

집중하중을 받는 Grillage의 소성 붕괴하중 산정 및 일반식 도출

홍기섭^{†*}, 김기성^{**}

인하공업전문대학 선박해양시스템과^{*}, 인하대학교 기계공학부 선박해양공학과^{**}

Formulation of General Equations for Plastic Collapse Loads of Grillages under a Lateral Point Load

Ki-Sup Hong^{*} and Ki-Sung Kim^{**}

Department of Ship & Ocean Systems, Inha Technical College^{*}
Department of Naval Architecture & Ocean Engineering, Inha University^{**}

Abstract

For the grillage which is common types of structures in marine and land-based structural system, the elastic response and design methods are usually applied. However, plastic analysis and design methods are considered in those structures to maintain the structural stability at the limit states. In grillage design, the central intersection point load may be used as a worst loading condition. However, a point load may often move around on the grid system. In such case, the worst load point would not necessarily be at the central point.

To investigate the variation of plastic collapse load according to the location of moving load between intersections, the plastic collapse loads are obtained for the three types of grillages with simply-supported ends. From the result of each case, it is confirmed that the worst load point is located between intersections.

General formulae related with plastic collapse loads for the three groups of grillages with simply-supported boundaries are derived.

Those plastic collapse formulae for the grillages are applied to the design of pontoon deck, and optimum design procedure is illustrated. Consequently, general formulae for the plastic collapse of grillages derived from this study can be easily applied to the plastic analysis and optimum design of similar grillages.

*Keywords: Grillage(격자 구조), Collapse Mechanism(붕괴 기구), Plastic Collapse Load(소성 붕괴하중), Pontoon Deck(폰톤 갑판), Optimum Design(최적 설계), Minimum Weight(최소중량)

접수일: 2004년 11월 3일. 승인일: 2004년 11월 9일

† 주저자, E-mail: kshong@inhatic.ac.kr

Tel: 011-440-2175

1. 서론

구조설계의 목적은 적절한 안전계수를 갖는 구조물이 예상되는 수명동안 작용하는 모든 하중과 변형에 대하여 구조적 기능을 유지할 수 있도록 하는 데 있다. 구조물의 여러 가지 구조적 성능 및 사용상 요구되는 조건은 한계 상태에 의하여 구체화된다. 일반적으로 철 구조물인 경우에 한계 상태는 최대 하중 능력을 나타내는 극한 상태, 반복하중에 의한 피로한도, 과도 변형에 의한 점진적 붕괴 상태 및 정상적 사용한도 등으로 분류된다(Soreide 1981).

구조물에 최대 하중이 작용하는 극한상태에서는 구조물을 붕괴기구로 변환시키는 과도한 항복상태와 구조물의 일부 또는 전체가 불안정 상태에 의해 발생하는 좌굴 등과 같이 구조의 붕괴 모드를 갖게 된다. 이 중 전자와 같은 경우에는 극한상태의 구조물에 대한 붕괴하중을 구하기 위하여 소성 이론을 적용하게 된다(양영순/임상전 1991).

선박 및 해양구조는 많은 부분이 서로 직각 방향으로 교차되는 보강재로 구성되어 있는 격자형 구조물의 형태로 이루어져 있다. 선박의 경우 갑판은 횡방향 보와 종방향 거어더에 의해서 보강되어 있으며, 심수 탱크 및 화물창의 격벽은 수평, 수직 보강재로 구성되어 있고, 이중 선저의 경우는 중심선 거어더, 선측 거어더와 늑판으로 직각 보강을 이루는 구조로 되어 있다. 이러한 격자형 구조물의 해석 방법에는 탄성 해석법, 소성 해석법 및 유한 요소법을 들 수 있는데, 본 논문에서는 구조물이 받는 극한 하중을 파악하고 이러한 구조물을 이루는 보강재의 최적 설계의 관점에서 소성설계 방법에 따라 격자형 구조물의 최소 중량을 구하기로 한다(이재욱 1981, 김기성 등 1994).

소성 해석 방법은 유일 정리(uniquness theorem)에 기초를 두고 있으며, 하한 및 상한 정리(lower & upper bound theorem)에 의한 접근 방법이 있다. 본 논문에서는 상한 정리를 이용하여 독립된 기본 붕괴 기구(basic collapse mechanism)의 선형적인 결합에 의하여 점진적으로 실제 붕괴 기구가 이루어지는 방법을 이용한다(Horne 1971).

일반적으로 격자 구조의 국부붕괴가 없다면, 중앙부의 교차점에 집중하중이 작용하는 경우가 가장 불리한 것으로 판단할 수 있다. 그러나, 실제로는 갑판위의 바퀴하중과 같이 이동하중이 작용하는 경우, 가장 불리한 하중조건은 반드시 중앙 교차점에 하중이 작용하는 경우가 되지 않는다(Clarkson 1956~1957, Kim 1982). 따라서, 이러한 현상을 확인하기 위해 단순지지 경계조건을 갖는 사각형 격자 구조에 대하여 가장 불리한 하중 위치와 붕괴하중 방정식을 도출하기로 한다(Kim et al. 2001).

이와 같이 정립된 격자형 구조물에 대한 붕괴하중 방정식을 푼튼 갑판의 설계에 응용한다. 그리고, 최적화 기법을 이용한 푼튼 갑판의 최소 중량 설계 방법을 예시한다(임상전/양영순 1988).

2. 보의 붕괴하중

보의 붕괴하중을 구하기 위하여 가상일의 원리를 적용한다. 가상일의 원리는 매우 단순하면서도 좋은 결과를 얻을 수가 있다.

