

---

 論 文
 

---

大韓造船學會論文集  
 第 32 卷 第 3 號 1995 年 8 月  
 Transactions of the Society of  
 Naval Architects of Korea  
 Vol. 32, No. 3, August 1995

## 선각거더의 최종강도 간이계산식

백점기\*, A.E. Mansour\*\*

### A Simple Formula for Ultimate Strength Prediction of Hull Girders

by

J. K. Paik\* and A. E. Mansour\*\*

#### 요 약

본 논문의 목적은 종굽힘모멘트를 받는 선각거더의 최종강도를 계산하는 간이식을 도출하는 것이다. 먼저 기 제안된바 있는 계산식들을 조사 분석하였으며, 지금까지의 계산식 도출방법을 크게 해석적 방법, 경험적 방법 및 선형근사법의 3종류로 분류하였다. 선각거더는 종굽힘모멘트의 증가와 함께 압축플랜지의 붕괴와 인장플랜지의 항복에 의해 전체적으로 최종강도에 도달한다고 알려져 있다. 이때 선측부도 압축플랜지 부근에서는 붕괴하며, 인장플랜지 부근에서는 항복상태에 도달해 있는 경우가 많다. 그러나, 중립축부근에서는 여전히 탄성상태에 남아있는 것이 보통이다. 이 같은 사실을 근거로 선각 횡단면에 걸쳐 적절한 응력분포를 가정하였으며, 이것으로부터 최종강도 계산식을 해석적인 방법으로 도출하였다. 본 계산식의 정도는 기존의 모형실험 및 수치해석결과와 비교하여 검증하였다.

#### Abstract

The aim of this study is to derive a simple formula for predicting ultimate strength of hull girders under vertical bending moment. The existing formulas have been reviewed and classified into analytical approach, empirical approach and linear approximate approach. It is known that the ship hull will reach the ultimate limit state if both collapse of the compression flange and yielding of the tension flange occur. Side shells in the vicinity of the compression and tension flanges will often fail also, but the material around the final neutral axis will remain in the elastic state. Based on this

---

발 표 : 1995년도 대한조선학회 춘계연구발표회('95. 4. 21.)

접수일자 : 1995년 3월 20일, 재접수일자: 1995년 8월 27일

\* 정회원, 부산대학교 조선해양공학과, 기계기술연구소 연구원

\*\* Department of Naval Architecture and Offshore Engineering, Univ. of California at Berkeley

observation, a credible distribution of longitudinal stresses around the hull section at the overall collapse state is assumed, and an explicit analytical formula is derived. The accuracy of the formula has been verified by a comparison of the experimental and the numerical results.

**기호설명**

- $A_B$  = 선저외판의 횡단면적
- $A_{B'}$  = 선저내판의 횡단면적
- $A_D$  = 갑판의 횡단면적
- $A_S$  = 선측횡단면적의 절반 (종격벽 및 선측내판도 포함)
- $a_s$  = 유효판을 포함한 종보강재 한개의 횡단면적
- $b$  = 종보강재간의 간격
- $D$  = 선박형깊이
- $D_B$  = 이중저높이
- $E$  = 재료의 탄성계수
- $g$  = 새김시 선저로부터 중립축까지의 거리 또는 호깅시 갑판으로부터 중립축까지의 거리
- $I_s$  = 유효판을 포함하는 종보강재 한개의 단면2차모멘트
- $l$  = 횡보강재간의 간격(종보강재의 길이)
- $M_E$  = 선각횡단면의 탄성굽힘모멘트
- $M_p$  = 선각횡단면의 전단면소성굽힘모멘트 (부록2 참조)
- $M_u$  = 선각횡단면의 최종굽힘모멘트
- $M_{us}, M_{uh}$  = 각각 새김 및 호깅시 최종굽힘모멘트
- $\gamma$  = 유효판을 포함하는 종보강재의 곡률반경  

$$= \sqrt{\frac{I_s}{a_s}}$$
- $t$  = 판두께
- $Z$  = 압축플랜지의 탄성단면계수 (부록1 참조)
- $Z_B, Z_D$  = 각각 선저 및 갑판에서의 탄성단면계수
- $\beta$  = 보강재간의 판의 세장비

$$= \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$$

$\lambda$  = 유효판을 포함하는 종보강재의 세장비

$$= \frac{l}{\pi \gamma} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$$

$\sigma_y$  = 재료의 항복강도

$\sigma_{yB}, \sigma_{yB'}, \sigma_{yD}, \sigma_{yS}$  = 각각 선저외판, 선저내판, 갑판 및 선측의 항복강도

$\sigma_u$  = 압축플랜지의 최종압축강도 (부록3 참조)

$\sigma_{uB}, \sigma_{uB'}, \sigma_{uD}, \sigma_{uS}$  = 각각 선저외판, 선저내판, 갑판 및 선측의 압축최종강도

**1. 서 언**

선체가 설계하중보다 작은 크기의 외하중을 받으면 국부적인 항복은 일어나지만 좌굴이나 붕괴와 같은 심각한 구조 파손은 생기지 않는것이 보통이다. 그러나, 선체에 작용하는 외하중의 특성은 황천 또는 비일상적인 화물의 적재 및 하역등에 의해 일정하지 않고 불확실성을 가지고 있으며, 작용하중이 설계하중을 초과할 수 있고, 그 결과 선체는 국부적 뿐만아니라 전체적으로 붕괴할 가능성이 있다. 더우기, 노후된 선박은 부식이나 피로균열등의 구조손상이 생겨 있고 강도가 저하되어 선체는 설계하중보다 작은 외하중의 작용하에서도 쉽게 붕괴할 수도 있다.

작용하중의 증가와 함께 선체 구조부재는 압축에 의해 좌굴하거나 인장에 의해 항복을 하게된다. 선체는 구성부재가 국부적으로 좌굴 또는 항복한후에도 전체적으로는 하중의 증가에 견딜 수 있지만 손상된 부재의 강성은 감소하거나 심지어는 "음"이 될수도 있고, 내부응력은 인접부재에 재분배된다. 가장 큰 압축을 받는 부재가 먼저 붕괴하고 구조전체의 강성은 점차로 감소한다. 구조부재의 좌굴이나 붕괴는 선체가 전체적으로 최종강도상태에 이를때까지 점진적으로 진행된다. 선체구조의 안전성을 합리적으로 평가하기 위하여는 선체구조전체의 최종강도를 알아야

하며, 이의 상세한 해석을 위하여 많은 연구성과가 보고되어 있다 [22]. 그러나, 구조신뢰성 해석시의 붕괴함수 또는 설계공식으로 사용하기 위하여는 선체 구조의 최종강도 간이계산식을 명시적인 형태로 도출하는 것이 바람직하다 [14].

각국 선급협회에서는 보통 초기항복이나 탄성 좌굴강도를 소성수정한 결과를 근거로한 설계지침을 제시하고 있다. 그러나, 이들은 선체구조의 실제적인 최종 붕괴상태를 제대로 파악할수 없는 경우가 많다. 물론 계산한 최종강도치도 확률론적인 값은 아니고 확률치이며, 이 값은 계산시의 가정, 재료특성치등과 연관된 불확실한 요소들에 따라 달라질수 있다. 그러나, 이 경우의 불확실성은 기존의 선형 탄성이론에 의한 계산시의 불확실성보다는 훨씬 작다. 따라서, 선각거더의 붕괴에 대한 안전성평가를 위하여는 탄성좌굴이나 초기항복을 기준으로 하기보다 최종강도를 기준으로 하는 것이 훨씬 합리적이다.

이같은 측면에서 지금까지 선각거더의 최종강도계산식이 다수 제안되어 왔으나 해석결과치는 서로 큰 차이를 보이고 있다. 이것은 이 문제에 대한 완전한 해결책이 아직 제시되지 못하였으며, 더 많은 연구가 필요함을 의미하는 것이다.

