

9mm 권총탄 위협을 받는 적층구조의 방탄성능 연구

이 종 구¹ · 김 시 호² · 김 건 인³ · 조 맹 효^{1*}

¹서울대학교 기계항공공학부, ²공군군수사령부, ³육군사관학교 무기기계공학과

Study on Bullet-Proof Performance of Multi-Layered Hybrid Armor Against 9mm FMJ Projectile

Jong-Gu Lee¹, Siho Kim², Gunin Kim³ and Maenghyo Cho^{1*}

¹School of Mechanical and Aerospace Engineering, Seoul National University, Seoul, 151-742, Republic of Korea

²Technical Engineering Division, Air Force Logistics Command, Daegu, 304-170, Republic of Korea

³Weapon Science, Korea Military Academy, Seoul, 139-799, Republic of Korea

Abstract

In order to prevent the high velocity bullet from penetration, aluminum alloy and RHA(Rolled Homogeneous Armour) steel, which have a high tensile and compressive strength, are usually used as the bullet-proof armor material. Although these materials have a good bullet proof performance, but not an area density which is a weight increasing factor of bullet-proof armor. Therefore, Mg(magnesium) alloy is a promising substitute for the traditional bullet-proof armor material due to the relatively low areal density. The spatial efficiency of Mg alloy, however, is inferior to the traditional material's, which is a volume(thickness) increasing factor of bullet-proof armor. In this study, we select the multi-layered hybrid armor which consist of Ceramic, with a high strength; Mg alloy, with a low areal density; Kevlar, with a high tensile strength-to-weight ratio; in order to make up for the poor spatial efficiency of Mg alloy. By predicting V50 of the multi-layered armor against 9mm FMJ(Full Metal Jacket). we show that the multi-layered armor have the capability in improving bullet-proof performance in the respect of the areal density, but also the spatial efficiency.

Keywords : Autodyn, 9mm FMJ, hybrid armor, V50, areal density, spatial efficiency

1. 서 론

고속의 탄을 방호하기 위해 일반적으로 인장강도가 350 Mpa, 1170Mpa로 큰 알루미늄합금이나, RHA강과 같은 금속이 주로 사용되고 있다. 하지만 전통적인 금속의 경우 면 밀도가 높아 차량방탄 혹은 개인 방호복으로 적용 시 장갑의 무게를 증가 시키는 요인이 된다(Cho *et al.*, 2009). 때문에 전통적인 방탄소재를 사용하여 방탄장비 제작 시 전술 요구 수준의 방탄성능을 기대할 수 있을지 모르나 방탄장비의 무게가 증가하여 보병 및 차량의 기동성이 저하되고 성공적인 작전 수행에 걸림돌이 된다. 때문에 군의 기동성 확보를 위해서는 방탄장비의 방탄 성능뿐만 아니라 방탄장비의 경량화는 필수요소라 할 수 있다.

때문에 방탄장비의 경량화와 밀접한 관련이 있는 면 밀도 저감에 대한 관심이 대두되었고, 이를 위한 많은 연구가 수행되었다. 대표적으로는 탄과 과녁이 이루는 충돌 입사각 제어를 통해 간접적 면 밀도 저감 연구가 수행되었으며(Sundararajan, 1990; Goldsmith *et al.*, 1986; Orphal, 1999; Dikshit, 1998), 열처리를 통해 단일 방탄 소재의 에너지 흡수를 및 강도 증가를 통해 직접적 면 밀도 저감 연구가 수행되었다(Lee *et al.*, 1999; Srivastava *et al.*, 2006; Ray *et al.*, 2003; Dhua *et al.*, 2001; Jena *et al.*, 2007; 2009; 2010; Demir *et al.*, 2008; Dikshit *et al.*, 1995).

하지만 전통적인 방탄 소재만으로는 면 밀도 저감에 한계가 존재하였고, 새로운 방탄 소재의 필요성이 대두되었다. 이

* Corresponding author:

Tel: +82-2-880-1693; E-mail: mhcho@snu.ac.kr

Received November 5 2012; Revised December 9 2012;

Accepted December 10 2012

©2012 by Computational Structural Engineering Institute of 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.

리한 요구에 부합하여, 전통적 방탄소재 대비 밀도가 낮을 뿐만 아니라 비슷한 비강도를 가지는 마그네슘합금이 대체 방탄재로 제시되었고, 마그네슘합금이 강철과 비교하여 면 밀도가 낮음이 입증되었다(Tyrone *et al.*, 2007). 나아가 Kim *et al.*(2009)은 9mm FMJ 탄의 위협에 대한 마그네슘합금의 방탄성능 해석을 통해 개인 방탄복으로써의 적용 가능성을 검증하였다.

하지만 마그네슘합금의 경우 RHA강에 비해 나쁜 공간효율로 인해 동일한 방탄성능 발휘를 위해서는 장갑의 두께(부피)를 증가시켜야만 하는 단점이 있다. 비록 위협탄이 9mm FMJ탄인 개인방탄복에 적용함에 있어선, 장갑의 두께 증가량이 허용되는 범위 수준에 있지만, 위협탄이 7.62mm 철갑탄인 경우 필연적으로 차량 장갑의 두께가 전술적 운행이 불가능할 정도로 증가하게 된다.

해당 공간효율 문제점을 보완하기 위해 최근에는 단순히 단일 방탄소재 대체에만 머무르지 않고 상호 보완적인 특성을 가지는 이종 이상의 물질이 조합된 방탄장갑에 대한 연구가 수행되고 있다(Jena *et al.*, 2009). 이종 물질이 조합된 방탄 장갑의 경우는 물질 선택 및 조합 방법에 따라 면밀도, 공간효율 및 충격 흡수율과 같은 방탄성능 지수가 확연히 달라진다.

