

孔隙率對多孔隙17-4PH不鏽鋼動態力學性能之影響

The Effect of Porosity on the Dynamic Mechanical Behavior of 17-4PH Stainless Steel

曾有志¹ ■ 許家銘^{2*} ■ 陳順發² ■ 李輝隆² ■ 陳幼良¹
Y.C. Tzeng, C.M. Hsu, S.F. Chen, H.L. Lee, Y.L. Chen

本研究主要探討30%、40%及50%孔隙率之17-4PH泡沫鋼動態壓縮力學性能之影響。結果顯示，孔徑約為500 μm 之30%、40%及50%孔隙率之燒結態17-4PH泡沫鋼經人工時效處理後可析出細小的 ϵ -Cu球狀相，進而使動態壓縮降伏強度獲有效提升。另孔隙率越小泡沫鋼能量吸收的能力則越顯著。藉由霍普金森的單波法與三波法分析得知，17-4PH泡沫鋼可有效弱化應力波的透射而達到耗散能量的效果外，泡沫鋼可吸收2200~2800焦耳(J)之子彈衝擊動能，其中以30%孔隙率之17-4PH泡沫鋼具有最佳吸能之效果。

Porous 17-4PH stainless steel with three different porosities, fixed pore size (500 μm), and uniform structure are prepared by pressureless space holder method. The microstructure characteristics and compressive behaviors of the porous 17-4PH specimens are investigated. The results show that the compression yield strength of the sintered porous 17-4PH stainless steel dramatically increases due to the precipitation of ϵ -Cu spherical phases precipitated after aging treatment. The smaller the porosity, the more significant energy absorption capacity of porous steel. In addition, the impact performance of porous 17-4PH stainless steel has been studied via using a direct impact Hopkinson bar. Testing results reveal that porous 17-4PH stainless steel can effectively weaken the transmission of stress wave and achieve the purpose of dissipating energy.

關鍵字：孔隙率、17-4PH不鏽鋼、衝擊試驗、能量耗散

key words: porosity, 17-4PH stainless steel, impact test, energy dissipation

一、前言

17-4PH是一種含3%~5%銅的析出硬化不鏽鋼，可藉時效處理促使其析出大量且細小之 ϵ -Cu相，進而達到析出強化的效果，使機械性質可獲有效提升^[1-14]。研究指出^[15-18]，多孔隙泡沫金屬存在特殊的孔洞結構，使其壓縮力學性能和實體金屬材料有明顯的區別。泡沫金屬的壓縮應力-應變曲線圖主要包含三個區域，分別為彈性變形區，應力平台區(塑性變形區)和密實區。其中應力平台區是反映泡沫金屬壓縮性能的重要指標。應力平台的大小直接影響著泡沫鋼的能量吸收量。泡沫金屬的應力-應變曲線與坐標軸所圍成的面積大小即為其能量吸收值。

如前述，17-4PH不鏽鋼為析出硬化型不鏽鋼，可藉由時效處理促使基地析出 ϵ -Cu相來提高強度與硬度，然迄今為止關於泡沫鋼的大多數研究集中均在孔徑尺寸和造孔劑等參數對多孔隙泡沫鋼之影響。對不同孔隙率之17-4PH泡沫鋼經熱處理後之微結構、壓縮力學行為及槍擊