선각거더의 최종강도추정을 위한 간이식의 개발에 관한 연구는 다음의 세가지로 분류할수 있다. 첫째, 압축플랜지의 좌굴과 인장플랜지의 항복을 고려한 선각 횡단면의 응력분포를 가정하여 최종 굽힘모멘트를 이론적으로 도출하는 해석적 방법 (analytical approach)이다. 둘째, 상자형 구조모형등에 대한 실험 또는 수치해석결과를 바탕으로 경험식을 도출하는 경험적방법 (empirical approach)이다. 마지막으로 압축플랜지가 붕괴하기까지의 선각거동은 기본적으로 선형이라 가정하고, 선각의 최종강도는 좌굴과 항복을 고려하기 위하여 간단히 수정된 탄성단면계수에 압축플랜지의 최종강도를 곱한 형태로 표현하는 선형근사법 (linear approximate approach)이다. 세번째방법은 비교적 간단하기는 하지만 압축플랜지의 좌굴후에 선각거동은 비선형이고 중립축위치도 변화하므로 그 정도는 그다지 좋지 못하다. 경험식들 (두번째 방법)은 기존의 구조방식을 가진 선각에 대해서는 비교적 양호한 결과를 주지만 제한된 데이터를 기초로 도출된 것이므로 일반적인 구조방식 또는 신구조방식의 선박에 적용하는 경우에는 주의가 요한다. 반면에 해석적 방법 (첫번째 방법)으로 도출된 계산식의 경우는 좌굴과 항복뿐만아니라 선각횡단면효과를 보다 정밀하게 고려할수 있으므로

좋은 정도의 해를 주면서도 일반적인 구조방식의 선박에도 적용할수 있는 장점이 있다. 따라서, 본 연구에서도 해석적 방법을 적용하여 최종강도 간이계산식을 도출하고자 한다.

본 연구의 목적은 수직 중굽힘모멘트를 받는 단일 또는 이중선각구조의 최종붕괴강도를 간단히 계산할수 있는 간이식을 도출하고, 기존의 제안식들과도 비교하여 본 제안식의 정도와 유용성을 검토하는 것이다. 선각은 압축플랜지의 붕괴와 인장플랜지의 항복이 모두 일어날때 전체적으로 최종강도상태에 도달하게 된다. 이때 인장플랜지와 압축플랜지 부근의 선축외판도 붕괴하기도 하지만 중립축 부근의 재료는 탄성상태를 유지하는 것이 보통이다. 이같은 사실을 바탕으로 구조전체적인 붕괴상태에서의 선각횡단면의 중방향 응력분포를 가정하여 이것으로부터 최종 중굽힘모멘트 계산식을 명시적인 형태로 도출한다. 본 계산식의 정도를 검증하기 위하여 상자형모델 및 1/3축척 소형순시함의 선각모델에 대한 최종강도 실험결과, 실선에 대한 수치해석결과 및 본 계산식에 의한 결과를 비교 검토한다. 기존의 제안식에 의한 결과와도 비교하여 기존의 제안식들의 정도와 적용성도 검토한다.

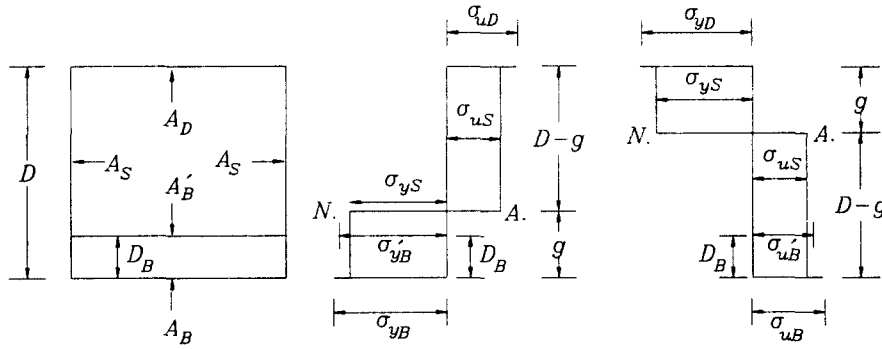
## 2. 기존의 간이계산식

여기서는 중굽힘모멘트를 받는 선각거더의 최종강도를 계산하기위한 명시적인 형태로 표현되는 기존의 제안식들을 조사 분석한다.

Vasta [1]는 새김시에는 상갑판, 호김시에는 선저외판등 압축플랜지가 붕괴할때 선각은 최종강도상태에 도달하고 중굽힘모멘트와 곡률과의 관계는 선형이라고 가정하였으며, 다음의 최종강도 간이계산식을 제안하였다.

$$M_u = Z\sigma_u \quad (1)$$

Caldwell [2]은 압축에 의한 좌굴과 인장에 의한 항복을 고려한 간이계산식을 해석적인 방법을 적용하여 도출하였는데, 이것은 선각거더의 최종강도 해석을 위한 최초의 해석적연구로서 평가받고 있다. 이 방법에서는 선각의 횡단면을 갑판, 선저외판, 선축외판 모두 Fig.1.a에 나타내는 바와 같이 균일한 판두께를 갖는 등가단면으로 이상화하여 단일선각 등가단면의 선박을 대상으로 하였으며, 모든 구조부재는 동일한 항복강도를 갖고 있다고 가정하였다. 중립



(a) Equivalent double hull configuration (b) Stress distribution in sagging condition (c) Stress distribution in hogging condition

Fig. 1 Modification of Caldwell's method to include to composite hull materials and double hull configuration

축을 기준으로 압축을 받는 쪽의 모든 부재는 좌굴 최종강도에 이르고, 인장축은 모두 항복응력에 도달한다고 가정하여 선각 횡단면의 응력분포를 가정하였다. 압축플랜지의 최종강도는 선축의 압축 최종강도와 다를 수도 있다. 국부적인 구조파손에 의한 중립축의 위치이동 영향도 고려하였으며, 선각거더의 최종 굽힘모멘트는 중립축에 대한 응력의 모멘트합으로서 해석적으로 계산하였다.

원래 Caldwell은 모든 부재의 항복강도는 갑판이든 선축 또는 선저이든 동일하다고 가정하였다. 그러나, 현재의 선박은 연강 또는 고장력강과 같이 서로 다른 재료로 만들어지며 재료의 항복응력은 서로 다른 경우가 많다. 또한, Caldwell의 식은 단일선각구조에만 적용할수 있고 이중선각 구조에는 그대로 적용할 수 없다. 따라서, 저자들은 Caldwell의 식을 후술하는 바와 같이 본 제안식 또는 기존의 제안식과 직접 비교할수 있도록 이중선각의 영향과 서로 다른 재질의 영향도 고려한 수정식을 도출하였다.

즉, 원래의 Caldwell식은 다음과 같이 수정 보완되었다. 먼저, 선각횡단면의 응력분포는 Fig.1.b와 같이 가정하였다. 여기서 인장플랜지의 항복강도와 인장축 선축의 항복강도는 다를수도 있으며, 압축플랜지의 좌굴 최종강도와 선축의 좌굴 최종강도도 서로 다를수 있다. 순수 굽힘모멘트를 받는 선각거더에는 축력이 존재하지 않는다는 조건으로부터 이중 선각 구조의 새김시 기선상 중립축의 높이는 다음과 같이 얻어진다.

$$g = D \cdot (A_D \sigma_{uD} + 2A_S \sigma_{uS} - A_B \sigma_{yB} - A'_B \sigma'_{yB}) / 2A_S (\sigma_{uS} + \sigma_{yS}) \quad (2.a)$$

여기서, 선저내판의 항복강도는 선저외판의 것과 다를 수 있다. 또한,  $A'_B=0$ 인 경우는 단저구조의 결과를 준다.

같은 방법으로 호강시 중립축과 갑판사이의 거리는 다음과 같이 얻어진다.

$$g = D \cdot (A_B \sigma_{uB} + \sigma'_B \sigma_{uB}' + 2A_S \sigma_{uS} - A_D \sigma_{yD}) / 2A_S (\sigma_{uS} + \sigma_{yS}) \quad (2.b)$$

여기서, 선저내판의 좌굴최종강도는 선저외판의 것과 다를 수 있다.

