

# 수중 폭발에 의한 함체의 비탄성 휘핑 응답에 관한 연구

김현우·서재훈·정준모<sup>†</sup>  
인하대학교 조선해양공학과

## A Study on Inelastic Whipping Responses in a Navy Ship by Underwater Explosion

Hyunwoo Kim·Jae Hoon Seo·Joonmo Choung<sup>†</sup>  
Dept. of Naval Architecture & Ocean Engineering, Inha University, Incheon, Korea

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.

The primary effect of the far-field underwater explosion (UNDEX) is the whipping of the ship hull girder. This paper aims to verify why inelastic effects should be considered in the whipping response estimations from the UNDEX simulations. A navy ship was modeled using Timoshenko beam elements over the ship length uniformly keeping the constant midship section modulus. The transient UNDEX pressure was produced using two types of the Geers-Hunter doubly-asymptotic models: compressible and incompressible fluids. Because the UNDEX model based on incompressible fluid assumption provided more increased fluid volume acceleration in the bubble phase, the incompressible fluid-based UNDEX model was adopted for the inelastic whipping response analyses. The non-linear hull girder bending moment-curvature curve was used to embed inelastic effects in the UNDEX analyses where the Smith method was applied to derive the non-linear stiffness. We assumed two stand-off distances to see more apparent inelastic effects: 40.5 m and 35.5 m. In the case of the 35.5 m stand-off distance, there was a statistically significant inelastic effect in terms of the average of peak moments and the average exceeding proportional limit moments. For the conservative design of a naval ship under UNDEX, it is recommended to use incompressible fluid. In the viewpoint of cost-effective naval ship design, the inelastic effects should be taken into account.

**Keywords :** Underwater explosion, UNDEX(수중 폭발), Whipping response(휘핑 응답), Direct integration(직접 적분법), Far-field UNDEX(원거리 수중 폭발), Stand-off distance(이격 거리), Doubly-asymptotic model(이중 접근 모델), Smith method(Smith 법)

## 1. 서론

해군 전투 함정은 작전 중 여러 종류의 위협에 노출되어 있다. 그중에서도 어뢰 또는 기뢰에 의한 수중 폭발 (underwater explosion, UNDEX)은 함체에 큰 구조적 손상을 발생시켜 전투 기능을 상실시킨다. 수중 폭발은 폭발이 폭발하는 폭발점 (source point)과 폭발 하중이 가해지는 타격점 (stand-off point) 사이의 거리인 이격 거리 (stand-off distance)에 따라 크게 두 가지로 분류된다. 이격 거리가 가까운 근거리 수중 폭발 (near-field UNDEX)은 함체의 국부 구조 또는 탑재 장비에

손상을 입힐 수 있다. 이격 거리가 먼 원거리 수중 폭발 (far-field UNDEX)은 함체의 휘핑 응답 (whipping response)을 유발하며, 함체에 과도한 굽힘 모멘트를 유발할 수 있다.

수중 폭발이 일어나면 일차 충격파 (primary shock wave)와 가스 구체 압력파 (bubble pulse)가 발생한다. 일차 충격파와 가스 구체 압력파는 일반적으로 분리되어 다루어져 왔다. Coles et al. (1946), Farley and Snay (1978), Price (1979)는 일차 충격파를 지수 함수 형태의 경험식으로 나타내었으며, Hicks (1970)는 비압축성 유체를 가정하여 가스 구체의 팽창과 수직 이동을 제시하였다. Geers-Hunter (2002)는 일차 충격파와 가스 구체 압력파를 함께 고려할 수 있는 모델을 제시하였다. 일

차 충격파를 체적-가속도 (volume-acceleration) 모델로 제시하였으며, 가스 구체 압력파를 이중 점근 근사법 (doubly asymptotic approximation, DAA)을 적용하여 제시하였다. Lee et al. (2007)은 충격 응답 해석과 휘핑 응답 해석으로 나누어 해석해 오던 것을 Geers-Hunter 모델을 적용하여 단일 응답 해석이 가능하다는 것을 검증한 바 있다.

최대 응력이 항복을 초과하지 않는 탄성 설계에 기반하여 대부분의 함정이 설계된다. 수중 폭발과 같이 설계 하중을 상회하는 외력이 함체에 가해지면 국부 부재에 좌굴 및 소성 변형이 발생한다. 좌굴 및 소성 변형이 발생한 부재에서의 응력은 주변 부재로 분산 (stress redistribution)되며, 좌굴 및 소성 변형은 주변 부재로 확산되어 함체 단면의 붕괴로 이어질 수 있다. 함체 단면이 견딜 수 있는 최대 강도를 최종 강도라고 정의한다. Caldwell (1965)은 함체 중앙 단면의 소성 붕괴 모멘트에 대한 평가 방법을 제안하고 좌굴 및 소성 변형을 고려한 선체 단면에서의 최종 강도를 계산하였다. 그러나 이 방법은 모멘트-곡률 곡선을 얻을 수 없는 단점이 있다. Smith (1977)는 선체의 중앙 단면을 판과 보강재로 이뤄진 독립적인 요소들로 모델링해서 최종 강도를 계산하는 방법 (Smith 법)을 제안했다. 이 방법을 통해 비선형 모멘트-곡률 곡선을 얻을 수 있다. 변형률 속도에 의한 재료 경화 등과 같은 동적 효과를 무시할 수 있다면, 이 모멘트-곡률 곡선을 함체 단면의 비탄성 (inelastic) 효과를 포함하는 거동으로 간주할 수 있다.

