이 각각의 시험중량에서 stand-off 거리가 멀어질수록 수중폭발 충격응답으로 인한 수직이탈속도의 크기가 선형적으로 줄어들며, 모든 중량 조건에서 50 msec 이후에는 충격거동이 거의 사라지는 것을 확인할 수 있다. NRL 충격 시험과 비교를 위한 모든 Case에서 이러한 거동을 확인하였으며, 초기 시험 조건을 위한 stand-off 거리에 따라 그 최대 속도의 크기만 차이를 보였다.





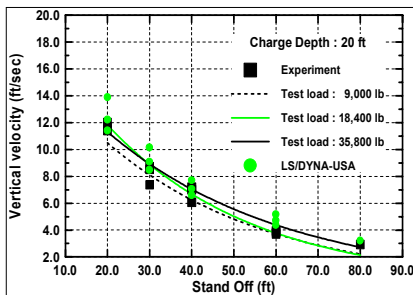
(a) For shot at 20 ft depth, test load 9,000 lb (b) For shot at 20 ft depth, test load 18,400 lb



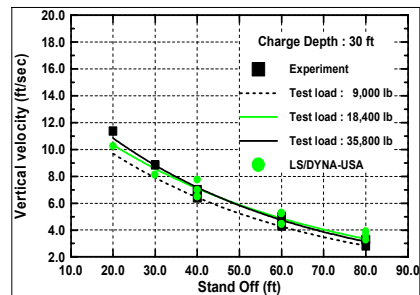
(c) For shot at 10 ft depth, test load 35,800 lb

Fig. 6.9 Time history of average vertical velocity

Fig. 6.10~6.12에는 계산된 각 방향 평균속도 최대 값과 NRL의 시험결과를 함께 도시하였다. 이들 결과에서 알 수 있듯이 충격응답 해석결과와 시험결과가 상당히 잘 일치하고 있음을 알 수 있는데 이런 충격응답 크기는 대상 주기관이 가지는 시험중량과 폭약이 위치한 폭발 깊이보다는 stand-off 거리가 가장 중요한 인자임을 알 수 있으며, stand-off에 거의 선형적으로 반비례함을 알 수 있다.

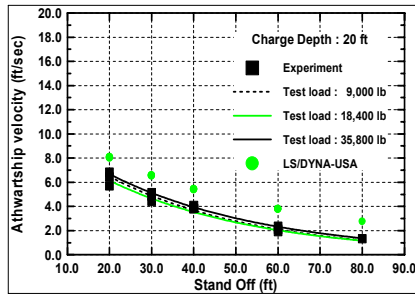


(a) 20 ft charge depth

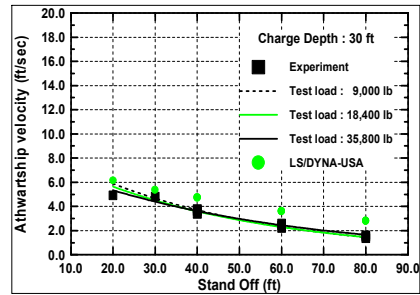


(b) 30 ft charge depth

Fig. 6.10 Peak vertical velocity vs stand-off

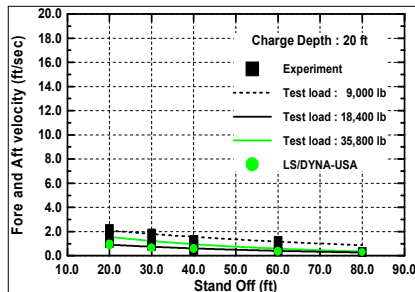


(a) 20 ft charge depth

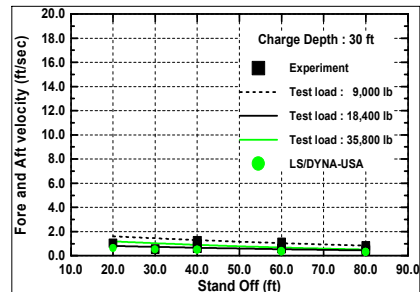


(b) 30 ft charge depth

Fig. 6.11 Peak athwartship velocity vs stand-off



(a) 20 ft charge depth



(b) 30 ft charge depth

Fig. 6.12 Peak fore and aft velocity vs stand-off

### 6.2.3 고찰

MIL-S-901D 중중량 충격시험기의 하나인 SFSP에 대해 LS-DYNA/USA를 이용하여 수중폭발 충격응답 해석을 수행하고 NRL의 시험결과와 비교를 통해 정확도를 검증하였다. 해석 결과가 시험 결과와 매우 잘 일치함을 확인하였으며 중중량 충격시험에 따른 응답 특성을 파악하였다.

현재 국내에서는 MIL-S-901D 중중량 충격시험기가 없기 때문에 중중량의 함정 탑재장비에 대해서는 내충격 안전성 검증을 거의 대부분 DDAM 해석에 의존하고 있지만 이는 앞서 설명한 바와 같이 대상 장비의 충격 응답이 선형이고 탄성 한도 내에 있다는 가정 하에서 개발된 방법이므로 주기관과 같이 비선형의 탄성마운트를 채용하는 장비들에 적용하는 것은 원칙적으로 불가능하다. 이런 경우 본 연구에서 제시하는 직접 시간적분법을 이용한 과도응답 해석을 적용하는 것이 보다 적절하다고 판단된다.

### 6.3 탄성마운트 지지 장비시스템의 동적응답 해석

대상장비의 내충격 요구조건을 만족하는 최적의 탄성마운트를 선정하기 위해서는 탄성마운트에 의해 지지된 탑재장비의 충격응답해석이 필수적이다. 이는 고도의 전투유지능력을 갖는 함정건조를 위해서는 주요 탑재장비가 탄성마운트를 채용하여 대상 장비에 전달되는 충격하중을 최소화시키는 충격 절연방법이 현재 매우 효과적인 방법으로 널리 쓰이고 있기 때문이다. 본 장에서 해석하고자 하는 대상 역시 실제 함정에 탑재시 비선형 탄성 마운트와 shock buffer를 다수 채용하고 있다.

일반적으로 사용되고 있는 함정용 탑재장비의 탄성마운트는 충격하중에 대해 하중-변위 특성이 비선형이며, 장비 자체의 강성에 비해 매우 작기 때문에 충격응답해석에 있어서는 통상 탑재장비를 강체(rigid body)로 취급할 수 있다.

