

폴리우레탄 충격 파형생성기의 비선형 시뮬레이션 모델 개발

Development of Nonlinear Simulation Models for a Polyurethane-based Shock Waveform Generator

설 찬 용* · 임 경 화†
Chanyong Shul* and Kyung-Hwa Rim†

(Received December 4, 2025 ; Revised December 25, 2025 ; Accepted December 26, 2025)

Key Words : Polyurethane(폴리우레탄), Drop Shock(낙하 충격), Visco-hyperelastic(점초탄성), Waveform Generator(파형생성기), Nonlinear Simulation Model(비선형 시뮬레이션 모델)

ABSTRACT

This paper reports on the development of nonlinear simulation models to reproduce the dynamic response of a polyurethane-based shock waveform generator (PWG) used to generate half-sine pulses in impact tests. Two approaches were adopted. The first is a finite element analysis (FEA) model incorporating visco-hyperelastic behavior. A third-order Yeoh model was used to capture the hyperelastic characteristics identified from static compression tests, and the viscoelastic response was represented by a Prony series calibrated from stress-relaxation tests. The FEA results showed close agreement with experimental data, particularly for pulse duration. The second is a nonlinear rigid-body analysis model based on a modified Cross-Huntley formulation. Its coefficients were identified from drop-impact test data. This model reproduced the trend of nonlinear dynamic behavior associated with Shore A hardness levels and accurately predicted the peak acceleration. However, it overestimated the half-sine pulse duration. Although some discrepancies remain for each model, both approaches provide practical tools for early-stage PWG design and enable reliable evaluations of shock waveform characteristics.

1. 서 론

모든 장비는 다양한 환경 조건에서 정상적 성능을 유지해야 하며, 특히 가혹한 전장 환경에서 운용되는 군용 장비는 전투력 유지를 위해 충분한 생존성이 보장되어야 한다. 충격 환경에 대한 내충격 성능은 핵심적 설계 요구사항으로, 이 중에서도 수중폭발(UNDEX: underwater explosion) 환경은 장비에 치명적인 손상을 유발할 수 있어 해군 무기체계 탑재

장비는 이에 대한 내충격성 확보와 평가가 필수적이다. 충격시험 규격은 국가별로 다르며, 각국은 자국의 운용 환경에 적합한 독자적 기준과 시험 장비를 운용하고 있다. 그러나 충격시험은 위험성, 환경적 제약, 높은 비용 등의 이유로 실제 적용에 많은 제한이 따르며, 이에 다양한 지상 충격시험 장비를 활용해 실제 환경에 근접한 충격손상을 재현하여 충격 성능을 검증한다. 이 과정에서 요구되는 핵심 기술은 목표 충격 파형을 정밀하게 생성하는 능력이며, 따라서 충격 파형생성기의 설계기술은 매우 중요한 요소로 간

† Corresponding Author ; Member, Korea University of Technology and Education, Honorary Professor
E-mail : rim@koreatech.ac.kr

* Korea University of Technology and Education, Ph.D. Graduate

‡ Recommended by Editor Hyuk Lee
© The Korean Society for Noise and Vibration Engineering

주된다. Kim et al.은 폴리우레탄을 충격 파형생성기 재료로 적용하였으며⁽¹⁾, 충격 파형 설계를 위해 Dieters et al.은 낙하시험 결과를 바탕으로 비선형 해석 결과를 보정하여 강성을 결정하는 방법을 제안하였다⁽²⁾. 한편, Shu et al.은 고무 파형생성기를 사용하였으나⁽³⁾, 원하는 충격 파형을 얻기 위해 튜닝 단계가 있어야 하였다. 또한, Gil et al.은 낙하 충격 실험을 통해 완충 소재의 충격 반응을 계측하고 이를 기반으로 FEA 모델을 구성하고 검증함으로써, 충격 해석에서 실험 기반 재료 특성의 중요성을 제시하였다⁽⁴⁾. Shim et al.은 높은 변형률 속도에서 고무의 인장 및 압축 응답을 기술하기 위해 비압축성 점초탄성 구성방정식을 제안하고, 실험 결과와의 비교를 통해 해당 모델이 고속 변형 환경에서 고무 유사 재료의 점초탄성 거동을 효과적으로 예측할 수 있음을 보였다⁽⁵⁾.

기존 연구들은 충격 파형생성기의 비선형성을 정량화하기 위한 다양한 접근을 시도하였으나, 충격시험에 주로 사용되는 Shore A 경도 70, 경도 80, 경도 90 범위의 폴리우레탄 파형생성기(PWG: polyurethane waveform generator)의 거동 특성을 일반화한 모델은 여전히 부족하다. 따라서 이 연구에서는 Fig. 1과 같이 방산 현장에서 매우 필요한 Shore A 경도 70, 경도 80, 경도 90의 PWG(이하 본문: ‘경도 70/80/90’, 표:그림: ‘SA 70/80/90’)로 구현되는 반전형과 가속도를 체계적으로 모사할 수 있는 시뮬레이션 모델을 개발하고자 한다.

2. 낙하형 충격 실험 및 결과 분석

2.1 낙하형 충격시험기

낙하충격 시험기의 구성 요소는 다음과 같다.

- (1) 시험 테이블 m_1 : 낙하형 충격시험기의 시험대로 사용되며 파형생성기에 의해 원하는 충격 가속도를 발생시키는 위치로, 내충격성을 평가받는 장비가 탑재되는 기구물.
- (2) 충격 파형생성기: 원하는 가속도 파형을 성형하기 위하여 설치되며, 지름 12.7 mm, 높이 25.4 mm의 원통형 폴리우레탄 시편을 알루미늄 치구에 접착하여 제작(시편 크기는 ASTM D695 기준).
- (3) 브레이크 장치: 낙하 전 스위치 역할 및 낙하 후 2차 충격을 방지하기 위한 제어 장치.
- (4) 탄성 지지 스프링: 충격 인가 시 하부 질량체 m_2 가 지면과 직접 충돌하는 것을 방지, 충격 에너지

를 분산시켜 시스템의 충격 응답을 완화하는 역할.

