

폭발강화격벽의 초기구조설계에 관한 연구 (제1보 : 간이 구조 해석/설계 기법 정식화)

노인식^{1,†} · 박만재² · 조윤식³
충남대학교 선박해양공학과¹
한국선급²
국방과학연구소³

Preliminary Structural Design of Blast Hardened Bulkhead (The 1st Report : Formulation of Simplified Structural Analysis/Design Method)

In Sik Nho^{1,†} · Man-Jae Park² · Yun Sik Cho³
Department of Naval Architecture & Ocean Engineering, Chungnam National University, Daejeon, Korea¹
Korean Register, Busan, Korea²
Agency for Defense Development³

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

Internal detonation of a warhead inside a compartment of naval vessel can result in serious blast damages including plastic deformation and rupture of the structural members especially bulkhead due to the huge explosive impact pressure, fragments and high temperature flame. To secure watertight integrity and to prevent the domino-type flooding of neighbouring compartments caused by the rupture of bulkheads, it is necessary to develop the structural design technology of Blast Hardened Bulkheads(BHB) which can resist the blast impact pressure of threatening weapons to increase the survivability of naval vessels. This study dealt with the simplified structural response analysis of BHB under impact pressure of confined explosion and aimed to develop the efficient and rational design method of BHB and joint structures which can be applied at initial design stage. The present 1st report dealt with the phenomena of explosive detonation surveying the preceding experimental/theoretical research and the characteristics of time history of blast pressure including the peak value and duration time were examined. And to predict the large plastic deformation behaviors of BHB by the huge blast pressure reasonably, the plastic hinge method including the membrane effects was formulated. It was applied to the simplified structural design equations. The following report will deal with the application and adjustment process of the structural scantling equations to the actual BHB design and verification of validity of them.

Keywords : Blast hardened bulkhead(BHB, 폭발강화격벽), Joint structure(연결구조), Blast impact pressure(폭발충격압력), Large deflection response(대변형 거동), Simplified structural analysis(간이구조해석법), Survivability of naval ships(함정 생존성)

1. 서론

함정의 통상적인 횡 격벽은 전투상황에서 발생하는 침수 시 발생하는 정수압을 견딜 수 있도록 설계된다. 그러나 격실 내부

에서 폭약이 폭발하는 경우, 폭발 파편의 충돌에 따르는 직접적인 충격과 더불어 엄청나게 큰 폭발 압력으로 인하여 격벽 전체에 걸쳐 큰 소성변형이 발생함으로써 쉽게 파손이 발생할 수 있다. 이러한 상황에서 격벽의 수밀 성능을 유지하여 이웃 격실의

연쇄적인 손상 및 침수로 인한 침몰을 방지하기 위해서는 내부 폭발에 의한 충격 압력파로부터 격벽의 구조 건전성(structural integrity)을 확보해야 한다.

폭발 압력은 일반적인 수밀 격벽 구조설계의 주된 고려 대상 하중인 침수 수압보다는 매우 크기 때문에 상당히 큰 소성변형이 발생하게 되며 이로 인하여 격벽의 기하학적 형상은 초기 형상에 비해 크게 달라진다. 작용 폭발압력을 효율적으로 지지할 수 있도록 격벽의 기하학적 형상이 점진적으로 변형됨으로써 폭발압력은 인장하중으로 전환되고 격벽에 작용하는 통상적인 보강판의 굽힘응력(bending stress)은 막응력(membrane stress)으로 전환된다. 일반적으로 구조물이 파단될 때 굽힘 변형보다는 인장 변형 쪽이 훨씬 큰 변형에너지를 흡수할 수 있기 때문에 변형의 진행 과정에서 구조물의 기하학적 형상이 인장력을 받을 수 있도록 설계하는 것이 바람직하다. 따라서 이를 감안하여 궁극적으로 격벽의 파손을 방지하고 수밀을 유지할 수 있도록 부재를 배치하는 것이 폭발강화격벽(Blast Hardened Bulkhead) 구조설계의 기본 개념이다 (Stark & Sajdak, 2012; Nho & Park, 2014).

본 연구에서는 폭발강화격벽의 초기 설계 단계에 적용 가능한 간이해석법과 구조설계식 개발을 위하여 우선 광범위한 자료 수집과 이에 대한 고찰을 통하여 격실 내부폭발에 의한 충격압력의 최대 크기, 지속시간 및 시계열을 간이식 형태로 추정하고, 이에 대한 폭발강화격벽의 구조거동을 간편하게 표현할 수 있는 간이 구조해석법을 연구함으로써 효율적인 폭발강화격벽 및 연결 구조의 초기 설계기법 개발에 적용하고자 한다.

저자 등은 이미 이와 같은 연구내용의 개요를 참고문헌 (Nho & Park, 2014; Nho et al., 2015)에 발표한 바 있으며 본 고에서는 이를 바탕으로 논의를 전개한다. 또한 이 초기 설계식에는 설계 폭발압력의 추정, 사용 재료의 파괴특성치 등 여러 가지 설계 변수들에 대한 불확실성이 내포되어 있기 때문에 개발된 간이 설계식에서 도출된 결과들과 주어진 기존 실적선의 폭발강화격벽 치수들과 비교하여 유사한 결과가 도출될 수 있는 타당한 범위의 보정계수를 결정하는 방법을 제시하고자 하며 이어지는 제2보에서는 이의 응용 방법에 대하여 상세히 다룰 예정이다.