함정용 탑재장비의 충격응답해석 방법으로는 앞서 설명한 DDAM 방법과 직접 시간적분법에 의한 시간영역에서의 충격응답해석 방법이 널리 사용되고 있다. DDAM은 모드중첩법을 이용한 스펙트럼해석 방법의 하나로서 대상장비가 견디어야 할 충격하중을 충격응답 스펙트럼의 형태로 규정하고 있으며, 후자의 방법에서는 충격하중을 시간이력의 형태로 규정하고 있다. 비선형 탄성마운트에 의해 지지된 탑재장비의 내충격 안전성 평가를 위하여 DDAM을 적용하는데는 다음과 같은 두 가지 문제점이 있다. 하나는 모드중첩법에 기초한 DDAM에서는 대상시스템이 선형이라는 기본 가정 하에 개발되었기 때문에 탄성마운트의 비선형성을 고려할 수 없다. 다른 하나는 탄성지지된 탑재장비의 고유진동수는 통상 5Hz 이하의 저진동수 영역에 놓이게 되는데, DDAM에서는 이러한 저진동수 영역에서 대상장비가 견디어야 할 충격하중 스펙트럼 값으로서 6g의 상당히 큰 가속도를 규정[29]하고 있으며 이를 만족하기 위한 충격마운트의 변위조건이 너무 크게 되어 이러한 요구를 만족하는 충격마운트를 선정하는 것은 실제로 매우 어렵다. 따라서, 비선형 탄성마운트에 의해 지지된 탑재장비의 충격응답해석을 위해서는 DDAM 보다는 직접시간적분법을 이용한 시간영역에서의 충격응답해석 방법이 타당하리라 판단된다.

한편, 함정 충격응답 해석을 보다 효과적으로 수행하기 위해서는 선체구조의 충격응답 특성뿐만 아니라 탑재장비, 특히 비선형 탄성마운트에 의해 지지된 장비의 충격응답 특성을 정확히 예측해야 한다. 이를 위해서는 선체구조와 탄성지지 장비의 연성효과를 고려할 수 있는 해석 모델링 기법의 정립이 요구된다.

본 장에서는 충격응답 해석도구로서 현재 가장 널리 사용되고 있는 프로그램의 하나인 LS-DYNA/USA를 이용하여 선체구조와 탄성지지 장비의 연성효과를 고려한 충격응답 해석기법을 정립하기 위한 선행 연구로서 LS-DYNA3D를 이용하

여 비선형 탄성마운트 지지 장비시스템인 주기관 모듈이 탑재된 SFSP의 수중폭발 충격응답 해석기법을 정립하고 실제 한국해군 함정에 탑재되어 사용중인 탑재 장비의 하나인 공기압축기를 수치계산 예로 택해 충격응답 해석을 수행하고 그 결과를 기존의 결과[31,32]와 비교함으로써 제시된 방법의 유용성을 검토하였다.

### 6.3.1 검증 모델 및 방법

LS-DYNA3D를 이용한 탄성지지 장비시스템의 충격응답 해석기법을 정립하기 위해 실제 한국해군 함정에 탑재되어 사용되고 있는 공기압축기를 해석모델로 택하였다. 본 장비는 미국 Barry Controls 사의 ‘2K Mount’ 10개에 의해 이중 탄성지지(double resiliently mounted) 장비이다. 본 장비에 대해 기 수행된 연구 [9,30]에서는 장비와 이중 탄성지지를 위한 base plate를 Fig. 6.13(a)과 같이 각각 6 자유도를 갖는 2개의 강체로 가정하고 10개의 비선형 스프링으로 연결된 계로 모델링 하였다. 본 연구에서도 기존의 연구에서와 마찬가지로 LS-DYNA3D의 ‘MAT\_RIGID’를 사용하여 장비와 base plate를 각각 6자유도를 갖는 2개의 강체로, 비선형 탄성마운트는 ‘MAT\_SPRING\_GENERAL\_NONLINEAR’를 사용하여 모델링 하였으며, 이를 Fig. 6.13(b)에 도시하였다. 충격응답 해석을 위한 충격하중으로는 Fig. 6.14에 도시한 바와 같은 독일해군 충격사양인 BV043-73[31]에서 규정하는 직사각형 펄스가 수직방향(Z)으로 지지부(base)에 작용하는 경우를 고려하였다. Table 6.3과 6.4에는 대상 장비시스템의 질량 특성치와 위치좌표를 각각 정리하였으며, Fig. 6.17에는 Barry Controls 사의 ‘2K Mount’의 하중-변위 곡선을 도시하였다.

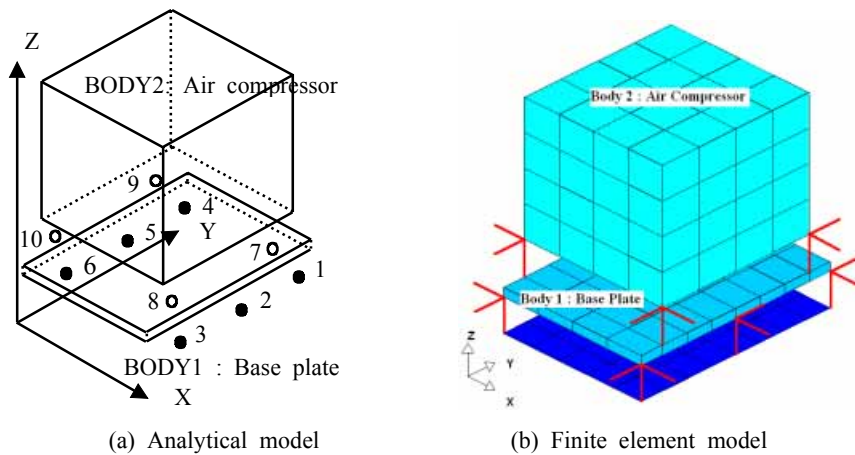


Fig. 6.13 Shock analysis model of a double-resiliently mounted air compressor

Table 6.3 Mass properties of the shock analysis model

Body	m (kg)	Jx (kg · m <sup>2</sup> )	Jy (kg · m <sup>2</sup> )	Jz (kg · m <sup>2</sup> )
1	81	4.322	3.305	7.634
2	162	10.125	4.199	9.409

Table 6.4 Positions of the shock analysis model

Body	x (m)	y (m)	z (m)	$\phi$	$\theta$	$\psi$
1	0.000	0.000	0.115	0	0	0
2	0.000	0.000	0.460	0	0	0
Mount	x (m)	y (m)	z (m)	$\phi$	$\theta$	$\psi$
1	0.255	0.350	0.045	0	0	0
2	0.255	0.000	0.045	0	0	0
3	0.255	0.350	0.045	0	0	0
4	0.255	0.350	0.045	0	0	0
5	0.255	0.000	0.045	0	0	0
6	0.255	0.350	0.045	0	0	0
7	0.255	0.271	0.187	0	0	0
8	0.255	0.272	0.187	0	0	0
9	0.255	0.271	0.187	0	0	0
10	0.255	0.272	0.187	0	0	0

