

工學碩士 學位論文

水上艦 및 空氣浮揚艦艇의
最適構造設計에 관한 研究

A Study on the Optimum Structural Design
of Naval Surface Ships and Hovercrafts

指導教授 朴 命 圭

2005 年 2 月

韓國海洋大學校 海事産業大學院

海 事 工 學 科

孫 建 鎬

本 論 文 을 孫 建 鎬 의 工 學 碩 士 學 位 論 文 으 로 認 准 함

主 審 : 趙 孝 濟 (印)

副 審 : 金 正 萬 (印)

副 審 : 朴 命 圭 (印)

2005年 2月

韓國海洋大學校
海事産業大學院

목 차

목 차	i
표 목차	iii
그림 목차	iv
기호 설명	vi
제1장 서 론	1
제2장 함정 선체구조의 설계특성에 관한 고찰	4
2.1 개요	4
2.2 각국 함정의 선체구조 설계특성	8
2.2.1 수상함의 선체구조 설계 특성	8
2.2.2 공기부양함정의 선체구조 설계 특성	11
제3장 구조배치 및 설계특성	18
3.1 수상함의 구조배치 및 설계특성	18
3.2 공기부양함정의 구조배치 및 설계특성	23
제4장 구조중량 분석	33
4.1 수상함의 구조중량분석	33
4.2 공기부양함정의 구조중량분석	34
4.3 선체 중량과 건조비용	35
제5장 함정 구조의 설계 기준에 대한 고찰	37
5.1 설계하중 기준	37
5.1.1 수상함의 설계하중 고찰	37
5.1.1 공기부양함정의 설계하중 고찰	42
5.2 강도기준	51

제6장 최적설계를 위한 제한조건에 관한 고찰	56
6.1 보(beam)에 대한 제한조건	56
6.2 판(plate)에 대한 제한조건식의 고찰	58
6.3 충격 하중에 대한 고찰	59
제7장 함정 구조의 최적설계	60
7.1 설계의 흐름	61
7.2 설계 적용 예	63
7.2.1 수상함의 설계 적용 예	63
7.2.1 공기부양 함정의 설계 적용 예	70
제8장 결 론	77
참 고 문 헌	79

표 목 차

Table. 1 AALC(Amphibious Assault Landing Craft) 개발 추진현황	6
Table. 2 JEFF(A), JEFF(B), LCAC 제특성 비교	7
Table. 3 Comparison of longitudinal strength standards[21]	9
Table. 4 각국의 공기부양함정의 건조실적	12
Table. 5 Hull structural configurations of existing ships.	22
Table. 6 AP1-88 구조부재 특성	24
Table. 7 공기부양 실적함정의 구조배치	32
Table. 8 중량 비교	36
Table. 9 Comparison of maximum pressures for 6 ACV's[31]	46
Table. 10 유사실적선 공기부양함정의 굽힘 모멘트	49
Table. 11 Primary strength criteria of U. S. Navy[7]	51
Table. 12 Strength Criteria for Beams and Plate Stiffener Combinations	53
Table. 13 Strength Criteria for Plating under Lateral Loads(NSSC 1976)	53
Table. 14 각 구간별 종늑골 간격 및 평균 간격	71
Table. 15 각 종늑골 배치 간격별 중앙 횡단면의 종강도 계산 결과	73
Table. 16 횡격벽 설계하중 (kg)	74
Table. 17 횡격벽의 부재 치수 및 판 두께 (mm)	75

그림 목 차

Fig. 1 Structural weight and cost as percentage of light ship weight and total cost	4
Fig. 2 Hull Girder / Primary Load	10
Fig. 3 구조에 영향을 미치는 요소들	13
Fig. 4 Comparison of typical midship section[27]	18
Fig. 5 Comparison of bulkhead configuration[30]	19
Fig. 6 Comparison of bracket design practices[30]	21
Fig. 7 Idealized structural model	23
Fig. 8 AP1-88의 구조부재 배치	24
Fig. 9 AL-30 구조배치 형상	25
Fig. 10 JEFF-A 구조배치 형상	26
Fig. 11. JEFF-B 구조배치 형상(1)	27
Fig. 12 JEFF-B 구조배치 형상(2)	28
Fig. 13 LCAC 구조배치 형상(1)	29
Fig. 14 LCAC 구조배치 형상(2)	30
Fig. 15 구조중량 비교	33
Fig. 16 공기부양선과 일반선의 구조중량 및 최저 한계선	34
Fig. 17 Design Loads (NSSC 1976)	37
Fig. 18 Predicted lifetime max. vs. design bending moment[34]	38
Fig. 19 Wave bending moment	39
Fig. 20 Load and pressure wave impact factors	44
Fig. 21 KAMR-1 Structural design criteria	45
Fig. 22 Hull impact design limit pressure JEFF(A)	47

Fig. 23 Hull impact design limit pressure JEFF(B)	47
Fig. 24 Hull impact design limit pressure LCAC	48
Fig. 25 가속도 분포 비교	50
Fig. 26 Thickness of plate according to normal pressure	54
Fig. 27 Sectional view of longitudinal stiffeners joined with plate	56
Fig. 28 Feasible region of beam	57
Fig. 29 Constraints for plate	58
Fig. 30 Variation of plate thickness according to	59
Fig. 31 Flow of midship section design	60
Fig. 32 Design loads and structural configuration	63
Fig. 33 Variation of cross sectional area of plate-stiffener	64
Fig. 34 Variation of cross sectional area of plate-stiffener combination according to thickness of plate	65
Fig. 35 Variation of cross sectional area of plate-stiffener combination	66
Fig. 36 Variation of radius of gyration of girder according to frame	67
Fig. 37 Variation of radius of gyration of web frame according to	68
Fig. 38 Variation of volume of structural member according to frame space	69
Fig. 39 Optimum design result of midship section	69
Fig. 40 공기부양함정의 중앙단면 부재 배치	70
Fig. 41 종늑골 배치 구간	71
Fig. 42. 종늑골 부재에 따른 중량변화	72
Fig. 43 횡격벽 배치 간격에 따른 중량변화	74
Fig. 44 종부재 및 횡격벽 간격에 따른 중량변화	76
Fig. 45 공기부양함정의 중앙단면 최적설계 결과	76

기 호 설 명

a	: 판재의 길이
b	: 판재의 폭
B	: 최대 함폭(수선 혹은 수선하부에서 측정)
b _e	: 유효폭
b _f	: Flange 폭
b/t	: 폭-두께비
C	: 굽힘모멘트 계수, 재질응력계수
d	: 만재흘수 (m)
E	: 탄성계수
F _a	: 계산된 축 인장응력(P/A)
F _b	: 허용응력
F _c	: 압축강도
F _m	: 재질의 극한 인장강도
F _p	: 평판 좌굴 강도
F _u	: 극한강도
F _y	: 항복강도
f _{ISC}	: 설계 전단 응력 계산치
f _{ISD}	: 설계 전단 응력
f _{ID}	: 설계 1차 응력
f _{IC}	: 1차응력의 계산치
f _a	: 축 응력
f _b	: 굽힘 압축응력, 계산된 인장 굽힘응력(M/Z)
f _c	: 평면 압축응력, 계산된 압축 축응력(P/A)
f _m	: 여유치 응력 (전투함 : 155 kg/cm ²)
f _p	: 평면 응력, 계산된 평판 압축응력
f _t	: 인장 굽힘응력

- f_s : 계산된 평균 전단응력
 K : 세장비 계수 = $0.67 (L/r > 60)$
 = $0.80 (L/r \leq 60)$
 여기서, $L/r =$ 세장비
 K_C : 끝단 지지조건
 H : 정수두 (m)
 I : 단면 2차 모멘트(cm^4)
 L : 배의 수선간 길이(m), 지지되지 않는 보강재의 길이
 M : 굽힘 모멘트 (kg-cm)
 M_w : 파랑 굽힘 모멘트 (kg-cm)
 M_{wh} : 휘핑 굽힘 모멘트 (kg-cm)
 N_w : 선박의 배수량에 대한 파랑 충격하중의 비
 P : 적용 위치에서의 하중 (psf, kg/cm^2)
 Q : 전단력(kg)
 r : 회전 반경(cm)
 t : 두께 (cm)
 t_f : Flange의 두께 (cm)
 t_p : 판의 두께 (cm)
 W : 선박의 배수량(톤)
 W_s : 선박의 구조 중량(톤)
 Z : 기선에서 설계부재까지의 거리 (m)
 γ : 비중
 Δ : 만재 배수량(ton)
 σ : 굽힘응력(kg/cm^2)
 τ : 전단응력(kg/cm^2)

Abstract

Naval vessels are not regulated by the class rules, but by the special regulations. Light weight structural design for naval vessels is required, because light weight naval vessels show good action in combat in point of speed, movement, safety and maintenance for same size naval vessels.

This paper introduces the concept and characteristics of the regulations of U.S. Navy which has been the most reliable standards in design of naval vessels, and intends to help designers to comprehend the effect of each regulation on design results.

Also, an optimum structural design method combined with the structural analysis theory is proposed for naval vessels following the regulations of U.S. Navy and is applied to design of a real naval vessel. After application of the optimum design method, its validity is shown and an optimum design of midship section is obtained. This study is focus on navel surface ships(100m class) and hovercrafts(20m class).

From the results of this study, bending moment in sagging is important by the class rules. However, bending moment in hogging is possibly important by the special regulations which include rigid rules rather than the class rules in view of plate dimension to reduce weight of naval vessels. It is known that increasing height of web frame and decreasing breadth of flange frame in beam are good to reduce weight.

Also, the optimum structural design including grillage analysis of frame which is based on design criteria of naval vessels is shown. Light weight can be obtained by space variations of plate-stiffener combination. In addition, the optimum spaces of longitudinal and transverse web frames are found and the effect of main design variables can be investigated.

Therefore, investigation on structural characteristics and requirement for light weight of naval surfaces ships and hovercrafts are shown. Constraints on scantling are shown by the study on the regulations of U.S. Navy. Also, optimum structural design is shown and applied to design of naval vessels and hovercrafts to check its validity.

제 1 장 서 론

함정은 전투라는 예외적인 상황에 대비하기 위해 건조되는 특수 선박이므로 상선과는 다른 개념에 따라 설계된다. 함정은 작전 수행을 위해 신속히 목표 지점에 도달해야 하고, 적의 공격에 견디면서, 최악의 해상 상태에서도 항로를 유지하고, 일정한 속도를 내며, 복잡한 공격 무기의 탐재 및 운용을 위한 충분한 갑판 면적을 확보할 수 있도록 설계되어야 한다.

함정의 새로운 위협무기의 출현에 따른 해전 양상의 변화에 따라 생산성 향상을 위한 선체구조 설계기술의 발전과정은 다음과 같이 변화를 가져왔다. 먼저 19세기 중반에는 함포가 대형화되고 포탄의 위력이 증대됨에 따라 수선상부의 방호(Protection)가 요구되어 프랑스의 5000톤급 전함 Gloire에는 선체 주요부분에 120 mm 의 두꺼운 철판을 설치하는 등의 장갑함(iron clad)은 이후에 보편화되어 2차 대전까지 이어져 왔다[1,2]. 제1차 세계대전(1912-1918년) 중에는 접촉기뢰의 출현으로 많은 함정이 피해를 입었고 수중폭발에 의한 침몰을 방지하기 위하여 수밀구획 배치를 세분화하였고 조밀한 간격의 수밀구획 배치개념은 오늘날까지 계속 적용되고 있다[1,2]. 제2차 세계대전(1939-1945년) 중반부터는 중에는 비접촉성 수중 폭발에 의한 탐재장비 및 기기에 손상에 대응하기 위하여 미국 및 영국에서 탐재장비 및 받침대 구조에 대해 내충격 설계를 도입하여 현재까지도 계속 적용되고 있다[3]. 1960년대 이후의 해전에는 대함 미사일의 등장하였고 미사일 공격으로 발생한 화재피해는 당시에 알루미늄 상부구조를 내화성보다 강한 강구조로 변경한 바 있다[4]. 특히 1980년대에 이르러 수륙양용 공기부양선을 이용한 신형 상륙작전 개념에 따른 고속상륙함정의 등장으로 함정의 선체구조 설계에 다양한 검토와 발전이 이루어지고 있다[5].

이와 같이 현대의 전투환경은 복잡하고 다양한 위협무기로 인하여 적절한 방어대책이 함정의 중량, 공간 및 비용의 증대 등 현실적인 여러 가지 제약으로 점차 어려워지고 있으며 선체구조도 지금까지의 수밀 및 강도유지 등의 일반적인 설계범위에서 벗어나 위협상황 및 생산성을 고려한 설계가 요구되고 있는 것이다. 따라서 함정의 전투 능력 향상은 설계 시 최우선의 고려 대상이었

고, 건조비 등의 경제성 평가는 부차적인 요인이 되고 있다.

이러한 함정의 구조 설계는 상선과는 달리 선급 규정에 적용을 받지 않는다. 현재 로이드 선급에서 함정 설계를 위한 선급 규정의 잠정안(LR 1999)[6]을 발표하여 일부에서 적용하고 있으나, 아직까지 함정 구조 설계의 기본은 오랜 경험과 권위를 가지고 있는 미해군(U. S. Navy)의 설계기준서(NSSC 1976)[7]와 사양서(NSSC 1995)[8]라고 할 수 있다.

전투하중에 대한 설계 요구기준은 대부분 과거의 경험과 교훈에 바탕을 두고 있으며 현재까지도 제 2차 대전에서 얻은 손상경험과 교훈을 토대로 도출된 기준이 많이 적용되고 있다. 최근에는 현대의 전투환경에 대한 위협무기의 분석 및 선체의 취약성 해석에 의한 공학적인 접근과 이를 근거로 한 요구기준의 도출이 활발하게 연구되고 있다[1,2,45].

미해군의 기준서에서는 함정이 받을 수 있는 각종 하중을 정의하고, 구조 부재들의 강도 기준을 제시하고 있다. 상선의 구조 설계를 지배하는 선급 규정에서는 각 구조 부재별로 설계치를 제시하고 있는 데에 비하여, 미해군의 기준에서는 하중 기준과 강도 기준을 제시하고 설계자가 기준에 맞추어 설계를 진행할 수 있도록 하였다는 점에서, 직접 구조 설계의 개념에 접근하였다고 할 수 있다.

동일한 크기의 함정에서 중량이 작은 쪽이 속도나 기동성, 안전성, 유지비용 등의 면에서 우수하기 때문에 함정 구조 설계의 1차 목적은 중량의 최소화가 되고 있다.

함정 구조 설계의 목표인 중량의 최소화는 미해군의 기준을 만족하는 범위 내에서 이루어져야 하므로, 목표 달성을 위해서는 설계 단계에서 기준에 대한 충분한 검토가 이루어져야 하고, 만족할 만한 결과가 도출될 때까지 설계의 반복이 필요하다.

구조 최적화와 관련한 국내 연구자의 연구로는 국부 구조물인 격자구조에 대한 다목적 최적 설계에 관한 연구(임상전/양영순 1988)[9]와 골조구조의 유한 요소 해석 과정을 포함한 중앙 단면의 최적설계에 관한 연구(나승수 1985)[10]가 있으며, 쌍동형 초고속선의 최적 설계와 관한 연구(장창두 1994)[11]가 있

으나, 함정 구조의 최적 설계에 관련한 연구는 국내에서는 시작 단계(서승일 1991)[12]이다.

본 연구에서는 수상함 및 공기부양함정에 관한 각국의 선체구조설계 특성을 고찰하고 구조배치의 독특한 경향과 구조중량을 분석한다. 그리고 함정의 구조 설계자를 위한 기초 자료를 제시하기 위하여, 먼저 미 해군의 설계 기준에 대해 분석함으로써 부재 치수를 결정하는 주요 제한 조건이 무엇인지 고찰하고, 함정 구조를 최적으로 설계할 수 있는 방법을 제시하며, 이와 같은 최적설계과정이 수상함과 공기부양함정과 같이 특성을 달리하는 실제 함정에 대해 적용하여 봄으로써 제시된 최적 설계를 통해 얻어진 결과를 제시하고 제시된 방법의 유용성을 보이고자 한다.

제 2 장 함정 선체구조의 설계특성에 관한 고찰

2.1 개요

함정은 선체구조, 추진, 전기, 의장, 및 항해시스템 등으로 이루어진 플랫폼(platform)과 여기에 탑재되는 전투 시스템으로 구성 된다. 함정을 구성하는 개개의 시스템은 모두 전투성능의 향상에 관점을 두고 상호 연동되어 설계된다. 함정의 구성시스템 중 한 부분을 차지하는 선체구조는 수밀 및 강도유지 등의 기본적인 기능을 플랫폼에 제공하고 아울러 함정 전체의 모든 성능에 영향을 미친다.

한 예로서 구축함급 함정의 경우에 선체구조가 차지하는 중량 및 비용의 비율은 Fig. 1에서 보여주는 바와 같다[7].

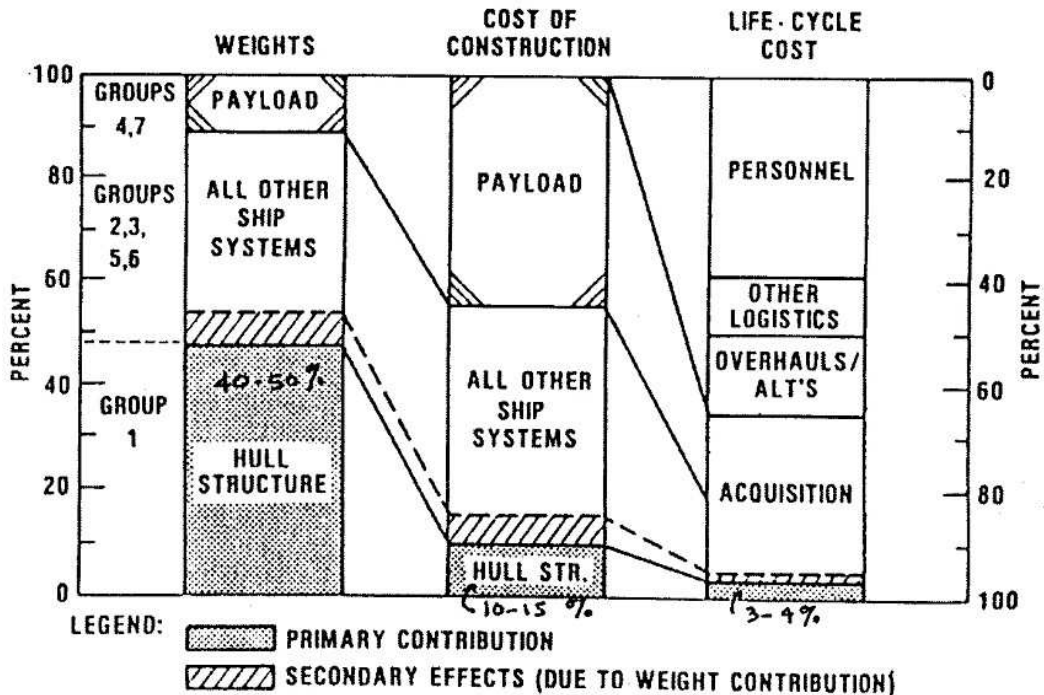


Fig. 1 Structural weight and cost as percentage of light ship weight and total cost[7]

이 그림에서 볼 수 있듯이 선체구조의 중량은 함 전체 경하중량의 40-50%를

차지하며 만재중량의 30-35%정도를 차지하고 있다. 함정의 제반성능은 중량과 매우 밀접한 관계가 있으므로 함정의 구성시스템 중 선체구조가 차지하는 중요도와 비중이 매우 높다는 것을 이 그림에서 알 수 있다.

반면에 선체구조는 비용면에서 총건조비의 의 10-15%, 건조비를 포함한 총 운용비(Life-cycle cost)3-4% 정도를 차지하고 있다.

함정에는 각종의 고가의 무기체계 및 관련 전자장비, 고속 추진체계 등이 탑재되기 때문에 선체구조는 상대적으로 비용면에서 차지하는 비중이 낮아진다. 최근에는 이런 고가 장비의 탑재가 더욱 증가되는 추세에 있으므로 선체구조의 구성비는 점차 낮아지는 경향을 보이고 있다.

따라서 구성비용과 외형적인 성능만 중요시하면 선체구조설계의 중요성을 간과하기 쉽다.

함정의 선체구조는 전투시스템의 소요공간을 위한 긴 상부구조, 다양한 소요공간과 침몰방지를 위한 조밀한 구획배치, 전투성능의 향상을 위한 엄격한 진동, 소음 및 내충격설계 등이 요구된다.

이러한 요구특성으로 인하여 선체구조는 전투성능의 향상을 위한 강건한 구조와 아울러 경량화 설계가 필수적으로 요구된다.

이와 같은 이유로 선체구조는 전통적인 강도 및 중량면에서 보다 유리한 중능력 구조방식, 경중량 합금 또는 고강도강 선체 재료, 경중량 보강재 등이 보편적으로 사용되고 있다.

그러나 함정의 선체구조는 현재까지 각국 해군의 독자적인 설계기준과 방법에 따라 설계되어 왔으며 이에 관련된 세부기술은 대부분 공개되지 않고 있다. 국내에서는 미해군 관련자료를 일부 확보하여 대부분 이들 자료에 의존하여 설계하고 있는 실정이다.

함정은 각국 해군의 오랜 관습과 독자적인 설계개념 및 기술에 의해 건조되기 때문에 유사한 임무를 가진 함정이더라도 설계결과에는 많은 차이점과 고유의 특성이 나타나고 있다.

공기부양함정은 가벼운 중량이 요구되므로 채래식 선박의 구조설계를 적용시키시는 곤란하다. 채래선의 구조설계는 수 백년 동안의 경험적인 요소와 자료를 기반으로 구축되어 왔으며 이를 배경으로 선체의 구조설계는 비교적 간단

한 방법으로 수행되어 왔다. 선형은 제한된 범위 내에서 그 이전의 실적선들과 비슷하게 설계하였으며 설계 하중의 과소 혹은 과대 추정에 대해서도 비교적 관대한 편이었다. 그러나 이러한 관대성은 공기부양선과 같은 새로운 형태의 배에서는 기대하기 어렵다.

공기부양선에 있어서 설계하중은 매우 중요하다. 60-80노트로 항해하는 공기부양선의 운동에너지는 20노트로 항해하는 동등한 배수량의 일반선보다 9-16배 이상이 되기 때문에 하중추정의 오차는 막대한 시행착오와 큰 위험을 초래할 수도 있다. 설계자는 구조를 임의로 보강하거나 재래선의 설계기법을 사용할 수는 없다. 왜냐하면 재래선의 설계방법을 채택할 경우 선체의 중량이 상당히 증가되기 때문이다[5].

따라서 공기부양함정의 경우 전투상황 또는 일반 운용시 발생 할 수 있는 모든 하중을 이상화된 등가의 정적하중으로 설정하여 구조부재에 가해지는 하중에 대하여 적절한 구조배치 및 최적의 구조치수를 결정하여야 한다.

Table. 1 AALC(Amphibious Assault Landing Craft) 개발 추진현황

추진년도	내 용
1965. 1	AALC 개발계획 개시 새로운 상륙정의 3가지 유형제시 1) 160톤의 적재중량과 35Kts의 Speed를 갖는 Planing hull craft 2) 60톤의 적재중량과 50Kts의 계획속도를 갖는 ACV 3) 15톤의 적재중량과 50Kts의 속도를 갖는 ACV 또는 35Kts의 Planing craft 위의 3가지 중에서 2)를 선정
1971	JEFF 설계 및 건조계약 체결 JEFF(A)는 Aerojet General Corporation에서 JEFF(B)는 Bell Aerospace Textron에서 설계 및 건조 되었으며 JEFF(B)는 후에 생산될 Craft(LCAC)의 Prototype이다.
1972.	Design Engineering Review 실시(주요배치 결정)
1977. 10	JEFF(B) 건조완료 및 시운전실시 JEFF(A) 건조완료 및 시운전실시
1979	Operational Demonstration JEFF(A), JEFF(B)의 시운전 결과 및 성능평가를 기초로 LCAC의 최적특성 및 Design Criteria 설정
1980	LCAC System 설계계약 체결(Bell Aerospace Textron)
1981	LCAC 설계 및 6척분 장납기 장비조달계약(Bell Aerospace Textron)

공기부양함정은 영국에서 1950년대에 공기부양정의 원리를 발표한 이후 특수 목적을 위하여 군사 선진각국은 다양한 형태의 공기부양함정을 건조하였다. 그러나 군사적인 목적으로 건조된 특별한 상황이라 공기부양함정의 각국별 구조설계 조건을 세밀히 파악하기에는 어려움이 있다.

본 연구에서는 문헌[13]에서 확인할 수 있는 Table. 1 의 AALC(Amphibious Assault Landing Craft)개발 계획 추진에 따른 공기부양함정의 특성을 검토하여 선체구조의 설계에 관련된 기준, 방법 및 특성 등에 대해 고찰해 하였다. AALC개발 계획 진행시 검토되어졌던 공기부양함정의 주요제원은 Table. 2에 나타내었다[13].

Table. 2 JEFF(A), JEFF(B), LCAC 제특성 비교

Item	Jeff(A)	Jeff(B)	LCAC
Length, Hard Structure	28.04 m	24.38 m	24.69 m
L.O.A on Cushion	29.26 m	26.44 m	26.52 m
Beam, Hard Structure	13.41 m	13.11 m	13.31 m
B.O.A on Cushion	14.63 m	14.33 m	14.33 m
Height, on Cushion	7.01 m	7.16 m	4.13 m
Height, off Cushion	5.79 m	5.79 m	-
Weight, Design Gross	154.2 Tons	147.4 Tons	149.7 Tons
, Light	81.6 Tons	75.4 Tons	-
, Fuel	18.1 Tons	17.6 Tons	-
, Design Payload	54.4 Tons	54.4 Tons	54.4 Tons
, Design Overload		72.6 Tons	68.0 Tons
Propulsor	4 Shrouded Propellers Controllable Pitch Reversible Dia 2.27 m	2 Shrouded Propellers Controllable Pitch Reversible Dia 3.58 m 2 Bow Thrusters	좌동
Lift Fan	8 Single Centrifugal Fan 1600 cfs × 170 psf	4 Double Centrifugal Fan Dia = 1.52 m 4750 cfs × 170 psf	좌동
skirt System	Looped pericell	Bag and Finger with Stability Trunk	좌동
Structure	Welded AL 5086 Corrugated plate G.R.P crew cabin hous'g	Welded AL 5086 Hat-Stiffened plate Rivered 6061-T6	

공기부양정의 고유한 하중특성에 관한 기준은 British Hovercraft Safety Requirement[14]와 Hovercraft Design and Construction[15], Air Cushion Craft Development[16]에서 제시하는 방법과 실적선 제시된 값을 반영하여 부양상태에서의 파랑충격하중을 고려한 종강도 및 구조설계 하중을 검토하였다. 그리고 공기부양함정의 특성을 고려한 전문화된 구조설계 규정이 없으므로 이 부분에 대해서는 수상함의 해군함정 구조설계 기준으로 보편화된 미해군의 "Structural Design Manual for Naval Surface Ships"을 근간으로 작성하였다.[7] 따라서 본 장에서는 수상함과 공기부양함을 위주로 선체구조의 설계에 특성 등에 대해 고찰해 보았다.

2.2 각국 함정의 선체구조 설계특성

2.2.1 수상함의 선체구조 설계 특성

함정은 각국해군의 오랜 관습과 독자적인 설계개념 및 기술을 토대로 건조되고 있다. 따라서 유사한 임무를 가진 함정이더라도 국가별로 많은 차이점과 독특한 개성이 나타나고 있다.

각국 함정에 대한 비교연구(comparative study or analysis)결과는 1973년 미해군의 Kehoe[17]에 의해 처음 발표된 이후 1980년대 초반부터는 유럽 NATO국의 함정을 포함하여 좀 더 광범위하고 구체적인 비교연구 결과를 제시하였다[18-20]. 1982년에는 미국, 영국 등 NATO 8개국이 참여한 차세대 호위함의 설계연구가 착수된 바 있으며 NFR-90(NATO Frigate Replacement for the 1990s) 프로젝트로 불리는 이 연구 과제는 약 10년간에 걸쳐 수행되었다[21]. 이 연구에서 각국 해군의 설계표준에는 상당한 차이가 있었음을 밝히고 있다.