구조물의 시간 이력 해석에는 크게 직접 적분법 (direct integration)과 모드 중첩법 (modal superposition)이 있다. Kwon et al. (2005a)은 휘핑 응답 해석을 위하여 모드 중첩법을 사용한 바 있다. Kwon et al. (2005b)은 가스 구체 압력파에 의한 손상 잠재력의 크기를 나타내기 위해 휘핑 계수를 제안하였고, 모드 중첩법 기반의 휘핑 응답 해석을 수행하여 휘핑 계수의 타당성을 검증하였다. Zhang and Zong (2011)은 모드 중첩법을 적용한 휘핑 응답 해석에서의 강제 운동의 효과에 관한 연구를 수행하였다. Xiao et al. (2016)은 내부 유체의 영향을 고려한 수치 모델을 제시하고 모드 중첩법을 적용한 휘핑 응답 해석을 수행하였다.

문헌 조사에서 알 수 있듯이 휘핑 응답 해석에는 주로 모드 중첩법을 적용해 왔다 (Kwon et al. (2005a); Kwon et al. (2005b); Zhang and Zong (2011); Xiao et al. (2016)). 모드 중첩법은 비교적 빠르게 동적 응답을 계산할 수 있다. 그러나 함체에 작용하는 외력이 비탄성을 유발할 정도로 크다면, 비선형으로 인해 모드 중첩법을 원칙적으로 적용할 수 없다. 따라서, 본 연구에서는 직접 적분법을 적용한 함체의 비선형 휘핑 응답 해석을 통하여 비탄성 휘핑 응답 해석의 필요성을 검증하고자 한다.

비탄성 휘핑 응답 해석에 앞서, 가스 구체의 특성에 따라 폭발 하중이 변동적이므로 이에 대한 영향을 우선으로 고려하였다. 즉, 가스 구체의 압축성이 가스 구체 크기, 이동 속도, 발생 주기 등에 영향을 미치는 것으로 알려져 있으므로, 압축성 및 비압축성 가스 구체의 특성을 분석한 후 택일하였다. 본 연구에

서는 4천 톤급 전투함의 중앙부 단면을 해석 대상으로 결정하였다. 이 단면이 함체 길이에 걸쳐 균일하다고 가정하고 수중 폭발 해석 모델을 생성하였다. 본 단면에 대하여 Smith 법을 통해 도출한 비선형 모멘트-곡률 관계를 수중 폭발 모델에 적용하여 비탄성 효과를 구현하였다. 마지막으로 이격 거리에 따른 휘핑 응답 해석을 수행하고 비탄성 휘핑 응답 해석의 필요성에 대해 고찰하였다.

## 2. 배경 이론

### 2.1 가스 구체 모델

수중 폭발이 발생하면 음속보다 훨씬 빠르게 전파하다가 점차 속도가 줄어서 음속에 가까운 속도로 전파하는 일차 충격파가 발생한다. Geers-Hunter는 일차 충격파를 체적-가속도 모델로 제시하였다. 식 (1)과 같이 폭약 중심과의 거리와 시간의 함수로 나타낼 수 있으며, 체적-가속도와 폭약 상수들로 구성된다. 체적-가속도는 지수 감소 함수의 형태로 나타내며, 식 (2)으로 표현할 수 있다.

$$P(R,t) = \frac{\rho_l}{4\pi R} \left( \frac{a_c}{R} \right)^A \ddot{V} \left( (a_c/R)^B t \right) \quad (1)$$

$$\ddot{V}(t) = \frac{4\pi a_c P_c}{\rho_l} \{ 0.8251 \exp(-1.338t/T_c) + 0.1749 \exp(-0.1805t/T_c) \} \quad (2)$$

여기서  $\ddot{V}$ 는 체적 가속도,  $P_c = K(\sqrt[3]{m_c/a_c})^{1+A}$ 는 폭약 압력 상수,  $T_c = a_c/v_c = k\sqrt[3]{m_c}(a_c/\sqrt[3]{m_c})^B$ 는 폭약 시간 상수 A, B, K, k는 폭약 상수,  $m_c$ 는 폭약 질량,  $a_c$ 는 폭약 반지름,  $\rho_l$ 는 유체 밀도, R은 이격 거리이다.

일차 충격파가 발생함과 동시에 폭발점에서 고압의 가스 구체가 발생한다. 가스 구체는 팽창하다가 내부의 압력이 정수압과 같아지면 최대 체적에 도달하고 수축하기 시작한다. 가스 구체의 체적이 최소점에 도달하면 가스 구체 압력파를 방사 및 수직 상승 운동을 하고 다시 팽창하기 시작한다. 이 과정을 반복하면서 발생하는 가스 구체 압력파에 의한 주변 유체 입자의 가속도 운동은 휘핑 응답의 주된 원인으로, 이 가스 구체 압력파를 구현하는 적절한 가스 구체 모델을 사용하는 것이 중요하다.