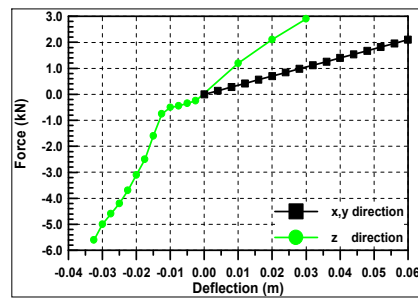
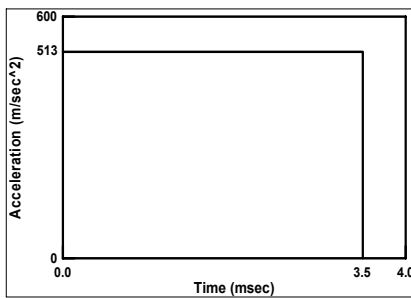


Fig. 6.14 Time history of base shock motions and Force-deflection curve of '2K MOUNT'

한편, LS-DYNA3D에서는 현재 지지부 하중을 고려할 수 있는 기능이 없기 때문에 본 연구에서는 지지부 하중에 대한 충격응답 지배 방정식으로부터 지지부 하중을 강제로 모델링 된 질량에 직접 작용하는 하중으로 치환하였으며, 그 과정

은 다음과 같다.

지지부 하중을 받는 다물체/비선형 스프링 계에 대한 운동방정식은 다음과 같이 Eq. (6.1)로 표현된다.

$$M\ddot{u} + D_s\dot{u} + F(u) = -MA\ddot{y} \quad (6.1)$$

여기서  $\ddot{x}$ ,  $\dot{x}$  및  $x$ 는 각각 지지부에 대한 강체 질량중심의 상대가속도, 속도 및 변위 벡터이고,  $\ddot{y}$ 는 지지부 가속도벡터이다. 그리고  $M$ ,  $D_s$  및  $F(u)$ 는 전체 계의 질량, 감쇠 및 비선형 스프링력 행렬이다. 지지부에 대한 강체의 상대변위, 속도 및 가속도는 각각  $u = x - Ay$ ,  $\dot{u} = \dot{x} - A\dot{y}$  및  $\ddot{u} = \ddot{x} - A\ddot{y}$ 로 정의되며,  $A$ 는 지지부 자유도의 강체질량 자유도로의 변환행렬이다.

Eq. (6.1)의 우변은 지지부 충격가속도  $\ddot{y}$ 에 의해 강체질량 무게중심에 작용하는 관성력 항이므로 본 연구에서는 지지부 자유도의 강체질량 자유도로의 변환행렬  $A$ 를 산정하고 이를 이용하여  $-MA\ddot{y}$ 로 주어지는 충격하중을 강체질량 중심에 작용하도록 하였다.

### 6.3.2 동적응답 해석

Fig. 6.18와 6.19는 6.1절에서 기술한 바와 같이 LS-DYNA3D를 이용하여 계산된 Body 2의 수직방향 상대변위 및 절대가속도의 시간이력을 기존의 연구결과 [31,32]와 함께 도시하였다. 독일의 엔지니어링사인 IKL[31]에서는 비선형 마운트에 의한 비선형력을 선형과 비선형 성분으로 분리하고 비선형 성분을 Pseudo-Force로 취급하고 모드중첩법을 사용하여 충격응답 해석을 수행하였으며, 한국기계연구원에서는 직접시간적분법과 비선형력을 고려하기 위해 Modified Newton-Raphson Iteration 방법을 사용하여 충격응답 해석을 수행하였다. 이들에게서 알 수 있듯이 본 연구에서 수행한 방법에 따른 결과와 기존의 연구결과[8,9]가 거의 일치함을 알 수 있다.

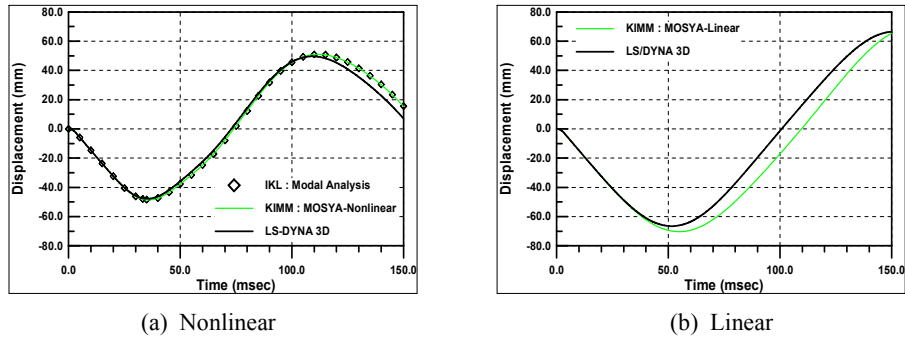


Fig. 6.15 Comparison of relative displacement of Body 2's center of gravity in vertical direction

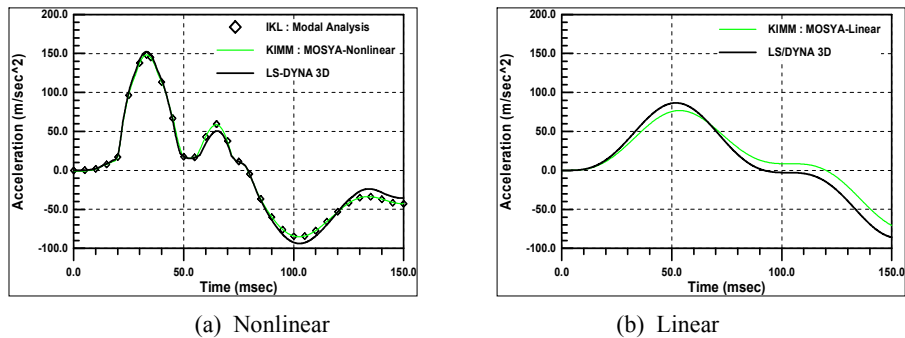


Fig. 6.16 Comparison of absolute acceleration of Body 2's center of gravity in vertical direction

해석 결과, 탄성마운트 하중-변위특성의 비선형성을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 충격응답특성이 매우 달라짐을 알 수 있다. 따라서 비선형성을 갖는 탄성마운트에 의해 지지된 함정용 탑재장비의 충격응답특성을 정확히 평가하기 위해서는 본 연구에서와 같이 탄성마운트의 비선형성을 정확히 고려할 수 있는 충격해석방법을 사용하여야 한다.

### 6.3.3 고찰

본 연구에서는 비선형 탄성마운트에 지지된 함정용 탑재장비에 대해 LS-DYNA3D를 이용한 충격응답 해석방법을 제시하였다. 수치계산 모델로서 실제 함정용 탑재장비의 하나인 탄 이중 탄성지지 공기압축기에 대하여 충격응답해석을 수행하여 기존의 해석결과와 비교·검토하여 그 유용성을 확인하였다. 아울러 탄성마운트의 하중-변위곡선의 비선형성을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우의

충격응답특성이 매우 달라짐을 확인하였으며, 비선형 탄성마운트에 의해 지지된 함정용 탑재장비의 충격응답특성을 정확히 평가하기 위해서는 본 연구에서 제시한 방법과 같이 탄성마운트의 비선형성을 정확히 고려할 수 있는 충격해석방법을 사용하여야 할 것으로 사료된다.

