

介面效應於高速衝擊下陶瓷損傷特性之探討分析

陳幼良^{1*} 沈俊杰¹ 巫孟樵¹ 李聰祥²

¹國防大學理工學院動力及系統工程學系

²和成欣業股份有限公司

摘 要

本研究為探討不同介面材料之拼接陶瓷靶板對受到彈體撞擊後產生之應力傳遞方式及靶板破壞之影響。靶板由 25 片 6 mm 厚、50 mm × 50 mm 之陶瓷拼接而成。由彈道測試無介面、環氧樹脂介面、矽氧樹脂介面三種不同介面靶板之抗彈能力與破壞模式，以數值模擬比較其結果，另以應力波理論分析其原因。彈道測試三種不同介面的抗彈性能；另以 LS-DYNA 有限元素軟體，模擬分析不同介面陶瓷受彈頭衝擊後之應力情形，據以驗證彈道測試所得結果。研究結果顯示，當承受彈道衝擊後，加了介面的陶瓷靶板較沒有介面靶板吸收較多的衝擊能量，且彈著點鄰近陶瓷片也比較完整。

關鍵詞：介面效應，彈道測試，黏著劑，應力波

Analysis of Interface Effect on Failure Mechanism of Ceramics Subjected to High Velocity Impact

Yu-Liang Chen^{1*}, Jun-Jie Shen¹, Meng-Chiao Wu¹, and Tsung-Hsiang Li²

¹ Department of Power Vehicle and Systems Engineering, Chung Cheng Institute of Technology, National Defense University

² Hotech Corporation

ABSTRACT

In this study, the effect of different interface of slicing ceramic target under ballistic impact on stress propagation and fracture model was investigated. The targets were made of 25 pieces square ceramics, each with 5 mm side length and 6 mm thickness. Three types of interface were chosen to construct the target, i.e. no interface, epoxy resin and silicone resin adhesive. Ballistic tests were executed to investigate energy absorption and damage mode of all these specimens. The finite element analysis was adopted to compare the results. Moreover, stress wave theory was used to analyze the effect of different interface on impact behavior of the ceramic target. The ballistic resistance capability of three specimens with different interface was calculated after ballistic test. The LS-DYNA software was used to construct finite element model and observe the wave propagation after impact and then to verify the ballistic test results. The results showed that the specimens with adhesive interface absorbed more energy than those without adhesive interface. The integrity of the ceramics adjacent to impact point was also found in the specimens with adhesive interface.

Keywords: Interface effect, Ballistic test, Adhesive, Stress wave

文稿收件日期 106.2.15;文稿修正後接受日期 106.5.31; *通訊作者

Manuscript received February 15, 2017; revised May 31, 2017; * Corresponding author

一、前言

陶瓷複合裝甲自 1940 年代開始發展，迄今已廣泛的運用在各國的主戰坦克防護體系，並成為國內外裝甲防護的熱門研究課題之一，而陶瓷材料阻擋子彈侵徹概可分為三階段[1]，(1)初始撞擊階段：陶瓷表面粉碎成細小而堅硬的碎塊合併出現裂紋，並形成一陶瓷錐，此時彈頭發生變形，子彈的速度比初始速度降低約 20% 左右。(2)侵徹階段：由於陶瓷的硬度及抗壓強度高於彈體材料，使得彈體在高速下磨蝕變鈍，同時陶瓷錐內的陶瓷碎片及磨蝕的彈體碎片反向擠出，造成彈體的質量與能量大量的損耗。(3)最終階段：變鈍彈頭靠殘餘動能繼續對靶板侵徹，陶瓷產生進一步粉碎，最後將彈體能量消耗殆盡。

陶瓷複合裝甲係由陶瓷搭配金屬背板來提升抗彈性能，惟陶瓷具有密度低、硬度大、強度高但是斷裂韌性較低之特性，因此陶瓷無法單獨作為抗彈材料，當陶瓷單獨承受衝擊時，高彎曲強度會使陶瓷發生拉伸破壞，無法承受彎曲荷載，所以必須透過與金屬背板的結合，使其受到足夠的剛性支撐，始可發揮其優異抗彈性能，故陶瓷複合裝甲大多是以小尺寸陶瓷板與韌性好的整體式均質背板複合而成的拼裝式裝甲[2]，因此黏著劑性能會對陶瓷複合裝甲抗彈能力產生一定之影響。

為了避免陶瓷在抗彈過程中，過早發生裂紋及碎裂情形，故在從事陶瓷複合裝甲抗彈性能研究時，陶瓷板的形狀、尺寸及厚度，不同的背板強度與種類，陶瓷受到的約束形式，陶瓷與背板間波阻抗的匹配，甚至陶瓷與背板黏著層的厚度與種類，受到諸多學者的關注及研究。然而陶瓷拼接所使用之黏著劑對抗彈能力之分析卻甚少討論，所以本研究依據應力波理論結合彈道試驗結果比對 LS-DYNA 模擬數值模擬分析之數據，比較陶瓷拼接靶板採用不同介面時，對整體陶瓷複合板抗彈能力之影響。