본 연구에서는 마그네슘합금 단일물질이 아닌 세라믹(Ceramic), 마그네슘합금(Mg alloy), 케블라(Kevlar)를 순서대로 적층한 하이브리드 장갑모델을 선정하였고, 하이브리드 장갑을 구성하는 물질의 두께를 조절하여 요구 방탄성능(방호탄도한계속도)을 만족하는 동시에 면 밀도 감소 및 공간효율 증가를 도모하였다.

하이브리드 장갑 모델은 Fig. 1과 같다. 하이브리드 장갑 모델의 방탄성능 예측을 위해 방탄실험법과 동일한 기준으로 수치해석이 수행되었다. 해당 수치해석은 충돌해석 상용프로그램인 3D-AUTODYN을 이용하여 수행되었다.

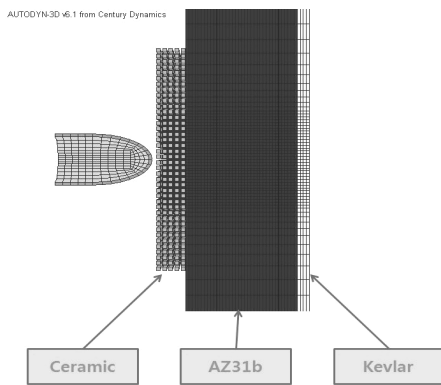


Fig. 1 Hybrid armor model

2. 본 론

이 장에서는 방탄성능실험법 및 하이브리드 장갑의 방탄 전산모사 과정을 소개한 후, 면 밀도 최적화 해석과 함께 공간효율 및 면 밀도 측면에서 방탄성능 향상을 입증하고자 한다.

2.1 방탄성능실험 및 방호탄도한계(V50) 측정법

실험 장치 구성은 Fig. 2와 같다. 발사대에서 탄이 발사되면 두 개의 속도센서를 지나 Target에 충돌하게 된다. 이 때 2개의 속도센서에 의해 탄의 충돌 시 속도가 얻어진다. Target은 Target holder를 이용하여 단단히 고정된다.

방탄성능실험은 MIL-STD-662 Test method standard에 제시되어 있는 방호탄도한계 측정법을 기준한다. 방호탄도한계는 완전관통(CP:Complete Penetration)과 부분관통(PP:Partial Penetration)경우를 통해 방호탄도한계를 측정한다. 방호탄도한계는 탄에 의해 Target이 관통될 확률이 50%일 때의 탄의 충격속도를 나타낸다. 탄의 속도는 추진제의 양을 통해 조절되며, 방호탄도한계속도는 Up-and-down 방법으로 측정된다. Fig. 3은 방호탄도한계에 대한 개념도이며, 완전관통과 부분관통의 측정을 통해 그 평균값을 방호탄도한계속도(V50)로 정의된다. 본 해석에서는 방탄성능실험과 동일한 기준을 적용하여 V50을 선정하였다.

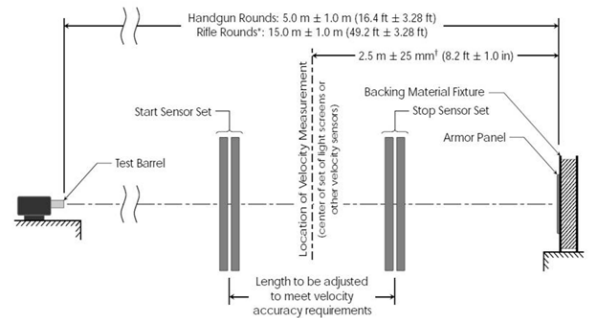


Fig. 2 Experiment test schematic

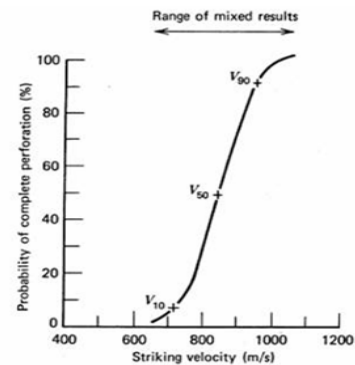


Fig. 3 Protection ballistic limit curve

2.2 FMJ(9mm)탄 및 Target 모델링

2.2.1 FMJ(9mm)탄 모델링

9mm FMJ은 가장 널리 쓰이는 군용 탄환으로 일반적으로 관통 탄이라고 한다. Fig. 4에서 보듯이 납(Pb)으로 된 탄자를 황동(Brass)이 감싸고 있는 형태로 탄두는 관통이 용이하게 뾰족하게 다듬어져 있다. 황동 껍질이 표적에 명중해 운동에너지가 급격히 감소하면, 내부의 무르고 밀도가 높은 납이 관성에 의해 튀어 나가면서 살상력을 배가시키는 구조를 가진다.

9mm FMJ탄의 유한요소 모델은 FMJ(9mm)탄 도면을 참조하여 상용 CAD프로그램인 CATIA를 이용하여 CAD 데이터를 만들고 해당 데이터를 기반으로 유한요소를 생성하였다(Tham *et al.*, 2007). 모델링에 사용된 요소는 3차원 해석을 위해 3차원 요소를 이용하였으며, 계산의 정확성을 위해 4면체 요소가 아닌 6면체 요소를 이용하였다. 9mm FMJ탄의 유한요소 모델의 절점 개수는 850개 요소개수는 640개이다.