2. 내부폭발 압력의 추정

통상 개방된 장소와 폐쇄된 공간에서의 폭발 압력은 완전히 다른 양상으로 나타나지만 본 연구에서는 격실 내부의 폐쇄된 공간에서 발생하는 내부 폭발 문제만 고찰한다.

폭발 압력은 폭발 즉시 음속으로 작용하는 충격압력(shock pressure)과 준정적(quasi-static)인 형태로 작용하는 가스압력(gas pressure)으로 구분할 수 있다. 충격압력은 격벽의 과도 동적응답을 유발하며, 상대적으로 긴 시간동안 작용하는 가스압력은 정적 거동으로 격벽에 심각한 손상을 발생시킨다.

밀폐된 격실에서의 폭발 충격압력과 가스압력의 시간영역 시계열은 Fig. 1에서 보인 바와 같이 복잡한 양상으로 나타나지만 통상 Fig. 2와 같이 2개의 삼각형 폭발압력 이력이 중첩된 형상으로 간단하게 표현할 수 있다.

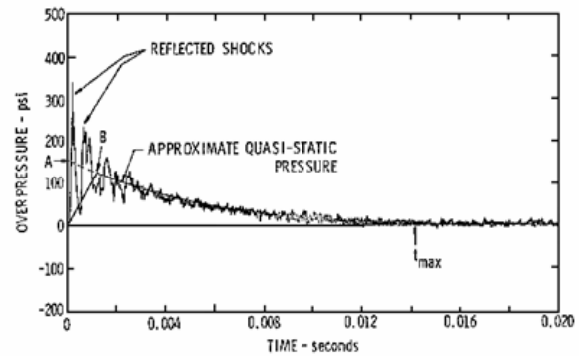


Fig. 1 Pressure time history for confined explosion (Kurki, 2007)

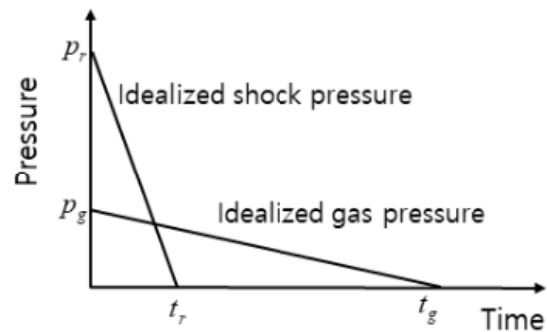


Fig. 2 Simplified pressure time history (UFC, 2008)

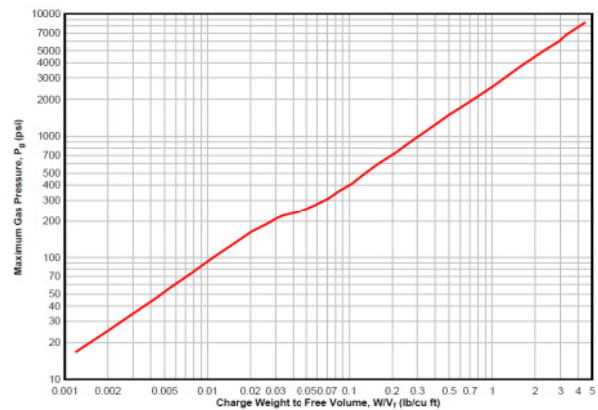


Fig. 3 Maximum gas pressure curve (UFC, 2008)

이와 같이 복잡한 폭발 압력 시계열을 단순화하여 표현한다면 압력의 최대치와 지속시간으로부터 충격압력의 총경량인 역적(Impulse)을 간략하게 추정할 수 있다. 일반적으로 폭발하중의 평가는 기존의 고폭이론(high explosive theory)이나 실험 결과에 기반한 준 경험적 이론(semi-empirical theory)을 이용한다.

국내에서는 아직 체계화된 연구나 자료축적이 이루어지지 않고 있으나 국외에서는 이미 폭약의 양, 폭발 원점과 구조물과의 거리, 압력파와 구조물의 입사각, 통기구의 면적 등의 상관관계에 따라 최대압력의 크기, 준정적 압력의 작용 지속시간 등에 대한 연구가 상당 부분 진행되어 실제 사용 가능한 경험식으로 주

어지고 있다. 특히 UFC (2008)에서 다양한 경우에 대한 방대한 폭발압력 자료가 정리되어 있어 현재 국내외에서 가장 보편적으로 사용되고 있으므로 본 연구도 이를 기반으로 하였다. 실제 폭발강화격벽의 구조설계에 있어서 충격압력과 가스압력에 의한 과도 동적응답과 준정적 응답을 모두 고려할 필요가 있으나 초기 설계 단계에서는 가스압력을 기준으로 하되 동적 거동의 영향을 보정하는 방법이 합리적인 방향으로 판단된다 (Stark & Sajdak, 2012; Nho et al., 2013). UFC (2008)에서 제시하고 있는 가스압력은 Fig. 3에서 보는 것과 같이 양대수 좌표계에서 거의 직선적인 분포를 보이고 있다. 따라서 현재 각 선급에서 사용하고 있는 설계 폭발압력은 이 그래프를 회귀분석으로 선형화한 간이식을 기준으로 하고 있으며, 본 연구에서도 이 식을 그대로 사용하였다 (Lloyds Register, 2010; RINAMIL, 2007).

$$p_g = 2.25 \times \left(\frac{W}{V_f}\right)^{0.72} \text{ MPa} \quad (1)$$

여기서, W 는 폭약(등가 TNT)의 총량(kg), V_f 는 격실의 체적(m^3)을 의미한다.