평형상태에 있는 물체에 가상의 미소 변위가 발생하였다고 가정하면 외부하중이 한 일은 내력이 한 일과 같다. 한 개의 하중 P 는 임의의 거리 δ 만큼 이동하는 동안 일을 하게 된다. 전체 일의 양은 $\Sigma P\delta$ 가 되며, 그 합은 구조상의 모든 하중이 포함된다. 그리고, 회전 소성 힌지에 흡수된 외부 일에 의해 행하여진 일은 $\Sigma M_p\theta$ 가 된다.

이 관계를 식으로 나타내면 다음과 같다.

$$\Sigma P\delta = \Sigma M_p\theta \quad (1)$$

Fig. 1과 같이 단순지지 보의 중앙에 집중하중이 작용하는 경우의 붕괴하중에 대하여 검토하기로 한다.

보의 변형량이 δ 라고 하면 중심부에서의 힌지 회전각은 $4\delta/L$ 가 된다. 따라서, 붕괴하중은 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$P\delta = M_p \cdot \frac{4\delta}{L}$$

$$\therefore P_c = M_p \cdot \frac{4}{L} \quad (2)$$

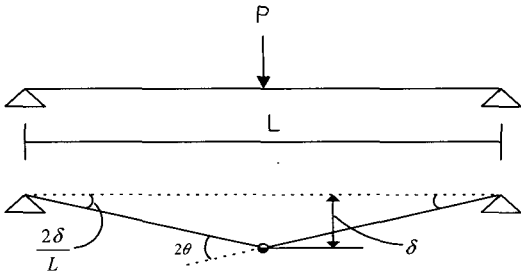


Fig. 1 Plastic collapse of simply-supported beam

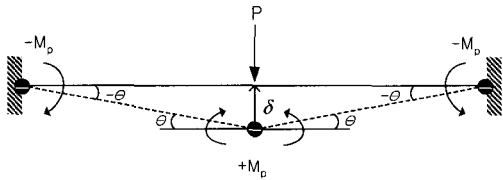


Fig. 2 Plastic collapse of fixed-end beam

Fig. 2와 같이 보의 양단이 고정되어 있는 경우에 붕괴하중은 다음과 같이 된다.

$$P\delta = M_p \cdot \frac{8\delta}{L}$$

$$\therefore P_c = M_p \cdot \frac{8}{L} \quad (3)$$

Fig. 3은 가상일의 원리를 (1x1)격자 구조에 적용한 예를 보여 주고 있다.

Fig. 3과 같이 단순 사각형의 격자 구조는 같은 크기의 단순지지 된 보로 구성된다. 일 에너지 방정식은 하중의 작은 변위 delta에 따른 일의 평형으로부터 구할 수 있다. 각 보의 중앙에서의 힌지 회전각은 4delta/L가 되므로 일의 평형방정식은 다음과 같이 된다.

$$P\delta = M_p(4\delta/L) + M_p(4\delta/L)$$

$$\therefore P_c = M_p \cdot \frac{4}{L} + M_p \cdot \frac{4}{L} \quad (4)$$

여기서, 4delta/L는 각도가 매우 작은 경우, 힌지의 회전각이 된다.

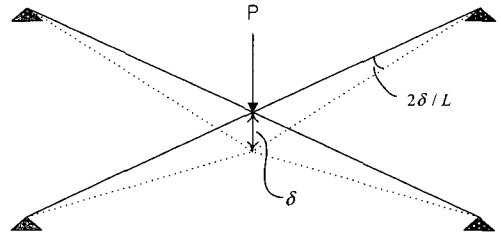


Fig. 3 Plastic collapse of (1x1)grid

3. 이동 하중을 받는 Grillage의 소성 해석

격자 구조 설계에서 국부붕괴가 없다면, 특히 각 방향으로 많은 개수의 보가 연결되어 있는 경우에는 중앙부 교차점의 집중하중을 가장 불리한 하중으로 적용할 수 있다.

실제에 있어서는 선박이나 헬기의 발착 갑판위의 바퀴 하중과 같이 집중하중은 격자 시스템의 어느 위치로든지 이동하게 된다. 이때, 가장 불리한 하중 조건은 반드시 중앙부 교차점에 하중이 작용하는 경우가 되지 않는다.

따라서, 단순지지 경계조건을 갖는 사각형 격자에 대하여 가장 불리한 하중위치 및 붕괴하중 방정식을 도출하기 위해 붕괴기구 방법을 적용하기로 한다(Kim et al. 2001, 홍기섭 2004).

해석 시 다음과 같은 가정을 적용한다.

- 하중은 격자에 수직방향으로 작용한다.
- 연결부는 힘과 모멘트를 전달하기 위하여 견고하게 되어 있다.
- 국부 붕괴는 발생하지 않는다.
- 모든 보는 각 방향에서 같은 크기를 갖는다.

중방향 및 횡방향 보의 길이가 같다면 소성힌지는 보의 중앙에 발생되며, 이 경우 각 보의 소성 붕괴하중은 일반적인 방법으로 계산할 수 있다.

붕괴하중을 구하기 위하여 Fig. 4에서 알 수 있듯이 하중의 위치를 나타내기 위한 매개변수 z를 도입한다.

보의 변형량과 힌지의 회전각은 기하학적으로 쉽게 구할 수 있으며, 붕괴하중을 계산하기 위하여 다음과 같이 가상일의 원리를 적용한다.