#### 6.4 탄성마운트 지지 장비시스템의 MIL-S-901D 충격응답 해석 모델링

선체구조와 탄성지지 장비의 연성효과를 고려한 충격응답 해석기법을 정립하기 위한 선행 연구로서 6.2절과 6.3절에서 수행한 연구 결과를 바탕으로 MIL-S-901D 중중량 충격시험기 SFSP를 사용하여 실제 한국 해군 함정에 탑재된 비선형 탄성마운트에 의해 지지된 장비 시스템에 대한 수중폭발 충격응답 해석을 수행하였다.

해석대상 장비인 주기관 모듈의 전체 모습은 Fig. 6.17과 같다. 주기관 모듈은 선체 위에 base plate가 있고 그 위에 주기관과 bearing이 나란히 놓여 있는 것을 볼 수 있고 이를 전체적으로 함정 운항시 주기관에서 발생하는 소음과 진동을 막기 위하여 sound enclosure가 감싸고 있는 것을 볼 수 있다. 이 주기관 모듈 중 가장 중요하다고 판단되는 주기관과 base plate, 그리고 이를 연결하는 비선형 마운트를 해석 대상으로 선정하여 해석을 수행하였다. Fig. 6.18에서 나타낸 비선형 하중-변위 특성을 갖는 총 30개의 탄성마운트(Fig. 6.18의 Spring 1)와 충격버퍼(Fig. 6.18의 Spring 2)에 의해 주기관과 base plate가 지지되어 있다[29]. 해석에 있어서는 해석 대상의 강성이 탄성마운트에 비해 훨씬 크기 때문에 6 자유도를 갖는 강체로 가정하고 LS-DYNA3D의 'MAT\_RIGID'를 사용하여 강체 블록으로 모델링 하였으며, Table 6.5에는 대상 장비의 질량 특성치를 정리하였다. 한편, 탄성마운트와 충격버퍼는 앞서 6.3절과 마찬가지로 LS-DYNA3D의 'MAT\_SPRING\_GENERAL\_NONLINEAR'를 사용하여 비선형 스프링으로 모델링 하였다.

Table 6.5 Mass properties of the main engine module

m (kg)	Jx (kg · m <sup>2</sup> )	Jy (kg · m <sup>2</sup> )	Jz (kg · m <sup>2</sup> )
21,680	4,1413	9,783	38,871



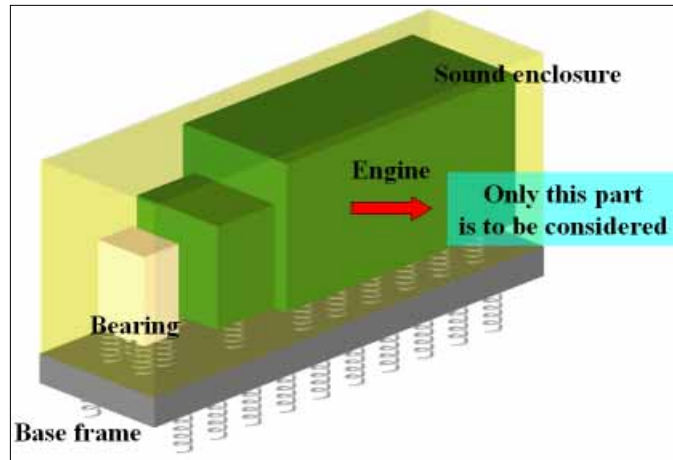


Fig. 6.17 Connected Module for the Cruise Propulsion Unit of a Korea Naval Ship

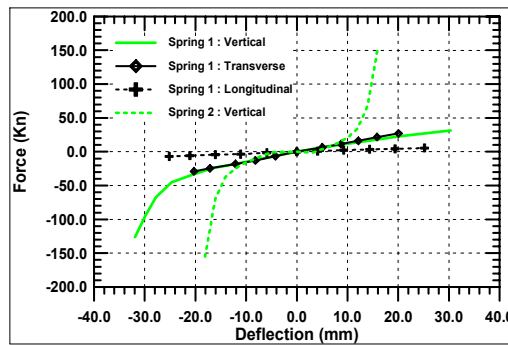


Fig. 6.18 Force-deflection curve of resilient mount and shock buffer

SFSP와 같은 부유체 구조물의 수중폭발 충격응답 해석에 있어서 6.2절에서 수행한 모델과 동일하게 Fig. 6.19에 보인 바와 같이 SFSP뿐만 아니라 주변 유체를 포함하여 3차원 유한요소 모델링을 하였다. SFSP와 주변 유체의 3차원 유한요소 모델의 전체 절점 수는 78,396개, 요소 수는 SFSP의 모델에 shell 요소 11,334개를 사용하였고 주변유체 모델링을 위해 Acoustic Element 요소 64,622개를, 그리고 유체 모델링에서 제외된 기타 유체영역의 영향을 고려하기 위한 접수 경계요소 즉, DAA 요소 5,994개를 사용하였다.

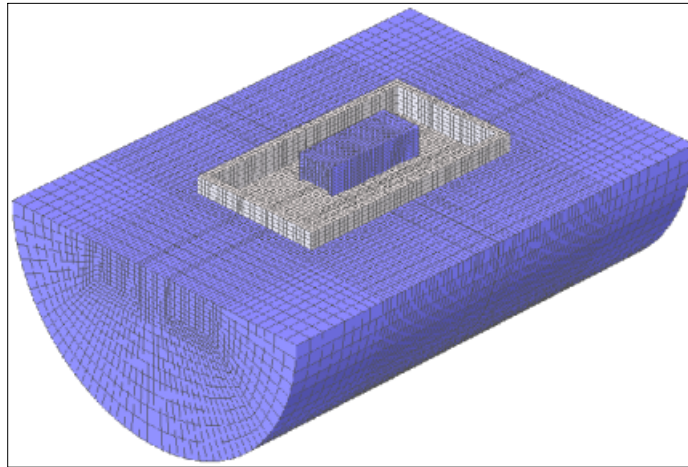


Fig. 6.19 Finite element mesh of SFSP and surrounding fluids

### 6.5 탄성마운트 지지 장비시스템의 MIL-S-901D 충격응답 해석

충격응답 해석을 위한 수중폭발 조건은 Table 6.6에 보인 바와 같이 MIL-S-901D 중중량 충격시험에서 규정하는 마지막 즉, 네 번째 폭발조건을 고려하였다.