- (5) 가이드: 시험 테이블 m_1 과 하부 질량체 m_2 가 직선운동을 하도록 함.

- (6) 감쇠 장치: 에어 실린더, 1차 충격 후 충격을 최소화하기 위한 장치.

2.2 낙하형 충격 실험 방법

PWG를 기반으로 반전형과 충격 파형을 재현하기 위한 낙하형 충격 실험 방법을 구성하였으며, 그 절차는 다음과 같다.

- (1) 시험 테이블 낙하 및 초기 속도 발생

시험 테이블 m_1 을 목표 높이로 이동시킨 후 자유 낙하시켰으며, 이때 시험 테이블과 PWG의 충돌 직전 속도를 초기 속도로 정의하였다. 테이블은 PWG와 충돌하며 하부 질량체 m_2 에 충격을 가하였다.

- (2) 충격 응답 측정

시험 테이블 m_1 과 하부 질량체 m_2 에 발생하는 동적 응답은 가속도 센서를 이용하여 계측하였다.

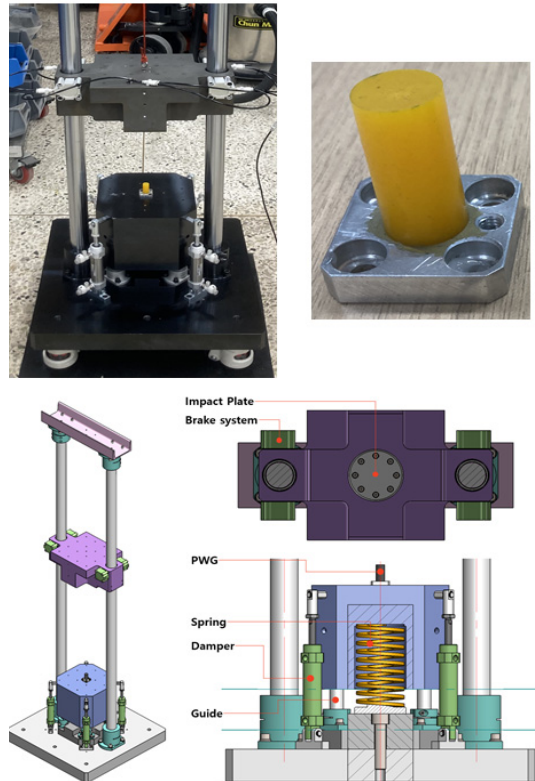


Fig. 1 Impact tester and PWG

(3) 실험 조건

경도 70/80/90의 시편에 대해 Table 1에 제시된 초기 속도 조건으로 낙하 시험을 수행하였으며, 이로부터 PWG의 비선형 거동 특성을 도출하였다.

2.3 낙하 충격 실험 결과

파형생성기의 경도 및 낙하 높이에 따른 낙하형 충격 실험 결과는 다음과 같다. Fig. 2(a)는 경도 80, 낙하 높이 30 mm 조건에서 시험 테이블의 가속도 응답을 예시로 제시한 것으로, 전체 실험 조건에서 공통

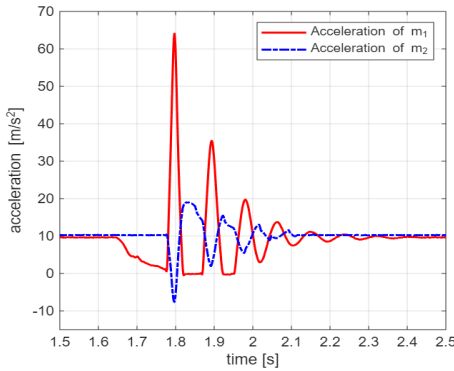
적으로 관찰되는 응답 경향을 대표한다. 자유 낙하를 통해 초기 속도를 갖는 시험 테이블 m_1 의 가속도가 즉시 0G로 수렴하지 않는 것은 가이드와 테이블 사이의 마찰 영향에 기인한다.

이 연구의 주요 분석 대상인 반정현과 가속도는 시험 테이블이 PWG를 사이에 두고 하부 질량체 m_2 와 충돌하면서 발생하며, Table 1의 시편 경도 및 낙하조건에 따른 시험 테이블 m_1 의 반정현과 가속도 측정치는 Fig. 2(b)~Fig. 2(d)와 같다. 속도 이력과 상대변위의 특성을 설명하기 위해 경도 80 및 낙하 높이 30 mm 조건을 예시로 하여 Fig. 3과 Fig. 4에 제시하였다. 속도 이력은 질량 m_1 의 가속도를 적분하여 산출한 결과이며, 충돌 순간의 초기 속도를 기준으로 가속도가 다시 0이 될 때까지의 변화를 나타낸다. 한편, Fig. 4의 상대 변위는 PWG의 압축량을 의미하며, 충격 과정에서 발생하는 변형 거동을 정량적으로 확인할 수 있다. 경도 및 낙하 조건에 따른 Fig. 2~Fig. 4의 그래프 결과를 바탕으로, 중요한 응답 변수인 반

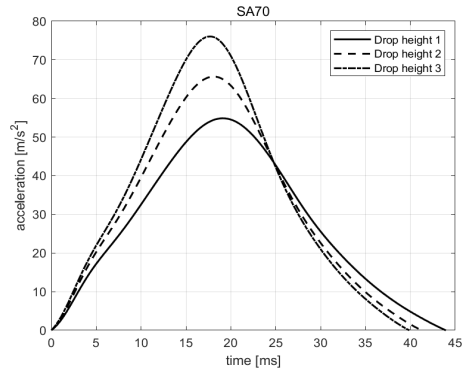
Table 1 Drop test conditions

[unit: mm]

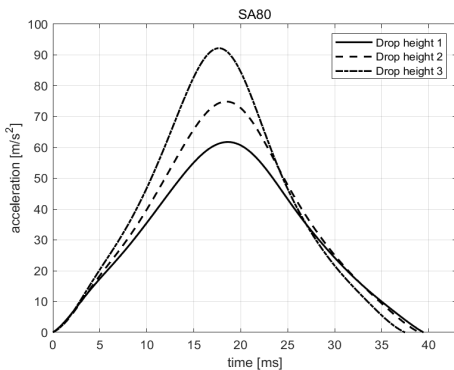
SA	Drop height 1	Drop height 2	Drop height 3
70	30	40	50
80	30	40	50
90	30	40	50



