
 論 文

大韓造船學會誌
 第23卷 第3號 1986年 9月
 Journal of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol.23, No.3, September 1986

기울기-처짐법에 의한 유조선의 입체 강도 해석

任 尙 鎭* · 金 地 鎬**

 On the Calculation of 3-Dimensional Strength of Oil Tanker
 by Slope-Deflection Method

by

S.J. Yim* · J.H. Km**

Abstract

In the recent years, the finite element method has been a leading method in calculating the strength of ship hull structural members. But such a calculation has many difficulties in constructing data, reducing CPU-time and connecting it with optimal design.

This paper describes more efficient method for three dimensional strength calculation of the hull structure of oil tanker by using the slope-deflection method, and the computer program based on this method is developed.

The results of the calculation by using this method are compared with those by using the SAP4 program based on the finite element method.

Some advantages are obtained from the application of the slope-deflection method described in this paper on the calculation of the hull structure of oil tanker.

1. 서 론

선체강도를 해석하는 방법으로서 과거부터 모우먼트 배분법이나 기울기-처짐법등이 널리 사용되어 왔으나 1950년대에 접어들어 디지털 컴퓨터가 출현함으로써 그 놀라운 연산처리능력을 전제로 하여 새로운 구조 해석법이 급속도로 발전하였다 그 중에서도 유한 요소법은 실용성이 크기 때문에 오늘날에는 구조해석법의 주류가 되고 있으며, 각 조선소에서도 유한요소법을 통하여 구조해석을 하고 있는 실정이다. 하지만 선체와 같이 복잡한 구조물에 유한요소법을 적용하게 되면

선체 구조의 특수성 때문에 자연적으로 절점의 수가 많아지게 되며, 결국 data 작업이 복잡하고 절점의 수와 관계있는 CPU time이 과다하게 소요되는 결과를 초래한다. 또한 이와같은 CPU time의 과다한 소요는 선체구조의 최적설계를 수행하는데 있어서 가장 중대한 장애요인이 된다.

따라서 이와같은 유한요소법의 단점을 보완하여 선체구조해석에 적합한 새로운 방법이 개발되어야 할 필요가 있다.

본 논문에서는 선체 구조 부재에 많이 사용되는 bracket을 간단하게 처리할 수 있는 spanpoint의 개념을 도입하여 기울기-처짐법을 정식화하고, 이 기울

接受日字: 1986年 5月12日, 再接受日字: 1986年 7月 2日

*正會員, 서울大學校 造船工學科

**學生會員, 서울大學校 大學院

[] 숫자는 참고문헌 번호임.

기—처짐법을 선체(유조선)에 적용함으로써 선체 강도를 보다 효율적으로 해석할 수 있는 방법을 제시하며, 이 방법에 기초하여 유조선의 입체강도 해석을 위한 범용 program의 개발에 역점을 두었다.

기울기—처짐법에 의해서 선체구조를 해석하려는 시도는 오래전부터, 특히 일본의 여러 논문에서 나타나고 있는데 Nishimaki, Yamaguchi 등은 기울기—처짐법에 의한 해석결과를 실험치와 비교하여 그 정확성 및 타당성을 입증하였다[1~3].

국내에서도[11] 기울기—처짐법을 선체의 횡강도 해석에 적용하여 범용 program을 개발한 바 있는데, [11]에서는 bending spanpoint 단계를 강체로 치환하고 종방향부재들의 처짐을 무시하여 2차원해석을 수행하였는데, 효과적이면서도 유한요소법과 유사한 결과를 얻었다.

본 논문에서는 [11]의 방법을 보다 확장하여 고정단 모우먼트(FEM)를 구하는 과정에서 shear spanpoint의 영향을 고려하고 또한 midship부분의 두 transverse bulkhead 사이를 modelling하여 종방향부재들의 처짐도 고려한 3차원해석을 수행하였으며, 결과의 비교검토를 위하여 유한요소법에 기초한 구조해석용 program package인 SAP4를 사용하였다.

2. Bracket과 전단변형의 영향을 고려한 기울기—처짐 방정식

Fig. 1의 (a)와 같이 bracket이 붙은 보가 양단에서 인접부재로부터 M_{AB} 와 M_{BA} 의 모우먼트를 전달받고, 또 길이에 걸쳐 임의의 분포하중이 작용하게 되면 (b)와 같은 곡선 모양으로 탄성변형을 일으키게 된다. 여기서 ϕ 는 부재양단의 수직방향으로의 처짐의 차이에 기인하는 부재 회전각을 나타낸다. 이때 양단의 회전각 θ_A 와 θ_B 는 다음과 같은 4개의 항으로 구분할 수 있다.

$$\theta_A = \theta_A^b \text{ (굽힘 모우먼트에 의한 회전각)}$$

$$+ \theta_A^s \text{ (전단변형에 의한 회전각)}$$

$$+ \phi \text{ (부재 회전각)}$$

$$+ C_A \text{ (분포하중에 의한 회전각)}$$

마찬가지로

$$\theta_B = \theta_B^b + \theta_B^s + \phi + C_B \tag{1}$$

먼저 굽힘 모우먼트에 의한 양단 회전각을 구하기 위하여 Fig. 1의 (c)와 같이, 양단의 bracket을 bending

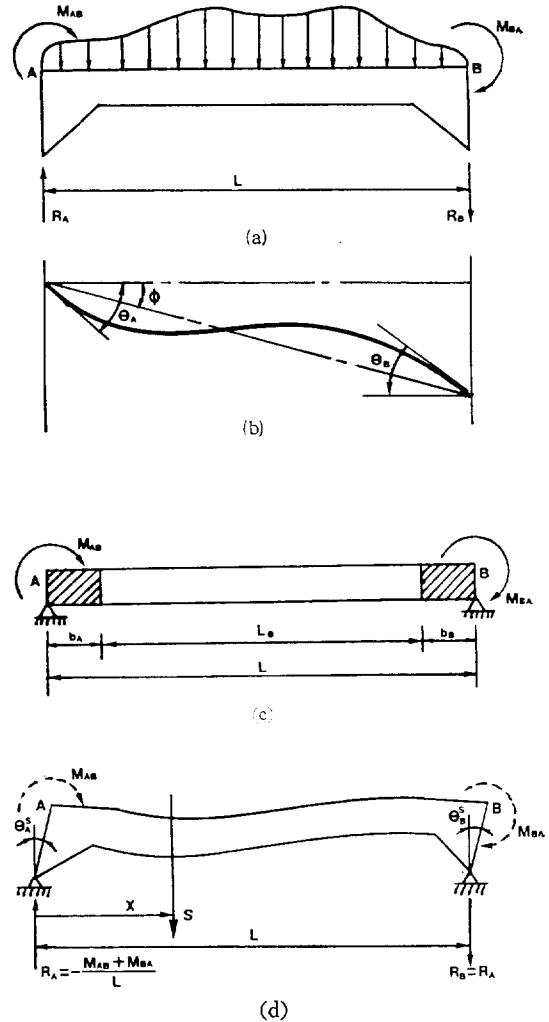


Fig. 1 Deflection of a beam

spanpoint단계를 강체로 치환하여 전체단면을 균일하게 만든 보의 양단에 각각 M_{AB} , M_{BA} 의 모우먼트가 작용하는 경우, Castigliano의 정리를 사용하여 양단의 회전각을 구해보면 다음과 같다.