함정설계의 특성에 관한 비교연구는 미.쏘 냉전시대이었던 1980년대까지는 제한된 정보와 자료에 의존한 추정 또는 분석연구가 주로 수행된 반면에 1990년대에 들어서는 공동연구 등을 통하여 좀 더 체계적이고 정량적인 연구가 수행되었음을 알 수 있다.

함정의 기술특성을 종합적으로 분석하기 위해서는 함정에 대한 군의 요구조건, 작전개념, 설계 우선순위(design priorities), 설계의 개념, 기준, 관습 및 절차, 관련공업기술의 수준 등의 광범위한 분야에 대한 자료수집이 필요하다. 그러나 함정설계에 관한 세부자료는 대부분 공개하지 않기 때문에 국내에서는 이에 대한 연구가 현실적으로 매우 어려운 실정이므로 본 연구에서는 함정의 선체구조의 설계특성에 관한 문헌을 정리하여 설계특성을 파악하였다. 선체 종강도 설계기준에 대해서는 문헌[21]에 Table. 3 에 보여준 비교결과를 제시하고 있다.

Table. 3 Comparison of longitudinal strength standards[21]

Standard	Hog/Sag	Design Wave Height(m)	Weight Distribution Modification	Bending Moment (MN-m)	Calculated Primary Stress(MPa)		Allowable Stress (MPa)
					Deck	Keel	
NFR/STD/128 (U.K Navy)	Hog	8.0	None	514	224	204	266 (0.75 oy)
	Sag	8.0	None	471	205	186	
U.S Navy	Hog	6.92	None	380	147	128	147 (9.5 tsi)
	Sag	6.92	None	243	94	82	
Canadian Navy	Hog	6.92	Hog Loading	430	181	159	178 (0.5 oy)
	Sag	6.92	Sag Loading	276	116	102	
German Navy	Hog	6.14	Hog Loading	397	139	120	235 (0.66 oy)
	Sag	7.13	Sag Loading	438	180	157	

대상함정은 길이 130m, 만재배수량 약 5천톤 정도인 구축함이다. 미국 및 캐나다 해군의 경우에는 $1.1\sqrt{L(f)}$ 의 설계파고를 사용하고 있음을 알 수 있다. 영국해군은 해상파고의 통계적 데이터를 기초로 길이 100-200m범위의 수상함에 대해서는 설계파고 설계기준을 모두 8.0m로 밝히고 있다[22].

Table. 3 의 결과에서 적용기준에 따라 설계파고, 굽힘모멘트 및 허용응력에서 각각 상당한 차이가 있음을 알 수 있다.

설계 굽힘모멘트와 허용응력 기준을 이용하여 중앙단면구조에 요구되는 최소 단면계수를 계산해보면 미해군 기준이 2.59m³ (영국 : 1.93m³, 캐나다 : 2.42m³, 독일 : 1.86m³)으로서 가장 크게 나타나고 있다. 이 결과에서 미해군의 종강도 기준은 타 기준보다 요구수준이 높다고 볼 수 있다[45].

상부구조는 미해군 기준을 비롯한 대부분의 기준에서 주선체로부터 전달되는 종굽힘 응력에 견딜 수 있도록 설계가 요구되나 유효 종강도 부재로는 포함하지 않고 있다.

그러나 영국 해군의 기준에는 상부구조의 50-80%정도가 종강도에 유효하게 기여하는 것으로 간주하여 종강도 구조설계에 포함하고 있다[22].

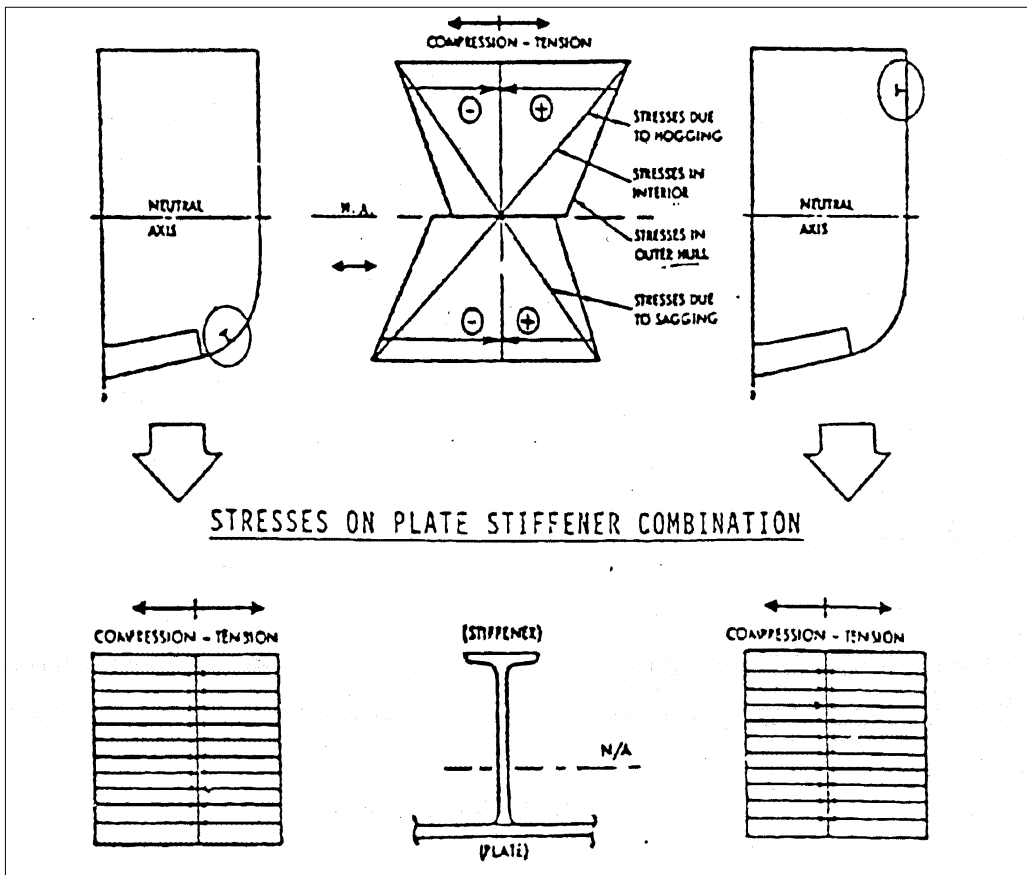


Fig. 2 Hull Girder / Primary Load

설계 1차응력의 분포는 Fig. 2에서 나타난 바와 같이 미해군 기준의 경우에는 선체거더 단면의 중립축에서 외판구조는 1/2, 내부갑판 및 종격벽 구조는 0으로 감소시켜 적용하고 있다.

선체거더의 피로하중에 대해서는 설계기준이 명확하지는 않지만 선체구조의 수명을 미국은 약 30년, 영국을 비롯한 대부분의 국가에서는 약 25년을 기준으로 하고 있다[22,23].

2.2.2 공기부양함정의 선체구조 설계 특성

공기부양함정은 일반 배수량형 선박에 비하여 물의 저항이 적기 때문에 작은 마력으로 고속을 낼 수 있으며 갑판면적이 넓어 수송효율이 비교적 높다.

뿐만 아니라 기동성이 양호하여 용도가 다양하며 선체가 수면으로부터 공기 쿠션에 의하여 격리되므로 소해정이나 상륙정으로도 활용된다.

군사용 공기부양함정은 원래 예측과는 달리 활발치 않은 실정이다. 영국의 군사전문가들은 군용으로서의 활용 범위를 폭넓게 분석해 왔으나 연안 기뢰탐지(Mine Counter Measure, MCM)시험정 1척을 건조한 바 있으나 최근에는 건조실적이 없다. 미국은 육군과 해군의 두 분야에 채용하여 방위계획의 일환으로 개발해 나가고 있다. 미 육군의 병참지원선 LACV-30은 1983년에 12척이 건조되었고 추가건조가 계획되었고 미 해군에서는 AALC(Amphibious Assault Landing Craft)개발 계획에 의거 1978년에 JEFF(A)와 JEFF(B)의 시험정을 개발하였으며 LCAC(Landing-Craft, Air Cushion) 제1호정이 1984년에 완성되었다. LCAC는 6척이 1986년 건조된 이후 90여 척을 건조하여 취역하고 있다.

소련의 경우 1969년부터 군용 공기부양함정을 건조 착수하여 수년전까지 약 80여 척을 건조하였다. 1970년 대형 기습 및 병참지원 상륙정 아이스트(AIST)의 시험정을 처음 진수시킨 다음 1975년부터 양산에 들어가 16척이 취역하고 있다. 이 함정은 24,000마력의 가스터빈 2대가 탑재되어 있고 3.65미터의 가변 피치 프로펠러 4대, 경하중량 170톤, 총 중량 260~270톤, 최대속력 60~65노트, 항속거리 400해리 PT-76 수륙양용 탱크 2대 및 무장병력 150명을 운반할 수 있는 능력을 가지고 있다.

1986년 6월 발틱해(Baltic Sea)에 처음으로 모습을 나타낸 소련의 신형 고속 기습공격 상륙정 포모르니크(POMORNIK)는 길이 56미터, 폭22미터, 총 중량 350톤, 최대속력 55노트로 3대의 탱크와 상륙군을 포함하여 100톤의 중량을 수송할 수 있는 것으로 알려져 있다. [5]

공기부양함정의 구조는 종래의 항공기에서 채용되어 오던 리벳(rivet)구조를 탈피하여 용접(welding)구조로 접근됨으로써 건조비가 절감되고 신뢰도가 증가하게 되었다. 공기부양함정의 발상지인 영국에서는 대형 페리 등의 민수용으로, 미국에서는 상륙정 등 군사용의 개발에 치중하였으며 이들의 설계개념

을 살펴보면 영국에서는 설계강도에 여유가 거의 없는 반면 미국에서는 함정의 성능을 중시하여 설계강도의 여유가 충분한 것이 특징이다.
공기부양함정의 각국의 건조실적은 Table. 4에 나타낸바와 같다.

Table. 4 각국의 공기부양함정의 건조실적

국명	선종	건조 척수	건조 년도	무게 (톤)	전장 (m)	엔진 (HP)	속력 (Knot)	비고
영국	BH.7 (Wellington)	?	1970	55.0	23.9	4,250	58	SSM Exocet 어뢰제거용
	VT.2	1	1976	100- 110	30.17	8,500	60	어뢰제거, 연안경비
	SR.N6 (Winchester)	?	1979	17.0	18.5	1,400	50	7.62mm포×1
	GUS	35	1969	27.0	21.3	2,340	55	병원지원선
소련	AIST	16	1970- 75	270.0	46.0	48,000	65	기습상륙정
	LEBED	18	1973- 77	90.0	25.0	7,200	60	병참지원선
	POMORNIK	?	1985	350	56.0		54	상륙공격정
미국	JEFF(A)	1	1975	167.8	29.3	24,000	40	연안경비정
	JEFF(B)	1	1976	165.6	26.4	24,000	50	연안경비정
	LCAC	107	1981- 91	167.0	26.8	16,000	40	상륙정
스페인	CHACONSA	1	1985	36.0	25.17	5,000	60	다목적

*부양동력(lifting power) 포함

불과 40여년 이라는 짧은 역사를 가지고 있는 공기부양함정은 경구조 선체에 대해서는 지금도 여러 가지 이론과 실험에 의한 자료와 경험을 토대로 정확한 구조해석법을 계속 연구하고 있다. 그러나 함정의 특성상 설계의 기준이 되는 선체 종강도 설계기준 및 설계에 관한 세부자료가 거의 공개되지 않고 있다. 따라서 이에 대한 연구가 현실적으로 매우 어려운 실정이며 여기서는 공기부양선의 구조설계에 영향을 미치는 일반적인 구조설계요소에 대하여 알아보기로 한다.

공기부양함정의 구조설계는 Fig. 3 에 나타난 바와 같이 구조에 직접 영향을 미치는 요소들이 있으며[24] 구조설계시에 이 요소들을 고려하여 이들 상호관계를 충분히 검토해 보아야 한다.

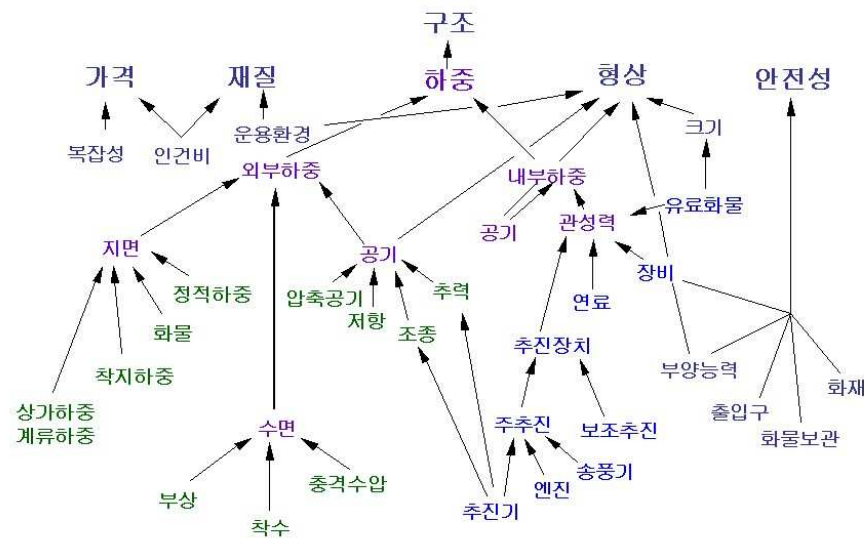


Fig. 3 구조에 영향을 미치는 요소들

각각의 요소들이 구조에 미치는 영향들을 간단히 정리해 보면 다음과 같다.

1) 형상

공기부양함정의 가장 적당한 크기와 형상은 주어진 사양을 만족시켜야 되며 이는 초기의 개념설계단계에서 공기부양선의 제성능에 따라 결정된다. 먼저 기관실 배치가 완료되면 배의 적당한 형상과 윤곽이 잡혀지게 되며 구조는 가

능한 한 가벼우면서도 요구되는 강도가 유지되어야 한다.

함정의 구조에 직접적인 영향을 미치는 5가지 항목 중에서 함정의 형상이 가장 먼저 고려되어야 할 사항이다. 그 이유는 부양압력은 비교적 낮아야 되며 부양효율을 좋게 하기 위해서는 스커트 둘레의 길이는 가능한 한 짧아야 된다. 복원성을 만족시키는 견지에서 보면 평면의 면적은 커야 되고 둥근 형상이 이상적이다. 그러나 한편 공기역학적인 저항을 감소시키기 위해서는 전면의 면적(frontal area) 적을수록 유리하며 수륙양용으로 운항할 때의 저항을 감소하기 위해서는 배의 폭을 감소시켜야 된다.

2) 설계하중

함정의 형산 즉 구조물의 형태가 결정되면 구조의 치수는 배에 적용하는 여러 가지 하중에 의해서 결정된다. 이 하중은 Fig3. 에 나타난 바와 같이 외부에서 작용하는 하중과 내부에서 발생하는 하중으로 나눌 수 있다.

(1) 외부의 하중

외부의 하중은 선체의 전체 강도에 큰 영향을 미치는 하중으로서 내부의 하중에 의하여 균형을 이루는 경우가 많으며 편의상 외부의 하중은 공기역학, 물, 지면에 의한 하중 등 2가지의 하중으로 나눌 수 있다.

① 공기역학적 하중

공기역학적인 측면에서 보면 보통 부양압력과 공기 저항에 의한 하중은 구조에 거의 영향을 미치지 않는다. 항공기에 비해 비교적 저속이며 또한 선체의 형상 때문에 공기저항에 의한 하중에 작으므로 구조에 대해서는 그렇게 중요하지 않다. 부양압력이나 저항에 의한 하중과는 대조적으로 조종이나 추력하중(thrust loads)은 구조에 주요한 영향을 미친다. 특히 항공기와 유사한 조종 측면에서 볼 때 공기부양함정은 저속이나 정지된 상태에서는 조종하기가 어렵다. 프로펠러, 에어제트에 의한 추력하중이나 방향타에 의한 제어하중(control loads)이 공기역학적 하중의 대부분을 차지한다.

② 물에 의한 하중

공기부양함정의 경우에는 구조의 요건에 대한 영향에 있어서 물의 하중이 가장 중요한 것으로 증명되었다. 스커트의 형상이 크게 진보되었음에도 불구하고 공기부양함정의 선체구조에 충격이 발생하지 않도록 설계하는 것은 아직까지는 불가능하다. 비록 공기역학적 측면에서는 공기부양함정의 속도가 비교적 저속이나 일반선박에 비해서는 매우 빠르며 2배 이상의 속도에 달한다. 따라

서 물에 의한 충격하중이 구조설계에 있어서 왜 그렇게 중요한 부분을 차지하는지는 쉽게 이해할 수 있다.

실제로 고속으로 운항할 때 파도에 부딪치는 경우가 있고 또한 갑자기 물에 착수하는 경우가 있다. 이는 동력장치가 고장이 나거나 부양압력이 갑자기 상실되면 고속항해도중에 공기부양함정이 물에 착수되며 이런 경우에는 공기부양함정의 전체적인 강도뿐만 아니라 충격을 받는 부분의 국부적인 강도를 결정하는 데에 중요한 사항이 된다.

그리고 공기부양함정이 파도 위에 떠 있을 경우의 하중도 고려하여야 한다. 소형 공기부양함정에서는 충격하중에 비하여 무시될 수 있으나 배의 크기가 커질수록 보다 중요해지며 대형 공기부양함정에서는 선체의 굽힘이 지배적인 경우가 된다. 대체적으로 선박의 총 중량이 100-150톤일 때 전환점이 되며 이 경우에는 물에 떠있을 때의 하중을 고려하여야 한다.

③ 지면에 의한 하중

지면에 의한 하중은 물에 의한 하중과 비슷한 점이 많다. 선체가 육상에 착지하는 하중은 갑자기 물에 착수되거나 파도의 충격을 받는 하중과 비교될 수 있고 울퉁불퉁한 지면에 앉는 것은 물에 떠있는 경우와 비슷한 하중의 효과를 주게 되므로 배의 선체를 보호하기 위하여 랜딩패드(landing pad)를 설치한다. 이는 짧은 다리 모양으로 되어 있으며 육상에 정지할 때 선저와 지면과의 직접적인 접촉을 피하여 장애물로부터 보호한다.

결국 물에 의한 충격하중은 선체의 넓은 면적에 분산되는 반면에 지면에 의한 하중은 구조물에 국부적인 점 하중(point loads)으로 작용한다. 지금까지는 공기부양함정이 수상용으로 설계되었으며 육상운전에서는 속력이 제한되었기 때문에 물에 의한 하중이 가장 중요한 것으로 입증되었다.

수면에서와 같은 육상성능이 요구되는 공기부양함정은 물에 의한 하중보다는 지면에 의한 하중을 기초로 설계해야 할 것이다.

보수유지나 정비를 위하여 공기부양함정 기중기로 들어올릴 수 있어야 하며 이런 경우에 국부적인 하중이 고려되어야 한다.

(2) 내부의 하중

내부의 하중은 기본적으로 3가지로 분류되나(Fig.3참조) 이주에서 공기역학적 하중은 압력이 낮기 때문에 별로 중요하지 않다. 공기부양함정이 운동을 하면 가속도를 받게 되며 선체내의 적재하중을 비롯하여 여러 가지 형태로 구성되

어있는 장비들의 중량이 가속도의 방향과 관련된 관성력을 받게 되므로 이에 대한 모든 하중이 포함되어야 한다. 선박이나 항공기에서 사용하는 선형가속도(linear acceleration)는 중력에 의한 가속도의 배수로 나타내는 방법을 이용한다. 따라서 9.8m/sec^2 (32.2ft/sec^2)의 가속도가 1g 로, 19.6m/sec^2 (64.4ft/sec^2)의 가속도가 2g 등으로 표시된다. 공기부양함정은 수직면 뿐만 아니라 수평면의 모든 부분에 있어서 선체가 지탱되는 가속도를 받고 있다. 지금까지 공기부양함정에서 측정된 가속도의 범위는 정지 상태에서 1g 의 수직가속도상태가 되며 수직면에 대하여 $3\text{-}4\text{g}$ 이고 수평면에 대해서 $2\text{-}3\text{g}$ 이다. 따라서 연료, 장비, 적재하중, 동력장치 등을 지지하는 공기부양선의 구조는 이런 정도의 가속도를 견딜 수 있도록 설계되어야 한다. 하중의 형태는 대부분의 동력장치나 장비로 인한 점 하중(point loads)과 연료와 같은 분포하중이 있다.

4) 가격

구조에 직접 영향을 미치는 것으로 보이는 나머지의 세 가지 요소들 중에서는 가격이 가장 중요하다. 중량면에서 구조가 더욱 효과적일수록 더 비싸지는 것은 바람직하지 않은 사실이다. 구조의 복잡성과 비용은 서로 균형을 이룰 수 있도록 조심스럽게 고려해야 한다. 공기부양선의 건조비는 구조의 재료 및 중량 등에 상당한 제한을 줄 수 있는 요소로서 합의 용도에 따라 경제성을 고려하는 것이 일반적이다.

5) 재료

재료의 선택은 구조에 직접적인 영향을 줄 뿐만 아니라 비용과도 매우 밀접한 관계가 있다. 재료의 선택에 영향을 미치는 또 다른 요소중에서 빼놓을 수 없는 것은 배가 운항되는 환경을 들 수 있다.

공기부양선의 구조용 재료의 선택은 건조비, 중량, 재료의 물리적 성질 등의 여러 요소에 의해 결정된다. 공기부양선의 구조물에 사용되는 재료는 알루미늄 합금, 마그네슘 합금, 티타늄과 같은 비철금속이나 목재, 섬유강화 플라스틱(FRP), 허니콤(honeycomb)과 같은 복합재료가 대부분이다. 마그네슘 합금은 염분이 많은 습기에 부식이 쉽고 티타늄은 부식에는 강하나 가공이 어려우므로 건조비가 비싸지게 된다. 이에 반하여 알루미늄 합금은 부식에 강하고 중량이 가벼우며 충분한 강도를 가지고 있을 뿐만 아니라 가공성이 양호하므로 공기부양선의 선체구조용 재료로 많이 사용되고 있다.

인건비는 공기부양선의 건조비 뿐만 아니라 사용되는 재질에 따라서도 어느 정도 영향을 받게 된다.

6) 안전성

여객이나 화물이 목적지에 무사히 도착되도록 공기부양선의 안전성에 주의를 기울이는 것은 필수적인 사항이다.

(1)부유(floating)능력

가장 중요한 점은 모든 동력이 고장나거나 파손되었을 때에도 수륙양용 공기부양함정은 물위에 떠 있어야 하며 이 능력은 밀폐된 체적과 관련되므로 구조에 큰 영향을 미친다. 이 부유능력과 관련하여 닻(anchor)이 필요하게 되며 공기부양함정에 닻줄을 부착시키는 부분은 구조상 보강이 되어야 한다.

(2)화재

특히 기관실과 같은 곳에 화재가 발생되면 그 구역을 봉쇄시키는 것은 매우 중요하며 통상 격벽을 사용한다. 그리고 기관실에는 유사시에 사용할 수 있는 비상탈출구를 배치하여야 한다.

(3)화물의 고정

유료화물의 안전상 이들의 이동을 방지하기 위하여 화물을 밧줄로 고정시키는 부분과 무거운 화물이 놓이는 부분의 구조는 보강 되어야 한다.

(4)안전법규

공기부양함의 설계자는 공기부양함의 설계에 관련되는 규정을 준수하여야 한다.

공기부양함정 개발의 초기단계에서는 대부분의 공기부양함정이 항공기와 비슷한 양상으로 건조된 반면에 운전형식의 차이 때문에 영국의 민간항공기에 대한 내항성요건(British Civil Airworthiness Requirement)의 규정을 전적으로 적용할 수가 없었다.

일례로서 안전상의 관점에서 볼 때 항공기에서의 엔진고장은 매우 심각한 문제인 반면에 공기부양함정에서의 엔진 고장은 기껏해야 불쾌하거나 위험하지는 않은 충격과 함께 선체가 정지하는 정도에 그친다. 그러므로 공기부양함정의 역할과 특성이 보다 명확해졌기 때문에 운항기준을 항공기와 다르게 적용시키는 추세로 되어가며 새로운 형태의 수송수단인 공기부양함정이 방해받지 않고 계속 개발되도록 영국에서는 규정이 보완되고 있는 실정이다.

제 3 장 구조배치 및 설계특성

3.1 수상함의 구조배치 및 설계특성

1) 늑골간격 및 늑골재[25-28,45]

함정의 산체구조는 대부분 중늑골 구조방식을 채택하고 있으나 중 및 횡늑골의 배치간격에는 서로 많은 차이점을 보이고 있다. 먼저 미국 함의 경우에는 넓은 간격의 늑골배치와 두꺼운 외판을 선호하는 전통적인 설계관습을 가지고 있다. 즉 중늑골 간격은 통상 0.6-0.8m, 횡늑골 간격은 2.4m(8ft)를 표준으로 채택하고 있다(DD-963, FFG-7, DDG-51은 횡늑골 간격이 모두 8ft임). 반면에 러시아 함의 경우에는 중늑골 간격이 0.5m내외, 평균 횡늑골 간격이 1m정도이며 소형의 늑골재가 소밀하게 배치된 박판구조를 선호하고 있다. 유럽함의 경우에는 대체로 미국 함보다는 늑골간격이 조밀하고 러시아 함보다는 다소 넓은 배치특성을 보이며 경구조 설계를 중요시 하고 있다.

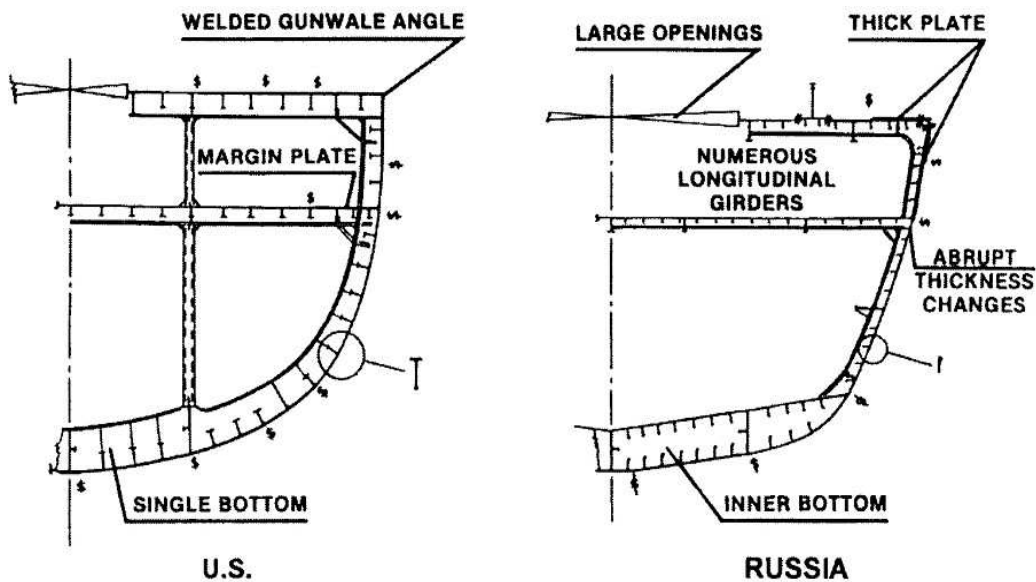


Fig. 4 Comparison of typical midship section[27]

또한 중늑골재는 미국함의 경우에는 표준 T형강재가 주로 사용되며 러시아 함에는 주로 bulb angle이 사용되고 있다. 유럽 함에는 T형강재 또는 bulb angle이 사용되고 있다. Bulb angle은 T형강재에 비하여 구조효율(강도/중량비)면에는 다소 불리하나 늑골간격이 조밀한 경우에는 작업성 측면에서 유리하다. 횡늑골재는 대부분 조립T를 사용하고 있다. 중앙단면 구조의 대표적인 형태는 Fig. 4에 보여주는 바와 같다.