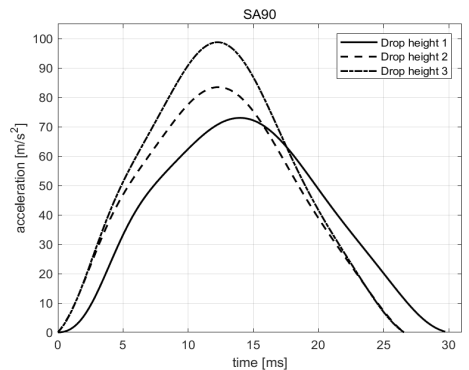
(a) Overall acceleration trend



(b) Half-sine pulse for PWG with SA 70



(c) Half-sine pulse for PWG with SA 80



(d) Half-sine pulse for PWG with SA 90

Fig. 2 Drop-impact test results

주기 지속시간과 최대 가속도의 값을 Table 2에 정리하였다.

3. 충격 파형생성기의 시뮬레이션

PWG의 거동을 정밀하게 예측하기 위한 시뮬레이션은 재료의 비선형성을 고려한 두 가지 접근법으로 시행하였다. 첫 번째는 폴리우레탄의 초탄성 및 점탄성 특성을 반영한 유한요소 해석(FEA) 모델이며, 두 번째는 접촉 및 운동의 비선형 거동을 기반으로 한 비선형 강체해석 모델이다.

3.1 충격 모사를 위한 유한요소 해석 모델

PWG는 충격시험 중 압축하중을 받게 되며, 이를 모사하는 점초탄성 모델의 구성을 위해 정적 압축시험과 응력 완화시험을 수행하였다. 정적 압축시험 결과는 초탄성 모델 계수 산정에 활용하였으며, 응력

완화시험 결과로부터는 프로니 시리즈(Prony series) 계수를 추정하여 점탄성 특성을 정의하였다⁽⁶⁾.

(1) 점초탄성 모델

폴리우레탄의 초탄성 및 점탄성적 특성을 포괄하는 구성방정식 모델은 식 (1)과 식 (2)와 같이 변형률 의존 함수 $\sigma_0(\epsilon)$ 와 시간 의존 함수 $g(t)$ 로 구성된다.

$$\sigma(\epsilon, t) = \sigma_0(\epsilon)g(t) \tag{1}$$

$$g(t) = g_\infty + \sum_{i=1}^N g_i e^{-t/\tau_i} \tag{2}$$

여기서, 응력 σ 는 변형률 ϵ 및 시간 t 의 함수로 나타내며, 다양한 형태의 초탄성 모델을 통해 비선형 함수에 적용될 수 있다. 시간 의존 함수 $g(t)$ 는 프로니 시리즈라고 불리며, 식 (3), 식 (4)의 이완 시간(relaxation time) τ_i , g_∞ 및 g_i 는 식 (3)의 관계를 만족하는 무차원 상수이다.

$$\tau_i = \eta_i / E_i \tag{3}$$

$$g_\infty + \sum_{i=1}^N g_i = 1 \tag{4}$$

함수 $\sigma_0(\epsilon)$ 는 순간적인 초탄성적 응력-변형률의 관계이며, $\sigma_0(\epsilon)g_\infty$ 는 안정화된 상태의 초탄성적 응력-변형률의 관계를 나타낸다⁽⁶⁾.

초탄성 재료의 거동을 모사하기 위해 다양한 초탄성 모델이 제안되어 있으며, 대표적으로 Mooney-Rivlin 모델, Yeoh 모델, Ogden 모델, Arruda-Boyce

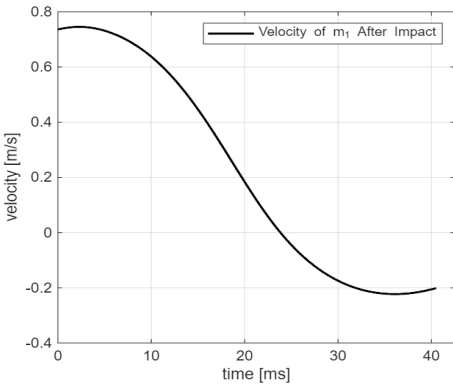


Fig. 3 Velocity of m_1 after impact

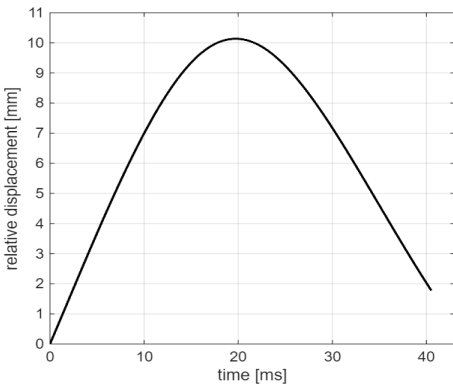


Fig. 4 Relative displacement of m_1 and m_2

Table 2 Drop-impact results

SA	Initial velocity [m·s ⁻¹]	Compression [mm]	Pulse duration [ms]	Peak acceleration [m·s ⁻²]
70	0.74	11.1	44.0	54.9
	0.84	11.8	41.3	65.7
	0.93	12.7	39.8	76.0
80	0.74	10.1	39.5	61.8
	0.82	11.4	39.0	74.9
	0.93	12.5	37.5	92.2
90	0.71	7.57	29.7	73.1
	0.84	7.40	26.5	83.5
	0.94	8.38	26.6	98.8

모델 등이 있다. Fig. 5와 같이 이 연구에서 사용된 PWG는 하부가 금속 지지체에 정착되어 있어, 단축 압축 변형이 주요하게 발생하는 구조적 특성을 가진다. 따라서 인장이나 전단보다는 단축 압축 거동을 기반으로 재료 모델을 구성하는 것이 실제 작동 조건을 가장 합리적으로 반영할 수 있는 접근이라 판단된다. 선행 연구에 따르면, Van Tonder et al.은 단축 압축 시험 데이터만으로 초탄성 모델을 구성할 경우, 불변량 I_2 , I_3 가 압축 방향 변형률 λ_1 의 함수로 종속되어 Mooney-Rivlin 계열 모델의 파라미터를 유일하게 결정할 수 없음을 보고하였다⁽⁷⁾. 또한 Huri는 단일 압축 데이터 기반의 초탄성 모델 비교를 통해⁽⁸⁾, 단일 불변량 I_1 만을 사용하는 Yeoh 모델이 파라미터 식별의 안정성과 고변형 영역의 예측 정확도 측면에서 가장 우수한 결과를 보인다고 보고하였다⁽⁹⁾. 따라서 이 연구는 선행 연구의 결과와 PWG 작동 시 나타나는 단축

변형 특성을 고려하여, 단축 압축 데이터를 이용해 Yeoh 모델을 채택하였다.

