

# 폭발강화격벽의 초기구조설계에 관한 연구 (제2보 : 커튼판 방식 폭발강화격벽의 설계식 개발)

노인식<sup>1,†</sup> · 박만재<sup>2</sup> · 조윤식<sup>3</sup>  
충남대학교 선박해양공학과<sup>1</sup>  
한국선급<sup>2</sup>  
국방과학연구소<sup>3</sup>

## Preliminary Structural Design of Blast Hardened Bulkhead (The 2nd Report : Scantling Formula for Curtain Plate Type Blast Hardened Bulkhead)

In Sik Nho<sup>1,†</sup> · Man-Jae Park<sup>2</sup> · Yun Sik Cho<sup>3</sup>  
Department of Naval Architecture & Ocean Engineering, Chungnam National University, Daejeon, Korea<sup>1</sup>  
Korean Register, Busan, Korea<sup>2</sup>  
Agency for Defense Development<sup>3</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.

This study showed the development process of structural design method of BHB(Blast Hardened Bulkhead) which are applicable in preliminary design stage. In the previous 1st report, the simplified structural scantling equations of BHB were formulated theoretically using the modified plastic hinge method supplemented by considering the membrane effects due to large plastic deformation. And the scantling methodology of plate thickness and section area of stiffeners of the curtain plate type BHB was dealt with. In the present 2nd report, derivation process of the correction factors which can adjust the developed scantling equations considering the uncertainties contained in the design parameters was introduced. Considering the actual BHB structures of 3 warship, the correction factors for the developed scantling equations for curtain plate type BHB were derived. Finally the applicability, validity of them and the strategy of future improvement were considered.

**Keywords** : Blast hardened bulkhead(BHB, 폭발강화격벽), Curtain plate(격벽판), Joint structure(연결구조), Blast impact pressure(폭발충격압력), Scantling formula(구조설계식), Correction factor(보정계수), Survivability of naval ships(함정 생존성)

## 1. 서론

최근에는 함정의 전투상황 중 격실 내부에서 폭약이 폭발할 때, 큰 폭발 충격압력으로 인한 격벽의 파손 발생 가능성을 줄이고 수밀 성능을 유지하여 이웃 격실의 손상 및 연쇄적인 침수를 방지하기 위해서 주요 격실 주위에는 폭발강화격벽을 설치하는 것이 일반화되고 있다.

폭발강화격벽의 운용 상 요구조건은 폭발 압력 및 부수 효과의 파급을 가능한 한 2개의 인접 격실만으로 제한시킴으로써 폭발 후 침수 수압에 대한 격벽의 잔류 강도 확보 및 수밀 유지와 함께 화재 및 침수로부터 이웃 격실을 보호함으로써 궁극적으로

함정의 생존성을 향상시키는 것이다. 이 요구 조건은 격실 내부에 폭발이 발생했을 때 최소한 1개의 격벽은 파단되지 않고 수밀을 유지해야 한다는 것을 의미한다. 즉 격실 한 가운데 지점에서 위험무기가 폭발했을 때 격벽의 수밀이 보장되어야 한다는 조건으로 이해할 수 있다 (Nho et al., 2013; Nho et al., 2015).

한편, 격벽과 갑판 및 선축의 연결부(joint)는 용접부의 잔류응력과 국부적 응력 집중으로 인하여 과도한 인장력을 견디기 어려운 가장 취약한 부위로 판단된다. 연결부 구조 형상은 파괴 가능성을 줄이기 위해 유연성(flexibility)을 유지해야 하지만 변형량을 제한하기 위해서 어느 정도 이상의 강성을 확보할 필요가 있다. 따라서 격벽과 마찬가지로 연결부의 구조설계에 있어서도 응력

및 변형도의 분포를 가능한 균일하게 분포하고 효율적으로 소성 변형 부위가 형성되도록 구조부재를 배치하는 것이 가장 핵심적인 고려사항이다 (Stark & Sajdak, 2012; Nho & Park, 2014).

