

# 충격량에 대한 응답을 고려한 폭발강화격벽 설계 방법 연구

곽묘정<sup>1,2</sup>·윤준영<sup>1</sup>·권승민<sup>1</sup>·노유정<sup>2,†</sup>  
대우조선해양(주) 중앙연구원<sup>1</sup>  
부산대학교 기계공학과<sup>2</sup>

## A Study on Design Method of Blast Hardened Bulkhead Considering the Response of Shock Impulse

Myojung Kwak<sup>1,2</sup>·Joonyoung Yoon<sup>1</sup>·Seungmin Kwon<sup>1</sup>·Yoojeong Noh<sup>2,†</sup>  
R&D Institute, Daewoo Shipbuilding and Marine Engineering Co., Ltd.<sup>1</sup>  
School of Mechanical Engineering, Pusan National University<sup>2</sup>

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.

Blast Hardened Bulkhead (BHB) is an important measure that can increase the ship's survivability as well as protect the lives of the crew by mitigating the damage extent caused by an internal explosion in the ship. In particular, both the pressure and the shock impulse should be considered when designing the BHB against reflected shock waves having a high pressure with a short duration. This study proposes a design method for BHB that considers both the pressure and the shock impulse generated during the internal explosion. In addition, analysis and design concepts for accident loads such as explosion, fire, and collision of NORSOK and DNVGL, one of the international design guidelines for the curtain plate type blast hardened bulkhead type applied by the Korean Navy, are utilized. If this method is applied, it is expected that it can be used as a design concept for the pressure as well as the shock impulse of the explosion load of the curtain plate.

**Keywords** : Blast Hardened Bulkhead(BHB, 폭발 강화 격벽), Shock impulse(충격량), Membrane stiffness(멤브레인 강성), Survivability(생존성)

## 1. 서론

함정 획득 과정에서 생존성을 고려한 설계는 매우 중요한 과정으로 이미 미국과 영국 등의 선진국에서는 설계 전 과정에 걸쳐 적용되고 있다. 한국 해군의 경우, 천안함 사건(2010년 3월 발생) 이후 생존성에 대한 관심이 높아져 이를 고려하는 설계 및 엔지니어링 활동이 수상함을 중심으로 점차 확대되고 있다.

함정의 생존성 향상 설계는 피격성, 취약성, 회복성 관점에서 수행되며, 이를 개선하기 위해서는 일반적으로 피격성과 취약성을 줄이고 회복성을 높여야 하는 것으로 알려져 있다. 그러나 초기 설계 단계에서 피격성 개선 설계를 적용할 수 있지만, 이런 조치를 취하더라도 피격 확률이 0인 설계는 불가능 하다 (Brefort et al., 2018). 회복성은 주로 능동적인 승무원의 대응 능력에 의해 주로 결정되므로 선박 설계 단계보다는 군의 훈련 대응 관점

에서 다뤄진다. 따라서 초기 설계 단계에서는 취약성 위주로 향상 대책을 수립하는 것이 가장 효과적이라고 알려져 있다 (Habben Jansen et al., 2019). 취약성과 관련된 개선방법으로는 구조 보강 및 주요 장비의 이중화/분리 등 대규모 설계 변경이 요구되기에 초기 설계 단계에 개선책을 마련하는 것이 비용 대비 효과적이며, 이를 개념 설계 단계에서 적용하기 위해서 많은 연구가 선진국을 중심으로 이뤄지고 있다.

국내 해군 함정에서는 취약성을 개선시키는 방법 중 하나로 피격 시 선체 구조의 강도를 보강하여 수밀능력을 향상시켜주는 폭발강화격벽(Blast Hardened Bulkhead: BHB)이 지난 몇 년간 적극적으로 도입이 검토되었고, 앞으로도 설계되는 함정에 적용 가능성이 높을 것으로 판단된다. 이러한 배경으로 인해 함정에 대한 폭발 강화 격벽 설계 및 해석 방법에 대한 다수 연구가 수행되었을 것으로 판단되나 방산 산업의 특성상 관련 연구 중 공개된 문헌들을 찾기는 어려운 상황이다. 현재 공개된 문헌들을

살펴보면, 먼저 해석 관련으로 Lee et al. (2017)과 Kim et al. (2015)은 동적 비선형 유한요소 해석 프로그램인 LS Dyna의 유체-구조 연성 해석 기법을 적용하여 폭발강화격벽에 대한 해석 방법을 제시하고 모형 실험 결과와 비교를 통해 방법론을 검증한 연구 사례가 있다. 또한 설계 방법에 대한 연구로는 Stark and Sajdak (2012)는 커튼형 폭발강화격벽의 부재 치수에 따라 폭발 압력에 대한 구조의 내력을 계산하는 방법을 제시한 연구 사례가 있으며, 이 방법은 현재 한국 해군 함정 설계/건조 기준서인 폭발강화격벽 설계 지침서 (Republic of Korean Navy, 2019)에 인용되고 있다. 또한 Nho et al. (2018b)은 폭발강화격벽 초기 구조설계 단계에 적용 가능한 간이 해석법 개발을 위해 폭발압력의 추정과 등가 정적압력에 의한 격벽의 구조 거동 간이 해석/설계법을 제시하였다. 그러나 이러한 연구들에서 제시된 폭발강화격벽 설계 방법은 모두 폭발 하중에 대해 압력 기준으로 언급되어 있다. 하지만 폭발 하중의 경우 최대 압력이 높고 압력 지속시간이 짧은 동적 하중으로서 (Stark, 2016), 압력뿐만 아니라 Impulse(충격량)도 중요한 설계 인자로 알려져 있으므로 이를 모두 고려할 수 있는 설계 방법이 필요하다 (Kim, 2015). 특히 위협무기에 의해 발생하는 초기 폭발하중은 대부분 충격파에 의해 손상이 발생되기 때문에 이러한 위험상황을 대비한 폭발강화격벽 설계의 경우 충격파를 고려하는 것은 매우 중요하다. 따라서 본 논문에서는 충격량과 압력을 모두 고려함으로써 폭발강화격벽 해석의 정확도를 높였으며, 이를 통해 함정의 생존성을 향상시킬 수 있는 설계 방법을 새롭게 제안하였고 비선형 유한 요소 해석을 통해 그 타당성을 검증하였다.