2.2.2 Target 모델링

Target 모델링 시 연산의 효율성을 위해 실제 크기의 1/4 크기로 모델링하였으며, Target의 중심부에 요소 밀도를 높여 수치해석해의 정확성을 증가시켰다. 모델링되어진 Target을 구성하는 단위 plate 당 절점개수는 14,256개, 요소 개수는 12,250개이다.

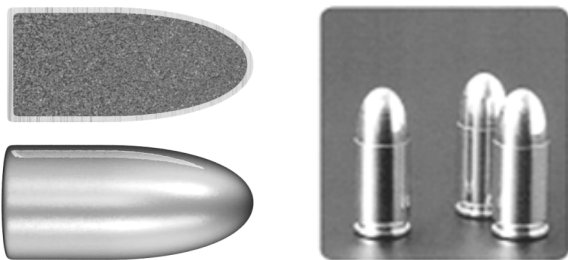


Fig. 4 FMJ(9mm) cross section Fig. 5 FMJ(9mm) side

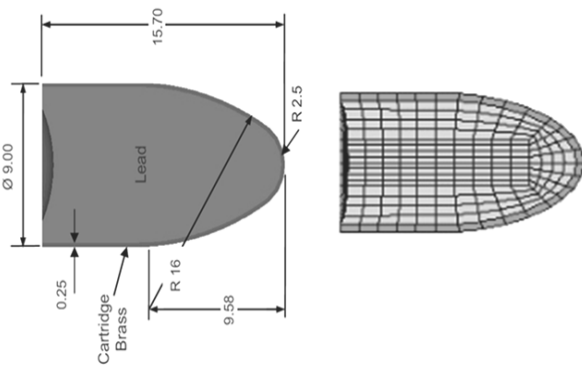


Fig. 6 FMJ(9mm) schematic and model

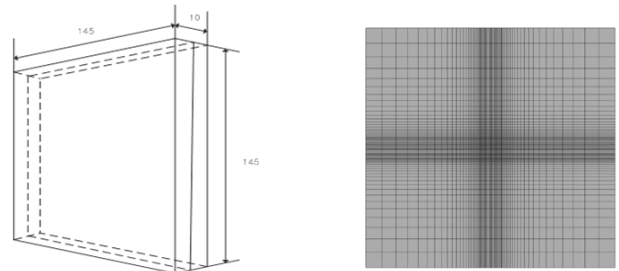


Fig. 7 Target schematic and model

2.2.3 요소 크기 선정

목표물의 적절한 요소 크기는 탄의 충돌에 의한 국부적인 변형이 잘 묘사되고 불필요한 연산 자원 소모가 발생하지 않도록 정의되어야 한다. 또한 방탄해석은 Target 모델만의 독립적인 해석이 아닌 탄자와의 연계 해석인 만큼 Target의 요소 크기를 단순히 감소시킨다고 해서, 정확한 해석결과를 보장하지 않는다. 때문에 탄의 형상 및 크기, 요소 밀도 그리고 실험과의 다각적인 비교를 통해 목표물의 요소 크기가 선정되어야 한다(Lim *et al.*, 2002)

본 연구에서는 앞서 언급한 요소 크기 선정 기준과 더불어 추가로 충돌 해석 중 요소가 마멸되면서 발생하는 소산에너지의 변화 추이를 관찰하여 보다 엄밀한 기준으로 요소 크기를 선정하였다.

Target 및 탄의 요소 크기를 1.0, 0.5, 0.25mm를 기준으로 모델링하였으며, 충돌속도를 380m/s로 하여 전산모사를 수행하고, 소산에너지 변화 추이를 관찰하였다. 요소 크기에 따른 모델과 해당하는 에너지 변화 추이 그래프는 Fig.

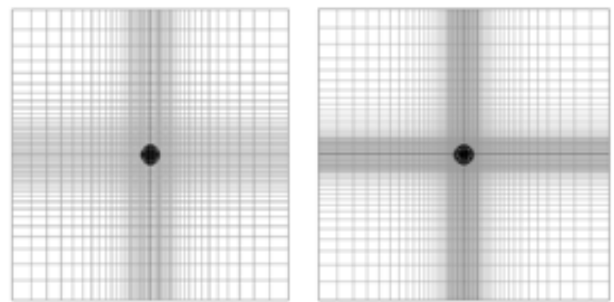


Fig. 8 Element size 1mm Fig. 9 Element size 0.5mm

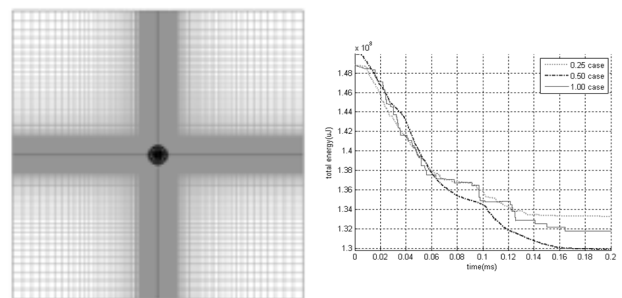


Fig. 10 Element size 0.25mm Fig. 11 Energy dissipation

11과 같다.