$$\theta_A^b = \frac{M_{AB}l}{3EI} f_A^b - \frac{M_{BA}l}{6EI} g^b$$

$$\theta_B^b = -\frac{M_{AB}l}{6EI} g^b + \frac{M_{BA}l}{3EI} f_B^b \tag{2}$$

여기서,

$$f_A^b = \left(1 - \frac{b_A}{l}\right)^3 - \left(\frac{b_B}{l}\right)^2$$

$$g^b = 3\left(1 - \frac{b_B}{l}\right)^2 - 3\left(\frac{b_A}{l}\right)^2$$

$$f_B = \left(1 - \frac{b_B}{l}\right)^3 - \left(\frac{b_A}{l}\right)^2 \quad (3)$$

(3)식의 b_A, b_B 는 bending spanpoint의 길이를 나타내는데 본 논문에서는 Inoguchi와 Yamaguchi가 제안한 근사식을 사용하였다[2].

분포하중 없이 양단에서 M_{AB}, M_{BA} 의 모우먼트가 작용하는 경우, 양단지침점에서 R_A, R_B 의 반력이 발생하는데 (Fig. 1 (d)) 이 반력에 의해서 보에는 전단력이 작용하여 전단변형을 일으키게 된다. 이 전단변형에 의한 양단회전각 θ_A^s, θ_B^s 는 다음과 같다.

$$\theta_A^s = \frac{M_{AB}l}{3EI} f_A^s + \frac{M_{BA}l}{6EI} g^s$$

$$\theta_B^s = \frac{M_{AB}l}{6EI} g^s + \frac{M_{BA}l}{3EI} f_B^s \quad (4)$$

여기서,

$$f_A^s = f_B^s = \frac{3EI}{GI^3} \int_0^l \frac{1}{A_x} dx,$$

$$g^s = \frac{6EI}{GI^3} \int_0^l \frac{1}{A_x} dx = 2f_A^s \quad (5)$$

(2)식과 (4)식을 (1)식에 대입하여 정리하면 양단회전각 θ_A 와 θ_B 는 다음과 같이 된다.

$$\theta_A = \theta_A^b + \theta_A^s + \phi + C_A = \frac{M_{AB}l}{3EI} (f_A^b + f_A^s) - \frac{M_{BA}l}{6EI} (g^b - g^s) + \phi + C_A \quad (6)$$

$$\theta_B = \theta_B^b + \theta_B^s + \phi + C_B = -\frac{M_{AB}l}{6EI} (g^b - g^s) + \frac{M_{BA}l}{3EI} (f_B^b + f_B^s) + \phi + C_B \quad (7)$$

(6)식과 (7)식에서 M_{AB} 와 M_{BA} 를 구하고 또 이를 이용하여 양단의 반력을 구해보면 다음과 같다.

$$M_{AB} = k_0(2F_{AB}\theta_A + G_{AB}\theta_B - D_{AB}\phi) + m_{AB}$$

$$M_{BA} = k_0(2F_{AB}\theta_B + G_{AB}\theta_A - D_{BA}\phi) + m_{BA}$$

$$R_{AB} = -k_0/l(P_{AB}\theta_A + Q_{AB}\theta_B - C_{AB}\phi) + r_{AB}$$

$$R_{BA} = -k_0/l(P_{AB}\theta_A + Q_{AB}\theta_B - C_{AB}\phi) + r_{BA} \quad (8)$$

단, $k_0 = \frac{2EI}{l}$

$$F_{AB} = 3(f_B^b + f_B^s)/FF, F_{BA} = 3(f_A^b + f_A^s)/FF$$

$$G_{AB} = 3(g^b - g^s)/FF$$

$$D_{AB} = 2F_{AB} + G_{AB}, D_{BA} = 2F_{BA} + G_{AB}$$

$$P_{AB} = D_{AB}/l, Q_{AB} = D_{BA}/l, C_{AB} = P_{AB} + Q_{AB}$$

$$FF = 4(f_A^b + f_A^s)(f_B^b + f_B^s) - (g^b - g^s)^2$$

$$m_{AB} = -k_0(2F_{AB}C_A + G_{AB}C_B)$$

$$m_{BA} = -k_0(2F_{AB}C_B + G_{AB}C_A)$$

$$r_{AB} = (m_{AB} + m_{BA})/l + r_{AB}'$$

$$r_{BA} = (m_{AB} + m_{BA})/l + r_{BA}' \quad (9)$$

r_{AB}' 와 r_{BA}' 는 분포하중에 의한 양단반력을 의미한다.

3. 기울기-처짐법에 의한 유조선의 입체 강도 해석

유조선에 기울기-처짐법을 적용하는 방법을 보이기 위하여 web frame이 3개이고 strut도 3개인 유조선의 중앙횡격벽 사이를 Fig. 2와 같이 modelling한다. plate부재들은 web frame의 간격만큼을 유효폭으로 치환하여 side shell의 x 방향에 대한 강성을 web frame의 바깥쪽 보부재의 flange에서, 그리고 종격벽의 x 방향에 대한 강성을 web frame의 안쪽보부재의 flange에서, 고려해 주는 것으로 하면, side shell과 종격벽은 x 방향에 대한 강성만을 가지는 보로 치환할 수 있다. 또한 deck 및 bottom plate에 대하여도 이와 유사한 과정을 적용하게 된다. 선체 구조부재는 길이에 비해 깊이가 깊은 편이므로 축방향 변형은 무시하기로 한다. 경계 조건은 side shell과 횡격벽이 만나는 곳을 고정단으로 보았다.

강도해석에 필요한 미지변수와 방정식의 종류를 찾아내기 위해 Fig. 3과 같이 strut의 갯수가 k 개인 web frame의 좌측 단면을 생각한다.

미지변수는 크게 절점회전각 θ_i 와 부재회전각 ϕ_i , 그리고 중부재들의 영향에 의한 반력 P_i 로 나눌 수 있다. 먼저 절점 회전각을 살펴보면 구조와 하중의 대칭성 때문에 $\theta_{n-1} = \theta_n = 0$ 이며 따라서 $\theta_i (i=1, 2, \dots, n-2)$ 는 $(n-2)$ 개가 존재하고 부재회전각으로는 축방향의 변형을 무시하므로 다음과 같은 관계가 성립한다.

$$\phi_1 = \phi_4 = \dots = \phi_{m-2}$$

$$\phi_i = \phi_{i+1} \quad (i=2, 5, \dots, m-4) \quad (10)$$

따라서 ϕ_{m-1} 과 ϕ_m 를 포함하여 모두 $(k+4)$ 개가 존재한다. 참고로 이후의 부재회전각은 Fig. 4의 규정에 따르는 것으로 하는데, 여기서 ϕ_i 는 화살표가 관통하는 부재들의 회전각을 의미한다. 이때 시계방향을 양의 방향으로 하였다.