본 연구에서는 가스 구체 압력파를 구현하기 위해 Geers-Hunter 이중 점근 모델 (doubly-asymptotic model)을 사용하였다. Geers-Hunter 이중 점근 모델은 가스 구체의 반지름 및 수직 이동을 표현하는 운동 방정식이다. 가스 구체의 반지름은 식 (3)으로, 가스 구체의 가속도 운동은 식 (4)으로 표현할 수 있다.

$$\dot{a} = -\frac{\phi_0}{a} - \frac{1}{c_l}(\dot{\phi}_0 - \dot{a}^2 - \frac{1}{3}\dot{u}^2 - \frac{2}{3}u\frac{\dot{\phi}_0}{a}) \quad (3)$$

$$\dot{u} = -2 \frac{\dot{\phi}_n}{a} - \frac{1}{c_l} (\dot{\phi}_n - 2\dot{a}u) \quad (4)$$

$$\dot{\phi}_0 = \frac{1}{1+\zeta} \left\{ \left( \frac{1}{2} + \frac{1}{2} \frac{\rho_g}{\rho_l} + \zeta \right) \left( \dot{a}^2 + \frac{1}{3} \dot{u}^2 \right) - \frac{\rho_g c_g}{\rho_l} \frac{\dot{\phi}_0}{a} + \frac{2}{3} (1+\zeta) \dot{u} \frac{\dot{\phi}_n}{a} - Z \right\} \quad (5)$$

$$\dot{\phi}_n = \frac{1}{1+\zeta} \left\{ \left( 1 + \frac{\rho_g}{\rho_l} + 2\zeta \right) \ddot{a}u - \left( 1 - \frac{\rho_g}{\rho_l} \right) ga - \frac{\rho_g c_g}{\rho_l} \left( 2 \frac{\dot{\phi}_n}{a} + \frac{\dot{\phi}_{g1}}{a} \right) \right\} \quad (6)$$

여기서 a는 가스 구체 반지름, u는 가스 구체 수직 상승 이동 거리,  $\phi_0, \phi_n$ 는 유체 속도 포텐셜,  $\phi_{g1}$ 는 가스 구체 포텐셜, g는 중력 가속도,  $\zeta = \rho_g c_g / \rho_l c_l$ 는 음향 임피던스 비,  $\rho_g$ 는 가스 구체 밀도,  $c_l$ 는 유체 음속,  $c_g$ 는 가스 구체 음속이다.

$$Z = \frac{1}{\rho_l} (P_g - p_I + \rho_l g u) + \frac{1}{3} \left\{ \left( \frac{\dot{\phi}_n}{a} \right)^2 - \frac{\rho_g}{\rho_l} \left( \frac{\dot{\phi}_{g1}}{a} \right)^2 \right\} \quad (7)$$

식 (5)의 계산에 사용되는 계수 Z는 식 (7)을 통해 계산할 수 있다. 여기서,  $P_g = K_c (V_c / V)^\gamma$ 는 가스 구체 압력 상수,  $K_c$ 는 폭약 단열 압력 상수,  $V_c$ 는 가스 구체 초기 체적, V는 가스 구체 체적,  $\gamma$ 는 가스 구체 비열비,  $p_I = p_{atm} + \rho_l g d_I$ 는 초기 압력,  $p_{atm}$ 는 대기압,  $d_I$ 는 초기 폭약 깊이이다.

식 (3)과 식 (4)를 적분하여 가스 구체 반지름과 수직 상승 이동 거리를 계산하기 위해서는  $t_I = 7T_c$ 에서의 7가지 초기조건들이 필요하다. 첫 번째  $a(t_I) = a_I = (3V(t_I)/4\pi)^{1/3}$ 는 가스 구체 초기 반지름, 두 번째  $\dot{a}(t_I) = \dot{a}_I = \dot{V}(t_I)/4\pi a^2(t_I)$ 는 가스 구체 초기 반경 방향 속도이다. 세 번째  $u(t_I) = 0$ 은 초기 위치, 네 번째  $\dot{u}(t_I) = 0$ 은 초기 속도, 다섯 번째  $\phi_n(t_I) = 1/2(g/c_l)a_I^2$ 은 유체 포텐셜이다. 식 (3)을  $\dot{\phi}_0$ 에 대해 정리하고 식 (5)와 연립하면 여섯 번째 초기조건  $\phi_0(t_I)$ 을 얻을 수 있다 (식 (8) 참조). 식 (4)를  $\dot{\phi}_n$ 에 대해 정리하고 식 (6)과 연립하면 마지막 초기조건  $\phi_n(t_I)$ 를 구할 수 있다 (식 (9) 참조).

$$\phi_0(t_I) = -a_I \dot{a} \left[ 1 + \zeta_I - \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{\rho_{gI}}{\rho_l} \right) \frac{\dot{a}_I}{c_l} \right] + \frac{a_I}{c_l} Z_I \quad (8)$$

$$\phi_{g1}(t_I) = \frac{-1}{\zeta_I} \left( 1 - \frac{\rho_{gI}}{\rho_l} \right) \frac{g}{c_l} a_I^2 \quad (9)$$

여기서,  $\zeta_I$ 는 초기 임피던스 비,  $\rho_{gI}$ 는 가스 구체 초기 밀도이다. Geers-Hunter 이중 점근 모델은 가스 구체 주변의 유체를 비압축성 유체로 가정하면 에너지 손실을 무시할 수 있다. 비압축성 가정에 따라  $1/c_l = 0$ ,  $\rho_g/\rho_l = 0$ ,  $c_g = 0$ 을 가정하면 이중 점근 모델을 단순화할 수 있다.

$$\frac{\dot{\phi}_0}{a} = -2 \frac{\dot{\phi}_n}{a} \quad (10)$$

$$\dot{u} = -2 \frac{\dot{\phi}_n}{a} \quad (11)$$

식 (10), (11)은 유체의 비압축성 가정에 따라 단순화된 운동 방정식이며, 이를 통해 비압축성 가스 구체의 변형과 수직 이동을 계산할 수 있다.