여러 가지 형태의 연결구조가 제안되고 있으나 현재까지는 갑판과 연결되는 격벽 상부와 하부의 주판 두께를 증가시키는 소위 커튼판(curtain plate) 방식 폭발강화 격벽이 형상의 단순함과 제작의 편의성으로 인하여 여러 실적선에 적용되고 있다.

이미 본 연구의 제1보 (Nho, et al., 2018)에서 내부 폭발에 의한 설계 폭발압력의 간이추정 방안을 제시하였고, 보의 막력을 고려한 소성설계법에 따라 폭발강화격벽 구조설계의 초기 단계에 적용 가능한 합리적인 간이 구조해석법을 연구함으로써 효율적인 폭발강화격벽 구조의 초기 설계기법 개발에 적용하기 위한 연구를 수행한 바 있다. 그 결과 이론적으로 유도된 간이설계식을 실제 커튼판 방식 폭발강화격벽의 초기 구조설계 문제에 적용하여 부재들의 치수들을 결정할 수 있는 구조설계식을 개발하였다.

제1보에서 유도된 이 초기 구조설계식에는 설계 폭발압력의 결정, 사용 재료의 파괴특성치, 보강판의 보 모델 이상화 등 여러 가지 설계변수들에 대한 불확실성이 내포되어 있기 때문에 실제 구조설계에 적용하기 위해서는 이러한 불확실성과 안전계수를 포함하는 보정계수(correction factors)의 도입이 필요하다.

따라서 이번 제2보에서는 제1보에서 개발된 간이 설계식 원형으로 계산된 치수들과 주어진 기존 실적선의 폭발강화격벽 치수들을 비교하여 유사한 결과가 도출될 수 있는 타당한 범위의 보정계수를 결정하는 방법을 제시하였다. 또한 이 보정계수를 포함하는 새로운 커튼판 방식 폭발강화격벽의 치수 설계식을 제안하였고, 이에 대한 타당성을 평가하는 한편, 추후 보완 방안을 함께 제시하였다.

## 2. 폭발강화격벽의 간이 구조설계식

### 2.1 설계 폭발압력

제1보 (Nho & Park, 2018)에서 정리한 바와 같이 격실 내부의 폐쇄된 공간에서 발생하는 내부 폭발 문제만을 고려한다. 초기 구조 설계 단계에서는 격벽에 심각한 손상을 발생시키는 준정적 가스 압력( $p_g$ , gas pressure)이 보편적으로 사용되고 있으므로, 본 연구에서도 현재 각 산업에서 사용하고 있는 다음과 같은 준정적 가스압력을 폭발강화격벽의 설계 폭발압력  $p_D$ 로 간주한다 (UFC, 2008).

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

### 2.2 커튼 판(Curtain plate) 보강 폭발강화격벽의 설계식의 기본 형태

폭발강화격벽의 설계는 극한상태 즉 순간적으로 작용하는 엄

청난 크기의 내부폭발압력에서 대한 격벽 구조와 연결부의 내하 능력을 고려해야 하므로, 최대하중에서 대규모 소성변형의 발생과 이어지는 전체 구조물이 붕괴되는 과정을 면밀하게 고찰해야 한다. 일반 구조물에서는 국부적 항복 발생하더라도 아직 여유 강성(redundancy)을 갖고 있기 때문에 즉시 전체 붕괴로 이어지는 않기 때문에 완전한 붕괴에 이를 때까지 구조 거동을 정량적으로 평가해야 한다 (Søreide, 1981).

통상적인 보의 소성설계법은 단면의 소성모멘트  $M_p$ 를 기준으로 한다. 일단, 보의 두 지지점 사이(1 span)에서 3개의 한지(단순지지점 또는 소성관절)가 존재하면 그 경간에 작용하는 추가적인 하중에 대한 굽힘 강성이 영이 되어 더 이상의 하중을 견딜 수 없기 때문에 구조물 전체의 붕괴로 이어지는 것으로 간주한다.