¹國防大學理工學院 動力及系統工程學系

²台灣保來得股份有限公司 研發發展部

Email: acm.hsu@porite.com.tw



吸能特性之探討仍少有文獻報導。因此，本文著重研究不同孔隙率對 17-4PH 泡沫鋼動態力學性能之影響。

二、實驗流程

本研究採用粉末燒結法製備 17-4PH 泡沫鋼。以水噴霧 17-4PH 粉末做為原料其粉末平均粒度 10.7 μm ，緊敲密度為 4.55 g/cm^3 (化學成份如表 1 所示)。造孔劑為平均粒度為 500 μm 的 PMMA。將 17-4PH 粉末與 PMMA 依預定比率混合，之後添加適量的結合劑製成 30%、40% 與 50% 孔隙率之泡沫鋼試片。泡沫鋼試片置入加熱爐中加熱脫除造孔劑及結合劑，然後進行燒結。燒結溫度為 1300 $^{\circ}\text{C}$ ，持溫 2 h 後爐冷至室溫，即完成燒結態 17-4PH 泡沫鋼製備。燒結態 17-4PH 泡沫鋼 H900 時效熱處理程序如下：固溶處理在氬氣氣氛下，將燒結後之試片升溫至 1050 $^{\circ}\text{C}$ 並持溫 1 小時後，空冷至室溫，人工時效則是在氬氣氣氛下，升溫至 480 $^{\circ}\text{C}$ 持溫 4 小時後，空冷至室溫。

表 1 17-4PH 不鏽鋼粉末成份 (wt%)

Element	Fe	Cr	Ni	Cu	Nb	C
17-4PH	Bal.	15.00~17.50	3.00~5.00	2.50~4.50	0.15~0.45	<0.070

利用壓縮試驗機 (型號：3382, Instron) 以 10 mm/min 之速率進行壓縮力學測試，藉以求得靜態壓縮應力-應變曲線，另使用分離式霍普金森壓桿試驗機進行泡沫鋼之動態壓縮力學性能測試 (應變率介於 $10^2\sim 10^4 \text{ s}^{-1}$) 外，並依 NIJ-IV 級彈道試驗規範進行槍擊測試。

霍普金森桿 (Split Hopkinson pressure bar, SHPB)，是最廣泛使用於決定材料在動態之應力應變特性的有效方法。其實驗方法係運用一維彈性波理論，將試件置於輸入桿 (input bar 或 incident bar) 及輸出桿 (output bar 或 transmitter bar) 之間，並且藉由衝擊桿 (strike bar) 的撞擊而進行各種不同應變速率的動態實驗 (如圖 1 所示)^[19-21]。霍普金森實驗之應力可採用試片與輸入桿端、輸出桿端接觸面上的平均力獲得，即：

$$\sigma_s(t) = \frac{P_1(t) + P_2(t)}{2A_s} \quad (0.1)$$

其中 $\sigma_s(t)$ 為試片的應力 (Pa)， $P_1(t)$ 、 $P_2(t)$ 分別為試片與輸入桿、輸出桿的接觸力 (N)， A_s 為試片的截面積 (m^2)。依據牛頓第三運動定律，輸入桿端、輸出桿端面的壓力分別等於 $P_1(t)$ 、 $P_2(t)$ ，由一維彈性波理論可得：

$$\begin{aligned} P_1(t) &= E(\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t))A \\ P_2(t) &= E\varepsilon_t(t)A \end{aligned} \quad (0.2)$$

其中 $\varepsilon_i(t)$ 、 $\varepsilon_r(t)$ 及 $\varepsilon_t(t)$ 分別入射波脈衝、反射波脈衝及穿透波脈衝，而為 E 為輸入桿的彈性模數 (Pa)， A 為輸入桿的橫截面面積 (m^2)，聯立式 (0.1)、(0.2) 式進行求解可得：

$$\sigma_s(t) = \frac{EA}{2A_s}(\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t) + \varepsilon_t(t)) \quad (0.3)$$

而試片的壓縮應變率可由介面的物質點速度可得：

$$\dot{\varepsilon}_s(t) = \frac{V_1(t) - V_2(t)}{L_s} \quad (0.4)$$

其中 $\varepsilon_s(t)$ 為平均應變速率，而 $V_1(t)$ 、 $V_2(t)$ 為試片與輸入桿、輸出桿接觸面上的質點速度 (m/s)， L_s 為試片原始長度 (m)，依據試片與輸入桿、輸出桿接觸面的速度連續條件可得：

$$\begin{aligned} V_1(t) &= C(\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t)) \\ V_2(t) &= C\varepsilon_t(t) \end{aligned} \quad (0.5)$$