Table 6.6 UNDEX condition for the numerical calculation

Test condition	SFSP
Depth of charge below water surface	24 ft
Explosive charge weight/composition	HBX-1
	60 lbs
Shot direction	Athwartship
Stand off	20 ft

탄성마운트의 비선형성과 SFSP의 강성이 대상 장비의 충격응답 특성에 미치는 영향을 검토하기 위해 Table 6.7에 보인 3가지 조건 즉, SFSP 구조의 강성과 탄성마운트의 비선형성을 고려한 경우(Case 1), SFSP 구조의 강성은 고려하되 탄성마운트를 선형으로 가정한 경우(Case 2) 및 탄성마운트의 비선형성은 고려하되 SFSP를 강체로 가정한 경우(Case 3)에 대해 해석을 수행하고 결과를 비교하였다.

Table 6.7 Conditions for the case study

	SFSP	Mount
Case 1	Elastic	Nonlinear
Case 2	Elastic	Linear
Case 3	Rigid	Nonlinear

Fig. 6.20와 Fig. 6.21에는 계산된 대상 장비의 수직방향 변위 및 가속도의 시간이력을 도시하였다. 탄성마운트의 비선형성을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우의 충격응답 특성은 별로 차이가 없음을 알 수 있다. 이는 고려한 충격하중에 대해 대상 장비의 충격응답 변위가 거의 선형 범위 내에 있기 때문에 비선형성과 선형성에 대한 차이가 뚜렷하게 대별되지 않았다고 판단된다. 그리고 SFSP를 강제로 가정함으로써 충격으로 인한 지지부의 영향을 배제한 결과는 SFSP의 구조의 강성을 고려한 경우와 매우 달라짐을 알 수 있다.

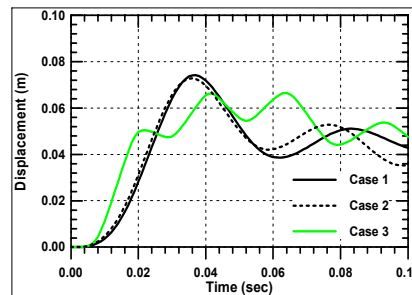


Fig. 6.20 Comparison of relative displacement of the main engine module's center of gravity in vertical direction

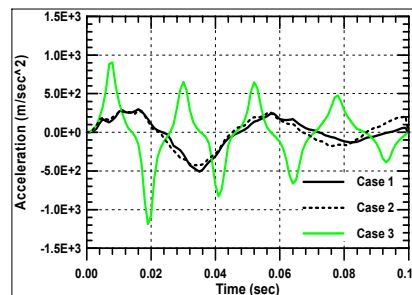


Fig. 6.21 Comparison of absolute acceleration of the main engine module's center of gravity in vertical direction

## 6.6 고찰

본 연구에서는 LS-DYNA/USA를 사용하여 MIL-S-901D SFSP에 탑재된 비선형 탄성마운트 지지 장비시스템의 수중폭발 충격응답 해석방법을 제시하고 실제 합정 주기관 모듈을 수치계산 예로 택해 탄성마운트의 비선형성과 SFSP의 강성이 대상 장비의 충격응답특성에 미치는 영향을 검토하였다.

본 연구에서 제시한 해석방법은 현재 국내에는 MIL-S-901D 중중량 충격시험기가 없기 때문에 그 대안으로 사용되고 있는 DDAM 해석을 적용할 수 없는 탄성마운트 지지 장비시스템의 내충격 안전성 평가뿐만 아니라 전선 충격응답 해석에 있어서 선체구조-받침대-장비의 연성효과를 고려함으로써 장비시스템의 보다 정확한 충격응답 예측에 직접 활용이 가능하리라 판단된다.

## 7. 결 론

수중폭발에 의하여 발생하는 충격파와 이로 인해 발생하는 광역 캐비테이션이 부유체 구조물과 탑재장비에 미치는 영향을 hydrocode인 LS-DYNA3D를 이용한 ALE 기법과 DAA 연계 code인 LS-DYNA/USA를 이용한 Hybrid 기법을 사용하여 충격응답 해석을 수행하여 기존의 수치해석 및 실험 결과와 비교·검토하여 아래와 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 1) 현재 널리 사용되고 있는 대표적인 충격응답 수치 시뮬레이션 code들에 대하여 간략히 살펴보고 그 필요성과 한계성을 보다 정확히 인식함으로써 실선충격시험의 보조자로서 고도화된 충격응답 수치 시뮬레이션 기술 습득의 필요성을 절감하며 국내의 기술력 향상에 기여하여야 하겠다고 사료된다.
- 2) LS/DYNA3D를 이용한 기폭해석을 통하여 수중폭발 현상에서 캐비테이션 현상을 고려한 결과와 그렇지 않은 결과와 서로 비교·분석함으로써 초기 충격 입사파가 자유수면과 만난 후의 압력분포와 부유체 구조물의 거동이 상당히 다른 것을 확인함으로써 보다 정확한 수중폭발 충격응답 해석을 위해서는 광역 캐비테이션 현상을 반드시 고려해야 한다고 사료된다.
- 3) LS-DYNA/USA를 이용한 수중폭발 충격응답 해석을 수행 시 광역 캐비테이션을 포함한 적절한 유체영역의 모델링 크기를 규명하기 위해서 충격압력 및 부유체 구조물의 수직이탈속도와 가속도 및 구조물 아래 유체압력에 대하여 Russell의 오차측정측정법을 적용하여 신뢰성 있는 결과를 얻을 수 있는 유체영역의 크기를 정량적으로 규명하였다. 이를 통해 부유구조물과 수중폭발 조건하에서는 수중폭발에 의한 초기 충격파에 의한 응답을 고려한다면 적어도 광역 캐비테이션의 하부경계 깊이의 0.6배 이상이 되도록 유체영역을 해석 모델링에 포함시켜야 신뢰성 있는 충격응답 해석결과를 얻을 수 있다고 사료된다.
- 4) 내충격 안전성 평가에 있어서 MIL-S-901D 중중량 충격시험의 대안으로 탄성 마운트 지지 장비시스템의 NRL 시험결과와 수치해석 결과를 비교하여 신뢰성 있는 수치해석 기법을 정립하고 이를 이용하여 실제 함정에 탑재되는 장비에 대하여 선체구조-받침대-장비의 연성효과를 고려한 충격응답 예측기법을 정립하였다.

- 5) 실제 충격시험을 통해 그 특성을 파악하여야 하는 많은 탑재장비들에 대하여 현실적으로 시험이 불가능한 요소가 많이 있으므로 본 논문에서 제시하는 수중 폭발 충격해석 기법을 적용한 수치해석을 통하여 실제 함정에 탑재되는 장비들과 전선 충격응답 해석에 있어 신뢰성 있는 충격응답 예측이 가능하리라 사료된다.