그러나, 제1보 (Nho, et al., 2018)에서 밝힌 것처럼 양단 지지점에서 축 방향 변형이 구속된 경우에는 소성 관절이 발생한 이후에도 압력이 증가하면 처짐 역시 더욱 커지게 되고, 대변형에 기인하는 비선형 기하학적 특성에 의해 하중 지지 능력이 점차 증가한다. 결국 이에 따른 내부적인 막력의 증가가 동반되므로 이 추가적인 막력에 의해 최종적으로 단면의 모든 부분이 인장항복으로 소성화된다. 이미 보의 단면 내에서 소성구역이 발생, 진행되어 완전히 인장 축의 막력으로 이행되는 전 과정을 개념적으로 보인 바 있으며, 분포하중을 받는 양단 고정 보를 가상일의 원리를 적용하여, 보의 단면적-하중 관계식을 유도한 바 있다.

또한 최종적으로 보강판의 설계단면적  $A_D$ 를 다음과 같은 형태로 얻었다 (Nho & Park, 2018).

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

이 때, 각 변수들의 의미는 다음과 같다.

- $A_{st}(= A_w + A_f)$  : 보강재의 단면적(웹, 플랜지 면적의 합),
- $b$  : 격벽 보강재의 간격,
- $t_p$  : 격벽 주판의 두께,
- $l$  : 격벽의 높이(보의 길이)의 1/2
- $\epsilon_f$  : 재료의 파단변형도,
- $\sigma_Y$  : 재료의 항복응력

또한 이 식을 최근 건조되는 함정에 주로 채택되고 있는 양단에 커튼 판(curtain plate)을 보강하는 방식의 폭발강화격벽에 적용하여 Fig. 1에서 보인 수밀격벽 높이  $l_1$ , 커튼 판 부분의 높이  $l_2$ 와 두께  $t_c$ , 보강재 단면적  $A_{st}$  등, 각 구조요소들의 치수 결정 공식을 아래와 같이 유도한 바 있다 (Nho & Park, 2018). 이때 소성관절의 발생 위치와 발전 순서는 Fig. 2와 같이 가정하였다.

제1보에서 제시된 커튼 판 보강 폭발강화격벽의 가장 핵심적인 설계변수인 커튼 판의 두께와 설치 범위는 다음과 같다.

$$l_2 \geq \frac{l_t}{2} - \frac{2\sqrt{2\epsilon_f \sigma_Y}}{b p_D} (A_{st} + t_p b), \quad (3)$$

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

여기서, 격벽 주판의 두께  $t_p$ , 보강재의 단면적과 간격  $A_{st}$ ,  $b$ 는 통상적인 수밀 격벽의 치수 설계식으로부터 잠정적으로 결정할 수 있으며, 격벽 재료의 파단 변형도  $\epsilon_f$ , 항복 응력  $\sigma_Y$  등 파단 관련 재료 특성치들에 대한 공칭값은 각종 설계 자료집이나 실험을 통하여 얻을 수 있다.