其中 C 為輸入桿的彈性波波速 (m/s)，聯立式 (0.3)、式 (0.4)、式 (0.5) 進行求解，即可得 SHPB 數據分析的三波法公式：

$$\begin{aligned} \sigma_s(t) &= \frac{EA}{2A_s}(\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t) + \varepsilon_t(t)) \\ \varepsilon_s(t) &= \frac{L_s}{C} \int (\varepsilon_i(t) - \varepsilon_r(t) - \varepsilon_t(t)) \\ \dot{\varepsilon}_s(t) &= \frac{L_s}{C} (\varepsilon_i(t) - \varepsilon_r(t) - \varepsilon_t(t)) \end{aligned} \quad (0.6)$$

當試片滿足均勻變形時，試片與輸入桿、輸出桿的接觸力相等，再按一維應力波理論有 $\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t) = \varepsilon_t(t)$ 之關係，即可得 SHPB 數據分析的單波法公式：

$$\begin{aligned} \sigma_s(t) &= \frac{EA}{A_s} \varepsilon_t(t) \\ \varepsilon_s(t) &= -\frac{2C}{L_s} \int \varepsilon_r(t) \\ \dot{\varepsilon}_s(t) &= -\frac{2C}{L_s} \varepsilon_r(t) \end{aligned} \quad (0.7)$$

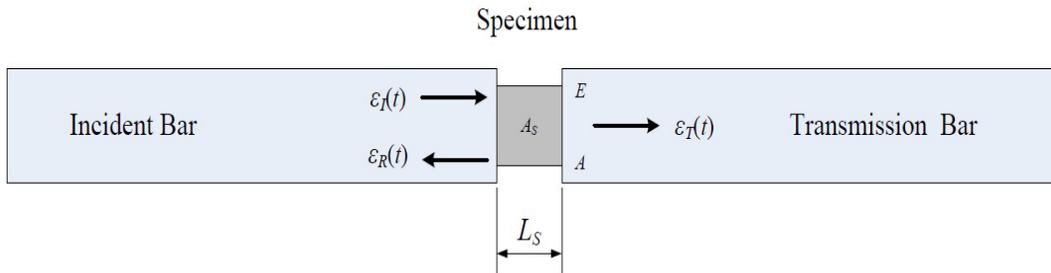


圖 1 霍普金森壓桿系統中應力波傳遞示意圖

另並藉由吸能效率 (Energy Absorption Efficiency, EAE) 探討所開發之泡沫鋼吸能效益。吸能效率 (EAE) 為表示泡沫鋼吸能性的一個重要性能指標。吸能效率為泡沫鋼結構所吸收的能量與對應應力的比值，表示式為^[22-26]：

$$EAE = \frac{1}{\sigma_m} \int_0^{\varepsilon_m} \sigma d\varepsilon$$



式中： ϵ_m 任意應變，為對應的應力。就數學公式之定義 EAE 為一等效應變值，此應變與應力之乘積即是能量吸收能力，反映了泡沫鋼的變形對吸能性能之影響；而其物理意義則表示為單位應力所吸收的能量值，當吸能效率 EAE 達到最大值時，表示該應力處之泡沫鋼結構吸能效果最佳，該應力定義為峰值應力 (Peak Stress)，即在壓縮應力 - 應變曲線圖中塑性變形區結束之應力值。

三、結果與討論

3.1 微結構分析

圖 2 為 40% 孔隙率 17-4PH 泡沫鋼。由圖可發現，泡沫鋼呈現金屬光澤且佈滿球狀孔洞結構，顯示以 PMMA 為發泡劑可順利產製球狀閉孔式結構泡沫鋼，且圓形孔徑約為 500 μm 。



圖 2 40% 孔隙率之 17-4PH 泡沫鋼

圖 3 則為 30%、40% 及 50% 孔隙率之燒結態 17-4PH 泡沫鋼 OM 微結構圖。燒結態 17-4PH 泡沫鋼之基地除有孔洞結構外，並由板狀麻田散鐵及塊狀 δ - 肥粒鐵所組成。麻田散鐵基地是 17-4PH 泡沫鋼在 1300 $^{\circ}\text{C}$ 完成燒結後爐冷至室溫的過程中由沃斯田鐵轉化成。塊狀 δ - 肥粒鐵則是在冷卻過程中未能及時轉化成沃斯田鐵所殘留下來。

