
 論 文

大韓造船學會論文集
 第 31 卷 第 4 號 1994年 11月
 Transactions of the Society of
 Naval Architecture of Korea
 Vol. 31, No. 4, November 1994

쌍동형 초고속선의 최적 구조 설계에 관한 연구

장창두*, 서승일*, 김상근**, 권장욱***, 박순동***

A Study on the Optimum Structural Design of High Speed Ships with Twin Hulls

by

C.D.Jang*, S.I.Seo*, S.K.Kim**, J.O.Kwon*** and S.D.Park***

요 약

본 연구에서는 쌍동형 표면효과선 선체 구조의 최소 중량 설계를 수행하는 방법을 제시하고, 이에 따르는 전산 프로그램을 개발하고자 한다. 본 방법은 DnV의 설계 하중 및 강도 기준을 이용하며, 격자 구조 해석을 통해 중거어더와 횡능골의 상호 영향을 반영하여 설계에 활용하고, 쌍동 선체 사이의 연결 구조에 대해 비틀 강도 해석을 수행하여 횡격벽 설계를 수행한다. 또한 부분 구조의 최적화를 통해 중앙 단면 전체의 최적화에 도달하는 방법을 적용함으로써 최적화의 효율을 증가시키고 있다. 본 방법을 적용한 결과, 초기 설계 결과에 비해 20 % 정도의 선체 중량 감소 효과를 확인할 수 있고, 최적의 횡능골 간격도 계산될 수 있다.

Abstract

In this study, an optimization method to design the hull structure of the surface effect ships with twin hulls is proposed for the purpose of minimization of weight based on the regulations of DnV class, and computer programs following the method are developed. The method uses simple formulas as to bending and buckling strength of beams and plates to design local structures, and considers the effect of interaction between longitudinal girders and transverse web frames by grillage analysis and

발 표 : 1994년도 대한조선학회 춘계연구발표회 ('94. 4. 22)

접수일자 : 1994년 5월 19일, 재접수일자 : 1994년 8월 1일

* 정회원, 서울대학교 조선해양공학과

** 정회원, 한진중공업(주) 산업기술연구소

*** 한진중공업(주) 산업기술연구소

calculates torsional strength of the cross structure by the simplified method. Global optimization of the midship section is attained by integration of optimized substructures. According to optimized results by applying the method to the designed ship, reduction of 20 percent of hull weight can be shown, and optimum transverse frame space can be obtained..

1. 서론

초고속 쌍동형 표면효과선은 동일 기관 마력에서 저항 감소 및 부양 효율의 증가, 적절한 갑판 면적의 확보 등의 장점에 따라 초고속화에 적합한 선형으로 군사용 및 상업용으로 활발히 건조되고 있다. 그런데 초고속선의 구조 설계를 위해서는 부양/비부양시의 운항 상태에 따른 다양한 하중상태에 대한 특별한 고려가 필요하고, 길이-폭 비가 기존의 선박에 비해 상당히 작고, 쌍동선체의 연결부가 존재하므로 중강도 이외의 비틀 강도도 주요 고려 사항이 된다. 또한 부양 및 추진마력 감소와 고속성능 확보를 위해서는 중량의 최소화도 필수적이라 하겠다. 따라서 본 연구에서는 초고속선의 최소 중량 구조설계를 위해 효율적이고, 합리적인 최적 구조 설계 방법을 개발하였고, 본 방법에 따르는 전산 프로그램을 개발하여 실선에 적용하여 보았다.

2. 쌍동형 초고속선의 구조 설계 과정

미해군에서는 SSDP(Structural Synthesis Design Program)을 개발하여 합성 및 초고속선의 최적 구조 설계에 활용하고 있는데, 이 방법은 부재의 종합화라는 측면에서 설계를 진행하고 있으므로 중,횡능골이 복잡하게 연결되어 있는 구조에 대한 구조 해석 과정이 존재하지 않아 상호 영향을 적절히 고려할 수 없는 문제점이 있다[1]. 배수량형 선박의 최적 구조 설계를 위해서 Hughes[2] 등은 설계 목적의 유한요소법을 개발하여 중앙부 한 모듈의 최적 설계에 활용하였는데, 이 방법은 대규모의 구조 해석이 불가피하여 최적화를 위해서는 막대한 계산 시간이 요구되는 문제점이 따르고 있다. 나[3],[4] 등은 일반화된 경사처짐법을 개발하여 유조선의 최소 중량 설계에 적용하였다. 일반화된 경사처짐법은 기존의 보요소에 의한 구조 해석 방법에 비해 변단면 보의 효과가 고려되고, 자유도가 감소되므로 계산 효율이 뛰어난 실용적 방법이다. 그런데, 나[3]의 연구에서는 중부재와 횡부재의 최적 설계를 별도로 수행하

였으므로 상호 효과를 최적화에 반영하지 못한 미비점이 있고, 설계 단계 마다 변화되는 1차 응력에 대한 적절한 고려가 미흡한 점이 있다.