3. 폭발강화격벽 구조 거동의 간이 해석법

3.1 보의 최종강도와 소성설계법

3.1.1 격벽의 이상화

일반구조물에서는 국부적 항복이 발생하더라도 여유 강성을 갖고 있기 때문에 즉시 전체 붕괴로 이어지는 경우는 드물다. 국부적 항복을 설계기준으로 하는 것은 안전계수를 크게 두고 보수적으로 설계하기 위한 방법이지만 폭발강화격벽의 설계는 극한 상태에서의 내하능력을 고려해야 하므로, 최대하중에서 대규모 소성변형의 발생과 함께 이어지는 전체 구조물의 붕괴 과정을 면밀하게 고찰해야 한다. 한 부재가 파괴되면 응력 재분배로 인하여 인접 부재에 작용하는 하중 역시 급격하게 변화한다.

일반적인 격벽 구조는 Fig. 4에서 보는 바와 같이 평판에 한 쪽 방향으로 보강재가 일정한 간격으로 부착된 보강판 구조로 되어 있다. 이러한 보강판 구조의 구조해석을 위하여 유효폭을 고려한 보 문제로 이상화하여 해석하는 방법은 이미 일반화되어 있고, Nho et al. (2013)은 격벽 문제에 대한 이러한 간이 해석법을 적용하여 비교적 간단하게 처리할 수 있음을 보인 바 있다.

3.1.2 보 단면의 특성치

일반적인 보의 소성설계법은 단면의 소성모멘트 M_p 를 기준으로 한다. 소성모멘트는 단면이 완전 소성화되었을 때의 모멘트

이며 단면이 견딜 수 있는 최대치이다. 보의 모멘트가 이 값에 도달하면 소성 관절(plastic hinge)이 생성되어 더 이상의 추가적인 굽힘모멘트를 감당할 수 없어 보의 붕괴로 이어지는 것으로 간주한다. 이때 재료의 특성을 탄성-완전소성으로 가정하면 단면의 소성 단면계수 Z_p 와 M_p 그리고 단면적 A 와 소성 막력 N_p 및 재료의 항복응력 σ_y 와의 상관관계는 다음과 같이 표시된다.

$$M_p = \sigma_y Z_p, \quad N_p = \sigma_y A \quad (2)$$

여기서, 판재와 보강재의 웹 및 플랜지 면적을 각각 A_p, A_w, A_f 로 두면, 대부분의 보강판에서는 보강재 면적이 판 면적보다 작으므로 $A_p > A_w + A_f$ 관계가 성립한다. 이때, Fig. 5에서 보는 것처럼 이 단면의 소성 중립축(plastic neutral axis)은 판 두께 내부에 위치하며, 그 위치는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$g = C_1 t_p, \quad C_1 = \frac{A_p - A_w - A_f}{2A_p} \quad (3)$$

그리고 단면 전체의 소성단면계수는 각 구성요소인 판재 (plate), 플랜지 및 웹 소성단면계수의 합으로 표시 가능하다.

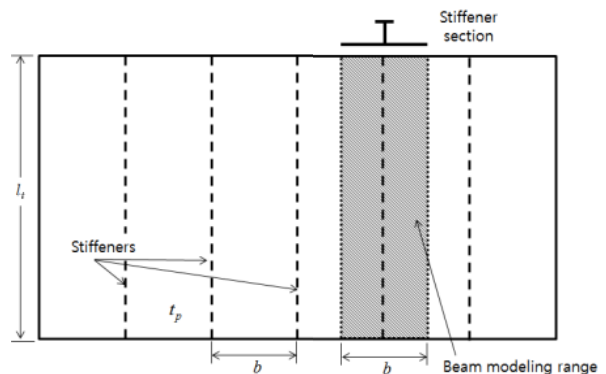


Fig. 4 Geometry of bulkhead and beam modeling

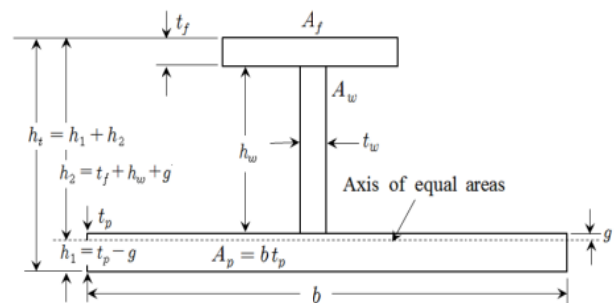


Fig. 5 Characteristic dimensions of stiffened panel

$$\begin{aligned} Z &= Z_p + Z_w + Z_f, \\ Z_p &= A_p t_p (C_1^2 - C_1 + 0.5), \\ Z_w &= A_w (0.5 h_w + g), \quad Z_f = A_f (h_w + g + 0.5 t_f). \end{aligned} \quad (4)$$