요소 크기가 1.0mm인 경우에 에너지 소산 곡선이 비현실적으로 계단형태의 불연속적인 형태를 보였다. 때문에 해당 요소 크기에 해당하는 해석결과와 신뢰성은 떨어진다. 하지만 1.0mm보다 작은 0.5, 0.25mm의 요소 크기에 해당하는 에너지 소산 곡선은 실제 물리현상과 유사한 연속적인 형태를 보였다. 비록 0.25mm 요소 크기에 해당하는 소산 에너지 변화 추이 곡선이 0.5mm 요소 크기에 해당 결과보다 연속적이지만, 전산모사 소요시간 측면에서 0.5mm 크기의 요소를 사용하는 것이 합리적이라고 판단하였고, 해석 시 사용될 요소의 크기로 선정하였다. 앞서 언급한 탄과 Target 모델의 유한요소 개수는 해당 요소 크기를 기준으로 결정되어졌다.

2.3 물질 모델

2.3.1 마그네슘합금의 물질모델

전산모사를 위해서는 각각의 물질의 특성을 정의하는 적절한 항복모델(yield model)과 파괴모델(failure model)이 필요하다. 마그네슘합금의 경우는 포스코(POSCO)에서 독자적으로 제작한 마그네슘합금(모델명: AZ61)이므로 적절한 항복모델과 파괴모델을 새롭게 정의하였다.

마그네슘합금의 물질모델을 정의하기 위해 성형방향(rolling direction) 3개 시편, 횡 방향(transverse direction) 3개 시편, 45°방향 3개 시편 각각의 인장 시험을 통해 공칭응력 선도를 얻었다. 공칭응력선도(nominal stress strain curve)를 바탕으로 각각의 경우에 해당하는 공칭항복응력과 공칭극한응력을 다음과 같이 측정하였다.

실제로 항복모델과 파괴모델을 정의하기 위해서는 공칭응력 선도가 아닌 진 응력 선도(true stress strain curve)가 필요하다. 때문에 식 (1)과 식 (2)을 이용하여 공칭응력 선도를 진 응력 선도로 변환시켰다.

$$\epsilon_{true} = \ln(1 + \epsilon_{nominal}) \tag{1}$$

$$\sigma_{true} = \frac{\sigma_{nominal}}{(1 - v\epsilon_{nominal})^2} \tag{2}$$

그리고 마그네슘합금의 항복모델로는 Johns-Cook model을 선정하였다(Jonhson *et al.*, 1983). Johns-Cook model은 식 (3)과 같이 정의되는데, 식 (3)의 식 (a)는 변형률 경화(strain hardening)에 대한 영향을 나타내고, 식 (3)의 식 (b)는 변형률 속도 경화에 대한 영향을 나타내며, 식 (3)의 식 (c)는 열 연화에 대한 영향을 나타낸다. 본 연

구에서는 변형률 속도 경화와 열 연화 효과는 고려하지 않았다. 소성변형률과 흐름응력과의 관계를 정의하는 식 (3)의 식 (a)안의 미지수를 정의하기 위해 얻어진 진 응력 선도로 부터 소성변형률 값을 얻은 후, 보간 된 경화선도를 구성하는 계수들의 값을 시편 각각에 대하여 계산하였다.

$$\sigma_y = \underbrace{\left[A + B(\epsilon_{eff}^p)^M \right]}_{(a)} \underbrace{\left(1 + C \ln \epsilon / \dot{\epsilon}_o \right)}_{(b)} \underbrace{\left[1 - \left(\frac{T_H}{T_M} \right)^M \right]}_{(c)} \tag{3}$$

Table 1에서와 같이 마그네슘합금은 성형 방향에 따라 물성 차이가 다소 존재한다. 하지만 Table 3에서와 같이 평균 공칭 항복응력 대비 백분율 오차는 3.55%~0.33% 사이며 평균 공칭 극한응력 대비 백분율 오차는 6.63%~0.88% 사이임을 감안할 때 등방성에 가깝다.

이를 근거로 하여, 항복모델과 파괴모델의 계수를 각 시편의 진 응력 선도부터 계산한 후 평균으로 선정하였다.

Table 1 Tensile test of Mg alloy according to material direction

성형 방향: 0°	공칭항복응력(Mpa)	공칭극한응력(Mpa)
시편 1	187.8	300.55
시편 2	179.07	302.44
시편 3	182.86	299.78
평균	183.24	300.92

횡 방향: 90°	공칭항복응력(Mpa)	공칭극한응력(Mpa)
시편 1	180.95	273.2
시편 2	177.70	269.58
시편 3	175.06	268.62
평균	177.90	270.47

사선 방향: 45°	공칭항복응력(Mpa)	공칭극한응력(Mpa)
시편 1	183.31	290.25
시편 2	184.24	296.18
시편 3	183.00	288.75
평균	183.52	291.73

Table 2 Coefficients of Johns-Cook yield model

A=항복응력(Yield stress)
B=경화상수(Hardening constant)
N=경화지수(Hardening exponent)
C=변형률 속도 상수(Strain rate constant)
M=열연화 상수(Thermal softening exponent)
ϵ_{eff}^p =유효 소성 변형률(Effective plastic strain)
$\dot{\epsilon}$ =변형률 속도(Strain rate)
$\dot{\epsilon}_o$ =기준 변형률 속도
$T_H = \frac{T - T_R}{T_M - T_R}$
T_M =녹는점(Melt temperature)
T_R =기준 온도

Table 3 Percent error between the average value and the law value of yield stress and ultimate stress

	공칭 항복응력 (Mpa)	공칭 극한응력 (Mpa)	공칭 항복응력 상대오차	공칭 극한응력 상대오차
성형 방향: 0°	187.8	300.55	3.44%	4.46%
	179.07	302.44	1.37%	5.12%
	182.86	299.78	0.72%	4.20%
횡 방향: 90°	180.95	273.2	0.33%	5.04%
	177.70	269.58	2.12%	6.30%
	175.06	268.62	3.58%	6.63%
사선 방향: 45°	183.31	290.25	0.97%	0.88%
	184.24	296.18	1.48%	2.95%
	183.00	288.75	0.80%	0.36%
평균	181.554	287.705		

항복모델의 경우 항복응력 A를 182Mpa로, 경화상수 B를 446Mpa로, 경화지수 N을 0.4761로 선정하였고, 파단모델의 경우 인장파괴응력은 290Mpa, 전단파괴응력은 200Mpa로 선정하였다.