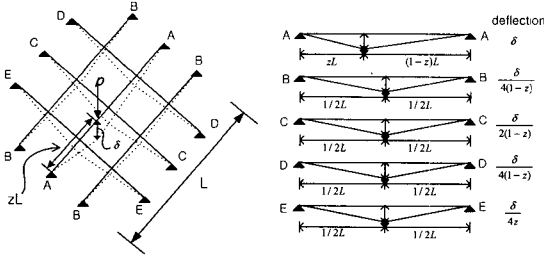


Fig. 4 Plastic collapse modes of (3x3)grillage under off-center load

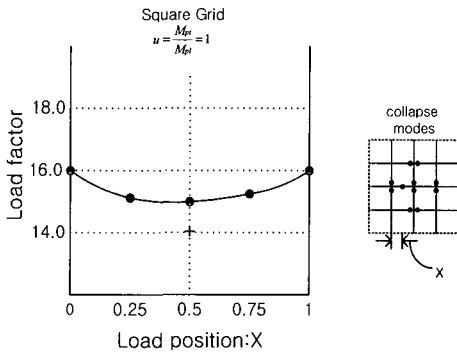


Fig. 5 Collapse load factors with moving load (3x3 grillage)

외부일: $P\delta$

내부일: $\frac{(1+2z)\delta}{z(1-z)L} M_{pl} + \frac{(1+2z)\delta}{z(1-z)L} M_{pt}$

그러므로 가상일의 방정식은 다음과 같이 된다.

$$p\delta = \frac{(1+2z)\delta}{z(1-z)L} M_{pl} + \frac{(1+2z)\delta}{z(1-z)L} M_{pt} \quad (5)$$

식 (5)에서 종, 횡방향 보의 소성 모멘트 M_{pl} 과 M_{pt} 가 같은 경우에 방정식은 다음과 같다.

$$p\delta = \frac{2(1+2z)\delta}{z(1-z)L} M_p \quad (6)$$

Fig. 5는 (3x3)격자 구조의 중앙부 교차점 사

이에 하중이 작용하는 경우 붕괴하중의 변화를 보여주고 있다. 매개변수 z 는 중앙보의 끝단부를 시작점으로 하지만 Fig. 5에 나타난 바와 같이 매개변수 x 는 교차점 사이에 위치한다. M_{pl} 과 M_{pt} 가 같은 경우, 붕괴하중은 다음과 같이 된다.

$$P_c = \frac{1+2z}{z(1-z)L} M_{pl} + \frac{1+2z}{z(1-z)L} M_{pt} \quad (7)$$

$$P_c = \frac{2(1+2z)}{z(1-z)L} M_p \quad (M_p = M_{pl} = M_{pt}) \quad (8)$$

z 가 0.366 ($x=0.464$)일 때, 최소 붕괴 하중 P_c 는 $14.93 M_p$ 가 된다.

Fig. 5에서 알 수 있듯이, 격자 구조의 최소 붕괴하중은 중앙부 교차점에서의 집중하중보다 약 6%정도 작다.

Fig. 6은 (3x2)격자 구조의 중앙부 교차점 사이에 하중이 작용하는 경우, 붕괴하중의 변화를 보여주고 있으며, 매개변수 z 는 중앙에 있는 횡방향 보의 끝단이 시작점이고 매개변수 x 는 그림에 나타난 바와 같이 중앙부 교차점 사이에 위치한다.

$$P_c = \frac{5-3z}{2z(1-z)L} M_{pl} + \frac{4}{3z(1-z)L} M_{pt} \quad (9)$$

$$P_c = \frac{23-9z}{6z(1-z)L} M_p \quad (M_p = M_{pl} = M_{pt}) \quad (10)$$

앞의 식에서 $z=0.562$ ($x=0.6860$)일 때, 최소 붕괴 하중 P_c 는 $12.15 M_p$ 가 된다.

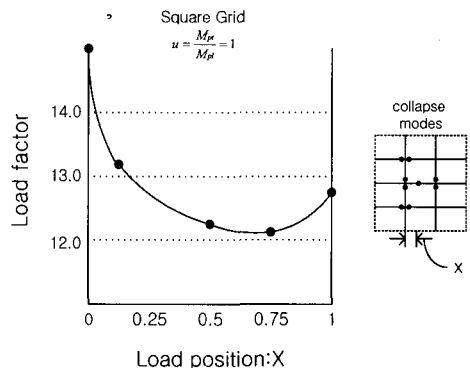


Fig. 6 Collapse load factors with moving load (3x2 grillage)

Fig. 6에서 알 수 있듯이, 이와 같은 격자 구조의 최소 붕괴하중은 중앙부 교차점에 작용하는 붕괴하중보다 약 8% 작게 나타난다.

Fig. 7은 (4×4)격자 구조의 중앙부 교차점 사이에 하중이 작용하는 경우 붕괴하중의 변화를 보여주고 있으며, 붕괴하중 방정식은 다음과 같다.

$$P_c = \frac{5}{2z(1-z)L} M_{pl} + \frac{7+5z}{2z(1-z)L} M_{pt} \quad (11)$$

여기서, M_{pl} 과 M_{pt} 가 같다면 P_c 는 다음과 같이 간단한 식으로 표현된다.

$$P_c = \frac{12+5z}{2z(1-z)L} M_p \quad (M_p = M_{pl} = M_{pt}) \quad (12)$$

앞의 식에서 $z=0.567(x=0.835)$ 일 때, 최소 붕괴하중 P_c 는 $18.67 M_p$ 가 된다. Fig. 7에서 알 수 있듯이, 이와 같은 격자의 최소 붕괴하중은 중앙부 교차점에서의 붕괴하중보다 약 7%정도 작게 나타난다.

앞의 몇 가지 경우에서 나타난 바와 같이, 격자 구조의 붕괴하중은 중앙부 교차점에 하중이 작용할 때보다는 교차점 사이의 중앙부를 벗어난 위치에 집중하중이 작용하는 경우에 작아짐을 알 수 있다.