3.2 막력을 고려한 보의 최종강도

형 하중을 받는 보의 최대 굽힘모멘트 발생 지점에 소성관절 (plastic hinge)이 생성되며, 두 지지점 사이(1 span)에서 3개의 한지(단순지지점 또는 소성관절)가 존재하면 그 구간에 작용하는 추가적인 하중에 대한 굽힘 강성이 영이 되어 더 이상의 하중을 견딜 수 없기 때문에 구조물 전체의 붕괴로 이어지는 것으로 간주한다. 보의 붕괴하중은 가정된 붕괴기구에서 외적 가상일과 내적 가상일을 등치시키는 가상 변위의 원리를 적용하여 해석한다. 이를 흔히 소성관절법(plastic hinge method)라고 하며 보 구조물의 최종강도 해석법으로서 폭넓게 활용되고 있다.

그러나 양단 지지점에서 축방향 변형이 구속된 경우에는 소성절점이 발생한 이후에도 압력이 증가하면 처짐이 미소변형의 범주를 넘어 매우 커지고 대변형에 기인하는 비선형 기하학적 특성에 따라 굽힘모멘트 보다는 막력(membrane force)에 의한 하중 지지 비중이 점차 늘어난다. 결국 이 추가적인 막력이 점차 증가하여 최종적으로 단면의 모든 부분이 인장항복으로 소성화 된다. Fig. 6에 보의 단면 내에서 소성구역이 발생, 진행되어 완전히 인장 축의 막력으로 이행되는 전 과정을 개념적으로 보였다.

양단이 고정된 Fig. 7와 같은 일반적 단면 형상 보에서 막력이 지배적인 대변형 영역에 대한 하중-처짐 관계식을 Sørense (1981) 방법을 참고하여 유도할 수 있다.

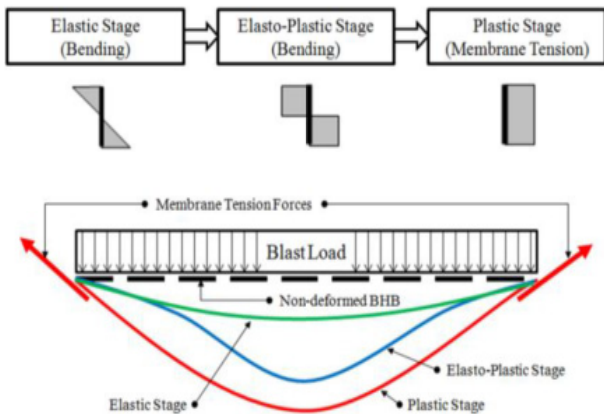


Fig. 6 Large plastic deformation process of beam (Stark & Sajdak, 2012)

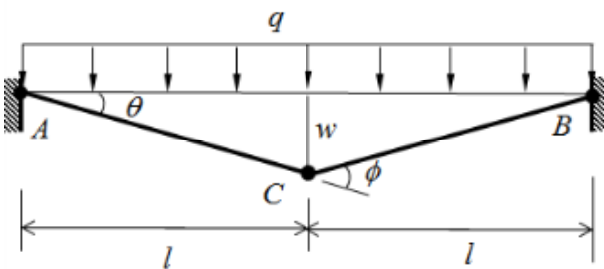


Fig. 7 Plastic hinges of both-end clamped beam under uniformly distributed load

먼저 크기 q 의 균일 분포하중에 의한 외적 가상일 δW_{ext} 과 내적 가상일 δW_{int} 은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\delta W_{ext} = \frac{1}{2}q \cdot 2l \cdot \delta w = ql\delta w,$$

$$\delta W_{int} = N\delta e + M(2\delta\theta + \delta\phi). \tag{5}$$

여기서, N 은 단면 내부에 작용하는 막력, M 은 굽힘모멘트이다. 양단 고정점과 중앙점에서의 각 변형은 $\theta = w/l$, $\phi = 2\theta$, 이므로, AC 요소에 대한 총 막 신장량과 이에 따른 막 변형도를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$e_{AC} = \frac{1}{2} \frac{w^2}{l}, \quad \epsilon = \frac{e_{AC}}{l} = \frac{1}{2} \left(\frac{w}{l} \right)^2, \tag{6}$$

(5)에 이를 대입하면 (7)식이 얻어지고, $\delta W_{ext} = \delta W_{int}$ 조건에서 (8)식이 유도된다.

$$\delta W_{int} = N\delta e + 4M\delta\theta = \frac{2}{l}(Nw + 2M)\delta w, \tag{7}$$

$$q = q_N + q_M = \frac{2Nw}{l^2} + \frac{4M}{l^2}. \tag{8}$$

여기서, q_N 과 q_M 은 각각 분포하중에서 막력과 모멘트 발생에 기여하는 성분들의 크기를 의미한다.