Yeoh 모델은 Yeoh가 제안한 비압축성 초탄성 모델로 I_1 의 3개 항으로 이루어지며, 현재는 더 일반화된 형태인 N개의 항으로도 이루어진다. 다음은 Yeoh 3차 모델을 에너지 밀도 함수로 표현하면 식 (5)와 같다.

$$W = \sum_{i=1}^3 C_{i0} (I_1 - 3)^i \tag{5}$$

여기서, C_{i0} 는 데이터 곡선적합으로 결정된 모델 상수이고, 주변형률 불변량은 $I_1 = \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2$ 이다.

(2) 정적 압축시험

시험에서 동적 특성인 감쇠 효과를 배제하기 위해 매우 낮은 변형률 속도(0.01 s^{-1})로 수행하였으며, 진변형률 50%까지 압축하였다. 시편은 압축 및 복귀를 3회 반복하였고, 이를 통해 안정된 응력-변형률 곡선을 획득하였다. Fig. 6은 각 경도 조건에서의 정적 압축시험 결과를 나타내며, 이를 기반으로 초탄성 모델의 계수를 식별한다.

(3) 응력 완화시험

응력 완화시험은 시편에 진변형률 50%를 시험기의 최대 변형률 속도(0.3 s^{-1})로 부여한 후, 변형을 유지한 상태에서 시간에 따른 응력 감소 거동을 계측하였다. Fig. 7은 경도별 응력 완화 시험 결과를 나타내며, 이를 통해 프로니 시리즈 계수를 식별한다.

(4) 시험 데이터에 기반한 유한요소 해석 모델 정적 압축시험에서 얻은 응력-변형률 데이터를 이



Fig. 5 Universal testing machine and PWG

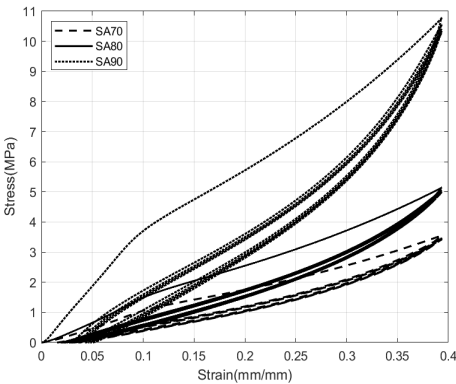


Fig. 6 Static compression test result

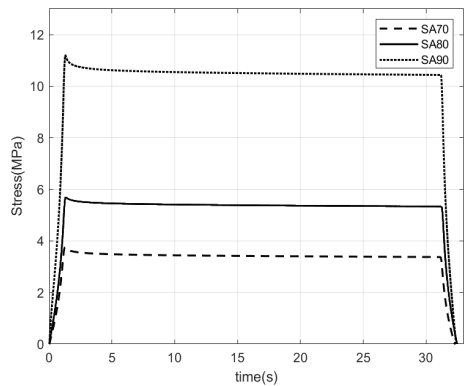


Fig. 7 Stress relaxation test result

용해 Yeoh 모델의 차수(1차~3차)를 비교한 결과, Fig. 8과 같이 Yeoh 3차 모델이 경도별 거동을 가장 정확하게 표현하였다. 이 연구에서는 Yeoh 3차 모델

을 초탄성 거동 해석에 적용하였으며, 식별된 모델 계수는 Table 3에 제시하였다.

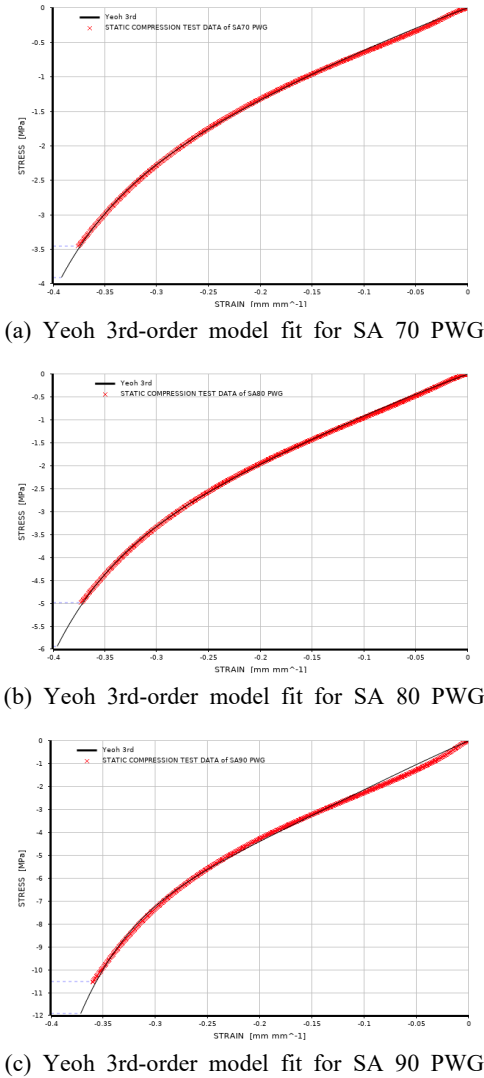
점탄성 특성은 응력 완화 시험 데이터를 바탕으로 프로니 시리즈의 차수별 적합도를 평가하여 Fig. 9와 같이, 실험 거동을 가장 잘 반영하는 프로니 3차 모델을 선정하였다. 해당 모델의 계수는 Table 4에 정리하였다.