## 2. 구조응답 분석

구조적 특성을 고려한 손상 영역 예측을 위해서는 폭발 하중에 대한 구조의 응답 특성을 파악해야 한다. 함정의 주요 위협 요인으로 고려되는 대함 미사일이나 포탄 등에 의한 폭발 현상은 폭약과 같이 화학적으로 불안정한 물질이 외부 자극에 의해 안정한 상태로 변화하면서 고온 고압의 가스를 분출하는 과정이다. 이러한 폭발이 함정의 내부 공간에서의 발생하게 되면 Fig. 1에서 보는 바와 같이 두 단계로 구성된다. 폭발 초기 짧은 시간( $t_0$ ) 내에 작용하는 반사파에 의해 높은 압력이 발생하는 단계와 그 후 구조물 내부의 1번 이상 벽면에 반사된 파들의 상호작용으로

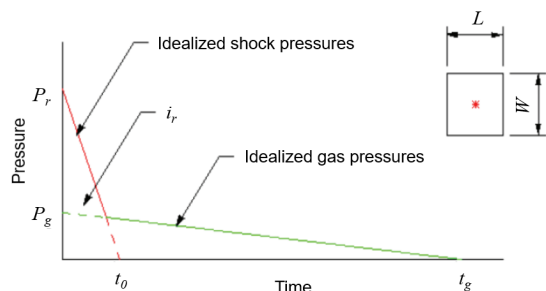


Fig. 1 Idealized shock and pressure (U.S. Army Corps of Engineers, 2008)

생긴 초과 압력이 서서히 대기압 상태로 감소하는 단계가 존재하게 된다. 초기에 발생하는 고온 고압의 폭발 하중이 구조물의 고유주기 보다 매우 짧은 시간인 경우 충격파(shock impulse)에 의해 선체에 동적 및 비선형 응답 특성을 유발하고 있으며, 이후 하중이 지속되는 경우는 압력에 의해서 구조 응답이 지배된다. 따라서 폭발하중에 대한 해석 및 설계를 적용하기 위해서는 충격량과 압력을 모두 고려할 필요가 있다.

### 2.1 폭발 하중에 대한 구조 응답 특성

동적 하중을 받는 구조물의 구조 응답은 하중의 지속시간( $t_d$ )과 구조물의 고유 주기 (T)의 비율에 따라 거동 특성이 달라지며 Baker et al. (1983)와 NORSOK N-004 등에서는 이들의 비에 따라 다음과 같이 임펄스(impulse), 동적(dynamic), 준정적(quasi-static) 영역으로 응답 특성을 구분한다.

- Impulsive domain :  $t_d/T < 0.3$
- Dynamic domain :  $0.3 \leq t_d/T < 3$
- Quasi-static domain :  $3 \leq t_d/T$

TNT 폭발과 같은 현상에서 초기 수 msec 이내의 아주 짧은 시간에 발생하는 충격파에 대한 구조의 응답을 구하는 과정은 위에서 언급된 충격량 영역에 해당되며, 폭발 이후 잔여 화학물질이 주변 공기 등과 연소되는 현상은 초기 충격파에 비해 하중 지속시간이 상대적으로 긴 동적 하중 혹은 준정적 영역으로 고려될 수 있다.

이와 같이 구조물의 고유 주기와 하중의 지속시간에 관한 연구 검증은 몇 가지 연구 사례를 통해서 확인되었다. Tsai and Krauthammer (2017)는 에너지법에 근거하여 폭발하중과 구조 부재의 내력 (Impulse와 압력)을 정의하는 방법을 소개하였고, Kim et al. (2014) 역시 동적 해석을 통해 구조물의 고유주기와 하중의 지속시간의 관계에 따른 구조물 응답 현상을 분석하였다. Fig. 2와 Fig. 3은 구조물의 고유주기와 하중의 지속시간의 관계에 따라 구조물의 응답(변위)의 특성을 나타내고 있다.

Fig. 2에서 하중의 지속시간이 증가하게 되면 impulse가 증가하게 되는데, 하중의 지속시간과 구조물의 고유주기에 따라 구조물의 응답 경향이 Fig. 3과 같이 나타난다. 폭발 하중에 대한 동적 수치해석을 수행하게 되면 impulsive 영역에서는 동일한 압력

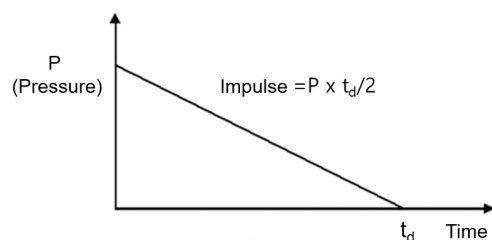


Fig. 2 Dynamic load and impulse

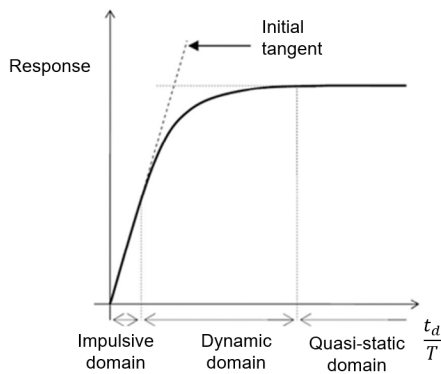


Fig. 3 Structural response spectrum (Tsai and Krauthammer, 2017)

일지라도 하중의 지속시간이 증가하면 구조물의 응답이 증가하게 된다. 그러나 준정적 영역에서 동일한 압력조건 하에 하중의 지속시간이 증가하더라도 구조물의 응답은 더 이상 증가하지 않게 된다. 따라서 앞서 언급한 바와 같이 이러한 구조물의 물리적 거동에서 충격량 변화에 민감한 충격영역과 압력 변화에 민감한 동적 준정적 영역, 그리고 이 사이의 압력과 충격량 변화에 민감한 동적 영역으로 나누어진다.

### 2.2 입력-충격량 곡선

폭발 하중에 대한 구조물의 설계 시 구조의 전반적인 동적 거동보다는 예측되는 특정한 하중에서 구조물의 손상(최대 변형량) 여부에 관심을 갖는다. 그리고 동일한 수준의 손상을 발생시키는 폭발하중 조건은 ‘폭발 압력(blast pressure)의 최대 크기’ 및 ‘폭압-시간 이력곡선의 면적’으로 정해지는 충격량(impulse)’으로 특정될 수 있는데, 이를 그래프로 나타낸 것이 Fig. 4와 같은 압력-충격량 선도(pressure-impulse diagram, 이하 P-I 선도)이다 (Shin et al., 2020). P-I 선도는 구조물의 응답에 따라 앞서 언급된 Impulsive 영역, 동적 영역, 준정적 영역과 같이 3가지 영역으로 구분된다. 이 역시 구조물의 응답특성은 하중의 지속시간과 구조물의 고유주기와의 관계로부터 예상될 수 있다.

이때 동적 하중의 영역의 경우, 수치 해석을 통해 접근하도록

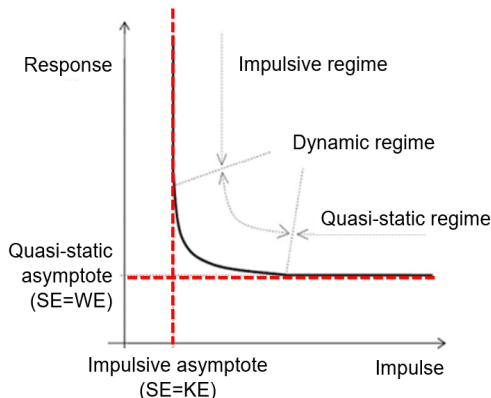


Fig. 4 Pressure-impulse diagram

제한하고 있으나, 지속적으로 설계안이 변하는 초기 설계에서 비선형 해석을 수행하여 설계에 적용하는 방법은 많은 시간을 요구하게 된다. 따라서 본 연구에서는 초기 설계 시간을 줄이기 위해서 Fig. 4의 붉은색 점선과 같이 손상 매커니즘을 충격하중 영역과 준정적 하중 영역으로만 양분하고 점근선과 같이 해당 영역을 충격량과 압력값으로 정의하여 보수적으로 평가하는 방안을 적용하였다. 즉, 구조의 치수를 통해서 압력-충격(P-I) 곡선상에서 충격 하중 영역과 준정적 하중 영역의 점근선(asymptotic line)을 계산하고 구조의 내력을 정의하여 손상 평가에 활용하는 방식을 이용하였다.