1974 年，DL Folds [3] 在 500 kHz - 1 MHz 頻率範圍內分別測試了 13 種不同的矽橡膠，測量出來的聲速範圍在 960 至 1110 m/s 之間。

1999 年，Zaera [4] 主要以應力波理論及 LS-DYNA 模擬說明以陶瓷板和鋁板為靶板，

並配合彈道實驗，研究兩者之間的黏著層，在使用不同樹脂種類(環氧樹脂、聚胺酯)和厚度(0.5、1.0、1.5mm)，比較陶瓷之破壞情形與鋁板塑性變形狀況。實驗證明聚胺酯比環氧樹脂更容易使陶瓷破碎；厚度增加也會增加陶瓷碎裂。

2001 年，杜忠華[5]建立了子彈衝擊陶瓷/鋁合金靶板的彈道極限速度公式，且實驗加以驗證，理論和實驗結果相近。該公式也可用於此類陶瓷/金屬靶板組合的彈道極限速度預測，此外，該模型與其他模型進行比較，結果具一致性。

2001 年，崔琳[6]對疊層裝甲設計材料進行研究，先以應力波理論探討不同聲阻抗的材料對抗彈能力的影響，並對理論所得結果進行實彈測試，發現理論和實驗結果相近。疊層裝甲相鄰材料的聲阻抗差越大，抗彈效果越好，並且可以在相同裝甲材料上夾上聲阻抗相差較大的薄層材料。

2002 年，杜忠華[7]提出應力波在多層陶瓷複合輕裝甲結構的分界面發生反射及透射，並利用薄板的衝擊動力響應模型，對其抗彈性進行理論分析，結果與實驗具有好的一致性。

2002 年，楊超[8]利用一維 Hopkinson 壓桿實驗裝置做應力波發生源在陶瓷複合結構中產生應力波，發現反射應力波性能好的材料可以提升陶瓷複合結構的抗彈性能。

2005 年，Punete[9]以模擬和實驗分析黏著層厚度對陶瓷/鋁板複合裝甲的影響。研究證明：黏著層厚度增加導致黏著層剪應力減少，陶瓷板在受衝擊後，可避免陶瓷破壞且能托住陶瓷於鋁背板上；薄黏著層減少陶瓷錐形成且防止陶瓷板產生彎曲(bending)；厚黏著層使鋁背板吸收能量較多，促進荷載能從陶瓷層傳遞至鋁板。

2005 年，張曉晴[10]利用非線性有限元素程式 LS-DYNA，對陶瓷/金屬複合靶板的侵徹實驗進行數值模擬分析，研究陶瓷錐形成過程中金屬背板的彎曲及破壞情形，發現模擬分析與實驗結果吻合，而不同陶瓷面板和金屬背板厚度比對複合靶板的抗彈能力有著一定影響，並存在一個最佳厚度比。

2006 年，張明[11]研究環氧樹脂和聚胺酯兩種的黏著層，導致陶瓷碎裂方式與程度，並以 LS-DYNA 軟體模擬對照陶瓷破壞模式與彈

道實驗結果，及以一維彈性波理論分析黏著層和鋁板吸收能量之情形。

2006 年，孫素杰[12]，不同背板對陶瓷複合裝甲抗彈性能影響的研究，提到當陶瓷搭配不同背板時，隨著背板聲阻抗的提高，介面阻止彈丸侵徹的能力也是降低的。

2007 年，蔣志剛[13]研究陶瓷/低碳鋼複合靶板抗 7.62 mm 穿甲彈垂直侵徹作用轉成衝擊作用，這是陶瓷複合板有效抵抗穿甲彈的必要條件；穿甲彈之彈著點離陶瓷邊緣大於 5 mm (0.65 倍彈徑)時，極限速度相差甚小，可取陶瓷板有效防護面積等於此面積；彈著點在陶瓷板有效防護範圍內時，背板局部變形和穿孔與受局部爆炸衝擊的金屬板相似。

2008 年，王和平[14]發現當陶瓷複合裝甲加入約束條件時，會對抗彈性能產生影響，其中包含陶瓷的排列及形狀與尺寸、黏著劑的強度、增強纖維的厚度與經緯排列跟背板強度。

2010 年，蔣志剛[2]提出輕型陶瓷裝甲結構研究進展，討論雙層陶瓷複合裝甲的材料與厚度匹配、黏著層的厚度與強度，並建議可加強陶瓷複合靶板的邊界效應，抗多次打擊能力和功能梯度材料(FGM)之研究。