중부재의 반력인 P_i 는 struct수에 관계없이 항상 4개가 존재한다. 절점의 수 $n=2k+6$ 의 관계가 있으므로, 이상의 미지변수의 갯수를 strut의 갯수 k 의 함수로 표시하면, 각 web frame에 대해서 $(3k+12)$ 가 되며, web frame의 갯수를 N 이라하면 총 미지변수의 갯수는 다음과 같다.

$$TN = (3k+12) \times N \quad (11)$$

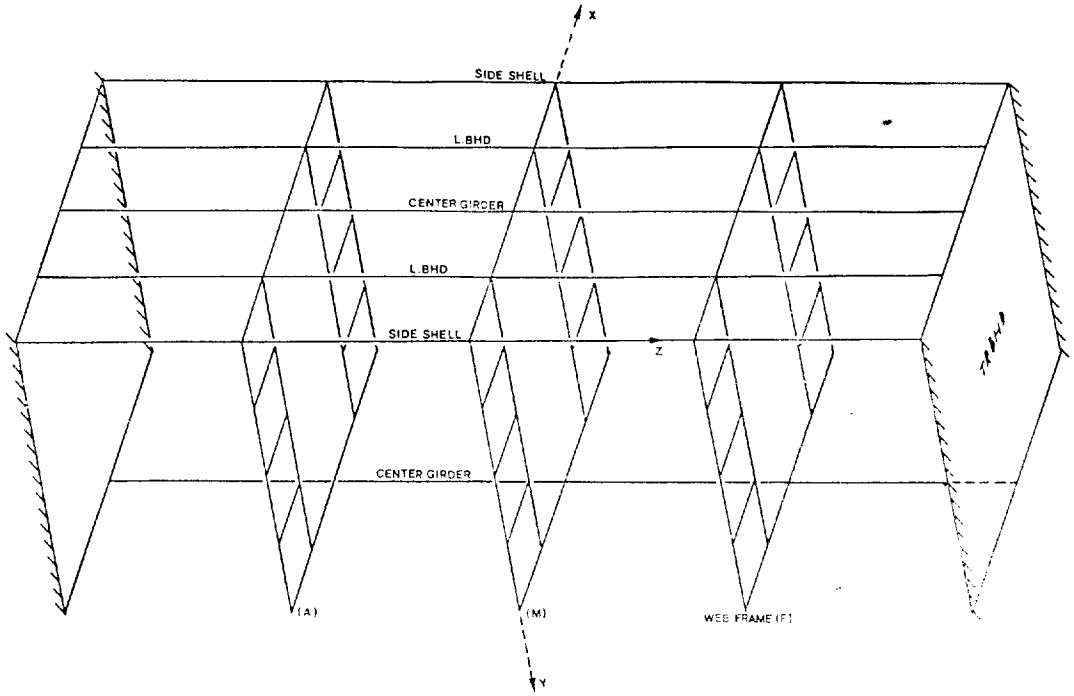


Fig. 2 Modelling of a tanker (between transverse bulkheads in midship)

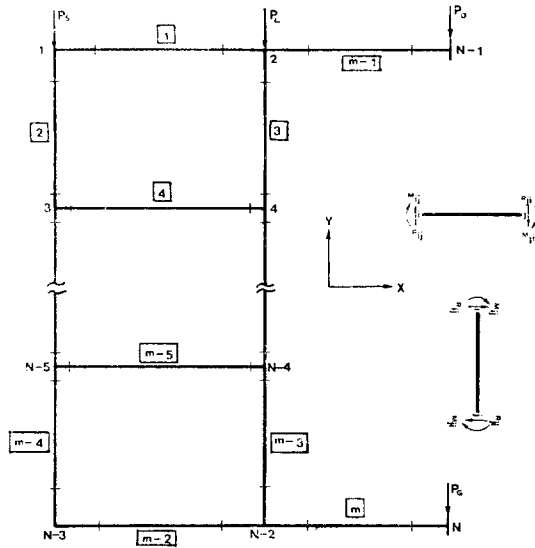


Fig. 3 Left section of a web frame

이에 대응하는 방정식은 각 절점에서의 모우먼트 평형조건과 부재들에 작용하는 전단력의 평형조건, 그리고 종부재들의 처짐관계로부터 구할 수 있다. 각 절점에서의 모우먼트 평형조건은 다음과 같다.

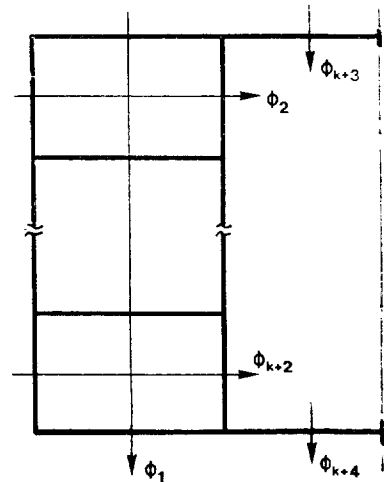


Fig. 4 Member rotation angle

$$\begin{aligned}
 M_{i,i-2} + M_{i,i+1} + M_{i,i+2} &= 0 \\
 (i=1, 3, 5, \dots, n-3, M_{1,-1} = M_{n-2, n-1} = 0) \\
 M_{i,i-2} + M_{i,i-1} + M_{i,i+2} &= 0 \\
 (i=2, 4, 6, \dots, n-2, M_{2,0} = M_{2, n-1}) \quad (12)
 \end{aligned}$$

따라서 $(n-2)$ 개가 존재하며 또 각 strut에 걸리는 x 축 방향의 전단력의 평형조건으로부터

$$R_{i,i-2} + R_{i,i+2} + R_{i+1,i-1} + R_{i+1,i+3} = 0 \quad (i=3, 5, \dots, n-5) \quad (13)$$

종방향 부재들이 관통하는 부분에서의 y 축방향으로의 전단력의 평형조건으로부터

$$\sum_{i=1}^{n-3} R_{i,i+1} - P_s = 0$$

$$\sum_{i=2}^{n-2} R_{i,i-1} - R_{2,n-1} - R_{n-2,n} + P_L = 0$$

$$R_{n-1,2} - \frac{P_D}{2} = 0$$

$$R_{n,n-2} - \frac{P_C}{2} = 0 \quad (14)$$

또 부재의 축방향 변형을 무시하므로 변형후의 1번과 $(n-3)$ 번, 또는 2번과 $(n-2)$ 번 절점의 x 좌표는 같아야 한다.