따라서, 선각단면의 최종굽힘모멘트는 새김상태에서 아래와 같이 얻어진다.

$$M_{us} = A_D (-\sigma_{uD})(D - g) + 2 \frac{D - g}{D} A_S (-\sigma_{uS}) \frac{D - g}{2} - 2 \frac{g}{D} A_S \sigma_{yS} \frac{g}{2} - A_B \sigma_{yB} g - A'_B \sigma'_{yB} (g - D_B)$$

$$\begin{aligned}
 &= -A_D(D-g)\sigma_{uD} - A_B g \sigma_{yB} \\
 &\quad - A_B'(g-D_B)\sigma_{yB}' \quad (3.a) \\
 &\quad - \frac{A_S}{D} [(D-g)^2\sigma_{uS} + g^2\sigma_{yS}]
 \end{aligned}$$

여기서, 새깅 모멘트는 음의 값을 갖는다. 같은 방법으로 호깅상태에서는

$$\begin{aligned}
 M_{uh} &= A_{DG}\sigma_{yD} + A_B(D-g)\sigma_{uB} \\
 &\quad + A_B'(D-g-D_B)\sigma_{uB}' \quad (3.b) \\
 &\quad + \frac{A_S}{D} [(D-g)^2\sigma_{uS} + g^2\sigma_{yS}]
 \end{aligned}$$

여기서, 호깅 모멘트는 양의 값을 갖는다.

계산을 더욱 단순화시키기 위하여 선축의 최종강도비  $\sigma_{uS}/\sigma_{yS}$  는 압축플랜지의 최종강도비와 동일하다고 가정하는 경우도 있다. 즉, 새깅상태일때  $\sigma_{uS}/\sigma_{yS} \approx \sigma_{uD}/\sigma_{yD}$ , 호깅상태일때  $\sigma_{uS}/\sigma_{yS} \approx \sigma_{uB}/\sigma_{yB}$ .

1970년 ISSC 보고서[3]는 Vasta[1]의 식(1)을 소개하였으나 1973년 Mansour & Faulkner [4]는 좌굴후에 중립축은 이동하며 압축플랜지가 붕괴한 뒤에도 선각거더는 외력증가에 대해 조금더 견딜수 있음을 지적하고, 다음과 같은 수정식을 제안하였다.

$$M_u = Z\sigma_u(1+k) \quad (4)$$

여기서,  $k$  는 압축플랜지에 대한 한쪽 선축 면적비의 함수이며, 소형순시함에 대해 Mansour & Faulkner는  $k=0.1$  정도임을 밝혔다.

항복강도, 최종압축강도, 단면효과등과 관련된 불확실성을 고려하여 1979년 Faulkner & Sadden [5] 은 다음의 경험식을 제안하였다.

$$\begin{aligned}
 M_u &= 1.15Z\sigma_y [-0.1 + 1.4465 \sigma_u/\sigma_y \\
 &\quad - 0.3465 (\sigma_u/\sigma_y)^2] \quad (5)
 \end{aligned}$$

Viner [6]는 압축플랜지의 종보강재가 붕괴하기까지는 탄성거동을 유지하다가 이것이 붕괴하면 선각거더가 구조전체적으로 최종강도에 도달한다고 가

정하였으며, 이를 근거로 다음식을 제안하였다. 즉,

$$M_u = \alpha Z\sigma_u \quad (6)$$

여기서,  $\alpha$  는 보통 0.92 - 1.05 범위에 있다 ( $\alpha$  의 평균치는 0.985).

대형 상자형 구조모형과 실선에 대한 탄소성 대변형 유한요소 해석결과를 바탕으로 1991년 Valsgaard & Steen [7]은 선각은 압축플랜지의 붕괴이후에도 어느정도의 강도여유를 갖는다는 사실을 지적하였으며 다음식을 제안하였다.

$$M_u = B_c Z\sigma_u \quad (7)$$

여기서,  $B_c$  는 선각 단면형상에 따라 달라지는 계수이며, 단일선각 VLCC인 "Energy Concentration" 의 경우  $B_c$  의 평균값은 1.127정도임을 밝혔다.

수직 종굽힘모멘트를 받는 선각의 최종 붕괴강도는 압축플랜지의 최종강도와 아주 밀접한 관계가 있다. 이 사실을 바탕으로 Frieze & Lin [8]은 선각의 최종 굽힘모멘트를 압축플랜지의 최종강도함수로서 다음의 2차 대수방정식을 이용하여 표현하였다.

$$M_u/M_p = d_1 + d_2\sigma_u/\sigma_y + d_3(\sigma_u/\sigma_y)^2 \quad (8)$$

이들은 축척 선각모델에 대한 실험 및 수치해석결과를 바탕으로 식(8)의 미지수  $d_i$  를 최소자승법을 이용하여 새깅상태와 호깅상태일때 각각 다음과 같이 도출하였다. 즉,

새깅시:

$$d_1 = -0.172, d_2 = 1.548, d_3 = -0.368 \quad (9.a)$$

호깅시:

$$d_1 = 0.003, d_2 = 1.459, d_3 = -0.461 \quad (9.b)$$

### 3. 새로운 간이계산식의 도출

선각의 전체적인 붕괴는 압축플랜지의 붕괴에 좌우된다는 것은 알려져 있다. 또한, 실척선박에 대한 수치적인 연구[7,9,10]에 의하면 압축플랜지의 붕괴 이후에도 보통 다소간의 강도여유가 남아있음이 알려져 있다. 이것은 압축플랜지가 좌굴한 후에 선각

횡단면의 중립축이 인장플랜지쪽으로 이동하며 인장 플랜지가 항복할 때까지 외력증가에 더욱 견딜수 있기 때문이다. 압축플랜지의 붕괴와 인장플랜지의 항복이후에는 압축플랜지와 인장플랜지 부근의 선축이 붕괴 또는 항복한다. 그러나, 최종적인 중립축부근의 선축재료는 보통 선각거더가 전체적으로 붕괴할때까지 탄성상태로 남아있는 경우가 많다. 물론 선각거더의 기하학적 및 재료적특성에 따라서는 중립축부근의 재료도 Caldwell[2]이 가정한바와 같이 붕괴할 수도 있을 것이다.

Fig. 2는 선각의 전체 붕괴상태에서 본 연구에서 가정한 선각 횡단면의 종방향 응력분포를 나타내고 있다. 중립축은 구조파손이 일어나기전의 건전상태에서의 초기위치와 비교하여 인장플랜지쪽으로 이동하게 된다. 압축 플랜지 부근의 선축부도 최종 압축한 계상태에 도달하게 된다. 플랜지의 압축최종강도는 선축부와 다를 수 있다. 중립축을 기준으로 인장을 받는 부분은 플랜지만이 항복상태에 도달하고 선축은 탄성상태에 있다고 가정한다. 인장플랜지의 항복 강도는 선축과는 다를 수 있으며, 중립축부근의 응력 분포는 선형이다.

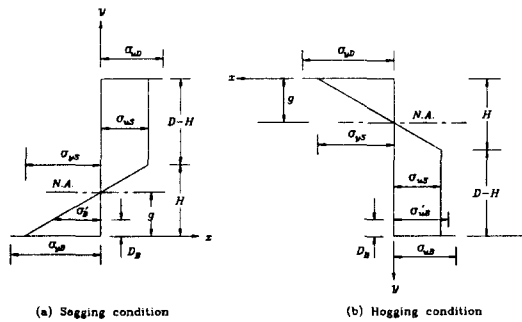


Fig. 2 Assumed distribution of longitudinal stresses in a hull cross-section at the overall collapse state

Fig.2에 나타난 바와 같이  $x-y$  좌표계를 취하면 종응력분포는 다음과 같이 정식화할수 있다.