또한, 앞의 식들로부터 알 수 있듯이, 격자 구조의 붕괴하중은 종, 횡향의 격자 개수의 다양한

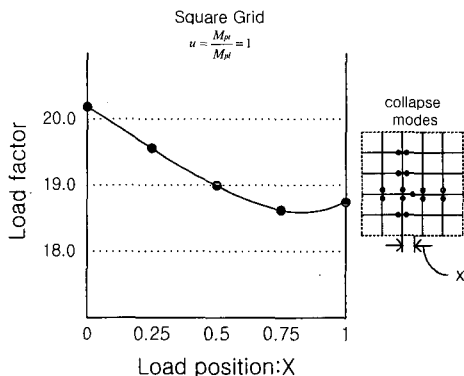


Fig. 7 Collapse load factors with moving load (4×4 grillage)

조합에 따라 $P_c = \alpha_i M_{pl} + \beta_i M_{pt}$ 와 같은 형태의 식으로 나타낼 수가 있다.

격자의 형식은 다음과 같이 크게 3가지 경우로 분류할 수 있다.

(a) Case 1 : (m x n) = (홀수 x 홀수)

(b) Case 2 : (m x n) = (홀수 x 짝수)

(c) Case 3 : (m x n) = (짝수 x 짝수)

여기서, m과 n은 각각 종방향과 횡방향의 보의 개수를 나타낸다.

따라서, 각 경우에 대한 소성 붕괴하중은 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

(a) Case 1 : $P_c = \alpha_1 M_{pl} + \beta_1 M_{pt}$

(b) Case 2 : $P_c = \alpha_2 M_{pl} + \beta_2 M_{pt}$ (13)

(c) Case 3 : $P_c = \alpha_3 M_{pl} + \beta_3 M_{pt}$

여기서 $\alpha_1, \beta_1, \alpha_2, \beta_2, \alpha_3$ 및 β_3 는 변수 z가 포함된 계수이고, M_{pl} 과 M_{pt} 는 각각 종방향 및 횡방향 보의 소성모멘트를 나타낸다.

계수 (α_i, β_i)는 가상일의 원리에 의해 계산할 수 있으며, 앞의 3가지 경우에 대하여 종방향 및 횡방향 보의 개수에 따른 결과를 다음과 같이 표를 이용하여 정리하였다.

(i) Case 1 :

(홀수×홀수)격자 구조의 경우 가장 불리한 붕괴하중은 Fig. 5에서 알 수 있듯이 중앙에 있는 보에 위치한다. 변수 z는 보의 끝단으로부터 임의의 정까지를 의미한다.

Table 1은 계수 α_1 을 나타내고 있으며, 종방향 보의 개수에 따라 변화됨을 알 수 있다. 표에 나타난 식들은 종방향 보의 개수 m을 이용하여 다음과 같이 간단한 식으로 표현할 수 있다.

$$\alpha_1 = \frac{(m-1)+4z}{2z(1-z)L} \quad (14)$$

Table 2는 계수 β_1 을 나타내며, 횡방향보의 개수에 따라 변화됨을 알 수 있다. 표에 나타난 식들은 횡방향 보의 개수인 n을 이용하여 다음과 같이 간단히 나타낼 수 있다.

$$\beta_1 = \frac{1+(n-1)z}{z(1-z)L} \quad (15)$$

Table 1 Coefficients (α_1) of longitudinal beam for (odd×odd) grillage (simply-supported ends)

$m \backslash n$	1	3	5	7
1	$\frac{2z}{z(1-z)L}$	$\frac{2z}{z(1-z)L}$	$\frac{2z}{z(1-z)L}$	$\frac{2z}{z(1-z)L}$
3		$\frac{1+2z}{z(1-z)L}$	$\frac{1+2z}{z(1-z)L}$	$\frac{1+2z}{z(1-z)L}$
5			$\frac{2+2z}{z(1-z)L}$	$\frac{2+2z}{z(1-z)L}$
7				$\frac{3+2z}{z(1-z)L}$

Table 2 Coefficients (β_1) of transverse beam for (odd×odd) grillage (simply-supported ends)

$m \backslash n$	1	3	5	7
1	$\frac{1}{z(1-z)L}$	$\frac{1+2z}{z(1-z)L}$	$\frac{1+4z}{z(1-z)L}$	$\frac{1+6z}{z(1-z)L}$
3		$\frac{1+2z}{z(1-z)L}$	$\frac{1+4z}{z(1-z)L}$	$\frac{1+6z}{z(1-z)L}$
5			$\frac{1+4z}{z(1-z)L}$	$\frac{1+6z}{z(1-z)L}$
7				$\frac{1+6z}{z(1-z)L}$

(ii) Case 2 :

(홀수×짝수)격자 구조인 경우, 가장 불리한 하중은 Fig. 6에서 알 수 있듯이 중앙에 있는 보에 위치하게 된다.

Table 3은 계수 α_2 를 나타내고 있으며, 종방향 및 횡방향 보의 개수에 따라 계수가 변화됨을 알 수 있다.

앞의 Case 1과 같은 방법으로 계수 α_2 의 관계식은 종방향 및 횡방향 보의 개수 m 과 n 의 함수인 다음과 같은 식으로 단순화시킬 수 있다.

$$\alpha_2 = \frac{m(n+1) + 1 - (n+1)(m-1)z}{(n+2)z(1-z)L} \quad (16)$$

Table 4는 계수 β_2 를 나타내며, 횡방향 보의 개수에 따라 계수가 변한다.