따라서 다음과 같은 관계식을 유도할 수 있다(TODD equation).

$$L_2\phi_2 + L_5\phi_3 + \dots + L_{m-4}\phi_{k+1} = 0 \quad (15)$$

(또는 $L_3\phi_2 + L_6\phi_3 + \dots + L_{m-3}\phi_{k+1} = 0$)

이상에서 구한 방정식의 총갯수는 다음과 같다.

$$TE = (3k+9) \times N \quad (16)$$

(11)식과 (16)식을 비교하면 방정식의 갯수는 strut 갯수에 무관하게 항상 $(3 \times N)$ 개가 부족하다. 이것은

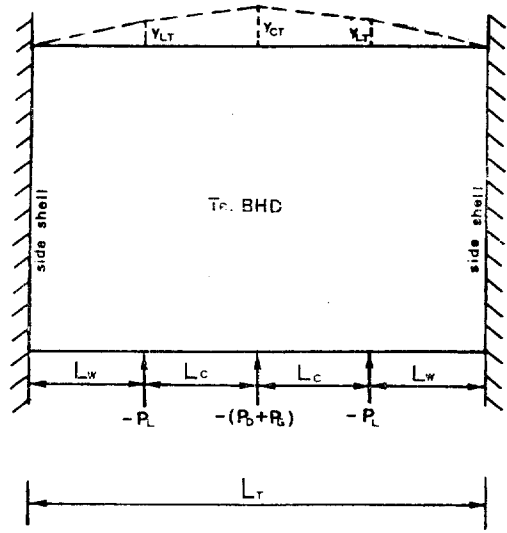


Fig. 5 Deflection of transverse bulkhead

종방향 부재들의 처짐관계로부터 구할 수 있다.

본 논문에서는 web frame이 3개인 경우에 대해서 종방향 부재들의 영향을 고려하는 방법에 대해서 기술하도록 하겠다. 각 web frame을 구별하기 위해서 선수 쪽으로부터 각각 F, M, A 의 첨자를 사용하였다.

Fig. 5와 같이 수직방향의 유체력과 갑판하중은 종격벽과 center girder를 통하여 횡격벽에 전달되는데

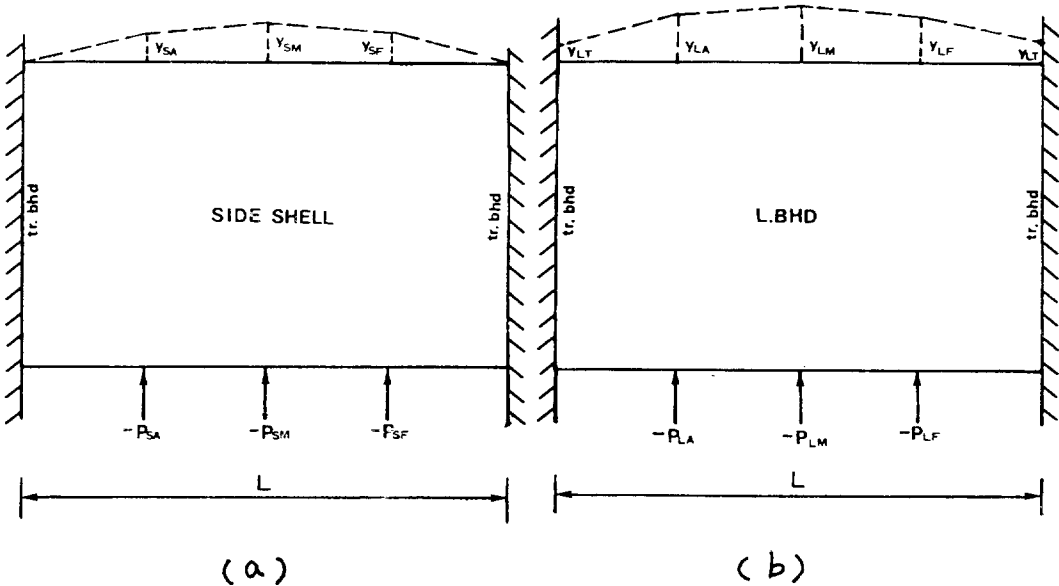


Fig. 6 Deflection of side shell plate and longitudinal bulkhead

이러한 반력들에 의해서 횡격벽은 변형을 일으키게 된다. 그런데, 횡격벽은 길이에 비하여 깊이가 충분히 깊으므로 굽힘모우먼트에 의한 처짐은 무시하고 전단 변형에 의한 처짐만을 고려해도 무방하다[3].

따라서 종격벽과 center girder가 관통하는 부분에서의 수직방향 전단치짐을 구하면 다음과 같다.

$$y_{LT} = -\frac{L_w}{2GA_T} \{ \sum(P_D + P_G) + 2\sum P_L \} + \frac{L_w}{GA_T} \times w_T L_T \left(1 - \frac{1}{K_T} \right) \quad (17)$$

단, $K_T = \frac{L_T}{L_T}$

$$y_{CT} = -\frac{L_T}{4GA_T} \{ \sum(P_D + P_G) + 4K_T \sum P_L \} + \frac{L_T}{GA_T} \cdot \frac{w_T L_T}{8} \quad (18)$$

종격벽과 side shell plate의 처짐관계를 고려하기 위하여 먼저 경계조건을 살펴보면, side shell과 횡격벽이 만나는 부분을 고정단으로 보았으므로 side shell의 양단은 고정단이며 종격벽은 양단이 y_{LT} 만큼 처진 고정단을 가지게 된다. 또 모든 수평방향 유체력은 web frame과 횡격벽이 받는다고 가정하면 side shell에는 아무런 분포하중이 작용하지 않으며, 수직방향 유체력과 갑판하중의 합력이 web frame을 통하여 전달되어 side shell과 종격벽은 Fig. 6와 같은 하중상태에 놓이게 된다.

이때 각 web frame이 지나는 부분에서의 처짐량은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} y_{SF} &= -\frac{L}{16GA_S} (3P_{SF} + 2P_{SM} + P_{SA}) \\ y_{SM} &= -\frac{L}{8GA_S} (P_{SF} + 2P_{SM} + P_{SA}) \\ y_{SA} &= -\frac{L}{16GA_S} (P_{SF} + 2P_{SM} + 3P_{SA}) \\ y_{LF} &= y_{LT} - \frac{L}{16GA_B} (3P_{LF} + 2P_{LM} + P_{LA}) \\ y_{LM} &= y_{LT} - \frac{L}{8GA_B} (P_{LF} + P_{LM} + P_{LA}) \\ y_{LA} &= y_{LT} - \frac{L}{16GA_B} (P_{LF} + 2P_{LM} + 3P_{LA}) \end{aligned} \quad (19)$$

이와같은 종격벽과 side shell의 처짐은 각 web frame의 모양을 변형시키며 변형된 web frame의 기하학적 고찰로부터 다음과 같은 관계가 성립함을 알 수 있다.

$$y_{Li} - y_{Si} = \phi_i L_w \quad (i = F, M, A) \quad (21)$$

(19)식과 (20)식을 (21)식에 대입하면 다음과 같은 3개의 식을 구할 수 있다.