새김상태;

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_{yB} \quad \text{at } y=0 \\ &= -\frac{1}{H} [ (\sigma_{uS} + \sigma_{yS})y - H\sigma_{yS} ] \quad 0 < y < H \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &= \sigma_{B'} = -\frac{1}{H} [ (\sigma_{uS} + \sigma_{yS})D_B - H\sigma_{yS} ] \quad \text{at } y = D_B \\ &= -\sigma_{uS} \quad H \leq y < D \\ &= -\sigma_{uD} \quad \text{at } y = D \end{aligned} \quad (10.a)$$

여기서, 압축응력은 음, 인장응력은 양으로 정의하고 있다.

호깅상태;

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_{yD} \quad \text{at } y=0 \\ &= -\frac{1}{H} [ (\sigma_{uS} + \sigma_{yS})y - H\sigma_{yS} ] \quad 0 < y < H \\ &= -\sigma_{uS} \quad H \leq y < D \\ &= -\sigma_{uB'} \quad \text{at } y = D - D_B \\ &= -\sigma_{uB} \quad \text{at } y = D \end{aligned} \quad (10.b)$$

순수 종굽힘모멘트를 받는 선각거더에 축력이 작용하지 않는다는 조건으로부터 붕괴한 선축의 높이,  $D-H$ 는 아래의 조건으로부터 계산할 수 있다.

$$\int \sigma_x dA = 0 \quad (11)$$

즉,

새김상태;

$$\begin{aligned} &A_D(-\sigma_{uD}) + \frac{2A_S}{D}(D-H)(-\sigma_{uS}) \\ &+ \frac{A_{B'}}{H} [ -(\sigma_{uS} + \sigma_{yS})D_B + H\sigma_{yS} ] \\ &+ A_B\sigma_{yB} + \frac{2A_S}{D} \cdot \frac{1}{H} \int_0^H [ -(\sigma_{uS} + \sigma_{yS})y \\ &+ H\sigma_{yS} ] dy = 0 \end{aligned} \quad (12.a)$$

또는,  $H$ 는 양의 값을 가지므로

$$H = \frac{C_1 D + \sqrt{C_1^2 D^2 + 4C_2 D}}{2} \quad (12.b)$$

여기서,

$$\begin{aligned} C_1 &= \frac{A_D \sigma_{uD} + 2A_S \sigma_{uS} - A_B \sigma_{yB} - A_{B'} \sigma_{yS}}{A_S (\sigma_{uS} + \sigma_{yS})} \\ C_2 &= \frac{A_{B'} D_B}{A_S} \end{aligned}$$

종방향 응력이 0 가 되는 중립축의 위치는 응력분포가 선형인 조건으로부터 결정할 수 있다. 즉,

$$g = y |_{\sigma_x=0} \quad (13)$$

또는,

$$g = \frac{(C_1 D + \sqrt{C_1^2 D^2 + 4C_2 D}) \sigma_{yS}}{2(\sigma_{uS} + \sigma_{yS})} \quad (14)$$

같은 방법으로 호강시 압축에 의해 붕괴된 선측부의 깊이는 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} & A_B(-\sigma_{uB}) + \frac{2A_S}{D}(D-H)(-\sigma_{uS}) \\ & + A_B'(-\sigma_{uB}') + A_D\sigma_{yD} \\ & + \frac{2A_S}{D} \cdot \frac{1}{H} \int_0^H [ -(\sigma_{uS} + \sigma_{yS})y \\ & + H\sigma_{yS} ] dy = 0 \end{aligned} \quad (15.a)$$

또는,

$$\begin{aligned} H = & D \cdot (A_B\sigma_{uB} + A_B'\sigma_{uB}' + 2A_S\sigma_{uS} \\ & - A_D\sigma_{yD}) / A_S(\sigma_{uS} + \sigma_{yS}) \end{aligned} \quad (15.b)$$

호강시 갑판으로부터 중립축까지의 거리는 식 (15.b) 를 (13)에 대입하면 얻어진다.

$$\begin{aligned} g = & D \cdot (A_B\sigma_{uB}\sigma_{yS} + A_B'\sigma_{uB}'\sigma_{yS} \\ & + 2A_S\sigma_{uS}\sigma_{yS} - A_D\sigma_{yD}\sigma_{yS}) / A_S(\sigma_{uS} + \sigma_{yS})^2 \end{aligned} \quad (16)$$

따라서, 새강 중첩힘모멘트를 받는 선각의 최종 중첩힘모멘트는

$$\begin{aligned} M_{us} = & A_D(D-g)(-\sigma_{uD}) \\ & + \frac{2A_S}{D}(D-H) \cdot \frac{D+H-2g}{2}(-\sigma_{uS}) \\ & + A_B(-g)\sigma_{yB} + \frac{A_B'}{H}(g-D_B) \\ & \times [ (\sigma_{uS} + \sigma_{yS})D_B - H\sigma_{yS} ] \\ & + \frac{2A_S}{D} \cdot \frac{1}{H} \int_0^H [ -(\sigma_{uS} + \sigma_{yS})y \end{aligned}$$

$$+ H\sigma_{yS} ] (y-g)dy \quad (17.a)$$

또는,

$$\begin{aligned} M_{us} = & -A_D(D-g)\sigma_{uD} \\ & - \frac{A_S}{D}(D-H)(D+H-2g)\sigma_{uS} \\ & - A_Bg\sigma_{yB} + \frac{A_B'}{H}(g-D_B)[ D_B\sigma_{uS} \\ & - (H-D_B)\sigma_{yS} ] - \frac{A_S H}{3D} \\ & \times [ (2H-3g)\sigma_{uS} - (H-3g)\sigma_{yS} ] \end{aligned} \quad (17.b)$$

여기서,  $H$  와  $g$  는 각각 식(12.b)와 (14)로부터 얻어진다.

같은 방법으로 호강상태에서의 선각의 최종중첩모멘트는

$$\begin{aligned} M_{uh} = & A_B(D-g)\sigma_{uB} \\ & + \frac{2A_S}{D}(D-H) \cdot \frac{D+H-2g}{2} \sigma_{uS} \\ & + A_B'(D-g-D_B)\sigma_{uB}' + A_Dg\sigma_{yD} \\ & - \frac{2A_S}{D} \cdot \frac{1}{H} \int_0^H [ -(\sigma_{uS} + \sigma_{yS})y \\ & + H\sigma_{yS} ] (y-g)dy \end{aligned} \quad (18.a)$$

또는,

$$\begin{aligned} M_{uh} = & A_Dg\sigma_{yD} + A_B(D-g)\sigma_{uB} \\ & + A_B'(D-g-D_B)\sigma_{uB}' \\ & + \frac{A_S}{D}(D-H)(D+H-2g)\sigma_{uS} \\ & + \frac{A_S H}{3D} [ (2H-3g)\sigma_{uS} \\ & - (H-3g)\sigma_{yS} ] \end{aligned} \quad (18.b)$$

여기서,  $H$  와  $g$  는 각각 식 (15.b)와 (16)으로부터 얻어진다.

식 (17.b) 또는 (18.b)를 이용하여 선각거더의 최종강도를 계산하려면 보통 보강판으로 구성된 압축플랜지와 압축플랜지부근의 선측판부재의 최종강도를 알아야만 한다. 이론적으로, 압축하중을 받는 보

강판의 경우 발생 가능한 붕괴모드는 다음의 3가지로 분류할수 있다 [11]. 즉,

- a. 보강재간의 판의 국부붕괴
- b. 종 및 횡보강재가 붙은 판의 전체붕괴
- c. 유효판을 포함하는 보강재의 비틀림/굽힘 좌굴

보강판의 붕괴는 위에서 열거한 세가지 파손모드 중에서 뒤의 2가지에서 계산된 값 가운데 작은 값에서 일어난다 [12,13]. 그러나, 실제로 발생가능한 모든 파손모드를 고려하여 최종강도를 계산하는 것은 쉬운 일이 아니다. 이같은 측면에서 실용적으로 간단하게 최종강도를 계산하기 위한 간이식들이 다수 제안되어졌다[14]. 이들중에서 Frieze & Lin[8]의 식은 비교적 높은 정도의 해를 준다는 것이 알려져 있다. 이들은 적절한 크기의 초기결함을 가진 보강판에 대한 탄소성 대변형 유한요소 해석결과를 바탕으로 압축 최종강도를 판의 세장비와 기둥(보강재)의 세장비의 함수로 표현되는 다음의 경험식을 제안하였다 (부록3 참조). 즉,

$$\sigma_u/\sigma_y = (0.960 + 0.765\lambda^2 + 0.176\beta^2 + 0.131\lambda^2\beta^2 + 1.046\lambda^4)^{-0.5} \quad (19)$$

본 연구에서는 후술하는 바와 같이 선각거더의 최종강도를 계산하는 과정에서 필요한 보강판의 압축 최종강도는 Frieze & Lin [8]의 식 (19)를 적용하여 추정한다.