본 연구에서는 최적화를 위한 계산 효율을 증가시키기 위해, 중강도 관점에서 부분 구조의 최적화를 통해 중앙 단면의 최소 중량 설계를 수행하면서, 합리성을 추구하기 위해 중, 횡부재의 상호 작용을 고려하기 위한 구조 해석 과정을 추가하였고, 쌍동형 초고속선에 특유한 비틀모멘트 에 대비한 구조 설계를 위해 비틀 강도 해석법을 제시하고 횡격벽의 최적화를 실시하였다. 설계 하중 및 강도 기준은 DnV 선급 규정[5]을 적용하였다.

본 연구에서 개발한 쌍동형 초고속 표면효과선의 최적 구조 설계 과정은 Fig. 1과 같다.

2.1 초기 자료 입력 및 간단한 구조 배치

선체 단면의 기하적인 형상 및 격벽, 종거어더의 위치 등에 대한 정보, 재료상수(탄성계수, 항복응력 등)에 관한 자료를 입력한다.

2.2 설계 하중의 계산

국부적인 설계 하중으로는 선저 외판에서 슬래밍에 따르는 충격압과 수압, 적재 화물을 고려하기 위한 압력 등이고, 고려 대상의 전체 하중으로는 부양시 crest landing & hollow landing 상태에서 받는 굽힘 모멘트와 비부양시 파도에 의한 호킹 및 새깅 모멘트, 피칭과 연성된 비틀림 모멘트이다.

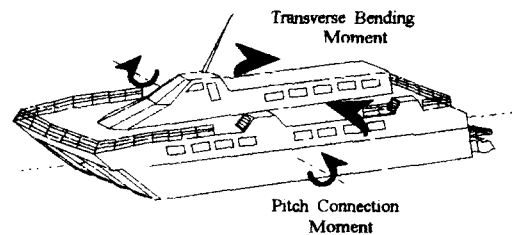


Fig.2 Pitch connection moment

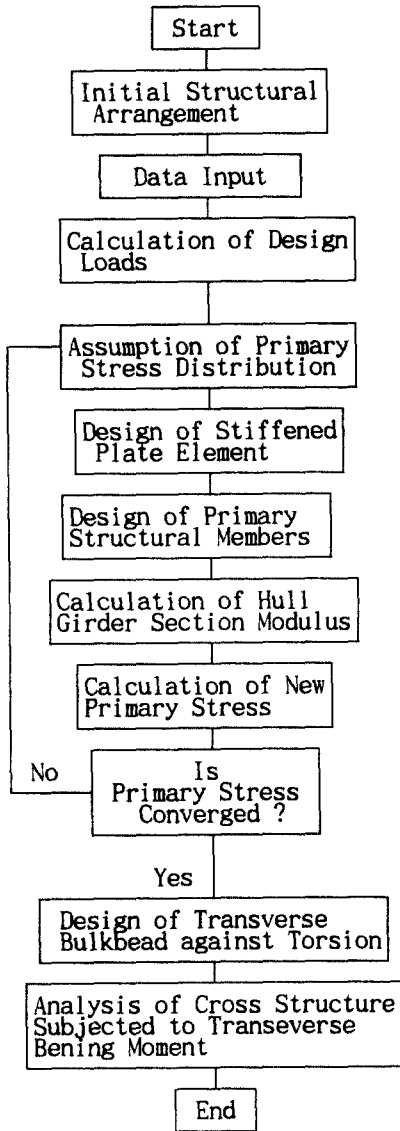


Fig.1 Procedure of structural design of high speed surface effect ships

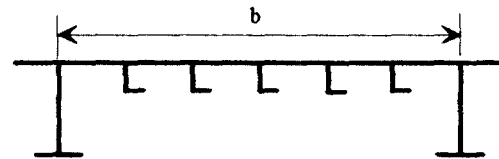
2.3 1차응력(primary stress) 분포의 가정

중급힘 모멘트에 의해 유발되는 단면 전체의 1차 응력은 개별 부재의 압축 또는 인장 응력으로 작용하게 된다. 개별 부재의 좌굴 강도 검토를 위해서 1차응력의 정확한 계산이 필요하게 되는데, 최초에는 1차응력치를 가정하고 반복 계산 과정을 통해 정확한 값이 얻어지게 된다. 1차응력이란 개념이 선체 전

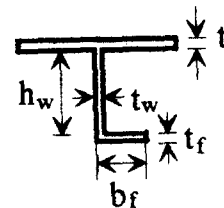
체를 하나의 보(beam)로 이상화하였을 때, 정의되는 것이므로, 단면에 걸친 분포는 중립축을 기준으로 선형적으로 변화하게 된다.

2.4 보강판 요소의 최소 중량 설계

선체 중앙 단면을 종거어더(Girder)나 횡늑골(Transverse web frame)과 같은 1차부재와 판과 보강재로 이루어진 보강판 요소로 분리하고, 보강판에 대해 최소 중량 설계를 수행한다. 보강판 요소의 최적 부재 선정은 입력된 판과 보강재의 자재 목록 중에서 보강재의 간격을 변경시키면서, 제한조건을 만족시키는 부재를 선택하고, 그 중에서 최소 중량이 되는 판과 보강재의 조합을 택함으로써 이루어진다.



