

---

 論 文
 

---

大韓造船學會誌  
 第22卷 第4號 1985年 12月  
 Journal of the Society of  
 Naval Architects of Korea  
 Vol. 22, No. 4, December 1985

## Slope-Deflection Method에 의한 유조선의 횡강도 해석

任 尙 鎮\* · 姜 聲 俊\*\*

Transverse Strength of Oil Tanker Using S.D.M

by

S.J. Yim\* · S.J. Kang\*\*

### Abstract

In this paper, an approximate calculation method on the transverse strength of oil tankers by use of slope-deflection method is described which considers the effect of shear deflection and varying section in elements and the result of calculation in models and actual ships, is presented.

The object of this paper is focused on the development of program which can be used widely regardless strut numbers in transverse frame rings.

To examine the reliability of the above method, the results in this paper are compared with the results which are obtained by use of SAP4 (Structure Analysis Program) based on finite element method.

The application of the Slope-Deflection Method on the transverse strength of oil tankers has the advantage that this method takes less time than the other methods in calculation.

### 1. 서 론

일반적으로 유조선의 횡강도 해석방법으로서 모멘트 배분법(Moment-Distribution Method), 경사-처짐법(Slope-Deflection Method) 등의 해석적 방법(Aalytic Method)외에 유한 요소법(Finite-Element Method) 등의 수치해석 방법(Numerical Method) 등이 널리 사용되어 왔다.

유한 요소법은 수치해석 방법이므로 구조물의 좀 더 정확한 해석 결과를 얻기 위해서는 부재를 여러 요소(element)로 많이 분할해야 하기 때문에 선체와 같이 복잡한 구조물을 해석하는 데는 computer 용량의 대

형화, 계산시간의 증가로 인한 cost 문제 및 방대한 data 입력 작업의 어려움을 필연적으로 수반하게 된다

그래서 기본 설계 과정에서 최적설계를 위한 횡강도 해석 기법으로 유한 요소법을 이용한다는 것은 너무도 많은 계산 시간을 요구하고, 또 최적화 단계에서 bracket 이 있는 변단면부의 처리가 곤란하기 때문에 최적 설계에의 적용에 많은 어려움을 갖고 있다.

그러므로 유조선의 횡강도 해석 및 최적 설계를 위한 기본 해석 방법으로서 유한 요소법의 위와 같은 단점을 보완하고, 손쉽고 간편한 data 입력 작업에 의해서도 정확한 해석 결과를 얻을 수 있는, 또 계산 시간의 획기적인 단축을 꾀해 최적 설계등과 연결될 수 있는 새로운 방법이 고안되어야 할 것이다.

接受日字: 1985年 11月 2日, 再接受日字: 1985年 11月 9日

\* 正會員, 서울大學校 造船工學科

\*\* 正會員, 서울大學校 大學院

[ ] 숫자는 참고 문헌 번호인

E. Steneroth는 유조선의 Transverse Frame과 같이 그부재 길이에 비해 부재 깊이가 깊고 bracket이 붙은 변단면부의 영향을 고려한 경사-처짐법을 선체의 횡강도 해석에 처음으로 적용하였다. [1]

그리고 이와 같이 부재의 shear-deflection과 변단면부의 영향을 고려한 경사 처짐법의 타당성 및 정확도는 Nishimaki, Yamaguchi 등이 실험과 비교 검토하여 발표한 여러 논문에서 입증되었다. [2][3][4]

본 논문에서는 유조선의 횡강도 해석 기법으로서 횡단면에서의 strut수에 관계없이 경사 처짐법을 사용할 수 있는 범용 program의 개발에 역점을 두었으며, 본 program의 손쉬운 이용을 위해 횡단면의 strut 갯수, 부재치수, Bracket 곡률 및 부재 양끝단에서의 하중크기만을 입력 Data로 하여 강도 해석을 할 수 있도록 하였다.

그리고 실제 선체 횡단면의 응력에 있어서 corner부의 응력이 균일단면에서의 응력보다 일반적으로 크기 때문에 Osgood의 Wedge Theory를 수정하여 45°에서 corner부의 응력을 구하였다. [5][6]

마지막으로 본 논문의 횡강도 해석 결과의 정확도는 유한 요소법에 기초를 둔 구조 해석 범용 program인 SAP 4(Structure Analysis Program)의 해석 결과와 비교 검토하여 입증 되었다.

2. 전단 및 변단면의 영향을 고려한 경사-처짐법의 기본식

선체와 같이 보의 길이에 비해 web 깊이가 깊고, 양단에 Bracket이 있는 경우에는 전단 및 변단면의 영향

을 필연적으로 고려해야만 한다. [2][3][4][6]

실제 bracket이 붙은 보의 양단에서의 회전각을 구하기 위해서는 bending 모멘트와 단면 2차 모멘트와의 비를 적분해야 하는 어려움을 갖고 있다.

그래서 bracket 보의 균일 단면부와 동일한 단면, 동일한 길이를 갖고 또 보의 양단에서 어느 범위에 걸쳐 강성이 무한대인 가상 보를 생각한다. [3][6][7]

동일한 하중에 대해 가상 보의 양단에서의 회전각과 bracket 보의 양단 회전각이 서로 같게 될때 가상 보에서 양끝단으로부터 강성이 무한대가 되는 안쪽의 점을 span point라 정의한다.

위에서 C, D 점을 각각 span point라 정의하고, 보의 양단으로부터 그 점들의 위치까지 강성이 무한대가 되며, 이로부터 변단면 보가 균일단면보로치 환된다.

Inoguchi와 Yamaguchi는 span point에 관한 실험적인 연구를 통해 bracket 형상, 치수에 따른 span point 실험식을 다음과 같이 제시했다. [4]

(a) bracket 형상이 적선인 경우

$$\frac{s_A}{b_A} = 1 - \frac{h_0}{h_A} \tag{2-6}$$

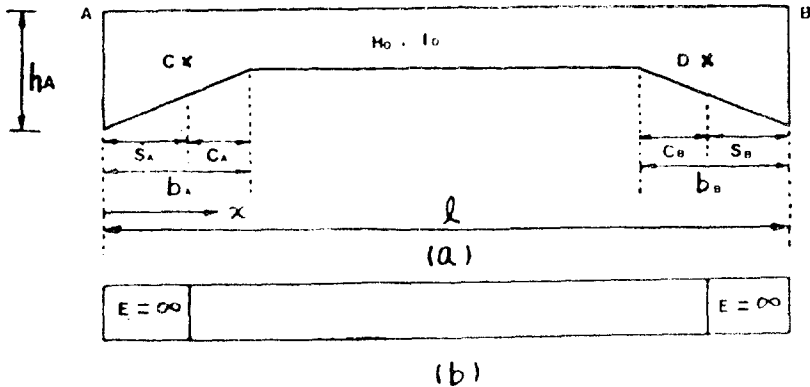
(b) bracket 형상이 원인 경우

$$\frac{s_A}{b_A} = 0.724 - \frac{0.724h_0}{0.724h_A + 0.726h_0} \tag{2-7}$$

(2-6), (2-7)식으로부터 span point의 위치를 결정하여 변단면 보의 영향을 근사적으로 처리할 수 있게 된다.

