

工學博士 學位論文

艦艇의 生存性 向上을 위한 構造 脆弱性
減少 設計 및 解析技法에 關한 研究

A Study on Structural Vulnerability Countermeasure
Design and Analysis Techniques for Survivability
Enhancement of Naval Ships

指導教授 朴 命 圭

2006年 2月

韓國海洋大學校 大學院

海洋시스템工學科

金 宰 賢

本 論文을 金宰賢의 工學博士 學位論文으로 認准함

委員長 趙 孝 濟 印

委 員 朴 珠 用 印

委 員 具 滋 三 印

委 員 姜 秉 潤 印

委 員 朴 命 圭 印

2005年 12月 26日

韓國海洋大學校 大學院

海洋시스템工學科

목 차

	page
목 차	i
그림목록	vi
표 목록	xi
기호설명	xiii
제 1 장 서론	1
1.1 개요	1
1.2 민감성(susceptibility)	2
1.3 취약성(vulnerability)	2
1.4 회복성(recoverability)	2
1.5 생존성 연구동향	3
1.6 연구범위 및 목표	4
제 2 장 생존성 향상을 위한 선체 구조설계 기술의 발달과정	6
2.1 19세기 중반	6
2.2 세계 제1차 및 제2차대전	6
2.3 1960년대 이후	7
2.4 현대의 전투 환경 및 설계 개념	7
제 3 장 위협의 종류, 평가 및 시나리오 설정	10
3.1 위협의 평가과정	10
3.2 위협의 종류	10
3.2.1 공중무기(Air Delivered Weapons)	11
3.2.2 수중무기(Water Delivered Weapons)	12
3.3 위협 시나리오	13

3.3.1 내부 폭발(Internal Blast)	13
3.3.2 외부 폭발(External Blast)	14
3.3.3 파편(Fragment)	15
3.3.4 시나리오 설정	15
제 4 장 생존성 향상을 위한 취약성 감소대책	16
4.1 이중선체(Double Hull)의 구조	16
4.2 박스 거어더(Box Girder)의 적용	17
4.2.1 박스 거어더의 역할과 필요성	17
4.2.2 박스 거어더의 유용성	18
4.2.3 박스 거어더의 형태	19
4.2.4 박스 거어더의 설계 절차	20
4.3 이중 횡 격벽(Double Transverse Bulkhead) 구조	22
4.4 폭발 강화 격벽(BHB ; Blast Hardened Bulkhead)의 적용	22
4.4.1 폭발 강화 격벽의 역할과 필요성	22
4.4.2 폭발 강화 격벽의 기본 개념	23
4.4.3 폭발 강화 격벽의 유용성	24
4.4.4 폭발 강화 격벽의 설계 절차	24
4.5 피탄 보호(Fragmentation Protection)	26
제 5 장 수중폭과 해석에 의한 함정 설계	27
5.1 수중폭과 기초 이론	27
5.1.1 충격파와 충격계수	27
5.1.2 가스구체의 거동	32
5.1.3 광역 캐비테이션	33
5.2 수중폭발 실선시험	38
5.3 선체 거어더, 장비 기기 및 받침대 내충격 설계 절차	46
5.3.1 선체 거어더 내충격 설계	46
5.3.2 장비 및 기기 계통의 내충격 설계	47
5.3.3 받침대 및 지지구조 내충격 설계	49

제 6 장 선체 거어더 휘핑응답 해석	50
6.1 개요	50
6.2 수중폭발 조건	50
6.3 해석 방법 및 내용	53
6.3.1 1차원 보 유추 해석	53
6.3.2 3차원 유한요소 해석	54
6.4 해석 결과 고찰	56
6.4.1 가스구체 압력파에 의한 유체 가속도 및 유체 압력 계산	56
6.4.2 휘핑응답 변위 계산 및 종강도 검토	57
제 7 장 공기중 폭발 해석에 의한 함정 설계	60
7.1 개요	60
7.2 ALE 기법 알고리즘	61
7.3 유체 영역의 상태방정식	61
7.3.1 폭약(explosion)의 상태방정식	62
7.3.2 공기(air)의 상태방정식	64
7.3.3 해수(sea water)의 상태방정식	65
7.4 수치 시뮬레이션의 비교	65
7.4.1 폭발하중 간략 계산 방법	65
7.4.2 수치해석 결과 비교	69
7.4.3 해수(sea water)의 상태 방정식	65
7.5 피격 후 생존시간 계산	70
7.5.1 해상상태에 의한 생존시간	70
7.5.2 구조 붕괴파고 및 생존시간 계산	71
제 8 장 ALE 기법을 이용한 수중폭발 해석	73
8.1 개요	73
8.2 수중폭발 시나리오 및 하중 산정	74
8.3 모델링	75
8.4 액화산소 탱크의 충격 강도 평가	79

제 9 장	함정의 피탄 보호구 설계	85
9.1	개요	85
9.2	파편의 종류 및 정의	85
9.2.1	Gurney method	86
9.2.2	THOR 방정식	89
9.2.3	TM5-1300 방법	90
9.3	피탄 보호구 설계 기준	91
9.3.1	미군의 군수품 충돌 실험 기준	92
9.3.2	영국선급(LR) 파편 보호 설계 기준	93
9.3.3	나토 피탄 보호 설계 기준	96
9.3.4	유사 실적 자료 비교	96
9.4	피탄 보호구 설계 개념	98
9.5	피탄 보호구 설계 방법	100
9.5.1	파편 관통 방정식	100
9.5.2	재질 방탄 성능 계수(MSF)	101
9.5.3	다중판 관통 방탄 성능 계수(MPPF)	102
9.5.4	입사각에 따른 방탄 성능 계수(OAF)	103
9.5.5	파편 충돌에 대한 장비 내구력	104
9.6	파편 손상 수치 해석	105
9.6.1	ACE 1.0 프로그램	105
9.6.2	LS-DYNA 프로그램 수행 결과	108
제 10 장	함정의 취약성 해석 및 설계 예	110
10.1	생존성 해석에서 상세 취약성 해석 및 설계 과정	110
10.2	수중폭파 해석 및 설계 적용 예	112
10.2.1	수중폭파 조건	112
10.2.2	해석 내용 및 방법	113
10.2.3	해석 모델	114
10.2.4	해석 모델에 따른 결과 비교	115
10.2.5	중강도 안전성 검토	117

10.3 공기중 폭과 해석 및 설계 적용 예	120
10.3.1 해석 시나리오	121
10.3.2 해석결과 비교	121
10.3.3 예제를 통한 생존 시간 계산	131
10.4 피탄 보호구 설계 적용 예	134
제 11 장 결 론	137
참고문헌	139
초록(Abstract)	146
발표 논문	148

그림 목록

	page
Figure 1.1 Survivability time-line	1
Figure 2.1 Anti-shipping threat weapons and effect	7
Figure 2.2 Whole ship structural survivability	8
Figure 2.3 Vulnerability contours for a given threat level	9
Figure 3.1 U.S. Navy ship casualties since 1950	11
Figure 3.2 Sea mine threats by water depth	12
Figure 3.3 Typical blast pressure time history	13
Figure 3.4 Example model for external blast	14
Figure 4.1 Models for conventional and advanced double hull type	16
Figure 4.2 Example of box girder performance under blast	19
Figure 4.3 Box girder types	19
Figure 4.4 Procedure of box girder installation	21
Figure 4.5 Typical small box girder arrangement	21
Figure 4.6 Model for double transverse bulkhead	22
Figure 4.7 Basic concept of blast hardened bulkhead	23
Figure 4.8 Procedure of blast hardened bulkhead installation	24
Figure 4.9 Configuration of typical blast hardened bulkhead	25
Figure 5.1 General phenomena of underwater explosion	27
Figure 5.2 Time history of shock pressure	28
Figure 5.3 UNDEX gas bubble pulse	33
Figure 5.4 Bulk cavitation envelop	35
Figure 5.5 Surface phenomena of UNDEX	36
Figure 5.6 Calculated bulk cavitation boundary	36
Figure 5.7 Numerical results : pressure time history of the given attack geometry	37
Figure 5.8 The real ship experiment of underwater explosion	

	: before explosion	40
Figure 5.9	Real ship experiment of underwater explosion	
	: starting explosion	41
Figure 5.10	Real ship experiment of underwater explosion	
	: the 1st gas bubble expansion	42
Figure 5.11	Real ship experiment of underwater explosion	
	: the 1st gas bubble breaking	43
Figure 5.12	Real ship experiment of underwater explosion	
	: the 2nd gas bubble expansion	44
Figure 5.13	Real ship experiment of underwater explosion	
	: the 2nd gas bubble breaking and hull failure	45
Figure 5.14	Real ship experiment of underwater explosion	
	: global collapse of hull girder strength	46
Figure 5.15	Design procedure against underwater shock	47
Figure 5.16	Design procedure of machinery and equipments	48
Figure 5.17	Design procedure of the support for equipments	49
Figure 6.1	Attack geometry of underwater explosion	51
Figure 6.2	Reflection wave effect of free surface	52
Figure 6.3	Model for 1-D whipping analysis	54
Figure 6.4	F.E model for 3-D whipping analysis	55
Figure 6.5	Time history of vertical velocity and radius of bubble	56
Figure 6.6	Whipping displacement of 3-D whipping analysis result	57
Figure 6.7	Pressure distribution of 3-D whipping analysis result	58
Figure 6.8	Vertical velocity of 3-D whipping analysis result	58
Figure 6.9	Bending moment and allowable bending moment of the ship	59
Figure 7.1	Examples using ALE technique	60

Figure 7.2	Structure–fluid interaction of ALE algorithm	62
Figure 7.3	Pressure versus relative volume (T.N.T.)	63
Figure 7.4	Pressure versus relative volume (air)	64
Figure 7.5	Typical blast pressure time history	66
Figure 7.6	Example of loading calculation by TM5–1300	67
Figure 7.7	Loading modeling by ALE technique	68
Figure 7.8	Comparison with the results of effective plastic contour by TM5–1300 and ALE method	69
Figure 8.1	Underwater explosion phenomena and attack geometry	75
Figure 8.2	Modeling scheme of model I and pressure shape of shock wave	76
Figure 8.3	Modeling scheme of model II	77
Figure 8.4	Modeling scheme of model III	77
Figure 8.5	Peak pressure vs. distance from explosive	78
Figure 8.6	Impulse vs. distance from explosive	78
Figure 8.7	Configuration of mid–size submarine	79
Figure 8.8	Finite element modeling of the LOX tank	80
Figure 8.9	Structure–fluid Interaction modeling of the LOX tank	80
Figure 8.10	Propagation of shock wave	83
Figure 8.11	Effective stress and strain contour of LOX tank	84
Figure 9.1	Explosion shock pressure and fragment propagation due to the distance after explosion	86
Figure 9.2	Fragment initial velocity of various explosive	88
Figure 9.3	Configuration of fragment simulation projectile	93
Figure 9.4	Level I threat arrangement (LR rule)	94
Figure 9.5	Level II threat arrangement (LR rule)	95
Figure 9.6	Level III threat arrangement (LR rule)	95
Figure 9.7	Fragment failure mechanism	99
Figure 9.8	Fragment protection concept applied naval ship	99
Figure 9.9	Example model for ACE program	105

Figure 9.10	Example analysis results of ACE program	106
Figure 9.11	Example 3-D model for DYNA program	106
Figure 9.12	Fragment impact analysis results	107
Figure 9.13	Variation of penetration value for protection plate due to impact angle	108
Figure 9.14	Variation of penetration value for protection plate due to plate number and material	109
Figure 10.1	Configuration of analysis ship model	110
Figure 10.2	Total procedure of ship survivability analysis	111
Figure 10.3	Configuration of explosion position and stand-off distance	113
Figure 10.4	Analysis model for 1-D whipping response	114
Figure 10.5	Analysis model for 3-D whipping response	115
Figure 10.6	Bending moment of 1-D and 3-D analysis model (stem)	115
Figure 10.7	Bending moment of 1-D and 3-D analysis model (mid)	116
Figure 10.8	Bending moment of 1-D and 3-D analysis model (stern)	116
Figure 10.9	Primary stress distribution of whipping analysis ...	118
Figure 10.10	Allowable bending moment and whipping bending moment (explosion weight = 270 kg)	119
Figure 10.11	Allowable bending moment and whipping bending moment (explosion weight = 10,000 lb)	119
Figure 10.12	ALE Model for explosion analysis	120
Figure 10.13	Configuration of analysis scenarios	121
Figure 10.14	Effective plastic strain contour of the ship model by ALE method	122
Figure 10.15	Mass density contour and outflow velocity vector of the ship model by ALE method	123

Figure 10.16 Effective plastic strain contour (scenario 1) 124

Figure 10.17 Effective plastic strain contour (scenario 2) 124

Figure 10.18 Configuration of box girder design 125

Figure 10.19 Explosion analysis model for blast hardened bulkhead
..... 126

Figure 10.20 Explosion analysis results of non-BHB model 127

Figure 10.21 Explosion analysis results of BHB model 128

Figure 10.22 Configuration of blast hardened bulkhead design · 129

Figure 10.23 Section of undamaged and damaged models 130

Figure 10.24 Probability surviving under various sea state 132

Figure 10.25 Example model of fragment protection design 133

표 목 록

	page
Table 5.1 Experiment constant value of various underwater explosive	29
Table 5.2 Experiment constant value for shock wave pulse and energy density of various underwater explosive ...	30
Table 5.3 Shock factor of each country naval ships	32
Table 5.4 Shock level criteria of equipments	48
Table 6.1 Explosive weight and type of mines	50
Table 6.2 Explosive weight and type of U.S Navy underwater explosive experiment	51
Table 7.1 Constant values of the equation of state for explosion	63
Table 8.1 Characteristics of analysis models	76
Table 9.1 Gurney energy constant of various explosive	87
Table 9.2 THOR equation's constant values for various materials	90
Table 9.3 Shock test criteria of U.S. military machinery	92
Table 9.4 Fragment threat of LR military rule	94
Table 9.5 Fragment threat of NATO-STANAG-4569	96
Table 9.6 Various fragment protection designs	97
Table 9.7 Required protection plate thickness due to the distance	97
Table 9.8 Material scale factor(MSF) of fragment impact	101
Table 9.9 Composite material and mild steel of protection capacity	102
Table 9.10 Multi plate penetration factor(MPPF)of fragment impact damage	103
Table 9.11 Oblique angle factor(OAF) of fragment impact damage	103

Table 9.12 Equipment tolerance(ET) of fragment impact damage 104

Table 10.1 Principal dimension of the ship model 111

Table 10.2 Allowable strength criteria of whipping analysis 117

Table 10.3 Section modulus and wave height 132

Table 10.4 Survival time calculation values of various sea state 134

기호 설명

- S : 생존성 확률
- P_S : 적의 공격을 회피하지 못하여 위협무기에 명중될 확률
- P_v : 위협무기에 명중되어 견디지 못하고 파괴될 확률
- P_r : 적의 무기에 의해 파괴된 후 회복될 확률
- P_S : 적의 공격을 회피하지 못하여 위협무기에 명중될 확률
- P_v : 위협무기에 명중되어 견디지 못하고 파괴될 확률
- $R(t)$: 임의의 시간 t 에서의 폭발압
- P_{\max} : 최대 폭발 압력값
- θ : 감쇠 상수(decay constant)
- K_1, K_2, A_1 및 A_2 : 폭약의 종류에 따른 실험 상수
- $v(t)$: 물 입자의 속도
- ρ : 물의 밀도
- c : 물 속에서의 음속(= 약 5,000 ft/sec)
- I : 충격파의 단위 면적당 임펄스
- E : 단위 체적당 충격 에너지 밀도
- K_3, K_4, A_3 및 A_4 : 폭약의 종류에 따른 실험 상수
- S.F. : 충격계수 (Shock Factor)
- K.S.F. : 용골 충격계수 (Keel Shock Factor)
- R' : 폭약과 선각까지의 직선거리
- R : 폭약에서 용골까지의 최단거리(ft)
- $P(\alpha, r)$: 인장 반사와 압력 P_2 이 도달하기 직전의 절대압력
- P_1 : 입사 충격파 압력
- P_a : 대기압
- W : 대상 폭약의 세기에 해당하는 TNT 폭약의 등가중량

- M_s : 선체 질량
 M_a : 부가수 질량
 $y(t)$: 절점 변위
 M_b : 배수 질량
 C_s : 구조 감쇠
 K_s : 강성 행렬
 K_b : 부력에 의한 강성 행렬
 $u'(t)$: 가스구체의 유체가속도 벡터
 A, B, R_1, R_2, ω : JWL 상태방정식에서 실험에 의하여 결정되는 재료 상수
 E : JWL 상태방정식에서 단위 체적 당 내부 에너지 (J/m^3)
 V : JWL 상태방정식에서 상대 체적(relative volume)
 η : JWL 상태방정식에서 상대 밀도(relative density)
 d : 폭속 (m/sec.)
 C_p : Gamma Law방정식에서 정압 비열
 C_v : Gamma Law방정식에서 정적 비열
 H_{sig} : 유의파고
 T_z : zero-crossing 주기(period)
 T_v : visual period
 R_{lethal} : 구조 붕괴 파고 발현 확률
 $E(S)$: 함정의 손상 후 특정한 해상 상태에서 예상되는 생존시간
 P_0 : 주어진 임의 시간 동안에 구조 붕괴 파고의 파를 만나지 않을 확률
 v_0 : initial velocity of fragments
 $(2E')^{1/2}$: Gurney Energy Constant from Table 1
 W : design charge weight, ($W = 1.2 \cdot W_{ACT}$)
 W_c : weight of casing
 W_{ACT} : actual quantity of explosive

- V_r : 파편의 잔류 속도
 V_s : 파편의 초기 속도
 t_0 : 방어판(target plate)의 두께
 A : 파편이 방어판에 충돌 시 닿는 면적 = $K \cdot m_s^{2/3}$
 $K = 0.3079$; spherical fragment
 $= 0.3799$; cubic fragment
 $= 0.5199$; 임의 형상의 fragment
 m_s : 파편의 초기 질량
 m_r : 파편의 잔류 질량
 θ : 파편의 충돌시 각도
 $c_1, \alpha_1, \beta_1, \gamma_1, \lambda_1, c_2, \alpha_2, \beta_2, \gamma_2, \lambda_2$: 실험 계수
 V_x : TM5-1300 피탄 방정식에서 방어판을 관통시킬 수 있는 파편의 한계
 속도 (kf/sec.)
 t : TM5-1300 피탄 방정식에서 방어판의 두께
 d : TM5-1300 피탄 방정식에서 파편의 cylindrical 부위의 직경 (in)

제 1 장 서 론

1.1 개 요

함정은 적과의 전투 환경에서 충분한 전투력을 발휘하여야 하고 우수한 공격 능력뿐만 아니라 적의 위협 무기에 대한 적절한 방어 능력을 반드시 갖추어야 한다. 함정의 방어능력은 생존성으로 표현되고 있다. 생존성(survivability)은 “전투 환경에서 임무 수행을 계속 하기 위한 시스템의 능력” 또는 “적의 위협 무기를 회피하거나 견디는 능력”으로 정의된다[1]. 이러한 생존성은 생존성 확률(S)로 표현할 수 있으며 식(1)과 같다.

$$S = 1 - P_s P_v (1 - P_r) \quad (1)$$

여기서 S : 생존성 확률

P_s : 적의 공격을 회피하지 못하여 위협무기에 명중될 확률

P_v : 위협무기에 명중되어 견디지 못하고 파괴될 확률

P_r : 적의 무기에 의해 파괴된 후 회복될 확률

Figure 1.1은 피격 후 시간에 따른 생존성 단계와 작전능력(mission capability)의 관계를 보여주고 있다.

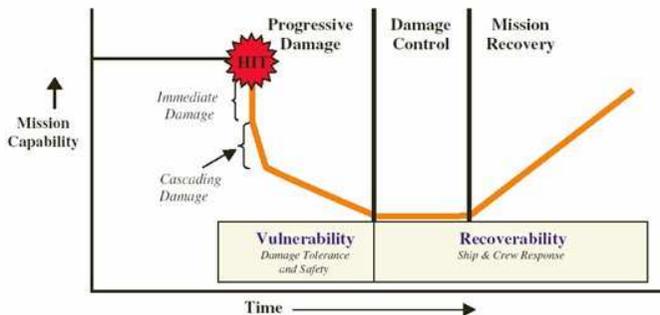


Figure 1.1 Survivability time-line

생존성은 위협 단계 별로 민감성, 취약성, 회복성의 관계를 표현 할 수 있으며 다음과 같이 정의한다.

1.2 민감성 (susceptibility)

함정의 생존성 과정에서 첫 번째로 중요한 요소는 민감성이다. 민감성이란 “적의 공격에 대한 위협무기를 회피하지 못하고 함정에 명중될 확률(P_s)” 로 정의하고 있으며 이의 감소 대책으로 수동적인 방법과 적극적인 방법이 있다.

수동적인 방법은 함정이 적의 탐지에서 벗어날 수 있는 능력을 갖추는 방법이다. 즉 함정으로부터 발생하는 여러 신호들(소음, 전자기 및 열 신호 등)을 감소 또는 차단하여 적의 탐지에서 벗어나는 스텔스(stealth)화 개념이며, 적극적인 방법은 방어 무기체계를 활용하여 적의 공격을 사전에 차단시키는 방법이다. 방어 무기체제에는 함 전자전(SEW ; Ship Electronic Warfare) 시스템, 조기 적 탐지 시스템, 레이더 전파방해 기술(radar jamming techniques) 등이 포함되며 이 밖에 함 대공전(AAW ; Anti-Air Warfare), 함 대잠전(ASW ; Anti-Submarine Warfare), 함 대함전(ASUW ; Anti-Surface Ship Warfare) 등을 포함하고 있는 함 방어 시스템(SSDS ; Ship Self Defense System)이 모두 포함된다. Figure 1.1의 생존성 단계 흐름 그래프에서 민감성 부분은 적의 무기에 명중(hit) 되기 이전 단계를 의미한다.

1.3 취약성 (vulnerability)

함정의 생존성 과정에서 두 번째로 중요한 요소가 취약성이다. 취약성이란 “적대 환경을 견디지 못하고 적의 위협무기에 의해 파괴될 확률(P_v)” 로 정의하고 있다. 민감성은 스텔스화나 방어 무기체계를 활용, 적의 공격무기를 직접 회피함으로써 민감성을 감소하는 설계로 생존성을 향상시키는 능동적인 방어대책인데 비하여, 취약성은 적의 공격무기에 피격이 되고난 이후 함의 기능을 상실하게 되는 취약성을 감소시키는 대책이며, 구조적인 보강과 주요 격실이나 시스템 이격 배치와 보호 및 이중화 등을 통해 생존성을 향상시키려는 소극적

인 방어 대책이다. 함정의 생존성을 향상시키는 데는 능동적 방어 방법, 즉 민감성의 감소대책이 가장 효과적이라고 할 수 있다. 그러나 현대의 전투 환경은 매우 복잡하고 입체적이며 탐지기술이 고도로 발전되어 적의 위협무기를 완전히 회피하거나 차단하는 것은 거의 불가능한 상태이다. 따라서 함정은 적의 위협무기에 노출되어 공격을 받을 가능성이 항상 있다고 간주하여야 하며 이에 대한 적절한 대책이 필요하다.

이러한 이유로 함정은 능동적 방어 능력과 수동적 방어능력이 함께 요구되며 상호 균형을 갖추는 것이 매우 중요하다. 특히 수상 전투 함정은 선천적인 은밀성을 가진 잠수함에 비하여 상대적으로 노출되기 쉽고 공격을 받을 수 있는 위협 무기가 매우 다양하기 때문에 수동적 방어 대책의 강화, 즉 취약성의 감소대책이 보다 강조되고 있다.

1.4 회복성 (recoverability)

함정의 생존성 과정에서 세 번째로 중요한 요소는 회복성이다. 회복성이란 “손상 이후에 함의 손실을 막고 함 임무에 필수적인 성능을 회복시키는 함의 기능과 승조원의 능력”을 의미하고 있다. Figure 1.1의 생존성 단계 흐름 그래프에서 회복성 부분은 적의 무기에 명중(hit)되고 작전능력(mission capability)이 거의 상실되는 취약성 단계 이후이며, 적의 공격으로 받는 피해의 확산을 멈추고 (화재 진압시스템 등이 포함) 함이 침몰되지 않고 인명의 피해를 최소화(승무원 대피 시스템 등이 포함)하여 함의 작전능력을 회복하는 단계이다.

1.5 생존성 연구동향

함정에 생존성을 향상시키는 설계기술 및 해석기술은 수상 또는 수중 위협 무기에 의한 손상피해를 최소화하기 위한 설계 요구기준의 도출과 설계방법을 위주로 발전되어 왔다고 볼 수 있다. 전투 환경에서 나타난 전투 하중에 대한 설계 요구기준은 대부분 과거의 경험과 교훈에 바탕을 두고 있으며 현재까지도 제2차 세계 대전에서 얻은 손상경험을 토대로 도출된 기준이 많이 적용되고

있다. 최근에는 현대의 전투 환경에 대한 위협무기의 분석 및 선체의 취약성 해석에 의한 공학적인 접근과 이를 근거로 한 요구기준의 도출이 활발하게 연구되고 있다.

무기체계의 취약성 해석기술은 군사보안상 공개가 극히 제한되는 분야로서 관련문헌에서도 개발된 일부 프로그램에 대한 개략적인 소개로 제한되고 있다. 현재 각국에서 운용중인 수상전투함의 취약성해석 프로그램으로는 각종 대함 위협무기를 대상으로 한 미국의 SVM(Ship Vulnerability Model) [1], 수중무기 및 수상무기를 대상으로 하는 영국의 SSVUL(Surface Ship VULnerability to underwater attack) [2] 및 REVS(Rapid Evaluation of the Vulnerability of Ships) [3], 그리고 대함 미사일을 대상으로 한 네덜란드의 TARVAC(TARget Vulnerability Assesment Code) [4] 등이 있다. 이들 프로그램은 위협무기의 각종 공격 시나리오에 대한 선체의 파괴확률을 계산하며 그 결과는 함정에 대한 합리적인 설계 요구기준의 도출 또는 위협 무기체계의 효과도 분석(weapon effectiveness) 등에 활용되고 있다.

1.6 연구범위 및 목표

앞 절에서 살펴본 바와 같이 수상 전투 함정은 노출되기 쉽고 공격을 받을 수 있는 위협무기가 매우 다양하기 때문에 수동적 방어 대책의 강화, 즉 취약성의 감소대책이 보다 강조되고 있으며 본 논문에서는 이 취약성 감소대책을 토대로 한 함정의 생존성을 향상시키는 선체의 구조설계 및 해석 기법에 관한 연구를 목표로 하였다.

생존성 향상을 위한 강화 대책의 적용에는 현실적으로 많은 비용과 중량 증가 등의 요인이 발생함으로써 소요비용 대비 취약성 감소 효율 측면을 고려하여 주어진 설계 제한범위 내에서 적용 가능한 보호 수준을 결정하여야 한다. 함정의 적용된 생존성의 수준은 예상되는 전투 시나리오에 대하여 적절한 위협무기의 영향으로부터 다음 사항들에 의하여 평가되어 진다.

- 탐지 가능성 최소화
- 피격 가능성 최소화
- 피격 시 견디거나 복구하는 능력의 최대화

본 논문의 제2장에서 제4장까지는 생존성 향상을 위한 선체구조 설계기술의 발전과정을 살펴보고 함의 생존 확률을 높이기 위해 수행하는 평가절차와 대책에 대한 방법론 등을 연구하였다. 그리고 취약성 감소대책에 있어서 함정에 적용되는 여러 설계방법을 살펴보았으며, 아직 국내 함정에서는 적용하지 못하고 있으나 최근 미 해군 등의 중대형급 이지스(Aegis) 함정에 적용하고 있는 상자형 거어더(box girder) 및 폭발 강화 격벽(BHB ; Blast Hardened Bulkhead)에 대하여 그 설계개념 등을 상세히 검토하였다.

또한 본 논문의 제5장에서 제7장까지는 설계기술 뿐 아니라 최근 선진국에서 연구가 활발히 진행되고 있는 수중폭과 해석(UNDEX ; UNDERwater EXplosion analysis) 및 공기중 폭과 해석(AIREX ; AIR EXplosion Analysis) 기법에 대하여 연구하고 이를 이용한 함정의 설계기법에 관하여 연구하였다. 폭과해석에서는 특히 구조-유체 연성기법(ALE ; Arbitrary Lagrangian Eulerian)에 대하여 그 이론 및 해석기법, 평가방법 등에 대하여 상세히 검토하였고, 제8장에서는 수중폭파에 대한 해석을 구조-유체 연성기법을 사용한 해석기법에 대하여 연구하였다.

한편 현대의 전투는 국지전 양상으로 전개가 되고 있으며 이로 인해 해상에서도 소규모 해전이 빈번히 벌어지고 있다. 이러한 전투 환경은 대규모의 손상이 발생되기보다 총탄이나 함포 등에 의한 파편에 의해서 주요 장비 및 인명의 피해가 있다. 따라서 함정에 총탄이나 함포 등의 파편에 의한 피탄 보호 설계가 필수 요건으로 대두되고 있으며 본 논문의 제9장에서는 소병기 또는 함포 등의 파편에 대한 피탄 보호구 설계 기법에 대하여 연구하였다. 제10장에서는 이러한 해석기법들을 토대로 폭과하중 및 해석 시나리오 등을 7,000톤급 대형 함정을 계산 모델로 가정하여 폭과해석을 수행한 결과의 평가 및 검토 등을 통하여 실제 함정 설계에 적용할 수 있는 기법을 연구하였다.

제 2 장 생존성 향상을 위한 선체 구조설계 기술의 발달과정

함정의 생존성을 향상시키기 위한 기술은 새로운 무기의 출현과 해전 양상의 변화에 따라 끊임없이 발전되어 왔다. 이들 중 생존성 향상을 위한 선체구조 설계기술의 발달과정을 살펴보면 다음과 같다.

2.1 19세기 중반

19세기 중반에는 함포가 대형화되고 포탄의 위력이 증대됨에 따라 수선 상부의 새로운 방호(Protection)가 요구되었다. 이에 대하여 1859년 프랑스의 5,000톤급 전함 Gloile에는 선체의 주요 부분에 120mm의 매우 두꺼운 철판을 설치하였다. 이러한 방호구조를 설치한 전함, 즉 장갑함(iron clad ship)은 이후에 보편화되어 세계 제2차 대전까지 이어져 왔으나 방호구조의 과도한 중량 문제와 함포의 위력 증대로 인한 실효성 문제로 점차 소멸되었다[5, 6].

2.2 세계 제1차 및 제2차대전

제1차 대전(1914~1918년) 중에는 접촉 기뢰의 출현으로 많은 함정이 피해를 입었다. 이에 따라 1차 대전 후반부터는 접촉성 수중폭발에 의한 침몰을 방지하기 위하여 전함 및 순양함 등에 수밀 구획배치를 세분화하고 수중 방어구조(수선 하부 현측 부분에 다수의 중격벽을 설치하고 그 사이의 공간을 방호구획 또는 연료 탱크로 배치한 구조)를 설치한 바 있다. 당시에 도입된 조밀한 간격의 수밀 구획배치 개념은 오늘날까지 계속 적용되고 있다[5, 6]. 제2차 대전(1939~1945년) 중에는 어뢰, 자기 및 음향기뢰 등 수중무기의 위협이 크게 증가되어 전투에 참여한 함정의 절반 이상이 손상을 입었다. 특히 기뢰의 비 접촉성 수중폭발로 인한 피해가 가장 심하였다. 비 접촉성 수중폭발은 선체구조의 직접적인 손상보다는 탑재 장비 및 기기에 손상을 입혀 함정의 기동성 및 전투능력을 마비 시켰다. 이에 따라 2차 대전 중반부터는 미국 및 영국 등

에서 탑재 장비 및 받침대 구조에 대해 내 충격 설계를 도입하였다. 그 당시에 도입된 비 접촉성 수중폭발에 대한 내 충격 설계의 개념은 현재까지도 계속 적용되고 있다[7].

2.3 1960년대 이후

1960년대 이후의 해전에서는 대함 미사일이 가장 위협적인 무기로 등장하였다. 미사일 공격에 의해 함정이 침몰된 첫 번째 사례는 1967년 10월의 중동 전쟁에서 이집트의 소형 고속정이 함대함 미사일 스틱스(Styx)를 4발 발사하여 이스라엘 구축함 Eilat를 침몰시킨 사건을 들 수 있다. 또한 1982년 5월의 포클랜드 전쟁에서는 아르헨티나의 전투기에서 발사한 2발의 공대함 미사일 엑소세(Exocet)에 의해 영국 구축함 Sheffield가 침몰된 바 있다. 미사일 공격으로 발생한 화재피해는 당시에 알루미늄 상부구조를 채용하던 미국 함정에 큰 교훈을 주었으며 그 결과로 미 해군은 1984년부터 상부구조의 표준 재료를 내화성이 보다 강한 강(steel)구조로 변경한 바 있다[8].

2.4 현대의 전투 환경 및 설계 개념

현대의 전투 환경은 Figure 2.1에서 도시한 바와 같이 위협무기가 매우 다양하고 복잡하기 때문에 적절한 방어 대책의 강구가 기술적으로 점차 어려워지고 있다. 왜냐하면 함정의 생존성을 강화할수록 중량, 공간 및 비용의 증대가 불가피하여 현실적인 제약이 따르기 때문이다.

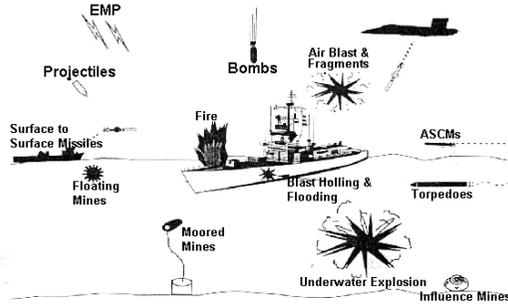


Figure 2.1 Anti-shiping threat weapons and effect

현재 적용되고 있는 설계 개념을 영국선급(Lloyd)의 수상함 함정규정 [9]을 인용하여 간략히 소개하면 다음과 같다.

손상 메카니즘

Figure 2.1과 같은 위협 무기의 공격에 의해 발생 될 수 있는 선체의 손상 메카니즘은 Figure 2.2에 제시한 바와 같이 화재, 침수 및 구조 손상으로 분류할 수 있다.

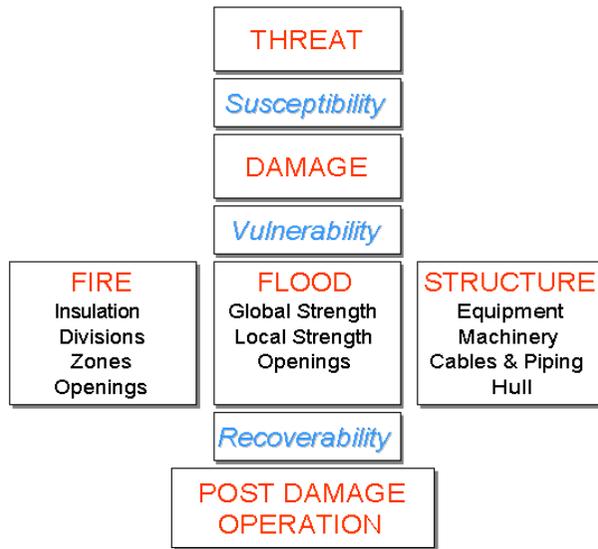


Figure 2.2 Whole ship structural survivability

구조 손상

구조 손상은 장비 및 기기의 손상을 포함하고 있다. 또한 구조 손상의 수준은 Figure 2.3에 제시한바 와 같이 Level A, B, C로 분류할 수 있다. 여기서 A, B, C는 위협 무기의 폭발 위력을 선체와의 거리로써 나타낸 것이다.

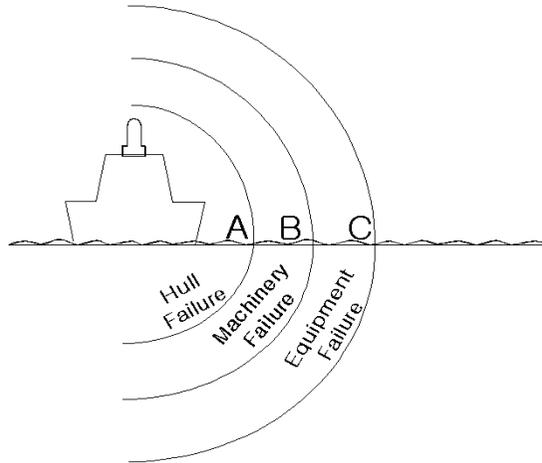


Figure 2.3 Vulnerability contours for a given threat level

- Level A : 선체 구조에 대 변형 또는 붕괴 손상이 일어나는 손상 수준
- Level B : Level C 보다 좀 더 가까운 거리에서 폭발이 일어나는 경우이고 기기 및 장비에 손상이 일어날 수 있다. 이러한 손상은 지속적인 작전능력 및 항해능력의 상실을 가져온다. 그러나 선체구조는 국부적인 손상을 입을 수는 있으나 선체 전체의 강도 저하를 가져올 정도의 손상은 통상 발생되지 않는다.
- Level C : 선체로부터 어느 정도 떨어진 거리에서 폭발이 일어나며 함정에 탑재된 전투 시스템에 가장 먼저 손상이 일어날 수도 있다. 이러한 손상은 전투력의 상실을 가져온다.

이와 같은 손상 수준의 분류는 선체 시스템에 대한 취약성 수준을 나타낸다고 볼 수 있다. 즉, 주로 전자부품으로 구성되는 전투 시스템이 폭발하중에 가장 취약하고 다음에는 기계부품으로 구성되는 기기 및 장비이며 선체 구조는 이들에 비하여 상대적으로 강한 것을 의미하고 있다. 현재 일반적으로 함정 설계에 적용되고 있는 위협 수준은 대부분 Level B 손상에 해당한다. 이에 관련된 대표적인 설계 규정으로는 미국의 MIL-S-901D[10], 독일의 BV 043 [11]등을 들 수 있다.

제 3 장 위협의 종류, 평가 및 시나리오 설정

3.1 위협의 평가과정

합정은 임무를 수행하는 시점의 작전환경을 고려하여 발생 가능한 위협 수준의 예측 및 식별로 위협 시나리오를 설정하게 되며 예상되는 다양한 형태의 탄두, 소병기, 포탄, 핵탄두 등을 가정하여야 한다. 이러한 위협은 폭발, 파편, 관통, 충격 등의 영향별로 중요도는 아래와 같이 구분한다.

$$\text{중요도} = \text{발생 가능성} \times \text{피격의 영향력}$$

이렇게 분류된 위협을 비용과 중량 및 공간에 미치는 영향을 검토하여 불가한 사항은 제거하고 최종적인 위협을 선정하여 피격 후의 전투 준비상태를 통해서 평가를 한다.

3.2 위협의 종류

합정에 적용되는 위협무기는 일반적으로 공중무기와 수중무기로 크게 나눌 수 있으며 이를 다시 접촉성과 비접촉성 무기로 분류할 수 있다.

공중무기는 일반적인 소총류, 포탄 및 미사일 등이며 수중무기는 수중 미사일(어뢰 등)이나 수중에서 폭발을 일으킬 수 있는 무기(기뢰 등)가 있으나 그 종류가 매우 다양하고 그 무기에 따라 선체에 입히는 손상 메카니즘도 또한 다양하다. 이와 같이 다양한 무기들을 모두 설계에 반영하는 것은 불가능한 일이며, 따라서 다양한 무기에 대하여 실제 전투 환경에서 가장 빈번히 적용된 사례를 중심으로 조사가 되면 그러한 무기들을 중심으로 설계에 적용할 수 있다.

Figure 3.1은 미 해군이 지난 1950년 이후 세계 주요 전쟁이 발생된 지역에서 가장 빈번한 공격 무기로 손상을 입은 무기들의 종류를 보여주고 있다.