하중과 변형이 점진적으로 증가함에 따라 소성굽힘모멘트가 인장력으로 전환되는 과정에서 Fig. 8에서 보는 것 처럼 단면 내부의 응력이 압축(-)에서 인장(+)으로 바뀌는 지점의 위치(z)는 계속 변화하며 마침내 단면 바깥으로 나가게 되는데 그 순간 단면 내 모든 위치에서의 응력이 인장 항복상태에 도달하여 막력만 존재하게 된다. Sørense(1981)는 단면의 형상과 양단의 지지 조건과는 무관하게 $z = w$ 의 관계가 성립됨을 보인 바 있다.

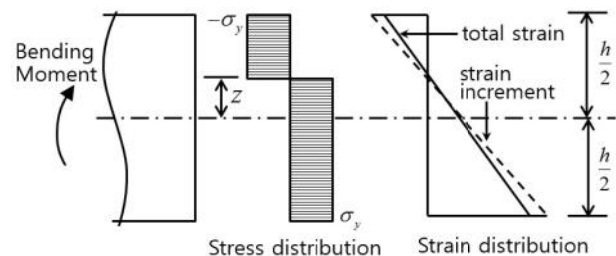


Fig. 8 Distributions of stress and strain in plastic hinge section of beam (Sørense, 1981)

일반적 단면 형상에서 변형이 증가함에 따라 z 가 단면 바깥 위치로 넘어서는 경우, 단면의 모멘트 성분이 없어지고 막력만 남게 되므로, 전 단면이 인장으로 소성화 된다.

이 순간 처짐의 크기 w_T 는 Fig. 5를 참고하면 압력이 바닥 방향으로 작용하는 경우, $w_T = z = h_1$, 압력이 보강재 부착면 방향에서 작용하는 경우에는 $w_T = z = h_2$ 로 귀결된다.

이때 막력은 $N = N_p \equiv A\sigma_Y$ 가 되며, (8)식은 다음과 같이 간단히 정리된다.

$$q = 2N_p \frac{w}{l^2}. \tag{9}$$

따라서 (9)식으로부터 Fig. 9에서 보는 것처럼 다음과 같은 직선식 형태의 무차원 하중-처짐 관계식이 유도된다.

$$\frac{q}{q_0} = \frac{N_p h_t}{M_p} \frac{w}{h_t} = \beta \frac{w}{h_t}. \tag{10}$$

여기서, $q_0 = 2M_p/l^2$ 는 무차원화를 위해 도입된 기준 값으로, 양단 단순지지 보에서 순수 굽힘 만 고려한 극한 분포 하중이다. 그리고 막력 만 존재하는 대변형 영역에서 하중-처짐 관계식의 기울기 β 는 다음 식으로 표시할 수 있다.

$$\beta = \frac{N_p h_t}{M_p} = \frac{A h_t}{Z_p}. \tag{11}$$

양단이 단순지지된 경우에도 이 식들은 동일한 형태로 유도되는 것을 증명할 수 있으며, 이것은 처짐이 커져 보의 전 구간에서 전 단면에 막력만 작용하는 대변형 상태가 되면 양단의 경계 조건의 영향은 거의 무시될 수 있음을 의미한다.

일반적 형상의 단면 보에서 처짐 $w < w_T$ 인 상대적으로 변형이 작은 구간의 하중-처짐 거동은 (8)식처럼 막력과 굽힘모멘트가 연성되어 복합적으로 작용한다.

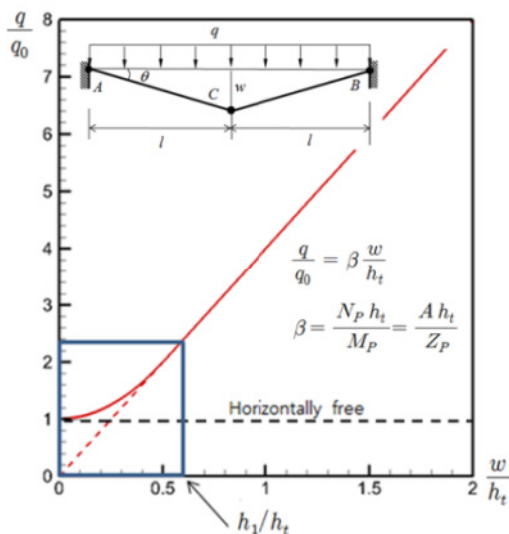


Fig. 9 Load deflection curve of clamped beam under uniformly distributed load

이들의 상관곡선(interaction curve)이 Fig. 9에서 사각형으로 표시된 초기 곡선 부분이며, (10)식처럼 간단한 형태로 쉽게 도출되지 않는다. 그러나 본 연구에서는 보의 최대 내하능력을 판단하는데 목적이 있으며, 보가 최종강도에 이르게 하는 큰 하중에서는 변형이 보강재 높이 보다는 상당히 큰 상태가 되고, 단면에 작용하는 내력 역시 거의 막력으로 전환될 것으로 예상되므로 처짐이 작은 구간의 거동은 그다지 중요하지 않은 부분으로 판단하여 더 이상의 논의는 생략한다.