2010 年，黃欽裕[15]改變樹脂種類及厚度，透過彈道實驗分析對陶瓷複材受衝擊的影響，並結合數值模擬取得微觀數據，如陶瓷、樹脂及鋁板所受應力狀況，驗證真實性。

2011 年，孔曉鵬[16]研究陶瓷/鋁合金複合裝甲脫黏機理數值模擬，脫黏對陶瓷複合裝甲抗多發打擊有重大影響，故其用 LS-DYNA 軟體，在建構模型時，將黏著層也加入模型之中，研究陶瓷/鋁合金複合裝甲在 7.62 mm 穿甲彈打擊下陶瓷板的脫黏問題並比較介面應力失效準則和黏著層應變失效準則，結果顯示黏結失效應採用黏著層應變失效準則，脫黏的主要原因是黏著層材料的拉伸破壞。

2012 年，孔曉鵬[17]提出陶瓷複合裝甲黏著層效應和抗多發打擊性能的數值模擬研究，研究了環氧樹脂及聚胺酯兩種黏結層材料及其厚度對陶瓷/鋁合金複合裝甲抗 7.62 mm 穿甲彈單發和兩發打擊性能的影響。

2012 年，張新杰[18]提出關於影響陶瓷裝甲抗彈性能的主要因素中，當陶瓷靶板不加約束條件時，陶瓷受子彈衝擊後，陶瓷破壞無法阻擋子彈侵徹，因此當陶瓷靶板加入約束條件

後，防護係數可增加 16%-20%。

2017 年，J. Jiusti[19]使用馬賽克裝甲，比較三種不同的間隙填充物對靶板陶瓷片之影響，發現當陶瓷間隙未加填充物時，靶板之抗彈性能較差。

本研究以分析陶瓷複合板的拼接陶瓷之間採用不同材料介面，對靶板抗彈性能產生何種影響為題，透過彈道試驗量測子彈初、末速，計算靶板吸收能量並觀察陶瓷破壞模式，比對 LS-DYNA 數值模擬分析之數據，來獲取不同拼接方式陶瓷抗彈性能的比較與分析。

二、研究方法

2.1 實驗規劃

本研究以實彈道測試陶瓷/鋁板複合材料拼接層介面效應的抗彈能力，設備示意圖如圖 1。測試試片以 Al_2O_3 陶瓷片搭配鋁背板，介面採取不添加黏著劑、硬性黏著劑(環氧樹脂)及軟性黏著劑(矽利康 SM400)作為材料。彈道測試選用 0.30"穿甲彈，以原彈測試，不調整藥量，穿甲彈初速約在 800 ± 20 m/s，並以動能變化式 $E_i = \frac{1}{2}mv_i^2 - \frac{1}{2}mv_f^2$ 計算靶板吸收能量。每種靶板各製作試片 3 片，進行測試比較。

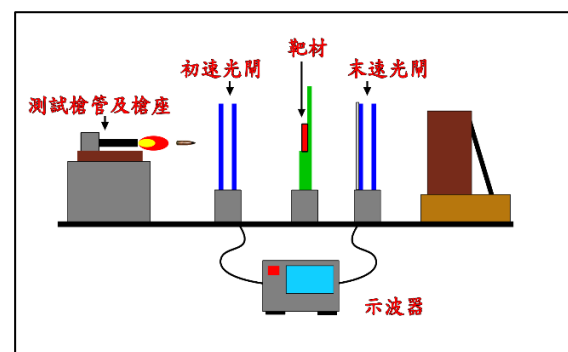


圖1. 彈道實驗設備示意圖

2.2 材料製備

陶瓷材料由氧化鋁粉末組成，具有高硬度、高強度、抗高溫、抗腐蝕、抗磨耗等特性，由於和成公司僅有 100 mm × 100 mm 及 50 mm × 50 mm 兩種規格之陶瓷片，為突顯在子彈衝擊下，介面效應對靶板吸收能量的影響，故規劃測試陶瓷片採用尺寸為 50 mm × 50 mm、

厚度 6 mm，並選擇 5 片 × 5 片拼接方式黏成 250 mm × 250 mm 之試片；鋁板則使用 6061-T6 規格，尺寸為 300 mm × 300 mm、厚度 3 mm。測試試片拼接如圖 2.與圖 3.所示。