같은 방법으로 표에 있는 계수 β_2 를 횡방향 보의 개수 n 의 함수로 단순화시키면 다음과 같이 된다.

$$\beta_2 = \frac{n^2 + 2n}{2(n+1)z(1-z)L} \quad (17)$$

(iii) Case 3 :

(짝수×짝수)격자 구조인 경우, 가장 불리한 하중은 Fig. 7에 나타난 바와 같이 중앙에서 벗어나 있는 보에 위치한다.

Table 3 Coefficients (α_2) of longitudinal beam for (odd×even) grillage (simply-supported ends)

$m \backslash n$	2	4	6	8
3	$\frac{5-3z}{2z(1-z)L}$	$\frac{8-5z}{3z(1-z)L}$	$\frac{11-7z}{4z(1-z)L}$	$\frac{14-9z}{5z(1-z)L}$
5		$\frac{13-10z}{3z(1-z)L}$	$\frac{18-14z}{4z(1-z)L}$	$\frac{23-18z}{5z(1-z)L}$
7			$\frac{25-21z}{4z(1-z)L}$	$\frac{32-27z}{5z(1-z)L}$
9				$\frac{41-36z}{5z(1-z)L}$

Table 4 Coefficients (β_2) of transverse beam for (odd×even) grillage (simply-supported ends)

$m \backslash n$	2	4	6	8
3	$\frac{4}{3z(1-z)L}$	$\frac{12}{5z(1-z)L}$	$\frac{24}{7z(1-z)L}$	$\frac{40}{9z(1-z)L}$
5		$\frac{12}{5z(1-z)L}$	$\frac{24}{7z(1-z)L}$	$\frac{40}{9z(1-z)L}$
7			$\frac{24}{7z(1-z)L}$	$\frac{40}{9z(1-z)L}$
9				$\frac{40}{9z(1-z)L}$

Table 5 Coefficients (α_3) of longitudinal beam for (even×even) grillage(simply-supported ends)

n \ m	2	4	6	8
2	$\frac{7-3z}{4z(1-z)L}$	$\frac{13-9z}{4z(1-z)L}$	$\frac{19-15z}{4z(1-z)L}$	$\frac{25-21z}{4z(1-z)L}$
4		$\frac{21-15z}{6z(1-z)L}$	$\frac{31-25z}{6z(1-z)L}$	$\frac{41-35z}{6z(1-z)L}$
6			$\frac{43-35z}{8z(1-z)L}$	$\frac{57-49z}{8z(1-z)L}$
8				$\frac{73-63z}{10z(1-z)L}$

Table 6 Coefficients (β_3) of transverse beam for (even×even) grillage(simply-supported ends)

n \ m	2	4	6	8
2	$\frac{9}{6z(1-z)L}$	$\frac{25}{18z(1-z)L}$	$\frac{49}{36z(1-z)L}$	$\frac{81}{60z(1-z)L}$
4		$\frac{75}{30z(1-z)L}$	$\frac{147}{60z(1-z)L}$	$\frac{243}{100z(1-z)L}$
6			$\frac{294}{84z(1-z)L}$	$\frac{486}{140z(1-z)L}$
8				$\frac{810}{180z(1-z)L}$

Table 5는 계수 α_3 를 나타내고 있으며, 계수들은 종방향 및 횡방향 보의 개수에 따라 변화됨을 알 수 있다. 표에 있는 계수들은 종방향 및 횡방향 보의 개수 m과 n의 함수인 다음과 같은 식으로 단순화 시킬 수 있다.

$$\alpha_3 = \frac{(mn+n+1)-(mn-m+n-1)z}{(m+2)z(1-z)L} \quad (18)$$

Table 6은 계수 β_3 를 나타내며, 계수들은 종방향 보에서와 같이 종방향 및 횡방향 보의 개수에 따라 변화됨을 알 수 있다. 표에 있는 계수들은 종방향 및 횡방향 보의 개수 m과 n의 함수인 다

음과 같은 식으로 단순화시킬 수 있다.

$$\beta_3 = \frac{(m^2+2m)(n+1)^2}{2(m+1)(n+2)nz(1-z)L} \quad (19)$$

앞의 표에서 각 계수들은 횡방향 보의 개수가 종방향 보의 개수보다 많은 경우에 대하여 나타내었으며, 격자가 사각형이므로 다른 경우에 대해서도 구할 수가 있다.

따라서, 붕괴하중은 다음과 같이 두 방향의 보의 개수인 m과 n의 함수로 표현할 수 있다.

(a) Case 1

$$P_c = \frac{(m-1)+4z}{2z(1-z)L} M_{pl} + \frac{1+(n-1)z}{z(1-z)L} M_{pt} \quad (20)$$

(b) Case 2

$$P_c = \frac{m(n+1)+1-(n+1)(m-1)z}{(n+2)z(1-z)L} M_{pl} + \frac{n^2+2n}{2(n+1)z(1-z)L} M_{pt} \quad (21)$$

(c) Case 3

$$P_c = \frac{(mn+n+1)-(mn-m+n-1)z}{(m+2)z(1-z)L} M_{pl} + \frac{(m^2+2m)(n+1)^2}{2(m+1)(n+2)nz(1-z)L} M_{pt} \quad (22)$$

최소 붕괴하중은 앞의 소성붕괴 방정식에 의한 간단한 계산으로 구할 수가 있다.

결과적으로 단순지지 된 격자의 소성붕괴 해석에 상한 이론을 적용함으로써 간단한 붕괴방정식을 도출하였다.

이와 같은 붕괴 방정식은 두 방향의 보의 개수에 따라 3종류의 경우로 크게 분류할 수 있다. 또한, 방정식들은 집중하중을 받는 격자의 최적화 연구 시 용이하게 적용할 수가 있다.