2-1. 균일단면보의 경사 처짐 방정식

Fig. 2-2에서와 같이 부재에 인하여 임의의 분포하중  $\omega(x)$ 가 작용하고 부재단 C 및 D점에 인접부재 또는 외부로부터 각각  $M_C, M_D$ 가 작용하는 균일 단면보



$h_0, h_A$ 는 Web height       $I_0$ 는 균일단면의 2차 모멘트       $E$ 는 young modulus

Fig. 2-1 Span point definition

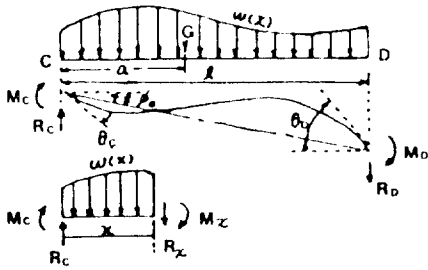


Fig. 2-2 Beam subjected to the distributed load

$\overline{CD}$ 를 생각하자.

그리고 양단에서의 회전각은 각각  $\theta_c, \theta_D$ 이고, 모든 값은 그림 중에 표시된 방향을 양의 값으로 한다.

임의 위치 단면에서의 모멘트 및 전단력을 각각  $M_x, F_x$ 라 하면,

$$M_x = -M_c \left(1 - \frac{x}{l}\right) + M_D \frac{x}{l} - \frac{W(l-a)}{l} x + x \int_0^x \omega(x) dx - \int_0^x \omega(x) \cdot x dx$$

$$F_x = -\frac{1}{l} (M_c + M_D) + \frac{W(l-a)}{l} - \int_0^x \omega(x) \cdot dx$$

단,  $W = \int_0^l \omega(x) \cdot dx, a = \frac{1}{W} \int_0^l \omega(x) \cdot x dx$

부재  $\overline{CD}$ 의 굽힘과 전단을 고려한 변형 에너지  $U$ 는 다음으로 표시된다. 그리고  $A$ 는 부재 단면적을 나타낸다.

$$U = \frac{1}{2EI_0} \int_0^l M_x^2 dx + \frac{1}{2GA} \int_0^l F_x^2 dx \quad (2-9)$$

Castigliano 정리를 이용해 양단에서의 회전각은 각각 다음과 같이 된다.

$$\frac{\partial U}{\partial M_c} = \theta_c - \phi_0, \quad \frac{\partial U}{\partial M_D} = \theta_D - \phi_0 \quad (2-10)$$

$\eta = \frac{6EI_0}{AGl^2}$ 이라 하여 정리하면 양단의 모멘트 및 전단력은 다음과 같이 정리된다.

$$M_c = \frac{2EI_0}{(2\eta+1)l} \cdot \{(\eta+2)\theta_c + (1-\eta)\theta_D - 3\phi_0\} + \frac{1}{2\eta+1} \cdot \{-(\eta+2)C_1 + C_2\}$$

$$M_D = \frac{2EI_0}{(2\eta+1)l} \cdot \{(1-\eta)\theta_c + (\eta+2)\theta_D - 3\phi_0\} + \frac{1}{2\eta+1} \cdot \{(\eta-1)C_1 + C_2\}$$

$$R_c = -\frac{6EI_0}{(2\eta+1)l^2} (\theta_c + \theta_D - 2\phi_0) + \frac{3C_1 - 2C_2}{(2\eta+1)l} + \frac{W(l-a)}{l}$$

$$R_D = -\frac{6EI_0}{(2\eta+1)l^2} (\theta_c + \theta_D - 2\phi_0) + \frac{3C_1 - 2C_2}{(2\eta+1)l} - \frac{aW}{l} \quad (2-11)$$

여기서,

$$C_1 = Wa - \frac{1}{l} \int_0^l \omega(x) \cdot x^2 dx$$

$$C_2 = Wa - \frac{1}{l^2} \int_0^l \omega(x) \cdot x^3 dx$$

2-2. 변단면보에서의 경사 처짐 방정식

Bracket의 영향을 2-1절에서 살펴본 span-point를 이용하여 변단면 보를 Fig. 2-3과 같이 나타낸다.

여기서  $C, D$ 점은 각각 span point가 되고  $\overline{AC}, \overline{DB}$  부는 강성이 무한대가 되는 부재이다. 또  $\overline{CD}$ 부에 관해서는 2-2절의 결과를 직접 적용할 수 있기 때문에 부재  $\overline{AC}, \overline{DB}$ 만을 생각하자. 이때 강체부에서 힘의 관계를 Fig. 2-4에서와 같이 나타내면 다음 관계가 성립한다.

$$M_C' = -M_C, \quad M_D' = -M_D$$

$$R_A = R_c + W_A, \quad M_A = M_c - R_c l_A - W_A A_A$$

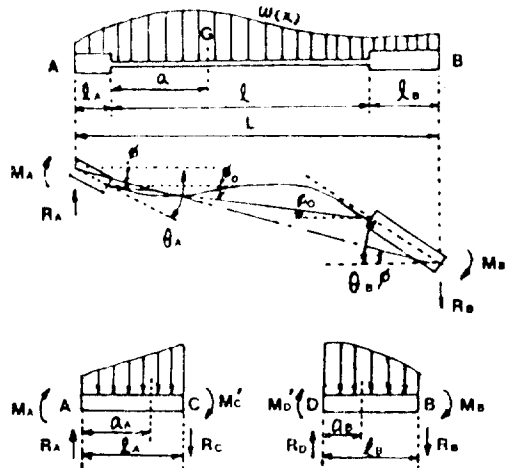


Fig. 2-3 Variables section Beam

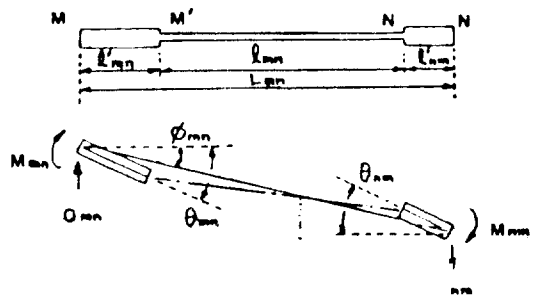


Fig. 2-4 General beam

$$R_B = R_0 - W_B, \quad M_B = M_D - R_D l_B + W_B(l_B - a_B) \quad (2-12)$$

단,

$$W_i = \int_0^{l_i} \omega(x_i) dx_i, \quad a_i = \int_0^{l_i} \frac{\omega(x_i) x_i dx_i}{W_i}$$

$i = A, B$

또 Fig. 2-3으로 부터 다음 관계가 성립됨을 알 수 있다.

$$\theta_C = \theta_A, \quad \theta_D = \theta_B$$

$$\phi_0 = \frac{1}{l} (L\phi - l_A\theta_A - l_B\theta_B) \quad (2-13)$$

(2-12), (2-13)식에 2-2절에서 구한 각 값을 대입하여 정리하면  $M_A, M_B, R_A, R_B$ 를 구할 수가 있다.