2) 횡격벽 구조

미국 및 러시아 함의 대표적인 횡격벽 구조는 Fig. 5에 보여주는 바와 같다. 미국 함의 경우에는 구조의 연속성을 중요시하는 설계를 하고 있다. 즉 모든 격벽 보강재는 갑판 중늑골과 선저 중늑골에 일치하고 선측 중늑골과는 backing bar로서 연결하고 있다.

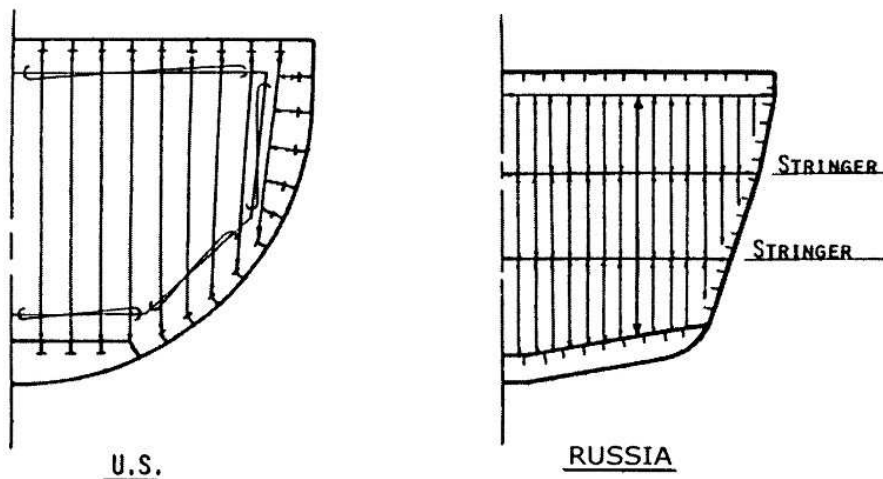


Fig. 5 Comparison of bulkhead configuration[30]

수직 보강재를 지지하기 위한 수평 스트링거는 통상 설치하지 않으며 외판과 갑판과의 견고한 결합을 위해 보강재 깊이의 약 2배 정도에 해당하는 폭으로 6.4mm 두께의 마진 판(margin plate)을 설치하고 있다. 반면에 러시아 함은 구조적 연속성보다는 경량화를 중요시하는 설계를 하고 있다. 즉 격벽 보강재는 조밀한 간격으로 배치되며 갑판 및 선저 중늑골과 연결시키지 않고 수평 스트링거를 설치하여 보강재의 크기를 줄이는 전형적인 박판 보강구조의 형태를 나타내고 있다. 유럽 함은 러시아 함의 특성과 유사한 것으로 알려져 있다.

3) 갑판구조[27,45]

갑판구조는 소형 중늑골과 이를 지지하는 대형 횡늑골로 구성되는 대표적인 보강판 구조이다. 넓은 면적의 보강판 구조를 지지하는 방법으로 미국 함에는 좌·우 양현의 적절한 위치에 필라(pillar)를 설치하여 횡늑골을 지지하는 형식을 주로 사용하였다.

그러나 유럽함의 대부분은 필라(pillar)를 사용하지 않고 다수의 종거더를 배치한 그릴리지식 갑판구조를 채택하고 있다. 미국 함의 설계자는 종거더가 과손되면 보강판 전체에 과손을 가져올 우려가 있다고 판단하여 피라지지 구조를 채택하였다.

반면에 유럽 함의 설계자는 그릴리지식 갑판구조는 손상 후에도 상당한 잔류강도를 제공하며 필라지지 구조보다 더 큰 변형이 허용될 수 있다는데 근거를 두고 있는 것으로 분석하고 있다. 그러나 최근 미국 함에는 필라의 설치를 가능한 억제하고 종거더를 설치하는 추세를 보이고 있다. 러시아 함의 경우에는 내부공간의 배치를 고려하여 다수의 종거더와 소수의 필라 지지구조를 혼용하여 사용하고 있다.

4) 상부구조[27,45]

상부구조는 현대함정의 대형화 및 탑재중량의 증가추세에 따라 발생하는 복원성 및 중량문제를 해결하기 위하여 경량화를 위한 여러 가지 방안이 연구되어 왔다. 미국 함의 경우에는 1960년대부터 경량화를 위해 알루미늄 재료를 사용하고 주 선체와 견고한 결합을 위해 상부구조의 외벽을 주 선체의 격벽과 서로 일치시키는 방식을 택하였으나 내화성 등의 문제로 1980년대 후반부터는 강구조를 사용하고 있다. 반면에 러시아 함정은 주로 강재를 주로 사용하며 중량절감을 위해 주선체로부터 전달되는 종굽힘응력을 감소시키는 방법을 채용하고 있다.

즉 상부구조에 신축성 결합부(expansion joint)를 채용하고 주 갑판과는 리벳으로 연결하는 등 유연하게 결합시키고 있다. 유럽 함은 각국마다 다소 차이가 있으나 대부분 강재를 사용하며 경구조 설계를 위해 신축성 결합부를 두거나 긴 상부구조를 몇 개의 짧은 상부구조로 분리시키는 방법을 택하고 있다. 상부구조의 분리 등에 따른 유효성에 대해서는 영국과 미국의 공동지원으로 최근 연구가 수행된 바 있다[29].

5) 구조적인 연속성[25-27,45]

미국 함의 경우에는 구조적인 연속성을 매우 중요시하여 부재치수의 변화 및 연결부의 불연속성을 가급적 피하고 있다. 예로서 외판 또는 주갑판에서 인접 판과의 차이는 3mm 이내로 제한하고 있으며 주갑판에 설치되는 개구부의 크기는 가능한 한 최소화하고 있다.

러시아 함의 경우에는 구조 배치 및 설계특성상 많은 부분에서 구조적 불연속 취약점을 가지고 있다. 예로서 Fig. 4에서 보는 바와 같이 현측판과 갑판 스트링거 판이 인접한 판보다 매우 두껍고 이를 개선용접으로 취부하고 있다. 또한 주갑판에는 매우 큰 개구부(주갑판 폭의 약 60%정도)가 설치되어 있다. 최근에는 이에 대한 개선을 위해 노력하고 있는 것으로 알려지고 있다.

6) Crack Arrestor[27,45]

미해군에서는 길이 91m(300ft)이상의 함정에 대해 고강도 재료인 HY-80강을 crack arrestor로 설치하는 것을 표준으로 하고 있다. 설치위치는 현측판, 스트링거판 및 빌지판으로 선체중양부 3/5 L 범위에 걸쳐 설치하고 있다. 러시아 함의 경우에는 현측판과 스트링거판과의 결합을 rivered gunwale angle로 하고 있으며 특별한 notch toughness steel을 사용하지 않고 있다. 유럽 함의 경우에는 일반적인 용접으로 연결하고 있다.

7) Bracket[27,45]

미국 및 러시아 함의 대표적인 브라켓 형태는 Fig. 6에서 보여주는 바와 같다.

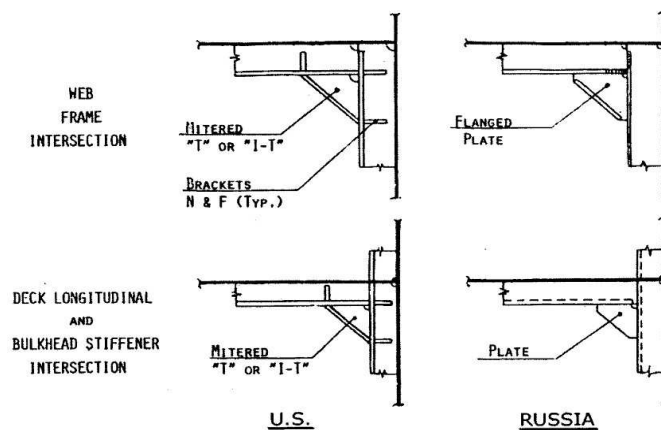


Fig. 6 Comparison of bracket design practices[30]

미국 함에는 결합되는 보강재중 큰 쪽 보강재의 T 형강재를 잘라서 브라켓으로 사용하고 초크(chock)를 설치하고 있다. 이러한 견고한 형태의 브라켓은 1950년대에 표준화되어 현재까지도 계속 사용되고 있다. 러시아 함의 경우에는 상선에서 사용하는 방법과 거의 유사한 형태를 보이고 있다. 각국의 유사 실적선에 대한 구조배치 및 기타 특성을 종합하여 Table. 5에 제시하였다. 국내 실적선은 부재배치 면에서는 유럽의 실적선과 매우 유사하며 기타 특성은 미국 함의 일반특성에 매우 가까운 것으로 나타나고 있다[45].

Table. 5 Hull structural configurations of existing ships.

ITEM		U.S	U.K	Germany	France	Italy	Nether-lands	Russia	Korea
Ship Name		FFG 7	Type42	F 122	C 70	Maest-rale	Kortenaer	Krivak	D-300
LBP(m)		124.4	119.5	121.8	129.2	114.0	121.8	116.4	125.5
Beam(m)		13.8	14.6	14.4	14.0	12.9	14.4	13.4	14.2
Draft(m)		4.4	4.2	4.27	4.1	3.9	4.27	4.6	4.34
Full-Load Disp.(ton)		3.782	4.100	3.445	4.141	3.040	3.601	3.600	3.885
Main Hull	Web Frame Spacing(m)	2.44 (8ft)	2.13 (7ft)	1.4	1.7	1.8	1.4	1.0	1.8
	Longi. Frame Spacing(mm)	686 (27")	610 (24")	600	686 (27")	520	600	500	500
	Type of Webs	Rolled I-T	Rolled T	Built-up T	Built-up T	Built-up T	Built-up T	Built-up T	Built-up T
	Type of Longitudinal	Rolled T/ I-T	Rolled T	Bulb Angles	Built-up T	Bulb Angles	Rolled T	Bulb Angles	Rolled I-T
	No. of Long. Girder	none	5	2-4	5	7	4	?	2
Deck House	Material	AL	Steel	Steel	Steel	AL ^{*1}	Steel	Steel	AL
	Frame System	Long'l	Long'l	Long'l	Transv.	Transv.	Transv.	Transv.	Long'l
	Part of Hull Girder	No	Yes	No	No	No	No	No	No
	Expansion Joints	No	No	No ^{*2}	Yes	Yes	No ^{*2}	Yes	No
	Hard Mounted	hard	hard	partial	partial	partial	partial	soft	hard
Weight Ratio(%)*3		45.6	42.1	41	47.5	39	43	44	45.2

Note :

*1 Main deck-01 level forward steel

*2 Superstructures separated into 3 relatively short deckhouse

*3 Weight Ratio = Structural Weight/Light Ship Weight x 100(%)

3.2 공기부양함정의 구조배치 및 설계특성

선체의 손상시에 대비하여 충분한 예비부력을 갖는 부력상자를 설치하며 이 부력상자는 대개 선체의 전체강도를 유지하도록 종늑골과 횡늑골로 구성된다. 상부구물은 경구조로 설계하기 위하여 가능한 한 전단력이나 굽힘모멘트가 작용하지 않도록 탄성지지로 설계하는 예도 있다.

Fig. 7은 선체의 전체적인 강도를 유지하는 유효부재의 이상적인 구조를 나타내고 있다[16].

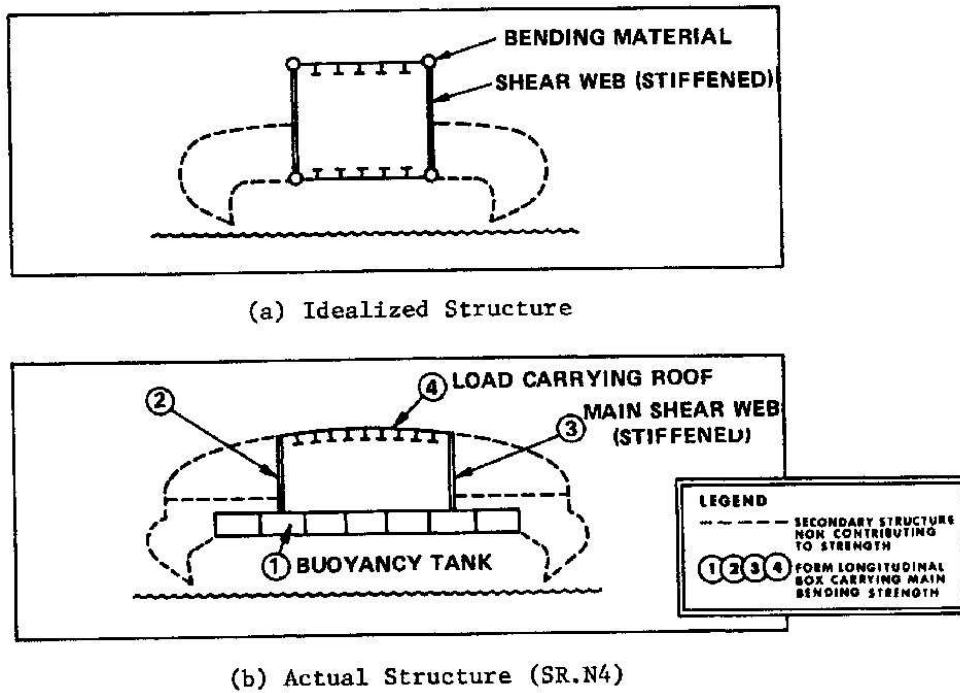


Fig. 7 Idealized structural model

먼저 영국에서 건조한 여객선 AP1-88* 호버크라프트의 주요구조배치를 비롯하여 AL-30과 JEFF(A), (B) 그리고 미해군에서 사용중인 LCAC의 세부구조의 단면을 구조적 특징과 함께 차례로 검토하여 보면 다음과 같으며 이들은 종전에 여객선에서 사용하던 고강도의 항공기용 알루미늄 합금을 사용하지 않고 용접 가능한 알루미늄 합금을 사용하였다.

1) AP1-88[30]

중형정으로써 초기 건조비 및 운영비가 저렴하고, 소음이 적으며, BHC에 건조한 항공기형 리벳구조의 SRN Series 선체보다 튼튼한 공기부양정의 건조 필요성에 따라 선박형 용접구조의 AP1-88을 생산하게 되었다.

재질은 알루미늄 합금으로 용접시공으로 인한 합금강도 손실 및 용접가능 최소 판 두께를 고려할 경우 리벳시공의 4배 정도이므로 구조중량은 증가한다. 초기 제작비 감소를 위하여 볼트 혹은 리벳구조물을 대폭 줄이고 대형 압출재 사용하였다. 대략 구조부재 배치는 Table.6 및 Fig. 8과 같다.

Table. 6 AP1-88 구조부재 특성

구분	내 용
Buoyancy Tank	500mm Deep I Section
Bottom & Dry Deck	450mm Wide Skin Plank Extrusion
Side Structure	부양 송풍기 및 엔진 부분 : 4mm 판재 경감구멍 설치 그 외 부분 : I - Beam 사용
Deck House	Corrugated Roof Skin
Door, Hatch	Spot Welding 채택(중량 및 공사비 감소, 제품 품질향상)
Landing Pad	600mm Hight 3개
Lifting	Deck house top에 설치한 3개의 Patch 철거 후 Landing Pad 구조물 상부에 Cable을 걸 수 있도록 하였음

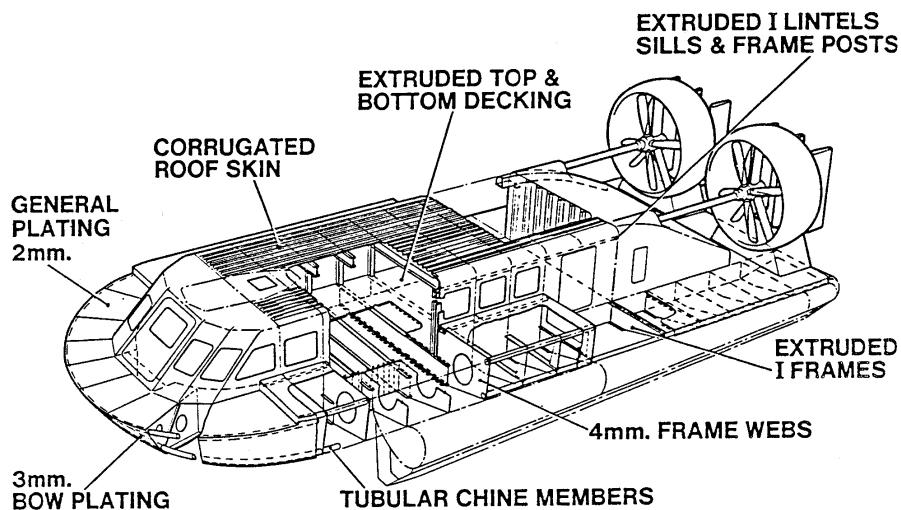


Fig. 8 AP1-88의 구조부재 배치

2) AL-30[31]

재질은 6000series 알루미늄 합금의 압출재를 사용한 수밀Box구조이다. 모두 15개의 모듈로 구성되며 각각을 기계적으로 결합하도록 되었으며 다음 3종류의 Hollowcore planking을 사용하고 배치 형상은 Fig. 9에 나타내었다.

- 1) 3.8cm (1.5 ")Thk : 앞쪽 부력상자의 상갑판부위
- 2) 2.2cm (7/8 ")Thk : 선저 부위
- 3) 1.75cm (11/16 ")Thk : 후부 및 선측 갑판과 수직격벽

선수 및 중앙부 부력상자의 갑판은 4882,4kg/m²의 설계하중분포에 따라 설계 되었으며 bottom hollowcore planking은 습기가 차지 않도록 Urethane Foam으로 채운다. 상부구조물은 다른 부분과 독립적으로 구성되며 필요에 따라 쉽게 분리해 낼 수 있다.

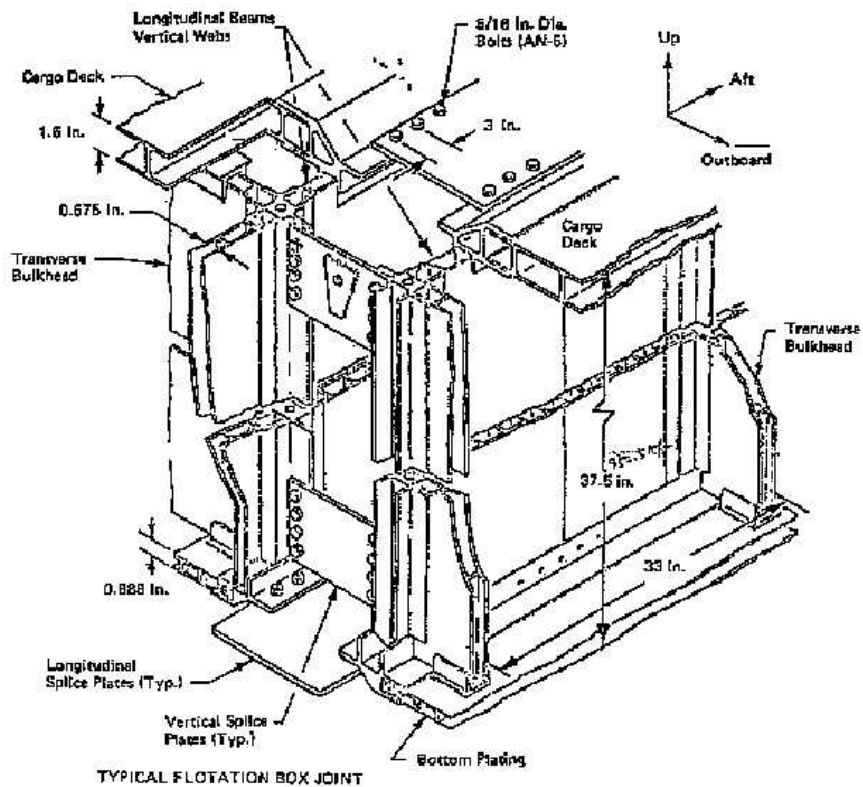


Fig. 9 AL-30 구조배치 형상

3) JEFF(A)[13]

함정에 사용하는 재질로써 Al 6061 합금은 Al 5083, 5086, 5456 보다는 용접된 상태에서 Stress-Corrosion에 영향을 많이 받는 것을 알았다. 이것은 Al 6061이 용접된 상태에서 연성이 낮기 때문이다. 따라서 6061 합금은 수선상부 및 용접하지 않는 구조물에 주로 사용된다.

또한 Al 5456-H321 합금은 온도, 오물, 수분 등의 결합으로 박리형태의 부식이 형성됨을 알 수 있다.(1964, Fresh I . Hydrofoil) 박리는 기초적인 재질과 마그네슘 합금이 분리되는 형태인데 이러한 현상이 Al 5456-H321를 사용한 Hydrofoil의 Bilge부분에서 발생되었다. 이 문제는 새로운 열처리 방법 H116, H117으로 해결하였으며 JEFF(A)의 선체는 AL5086-H117 용접구조이고 Buoyancy Tank 구조는 Truss 구조이며, 약 4'의 Frame Space를 갖는다. Bottom Plate는 Corrugated Plate와 Hat Section으로 이루어졌으며 두께는 0.16" Thk의 Hat Section Plate, 상부구조물은 0.1" Thk의 Corrugated Plate이다. Longitudinal Girder는 대략 6'의 간격으로 6개가 있다. 전체적인 구조배치는 Fig. 10과 같다.

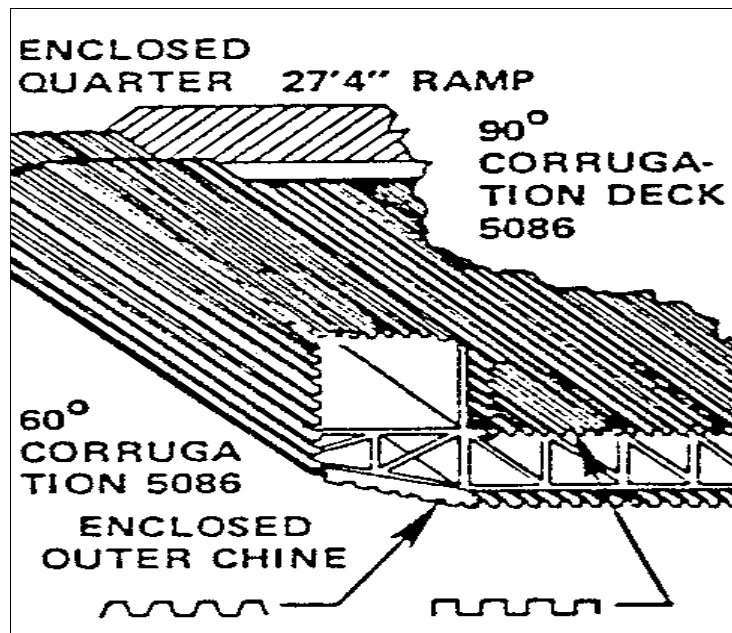


Fig. 10 JEFF-A 구조배치 형상

4) JEFF(B)[13]

Fig. 11에서 보는 바와 같이 Hull Structure와 Side Structure는 용접과 기계적 결합 방식을 병용한 AL 구조로 이루어 졌다. Hull Floatation Box는 watertight를 위해서 5086 Al. 용접구조로 시공되었다. Cargo Deck은 6061 Al. extrusion으로 시공되고 Bulkhead에 기계적 결합방법으로 시공되었다.

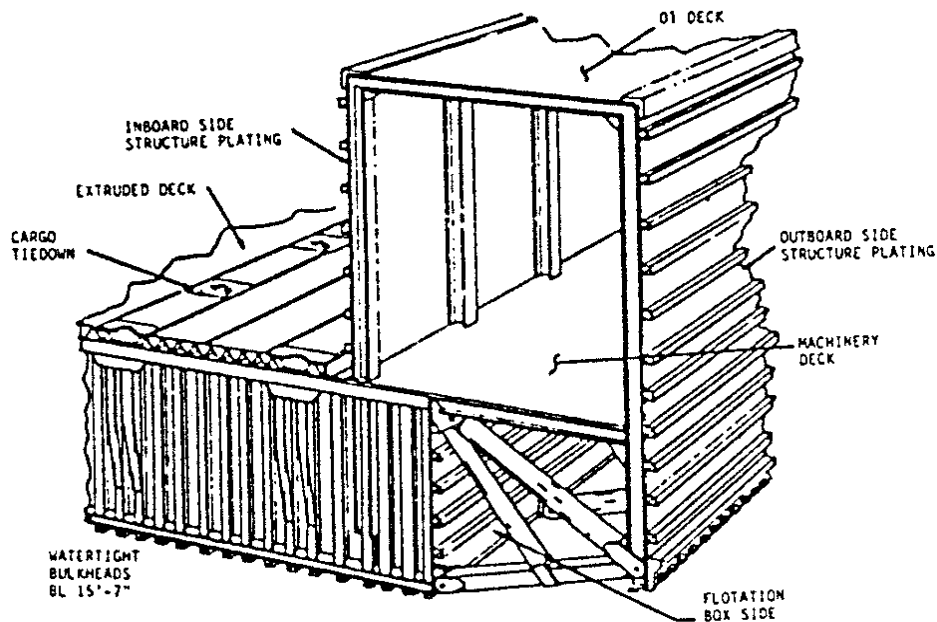


Fig. 11. JEFF-B 구조배치 형상(1)

Wet Deck는 수밀과 부식의 방지관점에서 시공되었다. side structure framing 은 6061 Al으로 시공되었으며 선측판은 5086에 5086 channel을 자동 용접하여 제작하고 선저판도 같은 방법으로 시공하였다. 각 channel은 작업을 간편화하기 위하여 바깥쪽으로 시공되었다.

Machinery Deck와 Side Structure Top부분은 Fig. 12와 같이 Lightweight Al 과 Balsa cored sandwich panel을 사용했다. 모든 기계적인 결합이 이루어진 부분에는 부식의 방지를 위하여 sealant로 시공되었다. Side Structure를 지지

하고 Cushion Air를 위한 넓은 Air Flow Path를 위하여 Transverse Truss구조를 Side Structure 밑에 Welded 5086 Al으로 설치하였다.

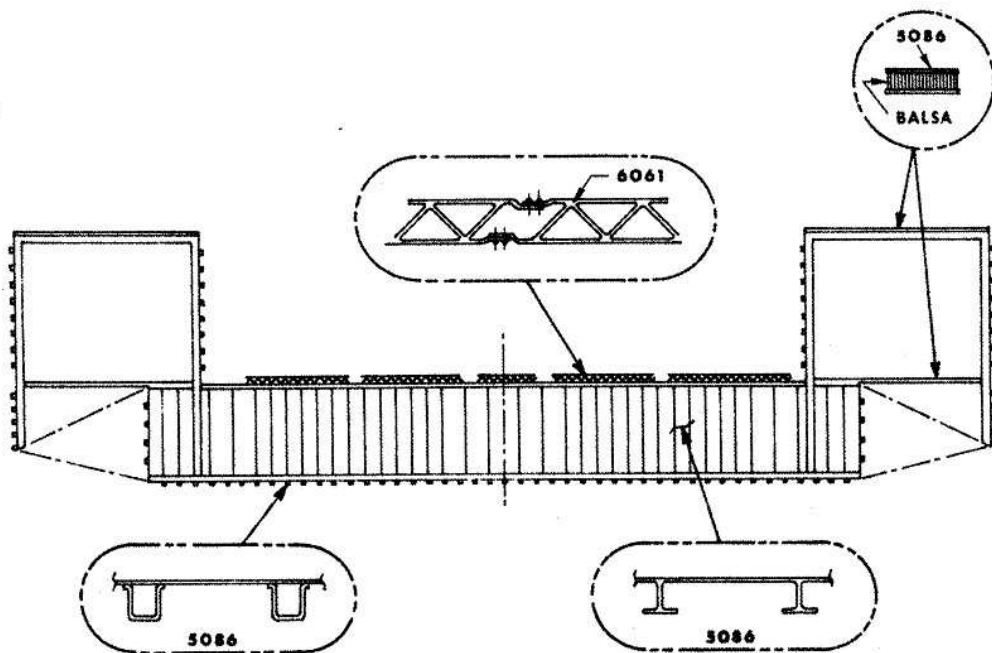


Fig. 12 JEFF-B 구조배치 형상(2)

Truss 구조는 Hull Box에 bolt로 시공되었다. Propeller Duct와 Rudder는 6061 Al으로 Rivet, Bolt방법으로 시공되었다. Landing Pad는 4개의 폴리우레탄 Pad로 Hull Bottom에 Bolting으로 시공했다.