같은 방법으로 고정 경계조건 또는 단순지지 및 고정 경계조건이 복합된 다른 격자 구조에 대해서도 소성붕괴 방정식을 유도할 수 있다.

4. 폰툰 갑판의 설계

4.1 설계 개요

앞장에서 구한 소성 붕괴하중의 방정식을 적용해서 Fig. 8과 같은 갑판 면적이 11.55×9.3m인 폰툰 갑판을 설계하기로 한다(Jackson 1980).

중앙에는 격벽이 설치되어 갑판을 지지하고 있으므로 설계 면적을 5.775×9.3m로 고려할 수가 있다. 작용 하중이 가장 큰 경우는 전체 하중이 66톤인 지게차에 의한 것이며, Fig. 9와 같이 결합된 타이어 자국의 크기는 670×937mm이고, 두 바퀴 사이의 거리는 2,400mm이다.

구조물의 재질은 연강이며, 항복응력이 240 N/mm², 비중량은 77 kN/m³이다. 평판의 두께는 Lloyd 선급규정에 따라 설계하고 최소 두께는 5mm로 하며, 보의 웨브와 플랜지의 최소 두께

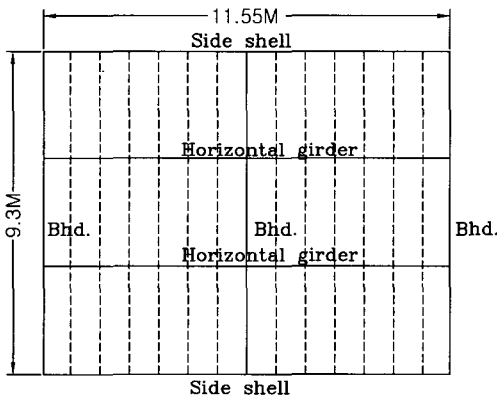


Fig. 8 Pontoon deck for design study

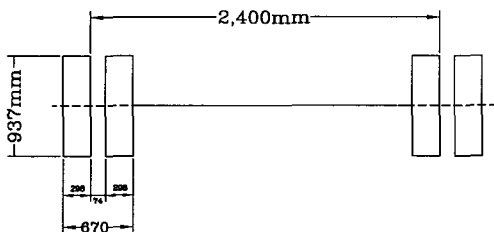


Fig. 9 Tire prints of loading wheels

역시 5mm로 한다. 설계에 사용되는 하중계수는 보의 전체 붕괴에 대하여 2로 한다. 초기에는 2개의 거더와 6개의 보강재로 가정한다.

설계의 목적은 보의 경계 조건을 각각 단순지지 또는 고정지지로 가정할 경우, 폰툰 갑판의 전체 중량을 절감할수 있는 가능성을 평가하는 것이다.

4.2 평판의 설계

Lloyd 선급규정 3-9-3.4.1(LR Rule 1995)을 이용하여 바퀴의 하중을 받고 있는 평판의 두께를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$t = 4.6(A \cdot P_w)^{\frac{1}{2}} + 1.5 \quad (23)$$

여기서, t : 갑판의 평판 두께(mm)

P_w : 타이어에 작용하는 하중(ton)

A : 응력 계수(stress factor)

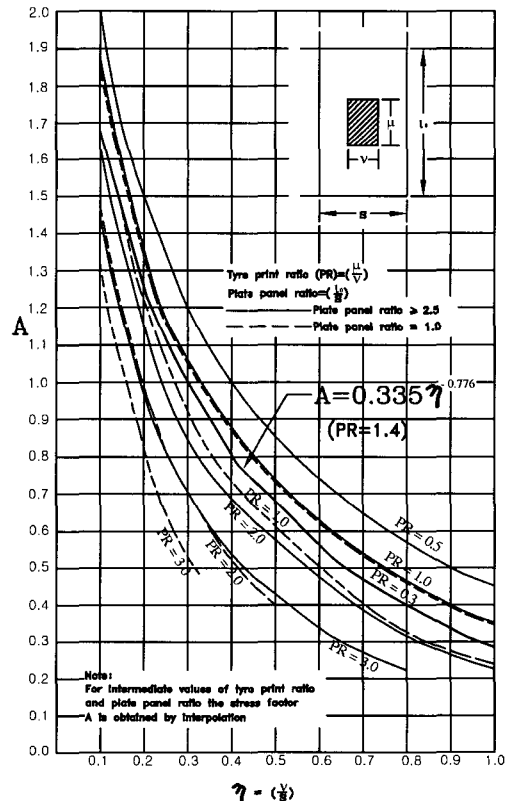


Fig. 10 Tire print load stress factor (A) (LR rule 1995)

Fig. 10에서 타이어 자국비(print ratio)는 다음과 같다.

$$PR = \frac{937}{670} = 1.40 \quad (24)$$

평판의 판넬비는 2.50이상이므로 PR=1.4에 대한 응력 계수 선도를 보간법을 이용하여 나타내면, Fig. 10에서 굵은 실선으로 표시한 것과 같고, 이것을 식으로 표현하면 다음과 같다.

$$A = 0.335 \times \eta^{-0.776} \quad (25)$$

여기서, A : 응력 계수, η : 타이어 자국의 폭과 평판 판넬 폭과의 비

4.3 보의 설계

단일 집중 하중을 받는 격자형 구조물의 설계시, 2장에서 소개한 바와 같이 격자 구조의 중앙 교차점에 집중 하중이 작용한다고 가정하고, 보의 경계 조건을 단순지지 또는 고정지지로 가정한다. 두 지점의 바퀴에 하중이 작용하는 경우에 있어서, 하중은 축의 중앙에서 단일 집중 하중이 작용하는 것으로 고려할 수 있다.