### 2.3 보이론과 1자유도 모델

휨 하중을 받는 보의 최대 굽힘 모멘트 발생 지점에 소성 힌지(plastic hinge)가 생성되고, 두 지지점 사이에 총 3개의 힌지가 존재하면 그 구간에 적용되는 추가 하중에 대한 굽힘 강성이 사라져 더 이상의 하중을 견딜 수 없기 때문에 보의 붕괴로 이어지는 것으로 간주한다. 보의 붕괴 하중은 가정된 붕괴 조건에서 외적 가상 일과 내적 가상 일을 등치시키는 가상 변위의 원리를 적용하여 해석한다. 이를 흔히 소성 힌지 기법(plastic hinge method)라고 하며 보 구조물의 저항 능력을 상실한 이 때를 보의 최종 강도로 평가한다. 그러나 양끝단 지지점에서 축방향 변위가 구속된 경우에는 플라스틱 힌지가 발생한 이후에도 하중이 증가하면 대변형에 기인하는 기하학적 비선형 특성에 따라 굽힘 모멘트 보다는 멤브레인의 인장에 의한 하중 저항 비중이 점점 늘어난다. 결국 이러한 추가적인 인장이 점차 증가하여 최종적으로 단면적의 모든 부분이 인장 항복 응력에 도달하여 소성화 된다. 일반적으로 보의 처짐에 대한 허용값은 보통 처짐각으로 규정하고 있으며, 이때 지지부의 허용 각도를 정의하게 되면 Fig. 5와 같은 관계로 붕괴까지의 최대 처짐을 계산할 수 있다. 미국 국방설계표준(U.S. ARMY CORPS OF ENGINEERS, 2008)에서는 지지대 허용 각도( $\theta=12^\circ$ )를 기반으로 손상 판단 기준을 제시하고 있는데 본 논문에서는 이를 적용하여 최대 허용 처짐값을 정의하였다.

본 연구에서는 폭발 하중에 대한 보의 한계 상태를 정의하기 위해서 국제 설계 코드인 DNV RP C-204와 NORSOK Standard N-004에 소개된 이론에 따라 보에 적용되는 하중과 처짐을 나타내는 저항 곡선에 따라 정의하였다.

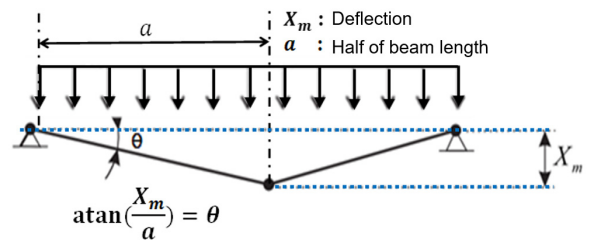


Fig. 5 Allowable rotation angle (U.S. Army Corps of Engineers, 2008)

이러한 폭발하중에 대한 보의 저항 곡선에 대한 물리적 거동을 묘사하는 방법은 1자유도 모델(single degree of freedom model, SDOF model)을 적용하여 구조 응답을 분석한다 (Al-Thairy, 2017; Stolz et al., 2016; Idriss et al., 2016). 문헌마다 재료 모델을 적용할 때 재료의 거동에서 변형률 효과(strain rate effect)를 고려하기도 하지만, 보수적 접근을 위해 이러한 효과를 무시하기도 하며, 본 연구에서도 보수적 방법을 적용하였다.

폭발하중 거동에 대한 분석을 위해서 Fig. 6에 나타난 바와 같이 1자유도 모델은 보의 등가 질량( $m_{eq}$ )로 가정하고 보의 강성(stiffness)을 스프링 상수( $k$ )로 치환하여 가해지는 폭발하중에 대해 발생하는 구조 응답을 고려하여 저항( $R(w)$ )값을 분석한다. 이때 폭발하중이 과도하게 되면 보의 변형은 굽힘하중에 대해 탄성 거동, 탄소성 거동 그리고 굽힘 저항이 완전히 소멸되어 멤브레인 거동이 나타나게 된다 (Nho et al., 2018).

Fig. 7에 나타난 바와 같이 보의 치수를 반영하여 강성 및 저항을 규정할 수 있는 물리적 값들인 관성모멘트(moment of inertia)와 소성 단면계수(plastic section modulus) 등을 적용하여 외부 하중에 의한 구조물의 변위에 따른 구조물의 저항력을 구함으로써 폭발 하중으로 인해 발생하는 보의 변형 에너지를 구할 수 있다.

여기서  $R_{el}$ 은 굽힘 소성 붕괴 저항하중(plastic collapse resistance in bending),  $w_{el}$ 는 탄성 한계 변위(elastic limit deflection),  $k_1$ 은 탄성 굽힘 강성(elastic bending stiffness),  $k_2$ 는 소성 굽힘 강성(plastic bending stiffness),  $k_3$ 는 소성 멤브레인 강성(plastic membrane stiffness),  $w_{allow}$ 과  $R_{allow}$ 는 각각 허용변위(allowable deflection)와 저항하중(allowable resistance)을 의미한다.

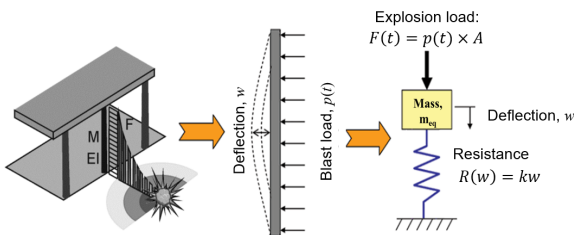


Fig. 6 SDOF model for beam under blast load

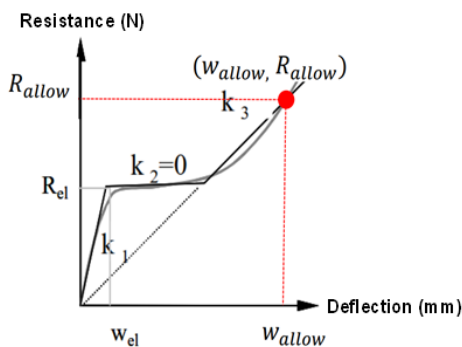


Fig. 7 Structural resistance curve(DNV RP C-204)

이때 Fig. 4에 언급된 바와 같이 폭발하중에 대한 구조물의 손상기준을 P-I 곡선에 따라 충격영역과 준정적 하중 영역으로만 양분하여 정의하기 위해서 이 두 영역에서 구조물의 최대변형 에너지를 각각 충격량과 압력으로 전환하는 과정이 필요하다. 이러한 전환에 대한 정의를 위해서 본 연구에서는 에너지법칙에 의한 방법을 적용하였다. 이때 충격 영역의 경우 고유주기에 비해 매우 짧은 시간의 폭발하중에 의해서 1자유도 시스템의 운동 에너지(Kinetic Energy,  $KE$ )를 식 (1)로 나타낼 수 있다 (Tsai and Krauthammer, 2017; Baker et al., 1983).