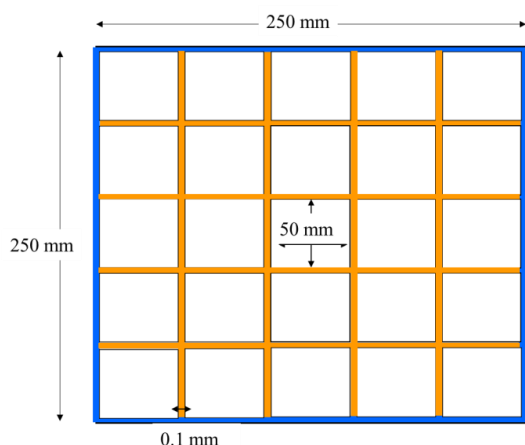


圖 2. 測試試片拼接示意圖

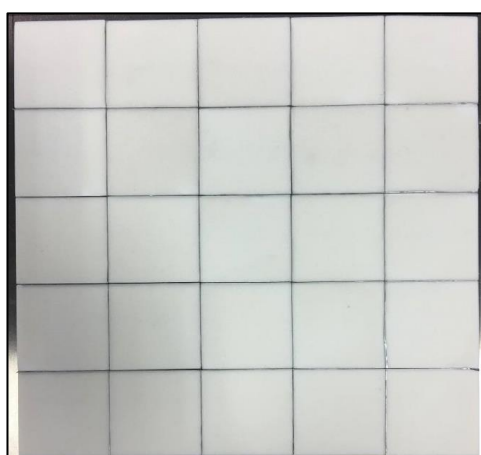


圖 3. 實驗試片完成圖

三、數值模擬方法

3.1 數值模擬軟體介紹

LS-DYNA 為非線性有限元素分析軟體，它具有顯性求解法與隱性求解法兩種求解方法，顯性求解可用於物體於短時間接觸的動態分析，因此適合運用在高速撞擊、非線性及接觸性力學。本研究為探討陶瓷複合板拼接黏著層效應抗衝擊測試，屬於高速撞擊，故可採用顯性求解法來進行數值模擬。

3.2 定義材料參數

0.30" 穿甲彈彈體模型具有鋼及銅兩種材料，彈體模型鋼採用 MAT_PLASTIC_KINEMATIC(3 號)材料[20]；銅則使用 MAT_ELASTIC_PLASTIC_HYDRO(10 號)材料[20]，此材料需加入狀態方程式(Equation of State, EOS)之參數[21]，靶板陶瓷使用 MAT_JOHNSON_HOLMQUIST_CERAMICS(110 號)材料，JH-2 模型主要是描述脆性材料於在高壓、高應變率及大變形情況下的強度、塑性行為和累積損傷的力學模型，經由學者大量的實驗數據及演算，最後由 LS-DYNA 將其收錄至材料資料庫中，並編號 110 號材料(MAT_JOHNSON_HOLMQUIST_CERAMICS, MAT_110)，成為現今最為廣泛應用之陶瓷材料模型，舉凡氧化鋁、氮化鋁、碳化矽、碳化硼和鈦化硼等陶瓷材料皆有應用 JH-2 模型(110 號材料)進行數值模擬，此外，環氧樹脂採用 MAT_PLASTIC_KINEMATIC(3 號)材料[20]，矽利康選用 MAT_VISCOELASTIC(6 號)材料[20]，6061-T6 鋁板用 MAT_ELASTIC_PLASTIC_HYDRO(10 號)材料[20]，亦須加入狀態方程式(Equation of State, EOS)[21]。數值模擬所需代入之參數值如表 1.至表 5.。矽利康由拉伸實驗(3.4 節)及文獻[23]得到，其餘參考文獻[15][21]。

表 1.3 號材料參數表

材料	密度 ρ (g/cm ³)	楊氏係數 E (Mbar)	蒲松比 ν	降伏應力 σ (Mbar)	切線模數 E_{tan} (Mbar)
鋼	7.89	2.02	0.3	0.0107	0.02
環氧樹脂	1.15	0.0114	0.49	4.3E-3	3.6E-4

表 2.6 號材料參數表

材料	密度 ρ (g/cm ³)	體積模數 K (Mbar)	剪力模數 G_0 (Mbar)	剪力模數 G_I (Mbar)	材料常數 β (Mbar)
矽利康	1.6	0.2	16.67 E-6	7.2E-6	1

表 3. 10 號材料參數表

材料	密度 ρ (g/cm ³)	降伏 應力 σ (Mbar)	塑性硬化 模數 E_H (Mbar)	剪力 模數 G (Mbar)
銅	8.93	0.0012	0.00288	0.477
6061-T6 鋁	2.7	0.26	0.0027	0.00235

表 4. EOS_GRUNEISEN 參數

材料	C_0	S_1	γ_0	A	V_0
銅	0.394	1.489	2.02	0.47	1.0
鋁	0.524	1.4	1.97	0.48	1.0

表 5. 110 號材料參數表

材料	密度 ρ (g/cm ³)	剪力 模數 G (Mbar)	材料 常數 A	材料 常數 B	材料 常數 C	材料 常數 M
陶瓷	3.93	1.56	0.91	0.92	0.006	0.9
	材料 常數 N		材料 常數 E_{PSI}		最大 拉伸 強度 T (Mbar)	材料常數 $SFMAX$
	0.47		1E-6		0.00259	0.5
	材料 常數 $BETA$	材料 常數 D_1	材料 常數 D_2	體積 模數 K_1 (Mbar)	壓力 係數 K_2 (Mbar)	壓力 係數 K_3 (Mbar)
	1	0.01	0.7	2.54	0	0
	Hugoniot 彈性極限 HEL (Mbar)	Hugoniot 彈性極限 時之壓力 $PHEL$ (Mbar)				
	0.102	0.056				