2.3.2 마그네슘합금의 물질모델

세라믹과 케블라의 항복모델과 파괴모델은 AUTODYN에서 제공하는 모델로 정의하였다. 각 물질의 항복모델과 파괴 모델은 Table 4, Table 5, Table 6과 같다.

Table 4 Yield model and failure model for Kevlar

케블라	<Yield : Elastic> Shear Modulus : 1.0E+06(kPa)
	<Failure : Material Strain>
	Tensile Failure Strain 11 : 1.0E-02
	Tensile Failure Strain 22 : 8.0E-02
	Tensile Failure Strain 33 : 8.0E-02
	Residual Shear Stiffness Fraction : 2.0E-01 (none) Decomposition Temperature : 7.0E+02(K)

Table 5 Yield model and failure model for Mg alloy

마그네슘합금	<Yield : Johnson Cook> Shear Modulus : 1.5555E+07(kPa) Yield Stress : 1.82E+05(kPa) Hardening Constant : 4.4600E+05(kPa) Hardening Exponent : 4.761E-01(none) Strain Rate Constant : 0.000E+00(none) Ref. Strain Rate(/s) 1.0E+00(none)
	<Failure : Material Stress>
	Tensile Failure Stress 11 : 2.90E+05(kPa)
	Tensile Failure Stress 22 : 2.90E+05(kPa)
	Tensile Failure Stress 33 : 2.90E+05(kPa)
	Maximum Shear Stress 12 : 2.0E+05(kPa)
	Maximum Shear Stress 23 : 2.0E+05(kPa)
	Maximum Shear Stress 31 : 2.0E+05(kPa)

Table 6 Yield model and failure model for Ceramic

세라믹	<Yield : Johnson-Holmquist> Shear Modulus : 1.35E+08(kPa) Model Type : Continuous(JH2) Hugoniot Elastic Limit : 5.9E+06(kPa) Intact Strength Constant A : 9.89E-01 Intact Strength Exponent N : 3.755E-01 Strain Rate Constant C : 0.00000E+00 Fractured Strength Constant B : 7.7E-01 Fractured Strength Exponent M : 1.0E+00 Max. Fracture Strength Ratio : 5.0E-01
	<Failure : Johnson-Holmquist> Hydro Tensile Limit : -2.9E+04(kPa) Damage Constant, D1 : 1.0E-02(none) Damage Constant, D2 : 1.0E+00(none) Bulking Constant, Beta : 1.0E+00(none)

2.4 Erosion 값의 정의 및 선정

2.4.1 Erosion의 정의

연성 금속은 인장력에 의해 늘어나다 파괴가 일어나면서 끊어진다. 하지만 충돌해석에서는 요소가 계속 늘어날 뿐 파괴가 일어나지 않게 된다. 이런 요소들로 인해 동적해석 시 적분 시간 스텝이 줄어들어 더 이상의 해석이 불가능하게 된다. 때문에 실제 물리적으로 발생하는 마멸현상은 아니지만 이와 유사하게 요소들을 임의적으로 마멸시킬 필요가 있다. 어느 정도 변형이 이루어졌을 때 요소를 마멸할지는 물질이 파괴 영역에 도달하여, 물리적으로 더 이상 영향을 주지 않을 때 요소를 탈락시키는 것이 가장 합리적이다. 때문에 물질에 따라서 Erosion 값이 선정되어질 필요가 있다. 예를 들면 취성이 강한 세라믹과 같은 재료는 작은 변형에도 파괴가 일어나지만, 연성이 강한 알루미늄 같은 재료는 보다 큰 변형 후에 파괴가 일어나므로 세라믹 보다는 큰 Erosion 값이 필요하다. Erosion 한계 값의 척도로 사용되는 식은 다음과 같이 정의 된다(AUTODYN User and Theory Manual).

2.4.2 Erosion 값 선정

연성 재료의 충돌해석 시 주로 사용되는 Lagrange기법 적용 시 Erosion이라는 비 물리적인 값이 앞서 언급한 것과

Table 7 The measure of erosion

Incremental geometric strain
$\epsilon = \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}} dt$
Instantaneous geometric strain
$\epsilon = \int_0^t \frac{2}{3} \sqrt{\frac{(\epsilon_{11}^2 + \epsilon_{22}^2 + \epsilon_{33}^2) + 5(\epsilon_{11}\epsilon_{22} + \epsilon_{22}\epsilon_{33} + \epsilon_{33}\epsilon_{11})}{-3(\epsilon_{12}^2 + \epsilon_{23}^2 + \epsilon_{31}^2)}} dt$

Table 8 Residual velocity according to the erosion value

Instantaneous Erosion 값	잔류속도 (초기속도: 500m/s)	Incremental Erosion 값	잔류속도 (초기속도: 500m/s)
3	발산	3	302(m/s)
2.5	발산	2.5	315(m/s)
2	발산	2	349(m/s)
1.8	발산	1.8	364(m/s)
1.5	209	1.5	390(m/s)
1	318	1	438(m/s)
0.5	428	0.5	474(m/s)
0.4	439	0.4	480(m/s)