Sectional View of Stiffened plate



Details of a Stiffener

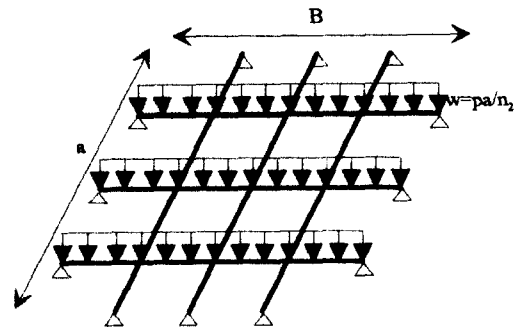


Fig.3 Sectional view of stiffened plate element and Structural model for analysis of the grillage structure

(1) 목적함수 : 보강판의 단면적(Fig.3 참조)

$$F = bt + n(h_w t_w + b_f t_f) \quad (1)$$

여기서,

- b = 보강판의폭 (mm)
- t = 판두께 (mm)
- n = 보강재 갯수
- h_w = 보강재 웨브의 높이 (mm)
- t_w = 보강재 웨브의 두께 (mm)
- b_f = 보강재 플랜지의 폭 (mm)
- t_f = 보강재 플랜지의 두께 (mm)

(2) 제한 조건

DnV의 강도 기준은 다음과 같다.

a) 판의 굽힘응력에 대한 허용 기준

$$t \geq \frac{c_{pb} k_{pb} s \sqrt{p}}{\sqrt{\sigma_{pb}}} \quad (2)$$

여기서,

- s = 보강재 간격
- p = 설계 압력
- σ_{pb} = 판의 허용 굽힘 응력
- c_{pb} = 판의 경계 조건에 따르는 계수
- k_{pb} = 판의 중횡비에 따르는 수정 계수

b) 판의 좌굴응력에 대한 허용 기준

$$\sigma_{pc} \geq \frac{\sigma_a}{\eta} \quad (3)$$

$$\sigma_{elp} = k_{pc} E \left(\frac{t}{s}\right)^2 \quad (4)$$

$$\sigma_{pc} = \sigma_{elp}, \sigma_{elp} < \frac{\sigma_y}{2} \text{ 일 때}$$

$$= \sigma_y \left(1 - \frac{\sigma_y}{4\sigma_{elp}}\right), \sigma_{elp} > \frac{\sigma_y}{2} \text{ 일 때 (5)}$$

여기서, σ_{pc} = 판의 좌굴 응력

- σ_{elp} = 판의 탄성 좌굴 응력
- k_{pc} = 중횡비와 경계 조건에 따르는 좌굴 응력 계수

- E = 영률
- σ_a = 실제 계산된 압축 응력
- η = 안전 계수
- σ_y = 항복 응력

c) 보강재의 굽힘응력에 대한 허용 기준

$$Z \geq \frac{m l^2 s p}{\sigma_{sb}} \quad (6)$$

여기서,

- Z = 보강재의 단면 계수
- m = 굽힘 모멘트 계수
- l = 보강재의 길이
- σ_{sb} = 보강재의 허용 굽힘 응력

d) 보강재의 굽힘 좌굴응력에 대한 허용 기준

$$\sigma_{sc} \geq \frac{\sigma_a}{\eta} \quad (7)$$

$$\sigma_{els} = k_{sc} E \frac{I_A}{A l^2} \quad (8)$$

여기서,

- σ_{sc} = 보강재의 좌굴 응력((5)식의 규정을 따름)
- σ_{els} = 보강재의 탄성 좌굴 응력
- I_A = 유효폭을 포함한 보강재의 단면 2차 모멘트
- A = 유효폭을 포함한 보강재의 단면적
- k_{sc} = 경계 조건에 따르는 좌굴 응력 계수

e) 보강재의 비틀 좌굴응력에 대한 허용 기준

$$\sigma_{tc} \geq \frac{\sigma_a}{\eta} \quad (9)$$

$$\sigma_{elt} = \frac{\pi^2 E I_W}{I_P l^2} \left(m^2 + \frac{k}{m^2}\right) + G \frac{I_T}{I_P} \quad (10)$$

여기서,

- $k = \frac{c l^4}{\pi^4 E I_W}$
- σ_{tc} = 보강재의 비틀 좌굴 응력(5)식의 규정을 따름)
- σ_{elt} = 보강재의 탄성 좌굴 응력