$$KE = \frac{I^2}{2m_{eq}} \quad (1)$$

$$I = m_{eq} V = Ft_d \quad (2)$$

폭발 하중에 의해 충격량이 구조물에 전달되면 순간속도( $V$ )의 변화를 일으키며 이때 운동량이 발생하게 되고, 이로 인해 발생하는 운동에너지는 이후 변형 에너지(Strain Energy,  $SE$ )로 전환된다. 이에 대한 물리적 현상은 각각 식 (3)과 (4)로 나타낼 수 있다.

$$SE = \int_0^{w_{max}} R(w) dw \quad (3)$$

$$I = \sqrt{2m_{eq} \int_0^{w_{allow}} R(w) dw} \quad (4)$$

여기서, 식 (3)과 (4)의  $I$ 는 충격량(impulse),  $R(w)$ 는 저항 곡선의 하중-변위 관계식(force-deformation relationship of resistance curve)을 나타낸다.

상대적으로 고유주기에 비해 긴 준정적 하중의 경우 외부하중과 이로 인해 발생한 에너지도 모두 1자유도 시스템의 변형 에너지로 전환되었다고 가정하면 식 (5)로 나타낼 수 있다.

$$F \times w = \int_0^w R(w) dw \quad (5)$$

이때 역시 변형 에너지를 최대 허용 변위까지 가정하게 되면 구조물이 견딜 수 있는 최대 준정적 하중을 계산할 수 있다. 식 (6)과 (7)는 각각 폭발하중에 의해 발생하는 힘(Force)과 압력에 대한 구조물의 내력을 구할 수 있는 수식을 나타내며 이러한 개념은 국제 설계 기준인 DNV RP C-204와 NORSOK Standard N-004에 적용되어 상선과 해양플랜트 폭발 해석 설계에 널리 활용된다.

$$F_S = \frac{\int_0^{w_{allow}} R(w) dw}{w_{allow}} \quad (6)$$

$$P = \frac{F_S}{b \times L} \quad (7)$$

그러므로 식 (6)의  $F_S$ 는 구조 부재의 하중을 지지할 수 있는 한 계인 내력값(Force)을 나타내고, 식 (7)의  $P$ 는 부재의 내력힘을 하중이 가해진곳의 면적으로 나눠 구할 수 있는 압력을 나타낸다. 이때  $b$ 와  $L$ 은 각각 보의 간격(spacing)과 길이(length)를 가리킨다. 식 (8)부터 (12)까지는 DNV RP C-204와 NORSOK Standard N-004에 소개된 보의 저항 곡선에 필요한 값들을 구하기 위한 식들을 나타내고 있다.

$$R_{el} = \frac{8c_1\sigma_y Z}{L} \quad (8)$$

$$k_1 = \frac{307EI_S}{L^3} \quad (9)$$

$$w_{el} = \frac{R_{el}}{k_1} \quad (10)$$

$$k_2 = 0 \quad (11)$$

$$k_3 = 8\sigma_y A/L \quad (12)$$

그리고 위의 식들에서 나타내는 변수들을 의미하는 것은 아래와 같다.

- $c_1$  : 보의 경계조건 (boundary condition of beam, 1:pinned & 2:clamped)
- $Z$  : 소성 단면계수 (plastic section modulus)
- $E$  : 탄성계수(elastic modulus)
- $I_S$  : 관성모멘트(moment of inertia)
- $\sigma_y$  : 항복강도(yield stress)
- $A$  : 보의 단면적 (section area)

위의 과정을 통해서 부재의 치수에 따라 Impulse와 준정적 하중에 대해 보의 내력값을 구할 수 있으며, 이것은 폭발하중과 비교를 통해 손상여부를 계산할 수 있다.

### 3. 커튼 플레이트 형태의 폭발강화격벽 설계 개념

함정의 내부폭발 시 손상을 억제하는 폭발강화격벽은 폭발 하중에 의해 구조에 전달되는 전달 충격 저감 방식과 연결부 보강 방식 등으로 구분된다 (Kim, 2015). 네덜란드 및 독일 등 유럽의 해군들은 이중 격벽 등 전달 충격 저감 방식을 채택하고 한국과 미국은 연결부 보강 방식의 폭발강화격벽을 적용하고 있다. 연결부 보강 방식 중 격벽-갑판 연결부에 집중되는 굽힘 응력에 대응하여 격벽의 상/하단 판 두께를 보강시킨 형태인 커튼 플레이트 방법은 한국 해군이 주로 선택하고 있어 본 연구에서는 이에 대해 설계 방법을 제시하고자 한다.

Fig. 8에 나타나듯이, 커튼 플레이트의 형태는 크게 보강되는

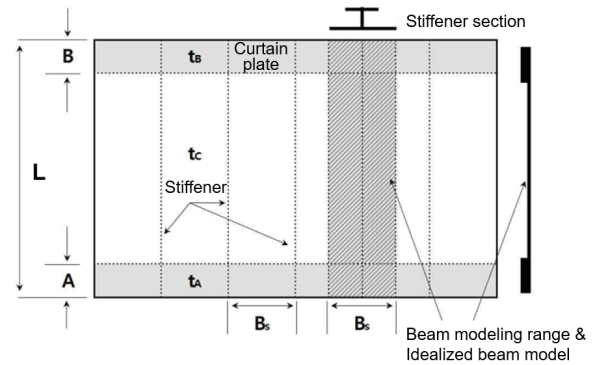


Fig. 8 Curtain plate (Republic of Korean Navy, 2019)

영역의 두께( $t_a$ ,  $t_b$ )와 길이(A, B)로 특징 지을 수 있다. 따라서 커튼 플레이트에 대한 설계식을 적용하기 위해서, 기존 보 이론에 커튼 플레이트의 두께와 길이의 변화에 따른 효과를 반영해야 한다.

#### 3.1 두께 보강의 효과

커튼 플레이트 형태의 폭발 강화 격벽은 구조의 파단없이 가능한 큰 처짐을 허용함으로써, 소성 변형을 통해 폭발 에너지를 흡수하는 방식이다. 이때, 큰 소성 변형을 고려해야 하며 격벽의 기하학적 형상 변화에 따라 저항 능력은 굽힘 저항보다는 멤브레인 강성에 의존하는 상태가 된다. 따라서 폭발 강화 격벽의 설계는 기본적으로 앞서 설명한 멤브레인 강성을 고려한 보의 최종 강도 개념을 적용한다 (Nho et al., 2018a).

해양 플랜트의 설계 지침서로 자주 인용되는 NORSOK Standard(N-004) 및 DNV RP(C-204)의 경우 폭발, 충돌과 낙하 사고에 대한 구조물 설계 시 이러한 소성과 변형을 고려하여 적용하는 방법을 언급하고 있다. 이 지침서는 오랫동안 해양플랜트 설계분야에 신뢰성 있게 적용되었고, 그 이론도 전문가들을 통해서 검증되었다 (Amdahl, 2003,2004; Burak, 2020; Kim and Ha, 2020; Sohn and Kim, 2017; Mustafasanie et al., 2020).