(5) 유한요소 해석을 위한 전처리 과정

해석의 전처리와 후처리는 사용 FEA 프로그램인 ANSYS를 이용하여 수행하였다. PWG의 모델은 실제 시편의 크기 및 형상을 반영하여 원통형으로 구성하였으며, 메시 형상은 Fig. 10과 같다.

이 해석에서는 충격 거동 시 발생하는 대변형으로 인한 요소 왜곡 및 수치적 불안정성을 최소화하기 위해 3차원 선형 사면체 요소를 적용하였다. 선형 요소 적용에 따른 강성 과대평가 문제를 방지하고 해석의 정밀도를 확보하기 위해, 0.7 mm의 조밀한 메시를 구성하였으며 메시 수렴성 테스트를 통해 결과의 타당성을 확인하였다.

접촉 조건의 경우, 시험 테이블 m_1 과 PWG 사이의 마찰 계수 0.1의 마찰 조건을, PWG와 하부 질량체



(a) Yeoh 3rd-order model fit for SA 70 PWG

(b) Yeoh 3rd-order model fit for SA 80 PWG

(c) Yeoh 3rd-order model fit for SA 90 PWG

Fig. 8 Yeoh 3rd-order fit for PWGs by hardness

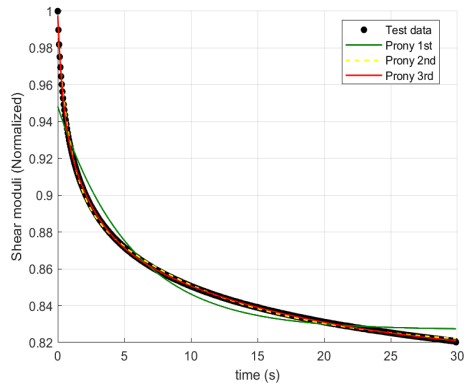


Fig. 9 Comparison of prony series fits

Table 3 Yeoh 3rd model coefficients

Material coefficients [MPa]	SA 70	SA 80	SA 90
C_{10}	0.8988	1.3939	3.3172
C_{20}	-0.1237	-0.4604	-2.0015
C_{30}	0.126	0.4506	2.125

Table 4 Prony-series coefficients

i	Relative elasticity g_i			Relaxation time τ_i [s]		
	SA 70	SA 80	SA 90	SA 70	SA 80	SA 90
1	0.0476	0.0508	0.0637	0.3558	0.2228	0.1733
2	0.0637	0.0549	0.0591	2.1009	1.7161	1.478
3	0.0771	0.0648	0.0622	15.517	14.606	13.529

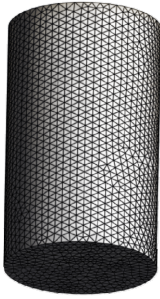


Fig. 10 Finite element mesh of the PWG

Table 5 Summary of FEA model settings

Item	Specification
Analysis software	ANSYS workbench (transient structural)
Element type	3D linear tetrahedral element (large deformation enabled)
Mesh size	0.7 mm (PWG)
Contact condition	m_1 - PWG: Frictional contact ($\mu = 0.1$) PWG - m_2 : Bonded (no seperation)
Support condition	Spring-damper support connected to m_2
Stiffness (k_2)	$18\,835\text{ N}\cdot\text{m}^{-1}$
Damping (c_2)	$5000\text{ N}\cdot\text{s}\cdot\text{m}^{-1}$
Solver type	Implicit transient analysis
Time step	Initial time step: 0.01 s (adaptive sub-stepping)

m_2 사이는 고정 조건을 부여하였다. 하부 질량체 m_2 는 스프링-댐퍼 시스템으로 모델링하여 실제 경계 조건을 모사하였다. 이때 스프링 상수 k_2 는 실제 실험에 사용된 스프링의 사양을 기반으로 $18835\text{ N}\cdot\text{m}^{-1}$ 를 적용하였으며, 감쇠 계수 c_2 는 실험 파형과 정합성을 확보하는 보정된 값인 $5000\text{ N}\cdot\text{s}\cdot\text{m}^{-1}$ 를 사용하였다.

해석 솔버는 암시적 과도 해석법(implicit transient solver)을 사용하였으며, 수렴성을 높이기 위해 적응형 시간 증분 제어(초기 시간 간격 0.01초)를 적용하였다. 상세한 해석 설정 조건은 Table 5와 같다. Fig. 11은 해석 시 충격에 의해 압축된 PWG의 형상을 보여준다.

3.2 충격 모사를 위한 비선형 강체해석 모델

(1) 비선형 강체해석 모델

파형생성기의 충돌에 의한 복원력과 에너지 소산 과정은 진동 및 충격의 기본적 근사 모델인 스프링

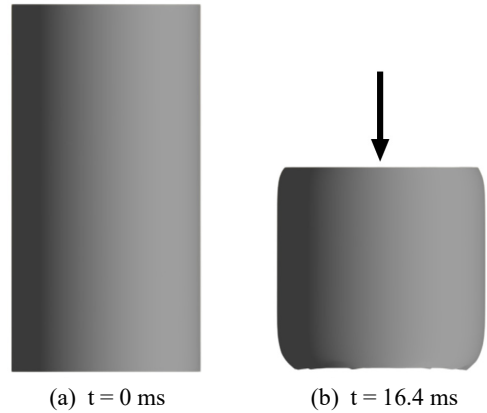


Fig. 11 PWG deformation before and after impact

댐퍼 모델을 통해 모사할 수 있지만, 감쇠항이 속도에 즉각적으로 비례하는 구조를 가지므로, 초기 속도가 부여된 경우 초기 변위가 0임에도 불구하고 비물리적인 초기 힘이 발생하는 한계를 지닌다. 이러한 문제를 극복하기 위해 Cross-Huntley는 식 (6)과 같은 모델을 제안하였다^(10,11).