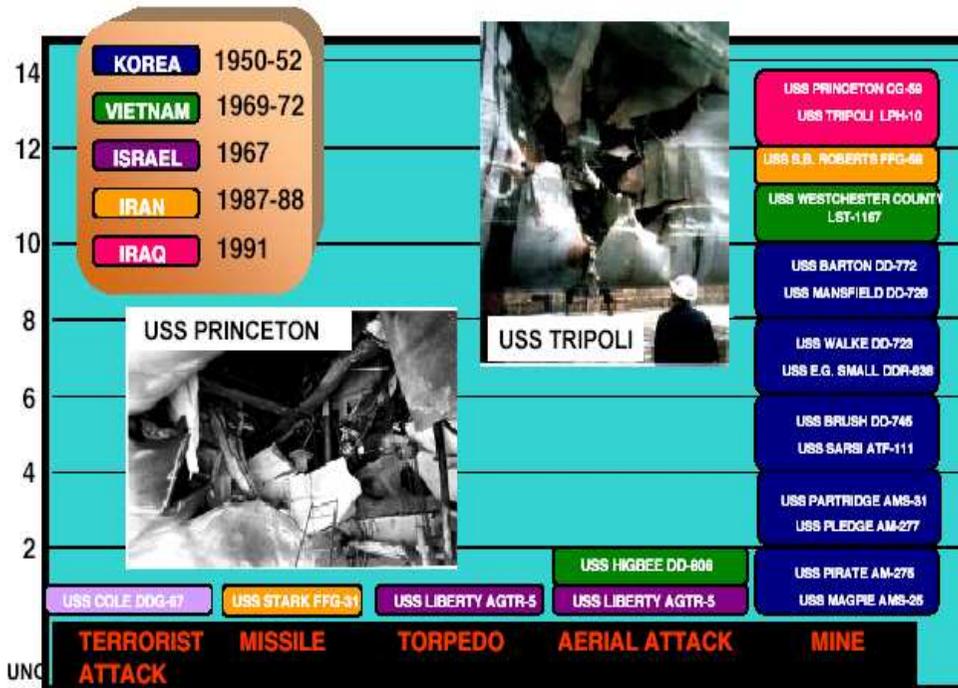


Figure 3.1 U.S. Navy ship casualties since 1950

3.2.1 공중무기(Air Delivered Weapons)

- Semi-Armor Piercing(SAP) Warhead : 내부폭발을 일으켜 장비와 시스템의 손상을 가하는 무기로 종강도의 손실을 발생시킬 수 있는 고속의 제트 추진체이며, 함 내부에서 기폭 하도록 지연 신관을 채택하고 있다. 가장 보편적인 함 내부 폭발용 위협무기이며, Exocet(H-6), Penguin(MK-3) 등의 공대함 미사일이 있다. 속도는 초아음속으로 탄두 크기와 속도에 따라서 선체구조에 150~200mm 이상을 관통할 수 있고 폭발과 파편이 충격손상을 유발한다.
- Anti-Radiation 추적탄두 : 함정 상부에 설치된 센서를 공격하여 파괴하도록 설계되어 있으며, 폭발과 파편이 충격 손상을 유발한다.
- 성형폭탄(SC : Shaped Charge) 탄두 : 목표물에 직접 충돌시키는 무기로

상대적으로 성형폭탄의 비행경로 밖에 있는 장비손상은 거의 없으나, 깨어진 조각으로부터의 2차 파편은 전자장비 등을 손상시키고 인체에 부상을 입힐 수 있다. 접촉신관을 사용하고 비행속도는 일반적으로 2~10 km/s 범위 내이고 대함 성형폭탄의 탄두는 1m 이상의 장갑철판을 관통 할 수도 있다.

- Chip Kill : 소총(Caliber 50) 등의 탄환, 대전차 성형폭탄 탄두 등의 소병기 무기로써, 외부나 약하게 보호된 장비에 손상을 입히거나 적으로부터 공격해 오는 탄두로부터 함 자체 근접방어무기(CIWS : Closed In Weapon System) 등에 의해 방어되고 남은 파편이 함 외부의 장비와 센서에 손상을 입히는 경우 등이 해당된다.

3.2.2 수중무기(Water Delivered Weapons)

- 기뢰(mine)와 어뢰(torpedo) : 선체구조의 파공(holing)과 침수(flood) 진행, 종강도의 손실 유발, 충격이나 침수에 의한 시스템의 손상 및 선체의 휘핑(whipping) 손상 등을 입힌다. Figure 3.2는 다양한 수중 무기들의 모습을 보여주고 있다.

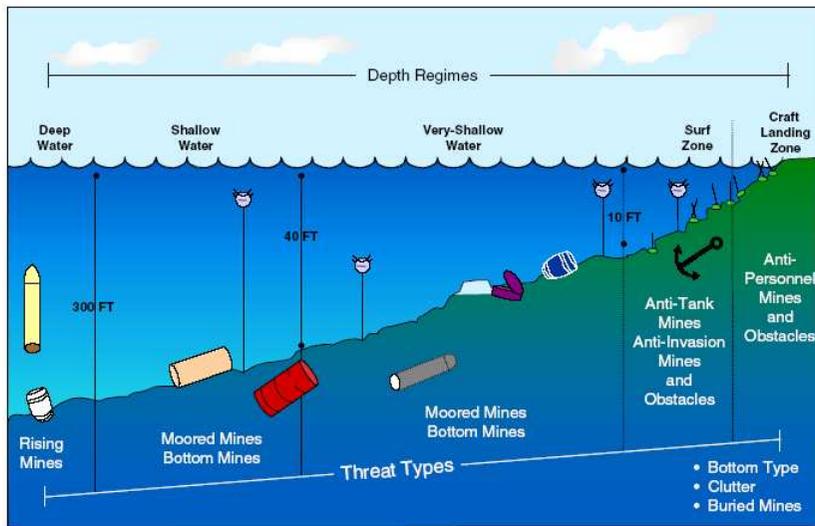


Figure 3.2 Sea mine threats by water depth [2]

3.3 위협 시나리오

3.3.1 내부 폭발(Internal Blast)

함 내부에 적재된 탄약의 폭발이나 적의 무기에 의한 고풍탄(HE ; High Explosion)의 폭발에 의해 발생하는 것으로, 순간적으로 압력이 상승한 후 크기가 감소하여 정적인 압력이 유지된다.

구조응답은 복잡하고 통풍구(venting)와 내부 구역의 배치, 반사, 무기 및 2차 파편 등이 결합하여 손상의 원인이 되는 영향을 받는다. 따라서 폭발에 의해서 가해지는 압력 증가에 견디는 강화된 격벽의 설계가 필요하며, 폭발에 의해 직접 영향을 받는 구획에 인접한 격실로 폭발 손상이 확산되지 않도록 설계하여야한다. 실제 계산 시에는 설계하려는 구획의 경계가 폭발 위치로부터 최소 1m 이상 떨어져 있다고 가정한다. 내부 폭발압력은 폭약의 중량과 구획 체적의 영향에 의한 준정압(quasi-static pressure)이 Figure 3.3과 같이 시간에 따라 이상화[14]하여 계산하고, 내부 폭발에 의한 구조응답은 LS/DYNA [15]등의 프로그램을 이용하여 더욱 정확하게 시뮬레이션 할 수 있다.

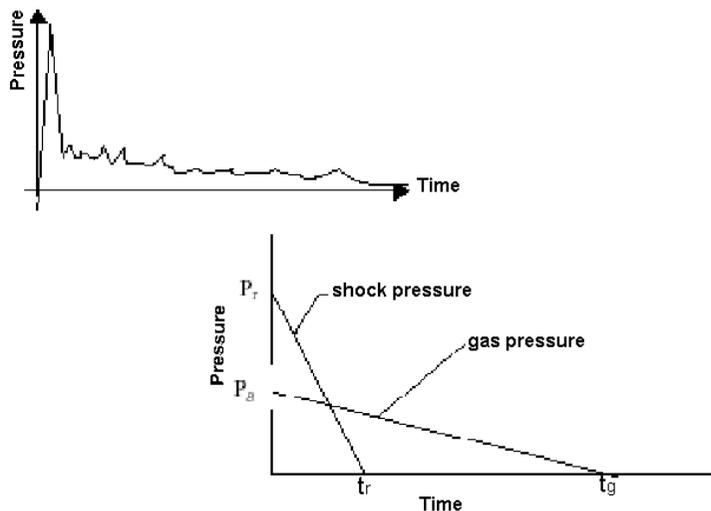


Figure 3.3 Typical blast pressure time history

3.3.2 외부 폭발(External Blast)

외부 폭발하중은 다양한 위협으로부터 발생할 수 있으며, 원거리에서 핵(nuclear) 공격 형태의 위협과 근거리의 근접한 무기체계에 의한 폭발위협이 2가지로 나눌 수 있다. 외부 폭발은 원거리에서 고폭탄의 폭발에 의한 하중을 고려하여 상부구조의 고정과 지지구조, 마스트(mast), 연통(funnel) 등이 충분한 강도를 유지하도록 설계하여야 한다. 상부 구조물에 설치된 레이더나 센서는 구조부재보다는 압력이나 파편에 취약하므로 이에 대한 보호나 여분의 장비를 설치하는 등의 대책수립이 요구된다.

근거리의 폭발하중은 내부 폭발과 유사하므로 특별히 고려하지 않으며, 일반적으로 유사한 무기에 의한 외부 폭발로 인한 손상은 내부 폭발 보다 현저하게 적다

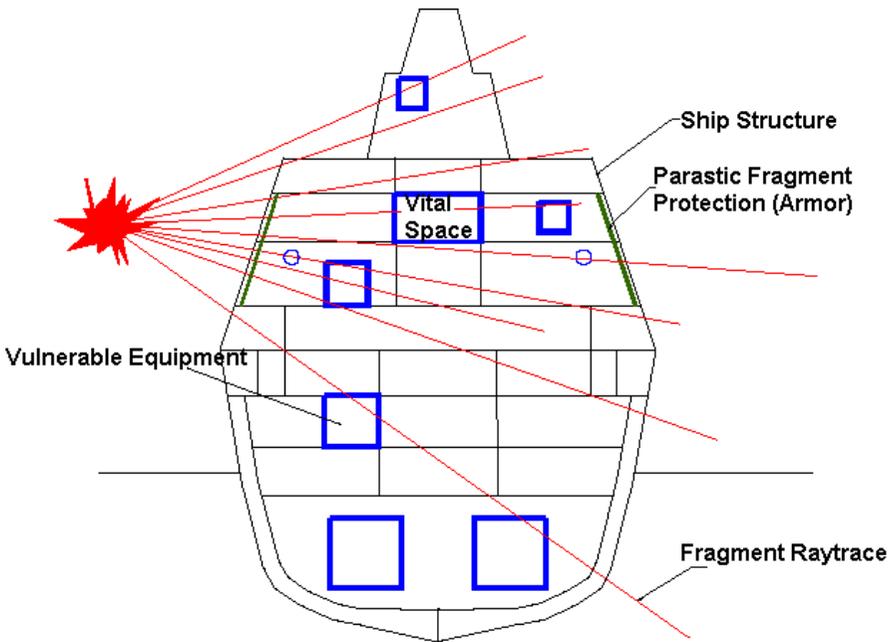


Figure 3.4 Example model for external blast

3.3.3 파편(Fragment)

소총의 발사, 무기의 폭발에 기인한 파편으로부터 장비나 격실을 보호하기 위해 재질의 두께 증가, 이중 공간(double space) 구조나 복합소재의 방탄재를 사용한다. 탄두가 판과 충돌하는 경우 탄두의 재질과 속도, 판의 재질 등에 따른 파괴 형태가 다양하게 나타나므로, 피탄 보호 설계는 일반적으로 파편의 수준을 고려하여야 한다. 그리고 파편의 관통에 저항이 요구되는 판 두께는 위협의 형태를 고려하고, 일반적인 파편의 무게, 밀도, 속도의 계산은 위협을 고려하기 위한 특별한 실험 결과나 경험적으로 검증된 식을 기준으로 추정하여 강도해석을 수행하여야 한다. 이들의 손상을 최소화하기 위해서는 상자형 거어더(box girder)설치나, 방탄판, 이중 공간(double space) 구조, S2-glass나 Kevlar등의 복합소재를 사용하여 생존성 측면의 효과를 검토한 후 적용 여부를 판단하게 된다.

3.3.4 시나리오 설정

적의 위협 공격에 의한 수중 및 공기중 폭발 시 선체구조 및 탑재 장비 등의 내충격 안정성 확보는 함정의 생존성 관점에서 고려해야 할 가장 중요한 요소 중 하나이다. 폭발 현상은 위에서 언급하였듯이 폭발이 선체에 근접하여 일어나는 접촉성 폭발과 어느 정도 떨어진 거리에서 발생하는 비 접촉성 폭발로 구분 할 수 있다. 접촉 폭발시의 영향은 복잡하여 격벽의 배치 등으로 연속적인 침수를 방지하고, 비 접촉성 수중폭발은 고온 고압의 가스구체의 생성 및 급작스런 에너지 방출을 통해서 충격파를 생성하는 충격하중으로 선체에 작용하여 고차 모드의 과도한 동적 구조응답을 발생시켜 선체구조와 탑재 장비에 치명적 손상의 원인이 된다. 충격하중은 충격 폭발중량과 기하학적 거리, 함의 구조적 특성에 의해 정의된다. 또한 비접촉성 공기중 폭발은 함에 근접한 거리에 따라 근접폭발이면 폭발압이 주 하중으로 작용을 하며 어느 정도의 거리에서 폭발하면 폭발압보다 파편 등에 의한 주요 장비 및 인명의 피해가 크므로 이러한 점을 모두 고려하여 설계 및 해석에 적용할 위협 시나리오를 설정하여야 한다.

제 4 장 생존성 향상을 위한 취약성 감소대책

함정의 생존성을 향상시키는데는 능동적 방어방법, 즉 민감성의 감소대책이 가장 효과적이나 고도의 기술로 발전하는 현대의 무기 전투 환경에서 이를 완전히 차단하는 것은 거의 불가능한 상태이다. 따라서 함정은 적의 위협무기에 노출되어 공격을 받을 가능성이 항상 있다고 간주하여야 하며, 특히 수상 전투 함정은 선천적인 은밀성을 가진 잠수함에 비하여 상대적으로 노출되기 쉽고 공격을 받을 수 있는 위협 무기가 매우 다양하기 때문에 수동적 방어 대책의 강화, 즉 취약성의 감소대책이 보다 강조되고 있다. 함정은 함 미사일이나 어뢰 등의 위협 무기에 의해 단발 명중 시에도 함이 생존해야하며, 이들의 위협 수준이나 피격 시나리오는 함 임무 및 대상 위협수준을 기준으로 설정된 위협에 대한 영향을 검토해야하며 구조적인 보강대책으로는 다음과 같다.

4.1 이중선체(Double Hull)의 구조

일반적으로 5,000톤급 이상의 대형 함정에서 외부 폭발 시 선체를 보호하는 목적으로 이중선체(double hull or double skin)구조를 적용할 수 있으며, 이러한 이중선체 구조시스템을 채택하기 위해서는 적용 시 예상되는 여러 가지 측면에서 심도 있는 연구와 실험 등이 선행된 상태에서 적용 가능하다.

Figure 4.1은 전형적인 이중선체의 모습을 보여주고 있다.

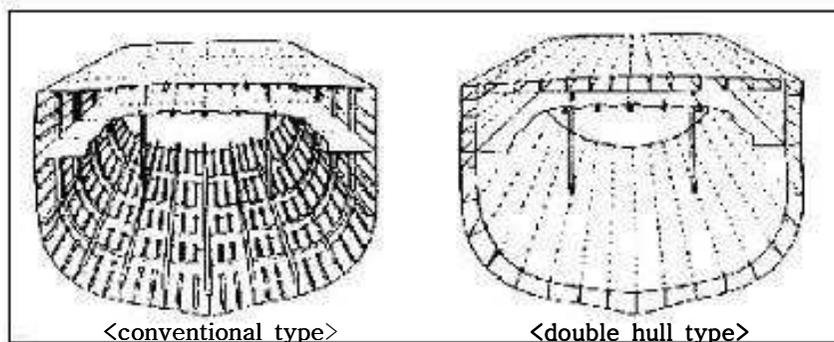


Figure 4.1 Models for conventional and advanced double hull type

수중폭파나 공기중 폭파 등 함정의 외부 공격에 대한 선체의 구조적인 측면에서 단일선체(single hull)보다는 충격에 우월한 저항력을 갖고 있음은 분명하나 이중선체 구조시스템의 적용은 아래와 같은 영향을 고려할 때 현실적으로 적용의 어려움 있다.

- 선체의 중량이 상당히 증가한다.
- 외판의 내부 공간 활용이 제한되어 함의 폭이 넓어지거나 갑판 면적의 증가가 필요하다.
- 이중선체의 공간에 함 외부와 연결되는 파이프 라인, 케이블(cable), mast air system, 장비 등의 설치작업의 어려움이 있다.
- 이중선체 내부의 작업공간이 좁아 작업이 불량하고 구체적인 설계 단계에서 많은 문제점이 예상된다.
- 이중선체 내부의 정비 유지가 어렵고 부식 등에 취약하다.

위와 같은 여러 제약조건으로 함정의 이중선체 구조는 생존성 측면에서 단일선체보다 우수한 구조 개념을 갖지만 현실적인 문제 때문에 실제 함정 설계에서 이중선체를 적용한 예가 드물다.

4.2 박스 거어더(Box Girder)의 적용

함정의 생존성을 고려한 구조설계에서 가장 유효하게 적용될 수 있는 설계 개념으로 박스 거어더(box girder)의 설치가 있다.

4.2.1 박스 거어더의 역할과 필요성

함정에서 내부 또는 외부 폭발이 발생할 때 폭발은 선체 거어더 부재인 갑판, 격벽, 외판 등에 대변형(large deformation), 찢어짐(tearing), 좌굴(buckling) 등을 유발시켜 피격 후 선체 잔류강도(residual strength)를 감소시킨다. 만약 잔류강도가 정수 중의 굽힘모멘트(bending moment) 보다 작다면 선체 전체가 폭발 손상 후 거의 즉시 침몰될 것이다. 그러나 폭발 손상 후

에도 일정 부분 잔류강도를 유지하고 있다면 손상 선체의 능력을 초과하는 굽힘모멘트를 발생하는 파(wave)의 도착까지는 선체가 생존할 수 있을 것이다. 이와 같이 박스 거어더의 목적은 손상된 구조가 주어진 시간동안 해상 하중에서 생존할 수 있는 충분한 효율적인 관성모멘트를 확보하는 것이다. 일반적으로 함정의 외판 손상은 급속한 침수를 발생할 만큼 넓은 구역에 걸친 손상이다. 박스 거어더 만으로는 주어진 해상상태에서 구조될 수 있는 충분한 시간을 보증할 수 없다. 폭발 강화 격벽(BHB ; Blast hardened Bulkhead)은 2~3 구획이 침수될 경우를 보증하기 위하여 필요하다. 일반적으로 박스 거어더와 함께 선체 생존성 향상 조치에 폭발 강화 격벽도 포함된다.

이중선체에서의 박스 거어더와 폭발 강화 격벽의 설치는 단일선체 구조보다 설치가 용이하다. 이중선체는 작은 불연속 부위와 응력집중으로 인해 폭발 강화 격벽의 막(membrane) 하중에 좋은 지지 역할을 한다. 이중선체의 일정 부분을 보강하거나 수정함으로써 쉽게 박스 거어더를 설치할 수 있다.

본 논문에서는 단일선체 구조의 박스 거어더 대해서 논의한다.

4.2.2 박스 거어더의 유용성

- 박스 거어더의 설치로 인하여 상부 갑판의 판 두께를 감소시킬 수 있다. 이는 감소된 갑판 두께로 인해 폭발하중 작용 시 갑판이 제일 먼저 파손되어 opening을 제공함으로써 폭발압력을 밖으로 내보면서 박스 거어더와 폭발 강화 격벽에 더 이상의 폭발 하중이 걸리지 않도록 한다.
- 대형의 박스 거어더 설치 시 통로로 이용 가능하다.
- 폭발로 인한 파편으로부터 파이프 및 분산시스템 등을 보호할 수 있다.
- 수중폭과 등으로 인한 휘핑하중에 견딜 수 있는 부가적인 강도를 보장하는 역할을 할 수 있다.

Figure 4.2는 내부 폭발하중에 대한 박스 거어더 유용성의 예를 보여주고 있다.

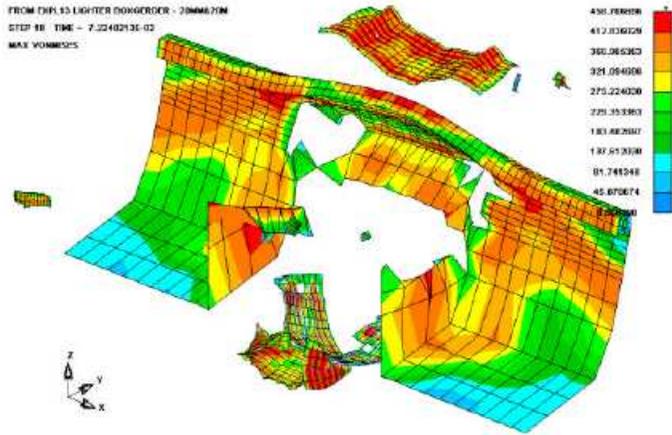


Figure 4.2 Example of box girder performance under blast

Figure 4.2는 미사일 등의 외부 공격으로부터 내부 폭발이 발생한 경우 해석 결과의 한 예를 보여주고 있다. 그림에서 보면 폭발 시 외판이나 갑판 등은 심한 손상을 입고 있으나 박스 거어더 부분이 붕괴되지 않음으로써 선체에 잔류강도를 증가시킬 수 있음을 알 수 있다.

4.2.3 박스 거어더의 형태

Figure 4.3은 여러가지 형태의 박스 거어더들을 보여 주고 있다.

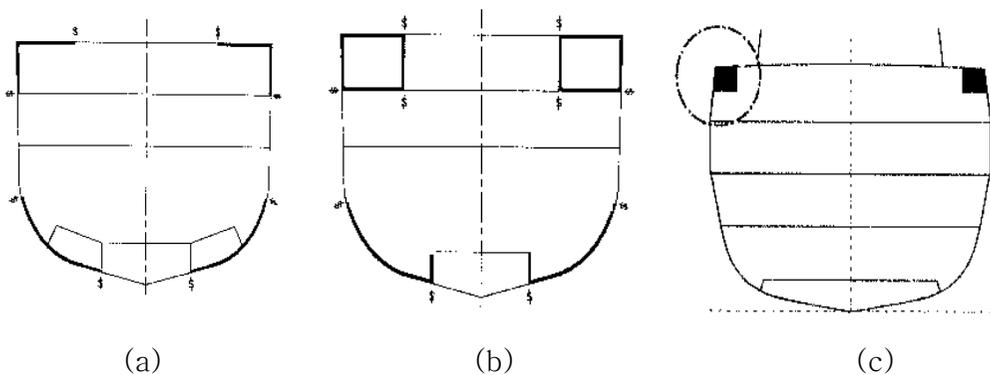


Figure 4.3 Box girder types

Figure 4.3(a)는 종래의 재래식 보강 구조로 갑판 및 외판의 일부에 두꺼운 판으로 보강한 전단 스트링거 형태(shear and stringer strake)의 모습이며 이는 건조가 가장 간단하나 오픈 구조 형태로 폭발하중에 의한 비틀 저항이 약하므로 쉽게 강도를 손실하며, 폭발하중이 크고 선체 변형이 큰 경우 저항력이 약하여 잔류강도를 유지시키려는 박스 거어더의 역할을 하지 못한다.

Figure 4.3(b)는 대형 박스 거어더 형태(full height box girder type)로 작업성과 공간 활용면에서 유리하고 폭발로 인한 하중과 파편으로부터 케이블, 파이프 및 여러 장치물들을 보호할 수 있으며 특히 폐쇄(close) 구조로 비틀 저항이 우수하다. 그러나 폭발하중 작용면적의 증가로 인한 판 두께 증가가 필요하며 이로 인하여 중량 증가가 유발될 수 있다.

Figure 4.3(c)는 소형 박스 거어더 형태(small box girder type)로 대형 박스 거어더 형태에 비교하여 작업성 및 공간 활용면에서 불리하나 폭발하중 작용 면적이 감소되므로 경구조 설계가 가능하다.

4.2.4 박스 거어더의 설계 절차

박스 거어더의 주 목적은 폭발 하중에 노출된 선체구조가 주어진 해상상태에서 어떤 충분한 생존확률(또는 생존시간) 동안 생존함을 보증해야한다. 일반적으로 외판의 손상으로 인한 침수가 예상되지만 만약 폭발 강화 격벽이 설치되어 있지 않다면 폭발 손상으로 인하여 횡 격벽은 쉽게 수밀 능력을 상실하고 침수의 진행으로 함정은 침몰한다. 그러나 만약 폭발 강화 격벽이 설치되어 있다면 수밀 능력을 유지하여 2개 또는 최악의 경우 3개 구획까지만 침수될 것이다. 선체에 들어온 해수는 박스 거어더에 작용하는 해상 하중 계산에 고려되어야한다.

박스 거어더의 설치 과정은 대략적으로 Figure 4.4에 도시하고 있다.

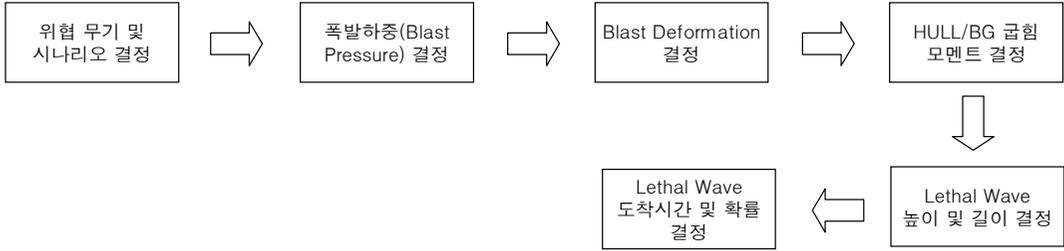


Figure 4.4 Procedure of box girder installation

박스 거어더의 설계 시 고려될 수 있는 사항은 다음과 같다.

- 폭발하중이 양쪽 박스 거어더 위치에 동시에 대칭적으로 작용할 가능성은 거의 없다.
- 보통 폭발하중 근처에 있는 하나의 박스 거어더가 심하게 손상되고 나머지 하나는 멀리 떨어져 있다.
- 내부에서의 폭발지점은 미사일 등의 퓨즈 지연 설정, 탄두의 최종 속도, 구조물의 관통 여부 등에 의존되며 일반적으로 폭발거리(standoff distance)는 박스 거어더에서 3~4 m 위치를 고려한다.

Figure 4.5는 주 갑판 하부에 소형 상자형 거어더를 설치한 형태를 보여주고 있다.

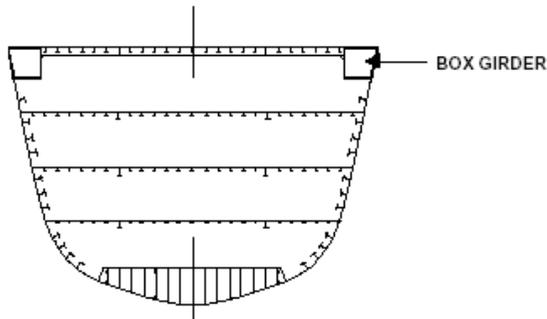


Figure 4.5 Typical small box girder arrangement

4.3 이중 횡 격벽(Double Transverse Bulkhead) 구조

Figure 4.6은 이중 횡 격벽(double transverse bulkhead) 구조를 보여주고 있다.

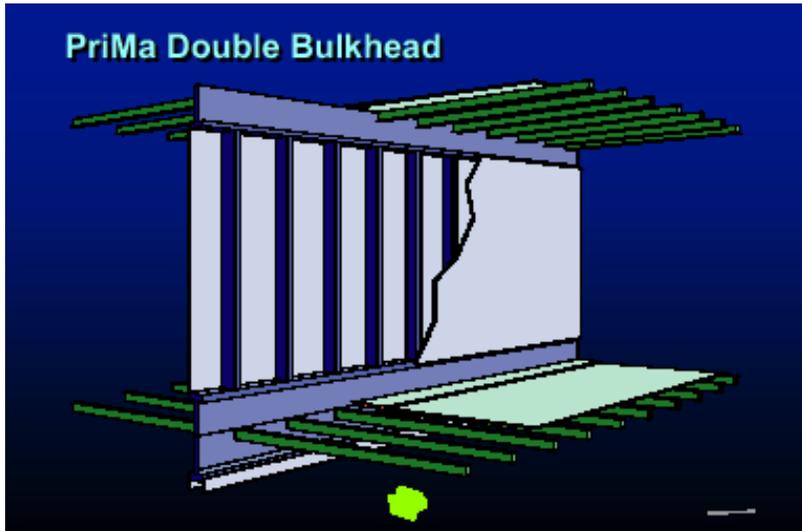


Figure 4.6 Model for double transverse bulkhead

이 방법은 폭발하중에 의한 손상이 선체 길이방향으로 확산되지 않도록 하는 개념이다. 이 방법은 독일[16], 미국[17] 및 프랑스[18] 등에서 최신 함정에 널리 적용되고 있다.

4.4 폭발 강화 격벽(BHB ; Blast Hardened Bulkhead)의 적용

함정의 생존성을 고려한 구조설계에서 박스 거어더와 함께 가장 많이 적용되는 설계 개념으로 폭발 강화 격벽의 설치가 있다.

4.4.1 폭발 강화 격벽의 역할과 필요성

기존 함정의 주요 격벽(conventional bulkhead)의 설계 목적은 좌초 또는

외판 손상 시 해수 유입으로 인한 주 격벽 보호(해수의 구획 전파 억제)를 위한 설계의 개념이다. 그러나 함정에서 내부 폭발 시 기존 격벽은 쉽게 수밀 능력이 손상되고 인접 구획으로 폭발하중(blast load)을 진행시켜 연속적인 격벽 손상을 야기하여 함정을 침몰시킬 수 있다. 따라서 생존성 고려 측면에서 재래식 격벽(conventional bulkhead)과 다른 내부 폭발하중에 견디는 폭발 강화 격벽의 요구가 필수적이다.

4.4.2 폭발 강화 격벽의 기본 개념

재래식 수밀 격벽은 함정, 기타 선박 또는 수중 장애물에 충돌한 후 선체 파손으로 인한 침수 하중인 수두에 견디도록 설계한다. 이런 하중 하에서는 격벽의 성능은 격벽 재료의 탄성 한계 범위 내에서 잘 만족한다. 끝단 연결부 회전(모멘트)이나 처짐은 일반적으로 작고 응력은 보강판과 격벽 판의 굽힘(bending)과 전단(shear)으로부터 생성된다.

폭발 강화 격벽 설계 개념은 재래식 격벽 설계와 근본적으로 다르다. 폭발 하중 하에서 폭발 강화 격벽은 막 인장(tension membrane)이 일어나도록 Figure 4.7에서 보여주는 것과 같이 폭발 강화 격벽이 큰 소성 변형(plastic deformation)에 견디도록 설계한다. 폭발 강화 격벽은 탄성 변형률(elastic strain)에 견주어 소성 변형률에서 큰 변형에너지를 소산할 수 있다.

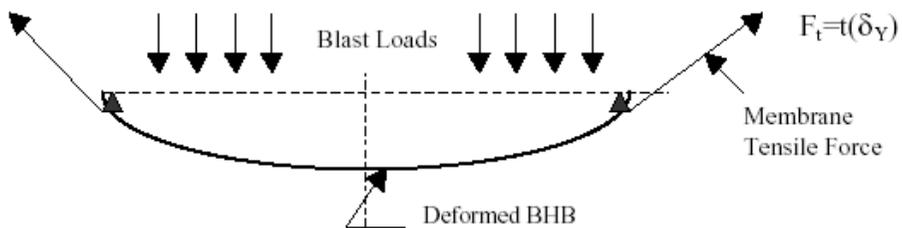


Figure 4.7 Basic concept of blast hardened bulkhead

4.4.3 폭발 강화 격벽의 유용성

내부 폭발에 의하여 구조물에 폭발하중이 작용할 때 격벽 연결부는 잔류응력과 응력집중 때문에 큰 처짐을 지탱할 수 없는 약한 부위가 된다. 폭발 강화 격벽은 이런 연결부의 구조와 재질의 불연속부를 분리하거나, 변형과 응력의 균일한 분포를 위해 형상을 완만하게 하여 효과적인 소성 힌지(plastic hinge)를 형성하도록 설계한다. 이러한 연결부는 채래식 격벽 연결부와 비교하면 내부 폭발하중에 적어도 2~3배 정도의 저항력을 갖는다. 채래식 격벽은 폭발하중 작용 시 쉽게 수밀 성능을 잃게 된다. 더욱이 폭발 압력이 인접 격벽으로 전파되어 인접 격벽 또한 수밀 성능에 손상을 주며 급속히 인접 격벽으로 해수가 유입되므로 결국 함정을 침몰하게 한다. 수밀 성능을 유지하도록 설계된 폭발 강화 격벽은 인접 격벽으로의 해수 유입을 억제하는 역할을 한다. 폭발 강화 격벽은 폭발 후 손상을 입어도 수밀성을 유지하거나 내부 폭발로 인한 폭발하중 및 파편(fragment)에 대한 인접 구획을 보호하는 역할을 수행한다.

큰 값의 변형 에너지를 분산시킬 수 있고 큰 소성 변형에 견디도록 이중 격벽(double bulkhead)이나 강화된 단일 격벽(single bulkhead)으로 설계할 수 있으나 최근에는 작업성과 공간을 고려하여 단일 격벽으로 강도를 강화하여 설계하는 추세이다.

4.4.4 폭발 강화 격벽의 설계 절차

Figure 4.8은 폭발 강화 격벽의 설계 절차의 개략적인 모습을 보여주고 있다.

Figure 4.8 Procedure of blast hardened bulkhead installation

폭발 강화 격벽의 설계 시 고려될 수 있는 사항은 다음과 같다.

- 손상 방지 갑판(damage control deck) 위의 횡 격벽은 많은 개구부(오프닝)와 불연속점이 있으므로 폭발 강화 격벽의 적용은 어렵고 비용이 많이 든다. 따라서 이 부위는 재래식 보강 격벽을 적용한다.
- 폭발 강화 격벽은 구획 중앙 근방의 탄두 폭발에 견디도록 설계를 하여야 한다.
- 격벽에 근접하여 폭발할 경우 폭발하중에 견디도록 폭발 강화 격벽을 설계하는 것은 불가능하며 이 경우는 인접 격벽에 손상이 일어나지 않고 수밀을 유지함으로써 최소 2구획 침수까지는 허용하는 설계가 이루어져야 한다.

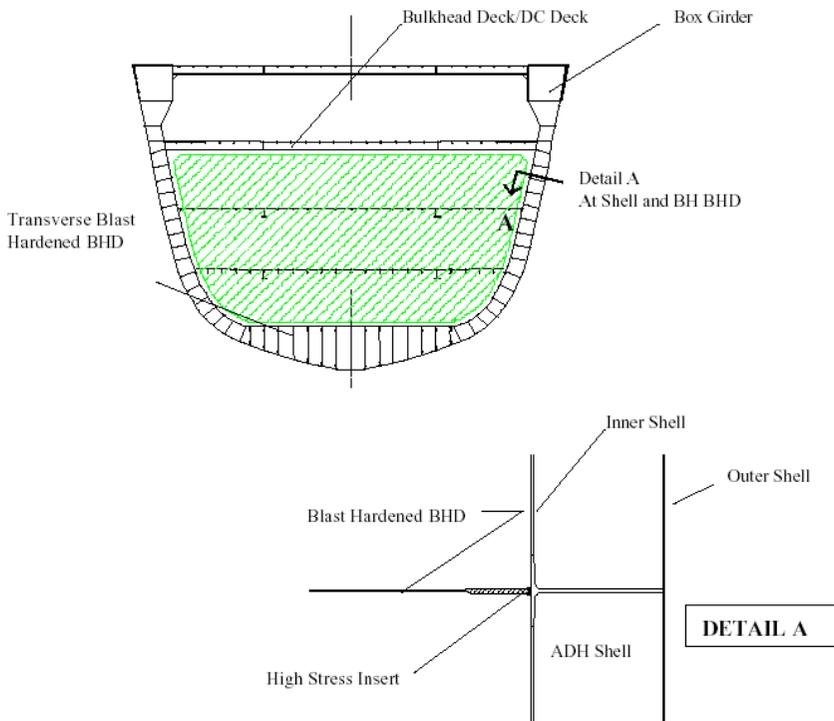


Figure 4.9 Configuration of typical blast hardened bulkhead

4.5 피탄 보호(Fragmentation Protection)

파편은 탄두의 작열에 의해서 생성되며, 충격 폭풍과의 진행이 뒤따른다. 일반적으로 파편 방어용 방벽은 효율적인 파편 장벽을 유지하여 폭풍 충격하중에 견디어야 한다. 기폭 탄두의 효과는 목표물로부터 탄두의 떨어진 거리에 영향을 받는다.

- 근접구역의 폭파 효과 : 폭파 충격이 표면에 파편보다 먼저 도달
- 먼 거리의 폭파 효과 : 파편이 충격파보다 표면 먼저 도달

파편의 속도는 2,200m/sec 정도이고 폭파와 파편의 효과는 분리하여 해석한다. 대부분의 손상은 충격파면과 파편이 동시에 도달할 때 발생하게 된다. 근접 폭발구역의 파편 방어장벽은 자체의 목적 달성을 위해서는 우선적으로 충격파에서 생존해야한다. 외부 기폭이나 내부 기폭이 근접함으로 발생하는 근접구역의 폭파효과는 주의하여 해석하여야하고 구조적인 손상 과정이 증가하고, 충격 파공의 가능성이 고려되어야 한다.

파편 보호구의 설계는 소총의 발사, 무기의 폭발에 기인한 파편으로부터 장비나 격실을 보호하기 위해 재질의 두께 증가, 이중 공간(double space) 구조나 복합소재의 방탄재를 사용한다. 탄두가 판과 충돌하는 경우는 탄두의 재질과 속도, 판의 재질 등의 다른 파괴 형태가 다양하게 나타나므로, 피탄 보호 설계는 일반적으로 파편의 수준을 고려하여야 한다.

파편 보호구의 설계 및 해석기법에 관해서는 본 논문 제9장에서 상세히 서술하였다.

제 5 장 수중폭파 해석에 의한 함정 설계

5.1 수중폭파 기초 이론

수중폭파에 의한 충격하중을 산정하기 위해서는 Figure 5.1에서 보여 주는 바와 같이 폭약과 함정의 위치관계와 주위 유체장과 바닥면 및 자유수면 경계가 함께 고려되어야 한다. 함정이 수중폭파에 의하여 공격당할 때, 그 기하학적 위치관계를 ‘attack geometry’ 라고 한다. 수중폭발의 일반적인 현상에 대해서는 여러 문헌에서 참고할 수 있으며[19 ~ 25], 본 절에서는 수중폭파의 일반적인 현상 중에서 수중폭발에 의해 발생하는 충격파 압력(shock wave pressure)의 특성, 가스구체(gas bubble)의 거동 및 광역 캐비테이션(bulk cavitation) 등에 대하여 간단하게 기술한다.

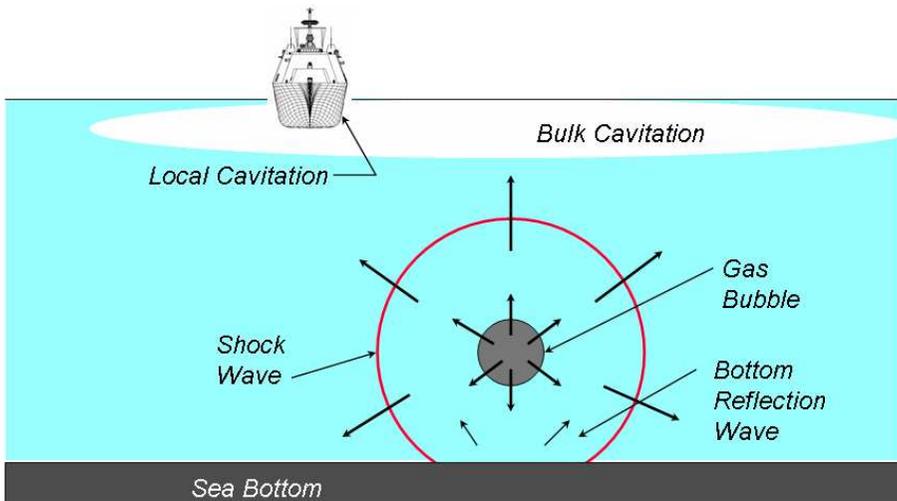


Figure 5.1 General phenomena of underwater explosion

5.1.1 충격파와 충격계수

폭약 등이 수중에서 폭발할 때는 고온, 고압의 가스구체가 생성되고 급작스러운 에너지 방출을 통해 주위 유체를 교란시킨다. 이런 경우에 물은 상당한 정도의 부피변화가 생기며 압축성 유동이 발생한다. 수중폭발에 의해 생긴 교

란은 폭발원 근방에서는 폭약의 종류에 따라 음속의 3~5배의 속도로, 어느 정도의 거리를 통과하면 대략 음속으로 물속을 구상파(spherical wave)의 형태로 전파해 가는데 이를 충격파(shock wave)라 한다. 폭발원으로부터 거리 R 만큼 떨어진 물속 임의의 한 점에서 충격파의 압력-시간 이력은 Figure 5.2에 보인 바와 같이 지수 감소함수의 형태로써 식(2)와 같이 표현할 수 있다.

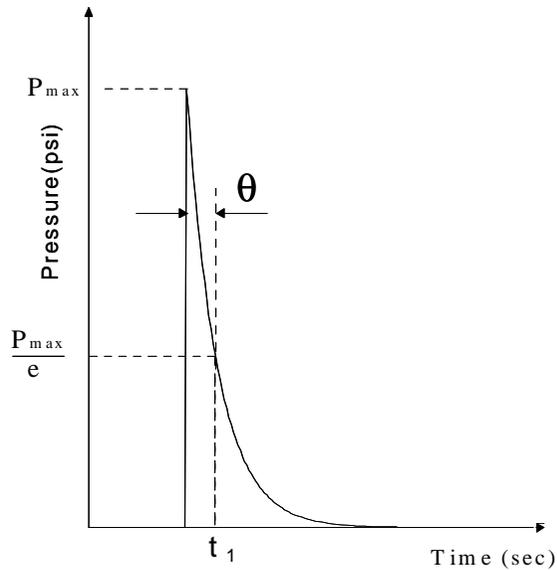


Figure 5.2 Time history of shock pressure

$$p(t) = P_{\max} e^{-\frac{t-t_1}{\theta}}, \quad t \geq t_1 \quad (2)$$

여기서, P_{\max} 는 최대 압력, t_1 은 폭발원으로부터 고려하는 지점까지 충격파의 도달 시간, θ 는 감쇠 상수(decay constant)이다. 최대 압력 P_{\max} 및 감쇠 상수 θ 는 폭약의 중량 $W(lb)$ 및 폭발거리 $R(ft)$ 의 함수로서 식(3) 및 식(4)와 같이 주어진다.