- m = 반파장의 수
- I_T = St. Venant의 관성 모멘트
- I_P = 판과 보강재의 결합점에 관한 극관성 모멘트
- I_W = 뒤틀림 정수
- c = 결합된 판에 의한 강성 계수

f) 보강재 웨브와 플랜지의 좌굴에 대한 허용 기준 판의 좌굴 응력 계산식과 동일

g) 최소 판두께

$$t \geq t_{min} \quad (11)$$

여기서, t_{min} = 선급 규정에 의한 최소 판두께

2.5 1차 구조 부재의 설계

종거어더(Longitudinal girder)와 횡능골(Transverse web frame)과 같은 큰 부재를 1차 구조 부재로 간주하고, 이들에 대해서는 유효폭을 고려한 평면 격자구조(Grillage)나 2차원 골조구조로 모델화하여 구조 해석을 수행하여 최적 설계를 실행한다. 그러나 격벽 사이에 단독으로 위치한 부재에 대해서는 단순보 이론에 의해 응력을 계산한다. 최적화 과정은 Hooke & Jeeves의 직접 탐사법(Direct search method)[6]를 사용한다.

(1) 목적함수

가장 일반적인 Grillage 구조의 전체 부피는 다음과 같다(Fig.3 참조).

$$F = (b_{e1} t + t_{w1} h_{w1} + b_{f1} t_{f1}) n_1 a + (b_{e2} t + t_{w2} h_{w2} + b_{f2} t_{f2}) n_2 B \quad (12)$$

여기서,

- n_1 = 종거어더 갯수
- n_2 = 횡능골 갯수
- a = 종 거어더의 길이
- B = 횡능골의 길이
- h_{w1} = 종거어더 웨브의 높이 (mm)
- t_{w1} = 종거어더 웨브의 두께 (mm)
- b_{f1} = 종거어더 웨브의 폭 (mm)
- t_{f1} = 종거어더 플랜지의 두께 (mm)
- h_{w2} = 횡능골 웨브의 높이 (mm)

- t_{w2} = 횡능골 웨브의 두께 (mm)
- b_{f2} = 횡능골 플랜지의 폭 (mm)
- t_{f2} = 횡능골 플랜지의 두께 (mm)
- b_{e1}, b_{e2} = 유효폭

(2) 제한조건

a) 종거어더 및 횡능골의 굽힘 응력 및 전단 응력 기준

부재의 굽힘응력 및 전단응력은, 유효폭을 고려한 보요소로 구조를 모델화하고 구조 해석을 실행하여 구해지게 된다. 굽힘응력 및 전단응력의 기준치는 선급 규정을 이용한다.

b) 종거어더의 굽힘 좌굴응력에 대한 허용 기준 보강재의 제한 조건식과 동일

c) 종거어더의 비틀 좌굴응력에 대한 허용 기준 보강재의 제한 조건식과 동일

d) 종거어더 웨브와 플랜지의 좌굴에 대한 허용 기준 보강재의 제한 조건식과 동일

e) 최소 단면 크기에 대한 요구치

종거어더는 횡능골을 관통하므로 횡능골의 적절한 강도를 확보하기 위해서는 횡능골의 웨브 높이가 종 보강재 웨브 높이의 3배 이상은 되어야 한다.

f) 최소 판두께

2.6 선체 단면의 단면계수 계산 및 1차 응력 분포의 재계산

보강판 요소 및 1차부재의 설계가 완료되면, 새로운 단면에 대해 단면계수를 계산하고 1차응력 분포를 다시 계산한다.

2.7 1차응력의 수렴 판정

최초에 가정한 1차응력치와 설계된 단면에 대해 계산된 1차응력치가 수렴하게 되면 다음 단계로 넘어 가지만 수렴하지 않을 경우에는 계산된 1차응력치를 다시 초기치로 하여 구조 설계 과정을 반복하게 된다.

2.8 비틀림 모멘트에 저항하기 위한 횡격벽의 설계

파칭과 연성된 비틀림 모멘트에 효과적으로 저항하는 구조는 쌍동 선체를 연결하는 횡격벽인데, 횡격벽 구조는 수압과 비틀림 모멘트에 기인한 전단응력을 견디도록 설계되어야 한다. 비틀림 모멘트에 의한 횡격벽의 전단응력은 각각의 횡격벽을 보로 모델링하여 횡격벽의 끝단에 작용하는 전단력을 계산함으로써 구해진다.

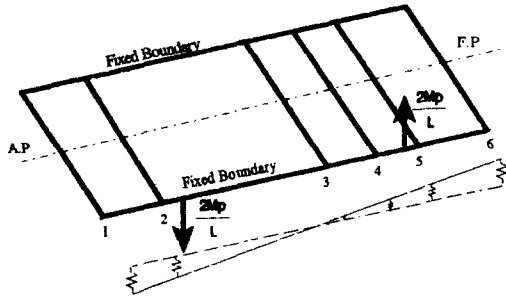


Fig.4 Model for torsional strength analysis

쌍동 선체는 연결 구조에 비해 충분히 튼튼하다고 할 수 있으므로 Fig. 2의 비틀림 모멘트에 의해 연결 구조의 횡격벽은 Fig. 4와 같이 모델링할 수 있다. 각 횡격벽의 수직변위는 길이방향의 각각의 위치에 따라 선형적으로 변한다고 가정하면 횡격벽의 끝단에 작용하는 전단력은 다음과 같다.