#### 4. 정도검증 및 고찰

여기서는 선각거더의 최종강도계산을 위한 기존의 제안식들과 본 연구에서 도출한 식(식(17.b) 또는 (18.b))의 정도를 최종강도 모형실험 및 수치해석 결과와 비교 검토한다.

Fig.3에서 5에 나타낸 순수 수직 종굽힘모멘트를 받는 6개의 상자형구조 실험모형[15-18]을 정도 검증 위해 선정하였다. 원래 Dowling등 [15]의 모형은 새강상태에서 실험을 했지만 압축부의 치수가 인장부의 치수보다 크므로 실제로는 모형을 뒤집어면 호강상태에 해당한다. Dowling등은 압축플랜지의 최종강도 실험치도 제공하였다. Mansour등의 실험모형 II[16]는 호강상태에서 실험을 수행하였으며, 실제 선박의 하중분포와 선저의 압력분포를 이상화시키기 위하여 구조모형 아래에 배치한 공기압력 주머니(음,

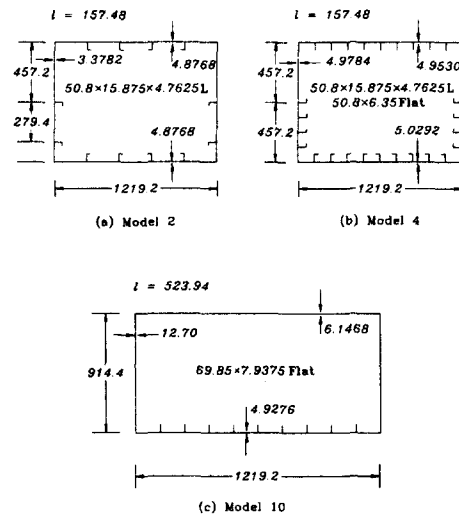


Fig. 3 Midship section of Dowling's box girder models tested in hogging condition (unit: mm)

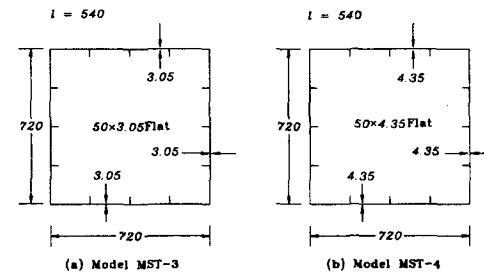


Fig. 4 Midship section of Nishihara's box girder models tested in sagging condition (unit: mm)

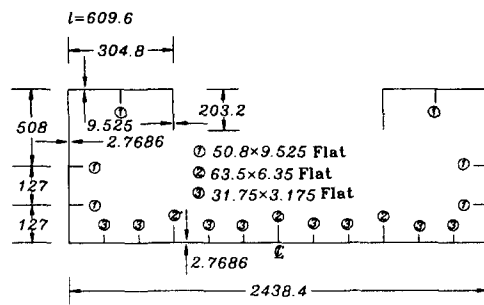


Fig. 5 Midship section of Mansour's box girder model II tested in sagging condition (unit: mm)



양의 압력)를 이용하여 하중을 가하였다. 한편, 다른 모형들은 모두 4점굽힘 방법으로 하중을 가하였다.

간이식들의 정도를 검증하는 경우에 가능하면 축척효과를 줄일 수 있도록 보다 큰 모형을 이용한 실험이 바람직하다. 이같은 측면에서 Dow [17]는 Fig.6에 나타내는 1/3 축척 소형순시함의 선각모형을 새깁상태에서 실험하였다. ISSC'94 보고서 [19]에서 Dow의 실험모형은 Paik [20]에 의해 개발된바 있는 ALPS/ISUM 컴퓨터코드에 의한 해석을 포함하여 여러가지 방법들을 이용한 해석결과와 비교된 바 있다.

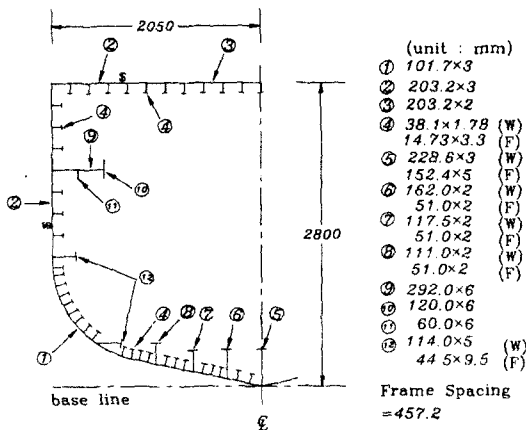


Fig. 6 Midship section of 1/3 scaled frigate hull model tested in sagging condition

실선의 최종 붕괴강도를 실험적으로 구하는 것은 극히 어려운 일이므로 비교적 큰 실험모형에 대한 결과와의 비교를 통하여 정도검증을 마친 간이 수치해석법을 이용하여 실선의 최종붕괴강도를 해석하는 것이 보통이다. Fig.7에 보인 Europort에서 1980년 6월 22일 하역중에 붕괴된 VLCC "Energy Concentration"이 좋은 예이다. 이 붕괴사고의 원인을 분석하기 위한 해석이 수행된바 있다 [7, 9, 10]. 최근, 유조선은 기름오염방지를 위해 이중 선체구조를 채택하고 있는데, Mansour등 [21]은 ALPS/ISUM 컴퓨터코드를 이용하여 수직 및 수평 굽힘모멘트의 조합하중을 받는 34,700 dwt급 이중선체 유조선의 최종강도해석을 수행한바 있다.

위에서 언급한 모든 실험모형에 대해 ALPS/ISUM 컴퓨터코드로도 수치해석을 수행하였다. 그

결과 ALPS/ISUM 컴퓨터코드는 선각거더의 점진 붕괴해석에 유용한 해를 제공한다는 것을 확인한바 있다. 따라서, 간이 계산식의 해와 비교할 실선에 대한 ALPS/ISUM의 해는 충분한 신뢰성을 가지고 있다고 판단된다.

식 (17.b) 또는 (18.b)를 이용하여 선각거더의

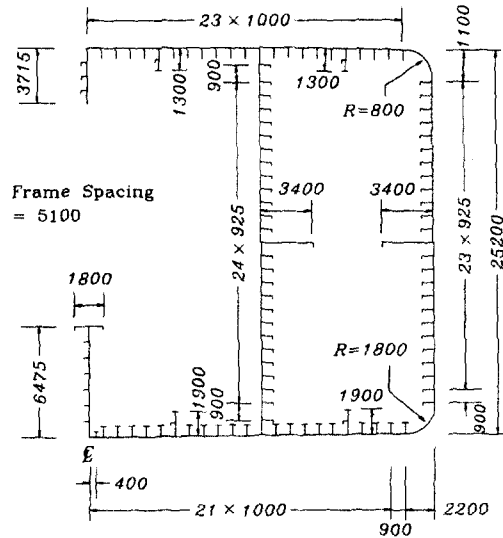


Fig. 7 Midship section of a single hull VLCC Energy Concentration analyzed in both sagging and hogging conditions (unit: mm)

최종강도를 계산하기 위하여 설계자는 압축플랜지 뿐만아니라 압축 플랜지부근 선측부의 최종강도도 알아야 한다. 여기서는 전술한 Frieze & Lin [8]의 경험식인 식(19)를 이용하여 계산하였다. 본 계산에서는 Dowling의 모형에 대하여는 압축플랜지의 실험치를 이용하였으나, 나머지 모형에 대하여는 모두 Frieze & Lin의 식을 이용하여 계산한 결과를 이용하였다. Table 1에는 식(19)를 이용하여 계산한 압축플랜지의 최종강도치를 보여주고 있다. 이 결과에 의하면 Dowling모형의 압축플랜지에 대한 압축 최종강도의 계산치는 최대 15%정도의 오차를 주고 있으며, Frieze & Lin식의 유용성을 확인할수 있다.