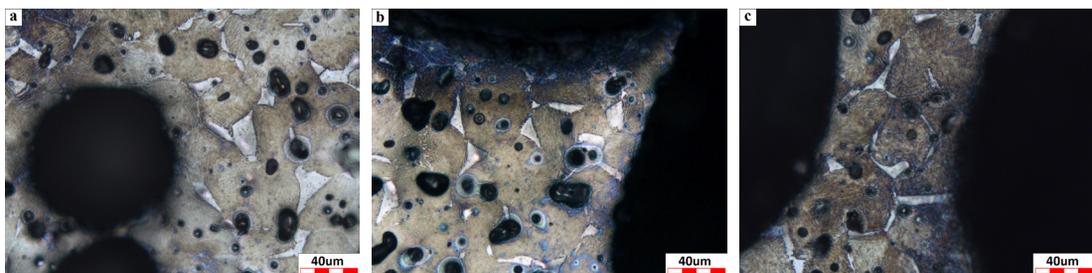


圖 3 30%、40% 及 50% 孔隙率之燒結態 17-4PH 泡沫鋼



3.2 壓縮力學性能分析

由實驗流程分析可知，分離式霍普金森桿主要求解動態應力-應變曲線的方法有單波法與三波法。單波法主要是基於波傳理論，假設材料為均質結構，應力波在傳遞過程中均無耗損，即透射波應變等於入射波與反射波應變之和，因此可藉由擷取透射波的應變值而求得泡沫鋼的動態應力值。然三波法則是將入射波、反射波及透射波之應變值平均後，而所獲得之動態應力值。然泡沫鋼內部的孔隙會弱化透射波之傳遞，因此可透過單波法與三波法之比較，分析多孔隙金屬在動態撞擊過程中，損耗應力波能量之行為。圖 4 為無孔隙率之 17-4PH 不鏽鋼及具備 30%、40% 及 50% 孔隙率之 17-4PH 泡沫鋼準靜態與動態應力-應變圖。由圖 4(a) 可明顯發現，無孔隙率 17-4PH 不鏽鋼之單波法與三波法曲線幾乎相似，動態應力均值可達 900 MPa，顯示其因具備均質結構之特性，因此應力波在傳遞過程無耗損；然值得注意的是，30%、40% 及 50% 孔隙率之 17-4PH 泡沫鋼其單波法與三波法之動態與三波法 17-4PH 泡沫鋼動態應力-應變曲線均高於單波法，這可明顯說明，17-4PH 泡沫鋼可有效弱化應力波的透射，進而達到具有耗散應力波能量傳遞的效果，而達到有效吸能的目的。