3.3 建立有限元素模型

本研究在探討陶瓷複材板受高速撞擊的破壞、變形等現象，且為減少網格數和計算時

間，故選用 Lagrange 演算法，若計算時，產生負體積問題，可藉由網格數重建(切割數量和大小)及元素(Element)破壞的設定來修訂。計算模型採用三維實體計算模型(3D Solid 164)，建立二分之一的對稱模型，可減少過多網格使得電腦的運算時間縮短，且不影響彈體撞擊的接觸區域和靶板變形區域的情形下，予以簡化模擬，如圖 4.所示，使用網格數約 70 萬。



圖4. 有限元素模型

3.4 拉伸試驗

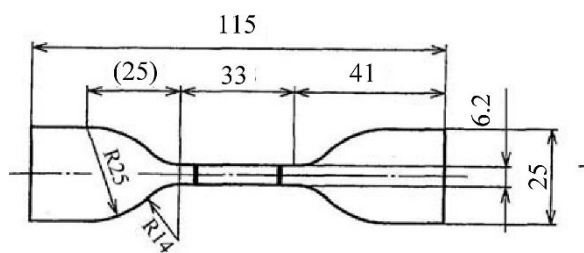
矽利康在 LS-DYNA 軟體數值模擬所需主要材料參數為剪力模數 G 值，因此對其進行了拉伸試驗以求得楊氏係數 E 值，拉伸試驗標準參照中華民國標準 CNS 3553:2016 K634 規範[22]，使用測試機台為 JTM-S210B 萬能材料試驗機符合 ISO 5893 之要求，如圖 5.所示。

拉伸試驗所測得數據是力與位移關係圖，而拉伸應力-應變則是以試片伸長所施加之力除以原始截面積計算所得之工程應力-應變曲線(engineering stress-strain curve)，而在數值模擬分析時，使用的是考量截面積會逐漸縮小的真實應力-應變曲線(true stress-strain curve)，測試試片為啞鈴型 1 型，製作試體規格(單位 mm)如圖 6.及圖 7.。

進行拉伸試驗時，由於 G_0 及 G_1 需要分別求得靜態 E_0 值與動態 E_1 值，靜態拉伸試驗將機器測試移動速率依規範設定為 500 mm/min 測試，動態拉伸試驗則假定應變率為 1 進行測試，機器測試移動速率調整為 1,980 mm/min，獲取實驗數據為力與位移關係，將其轉換為應力-應變關係分如圖 8 及圖 9，求得楊氏係數 $E_0=26.32$ bar、 $E_1=21.72$ bar，並將體積模數 K 值[23]及 E 值代入公式 $G = 3KE/(9K-E)$ 即可得到 $G_0=8.7$ bar 及 $G_1=7.2$ bar 也就是模擬所需之剪力模數。



圖 5. JTM-S210B 萬能材料試驗機



啞鈴形 1 型

圖 6. 試片規格



圖 7. 測試試片

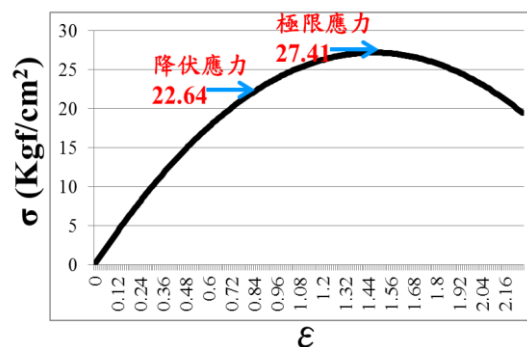


圖 8. 靜態測試應力-應變圖

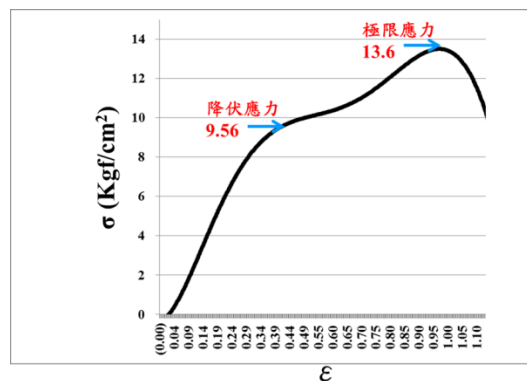


圖 9. 動態測試應力-應變圖

四、實驗測試與模擬結果

本實驗測試拼接陶瓷靶板間計區分 3 種介面，不添加黏著劑、添加環氧樹脂(Epoxy 8338)及矽利康(SM400)之試片，陶瓷(Al_2O_3)尺寸為 50 mm × 50 mm × 6 mm，鋁板則是 6061-T6，300 mm × 300 mm × 3 mm，並選用 0.30" 穿甲彈，速度為 $800 \pm 20 \text{ m/s}$ 進行彈道試驗，並以動能變化式 $E_i = \frac{1}{2}mv_i^2 - \frac{1}{2}mv_f^2$ 計算靶板吸收能量，發現當靶板添加介面黏著劑時平均吸收能量均大於未添加黏著劑之靶板，實驗測試後照片如圖 10.至圖 12.所示。而數值模擬結果與實驗結果誤差均低於 5%，因此模擬之模型可用做進一步分析，結果如表 6.所示。