JEFF(B)의 문제점은 Transverse Truss 구조의 rivet이 부분적으로 부식되었고 Transverse Truss 구조의 rivet시공은 시공비가 높으며, Propeller Duct구조의 가격절감을 위해서 설계의 개량이 필요한 것이다.

5) LCAC[32]

초기 가공Cost를 낮추기 위하여 전 용접구조를 채택하였다. 용접구조는 기계적인 결합구조보다 공수절감에 유리하고, JEFF(B)의 문제점이던 Rivet의 부식 분체를 해결할 수 있었다. 전 공정의 70%를 자동용접으로 행하였다.

상부구조물은 모두 module화하여 제작하고 module 하부 4곳만 bolting으로 hull에 고정하였는데 이는 Hull girder bending과 격리하기 위해서이다.

만약에 일체로 거동하게 되면 N.A가 Cargo deck 근처에 오게 되어 전체 bending moment에의 resistance가 나빠지게 된다.

LCAC는 JEFF(A), (B)를 prototype으로 하여 제작 되었는데 외형은 JEFF(B)를 닮았는데 기본적인 3가지 변화가 다음과 같이 있었다.

- (1) 4개의 Main Engine을 사용했다.
- (2) Side Structure와 Hull을 전체 용접구조로 하였다.
- (3) House부의 Modular construction 채용 등이다.

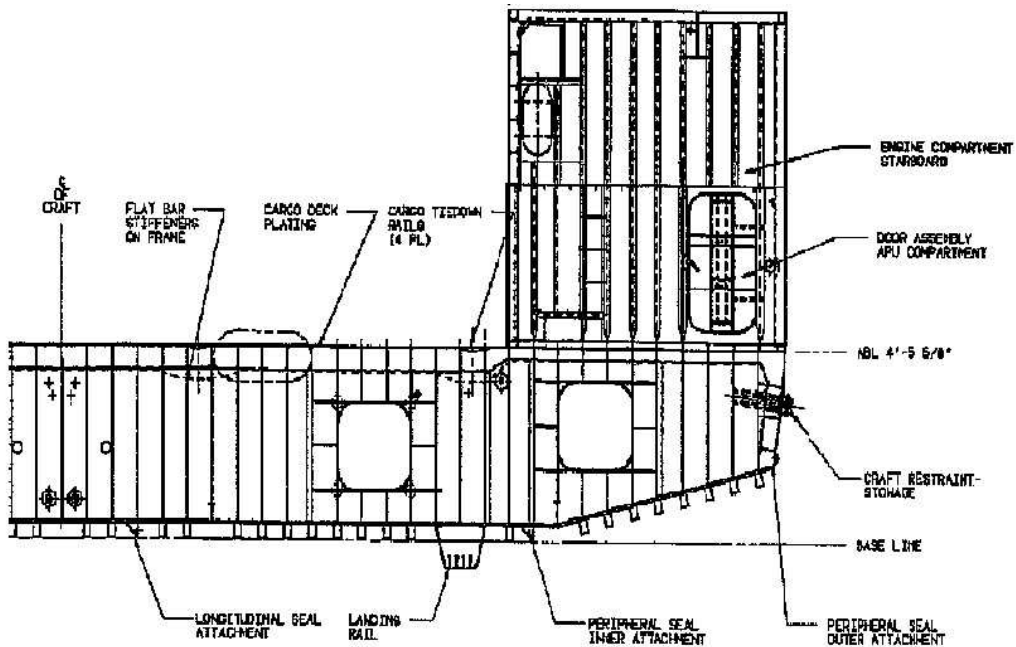


Fig. 13 LCAC 구조배치 형상(1)

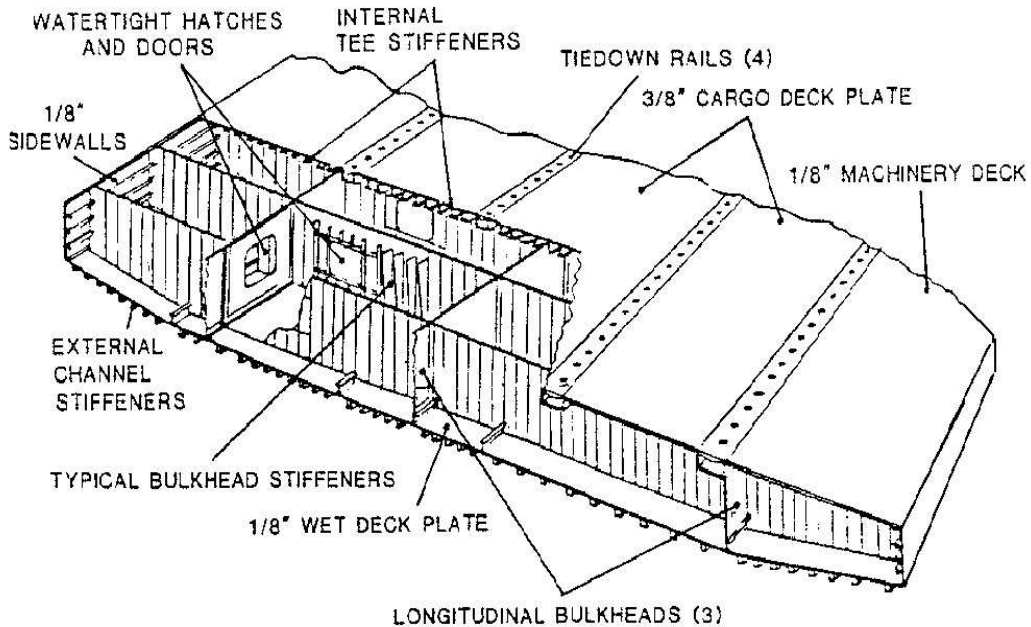


Fig. 14 LCAC 구조배치 형상(2)

LCAC의 구조부재 배치 특성을 살펴보면 다음과 같다.

① 사용 재질

Al. 5456 판재와 Extrusion 그리고 5086판재를 사용했다. 부식에 강한 5000 series의 합금을 사용하여 Painting과 anode 취부를 하지 않았다.

② 보강재 간격

모든 부재의 frame spacing은 9" (229mm)이다

③ 선측구조

JEFF(A)는 용접구조를 채택했고 JEFF(B)는 Truss구조를 사용했으나 Truss 구조에서는 Rivet의 머리부분에 Corrosion이 발생되었다. 그리고 Rivet이나 Bolt를 사용하는 것은 건조비가 비쌀 뿐만 아니라 보수가 용이하지 않으므로 LCAC에서는 용접구조를 채택하였다.

④ 주갑판

28ft wide의 Cargo Deck과 양측에 위치한 8ft의 Machinery Deck으로 이루어

져 있다. Cargo Deck는 3/8" Plate와 Tee stiffener의 조합으로 이루어 졌으며 Cargo 의 Hold를 위한 Tie Down Rail이 Cargo Deck에 4개 설치되어 있다. Machinery Deck는 1/8" 판재와 3" deep stiffener로 구성되어 있다.

⑤ Bulkhead

19개의 횡 격벽과 3개의 종 격벽으로 배치되어 있으며 0.1" (2.54mm) 판재에 수직 보강재로 구성된다.

⑥ 상부구조물

상부구조물은 module화하여 제작하였으며 이 방식은 JEFF(B)와는 서로 다르다. Hull Module, Propeller Duct module, Engine module, Personnel & Equipment module, Control Station module, Lift Fan module 등 각기 따로 제작하였기 때문에 작업성이 좋고, 공수절감에 되었으며 중량을 절감할 수 있었다.

⑦ Propeller Duct & Rudders

6061Al 합금을 사용하여 기계적 결합으로 제작하였다.

5) 공기부양함정의 구조배치 종합

일반적으로 공기부양정은 선체의 손상시에 대비하여 충분한 예비부력을 확보하기 위한 부력상자를 가지게 되고, 운용목적에 따른 다양한 하중에 대한 충분한 강도를 가지면서 요구성능을 만족할 수 있는 최소중량 설계를 위해 적절한 구조배치가 이루어지게 된다. 이러한 구조배치의 특성에 대한 비교 자료로서 공기부양 실적선들에 대한 선체구조의 대표적인 배치특성을 Table. 7에 제시하였다.

Table. 7 공기부양 실적합정의 구조배치

내용 \ 설명		AL-30	JEFF(A)	JEFF(B)	LCAC
횡격벽 간격		840mm	1,200mm	1,200mm	1,370mm
종격벽 간격		2,590mm	1,670mm	-	4,110mm
보강재 간격		Hollow Core	Corrugation	277mm	230mm
구조중량/AUW		-	28%	30%	25%
부력상자 높이		950mm	1,520mm	1,270mm	1,370mm
Cargo Deck	재질	A16061T6	A15086H117	A16061T6	A15456H116
	형상	Hollow Core Extrusion	Corrugation + Hat Sec.	Truss Hollow Core	Skin plank Extrusion (Tee)
	치수	두께:2.2mm 높이:38mm	두께:4mm 높이:100mm	-	두께:9.5mm
Wet Deck	재질	A16061T6	A15086H117	A15086H117	A15456H116
	형상	Hollow Core Extrusion	Corrugation + Hat Sec.	Welded Hat Sec.	Welded Hat Sec.
	치수	두께:2mm 높이:22mm	두께:4mm 높이:22mm	두께:2.5mm 높이:45mm	두께:3.2mm
Side Struc. Bottom	재질	A16061T6	A15086H117	A15086H117	A15456H116
	형상	Hollow Core Extrusion	Corrugation + Hat Sec.	Truss Hat Sec.	Welded Hat Sec.
	치수	두께:2mm 높이:22mm	두께:4mm 높이:22mm	두께:2.5mm 높이:45mm	두께:3.2mm
Side Struc. Side	재질	A16061T6	A15086H117	A15086H117	A15456H116
	형상	Hollow Core Extrusion	Corrugation + Hat Sec.	Welded Hat Sec.	Welded Hat Sec.
	치수	두께:2mm 높이:22mm	두께:4mm 높이:22mm	두께:2.5mm 높이:45mm	두께:3.2mm
Longi. Frame	재질	A16061T6	A15086H117	A15086H117	A15456H116
	형상	Hollow Core Extrusion	Truss 구조 Al Plate	Skin Plank Extrusion (Tee)	Skin Plank Extrusion (Tee)
	치수	두께:1.4mm 높이:17mm	-	두께:3.2mm 높이:45mm	두께:2.5mm
Trans. Frame	재질	A16061T6	A15086H117	A15086H117	A15456H116
	형상	Hollow Core Extrusion	Truss 구조 Al Plate	Skin Plank Extrusion (Tee)	Skin Plank Extrusion (Tee)
	치수	두께:1.4mm 높이:17mm	-	두께:3.2mm 높이:45mm	두께:2.5mm

제 4 장 구조중량 분석

4.1 수상함의 구조중량분석

구조중량은 함의 배치 및 시스템 특성과 밀접한 관계가 있으므로 상대적인 비교분석이 쉽지 않다. Table. 15에 제시된 구조중량/경하중량의 비율을 살펴보면 유럽 실적선들은 39-43%정도의 범위에 있고 미국 실적선은 45.6%로서 비교적 높게 나타나고 있다. 구조중량의 비율이 가장 높게 나타난 프랑스 실적선은 선체재료로 연강(mild steel)이 사용된 경우이며 나머지는 모두 고장력강이 사용되었다. 문헌[33]에 제시된 자료에도 미국 실적선의 구조중량이 강구조보다 약 30-40% 정도의 중량절감이 가능한 알루미늄 상부구조인 것을 감안하면 순수한 구조중량은 유럽의 실적선보다 5-10% 정도는 더 무거운 것을 볼 수 있다. 국내 실적선은 최소 중량 설계를 위해 늑골간격은 조밀하게 배치하는 편이나 두꺼운 판의 선호와 과도한 안전계수를 주는 것에 원인이 있다고 판단된다. 미국 실적선은 엄격한 중강도 기준 및 충분한 설계마진의 적용, 구조적 연속성의 중시, 넓은 간격의 늑골배치 및 두꺼운 판을 선호하는 설계관습 등에 원인이 있는 것으로 추정된다.

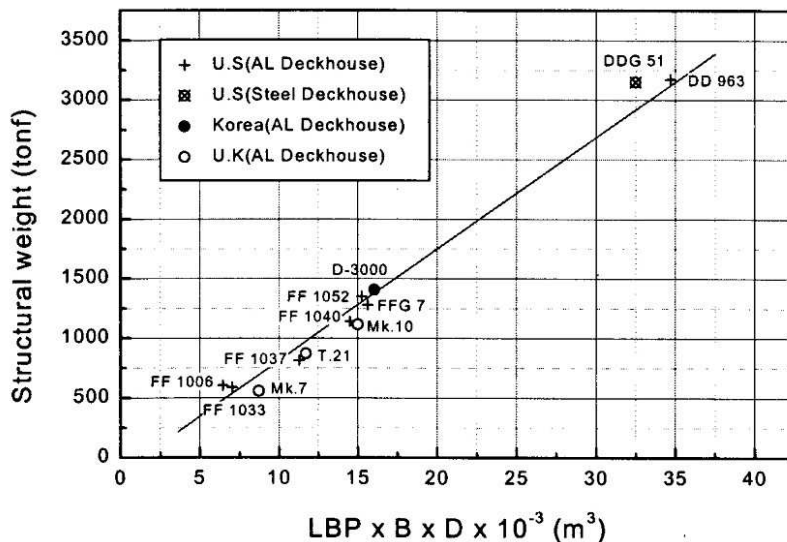


Fig. 15 구조중량 비교

4.2 공기부양함정의 구조중량분석

공기부양선의 구조적인 특성으로서 가장 중요한 것은 적절한 구조 중량비를 갖도록 설계하는 것이다. 왜냐하면 공기부양선의 구조 중량은 경제적으로나 유효하중(payload)의 수송에 있어서 중요한 설계요소이기 때문이다. 요즈음의 선박에 있어서 구조의 중량은 총중량의 25-35%정도이며 대부분이 총중량의 30%이상이다 그리고 경하상태에 대해서는 60%에 달한다[5].

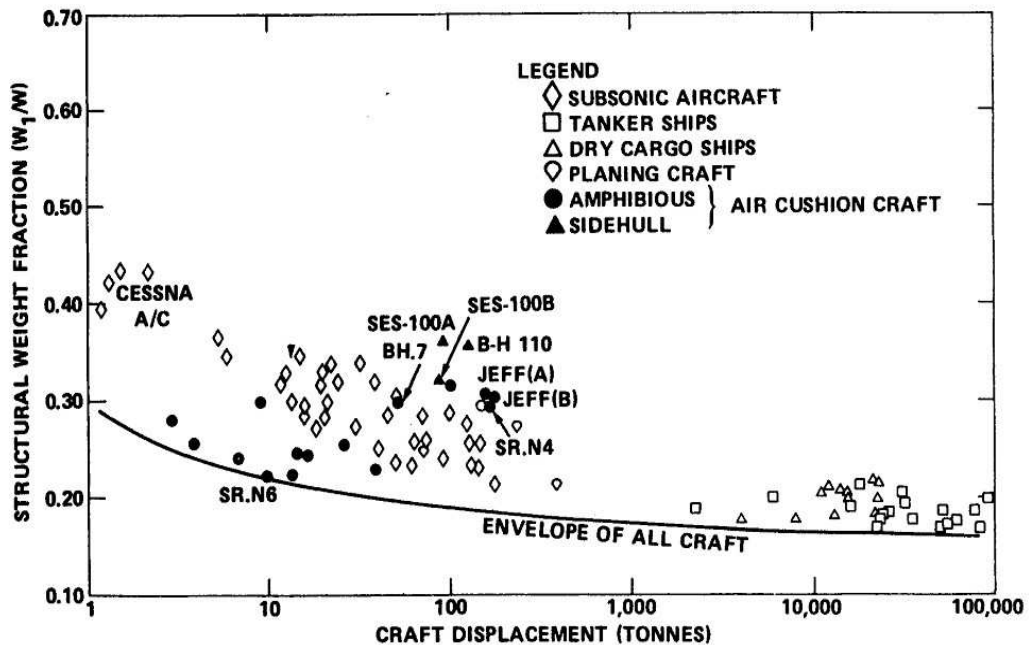


Fig. 16 공기부양선과 일반선의 구조중량 및 최저 한계선

실적선을 토대로 한 총중량에 대한 구조 중량비의 경향을 Fig. 16에 나타내었 으며, 아울러 구조 중량의 최저한계를 보여주고 있다. 이 그림에서는 공기부양 선과의 비교를 위해서 높은 효율의 유조선과 일반 화물선이 나타나 있으며 이 런 선박들은 15-25노트의 낮은 속력과 높은 구조밀도로 건조된 일반선으로서 구조설계가 잘된 것으로 알려져 있다[16].

지금까지는 어떤 선박도 다음식으로 주어진 제한치 이하로 구조의 중량비를

감소시키지는 못했다.

$$W_s/W = 0.15 + (0.25/W1/3)$$

여기서 W_s : 선박의 구조 중량(톤)

W : 선박의 배수량(톤)

이 제한치는 선체의 구조 기술에 있어 구조 중량비의 낮은 한계를 정하기 위하여 Fig. 16에 나타내었으며 이런 제한치는 각 선종의 구조적 중량을 표시하는 곡선들에 있어 최소치의 경계선으로 생각될 수 있다.

따라서 공기부양선의 구조설계에 대해서는 애매한 하중으로부터 시작해서 구조 중량비를 감소시키기 위하여 강도에 대한 중량비가 높은 재질을 사용하고 진보된 구조설계의 개념을 개발하는 등 많은 시간과 노력이 경주되어 왔다.

구조설계의 개발의 일환으로 두 가지의 설계방법이 개발되었다.

첫 번째의 설계방법은 일반상선을 기준으로 한 영국식 설계에 의해 특정지어 지는데 하중에 대해서는 다소 낙관적으로 비교적 가벼운 구조로 설계하는 것이다. 이때 운항중에 파손이 생기면 국부적으로 보강한다. 이렇게 함으로써 구조적 중량을 가볍게 유지 할 수 있으며 특히 구조설계에 시간이 적게 든다는 이점이 있다. 뿐만 아니라 항해중 공기부양선에 영향을 미치는 하중의 위치를 파손된 곳으로부터 알 수 있는 이점도 있다.

두 번째의 설계방법은 군용선을 기준하여 하중을 신중하게 평가해서 구조설계를 하며 다음에는 보다 낮은 구조중량으로 설계될 수 있도록 충분한 시험 장비를 가지고 하중과 운동을 기록하는 방식으로써 대체로 미해군에 의해서 채택되었다. 따라서 통계자료를 참고하여 서로 다른 공기부양선의 구조중량을 비교할 때에는 이들의 설계특성에 대해서 유념하여야 할 것이다.

4.3 선체 중량과 건조비용

최소 경비의 설계는 함정의 중량, 자재비, 인건비, 운항비 등의 모든 사항을 고려하여야 하지만, 이들의 관계성과 함정의 일생 동안에 관한 경제성을 예측하기는 매우 어려운 점이 있다.

최적구조란 여러 의미로 해석될 수 있으나 통상 최소중량 또는 최소비용을 갖는 구조를 뜻한다. 최소 비용에는 최소 건조비와 최소 운항비의 개념을 포함하고 있는데 최소 운항비의 개념에는 여러 가지 많은 요인들을 내포하고 있어서 설계단계에서는 최소 건조비의 개념을 주로 반영하고 있다. 따라서, 구조설계시의 최적화 개념은 최소 선체중량과 최소 건조비의 조합이라고 간주할 수 있다. 특히 공기부양정의 경우 건조에 비용이 많이 든다는 사실이 지금까지 알려져 있다. 이러한 공기 부양정의 높은 비용은 구조 시스템과 추진 시스템이 주를 이루는 모든 하위 시스템들이 극도로 중량을 의식하도록 하는 요구사항 때문이다. 또한 구조비용은 구조 중량 비율보다 훨씬 더 변동이 크기 때문에 구조 효율을 조금 향상시키기 위해 기술, 생산, 품질관리에 많은 시수를 투입할 것을 예상해야 하는 문제에 직면하게 된다. 그러므로 최소 건조비를 고려하되 최적 구조설계를 위해 추진/부양 성능 및 강도기준을 만족하는 최소중량을 갖는 선체구조의 배치 및 형상을 선정하고 각종 부재의 크기를 결정하여야 한다. Table. 8에서 실적 공기부양함정의 중량비교를 나타내었다.

Table. 8 중량 비교

Item Number	Description	Jeff(A)	Jeff(B)
100	Hull Structure	42.4(27.9 %)	43.4(29.9 %)
200	Propulsion	10.9(7.5 %)	14.6(10.1 %)
300	Electric Plant	1.7(1.1 %)	0.9(0.6 %)
500	Auxiliaries	8.4(5.5 %)	3.8(2.6 %)
600	Outfit & Furnishing	5.4(3.6 %)	3.4(2.3 %)
567	Lift System	4.5(3.0 %)	4.9(3.4 %)
Basic Ship(Total)		73.4(48.3 %)	71.0(48.9 %)
400	Command & Survl	0.8(- %)	0.6(- %)
700	Armament	53.5(- %)	53.5(- %)
	Load Ship Ammunition	-	-
	Military Pay Load	54.3(35.8 %)	(37.3 %)
	Load : Crew & Effect	0.5(0.3 %)	0.5(0.3 %)
	Load : Operating Fluid	-	-
	Miscellaneous : Pay Load	-	-
	Load : Fuel	17.8(11.7 %)	17.3(11.9 %)
	Margin	5.8(3.8 %)	2.2(1.5 %)
Full Load		151.8(100 %)	145.1(100 %)

제 5 장 함정 구조의 설계 기준에 대한 고찰

5.1 설계하중 기준

5.1.1 수상함의 설계하중 고찰

선체구조는 외부와 내부로부터 여러 가지 형태의 하중을 받는다. 미해군의 구조설계지침서[7]에서 제시하는 설계하중의 분류는 Fig. 17에 보여주는 바와 같다. 함정은 해상환경과 무관하게 선체내부에 작용하는 기본하중(basic loads), 해상환경에 의해 작용하는 파랑하중(sea-environment loads), 평시의 운항 조건과 함께 비상시의 전투 상황에서 발생하는 운용하중(operation loads) 및 전투하중(combat loads)으로 분류하고 있다.

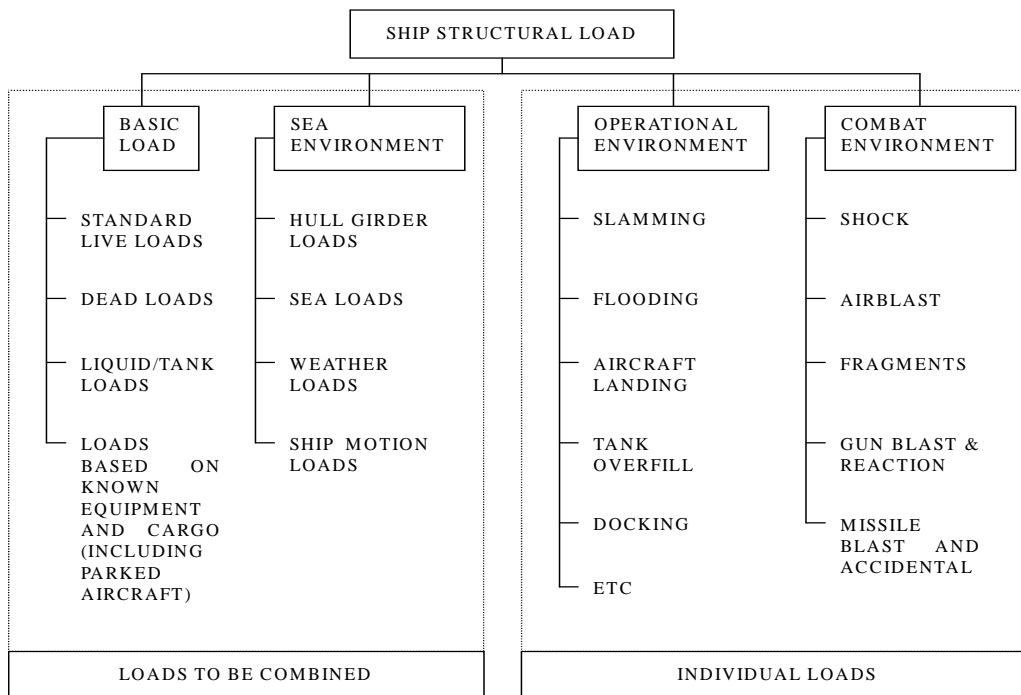


Fig. 17 Design Loads (NSSC 1976)

과량하중과 기본하중은 선체구조 전체 또는 국부강도에 상호영향을 미치므로 서로 조합된 하중의 고려가 필요하다. 운용하중과 전투하중은 특수한 상황에서 발생하는 하중으로 주로 국부강도에만 영향을 미친다고 간주하여 독립적으로 취급하고 확률적으로도 예외적인 상황임을 감안하여 기본적인 하중과 서로 조합되지 않는다. 비상시를 감안한 독립 하중 중에는 수중폭발에 기인한 충격하중(shock load)이 있다.

이들 하중의 대부분에 대해서는 표준 설계하중을 제시하고 있으며 대부분 오랜 경험에 바탕을 두고 있다. 그러나 운용하중의 일부는 설계하중의 표준화가 어렵고 전투하중은 군사보안에 관련되므로 기본적인 개념만 제시하고 있다.

기본 하중(basic load)은 선박이 운항시에 받을 수 있는 하중으로서, 일반선박과 함정에서 개념적인 차이는 별로 없다. 그런데, 중강도 계산을 위한 종굽힘모멘트의 산정 시에는 일반선박과 함정 사이에 다소의 차이가 있다. 미 해군은 선체구조설계에 가장 큰 영향을 미치는 설계하중인 선체거더의 종굽힘모멘트는 1940년대 후반에 채택된 기준이 현재까지도 적용되고 있다[34].

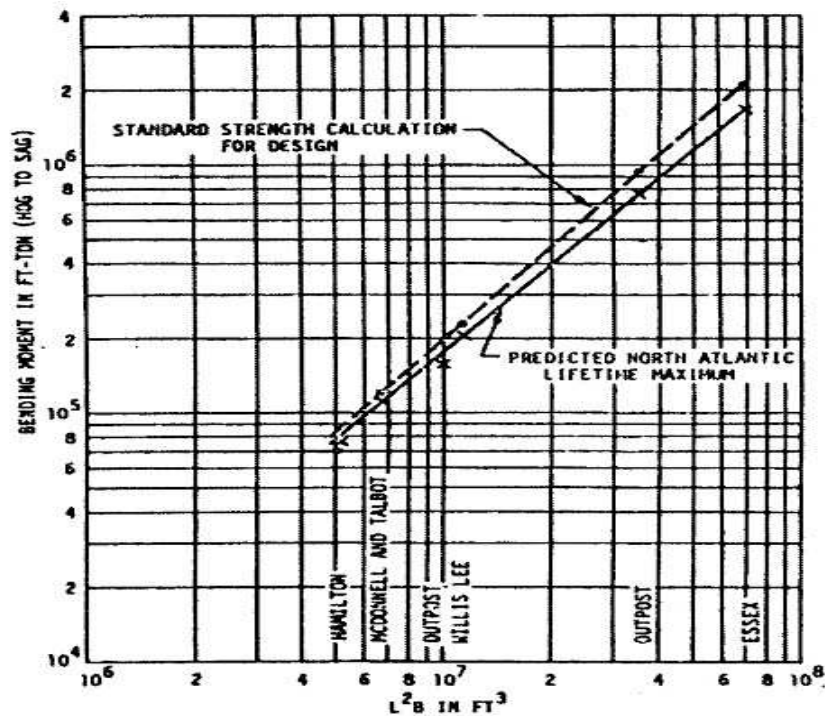


Fig. 18 Predicted lifetime max. vs. design bending moment[34]

즉 $1.1\sqrt{Z(\lambda)}$ 의 파고를 갖고, 배 길이와 동일한 파장을 갖는 트로코리드 파 (trochoidal wave)를 종강도 계산을 위한 기준으로 삼는다. 이 방법의 유체 동역학적 힘과 관성력을 고려하지 못하는 단점 때문에 미해군에서는 타당성 검토를 수행하였는데 1971년에 북대서양의 파랑 데이터를 이용하여 수척의 실적선에 대한 종굽힘 모멘트의 장기 예측치를 계산하였으며 그 결과 Fig. 18에서 보여주는 바와 같이 파고 $1.1\sqrt{Z(\lambda)}$ 에 의해 계산된 굽힘모멘트가 장기예측치의 10^{-8} 초과확률보다 다소 큰 것으로 나타났다. 이 결과로는 파고 $1.1\sqrt{Z(\lambda)}$ 이 다소 과다한 기준이기는 하지만 함정의 전투하중 등에 대한 마진을 고려하면 적절한 기준이라는 결론을 내린 바 있다[43].