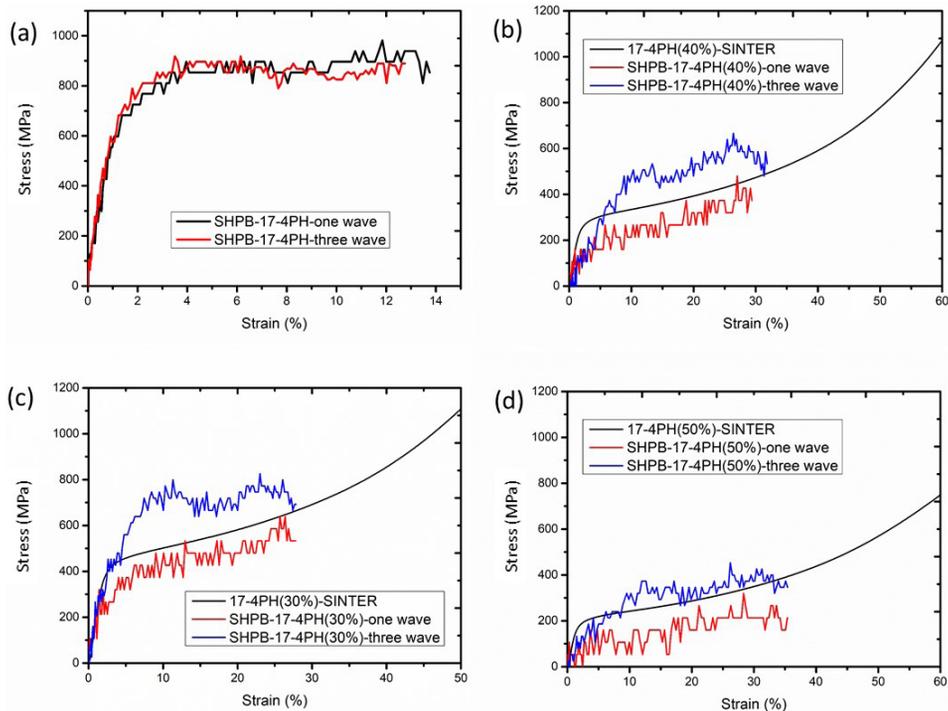


圖 4 30%、40% 及 50% 孔隙率 17-4PH 泡沫鋼準靜態與動態應力-應變圖：(a) 無孔隙率之 17-4PH 試片、(b)30% 孔隙率、(c)40% 孔隙率及 (d) 50% 孔隙率

另為瞭解應變率效應相較於準靜態壓縮條件下提升多少吸收能量，採用泡沫鋼在壓縮過程中的能量吸收能力，取決於壓縮應力-應變曲線與應變軸所圍成的面積，故對所圍之區域面積進行積分便可得到其能量吸收能力。圖 5 為靜態壓縮應力與三波法動態應力曲線在相同應變量條件下比較吸收能差異。結果顯示吸收能提升比例，隨孔隙率增加有逐漸上升的趨勢。