Table 9 Residual velocity according to the particle density and the target size

Ceramic 모델 번호	잔류속도	Particle 밀도	Target 크기
1	414m/s	1	75×75×5mm ³
2	409m/s	0.5	20×20×5mm ³
3	413m/s	1	20×20×5mm ³

같이 합리적인 기준으로 선정되어야 한다. Erosion은 비 물리적인 현상이므로 물리적으로 영향을 주지 않고 수치해석의 결과에 큰 변화를 가져와서는 안 된다. 때문에 동일한 조건 하에서 Erosion값을 변화 시키가면서 수치해석 결과를 비교하여 적절한 Erosion 값을 사용자가 정하여야 한다. Table 8에서와 같이 Erosion 값이 작은 경우에는 케블라가 강성을 잃기 전에 찢겨지는 결과를 보였고, Erosion 값이 큰 경우는 이미 케블라가 강성을 잃었는데도 불구하고 요소가 탈락되지 않았으며 보다 큰 Erosion 값에서는 시간 적분 스텝이 줄어들어 수치해가 발산하는 현상을 보였다. 본 연구에서는 실제 물리현상과의 유사성과 수치 안정성을 고려하여 케블라의 Erosion값을 Incremental strain(2.5)로 선정하여 사용하였다. 마그네슘합금의 경우도 케블라와 동일한 기준을 적용하여 Erosion값을 Incremental strain(2)로 선정하였다.

하지만 세라믹의 충돌 해석을 위해 유한요소를 사용하지 않는 SPH 기법(Gingold *et al.*, 1997)을 적용하였기 때문에 근본적으로 요소 왜곡현상이 발생하지 않는다. 때문에 Erosion값을 정해 줄 필요가 없다. 대신 적절한 세라믹 해석 모델을 찾기 위해 입자들의 조밀도가 고려되어야 한다. Table 9에서와 같이 세 가지 경우로 나누어 비교해 보았다. 모델 1은 마그네슘합금 및 케블라 모델과 동일한 크기로 모델링되었으며 입자 밀도는 1이다. 모델 2는 모델 1의 크기보다 2배 이상 작고 입자 밀도는 0.5로 2배 작다. 모델 3은 모델 2의 크기와 같고 입자 밀도는 모델 1과 동일한 1로 모델링하였다. 결과는 Table 9와 같이 세 경우 모두 비슷한 잔류속도를 보였다. 때문에 해석시간이 가장 적게 소요된 3번째

모델을 세라믹 모델로 선정하였다.

2.5 하이브리드 장갑의 방탄성능 해석

2.5.1 물질 두께 변화에 따른 방탄성능 해석

하이브리드 장갑의 방호탄도 해석 시 케블라의 두께는 2mm로 고정된 상태에서 마그네슘합금 장갑 두께를 15mm, 20mm, 25mm와 세라믹 장갑 두께 0mm, 2mm, 3mm, 4mm, 5mm와의 조합에 대하여 방호탄도한계값(V50)을 산출해 내었다.

Table 10의 수치 해석결과를 보면 동일한 장갑 두께에 대하여 마그네슘 단독으로 구성된 장갑 보다 세라믹이 추가된 하이브리드 장갑이 괄목한 방탄성능 향상을 보임을 알 수 있다. 또한 마그네슘 장갑두께 변화보다 세라믹 장갑 두께 변화가 V50 증가에 보다 민감하게 작용함을 직관적으로 알 수 있다. 하지만 면 밀도 견지에서는 하이브리드 장갑의 면 밀도 감소효과를 파악할 수 없다. 때문에 면 밀도를 수치화하고 동일한 요구 V50을 만족하는 면 밀도 최소화 과정을 통해 하이브리드 장갑의 두께 변화 및 면 밀도 변화를 관찰할 필요가 있다.

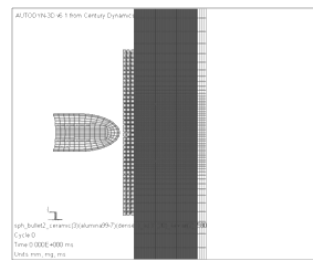


Fig. 12 Before impact

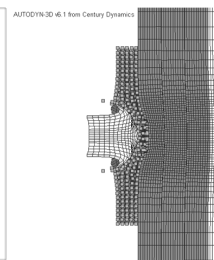


Fig. 13 After impact

Table 10 V50 according to the thickness of hybrid armor

마그네슘 / 세라믹	15mm	20mm	25mm
0mm	330(m/s)	480(m/s)	550(m/s)
2mm	530(m/s)	600(m/s)	670(m/s)
3mm	590(m/s)	670(m/s)	730(m/s)
4mm	635(m/s)	710(m/s)	787(m/s)
5mm	680(m/s)	750(m/s)	845(m/s)

2.5.2 면밀도 최소화 문제해석

하이브리드 장갑의 면 밀도 감소효과를 수치화하기 위해 최소화 문제를 Table 11와 같이 정리하였다.