## 2.2 Smith 법

Smith 법은 유한 요소 해석에 비하여 최종 강도를 간단하게 계산할 수 있는 해석법이다. Smith 법을 사용하기 위해서는 다음과 같은 가정이 필요하다.

- (a) 선체의 횡단면을 각각의 거동을 갖는 보강판과 판으로 이산화할 수 있으며, 이들 사이의 간섭은 무시할 수 있다.
- (b) 곡률을 점진적으로 증가시켜도 선체의 횡단면은 평면을 유지한다.
- (c) 선체의 전반적인 붕괴는 횡 프레임 사이에서 발생한다.

선체의 종강도를 계산하기에 앞서 선체 단면을 판과 보강판으로 이뤄진 요소들로 나누고, 각 요소에 대한 응력-변형을 곡선을 구한다. 다음으로 선체 단면의 중립축에서 초기 곡률을 적용하여 모멘트-곡률 관계를 계산한다. 곡률을 적용하면 각 요소의 변형률을 알 수 있고 변형률로부터 응력을 계산할 수 있다. 각 요소의 응력과 단면적으로부터 힘을 계산하고 힘의 총합이 0에 가까워질 때까지 중립축을 이동하면서 반복 계산을 한다. 중립축이 결정되면, 전체 단면에 대해서 각 요소의 응력을 적분하여 주어진 곡률에서의 모멘트를 계산한다. 현재 곡률

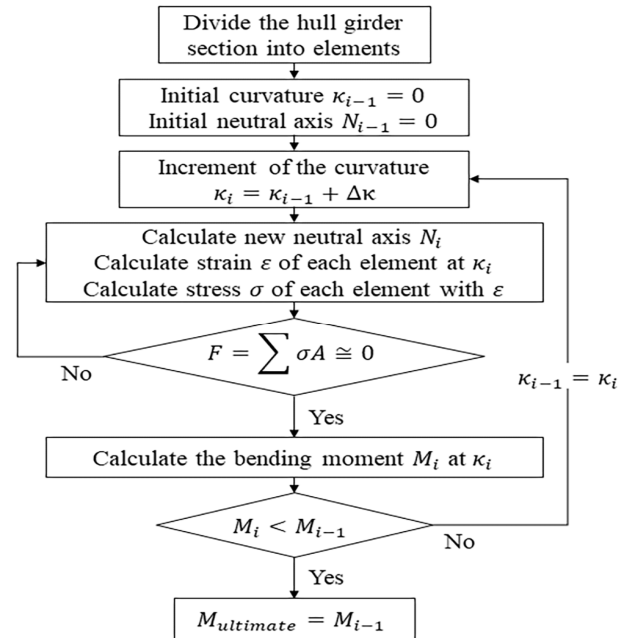


Fig. 1 Flow chart of Smith's method

단계에서 얻은 모멘트가 이전 곡률 단계의 모멘트보다 작아질 때까지 계산을 반복하고 그때의 모멘트가 최종 강도가 된다 (Fig. 1 참조).

점진적으로 곡률이 증가하다가 과도한 곡률이 가해지면 중립축으로부터 최외곽에 위치한 판과 보강판은 좌굴 변형 또는 소성 변형 (비탄성 변형)할 수 있으며, 이후로 선체의 모멘트-곡률 관계가 비선형이 된다. 따라서, 본 논문에서는 Smith 법을 통해 도출한 비선형 모멘트-곡률 곡선을 수중 폭발 시뮬레이션에 적용함으로써 함체의 비탄성 효과를 구현하고자 한다.

### 3. 휘핑 응답 시뮬레이션 모델

#### 3.1 대상 함정 모델

휘핑 응답 시뮬레이션을 수행하기 위해 함체와 유사한 중앙부 단면 계수를 갖는 1차원 Timoshenko 보를 길이에 걸쳐 균일하게 모델링 하였다. 탄성 모델에는 탄성 계수를 재료 속성, 단면적과 면적 2차 모멘트를 단면 속성 그리고 탄성 계수와 면적 2차 모멘트를 곱한 값(EI)을 강성으로써 적용하였다. 비탄성 모델에는 재료 속성과 단면 속성은 탄성 모델과 같은 값을 사용하였으며, Smith 법을 통하여 도출된 비선형 모멘트-곡률 관계를 비선형 강성으로써 적용하였다. 탄성 모델 및 비탄성 모델에 적용한 주요 제원을 Table 1에 정리하였다.