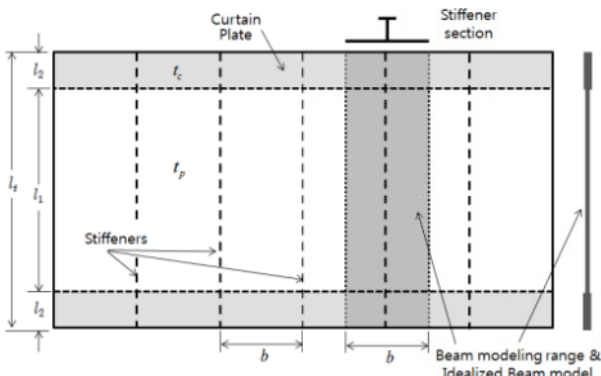


Fig. 1 Arrangement of curtain plate reinforced BHB and beam modeling

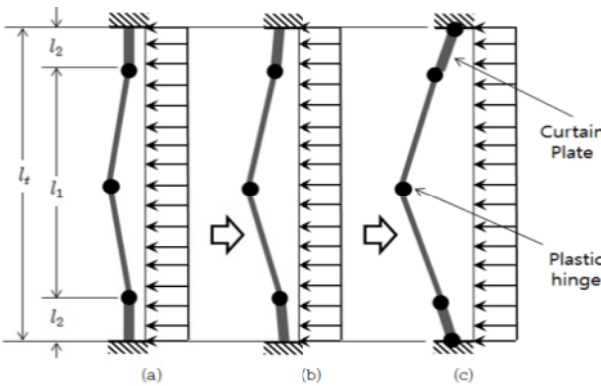


Fig. 2 Beam model of curtain plate reinforced BHB and evolution of plastic hinges

대상 위험 무기가 정해지면 폭약의 무게가 결정되고, 격실 내 폭발 지점의 위치를 가정하여 격벽에 작용하는 폭발압력  $p_D$ 를 (1)식의 가스압력 간이 추정식을 통하여 결정할 수 있다.

### 2.3 폭발강화격벽 간이설계식의 보정

이와 같이 소성관절법과 막력을 고려한 폭발강화격벽의 간이

설계식에는 현재까지 정확한 값을 특정하기 어려운 불확실한 재료 물성치들(항복응력  $\sigma_Y$ , 파단변형도  $\epsilon_f$  등)이 포함되어 있다. 그리고, 설계 폭발압력을 준정적 가스압력(gas pressure)으로 가정하였고, 구조모델 자체도 막력을 고려한 최종강도 측면에 주안점을 뒀으므로 초기 충격압력에 의한 동적거동의 영향이 고려되지 않고 있다. 또한 선체 구조와 연결 부위에서 발생하는 국부적 변형의 불확실성 등을 모두 정확히 고려하기는 힘들다. 따라서 정확한 결정이 어려운 이러한 불확실한 요소들과 함께 안전계수(safety factor)를 포함하는 부분적인 보정이 필요한 것으로 판단된다. 물론 이러한 불확실 요인들은 각 입력 인자들의 통계적 신뢰도 평가 측면으로 접근하는 것이 바람직하지만 믿을 만한 실적선 자료가 다수 존재하는 경우에는 실적선 설계자료를 이용하여 역 추정도 가능할 것으로 사료된다.

여기서 보정계수  $\gamma$ 는 설계폭발압력, 항복응력(yield stress)과 파단변형도(fail strain)까지 포함한 모든 계수들의 불확실성을 고려하여 하나의 계수로서 개념적인 형태로 표현한 것으로 간주할 수 있다. 즉, 이미 가정한 재료물성치의 공칭값  $\bar{\epsilon}_f, \bar{\sigma}_Y$  와 공칭 설계압력  $\bar{p}_D$  값을 고려하면, 보정계수  $\gamma$ 는 다음과 같이 3 가지 불확실한 상수들에 대한 보정계수를 조합한 형태가 될 수 있다. 격벽의 단면적과 설계 변수들 간의 관계가 (2)식으로 주어지므로 보정계수 역시 각 부분 보정계수가 함께 고려된 다음과 같은 개념적인 형태로 표현되는 것으로 간주할 수 있다.

$$\epsilon_f = \gamma_\epsilon \cdot \bar{\epsilon}_f, \quad \sigma_Y = \gamma_\sigma \cdot \bar{\sigma}_Y, \quad p_D = \gamma_p \cdot \bar{p}_D, \quad (5)$$

$$\gamma = \frac{\gamma_p}{\sqrt{\gamma_\epsilon \cdot \gamma_\sigma}}$$

본 연구에서는 기 건조된 3척의 실적선 함정에 개발된 간이 설계식으로 얻어진 폭발강화격벽 설계치들을 실제 폭발강화격벽 치수들과 비교하여 유사한 결과가 도출될 수 있는 타당한 범위의 보정계수를 결정하고자 한다.