이들의 결과를 정리하고, 다음에 계산의 편리함을 위해 Fig. 2-5와 같이 부재의 치수 및 절점 기호를 일반화 하여 전단 및 변단면 부의 영향을 고려한 경사-치점식의 기본식은 다음과 같이 주어진다. [2][4][6]

$$\begin{aligned} M_{mn} &= 2EK_0 K_{mn} (2\alpha_{mn}\theta_{mn} + \beta_{mn}\theta_{nm} - 3\delta_{mn}\phi_{mn}) + C_{mn} \\ M_{nm} &= 2EK_0 K_{mn} (\beta_{mn}\theta_{mn} + 2\alpha_{nm}\theta_{nm} - 3\delta_{nm}\phi_{mn}) + C_{nm} \\ Q_{mn} &= -6EK_0 \gamma_{mn} (\mu_{mn}\theta_{mn} + \nu_{mn}\theta_{nm} - 2\nu_{mn}\phi_{mn}) + D_{mn} \\ Q_{nm} &= -6EK_0 \gamma_{nm} (\mu_{nm}\theta_{mn} + \nu_{nm}\theta_{nm} - 2\nu_{nm}\phi_{mn}) + D_{nm} \end{aligned} \quad (2-14)$$

(2-14)식의 각 계수는 다음과 같이 정의된다.

$$\alpha_{mn} = \frac{1 + \frac{\eta_{mn}}{2} + 3a_{mn} + 3a_{mn}^2}{2\eta_{mn} + 1},$$

$$\alpha_{nm} = \frac{1 + \frac{\eta_{mn}}{2} + 3b_{mn} + 3b_{mn}^2}{2\eta_{mn} + 1}$$

$$\beta_{mn} = \frac{1 - \eta_{mn} + 3(a_{mn} + b_{mn}) + 6a_{mn} \cdot b_{mn}}{2\eta_{mn} + 1},$$

$$\delta_{mn} = \mu_{mn} \cdot d_{mn} \quad \delta_{nm} = \mu_{nm} \cdot d_{mn}$$

$$\mu_{mn} = \frac{1 + 2a_{mn}}{2\eta_{mn} + 1}, \quad \mu_{nm} = \frac{1 + 2b_{mn}}{2\eta_{mn} + 1},$$

$$\nu_{mn} = \frac{d_{mn}}{2\eta_{mn} + 1}, \quad a_{mn} = l'_{mn}/l_{mn}, \quad b_{mn} = l'_{nm}/l_{mn}$$

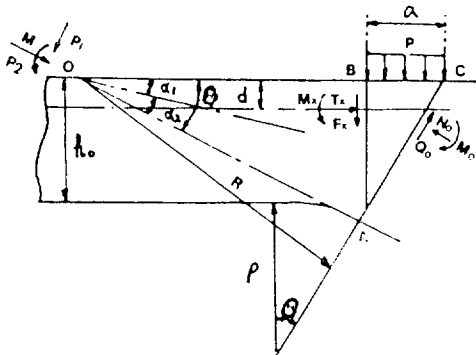


Fig. 3-1 Corner diagram

$$d_{mn} = L_{mn}/l_{mn}, \quad \gamma_{mn} = K_{mn}/l_{mn}, \quad K_{mn} = \frac{I_{mn}/l_{mn}}{K_0}$$

$$\eta_{mn} = 6EI_{mn}/(A_{\omega mn} \cdot G \cdot l_{mn}^2) \quad (2-15)$$

여기서,

$I_{mn} = MN$  부재의 중간부 단면 2차 모멘트

$A_{\omega mn} = \overline{MN}$  부재의 중간부 Web의 단면적

$$C_{mn} = \frac{1}{2\eta_{mn} + 1} \{ (1 + 2a_{mn})C_2 - (\eta_{mn} + 2 + 3 \cdot a_{mn})C_1 \}$$

$$- a_{mn}(l_{mn} - g_{mn})W_{mn} - g'_{mn}W'_{mn}$$

$$C_{nm} = \frac{1}{2\eta_{mn} + 1} \{ (1 + 2b_{mn})C_2 - (1 - \eta_{mn} + 3 \cdot b_{mn})C_1 \}$$

$$+ b_{mn}g_{mn}W_{mn} + (l'_{nm} - g'_{nm})W_{nm}$$

$$D_{mn} = \frac{3C_1 - 2C_2}{(2\eta_{mn} + 1)l_{mn}} + \frac{W_{mn}}{l_{mn}}(l_{mn} - g_{mn}) + W'_{mn}$$

$$D_{nm} = \frac{3C_1 - 2C_2}{(2\eta_{mn} + 1)l_{mn}} - \frac{g_{nm}}{l_{mn}} \cdot W_{mn} + W'_{mn}$$

여기서,

$$C_1 = W_{mn}g_{mn} - \frac{1}{l_{mn}} \int_0^{l_{mn}} \omega(x) \cdot x^2 dx$$

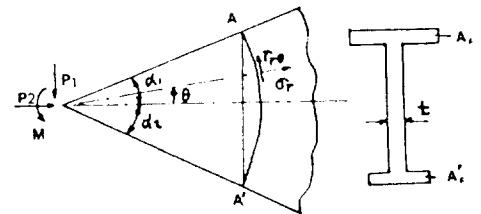
$$C_2 = W_{mn}g'_{mn} - \frac{1}{l_{mn}} \int_0^{l_{mn}} \omega(x) \cdot x^3 dx$$

$g_{mn}, g'_{mn}, g'_{nm}$ 는 각각  $l_{mn}, l'_{mn}, l'_{nm}$ 에 작용하는 하중의 왼쪽으로 부터 무게 중심까지의 거리이다.

(2-15), (2-16)식으로 부터 각 계수를 결정하여 (2-14)식에 대입하면 부재회전각 적점회전각들과 양단의 모멘트 전단력과의 관계가 주어진다.

### 3. WEDGE Theory에 의한 Corner 부의 응력해석

단순 beam 이론에 의해 corner부의 응력을 구할 수 없기 때문에 Osgood의 Wedge Theory를 수정하여 corner A점의 응력을 구하는 과정을 Fig. 3-1, Fig. 3-2를 참조하여 단계별로 기술한다.