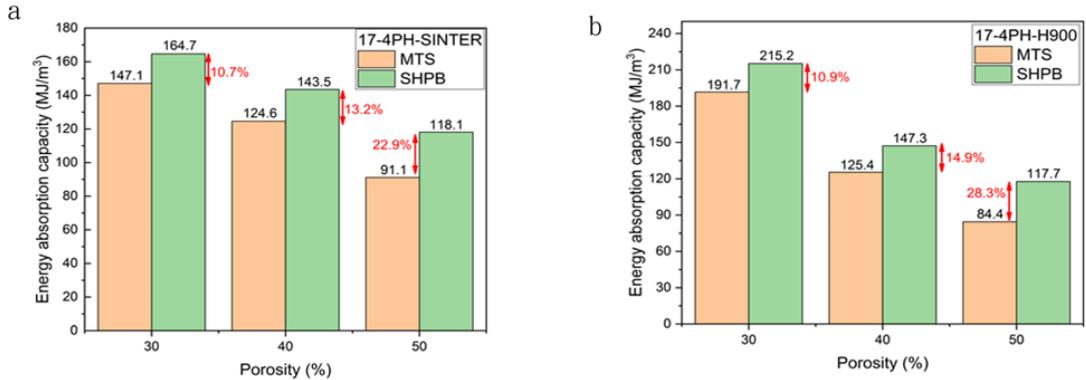


圖 5 17-4PH 靜態與動態壓縮吸收能值比較：(a) 燒結態與 (b) 時效態

3.3 能量吸收效率分析

圖 6 為利用準靜態應力-應變曲線所繪製之 30%、40% 及 50% 孔隙率 17-4PH 泡沫鋼吸能效率圖。對 30% 及 40% 孔隙率之燒結態 17-4PH 泡沫鋼而言，在壓縮應力約為 250 MPa，材料仍處於彈性階段，應變值很小，因此 EAE (or 等效應變) 幾乎為零，然 50% 孔隙率之燒結態 17-4PH 泡沫鋼則進入到應力平台區 (塑性變形區) 開始產生變形，應力基本不增加，而應變迅速增加，從而等效應變增加，表示單位應力的吸收能量增加，此時曲線峰值達到約 0.3；應力平台區過後，泡沫鋼進入密實區，應力迅速上升應變增加相對緩慢，導致泡沫鋼吸能效率逐漸下降。由上可知，17-4PH 泡沫鋼之吸能效率約為 0.3，其中 50% 孔隙率之泡沫鋼之吸能效率可達約 0.32，有較佳的吸能效率。另就各曲線之吸能效率 EAE 可知，30%、40% 及 50% 孔隙率之峰值應力則分別約為 973 MPa、708 MPa 及 653 MPa，而人工時效處理則可使 30%、40% 及 50% 孔隙率之泡沫鋼峰值應力分別提升至 1080 MPa、895 MPa 及 667 MPa。

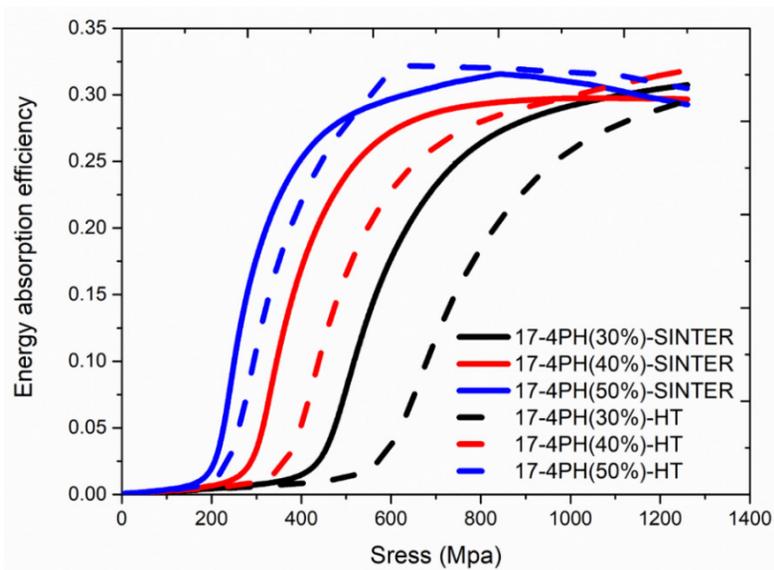


圖 6 30%、40% 及 50% 孔隙率之 17-4PH 泡沫鋼之吸能效率圖

3.4 壓縮破壞行為

圖 7 為 30% 孔隙率之燒結態 17-4PH 泡沫鋼壓縮破壞歷程圖。由圖 2 燒結態 17-4PH 泡沫鋼表面孔洞分布圖可知，本文所製備之泡沫鋼依孔徑大小可區分為 300 μm -500 μm 及 50-150 μm 之兩種孔群，且並非均勻分布。其中並由壓縮應力-應變測試發現，17-4PH 泡沫鋼孔隙率越小其壓縮應力越大，應力平台(塑性變形區)區越短，並非呈現與典型泡沫金屬所具有之大區域應力平台曲線。因此藉由觀察 30% 孔隙率(孔隙率最少)之 17-4PH 泡沫鋼壓縮歷程圖，了解其之壓縮吸能破壞機制(如圖 5 所示)。由圖可發現，在壓縮測試過程中，首先在一些薄區孔壁處(大小孔群密集分布處)會產生應力集中的現象，進而在持續的負載下產生更大的塑性變形而使裂縫快速傳遞，形成一橫貫於加載負荷方向的薄弱壓縮斷裂破壞帶。此單一的破壞帶限制了其餘區域變形的發展，致使 17-4PH 泡沫鋼產生崩解。推測 17-4PH 泡沫鋼之基地是由麻田散鐵組成，內含有大量高密度差排區域，時效態並含有大量 $\varepsilon\text{-Cu}$ 相的析出，致使在負載作用下，孔壁無顯著應變硬化效果，導致裂紋產生後即會在基地快速傳導而使泡沫鋼快速崩解。由上可知，17-4PH 泡沫鋼無顯著應變硬化機制，而孔洞分布不均造成局部薄區孔壁，致使應變集中的孔壁逐漸連成一橫貫泡沫鋼的應變集中帶，而隨著應變集中帶的快速拓展，導致整個變形體進而崩解，這是低孔隙率 17-4PH 泡沫鋼無顯著應力平坦平台區主因之一。