상기 가정을 고려하여 구조물의 최소 중량을 구하기 위해 다음과 같이 정식화한다.

Minimize

$$F = m \cdot A \cdot \{c_l \cdot Z_{pl}^{kl}\} + n \cdot B \cdot \{c_t \cdot Z_{pt}^{kt}\} \quad (26)$$

Subject to $P_c \leq L_i \cdot M_{pl} + T_i \cdot M_{pt}$
[전체 붕괴 모드]

$$P_c \leq C \cdot M_{pl} \quad , \quad P_c \leq D \cdot M_{pt} \quad (27)$$

[국부 붕괴 모드]

여기서,

F : 목적 함수(구조물의 체적, mm³)

PC : 설계 하중 (N)

m, n = 종·횡방향 보의 수

A, B = 종·횡방향 보의 전체 길이

cl, kl = 종방향 보의 소성 단면계수와 단면적에 관한 상수

ct, kt = 횡방향 보의 소성 단면계수와 단면적에 관한 상수

Mpl, Mpt = 종·횡방향 보의 소성 모멘트 (N-mm)

Li, Ti = 종·횡방향 보의 전체 붕괴 모드에 대한 상수

C, D = 종·횡방향 보의 국부 붕괴 모드에 대한 상수

식 (26)에서 상수 c와 k는 T-단면에 대한 평균값인 c=0.198, k=0.718로 한다.

식 (27)에서 전체 붕괴 모드에 대한 상수 Li와 Ti는 보의 경계 조건에 따라 구할 수가 있고, 국부 붕괴 모드에 대한 상수 C와 D는 교차점 사이에 있는 보의 국부 붕괴를 고려함으로써 계산할 수가 있다.

Fig. 11에서와 같이 바퀴에 걸리는 하중이 보의 중앙에 작용한다고 가정하면, 보의 국부 붕괴에 대한 관계식은 다음과 같이 유도할 수 있으며, 바퀴 길이가 보의 길이보다 더 길다면 보에 작용하는 하중은 균일분포 하중으로 고려할 수 있다.

$$4 \cdot \theta \cdot M_p = \frac{1}{2} W \cdot l - \frac{1}{2} W \cdot a \cdot \frac{2a}{l} \cdot 2$$

여기서, $\theta = \frac{2}{l}$

$$\therefore M_p = \frac{W}{16} (l - 2a)(l + 2a) \quad (28)$$

상기의 과정을 통해 계산된 제한 조건식의 값을 이용하여 식 (26)의 목적 함수값이 최소가 되는 종·횡방향 보의 소성 단면계수 Z_{pl} 과 Z_{pt} 를 선형 계획법을 이용한 최적화 프로그램인 GSLPM (김기성 1994)을 이용하여 계산한다. 이것을 종·횡방향 보의 수를 3×5를 예로 하여 그림으로 나타내면 Fig. 12와 같으며, 작은 원으로 표시한 점이 최적 설계점(optimal design point)이 된다.

여기에서 구한 소성 단면계수 Z_{pl} 과 Z_{pt} 는 평판에 대한 소성 단면계수를 포함하고 있으므로 4.2절에서 구한 평판의 두께에 Lloyd 선급규정에 의한 유효폭의 개념을 도입하여 평판의 단면 계수를 계산하여 감해중으로써 보의 소성 단면계수를 구한 다음, Table 7을 이용하여 보의 웹브와 플랜지의 크기를 결정한다.

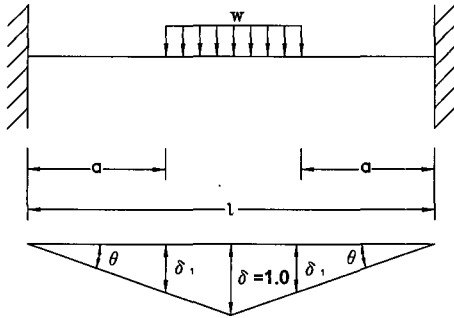


Fig. 11 Local collapse of beams under wheel load

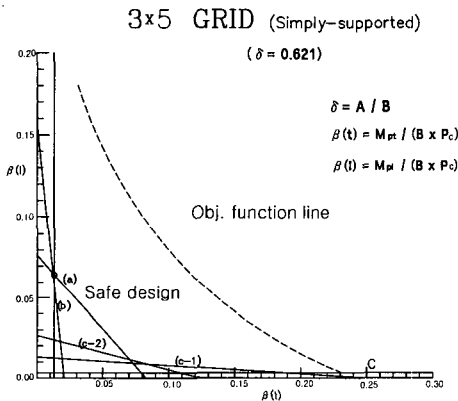


Fig. 12 Optimum design point for (3x5)grid

Table 7 Standard beam data

구분	Girder	T-section	Flat-bar
Dw / Tw	150.0	50.0	18.0
Tf / Tw	2.5	1.5	-
Df / Tf	10.0	18.0	-
Min.Tw(mm)	-	5.0	5.0
Max.Tw(mm)	-	15.0	-
Min.Dw(mm)	-	150.0	-

표에서, Dw = Depth of web(mm)
 Tw = Thickness of web(mm)
 Df = Width of flange(mm)
 Tf = Thickness of flange(mm)