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

$$\Theta = K_2 W^{\frac{1}{3}} \left(\frac{W^{\frac{1}{3}}}{R} \right)^{A_2} \quad (\text{mili-second}) \quad (4)$$

여기서, K_1 , K_2 , A_1 및 A_2 는 폭약의 종류에 따른 실험 상수로서 Table 5.1에 몇 가지 폭약에 대한 값들을 정리하였다[26, 27].

Table 5.1 Experiment constant value of various underwater explosive

	TNT	HBX-1	Pentolite
K_1	22505	22347.6	24589
K_2	0.058	0.056	0.052
A_1	1.18	1.144	1.194
A_2	-0.185	-0.247	-0.257

충격파에 의한 물의 유동은 압축성이며 음향파 이론에 의해 기술된다. 압력 $p(t)$ 를 갖는 충격파에 의한 물 입자의 속도 $v(t)$ 는 충격파를 평면파로 가정하면 식(5)와 같이 주어진다.

$$v(t) = \frac{p(t)}{\rho c} \quad (5)$$

그러나, 실제 충격파는 구상파의 형태로 전파되기 때문에 충격파가 지나간 후 후류가 발생하며 후류의 영향으로 인하여 물 입자의 속도 $v(t)$ 는 식(6)과 같이 표현된다.

$$v(t) = \frac{p(t)}{\rho c} + \frac{1}{\rho R} \int_0^t p(t) dt \quad (6)$$

여기서, ρ 는 해수 밀도, c 는 물 속에서의 음속(약 5,000 ft/sec), R 은 폭발원으로부터의 거리이다. 식(6)에서 보듯이 후류의 영향은 폭발원에 가까울수록, 시간이 경과할수록 커짐을 알 수 있다. 충격파를 평면파로 근사시킨 경우 충격파의 단위 면적당 임펄스 I 는

$$I = \int_0^t p(t) dt = K_3 W^{\frac{1}{3}} \left(\frac{W^{\frac{1}{3}}}{R} \right)^{A_3} \quad (\text{lb-sec/in}^2) \quad (7)$$

으로 표현되고, 단위 체적당 충격 에너지 밀도 E 는 식(8)과 같다.

$$E = \int_0^t p v dt = \frac{1}{\rho c} \int_0^t p^2 dt = K_4 W^{\frac{1}{3}} \left(\frac{W^{\frac{1}{3}}}{R} \right)^{A_4} \quad (\text{lb-sec/in}^3) \quad (8)$$

여기서, K_3 , K_4 , A_3 및 A_4 는 폭약의 종류에 따른 실험 상수로서 Table 5.2에 몇 가지 폭약에 대한 값들을 정리하였다[26, 27].

Table 5.2 Experiment constant value for shock wave pulse and energy density of various underwater explosive

	TNT	HBX-1	Pentolite
K_3	1.798	1.786	1.674
K_4	3034.9	3086.5	3135.2
A_3	0.98	0.856	0.903
A_4	2.155	2.039	2.094

식(8)과 Table 5.2에서 보듯이, 충격 에너지 밀도는 대략 W/R^2 에 비례하며, 충격파에 의해 함정 외판에 발생하는 속도 및 소성 처짐량은 충격 에너지 밀도의 제곱근, 즉 \sqrt{W}/R 에 비례한다[28]. 따라서 수중폭발에 의한 충격의 세기를 통상 충격 에너지 밀도 제곱근의 함수인 충격계수(S.F. ; Shock Factor)로서 표현한다.

충격계수는 여러 형태로 표현 가능하다. 여러 충격계수 중에서 함정의 내충격 설계 기준으로 널리 사용하는 것은 충격계수(Shock Factor, S.F.) 및 용골 충격계수(Keel Shock Factor, K.S.F.)이다.

$$S.F. = \frac{\sqrt{W}}{R'} \quad (9)$$

$$K.S.F. = \frac{\sqrt{W}}{R} \left(\frac{1 + \sin\alpha}{2} \right) \quad (10)$$

여기서, R' 은 폭약과 선각까지의 직선거리이고, R 은 폭약에서 용골까지의 최단 거리(ft)이다. 앞장에서 설명한 바와 같이 용골 충격계수의 α 는 공격각도(angle of attack)라고 하는데, 그 값은 최대 90° 이므로 보통 용골 충격계수가 충격계수보다 작은 값을 가진다. 충격계수는 영국에서 주로 사용하고, 용골 충격계수는 미국과 캐나다에서 널리 쓰인다고 알려져 있다. 충격계수가 본래 영국 단위계로부터 유도되었기 때문에, 국제 미터 단위계(SI metric unit)를 사용하는 경우에는 식(11)과 같이 변환을 해주어야 한다.

$$\begin{aligned} S.F. [metric] &= \frac{\sqrt{W[kg]}}{R[m]} \\ &= \frac{\sqrt{2.2046 W[lbs]}}{3.2803 R[ft]} = 0.4526 S.F. [ft-lb] \end{aligned} \quad (11)$$

충격계수는 사용 목적에 따라 설계 충격계수(design shock factor)와 붕괴 충격계수(lethal shock factor)로 구분하여 사용한다. 설계 충격계수는 함정의 선각 및 장비가 손상을 받지 않고 정상적으로 작동을 할 수 있는 충격의 크기를 의미하며, 붕괴 충격계수는 선각이 파괴되기 시작하는 충격계수를 의미한다.

각 나라 해군의 선종에 따른 충격계수를 비교하면 Table 5.3과 같다. 참고적으로 한국 해군은 미국 해군의 기준을 따라 수상함의 경우에 설계 충격계수를 0.2 ~ 0.3을 적용하는 것으로 알려져 있다.

Table 5.3 Shock factor of each country naval ships

선종	국가	충격 계수 종류	값
수상함	영국	lethal S.F.	0.6
	캐나다, 미국	lethal S.F.	0.5
	미국	design K.S.F.	0.3
잠수함	영국	lethal S.F.	0.9
	캐나다, 미국	lethal K.S.F.	1.2
	미국	design K.S.F	0.6

5.1.2 가스구체의 거동

충격파가 전파해 가는 동안 폭발 시 생성된 고압의 가스구체는 팽창을 계속한다. 주위 수압과의 평형점을 지나 그 크기가 최대에 이르면 가스구체의 내부 압력이 감소하여 수압에 의해 수축하게 되며 직경이 최소 시점에서 구체의 붕괴가 일어나고 이 때 1차 가스구체 압력파(bubble pulse)가 발생한다. 수축할 때 증가된 내부 압력에 의해 가스구체는 다시 팽창하며, 에너지가 소멸될 때까지 계속해서 팽창 및 수축의 맥동 운동을 한다. 가스구체는 맥동 운동뿐만 아니라 부력에 의해 수직 상승 이동하며, 상승 이동은 대부분 각 맥동 주기마다 가스구체가 최소 크기일 때 발생한다.

충격파에 의한 물의 유동이 압축성인데 반하여, 충격파가 지나간 후 가스구체의 맥동 운동에 의한 물의 유동은 비압축성이다. 충격파는 음속의 속도로 전파되므로 폭발원에서 함정까지 도달하는데 1초 이내(수십 ~ 수백 milli-seconds)이지만, 가스구체의 1차 맥동 진동수는 대체적으로 함정 선체 거어더(girder)의 상하 2절 고유 진동수와 비슷하여(주기로는 수 초 정도) 과도한 선체 거어더 휘핑(whipping)을 유발하며 심한 경우 선체는 종강도를 상실하고 붕괴될 수도 있다.

수중폭발에 의해 방출되는 전체 에너지의 약 53%가 충격파로 전파되며 약 47%가 가스구체의 맥동 운동에너지로 사용된다[28]. Figure 5.3은 시간에 따른 가스구체의 반경 및 수직 상승 이동량과, 폭발원으로부터 일정한 거리에 떨어진 임의의 한 점에서의 압력을 개략적으로 보여주고 있다.

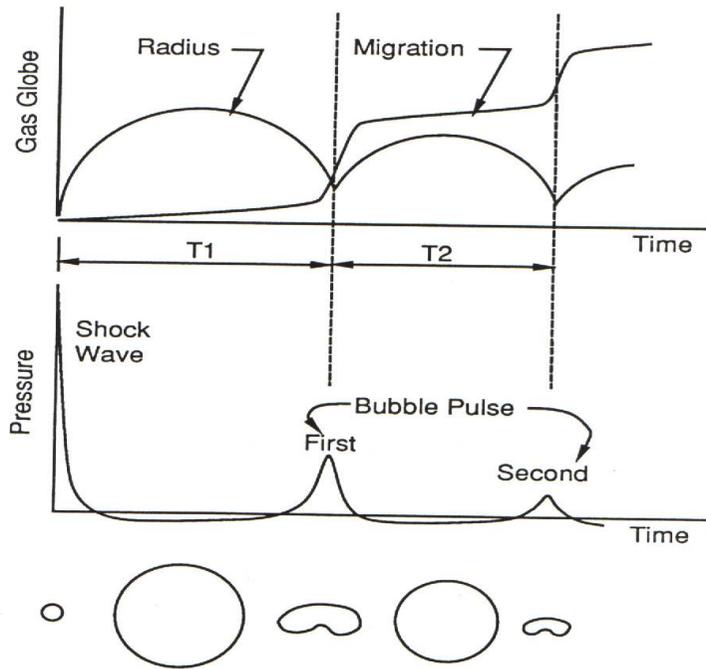


Figure 5.3 UNDEX gas bubble pulse

5.1.3 광역 캐비테이션

물 속을 전파하는 충격파는 압축파이다. 이 충격파가 해저면에 도달하면 일부는 해저 매질(토양, 암반)을 통하여 굴절(refraction)되고 일부는 반사(reflection)되는데, 이 경우 굴절과 및 반사파는 압축파이다. 그러나 충격파가 자유수면(free surface)에 도달할 때는 물에 비하여 공기의 임피던스(impedance)가 매우 작아서 전반사(total reflection)가 일어나며, 이 경우 음압을 갖는 인장 반사파(refraction wave)가 발생한다.

수면 아래 한 점에서 볼 때, 자유수면에서 반사된 인장 충격파가 도달하는 시점에서 입사파(충격파)와 반사파의 압력이 중첩되어 이 지점의 압력은 급격히 감소하는데, 이를 자유수면에 의한 컷오프(cut-off) 현상이라고 한다. 컷오프일 때 자유수면에서는 입사파 및 반사파에 의한 압력의 합이 0이 되어 전체 압력이 대기압과 같아야 한다는 경계조건을 만족하지만, 자유수면 아래에서는 위치에 따라 전체 압력이 음이 될 수 있으며, 이 경우에 물은 인장을 견딜 수 없기 때문에 캐비테이션(cavitation)이 발생한다.

자유수면에 의해 발생하는 캐비테이션은 발생 영역이 한정 전체를 포함할 정도로 상당히 넓기 때문에 이 현상을 광역 캐비테이션(bulk cavitation)이라고 한다. 광역 캐비테이션이 일어나는 순간 자유수면 바로 아래의 물 입자는 순간적인 수직속도(kick-off velocity)를 갖게 되며, 캐비테이션이 일어난 유체는 그렇지 않은 유체와 분리되어 컷오프가 발생한 이후의 물 입자 운동은 대기압과 중력만의 지배를 받는다. 따라서 수상함 선체는 광역 캐비테이션 발생 시 순간적으로 초기 수직속도를 갖는 강제운동을 시작하여, 이후의 거동은 선체 물수부가 캐비테이션 영역의 유체와 분리되며 중력에 의해 자유낙하 운동을 한다. 이 현상은 수상함의 충격파에 의한 초기 전체 거동(bodily response)을 파악하는데 매우 중요한 물리적 현상이다.

광역 캐비테이션이 일어나는 영역의 형상을 알기 위해서는 전체가 축대칭 형상이므로 단면에서의 형상을 결정하면 된다. 자유수면의 영향을 고려하기 위하여 Figure 5.4와 같이 영상 폭발원(image charge)을 도입한다. 컷오프일 때 캐비테이션이 시작되는 위쪽 경계에서의 압력은 전체 압력이 0이 된다는 조건으로부터 식(12)와 같이 계산한다[29].

$$P_T = P(\alpha, r) + P_2 = P_1 + P_a + P_d + P_2 = 0 \quad (12)$$

여기서, $P(\alpha, r)$ 는 인장 반사파 압력 P_2 이 도달하기 직전의 절대 압력으로서, 입사 충격파 압력 P_1 , 대기압 $P_a (\approx 14.7 \text{ psi})$ 및 정수압 P_d 의 합이다. 광역 캐비테이션이 종료되는 아래쪽 경계를 결정하기 위해서, 임의의 지점에서

절대 압력을 캐비테이션 압력으로 감소시키는 인장 반사파 압력을 브레이킹 압력(breaking pressure)으로 정의한다. 이 압력은 임의 지점에서 캐비테이션이 발생하기 직전의 절대압력과 크기는 같고 부호가 반대이므로, 이의 전파 특성을 고려하면 아래 경계를 구할 수 있다. 광역 캐비테이션이 일어나는 영역에서는 브레이킹 압력의 감소율이 절대압력의 감소율보다 커야하고, 아래 경계 밖의 물 입자들에 대해서는 그 반대이므로, 광역 캐비테이션이 종료되는 아래 경계에서는 브레이킹 압력의 감소율이 절대압력의 감소율과 같아야 한다. 영상 폭발원으로부터 거리 R 인 캐비테이션 아래 경계의 점에서의 브레이킹 압력이 $P(\alpha, R)$ 일 때 다음과 같은 미분 방정식으로부터 아래 경계를 결정할 수 있다. 참고문헌[30]에는 광역 캐비테이션의 형상 결정에 대한 상세한 방법이 검토되어 있다.

$$-\frac{d}{dr} [r^{A_1} \times P(\alpha, R)]_{r=R} = 0 \quad (13)$$



Figure 5.4 Bulk cavitation envelop [30]

Figure 5.5는 수중폭발에 의해 수면에 생기는 현상을 보여주고 있다. 광역 캐비테이션 영역이 수면의 흰 거품으로 나타나고 있고, 수면에 도달한 가스구체가 붕괴되면서 생기는 압력파에 의한 물기둥(plume)을 보여주고 있다.



Figure 5.5 Surface phenomena of UNDEX [31]

수중충격에 대한 연구가 오래된 국가의 경우 실선 충격실험이 수십 회 이상 실시되었고, 이론 연구 및 수치모사와 비교된 것으로 알려져 있다. 앞에서 설명한 방법을 사용하여 광역 캐비테이션의 위쪽 경계와 아래쪽 경계를 결정한 것이 Figure 5.6에 나타나 있다[31]. 그림에서 알 수 있듯이 광역 캐비테이션 현상은 수십 수 십 피트, 반경 수 백 피트 이상의 넓은 영역에서 발생한다.

Figure 5.6 Calculated bulk cavitation boundary [31]

Figure 5.7은 수치모사에 있어 광역 캐비테이션 현상을 고려한 경우와 그렇지 않은 경우에 있어 선체응답이 어떻게 다른가에 대한 결과이다. 수상함의 간략화된 모양인 3차원 상자형 구조물에 대하여 상용 프로그램인 LS-DYNA/USA를 이용하여 수중폭발에 의한 광역 캐비테이션의 효과를 수치 모사한 결과, 선체에 인접한 유체 영역의 한 점에서의 압력을 보면 캐비테이션을 고려하지 않은 경우에는 유체장에 음압 즉, 인장압력이 발생하여 비현실적인 결과를 주고 있다.

그러나 캐비테이션을 고려하면 초기 충격과 이후의 압력 시간 이력 선도에 서 모든 압력은 0이상의 값 즉, 압축만을 보인다. 이로부터 수상함의 수중충격 응답을 평가할 때는 광역 캐비테이션을 고려하여야 한다는 것을 알 수 있다.

Figure 5.7 Numerical results : pressure time history of the given attack geometry [31]

5.2 수중폭발 실선시험

호주 해군의 어뢰 시험 자료로서, 비접촉 충격과 방식의 중어뢰 MK48이 수상함의 바로 밑에서 폭발하는 상황에서의 실선시험이다.

Figure 5.8부터 Figure 5.14는 폭발 직전부터 시작하여 2차 가스구체의 붕괴에 의해 함정이 종강도를 상실하고 파괴될 때까지를 순서대로 보인 도표 및 사진이다.

수면에서의 광역 캐비테이션 및 휘핑 현상에 의해 수상함이 종강도를 상실하고 붕괴되는 현상을 잘 보여주고 있다. 관련 자료는 인터넷에서 열람이 가능하도록 제공하고 있다¹⁾. 함정의 실선시험 과정에 대해 절차 및 측정 방법과 신호 분석 방법 등을 기술한 국내의 연구도 검토되었다[21, 25].

자세한 실선시험 조건은 공개되지 않았지만, 제공된 자료로 유추해 볼 때 대상 선박의 바로 아래 수십 미터 거리에서 어뢰가 폭발한 것으로 추정된다.

Figure 5.9에서는 초기 충격파가 수 mili-second 이내로 지나가고, 폭발 직후에 충격파에 의한 스프레이 돔, 즉 광역 캐비테이션이 일어나는 모습을 보여주고 있다.

Figure 5.10에는 1차 가스 구체가 최대 직경 18m까지 팽창하면서 대상 함정이 호깅(hogging) 현상을 보이고 있고, Figure 5.11에서는 1차 가스구체 붕괴 및 압력파에 의한 물기둥을 보여 주고 있는데, 이 때 대상 선박은 가스구체의 수축에 의해 순간적으로 새깅(sagging) 현상을 보이고 있다. 가스구체에 충격하중에 의해 유발되는 선체 거어더 휘핑응답은 수중폭발이 선체 중앙부 직하 방향에서 일어나는 경우 가장 크다고 알려져 있다[32].

이 실험은 수중폭발에 의한 수상함의 붕괴를 보여주기 위하여 대상 함정의

1) 인터넷 주소 - http://www.navy.gov.au/3_photo/sinkex.html, 2001년 5월 현재

정확히 바로 밑에서 어뢰를 폭발시켰지만, 실제로는 함정으로부터 수백 미터 이상 떨어진 측면이나 수면 아래에서 폭발이 일어나는 경우가 많다. 그러므로 1차 가스 구체의 팽창에 의해 호강이 일어나고 수축에 의해 새강이 일어나는 현상은 일반적인 경우라고 말하기는 어렵지만, 가스구체의 팽창 및 수축으로 인한 맥동 운동이 선체의 고유 진동수와 공진을 일으킬 가능성은 항상 존재한다. 이 실험에서는 전형적인 예를 제시하는 것으로 생각할 수 있겠다.

Figure 5.12에서는 2차 가스구체의 팽창을 보여주고 있는데, 그 직경은 1차 가스구체보다 작다. 선박이 다시 새강 현상을 보이고 있고, 선박의 종강도가 거의 상실되어 선미가 물 속으로 잠겨있는 모습을 보여주고 있다.

2차 가스구체가 붕괴되면서 압력파에 의한 물기둥이 발생하고 선각이 파괴되는 현상은 Figure 5.13에 잘 표현되어 있다. 1차 가스구체의 붕괴에 의한 물기둥은 좁은 영역에 수직으로 뿔족한 모양이지만, 2차 가스구체의 경우에는 보다 넓은 영역에서 사방으로 흩어지는 모양이다.

이후에 대상 선박은 Figure 5.14와 같이 두 동강이 나서 선미 부분은 바로 침몰하고 선수 부분만 수면에 떠 있었다.

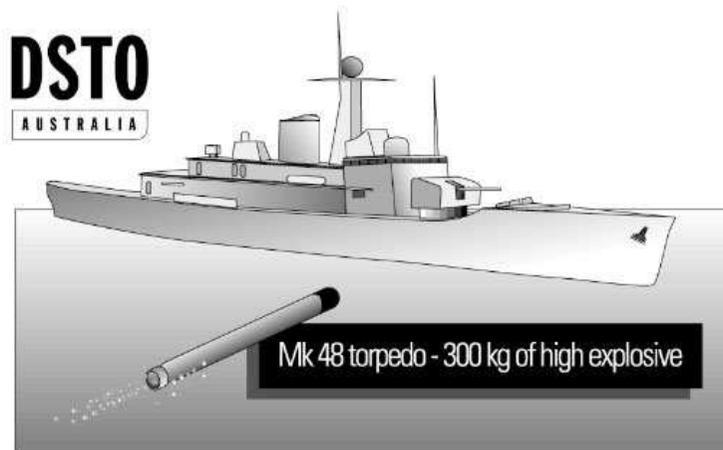
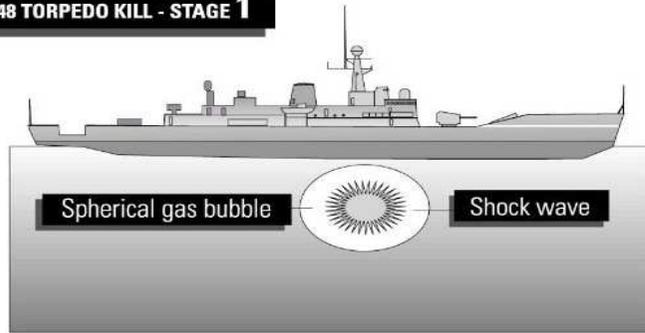


Illustration: Defence Science and Technology Organisation



Figure 5.8 The real ship experiment of underwater explosion
: before explosion

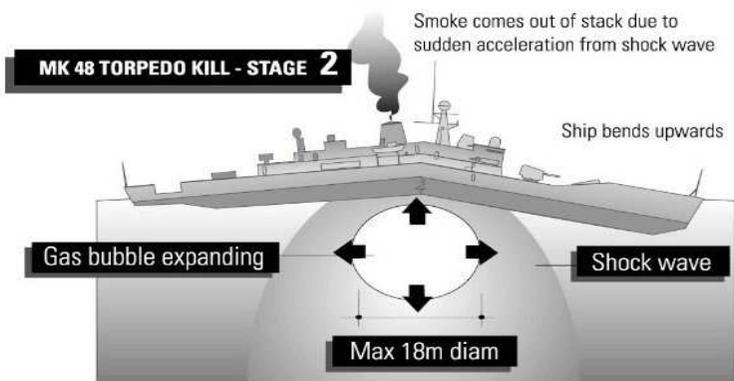
MK 48 TORPEDO KILL - STAGE 1



- Torpedo detonates below keel of ship. Detonation triggered by magnetic signature of ship.
- Extremely high pressure shock wave is generated, moves through water and begins to load hull.
- High pressure gas bubble (from explosive products) is also generated.



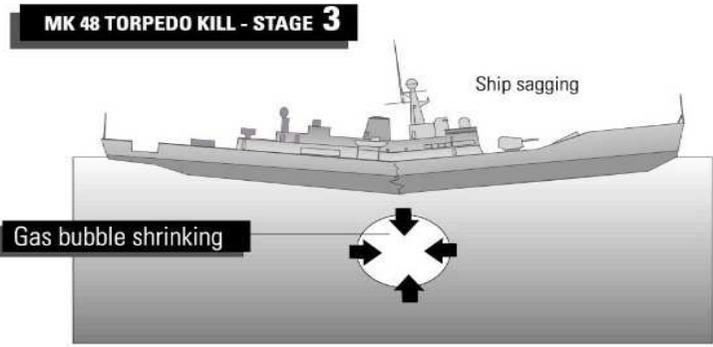
Figure 5.9 Real ship experiment of underwater explosion
: starting explosion



- Shock wave loading crushes and accelerates underside of ship hull, causing ship to bend and hull to fracture directly above loading point.
- After a few milliseconds shock loading stops but expanding gas bubble keeps the load on the hull causing it to fracture more.



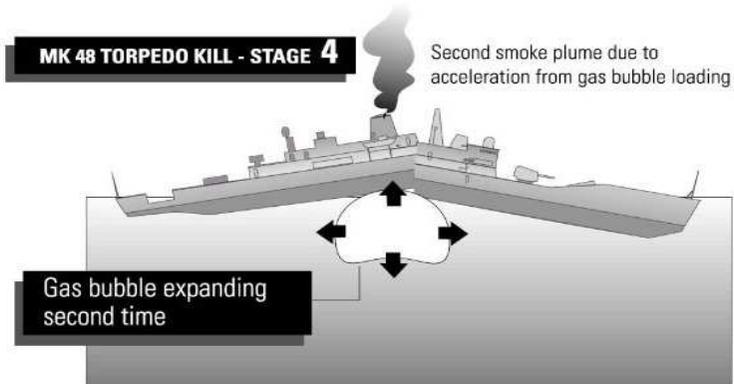
Figure 5.10 Real ship experiment of underwater explosion
: the 1st gas bubble expansion



- After approx. 0.5 seconds gas bubble begins to shrink because it is pulsating due to rapid changes in pressure.
- Shrinking gas bubble causes ship to sag. This is called the "whipping" phase of the loading and is why the torpedo is designed to detonate underneath the ship. This causes further fracturing of the hull.



Figure 5.11 Real ship experiment of underwater explosion : the 1st gas bubble breaking

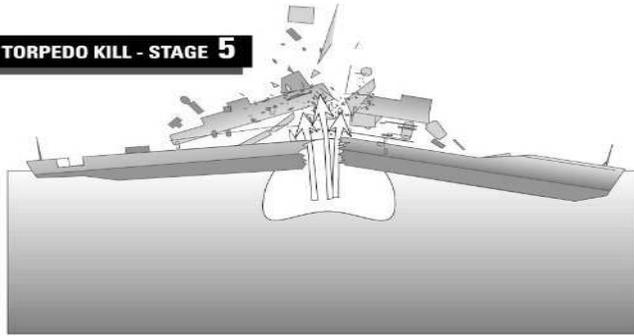


- As bubble approaches its minimum a high velocity water jet begins to form.
- After approx. 1 second gas bubble starts expanding again



Figure 5.12 Real ship experiment of underwater explosion
: the 2nd gas bubble expansion

MK 48 TORPEDO KILL - STAGE 5



- Bubble has almost floated to the water surface and begins to vent through the hull and superstructure along with the water jet. This removes the top super structure, completely breaking ship in half. This gives the impression that there is a second explosion.
- Video footage is consistent with a torpedo detonating underneath a ship.



Figure 5.13 Real ship experiment of underwater explosion
: the 2nd gas bubble breaking and hull failure



Figure 5.14 Real ship experiment of underwater explosion
: global collapse of hull girder strength

5.3 선체 거어더, 장비 기기 및 받침대 내충격 설계 절차

5.3.1 선체 거어더 내충격 설계

수중폭발에 의한 가스구체의 맥동주기가 선체 거어더(hull girder)의 고유진동수에 가까워지면 선체 거어더의 대진폭 굽힘운동인 휘핑(whipping)을 유발한다. 이러한 휘핑은 선체 거어더와 맥동 주기와 공진현상으로 쉽게 종강도를 상실하여 앞 절에서 살펴본 바와 같이 선체 거어더 전체를 붕괴시킬 수 있다. 따라서 함정의 생존성 측면에서 이와 같은 수중폭발에 의한 선체 거어더 휘핑응답(whipping response) 해석을 통해 함정의 종강도 안전성을 평가하는 것은 필수적인 사항이다.

선체 거더를 구성하는 각각의 구조부재는 Figure 5.15와 같은 강도 평가 기준에 따라 수중폭과 해석 결과의 1차 응력(primary stress)에 대한 적절한 최종강도(ultimate strength)를 가지도록 설계를 수행하여야 한다.

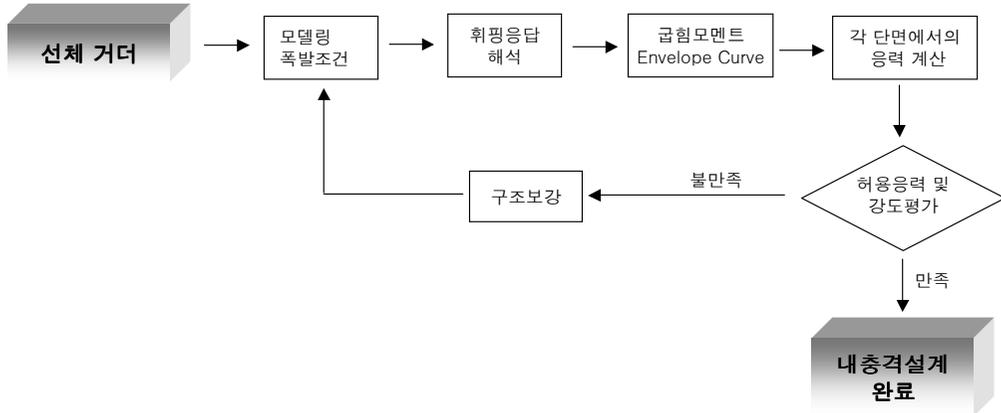


Figure 5.15 Design procedure against underwater shock

5.3.2 장비 및 기기 계통의 내충격 설계

내충격 설계 대상 품목은 충격 등급 A, B 해당 품목 및 구성품으로 충격 시험장치를 이용한 충격시험에 의한 방법 혹은 DDAM(Dynamic Design Analysis Method) 등의 해석을 이용한 계산 및 해석에 의한 방법을 적용하여 내충격 설계 및 검증을 하여야한다. 충격시험이 불가능한 장비(중량, 크기 제한 및 기타)를 제외하고는 규정된 충격시험에 의거하는 것을 원칙으로 하고 기 사용되어 내충격 성능이 보증된 품목에 대해서는 충격시험 없이 보증할 수 있으며 설계 기준에 따라 충격 등급을 분류하여 그 기준을 명확히 설정한다.

Table 5.4는 장비 등의 충격 등급에 대한 분류 기준을 Figure 5.16은 장비 및 기기 계통의 설계 절차에 대한 한 예를 보여주고 있다.

Table 5.4 Shock level criteria of equipments

충격 등급	1.1. 분류기준	설계기준
등급 A (Grade A)	함정의 안전 및 지속적인 전투능력유지에 필수적인 품목	기능적/물리적 손상방지 설계
등급 B (Grade B)	함정의 안전 및 지속적인 전투능력 유지에 필수적이지는 않으나, 충격을 받음으로서 승무원, 등급 A 품목 또는 함 전체에 위험요소가 되는 품목	물리적 손상 방지 설계
등급 C (Grade C)	충격의 영향을 받더라도 등급 A나 B 해당 품목에 손상을 주지 않는 품목	내충격 설계가 필요 없음

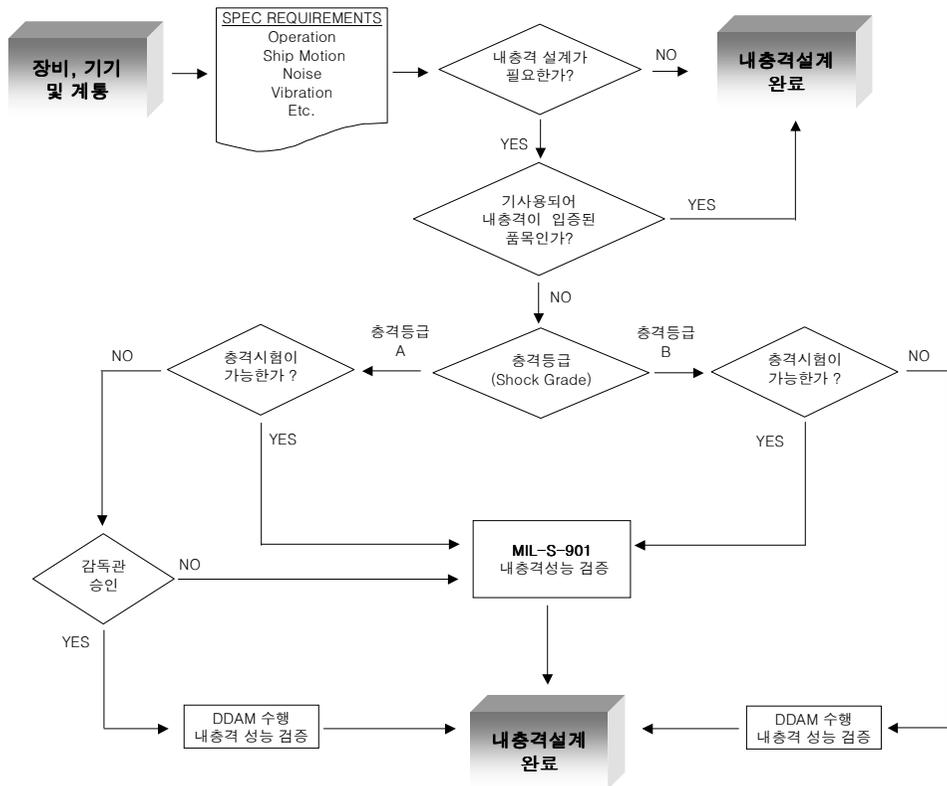


Figure 5.16 Design procedure of machinery and equipments

5.3.3 받침대 및 지지구조 내충격 설계

장비 받침대는 이론 및 충격 계산, 해석 방법(DDAM) 등을 적용하여 충격 시험을 대신해 내충격 성능을 검증하여야 한다. 만약 충격시험(MIL-S-901D) [10]을 통해 받침대의 내충격 성능을 검증할 경우, 받침대가 충격에 의해 위험을 초래하지 않아야 하고 받침대의 변형이 등급 A장비의 성능을 저하시키지 않음을 증명하여야 한다.

받침대의 충격 등급 및 설치 위치는 지지되는 장비나 계통의 충격 등급 및 설치 위치와 동일하게 이론 충격해석(DDAM)에 의해 계산된 충격응력 및 조합응력은 허용기준을 초과하지 않아야 한다.

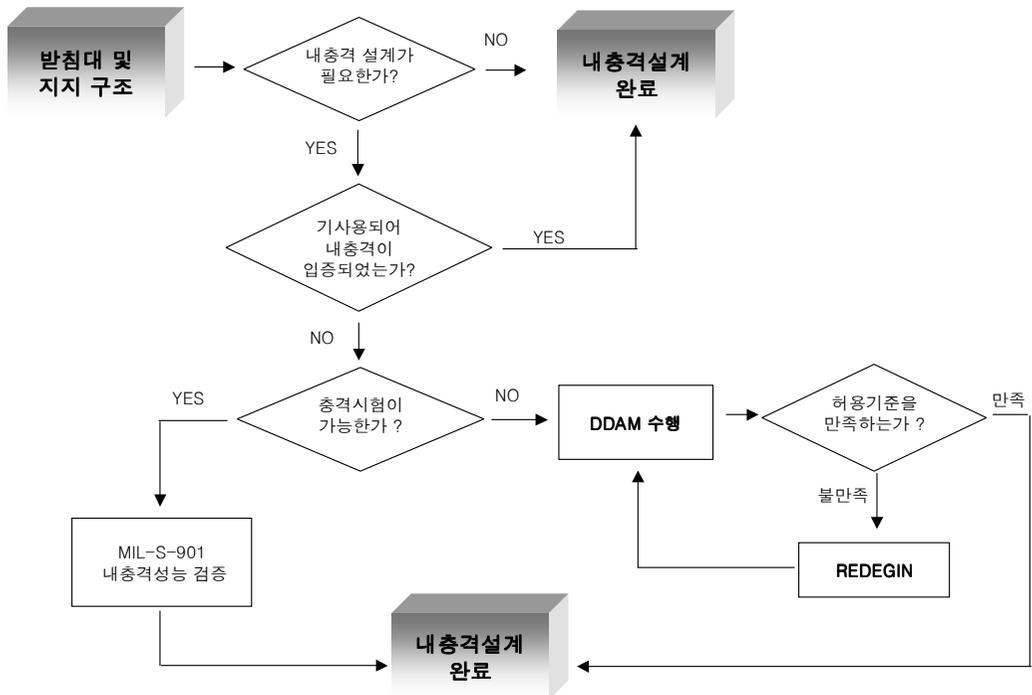


Figure 5.17 Design procedure of the support for equipments

제 6 장 선체 거어더 휘핑응답 해석

6.1 개요

수중폭발에 의한 휘핑은 선체 거어더와 맥동 주기와의 공진 현상으로 선체 거어더 전체를 붕괴시킬 수 있으므로 함정의 생존성 측면에서 수중폭발에 의한 선체 거어더 휘핑응답(whipping response) 해석을 수행하는 것은 필수적인 사항이다. 선체 거어더 휘핑응답 해석은 수중폭발에 의해 생성된 가스구체(bubble)의 주위 수압에 대한 반복적인 팽창 및 수축의 맥동(pulsation) 운동으로 인해 발생하는 가스구체 압력파에 의한 선체 거어더의 보 거동(beam-like behavior) 응답 즉, 휘핑응답에 대한 해석이며, 이 해석의 결과로 최종강도 관점에서 대상함 선체 거어더의 종강도 안전성을 검토하여야 한다.

6.2 수중폭발 조건

휘핑응답 해석을 수행하기 위하여 먼저 수중폭발 조건을 결정하여야하며 이는 현재 사용되고 있는 기뢰(mine) 종류별 주 폭약의 종류 및 중량[33]과 미 해군의 수상함 실선 충격시험에 사용되는 폭약의 종류 및 중량[34] 등을 고려하여 폭약의 종류 및 중량으로 선정하여야 한다. Table 6.1 및 Table 6.2는 현재 사용되고 있는 기뢰의 종류별 중량 및 미 해군의 수상함 실선 충격에 사용되고 있는 폭약의 종류 및 중량을 보여 주고 있다.

Table 6.1 Explosive weight and type of mines[33]

기뢰 종류	폭약중량(폭약종류)	기뢰 종류	폭약중량(폭약종류)
MK52	270 kg (HBX)	K739	436 kg (HBX)
MK25	544 kg (HBX)	K721-S	360 kg (PBX)
MK52	576 kg (HBX)	K721-L	600 kg (PBX)
AMD500	300 kg (HBX)	MR-80	600 kg (HBX)
AMD1000	700 kg (HBX)	Stonefish	500 kg (HBX)

Table 6.2 Explosive weight and type of U.S Navy underwater explosive experiment[34]

폭약 종류	함의 전장 (Length Overall, LOA) (<i>f</i>)	폭약 중량 (<i>lb</i>)
HBX-1	LOA < 425	1,200
	425 ≤ LOA ≤ 625	10,000
	LOA > 625	40,000

폭발위치와 관련해서는 일반적으로 가장 큰 휘핑응답을 유발하는 경우인 대상함 중앙단면 직하에서 폭발이 일어나는 경우(Figure 6.1에서 입사각 θ 가 90° 인 경우)를 선정한다. 그러나 표면 인장 반사파(surface reflected tension wave)의 효과 때문에(Figure 6.2 참조) 폭약이 어디에서 터지든지 수면의 배는 반드시 위로 튕는다. 그러므로, 폭약이 용골 바로 밑에서 터지는 것이 가장 심각한 경우라고 판단할 수는 없다.

Figure 6.1 Attack geometry of underwater explosion

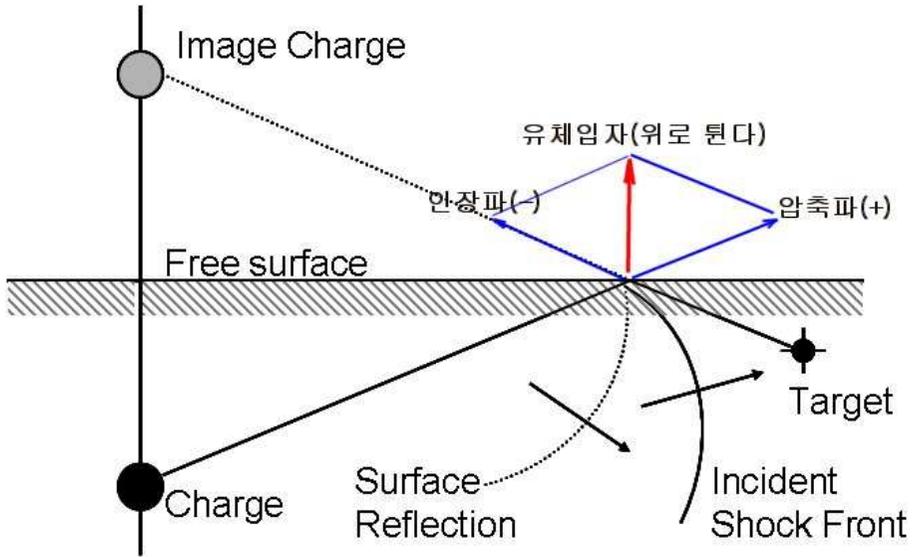


Figure 6.2 Reflection wave effect of free surface

선정된 폭약 종류 및 중량과 폭발위치에 대해서 대상함 내충격 설계기준의 용골 충격 계수값(keel shock factor)에 해당하는 폭발거리(stand-off distance)를 식(14)로 주어지는 용골 충격 계수 계산식으로부터 결정한다.

$$(Keel\ Shock\ Factor) = \frac{\sqrt{W}}{R} \times \left(\frac{1 + \sin\theta}{2} \right) \quad (14)$$

여기서 W (단위 : lb)는 대상 폭약의 세기에 해당하는 TNT 폭약의 등가 중량(equivalent weight)으로서, 1kg HBX-1은 1.5kg TNT[35]이며, R (단위 : f)는 폭약 중심으로부터 용골까지의 최단거리이고, θ 는 입사각으로서 Figure 6.1에 보인 바와 같다.