## 참 고 문 헌

- [1] Geers, T.L., “Doubly Asymptotic Approximations for Transient Motions of Submerged Structures”, J. of the Acoustical Society of America, Vol. 64, No. 5, 1978.
- [2] Felippa, C.A. and Derunz Jr., J.A., “Finite Element Analysis of Shock-Induced Hull Cavitation”, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 44, 1984.
- [3] LSTC, LS/DYNA3D User’s Manual, Version 960, Livermore Soft Technology Corp., 2001.
- [4] Shin, Y. S., DeRuntz, J. A. (1996), USA/LS-DYNA3D Software Training Course, Vol. V.
- [5] Shin, Y.S., “Total Ship Shock Modeling and Simulation Using LS-DYNA/USA”, Proceeding of LS-DYNA User Conference 2000, Osaka, Japan, 2000.
- [6] 정정훈, 허영철, 김병현, “LS-DYNA/USA를 이용한 부유구조물의 수중폭발 충격응답 해석”, 대한조선학회 추계 학술발표회 논문집, 2000.
- [7] 이상갑, 권정일, 정정훈, “수상선의 수중폭발 충격응답에 대한 유체 모델링의 영향”, 한국전산구조공학회 2001년도 봄 학술발표회 논문집, 2001.
- [8] 권정일, 이상갑, 정정훈, “MIL-S-901D 부유식 충격시험기의 충격응답 해석”, 한국 소음진동학회추계 학술 대회 논문집 II, pp.761-765, 2001. 11
- [9] R. O. Belsheim and G. J. O’Hara, “Shock Design of Shipboard Equipment Part-I: Dynamic Design Analysis Method”, NAVSHIPS 250-423-30, 1961.
- [10] NAVSEA 0908-LP-003-3010, “Shock Design Criteria for Surface Ships”, 1976.
- [11] MIL-STD-901D, “Shock Tests, H.I. (High Impact) Shipboard Machinery, Equipment, and Systems, Requirements for”, 1989.
- [12] 정정훈, 허영철, 김병현, “수중폭발에 의한 함정 선체 충격응답 해석”, MSC 9th korea user’s conference 논문집, pp679-691, 1998.
- [13] B.M Dobratz, “LLNL Explosive Handbook, UCRL-52997”, Lawrence Livermore National Laboratory, CA, pp. 8-21~8-23, 1981
- [14] 오동현, 정정훈, 조대승, 김병현, “Bulk cavitation을 고려한 선체거더의 초기 충격응답 해석”, 1999년 대한조선학회 추계학술대회 논문집, pp582-586, 1996.
- [15] Santiago, Leonard D., “Fluid-interaction and cavitation effects on a surface ship model due to an underwater explosion”, Master Thesis, Naval

- Postgraduate School, Monterey, CA, 1996.
- [16] Deruntz Jr., J.A., Geers, T.L. and Fellipa, C.A., "The Underwater Shock Analysis Code Version 3-A Reference Manual", Lockheed Missiles & Space Co., Inc., Report No. DNA5615F, 1980.
- [17] MSC/DYTRAN User's Manual, Version 4.5, The MacNeal Shwendle Corp. U. S. A., 1998.
- [18] LCDR J.E Chisum, "Multimaterial Eulerian and coupled Lagrangian-Eulerian finite element analysis of underwater shock problems", Master Thesis, Naval Postgraduate School, Monterey, CA, U.S.A, 1995.
- [19] 조윤식, 박병욱, 김두기, "DYTRAN을 이용한 수중충격해석 모델링 기법", 1998년도 대한조선학회 추계 학술대회 논문집, pp 385-389, 1998.
- [20] Sang-Gab Lee, Jeong-II Kwon and Seong-Min Chung, "Shock Response Analysis under Underwater Explosion considering Cavitation", TEAM Vladivostok '2000, 2000. 9.
- [21] 이상갑, 정정훈, 권정일, "수중폭발 충격응답해석 Code의 현황", 대한조선학회 선박해양구조연구회 추계학술대회 논문집, 제 15권, 제 2호, pp.93-98, 2001. 8
- [22] Everstine, G.C., "The USA/NASTRAN Interface for Underwater Shock Analysis", 3rd edition, Carderock Division, Naval Surface Warfare Center, Report CDNSWC/SSD-93/ 05, 1993.
- [23] Smith, James R. (1996), Effect of fluid mesh truncation on the response of a Floating Shock Platform subjected to an underwater explosion, Master Thesis, Naval Postgraduate School, Monterey, CA., USA.
- [24] Russel, David M., (1997), Error measures for comparing transient data : Part I : Development of a comprehensive error measure, Proceedings of the 68th Shock and Vibration Symposium, Hunt Valley, MD., USA.
- [25] Russel, David M., (1997), Error measures for comparing transient data : Part II : Error measures case study, Proceedings of the 68th Shock and Vibration Symposium, Hunt Valley, MD., USA.
- [26] Shin, Y. S., Geers, T.L., "Response of Marine Structures to Underwater Explosion", U.S.A, 1995.
- [27] 정정훈, 김병현, 정태영, "함정용 탑재장비의 내충격 성능평가 기술", 대한조선학회지 제 33권 제 2호, 1996.
- [28] E.W. Clements, "Shipboard Shock and Navy devices for its simulation", Naval Research Laboratory Report 7396, 1972.
- [29] MTU, "Caclulation Report for the CPU of the KDX-frigates", 1994.



- [30] Rudolph J. Scavuzzo and Henry C. Pusey, Naval Shock Analysis and Design, The Shock And Vibration Information Analysis Center Monogram No. 17, 2000.
- [31] Ingenieurkontor Lübeck(IKL), "Calculation of Shock and Eigenfrequency for Aircompressor WP 22L", Report No. 124-232/0432-01-00-00, 1986.
- [32] 정 정훈, 김 병현, 조 민현, "다물체/비선형 탄성마운트 계의 충격응답해석" 대한조선학회 1996년 추계 발표 논문집, pp. 408-412, 1996.
- [33] 권정일, 이상갑, 정정훈, "LS/DYNA3D를 이용한 탄성지지 장비시스템의 충격 응답해석", 2001년 대한조선학회 선박 해양 구조 연구회 추계학술대회 논문집, pp1-5, 2001.
- [34] TNO Building and Construction Research, "SHOCK3D version 2.0 : Users Manual", 1994.

## 후 기

늘 무엇인가를 갈구하며 찾아 보냈던 지금까지 짧지만 않았던 대학생활에서 지금 저의 모습은 많은 생각을 하게 합니다.

항상 저의 모자람과 어리석음을 아버지처럼 감싸주시며 꾸지람과 격려를 아끼지 않으셨던 이상갑 교수님께 머리 숙여 그 깊은 은혜를 감사드립니다. 그리고 학문의 길로 들어섬에 이 보잘 것없는 논문을 완성하기까지 늘 조언과 지도를 아끼지 않으셨던 한국기계연구원의 정정훈 박사님께도 가슴깊이 감사드립니다.