4.4 결과 및 고찰

종방향 보의 수를 1에서 5까지, 횡방향 보의 수를 3에서 12로 제한하여 거더와 보강재의 종량 및 크기에 대한 계산 결과를 Fig. 13과 14에 나타내었다. 계산 결과를 검토해 보면 평판의 종량이 전체 종량의 56~88%의 범위를 차지하고 있으며, 거더와 보강재의 개수가 많아질수록 전체 종량은 감소하다가 어떠한 한계치에 도달하면 다시 증가하는 경향을 보이고 있다. Fig. 13과 14는 이러한 현상을 잘 보여주고 있다. 이러한 사실은 단지 바퀴에 작용하는 하중만을 받는 격자형 구조물의 설계에 있어서 평판의 두께는 각 방향에서 보의 수를 증가시킴으로써 감소시킬 수 있고, 거더의 개수가 주어졌다면 구조물의 최소 종량은 보강재의 개수와 관계가 있음을 알 수 있다. Fig. 13과 14에 나타난 바와 같이 보의 경계 조건이 단순지지

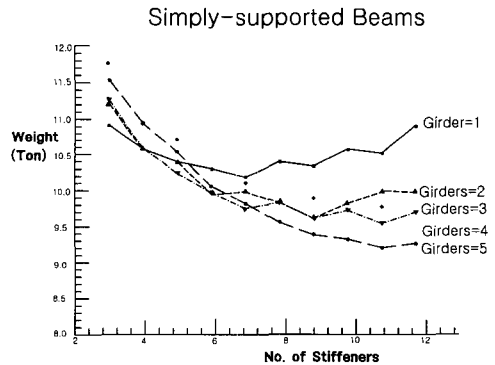


Fig. 13 Weight curve for simply-supported beams

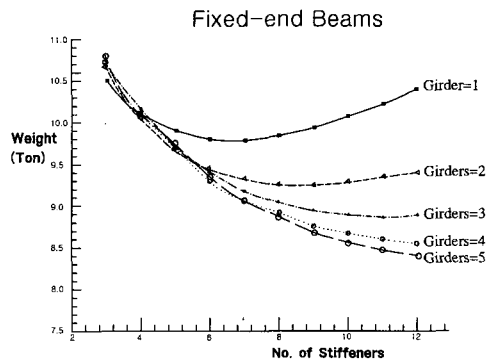


Fig. 14 Weight curve for fixed-end beams

인 경우에는 (5×11), 고정지지인 경우에는 (5×12)의 거더와 보강재의 개수를 갖는 격자형 구조물이 최소 중량임을 알 수 있으며, 이는 초기에 제안한 (2×6)의 경우보다 단순지지인 경우에는 약 6%, 고정지지인 경우에는 약 10%의 중량 절감 효과를 기대할 수가 있다.

5. 결 론

선박의 갑판과 선측, 선저 외판 및 여러 해양구조물에 많이 사용되는 격자형 구조물에 대하여 상한정리를 이용한 소성 해석을 수행하였다.

격자형 구조물의 중앙부 교차점 사이에 집중하중이 작용하고 경계조건이 단순지지인 경우, 격자구조의 형식별로 소성 붕괴하중에 대한 일반식을 도출하였으며, 중앙부 교차점에서 약간 벗어난 위치에 집중하중이 작용하는 경우가 구조적으로 가장 불리함을 확인할 수 있었다.

격자 형식별 일반식을 이용하여 폰톤 갑판을 대상으로 최소 중량을 갖는 부재의 배치를 결정하는 최적설계방법을 제시하였으며, 자동차 운반선의 차량 갑판, 헬기 이착륙용 헬기 갑판 등 단일 집중하중이 작용하는 격자형 구조물의 설계에 유용하게 적용할 수가 있다.

참 고 문 헌

- 김기성, 1994, "General Sequential Linear Programming Method(GSLPM)", 인하대학교 산업과학기술연구소 논문집, 제 22호, pp. 87-90.
- 김기성, 박영호, 정태준, 1994, "균일분포 횡하중 및 축하중을 받는 격자형 구조물의 최적 소성 설계법," 대한조선학회 논문집, 제 33권, 제 2호, pp. 56-64.
- 양영순, 임상전, 1991, "소성 강도 해석에 의한 Web Frame의 시스템 신뢰성 해석," 대한조선학회 논문집, 제 28권, 제 2호, pp. 251-267.

- 이재욱, 1981, "극한해석의 이론적 배경에 대하여," 대한조선학회지, 제 18권, 제 2호, pp. 41-48.
- 임상전, 양영순, 1988, "다목적 함수 최적화 기법에 의한 격자형 구조물의 최적설계", 대한조선학회지, 제 25권, 제 1호, pp. 11-20.
- 홍기섭, 2004, 집중 하중을 받는 Grillage의 소성 붕괴하중 산정 및 일반식 도출에 관한 연구, 인하대학교 박사학위논문.
- Clarkson, J., 1956~1957, "The Design for Minimum Weight of Simply-supported Flat Grillage to Withstand a Single Concentrated Load", Trans. NECIES, Vol. 73, pp.145-178.
- Horne, M.R., 1971, Plastic Theory of Structures, Thomas Nelson & Sons.
- Jackson, R.I., 1980, "Design of Deck Structures under Wheel Loads", Trans. RINA, Vol. 122.
- Kim, K.S., 1982, Strength Analysis as a Basic for Structural Design & Optimisation, Ph.D Thesis, Univ. of Newcastle upon Tyne.
- Kim, K.S., Hong, K.S. and Lee, S.C., 2001, "Plastic Analysis of Simply-supported Grillage Under a Point Load," IJOPE, Vol. 11, No. 4, pp. 310-314.
- Lloyd' s Register of Shipping, 1995, "Rules and Regulations for the Classification of Ships," Lloyd' s Register of Shipping, 71 Fenchurch Street, London.
- Soreide, T.H., 1981, Ultimate Load Analysis of Marine Structures, TAPIR.



< 홍 기 섭 >



< 김 기 성 >