어떠한 경계 조건도 모델에 포함되지 않았다. 감쇠의 영향을 무시하였고, 식 (19)를 사용하여 부가수 질량을 계산하였다 (ABS, 2021). 선체를 구성하는 강재의 밀도를 7.85 ton/m<sup>3</sup>로 가정하였으며, 실제 질량과 목표 배수량과의 차이와 부가수 질량의 합을 등간격 집중 질량으로 치환하였다.

$$\Delta_a = (1.2 + B/3T)\Delta \tag{19}$$

Fig. 2는 Smith 법을 사용하여 비선형 강성을 도출하기 위한 함체의 중앙 단면도이다.

Table 1 Principal dimensions

Item	Value
LOA (m)	130
Breadth B (m)	15
Draft T (m)	4.5
Depth to main deck (m)	8
Displacement $\Delta$ (ton)	4,200
Added mass $\Delta_a$ (ton)	5,500
Section area (m <sup>2</sup> )	1.0
2 <sup>nd</sup> moment of area I (m <sup>4</sup> )	15
Young's modulus E (N/m <sup>2</sup> )	2.06E+11

Smith 법을 통하여 도출된 모멘트- 곡률 곡선에서 최종 강도

이후 곡선 (post-ultimate strength curve)은 기울기의 감소폭이 적기 때문에 완전 소성 모멘트로 이상화되었다. 본 연구에서는 비선형 굽힘 강성이 이론적인 굽힘 강성 (EI)대비 5% 작아지는 모멘트를 비례 한계 모멘트 (proportional limit)로 가정하였다 (Fig. 3 참조). 이때 비례 한계 모멘트는 353MN-m로 선정되었다.

요소 개수에 따른 수렴도 해석을 수행하기 위해 탄성 모델에 대하여 20개부터 80개까지 10개 간격으로 7가지 요소 개수를 가정하였다. 7가지 요소 개수에 대해 4차 모드까지의 고유 진동수 해석 (modal analysis)을 수행하고 결과를 Table 2에 정리하였다.

요소 개수 수렴도 평가를 위해 x축은 모델의 전체 길이에 대한 요소 길이의 비율로, y축은 수렴 값에 대한 고유 진동수의 비율로 Fig. 4에 나타내었다. 모델 전체 길이에 대한 요소 길이의

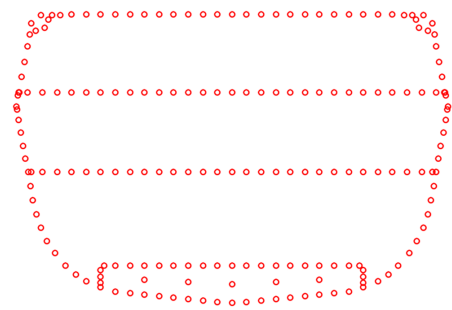


Fig. 2 Structural units in midship section

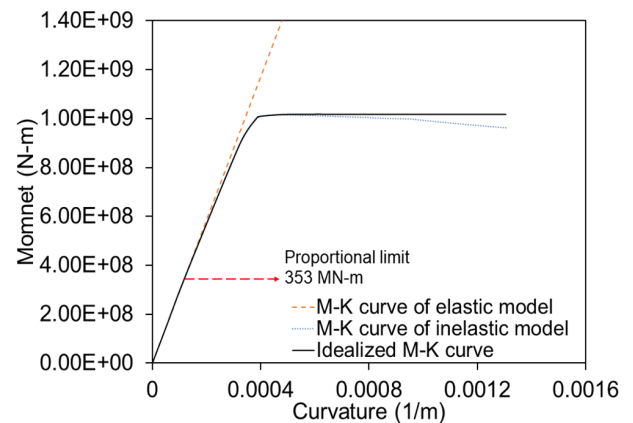


Fig. 3 Idealized M-k curve from Smith's method

Table 2 Natural frequencies of the beams

Number of elements	Natural frequency (Hz)			
	1 <sup>st</sup> mode	2 <sup>nd</sup> mode	3 <sup>rd</sup> mode	4 <sup>th</sup> mode
20	1.27	3.39	6.36	9.53
30	1.28	3.41	6.37	9.59
40	1.28	3.42	6.37	9.62
50	1.29	3.42	6.38	9.64
60	1.29	3.43	6.39	9.65
70	1.29	3.43	6.39	9.66
80	1.29	3.43	6.39	9.66

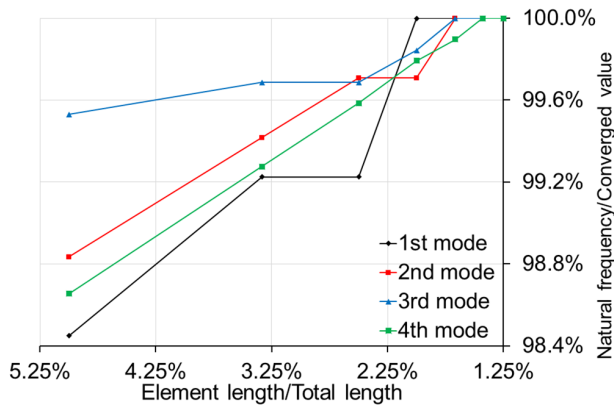


Fig. 4 Nondimensionalized natural frequencies for convergence study

비율이 1.4%인 70개의 요소를 사용했을 때 전체 모드의 고유 진동수가 일정한 값에 수렴하는 것을 알 수 있다. 따라서, 4차 모드까지의 안정적인 응답을 얻기 위하여 70개의 요소 (요소 길이비 1.4%)를 사용하여 수중 폭발 시뮬레이션 모델을 모델링하였다.