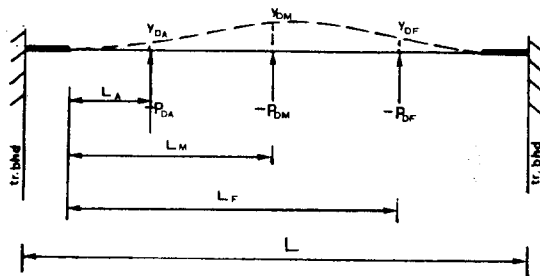


Fig. 7 Deflection of center girder

$$\begin{aligned} & \left(1 + \frac{3}{16}\phi_C B \right) P_{LF} + \left(1 + \frac{1}{8}\phi_C B \right) P_{LM} + \left(1 + \frac{1}{16}\phi_C B \right) P_{LA} \\ & - \frac{3}{16}\phi_C S P_{SF} - \frac{1}{8}\phi_C S P_{SM} - \frac{1}{16}\phi_C S P_{SA} \\ & + \frac{1}{2} \sum (P_D + P_G) + GA_T \phi_{1F} = \frac{1}{2} w_T L_T (1 - K_T) \\ & \left(1 + \frac{1}{8}\phi_C B \right) P_{LF} + \left(1 + \frac{1}{4}\phi_C B \right) P_{LM} + \left(1 + \frac{1}{8}\phi_C B \right) P_{LA} \\ & - \frac{1}{8}\phi_C S P_{SF} - \frac{1}{4}\phi_C S P_{SM} - \frac{1}{8}\phi_C S P_{SA} \\ & + \frac{1}{2} \sum (P_D + P_G) + GA_T \phi_{1M} = \frac{1}{2} w_T L_T (1 - K_T) \\ & \left(1 + \frac{1}{16}\phi_C B \right) P_{LF} + \left(1 + \frac{1}{8}\phi_C B \right) P_{LM} + \left(1 + \frac{3}{16}\phi_C B \right) P_{LA} \\ & - \frac{1}{16}\phi_C S P_{SF} - \frac{1}{8}\phi_C S P_{SM} - \frac{3}{16}\phi_C S P_{SA} \\ & + \frac{1}{2} \sum (P_D + P_G) + GA_T \phi_{1A} = \frac{1}{2} w_T L_T (1 - K_T) \end{aligned} \quad (22)$$

단, $\phi = \frac{L}{L_w}$, $C_B = \frac{A_T}{A_B}$, $C_S = \frac{A_T}{A_S}$

또한 deck center girder도 Fig. 7과 같은 하중상태에 놓이게 된다. 짧은 선으로 된 부분은 girder의 양단에 붙은 bracket을 spanpoint로 치환하여 강체가 된 부분이다. girder는 길이에 비해 깊이가 깊지 않으므로 굽힘모우먼트에 의한 처짐도 고려하여야 한다. 각 web frame이 지나는 부분에서의 처짐량은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} y_{DF} &= y_{CT} - \frac{I_D^3}{6EI_D} (C_{DF} P_{DF} + K_{D1} P_{DM} + K_{D2} P_{DA}) \\ y_{DM} &= y_{CT} - \frac{I_D^3}{6EI_D} (K_{D1} P_{DF} + C_{DM} P_{DM} + K_{D3} P_{DA}) \\ y_{DA} &= y_{CT} - \frac{I_D^3}{6EI_D} (K_{D2} P_{DF} + K_{D3} P_{DM} + C_{DA} P_{DA}) \end{aligned} \quad (23)$$

단, $C_{Di} = \alpha_i (1 - \alpha_i) \left[\eta_D + \alpha_i (1 - \alpha_i) (2\alpha_i (1 - \alpha_i) + \eta_D) \frac{1}{2\eta_D + 1} \right]$

$$\begin{aligned}
 K_{D1} &= \alpha_F (1 - \alpha_M) \left[\eta_D - (\alpha_F - \alpha_M)^2 + \alpha_M (1 - \alpha_F) \right. \\
 &\quad \left. \times (\alpha_F - 2\alpha_F \alpha_M + \alpha_M + \eta_D) \frac{1}{2\eta_D + 1} \right] \\
 K_{D2} &= \alpha_F (1 - \alpha_A) \left[\eta_D - (\alpha_F - \alpha_A)^2 + \alpha_A (1 - \alpha_F) \right. \\
 &\quad \left. \times (\alpha_F - 2\alpha_F \alpha_A + \alpha_A + \eta_D) \frac{1}{2\eta_D + 1} \right] \\
 K_{D3} &= \alpha_M (1 - \alpha_A) \left[\eta_D - (\alpha_M - \alpha_A)^2 + \alpha_A (1 - \alpha_M) \right. \\
 &\quad \left. \times (\alpha_M - 2\alpha_M \alpha_A + \alpha_A + \eta_D) \frac{1}{2\eta_D + 1} \right] \\
 \alpha_F &= \frac{l_F}{l_D}, \quad \alpha_M = \frac{l_M}{l_D}, \quad \alpha_A = \frac{l_A}{l_D} \quad i = F, M, A \quad (24)
 \end{aligned}$$

$l_D = \text{spanpoint}$ 사이의 길이

또 종격벽과 deck center girder의 처짐은 web frame의 $(m-1)$ 번째 부재를 변형시키며 이의 기하학적 고찰로부터 다음과 같은 관계식을 유도할 수 있다.

$$y_{Di} - y_{Li} = \phi_{k+3, i} \cdot L_C \quad (i = F, M, A) \quad (25)$$

(20)식과 (23)식을 (25)식에 대입하면 다음과 같은 3개의 방정식을 구할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 &\frac{3}{16} \varphi C_B P_{LF} + \frac{1}{8} \varphi C_B P_{LM} + \frac{1}{16} \varphi C_B P_{LA} \\
 &\quad - \left(S_D C_{DF} + \frac{1-2K_T}{4K_T} \right) P_{DF} - \left(S_D K_{D1} + \frac{1-2K_T}{4K_T} \right) P_{DM} \\
 &\quad - \left(S_D K_{D2} + \frac{1-2K_T}{4K_T} \right) P_{DA} - \frac{1-2K_T}{4K_T} \Sigma P_G \\
 &\quad + \left(1 - \frac{1}{2K_T} \right) G_{AT} \phi_{k+3, F} = \frac{w_T L_T}{8} (3-4K_T) \\
 &\frac{1}{8} \varphi C_B P_{LF} + \frac{1}{4} \varphi C_B P_{LM} + \frac{1}{8} \varphi C_B P_{LA} \\
 &\quad - \left(S_D K_{D1} + \frac{1-2K_T}{4K_T} \right) P_{DF} - \left(S_D C_{DM} + \frac{1-2K_T}{4K_T} \right) P_{DM} \\
 &\quad - \left(S_D K_{D3} + \frac{1-2K_T}{4K_T} \right) P_{DA} - \frac{1-2K_T}{4K_T} \Sigma P_G \\
 &\quad + \left(1 - \frac{1}{2K_T} \right) G_{AT} \phi_{k+3, M} = \frac{w_T L_T}{8} (3-4K_T) \\
 &\frac{1}{16} \varphi C_B P_{LF} + \frac{1}{8} \varphi C_B P_{LM} + \frac{3}{16} \varphi C_B P_{LA} \\
 &\quad - \left(S_D K_{D2} + \frac{1-2K_T}{4K_T} \right) P_{DF} - \left(S_D K_{D3} + \frac{1-2K_T}{4K_T} \right) P_{DM} \\
 &\quad - \left(S_D C_{DA} + \frac{1-2K_T}{4K_T} \right) P_{DA} - \frac{1-2K_T}{4K_T} \Sigma P_G \\
 &\quad + \left(1 - \frac{1}{2K_T} \right) G_{AT} \phi_{k+3, A} = \frac{w_T L_T}{8} (3-4K_T) \quad (26)
 \end{aligned}$$