간이 설계식의 보정계수 계산과정의 첫 단계로서 커튼판 길이  $l_2$ 를 기준으로 보정계수  $\gamma_l$ 를 추정할 수 있고, 또 다음 단계로 커튼 판의 두께  $t_c$ 를 기준으로 보정계수  $\gamma_t$ 를 유추할 수 있다. 두 단계에서 각각 추정된 두 보정계수  $\gamma_l$ 과  $\gamma_t$ 는 원칙적으로 같아야 하지만 많은 실적선 자료에 대한 통계적 처리를 통하여 최적의 값을 취하는 것이 타당할 것으로 판단된다.

#### (1) 커튼 판 길이 기준 보정계수, $\gamma_l$ 결정 과정

설계 조건들이 주어지면 첫 단계로서 개발된 폭발강화격벽의 간이 계산식을 이용하여 설계 압력에 견딜 수 있는 일반 수밀격벽 부분의 보의 최대 길이  $l_1$ 을 계산할 수 있다. 이때, 설계 폭발압력은 가스압력의 간이 추정식으로 부터 얻어진다.

보의 길이가 길어질수록 압력을 견딜 수 있는 내하능력이 작아지므로, 주어진 수밀 격벽의 단면 치수로서 설계 폭발압력을

견딜 수 있는 보의 최대 길이  $l_1$  과 커튼판 길이  $l_2$  는 (3)식에서 다음과 같이 구할 수 있다.

이때, (3)식에 실적선의 일반 수밀격벽 부분 단면적  $A_{st} + t_p b$  를 대입하여 계산한  $l_1$  이 실제 실적선의  $l_1$  과 유사한 값을 주목 하는 보정계수를 구한다. (3)식에 보정계수  $\gamma_1$  을 적용한 형태의 식을 (6)식과 같이 두면, 커튼판의 길이  $l_2$  가 (7)식으로 얻어진다.

$$l_1 \geq \frac{4\sqrt{2\epsilon_f}\sigma_Y}{\gamma_1 b p_D} (A_{st} + t_p b), \quad (6)$$

$$l_2 \geq \frac{l_t}{2} - \frac{2\sqrt{2\epsilon_f}\sigma_Y}{\gamma_1 b p_D} (A_{st} + t_p b). \quad (7)$$

따라서 역으로 실선 구조설계 자료가 주어진다면 보정계수  $\gamma_1$  는 (6)식으로부터 다음과 같이 추정할 수 있다.

$$\gamma_1 \approx \frac{4\sqrt{2\epsilon_f}\sigma_Y (A_{st} + t_p b)}{l_1 b p_D}. \quad (8)$$

(2) 커튼판 두께 기준 보정계수,  $\gamma_2$  결정과정

격벽 구조에 커튼 판이 설치되면 중간 부분의 수밀 격벽 부분 보의 유효 길이가 짧아지는 효과가 발생하기 때문에 Fig. 2의 소성 관절에서 파괴가 발생하는 압력이 증가되는 것으로 생각할 수 있다. 따라서 추가적인 입력 증가에 견디면서 최종적으로 설계 폭발압력  $p_D$  에 도달할 때 커튼 판으로 보강된 부분에 소성 관절이 발생하도록 커튼 판의 두께  $t_c$  가 (4)식으로부터 결정하면 된다. 커튼 판 두께를 기준으로 하는 보정계수  $\gamma_2$  를 적용하면 (9)식과 같이 쓸 수 있고, 역으로 실선 구조설계 자료가 주어진다면 보정계수  $\gamma_2$  를 (10)식으로 추정할 수 있다.

$$t_c \geq \gamma_2 \frac{p_D l_t}{4\sqrt{2\epsilon_f}\sigma_Y} - \frac{A_{st}}{b} \quad (9)$$

$$\gamma_2 \approx \left( t_c + \frac{A_{st}}{b} \right) \frac{4\sqrt{2\epsilon_f}\sigma_Y}{p_D l_t} \quad (10)$$

### 3. 보정계수의 결정 및 시설계

Table 1에 3척의 실적선과 커튼 판의 제원을 보였다. 이 자료를 이용하여 실적선과 유사한 수준의 커튼 판 제원이 도출될 수 있도록 보정계수(correction factor)  $\gamma$  를 추정한다.