그리고 바쁘신 와중에도 제 논문 지도에 힘써주신 김재수 교수님과 제가 조선공학도로써 공부함에 있어 늘 한결같은 가르침을 주신 학과 교수님들께도 감사드립니다.

실현실 생활을 통해 친형처럼 같이 생활하며 보람있게 지낼 수 있도록 도와준 윤기 형, 중규 형, 우열이 형 그리고 학부 때부터 같이 동고동락하며 많은 도움과 힘이 되어준 성민이를 비롯한 두호, 석부, 명근, 홍수, 영진이 형, 홍렬이, 정욱이, 영훈이, 치훈이 등도 모두 감사하는 말을 전하고 싶습니다.

마지막으로 못난 저 하나 믿고 늘 보이지 않게 격려와 믿음을 주시는 부모님과 동생, 그리고 이제 막 시작한 가정이란 울타리 속에서 말없이 저를 믿어주며 사랑하는 아내, 은주에게 이 논문을 바칩니다.

## 2000년도 대한조선학회 추계 학술대회

### 본 논문 관련 발표 실적

연도	논문제목	발표 학회명
2000. 4	Cavitation을 고려한 수중폭발 충격응답해석	대한조선학회 추계학술대회
2000. 11	수중폭발에 의한 Bulk Cavitation의 현상 해석	대한조선학회 추계학술대회
2000. 11	Bulk Cavitation을 고려한 수상선의 수중폭발 충격응답해석	대한조선학회 추계학술대회
2001. 2	수중폭발 충격응답의 구조-유체 상호작용 해석	대한조선학회 선박해양구조연구회 추계학술대회
2001. 4	수중구조물의 수중폭발 충격응답 해석 기법	대한조선학회 추계학술대회
2001. 4	Effect of Fluid Mesh Modeling on Surface Ship Shock Response under Underwater Explosion	대한조선학회 추계학술대회 한국전산구조공학회
2001. 8	오차측정방법의 충격응답해석에의 적용	대한조선학회 선박해양구조연구회 추계학술대회
2001. 8	수중폭발 충격응답해석 Code의 현황	대한조선학회 선박해양구조연구회 추계학술대회
2001. 8	LS/DYNA3D를 이용한 탄성지지 장비시스템의 충격응답해석	대한조선학회 선박해양구조연구회 추계학술대회
2001. 9	FLUID MESH MODELING ON SURFACE SHIP SHOCK RESPONSE UNDER UNDERWATER EXPLOSION	PRADS'2001
2001. 11	부유식 충격시험기에 탑재된 비선형 탄성마운트 지지 장비시스템의 수중폭발 충격응답해석	대한조선학회 추계학술대회
2001. 11	주변 유체를 포함한 3차원 진선 수중폭발 충격응답해석	대한조선학회 추계학술대회
2001. 11	MIL-S-901D 부유식 충격시험기의 충격응답 해석	한국 소음진동학회추계 학술 대회

부록 A

MIL-S-901D 부유식 충격시험기에 탑재된 탄성마운트 지지  
장비시스템의 수중폭발 충격응답 해석 입력파일

## 2000년도 대한조선학회 추계 학술대회

본 논문 6장에서 수행한 부유식 충격시험기에 탑재된 비선형 탄성마운트 지지장비시스템의 수중폭발 충격응답해석에서 사용한 USA/LS-DYNA code의 FLUMAS, AUGMAT, TIMINT의 3 가지 모듈과 LS-DYNA3D에 사용한 Input Decks을 소개한다.

### USA INPUT DECKS

#### FLUMAS DATA FOR BOX

flunam geonam strnam daanam	\$ FLUNAM GEONAM GRDNAM
F F F T	\$ PRTGMT PRTRN PRTAMF
F F F F	\$ EIGMAF TWODIM HAFMOD
F F T F	\$ PCHCDS NASTAM STOMAS
F F F T	\$ FRWTFM FRWTGE FRWTGR
F T F F	\$ RENUMB STOGMT ROTGEO
F F F F	\$ PRTCOE STRMAS SPHERE
F F F F	\$ OCTMOD CAVFLU FRWTFV
F T F	\$ BOTREF MASREF
0 78396 0 5994	\$ NSTRC NSTRF NGEN NGENF
0 0 0	\$ NBRA NCYL NCAV
0.935E-4 59428.8	\$ RHO CEE
48.0 0. 0. 1.	\$ DEPTH CXFS CYFS CZFS
14.7 386.4	\$ PATM GRAVAC
1	\$ NSRADI
0. 0. 1 5994 1	\$ RAD1 RAD2 JBEG JEND JINC
0	\$ NSO

#### AUGMAT DATA FOR BOX

strnam flunam geonam prenam	\$ STRNAM FLUNAM GEONAM
F F F F	\$ FRWTGE FRWTST FRWTFM
F F F T	\$ FLUSKY DAAFRM SYMCON
F F F F	\$ PRTGMT PRTRN PRTSTF
F F F F	\$ MODTRN STRLCL INTWAT
11	\$ NTYPDA
78396 235188 3 3	\$ NSTR NSFR NFRE NFTR1
1	\$ NSETLC
0 1 5994 1	\$ NDICOS JSTART JSTOP JINC

## 2000년도 대한조선학회 추계 학술대회

TIMINT DATA FOR BOX	
prenam posnam	\$ PRENAM POSNAM
resnam	\$ RESNAM WRTNAM
F T F F	\$ REFSEC FLUMEM XXXXXX
F F F	
1	\$ NTINT
0.0 0.784E-05	\$ STRTIM DELTIM
T F F F	\$ EXPWAV SPLINE VARLIN
F T F F	\$ HYPERB EXPLOS DOUBDC
F F F F	\$ BUBPUL SHKBUB XXXXXX
1	\$ NCHARG
0.	\$ HYDPRE
336.0,0.0,-240.0	\$ XC YC ZC
192.0,0.0,-96.0	\$ SX SY SZ
201	\$ JPHIST
1. 0.	\$ PNORM DETIM
5.650E-6	\$ DTHIST
1	\$ CHGTYP
60.0,28.284,24.0	\$ WEIGHT SLANT CHGDEP
99999 99999	\$ NSAVR NRESET
0 0 0 0	\$ LOCBEG LOCRES LOCWRT
F F F F	\$ FORWRT STBDA2 ASCWRT
102.0,0.0,-6.0	\$ XV YV ZV
288. 0. 0. 1.	\$ DEPTH CXFS CYFS CZFS
14.7 386.4	\$ PATM GRAVAC
F	\$ DISPLA