3.3 격벽의 파단 하중

(9)식의 하중-처짐 관계를 바탕으로 파단 하중과 이에 대응되는 설계 단면적을 유도할 수 있다. 먼저, 막력에 의한 단면의 평균 변형도가 재료의 파단 변형도 ϵ_f 에 이를 때 보의 처짐량을 w_f 로 두면, (6)(9)식으로부터 보의 파단 시 분포하중은 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$q = 2N_p \frac{w_f}{l^2} = 2A\sigma_Y \frac{l\sqrt{2\epsilon_f}}{l^2} = \frac{2\sqrt{2\epsilon_f}\sigma_Y A}{l} \tag{12}$$

이 식으로부터 재료특성치인 파단변형도 ϵ_f , 항복응력 σ_Y 그리고 보의 단면적과 길이로부터 보의 파단 분포하중이 결정됨을 확인할 수 있다. 또한 파괴 순간 보의 중앙단면에서 발생하는 최대 처짐량은 (11)(12)식으로부터 다음과 같이 주어진다.

$$w_{max} = \frac{p_D b l^2}{2\sigma_Y A}. \tag{13}$$

여기서 p_D 는 설계압력이며 (1)식의 가스압력 p_g 를 사용한다.

4. 폭발 강화 격벽 구조 설계식

4.1 간이설계식의 개발 개념

폭발강화격벽의 가장 중요한 설계 목적은 내부폭발에 의한 압력을 견디며 수밀을 유지함으로써 이웃 격실을 침수로부터 보호하고 함정의 생존성을 확보하는 것이다. 이때, 큰 소성변형의 발생은 필연적이며 격벽의 기하학적 형상 변화에 따라 내하능력은 굽힘 보다는 막 강성에 의존하는 상태가 된다. 따라서 폭발강화 격벽의 구조설계는 기본적으로 3장에서 설명한 보의 전체적인 대변형과 막력을 고려한 최종강도 해석법에 따라 다음과 같은 개념으로 진행된다.

(가) Fig. 4에서 보는 바와 같이 보강재가 부착된 격벽을 보강재를 포함하는 1-span 간격만 보로 모델링한 다음, 막력을 고려한 소성관절법을 적용하여 정식화한다.

(나) 소성 관절이 발생한 이후에도 내부압력이 증가하면서 처짐

- 도 지속적으로 커지며, 이러한 기하학적 변화에 따라 격벽의 내부에 추가적인 막력이 발생한다.
- (다) 막력은 점차 증가하여 최종적으로, 단면의 모든 부분이 인장에 의해 소성화되며 굽힘모멘트 성분은 소멸된다.
 - (라) 단면 전체가 인장 소성화된 이후에도 변형은 재료가 파단 변형도에 이를 때까지 증가하며 이 파단 시점의 압력을 보의 최종 내하능력으로 간주한다.

4.2 격벽의 치수 설계식 유도

4.2.1 보강재의 단면적 결정

위험무기 종류가 결정되면 폭약의 중량을 추정할 수 있고 (1)식에 의해 폭발압력이 계산될 수 있다. 이와 같이 설계 분포하중이 결정되었을 때 이를 견딜 수 있는 설계 단면적 A_D 는 (12)식으로부터 다음과 같이 구할 수 있다.

$$A_D = \frac{q_D l}{2\sqrt{2\epsilon_f \sigma_Y}} \quad (14)$$

여기서 A_D 는 보강재 1개와 보강재 사이 폭에 해당되는 격벽 판의 단면적의 합을 의미한다. 단위 길이 당 설계 분포하중 q_D 는 (1)식에서 얻어지는 설계압력 p_D 에 보의 폭 b 를 곱한 값이므로, 최종적으로 최소 설계단면적 A_D 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$A_D = A_{st} + t_p b = \frac{bl}{2\sqrt{2\epsilon_f \sigma_Y}} p_D \quad (15)$$

각 변수들의 의미는 다음과 같다.

- $A_{st} (= A_w + A_f)$: 보강재의 단면적,
- b : 격벽 보강재 간격, t_p : 격벽 주판의 두께,
- l : 격벽의 높이(보의 길이)의 1/2(Fig. 7 참조),
- ϵ_f : 재료의 파단변형도, σ_Y : 재료의 항복응력

이때, 격벽 주판의 두께 t_p 는 통상적인 수밀 격벽의 치수 설계식으로 부터 잠정적으로 결정할 수 있으며, 추후 (15)식을 기반으로 얻어지는 단면 전체의 면적과 나머지 보강재 치수들을 고려하여 조정할 수 있다.

4.3 커튼 판(Curtain plate) 보강 격벽의 설계

최근에 설계되는 폭발강화격벽은 거의 양단에 커튼 판(plate)을 설치하여 보강하는 방식이 대부분이므로, 본 고에서도 커튼 판 방식 폭발강화격벽의 설계 절차에 대하여 논한다.

Fig. 10에서 보인 통상적인 커튼 판 보강 방식 폭발강화격벽

은 일반적인 수밀 격벽의 양단 지지부에 커튼 판을 설치하는 방식이므로 먼저 일반 수밀격벽 설계규칙을 적용하여 다음의 절차에 따라 격벽의 초기 치수들을 결정할 수 있다.