Table 1 Particulars of BHBs of 3 actual warships

Particulars	Ship-1	Ship-2	Ship-3
Eq. TNT weight	68 kg	218 kg	43 kg
BHB material	AH36	HSLA 100	AH36
Yield stress $\bar{\sigma}_Y$	360 MPa	690 MPa	360 MPa
Fail strain $\bar{\epsilon}_f$	10(%)	10(%)	15(%)
Bhd thickness $t_p$	7 mm	10 mm	7 mm
Curtain plate thickness $t_c$	10 mm	15 mm	11 mm
Curtain plate length $l_2$	400 mm	350 mm	600 mm
Stiffener scantling	120×7(BP) mm	125×125×6/9(T) mm	75×75×5/7(T) mm
Stiffener spacing	500 mm	650 mm	625 mm
Compart. height	2.7 m	2.8 m	3.25 m
Compart. width	13.0 m	13.5 m	13.75 m
Compart. length	6.6 m	12 m	7.2 m

현재 얻어진 실적선 3척의 폭발강화격벽 설계 기준으로 사용된 TNT 중량은 서로 상당한 차이를 보이고 있는데 설계 시 고려된 대상 위협 무기로부터 결정된다. 이것은 이 3척의 실적선에 대한 BHB 설계 기준이 서로 다를 수 있음을 의미한다.

앞서 유도된 (8),(10)식에 Table 1와 같은 실적선 3척의 설계 변수들을 대입하여 커튼 판 길이 및 두께 관점의 보정계수  $\gamma_1, \gamma_2$  를 각각 계산할 수 있다. 각각의 실적선들에 대한 보정계수들을 Table 2에 정리하여 비교하였다.

3척의 실적선에서 얻어진  $\gamma_1, \gamma_2$  값의 평균값을 보정계수로 간주한다면 설계 보정계수는 약 3.4 정도의 값이 된다. 그러나 ship-1의 보정계수는 나머지 두 함정과 상당히 다른 값으로 나타나고 있는데, 그 이유는 세 실적선의 선종이 다를 뿐만 아니라 구조설계 및 구조 안전성에 대한 기준이 상이하였기 때문으로 추측된다. 따라서 결과의 편차가 큰 ship-1 함정을 제외한 나머지 두 함정들로부터 구한 보수적인 보정계수는 약 4.0 정도가 됨을 확인할 수 있다. 이 보정계수를 감안한 간이 설계식 (7)(9)식으로부터 계산된 폭발강화격벽의 치수들을 원 설계 치수들과 비교하여 Table 3에 정리하였다.

Table 2 Comparison of correction factors for 3 warships

	Ship-1	Ship-2	Ship-3
$\gamma_1$	2.19	4.09	3.65
$\gamma_2$	2.07	4.05	4.05

Table 3 Comparison of BHB scantlings obtained from design equations and those of actual warships

	Ship-1		Ship-2		Ship-3	
	$l_2$ (m)	$t_c$ (mm)	$l_2$ (m)	$t_c$ (mm)	$l_2$ (m)	$t_c$ (mm)
Actual scantling	0.4	10	0.35	15	0.6	11
Scantling by Eq.(7)&(9)	0.9	21	0.4	15	0.6	11

Ship-2와 Ship-3에서는 실제 설치된 커튼 판의 치수들이 본 연구에서 제안된 치수 설계식, (7)(9)식으로부터 얻어진 결과와 매우 유사한 값을 주고 있음을 확인할 수 있다. 그러나 Ship-1에서는 서로 상당한 차이를 보이고 있는데, 이것은 앞서 논한 바와 같이 각 실적선에서 커튼 판의 설계변수들(설계 TNT중량, 격실의 체적 등)이 서로 다르고, 선종도 상이하여 동일한 설계 기준을 적용하지 않았기 때문인 것으로 사료된다.