表6.實驗與模擬結果比較

編號	介面材料	實驗平均吸收能量	提升吸收能量(%)	模擬平均吸收能量(J)
1	無	1705	-	1726
2				
3				
4	環氧樹脂	1854	8.8	1868
5				
6				
7	矽利康	1822	6.8	1765
8				
9				



圖 12. 矽利康為介面之破壞情形

五、結果分析與結論

5.1 實驗結果分析

本研究使用拼接陶瓷複合板，測試 5x5 拼接試片透過三種不同介面(無介面、環氧樹脂及矽利康)，觀察陶瓷破壞情形並比較其差異性，由實驗結果可得知不加黏著劑之靶材相較於加環氧樹脂或矽利康之靶材吸收能量較少，且部分鄰近陶瓷片碎裂嚴重，防護效果最差；進一步對加環氧樹脂與矽利康之靶材進行觀察，矽利康雖吸收能量較低，但其鄰近陶瓷片並未像環氧樹脂有分離情形。



圖 10. 無介面破壞情形

5.2 數值模擬與應力波理論分析

模擬結果採子彈撞擊靶材後、相同之時間點所呈現之等效應力(Von Mises stress)，由圖 13 至圖 15 所示，明顯得知靶板未添加介面黏著劑時，其應力傳遞至鄰近陶瓷片明顯大於有添加介面黏著劑之試片，而添加不同介面黏著劑之應力傳遞情形相近。



圖 11. 環氧樹脂為介面之破壞情形

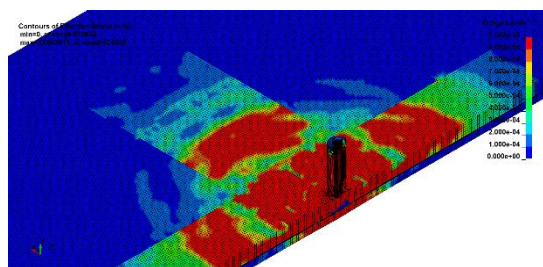


圖 13. 無介面之模擬示意圖

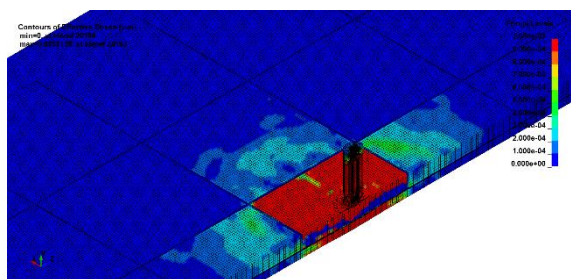


圖 14. 環氧樹脂為介面模擬示意圖

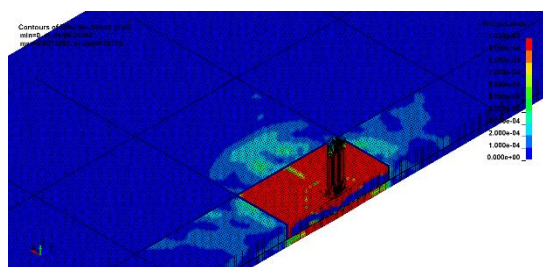


圖 15. 矽利康為介面模擬示意圖

透過文獻回顧發現在分析陶瓷配合不同黏著劑或是背板時，會使用應力波理論進行分析，透過不同波阻抗搭配來提升抗彈性能。應力波傳遞具有與光波類似性質，當波由 A 介質傳入相鄰的 B 介質時，由於兩種介質的波阻抗不相同，波在兩種介質之間的介面上會同時產生反射和透射現象，設該介面兩側的面積相同，由應力波理論 [24] 可知。

$$F = \frac{(\rho_B C_B) - (\rho_A C_A)}{(\rho_B C_B) + (\rho_A C_A)} \quad (1)$$

$$T = \frac{2(\rho_B C_B)}{(\rho_B C_B) + (\rho_A C_A)} \quad (2)$$

其中 F 為反射係數，T 為透射係數

當 $\rho_B C_B > \rho_A C_A$ ，代入公式，可得反射係數 $F > 0$ ，透射係數 $T > 1$ 。應力波係由波阻抗小之介質，傳遞至波阻抗大之介質，故反射波和透射波均與入射波性質相同，即拉伸(壓縮)波反射也是拉伸(壓縮)波，此現象代表應力波由