6.3 해석 방법 및 내용

가스구체 충격하중에 의한 선체 거어더 휘핑 운동방정식은 다음과 같은 행렬 형태로 주어진다. 선체 거어더 휘핑 운동방정식은 모드 중첩법과 시간적분법을 이용하여 계산한다.

$$[M_s + M_a] y''(\delta) + C_s y'(\delta) + [K_s + K_b] y(\delta) = [M_a + M_b] u'(\delta) \quad (15)$$

여기서, M_s = 선체 질량, M_a = 부가수 질량
 $y(\delta)$ = 절점 변위, M_b = 배수 질량
 C_s = 구조 감쇠, K_s = 강성 행렬
 δ = 시간에 대한 미분
 K_b = 부력에 의한 강성 행렬
 $u'(\delta)$ = 가스구체의 유체가속도 벡터

현재 사용되고 있는 가스구체 거동해석 이론은 가스구체의 맥동운동 1차 주기 동안에 대해서만 비교적 정확한 결과를 주기 때문에 일반적으로 1차 가스구체 압력파에 의한 충격하중만을 고려한다.

모델링은 일반적으로 1차원 보(beam) 유추 방법을 많이 사용하며 전산기의 발달로 상세히 3차원 모델을 사용하여 해석하는 방법을 사용하기도 한다. 본 논문에서는 1차원 및 3차원 해석에 대하여 각각 논하였다.

6.3.1 1차원 보 유추 해석

- 선체 거어더를 양단 자유의 경계조건을 갖는 변단면 Timoshenko 보로 간주하고 Figure 6.3에 보인 바와 같이 선체 길이를 20등분하여 21개의 절점(node)과 20개의 Timoshenko 보 요소로 유한요소 모델링 한다. 대상함의 하중을 21개의 절점에 집중질량으로 처리하며 이들 절점을 연결하는 보

요소는 질량이 없는 것으로 간주하였다.

- 각 Timoshenko 보 요소의 2차 단면모멘트와 단면적은 대상함의 대표적인 선체단면에 대해 계산하며, 진동차수에 따른 굽힘강성 수정계수와 유효 전단계수는 선체 거어더 보 유추 진동해석 프로그램을 사용하여 계산한다.
- 각 하중조건 때의 2차원 부가수 중량(added weight)과 진동차수에 따른 3차원 부가수 중량 수정계수도 프로그램을 사용하여 계산한다.
- 모드 중첩법에 의한 응답계산을 위해 선체 거어더의 상하 진동 저차 5개(1차~5차)의 고유모드만을 고려한다. 그 이유는 보 유추 진동해석 방법은 일반적으로 5~6개의 저차 진동형에 대해서만 비교적 정확한 결과를 주기 때문이다.

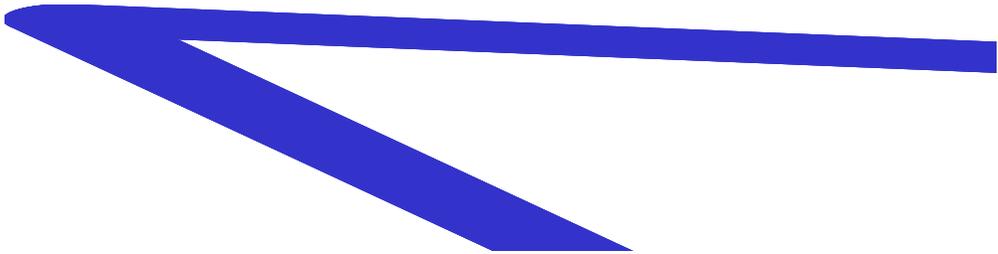


Figure 6.3 Model for 1-D whipping analysis

6.3.2 3차원 유한요소 해석

- 1차원 보 유추 해석이 비교적 좋은 결과를 주는 것으로 알려져 있으나 요즈음은 전산기의 급속한 발달과 결과의 신뢰도를 좀 더 높이기 위하여 3차원 전선 해석을 수행한다. 3차원 전선 모델(Figure 6.4 참조)은 대상함 전체를 쉘 요소(Belytschko-Tsay shell element) 및 보 요소(Hugh-Lee beam element)를 사용하여 선체구조를 비교적 상세히 모델링하며, 선체구조 중량을 제외한 기타 중량은 집중질량 요소로 치환한다.

대상함의 개략적인 제원은 Table 7.2에서 보여 주고 있다. 또한, 이중 점근 근사(Doubly Asymptotic Approximation, 이하 “DAA” 라 함) [26] 경계 요소를 사용하여 가스구체 압력파에 의한 유체-구조 상호작용을 접수 구조 표면에 국한시켜 해석하도록 모델링 한다.

Figure 6.4에서 빨간색으로 표시된 부분이 접수 구조표면이며, 이 표면에서의 구조 유한요소가 DAA 경계요소와 1대1 대응이 되도록 한다.

- 해석 프로그램으로는 수중폭발에 의한 구조물의 선형 및 비선형 충격응답 해석 상용프로그램의 하나인 LS-DYNA(version970)/USA(Underwater Shock Analysis, version 5.9902d) [31] 등을 사용할 수 있다. 유체-구조 상호작용 기법으로는 1차 DAA 방법을 사용하며, 직접 시간적분법에 의한 휘핑응답 계산을 위해 시간 증분을 적절히 계산한다.

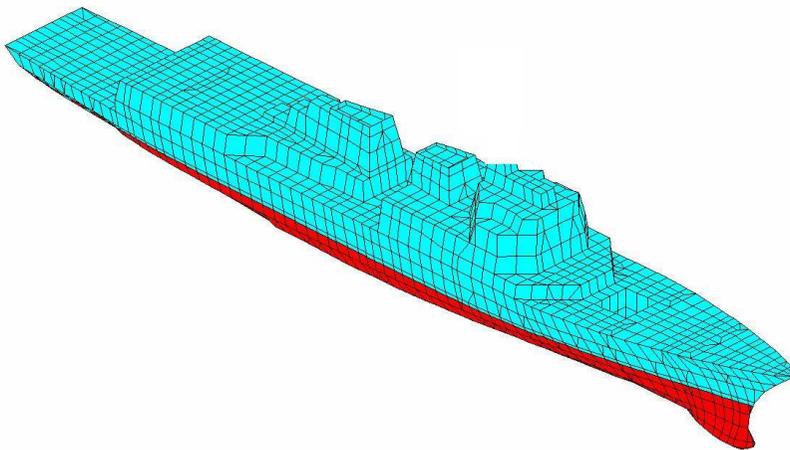


Figure 6.4 F.E model for 3-D whipping analysis

6.4 해석 결과 고찰

6.4.1 가스구체 압력파에 의한 유체 가속도 및 유체 압력 계산

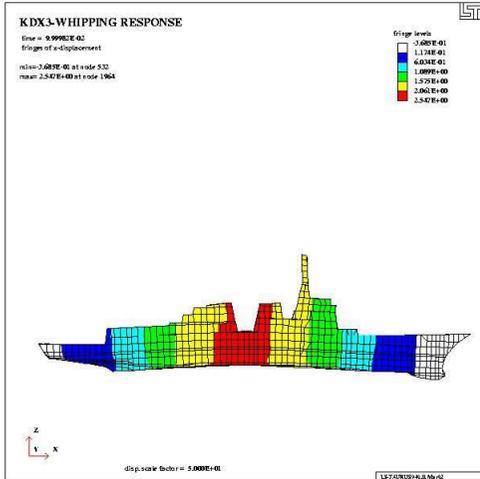
기존의 Hicks 모델[65]을 사용하여 구조물이 없는 상태 즉, 자유영역(free field)에서의 가스구체 거동해석을 수행하고, 유체 압력과 유체 가속도를 계산한다.

Figure 6.5에는 임의의 수중폭발 조건에 대해 각각 계산된 가스구체의 반경과 수직 상승속도 시간이력(time history)을 도시하였다. Figure 6.5에서 보듯이 동일한 용골 충격계수값을 갖는 폭발조건에서는 폭약 중량이 클수록 즉, 폭발 수심이 깊을수록 가스구체의 최대 반경, 맥동운동 1차주기 및 수직 상승속도값이 큼을 알 수 있다. 단, 폭약 HBX-1 4,500kg의 맥동운동 1차주기는 폭약 HBX-1 270kg의 1차주기보다는 크지만 HBX-1 540kg, 810kg 및 1,040kg의 1차주기보다는 작다. 한편, 가스구체의 수직 상승속도는 주위 유체의 저항력(drag force) 때문에 가스구체가 최소 크기가 되기 바로 직전에 갑자기 커짐을 알 수 있다.

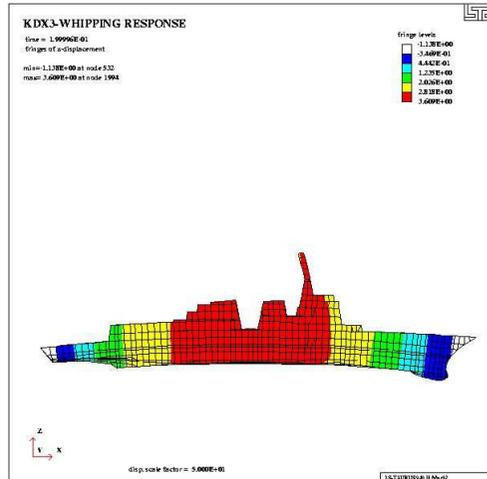
Figure 6.5 Time history of vertical velocity and radius of bubble

6.4.2 휘핑응답 변위 계산 및 종강도 검토

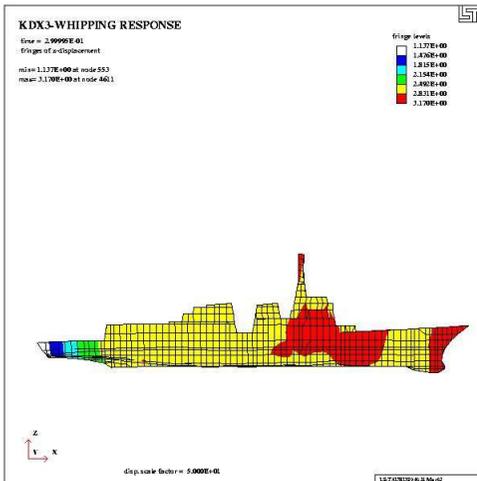
휘핑응답 해석의 최종 목적은 설계된 대상함에서 결정된 폭발하중에 대하여 종강도의 안전 여부를 검토하는 것이다. Figure 6.6에서 Figure 6.9는 휘핑응답해석 결과에서 모델의 변위, 압력, 속도 및 종강도 값들에 대한 한 예를 각각 보여주고 있다.



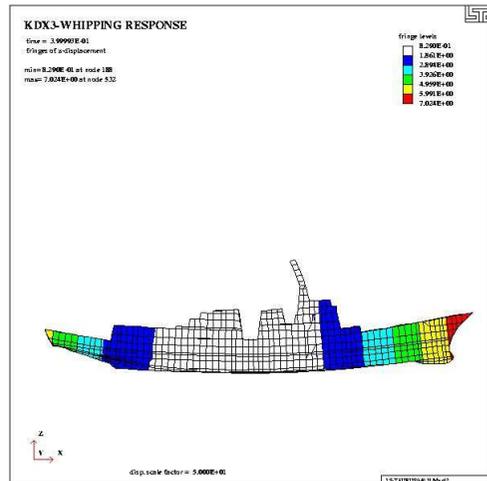
(a) time = 0.1 sec



(b) time = 0.2 sec



(c) time = 0.3 sec



(d) time = 0.4 sec

Figure 6.6 Whipping displacement of 3-D whipping analysis result

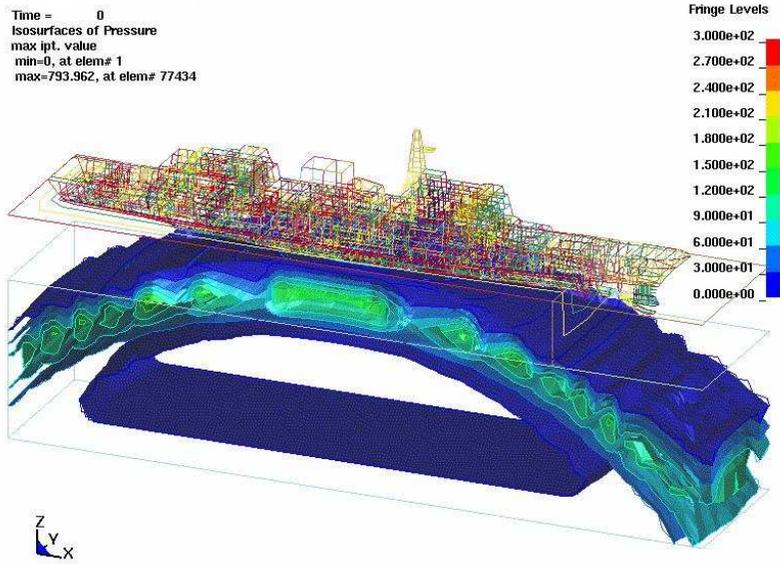


Figure 6.7 Pressure distribution 3-D whipping analysis result

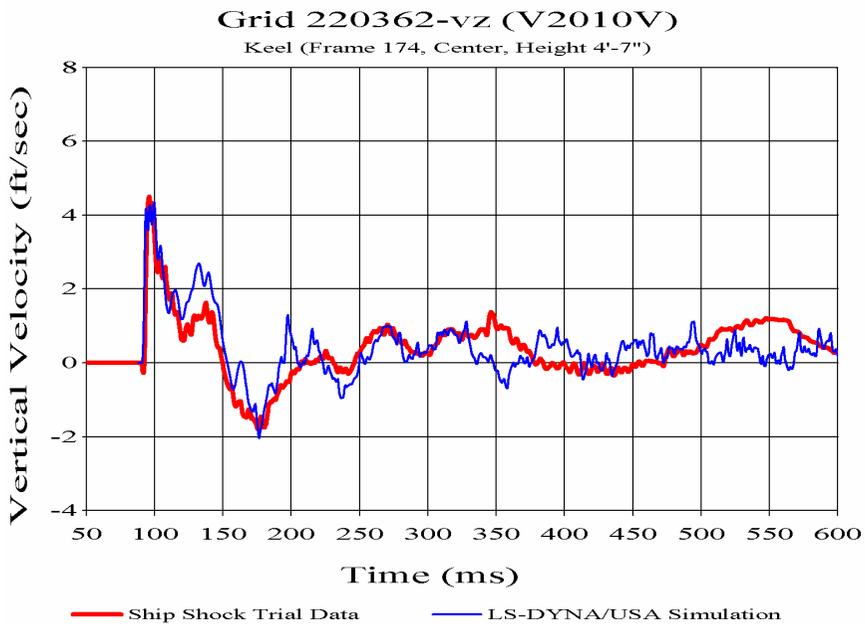


Figure 6.8 Vertical velocity of 3-D whipping analysis result

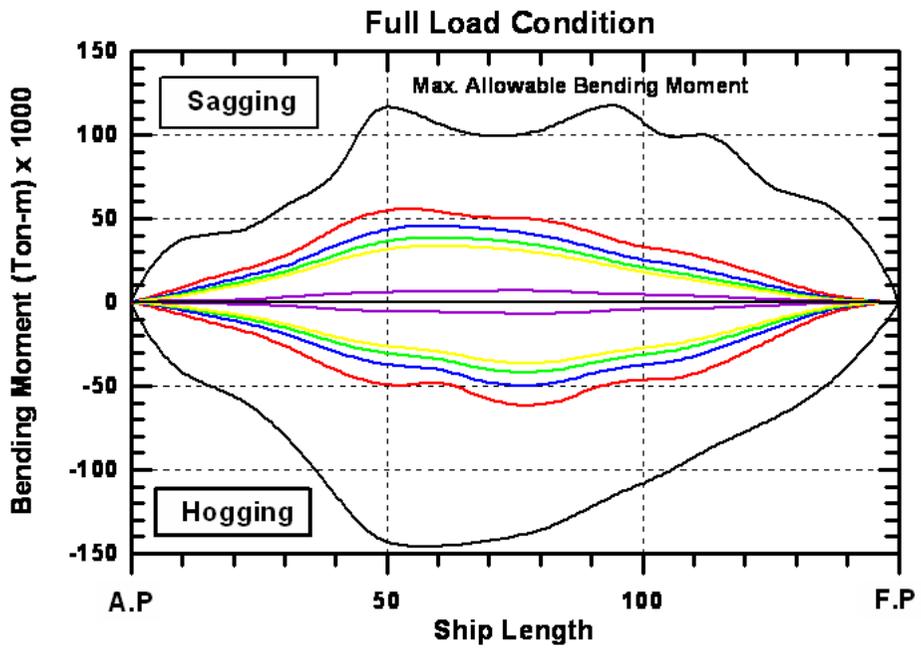


Figure 6.9 Bending moment and allowable bending moment of the ship

제 7 장 공기중 폭파 해석에 의한 함정 설계

7.1 개요

충돌 및 폭발 등의 수치해석은 자동차 분야에서의 충돌해석이 실험과 더불어 일찍이 수행되어 왔고, 특히 90년대 중반부터 전산기 환경의 급속한 발전과 함께 explicit hydro-code인 LS-DYNA[15], MSC/DYTRAN[36]등의 code에서 구조-유체 연성 문제의 복잡한 해석이 수행되기 시작하였다. Figure 7.1에서 보듯이 이 기법은 자동차 분야에서는 에어백(air bag) 해석, 타이어 수막 해석, 항공기 분야에서는 조류 충돌(bird-striking) 문제 등이 수행되고 있으며 선박 분야에서는 상선에서 적용한 슬로싱(sloshing) 해석[37]이 수행된 바가 있다. 국내에서는 90년 중반부터 함정의 수중폭발 충격 응답 해석의 연구가 진행되기 시작하면서부터 선박 분야에 본격적인 구조-유체 연성문제가 적용되기 시작하였다[38~47].

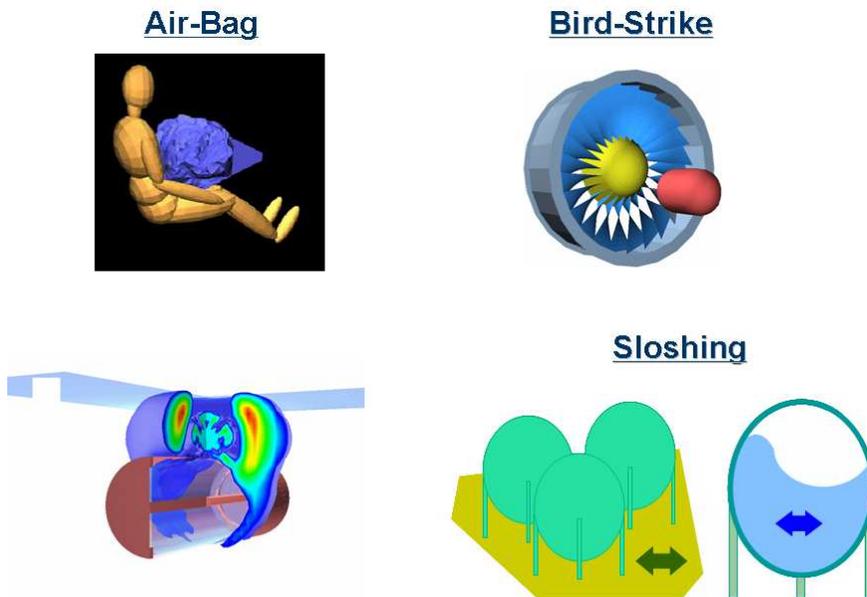


Figure 7.1 Examples using ALE technique

연속체 역학에 바탕을 두고 구조, 유체 및 구조-유체 연성의 동적 비선형 거동을 해석하는 대표적인 상용 code 들로는 LS-DYNA[15], MSC/DYTRAN[36] 등이 사용되고 있다. 이 들의 code 내에서 적용하고 있는 구조-유체 연성 해석 기법으로는 대표적으로 ALE(Arbitrary Lagrangian-Eulerian) 기법이 있다. ALE 기법에서는 유체와 구조물의 연성면(coupled surface)에서 유한요소들이 합병(merge)되어 유체 요소(Eulerian element) 그 자체를 통해 이동하는 재료와 관련되어 이동하는 알고리즘을 사용하고 있으며, 본 논문에서는 이 기법을 이용한 폭발 시뮬레이션을 수행하였다.

7.2 ALE 기법 알고리즘

구조-유체 연성 문제의 대표적인 해석기법인 ALE 기법에서 폭발해석을 수행하려면 폭발물 및 공기는 유체 요소(Eulerian element)로 구조물은 구조 요소(Lagrangian element)로 모델링하여 적용할 수 있다. 이 기법에서는 유체와 구조물의 연성면(coupled surface)에서 유한 요소들이 합병(merge)되어 유체 요소 그 자체를 통해 이동하는 재료와 관련되어 이동하는 알고리즘을 사용하고 있다.

폭발에 의한 충격력이 선체에 변형을 일으키는 현상을 수치해석 기법 측면에서 살펴보면, 유체 영역의 교란에 의한 압력이 구조-유체의 경계면을 통하여 구조 영역에 하중으로 전달되는 현상이다. 즉 유체 영역에서는 내부 에너지 관점에서 미분 방정식의 초기치 문제가 되고, 구조 영역에서는 미지의 하중에 대한 경계치 문제가 된다. 그러므로 구조-유체 연성 문제를 풀기 위해서는 접촉계 면(contact surface)의 설정 및 하중 탐색 기법이 중요하며, 유체의 압력이 구조로, 구조물 관성에 의한 속도, 가속도 및 힘이 유체로 전달되는 현상(Figure 7.2 참조)을 구현하기 위하여 ALE 기법이 적용되는 것이다.

7.3 유체 영역의 상태방정식

ALE 기법에서는 폭약 및 공기는 유체로 거동한다고 가정하고 압력, 밀도 및 내부 에너지의 상관관계를 상태방정식으로 정의한다.

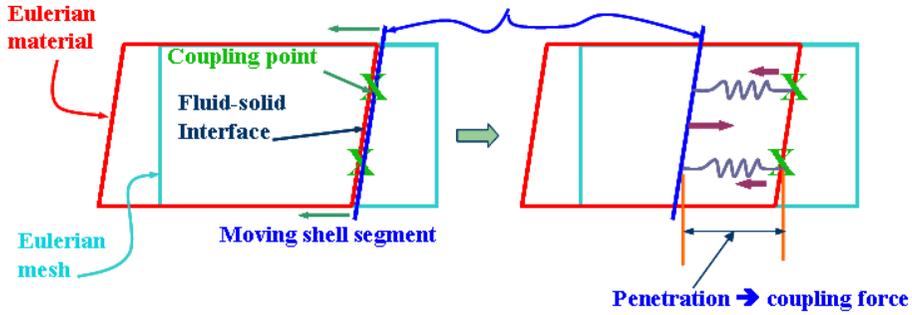


Figure 7.2 Structure–fluid interaction of ALE algorithm

7.3.1 폭약(explosion)의 상태방정식

폭약의 경우에는 지수함수 형태인 JWL (Johnson–Wilkinson and Lee) [15]의 상태 방정식을 채택하고 있으며 식(16)과 같다.

$$p = A\left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right)e^{-R_1 V} + B\left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right)e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad (16)$$

여기서, A, B, R_1, R_2, ω 는 실험에 의하여 결정되는 재료 상수이며, E 는 단위 체적 당 내부 에너지 (J/m^3)이고 V 는 상대 체적으로 상대 밀도 η 의 역수이며 초기 체적 (v_0)과 변화된 체적(v)과의 비로써 식(17)과 같다.

$$V = \frac{1}{\eta} = \frac{\rho_0}{\rho} = \frac{v}{v_0} \quad (17)$$

Table 7.1은 본 연구에서 적용한 폭약의 JWL 상태방정식의 재료 상수값 들을 보여 주고 있다[48].

Table 7.1 Constant values of the equation of state for explosion

폭약 재료 상수	T.N.T.	emulsion	pentolite type A
ρ [kg/m^3]	1,630	1,100	880
A [Pa]	3.712×10^{11}	2.26×10^{11}	3.486×10^{11}
B [Pa]	3.231×10^9	6.461×10^9	1.129×10^9
ω	0.3	0.361	0.24
R_1	4.15	5.198	7.00
R_2	0.95	1.466	2.00
폭속 d [m/sec]	6,930	3,390	5,170
e_0 [J/kg]	7.0×10^9	1.7×10^6	—

식(16)을 이용하여 상대 밀도와 압력의 관계 및 상대 체적과 압력의 관계를 도식하면, T.N.T.폭약에 대해서 Figure 7.3과 같다.

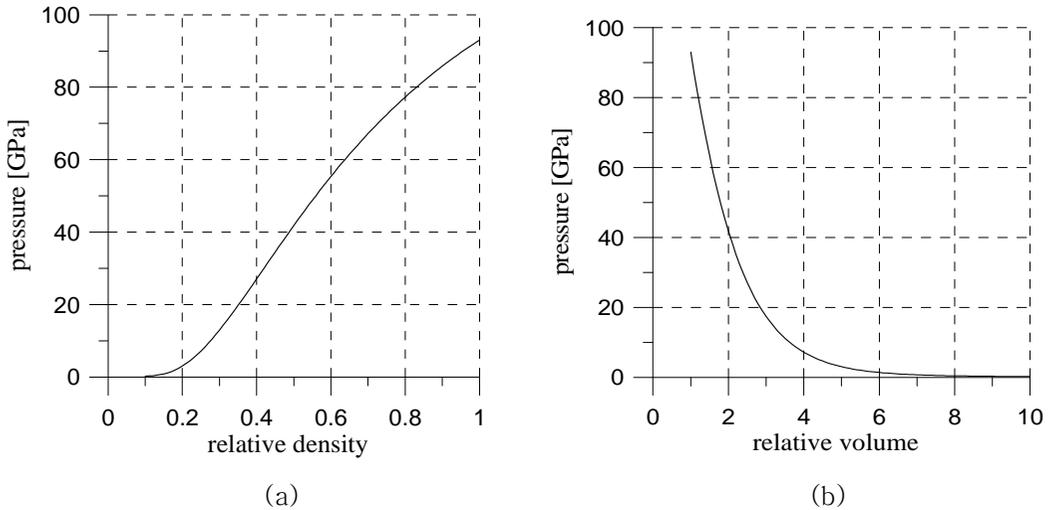


Figure 7.3 Pressure versus relative volume (T.N.T.)

Figure 7.3(b)에서 상대 체적과 압력의 관계에서 폭발 초기에 매우 높은 압력을 발생하고, 체적이 커지면서 압력이 지수 함수 형태로 급속히 감소하는 것을 알 수 있다.

7.3.2 공기(air)의 상태방정식

공기나 기체의 경우에는 Gamma Law의 상태방정식 [15]을 적용하고 있다.

$$p = (\gamma - 1) \rho e = (\gamma - 1) \rho_0 n e \quad (18)$$

여기서 상수 γ 는 정압 비열 (constant pressure specific heat) C_p 와 정적 비열 (constant volume specific heat) C_v 의 비율로 정의된다.

$$\gamma = \frac{C_p}{C_v} \quad (19)$$

그리고 밀도 $\rho = 1.28 \text{ kg/m}^3$, 초기 내부 에너지 $e_0 = 2.7404 \times 10^5 \text{ J/kg}$ [49]로 상태 방정식에 재료 상수를 도입하여 압력과 밀도의 관계 및 압력과 상대 체적의 관계를 도식하면 Figure 7.4와 같다.

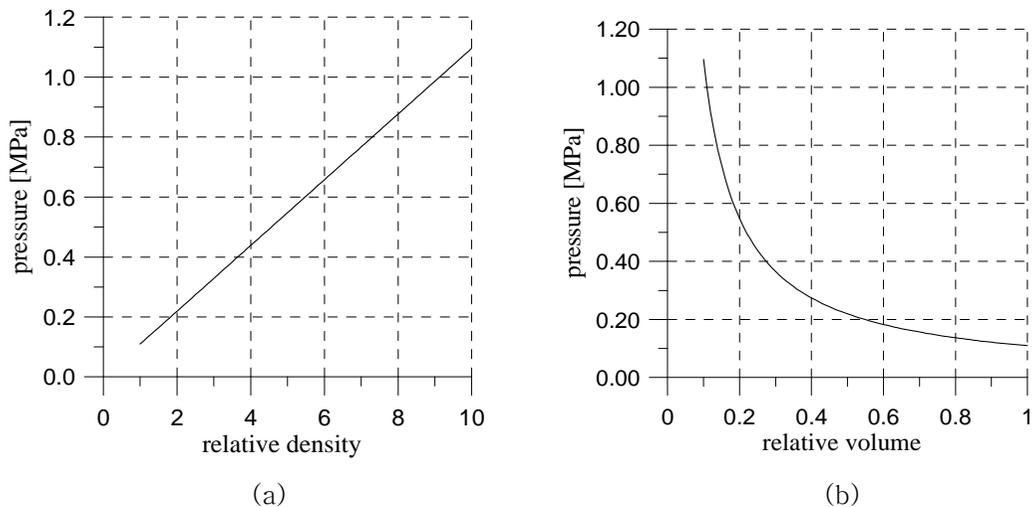


Figure 7.4 Pressure versus relative volume (air)

식(18)에서 알 수 있듯이 이상 기체 상태방정식은 Figure 7.4(a)와 같이 밀도와 압력이 비례하고, Figure 7.4(b)와 같이 상대 체적과 압력은 반비례함을 알 수 있다.

7.3.3 해수(sea water)의 상대 방정식

해수의 경우에는 실험에 의한 선형 다항식(Linear Polynomial Equation) 근사 상대방정식으로 표현 한다 [50].

$$p = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2)E \quad (20)$$

$$\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1 \quad (21)$$

여기서 초기 밀도 $\rho_0 = 1025 \text{ kg/m}^3$, $C_0 = 0.0 \text{ Pa}$, $C_1 = 2.036 \times 10^9 \text{ Pa}$,
 $C_2 = 8.432 \times 10^9 \text{ Pa}$, $C_3 = 0.14 \times 10^9 \text{ Pa}$, $C_4 = 0.4934$, $C_5 = 1.3937$, $C_6 = 0$,
 $E = 3.84416 \times 10^6 \text{ J/m}^3$ 이다.

7.4 수치 시뮬레이션의 비교

7.4.1 폭발하중 간략 계산 방법

ALE 기법에 의한 수치해석은 최근에 개발된 정량적으로도 어느 정도 검증이 된 방법이나 초기 설계단계에서 접근하기에는 다소 복잡한 점이 있다. 초기에 간편하게 접근할 수 있는 방법으로는 1960년 후반부터 미 해군에서 개발한 TM5-1300[14] 방법이 있다. 이 방법은 실험을 통하여 개발되었으며 폭발하중을 쉽게 계산하여 초기 설계단계에서 적용할 수 있는 방법으로 현재까지 사용되고 있다.

폭발하중은 Figure 7.5에 보이는 것과 같이 준정적(quasi-static)압력을 시간 이력으로 치환하여 계산하는데, 초기 충격 압력(shock pressure)을 계산하고 그 이후 발생하는 가스 압력을 다시 계산하여 2 phase의 하중 이력을 완성한다. 이러한 하중 이력값으로 비선형 수치해석을 통하여 폭발해석을 수행할 수 있다.

본 계산법은 하중을 간략히 계산할 수 있다는 큰 장점이 있으나, 가스 압력이 소멸 되는 시간(t_g)을 정확히 추정하기가 어렵고, 폭발하중이 각 부재에 도달하는 시간 차이를 고려치 않으므로 실제 현상과 다소 다른 현상을 보일 수도 있다는 단점이 있다. 그러나 초기 설계 단계에서는 충분히 유효한 방법으로 알려져 있다.

Figure 7.5는 TM5-1300 방법으로 하중을 계산한 간단한 예를 보여주고 있다.

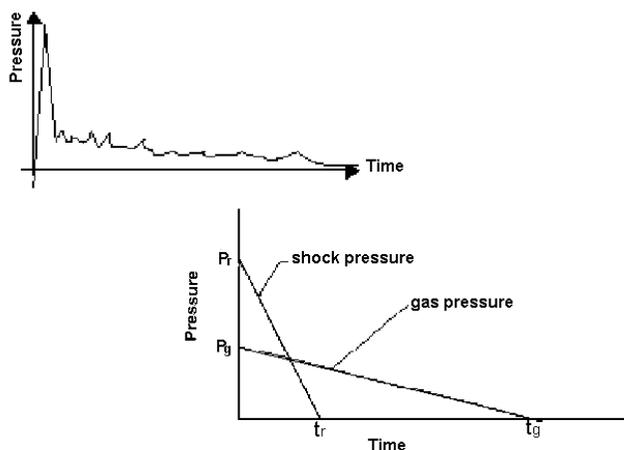
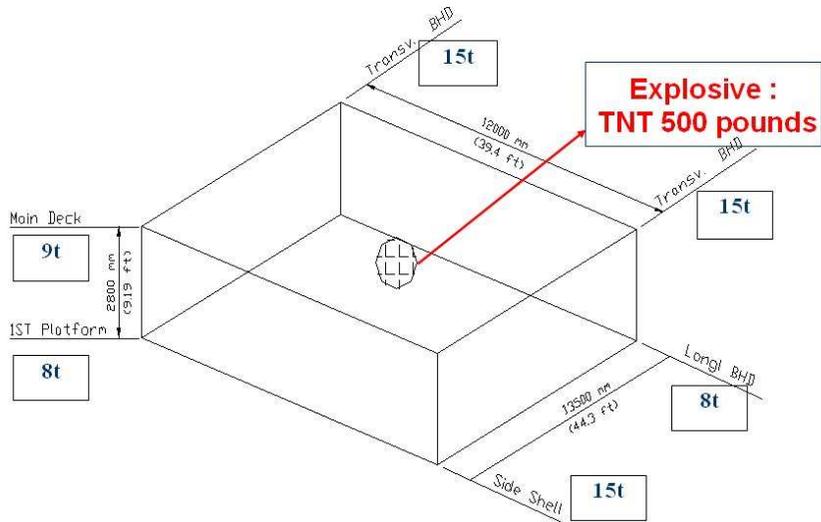


Figure 7.5 Typical blast pressure time history

Figure 7.6은 TM5-1300 방법으로 하중을 계산하여 폭발해석을 수행하는 간단한 모델의 모습을 보여주고 있다. 모델은 상자(box)형 형태인데 이것은 선체의 한 단면의 모습으로 간주할 수 있다. 즉 상자 모델의 위, 아래면은 선체의 갑판으로 좌우측면은 선체의 외판 또는 선측 내판으로 간주할 수 있겠다.

한편 TM5-1300 방법의 수치해석 결과와 ALE 기법의 수치해석 결과와 비교하기 위하여 Figure 7.6에서 적용한 상자형 예제 모델과 동일 모델에 대하여 ALE 기법을 이용한 모델(Figure 7.7 참조)로 해석을 수행하였다.



Loading Surface	Pressure-Time History Curve
<p><u>Transverse Bulkhead (N=4)</u> $R_A = 20$ ft $H = 9.2$ ft $h = 4.6$ ft $L = 33.5$ ft $l = 16.75$ ft $Z_A = 2.55$</p>	
<p><u>0-1 Level/Main Deck (N=4)</u> $R_A = 4.6$ ft $H = 33.5$ ft $h = 16.75$ ft $L = 40$ ft $l = 20$ ft $Z_A = 0.587$</p>	
<p><u>Longitudinal Bulkhead (N=4)</u> $R_A = 16.75$ ft $H = 9.2$ ft $h = 4.6$ ft $L = 40$ ft $l = 20$ ft $Z_A = 2.14$</p>	

Figure 7.6 Example of loading calculation by TM5-1300

LS-D

Time =

LS-DYNA USER INPUT
Time = 0

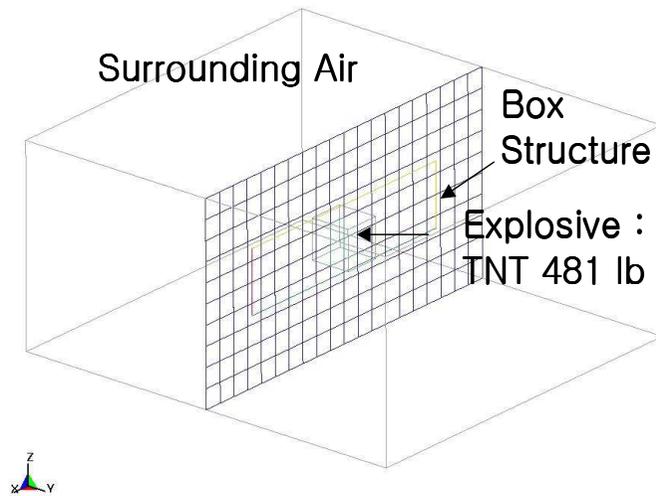
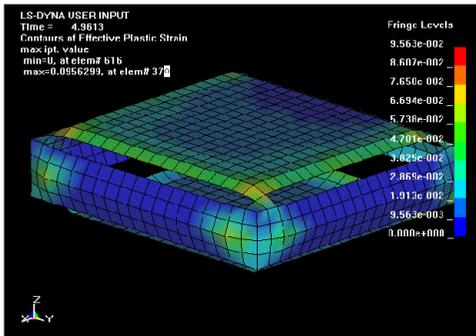


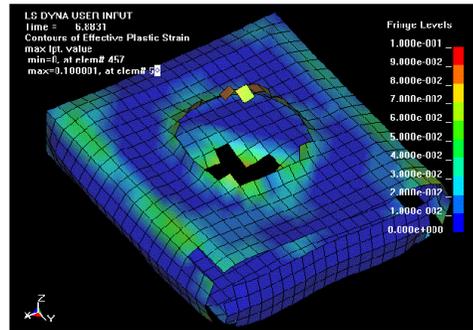
Figure 7.7 Loading modeling by ALE technique

7.4.2 수치해석 결과 비교

Figure 7.8(a)는 Figure 7.6에서 예시한 모델에 대하여 TM5-1300에 의하여 계산한 하중 이력값으로 비선형 수치해석을 수행한 결과이며, Figure 7.8(b)는 동일한 모델에 대하여 ALE 기법을 이용하여 수치해석을 수행한 결과이다. 두 방법에 의한 수치 해석은 모두 LS-DYNA[15] 프로그램을 사용하였다.



(a) TM5-1300



(b) ALE technique

Figure 7.8 Comparison with the results of effective plastic contour by TM5-1300 and ALE technique

위의 그림들을 살펴보면 모델의 붕괴 거동에 다소 차이가 있다. 즉 TM5-1300의 방법에 의하면 모델에서 갑판(모델의 상하면)이나 격벽(모델의 좌우측면) 들의 연결부들에서 붕괴가 먼저 발생하나 ALE의 방법에 의하면 연결부보다 폭약에서 위치가 가까운 갑판부에서 먼저 국부 손상이 발생되고 있다. 실제 폭약이 폭발할 시 당연히 폭약에 가까운 위치의 부재들에서 먼저 붕괴가 일어날 것이며, 따라서 같은 수치 해석의 결과라도 ALE 기법에 의한 결과가 보다 현실에 가까운 현상을 모사하고 있다.

이것의 이유는 폭약이 폭발할 때 초기 폭발압은 구상파의 모양으로 전파되며 따라서 Figure 7.8(b) 그림에서 보듯 근거리의 상하판 구조물에 먼저 도달하여 구조물을 붕괴시키고 이보다 먼거리의 외판 등의 판은 시간적으로 나중에 도달되어 구조물을 붕괴시키기 때문이다. 만일 폭약의 위치가 구조물에서 먼거리의 모든 위치해 있다면 초기

구상과의 압력파가 평면파에 가깝게 바뀌고 그러면 Figure 7.8(a)에 보인 바와 같은 구조물의 붕괴 현상을 보일 것이다. 이와 같이 비록 초기 설계 단계에서 간편하게 계산할 수 있는 방법이라도 폭발물이 근거리 또는 원거리 폭발에 따라 적용하는 해석 하중 기법이 다를 수 있으므로 상황에 맞게 적용하여야 할 것이며, 위의 예시와 같이 근거리 폭발에서의 보다 정확한 구조 붕괴 거동을 알려면 ALE 기법을 사용하는 것이 좋다는 것을 알 수 있다.

7.5 피격 후 생존시간 계산

ALE 기법을 이용한 수치 해석으로 폭발 후 선체에서 일어나는 거동을 알 수 있었고 이를 토대로 함정 설계에 반영할 수 있다. 그러나 해석 결과만을 살펴보는 것은 폭발 후 발생하는 현상만을 파악하는 수준이며 이는 설계에 반영하는 기준 자체가 될 수는 없을 것이다. 따라서 수치해석을 통하여 설계에 반영하기 위해서는 명확한 수치적 기준이 있어야 할 것이다.

따라서 피격 후 함정의 생존성 여부를 파악하기 위하여 폭발 후 함정의 생존시간 계산이 필요하며 이를 기준으로 하여 해석 결과를 설계에 반영할 수 있을 것이다.