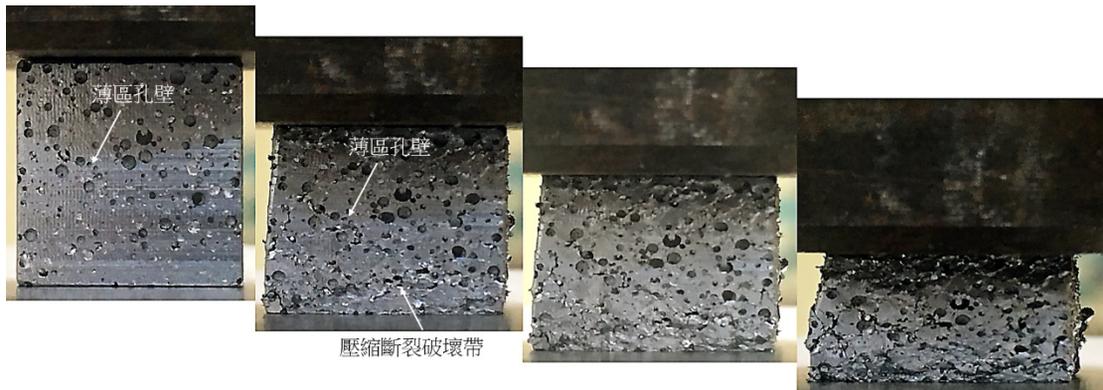


圖 7 30% 孔隙率之燒結態 17-4PH 泡沫鋼壓縮破壞歷程圖

3.5 彈道測試

本彈道測試之設計是在 18 mm 之厚度條件下，以 10 mm 不同孔隙率的 17-4PH 泡沫鋼作為抗彈結構的中間層，結合 5 mm SiC 陶瓷面板及 3 mm 6061-T6 鋁背板，加以環氧樹脂黏著成三明治疊層靶體結構。本抗彈性能測試主要分析 17-4PH 泡沫鋼作為三明治疊層抗彈結構靶體之中間吸能層經 NIJ-IV 級規範彈道測試後，可實際吸收子彈衝擊值之能力。泡沫鋼抗彈吸能值可藉由量測彈體之初速及貫穿靶體後之末速而換算求得，依據能量守恆原則，子彈初始動能全數轉化彈體殘餘動能及靶體吸收能可表示如下所示：

$$E_{KE} = E_{bullet} + E_{ceramic} + E_{CMF} + E_{backing}$$

其中 E_{KE} 為彈體撞擊初始動能， E_{bullet} 為彈體完全穿靶殘餘動能或未穿靶塑性變形吸收能量， $E_{ceramic}$ 為陶瓷面板吸收能量， E_{CMF} 為泡沫鋼吸收能量， $E_{backing}$ 鋁背板吸收能量。

表 2 為泡沫鋼之彈道實驗吸能值。由表 2 可發現，子彈射擊後整體初始衝擊動能約 4000 焦耳 (J)，然本研究所製備之 17-4PH 泡沫鋼可吸收子彈衝擊能量可達 2200~2800 焦耳 (J)，顯示 17-4PH 泡沫鋼可吸收子彈衝擊動能達 60% 以上，但吸收子彈衝擊動能，是隨著孔隙率增加而降低。且另值得注意的是 17-4PH 泡沫鋼經人工時效熱處理後，觀察其吸收子彈衝擊能力可發現，其較燒結態 17-4PH 泡沫鋼，卻未有顯著提升的現象。燒結態 17-4PH 泡沫鋼經時效處理雖可使壓縮強度提升，然亦減少材料應變硬化之能力，使得材料脆性行為更為明顯，因此泡沫鋼在受衝擊時塑性變形體積減少，導致整體吸收能減少，因此 17-4PH 泡沫鋼經人工時效，在抗彈性能上未有效發揮作用。