현재까지 확보된 3척의 실적선 자료만으로는 만족할 만한 수준의 신뢰도를 갖는 보정계수를 확보하였다고 평가하기는 어렵다. 그러나 향후 정밀하게 계측된 실험 자료나 정밀 유탄성해석 그리고 다양한 실적선 자료가 확보될 수 있다면 본 연구에서 개발된 설계식의 정도에 대한 검증과 아울러 합리적인 보정계수 확보가 가능할 것으로 판단된다.

### 4. 결 언

본 연구에서는 폭발강화격벽 초기 구조설계 단계에 적용 가능한 간이 해석법 개발을 위하여 폭발압력의 추정과 등가 정적압력에 의한 격벽 구조 거동의 간이 해석/설계법을 다루었다.

먼저 발표된 제1보에서는 소성모멘트만을 고려하는 통상적인 보의 소성관절법 기반 최종강도 해석법에 대변형에 수반되는 막력의 영향을 보완하여 새롭게 정식화하였고, 격벽 주판의 두께 및 보강재 단면적의 결정 과정을 연구하였으며, 나아가 커튼 판 보강 방식 폭발강화격벽의 간이 치수 설계식을 유도하여 커튼 판 길이와 커튼 판의 두께를 결정하는 과정을 보인 바 있다.

이어지는 본 제2보에서는 실적 함정 3척의 폭발강화 격벽 치수들을 참조하여 본 연구에서 개발된 폭발강화격벽 간이 치수 설

계식에 의한 설계결과가 실적선 치수와 유사하게 도출될 수 있도록 보정계수를 추정하는 방법을 제안하였다. 또한 이 보정계수를 적용한 설계공식을 실제 실적선 설계에 적용하고 그 결과를 기존의 치수와 비교, 검토하였다.

현재까지는, 실제 함정에 적용되는 폭발강화격벽의 커튼 판의 설계 변수들에 대한 명확한 근거 자료가 부족하고, 대상 실적선 수도 충분하지 않기 때문에 추후 더 많은 실적선 설계 자료의 축적과 정밀한 보정이 이루어져야 하며, 이를 통해 더욱 합리적이고 신뢰도 높은 설계식이 도출될 수 있을 것으로 사료된다.

향후 실적선의 폭발강화격벽의 구조설계 자료와 DB가 계속 축적/보완된다면, 개발된 간이 설계식의 신뢰도를 더욱 향상시킬 수 있을 것으로 사료된다. 나아가 더욱 합리적인 폭발강화 격벽의 구조 설계 기법으로 발전하기 위해서는 실제 함정 격실 모델에 대한 내부폭발실험을 수행하여 보완하는 과정을 거치는 것이 바람직하겠지만, 현실적으로 많은 비용이 소요된다는 문제점이 있으므로, 이를 감안한 보완책으로서 여러 가지 상황에 대하여 유탄성 해석법 기반 정밀 수치 시뮬레이션을 체계적으로 수행하고 그 결과를 정리하여 반영한다면 현재 개발된 설계/해석 기법을 보완할 수 있을 뿐만 아니라, 보정계수 자료의 축적도 가능할 것으로 보인다.

### 후 기

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

### References

Nho, I.S., Park, M.J. & Yoon, Y.M., 2013. Estimation of structural responses of bulkhead under internal explosion. *Proceedings of the Annual Autumn Conference, Society of Naval Architects of Korea*, Ulsan, Korea, 7-8 November 2013, pp.115-120.

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.

Nho, I.S., Park, M.J., & Cho, Y.S., 2018. 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.

Søreide, TH., 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, 2012.6.19.

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



노인식



박만재



조윤식