또한 일반선박에 적용되는 선급 규정에 따르면 새깅(sagging) 상태의 파랑 종굽힘 모멘트가 호깅(hogging) 상태의 파랑 종굽힘 모멘트보다 항상 큰 값을 주고 있으나, 함정의 경우에는 선형에 따라 다른 결과가 나타날 수 있다. 실적함정에 대한 파랑 중 종굽힘 모멘트 계산 결과(코리아타코마 조선 1983)를 선급 규정과 비교해 보면 Fig. 19와 같다[35,43,44].

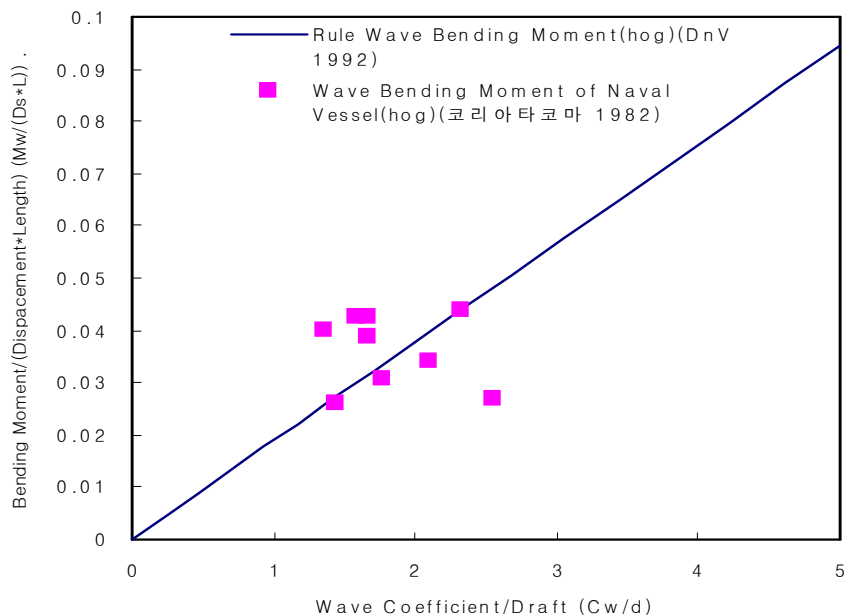


Fig. 19 Wave bending moment

Fig. 19에 따르면 선급 규정에 의한 파랑 굽힘 모멘트 계산치가 함정 기준에 의한 파랑 굽힘 모멘트 계산치의 평균적인 값을 주고 있음을 알 수 있다. 함정의 경우 하중 적재 상태 조절을 통해 최대 호킹 또는 최대 새킹 상태를 만들게 되므로 Fig. 19와 같은 편차를 보인다고 사료된다.

함정의 경우에는 초기 설계 단계에서 통상 종강도 계산을 위한 전체 종굽힘 모멘트(정수중 종굽힘 모멘트 + 파랑중 종굽힘 모멘트)를 다음의 식을 통해 추정하게 된다.

$$M = \frac{\Delta \cdot L}{C} \quad (1)$$

여기서, Δ = 배수량

L = 수선간 거리

C = 선종에 따라 유사선 자료로부터 얻어지는 계수

(1)식의 C 값은 선종에 따라 다른 값을 주고 있는데, 유사선의 종강도 계산 결과로부터 얻어진 값을 사용하고 있으며, 일반상선의 경우 20~35정도의 분포를 나타내며 구축함의 경우에는 선형 및 중량분포가 일반상선과 달리 15~25정도의 범위에 있다. Fig. 17에서 알 수 있듯이, 독립적인 하중으로서 선수 슬래밍에 의한 충격하중과 수중폭발에 의한 충격하중이 종강도에 영향을 미치고 있는데, 특히 수중폭발 시에 발생하는 가스 구체(gas bubble)에 의한 휘핑 모멘트는 선체 종강도에 치명적인 영향을 줄 수 있다.

독립적인 극한 하중의 경우에는 강도 기준도 항복 또는 좌굴 관점보다, 최종 강도 관점에서 새롭게 정의하고 있는것이 현재의 미해군 규정의 추세이다(US Navy 1996). 선수 슬래밍에 의한 휘핑 모멘트를 고려하는 경우 C 값은 20정도로 저하되고, 수중폭발에 의한 휘핑 모멘트를 고려하는 경우의 C 값은 7.5까지 저하되므로 설계 시에 충분한 고려가 필요하다.

식(1)과 같은 경험식은 유사 실적선에 대한 데이터가 충분하지 못할 경우에는 사용이 곤란하다. 구조요소별 주요 설계하중으로서 외관구조는 파랑하중에 속하는 정수압이 대표적으로 사용된다. 최소 정수압은 2.4m(8ft)로 규정한다.

$$H = d + k \sqrt{L} - z \quad (2)$$

여기서, d = 만재흘수

k = 파고상수

z = 선저에서 설계부재의 중심까지 거리

파고상수 k 는 설계파고 $1.1\sqrt{L(\mathcal{M})}$ 의 1/2에 해당하는 0.55가 통상 적용되나 구축함 등 고속선형에는 0.675까지 적용된다. 갑판구조에는 기본하중에 속하는 동하중(live load)이 주로 적용된다. 동 하중은 구획별 공간의 기능에 따라 표준 설계하중을 규정하고 있다. 선체중양부에 있는 외판 및 갑판의 종강도 부재는 이들 설계하중과 선체거더의 종굽힘모멘트를 조합하여 부재치수를 결정하고 있다. 격벽구조에는 운용하중에 속하는 손상수두(flooding) 또는 탱크넘침수두(tank-overflow)가 주로 적용된다.

전투하중은 Fig 17에 제시한 바와 같이 위협무기의 수중폭발(underwater explosion) 또는 수상폭발(air explosion)로 인한 충격하중 및 파편(fragments) 함포 및 미사일 등 탑재무장의 발사충격 하중 등이 고려된다. 수중폭발 충격하중은 최근까지 주요 탑재무장의 발사충격 하중 등이 고려된다. 수중폭발 충격하중은 최근까지 주요 탑재장비와 이의 받침대 구조에 한정하여 적용되어 왔다. 또한 핵무기의 수상폭발에 위한 충격하중은 상부구조 등 모출된 구조의 설계에 고려하고 있다. 파편의 영향은 주요 구획의 방호구조 설계에 고려된다. 무장의 발사충격 하중은 무장의 받침대에 일어나는 변형이 발사성능에 악 영향을 미치지 않도록 설계가 요구된다.

구조설계 하중기준에 대한 세부사항은 1976년에 발행된 구조설계지침서[7]에 상세히 기술되어 있으며 이 지침서는 현재까지도 특별한 수정사항 없이 계속 적용되고 있다.

5.1.1 공기부양함정의 설계하중 고찰

선체구조의 경량화를 위하여 지난 수십년동안 수많은 학자나 기술자들에 의해 정확한 해석과 하중에 대한 연구가 계속되어 왔다. 특히 호버크라프트의 경우 경구조의 문제는 배의 성능에 매우 민감한 영향을 나타낸다.

고속으로 항주하는 선박의 선저구조에 작용하는 최대하중은 파도의 충격에 의한 국부충격하중으로 구조설계에서 가장 중요하게 고려되는 사항이다. 그러나 이 하중을 이론적으로 정확하게 계산하기는 매우 어려우므로 모형시험이나 실선의 계측자료에 근거를 둔 경험적인 방법에 의존하는 것이 일반적이다. 하중을 추정하는 일반적인 방법은 해석적하중 추정법, 모형시험결과, 실선시험결과 등으로 분류할 수 있다.

공기부양선의 선체에 작용하는 하중과 압력에 대한 설계기준은 1960년 초부터 연구되기 시작하였다. 공기부양선의 구조 및 장비면에서 안전성에 대한 최소한의 표준을 정의하여 최초로 출판된 기준은, 영국의 항공운항 규정을 담당하는 정부기관(British Air Registration Board, ARB)에 의해 1962년에 발행된 영국 공기부양선 안전요건(British Civil Air Cushion Vehicle Safety Requirements, BCACVSR)에 게재되어 있다. ARB는 영국 호버크라프트 운항에 대해서도 같은 통제권한을 갖는 현재의 민간항공국(Civil Aviation Authority, CAA)의 전신이다.

그때 제정된 기준은 스커트를 부착하기 전의 SR.N1에서 수집된 자료와 수상비행기의 착륙에서 수집된 자료에 그 기초를 두었기 때문에 공기 쿠션자체나 선수백(bag)의 부양 효과에 따른 어떤 하중의 경감은 고려하지 않고 있으며 따라서 선체를 파도에 닿는 단단한 구조로 취급한다. 이런 기준은 배가 부양하기 전의 물에 떠 있는 상태(off-cushion mode)에는 직접 적용할 수 있으나 부양상태(on-cushion mode)에 적용할 때에는 검토할 필요가 있다. 현재 운항 중인 많은 공기부양선들은 다소간 이 기준을 사용하였다.

통상적인 공기부양선의 구조는 전반적인 하중의 기준과 파도의 충격상태를 고려하는 것이 중요하며 파도의 충격과 국부적인 파도의 충격압력으로부터의 전

체적인 굽힘모멘트(overall bending moments)의 조합에 의하여 설계된다. SR.N4보다 작은 배가 물에 떠있는 상태(hullborne)와 부양된 상태(cushionborne)의 전반적인 굽힘하중(bending loads)을 더 고려해야 한다. 먼저 SR.N1의 모형 및 실선시험을 기초로 하여 얻어진 파랑충격하중과 충격압력에 대해서 간단히 소개하기로 한다[16]. 이는 현재 가장 많이 사용되고 있는 영국의 호버크라프트의 안전규칙(BCACVSR이 최근에 BHSR, British Hovercraft Safety Requirements로 개정되었음)에 포함되어 있다.

$$N_W = \frac{0.12 K_1 V_V V}{W^{1/3} (1 + r_x^2)^{2/3}} \quad (3)$$

N_W : 선박의 배수량에 대한 파랑 충격하중의 비

K_1 : 경험적으로 얻어진 선체 길이방향의 하중 가중 계수

V : 공기부양정의 물에 대한 상대 속도 (단위: ft/sec)

W : 공기부양정의 총 중량 (단위: lb)

r_x : 선체의 길이방향 중량중심에서부터 하중이 발생하는 지점까지의 거리와 함정의 피치운동의 회전반경과의 비

V_V : 선체의 파면과의 수직방향 상대속도

$$V_V = \frac{2.26 \pi H}{\sqrt{L}} + V_S \quad (4)$$

H : 파저에서 파정까지의 파고 (단위: ft)

L : 파장 (단위: ft)

V_S : 공기부양정의 수직방향 침하속도. (단위: ft/sec) 정확한 정보가 부족할 경우 2ft/sec로 가정한다.

식 (4)에서 V_V 는 결국 충격부분에서의 배와 파도의 상대적인 수직속도 (vertical velocity)와의 관계를 나타내고 있다.

선저의 국부부재에 작용하는 최대 충격압력을 P라고 하면

$$P = 0.0162 K_2 V_V V \quad (5)$$

으로 주어지며 분포압력(distributed pressure)으로 취급할 경우에는 $P \times 0.44$ 로 한다.

여기서 P : 국부압력(Ib/in²)

K₂ : 선체의 종 방향의 위치에 대한 경험적인 충격압력분포계수

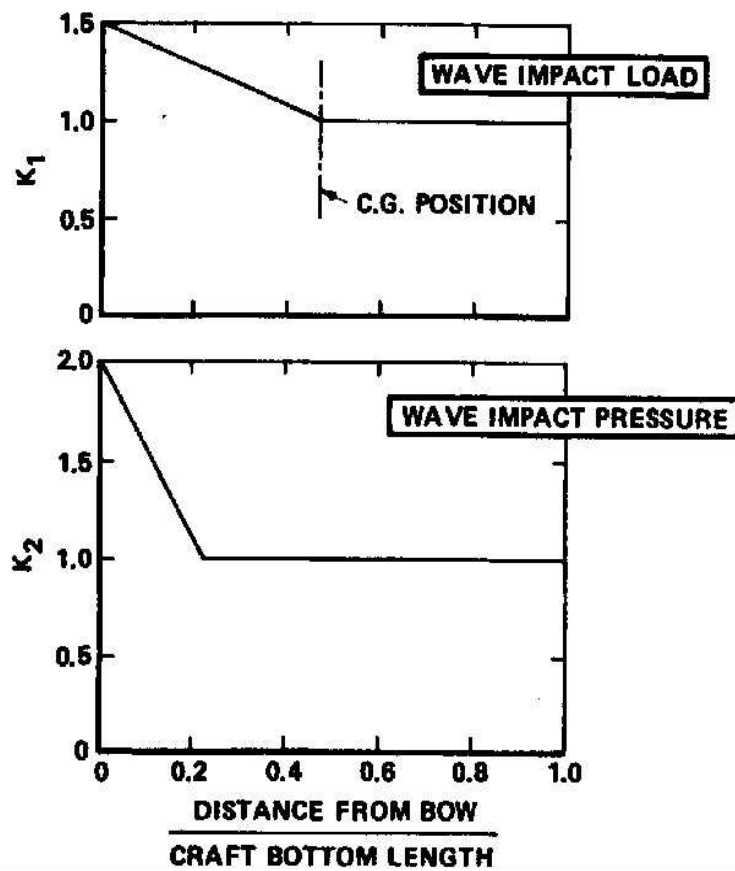


Fig. 21 Load and pressure wave impact factors

충격하중 이외의 하중으로는 공기역학적인 힘(aerodynamic force), 지면에 의한 충격(ground impact), 정적인 지면하중(static ground loads), 예인 하중(towing loads)과 배를 들어올릴 때 배에 걸리는 국부적인 하중 등을 생각할 수 있으나 이러한 하중들은 구조설계에 그렇게 중요시되지 않는다.

미해군에서는 ACV Type의 Craft의 노출된 Bottom에 작용하는 Water impact에 의한 Max. Pressure는 원래 넓은 표면적을 갖고 있으므로 구조 weight에 크게 기여하게 되기 때문에 신중하게 선택하지 않을 수가 없다. SKMR-1의 설계를 위한 max. pressure의 기준은 navy bureau of ship에 의해 많이 의논되고 심의된 후에 설정되었다[31].

이 craft는 skirt가 없는 hard bottom으로 5ft의 파고에서 50Kts의 속력으로 항주하도록 설계되었고 초기 hard bottom상태의 항주높이는 1ft~1 1/2 ft 였는데 rough water에서 impact를 받는다고 가정할 수 있다고 생각되었기 때문이다. 해수에서 $1/2\rho V^2$ 의 동압과 1.0의 압력계수의 개념 또한 생각되었는데 Test 결과 해수중 50kts의 speed에서 50Psi가 계측되었다. Fig. 21에서 구획별 SKMR-1의 pressure criteria를 나타내었으며 Bow부에 60psi, flat bottom의 fwd로부터 10%까지에 30psi 나머지부분에 15psi로 설정되었다.

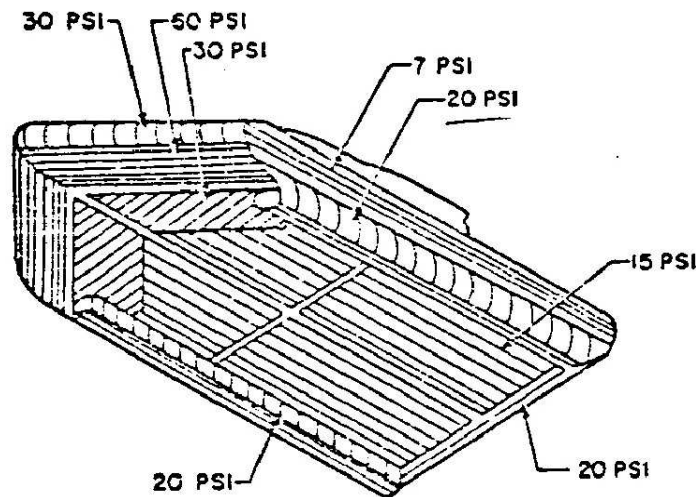


Fig. 22 KAMR-1 Structural design criteria
(Limit hull pressures and plating zones)

SKMR-1의 hard bottom에 대한 Test동안에 pressure계측기는 bow구조와 flat bottom의 길이 방향으로 배치되었는데, 계측 결과 V^2 은 V의 function을 초과하지 않고 결론적으로 1psi/knot로 표시된다.

선수부의 max. pressure(psi)의 크기와 속도V가 동등하다는 개념은 후에 Bell Aerospace company에 의해 제안되고 설계에 반영되었다.

현재 향해되고 있는 SR. N2, 4, 5, 6으로부터 pressure criteria가 만들어 졌는데 이 Craft의 pressure criteria는 대부분 British Civil ACV Regulation에 의해 설정되었다. Table. 9는 이 Craft들의 max. pressure이다.

U.K에 의한 pressure가 SKMR-1의 것보다 작다. 그러나 rough water에서 SR. N2의 test와 rough water에서 항주하는 동안 SR. N2, SR. N4의 Bow부분에서 design된 pressure보다 큰 bow pressure가 계측되었다.

위의 Table. 9와 Fig. 23은 AALC JEFF(B)의 bow와 bottom을 위한 Max. design pressure 이다.

Table. 9 Comparison of maximum pressures for 6 ACV's[31]

Craft	Nominal Weight(lbs)	Max. Pressures(Psi)		Equivalent Wave Conditions (H/L = 1/10)	
		Bow	Flat Bottom	Hw(ft)	V(ft)
SKMR-1	45,000	60	30~15	5.0	50
SR. N2	57,000	15	6	3.0	55
SR. N4	370,000	22.5	4.8	2.5	70
				4.5	60
				10.0	20
SR. N5	15,000	18	12	2.0	60
				5.5	20
SR. N6	21,000	18	12	2.0	50
				5.5	20
AALC Jeff(B)	323,000	50	22~11	6.5	50

Jeff(B)의 경우는 SKMR-1 Test Data를 이용하여 Speed 50Kts로부터 Bow Slope Area는 50 Psi를 Max. Limit Pressure로 잡았으며, 선수의 15%는 U.K 규칙에 의거 22Psi, 이밖에 Flat Bottom Pressure는 SR.N2 Test Data를 이용 11Psi 하중을 추정하였다.

전반적인 Jeff(A), Jeff(B)의 추정된 하중은 Fig. 22, 23과 같다[16].

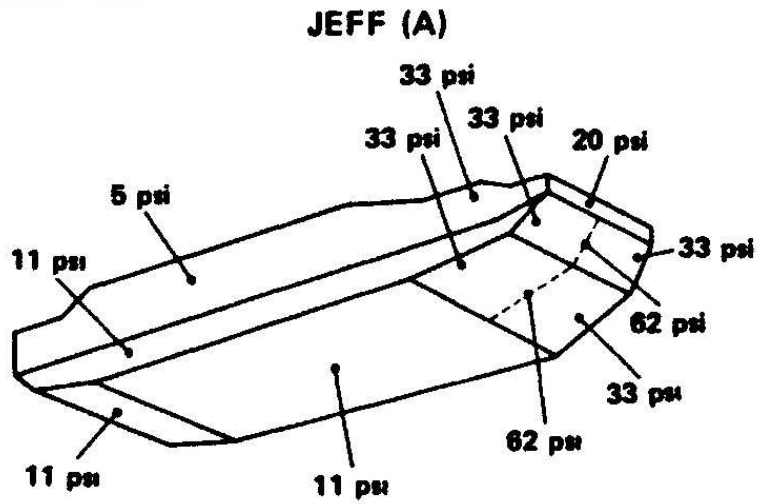


Fig. 23 Hull impact design limit pressure JEFF(A)

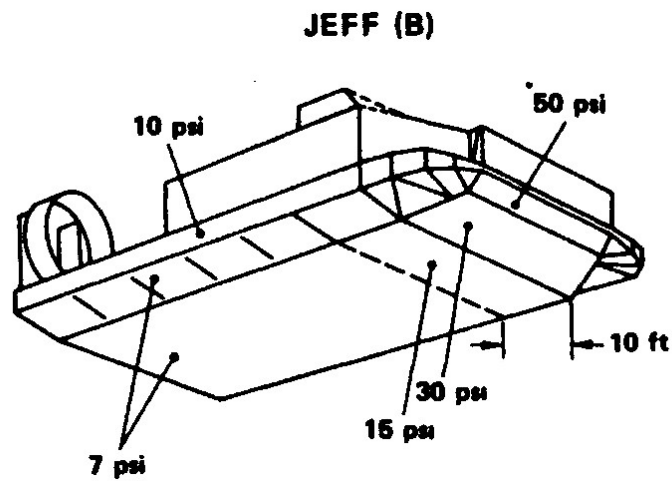


Fig. 24 Hull impact design limit pressure JEFF(B)

가장 최근에 건조 및 운항되고 있는 LCAC의 bow와 bottom을 위한 Max. design pressure는 Fig. 24와 같다.

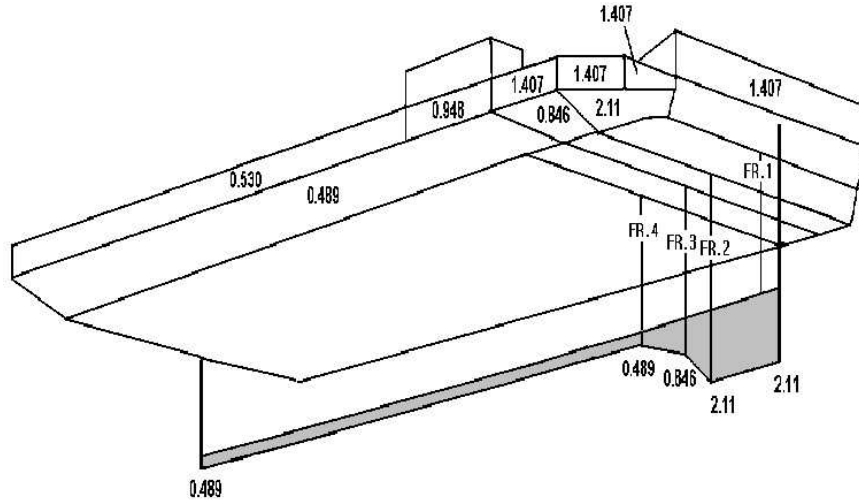


Fig. 25 Hull impact design limit pressure LCAC

공기부양함정의 종강도는 수상함과는 달리 부양상태에서 선수부 파랑 충격하중에 의하여 최대 종굽힘 모우멘트가 발생하는 것으로 알려져 있다. 따라서, 파랑 충격하중에 의한 종굽힘 모우멘트를 비 부양상태에서의 파랑 종굽힘 모우멘트와 함께 고려해야 한다. 부양 상태로 운항하는 공기 부양정은 운항 중 만나게 되는 파랑에 의해 선수부에 충격하중이 가해지게 되며, 그에 따라서 공기 부양정은 강제 운동을 하게 된다[16]. 이러한 충격하중과 강제 운동에 의해 발생하는 관성력의 길이방향 분포로 얻어지는 전단력과 굽힘 모우멘트를 계산하여 파랑 충격하중에 의한 종강도를 계산하고 비 부양상태에서의 종강도 계산은 수상함과 동일한 거동을 나타내므로 미해군 설계 기준[7]을 주로 적용한다.

먼저 미해군 설계 기준 종굽힘 모우멘트 초기 근사값 추정법은 5.1.1항에서 언급한 내용과 같으며 경하 상태 및 만재 상태의 호깅 및 새깅 최대 굽힘모우멘트 최대값은 Table. 10과 같다. 따라서 최대 굽힘모우멘트 = 368 ton-m, LBP = 25.00 m 그리고 Δ(만재 배수량) = 85.258 ton 의 유사 실적함정으로 부터 얻은 굽힘모멘트 계수는 다음과 같다.

$$C = \frac{\Delta L}{M_{\max}} \approx \frac{85.258 \text{ ton} \times 25.00 \text{ m}}{368 \text{ ton} - \text{m}} \approx 5.7920$$

약 5.8정도의 C(굽힘 모우멘트 계수)값은 일반 수상함의 약 20에 비하여 매우 낮은 값을 알수 있다.

Table. 10 유사실적선 공기부양함정의 굽힘 모멘트

구분 (ton)	하중상태		전단력(Q) (ton)	굽힘모우멘트(M) (ton-m)
경하상태 (58.375)	중량 및 부력에 의한 하중	호강	-10.20	-49.37
		새강	10.77	46.57
	충격하중	호강	-64.47	299.16
		새강	-54.69	-234.77
만재상태 (85.258)	중량 및 부력에 의한 하중	호강	-18.44	-88.86
		새강	20.85	-69.75
	충격하중	호강	-113.47	349.53
		새강	-81.74	-368.00
	착지하중	호강	4.82	-44.60
		새강	4.82	40.84

부양 상태에서의 종굽힘 모우멘트는 N_W (선박의 배수량에 대한 파랑 충격하중의 비)이 구해지면 함정의 응답을 계산할 수 있는데 여기서 함정을 강체로 가정하면 다음과 같은 인자들을 정의할 수 있다.

- l_1 : 중력 중심과 충격 중심과의 거리(ft)
- l_2 : 요구 지점과 중력 중심과의 거리(ft)
- a : 중력단위의 요구지점의 가속도(g)
- W : 함정의 중량(lb)
- R : 함정의 피치 회전반경(ft)

특정 지점에서의 중력 중심에 대한 상대적인 가속도는 $(a - N_w)g$ ft/sec² 이고 각가속도는 $(a - N_w)g/l_2$ rad/sec², 중력 중심에 대한 모멘트가 $N_w W l_1$ 이다. 여기서 강체의 모멘트 평형식을 적용하면 식(6)과 같다.

$$N_w W l_1 = \frac{W}{g} k^2 \frac{(a - N_w)g}{l_2}, \quad a = N_w \left(1 + \frac{l_1 l_2}{k^2}\right) \quad (6)$$

위의 과정을 통하여 충격에 의한 가속도를 얻고, 실제 작용하는 값은 자중에 대한 영향을 고려하여 여기에 1g를 추가해야 한다[36].

그러나 BHSR[37]에서 규정하는 방법에 따라 여기서 구한 가속도 분포와 참고선의 선수충격시 가속도 분포를 비교하면 거의 유사함을 Fig. 25에서 알 수 있다.