**LS-DYNA INPUT DECK**

```
*KEYWORD
*TITLE
Engine module on FSP
*CONTROL_TERMINATION
0.1,0,0,0,0
*CONTROL_TIMESTEP
0.784E-05,0.9,0,0.0,0.0,1,0
*DEFINE_CURVE
1
0.,0.784E-05
0.1,0.784E-05
*DATABASE_BINARY_D3PLOT
0.001
*DATABASE_BINARY_D3THDT
0.001
*DATABASE_EXTENT_BINARY
0,0,3,1,1,1,1,1
0,0,0,0,0,0
*BOUNDARY_USA_SURFACE
1,1,0
*PART
PART PID =      100 PART NAME :water_aco
100,90,90
*PART
PART PID =       1 PART NAME :fsp_1
1,1,1,0,1
*PART
PART PID =       2 PART NAME :fsp_2
2,1,1,0,1
*PART
PART PID =       3 PART NAME :fsp_3
3,1,1,0,1
*PART
PART PID =       4 PART NAME :fsp_4
4,3,3,0,3
*PART
PART PID =       5 PART NAME :fsp_5
5,4,4,0,4
```

## 2000년도 대한조선학회 추계 학술대회

---

```
*PART
  PART PID =      6 PART NAME :fsp_6
6,2,2,0,2
*PART
  PART PID =      7 PART NAME :fsp_7
7,2,2,0,2
*PART
  PART PID =      8 PART NAME :fsp_8
8,4,4,0,4
*PART
  PART PID =      9 PART NAME :fsp_9
9,4,4,0,4
*PART
  PART PID =     10 PART NAME :fsp_10
10,4,4,0,4
*PART
  PART PID =     11 PART NAME :fsp_11
11,4,4,0,4
*PART_INERTIA
  PART PID =     200 PART NAME :engine_m
200,200,200
0.0,0.0,72.614,123.696,
366238.63,0,0,86516.6,0,343758.28
0,0,0,0,0,0
*MAT_RIGID
200,7.320E-04,3.00E+07,0.3

*PART
  PART PID =      4 PART NAME :SP4_ver
50,50,50
*PART
  PART PID =      3 PART NAME :SP4_long
51,51,51
*PART
  PART PID =      3 PART NAME :SP4_tran
52,52,52
*PART
  PART PID =      3 PART NAME :SP5_sh_bu
60,60,60
*MAT_ELASTIC
1,7.320E-04,3.00E+07,0.3,
```



## 2000년도 대한조선학회 추계 학술대회

---

```
*MAT_ELASTIC
2,7.320E-04,3.00E+07,0.3,
*MAT_ELASTIC
3,8.200E-04,3.00E+07,0.3,
*MAT_ELASTIC
4,8.800E-04,3.00E+07,0.3,
*MAT_ACOUSTIC
90,9.35E-05,59428.8,0.5,1.0,14.7,386.4
0.,0.,48.,0.,0.,1.00
*MAT_SPRING_GENERAL_NONLINEAR
50,50,50,1
*MAT_SPRING_GENERAL_NONLINEAR
51,51,51,1
*MAT_SPRING_GENERAL_NONLINEAR
52,52,52,1
*MAT_SPRING_GENERAL_NONLINEAR
60,60,60,1
*DEFINE_CURVE
50
-1.26,-312355.56
-1.18,-234751.70
.
.
.
0.80,56262.80
1.19,77603.87
*DEFINE_CURVE
51
-0.80,-71783.58
-0.67,-61113.04
.
.
.
0.62,53352.66
0.79,66933.34
*DEFINE_CURVE
52
-0.99,-17460.87
-0.83,-14550.73
.
.
.
0.76,10670.53
```

## 2000년도 대한조선학회 추계 학술대회

---

```
0.99,13580.68
*DEFINE_CURVE
60
-0.71,-383176.92
-0.63,-172429.62
.
.
.
0.55,167359.31
0.63,381423.55
*HOURGLASS
1,5
*HOURGLASS
2,5
*HOURGLASS
3,5
*HOURGLASS
4,5
*INITIAL_DETONATION
-1,336,0.0,-240,0.0
4172.16,0.3149E-3,192,0.0,-96,63872
*DATABASE_TRHIST
0.00001
*DATABASE_TRACER
0,1,102,0,-6
*DATABASE_TRACER
0,1,108,0,-12
*DATABASE_TRACER
0,1,114,0,-18
*SECTION_SOLID
90,8
*SECTION_SHELL
1,2,1.0,3
1,1,1,1
*SECTION_SHELL
2,2,1.0,3
1,1,1,1
*SECTION_SHELL
3,2,1.0,3
0.5,0.5,0.5,0.5
*SECTION_SHELL
4,2,1.0,3
0.5,0.5,0.5,0.5
```

## 2000년도 대한조선학회 추계 학술대회

---

```
*SECTION_SOLID
200,1
*SECTION_DISCRETE
50
*SECTION_DISCRETE
51

*SECTION_DISCRETE
52

*SECTION_DISCRETE
60

*DATABASE_NODOUT
0.00001
*DATABASE_HISTORY_NODE
6104,6108,6138,6157,6371,3889,3893,3923
.
.
73935,74573
*DAMPING_PART_STIFFNESS
1,0.5E-05
2,0.5E-05
.
.
.
10,0.5E-05
11,0.5E-05
*NODE
1,-96.0000000,-168.000000,0.000000000E+00,0,0
2,-96.0000000,-168.000000,6.00000000,0,0
.
.
.
78394,-23.0708008,-10.3148994,51.7480011,0,0
78395,-23.0708008,44.0156994,51.7480011,0,0
78396,0,0,72.6140976,0,0
*ELEMENT_SOLID
1,100,10053,10143,10152,10062,10054,10144,10153,10063
2,100,10143,10233,10242,10152,10144,10234,10243,10153
.
.
.
```

## 2000년도 대한조선학회 추계 학술대회

---

```
64621,200,78003,78344,78355,78014,78004,78345,78356,78015
64622,200,78014,78355,78366,78025,78015,78356,78367,78026
*ELEMENT_SHELL_THICKNESS
1,1,8,1,2,9
0,0,0,0
2,1,15,8,9,16
0,0,0,0
.
.
.
11333,1,10042,10052,9561,9545
0,0,0,0
11334,1,10052,9582,9562,9561
0,0,0,0
*SET_SEGMENT
$ Face Set DAA boundary
1
10053,10054,10144,10143,0,0,0,0
10054,10055,10145,10144,0,0,0,0
.
.
.
73932,73924,73925,73933,0,0,0,0
73933,73925,73926,73934,0,0,0,0
*ELEMENT_DISCRETE
1,50,78027,6104,0,1,0,0
2,50,78060,6108,0,1,0,0
.
.
.
57,51,78394,74144,0,1,0,0
58,51,78395,74408,0,1,0,0
*CONSTRAINED_EXTRA_NODES_NODE
200,78396
*BOUNDARY_SPC_NODE
78368,0,1,1,1,1,1,1
78369,0,1,1,1,1,1,1
.
.
.
78394,0,1,1,1,1,1,1
78395,0,1,1,1,1,1,1
*END
```