### 3.2 폭약 특성

혼합 폭약 HBX-1 600kg을 사용하였다. 휘핑 응답이 가장 크게 나타나는 함체 중앙부 수직 하단을 폭발 위치로 설정하였으며, 이격 거리에 따른 휘핑 응답 해석을 위해 2가지 이격 거리 (35.5m, 40.5m)를 가정하였다 (Fig. 5 참조). 수중 폭발 시뮬레이션을 위해 상용 유한 요소 코드인 Abaqus Explicit (Simulia, 2018)를 사용하였으며, Abaqus Explicit은 양해법 중앙차분법을 시간 적분법으로 사용한다. 시뮬레이션에 사용된 폭약의 각종 상수를 Table 3에 나타내었다 (Samuel et al. (1957), Price (1979)).

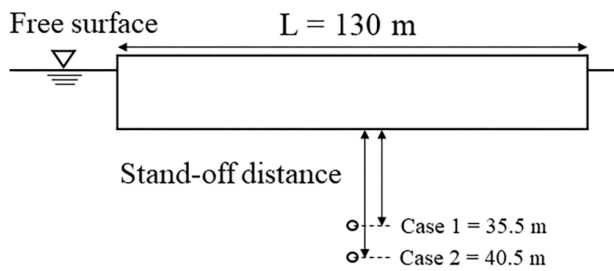


Fig. 5 UNDEX geometry

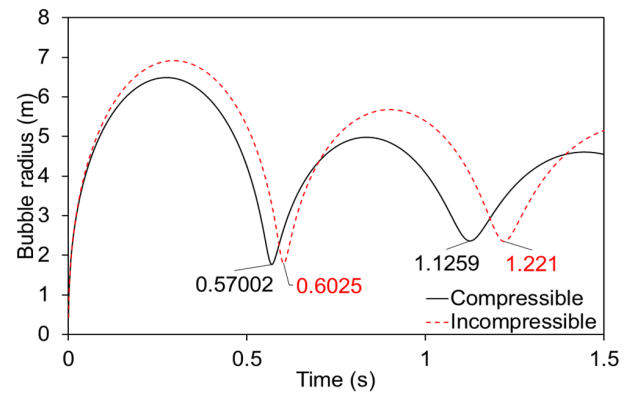
Table 3 Charge properties (HBX-1)

Item	Value	Item	Value
K	5.35E+7	g (m/s <sup>2</sup> )	9.81
k	9.20E-5	p <sub>atm</sub> (Pa)	101,325
A	0.144	c <sub>i</sub> (m/s)	1,500
B	0.247	m <sub>c</sub> (kg)	600
γ	1.35	ρ <sub>c</sub> (kg/m <sup>3</sup> )	1,720
K <sub>c</sub> (Pa)	1.0E+9	ρ <sub>l</sub> (kg/m <sup>3</sup> )	1,025

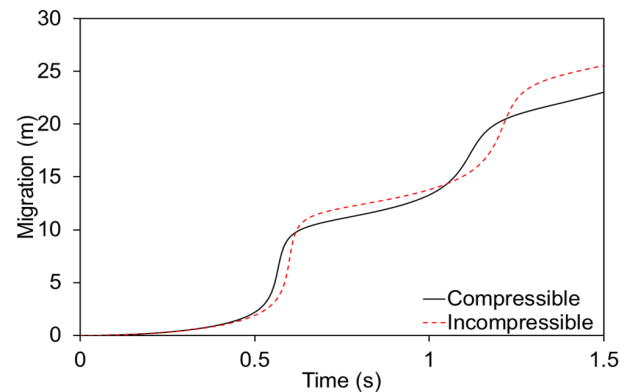
## 4. 비교 연구

### 4.1 가스 구체의 압축성 효과

Geers-Hunter 이중 점근 모델을 가스 구체의 압축성에 따라 압축성 가스 구체 모델과 비압축성 가스 구체 모델로 나눌 수 있다. 비압축성 가스 구체를 가정하면 가스 구체의 맥동 운동에 따른 가스 구체 에너지 손실이 발생하지 않게 된다 (Geers and Hunter, 2002).



(a) Radius of bubble



(b) Migration of bubble

Fig. 6 Behaviors of bubble for Case 1

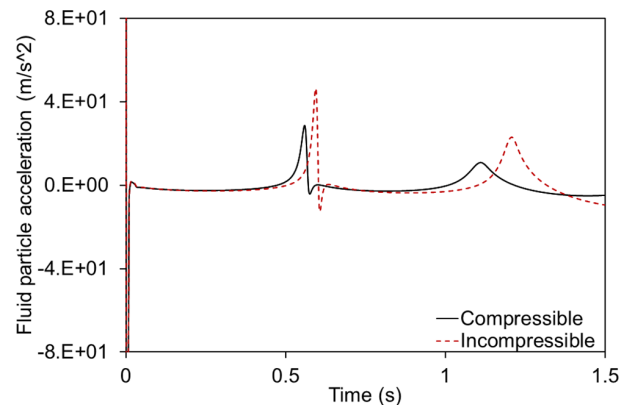


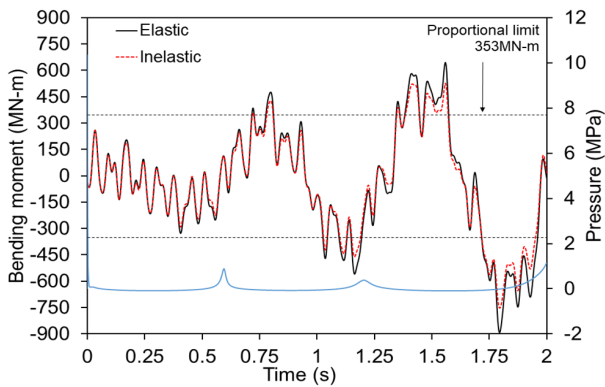
Fig. 7 Acceleration of fluid particle at stand-off point for Case 1