$$f_i = -k_i \delta_i \tag{13}$$

여기서, f_i = 횡격벽 i 의 스프링 반력
 k_i = 횡격벽 i 의 스프링 강성
 δ_i = 횡격벽 끝단의 상대 변위

횡격벽의 스프링 강성은 횡격벽의 깊이가 상당히 큰 것을 고려하여 BV[7]의 계산 방법과 전단 변형을 고려하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$k_i = \frac{1}{\frac{L_i^3}{12EI_i} + \frac{L_i}{GA_s}} \tag{14}$$

여기서, L_i = 횡격벽 i 의 길이
 I_i = 횡격벽 i 의 단면 2차 모멘트

A_{st} = 횡격벽 i 의 유효 전단면적

수직 방향의 힘의 평형을 고려하면,

$$\sum_{i=1}^n f_i = 0 \tag{15}$$

또한, 원점에 대해 모멘트 평형을 고려하면 다음과 같다.

$$\sum_{i=1}^n f_i l_i = M_p \tag{16}$$

여기서, M_p = 파칭 연성 모멘트

점 i 의 수직변위는 앞에서 길이방향의 위치에 따라 선형적으로 변한다고 가정했기 때문에 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\delta_i = \frac{\delta_n - \delta_1}{l_n} l_i + \delta_1 \tag{17}$$

여기서, $l_1 = 0$

δ_i = 점 i 의 수직 변위

l_i = 횡격벽 i 의 원점으로 부터의 거리

위의 (17)식을 앞의 (13)식에 대입하면

$$f_i = -k_i \left[\frac{l_i}{l_n} (\delta_n - \delta_1) + \delta_1 \right] \tag{18}$$

(18)식과 앞의 (13)식을 (15)식에 대입해서 정리하면

$$\delta_1 \sum_{i=1}^n k_i \left(1 - \frac{l_i}{l_n}\right) + \delta_n \sum_{i=1}^n k_i \frac{l_i}{l_n} = 0 \tag{19}$$

마찬가지로 (16)식에 대입해서 정리하면 다음과 같다.

$$\delta_1 \sum_{i=1}^n k_i l_i \left(1 - \frac{l_i}{l_n}\right) + \delta_n \sum_{i=1}^n k_i \frac{l_i^2}{l_n} = M_p \tag{20}$$

따라서 위의 (18), (19)식을 풀어 δ_1 , δ_n 을 구해서 각각의 횡격벽 끝단에서의 전단력을 구할 수 있게 된다. 위의 계산으로 부터 구한 전단력으로 부터 끝단에 작용하는 전단응력은 다음과 같이 구해진다.

$$\tau_i = \frac{f_i}{A_{si}} \quad (21)$$

횡격벽 구조의 최적 설계를 위한 목적함수는 보강판 요소의 목적함수와 같으나, 보강재의 간격 및 갯수는 갑판의 중보강재 간격과 같다고 보아 일정하다고 가정한다. 제한조건은 다음과 같다.

- (a) 설계 압력에 의한 판의 굽힘응력에 대한 허용 기준
- (b) 설계 압력에 의한 보강재의 굽힘응력에 대한 허용 기준
- (c) 전단력에 대한 전단 좌굴응력 허용 기준

$$\tau_c \geq \frac{\tau_a}{\eta} \quad (22)$$

$$\tau_{elb} = k_{tc} E \left(\frac{t}{s}\right)^2 \quad (23)$$

$$\tau_c = \tau_{elb}, \tau_{elb} < \frac{\tau_y}{2} \quad \text{일때}$$

$$= \tau_y \left(1 - \frac{\tau_y}{4\tau_{elb}}\right), \tau_{elb} > \frac{\tau_y}{2} \quad \text{일때} \quad (24)$$

여기서, τ_c = 판의 전단 좌굴 응력
 τ_{elb} = 판의 탄성 전단 좌굴 응력
 k_{tc} = 종횡비와 경계 조건에 따르는 전단 좌굴 응력 계수
 τ_a = 계산된 실제 전단 응력
 τ_y = 전단 항복 응력

- (d) 전단력에 의한 전단 항복응력에 대한 허용기준

$$\tau_{allow} \geq \tau_a \quad (25)$$

여기서, τ_{allow} = 전단 허용 응력

2.9 중앙 종단면에 대한 강도 검토

중앙 종단면에 대해서 횡굽힘 모멘트 작용 시의 굽힘 응력을 보이론에 의해서 계산하고 강도 기준과 검토해 본다. 이 때에 중앙 종단면을 일체가 되어 보와 같은 거동을 한다고 가정한다.