Table 2에는 본 연구에서 도출한 계산식을 포함하여 함께 8가지의 최종강도 간이계산식에 의한 최종강도의 계산결과를 비교하고 있다. 저자들의 식과 Caldwell의 식[2]은 해석적인 방법으로 도출된 것이고, Faulkner & Sadden [5]과 Frieze & Lin [8]의 식은 경험식이며, 나머지는 모두 선형근사법에

Table 1 Properties of equivalent hull cross sections

Model	D (mm)	D <sub>B</sub> (mm)	A <sub>D</sub> (mm <sup>2</sup> )	A <sub>S</sub> (mm <sup>2</sup> )	A <sub>B</sub> (mm <sup>2</sup> )	A <sub>B'</sub> (mm <sup>2</sup> )	Z <sub>D</sub> (cm <sup>2</sup> )	Z <sub>B</sub> (cm <sup>2</sup> )	σ <sub>yD</sub> (MPa)	σ <sub>yB</sub> (MPa)	σ <sub>yS</sub> (MPa)	σ <sub>u</sub> / σ <sub>y</sub>		M <sub>p</sub> (ton-m)
												C.F.	S.S.	
Dowling 2	914.4	0.0	7216.0	3724.1	7216.0	0.0	7733.4	7733.4	293.2	293.2	208.1	0.690*	0.450	233.57
Dowling 4	914.4	0.0	8941.9	5822.4	8989.5	0.0	9965.4	9997.5	217.3	217.3	276.5	0.856*	0.856	256.89
Dowling 10	914.4	0.0	14988.4	11612.9	17005.4	0.0	17855	19209	329.6	334.2	273.4	0.763*	0.610	641.72
Nishihara MST-3	720.0	0.0	2653.5	2653.5	2653.5	0.0	2547.4	2547.4	287.1	287.1	287.1	0.672	0.672	83.96
Nishihara MST-4	720.0	0.0	3784.6	3784.6	3784.6	0.0	3633.1	3633.1	263.6	263.6	263.6	0.785	0.785	109.94
Mansour II	762.0	0.0	8206.7	3077.4	8767.1	0.0	7126.3	7480.2	282.5	282.5	282.5	0.445	0.756	219.94
Dow's Frigate	2800.	0.0	11905.0	13567.1	13567.1	0.0	51831	64569	245.0	245.0	245.0	0.537	0.537	1502.0
S/H Tanker	25800	0.0	2038183.5	1647087.3	2079042.	0.0	67137000	67881000	315.0	315.0	315.0	S 0.785 H 0.837	0.785	2216500
D/H Tanker	15240	2133.6	667733.5	826769.6	880324.4	603990	16512000	23283000	313.6	234.2	234.2	S 0.595 H 0.877 0.792**	0.794	533700

Note : S = Sagging, H = Hogging C.F. = Compression Flange, S.S. = Side Shells

\* Obtained by the experiment \*\* Ultimate strength ratio of inner bottom

Table 2 Comparison of ultimate strength formulations with test models and tanker hull results

Model	Cond.	M <sub>u</sub> / M <sub>p</sub>										Error(%)		
		Exp.	ALPS/ISUM	Vasta	① Modified Caldwell	Mansour & Faulkner	Viner	Faulkner & Sadden	Valsgaard & Steen	② Frieze & Lin	③ Paik & Mansour	①	②	③
Dowling 2	H	0.684	0.723	0.684	0.723	0.752	0.673	0.835	0.770	0.721	0.722	+5.7	+5.4	+5.3
Dowling 4	H	0.844	0.856	0.739	0.920	0.813	0.728	0.878	0.832	0.914	0.858	+9.0	+8.3	+1.6
Dowling 10	H	0.736	0.755	0.779	0.836	0.857	0.767	0.941	0.878	0.848	0.810	+13.6	+15.2	+9.1
Nishihara MST-3	S	0.715	0.691	0.597	0.793	0.657	0.588	0.731	0.673	0.702	0.759	+10.9	-1.8	+5.8
Nishihara MST-4	S	0.805	0.747	0.698	0.875	0.768	0.687	0.840	0.786	0.816	0.818	+8.7	+13.7	+1.6
Mansour II	H	0.632	0.618	0.436	0.621	0.480	0.430	0.536	0.492	0.561	0.621	-1.7	-11.2	-1.8
Dow's Frigate	S	0.644	0.652	0.463	0.633	0.510	0.456	0.572	0.522	0.553	0.632	-4.7	-16.7	-1.9
S/H Tanker	S	-	0.775	0.764	0.887	0.870	0.753	0.920	0.861	0.816	0.840	+12.3	+5.3	+7.7
	H	-	0.834	0.824	0.914	0.898	0.812	0.983	0.929	0.901	0.861	+7.7	+8.0	+3.1
D/H Tanker	S	-	0.715	0.589	0.738	0.648	0.580	0.726	0.664	0.619	0.733	+3.2	-13.4	+2.5
	H	-	0.830	0.914	0.935	1.0	0.901	1.0	1.0	0.928	0.828	+12.7	+11.8	-0.2

Note : S = Sagging, H = Hogging

① Equation (3.a) or (3.b)    ② Equation (9.a) or (9.b)    ③ Equation (17) or (18)

의해 도출된 것이다. 전술한 바와 같이 Caldwell의 원래식을 이용하는 대신에 서로 다른 재질과 이중저 배치를 고려하여 저자들이 수정한 식(3.a) 또는 (3.b)를 이용하여 비교하였다.

Table 2로부터 알수 있는 바와 같이 해석결과는 서로 큰 차이를 보이고 있다. Table 2의 마지막 2열은 실험결과와 ALPS/ISUM 수치해에 대한 세가지 식, 즉 수정Caldwell식, Frieze & Lin 식 및 본 제안식들의 오차율을 나타낸다.

수정 Caldwell식은 전반적으로 최종강도를 과대평가하는 경향을 보여주고 있다. 이것은 선축을 포함한 인장축은 모두 항복하고, 압축축은 모두 최종좌굴에 이른다고 가정한 Caldwell의 응력분포에 기인한다. 일부의 상자형 모형의 경우 Frieze & Lin식은 상당히 높은 정도의 값을 주고 있는데, 이것은 이식이 이들 실험결과를 바탕으로 도출되었기 때문이다. 그러나, Dow의 보다 큰 모형이나 실척 유조선의 경우 그 오차는 다소 커지고 있다.

본 연구에서 도출한 식(17.b) 또는 (18.b)는 Caldwell식에 의한 값보다 전반적으로 작은 최종강도치를 제공하고 있다. 이 식에 의한 계산치는 실험 및 수치해석 결과와도 잘 일치하고 있으며, 오차율은 가장 나쁜경우에 약 9%로서 매우 높은 정도를 보여주고 있다. 본 연구에서 도출한 계산식과 수정 Caldwell식과의 차이는 본 제안식의 경우 최종적인 중립축 근방의 재료는 탄성상태를 유지한다는 가정에 의한 선축부의 응력분포차이에서 비롯된 것이다. 어떤 경우에는 본 제안식과 수정 Caldwell식에 의한 값이 완전히 일치하는 것을 볼 수 있다. 이것은 인장축과 압축축간의 축력에 관한 평형조건을 만족시키는 과정에서 Caldwell이 가정한 선각 횡단면의 응력분포와 본 연구에서의 응력분포가 일치하였기 때문이다.