본 연구에서는 Fig. 5의 두 가지 이격 거리 중에서 Case 1 (35.5 m)에 대하여 가스 구체 반지름, 상승 거리 그리고 유체 입자의 가속도를 비교하였다. Fig. 6에 보인 바와 같이, 압축성에 따라 최대 가스 구체 반경, 맥동 주기 및 수직 상승 운동이 달라지는 것을 확인할 수 있다. 또한, 비압축성 가스 구체의 유체 입자가 타격점 근처에서 더 큰 유체 가속도를 유발한다 (Fig. 7 참조).

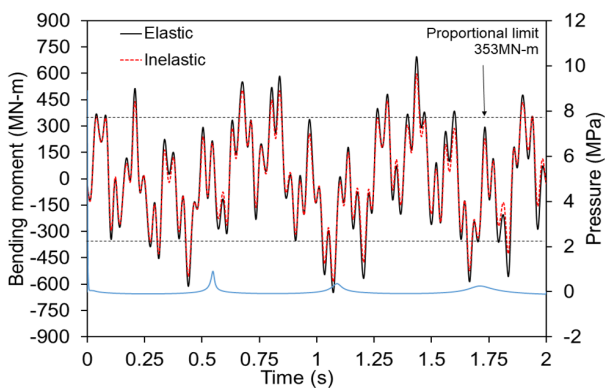
타격점 근처에서의 유체 가속도에 의한 유체 관성력이 함체의 휘핑 응답의 주된 원인이기 때문에, 본 연구에서는 더 큰 휘핑 응답을 유발할 수 있는 비압축성 가스 구체 모델을 사용하였다.

### 4.2 비탄성 효과

원거리 수중 폭발에서 이격 거리에 따른 비탄성 효과를 확인하기 위해 앞에서 설정한 두 가지 이격 거리에 대해 휘핑 응답 해석을 수행하였다. 휘핑 응답 해석으로부터 선체 중앙부의 굽힘 모멘트 시계열 데이터를 얻을 수 있다. 굽힘 모멘트 시계열 데이터의 추출 주기 (sampling rate)는 0.002초로 해석 모델의 4차 모드 고유 주기인 0.1초를 충분히 포함한다. 굽힘 모멘트 시계열 데이터는 고차 진동 모드가 복합되어 가독성이 높지 않다. 따라서, 저주파수 통과 필터 (low pass filter, LPF)를 사용하여 고주파수 응답을 제거하였다. 4차 모드까지 확인하기 위해 10Hz의 차단 주파수 (cut-off frequency)를 적용하였다.



(a) Case 1 (35.5m)



(b) Case 2 (40.5m)

Fig. 12 Bending moments of elastic and inelastic models

Table 3 Comparison of averages

(MN-m)	$M_{peak}^{avg}$		$M_{level}^{avg}$	
	Case 1	Case 2	Case 1	Case 2
Elastic (A)	93	179	477	453
Inelastic (B)	72	158	430	438
(A-B)	21	21	47	15
Ratio ((A-B)/A)	23%	12%	10%	3%

저주파수 통과 필터를 적용한 탄성 및 비탄성 모델의 굽힘 모멘트 이력을 두 가지 이격 거리에 따라 Fig. 8에 나타내었으며, 검은색 점선으로 비례 한계 모멘트 값을 표시해주었다. Case 1의 굽힘 모멘트가 Case 2의 굽힘 모멘트보다 크게 발달하는 것을 확인할 수 있다. 또한, Case 1에서 비탄성 효과에 의해 탄성 모델과 비탄성 모델의 굽힘 모멘트가 차이가 나타나는 것을 확인할 수 있다. Case 2에서도 비탄성 효과에 의해 탄성 모델과 비탄성 모델의 굽힘 모멘트의 차이가 발생하지만, 그 차이가 Case 1보다 줄어든 것을 확인할 수 있다.

이격 거리에 따른 비탄성 효과를 정량적으로 평가하기 위해 피크 모멘트 (peak moment)의 평균 ( $M_{peak}^{avg}$ )을 비교하였다. 또한, 비탄성 효과가 나타나는 비례 한도 초과 모멘트의 평균 ( $M_{level}^{avg}$ )을 비교하였다.

이격 거리가 가까운 Case 1의 경우 비탄성 모델의 피크 모멘트 평균과 비례 한도 초과 모멘트 평균이 탄성 모델에 비해 각각 23 %, 10 % 작은 것을 확인할 수 있다. 이격 거리가 먼 Case 2의 경우 비탄성 모델의 피크 모멘트 평균과 비례 한도 초과 모멘트 평균이 탄성 모델에 비해 각각 12 %, 3 % 작은 것을 알 수 있다.