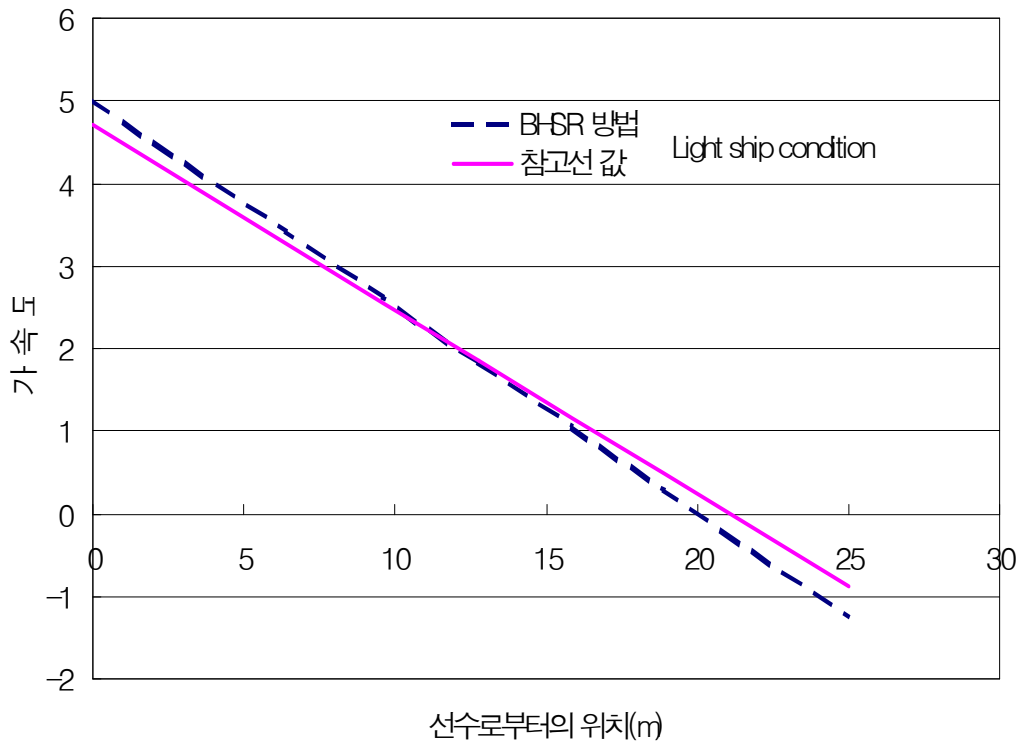


Fig. 26 가속도 분포 비교

5.2 강도기준

미해군의 구조강도 기준은 대부분 항복 및 좌굴강도에 근거한 허용응력에 기초를 두고 있다. 구조부재별 허용응력 기준에는 재료의 기계적 특성, 외력의 형태, 파손기준, 안전계수 및 경험적 요소 등이 고려되어 있다. 판재 및 보강재의 강도 기준은 다음과 같은 개념하에 설정하고 있다. 즉 선체거더의 종굽힘에 의한 응력을 1차응력(primary stress), 수압 또는 국부하중에 의해 종 및 횡늑골에 일어나는 응력을 2차응력(secondary stress), 늑골을 지지점으로 하여 판에 일어나는 굽힘응력을 3차응력(tertiary stress)으로 각각 정의하고 이들 응력을 조합하는 방법이다.

이러한 개념은 1950년대에 제안된 St. Denis의 연구결과[38]에 근거를 두고 있다. 함정의 종강도 기준의 주요 내용은 재료의 허용응력중 일정부분을 1차응력으로 할당하는 방법으로 규정하고 있으며 재료별 허용기준은 Table. 11에 보여주는 바와 같다.

Table. 11 Primary strength criteria of U. S. Navy[7]

Design Primary Stress(σ_{1D}) : $\sigma_{1D} = \sigma_{1c} + \sigma_{margin}$	
Design Primary Stress at Neutral Axis	
-	$\sigma_{1D}(N.A) = 0$ for internal structure
-	$\sigma_{1D}(N.A) = 1/2 \times \sigma_{1D}(FL)$ for out hull envelope
Design Shear Stress(τ_{1D}) : $\tau_{1D} = 1.1 \times \tau_{1c}$	
Limit for Design Primary Stresses	
- MS	: $\sigma_{ILD} = 131 \text{ N/mm}^2$ (8.5 tsi)
- HTS	: $\sigma_{ILD} = 147 \text{ N/mm}^2$ (9.5 tsi)
- HY-80	: $\sigma_{ILD} = 162 \text{ N/mm}^2$ (10.5 tsi)
- Aluminum	: $\sigma_{ILD} = 70 \text{ N/mm}^2$ (4.5 tsi)
Symbols	
σ_{1c}	= calculated primary stress
σ_{margin}	= margin in general assumed to be
$\sigma_{1D}(FL)$	= max. design primary stress auxiliaries(strength deck and / or keel)
τ_{1c}	= calculated primary shear stress

미해군 규정에 따르면 종굽힘 모멘트에 의한 1차 응력(primary stress)의 제한치가 131 N/mm² (mild steel 기준)(NSSC 1976)[7]인데 비하여, 선급 규정에 따르면 170 N/mm²이(DNV 1992)[39]되어, 전반적인 종강도 관점에서는 합정 기준이 선급 규정보다 좀더 엄격하다고 말할 수 있다.

Table. 11에서 σ_{margin} 은 운용중 중량증가 또는 전투하중에 대한 마진을 고려한 응력이다. 선측 외판구조의 설계응력은 선체거더의 수평 굽힘모멘트 또는 운용시 가벼운 접촉 등을 고려하여 단면의 중립축에서 최대 설계 1차응력의 1/2을 주고 있다. 이와 같은 종강도 기준과 최대 종굽힘모멘트를 이용하면 중앙단면에 요구되는 최소 단면계수는 식(7)과 같이 표현할 수 있다.

$$(Z)_{req} = \frac{(BM)_{max}}{\sigma_{LLD} - \sigma_{margin}} \quad (7)$$

국부 부재에 대한 강도 기준은 Table. 12 및 Table. 13과 같다. Table. 12의 강도 기준식을 살펴보면 보의 경우에는 일반적인 구조 설계 기준인 항복과 좌굴 관점의 기준식임을 알 수 있다. 그런데 판의 경우에는 최종강도 관점까지 포함된 강도 기준임을 알 수 있다.

구조부재별로 적용하는 항복강도의 기준은 다음과 같다. 종 및 횡능골의 허용응력은 항복강도의 약 80%를 기준으로 하고 있다. 이 기준은 잔류응역 및 공작결함 등을 고려하여 약 25%의 마진을 주는 개념이다. 외판, 갑판 및 격벽판은 위치, 기능 및 설계하중의 발생빈도 등에 따라 탄성 또는 소성설계 기준을 적용하고 있다. 즉 기능상 매끈한 표면이 요구되거나 상시 하중을 받는 구역에 있는 판에는 탄성설계 기준을 적용하며 하중의 발생확률이 극히 낮은 손상수두(flooding)를 설계하중으로 하는 격벽판에는 약간의 영구 변형을 허용하는 소성설계 기준을 적용하고 있다.

좌굴강도의 기준에도 대부분 약 25% 정도의 마진을 포함하고 있다. 그러나 횡지지가 없는 필라는 67%, 세장비가 큰 보강재($L/r > 60$)에는 초기결함에 의한 강도의 손실을 고려하여 50%정도의 마진을 두고 있다.

또한 압축하중을 받는 평판의 최종강도 및 판의 유효폭에 대한 기준은 Frankland의 실험식[40]을 적용하고 있다. 판의 경계조건은 굽힘하중의 경우에는 고정지지, 압축하중의 경우에는 단순지지로 가정하고 있다.

Table. 12 Strength Criteria for Beams and Plate Stiffener Combinations
(Longitudinal Framing)(NSSC 1976)[7]

APPLICABILITY AND LOADING/FAILURE IDENTIFICATION	STRENGTH CRITERIA		SYMBOLS
	FAILURE STRESS LEVEL	ALLOWABLE STRESS/STRESS COMBINATION	
BEAM YIELDING - SHEAR	-----	$f_c \leq 0.60 F_b$ (8)	f_a = calculated tensile axial stress ; from local load (P/A) or design primary stress f_t = calculated tensile bending stress; due to local load (M/Z) f_c = calculated compressive axial stress; from local load (P/A) or design primary stress f_b = calculated compressive bending stress (M/Z from local load) f_p = calculated compressive stress on plate panel (design hull bending primary stress) f_s = calculated shearing stress on plate panel F_c = column strength F_b = allowable axial/bending strength excluding buckling $= \frac{1}{2} \left(\frac{F_y}{1.25} + \frac{F_m}{2.15} \right)$ F_u = ultimate strength of plating (buckling) F_y = yield strength F_p = plate buckling strength F_m = ultimate strength of material K_s = slenderness coefficient = 0.67 for $L/\gamma > 60$ = 0.80 for $L/\gamma < 60$ where, L/γ = slenderness ratio [] denotes combination; not summation
BUCKLING - STANCHION	F_c	$f_c \leq 0.60 F_c$ (9)	
BEAM-COLUM	F_c	$f_c \leq K_s F_c$ (10)	
TENSILE AND BENDING	F_y	$f_t + f_a \leq F_b$ (11)	
COMPRESSION AND BENDING	-----	$\frac{f_b}{F_b} + \frac{f_c}{K_s F_c} \leq 1.0$ (12)	
PLATING LATERAL LOADING (DISTRIB)	(SEE Table. 13)		
EDGE LOADING	F_u	$f_p \leq 0.80 F_u$ (13)	
SHEAR AND EDGE LOADING	-----	$[f_p, f_s] \leq F_p$ (14)	
STIFFENED PLATE UNDER LATERAL AND COMPRESS LOADING	-----	$f_c + f_b \leq 0.80 \frac{F_u F_c}{F_y}$ (15)	

Table. 13 Strength Criteria for Plating under Lateral Loads(NSSC 1976)

STRENGTH CRITERIA	RATIO b/a	K- VALUE	C- VALUE	TOP SIDE	LOWER SHELL/ TANK	FLOODING/ DAMAGE CONTROL
$\frac{b}{t} \leq \frac{C}{K\sqrt{H}}$ (16) H = Head of Sea Water (ft)	0.5 or less	1.00	AL5086	250	400	500
	0.6	0.98	AL5456	300	470	600
	0.7	0.94	MS	350	550	700
	0.8	0.89	HTS	400	630	800
	0.9	0.84	HY80	500	750	900
	1.0	0.78	HY100	550	800	1000

판 및 보강재에 대한 강도기준은 Table. 12에서 보여주는 바와 같다. 미해군의 구조강도 기준에 대한 세부사항은 DDS(Design Data Sheet)[41]에서 다루고 있다.

Table. 13에 제시된 면외압력을 받는 판의 강도 기준을 선저 외판에 적용하여 일반 상선기준에 의한 결과(DNV 1992)[39]와 비교하여 보면 Fig. 26과 같다.

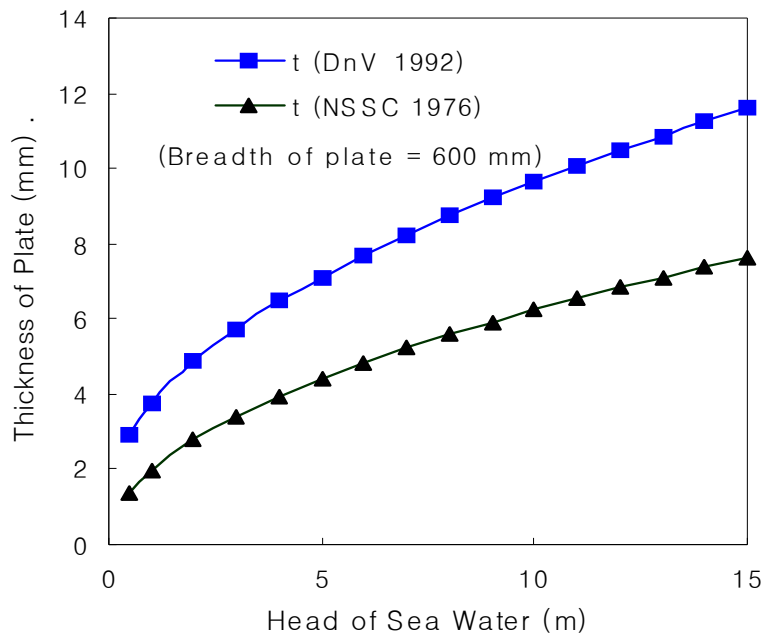


Fig. 27 Thickness of plate according to normal pressure

Fig. 26을 보면 상선 기준에 비해 함정 기준에 의해 결정된 판두께가 상당히 적음을 알 수 있다. 물론 상선의 경우 부식에 의한 여유를 고려하고 있으나 (Fig. 26의 경우 1mm), 이를 제외하더라도 판두께 설계 결과는 함정의 경우가 상선에 비해 적게 된다. 이것은 함정의 경우 중량 경감을 통해 함의 기동성을 확보하기 위한 구조 설계 개념이 강도 기준에 반영되어 있다는 것을 뜻한다. 판두께 결정 측면에서 함정의 기준은 상선 기준에 비해 경량화를 추구하면서, 종강도 측면에서 함정 기준이 상선에 비해 엄격하다는 것이 함정의 구조 설계 기준이라 요약할 수 있다[43,44].

상호 모순과 같은 설계 기준으로 생각되지만, 함정은 상선에 비해 종강도에 기여하는 갑판의 수가 많다는 것을 염두에 두면 쉽게 이해가 될 수 있는 기준이다. 결국 함정은 상선에 비해 경량 설계를 추구하기 위한 설계 기준을 채택하고 있다고 결론지을 수 있다.

이상과 같이 미해군이 채택하고 있는 구조강도 기준의 대부분은 1950년대에 연구된 결과들에 근거를 두고 있다. Marakoff등의 연구[42]에서는 이러한 고전적인 기준을 적용하여 지금까지 안전한 구조설계가 수행된 배경을 다음과 같이 분석하고 있다. 즉 보수적인 설계공식의 사용, 25%정도의 안전마진을 포함한 허용응력의 사용, 종강도에 대한 설계 1차응력의 제한, 과거의 성공적인 실적선에 근거한 설계 종굽힘모멘트의 추정 등을 주요 요인으로 들고 있다. 결국 미해군의 설계기준은 과거의 성공적인 경험을 바탕으로 한 보수적인 설계하중 및 강도기준의 적용으로 요약된다고 볼 수 있다.

따라서 함정의 운용특성상 선체의 안전성확보가 우선 고려되어야 하므로 선체 강도 기준은 수상함과 공기부양함정에 동일하게 적용하였다.

제 6 장 최적설계를 위한 제한조건에 관한 고찰

6.1 보(beam)에 대한 제한조건

Table. 12에서 보의 설계를 위한 강도기준을 살펴보면, 항복과 좌굴을 방지하기 위한 제한 조건임을 알 수 있다. Table. 12의 강도 기준식이 선체 종보강재의 형상에 미치는 영향을 알기 위해, Fig. 27과 같이 정의된 보강재에 대해 설계를 수행하여 보면 Fig. 28과 같다[43,44].

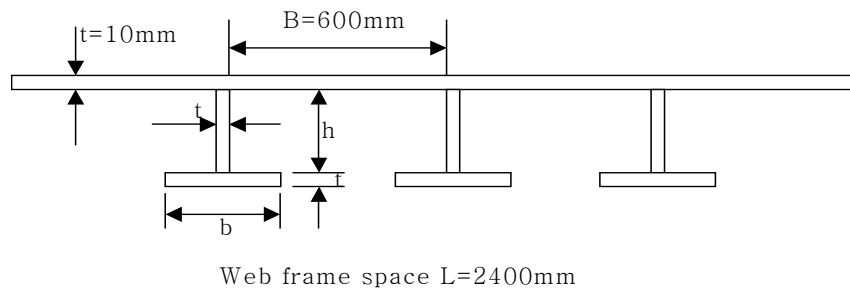


Fig. 28 Sectional view of longitudinal stiffeners joined with plate
(normal pressure=100 N/cm², primary stress=10,000 N/cm²)

Fig. 28에서 보강재 형상의 표현을 간단히 하기 위해 두께는 모두 일정하게 고정하였고, 설계 변수로 보강재 웨브 높이와 플랜지의 폭을 선정하였다. 설계 가능 영역(design feasible region)을 확인하고 설계 변수의 변화에 따른 중량의 변화를 그림으로 나타내고자 하였다. Table. 12의 강도 기준식 중에서 (9)식은 기둥에 대해 적용되는 식이므로 제외하고, (10)식은 (12)식에 포함되므로 제한조건식으로서 생략하였다.

Fig. 28의 결과를 보면 종보강재의 치수를 결정하는 지배 제한조건식(active constraint)은 (11)식과 (12)식임을 알 수 있다. 종보강재의 웨브 높이가 낮은 경우에는 압축하중에 의해 좌굴이 발생할 수 있으므로 굽힘과 압축 상관관계 식인 (12)식이 지배제한조건식이 되지만, 웨브의 높이가 높아지게 되는 경우에

는 압축에 의한 좌굴 발생 가능성이 없으므로 인장과 굽힘 관계식이 지배 제한조건식이 됨을 알 수 있다[43,44].

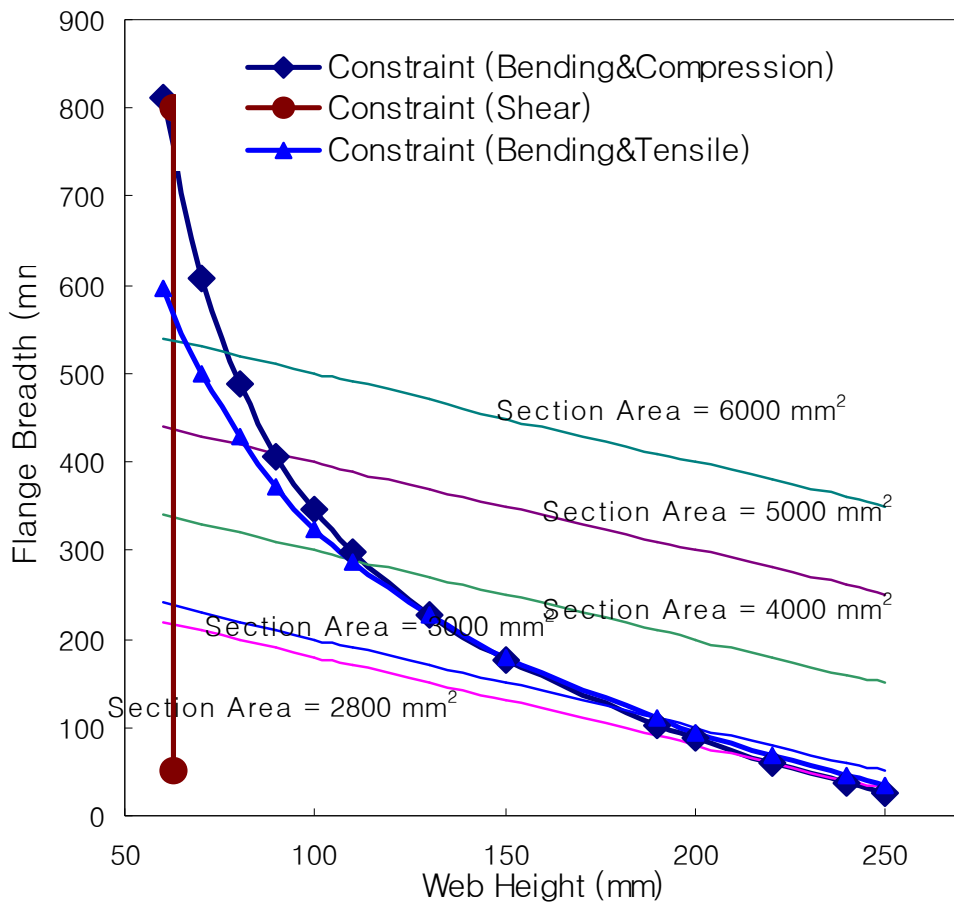


Fig. 29 Feasible region of beam

보강재의 중량을 나타낼 수 있는 단면적도 Fig. 28에 나타나 있는데, 제한조건식을 만족하는 가능 영역(feasible region)내에서는 웨브의 높이를 증가시키고 플랜지의 폭을 감소시키는 것이 중량 최소화에 유리하다는 결과를 Fig. 28로부터 도출해 낼 수 있다.

6.2 판(plate)에 대한 제한조건식의 고찰

Table. 13에서 판에 대한 강도기준식은 판 굽힘응력, 좌굴 및 최종강도 관점의 제한식이라 할 수 있다. 각 강도기준식은 판두께와 폭의 비로 표현할 수 있는데, 구체적으로 나타내 보면 Fig. 29와 같다.

판의 굽힘응력과 좌굴응력의 조합 상관관계는 고려하지 않기 때문에 압축응력과 관계 없이 일정한 수압하에서 굽힘응력 관점의 요구 판두께는 일정하게 된다. 일반적으로 판의 최종강도는 좌굴강도 보다 크기 때문에 최종강도 관점의 설계 결과가 좌굴강도 관점의 설계보다 판두께가 얇게 되는 경향이 있으나, 압축강도가 증가하여 판의 두께가 크게 되는 경우에는 최종강도와 좌굴강도의 크기가 비슷하게 되나, Table. 12의 (13)식에 나타난 바와 같이 최종강도 관점에서 20%의 여유를 요구하고 있기 때문에 좌굴강도 관점에서 결정된 판두께가 더 얇게 된다. Fig. 29에 나타난 바와 같이 면외 압력에 의해 발생하는 굽힘응력 관점에서의 판두께는 압력의 크기에 따라 지배 제한조건식이 될 수 있다[43,44].

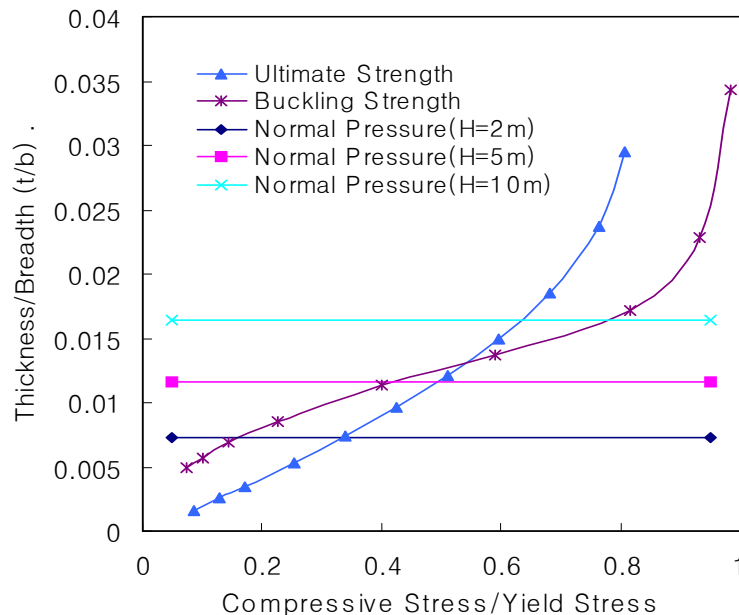


Fig. 30 Constraints for plate

6.3 충격 하중에 대한 고찰

슬래밍 또는 수중폭발에 의한 충격하중은 선체에 휘핑 모멘트를 가하게 된다. 충격하중은 독립하중으로서 하중조합을 고려하지 않게 되므로, 갑판 구조에서는 선체 굽힘 모멘트에 의한 1차응력만 고려하면 된다. 또한 강도기준도 최종 강도이므로 Table. 12에서 (14)식을 기준으로 삼게 된다. 수중폭발에 의한 휘핑 모멘트를 고려한 경우의 판의 요구 두께와 조합 하중을 고려한 판의 요구 두께를 비교해 보면 Fig. 30과 같다[43,44].

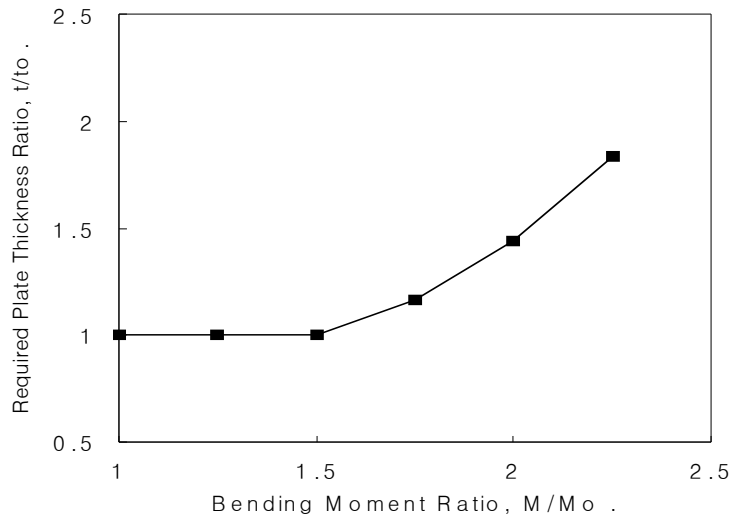


Fig. 31 Variation of plate thickness according to whipping moment

Fig. 30에서 t_o 는 호강 또는 새강에 의한 선체 종굽힘 모멘트 M_o 와 기본하중 (basic loads)의 조합을 고려한 경우의 요구 판두께이다. 하중 조합을 고려한 경우에 판은 면외 압력에 의한 항복 또는 압축에 의한 좌굴 관점에서 설계되는 반면에 충격하중의 경우에는 최종강도 관점에서 설계되기 때문에, 휘핑모멘트의 크기가 크지 않은 경우에는 조합하중을 고려하는 경우의 판두께가 더 크게 되지만, 휘핑모멘트의 증가량이 크게 되면 요구 판두께는 조합하중 상태의 판두께에 비해 상당히 증가하게 된다.

제 7 장 함정 구조의 최적설계

지금까지 고찰한 강도 기준의 제한조건식에 따르면, 지배적인 제한조건식 (active constraint)이 경우에 따라 달라지게 되므로 지배 제한조건식만을 가지고 구조를 설계할 수 없게 된다.

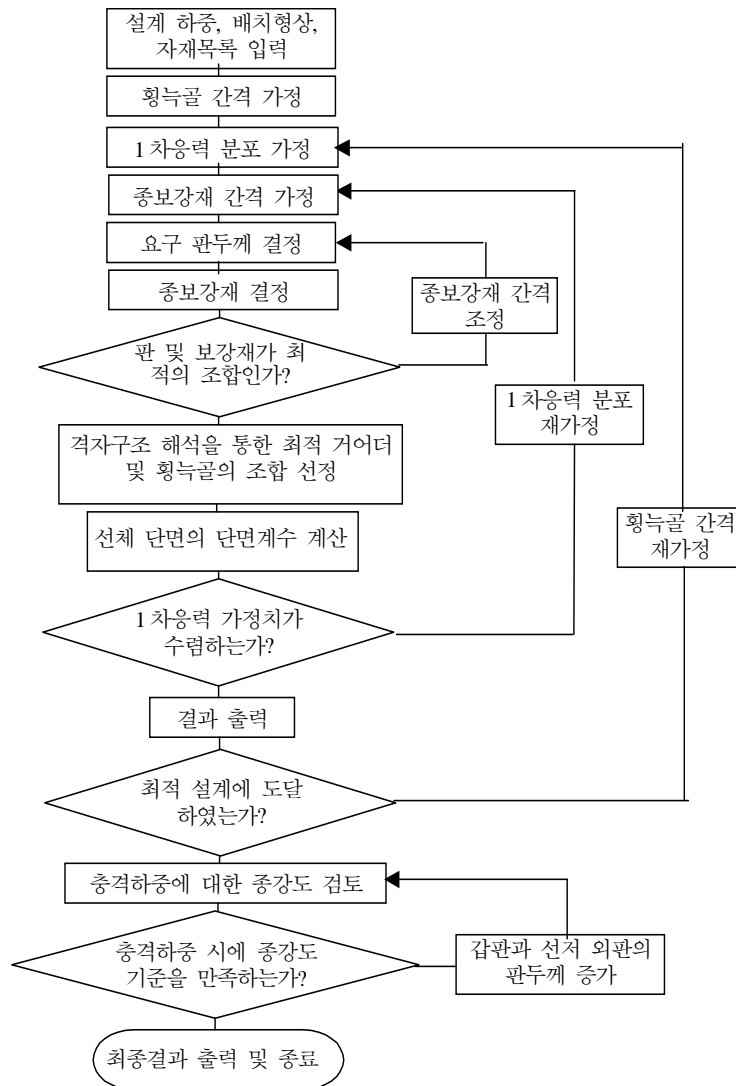


Fig. 32 Flow of midship section design

따라서 구조설계를 위해서는 각 제한조건식의 만족 여부에 대한 판정이 필요하고, 제한조건식을 만족하는 다양한 조합에 대해서 설계 목적에 최대한 부합되는 설계 결과를 선정해야 한다.

이러한 과정은 수많은 반복 과정을 필요로 하기 때문에 컴퓨터에 의존할 수밖에 없다. 합정 중앙 단면의 최적 설계 과정을 그림으로 표현해 보면 Fig. 31과 같다[43,44].

Fig. 31에서 제시한 최적 설계 과정은 선체를 중강도 관점에서 보로 취급하는 개념이 포함되어 있고, 종거어더와 횡능골의 상호 작용을 정밀 격자 구조 해석을 통해 고려하면서 중 횡능골의 최소 중량 설계 과정이 포함되어 있다. 종거어더와 횡능골의 연성 작용에 대한 고려는 기존에 미해군 연구소에서 합정 구조 설계를 위해 개발하여 활발히 활용되고 있는 소프트웨어 SSDP (Structural Synthesis Design Program)(Natale 1972)에서는 무시하였던 것이다[43,44].