NORSOK Standard(N-004) 및 DNV RP(C-204)에서 제시된 개념에 따라, 횡 하중으로 인해 야기되는 초기 보의 탄성 굽힘 강성( $k_1$ )과 이후 횡 하중으로 인해 야기되는 소성 거동에 대한 굽힘 강성( $k_2$ ), 그리고 축 방향 변위의 구속으로 인한 소성 멤브레인 강성( $k_3$ )까지의 특성을 반영하여 구조물의 치수에 따라 저항 능력을 구할 수 있으며, 이는 다시 식 (5)와 (7)에 따라 구조물의 충격량과 압력에 대한 부재의 한계값으로 정의할 수 있다.

위의 개념을 커튼 플레이트에 적용하게 되면, 끝단부의 두께가 증가된 만큼, 단면적이 증가하고 이로 인해 멤브레인의 강성을 증가시켜 저항 곡선을 수정하면 커튼 플레이트의 멤브레인 거동을 정량적으로 규정할 수 있다. Fig. 9는 위에서 설명한 커튼 플레이트의 보강으로 인해 멤브레인 강성을 증가시키는 방법을 나타내고 있다.

여기서  $k_3$ 는 식 (12)에 의해서 구할 수 있으며, 증가된 단면적 (Fig. 9의 A, B, C)에 따라 그 기울기를 구할 수 있다.



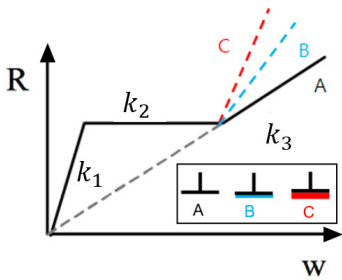


Fig. 9 Membrane stiffness of curtain plate

### 3.2 보강 길이에 따른 효과 분석

커튼 플레이트 보강 형태의 경우 두께를 키워 멤브레인 강성을 키워주는 효과는 인장에 대한 저항을 개선시키는 영향이 있어 늘어난 단면적만큼 반영해주면 된다. 하지만, 양 끝단부 보강의 길이가 미치는 영향을 물리적으로 표현하기 위해서 몇 가지 가정이 필요하다. 아래 Fig. 10에 나타난 여러 형태의 커튼 플레이트를 적용한 C0, C1, C2, C3를 비교하면서 아래와 같이 가정하였다.

- 1) C0 부재는 커튼 플레이트를 적용하지 않은 부재로 네 가지 부재중 가장 작은 멤브레인 강성을 갖고 있다.
- 2) 커튼 플레이트의 두께를 C1, C2, C3 부재에 동일하게 적용하고 그 길이만 달리 하여  $C3 > C2 > C1$  관계일 때 C1과 C2 부재의 멤브레인 강성은 C3의 값보다 클 수 없다.
- 3) 이때 커튼 플레이트의 상하 치수는 동일한 조건으로 가정한다( $A=B$ ,  $t_A=t_B$ ).
- 4) 커튼 플레이트 길이를 점점 증가시키면 멤브레인의 강성은 전체 길이에 커튼 플레이트를 적용한 C3의 멤브레인 강성에 수렴한다.

위의 언급한 가정들을 종합해 보면 커튼 플레이트의 두께가 증가되는 부분의 길이가 일정값을 도달하게 되면 멤브레인 강성값은 전 길이에 두께를 키운 C3과 동일하게 되고, 그 길이에 대한 영향 계수를 찾는 문제로 귀결될 수 있다.

Fig. 11과 같이 커튼 플레이트의 길이를 증가시키는 경우 멤브레인 강성이 선형적으로 증가하는 Type 2와 비선형적인 관계를 갖는 Type 1과 Type 3로 구분할 수 있으며, 이러한 관계를 찾는 방법이 필요하다.

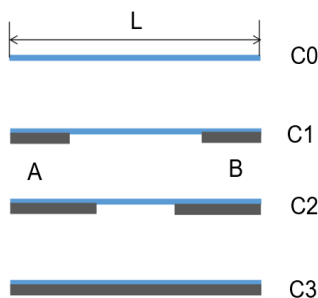


Fig. 10 Curtain plates with various sizes

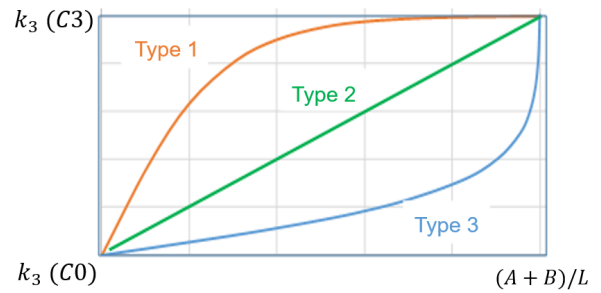


Fig. 11 Effectiveness of curtain plate length for membrane stiffness

### 3.3 유한요소해석을 통한 보강 효과 분석

커튼 플레이트 치수(두께, 길이)와 강성 계수와의 관계를 찾는 방법은 실험을 통한 통계적 분석이 있으나, 본 연구에서는 유한요소(Finite Element, FE) 해석을 적용해 분석하였다. FE해석은 구조물의 비선형 및 대변형 거동이 예상되므로, 이에 대한 물리적 거동 분석에 널리 사용되는 MSC/Nastran의 비선형 해석 방법(하중-변위 제어법)을 이용하였다 (MSC Nastran, 2020).

Table 1은 본 연구를 위해서 사용된 부재(flat bar, T bar, L bar)들의 치수를 나타낸 것이며, Fig. 12는 양단의 커튼 플레이트를 적용하지 않은 것부터 양단 커튼 플레이트 길이(A+B)를 약 10% 증가시켜 80%까지만 적용한 것, 나머지 하나는 전체 길이 방향(100%)으로 증가된 두께를 적용한 부재의 형태를 나타낸 것이다.

그리고 커튼 플레이트에 보강된 두께의 증가는 기존 판 두께의 약 50%와 100%를 증가시킨 것으로 해석을 수행하였다. 따라서 3가지 부재 타입(flat bar, T bar, L bar)에 대해서 커튼 플레이트의 길이를 고려한 10개 case들과 커튼 플레이트의 두께를

Table 1 FE model cases

Cases	Plate	Web	Flange
	500 mm (7t)	140 mm (9t)	-
	500 mm (6t)	125 mm (9t)	120 mm (9t)
	600 mm (8t)	100 mm (8t)	100 mm (8t)

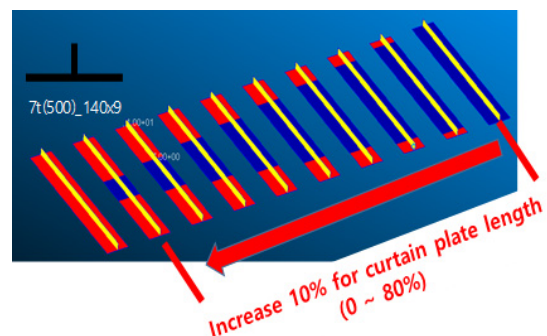


Fig. 12 Cases for increased length of curtain plates

판 두께의 약 50%와 100% 증가시킨 조건들까지 총 60가지 경우에 대해 해석을 수행하였다. 60개의 비선형 해석 수행을 위해서, 구조 모델의 요소 사이즈는 NORSOK N-004 및 DNVGL RP C-204의 조인에 따라 부재 두께의 약 5배정도 크기를 사용하였고, 재료모델은 Table 2와 같다.