면 밀도를 목적함수로 정의하고 설계 변수를 세라믹 장갑 두께, 마그네슘합금 장갑 두께와 케블라 장갑 두께로 두었다. 그리고 제약조건으로는 2개의 등호 제약조건과 2개의 부등호 제약조건으로 정의하였다. 2개의 등호 제약조건 중 하나는 각 장갑 두께의 함수인 V50 식이 되고, 해당 최소화 문제에

Table 10 Areal density minimization problem

Obj. function : Areal density(g/m^2) = $C_1t_1 + C_2t_2 + C_3t_3$
 where,
 C_1 =ceramic density($3.8g/cm^3$), t_1 =ceramic thickness
 C_2 =AZ31b density($1.775g/cm^3$), t_2 =AZ31b thickness
 C_3 =kevlar density($1.65g/cm^3$), t_3 =kevlar thickness
Design variable: t_1, t_2, t_3
Constraint :

1. $V50=550m/s$, $V_{50} = at_1^2 + bt_1 + ct_2^2 + dt_2$
2. $0 \leq t_1 \leq 7mm$
3. $0 \leq t_2 \leq 40mm$
4. $t_3 = 2mm$

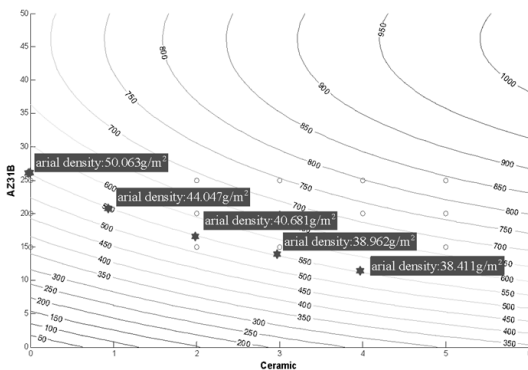


Fig. 14 Hysteresis curve of areal density minimization procedure

서 목표 V50을 550m/s로 선정하였다. 면 밀도 최소화 문제 해석에 앞서 V50 식의 미지수 정의를 위해 최소 제곱 회귀법을 이용하였다. 민감도 계산에 있어서 Sequential quadratic programming method 이용하였고 결과는 Fig. 14와 같다.

초기의 장갑 두께 조합은 세라믹을 포함하지 않기 때문에 하이브리드 장갑의 면 밀도는 $50.063g/m^2$ 으로 크고 장갑 두께 또한 28.3mm 두껍다는 것을 알 수 있다. 하지만 면 밀도 최소화 과정을 거치면서 마그네슘합금 장갑의 두께와 하이브리드 장갑의 면 밀도는 차츰 줄어들고 세라믹 장갑의 두께는 조금씩 증가한다. 이 때 마그네슘합금 장갑의 두께 감소량은 세라믹 장갑 두께 증가량보다 크다. 이는 하이브리드 장갑의 면 밀도 감소효과 뿐만 아니라 공간효율 향상 효과를 대변하고 있다. 실제로 최소화 문제 해석으로 얻어진 최적점에서의 하이브리드 장갑의 면밀도는 초기 디자인보다 23.3% 감소되었고, 두께는 39.43% 감소하였다.

3. 결 론

본 연구에서는 면밀도는 낮으나, 공간효율성 떨어지는 마그네슘합금의 단점을 보완하기 위해 단일 물질이 아닌 세라믹, 마그네슘합금, 케블라가 순서대로 적층되어 있는 하이브

리드장갑 평판 모델을 선정하여 9mm FMJ 탄 위협에 대한 충돌해석을 수행하여 방탄성능을 예측하였다.

방탄성능의 우수성은 V50, 면 밀도, 공간효율 견지에서 판단할 수 있으며, 먼저 V50 측면에서는 마그네슘합금 단일 방탄 장갑에 비해 상호 보완적인 여러 방탄소재가 조합된 하이브리드 장갑의 V50 성능이 향상됨을 확인하였다.

면 밀도 측면에서는 동일한 요구 V50(550m/s)를 만족시키는 면 밀도 최소화 해석을 통해 하이브리드 장갑 적용 시 면 밀도가 감소 23.3% 감소됨을 확인하였다. 이는 동일한 무게를 가지는 장갑의 경우 하이브리드 장갑이 보다 우수한 V50성능을 발휘함을 의미한다.

뿐만 아니라 공간효율성 측면에서도 하이브리드 장갑이 39.43%의 감소되었음을 확인하였다. 이는 특정 V50을 발휘하기 위한 장갑 개발 시 하이브리드 장갑의 적용을 통해 장갑의 부피 감소효과를 기대할 수 있음을 의미한다.

하이브리드 장갑은 해당 방탄특성 빗대어 볼 때 9mm FMJ 탄 보다 위협적인 7.62mm AP(Armor piercing)탄을 방호하기 위한 장갑개발에도 적용 가능할 것으로 기대된다.

감사의 글

본 연구는 2012년 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(2012K001368).

참 고 문 헌

Kim, S., Kim, G., Cho, M. (2009) Experiment Test and Numerical Simulation of Ballistic Impact on Magnesium plates, Conference on the Korean Society for Aeronautical and Space Science, *The Korean Society for Aeronautical and Space Science*, pp.178 ~181.

Borvik, T., Dey, S., Clausen, A.H. (2009) Perforation Resistance of Five Different High Strength Steel Plates subjected to Small Arms Projectile, *International Journal of Impact Engineering*, 36(7), pp.948 ~964

Demir, T., Ubeyli, M., Yildirim, R.O. (2008) Investigation on the Ballistic Impact Behavior of Various Alloys against 7.62mm Armor Piercing Projectile, *Materials & Design*, 29(10), pp.2009~2016.