STEP 1: 그림에서 기하학적으로  $R$ 을 구한다.

$$R = \frac{\rho + h_0 - f \cos \theta}{\sin \theta} \quad (3-1)$$

STEP 2:  $\alpha_1, \alpha_2$ 를 다음 식에 의해 계산한다.

$$2\alpha_1 = \tan^{-1} \left[ \frac{1 + 2(A_f'/R_t) \sin 2\theta - \cos 2\theta}{2A_f'/R_t + 2(A_f'/R_t) \cos 2\theta + \sin 2\theta} \right] \quad (3-2)$$

$$\alpha_2 = \theta - \alpha_1$$

여기서  $A_f', A_f$ 는 각각 Flange의 면적,  $t$ 는 Web의 두께

STEP 3:  $AB$ 면에 작용하는 모멘트( $M_x$ ), 전단력( $F_x$ ), 축력( $T_x$ )를 알때 삼각형  $ABC$ 의 평형조건으로부터  $M_0, Q_0, N_0$ 가 구해진다.

$$N_0 = (F_x + Pa) \sin \theta + T_x \cos \theta$$

$$Q_0 = (F_x + Pa) \cos \theta - T_x \sin \theta$$

$$\sigma_{r1} = \frac{P_1 \sin \alpha_2}{R_t \left\{ \frac{1}{2} (\alpha_1 + \alpha_2) - \frac{1}{4} (\sin 2\alpha_1 + \sin 2\alpha_2) \right\} + A_f \sin^{-2} \alpha_1 + A_f' \sin^{-2} \alpha_2}$$

$$\sigma_{r2} = \frac{-P_2 \cos \alpha_2}{R_t \left\{ \frac{1}{2} (\alpha_1 + \alpha_2) + \frac{1}{4} (\sin 2\alpha_1 + \sin 2\alpha_2) \right\} + A_f \cos^2 \alpha_1 + A_f' \cos^2 \alpha_2}$$

$$\sigma_{r3} = \frac{2M \sin 2\alpha_2}{R \left[ R_t \left\{ \frac{1}{2} (\sin 2\alpha_1 + \sin 2\alpha_2) - (\alpha_1 \cos 2\alpha_1 + \alpha_2 \cos 2\alpha_2) \right\} + 2(A_f \alpha_1 \sin 2\alpha_1 + A_f' \alpha_2 \sin 2\alpha_2) \right]}$$

$$\tau_{r\theta} = \frac{-M \{ (\cos 2\theta - \cos 2\alpha_2) + 2A_f'/R_f' \sin 2\alpha_2 \}}{R \left[ R_t \left\{ \frac{1}{2} (\sin 2\alpha_1 + \sin 2\alpha_2) - (\alpha_1 \cos 2\alpha_1 + \alpha_2 \cos 2\alpha_2) \right\} + 2(A_f \alpha_1 \sin 2\alpha_1 + A_f' \alpha_2 \sin 2\alpha_2) \right]} \quad (3-5)$$

STEP 6:  $A$ 점의 응력은  $\sigma_{r1}, \sigma_{r2}, \sigma_{r3}$ 의 합으로 표시된다.

$$\sigma_r = \sigma_{r1} + \sigma_{r2} + \sigma_{r3} \quad (3-6)$$

이상으로부터  $A$ 점의 응력을 손쉽게 구할 수 있다.

#### 4. 유조선 횡강도 해석에 대한 경사-처짐법의 응용

유조선 횡강도 해석을 위해 Fig. 4-1로 부터 횡격벽

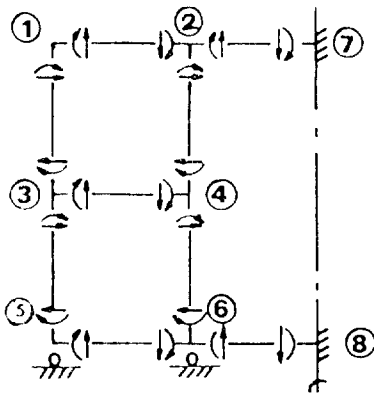


Fig. 4-1

$$M_0 = M_x + (F_x + Pa)(a - d \tan \theta) - \frac{1}{2} P a^2 \quad (3-3)$$

여기서  $Q_0$ 는 구조물의 대칭성과 응력의 불연속때문에 무시된다.

STEP 4:  $M_0, P_0$ 를 Wedge 선단 Force와 모멘트로 바꾼다.

$$P_1 = N_0 \sin \alpha_2$$

$$P_2 = N_0 \cos \alpha_2$$

$$M = M_0 - N_0 \cdot e$$

$$(3-4)$$

여기서,

$$e = \frac{\rho + h_0 - d}{\cos \theta} - \rho$$

STEP 5: 평면 요소의 평형조건과 적합조건식으로 부터  $A$ 점의 응력은 다음과 같이 나타난다.

사이의 MID. Transverse Frame을 떼내서 Fig. 4-2에 보인 바와 같은 횡단면의 우측단면 구조를 생각한다.

또 각각의 선점번호 및 부재번호는 Fig. 4-2와 같이 가정한다. 그리고 side girder의 영향은 무한히 크다는 가정조건아래 Fig. 4-2와 같이 지지 경계 조건을 설정하여 2차원 해석을 행한다. 이 구조에 있어서 미지량은 단면 중심선에 대한 대칭성 때문에  $\theta_0 = \theta_{10} = 0$  이므로 절점회전각으로서  $\theta_1, \theta_2, \theta_3, \dots, \theta_8$ 의 8개 미지량과 부재 회전각으로서  $\phi_{13} = \phi_{24}, \phi_{35} = \phi_{46}, \phi_{57} = \phi_{68}$ 의 3개

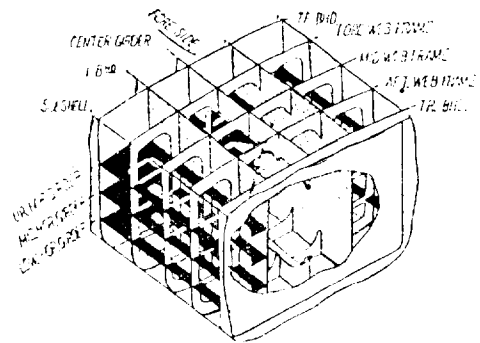


Fig. 4-2 Transverse frame

미지량을 합하여 모두 11개가 된다.