$$F = b\delta^p\dot{\delta}^q + k\delta^n \tag{6}$$

여기서, $p = n, q = 1$ 로 설정하는 것이 표준이며, b 는 충격 과정에서의 에너지 소산 특성을 반영하는 매개변수와 상관관계를 갖는다. F 는 충돌 과정에서 PWG와 질량체 사이에 작용하는 충돌 방향의 상호작용력을 의미한다. Cross-Huntley의 접촉 모델은 충격 과정에서의 속도 의존 감쇠 특성을 효과적으로 반영한다. 이 연구에서 사용된 PWG는 충격 하중에 의해 압축되면서 단면적이 증가하고, 압축 변형에 따라 스프링 상수는 비선형 특성을 갖는다. 이러한 거동을 모사하기 위해 PWG의 복원력은 다음과 같이 홀수차 다항식 형태의 비선형 모델로 식 (7)과 같이 표현하였다.

$$F = (1 + \mu\delta) \left(\sum_{i=1}^N k_i \delta^{2i-1} \right) \tag{7}$$

여기서, μ 는 충격 과정에서 에너지 소산을 반영하는 매개변수, k_i 는 비선형 강성과 관련된 계수, δ 는 PWG의 압축 변형량을 의미하며, 이 연구에서는 2자유도 강체 모델에서의 상대 변위로 정의하여 $\delta = x_1 - x_2$ 로 나타낸다. 모델 파라미터는 실험 결과를 기반으로 비선형 최소자승법을 이용하여 식별하였으며, 식별된 파

Table 6 Identified nonlinear model parameters of the PWG for different SA levels

	SA 70	SA 80	SA 90
μ [s·m ⁻¹]	0.70	0.32	0.48
k_1 [N·m ⁻¹]	2.86e + 4	3.76e + 4	1.09e + 5
k_2 [N·m ⁻³]	3.24e + 8	4.49e + 8	4.26e + 8
k_3 [N·m ⁻⁵]	0	0	1.27e + 13
k_b [N·m ⁻¹]	18 835		
c_b [N·s·m ⁻¹]	30 000		

라미터는 Table 6에 정리하였다. 다항식의 차수 N 은 시험 데이터와의 곡선 적합도를 고려하여 결정하였다.

(2) 비선형 강체해석의 운동방정식

낙하형 충격시험기의 충격 거동을 해석하기 위해, 비선형 강체해석(rigid-body analysis, RBA) 모델에 기반한 2자유도 운동방정식을 구성하였다. 시험 테이블의 질량 m_1 과 하부 질량체 m_2 는 사전에 주어지며, 식 (7)에서 정의된 PWG의 복원력을 비선형 강체해석 모델에 적용하면 2자유도 운동방정식은 식 (8), 식 (9)와 같이 표현된다.

$$m_1 \ddot{x}_1 + [1 + \mu(x_1 - x_2)] \sum_{i=1}^N k_i (x_1 - x_2)^{2i-1} = 0 \quad (8)$$

$$m_2 \ddot{x}_2 + [1 + \mu(x_2 - x_1)] \sum_{i=1}^N k_i (x_2 - x_1)^{2i-1} + k_b x_2 + c_b \dot{x}_2 = 0 \quad (9)$$

여기서, x_1 과 x_2 는 각각 시험 테이블과 하부질량체의 강제 수직방향 자유도 좌표이다. k_b 는 하부 질량체를 지지하는 베이스 스프링을 나타내며, c_b 는 공기 스프링 및 하부 질량체와 가이드 구조물에서 발생하는 에너지 손실을 등가 점성감쇠로 표현한 현상론적 파라미터이다.

초기 조건과 결합하면, 시험 테이블의 반정현파 가속도는 4차 Runge-Kutta 수치해석법을 이용하여 식 (8), 식 (9)를 해석함으로써 구할 수 있다. 초기 속도 V_0 는 시험 테이블이 하부 질량체와 충돌하기 직전의 속도로서, Table 2에 정리된 반정현파 충격 시험 결과로부터 산정된 값을 사용하여 수치해석의 초기 조건으로 적용하였다.

$$x_1(0) = x_2(0) = 0, \dot{x}_1(0) = V_0, \dot{x}_2(0) = 0 \quad (10)$$

4. 시뮬레이션 결과 및 분석

4.1 유한요소 해석을 통한 충격 모사 결과

정적 압축시험과 응력완화시험으로 구성된 점초탄성 FEA 모델을 통해 낙하충격 실험을 구현하였다. 산업현장에서 요구하는 충격 파형은 반정현파 형태이므로, 주요 분석 변수로는 반정현파의 최대 가속도(A_{peak})와 반주기 지속시간(τ)을 설정하였다. 해석 결과는 Fig. 12와 같다.

Table 7에 정리된 시험 결과와 해석 결과를 비교한 결과, 반주기 지속시간(τ)은 경도 70 및 경도 80 조건에서 실험 결과와 해석 결과 간의 오차가 5% 이내로 비교적 잘 일치하였으며, 경도 90에서는 약 20% 수준의 편차가 관찰되었다.

최대 가속도(A_{peak})는 낙하 높이 30 mm에 대해서는 경도 70, 경도 80의 결과는 실험값과 해석값 간의 오차가 1% 이내였으나, 초기 속도의 증가에 따라 실험값과 해석값의 오차를 확인할 수 있다.

반주기 지속시간은 초기 속도 변화에도 일정하게 유지된 반면, 최대 가속도는 충격 조건의 증가에 따라 비선형적 응답을 나타냈다. 이러한 경향은 초기 속도 증가로 인해 PWG에서 대변형이 유발되고, 그로 인해 재료의 비선형 특성이 더욱 강화되어 작용한 데 기인하는 것으로 판단된다.

이 연구에서 사용된 Yeoh 3차 모델은 고변형률 영역에서 강성이 증가하는 경화 거동을 나타내는 구조적 특징을 가진다⁽⁹⁾. 특히 정적 압축시험 데이터의 범위(진변형률 50%)를 초과하는 영역에서는, 초탄성모델의 고차항의 영향으로 Fig. 13과 같이 기울기가 과도하게 증가하는 경향이 확인된다.