7.1 설계의 흐름

최적설계를 위한 여러 가지 수학적 최적화기법이 있지만, 본 연구에서는 실용성과 사용자의 의도를 최대한 반영하기 위해, 구입 가능하고 표준화된 자재 목록 중에서만 검색 및 비교에 의해 최적 부재를 선정하도록 프로그램화하는 방법을 적용하였다. 선체 단면의 각 부분에 작용하는 설계하중은 Fig. 17에서 정의된 하중 조합에 따라 경험 또는 이론적으로부터 얻어진 규정치를 이용하여 중앙단면에 작용시킨다.

구조 배치는 일반배치, 부재의 연속성, 상가 시의 하중, 기타 관례에 따라 이루어진다. 자재 등록은 구입 가능한 판 및 형강으로 이루어지는데, 거어더와 같은 조립부재는 표준화하여 두면 작업 표준화가 가능하고 공수 절감도 가능하게 된다.

대부분의 합정에서 채택하고 있는 중능골 방식의 구조에서 횡능골의 간격은 중요한 설계 변수가 된다. 최적의 횡능골 간격을 얻기 위해서, 본 연구에서는

실적선을 참고로 하여 작업 가능한 범위를 정하고, 각 경우에 대해 설계 결과를 비교함으로써 적정 간격을 선택하는 방법을 채택하였다.

중보강재와 판재는 횡능골 사이에서 종격벽 또는 종거어더로 둘러싸인 일정 영역을 정하고, 이 영역 내에서 판-보강재 조합 구조로 보고, 중보강재의 간격에 따라 제한조건식을 만족시키는 판-보강재의 조합을 찾아내고, 최소 중량이 얻어지는 중보강재 간격 및 판-보강재의 조합을 선택하게 된다.

효율적인 최적화 방안의 하나로서 중보강재의 간격을 가정하고 판두께를 Table. 13의 제한조건식으로 결정한 후, 판두께를 일정하게 놓고, 보강재를 변경시키면서 제한조건을 만족하는 최소단면적의 보강재를 찾게 된다.

판-보강재의 경계를 이루는 종거어더와 횡능골과 같은 1차 강도부재는 격벽 사이의 격자구조로 치환하고 격자 구조해석을 통해 굽힘과 전단 응력을 구하고 Table. 12의 제한조건식을 만족하는 최소 단면적의 부재를 자재 목록 중에서 선택하게 된다.

이 과정도 부분적인 최적화 과정이 된다. 각 부분의 부재선정이 이루어지면 선체 단면 전체의 단면계수 및 1차응력 분포를 계산하고, 가정한 1차응력 분포와 비교하여 수렴을 판정하게 된다. 수렴이 이루어지지 않으면 1차응력 분포를 재가정하고 반복 계산을 수행하게 된다.

횡능골 간격을 변경시키면서 위와 같은 과정을 반복 수행하여 최적의 횡능골 간격을 결정하게 된다. 슬래밍이나 수중폭발 시의 충격 하중에 의해 유발되는 종굽힘 휘핑 모멘트는 독립하중으로 고려하기 때문에 최적 설계 과정의 변수로써 고려하지 않고 강도 검증만 수행한다.

강도 검증 결과 최종강도 관점에서 기준을 충족하지 못하게 되면 중앙 단면 최외각의 판두께를 증가시켜서 종강도를 보강하게 된다.

7.2 설계 적용 예

7.2.1 수상함의 설계 적용 예

앞에서 언급한 중앙단면 최적 설계 과정에 따라 최적설계를 수행하였다. 함정 중앙 단면은 판-보강재와 종거어더 및 횡늑골의 조합으로 이루어져 있으므로, 각 부분의 최적화를 통해 전체 단면의 최적화를 달성할 수 있다. Fig. 32와 같은 100m급 상륙함에 대해 최적 구조설계를 수행하기 위해 먼저 구조 배치가 필요하다. 상부 구조의 종격벽 하부에 거어더를 관통 시키고 선저에는 상가(Docking) 등을 위해 CVK와 측거어더를 배치한다.

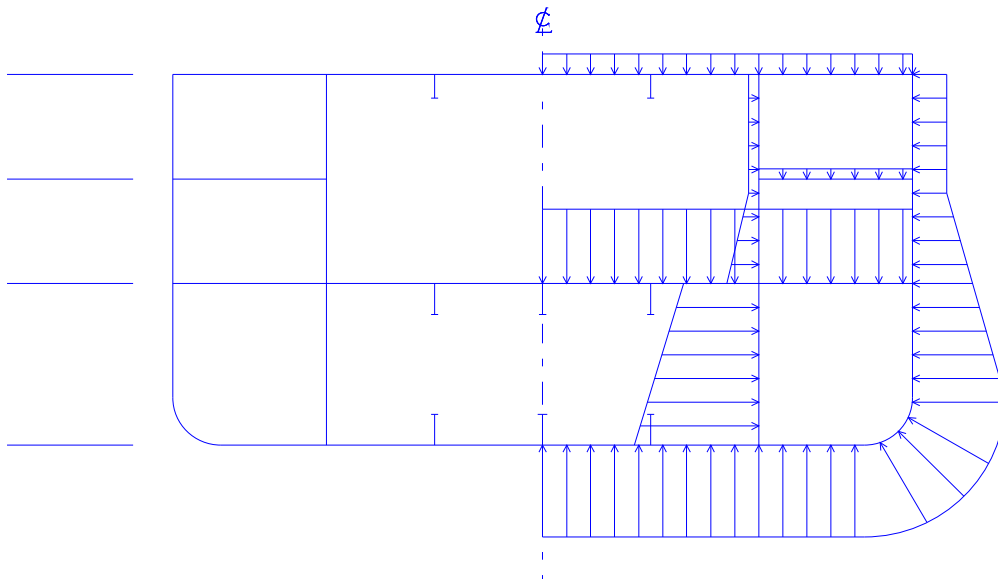


Fig. 33 Design loads and structural configuration

Fig. 17에 제시된 Hull Girder Load는 종강도 부재 전체에 걸쳐 작용시키고, 갑판에는 위치에 따라 Weather Load와 Live Load를 작용시킨다. 3-RD Deck 및 종격벽에는 Tank Load를 작용시키고, 외판에는 Sea Load를 작용시킨다.

각 위치별 설계하중의 상세는 Fig. 32에 제시되어 있다. 주요 구조 배치 후에 단면을 판-보강재 및 종거어더와 횡능골로 구성된 격자구조로 모델링하고 각 모델에 대해 최적 설계를 수행한다.

격벽, 갑판 또는 종거어더로 둘러싸인 국부 구조는 판-보강재 조합 구조로 모델링하고, 격벽, 외판 또는 갑판으로 둘러싸인 종거어더와 횡능골은 격자구조로 모델링하게 된다.

1) 판-보강재 조합에 대한 고찰

판-보강재 구조가 압축력과 수압을 받을 경우, 보강재 간격에 따른 중량의 변화를 살펴보면 Fig. 33과 같다[43,44].

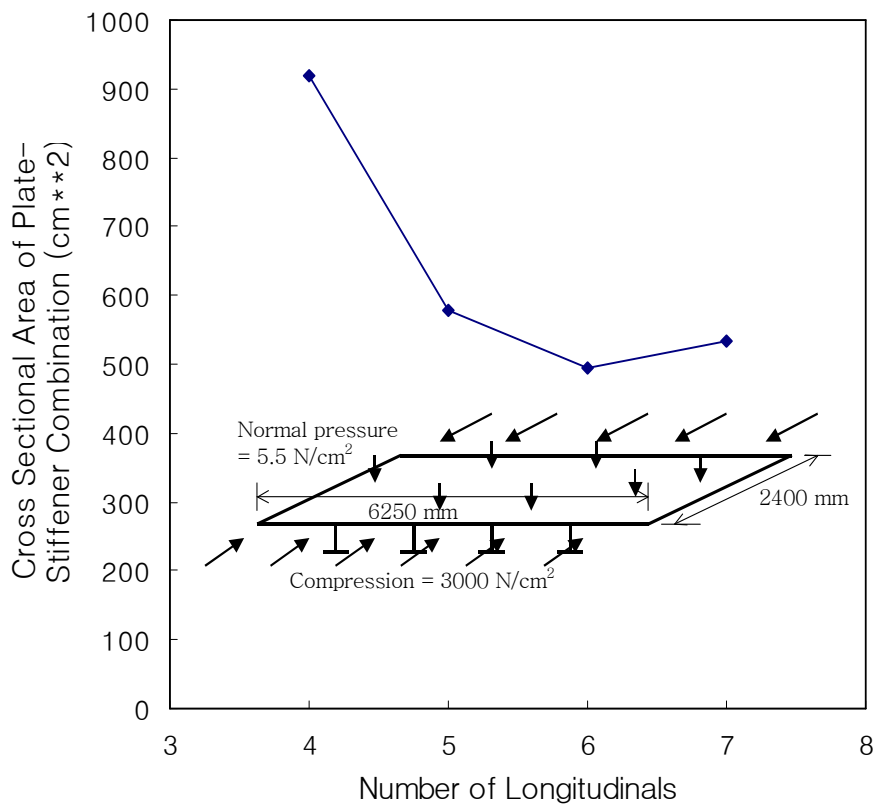


Fig. 34 Variation of cross sectional area of plate-stiffener combination according to number of longitudinals

보강재 간격이 좁아지면 보강재의 개수가 증가하나, 판의 두께가 감소되고 보강재의 크기도 감소되어 전체적으로는 판-보강재 조합 구조의 중량이 감소된다. 그러나 보강재의 간격이 너무 좁아지면 판두께와 보강재 단면적이 최소치에 도달하여 더 이상 감소가 불가능하기 때문에 보강재 개수의 증가만큼 중량이 증가하는 결과를 나타내고 있다. 따라서 중량 감소 요인과 증가 요인이 조합된 최적의 보강재 개수가 존재할 수 있다. 판두께의 변화에 따른 판-보강재 요소의 최소단면적 변화를 보면 Fig. 34와 같다[43,44].

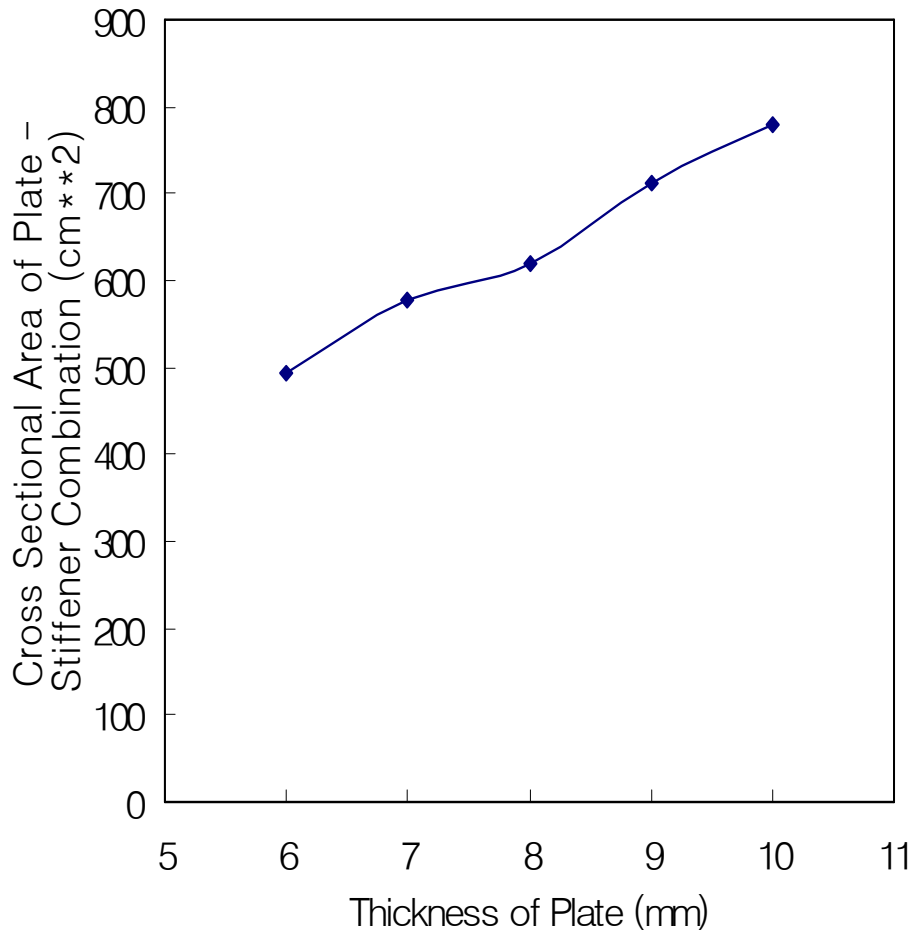


Fig. 35 Variation of cross sectional area of plate-stiffener combination according to thickness of plate

강도기준을 만족하는 판과 보강재의 조합들 중에서 판의 두께가 작을수록 단면적은 감소하게 된다. 보강재의 변화에 따른 판-보강재 요소의 최소단면적 변화를 보면 Fig. 35와 같다[43,44].

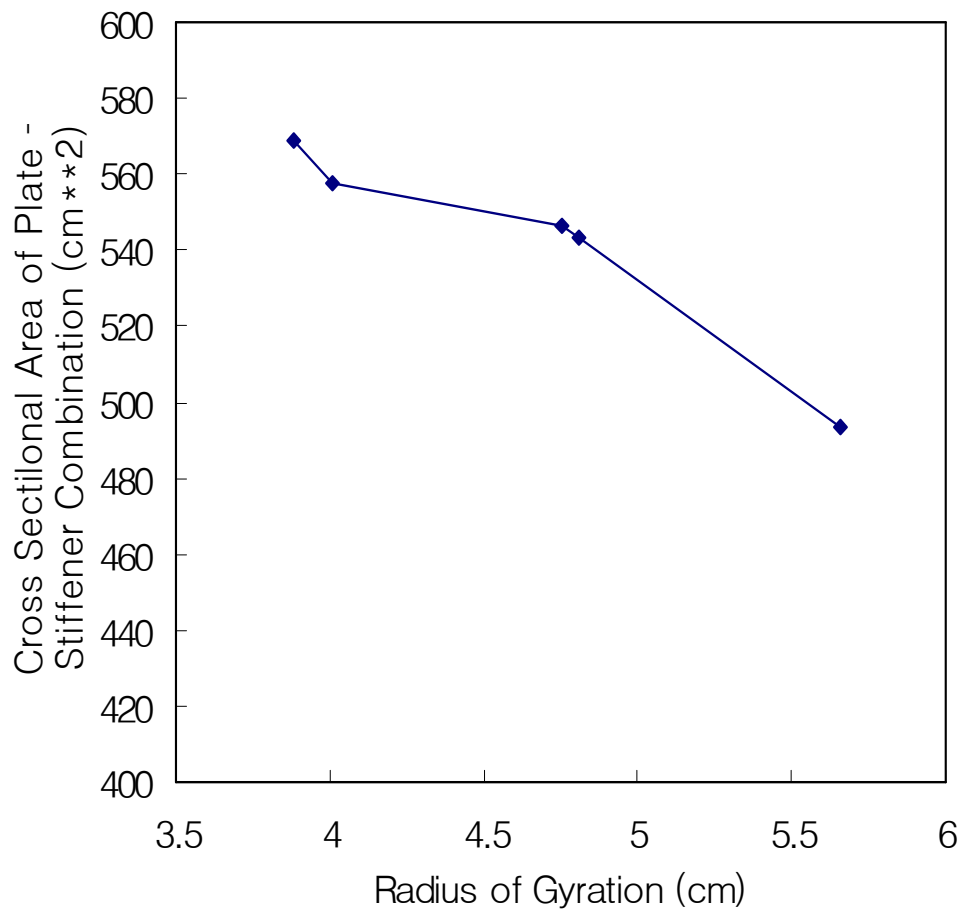


Fig. 36 Variation of cross sectional area of plate-stiffener combination according to radius of gyration of longitudinals

보강재 자체의 관성 반경이 커질수록 최소단면적은 감소하게 된다. 자재 목록의 작성 시에 관성반경이 큰 부재를 선택하는 것이 중량 감소에 효과적임을 알 수 있다.

2) 격자 구조에 대한 고찰

횡늑골 간격의 변화에 따라 격자 구조의 최소 단면적이 되는 거어더의 관성 반경을 표시하면 Fig. 36과 같다[43,44].

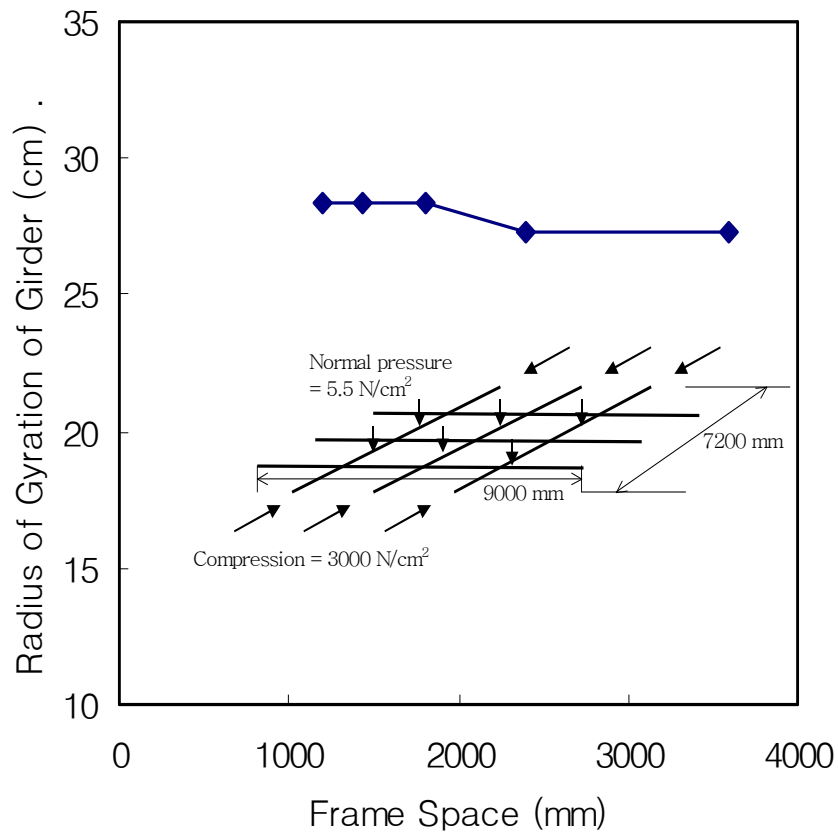


Fig. 37 Variation of radius of gyration of girder according to frame space

Fig. 36에 따르면 횡늑골 간격 변화에 따라 거어더의 치수는 민감하게 변하지 않는다. 이는 종거어더가 횡격벽 사이를 지지해 주는 1차 부재의 역할을 하기 때문이라 사료된다.

횡늑골 간격의 변화에 따라 횡늑골의 관성 반경 변화를 보면 Fig. 37과 같다. 횡늑골의 개수가 어느 정도 이상 증가하게 되면 횡늑골의 치수에 변화가 거의 없게 된다. 따라서 횡늑골의 간격을 일정치 이상 감소시키면 횡늑골 단면적이

일정하게 되어 중량 감소 효과는 나타나지 않고, 횡늑골 개수 증가에 의한 중량 증가 효과가 나타나게 된다[43,44].

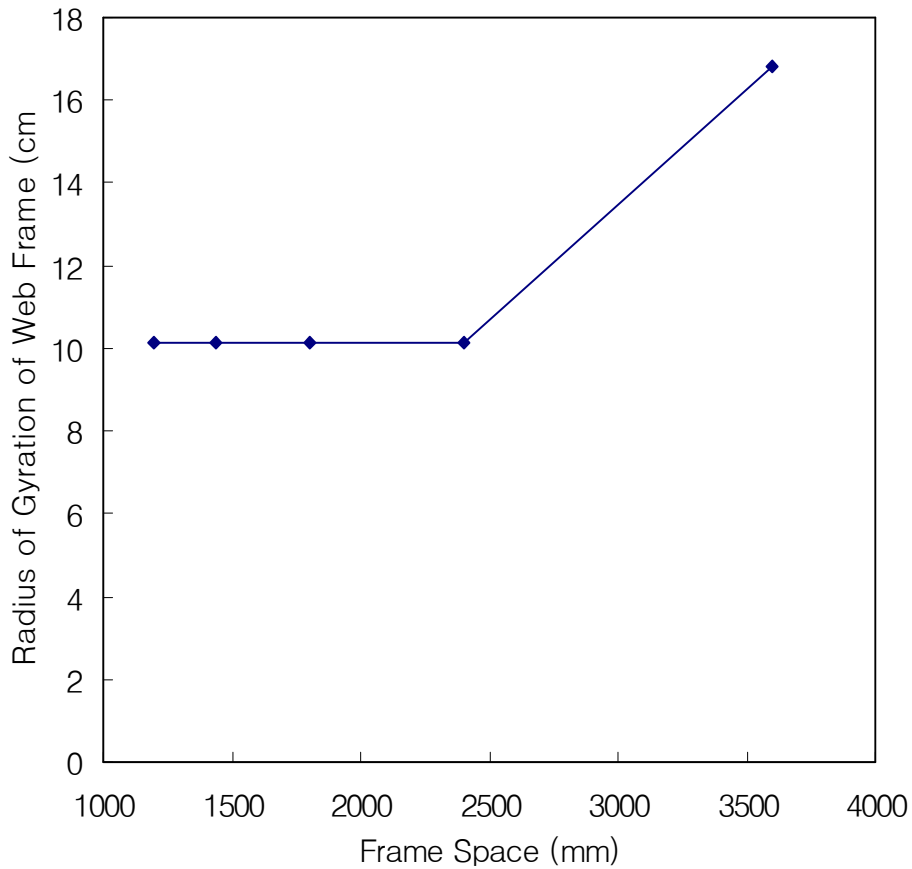


Fig. 38 Variation of radius of gyration of web frame according to frame space

3) 최적 횡늑골 간격

중상부의 횡격벽과 횡격벽 사이를 취해서 횡늑골 간격에 따라 선체 단위 길이 당 부재의 체적을 구해보면 Fig. 38과 같다.

횡늑골 간격이 커지면 횡늑골의 수가 줄어들어 중량감소 효과가 있지만 종보 강재의 스패니 길어지므로 종보강재의 중량이 증가하게 된다[43,44].

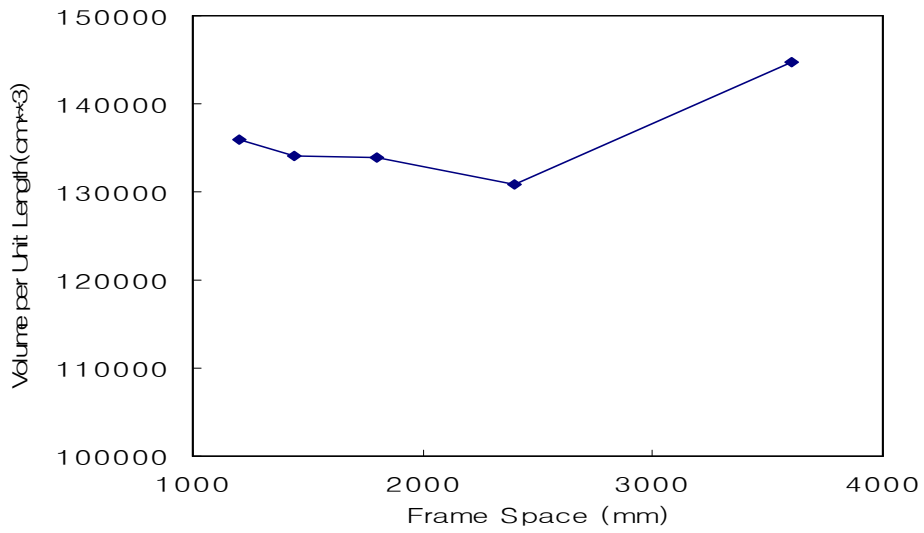


Fig. 39 Variation of volume of structural member according to frame space

이와 같이 상반된 요인이 타협을 이루어 최소 중량이 되는 횡늑골 간격이 나타나게 된다. 최종적으로 최적 설계된 중앙단면은 Fig. 39와 같다.

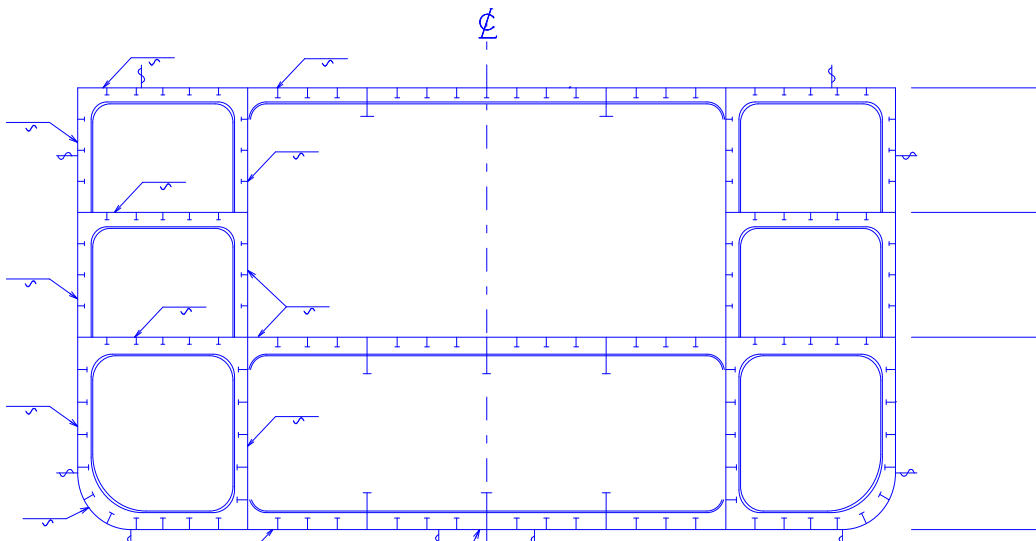


Fig. 40 Optimum design result of midship section

7.2.1 공기부양 함정의 설계 적용 예

공기부양함정의 중앙단면을 앞에서 언급한 최적설계과정에 따라 최적설계를 수행하였다. 공기부양함정은 넓은 폭과 낮은 높이를 갖는 공기부양함정의 구조배치 특성을 갖고 있다. 먼저 함정의 중앙단면의 특성을 결정짓는 종거어더 및 종격벽을 Fig. 40과 같이 배치하고 일반 수상함정과 다르게 작용하는 고속 운항에 따른 충격하중과 관성력 그리고 수륙양용에 따른 지상 착지와 육상 운항에 대한 조건이 고려하여 부양과 비 부양조건에서의 선체 거더에 작용하는 하중과 구조와 장비 자체 중량에 의한 고정하중, 탑재중량에 의한 화물하중, 운동에 따른 관성력에 의한 부가 하중 등을 고려한 설계하중을 작용 시킨다. 주요부재의 배치 후에 중앙단면의 단위 길이당 중량변화의 흐름을 검토하고 최소중량, 작업성, 일반 배치와의 관계 등을 고려하여 중늑골의 간격을 결정하고, 최적화 개념에서 늑골방식 및 늑골간격을 선정한다.

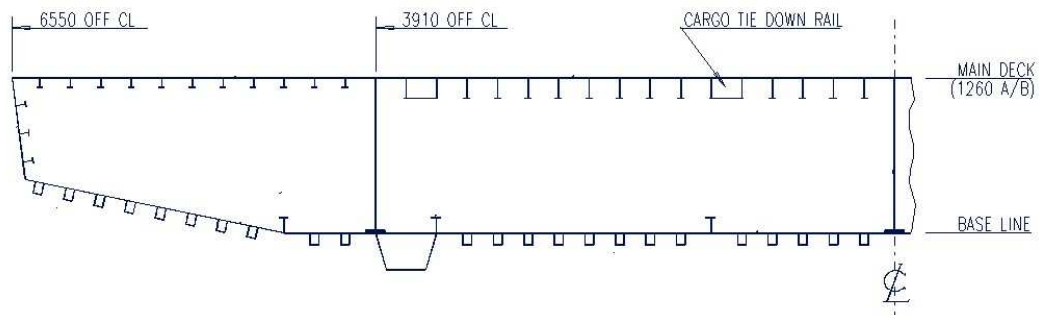


Fig. 41 공기부양함정의 중앙단면 부재 배치

1) 부재의 배치

중늑골 부재의 배치구간은 갑판과 갑판사이 또는 격벽과 외판 사이의 판재를 등 간격으로 나누어 Fig. 41과 같다. 여기서 1구간~2구간 노드는 Tie-Down Rail을 지지하는 종거더이고, 2구간~3구간 노드는 랜딩레일을 지지하는 종거더가 위치한다. 그리고 7구간은 상부구조물의 폭에 의해 결정되었다. 구간별 중늑골 간격을 나눌 시 고려할 조건은 아래와 같다.