$$\sigma_{at} = \frac{M_t}{Z_t} \quad (26)$$

여기서, σ_{at} = 중앙 종단면의 횡방향 압축 또는 인장 응력

M_t = 횡굽힘 모멘트

Z_t = 중앙 종단면의 종중립축에 관한 단면 계수

3. 최적 설계 결과

3.1 보강판 요소의 최적화 결과

하중 조건과 보강판의 형상이 주어졌을 때, 보강재 수에 따른 판두께, 보강재 하나의 단면적 및 보강판 전체의 단면적 변화는 Fig. 5와 같다. Fig. 5에서 불규칙적인 변화는 판 및 보강재 목록 중에서 단면을 선정하였기 때문이다. Fig. 5에 따르면 보강재의 갯수가 증가함에 따라 보강재 사이의 간격이 좁아지기 때문에 보강재의 크기와 판두께가 감소됨을 알 수 있다. 그러나 보강재의 갯수가 계속 증가하게 되면 보강재 크기 및 판두께의 감소는 둔화되는 반면에 보강재 갯수의 증가로 인해 보강재 전체의 단면적은 증가되는 결과가 얻어지게 된다. 따라서 최적의 보강재 갯수가 존재하며, 이때의 보강재 크기 및 판두께도 결정될 수 있다.

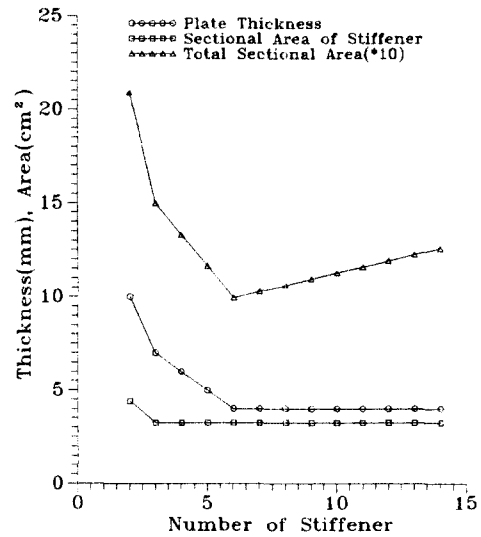


Fig.5 Optimum results of stiffened plate design(length=2m,breadth=1m, compressivestress=40N/mm2, normal pressure=10kN/m2, allowable bending stress=90N/mm2)

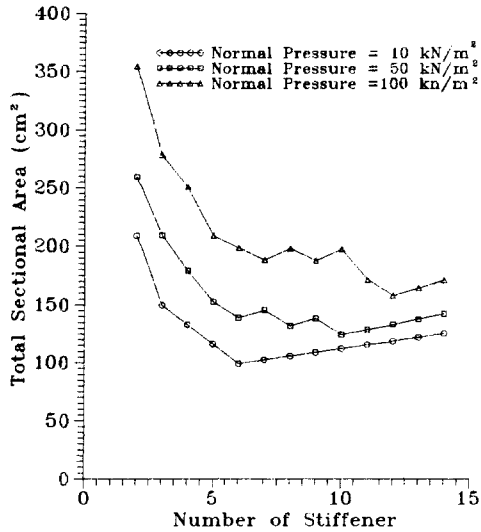


Fig.6 Variation of sectional area of stiffened plate with the change of frame

3.2 격자구조의 최소 중량 설계

하중 조건, 격자구조의 크기 및 종거어더의 갯수가 정해 졌을 때, 횡늑골의 증가에 따른 격구조의 중량 변화를 구해 본 결과가 Fig. 7, 8과 같다. Fig. 7은 종거어더 및 횡늑골 단독의 단면적 변화를 나타낸 것으로, 횡늑골 수의 증가에 따라 종거어더 및 횡늑골이 분담해야 할 하중이 감소되므로 각 단면의 크기는 감소하게 된다. 그러나 어느 한도 이상이 되면 단면 크기의 감소는 둔화되는데, 이는 단면이 선급에서 요구하는 최소치 규정에 지배되기 때문이다. 따라서 전체 격자구조의 부피를 계산해 보면 횡늑골의 증가에 따라 Fig. 8과 같이 전체 부피는 증가하는 결과가 얻어 지게 된다.

3.3 중앙단면 모델링 및 최적 설계 결과

설계 대상 선박은 알루미늄 재질의 45 knot, 38 m 급 쌍동형 표면효과선으로써 초기 설계에 의한 중앙횡단면은 Fig. 9 와 같다.

3.4 보강판 요소 및 격자구조의 모델링

일반배치도에 의해 격벽, 갑판 등의 위치가 정해지면, 종거어더의 위치를 정하고, 격벽, 외판, 갑판, 종거어더 및 횡늑골과 같은 1차 주요 구조부재가 만나는 점을 절점으로 잡는다. 1차 구조부재 사이의 판과 보강재의 조합체를 보강판 요소로 모델링하고, 격,