4.2 비선형 강체해석을 통한 충격 모사 결과

파형생성기의 복원 및 에너지 소산 과정을 근사하

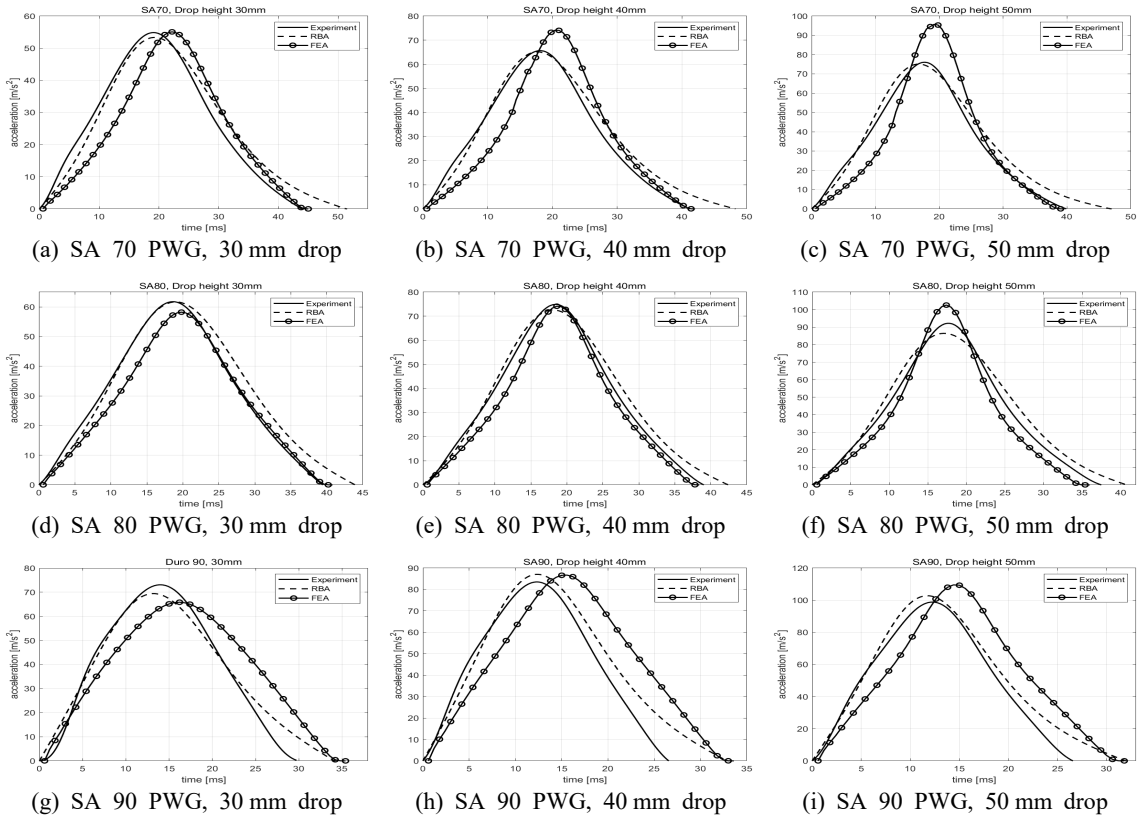


Fig. 12 Comparison of drop test results: experiment and simulation

Table 7 Comparison of drop test results: experiment and simulation

		SA 70			SA 80			SA 90		
V_0 [m·s ⁻¹]		0.74	0.84	0.93	0.74	0.82	0.93	0.71	0.84	0.94
Exp	τ [ms]	44.0	41.3	39.8	39.5	39.0	37.5	29.7	26.5	26.6
	A_{peak} [m·s ⁻²]	54.9	65.7	76.0	61.8	74.9	92.2	73.1	83.5	98.8
FEA	τ [ms]	45.0	42.0	39.6	40.8	38.4	36	35.4	33.6	31.8
	A_{peak} [m·s ⁻²]	55.1	74.1	95.7	61.7	74.1	103	65.8	86.7	110
RBA	τ [ms]	51.5	48.2	47.0	44.0	42.5	41.0	34.2	33.0	32.0
	A_{peak} [m·s ⁻²]	53.4	65.1	75.1	61.7	72.6	86.4	69.4	87.1	103

기 위해 Cross-Huntley 기반의 비선형 모델을 2자유도계 운동방식으로 적용하여 실험을 모사하였으며, 해석 결과는 다음과 같다. 반정현파 최대 가속도 (A_{peak})의 예측 정확도는 Table 7에 정리된 시험 결과와 해석 결과 간의 오차 비교를 통해 평가한 결과, 실험값

대비 대부분 $\pm 5\%$ 이내에서 예측되었으며, 최대 오차는 6.2%로 나타나 비교적 양호한 성능을 확인하였다.

반면, 반주기 지속시간(τ)의 예측 결과를 비교한 결과 경도 80 조건에서는 약 10% 이내로 나타나지만, 경도 70 및 경도 90 조건에서는 약 20% 수준의

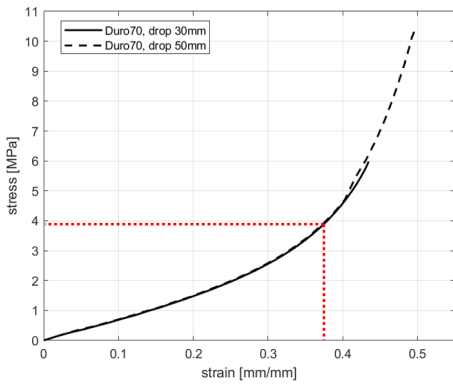


Fig. 13 Strain-dependent nonlinearity of SA 70 PWG: FEA comparison of 30 mm and 50 mm drop conditions

오차가 관찰되었다. 경도 조건이 달라짐에도 오차가 일정한 범위 안에서 유지되었다는 점에서, 이 결과는 특정 조건에서 우연히 발생한 편차라기보다는 낙하형 충격시험에서 계측된 시험 데이터의 형상이 모델의 계수 식별 과정에 반영된 결과로 추정된다. 시험 데이터의 반정현과 가속도를 보면 초기 구간에서 국부적인 비선형 거동이 관찰되며, 이러한 특성은 비선형 최소자승법을 이용한 계수 식별 과정에서 전체 파형 형상에 영향을 미친다. 최소자승법은 전체 시간 이력에서의 오차를 최소화하도록 계수를 결정하므로, 초기 구간의 국부적인 비선형 거동이 포함될 경우 전체 오차를 줄이는 과정에서 반주기 지속시간이 증가하는 방향으로 계수가 결정될 수 있다.