단, $S_D = \frac{A_T l_D}{\eta_D A_D A_w}$

bottom center girder도 위의 과정과 똑같은 방법으로 하여 종격벽과의 처짐관계식을 유도할 수 있는데 (26)식에 다음과 같은 치환을 함으로써 3개의 식을 구

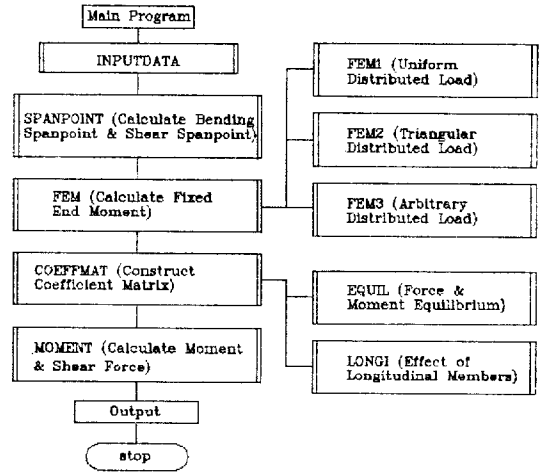


Fig. 8 Flowchart of SDM-1

할 수 있다.

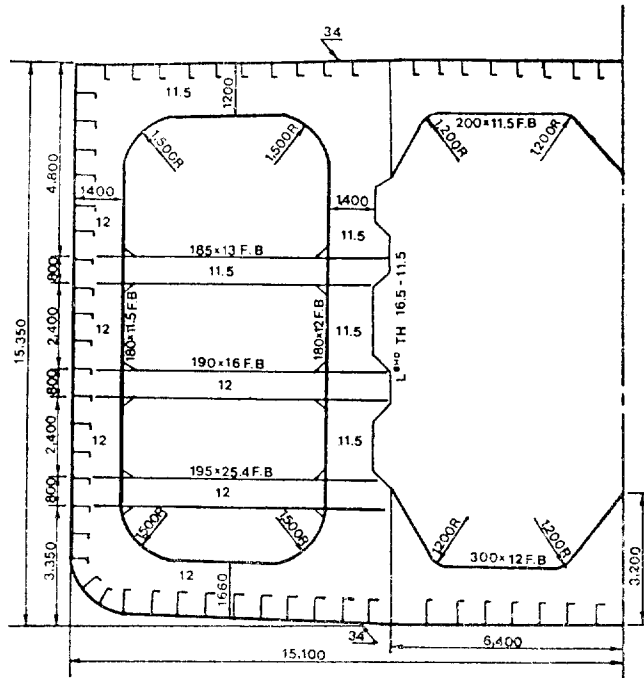
$$\text{(첨자)} D \rightarrow G, G \rightarrow D, \phi_{k+3} \rightarrow \phi_{k-4} \quad (27)$$

지금까지 종방향부재들의 영향으로부터 $9(=3 \times N)$ 개의 식을 유도하였으므로 방정식의 총개수는 미지변수의 수와 같은 $(3k+12) \times N$ 개가 되었다. 따라서 이상의 과정은 $(3k+12) \times N$ 원 1차 연립방정식을 푸는 문제로 귀착되며 이 연립방정식을 풀어서 각 미지변수를 구하고 이것을 (8), (9)식에 대입하여 각부재에 걸리는 모우먼트와 반력을 구하게 된다.

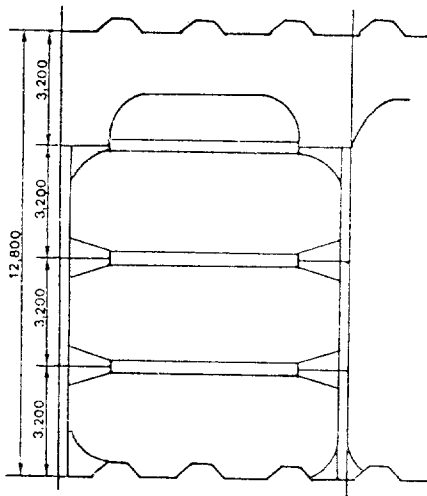
이상의 과정을 기초로 하여 작성된 유조선의 입체강도해석을 위한 program인 SDM-1의 전체적인 flowchart가 Fig. 8에 나타나 있다. SDM-1은 web frame의 갯수, 또는 web frame의 strut의 갯수에 무관하게 사용될 수 있는 유조선 전용program이다.

4. 계산결과 및 비교 검토

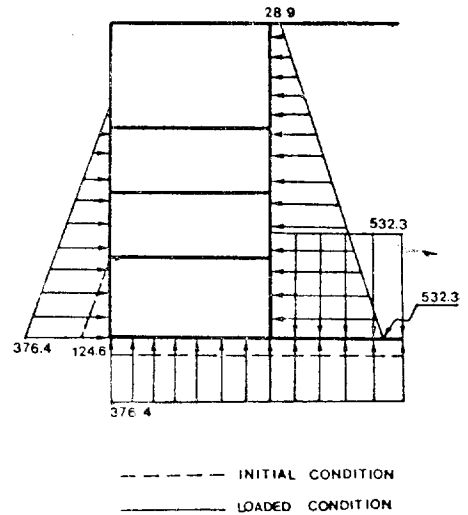
계산 결과의 비교 검토를 위하여 Fig. 9와 같은 47,000DWT형 유조선을 선정하였다. 비교 자료로는 유한 요소법에 기초한 구조해석용 program package인 SAP4를 사용하였는데, SAP4의 data작성을 위하여 Fig. 9의 선체를 Fig. 10과 같이 modelling하였다. SAP4-1은 선체구조와 하중의 대칭성을 고려하여 Fig. 2와 같은 선체의 4분지 1부분만을 modelling한 것이다. 여기서 roller로 지지된 경계조건은 y축방향의 병진운동을 제외한 모든 변위를 구속한 것을 나타내며 대칭 조건에 의해서 연속되는 부분의 부재들의 강성은 원래의 2분지 1을 택하였다. SAP4-2는 SAP4 data 작업을 보