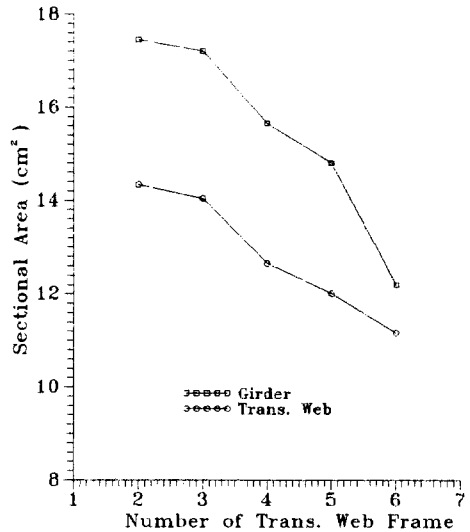


Fig.7 Variation of area of longitudinal girder and transverse web frame (length=3m,breadth=5 m, pressure=10 kN/m², compressive stress=30 N/mm², allowable bending stress=90 N/mm²)

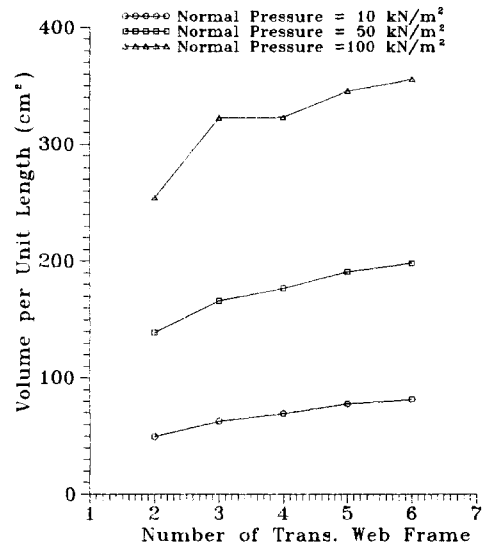


Fig.8 Optimum results of grillage design (variation of total volume)

벽, 갑판, 기둥 또는 외판 사이에서, 종거어더와 횡늑골의 조합 구조는 격자구조로, 종거어더 또는 횡늑골 단독 구조는 각각 종방향보 및 횡방향보로 모델링하고, 횡늑골이 곡선을 이룰 때에는 횡골조구조로 모델링한다. 설계 대상 선박의 중앙중단면은 Fig. 10과 같다.

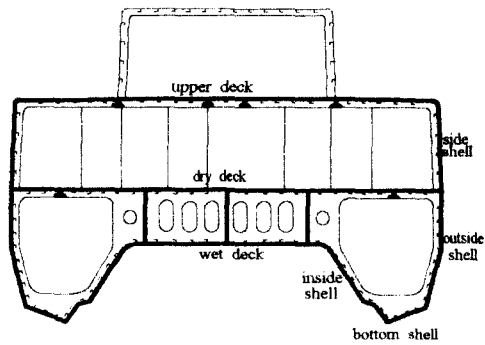


Fig.9 Midship section of surface effect ship with twin hull

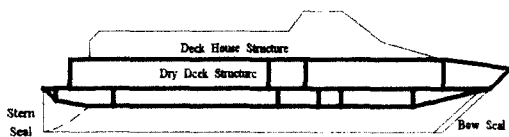


Fig.10 Longitudinal section of surface effect ship with twin hull

3.5 초기 입력 자료

프로그램 실행을 위해 필요한 자료로써는 종굽힘 모멘트 1차응력 가정치, 재료의 탄성계수 및 항복응력 등이다.

- 호깅 모멘트 = 7180 kNm
- 새깅 모멘트 = 6562 kNm

3.6 설계결과 및 고찰

설계 대상 선박에 대해서 최적화를 수행한 결과는 Table 1과 같다. Table 1에서 최적화 결과와의 비교 대상은 초기에 기존의 방법에 따라 수계산으로

부재 치수를 결정한 경우이다. Table 1에 따르면 대부분의 최적화 결과가 초기 설계 결과에 비해 판두께가 얇아지고 보강재 간격은 줄어 드는 경향을 보이고 있다. 횡늑골에 대해서는 초기 설계 결과가 일정한 데에 비해 최적화 결과는 하중과 스패의 차이에 따라 다른 결과를 주고 있다.

Table 1 Comparison of optimized results with initial design (unit mm)

Loc	Dsn Stg	Thk Pl	Size Lon	Spc Lon	Size Web	Size Grd
Out sd	Int	8	65×65×6	285	210×6+100×8	
	Shl Opt	5	40×40×4	235	439×4+181×7	
Wet Dk	Int	6	65×65×6	300	210×6+100×8	
	Opt	6	40×40×4	235	233×4+58×5	
Dry Dk	Int	4	50×50×6	300	210×6+100×8	210×6+100×8
	Opt	4	40×40×4	300	120×4+34×5	165×4+34×4
Up Dk	Int	6	50×50×6	300	210×6+100×8	210×6+100×8
	Opt	5	40×40×6	240	120×4+34×5	120×4+34×5
Tr Bhd	Int	6	50×50×6	300		
	Opt	4	40×40×6	235		