비선형 구조 해석을 위해서 사용된 모델의 경계조건은 길이 방향 양끝단은 모든 자유도를 구속하였고 폭방향에 대해서는 대칭 조건을 적용하였다. 하중은 균일 하중을 적용하여 정적 비선형 해석을 수행하였다. Fig. 13은 해석에 사용된 경계 조건과 하중 조건을 나타내고 Fig. 14는 해석을 통해서 얻어진 해석 결과중 하나인 구조 부재의 변형된 결과를 나타내고 있다.

Fig. 15는 37가지 부재 형태중 하나인 flat bar (FB)의 커튼 플레이트의 두께를 약 50% 증가시킨 후 그 길이를 변화시킴에 따라 멤브레인 강성이 증가하는 결과가 나타나는데, 처음 10% 정도의 커튼 플레이트 길이를 증가시킨 경우에 가장 두드러진 멤브레인 모델의 해석 결과이다. 그래프에서 나타낸 숫자들(예: 01 커튼 플레이트 = (A+B)/L =10%)이 커튼 플레이트가 적용된 길이의 비율을 의미한다. 해석 결과에 의하면 커튼 플레이트의 길이가 증가함에 따라 강성이 증가하는 효과가 나타났으며, 30% 이상 curtain plate 길이를 적용한 경우에는 전체 길이에 적용한 결과와 유사한 멤브레인 강성을 보임을 확인하였다.

Table 2 FE Model for analysis

Elastic modulus (MPa)	2.08E+05
Yield stress (MPa)	355
Nonlinear material model	Perfectly plastic model
Element No.	7200
Node No.	7550

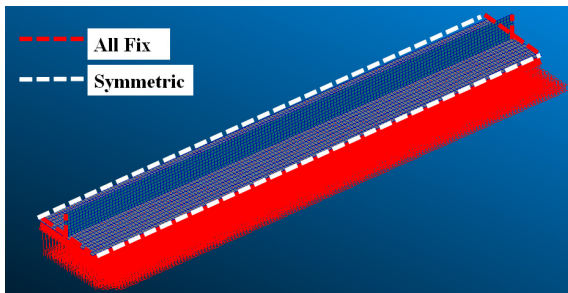


Fig. 13 Boundary and load condition for analysis

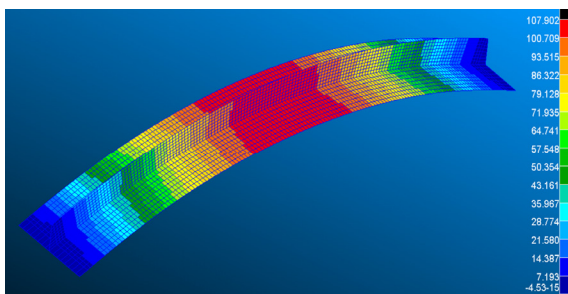


Fig. 14 Deformed shape of analysis result

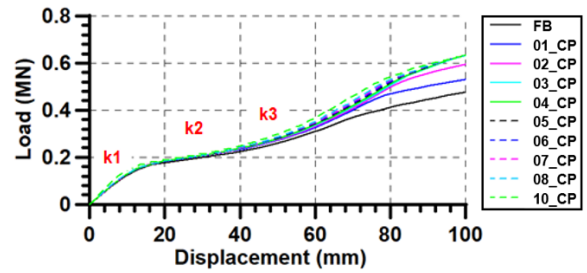


Fig. 15 FE analysis results for flat bar

위의 flat bar 모델의 해석 결과를 Fig. 11의 그래프 형태로 분석하기 위해 Fig. 16에 나타냈으며, Type 1 (Fig. 11) 형태와 유사한 비선형 관계를 보여주고 있음을 알 수 있으며, 이것은 통계 모델 중 하나인 지수 함수의 누적 분포와 유사한 형태를 보여준다.

이와 같은 방법으로 60가지 case 해석을 수행한 결과에 대해서 curve fitting 하여 아래와 같이 증가된 멤브레인 강성( $\Delta k_3$ )을 추정하기 위해 지수 형태 함수를 이용하여 식 (13)과 같이 표현할 수 있다.

$$\Delta k_3 = \Delta t \times S \times (1 - \exp(-kx^{\frac{n}{s}})) \quad (13)$$

여기서,  $\Delta k_3$ 는 증가된 멤브레인 강성(increased membrane stiffness),  $\Delta t$ 는 강화된 커튼 플레이트의 두께(reinforced thickness of curtain plate),  $S$ 는 플레이트 폭(width of plate),  $x = (A+B)/L$  이다.

위 식 (13)의 지수함수 안에 사용된 계수  $k, n, s$ 는 FE 해석 결과에 대한 평균값으로 구하였으며, Fig. 17은 도출된 계수를 이용한 식 (13)과 모든 구조 해석 수행 결과와 비교한 것이다.

비교 결과 어느 정도 오차를 나타내고 있지만, 폭발강화격벽의 치수에 따라 증가된 멤브레인 저항력의 물리적 거동 경향을 잘 나타내고 있는 것으로 판단된다. 따라서 본 방법을 적용하여 치수에 따른 멤브레인 강성값을 근사적으로 구할 수 있는 관계식에 적용할 수 있다. 추후 좀 더 많은 해석 자료 확보를 통해 더 깊이 있게 부재의 특성을 반영하여 정확도를 높일 필요가 있다. 또한 위의 계수들( $k, n, s$ )을 추정함에 있어서 부재의 형태(flat bar, T bar, L bar 등) 및 부재의 치수를 반영하는 방법도 고려하여 좀 더 세부적이고 정확하게 실제 거동을 반영하는 연구가 필요할 것이다.