이상의 비교에서 알수 있는 바와 같이 본 연구에서 도출한 선각거더의 최종강도 간이계산식 (17.b) 또는 (18.b)는 매우 높은 정도의 결과를 주며, 초기 구조 설계단계에서 수직 종굽힘모멘트를 받는 선각 거더의 최종강도를 추정하는데 유용하게 적용할수 있다고 판단된다.

## 5. 결 언

본 연구에서는 수직 종굽힘모멘트를 받는 단일 또는 이중선각 구조의 최종강도를 간단하게 계산할수 있는 간이식을 도출하였다. 구조전체적인 붕괴상태에

서 선각 횡단면의 종방향 응력분포를 적절히 가정하였다. 압축플랜지와 그 부근의 선축부도 최종강도에 도달하고, 인장축은 플랜지만 항복강도에 도달하고 인장축의 선축은 탄성상태에 있으며, 최종적인 중립축 근방의 선축부도 탄성상태를 유지한다고 가정하였다. 선각횡단면의 중립축의 위치는 다음의 두가지 조건, 즉 (1) 선각거더에 축력은 존재하지 않고, (2) 중립축 근방의 응력분포는 선형이라는 조건으로부터 결정할수 있다. 선각거더의 최종굽힘모멘트는 중립축에 대한 응력분포의 모멘트합으로부터 계산된다. 이 결과는 새깅 및 호깅상태에서 모두 명시적인 형태로 도출된다.

대형 상자형구조모형, 1/3 축척 소형순시함의 선각모형 및 단일/이중선체 유조선의 실척모형에 대한 실험 또는 수치해석결과를 이용하여 기존의 제안식과 본 제안식의 정도를 비교하였다. 본연구를 통하여 얻은 결론은 다음과 같다.

1) 수직 종굽힘모멘트를 받는 선각거더의 최종붕괴강도는 압축/인장플랜지 뿐만아니라 선축부의 붕괴와도 밀접한 관련이 있다.

2) 모형실험 또는 수치해석결과에 대해 기존의 제안식을 비교해 본 결과, 최종강도의 계산치는 서로 큰 차이를 보였다.

3) 동일재질 뿐만아니라 다른 재료를 사용하는 선각에도 적용할수 있고, 단일 및 이중선각구조에도 적용할수 있도록 Caldwell의 원래식을 수정보완하였다. Caldwell식은 전반적으로 선각거더의 최종강도를 과대평가하는 경향이 있다.

4) 선각 구조설계를 위한 현행 횡단면계수의 선급요구치는 초기항복을 근거로 결정된 것이나 이것은 최종강도를 기준으로 개선시킬 필요가 있다. 왜냐하면 일반적으로 초기항복강도는 선각거더의 실제강도를 제대로 표현할수 없기 때문이다.

5) 본 제안식 (17.b) 또는 (18.b)는 실험 및 수치해석결과와 비교하여 아주 높은 정도를 주고 있으며, 본 제안식은 선각횡단면의 기하학적 및 재료적특성을 보다 상세히 고려할수 있으므로 기존의 구조방식 뿐 만아니라 새로운 형태의 선각에도 적용할수 있다. 따라서, 본 제안식은 초기구조설계 단계에서 수직 종굽힘모멘트를 받는 선각거더의 최종강도 추정시에 유용하게 사용할수 있을 것이다. 또한, 본 제안식은 최종강도를 기준으로 한 선각거더의 신뢰성 해석시에 정도 높은 붕괴함수로서 사용될수 있을 것이다.

6) 보다 대형의 구조모형에 대한 실험자료들이 부

족하며, 이들 실험치와의 비교를 통한 정도검증작업이 더욱 필요하다. 특히, 유조선의 이중선각 구조모형에 대한 최종강도 실험이 필요하다고 사료된다.

### 참 고 문 헌

- [1] Vasta, J., "Lessons learned from full scale structural tests," *Trans. SNAME*, Vol.66, 1958, pp.165-243.
- [2] Caldwell, J.B., "Ultimate longitudinal strength," *Trans. RINA*, Vol. 107, 1965, pp. 411-430.
- [3] ISSC, *Report of committee on plastic and limit analysis*, International Ship Structures Congress, Tokyo, Japan, 1970.
- [4] Mansour, A.E. and Faulkner, D., "On applying the statistical approach to extreme sea loads and ship hull strength," *Trans. RINA*, Vol. 115, 1973, pp. 277-313.
- [5] Faulkner, D. and Sadden, J.A., "Toward a unified approach to ship structural safety," *Trans. RINA*, Vol. 121, 1979, pp. 1-28.
- [6] Viner, A.C., "Development of ship strength formulations," *Proc. of International Conference on Advances in Marine Structures*, Elsevier Applied Science (edited by C.S. Smith and J.D. Clarke), May 1986, pp. 152-173.
- [7] Valsgaard, S. and Steen, E., "Ultimate hull girder strength margins in present class requirements," *Proc. of Marine Structural Inspection, Maintenance, and Monitoring Symposium*, SSC/SNAME, Arlington, March 1991, pp. III.B.1-III.B.19.
- [8] Frieze, P.A. and Lin, Y.T., "Ship longitudinal strength modelling for reliability analysis," *Proc. of Marine Structural Inspection, Maintenance, and Monitoring Symposium*, SSC/SNAME, Arlington, March 1991, pp. III.C.1-III.C.20.
- [9] Rutherford, S.E. and Caldwell, J.B., "Ultimate longitudinal strength of ships: a case study," *Trans. SNAME*, Vol. 98, 1990, pp. 441-472.
- [10] Paik, J.K., Song, J.Y. and Kim, C.W., *Development of ultimate longitudinal strength standard for ships, phase I: prediction method for ultimate collapse strength of a ship's hull*, Korean Register of Shipping, Report No. OR-04(1)-93, July 1993.
- [11] Smith, C.S., "Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ship's hull," *Proc. of International Symposium on Practical Design in Shipbuilding (PRADS)*, Tokyo, Japan, October 1977, pp. 73-79.
- [12] Mansour, A.E., "Approximate formulae for preliminary design of stiffened plates," *Proceedings, 5th International Symposium on Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Tokyo, Japan, April 1986, pp. 427-434.
- [13] Ueda, Y., Rashed, S.M.H. and Paik, J.K., "Buckling and ultimate strength interaction in plates and stiffened panels under combined inplane biaxial and shearing forces," *Marine Structures*, Vol.8, No.1, 1995, pp.1-36.
- [14] Moan, T. et al, *Report of ISSC Committee V.1 on "applied design - strength limit states formulations"*, Proc. of International Ship and Offshore Structures Congress, St. John's, Canada, Vol. 2, September 1994, pp. 1-58.
- [15] Dowling, P.J., Moolani, F.M. and Frieze, P.A., "The effect of shear lag on the ultimate strength of box girders," *International Congress on Steel Plated Structures*, Imperial College, London, July 1976, pp. 108-147.
- [16] Mansour, A.E., Yang, J.M. and Thayamballi, A., "An experimental investigation on ship hull ultimate strength," *Trans. SNAME*, Vol. 98, 1990, pp. 411-440.
- [17] Dow, R.S., "Testing and analysis of a 1/3-scale welded steel frigate model," *Proc. of International Conference on*

*Advances in Marine Structures*, Elsevier Applied Science (edited by C.S. Smith and R.S. Dow), May 1991, pp. 749-773.

- [18] Nishihara, S., "Analysis of ultimate strength of stiffened rectangular plate (4th report) -on the ultimate bending moment of ship hull girder-," *J. of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol.154, November 1983, pp. 367-375 (in Japanese).
- [19] Jensen, J.J. et al, *Report of ISSC Committee III.1 on "ductile collapse,"* Proc. of International Ship and Offshore Structures Congress, St. John's, Canada, Vol. 1, September 1994, pp. 299-387.
- [20] Paik, J.K., *ALPS/ISUM: a computer program for nonlinear analysis of large plated structures using the idealized structural unit method*, Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Pusan National University, Pusan, Korea, December 1993.
- [21] Mansour, A.E., Lin, Y.H. and Paik, J.K., "Ultimate strength of ships under combined vertical and horizontal moments," *Proc. of International Symposium on Practical Design of Ships and Mobile Units (PRADS)*, Seoul, Korea, September 1995.
- [22] 백점기, "선각거더의 최종붕괴강도 해석법 및 간이계산식에 관한 연구동향," *대한조선학회지*, 제32권 제1호, 1995년 2월, pp. 50-54.