(Loc = Location, Dsn = Design, Stg = Stage, Thk = Thickness, Pl = Plate, Spc = Space, Lon = Longitudinals, Web = Transverse Web Frame, Grd = Girder, Shl = Shell, sd = side, Dk = Deck, Tr = Transverse, Bhd = Bulkhead, Int = Initial, Opt = Optimum)

횡늑골 간격을 변화시켰을 때, 중앙 단면의 단위 길이당 부피 변화는 Fig. 11과 같다. 횡늑골 간격이 증가 됨에 따라 횡늑골의 크기는 감소하게 되어 전체 중량 감소에 기여하지만 보강판 요소의 보강재 스패의 증가에 따라 보강재의 크기가 증가하게 되어 중량 증가의 요인이 된다. 이 사실은 Fig. 11의 종

부재의 단면적 변화를 통해서도 확인할 수 있다. 횡능골의 감소는 어느 한도 내에서만 가능하기 때문에, 횡능골 수가 일정치를 넘어 서면, 보강재 크기의 증가에 따라 전체 중량은 Fig. 11과 같이 증가하게 된다. 이런 상충 요인이 존재함에 따라 횡능골 간격의 결정은 설계 시의 중요한 인자가 되고, 본 연구와 같은 최적화가 필요한 근거가 된다.

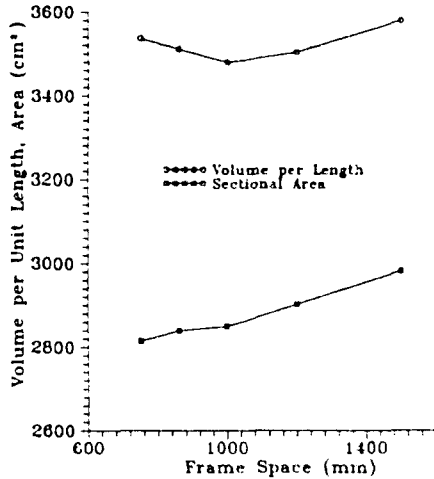


Fig.11 Variation of volume with the change of frame space

최종적인 최적화 결과를 기존 설계 결과와 비교해 보면 중앙횡단면의 단면적은 19%, 단위 길이당 부피는 20% 정도 감소하였음을 알 수 있다. 이 결과의 대부분은 보강판 요소의 보강재 크기와 판두께 감소 및 횡능골 단면 크기의 감소에 기인한다.

Table 2 Summarized results

	Initial	Optimum	Reduction
Section area, cm ²	3510	2860	19%
Volume/unit length, cm ²	4360	3480	20%
Web frame space, mm	900	1000	

4. 결론

본 연구에서는 초고속선의 최소 중량 설계를 위해 DnV선급 규정을 토대로 최적 구조 설계 방법을 개

발하였고, 본 방법에 따르는 전산 프로그램을 개발하여 실선에 적용하고, 20% 이상의 중량 감소 효과를 확인하였다. 본 연구에서 제시한 방법은 보강판의 설계에서는 이론식에 근거한 선급 규정을 이용하고 있고, 선급 규정식으로 부터 구할 수 없는 종거어더와 횡능골의 상호 효과는 격자구조 해석을 통해 고려하고 있으므로, 합리적이고 적용성이 다양하다고 할 수 있다. 또한 부분 구조의 최적화를 통해서 중앙 단면 전체의 최적화에 도달하고 있으므로, 대규모 최적화 문제를 지양하고 있어서 효율면에서도 우수하다고 할 수 있다. 본 연구에서는 쌍동형 고속선에서 문제를 야기할 수 있는 비틀림 모멘트에 의한 선체 응답을 간략히 해석할 수 있는 방법을 제시하고 있으므로, 쌍동형 고속선의 구조 강도 향상에 기여할 수 있으리라 사료된다. 본 연구에서 제시한 구조 설계 방법에 따라 설계를 수행한 결과, 횡능골 간격의 변화에 따라 선체 중량이 변화하고 있다는 사실을 확인할 수 있었고, 최적의 횡능골 간격도 구할 수 있었다.

참고 문헌

- [1] Nappi, N. S. and Lev, F. M., "Midship section design for naval surface ships", Report No. 3815, NSRDC, 1972.
- [2] Hughes, O. F., Mistree, F., and Zanic V., "A practical method for the rational design of ship structures", *Journal of Ship Research*, Vol.24, No.2, 1980.
- [3] Jang, C. D., and Na, S. S., "On the minimum structural weight design of oil tankers by generalized slope deflection method", *PRADS'87*, 1987.
- [4] 이승수, "일반화된 경사처집법에 의한 선체의 횡강도 해석 및 최소 중량 설계에 관한 연구", 서울대학교 박사학위 논문, 1988.
- [5] *Det Noske Veritas*, "Tentative rules for classification of high speed and light craft", 1993.
- [6] Hooke, R. and Jeeves, T. A., "Direct search solution of numerical and statistical problems", *Journal of the Association for Computing Machinery*, Vol.8, No.4, 1961.
- [7] *Bureau Veritas*, "Rules and regulations for the classification of ships of less than 65 m in length", 1990.