軟性材料傳遞至硬性材料。

當 $\rho_B C_B < \rho_A C_A$ ，可得反射係數 $F < 0$ ，透射係數 $0 < T < 1$ 。表示應力波由波阻抗大之介質，傳遞至波阻抗小之介質，故反射波與入射波性質相反，而透射波與入射波性質相同，此現象應力波代表由硬性材料傳遞至軟性材料。

當 $\rho_B C_B = \rho_A C_A$ ，代表 A、B 介質具有相同之波阻抗則反射係數 $F = 0$ ，透射係數 $T = 1$ 。故應力波傳遞時，全部透射，並無產生反射波，因此當 A、B 介質的 ρ 與 C 不同時，只要具有相同之波阻抗應力波傳遞至介面時就不會產生反射波。

子彈彈頭撞擊靶板時，接觸瞬間產生垂直靶板的衝擊波，此衝擊波為壓縮波，由於陶瓷片間之黏著層之波阻抗不相同，因此當陶瓷片之間不添加黏著劑時，壓縮波從陶瓷傳遞至陶瓷，此時陶瓷與陶瓷之反射係數為 $F = 0$ ，透射係數為 $T = 1$ ，應力波可完全透射，不產生反射。而當黏著層為環氧樹脂時，壓縮波由陶瓷傳遞至樹脂時，陶瓷與樹脂之反射係數為 $F = -0.994$ ，透射係數為 $T = 0.005$ ，波在陶瓷與黏著層之間傳遞，透射波為壓縮波，反射波則為拉伸波。黏著層為矽利康時，壓縮波由陶瓷傳遞至矽利康時，陶瓷與樹脂之反射係數為 $F = -0.93$ ， $T = 0.07$ ，波在陶瓷與黏著層之間傳遞，透射波為壓縮波，反射波則為拉伸波。陶瓷、環氧樹脂與矽利康波阻抗等係數如表 7，各材料間反射係數與透射係數如表 8.及表 9。

表 7. 材料波阻抗

	密度 ρ (kg/m^3)	波速 C (m/s)	波阻抗 (ρC)
陶瓷	3,930	10,881	42.7E+6
環氧樹脂	1,150	99.13	1.14 E+5
矽利康	1,600	975	1.56E+6

表8. 材料間反射係數與透射係數-1

傳遞 介面	反射係數 F	透射係數 T
陶瓷-> 陶瓷	0	1
陶瓷->環氧 樹脂	-0.994	0.005
陶瓷-> 矽利康	-0.93	0.07

表9. 材料間反射係數與透射係數-2

傳遞 介面	反射係數 F	透射係數 T
陶瓷-> 陶瓷	0	1
環氧樹脂-> 陶瓷	0.994	1.994
矽利康-> 陶瓷	0.93	1.93

經過彈道測試後，靶板破壞情形如圖 9。至圖 11，透過應力波理論可發現以下結果：當拼接陶瓷靶板介面未添加黏著層時，理想狀況為 $F=0$ ， $T=1$ ，應力波會全部透射並傳遞至鄰近陶瓷片，也因此實驗彈著點之鄰近陶瓷片碎裂情形最為嚴重如圖 9，且由於陶瓷間未加黏著劑，彈著點靶板支撐較弱，靶板之吸收能量較添加黏著劑靶板少，抗彈性能較差[19]。當拼接陶瓷靶板添加環氧樹脂、矽利康介面後，二者受子彈撞擊的應力波均會發生反射及透射現象，因此二者靶板均較未添加介面之靶板吸收較多能量。比較兩種介面之陶瓷片，因陶瓷至環氧樹脂之反射波強度大於陶瓷至矽利康之反射波強度，代表環氧樹脂拼接靶板相較於矽利康反射較多能量給彈著點之陶瓷片，故中心陶瓷片較矽利康產生更多的破壞，也因此添加環氧樹脂靶板較矽利康吸收較多能量。

5.3 結論

本研究透過拼接陶瓷靶板之不同介面條件，當承受彈道衝擊後之抗彈性能比較分析。另透過數值模擬觀察當拼接介面改變時的應力波傳遞。研究結果顯示，加了介面黏著層的陶瓷板較沒有介面靶板可吸收較多的衝擊能量，而由數值模擬得到的應力波傳遞結果也與彈道實驗吻合。可知當靶板由陶瓷拼接而成時，陶瓷片間不同介面產生之效應，對靶板抗彈性能產生一定的影響，且在單發打擊狀況下，環氧樹脂介面抗彈性能較佳。本研究成果可運用至例如雲豹甲車所採用的拼裝式陶瓷外掛裝甲上進行優化，進而降低戰鬥人員在戰場上所受到之威脅。接續的研究可探討不同特性之介面效應，對提高陶瓷複合裝甲抗多發打擊之影響。