**부록 1 선체 횡단면의 탄성 단면계수 간이계산**

선형탄성범위에서 선각횡단면의 종방향 응력분포는 Fig. A.1과 같이 된다. 압축플랜지의 응력을  $\sigma_D$  라 하면 응력분포는 다음식으로 표현할수 있다.

$$\sigma_x = \frac{\sigma_D}{D-g}(-y + g)$$

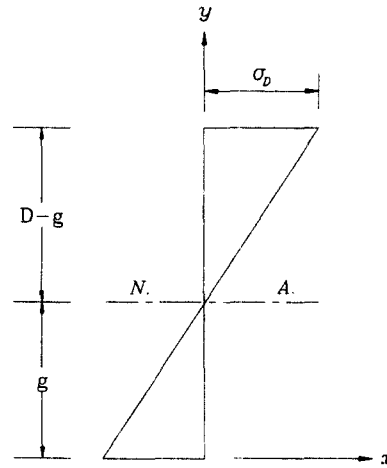


Fig. A.1 A linear distribution of longitudinal stresses in a hull section

이중선각단면의 중립축의 위치는 선각거더에 축력이 존재하지 않는다는 조건으로부터 얻어진다. 즉,

$$A_D(-\sigma_D) + A_B \frac{g}{D-g} + A_B' \frac{g - D_B}{D-g} \sigma_D + \frac{2A_S}{D} \cdot \frac{\sigma_D}{D-g} \int_0^D (-y + g) dy = 0$$

또는,

$$g = \frac{D(A_D + A_S) + A_B' D_B}{A_D + A_B + A_B' + 2A_S}$$

새김상태에서 선각의 탄성 굽힘모멘트는 다음과 같이 주어진다.

$$\begin{aligned} M_E &= \int \sigma_x dA \\ &= A_D(-\sigma_D)(D-g) - A_B \frac{g}{D-g} \sigma_D g \\ &\quad - A_B' \frac{g - D_B}{D-g} \sigma_D (g - D_B) \\ &\quad + \frac{2A_S}{D} \cdot \frac{\sigma_D}{D-g} \int_0^D (-y + g) y dy \\ &= -\frac{\sigma_D}{D-g} [ A_D(D-g)^2 + A_B g^2 \\ &\quad + A_B' (g - D_B)^2 + A_S \frac{D(2D - 3g)}{3} ] \end{aligned}$$

따라서, 선형탄성범위에서 등가단면 갑판에서의 탄성단면계수는 다음과같이 얻어진다.

$$Z_D = -\frac{M_E}{\sigma_D} = [A_D(D-g)^2 + A_{BG}^2 + A_{B'}(g-D_B)^2 + A_S D(2D-3g)/3] / (D-g)$$

같은 방법으로 등가단면 선저외판에서의 탄성 횡단면계수는

$$Z_B = [A_D(D-g)^2 + A_{BG}^2 + A_{B'}(g-D_B)^2 + A_S D(2D-3g)/3] / g$$

전술한바와 같이 단저구조에서는  $A_{B'} = 0$ 이다.

**부록 2 선체 횡단면의 전단면 소성굽힘 모멘트 간이계산**

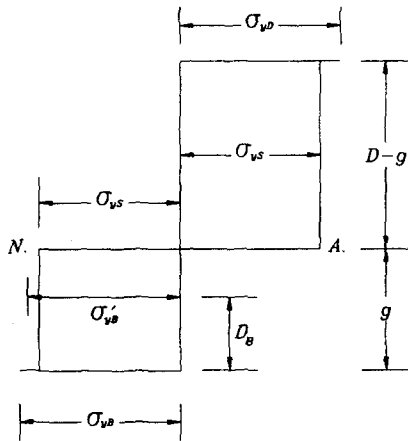


Fig. A.2 Distribution of longitudinal stresses in a hull section at the fully plastic state

전단면 소성상태에서의 선각 등가횡단면의 응력분포는 Fig. A.2와 같이 된다. 플랜지의 항복응력은 선측부와 다를 수 있다. 중립축의 높이는 선각거더에 축력이 존재하지 않는다는 조건으로부터 다음과 같이 얻어진다. 즉,

$$A_D(-\sigma_{yD}) + A_B\sigma_{yB} + A_{B'}\sigma_{yB'} + 2\frac{D-g}{D}A_S(-\sigma_{yS}) + 2\frac{g}{D}A_S\sigma_{yS} = 0$$

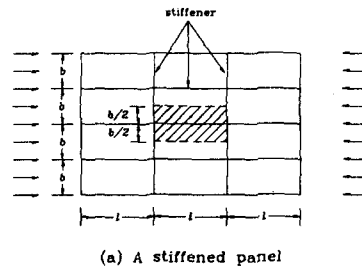
또는,

$$g = D \cdot \frac{A_D\sigma_{yD} + 2A_S\sigma_{yS} - A_B\sigma_{yB} - A_{B'}\sigma_{yB'}}{4A_S\sigma_{yS}}$$

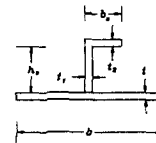
따라서, 전단면 소성 굽힘모멘트는

$$M_P = A_D\sigma_{yD}(D-g) + A_B\sigma_{yB}g + A_{B'}\sigma_{yB'}(g-D_B) + 2\frac{D-g}{D}A_S\sigma_{yS}\frac{D-g}{2} + 2\frac{g}{D}A_S\sigma_{yS}\frac{g}{2} = A_D(D-g)\sigma_{yD} + A_Bg\sigma_{yB} + A_{B'}(g-D_B)\sigma_{yB'} + \frac{A_S}{D}[(D-g)^2 + g^2]\sigma_{yS}$$

**부록 3 Frieze & Lin에 의한 보강판의 압축최종강도 간이계산**



(a) A stiffened panel



(b) A longitudinal stiffener section with effective plating

Fig. A.3 A stiffener section taken from a stiffened panel

Fig. A.3은 횡보강재간의 간격이  $l$ , 항복강도가  $\sigma_y$  이고 탄성계수가  $E$  인 보강판에서 유효판을 포함하는 종보강재의 횡단면을 보여주고 있다. 이 보강

판의 압축 최종강도는 Frieze & Lin의 경험식 (19)를 이용하여 다음과 같이 근사적으로 계산할수 있다.

a. 단면적  $a_s$

$$a_s = bt + h_s t_1 + b_s t_2$$

b. 중립축의 높이  $z_0$

$$z_0 = \frac{\left[ \frac{bt^2}{2} + h_s t_1 \left( \frac{t+h_s}{2} \right) + b_s t_2 \left( t+h_s + \frac{t_2}{2} \right) \right]}{a_s}$$

c. 보강재의 관성모멘트  $I_s$

$$\begin{aligned} I_s &= \frac{bt^3}{12} + bt \left( z_0 - \frac{t}{2} \right)^2 \\ &+ \frac{h_s^3 t_1}{12} + h_s t_1 \left( z_0 - t - \frac{h_s}{2} \right)^2 \\ &+ \frac{b_s t_2^3}{12} + b_s t_2 \left( z_0 - t - h_s - \frac{t_2}{2} \right)^2 \end{aligned}$$

d. 관성반경  $\gamma$

$$\gamma = \sqrt{\frac{I_s}{a_s}}$$

e. 판의 세장비  $\beta$

$$\beta = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$$

f. 기둥 (보강재)의 세장비  $\lambda$

$$\lambda = \frac{l}{\pi \gamma} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$$

g. 최종강도  $\sigma_u$

$$\begin{aligned} \sigma_u / \sigma_y &= (0.960 + 0.765\lambda^2 + 0.176\beta^2 \\ &+ 0.131\lambda^2\beta^2 + 1.046\lambda^4)^{-0.5} \end{aligned}$$