- 갑판의 중부재 간격은 되도록 일치시킨다.
- 각 구간의 중부재 간격은 일정하고 길이와 작업 가능성을 고려하여 중늑골 간격은 150~400mm 간격을 검토 대상으로 하였다.

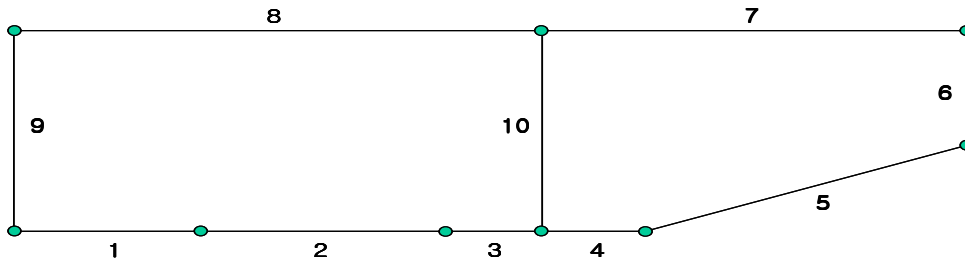


Fig. 42 종늑골 배치 구간

$$\text{종늑골 평균 간격} = \frac{\sum(\text{구간길이})}{\sum(\text{구간 종늑골갯수} + 1)}$$

종늑골 부재의 배치는 Table. 14와 같으며, Scantling시 대표간격인 150, 200, 210, 220, 230, 250, 300, 400mm를 넘지 않도록 배치하였으며, 이때 횡격벽 간격은 참고선의 일반적인 배치간격인 1,370mm 8개 구간의 거리를 10, 9, 8, 7, 6개의 구간으로 나눌 때의 간격인 1,096, 1,218, 1,370, 1,566, 1,827mm를 기준으로 하였다.

Table. 14 각 구간별 종늑골 간격 및 평균 간격

구간	길이(mm)	종늑골 개수							
		150 이하	200 이하	210 이하	220 이하	230 이하	250 이하	300 이하	400 이하
1구간	1,380	9	6	6	6	5	5	4	3
2구간	2,070	13	10	9	9	8	8	6	5
3구간	460	3	2	2	2	1	1	1	1
4구간	690	4	3	3	3	2	2	2	1
5구간	1,997	13	9	9	9	8	7	6	4
6구간	836	5	4	4	3	3	3	2	2
7구간	2,740	18	13	13	12	11	10	9	6
8구간	3,910	26	19	18	17	16	15	13	9
9구간	횡늑골 구조	-	-	-	-	-	-	-	-
10구간	횡늑골 구조	-	-	-	-	-	-	-	-
합	14,083	91	216	264	26	274	281	293	32

종늑골 평균 간격 (mm)	144	193	204	213	227	238	276	344
----------------	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----

2) 종늑골 부재간격 및 재질에 따른 중량의 변화

중양 횡단면의 강도 계산은 각각의 종늑골 간격에 따라 초기 중양 단면을 입력하여 강도 계산을 반복 수행하고, 그 중에서 최소 중량을 갖는 단면을 구하였다. 여기서 횡격벽을 제외한 단위 길이당 중량과 종강도 계산 결과가 다음의 Table. 15 및 Fig. 42와 같다.

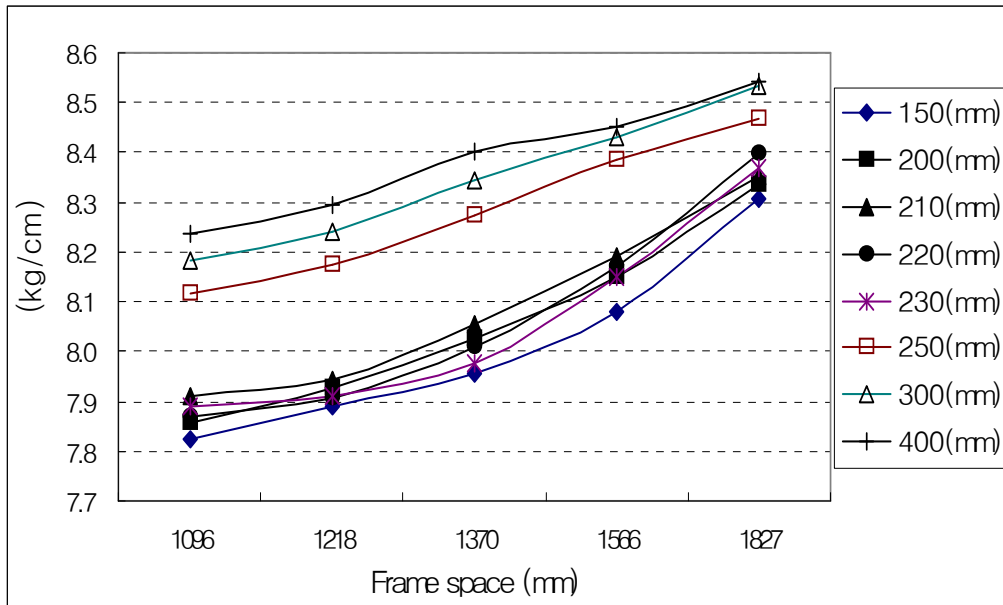


Fig. 43. 종늑골 부재에 따른 중량변화

Table. 15 각 종늑골 배치 간격별 중앙 횡단면의 종강도 계산 결과

횡격벽 및 종보강재 간격 (mm)	단면계수	요구 단면계수 (cm ³)	실제 단면계수			단위길이당 중량 (kg/cm)
			Bottom (cm ³)	Deck (cm ³)	안전계수	
1,096	150 이하	120,453	124749	163474	1.036	7.825
	200 이하	120,453	124,654	156,811	1.035	7.857
	210 이하	120,453	124,630	162,459	1.035	7.911
	220 이하	120,453	124,702	160,466	1.035	7.868
	230 이하	120,453	124,725	157,075	1.035	7.889
	250 이하	120,453	124,702	169,577	1.035	8.116
	300 이하	120,453	124,749	174,976	1.036	8.181
1,280	400 이하	120,453	124,773	183,570	1.036	8.235
	150 이하	120,453	124,725	169,314	1.035	7.889
	200 이하	120,453	124,773	165,921	1.036	7.927
	210 이하	120,453	124,607	167,665	1.034	7.943
	220 이하	120,453	124,749	163,026	1.036	7.906
	230 이하	120,453	124,725	161,936	1.035	7.911
	250 이하	120,453	124,725	174,789	1.035	8.176
1,370	300 이하	120,453	124,725	179,391	1.035	8.240
	400 이하	120,453	124,678	187,786	1.035	8.294
	150 이하	120,453	124,725	174,091	1.035	7.954
	200 이하	120,453	124,630	173,399	1.035	8.024
	210 이하	120,453	124,678	173,721	1.035	8.057
	220 이하	120,453	124,607	170,417	1.034	8.008
	230 이하	120,453	124,773	171,130	1.036	7.976
1,566	250 이하	120,453	124,821	177,541	1.036	8.273
	300 이하	120,453	124,654	185,549	1.035	8.343
	400 이하	120,453	124,725	191,582	1.035	8.402
	150 이하	120,453	124,749	187,786	1.036	8.078
	200 이하	120,453	124,749	181,633	1.036	8.149
	210 이하	120,453	124,749	183,776	1.036	8.192
	220 이하	120,453	124,678	181,582	1.035	8.170
1,827	230 이하	120,453	124,654	177,830	1.035	8.149
	250 이하	120,453	124,725	188,219	1.035	8.386
	300 이하	120,453	124,654	193,394	1.035	8.429
	400 이하	120,453	124,702	202,809	1.035	8.451
	150 이하	120,453	124,702	199,409	1.035	8.305
	200 이하	120,453	124,725	194,141	1.035	8.338
	210 이하	120,453	124,678	193,910	1.035	8.354
1,827	220 이하	120,453	124,749	195,651	1.036	8.397
	230 이하	120,453	124,702	191,638	1.035	8.370
	250 이하	120,453	124,821	198,140	1.036	8.467
	300 이하	120,453	124,702	206,003	1.035	8.532
	400 이하	120,453	124,749	206,263	1.036	8.543

3) 황격벽 중량변화

황격벽은 화물갑판으로부터 작용하는 국부하중에 대한 좌굴강도가 가장 중요한 설계 고려사항이 된다. 따라서 황격벽 및 황격벽 부재 간격에 따른 황격벽을 설계하고 이들의 중량을 구하기 위해 다음 Table. 16과 같이 설계하중을 적용하였다.

Table. 16 황격벽 설계하중 (kg)

황격벽 간격 (mm) \ 부재 간격(mm)	1096	1218	1370	1566	1827
150 이하	5896	5896	6260	7156	8349
200 이하	7970	7970	8462	9673	11285
210 이하	8377	8377	8894	10167	11861
220 이하	8824	8824	9369	10710	12494
230 이하	9353	9353	9930	11351	13243
250 이하	9922	9922	10535	12042	14049
300 이하	10166	10710	12046	13769	16064
400 이하	13505	15009	16882	19279	22513

각각의 황격벽 및 부재의 간격에 대해 좌굴 강도를 만족하면서 중량이 최소가 되는 황격벽의 부재 치수 및 판 두께와, 그 때의 단위 길이당 황격벽 중량을 구하면 다음의 Table. 17 및 Fig. 43과 같다.

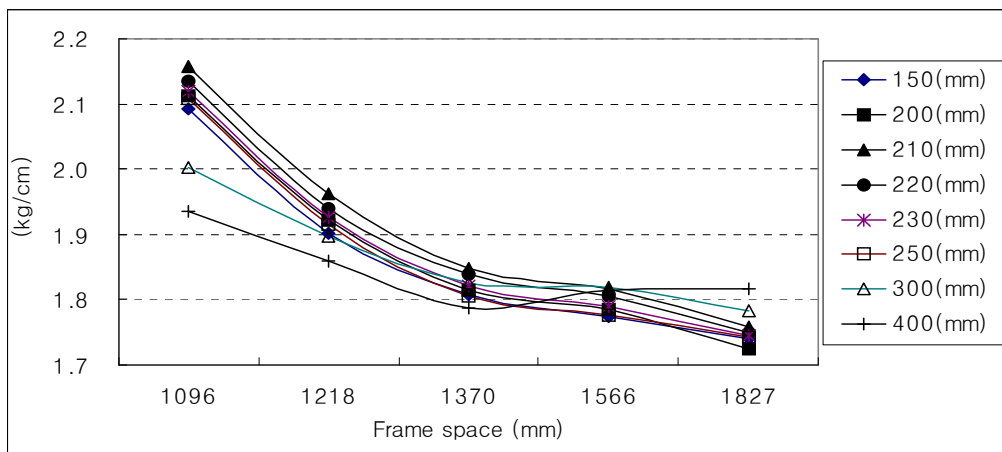


Fig. 44 황격벽 배치 간격에 따른 중량변화

Table. 17 횡격벽의 부재 치수 및 판 두께 (mm)

횡격벽 간격 (mm) 부재 간격(mm)		1096	1218	1370	1566	1827
		150 이하	판 두께	0.25	0.25	0.25
	부재 높이	6.23	6.23	6.57	6.33	6.20
	부재 두께	0.58	0.58	0.61	0.59	0.58
200 이하	판 두께	0.25	0.25	0.25	0.32	0.40
	부재 높이	7.40	7.40	7.76	7.64	7.39
	부재 두께	0.69	0.69	0.73	0.71	0.69
210 이하	판 두께	0.25	0.25	0.25	0.32	0.40
	부재 높이	7.62	7.62	7.96	7.84	7.61
	부재 두께	0.71	0.71	0.74	0.73	0.71
220 이하	판 두께	0.25	0.25	0.25	0.32	0.40
	부재 높이	7.83	7.83	8.23	8.11	7.88
	부재 두께	0.73	0.73	0.77	0.76	0.74
230 이하	판 두께	0.25	0.25	0.25	0.32	0.40
	부재 높이	8.10	8.10	8.49	8.37	8.21
	부재 두께	0.76	0.76	0.79	0.78	0.77
250 이하	판 두께	0.25	0.25	0.25	0.32	0.40
	부재 높이	8.42	8.42	8.80	8.69	8.59
	부재 두께	0.79	0.79	0.82	0.81	0.80
300 이하	판 두께	0.25	0.25	0.25	0.32	0.40
	부재 높이	8.49	8.85	9.44	9.45	9.36
	부재 두께	0.79	0.83	0.88	0.88	0.88
400 이하	판 두께	0.25	0.25	0.25	0.32	0.40
	부재 높이	10.04	10.61	11.30	11.53	11.75
	부재 두께	0.94	0.99	1.06	1.08	1.10

4) 최적 구조배치 선정

중부재 및 횡격벽 배치 간격에 따른 선체중량 변화를 구하기 위해 위의 Fig. 42와 Fig. 43의 중량을 합하면 그 결과는 아래의 Fig. 44와 같다.

여기서 최소 중량은 횡격벽 배치 간격 1370mm, 중부재 배치 간격 150mm에서 나타나고 있다. 그러나 150mm 중부재 배치 간격의 경우 작업성이 매우 저하되고, 250mm 이상의 배치 간격의 경우는 급격한 중량 증가가 이루어 지게 된다.

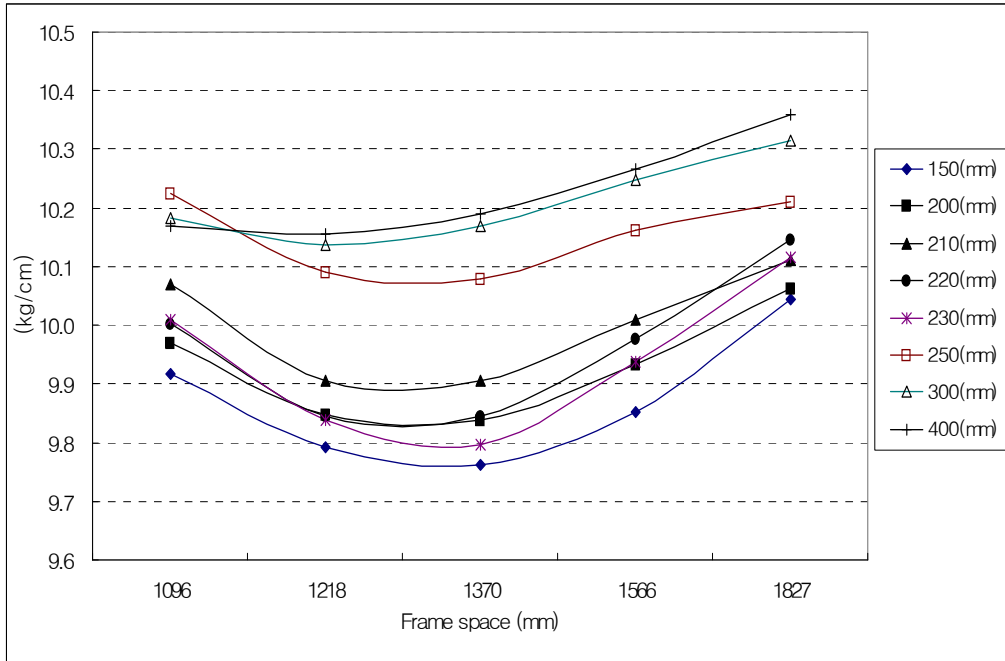


Fig. 45 중부재 및 횡격벽 간격에 따른 중량변화

만약 작업성의 관점에서만 본다면 횡격벽과 중부재의 배치 간격이 클수록 유리하지만 함정의 경우 운용 특성상 중량과 운용 장비의 배치 등이 더욱 크게 고려되어야 한다.

결론적으로 중량과 장비의 배치 그리고 적절한 작업성 등을 종합적으로 고려할 때 중부재 간격 230mm, 횡격벽 간격 1370mm 를 본함의 최적 구조배치 간격으로 선정하였다. 최종적으로 최적 설계된 중앙단면은 Fig. 45와 같다.

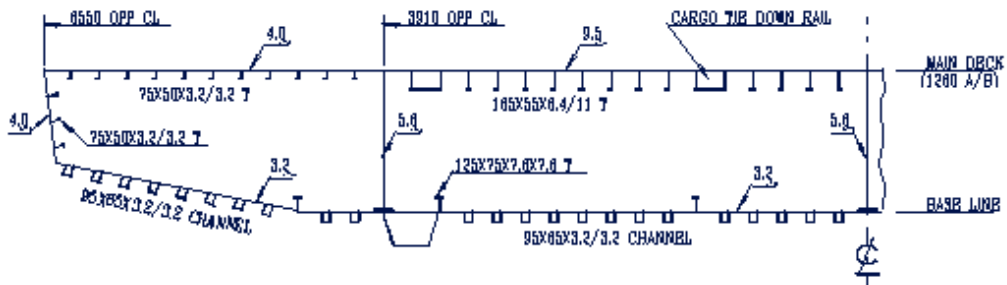


Fig. 46 공기부양함정의 중앙단면 최적설계 결과

제 8 장 결 론

본 연구에서 수상함 및 공기부양함정에 관하여 제시한 최적 설계 방법을 실제 함정 설계에 적용한 결과를 요약하여 보면 다음과 같다.

- (1) 상선의 선급 규정에 따르면 일반적으로 새깅 상태의 파랑 종굽힘 모멘트가 호깅 상태의 파랑 종굽힘 모멘트에 비해 큰 값을 주고 있으나, 함정의 경우는 기준파에 대해 직접 계산을 수행하므로 선형에 따라 호깅 모멘트가 더 크게 되는 경우가 발생할 수 있다.
- (2) 함정은 전투 환경을 고려한 구조 설계가 이루어져야 하고, 수중폭발 시의 충격 하중과 같은 독립 하중은 파랑 중 선체 굽힘 모멘트에 비해 상당히 큰 하중으로서 구조 설계 시에 고려해야 할 주요한 항목이 된다.
- (3) 국부 판재의 치수 결정 측면에서 함정의 기준은 상선 기준에 비해 경량화를 추구하고 있으나, 종강도 측면에서는 함정 기준이 상선 기준에 비해 엄격하다.
- (4) 보의 강도 기준에 따라 간략한 모델에 대해 설계를 수행한 결과, 압축과 굽힘의 조합에 따른 강도 기준식과 인장과 굽힘의 조합에 따른 강도 기준식이 지배조건식이 될 수 있음을 알 수 있었고, 보의 웹의 높이를 증가시키고 플랜지의 폭을 감소시키는 것이 중량 감소에 유리하다는 결과가 얻어졌다.
- (5) 판재의 설계 결과에 따르면 압축하중의 크기와 면외 압력의 크기에 따라 지배 제한조건식이 달라 질 수 있다.
- (6) 함정 설계 기준에 기초하여, 종·횡능골의 상호 작용을 고려한 격자구조 해석 과정을 포함시키고, 충격하중을 고려할 수 있는 최적 구조 설계 방법을 제시하였다.
- (7) 실제 함정에 대한 최적 구조 설계 결과, 판-보강재 조합 구조에 대해서 보강재의 간격 변화에 따른 중량 증가 요인과 감소 요인을 조합하여 최소 중량 설계 결과를 얻을 수 있었으며, 보강재 자체의 관성 반경이 큰 부재의 선택이 중량 감소에 유리하다는 결과가 얻어졌다.
- (8) 종·횡능골로 이루어진 격자구조에 대해 최적 구조 설계를 수행한 결과, 종·횡능골의 개수 변화에 따른 중량 증감 요인을 확인할 수 있었다.

(9) 합정 중앙 단면 전체에 대해 본 연구에서 제시한 방법에 따라 최적 구조 설계를 수행한 결과, 중앙 단면의 최소 중량 설계 결과가 얻어졌고, 최소 중량이 산출되는 최적의 횡능골 간격이 존재할 수 있음을 확인하였다.

본 연구는 수상함 및 공기부양함정 설계에 적용하는 일반적인 기준인 미해군 규정과 영국의 호버크라프트 안전규칙을 중심으로 그 특성과 개념을 소개하고, 개별적인 기준이 구조 설계에 반영되었을 때의 설계 결과에 대해 분석함으로써 설계자가 규정식의 영향을 파악하는데 도움을 주고자 하였고, 합정 설계 기준을 기초로 최적 구조 설계 방법을 제시하고 실제 적용 예를 보여 주었다. 또한 최적 설계 방법을 합정 설계에 적용하여 얻어진 결과에 대해서도 정리하였다. 본 연구의 결과는 실용적인 측면에서 합정 설계자에게 유용한 정보를 제공할 수 있으리라 사료된다.

참 고 문 헌

- [1] Aoki, E., "A Short History of Warship's Protection", Ship of the World(Japan), pp. 55-64, April 1976
- [2] Sims, P., "Trends in Surface Warship Design 1861-1983", Naval Engineers Journal, pp. 33-49, May 1983.
- [3] Pusey, H. c., "Reflections on Trends in Dynamics - The Navy's Perspective", Shock and Vibration Bulletin, Vol. 54. pp, 59-64, 1984.
- [4] Sielski, R. A., "The History of Aluminum as a Deckhouse Material", Naval Engineers Journal, pp. 165-172, May 1987.
- [5] 이성진, 이채우, "공기부양선", 교양문화, 1991.
- [6] "Provisional Rules for the Classification of Naval Ships", Vol. 1, Part 5, Lloyd's Register, 1999.
- [7] "Structural Design Manual for Naval Surface Ships", NAVSEA 0900-LP-097-4010, Naval Sea Systems Command, December 1976.
- [8] "Section 100 General Requirements for Hull Structure", General Specification of Ships of the United States Navy, Department of the Navy, Naval Sea Systems Command, 1995.
- [9] 임상진, 양영순, 1988 "다목적 함수 최적화 기법에 의한 격자형 구조물의 최적 설계", 대한조선학회지, 제25권, 제1호.
- [10] 나승수, 민계식, 엄향섭, 신동희, 1985 "유한요소법에 의한 횡강도부재의 최소중량설계", 대한조선학회지, 제22권, 제3호.
- [11] 장창두, 서승일, 김상근, 권장옥, 박순동, 1994 "쌍동형 초고속선의 최적 구조 설계에 관한 연구", 대한조선학회 논문집, 제31권 제4호.
- [12] 서승일, 임종현, 함병렬, 1991 "함정 구조의 최적 설계", 대한조선학회 춘계학술발표대회 논문집.
- [13] R. W. Kenefick and E. W. Wilder., "Testing the JEFF Landing Craft", AIAA/SNAME/Advanced Marine Vehicles Conference, April, 1978.

- [14] "British Hovercraft Safety Requirements", Civil Aviation Authority, 1991
- [15] Elsley, G.H. and Devereux, A.J., "Hovercraft Design and Construction", David & Charles, Newton Abbot, 1968
- [16] Mantle, Peter J., "Air Cushion Craft Development", University Press of The Pacific, Honolulu, Hawaii, 2000
- [17] Kehoe, J. W., " Destroyer Seakeeping, U.S. and U.S.S.R", Naval Engineers Journal, pp. 13-23, December 1973.
- [18] Kehoe, J. W., " Brower, K. S. and Meier, H. A.,"U.S and Sovirt Ship Design Practices, 1950-1980", Proceeding/Naval Review, pp. 118-133, May 1982
- [19] Kehoe, J. W., " Brower, K. S. and Meier, H. A.,"U.S and Foreign Hull Form, Machinery and Structural Design Practices", ASNE Symposium-1982, pp. 45-105, 1982.
- [20] Kehoe, J. W., " Brower, K. S. and Meier, H. A.,"The Affordability of Warships", Proceedings, pp. 65-73, April 1984.
- [21] Schaffer, R.L. and Kloehn, H. G., "Design of the NFR-90", ASNE Symposium-1990, pp. 307-351, 1990.
- [22] Ferreiro, L. D. and Stonehouse, M. H., "A Comparative Study of US and UK Frigate Design", Trans. RINA, Vol.136, pp.1-35, 1994
- [23] Watson, J. m., et al., "Comparative Practices of European Frigates and Offshore Patrol vessels", U.S. Cost Engineering Logistics Center, January 1998.
- [24] Elsley, F. H. and Devereux, A. T., "Hovercraft Design and Construction", David and Charles Newton Abbot, pp. 95-99, pp. 200-201, 1968.
- [25] Kehoe, J. W., "Warship Design - Our and Theirs", Naval Engineers Journal, pp. 92-100, February 1976.

- [26] Kehoe, J. W., " Brower, K. S. and Meier, H. A., "U.S. and Soviet Ship Design Practices, 1950-1980", Proceeding/Naval Review, pp. 118-133, May 1982.
- [27] Kehoe, J. W., " Brower, K. S. and Meier, H. A., "U.S. and Foreign Hull Form, Machinery and Structural Design Practices", ASNE Symposium-1982, pp. 45-105, 1982.
- [28] Kehoe, J. W., " Brower, K. S. and Meier, H. A., "The Affordability of Warships", Proceedings, pp. 65-73, April 1984
- [29] Mackney, M. D. A. and Ross, C. T. F., "Superstructure Effectiveness in the Preliminary Assessment of the Hull Behavior", Marine Technology, Vol. 36, No. 1, pp. 29-44, January 1999.
- [30] Wheeler, R. L., "The British Hovercraft Corporation's AP1-88 Hovercraft", AIAA/SNAME/ASNE, 7th Marine Systems Conferences, February, 1983.
- [31] John B. Chaplin., "Development of Surface Effect Technology in The U.S. Industry", AIAA/SNAME/USN Advanced Marine Vehicles Meeting, July, 1972.
- [32] V. B. Paxhia., "LCAC-From Test Craft to Production Design", AIAA/SNAME/ ASNE, 7th Marine Systems conference, February, 1983.
- [33] Garzke, W. H. and Kerr, G., "Major Factors in Frigate Design", SNAME Transactions, Vol.89, pp. 179-210, 1981.
- [34] O'Brien, J. B. and Arntson, S. G., "An Historical and Philosophical Review of the Structural Design of Navy Combatants", ASNE Symposium-1982, pp. 148-168, 1982.
- [35] 코리아타코마조선공업(주), 1983 "함정의 구조 설계 분석", Report No. 82-1.
- [36] Elsley, G.H. and Devereux, A.J., "Hovercraft Design and Construction", David & Charles, Newton Abbot, 1968

- [37] British Hovercraft Safety Requirements, Civil Aviation Authority, 1991
- [38] St. Denis, M., "On the Structural Design of the Midship Section", DTMB Report No. C-555, 1954.
- [39] Det Norske Veritas, 1992"Hull Strutural Design Ships with Length 100 Meters and Above", Rules for Classification of Ships.
- [40] Evans, J. H., "Ship Structural Design Concepts- chapter 21", Cornell Maritime Press, Inc., pp. 658, 1975.
- [41] "DDS 100-4 Strength of Structural members", Naval Ship Engineering Center, February 1979.
- [42] Malakhoff, A., et al., "Towards Rational Surface Ship Structural Design Criteria", Advances in Marine Structures-2, Edited by C. S. Smith and R. S. Dow, Elsevier Applied Science, pp. 495-528, 1991.
- [43] 서승일, 손건호, 박명규, "함정의 최적구조설계에 관한 연구", 대한조선학회 논문집, 제38권, 제4호, 2001.
- [44] Seung Il Seo, Keon Ho Son, Myung Kyu Park, "Optimum Structural Design of Naval Vessels", Marine Technology, Vol.40, No.3, July 2003, pp. 149-157
- [45] 박병욱, "폭발하중을 고려한 함정의 구조설계에 관한 연구", 울산대학교 박사학위 논문, 2000