(a) Left section

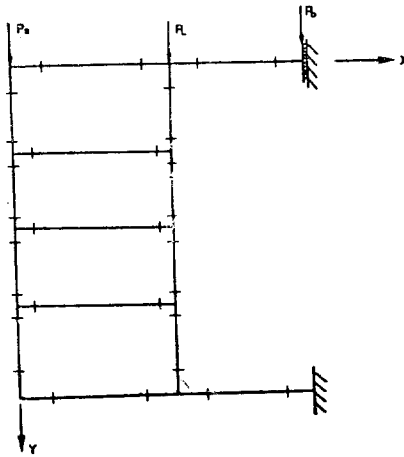
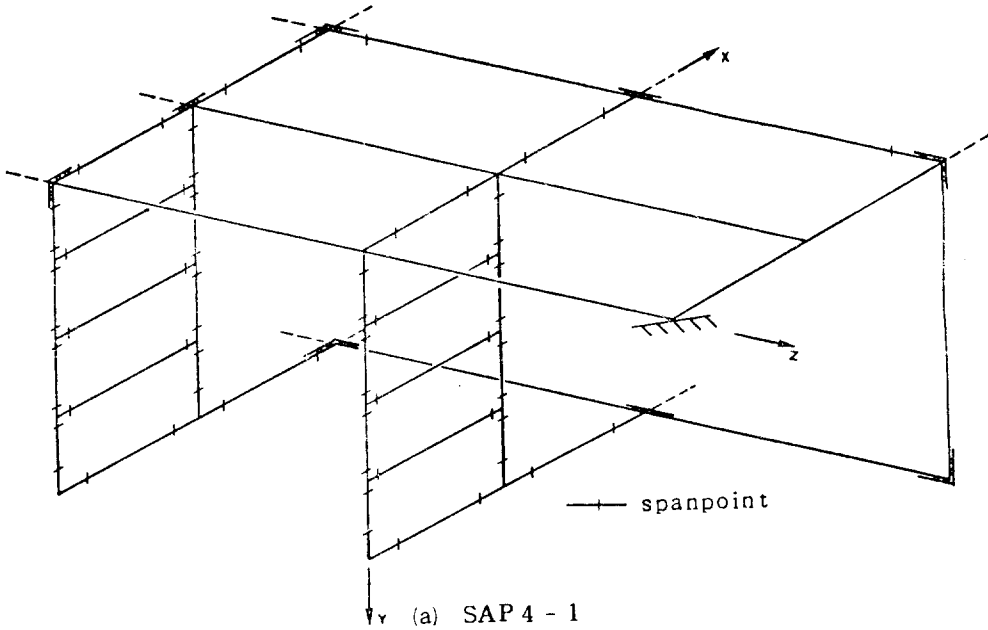


(b) Plan



(c) Load condition

Fig. 9 Dimension of 47,000DWT tanker (ship 1)



(b) .SAP 4 - 2

Fig. 10 Modelling for SAP4

다 간편하게 하고 CPU time을 절약하기 위하여 본 논문의 SDM-1에서 구한 종부재 반력(P_i)들이 각 web frame에 작용한다고 보고 하나의 web frame만을 떼어 내어 2차원 해석을 하기 위한 것인데 시험적으로 시도 해 본 것이다. SAP4 model에서 사용된 spanpoint는 bending spanpoint이다.

각 방법에 대한 해석결과가 Table 1에 나타나 있다. 여기서 SDM-1은 bending spanpoint와 shear spanpoint

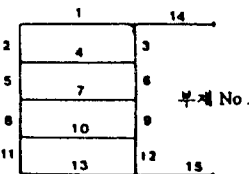
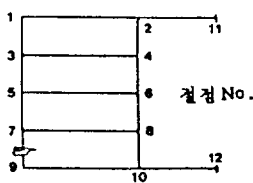
를 개별적으로 구하여 해석하는 본논문에 의한 방법의 결과이다. Nishimaki[1]등은 shear spanpoint를 따로 구하지 않고 bending spanpoint만을 구하여 bracket을 치환하고 이로부터 직접 전단변형의 영향을 고려하였는데, 본 논문에서는 이 방법에 의해서도 program을 작성하여 (SDM-2) 그 결과를 Table 1의 SDM-2에 실었다.

Table 1에서 보는 바와 같이 각 방법이 전체적으로

Table 1 Results of ship 1

부재 No		SAP4-1		SAP4-2		SDM-1		SDM-2	
		M(ton-cm)	R(ton)	M	R	M	R	M	R
1	1	8223.0	-19.2	7657.0	-17.6	8920.9	-20.8	8234.2	-19.1
	2	8418.0	-19.2	7590.0	-17.6	9113.4	-20.8	8349.4	-19.1
2	1	-8223.0	28.7	-7657.0	27.5	-8920.9	30.3	-8234.2	28.7
	3	-6804.0	31.2	-6753.0	30.1	-7209.2	32.7	-6793.2	31.2
3	2	-11080.0	49.6	-11900.0	51.6	-12827.2	54.0	-11240.6	50.9
	4	-3122.0	-9.6	-3301.0	-7.7	-3647.0	-5.3	-3182.3	-8.7
4	3	490.3	-1.1	469.5	-1.1	925.1	-2.2	510.3	-1.2
	4	491.7	-1.1	479.9	-1.1	947.9	-2.2	513.6	-1.2
5	3	6314.0	-10.8	6283.0	-10.1	6284.1	-7.4	6283.0	-10.3
	5	-6104.0	13.9	-6300.0	14.6	-7164.7	17.3	-6230.0	14.3
6	4	2631.0	32.4	2821.0	32.4	2699.1	34.6	2668.7	32.7
	6	-987.9	-48.3	-1187.0	-48.2	-1812.4	-45.9	-1085.6	-48.1
7	5	-1929.0	4.4	-1953.0	4.4	-1545.6	3.5	-1946.1	4.4
	6	-1866.0	4.4	-1891.0	4.4	-1452.9	3.5	-1883.0	4.4
8	5	8033.0	-58.8	8253.0	-58.0	8710.3	-45.7	8179.9	-58.3
	7	-3257.0	7.3	-2796.0	6.6	-1614.8	5.8	-2963.1	6.9
9	6	2853.0	24.4	3078.0	24.4	3265.2	17.1	2968.6	24.6
	8	6727.0	-89.9	6507.0	-89.9	8662.5	-97.2	6589.1	-89.8
10	7	-3485.0	8.2	-3688.0	8.6	-3674.5	8.0	-3637.9	8.5
	8	-3582.0	8.2	-3768.0	8.6	-3273.4	8.0	-3724.5	8.5
11	7	228.7	-29.6	891.9	-37.2	5289.3	-59.6	674.8	-37.2
	9	5551.0	64.1	3356.0	56.5	578.5	34.2	3547.6	56.5
12	8	-3145.0	-67.7	-2739.0	-59.3	-5389.1	-31.9	-2864.6	-59.5
	10	59730.0	-243.4	56190.0	-235.0	48634.0	-207.6	57010.3	-235.3
13	9	-5551.0	-83.4	-3356.0	-78.9	-578.5	-78.3	-3547.6	-77.1
	10	-27790.0	134.8	-29540.0	139.3	-26046.4	139.8	-31259.4	141.1
14	2	2664.0	-3.7	4313.0	-8.8	3713.7	-5.8	2891.2	-4.4
	11	-287.5	-3.7	-1314.0	-8.8	-20.3	-5.8	-60.3	-4.4
15	10	-31940.0	157.5	-26650.0	141.4	-22587.6	132.2	-25750.3	137.1
	12	-11380.0	-10.6	-6356.0	-38.6	-4470.8	-47.9	-4457.6	-43.0
CPU(sec)		42.5		17.5		5.3		5.0	
DATA(line)		370		197		34		34	