그럼에도 불구하고 계산 효율성과 모델 구성의 단순성으로 인해 반주기 지속시간의 정밀 예측에는 제한이 있으나, 최대 가속도 수준과 경도 변화에 따른 가속도 응답의 경향을 신속하게 평가하는 데 유용한 보조적 해석 도구로 활용될 수 있을 것이다.

5. 결 론

폴리우레탄을 이용한 충격 파형 생성 연구를 위해 낙하형 충격 실험기를 통해 실험을 수행하였으며, 계측된 동적 응답을 재료의 비선형성을 고려한 두 가지 접근법으로 시뮬레이션 하였다.

첫 번째는 폴리우레탄의 점초탄성 특성을 반영한 FEA 모델이다. 정적 압축시험 데이터를 기반으로 비선형 초탄성 거동을 구현하였으며, 선행 연구에서 제

시된 다양한 초탄성 모델의 특성과 이 연구에 사용된 PWG의 구조적 특성을 종합적으로 검토한 결과, Yeoh 3차 모델이 폴리우레탄의 경도 변화에 따른 거동 해석에 적합한 것으로 확인되었다. 또한 응력 완화시험에서 획득한 데이터를 프로니 시리즈에 적용하여 점탄성 특성을 반영한 점초탄성 모델을 구성하였다. 해석 결과, 경도 70, 경도 80에서는 초기속도와 무관하게 반주기 지속시간이 실험 결과와 대체적으로 잘 일치하였으며, 최대 가속도 응답에서는 PWG의 변형량이 정적 압축시험의 변형률 범위를 초과할 때 비선형성이 급격히 증가하는 경향이 나타났다.

두 번째 접근법은 폴리우레탄의 접촉 및 운동 과정에서 나타나는 비선형 거동을 반영한 비선형 강체해석 모델이다. 이 연구에서는 폴리우레탄의 압축에 따른 단면적 변화와 비선형 거동을 반영할 수 있는 Cross-Huntley 모델을 기반으로 조정된 동적 모델을 제시하고, 반정현과 충격 시험 데이터를 이용하여 경도별 모델 계수를 규명하였다. 해석 결과, 비선형 강체해석 모델은 충격 응답의 최대 가속도를 실험 결과와 비교적 높은 정확도로 예측하였으며, 경도 변화에 따른 가속도 응답의 증감 추세와 전체적 응답 특성을 잘 재현하는 것으로 확인되었다. 반면, 반주기 지속시간 예측에서 적지 않은 오차가 발생하였으며, 이는 비선형 강체해석 모델의 단순화 가정에 기인한 한계로 판단된다.

이 연구에서는 폴리우레탄 파형생성기의 시뮬레이션 모델 개발을 위해 유한요소 해석(FEA)과 비선형 강체해석(RBA)의 두 가지 방법으로 접근하였으며, 각 접근법을 통해 충격 가속도 파형의 경향을 대체적으로 예측할 수 있었다. 그러므로 두 해석 모델은 경험적 반복 작업에 의존하는 산업현장의 충격 파형생성기 설계에서 현장시험 비용 및 반복성을 줄이는 시뮬레이션 기반 설계 도구로 유익하게 활용될 것으로 기대된다.

References

- (1) Kim, T. H., Bae, J. S. and Shul, C. W., 2016, Investigation on the Parameter Determination and Implementation of a Dual-pulse Shock Test Machine Using a MR Damper, *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol. 30, No. 12, pp. 5381~5387.

(2) Deiters, T. A., Baker, M., Indermuehle, K. C. and Engelhardt, C. W., 2000, Using Analysis to Design for Drop or Other Shock Environments, *Sound and Vibration*, Vol. 34, No. 10, pp. 26~30.

(3) Shu, D. W., Shi, B. J., Meng, H., Yap, F. F., Jiang, D. Z. et al., 2007, Shock Analysis of a Head Actuator Assembly Subjected to Half-sine Acceleration Pulses, *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 34, No. 2, pp. 253~263.

(4) Gil, G. S., Lee, S. B., Jeon, J. G., Cho, K. H. and Jo, Y. H., 2018, Acquisition the Property of Cushioning Material with the Drop Test and Verification with Finite Element Shock Analysis, *Transactions of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering*, Vol. 28, No. 5, pp. 526~533.

(5) Shim, V. P. W., Yang, L. M., Lim, C. T. and Law, P. H., 2004, A Visco-hyperelastic Constitutive Model to Characterize Both Tensile and Compressive Behavior of Rubber, *Journal of Applied Polymer Science*, Vol. 92, No. 1, pp. 523~531.

(6) Goh, S. M., Charalambides, M. N. and Williams,

J. G., 2004, Determination of the Constitutive Constants of Non-linear Viscoelastic Materials, *Mechanics of Time-dependent Materials*, Vol. 8, No. 3, pp. 255~268.

(7) Van Tonder, J. D., Venter, M. P. and Venter, G., 2023, A Novel Method for Resolving Non-unique Solutions Observed in Fitting Parameters to the Mooney Rivlin Material Model, *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol. 225, 104006.

(8) Huri, D., 2024, Prediction Accuracy of Hyperelastic Material Models for Rubber Bumper under Compressive Load, *Polymers*, Vol. 16, No. 17, 2534.

(9) Yeoh, O. H., 1993, Some Forms of the Strain Energy Function for Rubber, *Rubber Chemistry and Technology*, Vol. 66, No. 5, pp. 754~771.

(10) Hunt, K. H. and Crossley, F. R. E., 1975, Coefficient of Restitution Interpreted as Damping in Vibroimpact, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 42, No. 2, pp. 440~445.

(11) Gilardi, G. and Sharf, I., 2002, Literature Survey of Contact Dynamics Modelling, *Mechanism and Machine Theory*, Vol. 37, No. 10, pp. 1213~1239.