誌謝

感謝科技部及和成欣業股份有限公司產學合作研究計畫的經費支持。

參考文獻

- [1] 張全河、楊秋生、王世林、許壯志，"陶瓷材料在國防建設中的應用"，廣東建材，第 3 期，38-39 頁，2002。
- [2] 蔣志剛，曾首義，申志強，"輕型陶瓷複合裝甲結構研究進展"，兵工學報，國防科學技術大學，湖南、長沙，第 31 卷第 5 期，第 603-610 頁，2010。
- [3] D.L., Folds, "Speed of sound and transmission loss in silicone rubbers at ultrasonic frequencies.", Journal of the Acoustical Society of America, pp.1295-1296, 1974.
- [4] Zaera, S. Sa´nchez-Sa´ez, J.L. Pe´rez-Castellanos, C. Navarro, "Modelling of the adhesive layer in mixed ceramic/metal armours subjected to impact", Mechanical Engineering, pp. 823-833, 1999.
- [5] 杜忠華，趙國志，"子彈垂直侵徹陶瓷/鋁合金靶板的理論分析模型"，南京理工大學機械學院，兵工學報，第 22 卷第 4 期，第 477-480 頁，2001。
- [6] 崔琳、肖佳嘉、寧俊生、邢志媛、關樹，

- "疊層裝甲材料的聲阻抗匹配與抗彈性能的關係研究", 兵器材料科學與工程, 第 24 卷第 6 期, 22-23 頁, 2001。
- [7] 杜忠華、趙國志、歐陽春、李文彬, "多層陶瓷複合輕裝甲結構的抗彈性能分析", 南京理工大學學報, 第 26 卷第 2 期, 第 148-151 頁, 2002。
- [8] 楊超、田時雨、付克勤, "評定陶瓷複合裝甲抗彈性能的動態實驗方法研究", 兵器材料科學與工程, 第 25 卷第 2 期, 第 15-18 頁, 2002。
- [9] J. López-Puente, A. Arias, R. Zaera, C. Navarro, "The effect of the thickness of the adhesive layer on the ballistic limit of ceramic/metal armours. An experimental and numerical study", Impact Engineering, pp. 321-336, 2005.
- [10] 張曉晴、姚小虎、楊貴通、黃小青, "陶瓷/金屬複合靶板侵徹問題的數值模擬", 華南理工大學學報, 第 33 卷第 4 期, 第 69-72 頁, 2005。
- [11] 何煌、張明、曾首義, "連結狀況對陶瓷複合裝甲抗彈性能的影響", Advanced Manufacture and Management, 第 25 卷第 12 期, 第 35-37 頁, 2006。
- [12] 孫素杰、趙寶榮、王軍、王志強、白嶸, "不同背板對陶瓷複合裝甲抗彈性能影響的研究", 兵器材料科學與工程, 第 29 卷第 2 期, 70-72 頁, 2006。
- [13] 蔣志剛、曾首義、譚清華, "穿甲子彈侵徹陶瓷/鋼複合板試驗研究", 國防科學技術大學, 指揮軍官基礎教育學院, 彈道學報, 第 19 卷第 4 期, 第 38-42 頁, 2007。
- [14] 王和平、王智慧, "陶瓷約束效應對複合裝甲抗彈性能的影響", 兵器材料科學與工程, 第 31 卷第 2 期, 第 61-64 頁, 2008。
- [15] 黃欽裕, "樹脂種類及厚度對陶瓷複材受衝擊的影響分析", 國防大學理工學院動力及系統工程學系, 碩士學位論文, 46-48 頁, 2010。
- [16] 孔曉鵬、蔣志剛、曾首義, "陶瓷/鋁合金複合裝甲脫黏機理數值模擬", Journal of Ballistics, 第 23 卷第 1 期, 58-62 頁, 2011。
- [17] 孔曉鵬、蔣志剛、晏麓暉、陳斌, "陶瓷複合裝甲黏結層效應和抗多發打擊性能的數值模擬研究", ENGINEERING MECHANICS, 第 29 卷第 2 期, 251-256 頁, 2012。
- [18] 張新杰, "影響陶瓷裝甲抗彈性能的主要因素", 材料開發與應用, 103-106 頁, 2012。
- [19] J. Jiusti, E.H. Kammer, L. Neckel, N.J. Lo'h, W. Trindade, A.O. Silva, O.R.K. Montedo, A. De Noni Jr., "Ballistic of Al_2O_3 mosaic armors with gap-filling material", Ceramics International 43, pp. 2697-2704, 2017.
- [20] Livermore Software Technology Corporation "LS-DYNA KEYWORD USER'S MANUAL", 2007.
- [21] Daniel J. Steinberg, Equation of State and Strength Properties of Selected Materials, 1991.R.
- [22] 中華民國國家標準 CNS 3553:2016 K6344, "硫化或熱塑性橡膠-拉伸應力-應變性質之測定", 2016。
- [23] <http://www.azom.com/properties.aspx?ArticleID=920>
- [24] 郭偉國、李玉龍、索濤, 應力波基礎簡明教程, 西北工業大學出版社, 台北, 2007。