7.5.1 해상상태에 의한 생존시간

다양한 해상상태에서 함정의 피격 후 생존시간을 계산하는 방법으로 직접 하중 계산법(DLA ; Direct Load Analysis)과 정적 접근 방법(static approximation method)이 있다. 직접 하중 계산법은 해상상태(sea state), 조우각도(heading angle) 등 여러 가지 조건을 동시에 고려하여 비교적 정확하게 해석을 할 수 있다. 그러나 해석 과정이 복잡하고 특히 손상 후 함정의 속도, 조우 각도 등을 가정하여야 하는 어려움이 있다. 따라서 본 논문에서는 미 해군에서 적용하고 있는 방법으로 알려져 있고 비교적 손쉽게 계산할 수 있는 정적 접근 방법을 적용하였으며, 이 방법을 적용하기 위하여 다음과 같이 가정하였다.

- 중앙부 굽힘 모멘트(종강도)가 손상 후의 함정 전체 구조 강도를 대표

- 국부 손상이나, 파랑 조우에 의한 횡 강도 및 비틀 강도가 종강도 보다는 함정의 생존 측면에서 지배적이지 않다고 가정
- 손상 후 함정의 조우각도는 중 굽힘 하중만 받는 head sea라고 가정
- 구조 붕괴 파고(lethal wave height)는 손상 후 전체 중앙 굽힘 모멘트를 대표하고 이 파고가 함정에 도착하면 침몰된다고 가정
- 손상 후 함정의 속도는 0으로 가정

7.5.2 구조 붕괴 파고 및 생존시간 계산

해상상태는 랜덤파(random wave)이며 일정한 시점 동안 관측한 파고 자료 중 가장 높은 파고로부터 전체의 1/3이내에 있는 파도에 대해 구한 평균 파고를 유의 파고(significant wave height)로 정의한다. 본 논문에서 적용하는 정적 접근 방법은 파고가 좁은구간(narrow band)의 각속도 영역에 분포하는 레일리 분포(Rayleigh distribution)라고 가정하였으며, 표준편차(σ)를 가진 주어진 level z 를 초과할 확률은 아래와 같이 정의된다.

$$F = e^{-\left[\frac{z^2}{2\sigma^2}\right]} \quad (22)$$

여기서 표준편차 $\sigma = \text{유의파고}/4 = H_{sig}/4$, 그리고 수선면의 높이 $Z = 0.5 H_{lethal}$ (lethal wave height)로 정의하면 식(22)는 아래와 같이 표현된다.

$$F = e^{-\left[\frac{(0.5 H_{lethal})^2}{2 (0.25 H_{sig})^2}\right]} = e^{-\left[\frac{2 H_{lethal}^2}{H_{sig}^2}\right]} \quad (23)$$

시간당 예상되는 파도 수(N)는 스펙트럼 평균 제로 크로싱(zero-crossing) 주기(T_z)로부터 직접 평가한다. 그러나 대부분의 해상 상태 정의는 시각적으로 평가되는 시각적 주기(visual period : T_v)를 기반으로 계산해야 한다.

해상 스펙트럼의 넓은 범위를 고려한 경우 T_v 와 T_z 의 관계식과 시간당 예상되는 파의 수는 아래와 같다.

$$T_z = 0.82 T_v^{0.96} \quad (24)$$

$$N = \frac{3600}{T_z} = \frac{4390}{T_v^{0.96}} \quad (25)$$

그리고 시간당 예상되는 구조 붕괴 파고 발현 확률(R_{lethal})은 다음과 같다.

$$R_{lethal} = FN \quad (26)$$

$$R_{lethal} = 4390 \exp - [2 \left(\frac{H_{lethal}}{H_{sig}} \right)^2] / T_v^{0.96} \quad (27)$$

함정의 손상 후 특정한 해상 상태에서 예상되는 생존시간 $E(S)$ 는 식(27)의 역수이며 다음과 같다.

$$E(S) = T_v^{0.96} / 4390 \exp - [2 \left(\frac{H_{lethal}}{H_{sig}} \right)^2] \quad (28)$$

또한 식(28)은 주어진 임의 시간(X) 동안에 구조 붕괴 파고의 파를 만나지 않을 확률(P_0)로 계산할 수 있다.

$$P_0 = \exp - [R_{lethal} X] \quad (29)$$

이상의 과정으로부터 함정이 피격 후 손상을 받고 수치해석의 결과로부터 붕괴 거동을 파악한 후 손상 된 함정의 생존시간을 계산함으로써 손상 된 함정을 정량적으로 평가할 수 있을 것이다.

제 8 장 ALE 기법을 이용한 수중 폭발 해석

8.1 개 요

잠수함 등의 수중함의 설계에서는 수중 폭발 시 충격하중에 대한 구조물의 내충격 안전성 평가는 필수적이라 할 수 있다. 미 해군 등의 선진국에서는 실선 실험 등 수중 폭발에 대한 연구가 이미 진행되어 실선 설계에 적용되고 있으나 국내 실정상 실선 실험이 어려운 관계로 수치 해석 접근이 합리적일 것이다.

수중 폭발 현상의 수치해석은 크게 2가지로 분류할 수 있다[51]. 첫째는 충격계수 설계법인데 이는 충격 현상과 이로 인한 유체장의 거동에 대한 고찰로부터 충격파와 맥동 가스구체에 의한 유체력을 이론적으로 추정하고 구조-유체 상호 작용을 접수 표면에 국한시켜 구조계의 거동을 수치적으로 해석하는 방법으로써 이중 점근 근사 기법(DAA : Doubly Asymptotic Approximation) [26, 27]이 있다. 그리고 DAA 방법을 기반으로 유체장과 접수면에 경계요소법을 적용한 방법으로 Lockheed사에서 개발한 USA(Underwater Shock Analysis) code [52]가 있는데, 이는 상용 프로그램인 LS-DYNA [15] 등과 연결하여 사용되기도 하며 현재 국내에서도 이를 이용한 활발한 연구가 진행되고 있다. 본 논문에서는 제 5장 및 제 6장에서 이 수치해석법에 대하여 논하였다.

두 번째 수치해석 방법으로는 직접 해석법이 있는데 이는 구조물과 해수, 공기 등의 유체를 직접 모델링하여 한 영역에 위치시키고, 특히 폭발 현상을 폭약 모델의 급격한 팽창에 의한 압력 발생으로 모델링함으로써 폭발 현상을 직접 모사하는 ALE 기법이다. 이 방법을 사용하면 폭발 현상, 충격파 전파 등의 실제 현상 모사가 가능하므로 다른 간략화 된 근사 해법에 비해 가장 엄밀한 해를 제공할 수 있는 장점이 있다. 다만 폭약 모델링이나 유체장의 모델이 매우 세분화 되거나 요소의 크기에 민감하여 컴퓨터 수행 시간이 아주 길어지는 단점이 있었다. 그러나 현재 컴퓨터의 급속한 발달로 과거에 힘들었던 작업이 손쉽게 수행되고 있는 실정을 감안한다면 이 방법에 대한 적용이 필요 할 것이다.

본 장에서는 수중폭파 해석의 직접 해석법으로 널리 사용되는 ALE(Arbitrary Lagrangian-Eulerian) 기법 [53]을 적용하여 수중폭파 현상을 모사하였다. 또한 이 기법을 적용하여 중형 잠수함의 연료 적재 탱크인 액화산소 탱크에 대한 수중충격 해석을 수행하여 구조물의 안전성을 확보하고 그 결과를 설계에 반영할 수 있도록 하고자 하였다.

이를 위해 수중 충격해석을 위한 모델링 시에 요소 분할의 크기 및 분할 형상이 해석 결과에 미치는 영향을 파악하기 위한 선행 해석을 수행하였으며, 이를 바탕으로 액화산소 탱크의 수중 충격해석을 수행하였다. 수중폭발 현상의 모사를 위해 상용 동적 과도응답 해석 프로그램인 LS-DYNA를 사용하였으며 본 논문에서는 폭발물과 주변 유체를 직접 모델링하여 폭발압력의 전파 및 구조물의 응답을 모사하는 방법 연구에 중점을 두었다.

8.2 수중폭발 시나리오 및 하중 산정

폭약 등이 수중에서 폭발할 때는 고온, 고압의 가스 구체가 생성되고 급격한 에너지의 방출을 통해 주위 유체를 교란시킨다. 이런 경우에 물은 상당한 정도의 부피 변화가 생기며 압축성 유동이 발생한다. 수중폭발에 의해 생긴 교란은 구상파(spherical wave)의 형태로 전파해 가는데 이를 충격파(shock wave)라 한다.

수중 폭발에 의한 충격 하중의 산정을 위해서는 Figure 8.1과 같이 폭약과 함정의 위치 관계 및 주위 유체장과 바닥 경계, 자유수면 경계가 고려되어야 하는데, 이러한 기하학적 위치 관계를 ‘attack geometry’ 라고 한다. 수중 폭발의 일반적인 내용에 대해서는 참고문헌 [34, 51] 등의 기술 내용을 참조할 수 있다.

수중 폭발에 의한 수중 충격 압력은 attack geometry에 따른 충격계수(Shock Factor, S.F.), 또는 용골 충격계수(Keel Shock Factor, K.S.F.)로써 평가될 수 있으며 앞 장의 식(9) 및 (10)에서 나타내고 있으며 다음과 같다.

$$S.F. = \frac{\sqrt{W}}{R'} \quad (9)$$

$$K.S.F. = \frac{\sqrt{W}}{R} \left(\frac{1 + \sin\alpha}{2} \right) \quad (10)$$

여기서, R' 은 폭약에서 선각(hull)까지의 직선거리, R 은 폭약에서 용골(keel)까지의 직선거리, α 는 공격각도(angle of attack)이다. 본 논문에서는 충격계수 $S.F. = 1.0$ ($W = 100\text{kgf}$, $R' = 10\text{m}$, $\alpha = 0^\circ$)으로 가정하였다.

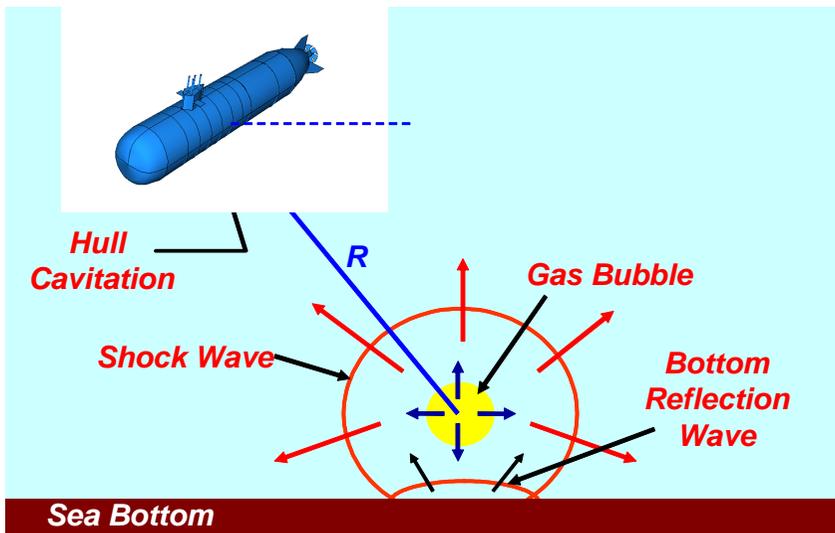


Figure 8.1 Underwater explosion phenomena and attack geometry

8.3 모델링

본 논문에서 적용하는 수중 폭발해석 기법은 앞서 기술한 바와 같이 직접 해석법이며 그 중에서 구조-유체 상호 작용(Structure-Fluid Interaction) 기법을 적용한다. 특히 액화산소 탱크의 충격 해석에 앞서, LS-DYNA를 이용한 수중 폭발해석 시 프로그램의 신뢰성을 확보하기 위해, 선행 해석을 수행하였다. 즉 구상과 형태의 충격과 전파를 구현하고, 요소 분할 형상에 따른 응답의 변화를 확인하기 위해 3가지 모델에 대한 해석을 수행하였다. 3가지 모델에 대한 특징 비교는 Table 8.1과 같고, 각 모델의 형상은 Figure 8.2, 8.3 및 8.4와 같다.

모델 I은 유체 영역만 모델링되었으며 크기는 지름 30m이다. 모델 II와 모델 III의 유체 영역 크기는 가로 20.8m , 세로 17.6m , 깊이 10.0m이며, 구조물은 깊이 방향으로 5m에 위치해 있고 폭약과의 거리는 10m이다. 모든 모델에서 폭약은 100kg이 사용되었다.

Table 8.1 Characteristics of analysis models

mesh region		Model I	Model II	Model III
sea water mesh	shape	spherical (radiation)	box	box (radiation)
	number	77,000	57,000	510,000
	size [mm]	25~1,000	400	25~200
explosive mesh	number	4,096	1	4,096
	size [mm]	25	400	25

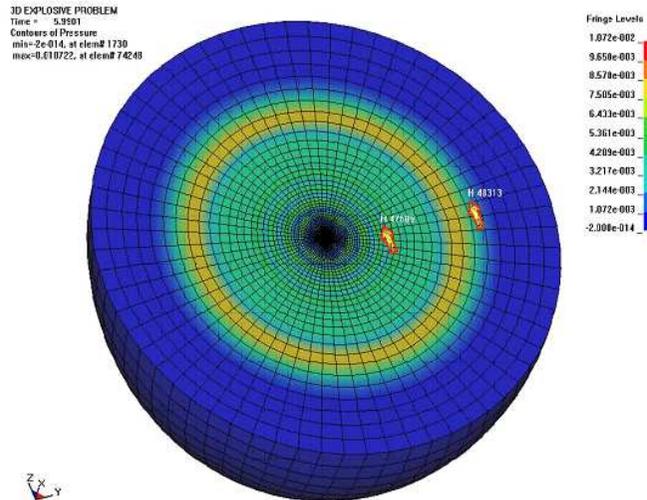


Figure 8.2 Modeling scheme of model I and pressure shape of shock wave

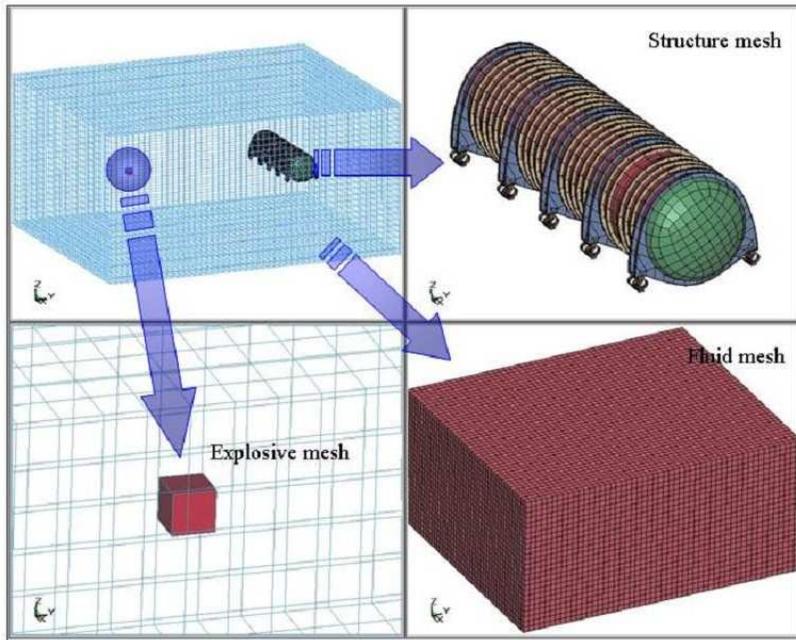


Figure 8.3 Modeling scheme of model II

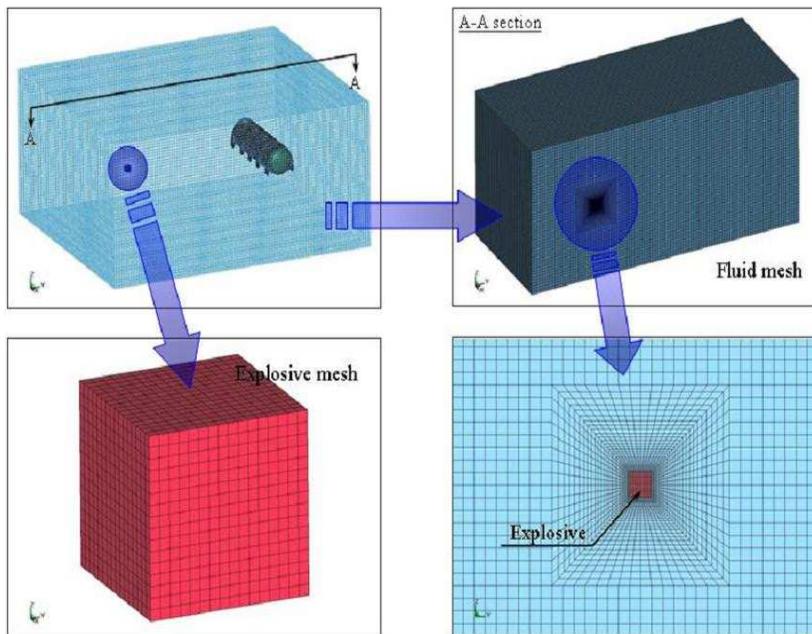


Figure 8.4 Modeling scheme of model III

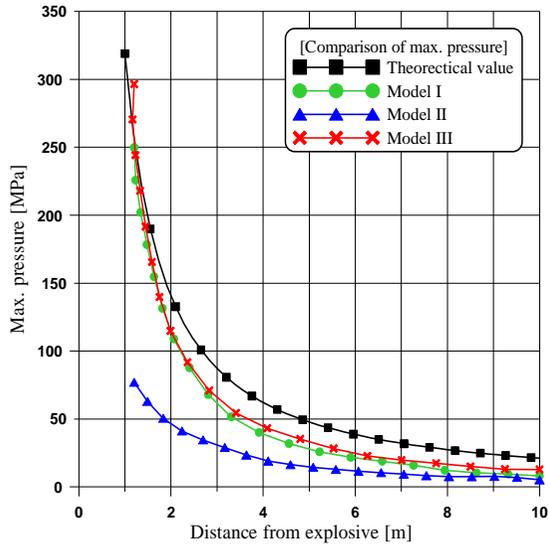


Figure 8.5 Peak pressure vs. distance from explosive

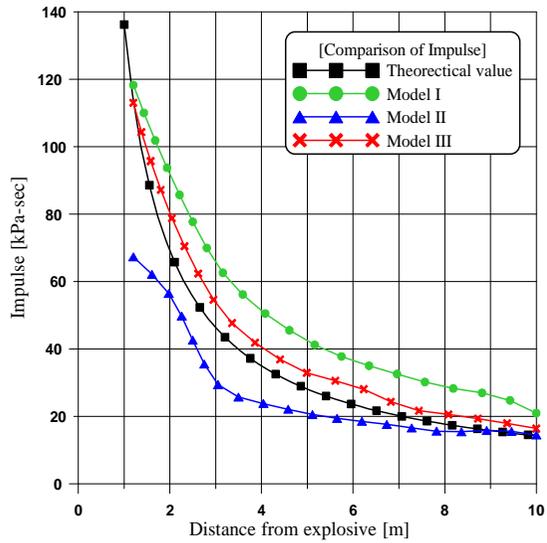


Figure 8.6 Impulse vs. distance from explosive

Figure 8.5는 폭약 중심으로부터의 거리에 따른 최대 압력 p_{\max} 값들의 모델별 비교 그림이며, Figure 8.6은 폭약 중심으로부터의 거리에 따른 임펄스 I 를 비교한 그림이다.

충격파와 최대 압력의 경우에는 수치 시뮬레이션 결과가 이론치보다 대체로 낮은 경향을 보인다. 최대 압력의 경우, 폭발물을 세밀하게 분할하고 그 주위를 방사형 형상으로 요소 분할한 경우(모델 II, III)에 이론치에 근접하였으며, 폭발물 주위뿐만 아니라 전 유체 영역에 걸쳐 세밀한 요소 분할이 이루어질 경우(모델 III) 임펄스에 있어서도 이론치에 근접하였다. 그러므로, 수중폭발 해석을 위한 모델링 시에는 특히 폭발물을 요소 크기가 25mm 정도 되도록 세밀하게 분할하고, 폭발물 주위를 포함한 유체 영역 전반에 걸쳐서도 충분한 요소 분할이 이루어져야함을 알 수 있다.

8.4 액화산소 탱크의 충격 강도 평가

본 해석 대상 중형 잠수함은 일반적으로 AIP(Air Independent Propulsion) 시스템의 운용을 위한 액화산소 탱크를 필요로 한다. Figure 8.7에서 보이는 바와 같이, 액화산소 탱크는 압력 선체 외부의 상부에 설치되어 있다.

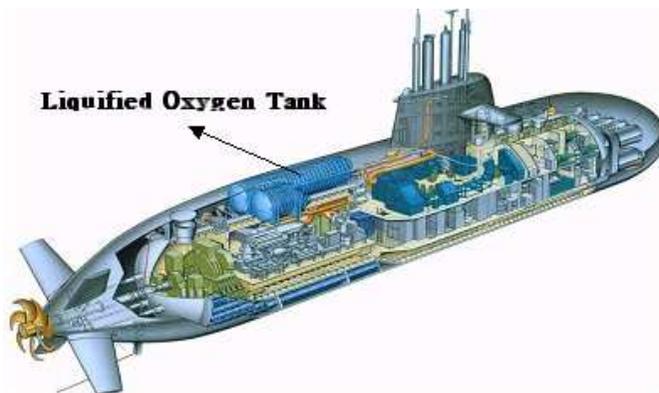


Figure 8.7 Configuration of mid-size submarine

이 탱크의 재질은 스테인리스강(stainless steel) 1.3964이다. 이 재료는 파단 연신율(breaking elongation)이 35% 이상이고, 부식에 강하며 저온에서도 좋은 연성(ductility)을 나타내는 기계적 특성을 갖고 있다. 재료 물성치로는 탄성계수 195,000MPa, 포아송 비 0.3, 항복응력 430MPa, 최종강도 700MPa이다. 해석 모델은 8 절점 다면체 요소(hexa element)와 4 절점 쉘 요소(shell element)로 모델링하여 액화산소 탱크와 충격 받침대로 구성되어있다.

전체 해석모델은 총 503,984 개의 8절점 다면체 요소와 5,950 개의 4절점 쉘 요소가 사용되었으며, 유체 영역은 앞의 선행 해석모델 III를 사용하였다. Figure 8.8은 잠수함 액화산소 탱크 및 그 지지대의 유한요소 모델의 모습을 보여 주고 있다.

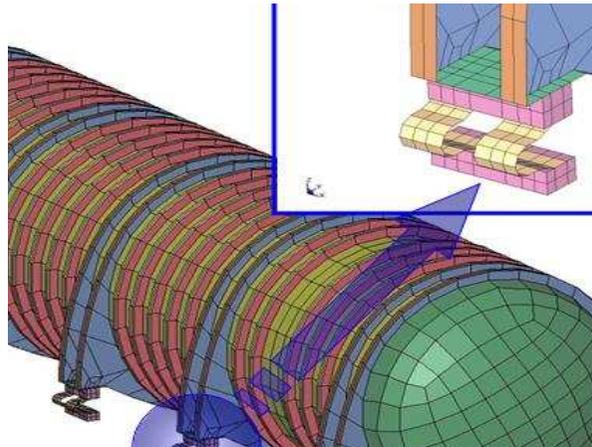


Figure 8.8 Finite element modeling of the LOX tank

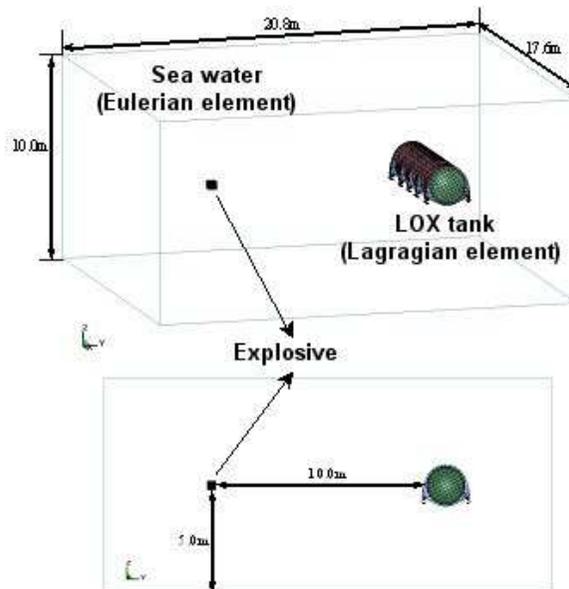


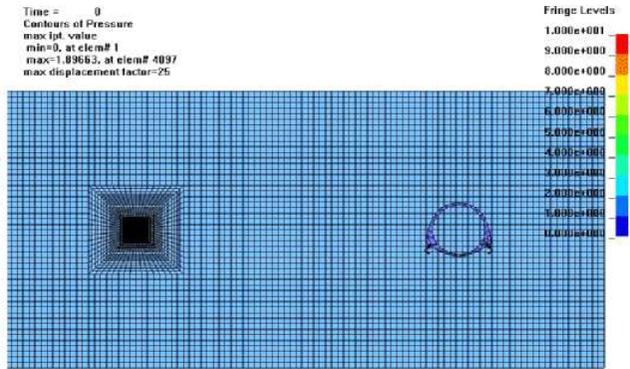
Figure 8.9 Structure-fluid Interaction modeling of the LOX tank

액화산소 탱크는 Figure 8.9에서 보이는 바와 같이 깊이 방향으로 5m에 위치하고 있으며, 폭발물과의 거리는 10m이다. 구조 영역의 경계 조건으로는 10개의 충격 받침대 하부를 모두 고정지지 하였으며, 무한 유체 영역은 주위 경계를 비반사 경계면(non-reflecting boundary surface)으로 설정하였다. 충격하중은 앞에서 언급한 대로 충격 계수 1.0을 사용하였다. 본 해석에서는 깊이에 따른 수압 및 해저면에서의 반사파, 그리고 액화산소 탱크의 자중은 무시하였다. 또한, 액화산소 탱크가 장착되어지는 잠수함의 압력선체도 해석 대상에서 제외되었으며, 탱크 내부의 액화산소는 해석의 편의를 위해 외부 유체와 동일한 것으로 가정하였다.

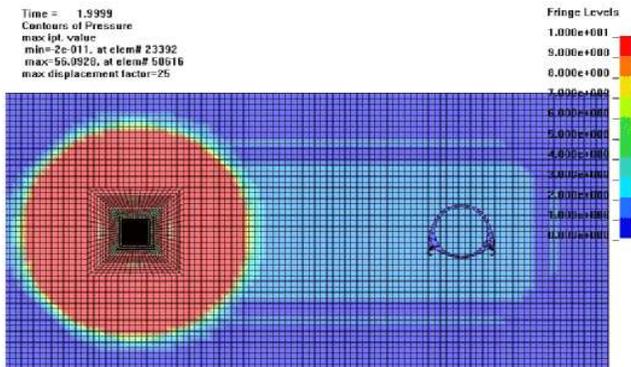
Figure 8.10은 폭발에 의한 충격파가 유체 영역을 전파하여 액화산소 탱크구조에 의해 산란되는 모습을 보여주고 있다. 그림에서 보면 초기 폭발 후 구상파의 압력파가 발생하여 전파되는 모습을 볼 수 있으며, 음속으로 전파되어 폭발 후 6 msec.때 압력파가 구조물에 전달되고 있다.

Figure 8.10(d)는 압력파가 구조물에 도달되는 순간의 모습이며 이 때의 압력파는 평면파가 아니고 초기 구상파가 아직 유지되고 있음을 볼 수 있는데 이는 폭발 거리(stand off distance)가 10m 내외의 근접 폭발인 경우는 압력파가 평면파가 아닌 구상파로 적용해야함을 알 수 있다. 즉 일반적인 수중폭파 해석에서 적용되는 평면파의 가정은 폭발 거리 10m 이상의 원거리에서 적용할 수 있으며, 10m 내외의 근거리 폭발에서는 본 논문에서 적용하는 기법으로 적용해야 정량적으로 정확한 해를 제공할 수 있을 것이다.

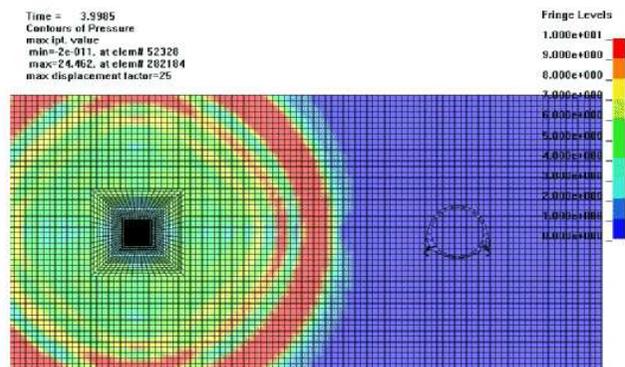
한편 Figure 8.11에서 보면 본 해석 결과에서 액화산소 탱크는 소성 변형의 경우 최대 발생 부위는 보강재 웹브와 충격 받침대로서 각각 0.343 %와 1.337 %의 소성 변형률을 나타내었다. 그러나 재료의 파단 변형률이 약 35 %이고, 충격 받침대는 소성 변형을 허용하여 설계된 점을 고려할 때, 수중폭발에 의한 액화산소 탱크의 소성 변형량은 작다고 볼 수 있다. 등가응력의 경우에도 보강재 웹브 및 충격 받침대에서 최대 응력이 발생하였다. 최대 응력값은 충격 받침대에서 약 433 MPa, 보강재 웹브에서 424 MPa이며, 재료의 최종강도(700 MPa) 및 소성 설계된 충격 받침대를 고려할 때 강도상의 여유가 있는 것으로 판단된다.



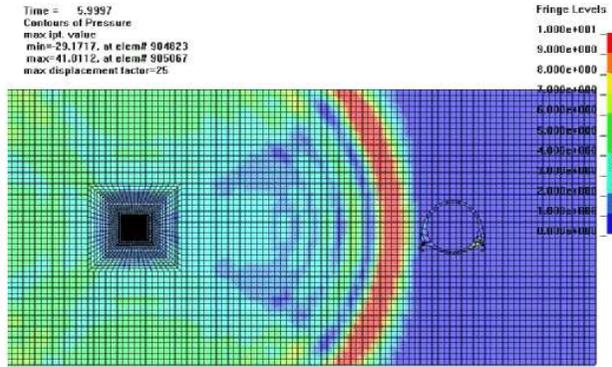
(a) $t = 0.0$ msec.



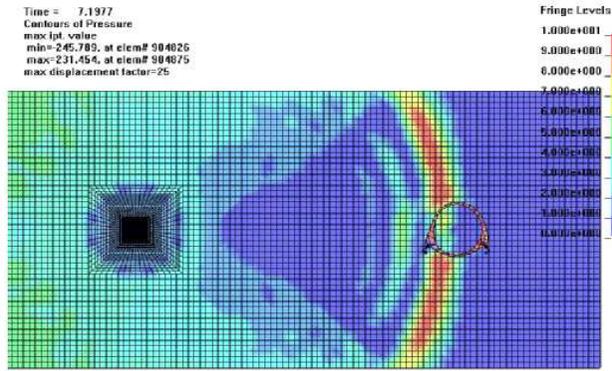
(b) $t = 2.0$ msec.



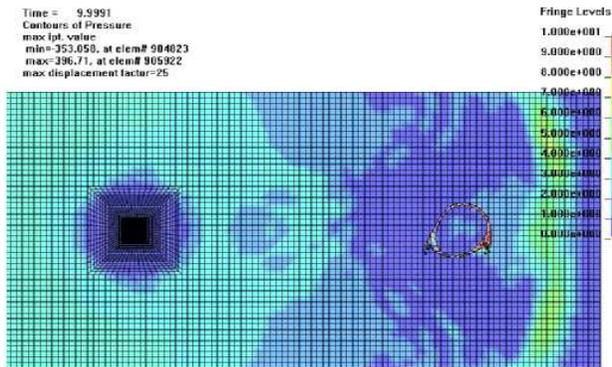
(c) $t = 4.0$ msec.



(d) $t = 6.0$ msec.

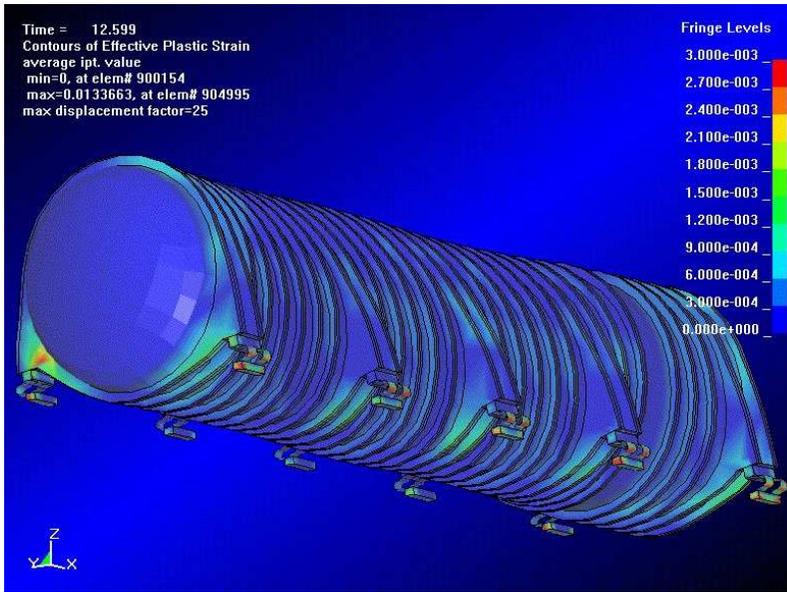


(e) $t = 7.2$ msec.

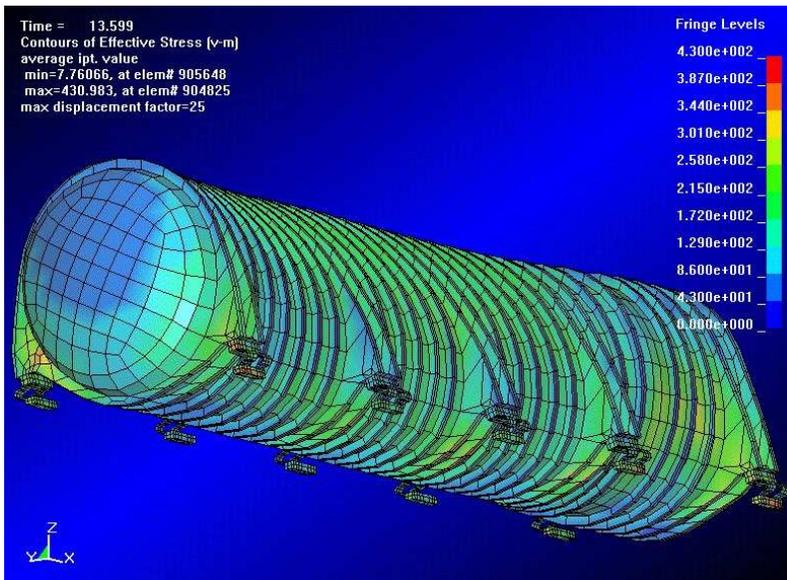


(f) $t = 10.0$ msec.

Figure 8.10 Propagation of shock wave [MPa]



(a) effective plastic strain



(b) effective plastic stress [MPa]

Figure 8.11 Effective stress and strain contour of LOX tank

제 9 장 함정의 피탄 보호구 설계

9.1 개 요

미 해군 등의 선진국 경우 적의 병기 및 외부 폭발시 총탄이나 파편 등에 의한 손상 현상을 예측하고 이들의 보호구 설치에 대한 전용 시뮬레이션 프로그램을 개발하고 활용하여 피탄 보호구 장치를 함정에 적용하고 있으나 국내에서는 피탄 손상을 고려한 설계 기본지침이 없으며, 선급규칙에 의한 개략적인 설계만이 이루어지고 있다. 본 장에서는 함정의 생존성 설계 측면에서 병기 및 외부 폭발로 발생한 파편의 정의, 파편에 의한 구조 손상해석 및 설계기법 등을 연구하며, 특히 피탄 전용 해석 프로그램인 ACE 1.0(Advanced Concept Evaluation system) [54]를 검토하고 3-D 충돌 상용 프로그램인 LS-DYNA의 수치해석 기법과 비교 검토하였다.

피탄 보호구가 설치되는 주요 구역은 함의 조종, 추진, 통신, 내항 및 임무 수행 능력을 지속적으로 유지하기 위하여 지속적인 운영이 절대적으로 필요한 공간으로서, 전투 상황 시 지속적인 운영과 인명 보호를 위해 적 위협의 탄환 및 파편 등에 보호될 수 있도록 설계하여야한다. 또한 무기고는 탄약이나 폭발 재료를 보관하는 공간으로 탄환이나 파편 관통 시 주요 구역과 달리 저장된 폭발물의 폭발로 인하여 함정 생존에 치명적인 손상을 줄 수 있으므로 피탄 보호 설계가 요구된다.

9.2. 파편의 종류 및 정의

외부 폭발에 의한 파편의 설계 개념은 Figure 9.1에서 보인 바와 같이 근거리 폭발에서는 미사일 등의 폭발에 의한 충격 압력이 지배적이며 구조물들은 이 압력에 의하여 붕괴가 발생하므로 구조물의 설계는 폭발압에 대한 설계가 이루어진다. 그러나 어느 정도 이상의 거리(약 6m)에서는 폭발압은 줄어들고 초기 폭발 시 미사일 등의 폭발물에서 발생하는 파편이 일정 속도로 장비나 인명에 치명적인 손상을 입힐 수 있으며 피탄 보호구의 설계는 이러한 개념에서

시작된다. 미사일 등의 폭발물이 폭발하여 발생하는 파편은 폭발물의 크기에 따라 또는 같은 폭발물이라도 그 파편의 형상은 일정하게 형성되지 않고 매우 다양한 크기와 모양을 갖는다. 이와 같이 임의의 형상을 갖춘 파편에 대하여 여러 실험 등을 통하여 일정한 크기, 속도 및 모양을 정의하였다.

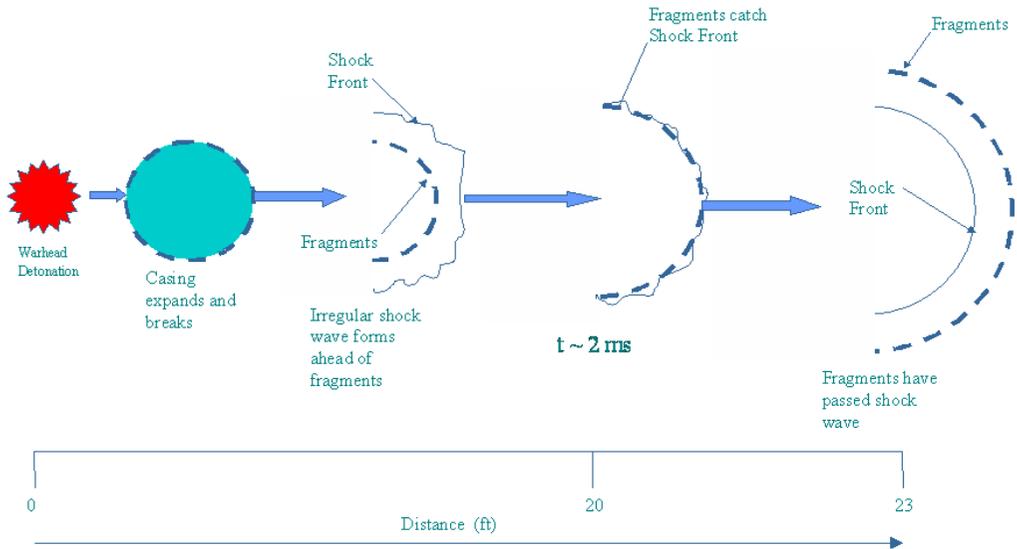


Figure 9.1 Explosion shock pressure and fragment propagation due to the distance after explosion

9.2.1 Gurney method

파편의 형상이나 초기속도 및 질량 등을 정의하는 가장 일반적인 방법 중에 하나로써 Gurney method[55]가 있다. 이 방법은 여러 실험들을 통하여 파편의 모양, 질량 및 폭발 후 파편의 초기속도 등을 정의하였다. 식(30)은 폭발 후 파편의 초기속도값이다.

$$v_o = (2E)^{\frac{1}{2}} \left[\frac{W/W_c}{1 + 0.5 W/W_c} \right]^{-\frac{1}{2}} \quad (30)$$

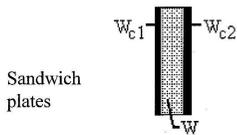
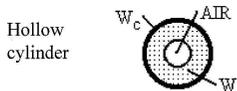
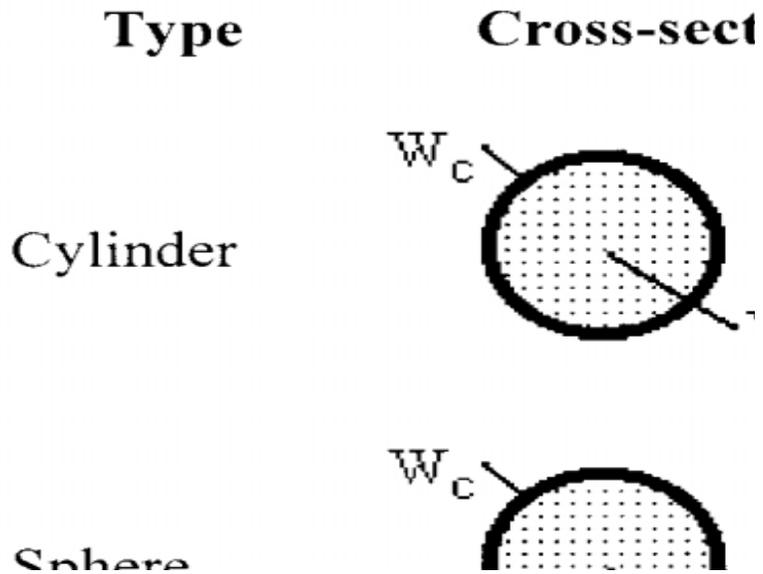
여기서 v_0 = initial velocity of fragments
 $(2E')^{1/2}$ = Gurney Energy Constant from Table 1.1
 W = design charge weight
 W_c = weight of casing
 $W = 1.2 \times W_{ACT}$
 W_{ACT} = actual quantity of explosive

Table 9.1은 여러 폭발물 (explosive)에 따른 Gurney energy 상수값을 보여주고 있다.