이들 미지량을 결정하기 위해 11개의 방정식이 필요하게 되는데 그중 절점회전각 8개는 다음과 같은 절점 방정식(node equation)에 의해 주어진다.

$$\begin{aligned}
 \text{절점 1} \quad & M_{12} + M_{13} = 0 \\
 \text{절점 2} \quad & M_{21} + M_{24} + M_{20} = 0 \\
 & \vdots \\
 \text{절점 8} \quad & M_{87} + M_{86} + M_{810} = 0
 \end{aligned} \tag{4-1}$$

또 3개의 부재 회전각은 다음과 같은 두개의 층방식(shear equation)과 Todd 방정식에 의해 주어진다.

$$\begin{aligned}
 \text{윗 층} \quad & \theta_{31} + \theta_{42} - \theta_{35} - \theta_{44} = 0 \\
 \text{중간층} \quad & \theta_{53} + \theta_{64} - \theta_{57} - \theta_{68} = 0 \\
 \text{Todd식} \quad & L_5\phi_1 + L_7\phi_2 + L_9\phi_3 = 0
 \end{aligned} \tag{4-2}$$

Todd식은 기하학적 적합조건을 만족하기 위한 식이 된다.

(4-1), (4-2)식에 (2-3)절에서 구한 경사-처짐 방정식을 대입하여 부재회전각 및 절점회전각을 구하고, 이로부터 구한 회전각을 본래 경사-처짐 방정식에 대입하면 각 요소에서의 단부 모멘트 및 전단력을 결정할 수 있다.

5. 계산결과 및 비교 검토

유조선의 횡강도 해석 방법으로 경사-처짐법을 이용한 본 논문의 타당성 및 정확도를 검토하기 위하여 두가지 형태의 간단한 모델에 대해 본 논문의 계산 결

과의 유한 요소법에 기초한 구조 해석 범용 프로그램인 SAP 4(Structure Analysis Program)의 결과와 비교하고 또 두척의 실선에 대해서는 Rule에 의한 실제 선계하중에 대한 응력을 계산하여 Transverse Frame

② 전단력 선도

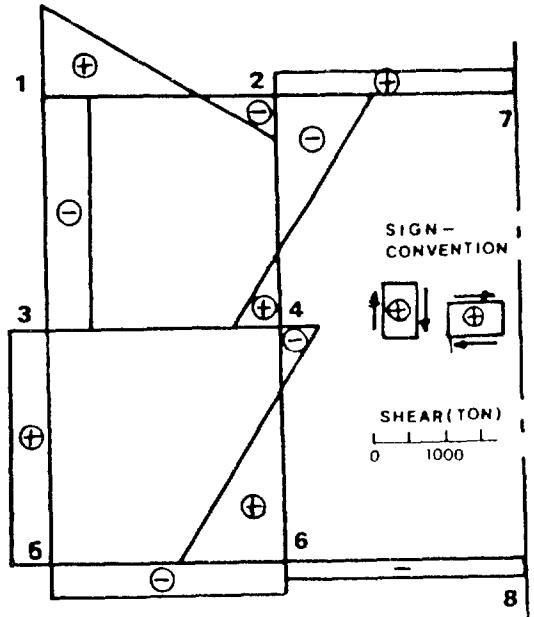


Fig. 5-2 Calculated shear force distribution of model 1

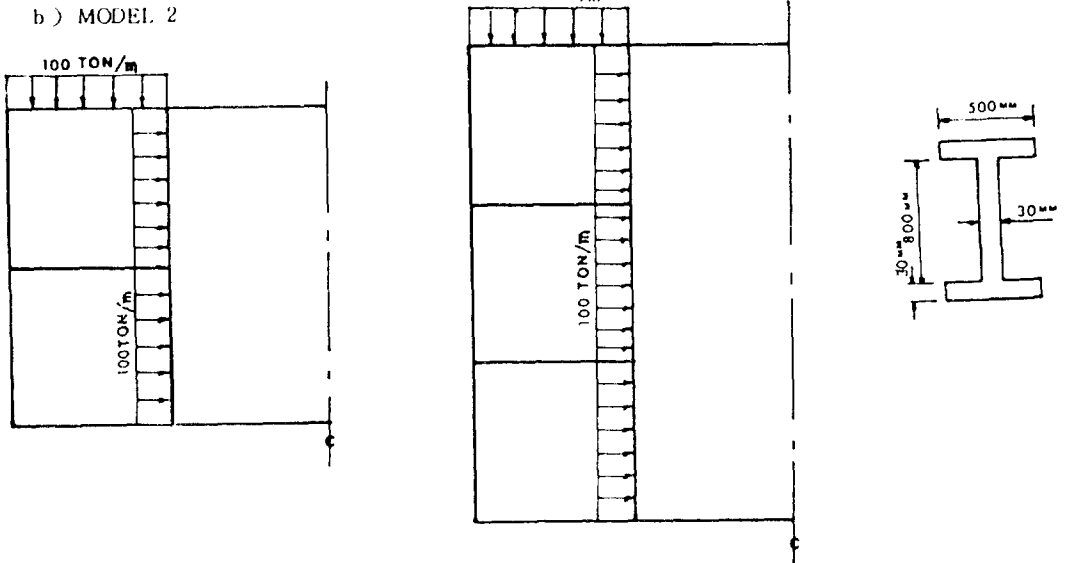


Fig. 5-1 Loading condition of model 1 and model 2

Ring의 각 부분에 걸리는 응력분포도를 그린다.

각 Table에는 shear force와 moment값의 절댓치만을

표기하였고, 그 방향은 그림에서와 같은 부호 규약을 따른다.

**Table. 1** Moment distribution of model 1

부재번호	1		2		3	
절점번호	1-2	2-1	3-4	4-3	5-6	6-5
S A P 4	1638.	356.5	78.0	35.6	1140.	1152
본 논문	1622.	355.3	76.0	33.7	1123.	1136
부재번호	4		5		6	
절점번호	1-3	3-1	2-4	4-2	3-5	5-3
S A P 4	1638.	1603.	1529.	326.8	1525.	1140.
본 논문	1622	1603.	1525.	349.2	1527.	1123.
부재번호	7		8		9	
절점번호	4-6	6-4	2-7	7-2	6-8	8-6
S A P 4	362.4	1857	1173	555.8	723.6	357.8
본 논문	382.9	1869.	1170	547.3	732.2	342.6

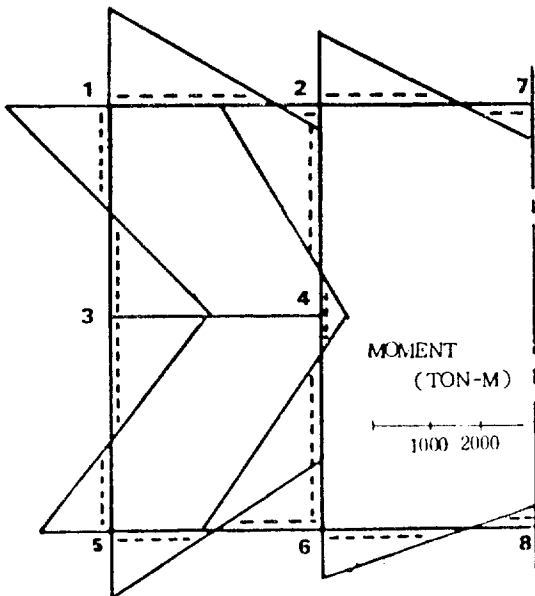
**Table. 2** Shear force distribution of model 1