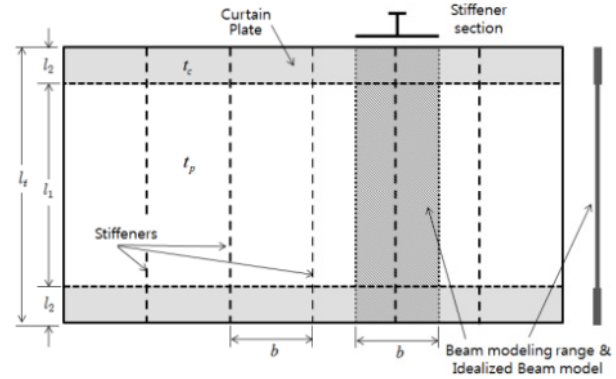


Fig. 10 Arrangement of curtain plate reinforced BHB and beam modeling

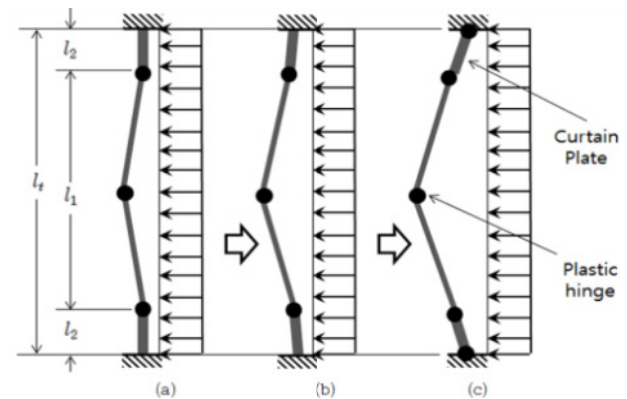


Fig. 11 Beam model of curtain plate reinforced BHB and evolution of plastic hinges

우선 커튼 판 방식 폭발강화격벽은 다음 Fig. 11과 같이 양단이 고정된 보 구조로 이상화할 수 있다. 이때 커튼 판이 설치된 양단 부근의 보 단면은 중앙부의 일반 수밀 격벽 부분보다 더 큰 충격 압력을 견딜 수 있도록 보강된 형태를 갖게 된다.

따라서 격벽의 초기 붕괴는 Fig. 11과 같이 중앙점 및 양단의 커튼 판과의 접합부에서 발생하는 것으로 간주할 수 있다. 역으로 수밀 격벽판의 치수만으로 견딜 수 있는 보 길이는 (15)식에서 보 길이의 반인 l 대신 $l_1/2$ 을 대입하여 정리하면 다음과 같이 구할 수 있다(Fig. 10 참조).

$$l_1 = \frac{4\sqrt{2\epsilon_f \sigma_Y} A_D}{b p_D} = \frac{4\sqrt{2\epsilon_f \sigma_Y}}{b p_D} (A_{st} + t_p b). \quad (16)$$

일반적인 수밀격벽 설계 기준에 의해 결정된 격벽의 치수는 폭발 압력을 지탱하기에는 부족하다. 그러나 커튼 판이 설치되면 중간 부분의 수밀 격벽 부분 보의 유효 길이가 짧아지는 효과가

발생하기 때문에 Fig. 11(a)의 소성 관절에서 파괴가 발생하는 시점이 지연되는 것으로 생각할 수 있다.

만일 l_1 이 전체 보 길이 l_t 보다 크게 계산된다면 현재 판 두께만으로 충분히 폭발 압력을 견딜 수 있다는 의미가 되므로 커튼 판의 설치는 불필요할 것이다. 그러나 l_1 이 전체 보 길이 l_t 보다 작다면, 이 판 두께로서 폭발 압력을 감당하기 어렵다는 사실의 반증이 되고 커튼 판을 설치하여 강도를 높일 필요가 있다. 따라서 커튼 판의 높이 l_2 를 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$l_2 = \frac{l_t - l_1}{2} = \frac{l_t}{2} - \frac{2\sqrt{2\epsilon_f\sigma_Y}}{bp_D}(A_{st} + t_p b). \quad (17)$$

또한 최종적으로 설계 폭발압력 p_D 에 도달할 때 Fig. 11(c)와 같이 커튼 판으로 보강된 부분에 소성 관절이 발생하도록 커튼 판의 두께 t_c 를 (19)식과 같이 결정할 수 있다. 이때는 (15)식에, A_D 대신 $A_{st} + t_c b$, l 대신 $l_t/2$ 를 각각 대입한다.

$$A_{st} + t_c b = \frac{bl_t/2}{2\sqrt{2\epsilon_f\sigma_Y}} p_D, \quad (18)$$

$$t_c = \frac{p_D l_t}{4\sqrt{2\epsilon_f\sigma_Y}} - \frac{A_{st}}{b}. \quad (19)$$

4.4 폭발 강화 격벽 설계 과정

위의 과정을 다시 정리하면, 결국 커튼 판 보강 폭발강화격벽의 설계 과정은 다음과 같이 요약할 수 있다.