Table 9.1 Gurney energy constant of various explosive

		Ex
Compositio		
Compositio		
HMX		

한편 Gurney method에 의하면 폭발물의 형태를 가장 일반적인 실린더 (cylinder) 형태 이외에 비 실린더(non-cylinder) 형태로도 분류하며 여러 형태에 따른 폭발 후 파편의 초기속도는 Figure 9.2와 같다.



if $W_{c1} \neq W_{c2}$

$$\sqrt{2E'} \left[\frac{W}{W_{c1} + W_{c2}g + \frac{W}{3}(1-g+g^2)} \right]^{1/2}$$

where $g = \frac{W_{c1} + \frac{W}{2}}{W_{c2} + \frac{W}{2}}$ $\sqrt{2E'}\sqrt{3}$

if $W_{c1} = W_{c2} = W_c$

$$\sqrt{2E'} \left[\frac{\frac{W}{2W_c}}{1 + \frac{W}{6W_c}} \right]^{1/2}$$

note : $W = E =$ explosive weight
 $W_c = C =$ casing weight

Figure 9.2 Fragment initial velocity of various explosive

9.2.2 THOR 방정식

파편의 잔류속도, 질량, 한계 속도 등을 초기 설계 단계에서 쉽게 접근할 수 있는 방법으로 THOR 방정식[55, 56]이 있다. 이 방정식은 많은 실험을 통하여 식을 정립하였으며 초기 설계 단계에서 적용하기에 적합한 식으로 알려져 있다. 식(31)은 파편의 잔류속도, 그리고 식(32)는 파편의 잔류질량을 나타내는 식이다.

$$V_r = V_s - 10^{c_1} \cdot (t_o A)^{\alpha_1} \cdot m_s^{\beta_1} \cdot (\sec\theta)^{\gamma_1} \cdot V_s^{\lambda_1} \quad (31)$$

$$m_r = m_s - 10^{c_2} \cdot (t_o A)^{\alpha_2} \cdot m_s^{\beta_2} \cdot (\sec\theta)^{\gamma_2} \cdot V_s^{\lambda_2} \quad (32)$$

여기서, V_r : 파편의 잔류속도

V_s : 파편의 초기속도

t_o : 방어판(target plate)의 두께

A : 파편이 방어판에 충돌 시 닿는 면적 = $K \cdot m_s^{2/3}$

$K = 0.3079$; spherical fragment

$= 0.3799$; cubic fragment

$= 0.5199$; 임의 형상의 fragment

m_s : 파편의 초기 질량

m_r : 파편의 잔류 질량

θ : 파편의 충돌시 각도

$c_1, \alpha_1, \beta_1, \gamma_1, \lambda_1, c_2, \alpha_2, \beta_2, \gamma_2, \lambda_2$: 실험 계수

(Table 9.2 참조)

한편 방어판을 뚫을 수 있는 한계 속도(V_0)는 식(31)에서 잔류속도 V_r 가 0(zero) 일때의 파편의 속도이므로 이 때의 한계 속도를 구하면 식(33)과 같다.

$$V_0 = \{ 10^{c_1} \cdot (t_o A)^{\alpha_1} \cdot m_s^{\beta_1} \cdot (\sec\theta)^{\gamma_1} \}^{\frac{1}{(1-\lambda_1)}} \quad (33)$$

또한 임의의 원하는 잔류속도(V_{rd})에 대하여 최대 입사각은 식(34)와 같다.

$$\theta_{\max} = \sec^{-1} \left\{ \left(\left[(V_s - V_{rd}) / (10^{c_1} (t_o A)^{\alpha_1} m_s^{\beta_1} V_s^{\lambda_1}) \right] \right)^{\frac{1}{\gamma_1}} \right\} \quad (34)$$

Table 9.2 THOR equation's constant values for various materials

material	c_1	α_1	β_1	γ_1	λ_1	c_2	α_2	β_2	γ_2	λ_2
mild steel	3.6901	0.889	-0.945	1.262	0.019	-2.478	0.138	0.835	0.143	0.761
hard homo steel	3.7661	0.889	-0.945	1.262	0.019	-2.671	0.346	0.629	0.327	0.880
face hard steel	2.3053	0.674	-0.791	0.989	0.434	-1.534	0.234	0.744	0.469	0.483
cast iron	2.0793	1.042	-1.051	1.028	0.523	-8.890	0.162	0.673	2.091	2.710
aluminium 2024T-3	3.9356	1.029	-1.072	1.251	-0.139	-6.322	0.227	0.694	-0.361	1.901

9.2.3 TM5-1300 방법

THOR 방정식과 유사하게 실험을 통하여 관통 방정식을 정립한 TM5-1300 방법[14]이 있다. 이 방법은 1960년 중반 이후 미 해군에서 폭발 등의 실험을 수행하여 정립하였으며, 초기 설계 단계에서 적용할 수 있는 보수적인 방법으로 알려져 있다.

식(35)는 파편이 방어판에 관통되는 관통 방정식을 나타내고 있다.

$$X = k \cdot W_f^{0.33} \cdot V_s^{1.22} \quad (35)$$

여기서 X : 파편이 방어판에 관통되는 깊이 (in.)

$k = 0.3$ (AP steel fragment and mild steel 방어판)

$= 0.21$ (mild steel fragment and mild steel 방어판)

W_f : 파편의 질량 (oz.)

V_s : 파편의 초기 속도 (kfps)

그리고 방어판에 직각으로 충돌 시 파편의 잔류속도(V_r)식은 식(36)과 같다.

$$V_r = V_s \cdot \left\{ \frac{[1 - (V_x/V_s)^2]^{\frac{1}{2}}}{(1 + \frac{t}{d})} \right\} \quad (36)$$

여기서 V_s : 파편의 초기속도 (kf/sec.)

V_x : 방어판을 관통시킬 수 있는 파편의 한계 속도 (kf/sec.)

t : 방어판의 두께

d : 파편의 cylindrical 부위의 직경 (in)

9.3 피탄 보호구 설계 기준

일반적으로 함정의 피탄 보호구 설계에 대한 기본 요구 조건은 다음과 같다

- (1) 탄약고 및 주요 격실에 대한 파편 관통 방지 대책(재질, 두께 등)을 고려하여 설계 검토
- (2) 탄약고, 상비탄약고 및 기타 노출된 폭발물 저장고는 소총, 포탄 파편 및 기타 유탄이 관통되지 않도록 보호
- (3) 가스터빈 등의 주요 추진 장비는 파편에 의한 손상을 방지할 수 있도록 보호되

- 어야하며 중앙 통제실(IC ROOM) 및 자이로(GYRO)실은 2중 격실로 보호
- (4) 상부 구조물의 주요 전자 장비, 도파관 및 전선 등의 주요 노출된 부분과 인원이 파편으로부터 보호될 수 있도록 구조적인 장치가 구비

일반적으로 피탄 보호 요구 수준은 탄환과 파편의 종류 또는 위력 강도에 따라 달리하며 함정 설계에 따라 다를 수 있으며 그 사항은 기밀사항으로 분류되어 있어 자료 수집이 불가능하다. 따라서 선급 및 기타 유사 규정에서 제공한 관련 설계 기준 및 공학적인 판단을 근간으로 설계기준을 정립하였다.

9.3.1 미군의 군수품 충돌 실험 기준

미군의 비핵 군수품(non-nuclear munitions)에 대한 위험 평가 실험기준(MIL-STD-2105B) [57]의 탄환 및 파편 충돌 실험규정(MIL-P-46593A) [58] 기준에서 정의하는 탄환 및 파편 모의탄(FSP ; Fragment Simulating Projectile)의 형상은 Table 9.3 및 Figure 9.3과 같다.

Table 9.3 Shock test criteria of U.S. military machinery

위협 무기	형상	속도 (m/s)	중량 (g)	재질
AP (Armor Piercing)	0.30 Caliber Type M2	830	10.8	-
	0.50 Caliber Type M8	855	45.9	
Fragment Simulating Projectile (FSP)	0.5 Caliber	1,250 미만	15 이하	연강
	20.0 mm	1,400 미만	55 이하	연강

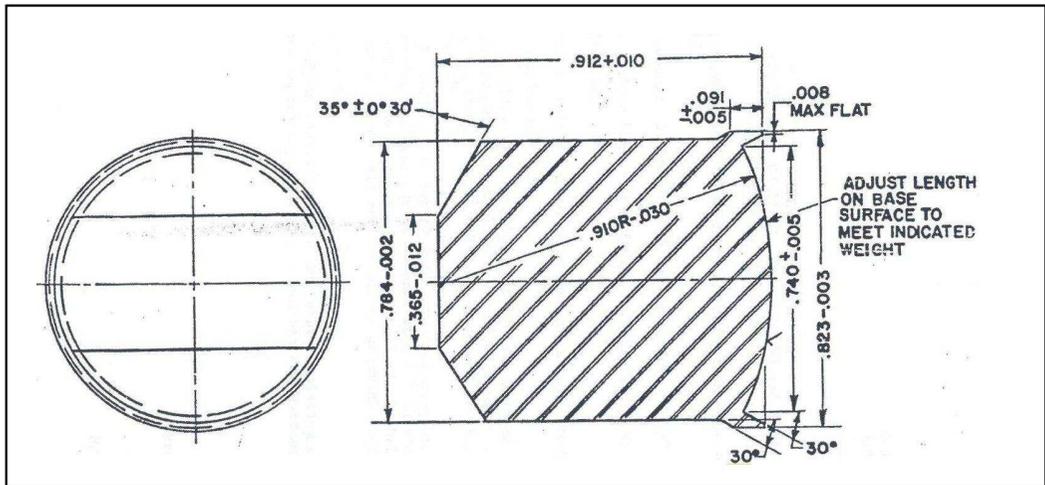


Figure 9.3 Configuration of fragment simulation projectile

9.3.2 영국선급(LR) 파편 보호 설계 기준

영국선급에서 개발된 2002년 함정규정[59]은 파편 보호 설계에 대해서 Table 9.4와 같이 보호수준 1, 2 및 3의 3가지로 분류하여 파편 보호 방안을 정의하였다.

Table 9.4 Fragment threat of LR military rule

보호 수준	파편 중량 (gram)	초기 파편 속도 (m/sec)	최소 요구 판 두께 (mm)		비 고
			MS	HTS	
I	1 이하	1,250 미만	MS	6.5	
			HTS	6.0	
II	15 이하	1,250 미만	MS	16.0	<ul style="list-style-type: none"> •관통 확률 50% •Stand-off Distance: 0M
			HTS	15.0	
III	55 이하	1,400 미만	MS	28.5	<ul style="list-style-type: none"> •관통 확률 50% •Stand-off Distance: 3M
			HTS	26.5	

(1) 보호수준 I

- 항공기 위협 고평발(HE) Cannon Shell이 함정 외곽 구조를 관통하는 중에 함정 구조와의 충돌에 의한 폭발 시 발생한 파편 보호 수준
- 함정 내부에 위치한 주요 구역의 경계면(측판과 갑판) 보호 요구

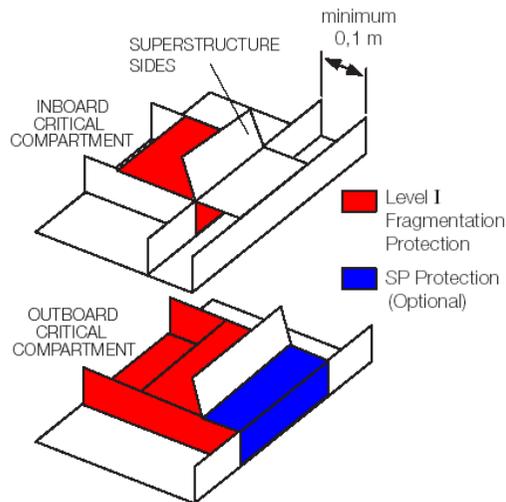


Figure 9.4 Level I threat arrangement (LR rule)

(2) 보호수준 II

- 함정 외곽 근방에서 105mm 포탄이 폭발하여 발생한 파편 보호 수준
- 효과적인 내부 주요 구역 보호를 위해서 함정 외곽 구조를 보강

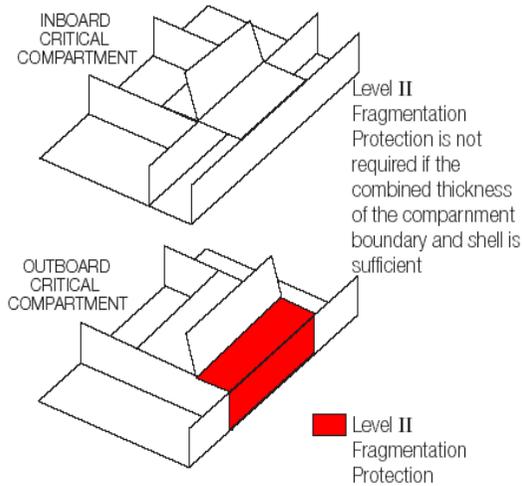


Figure 9.5 Level II threat arrangement (LR rule)

(3) 보호수준 III

- 함정을 관통하여 내부 폭발을 일으키는 일반적인 SAP(Semi Armor Piercing) 탄두를 장착한 대함 미사일 폭발 시 발생한 파편 보호 수준
- 보호 필요 구역은 일반적으로 길이방향으로의 파편 손상 제한을 위한 경계면에만 한정 보강

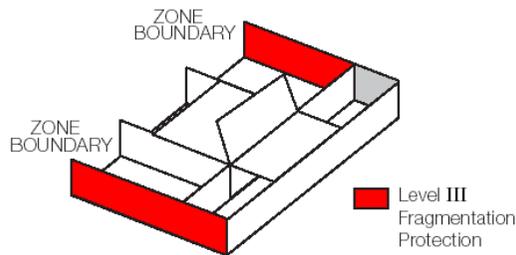


Figure 9.6 Level III threat arrangement (LR rule)

9.3.3 나토 피탄 보호 설계 기준

나토에서 개발된 피탄 보호 설계 기준(NATO-STANAG-4569) 규정 [60]은 Table 9.5와 같이 5가지로 분류하여 피탄 보호 방안을 정의하였다.

Table 9.5 Fragment threat of NATO-STANAG-4569

보호 수준	KE-TREAT(탄환) Assault Rifles (사거리 30m 기준)	ARTILLERY TREAT(파편) Artillery 155 mm
LEVEL I	7.62×51 NATO Ball = 833 m/s 5.56×45 NATO SS109 = 900 m/s 5.56×45 NATO M193 = 937 m/s	Estimated range of Burst : 150m 20mm FSP(53.8g) = 520 m/s
LEVEL II	7.62×39 API BZ SOVIET = 695 m/s	Estimated range of Burst : 120m 20mm FSP(53.8g) = 630m/s
LEVEL III	7.62×51 AP = 930 m/s	Estimated range of Burst : 90m 20mm FSP(53.8g) = 770 m/s
LEVEL IV	Heavy Machine Gun 14.5×114 AP/B43 사거리 200m = 911 m/s	Estimated range of Burst : 25m 20mm FSP(53.8g) = 960 m/s
LEVEL V	Automatic CANNON 25mm APDS-TM791/TLB 073 사거리 500m = 1,258 m/s	Estimated range of Burst : 10m 20mm FSP(53.8g) = 1,200 m/s

9.3.4 유사 실적 자료 비교

기존 함정의 피탄 보호 기준은 개인 소화기인 M16 영점 사격을 통한 관통 여부를 반영하여 12.5mm의 강관 등을 요구 수준으로 설정하고, 주요 구역과 무기고의 피탄 보호 설계를 수행하였으며, 미사일 내부 폭발 시 발생하는 파편에 대한 방어는 고려하지 않았다. 함정은 최소한의 개인화기 수준인 M16과 M60급 화기 탄환의 보호뿐만 아니라 개인화기보다 한 단계 위력적인 헬리콥터나 소해정에 탑재 가능한 0.5인치 Machinery Gun 탄환(0.5인치 AP 탄)에 대한 주요 구역 및 무기고 방탄 설계를 수행 하여야한다. Table 9.6 및 9.7은

유사 실적함 피탄 설계 기준과 위협 폭발 거리에 따른 방탄판 요구치값이다.

Table 9.6 Various fragment protection designs

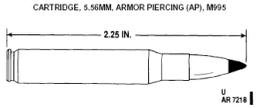
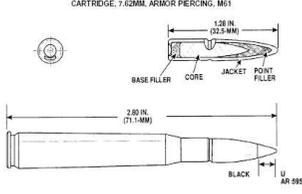
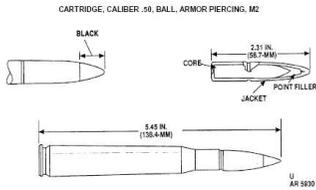
Weapon		탄환 형상	보호 기준	비고
M16		 <p>CARTRIDGE, 5.56MM, ARMOR PIERCING (AP), M95 2.25 IN. U AR 7218</p>	11.0 mm (연강)	기존 한국 함정 기준 (12.5mm)
M60		 <p>CARTRIDGE, 7.62MM, ARMOR PIERCING, M61 1.28 IN. (32.5 MM) BASE FILLER CORE JACKET POINT FILLER 2.80 IN. (71.1 MM) BLACK U AR 5950</p>	12.5 mm (연강)	
M85		 <p>CARTRIDGE, CALIBER .30, BALL, ARMOR PIERCING, M2 BLACK 2.31 IN. (58.5 MM) CORE JACKET POINT FILLER 5.45 IN. (138.4 MM) U AR 5830</p>	20.8 mm (연강)	

Table 9.7 Required protection plate thickness due to the distance

방탄판 (mm)	폭발거리 (m)					
	127~130mm HE Shell	EXOCET	General Purpose			
			MK-81	MK-82	MK-83	MK-84
none	17.5	33.6	24.1	34.1	48.3	68.2
10	14.5	29.0	22.5	33.0	40.5	65.5
20	10.0	20.0	20.0	20.0	36.0	59.0
30	3.5	10.0	6.5	9.0	18.5	26.0
40	2.0	<5	<5	<5	13.8	18.3

9.4. 피탄 보호구 설계 개념

피탄 방어 개념은 2단계 방어 개념으로 외곽 구조(층)에 의해 탄환의 속도를 줄이고, 탄환을 분쇄하거나 무디게 하고 내부 구조(층)는 탄환의 관통을 억제한다. 파편에 의한 방어판의 손상은 Figure 9.7과 같이 일반적으로 다음의 4가지 단계[61]로 나누고 있다.

① ricochet

총탄 또는 파편이 방어판에 충돌 후 튕겨져 나가거나 1차 방어판에만 부분적으로만 관통되어 최종 방어판에서 관통되지 않는 현상

② partial penetration (PP)

파편이 방어판에 충돌 후 1차 방어판은 관통하거나 또는 파편 조각이 관통은 되나 최종 방어판에서는 관통되지 않는 현상

③ complete penetration (CP)

파편이 방어판에 충돌 후 1차 방어판을 관통하여 최종 2차 방어판에서 완전히 방어가 되지 못하고 파편의 일부 조각이 최종 방어판을 관통하고 있는 현상

④ perforation

파편이 방어판에 충돌 후 1차 및 최종 2차 방어판까지 완전히 뚫고 관통되는 현상

외부 구조층 관통에 대한 방어(1단계)를 더욱 충실히 할수록 부가적인 방탄판(2단계)의 필요성이 줄어든다. 함정에서 피탄 보호구 설계는 Figure 9.7의 B와 같은 partial penetration의 손상 메카니즘을 기준으로 파편이 최종 방어판을 뚫지 못하는 기준을 채택하며, Figure 9.8과 같이 이중 방탄 구조를 적용하여 외부 구조 재질은 강철(steel)로 내부 구조는 복합소재(S-2 Glass)로 사용하기도 한다 [61, 62, 63, 64].

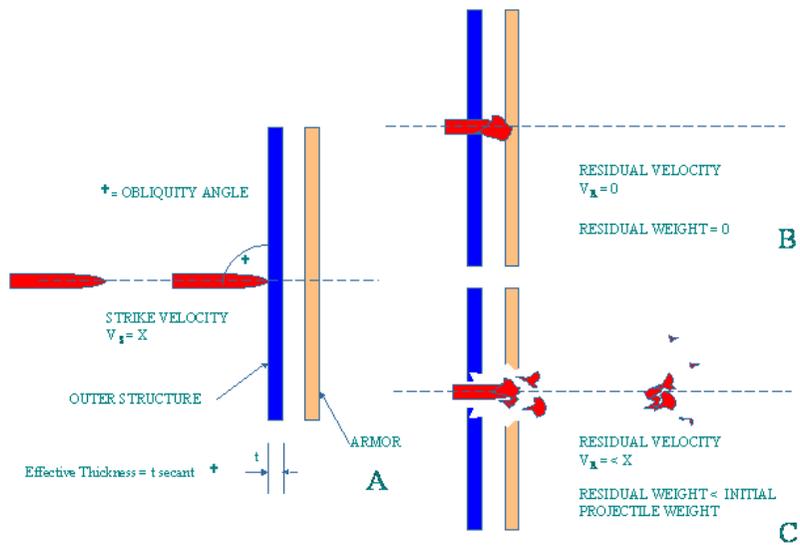


Figure 9.7 Fragment failure mechanism

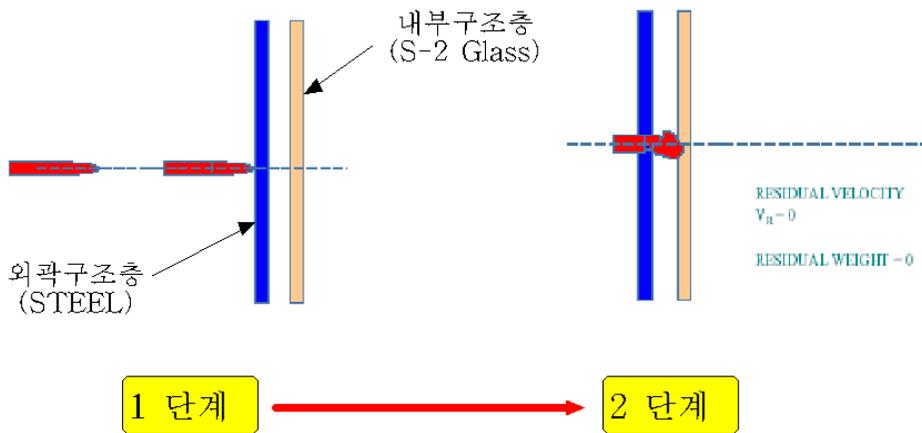


Figure 9.8 Fragment protection concept applied naval ship

9.5 피탄 보호구 설계 방법

파편 등에 대한 손상을 결정하기 위해 주요 장비 및 부품의 구성 재질 및 형상 등을 정확히 모델링하여 해석하는 것은 현실적으로 가능하나, 그런 접근 방법은 특정 경우를 제외하고는 해석 및 모델링 작업에 많은 시간이 소요된다. 또한 탄두 폭발 지점 및 파편의 분포 등과 같은 불확실한 현상으로 인해 파편에 대한 손상은 통계학적으로 평가하므로 이런 많은 시간과 노력을 소모하는 상세 해석은 요구되지 않는다.

일반적인 함정의 피탄 보호 설계는 단순 접근 방법(simplified approach method)을 적용하여 수행하며 그 결과들을 파편 수치해석과 실험 등을 통하여 검증한다. 물리적인 피탄 보호 방안이 요구되는 주요 구역 및 무기고 경계면에 대해 정의된 위협에 견디는 요구 판 두께를 아래 방정식 및 계수들을 통해 계산한다.

- (1) 파편 관통 방정식 (THOR 방정식, TM5-1300 방법 등)
- (2) 재질 방탄 성능 계수(MSF ; Material Scale Factor)
- (3) 다중판 관통 방탄 성능 계수(MPPF ; Multiple Plate Penetration Factor)
- (4) 입사각에 따른 방탄 성능 계수(OAF ; Obliquity Angle Factor)
- (5) 파편 충돌에 대한 장비 내구력(ET ; Equipment Tolerance to Fragment Impact Damage)

9.5.1 파편 관통 방정식

본 논문의 대상함에 적용하는 파편 관통 방정식은 미군에서 다양한 실험을 통해 파편의 관통 방정식을 정립한 TM5-1300 방법에서의 경험식이나 또는 THOR 방정식을 적용한다. 그러나 이 경험식은 매우 보수적인 관점에서 접근한 방정식으로 실제 실험 결과 및 3차원 피격 시뮬레이션을 적용할 경우 판 두께를 감소시킬 수 있을 것이다.

9.5.2 재질 방탄 성능 계수(MSF)

영국선급 합정규정 [59]에 따라 피탄 보호 수준별, 재질별 방탄성능을 검토하여 Table 9.8과 같이 정리하였다. 고장력강이나 HY-80 강을 적용할 경우 연강에 비해 약 5~20 % 중량 감소효과가 있다. 본 논문에서 적용할 재질 방탄 성능 계수(MSF)는 고장력강을 적용할 경우 영국선급 합정규정을 참고하여 연강에 비해 약 5% 중량 감소 효과(판 두께 감소)를 가질 것으로 예측하였고, HSLA 100 강(HY-100)의 경우 예측 자료가 없는 관계로 항복강도를 고려하여 영국선급 규정에서 예측된 HY-80 강에 비해 약 5% 중량 감소를 예상하여, 연강에 비해 약 25% 중량 감소 효과를 가질 것으로 예측하였다.

Table 9.8 Material scale factor(MSF) of fragment impact

구 분		연강 (MS)	고장력강 (HTS)	HSLA80 (HY80)	HSLA100 (HY100)	비고
인장강도 (N/mm ²)		400(Min)	490(Min)	-	-	
항복강도 (N/mm ²)		235	355	550	690	
영국선급 규정 (요구 판 두께 및 감소율)	보호수준 II (폭발거리 =0M)	16.0 mm	15.0 mm	13.0 mm	-	관통 확률 50%
		1.00	0.94	0.81	-	
	보호수준 III (폭발거리 =3M)	28.2 mm	26.3 mm	23.4 mm	-	
		1.00	0.93	0.83	-	
MSF		1.00	0.95	0.80	0.75*	

* TM5-1300 경험식

상업용으로 널리 사용되고 있는 작은 탄환에 대해서는 FRP 복합소재의 방탄 특성 문헌[61~64]에 있는 반면, 고속 파편에 대한 FRP 복합소재 연구 실적은 각 나라의 군에서 수행하므로 정보 수집이 불가능하다. Table 9.9와 같이 제작사에서 제공한 복합소재에 대한 M16 탄환 실험 자료를 인용하여 상대 방탄 성능을 분석하고 향후 실험을 통해 상세한 재검토 및 보완이 필요하다.

Table 9.9 Composite material and mild steel of protection capacity

구 분 \ 소 재	MS	S2-Glass	Kevlar
비 중	7.85	2.00	1.44
방탄성능(mm)	11*	24	27
면밀도(kg/m ²)	86.35	60.96	38.88
중량 감소 효과 (MS 대비)	-	약 30%	약 55%
MSF	1.00	2.18	2.45

9.5.3 다중판 관통 방탄 성능 계수(MPPF)

파편 관통 후 잔류속도와 1차 파편 관통 방정식을 이용하여 탄환 및 파편이 주요 구역이나 무기고 경계면에 도달할 때까지의 접할 수 있는 격벽 또는 갑판의 수를 고려하여 최종 주요 구역 및 무기고 경계면에 대하여 요구되는 판 두께를 계산한다. 보수적인 설계 관점에서 관통(perforation) 후에도 본래의 파편 중량을 유지하며, 판 관통 후 파편의 진행 방향이 변하지 않는다고 가정한다.

Table 9.10은 본 논문의 파편 보호 기준인 파편 중량 및 초기 충돌 속도를 가진 파편이 다수의 격벽 관통 시 요구판 두께의 변화를 손쉽게 고려하기 위해 TM5-1300 방법에서의 경험식을 가지고 추정하였다.

Table 9.10 Multi plate penetration factor(MPPF) of fragment impact damage

피탄 보호 기준	주요구역/무기고	무기고 (내부폭발)	비 고
과편중량	15g (0.529 oz.)	55 g (1.942 oz.)	
충돌속도 (초기속도)	1250 m/s (4100 fps)	1400 m/s (4590 fps)	
단일판 요구 판두께	24mm	45mm	
MPPF	1EA	1.00	1.00
	2EA	0.90	0.85
	3EA	0.85	0.80

9.5.4 입사각에 따른 방탄 성능 계수(OAF)

본 함에 적용된 과편 보호 수준(단일판 요구 판 두께)은 격벽에 수직하게 탄환과 과편이 관통한다는 가정 하에 설정된 것으로 탄환 및 과편이 경사각 (θ)을 가지고 관통할 경우 아래 식을 이용하여 유효 두께를 계산한다.

$$\text{유효두께} = \text{판 두께} \times \secant (\theta)$$

Table 9.11 Oblique angle factor(OAF) of fragment impact damage

경사각(θ°)	0*	15	30	45	60	75
유효 판 두께 증가률	1.00	1.04	1.15	1.41	2.00	3.86
OAF	1.00	0.97	0.87	0.71	0.5	0.26

* 탄환과 과편이 수직하게 관통하는 경우($\theta = 0$)

9.5.5 파편 충돌에 대한 장비 내구력(ET ; Equipment Tolerance)

Table 9.12는 파편 충돌 손상 시 장비의 내구성에 대한 일반적인 수준이다. 장비 파편 손상에 대한 자료는 제한적이고, 장비의 파편 충돌 시험은 고가의 비용이 소요되며 탑재장비의 다양성을 고려할 경우 비실용적이다. 컴퓨터 프로그램 코드를 사용하여 예측하는 것이 가능할지라도 노력, 비용 및 시간을 고려할 경우 비현실적이다.

파편 충돌에 대한 장비 내구력은 전쟁 손상 보고서 연구 및 공학적인 판단을 근간으로 평가하는 것이 최선의 방법이다. 본 논문에 적용하는 파편 충돌에 대한 장비 내구력은 공학적인 판단을 근간으로 작성하였다.

Table 9.12 Equipment tolerance(ET) of fragment impact damage

장비 분류	장비 내구력	비 고
전자 장비	1 mm	•임의의 파편 관통 시 장비나 부품의 손상 확률 50%로 가정
Light Machinery	10 mm	•임의의 파편 관통 시 장비나 부품의 손상 확률 50%로 가정
Heavy Machinery	50 mm	•임의의 파편 관통 시 장비나 부품의 손상 확률 50%로 가정
Shafting	100 mm	•Shaft는 파편 손상에 견딜 수 있을 만큼 강함. •임의의 파편 관통 시 장비나 부품의 손상 확률 50%로 가정
분배시스템 (Piping, Cables, Wave Guides, etc.)	1mm	•임의의 파편 관통 시 분배 시스템의 손상 확률 50%로 가정

9.6 파편 손상 수치 해석

파편 등에 의한 판의 손상 등을 수치해석으로 수행하는 방법으로 ACE 1.0 (Advanced Concept Evaluation systems) [54] 프로그램과 같은 피탄 전용 해석 프로그램으로 수행하는 방법과 3-D 해석 충돌 범용 프로그램인 LS-DYNA와 같은 프로그램으로 수행하는 방법 등이 있으며, 본 논문에서는 2가지 방법에 대하여 각각 기술하였다.

9.6.1 ACE 1.0 프로그램

본 프로그램은 Figure 9.9에서 보이는 바와 같이 임의의 위치에서 폭발물 (explosive)이 폭발 시 구조물 임의의 위치에서의 손상 범위를 확률론적인 방법인 Monte Carlo method 이론으로 평가하여 각 위치에서의 손상을 직접 프로그램 내에서 계산한다.

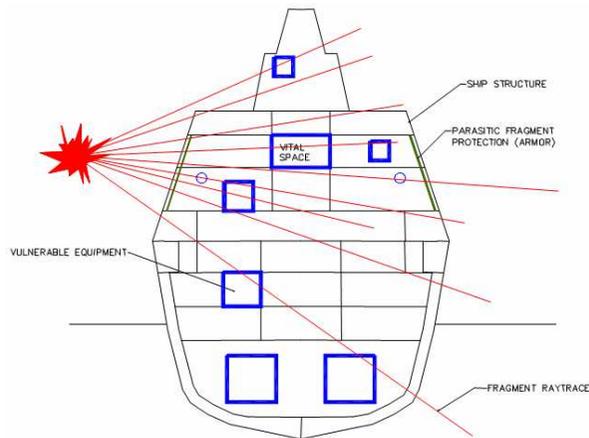
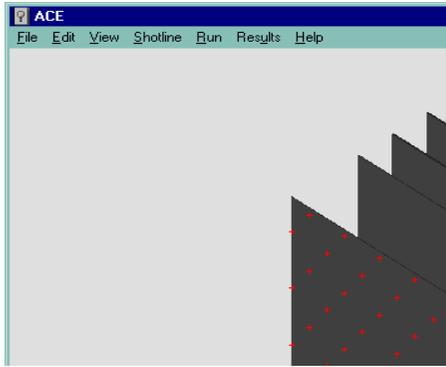
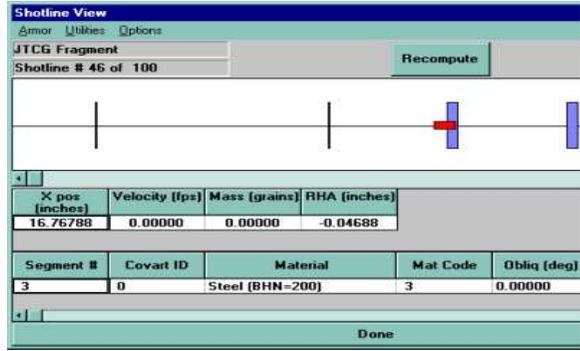


Figure 9.9 Example model for ACE program

그리고 본 프로그램에서는 파편과 방어판에 대한 여러 가지 형태와 재질별 데이터 등이 있어 사용자가 원하는 형태의 파편이나 방어판을 선택하여 손쉽게 잔류속도나 또는 한계 속도 등을 구할 수 있다. Figure 9.10은 ACE 1.0 프로그램으로 수행한 한 예를 보여 주고 있다.



(a) ACE 프로그램 hit view



(b) ACE short-line viewer

Figure 9.10 Example analysis results of ACE program

9.6.2 LS-DYNA 프로그램 수행 결과

피탄 보호구 설계는 최종적으로 THOR 방정식 등과 같은 간편한 계산식을 사용하여 주요 보호구를 계산하는 것이 가장 합리적일 것이며, 다만 이 방법에 대한 정량적인 정확도는 실험에 의하여 검증할 수 있다. 그러나 실험 또한 현실적으로 시간 및 비용 문제 등으로 손쉽게 할 수 없으며 이 문제는 수치해석의 방법으로 보완할 수 있을 것이다. Figure 9.11은 3-D 수치 해석 모델의 모습을 보여 주고 있다.

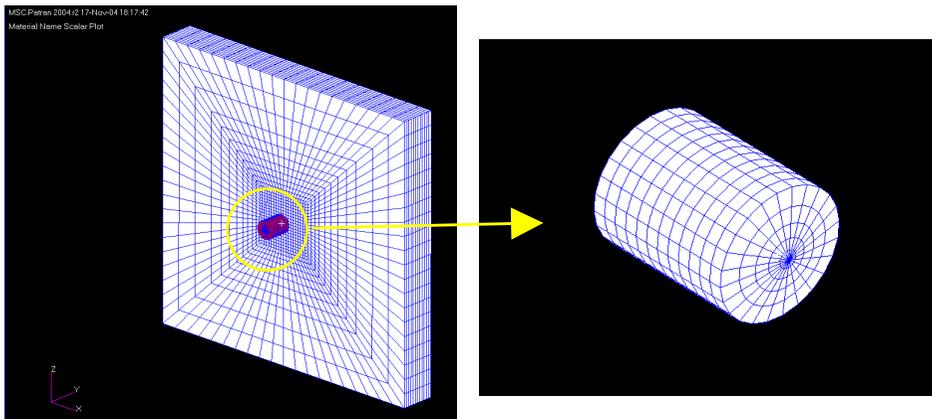
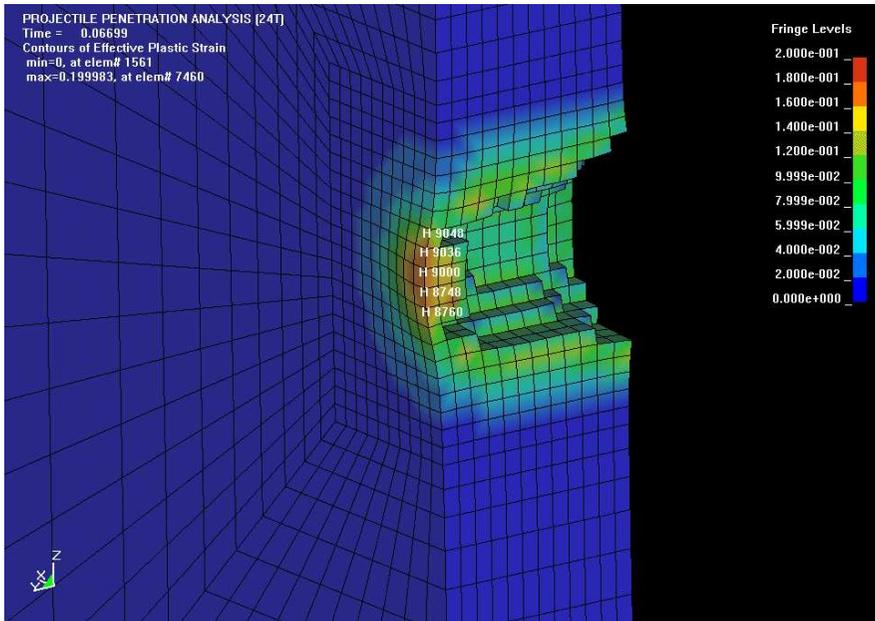
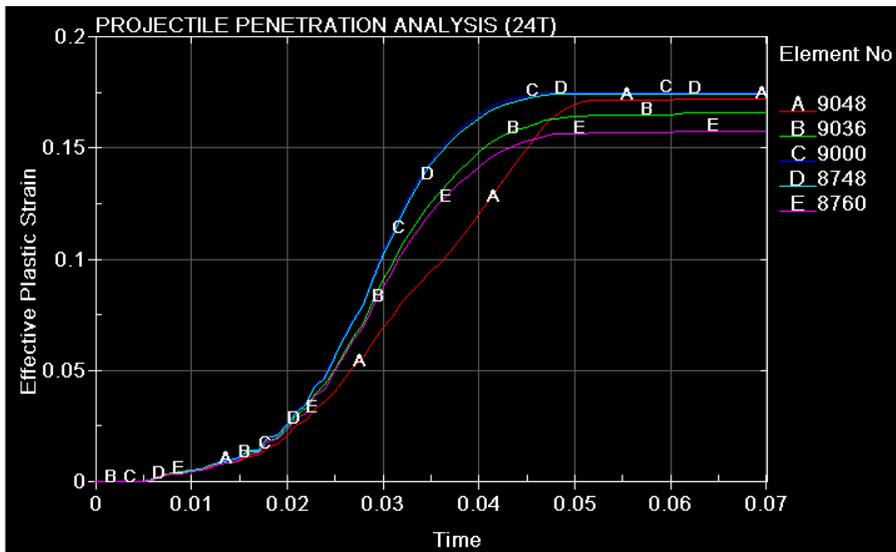


Figure 9.11 Example 3-D model for DYNA program



(a) deformed shape and effective plastic strain contour



(b) time-effective plastic strain curve

Figure 9.12 Fragment impact analysis results

Figure 9.12는 파편이 방어판에 충돌 후의 변형된 모습을 보여 주고 있다. 해석은 파편이 판을 뚫지 못하는 최소의 두께를 구하기 위하여 두께를 변화시키며 각각 수행하였고 그 결과 충돌 각도가 0°일때는 TM5-1300 방법에서 구한 판의 두께 24 mm와 동일하게 구하여졌다. 이와 같은 방법으로 충돌각도가 15°, 30°, 45°, 60° 및 75°일 때를 각각 그 관통 최소 두께를 구하기 위하여 수치해석을 수행하였으며, 그 결과는 Figure 9.13에서 보여 주고 있다.