부재번호	1		2		3	
절점번호	1-2	2-1	3-4	4-3	5-6	6-5
S A P 4	699.5	300.5	11.7	11.7	229.2	229.2
본 논문	697.7	302.3	11.0	11.0	225.9	225.9
부재번호	4		5		6	
절점번호	1-3	3-1	2-4	4-2	3-5	5-3
S A P 4	324.1	324.1	685.6	314.4	266.3	266.5
본 논문	322.5	322.5	687.4	312.6	265.	265.
부재번호	7		8		9	
절점번호	4-6	6-4	2-7	7-2	6-8	8-6
S A P 4	276.2	723.8	175.0	175.0	108.1	108.1
본 논문	274.8	725.2	171.7	171.7	107.5	107.1

b) Model 1의 모멘트, 전단력 선도

① 모멘트 선도

— 점선쪽 부재면이 인장을 받는다.

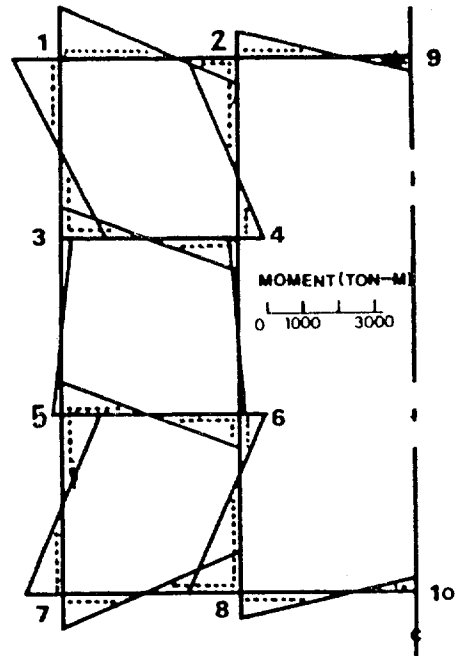


**Fig. 5-3** Calculated moment distribution of model 1

c) Model 2의 모멘트, 전단력 선도

① 모멘트 선도

— 점선쪽 부재면이 인장을 받는다.



**Fig. 5-4** Calculated moment distribution of model 2

Table. 3 Moment distribution of model 2

부재번호	1		2		3		4		5		6	
절점번호	1-2	2-1	3-4	4-3	5-6	6-5	7-8	8-7	1-3	3-1	2-4	4-2
SAP4	2876.	1373.	2013.	1940.	1854.	1966.	2317.	2200.	2826.	2655.	3056.	1505.
본 논문	2819.	1373.	1986.	1915.	1915.	1927.	2305.	2175.	2819.	2655.	3061.	1521.
부재번호	7		8		9		10		11		12	
절점번호	3-5	5-3	4-6	6-4	5-7	7-5	6-8	8-6	2-9	9-2	8-10	10-8
SAP4	641.8	513.9	435.2	265.8	2468.	2317.	1700.	3473.	1683.	830.1	1273.	629.6
본 논문	668.5	561.4	393.6	229.9	2476.	2305.	1697.	3465.	1689.	790.1	1290.	603.6

② 전단력 선도

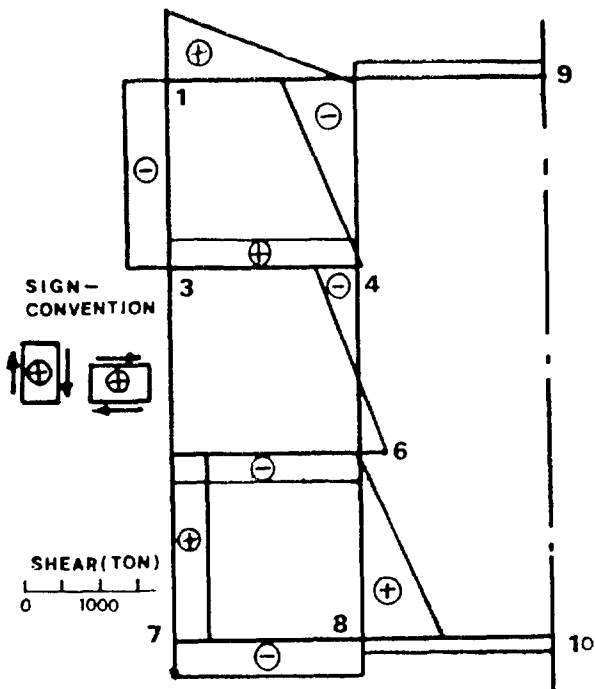


Fig. 5-5 Calculated shear force distribution of model 2.

5-2. 실선에서의 응력 해석

본 논문에서는 실선 1호, 실선 2호라 명명된 두척의

배에 대해 강도해석을 하고 부재에 의하여 응력분포도를 그렸다.

여기에서 이용된 하중은 Rule(D.N.V)에 의해 계산되었고, 그 값들은 Fig. 5-7, Fig. 5-8, Fig. 5-10,

5-2-1 실선 1호의 횡단면 치수 및 하중

a) 실선 1호의 횡단면 치수

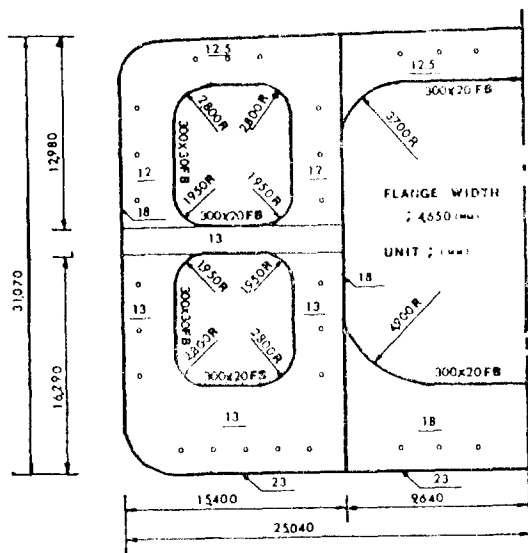


Fig. 5-6 Section scantlings of actual ship 1.