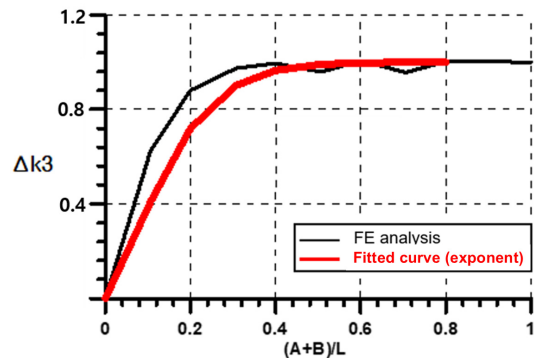


Fig. 16 Comparison between FE analysis and fitted curve for flat bar

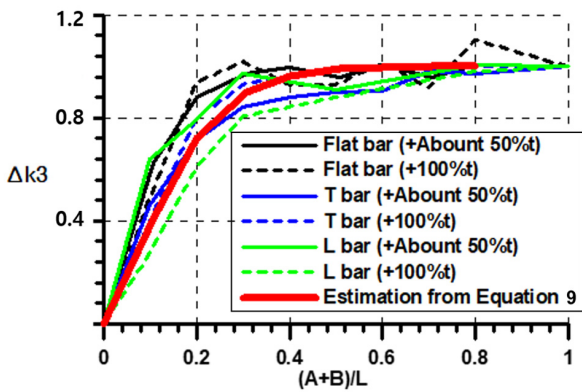


Fig. 17 Comparison results of membrane stiffness

### 3.4 설계 방법 적용

본 연구를 통해서 얻어진 커튼 플레이트의 멤브레인 강성을 구하는 방법과 Fig. 7에 언급된 개념에 따라 보 설계 방법을 적용하여 충격량을 고려한 구조 부재 설계를 검토하였다.

Fig. 18에 표시된 점 ①, ②, ③들은 앞서 언급된 NORSOK Standard(N-004) 및 DNV RP(C-204) 이론식으로 구할 수 있는 주요 값들이며, 이러한 점들을 연결하면 부재의 저항 곡선이 된다.

$$R_3 = K_3 \times w_3 \quad (14)$$

$$K_3 = k_3 + \Delta k_3 \quad (15)$$

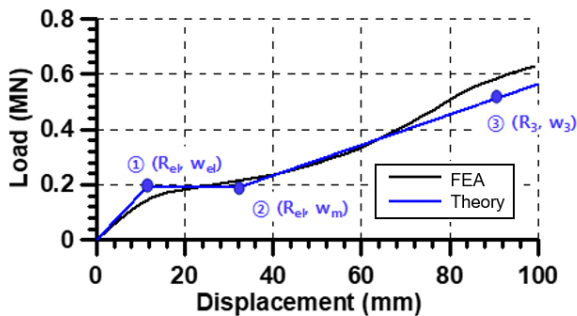


Fig. 18 Comparison results between FE results and theory formula

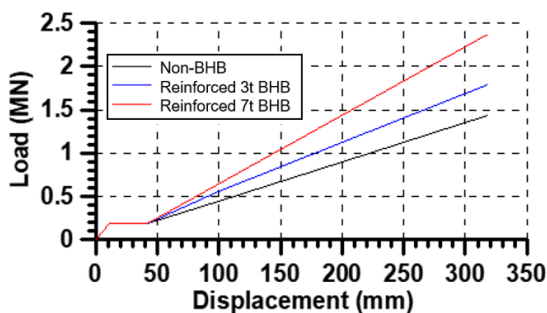


Fig. 19 Comparison results between Non-BHB and BHB

여기서  $R_3$ 와  $w_3$ 는 각각 멤브레인 저항하중과 변위,  $K_3$ 는 커튼 플레이트의 멤브레인 강성이다.

위의 식을 통해 폭발 강화 격벽의 적용 보강 정도에 따라 계산된 구조물의 저항 곡선을 Fig. 19에 나타내었다. 허용 변위는 Fig. 5의 내용에 따라 허용 각도를 12도로 정의하여 구할 수 있다. 커튼 플레이트에 보강 두께를 키울 때 멤브레인 강성이 증가한 것을 확인할 수 있다.

### 3.5 동적 비선형 해석을 통한 검증

앞서 소개했던 방법론에 대해서 동적 비선형 해석을 통해서 충격량에 대한 구조 응답을 검증하였다. FE 해석을 수행한 방법은 앞서 언급한대로 하중의 지속시간과 구조물의 고유주기와 관계에 따라 구조응답 특성이 달라지기 때문에, 충격하중에 대한 하중 지속시간은 고유주기의 1/3을 적용하였다. 해석에 적용된 프로그램은 충격하중에 대해서는 동적 비선형 해석에 널리 사용되는 LS-Dyna를 사용하였다. 해석 모델은 앞서 정적 비선형 해석에 사용된 폭발강화격벽을 적용한 모델을 이용하여 해석을 수행하였고 모델의 정보는 Table 3에 나타냈다. Table 4는 각각 해석을 위한 충격하중(impulse, pressure)과 하중의 지속 시간을 나타내고 있다. 동적 하중은 직각 삼각형 형태의 하중 패턴(Fig. 2)을 적용하였다.

Fig. 20은 각각 3가지 구조 모델에 대하여, 충격 Impulse에 대한 응답 결과를 나타낸다. 결과에 나타났듯이, T bar를 제외한 나머지 부재의 경우 유사한 경향을 보이고 있다. 이것은 T-bar의 경우 이론적 결과가 유한요소 대비 좀 더 보수적인 결과를 주어 응답 변위가 크게 계산되었기 때문이다. 이러한 T-bar에서 발생하는 오차는 통상적으로 보수적인 설계식을 적용하는 관점에서 초기 설계 단계에서 근사값을 구해 손상 체적을 억제하는 데 있어 폭발강화격벽 적용에는 오히려 유효할 것으로 판단된다.

Table 3. FE model for BHB analysis

Model	Stiffener (mm)	tc/A/tA/tB(mm)	Length (mm)
1	140x9(FB)	7/460/10/460/10	3000
2	125x9+120x9 (T bar)	6/460/8/460/8	3000
3	100x100x8 (L bar)	8/420/12/420/12	2800

Table 4 Load cases for dynamic analysis

Case	Impulse (kPa*s)	Pressure (kPa)	t <sub>d</sub> (sec)
1	1.40E+03	1630	1.72E-03
2	2.65E+03	4030	1.31E-03
3	4.30E+03	7810	1.10E-03