경사각(θ°)	0*	15	30	45	60	75
유효 판 두께 <u>증가률</u>	1.00	1.04	1.15	1.41	2.00	3.86
OAF	1.00	0.97	0.87	0.71	0.5	0.26

* 탄환과 파편이 수직하게 관통하는 경우($\theta = 0$)

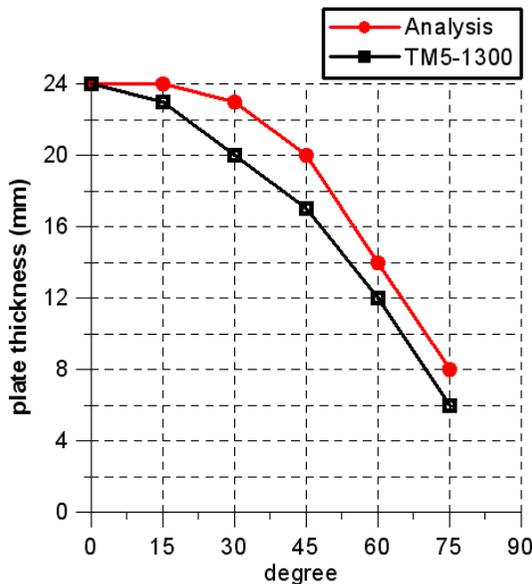
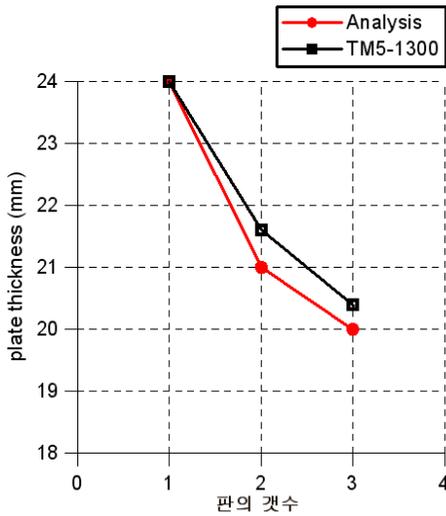


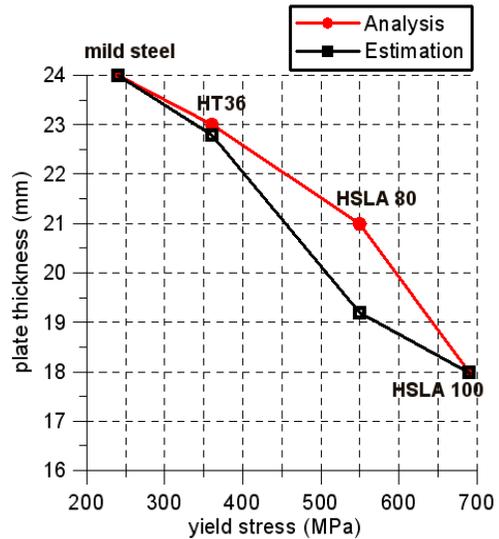
Figure 9.13 Variation of penetration value for protection plate due to impact angle

Figure 9.13을 보면 수치해석한 값과 간략식에서 구한 값들이 약간의 차이를 보여 주고 있다. 보수적인 간략식으로 구한 값들보다 수치해석에서 구한 값을

들이 약간 큰 두께값들을 보여 주고 있는데, 이는 본 수치 해석에서는 strain hardening 및 strain rate 등의 효과를 고려치 않는 이유일 것이다. 이것들과 같은 고속 충돌시에 대한 재료 물성치는 기존 참고문헌 [61, 62, 63, 64] 등에서도 구하기가 어려우며 실험 등을 통하여 구하여야 할 것이다.



(a) 판 개수에 따른 관통 두께의 변화



(b) 재질에 따른 관통 두께의 변화

Figure 9.14 Variation of penetration value for protection plate due to plate number and material

Figure 9.14는 방탄 판의 개수 및 재질의 영향을 구하기 위하여 수치 해석을 수행한 결과들을 간략식에 의한 결과와 비교하였다. 그림에서 보면 대체적으로 약간의 오차들을 보여 주고 있다.

피탄 보호구 설계는 위에서 살펴 본 바와 같이 간편한 계산식으로 1차 설계를 하고 2차적으로 수치해석 방법으로 계산값의 정확도를 높일 수 있을 것이다. 그러나 궁극적으로 해석의 오차를 감안하면 실험을 통한 검증이 가장 정확한 방법일 것이나 이 또한 현실적으로 어려움이 많으며 따라서 본 연구에서 수행한 설계 방법이 합리적인 방법이 될 수 있을 것이다.

제 10 장 함정의 취약성 해석 및 설계 예

10.1 생존성 해석에서 상세 취약성 해석 및 설계 과정

제1장에서 검토하였듯이 현대의 수상 전투 함정은 취약성의 감소대책이 보다 강조되고 있으며, 따라서 본 논문에서는 이 취약성 감소대책에 대한 기본 개념, 설계 및 해석 기법에 대하여 논하였다. 본 장에서는 함정의 생존성 해석 전체 과정 중에서 이 취약성 감소대책의 설계 시 적용되는 해석들의 한 예를 임의의 함정을 대상으로 상세 취약성 해석을 수중폭파, 공기중 폭파 및 피탄 보호구 설계에 대하여 각각 수행하였다.

해석 대상의 함정은 7,000톤급 대형 함정으로 Figure 10.1은 대상함의 해석 모델의 모습을 보여 주고 있고, Table 10.1은 해석 대상함의 주요 치수를 나타내고 있다.

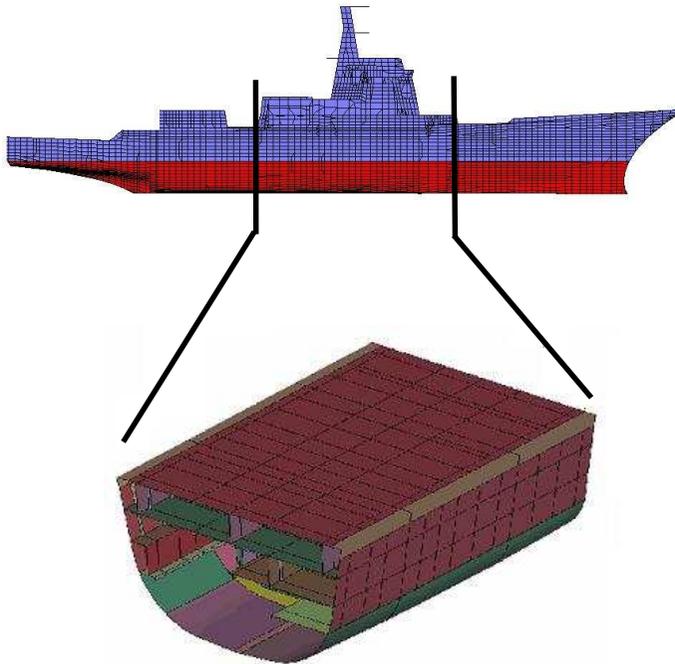


Figure 10.1 Configuration of analysis ship model

Table 10.1 Principal dimension of the ship model

Displacement	7,000 ton
Length of the ship (L_{bp})	120 m
Breadth of the ship (B)	18 m
Depth of the ship (D)	12 m
Draft of the ship (d)	6 m

생존성 해석의 전 과정은 제2장의 Figure 2.2에서 보인바와 같이 전체적인 생존성 위협 시나리오가 설정되면 다음 단계로 민감성 분야에 해당되는 여러 분야에서의 해석 및 설계가 수행되며, 그 다음 단계로(또는 민감성 해석과 동시에) 취약성 해석이 수행된다. 취약성 해석은 먼저 전선 생존성 측정(MOTSS ; Measure OF Total Ship Survivability)을 수행하여 함 전체에 대한 취약성 측정 결과를 검토한다. 취약성 해석의 여러 분야 중에서도 본 논문에서는 선체 구조설계에 해당되는 해석만을 연구 대상으로 하였다. 전체적인 생존성 해석 단계를 Figure 10.2에 도시하였다.

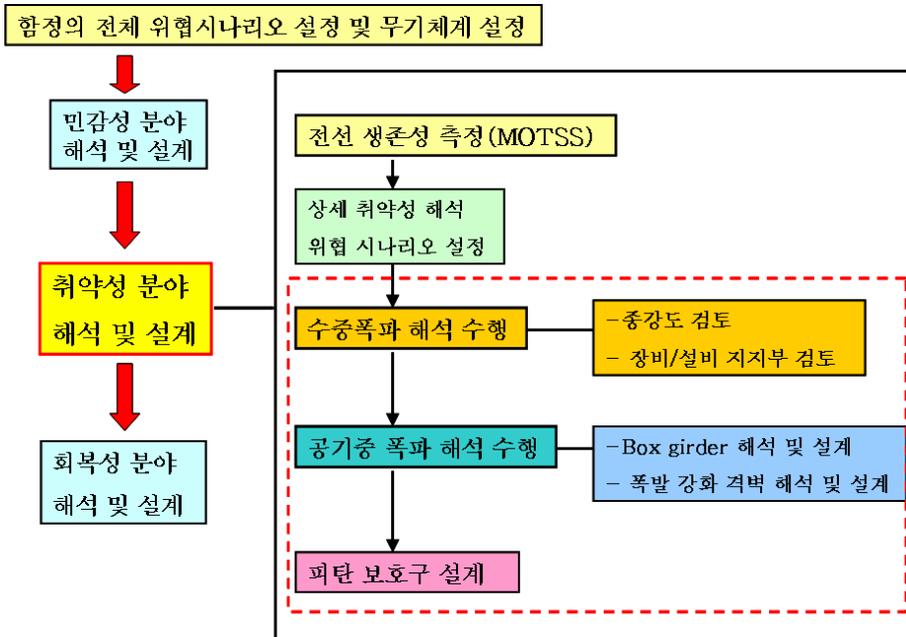


Figure 10.2 Total procedure of ship survivability analysis

10.2 수중폭파 해석 및 설계 적용 예

본 절에서는 수중폭파 해석에서 가장 중요한 휘핑응답 해석을 Figure 10.1에서 보인 함정을 대상으로 수행한 예시에 대한 결과들을 논하였다. 제6장에서 언급하였듯이 휘핑은 선체 거어더와 맥동 주기와의 공진 현상으로 쉽게 종강도를 상실하여 선체 거어더 전체를 붕괴시킬 수 있으며, 본 논문에서는 함정의 생존성 측면에서 이와 같은 수중폭파에 의한 선체 거어더 휘핑응답 해석을 통하여 함정의 종강도 안전성을 평가하는 기법에 대하여 논하였다.

10.2.1 수중폭파 조건

- 폭약 종류 및 중량 : 현재 사용되고 있는 기뢰 및 미국해군의 수상함 실선 충격시험 기준을 고려하여 HBX-1 폭약 270kg과 10,000lb 가 각각 폭발하는 2가지 경우를 선정
- 폭발위치 : 대상함 중앙부, 함수부 및 함미부 직하에서 폭발하는 경우를 고려 (Figure 10.3에서 입사각 θ 가 90° 인 경우)
- 폭발거리 : 선정된 폭약 종류 및 중량과 폭발위치에 대해서 대상함 내충격 설계 기준인 용골 충격계수(keel shock factor) 값에 해당하는 폭발거리 (stand-off distance)를 식(14) (페이지 52쪽 참조)에 의하여 계산하여 결정함.

본 논문에서는 용골 충격계수값을 0.3으로 가정함

한편 Figure 10.3은 수중 폭발 조건별 위치 및 식(14)에 의하여 계산된 폭발거리를 나타낸 모습이다.



수중폭발 조건 별 Stand-off Distance (Full Load Condition)

W	270 kg	10,000 lb
R (m)	30.36	124.43

Figure 10.3 Configuration of explosion position and stand-off distance

10.2.2 해석 내용 및 방법

해석을 위한 하중 조건은 만재 하중조건으로 가정하였고 1차원 보 유추 해석과 3차원 전선 유한요소 해석을 수행하였다. 그리고 유체와 구조사이의 경계면에서는 유체-구조 상호작용 해석 기법 (접수 구조표면에 국한)을 적용하였으며 모델별로 다음과 같다.

- 1차원 보 유추 해석 : 부가수 질량효과 근사방법
- 3차원 전선 해석 : 1차 이중 점근 근사방법

한편 수중폭과 해석 전 과정은 Hicks [65]의 가스구체 거동해석 이론을 사용하였으며 감쇠의 영향은 무시하였다.

해석 결과의 평가는 고려한 수중폭발 조건에서의 가스구체 맥동운동 주기를 고려하여 2초 동안의 휘핑응답을 계산하고 대표적인 단면에서 계산된 휘핑 굽힘모멘트와 해당 단면에서의 허용 굽힘모멘트를 비교하여 주 선체의 종강도 안전성을 검토하였다.

10.2.3 해석 모델

1차원 보 유추 해석 모델은 Figure 10.4와 같이 선체 전체를 질량이 없는 20개의 보 요소(Timoshenko beam)로 선체 부위별 단면 모우멘트값(section modulus)을 계산하여 모델링 하였으며, 각 요소는 선체의 각 부위에 해당하는 질량을 계산하여 집중 질량으로 치환하여 적용하였다.

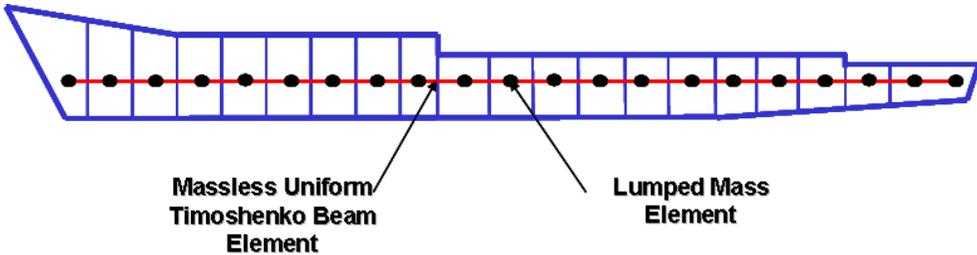


Figure 10.4 Analysis model for 1-D whipping response

3차원 전선해석은 Figure 10.5와 같이 선체 전체를 3차원 모델로 상세히 모델링하여 해석을 수행하였다. 하중은 3차원 보 유추 해석과 동일한 방법으로 선체와 유체의 경계면에 LS-DYNA (Version 970) / USA (Version 5.9902d)을 사용하여 적용시켰다. 총 요소의 수는 다음과 같다.

- No. of Nodes : 78,868
- No. of Elements
 - No. of Beams : 44,336 (Belytschko-Schwer beam element 적용)
 - No. of Shells : 56,004 (Belytschko-Tsay shell element 적용)
 - No. of Concentrated Masses : 3,507
 - No. of DAA Boundary Elements: 4,112

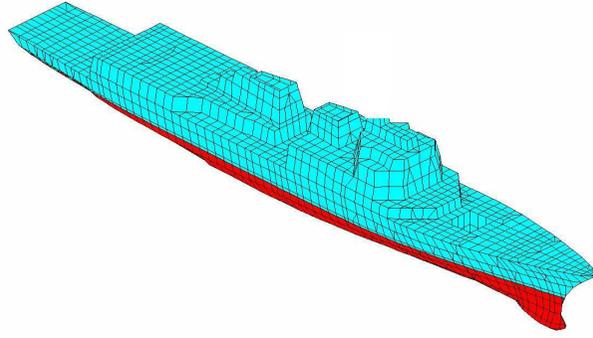


Figure 10.5 Analysis model for 3-D whipping response

10.2.4 해석 모델에 따른 결과 비교

2개의 모델(1차원 및 3차원 전선해석)에 대하여 각각 수중폭과 해석을 수행하였으며 해석의 결과는 함 중앙부, 함수부 및 함미부 위치에서 굽힘 모우멘트를 계산하였다. Figure 10.6에서 Figure 10.8까지는 각 모델별 결과를 비교하여 보여주고 있다.

Figure 10.6 Bending moment of 1-D and 3-D analysis model (stem)

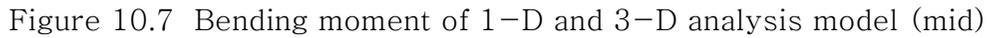


Figure 10.7 Bending moment of 1-D and 3-D analysis model (mid)

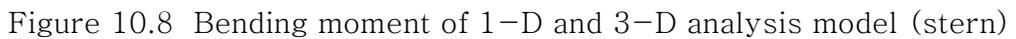


Figure 10.8 Bending moment of 1-D and 3-D analysis model (stern)

위의 그림에서 보면 해석 방법에 따른 결과값들은 서로 유사한 결과들을 보여주고 있다. 이들의 결과들은 함수부에서 함미부까지 모두 일관된 결과들을 보여주고 있으며 이를 통하여 해석 방법에 따른 결과의 차이는 거의 없으며, 따라서 수중

폭과 휘핑응답 해석은 가장 모델링 작업과 해석시간이 짧은 1차원 보 유추해석이 타당함을 알 수 있다.

10.2.5 종강도 안전성 검토

대상함의 휘핑 응답해석 후 해석의 결과에서 구한 각 위치별 굽힘 모멘트값을 허용 굽힘 모멘트와 비교하여 대상함의 종강도 강도 허용치 여부를 판단한다.

가. 허용 굽힘모멘트

- 1) 대상함 선체거더의 중 부재인 판과 보강재는 휘핑에 의한 1차 응력 (primary stress)인 인장응력과 압축응력에 대해 Table 10.2에 보인 바와 같은 최종강도 관점에서 허용기준을 만족하여야 한다.

Table 10.2 Allowable strength criteria of whipping analysis

하중조건	요소	설계기준						
인장 응력	all structure	$f_t \leq F_{ym}$						
최종 압축응력	판	$f_c \leq C_u \cdot F_{um}$						
	판 +보강재	$f_c \leq C_u \cdot F_{um} \left(\frac{F_{cm}}{F_{ym}} \right)$						
기호 : f_t = tensile axial stress f_c = in-plane compressive stress in the plate F_{ym} = mean yield strength <table border="1" style="margin-left: 40px;"> <thead> <tr> <th>재질</th> <th>F_y</th> <th>F_{ym}</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>HTS (고장력강)</td> <td>355 MPa</td> <td>400 MPa</td> </tr> </tbody> </table> F_{cm} = 기동강도 F_{um} = 판의 최종강도 C_u = 1.0 for stiffened panels = 0.8 for un-stiffened panels(이중저 구조)			재질	F_y	F_{ym}	HTS (고장력강)	355 MPa	400 MPa
재질	F_y	F_{ym}						
HTS (고장력강)	355 MPa	400 MPa						

2) 휘핑에 의한 1차 응력(f_b, f_c) 분포는 과량하중에 의한 선체 거어더 굽힘응력 분포와 마찬가지로 Figure 10.9에 보인 바와 같이 외판 부재(outer hull envelope)의 경우는 중립축에서의 응력값을 단면 끝단(main deck과 bottom) 1차 응력(f_1)의 1/2, 내부 부재(internal structure)의 경우는 0이라 놓고 단면 끝단과 중립축 사이는 선형적으로 변화한다고 가정한다.

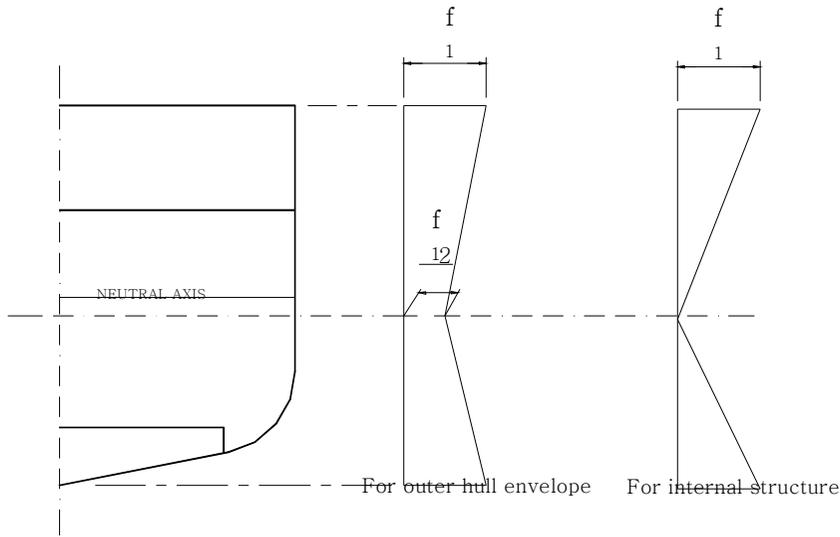


Figure 10.9 Primary stress distribution of whipping analysis

3) 상기의 1차 응력에 대한 허용강도와 분포를 이용하여 중 부재들의 단면 치수로부터 허용 굽힘모멘트를 대표적인 단면에 대해 계산하였다.

나. 계산 결과와 허용 굽힘모우멘트 비교

Figure 10.10 및 10.11은 폭약 중량이 270kg 일때와 10,000 lb 일때의 2가지 경우에 대하여 선체의 길이별로 휘핑응답 해석 결과에서 계산한 굽힘 모우멘트의 값과 허용 굽힘모우멘트 값의 분포를 비교한 그림이다.

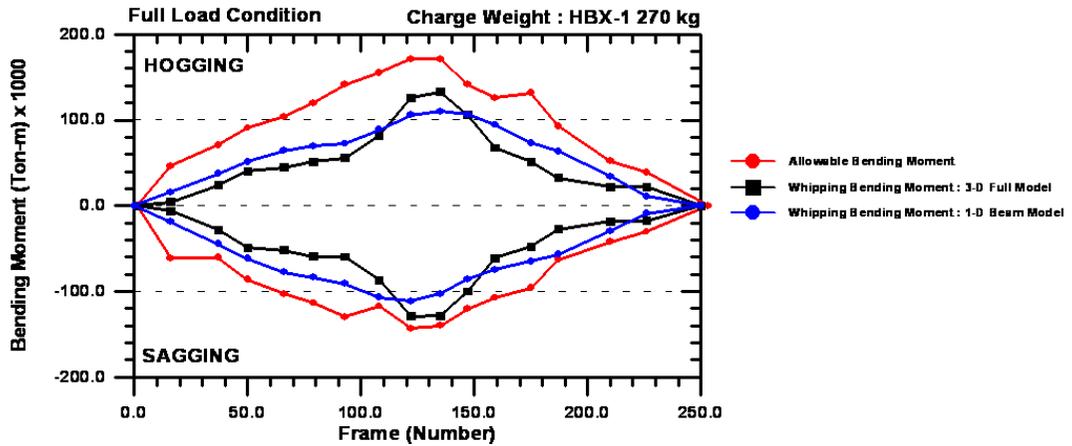


Figure 10.10 Allowable bending moment and whipping bending moment (explosion weight = 270 kg)

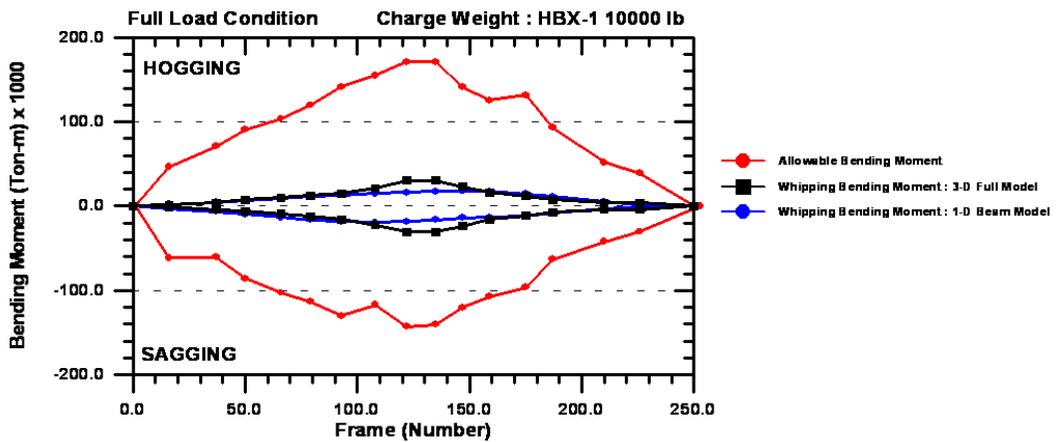


Figure 10.11 Allowable bending moment and whipping bending moment (explosion weight = 10,000 lb)

해석 결과에서 보면 폭약 중량이 270 kg 일때와 10,000 lb 일때 모두 선 체 길이별로 허용 굽힘 모우멘트 값보다 작다. 이로써 현재 수중 폭과 시나리오에서 대상함은 휘핑 종강도 측면에서 안전함을 알 수 있다. 또한 폭약 중량

이 270 kg 일때와 10,000 lb (=4,536 kg)일때의 굽힘 모우멘트값을 비교해 보면 폭약의 중량이 10,000 lb 일때의 최대 굽힘 모우멘트값은 약 20,000 ton-m 이고, 폭약 중량이 270 kg 일때는 최대 굽힘 모우멘트값이 약 120,000 ton-m 로써 폭약의 중량은 작지만 거리가 더 가까운 경우가 더 심한 조건임을 알 수 있다.

10.3 공기중 폭파 해석 및 설계 적용 예

본 절에서는 공기중 폭파 해석 및 설계를 Figure 10.1에서 보인 함정을 대상으로 수행한 예시에 대한 결과들을 논하였다. 본 해석 모델은 해석 결과의 현실성을 위하여 실제의 이지스급 중형 함정과 유사하게 모델링하였다. 모델 범위는 선체의 중앙부이며 선체는 판 및 보요소로 그리고 공기는 유체요소로 각각 모델링하였다.

Figure 10.12는 해석 대상함의 폭발 해석용 ALE 모델링의 모습을 보여 주고 있다.

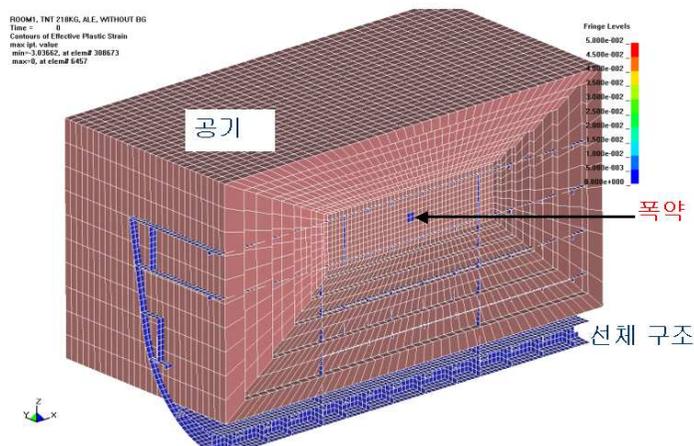
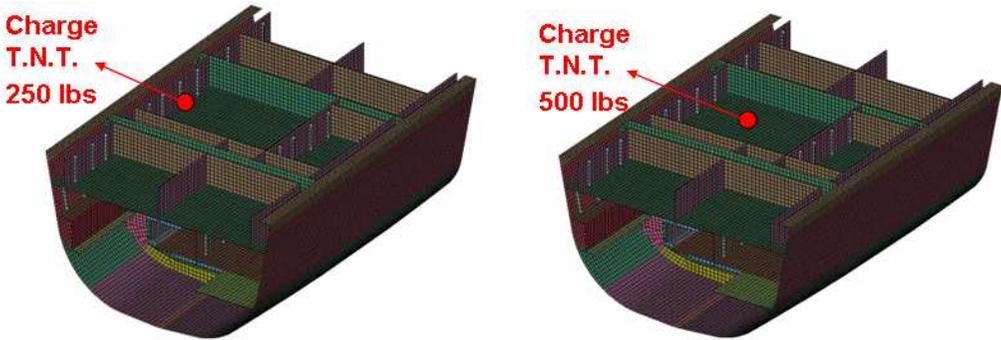


Figure 10.12 ALE Model for explosion analysis

10.3.1 해석 시나리오

폭파해석을 위하여 현실 가능한 시나리오를 설정하는 것은 설계 변수들을 결정하는데 매우 중요하다. 본 해석에서는 선체 내부 폭발에 대하여 2가지 시나리오를 설정하였으며, 폭발물의 크기는 등가 T.N.T 500 lbs로 가정하였다.

- 시나리오 1: 미사일 등이 수면 상부 선측 외판을 관통한 후 상 갑판 하부 좌현의 선실부에서 폭발
- 시나리오 2: 미사일 등이 수면 상부 선측 외판을 관통한 후 2번 갑판 하부 우현의 선실부에서 폭발



(a) 시나리오 1

(b) 시나리오 2

Figure 10.13 Configuration of analysis scenarios

10.3.2 해석 결과 비교

본 해석 시나리오에서는 미사일이 선측 외판을 관통하는 것으로 가정하였으나 이 때의 선측 외판의 손상은 국부 손상으로 예상되며 전체 붕괴 거동에 대한 영향은 크지 않은 것으로 생각된다. 따라서 해석 과정에서 관통에 대한 부분은 제외시켰으며 관통 후 선체 내부에서 폭발하는 과정만을 모사 하였다. Figure 10.14는 ALE를 이용하여 수치해석을 한 결과를 보여주고 있다.

ROOM1, TNT 218KG, ALE, V
Time = 19.997
Contours of Effective Plastic
max ipt. value
min=0, at elem# 6457
max=0.050001, at elem# 8

(a) T=20msec.

ROOM1, TNT 218KG, ALE, V
Time = 50.006
Contours of Effective Plastic
max ipt. value
min=0, at elem# 6457
max=0.050001, at elem# 8

(b) T= 50msec.

Figure 10.14 Effective plastic strain contour of the ship model
by ALE method

**ROOM1, TNT 218KG, ALE, **
Time = 19.494
Isosurfaces of History Vari
max ipt. value
min=0, at elem# 175062
max=1, at elem# 300689
Vector of Total-velocity
min=0, at node# 325112
max=952.831, at node# 35

(a) T=20msec.

**ROOM1, TNT 218KG, ALE, **
Time = 49.993
Isosurfaces of History Vari
max ipt. value
min=0, at elem# 175062
max=1, at elem# 300353
Vector of Total-velocity
min=0, at node# 331473
max=507.536, at node# 35

(b) T= 50msec.

Figure 10.15 Mass density contour and outflow velocity vector of the ship model by ALE method

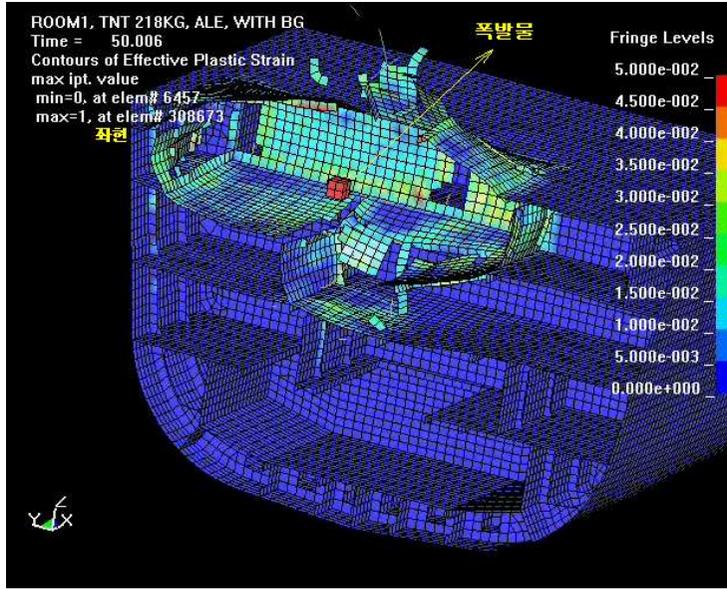


Figure 10.16 Effective plastic strain contour (scenario 1)

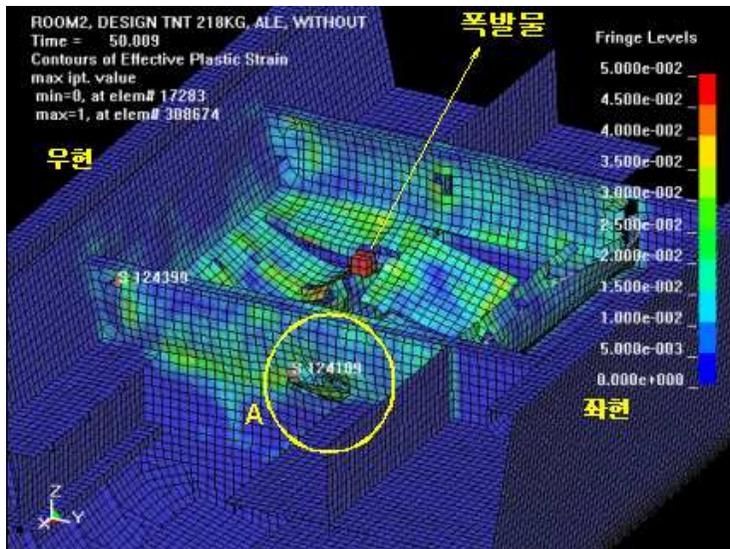


Figure 10.17 Effective plastic strain contour (scenario 2)

Figure 10.16은 시나리오 1에서의 해석 결과이며, 폭약이 위치한 좌현 부위의 상, 하부 갑판에서 먼저 붕괴가 일어나고 측면 선실 벽 등의 붕괴가 일어나지만, 외판은 약간의 손상을, 그리고 상자형 거어더는 아직 손상이 발생하고 있지 않다. 또한 Figure 10.17의 시나리오 2에서의 해석 결과를 보면 폭약이 위치한 상, 하부 갑판에서 먼저 붕괴가 일어나고 측면 선실 벽 등이 붕괴가 일어나지만, 외판은 약간의 손상을, 그리고 상자형 거어더 역시 손상이 발생하고 있지 않다. 결과에서 보듯 상자형 거어더의 설치는 앞의 제4장에서 살펴 본 바와 같이 폭발 후 잔류강도를 증가시키는 효과가 있음을 알 수 있으며 따라서 상자형 거어더의 설치가 생존성을 향상시키는 좋은 방법임을 알 수 있다.

이와 같이 적절한 시나리오를 통해서 ALE 기법을 이용한 수치 해석은 현실성 있는 결과를 도출할 수 있으며 이 결과를 토대로 선박 설계에 적용할 수 있다. 즉 폭약이 좌현 위치에서 폭발했을 때 적어도 우현 부분은 손상이 일어나지 않도록 설계를 하면 될 것이다. 본 연구에서는 이러한 결과를 토대로 상자형 거어더가 설치되는 함정의 중앙 단면도를 설계하여 보았고(Figure 10.18 참조) 이러한 예시는 실제 함정 설계에 적용이 가능하다.

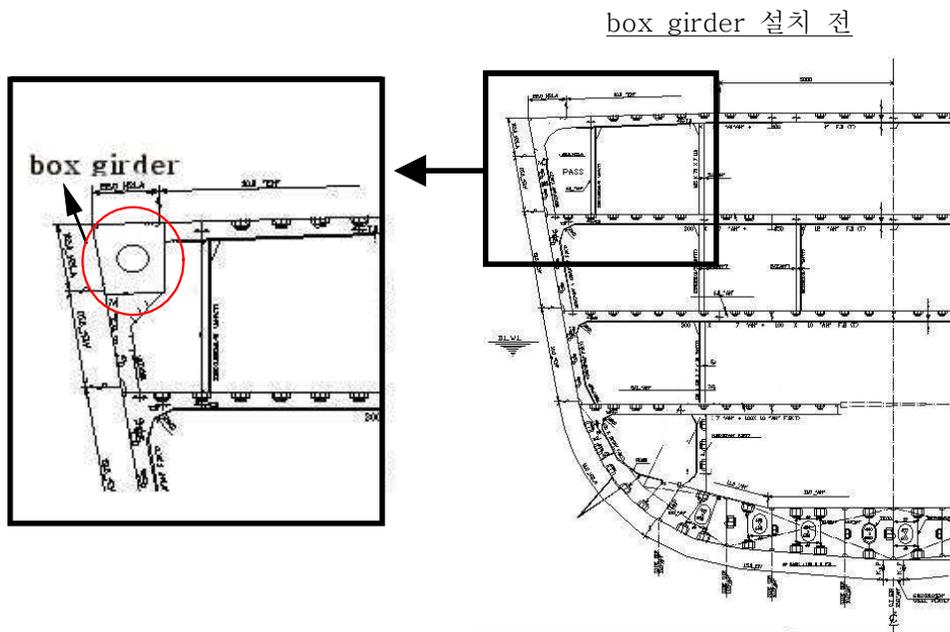


Figure 10.18 Configuration of box girder design

폭발 강화 격벽(BHB) 설계

폭발 수치해석을 통해서 폭발 강화 격벽의 유효성을 알아보고 함정에 적용되는 폭발 강화 격벽의 구조 설계를 수행하여 보았다.

Figure 10.19는 해석용 격벽 모델의 모습이며, 초기 폭발 강화 격벽이 설치되기 전 격벽 전체의 판 두께는 12mm이고, 폭발 강화 격벽이 설치된 이후의 보강 부위(Figure 10.19에서 빨강색 부위는 12mm, 파란색 부위는 15mm임)는 15mm로 하여 그 결과를 비교하여 보았다.

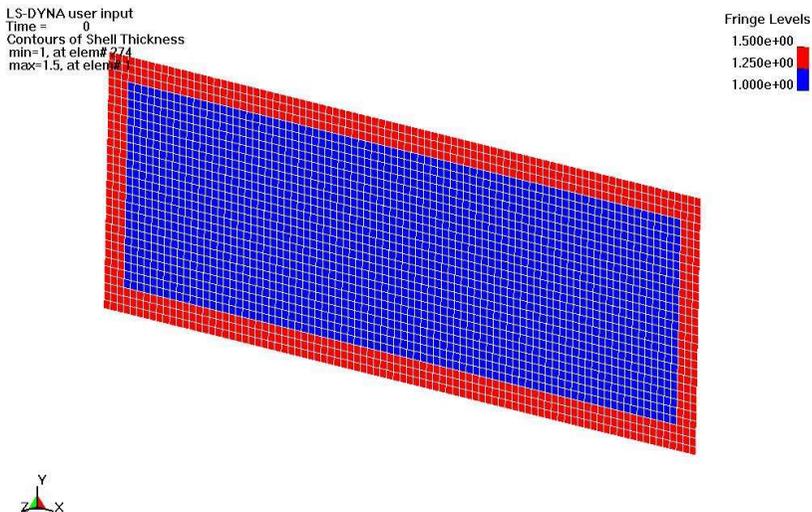
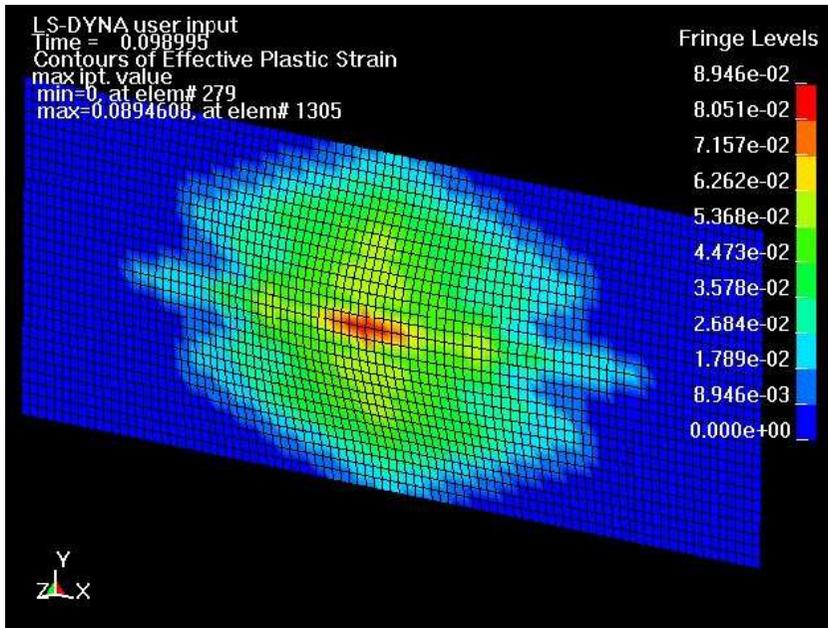
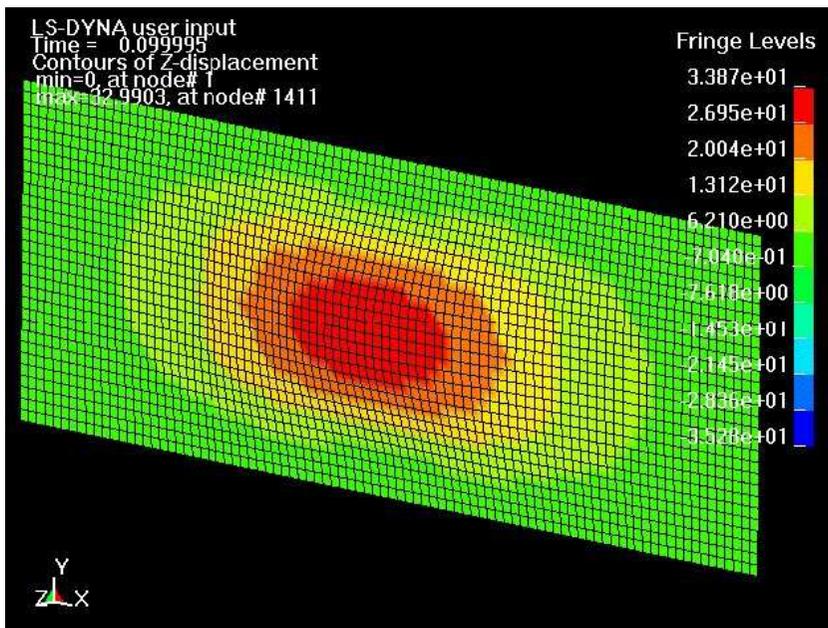


Figure 10.19 Explosion analysis model for blast hardened bulkhead

Figure 10.20은 폭발 강화 격벽이 설치 되기전 모델의 변위값 및 등가 소성 변형률의 모습이고 Figure 10.21은 폭발 강화 격벽이 설치 된 이후 모델의 변위값 및 등가 소성 변형률의 모습이다. 그림에서 보면 폭발 강화 격벽이 적용되지 않는 모델에서의 최대 소성 변형률값 은 0.08946, 최대 변형값은 33.87mm이고, 이에 대하여 폭발 강화 격벽이 적용된 모델에서의 최대 소성 변형률값 은 0.06585, 최대 변형값은 28.89mm로써 모두 작은 값을 보여주고 있다. 이는 폭발 강화 격벽의 효과가 있음을 알 수 있다.