- (가) 일반 수밀 격벽 설계규칙을 적용하여 격실의 체원, 격벽 주판의 두께, 보강재의 간격 및 치수(단면적) 등 초기 치수들을 결정한다.
- (나) 막력을 고려한 보의 최종강도 해석법으로부터 유도된 (17)(19)식의 커튼 판 설계식에서 커튼 판의 두께 및 설치 범위를 다음과 같이 결정한다.

$$l_2 \geq \frac{l_t}{2} - \frac{2\sqrt{2\epsilon_f\sigma_Y}}{bp_D}(A_{st} + t_p b), \quad (20)$$

$$t_c \geq \frac{p_D l_t}{4\sqrt{2\epsilon_f\sigma_Y}} - \frac{A_{st}}{b}. \quad (21)$$

폭발강화격벽 설계의 주안점은 기본적으로 폭발 압력에 의해 발생하는 대변형과 이로 인한 막력을 지탱할 수 있도록 격벽의 주판과 보강재의 단면적을 확보하는 것이 1차적인 목표이지만, 실제 격벽의 파단의 직접적인 원인은 상하단 지지부 즉 선체와의

연결부에서 소성관절의 발생과 이에 따른 국부적인 굽힘과 및 과도한 변형도 집중현상 때문인 것으로 판단된다. 즉, 국부적으로 과도한 인장력에 의한 균열의 발생하거나 압축변형 때문에 단면이 전체적으로 인장 항복 상태로 천이하기 전에 이미 국부적인 좌굴과 균열 발생 등으로 인해 파단으로 이어지는 것으로 보인다.

이와 같은 원인으로 단면이 기본적인 내하 능력을 충분히 발휘하지 못하고 강도가 저하되어 파단이 발생할 수 있기 때문에 현재 여러 가지 다양한 구조개선 안들이 제안되고 있으며, curvature limiter를 비롯하여 본 연구에서 다루고 있는 커튼 판 등의 연결구조도 이러한 과도한 변형도 집중에 대한 방지책의 하나로 볼 수 있다.

결국, 폭발 강화 격벽 설계의 핵심은 첫째, 전체적인 막력에 대한 보의 강도를 고려한 주판 및 보강재 구조 설계, 둘째, 국부적 변형 집중 현상을 회피할 수 있는 연결부 설계안 제시라는 두 가지 관점에서 다를 수 있을 것으로 판단된다.

5. 결 언

본 연구에서는 폭발강화격벽의 초기 구조설계 단계에 적용하기 위한 설계 폭발압력의 추정 방법과 이 압력에 의한 격벽 구조 거동의 간이 해석법 및 이를 이용한 치수 설계식 개발과정을 다루었다. 일반적으로 함정의 격벽은 평판에 보강재가 부착된 보강 판 형상의 구조이므로 이 격벽의 구조 거동은 보강재를 포함하는 1-span 간격만 보로 모델링한 다음, 소성 관절법을 적용하여 보의 최종강도 이론을 적용하되, 소성모멘트만을 고려하는 통상적인 보의 최종강도 해석법에 대변형으로 인한 막력의 영향을 보완하여 새롭게 정식화하였다. 이 해석법을 적용하여 격벽 주판의 두께 및 보강재 단면적의 결정 과정을 유도하였다. 또한 현재 가장 많이 적용되고 있는 커튼판 보강 방식 폭발강화격벽 구조에 본 연구에서 개발된 설계식을 적용하는 방안을 연구하였다.

이어지는 제 2보에서는 실제 실적선들의 구조설계 자료를 활용하여 본 연구에서 개발된 구조설계 공식을 보정함으로써 최종적으로 실선에 실용적으로 적용할 수 있는 커튼 판 보강 폭발강화격벽의 초기 구조설계식을 완성하는 과정을 보이고자 한다.

후 기

본 논문은 국방과학연구소 산학연 주관 응용연구의 일환으로 수행되었던 “폭발강화격벽 설계 및 검증기술 연구” 과제와 충남대학교 자체연구 결과의 일부입니다.

References

Kurki, T. 2007. *Contained explosion inside a naval vessel - evaluation of the structural response*. Master's Thesis. Helsinki University of Technology.

Lloyds Register, 2010. *Rules and regulations for the classification of naval ships*.

Nho, I.S. & Park, M.J., 2014. Preliminary design of blast hardened bulkhead using simplified structural analysis method. *Bulletin of the Society of Naval Architects of Korea*, 51(3), pp.8-12.

Nho, I.S., Park, M.J., Oh, Y.T. & Yeon, K.J., 2015. Preliminary structural design of blast hardened bulkhead. *Proceedings of the Annual Spring Conference, Society of Naval Architects of Korea*, Busan, Korea, 21-23 May 2015, pp.1074-1079.

RINAMIL, 2007. *Rules for the classification of naval ships : Part F additional class notations*.

Sjøreide, T.H., 1981. *Ultimate load analysis of marine structures*, Tapir, Trondheim (Norway).

Stark, S. & Sajdak, J., 2012. Design and effectiveness criteria for blast hardened bulkhead applications on naval combatants. *The 4th International Conference on Design and Analysis of Protective Structures*, Jeju, Korea, 19 June 2012.

Unified Facilities Criteria(UFC), 2008. *Structures to resist the effects of accidental explosions*, UFC 3-340-02.



노인식



박만재



조윤식