by MV/8000 system



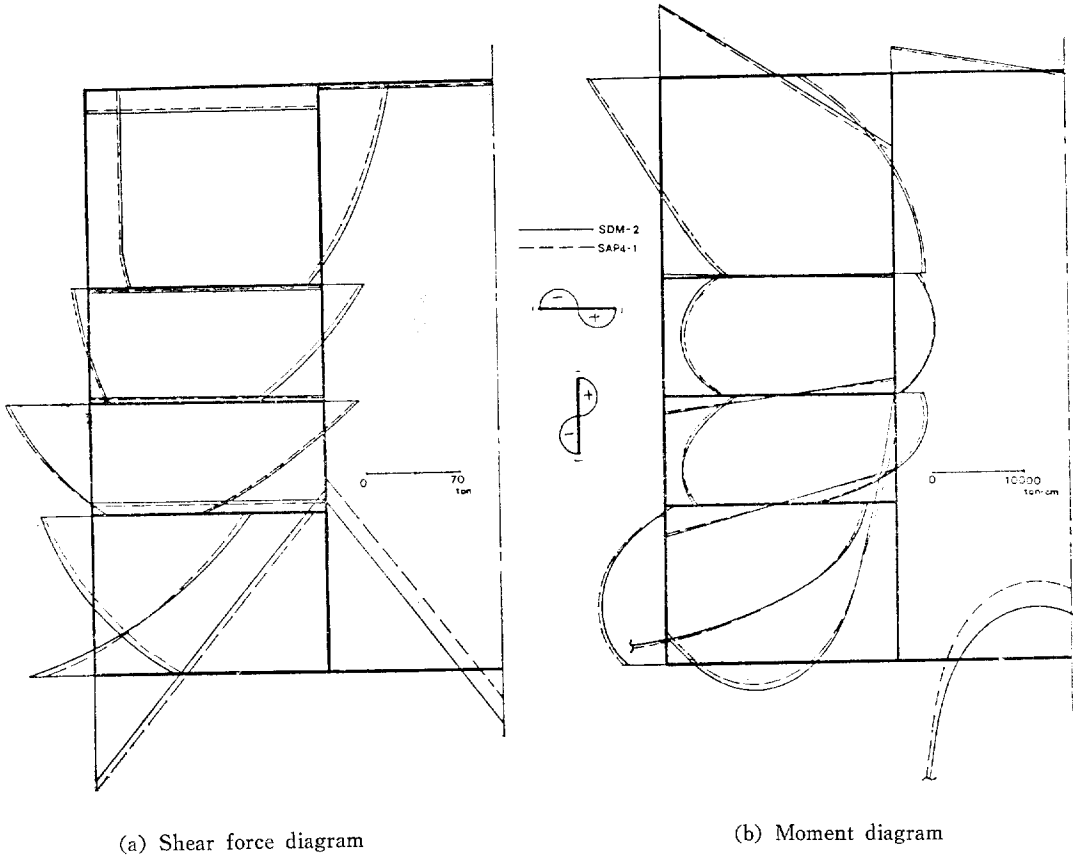


Fig. 11 Shear force and moment diagram of ship1

유사한 경향을 나타내고 있음을 알 수 있는데 SAP4의 해석결과가 SDM-1보다 SDM-2의 해석결과에 유사한 경향을 보이는 것은 SAP4 model에 사용된 spanpoint가 bending spanpoint이기 때문인 것으로 추정된다. SAP4-1과 SDM-2에 따른 전단력선도와 모우먼트선도가 Fig. 11에 나타나 있다.

5. 결 론

기울기-처짐법을 사용하여 유조선의 입체강도 해석을 수행한 결과, 유한요소법(SAP4)과 비교하여 data에 있어서는 약 10배, CPU time에 있어서는 약 8~10배 정도의 효율을 가지고도 유한요소법과 유사한 해석결과를 얻을 수 있었다. 또한 절점의 수가 대폭 줄어들기 때문에 matrix size가 작아져서 micro computer로도 해석이 가능하다.

본 논문을 통하여 작성된 program SDM-1(또는 SDM-2)은 선체구조를 대상으로 하였으므로 strut의 수

나 web frame의 수등 선체 구조의 일부분의 형태가 달라진다 하더라도 data의 양식은 거의 변함이 없으므로 선체구조해석에 적합한 방법이 되며, 또한 최적설계에 효과적으로 적용할 수 있다.

謝 辭

본 논문을 작성하는 과정에서 여러가지 유익한 도움을 주신 서울대학교 張昌斗 교수, 대우조선 羅昇洙씨께 감사를 드린다.

참 고 문 헌

- [1] K. Nishimaki, "Some Examples of the Calculations on the Transverse Strength of Oil Tanker", *J.S.N.A. of Japan*, Vol. 108, 1960.
- [2] 寺澤一雄, "船體構造力學," 海文堂.
- [3] "On the Transverse Strength of Oil Tankers",

일본조선협회 60th Anniversary.

- [4] M. Mori, R. Nagamoto, T. Ohyama, "On the Transverse Strength of Oil Tankers", *J.S.N.A. of Japan*, Vol. 121, 122, 1967.
- [5] I. Yamaguchi, "On the Test of Fixed Beam with Brackets", *J.S.N.A. of Japan*, Vol. 102, 1958.
- [6] H.J. Adams, "Notes on Stresses in Tanker Members", *T.I.N.A.* Vol. 92, 1950.
- [7] T. Okabe, K. Hori, "On the Calculation of 3-Dimensional Strength of Cargo Ship (No.1)", *J.S.N.A. of Japan*, Vol. 103, 1958.
- [8] T. Okabe, K. Hori, "On the Calculation of 3-Dimensional Strength of Cargo Ship (No.2)", *J.S.N.A. of Japan*, Vol. 106, 1960.
- [9] T. Okabe, K. Hori, "3-Dimensional Analysis for Grid Girder Construction of Wing Tank", *J.S.N.A. of Japan*, Vol. 106, 1960.
- [10] K. Nishimaki, "On the Measurement of the Stress Distribution of the Transverse Strength Member of Tankers", *J.S.N.A. of Japan*, Vol. 104, 1959.
- [11] 임상전, 강성준, "Slope-Deflection Method에 의한 유조선의 횡강도해석", 대한조선학회지 제22권 제4호 1985.