Table. 4 Shear force distribution of model 2

부재번호	1		2		3		4		5		6	
절점번호	1-2	2-1	3-4	4-3	5-6	6-5	7-8	8-7	1-3	3-1	2-4	4-2
SAP4	919.9	80.1	395.3	395.3	392.	392.	451.7	451.7	548.1	548.1	956.	44.0
본 논문	919.2	80.8	390.1	390.1	384.2	384.2	448.	448.	547.4	547.4	958.2	41.8



부 제 번 호	7		8		9		10		11		12	
절 결 번 호	3-5	5-3	4-6	6-4	5-7	7-5	6-8	8-6	2-9	9-2	8-10	10-8
SAP4	12.7	12.7	519.9	483.1	478.5	478.5	17.3	1017.	251.3	251.3	190.3	190.3
본 논 문	10.7	10.7	516.4	483.6	478.1	478.1	16.2	1016.	247.9	247.9	189.3	189.3

b) 실선 1호의 하중 상태

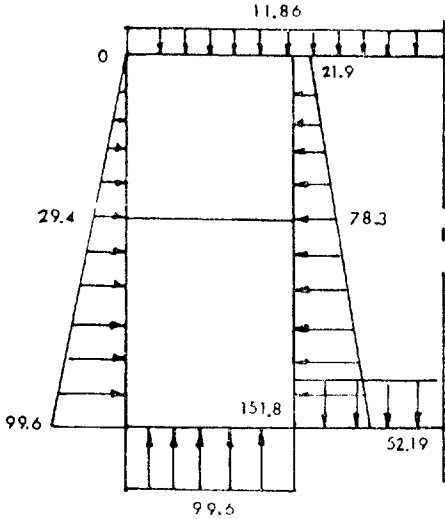


Fig. 5-7 Full load in actual ship 1

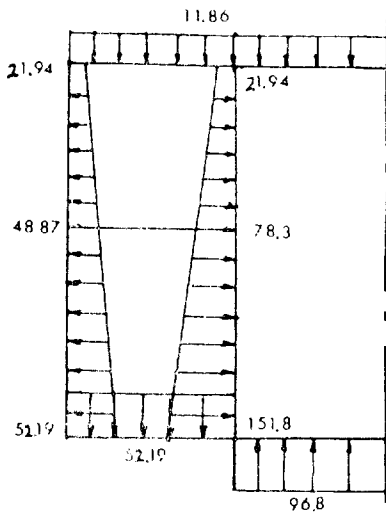


Fig. 5-8 Ballast load in actual ship 1

Fig. 5-11에 보였다. 하중으로써 실선에 대해 가장 심각한 경우는 Full Load와 Ballast 상태이므로 이 두가지 경우에 대해서만 해석하였다. 그리고 Fig. 5-15, Fig. 5-9에 각각 실선 1호, 실선 2호의 횡단면 치수를

를 보였다.