Dhua, S.K., Ray, A., Sarma, D.S. (2001) Effect of Tempering Temperatures on the Mechanical Properties and Microstructures of HSLA-100 Type Copper

- Bearing Steels, *Materials Science and Engineering: A*, 318, pp.197~210.
- Dikshit, S.N., Kutumbarao, V.V., Sundararajan, G.** (1995) The Influence of Plate Hardness on the Ballistic Penetration of Thick Steel Plates, *International Journal of Impact Engineering*, 16(2), pp.293~320.
- Dikshit, S.N.** (1998) Ballistic Behavior of Thick Steel Armour Plate under Oblique Impact: Experimental Investigation, *Defence Science Journal*, 48(3), pp.257~262.
- Gingold, R.A., Monagan, J.J.** (1997). Smoothed Particle Hydrodynamics: Theory and Application to Non-spherical star, *Monthly Notices of the Royal Astronomical Society*, 181, pp.375~389.
- Goldsmith, W., Finnegan, A.** (1986) Normal and Oblique Impact of Cylindro-Conical and Cylindrical Projectiles on Metallic Plates, *International Journal of Impact Engineering*, 4(2), pp.83~105.
- Jena, P.K., Ramanjeneyulu, K., Sivakumar, K., Bhat, T.B.** (2009) Ballistic Studies on Layered Structures, *Materials & Design*, 30(12), pp.1922~1929.
- Jena, P.K., Mishra, B., Babu, M.R., Babu, A., Singh, A.K., Sivakuma, K., Bhat, T.B.** (2010) Effect of Heat Treatment on Mechanical and Ballistic Properties of a High Strength Armour Steel, *International Journal of Impact Engineering*, 37(3), pp.242~249.
- Johson, G.R., Cook, W.F.** (1983) A Constitutive Model and Data for Metals subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures, *Proceedings of Seventh International Symposium on Ballistic*, Hague, Netherlands, pp.7.
- Jones, T.L., DeLorme, R.D., Burkins, M.S., Gooch, W.A.** (2007) Ballistic Performance of Magnesium Alloy AZ31B, *23rd International Symposium on Ballistic*, TARRAGONA, SPAIN, pp.989~995.
- Lee, W.S., Su, T.T.** (1999) Mechanical Properties and Microstructural Features of AISI 4340 High Strength Alloy Steel under Quenched and Tempered Conditions, *Journal of Materials Processing Technology*, 87, pp.198~206.
- Lim, C.T., Shim, V.P.W., Ng, Y.H.** (2003). Finite Element Modeling of the Ballistic Impact of Fabric Armor, *International Journal of Impact Engineering*, 28(1), pp.13~31.
- Moon, J.J., Kim, S.J., Lee, M.** (2009). Parallel Computing Strategies for High-Speed Impact into Ceramic/Metal Plate, *Journal of the Computational Structural Engineering*, 22(6), pp.527~532.
- Orphal, D.L.** (1998) Highly Oblique Impact and Penetration of Thin Targets by Steel Spheres, *International Journal of Impact Engineering*, 1(2), pp.687~698.
- Ray, P.K., Ganguly, R.I., Arkadi, G., Panda, A.K.** (2003) Optimization of Mechanical Properties of an HSLA-100 steel through Control of Heat Treatment Variables, *Materials Science and Engineering: A*, 346, pp.122~131.
- Srivastava, A.K., Jha, G., Gope, N., Singh, S.B.** (2006) Effect of Heat Treatment on Microstructure and Mechanical Properties of Cold Rolled C-Mn-Si Trip Aided Steel, *Materials Characterization*, 57(2), pp.127~135.
- Sundararajan, G.** (1990) The Energy Absorbed During the Oblique Impact of a Hard Ball against Ductile Target Materials, *International Journal of Impact Engineering*, 9(3), pp.343~358.
- Tham, C.Y., Tan, V.B.C., Lee, H.P.** (2008) Ballistic Impact of A KEVLAR Helmet : Experiment and Simulations, *International Journal of Impact Engineering*, 35(5), pp.304~318.
- U.S. Army Research Laboratory.** (1997) V50 Ballistic Test for Armor, MILSTD-662F, *Aberdeen Proving Ground*, pp.23.

요 지

고속의 탄을 방호하기 위해 전통적으로 알루미늄 합금, RHA(Rolled Homogeneous Armour) 강과 같이 인장 및 압축 강도가 큰 금속이 주로 방탄재료로 사용되었다. 이런 전통적인 방탄재료는 우수한 방탄성능을 가지는 반면, 면 밀도가 커서 방탄장갑의 무게를 증가시키는 요인이 된다. 때문에 작은 면 밀도를 가질 뿐만 아니라 큰 비강도를 가지는 마그네슘합금이 전통적인 방탄재료의 대체제로 평가받고 있다. 하지만 전통적인 방탄재료에 비해 마그네슘합금의 공간 효율이 떨어져 장갑의 두께 혹은 부피를 증가시키는 요인이 된다. 본 연구에서는 마그네슘합금의 공간 효율의 개선을 위해 마그네슘합금 단일물질이 아닌 세라믹(Ceramic), 마그네슘합금(Mg alloy), 케블라(Kevlar)를 순서대로 적층한 하이브리드 장갑모형을 선정하였고, 9mm FMJ(Full Metal Jacket) 탄 위협에 대한 방탄해석을 통해 하이브리드 장갑이 방탄성능 척도인 면밀도를 감소시킬 뿐만 아니라 공간효율도 개선시킴을 보였다.

핵심용어 : 9mm 권총탄, 하이브리드 장갑, 방호탄도한계, 면 밀도, 공간효율