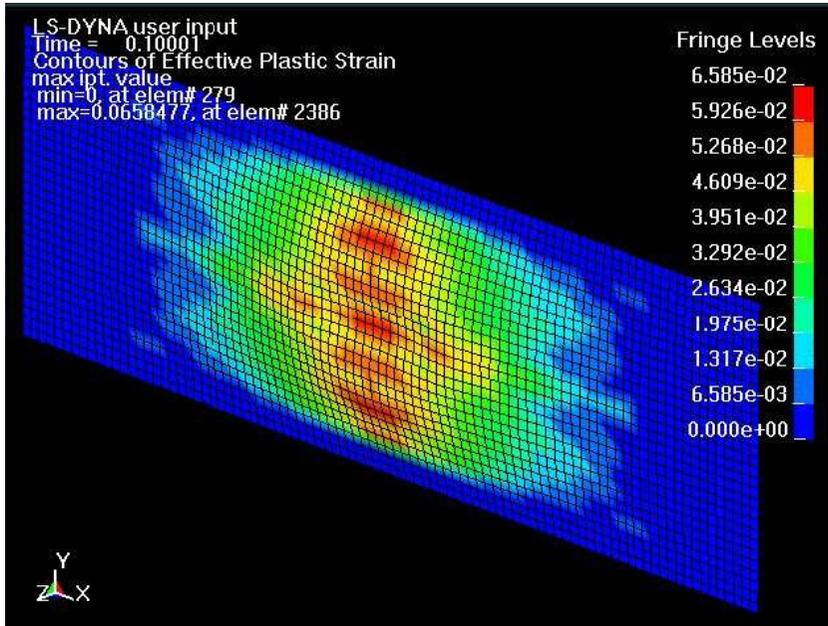


(a) effective plastic strain

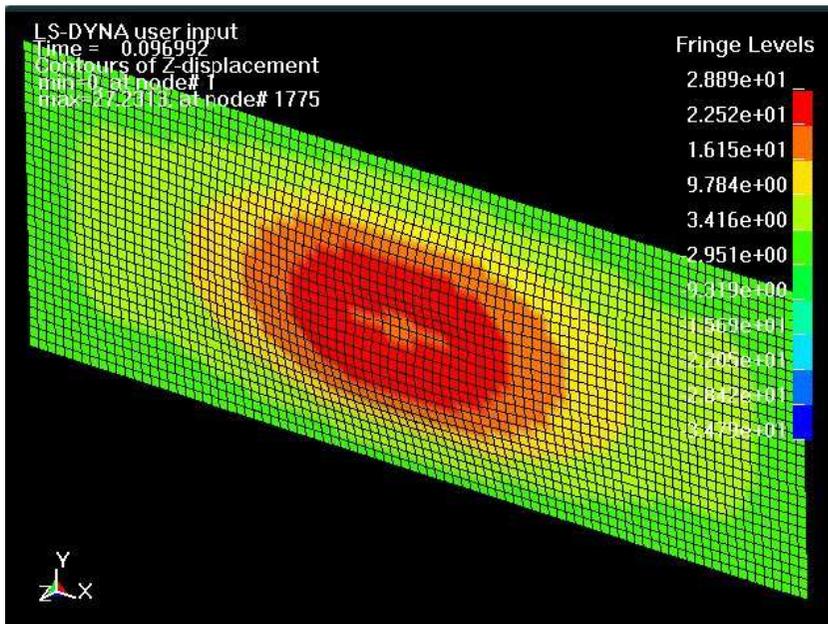


(b) z-displacement

Figure 10.20 Explosion analysis results of non-BHB model

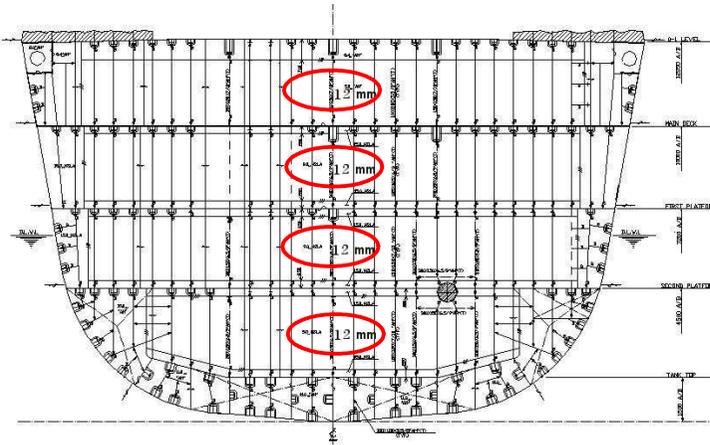


(a) effective plastic strain

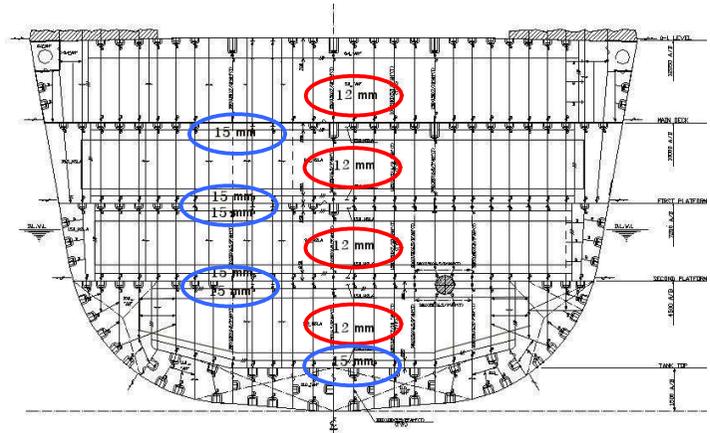


(b) z-displacement

Figure 10.21 Explosion analysis results of BHB model



(a) 폭발 강화 격벽 설치 전



(b) 폭발 강화 격벽 설치 후

Figure 10.22 Configuration of blast hardened bulkhead design

Figure 10.19의 폭발 강화 격벽의 모델로 폭발 해석을 통하여 얻은 결과를 중심으로 Figure 10.22(b)와 같이 폭발 강화 격벽을 설계하여 보았다. 폭발압에 견디는 격벽의 두께 증가는 격벽 전체의 두께를 증가시키지 않고 Figure 10.22(b)와 같이 갑판과 연결되는 부위에서만 두께를 증가시킴으로써 폭발 시 격벽이 막 인장 거동(tension membrane behavior)을 할 수 있게 하는 설계 개념이며, 상자형 거어더의 설계 예시와 마찬가지로 이러한 예시는 실제 함정 설계에 적용이 가능할 것이다.

10.3.3 예제를 통한 생존시간 계산

ALE 기법을 이용한 폭파 수치 해석을 Figure 10.13의 모델로 2가지의 시나리오에 대하여 수행하였고, 본 모델에 대하여 손상 후 생존시간을 계산하였다.

- 손상 전 설계 표준 파고 (H)

$$H = 0.607 \sqrt{L} = 6.65 \text{ m}$$

표준 파고는 정수압과 파랑이 포함된 전체 중앙부 굽힘 모멘트가 허용 응력에 도달하는 값이며, 손상 후 정수 중 굽힘모멘트가 변하고 중앙 단면 계수가 감소할 것이다. 이 때 정적 균형을 이루는 파고 값 또한 감소할 것이며 이의 값은 손상 후 감소된 단면 계수값 만큼 비례하는 것으로 가정하여 구한다.

Figure 10.23과 Table 10.3은 시나리오 1 및 2에서 손상 전과 손상 후의 단면의 모습, 단면 계수값 및 파고 값들을 보여 주고 있다.

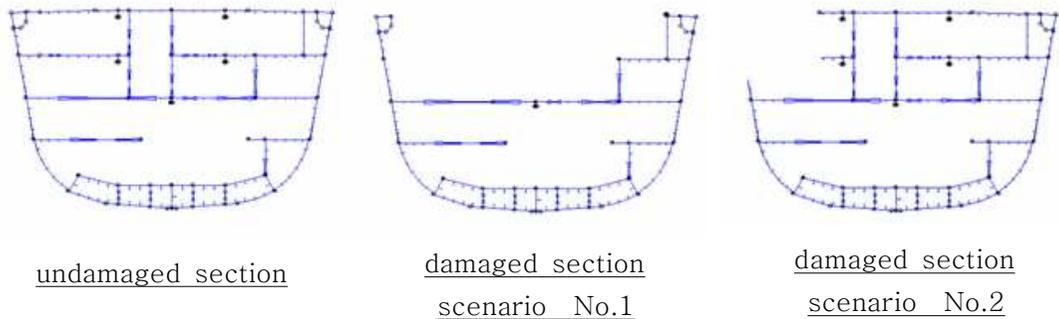


Figure 10.23 Section of undamaged and damaged models

Table 10.3 Section modulus and wave height

Section	Undamaged Section	Damaged Section	
		Scenario 1	Scenario 2
Section Modulus at Deck	5.9 m ³	3.48 m ³	4.26 m ³
Section Modulus at Keel	5.37 m ³	4.68 m ³	5.02 m ³
Wave Height	6.65 m (Design Wave)	4.31 m (Lethal Wave)	5.27 m (Lethal Wave)

한편 피격 된 함정은 표준 해상상태 4에서 손상을 받았다고 가정하면, 이 때의 유의 파고 및 주기는 다음과 같다.

$$H_{sig} = 1.88 \text{ m}, \quad T_v = 8.8 \text{ sec}$$

이 값들을 식(25)에 대입하면 다음과 같다.

$$R_{lethal} = 4390 \exp - [2 \left(\frac{H_{lethal}}{H_{sig}} \right)^2] / T_v^{0.96}$$

$$R_{lethal} = 4390 \exp - [2 \left(\frac{4.31}{1.88} \right)^2] / 8.8^{0.96}$$

$$R_{lethal} = 0.0148 \text{ per hour}$$

이 값에서 피격 후 생존시간 $E(S)$ 는 식(27)에 의하여 계산된다.

$$E(S) = \frac{1}{R_{lethal}} \doteq 67.57 \text{ hour}$$

또한 일반적으로 피격된 함정을 구조하는데 소요되는 시간을 24 시간으로 가정하고 이 값을 식(28)에 대입하면, 즉 24 시간 이내에 구조 붕괴 파를 만나지 않을 확률 ($P(0)$)은 다음과 같다.

$$P_0 = \exp - [R_{lethal} X]$$

$$P_0 = \exp - [0.0148 \times 24] = 0.701$$

이와 같이 계산된 확률은 함정이 손상된 후 24 시간 내에 안전하게 구조 될 확률이 70.1%라는 의미이다. 위와 같은 계산과정으로 손상 후 생존시간을 여러 해상 상태에 대하여도 구할 수 있다. Table 10.4 및 Figure 10.24는 여러 해상상태에서 계산한 생존시간을 보여 주고 있다.

Table 10.4 Survival time calculation values of various sea state

sea-state number	significant wave height (H_{sig}) [m]	visual period (T_v) [sec.]	expected survival time [hours]	probability of surviving for 24 hours
2	0.3	6.4	∞/∞^*	1.0/1.0
3	0.88	7.5	∞/∞	1.0/1.0
4	1.88	8.8	67.87/12,288	0.701/0.998
5	3.25	9.7	0.068/0.39	0.0/0.0

* scenario 1 / scenario 2

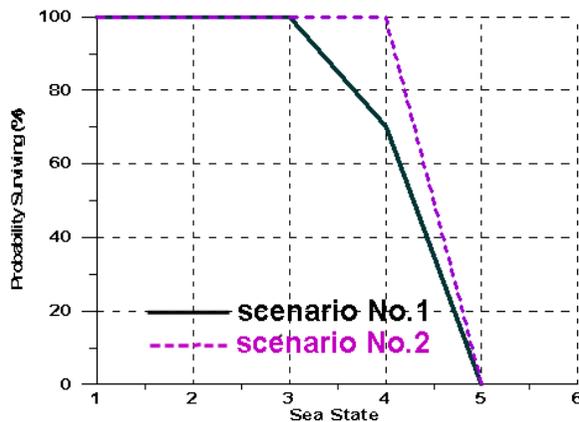


Figure 10.24 Probability surviving under various sea state

위의 결과들을 살펴보면 본 예제에 적용한 시나리오 상에서 함정은 폭발 후 해상 상태 3에서 24시간 이내에서 구조될 확률이 100%이며 해상상태 3 이상에서는 폭발 후 함정의 안정 상태를 100% 보장할 수 없음을 알 수 있다.

10.4 피탄 보호구 설계 적용 예

본 절에서는 함정의 피탄 보호구 설계의 한 예시를 본 연구 대상 임의의 함정에 대하여 상부 구조물 중 일부인 조사기 장비실(director equipment room)에 대하여 계산하여 보았다. 본 예제는 가상의 함정에 대하여 계산하였으나 실제 함정 설계에서도 적용할 수 있을 것이다.

Figure 10.25는 피탄 보호구 설계가 적용되는 조사기 장비실의 모습을 보여주고 있다.

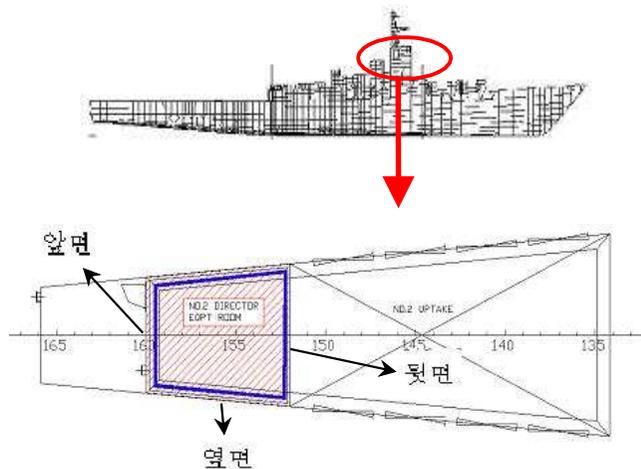


Figure 10.25 Example model of fragment protection design

조사기실 피탄 보호구 계산

본 대상함은 Table 9.4에 있는 영국선급 함정규정의 파편 위협 중에서 보호수준 2에 해당되는 것으로 가정하면 요구되는 판 두께는 연강 24mm 가 된다. 이 요구되는 판 두께를 만족하는 보호구의 판의 두께를 언급한 여러 방탄 계수들을 고려하여 아래와 같이 계산한다.

■ 뒷면/옆면/윗면 wall of NO.2 Director Equipment RM

- Requirement Thickness = 24 mm(Mild Steel)
- Material Scale Factor(MSF) = 0.95 (HTS), 0.75(HSLA100)
- Multiple Plate Penetration Factor(MPPF) = 1.00
- Obliquity Angle Factor(OAF) = 1.00
- Equipment Tolerance to Fragment Impact Damage(ET) = 1mm
- Required After/Side/Top wall Thickness = **24 mm(Mild Steel)**
- Actual After wall Thickness
= 9.0(HSLA100)/0.75(MSF) + 24.0(S-2 Glass)/2.18(MSF) + 1mm(ET) = **24.0 mm(Mild Steel)**

■ 앞면 wall of NO.2 Director Equipment RM

- Requirement Thickness = 24 mm(MS)
- Material Scale Factor(MSF) = 0.95 (HTS), 0.75(HSLA100)
- Multiple Plate Penetration Factor(MPPF) = 0.9(2EA)
- Ist Penetrated Plate Thickness = 6.0(HTS)
- Obliquity Angle Factor(OAF) = 0.87($\theta = 30^\circ$)
- Equipment Tolerance to Fragment Impact Damage(ET) = 1mm
- Required Front wall Thickness
= 24 mm(MS)*0.9(MPPF)*0.87(OAF)
- 6.0(1st Penetrated Plate)/0.95(MSF) = **12.5mm(Mild Steel)**
- Actual After wall Thickness
= 9.0(HSLA100)/0.75(MSF) + 1mm(ET) = **13.0mm(Mild Steel)**

< 최종 계산된 보호구 판 두께 >

경계면	요구 판두께 (연강기준)	실제 판 두께			비 고
		HSLA100	S-2 GLASS	등가의 연강 판 두께	
뒷 면	24.0 mm	9.0 mm	24.0 mm	24.0 mm	
옆 면	24.0 mm	9.0 mm	24.0 mm	24.0 mm	
윗 면	24.0 mm	9.0 mm	24.0 mm	24.0 mm	
앞 면	12.5 mm	9.0 mm	-	13.0 mm	

피탄 보호구 설계는 9.6절에서 살펴 본 바와 같이 수치해석 방법으로 계산 값의 정확도를 높힐 수 있을 것이며, 또한 수치해석의 정확성을 높이려면 최종 적으로 피탄 실험이 수행되어야 할 것이다. 그러나 초기 설계 단계에서는 본 연구에서와 같이 간편한 설계식으로 피탄 보호구의 설계를 수행한 설계 방법이 합리적인 방법이 될 수 있을 것이다.

제 11 장 결 론

현대의 전투 환경은 매우 복잡하고 입체적이며 탐지기술이 고도로 발전되어 적의 위협무기를 완전히 회피하거나 차단하는 것은 거의 불가능한 상태이다. 따라서 함정은 적의 위협무기에 노출되어 공격을 받을 가능성이 항상 있다고 간주하여야 하며 이에 대한 적절한 대책이 필요하다. 따라서 함정은 적의 공격에 대하여 적절한 방어 능력을 반드시 갖추어야 하며 특히 수상 전투 함정은 선천적인 은밀성을 가진 잠수함에 비하여 상대적으로 노출되기 쉽고 공격을 받을 수 있는 위협 무기가 매우 다양하기 때문에 취약성의 감소대책이 보다 강조되고 있다. 이에 따라 현대의 함정은 생존성이 고려되는 설계가 이루어지는 것이 필연적이다. 본 연구는 이러한 생존성을 고려한 설계의 기본 개념, 방법 및 절차와 설계에 필요한 해석 방법 등에 대하여 연구하였다. 본 논문의 주요 연구 결과에 대하여 요약하면 다음과 같다.

생존성 향상을 위한 취약성 감소 대책으로 함정은 함 미사일이나 어뢰 등의 위협 무기에 의해 단발 명중 시에도 함이 생존해야하며, 이들의 위협 수준이나 피격 시나리오는 함 임무 및 대상 위협수준을 기준으로 설정된 위협에 대한 영향을 검토해야한다. 구조적인 보강 대책으로는 이중 선체(double hull)구조 적용, 박스 거어더(box girder)의 적용, 이중 횡 격벽(double transverse bulkhead) 구조 적용, 폭발 강화 격벽(BHB ; Blast Hardened Bulkhead)의 적용 및 피탄 보호구 설계의 적용 등이 있다.

수중폭발에 의한 가스구체의 맥동주기가 선체 거어더의 고유진동수에 가까워지면 선체 거어더의 대진폭 굽힘운동인 휘핑(whipping)을 유발한다. 이러한 휘핑은 선체 거어더와 맥동주기와 공진 현상으로 쉽게 종강도를 상실하여 선체 거어더 전체를 붕괴시킬 수 있다. 따라서 함정의 생존성 측면에서 이와 같은 수중폭파에 의한 선체 거어더 휘핑응답(whipping response) 해석을 통하여 함정의 종강도 안전성을 평가하는 것은 필수적인 사항이다. 따라서 이와 같은 수중폭파에 의한 선체 거어더 휘핑응답 해석을 통하여 함정의 종강도 안전성을 평가하고 각각의 구조 부재는 강도평가 기준에 따라 수중폭파 해석 결과

의 1차 응력(primary stress)에 대한 적절한 최종강도(ultimate strength)를 가지도록 설계를 수행하여야 한다. 가스구체 충격하중에 의한 선체 거어더 휘핑 운동방정식은 행렬 형태로 주어지며 선체 거어더 휘핑 운동 방정식은 모드 중첩법과 시간적분법을 이용하여 계산한다.

미사일 등의 적의 공격에 의한 공기중 폭발에 대하여 함정의 생존성을 고려한 설계 방법으로 박스 거어더와 폭발 강화 격벽의 설치가 가장 유효하며 이러한 설계는 공기중 폭발해석을 통하여 설계의 유효성을 확인할 수 있다. 공기중 폭발 해석의 기법으로 가장 많이 쓰이는 ALE 기법은 구조-유체 연성 문제의 대표적인 해석기법이며, 폭발 해석을 수행하려면 폭발물 및 공기는 유체 요소(Eulerian element)로 구조물은 구조 요소(Lagrangian element)로 모델링하여 적용할 수 있다. 해석의 결과로 본 논문에서 제시한 생존시간 계산 방법은 함정 설계의 유효성에 대한 정량적인 판단을 할 수 있다.

적의 병기에 의한 총탄 및 외부 폭발에 의한 파편 등에 의하여 주요부의 장비나 인명을 보호하기 위하여 피탄 보호구의 설계가 반드시 필요하다. 피탄 보호구의 설계는 피탄 해석 프로그램이나 실험식 등을 이용하여 설계에 적용할 수 있다. 피탄 보호구 설계는 간편한 계산식으로 1차 설계를 하고 2차적으로 수치해석 방법으로 계산값의 정확도를 높힐 수 있다. 궁극적으로 해석의 오차를 감안하면 실험을 통한 검증이 가장 정확한 방법일 것이나 이 또한 현실적으로 어려움이 많으며 따라서 본 논문에서 수행한 설계방법이 타당한 방법이 될 수 있을 것이다. 특히 과거의 기본 지침이 없는 피탄 보호 설계에 대하여 본 연구는 합리적인 피탄 보호구 설계가 가능하게 할 것이다.

현대의 다양한 무기의 전투 환경에서 작전 임무를 다하기 위한 함정의 생존성 설계는 이제 함정에서는 필수적인 사항이나 아직 국내의 함정에서는 적용한 예가 없으며 따라서 본 논문은 이러한 생존성 설계 및 해석기법으로 함정에 적용할 수 있는 기본 지침이 될 수 있을 것이다.

참고문헌

1. Said, M. O., "Theory and Practice of Total Ship Survivability for Ship Design" , Naval Engineers Journal, pp.191-203, 1995.
2. Greenhorn, J., "The Assesment of Surface Ship Vulnerability to Underwater Attack", Trans. RINA, vol. 131, pp.233-244, 1988.
3. Martin, A., "The Place Survivability in the Design of Future Surface Warship", WARSHIP'98, June 1988.
4. Haverdings, W., "General Description of the Missile Systems Damage Assesment Code(MISDAC)", TNO-report PML 1994-A33, Sep. 1994.
5. Aoki, E., "A Short History of Warship's Protection" , Ship of the World(Japan), pp.55-64, 1976.
6. Sims, P., "Trends in Surface Warship Design 1861-1983" , Naval Engineers Journal, pp.33-49, 1983.
7. Pusey, H., C., "Reflections on Trends in Dynamics - the Navy's Perspective, Shock and Vibration Bulletin" , vol. 54, pp.59-64, 1984.
8. Sielski, R., A., "The history of Aluminium as a Deckhouse Material" , Naval Engineers Journal, pp.165-172, 1987.
9. Lloyd's Register, "Provision Rules for the Classifications of Naval Ships" , 1999.
10. MIL-S-901D, U. S. Navy, "Shock Tests, High-Impact Shipboard Machinery, Equipment, and Systems" , 1989.
11. BV 043, Germany, "Building Specifications for Ships of the Federal Armed Forces - shock Resistance Experimental and Mathematical

- Proof” , 1985.
12. MIL-S-901D, U.S.Navy, “Shock Tests, High-Impact Shipboard Machinery, Equipment, and Systems” , 1989.
 13. BV 043, Germany, “Building Specifications for Ships of the Federal Armed Forces - shock Resistance Experimental and Mathematical Proof” , 1985.
 14. Joint Departments of the Army, the Navy and the Air For, "Structures To Resist The Effects Of Accidental Explosions", TM5-1300 NAVFAC P-397 AFR 88-22, Nov. 1990.
 15. LS-DYNA, "User's Manual", Livermore Software Technology Co., 2001.
 16. Ronken, R. and Bakenhus, J., "F124-Modern Combat System Design", WARSHIP'98, June 1998.
 17. Ewing, D. L., et al., "A Surface Combat for the 21st Century ; DDG51 Flight IIA", Naval Engineers Journal, pp.217-232, May 1995.
 18. Morand, J. Y. and Fabienne, P. M., "Frigate La Fayette ; The French Revolution in Ship Design", ASNE Symposium 1995, 21st Century Combatant Technology, pp.217-239, Feb. 1995.
 19. 김경수, 정정훈, 정배훈, 최중효, “수중 폭발 하중을 받는 수중 구조물의 유체-구조 상호 작용 해석,” 대한조선학회 춘계 논문 발표집, pp. 390-394, 1998. 11.
 20. 김경수, 안진우, 최중효, “수중 폭발 하중을 받는 보강된 실린더형 구조물의 응력과 전파 해석,” 대한조선학회 춘계 논문 발표집, pp. 367-370, 1999. 4.
 21. 김병현, 정정훈, 문석준, “실선 충격 시험 방법에 대한 고찰,” 대한조선

- 학회 추계 논문 발표집, pp. 541-545, 1997. 11.
22. 박병욱, 조운식, “수중 폭발 가스 구체에 의한 선체 거동의 Trade-off Study,” 대한조선학회 춘계 논문 발표집, pp. 453-456, 1997. 4.
 23. 박병욱, 안진우, 조운식, “구조 모델의 수중 충격 실험,” 대한조선학회 추계 논문 발표집, pp. 440-443, 1997b. 11.
 24. 박병욱, 안진우, 조운식, “수중 폭발에 의한 벌크 캐비테이션이 구조 응답에 미치는 영향 연구,” 대한조선학회 추계 논문 발표집, pp. 587-590, 1999. 11.
 25. 박일권, 안호일, “함정의 수중 폭발 충격 시험 절차에 대하여,” 선박해양구조연구회 논문집, 제14권, 제2호, pp. 233-244, 2000. 8.
 26. Geers, T.L., “Doubly Asymptotic Approximations for Transient motions of Submerged Structures,” J. of the Acoustical Society of America, Vol.64, No.5, 1978.
 27. Geers, T. L., Shin, Y. S. and Regoord, R., Lecture Note : A Short Course on Marine Structure Response to Underwater Explosions, Center for Mechanical Engineering TNO, Netheland, 1994. 6.
 28. Keil, A. H., "The Response of Ships to Underwater Explosions," Transactions of the SNAME, Vol. 69, 1961
 29. Arons, A. B., Tennie, D. R. and Cotter Jr., T. P., "Long Range Shock Propagation in Underwater Explosion Phenomena II," Compendium on Underwater Explosion Research, Vol. 1, Office of Naval Research, 1950.
 30. 오동현, 정정훈, 조대승, 김병현, “Bulk Cavitation을 고려한 선체 거동의 초기 충격 응답 해석,” 대한조선학회 추계 논문 발표집, pp. 582-586, 1999. 11.

31. 정정훈, 허영철, 김병현, "LS-DYNA/USA를 이용한 부유 구조물의 수중 폭발 충격 응답 해석," 대한조선학회 춘계 논문 발표집, pp. 341-344, 2000. 11.
32. 한국선급, "선박 진동·소음 제어 지침", 1998
33. 박병욱 등. "LPX 수중폭발 휘핑해석," 국방과학연구소 연구보고서, 2001. 11.
34. NAVSEA 0908-LP-000-0010(Partially Classified), "Test Plan for Routine Shock Testing of Ships," 1975. 1
35. STANAG 4137, "Standard Underwater Explosion Test for Operational Surface Ships and Craft(Confidential)" , 1976.
36. McNeal Shwendler, "MSC/DYTRAN User Manual", ver.2.1, USA, 1993.
37. J.Y.Kim, K.J.Lee, & J.M.Kang, "Evaluation of Sloshing Load and Structural response", Hyundai Heavy Industry, Feb. 1994.
38. 이상갑, 권정일, 정정훈, "Effect of Fluid Mesh Modeling on Surface Ship Shock Response under Underwater Explosion," 대한조선학회 춘계 논문 발표집, 2001. 4
39. 정기태, 김경수, 김영복, "수중 충격 하중을 받는 선체구조의 충격 및 파손 해석" , 대한조선학회 논문집, 32권 1호, 1995
40. 정정훈, 허영철, 김병현, "수중폭발 휘핑 응답해석을 통한 선체 거어더 종강도 평가" , 대한조선학회, 1997년 춘계 학술대회 논문집, 1997. 4
41. 김재현, 신형철, 이경덕, 변정우, 박명규, "함정 설계의 생존성 향상 방안에 대한 연구(I) - Box girder를 고려한 설계 방법" , 대한조선학회 춘계 논문 발표집, 2002

42. 김재현, 박명규, "함정 설계의 생존성 향상 방안에 대한 연구(I) - Box girder를 고려한 설계 방법", 한국항만학회지, 제27권, 2호, pp199-207, 2003
43. 김재현, 신형철, 이경덕, 변정우, 박명규, "함정 설계의 생존성 향상 방안에 대한 연구(II) - ALE 기법을 이용한 손상 평가 방법", 대한조선학회 춘계 논문발표집, 2003
44. Kim J.H., Shin H.C., Lee K.D., Byun J.W., Park M.K., "Air Explosion Analysis of Naval Ship Considering Survivability", 74th Shock & Vibration Symposium, SAVIAC, 2003
45. 김재현, 박명규, "수중 폭발 충격 하중을 받는 잠수함 액화산소탱크의 구조-유체 상호 작용 기법에 관한 연구", 한국해양공학회지, 제27권, 2호, pp199-207, 2003
46. Kim, Jae-Hyun, Shin, Hyung-Cheol and Park, Myung-Ku, "Application of Arbitrary Lagrangian-Eulerian Technique for Air Explosion Structural Analysis for Naval Ships Using LS-DYNA", SOTEC, vol.9, No.1, pp.37-45, Mar. 2005.
47. 신형철, 김규성, 김재현, 전재황, "수중 폭발 충격을 받는 잠수함 액화 산소 탱크의 구조-유체 연성 해석", 대한기계학회 2004년도 추계학술대회 논문집, pp.419-424, 2004년 11월.
48. Carleone, J., "Tactical Missile Warheads, Progress in Astronautics and Aeronautics", vol.155, AIAA, 1993.
49. Van Wylen, G.J. and Sonntag, R.E., "Fundamentals of Classical Thermodynamics", John Wiley & Sons, 1985
50. Lee Sang-Gab, Park Jung-Kyu and Kweon Jung-Il, "Shock Response Analysis under Underwater Explosion considering Cavitation", Proc. SNAK, pp.305-309, 2000.
51. Scavuzzo R. J. and Pusey H. C., "Naval Shock Analysis and Design", SAVIAC, 2000.

52. Deruntz, J.A., Geers, T.L. and Felippa, C.A., "The UnderWater Shock Analysis(USA ver. 3.0) Code, A Reference Manual" , Lockheed Missiles & Space Co., Inc., report No. DNA(Defence Nuclear agency) 5615F, 1980.
53. Yamaguchi A., "SPLASH Program for Three Dimensional Fluid Dynamics with Free Surface Boundaries", J of Computational Mechanics, vol 18, pp12–23, 1996.
54. ACE(Advanced Concept Evaluation system), developed by Pat Buckley at Physics, Mathematics and Computers, Inc. (PMC), Socorro, New Mexico.
55. Penetration Equations Handbook for Kinetic–Energy Penetrators, JTCG/ME publication 61 JTCG/ME–77–16, October 19.
56. Andrew C. Victor, " The resistance of various metallic materials to perforation by steel fragments.", Ballistic Analysis Laboratory, Johns–Hopkins University, Baltimore, MD, BAL, April 1963.
57. MIL–STD–2105B, Hazard Assessment Test for Non–Nuclear Munitions, Department of Defense, USA, 1991.
58. MIL–P–45693A, "Projectile, Calibers .22, .30, .50 and 20mm Fragment Simulating", 12th Oct. 1964.
59. Lloyd's Register, "Rules and Regulations for the classification of Naval Ships", Jan. 2002.
60. Nato Standardization Agreement for Ballistic Body Level, NATO–STANAG–4569, 2002
61. S.J. Bless, et al., "Ballistic Penetration of S–2 Glass Laminates" , Owens Corning

62. Vulnerability Analyses of the Command and Control Vehicle (C2V): A Supporting Penetration Equation for Aluminum-Kevlar Composites, B.L. Bodt and R.L. Grote, ARL-TR-583, October 1994
63. S-2 Glass Armor Case History, Landing Helicopter Deck (LHD) Deckhouse Armor Applications. Owens Corning
64. Osborn, James R., Evaluation of Composite Armor for Coast Guard Vessels Report No. CG-D-05-89, E.I. DuPont de Nemours & Co.
65. Hicks, A.N., "Explosion Induced Hull Whipping," Advances in Marine Structures, Elsevier Science Publishers, 1986

Abstract

The naval ship has to ensure the safety from the enemy attack and damages so that it must be able to accomplish a given task. Like this ability of the naval ship is expressed in ability of the security for the survivability, and the survivability especially can be expressed the relationship of susceptibility, vulnerability and recoverability. Surface naval ship is easily noticeable by the enemy and moreover there are many attack weapons to surface naval ship. Therefore, it is important for modern naval ships, especially combat naval ships, to establish countermeasure of vulnerability for survivability. In this study, The author reviewed the developing procedure for the technique of the naval ships structures considering survivability and described the basic design concept, analysis method and so on.

It is known that the countermeasure of vulnerability is to establish the double hull structure, box girder, blast hardened bulkhead, protection wall against fragments and so on, and it must be decided within possible design conditions. Among these methods, it is known that the installation of box girder and blast hardened bulkhead is the one of the most economical and efficient method. In order to design naval ship considering survivability, it is demanded that designers should establish the reasonable attack scenarios, which generally are divided into external and internal explosions to the ship. Explosion may induce local damage as well as global collapse to the ship. Therefore possible damaged should be realistically estimated in the design stage.

The general underwater explosion problem begins with an explosive charge of a certain size and material located at a depth below the free surface of the water surrounding it. The water is assumed to behave as a

compressible fluid that is incapable of supporting significant tension. The ship is on the free surface of the water, and depending on the location of the explosive relative to the ship, The important result of the explosion are the ship's early and late time response, however it is important to first understand the phenomena of a generic underwater explosion. In this thesis, the author studied the method of the naval ship design and analysis against underwater explosion.

The numerical simulation of collision and explosion etc. have achieved collision analysis and complex analysis of structure–fluid interaction problem was begun to achieve in code of LS–DYNA, MSC/DYTRAN etc.. that is explicit hydrocode. There is ALE (Arbitrary Lagrangian–Eulerian) technique by representative analysis technique of structure–fluid interaction problem, and it can be applied that explosive and air can be modeled with fluid element and hull structures can be modeled with structure element. In this thesis, the author used ALE technique to simulate explosion analysis and investigated survival capability of damaged naval ships.

Fragment protection concepts are discussed covering materials, concepts and objectives. The purpose of fragment protection material is to stop or slow down a threat projectile such that any resulting system deactivation is acceptable. Typical ship hull and deckhouse external plating is insufficient to stop most threat projectiles, thus requiring additional armor. In this thesis, the author recommend that once threat weapon characteristics are defined, an iterative analysis approach as outlined be conducted until a satisfactory design is achieved.

발표 논문

1. 김재현, 신형철, 이경덕, 변정우, 박명규, "함정 설계의 생존성 향상 방안에 대한 연구(I) - Box girder를 고려한 설계 방법", 대한조선학회 추계 논문 발표집, 2002
2. 김재현, 신형철, 김규성, "공기중 폭발에 의한 선박의 손상 평가 방법 연구", 2002 LS-DYNA User Conference 발표집, 2002
3. 김재현, 신형철, 이경덕, 변정우, 박명규, "함정 설계의 생존성 향상 방안에 대한 연구(II) - ALE 기법을 이용한 손상 평가 방법", 대한조선학회 춘계 논문 발표집, 2003
4. 김재현, 박명규, "함정 설계의 생존성 향상 방안에 대한 연구(I) - Box girder를 고려한 설계 방법", 한국항만학회지, 제27권, 2호, pp199-207, 2003
5. 김재현, 신형철, 이경덕, 변정우, 박명규, "함정 설계의 생존성 향상 방안에 대한 연구(II) - ALE 기법을 이용한 손상 평가 방법", 대한조선학회 춘계 논문 발표집, 2003
6. 김재현, 박명규, "수중 폭발 충격 하중을 받는 잠수함 액화산소탱크의 구조-유체 상호 작용 기법에 관한 연구", 한국해양공학회지, 제27권, 2호, pp199-207, 2003
7. Kim J.H., Shin H.C., Lee K.D., Byun J.W., Park M.K., "Air Explosion Analysis of Naval Ship Considering Survivability", 74th Shock & Vibration Symposium, SAVIAC, 2003
8. 신형철, 김규성, 김재현, 전재황, "수중 폭발 충격을 받는 잠수함 액화 산소 탱크의 구조-유체 연성 해석", 대한기계학회 2004년도 추계학술대회 논문집,

pp.419-424, 2004년 11월

9. Kim, Jae-Hyun, Shin, Hyung-Cheol and Park, Myung-Ku, "Application of Arbitrary Lagrangian-Eulerian Technique for Air Explosion Structural Analysis for Naval Ships Using LS-DYNA", SOTEC, vol.9, No.1, pp.37-45, Mar. 2005
10. 김재현, 신형철, 이경덕, 변정우 "피탄보호구 설계 및 해석 기법에 관한 연구", 2005 LS-DYNA User Conference 발표집, 2005. 11

감사의 글

1999년 박사학위 과정을 시작한지 만 7년만에 결실을 맺을 수 있었습니다. 회사와 학교를 오고가며 보낸 그 시간이 제 인생에 훌륭한 한 자리를 차지하게 되었습니다. 이렇게 좋은 결실을 맺을 수 있었던 것은 그간 많은 도움과 끊임없이 지도 편달을 해 주신 박명규 교수님의 덕택이었습니다. 이 글을 통하여 진심으로 감사드리겠습니다. 또한 미천한 본인의 논문을 심사하고 지도해 주신 조효제 교수님, 박주용 교수님, 구자삼 교수님, 그리고 강병윤 박사님께도 진심으로 감사드리겠습니다. 제 분야에 평소 관심있게 보시고 좋은 조언을 해 주신 이상갑 교수님, 그리고 해양시스템 공학부 모든 교수님께도 감사를 드립니다. 이 밖에 학교생활에 도움을 주신 길경석 교수님, 이한석 교수님께도 감사드리며, 학부에서 석사까지 지도해 주신 인하대 이재욱 교수님, 김기성 교수님께도 감사드리고, 울산과학대 이창우 교수님, 좌순원 선배님, 신영식 고문님, 김경배 선배님, 학교 동료이자 대학 동창인 신영균 부장, 후배인 신성광 차장에게도 감사드립니다.

회사에서도 많은 도움을 받았습니다. 우선 민계식 부회장님을 비롯하여 연구소 김외현 본부장님, 박진수 실장님, 최익홍 부장님, 장영식 부장님 및 구조연구실원 모두에게도 감사드리며, 특히 논문에 많은 조언을 주신 정정훈 박사님, 신형철 차장님, 특수선 설계부의 이경덕 부장님 및 변정우 과장님께도 감사 드립니다. 회사에서나 개인적으로도 평소 저에게 도움을 아끼지 않으신 최군일 부장님, 양영태 이사님, 이강복 이사님, 이승호 선배님, 정준모, 이강훈, 강창수, 이택근, 안유원, 이만식, 김진영 후배님께도 모두 감사드리고, 이밖에도 미처 지면을 통해서라도 인사드리지 못한 많은 선후배님께 모두 감사드립니다.

오늘 제가 있기까지 저를 키우신 나의 어머니, 평생 나의 반려자이자 친구인 내 아내 이지숙, 내 외동아들 김태민 모두에게 이 논문을 바칩니다. 이밖에 처가인 인천에서 우리를 늘 지켜보시는 어머니, 동서 형님들과 처형, 재관 형님, 고모님과 창환 형님께도 감사드리고, 끝으로 하늘에서 저를 지켜보시고 계실 제 아버지의 영전에 이 논문을 바칩니다.

2006년 1월 김재현 드림