5-2-2. 실선 2호의 횡단면 치수 및 하중

a) 실선 2호의 횡단면 치수

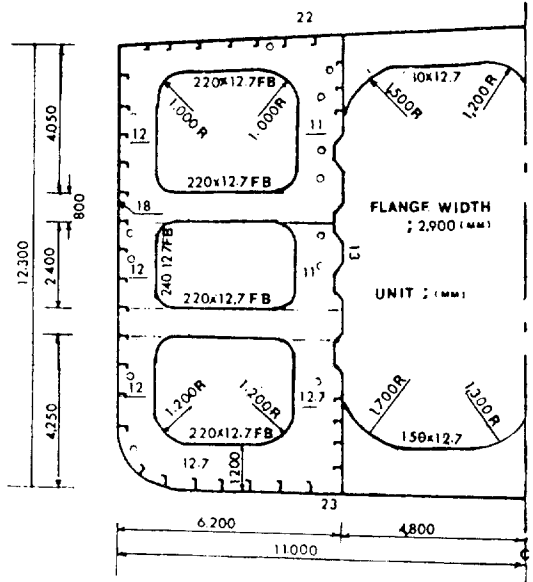


Fig. 5-9 Section scantlings of actual ship 2

b) 실선 2호의 하중상태

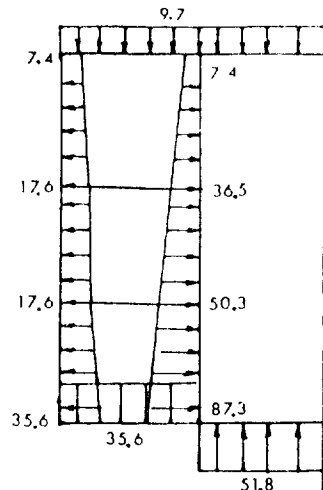


Fig. 5-10 Full load in actual ship 2

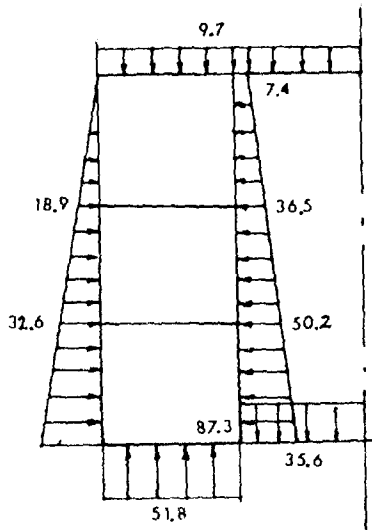


Fig. 5-11 Ballast load in actual ship 2

5-2-3. 실선 1호의 응력분포도

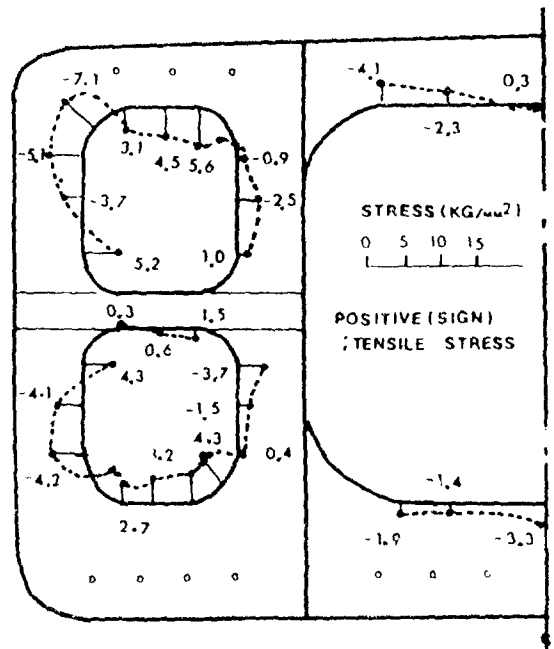


Fig. 5-13 Stress distribution for ballast condition in actual ship 1

5-2-4. 실선 2호의 응력분포도

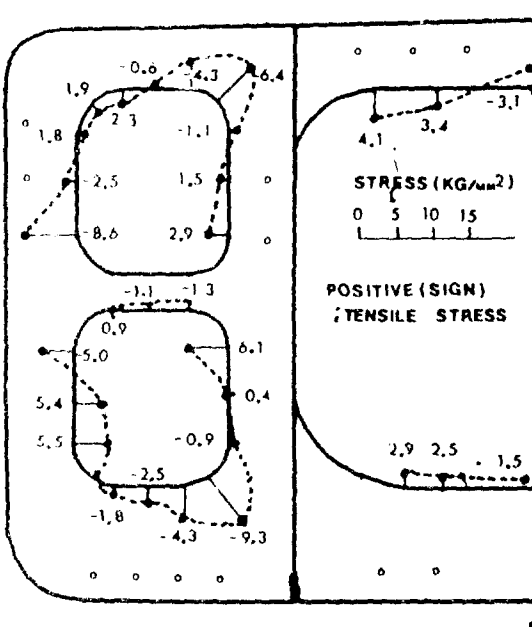


Fig. 5-12 Stress distribution for full load condition in actual ship 1

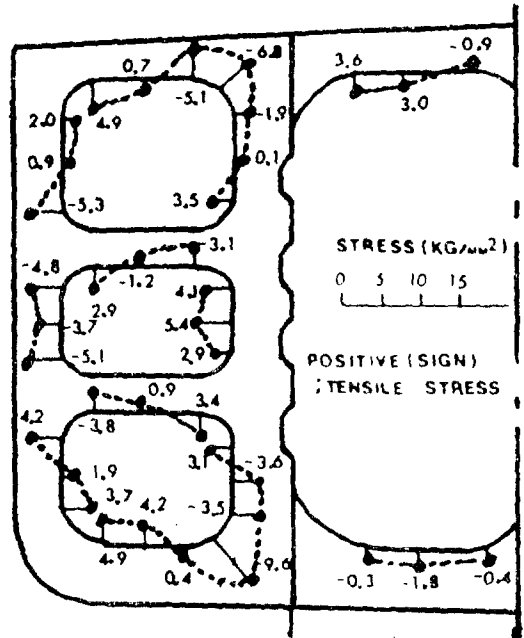


Fig. 5-14 Stress distribution for full load condition in actual ship 2

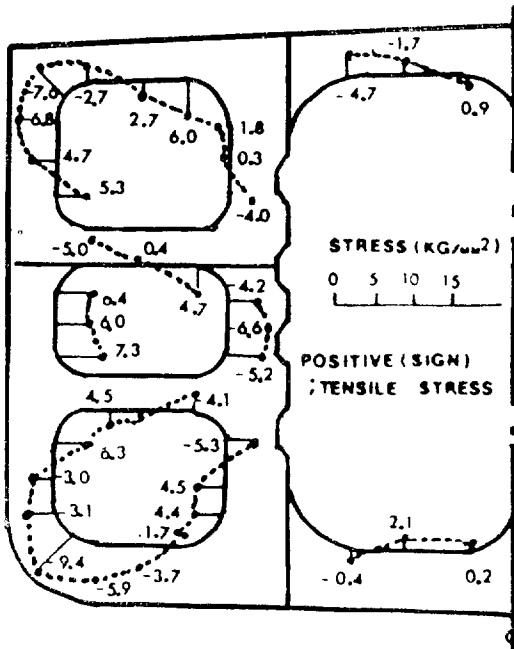


Fig. 5-15 Stress distribution for ballast load condition in actual ship 2

### 6. 결 론

유조선의 횡강도 해석기법으로 경사-처짐법을 이용한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

1. 유한 요소법과 비교하여 경사-처짐법은 계산시간면에서 약 10~50배 이상의 빠른 계산속도를 가지고 구조물의 정확한 해석을 할 수 있다.
2. 유한 요소법의 방대한 input data 작업에 비해 본 논문의 program은 훨씬 간편한 input data 작업에

의해 구조해석을 할 수 있다.

3. 유한 요소법에서는 처리하기 곤란한 변단면부를 본 논문에서는 spain point에 의해 자유롭게 처리할 수가 있다.

4. 횡단면에서 일반적으로 corner부의 응력이 균일 단면에서의 응력보다 크다.

5. 본 논문에서는 변단면부의 처리가 자유롭고, 계산시간이 적게 걸리므로 최적 설계에 이용될 수 있는 적합한 방법이 된다.

### 참 고 문 헌

- [1] E. Steneroth, "On the Transverse Strength of Tankers," *Trans. Roy. Inst. of Tech. Stockholm*, 1955.
- [2] K. Nishimaki, "Some Examples of the Calculations on the Transverse Strength of oil Tanker," *J.S.N.A. of Japan*, Vol. 108, 1960.
- [3] I. Yamaguchi, "Approximate Method on the Calculation of Transverse strength of ship" (second Report) *J.S.N.A. of Japan*, Vol. 109, 1961.
- [4] 日本造船協會, 60th Anniversary, "On the Transvers Strength of Oil Tankers"
- [5] W.R. Osgood, "A Theory of Flexure for Beam with Brackets" *J. of Applied Mechanics*, Sept., 1939.
- [6] 會寺擇一雅, "船體構造力學", 海文堂.
- [7] I. Yamaguchi, "On the Test of Fixed Beam with Brackets," *J.S.N.A. of Japan*, Vol. 102, 1958.
- [8] M. Mori, "On the Transverse Strength of Oil Tankers," *J.S.N.A. of Japan*, Vol. 121, 1967.

(祝)

發 展

本學會를 積極 支援하여 주신 團體會員 여러분께 感謝드리오며, 會員 여러분의 無窮한 發展을 빕니다.

特級

大宇造船工業株式會社

仁川造船株式會社

코리아타코마造船工業株式會社

韓國造船工業協會

現代인건工業株式會社

Det Norske Veritas

造船工業協同組合

韓國機械研究所 大德船舶分所

現代尾浦造船株式會社

現代重電機株式會社

三星重工業株式會社

株式會社 大韓造船公社

韓國船級協會

現代重工業株式會社

1級

南星海運株式會社

東海造船株式會社

大東造船株式會社

鎮海機械廠

大鮮造船株式會社

韓國漁船協會

2級

建設化學工學株式會社

蔚山大學校 造船 및 海洋工學科

株式會社 비·씨·시스템즈

忠南大學校 造船工學科

釜山大學校 造船工學科

仁荷大學校 造船工學科

株式會社 三工社

韓國海洋大學船舶工學科

서울大學校 造船工學科

株式會社 東洋技術工業

株式會社 韓國海土技術

3級

慶北大學校 中央圖書館

慶尙大學校中央圖書館

廣 告 案 內

本學會誌에 廣告를 원하실 境遇 그 種類와 費用은 아래와 같이 알려드리오니 많은 協助를 바랍니다.

- 4×6배판 원색 4도 表紙 4面 600,000원
- 4×6배판 원색 4도 表紙 2,3面, 間紙 1面 400,000원
- 4×6배판 원색 4도 間紙 2,3,4面 200,000원