즉, 이격 거리와 관계없이 모두 비탄성 효과에 의해 비탄성 모델의 굽힘 모멘트 감소가 발생한다. 또한, 이격 거리가 가까워지면 비탄성 효과에 의한 굽힘 모멘트의 감소율이 더 크기 때문에 반드시 비탄성 효과를 고려해야 한다.

## 5. 결론

본 연구는 원거리 수중 폭발이 함체의 휘핑 응답에 미치는 비탄성 효과의 검증을 목적으로 한다. 이를 위하여 Geers-Hunter 이중 점근 압축성 가스 구체 모델과 비압축성 가스 구체 모델의 특성을 기술하였다. 압축성 가스 구체 모델보다 비압축성 가스 구체 모델의 유체 가속도가 크게 발달하였기 때문에, 비압축성 가스 구체 모델을 적용하여 수중 폭발 시뮬레이션을 수행하였다. 또한, 비탄성 효과를 구현하기 위하여 Smith 법의 특징에 대하여 고찰하였다. 실제 함체와 유사한 중앙부 단면에 대하여 Smith 법을 통하여 비선형 모멘트-곡률 관계를 도출하였다. 이

비선형 모멘트-곡률 관계를 1차원 Timoshenko 보 모델에 적용하여 비탄성 효과를 구현하였다.

600 kg의 폭약이 두 가지 이격 거리 (35.5 m 및 40.5 m)에서 폭발할 때 모멘트 이력을 비교한 결과, 두 가지 이격 거리에서 모두 비탄성 모델의 굽힘 모멘트가 탄성 모델의 굽힘 모멘트보다 작게 발생하는 것을 확인할 수 있었다. 또한 이격 거리가 가까울수록 굽힘 모멘트 감소율이 커지기 때문에 반드시 비탄성 효과를 고려하여야 한다. 즉, 원거리 수중 폭발에서 비탄성 효과를 고려하게 되면 함체에 작용하는 추정 외력이 감소하게 되고, 이로부터 함체의 중량 감소 및 원가 절감을 기대할 수 있다.

이러한 비탄성 효과는 이격 거리에 변동적이므로 향후 비탄성 응답을 고려하기 위한 임계 이격 거리에 관한 연구가 필요하다.

## 후 기

본 연구는 2020년도 산업통상자원부의 재원으로 한국에너지 기술평가원 (KETEP)의 지원을 받아 수행되었습니다. (No. 20203030020230)

## References

American Bureau of Shipping (ABS), 2021. *Guidance notes on ship vibration*. New York, USA.

Caldwell, J.B., 1965. Ultimate longitudinal strength. *Transactions of Royal Institution of Naval Architects*, 107, pp.411-430.

Coles, J.S., Christian, E.A., Slifko, J.P., Niffenegger, C.R. & Rogers, M.A., 1946. Shock-wave parameters from spherical TNT charges detonated underwater. in *Underwater Explosion Research Office of Naval Research*, Washington D.C., 1, pp.1085-1105.

Farley, T.E. & Snay, H.G., 1978. Unclassified data from classified source. in *Explosion Effects and Properties: Part II. Explosion Effects in Water*, NSWC/WOL TR 76-116.

Geers, T.L. & Hunter, K.S., 2002. An integrated wave-effects model for an underwater explosion bubble. *Journal of Acoustic Society of America*, 111(4), pp.1584-1601.

Hicks, A.N., 1970. Effect of bubble migration on explosion-induced whipping in ships. *Naval Ship Research and Development Center Technical Report No. 3301*.

Kwon, J.I., Chung, J.H. & Lee, S.G., 2005a. Comparison of UNDEX whipping response of hull girder according to modeling method. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*. 42(6), pp.631-636.

Kwon, J.I., Chung, J.H. & Lee, S.G., 2005b. Whipping factor - a measure of damage potential of an UNDEX bubble pulse. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*. 42(6), pp.637-643.

Lee, S.G., Kwon, J.I. & Chung, J.H., 2007. Integrated structural dynamic response analysis considering the UNDEX shock wave and gas bubble pulse. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*. 44(2), pp.148-153.

Price, R.S., 1979. Similitude equations for explosives fired underwater. *Technical Report NSWC TR 80-299*, NSWC.

Samuel, D.S., George, J.H. & Oliver, E.S., 1957. Some properties and characteristic of HBX-1, HBX-3, and H-6 explosives. *Technical Report No. 2431*.

Simulia, 2018. *Abaqus user manual*. Dassault Systemes Simulia Corp, Providence, RI, USA.

Smith, C.S., 1977. Influence of local compressive failure on ultimate longitudinal strength of a ship's hull. *PRADS: International Symposium on Practical Design in Shipbuilding*, Tokyo, Japan, October 1977.

Xiao, W., Zhang, A.M., & Wang, S.P., 2016. The whipping response of a fluid filled cylindrical shell subjected to an underwater explosion, *Marine Structures*, 52, 82-93.

Zhang, Z., & Zong, Z., 2011. The effect of rigid-body motions on the whipping response of a ship hull subjected to an underwater bubble. *Journal of Fluids and Structures*, 27, 1326-1336.



김 현 우

서 재 훈

정 준 모