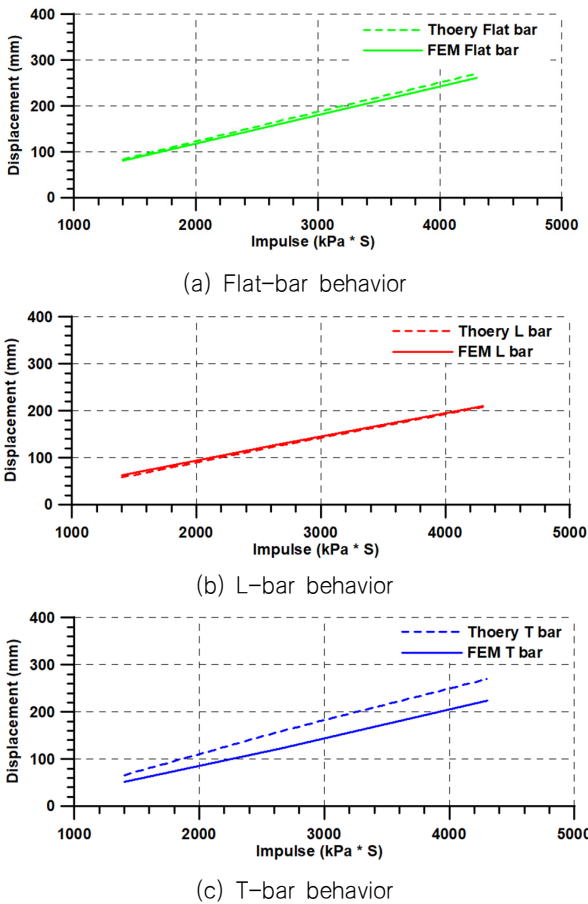


Fig. 20 Comparison results of impulse response for BHB

## 4. 결론

본 논문에서는 폭발 하중에 대해 구조물의 고유 주기를 고려하여 충격량 및 압력에 따라 구조물을 평가하고 설계하는 기법을 제안하기 위해서, 국제 설계 지침서인 NORSOK N-004와 DNV RP C-204 방법을 활용한 연구를 소개하였다. 이 지침서들은 길이 방향으로 일정한 단면 형상을 갖는 보에 대한 저항 곡선을 계산하여 보의 허용 충격량과 압력을 제공하는 방법으로 계산된다. 이러한 원리를 이용하여 보의 양 끝단 두께를 키워 멤브레인 인장 효과를 이용하여 폭발 하중에 대한 저항 능력을 증가시키는 폭발강화격벽의 평가 및 설계 기법을 제안하였다. 이러한 폭발강화격벽의 보강은 압력과 충격에 대한 저항 내력을 증가시켜 함정의 구조 강도 개선을 통해 함정의 취약성을 감소시킬 수 있을 것으로 예상된다.

본 방법은 폭발강화격벽의 효과를 설계단계에서 검증함으로써 함정의 생존성을 개선하는데 적용할 수 있어, 보강량 대비 취약성 개선 정도를 정량적으로 분석하여 보다 효과적인 설계를 수행할 수 있을 것으로 기대된다. 또한, 본 연구에서 얻은 연구 결과는 현업에서는 자주 적용되는 부재 위주로 해석 결과분석을 통해 얻은 자료를 통계화함으로써 그 활용성을 높일 수 있을 것으로 기대되며, 향후 연구에서는 부재의 형태(flat bar, T bar, L bar 등) 및

부재의 치수의 반영을 통해 설계식을 고도화 하여 실제 거동을 더욱 정확히 묘사하는 연구를 진행할 예정이다.

## 후 기

본 과제는 대우조선해양과 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구 (No. 2020R1A5A8018822)이며, 연구비 지원에 감사드립니다.

## References

- Al-Thairy, H., 2017. Single degree of freedom analysis method for steel Beams under blast pressure using nonlinear resistance function with strain rate effects, *Journal of Babylon University/Engineering Sciences*, 24(3), pp.298-313.
- Amdahl, J., 2003. *Revised NORSOK standard N-004 on accidental explosion*. [Online] Available at <https://www.usfos.com/publications/explosion/documents/2003-DesignOrientedMethodsAccidentalExplosions.pdf> [Accessed 1 August 2022].
- Amdahl, J., 2004. *Resistance to accidental and very extreme explosion*. [Online] Available at <https://www.usfos.com/publications/explosion/documents/2004-ResistanceAccidental&ExtremeExplosions.pdf> [Accessed 1 August 2022].
- Baker, W.E., Cox, P.A., Kulesz, J.J., Strehlow, R.A. and Westine, P.S., 1983. *Explosion hazards and evaluation*. Elsevier Scientific Pub: Amsterdam(New York).
- Brefort, D., S. Colin, A.H. Jansen, E. Duchateau, Pawling, R. et al., 2018. An architectural framework for distributed naval ship systems. *Ocean Engineering*, 147, pp.375-385.
- DNVGL, 2019. *Structural design against accidental loads, recommended practice*, DNVGL-RP-C204.
- Habben Jensen, A.C. Kana, A.A. and Hopman, J.J., 2019. Markov-based vulnerability assessment for the design of on-board distributed systems in the concept phase. *Ocean Engineering*, 190, pp.106448.
- Idriss, J., Fritz, J. and Schmidt, J., 2016. Dynamic analysis of insulated metal panels for blast effects, *Structures Magazines*, pp.12-15.
- Kim, S.H., 2015, *Development of blast hardened bulkheads with attached aluminum foam*, Master. KAIST.
- Kim S.J., Son, J.M., Lee, J.C., Li, C.B., Seong, D.J. and Paik, J.K., 2014. Dynamic structural response

- characteristics of stiffened blast wall under explosion load, *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 51(5), pp.380–387.
- Kim, U.N. and Ha, S.S., 2020. A review on practical use of simple analysis method based on SDOF model for the stiffened plate structures subjected to blast loads. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 57(2), pp.70–79.
- Kim, Y.Y., Choi, G.G., Na, Y.S. and Han, S.H., 2015. Development of design and validation technology for blast hardened bulkheads, Proceedings of Advances in Structural Engineering and Mechanics (ASEM15), Incheon, Korea, August 25–29.
- Lee, S.G., Lee, H.S., Lee, J.S., Kim, Y.Y. and Choi, G.G., 2017. Shock response analysis of blast hardened bulkhead in partial chamber model under internal blast, *Proceedings of the 11th International Symposium on Plasticity and Impact Mechanics (Procedia Engineering)*, 173, pp.511–518.
- MSC Nastran, 2020. *Nonlinear User's Guide*.
- Nho, I.S., Park, M.J. and Cho, Y.S., 2018a. Preliminary structural design of blast hardened bulkhead (The 1st report : formulation of simplified structural analysis/design method). *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 55(5), pp.371–378.
- Nho, I.S., Park, M.J. and Cho, Y.S., 2018b. Preliminary structural design of blast hardened bulkhead (The 2nd report: scantling formula for curtain plate type blast hardened bulkhead), 55(5), pp.379–384.
- NORSOK Standard, 2004. *Design of steel structures, Rev.2*, Standard N-004, Norway Lysaker: Standards Norway.
- Republic of Korean Navy, 2019, *Guideline for Design of Blast Hardened Bulkhead*.
- Shin, H.S., Kim, S., Moon, J., Kim, W. and Hong, W., 2020. Failure behavior analysis of single-leaf blast-resistant door by explosion loads, *J. Korean Soc. Hazard Mitig.* 20(4), pp.195–206.
- Sohn, J.M. and Kim, S.J. 2017. Numerical investigation of structural response of corrugated blast wall depending on blast load pulse shape. *Latin American Journal of Solid and Structures*, 14(9), pp.1710–1722.
- Stark, S. and Sajdak, J., 2012. Design and effectiveness criteria for blast hardened bulkhead applications on naval combatants, *Proceedings of the 4th International Conference on Design and Analysis of Protective Structures*, Jeju, Korea.
- Stark, S.A., 2016. *Definition of damage volumes for the rapid prediction of ship vulnerability to AIREX weapon effects*. Master, Virginia Tech.
- Stolz, A., Millon, O. and Klomfass, A., 2016. Analysis of the resistance of structural components to explosive loading by shock-tube tests and SDOF models, *Chemical Engineering Transactions*, 48, pp.151–156.
- U.S. Army corps of engineers, 2008. *Structures to resist the effects of accidental explosions*.
- Tsai, Y. and Krauthammer, T., 2017. Energy based load-impulse diagrams. *Engineering Structures*. 149, pp.64–77.