表 2 17-4PH 泡沫鋼彈道實驗能量吸收實驗值

第一階段 (陶瓷 / 鋁板)								
試片 (雙層)	面密度 (g/cm ²)	彈體初速 (m/s)	彈體末速 (m/s)	彈體初始動能 (J)	彈體殘餘動能 (J)	雙層靶體吸能 (J)	泡沫鋼吸能 (J)	
陶瓷 / 鋁板	2.42	858	748	3901	2966	935	---	
第二階段 (陶瓷 / 泡沫鋼 / 鋁板)								
試片 (三層)	面密度 (g/cm ²)	彈體初速 (m/s)	彈體末速 (m/s)	彈體初始動能 (J)	彈體殘餘動能 (J)	三明治結構吸能 (J)	雙層靶體吸能 (J)	泡沫鋼吸能 (J)
燒結態 17-4PH (30%)	7.39	864	378	3956	265	3691	935	2756
燒結態 17-4PH (40%)	6.87	868	473	3993	415	3578	935	2643
燒結態 17-4PH (50%)	5.99	853	523	3856	507	3349	935	2414
時效態 17-4PH (30%)	6.83	874	494	4048	452	3596	935	2661
時效態 17-4PH (40%)	6.36	852	504	3847	471	3376	935	2441
時效態 17-4PH (50%)	6.01	857	590	3892	645	3247	935	2312

四、結 論

本研究探討時效處理對不同孔隙率 17-4PH 泡沫鋼微結構與壓縮力學性能之影響可知，30%、40% 及 50% 孔隙率之燒結態 17-4PH 泡沫鋼壓縮降伏強度分別為 423MPa、287MPa 及 191MPa，且隨孔隙率的增加，壓縮應變則隨之增加，且 17-4PH 泡沫鋼可有效弱化應力波的透射，進而達到具有耗散應力波能量傳遞的效果外，並可吸收子彈衝擊動能達 2200 焦耳 (J)；另 17-4PH 泡沫鋼之麻田散鐵基地，造成其無顯著應變硬化機制，且孔洞分布不均造成局部薄區孔壁，致使在負載作用下，薄區孔壁易連成一橫貫泡沫鋼的應變集中帶，而導致整個變形體快速崩解。



參考文獻

- [1] N. Bekoz and E. Oktay, *Mater. Des.*, (2014), 53, 482-489.
- [2] K. Boomsma, D. Poulidakos and F. Zwick, *Mech. Mater.*, (2003), 35, 1161-1176.
- [3] S. Guarino, M. Barletta, S. Pezzola and S. Vesco, *Mater. Des.*, (2012), 40, 268-275.
- [4] C. Park and S.R. Nutt, *Mater. Sci. Eng. A*, 2000, 288, 111-118.
- [5] M. Bram, C. Stiller, H.P. Buchkremer, D. Stöver and H. Baur, *Adv. Eng. Mater.*, (2000), 2, 196-199.
- [6] L.P. Zhang and Y.Y. Zhao, *Proc. IMechE., Part B - J. Eng. Manuf.*, (2008), 222, 267-271.
- [7] H.I. Bakan, *Scripta Mater.*, (2006), 55, 203-206.
- [8] H.O. Gülsoy and R.M. German, *Powder Metal.*, (2008), 51, 350-353.
- [9] N. Bekoz and E. Oktay, *J. Mater. Process Tech.*, (2012), 212, 2109-2116.
- [10] N. Bekoz and E. Oktay, *Mater. Des.*, (2013), 51, 212-218.
- [11] S. Shen, X. Li, P. Zhang, Y. Nan, G. Yang and X. Song, (2017), *Mater. Sci. Eng. A*, 703, 413-421.
- [12] C.Y. Chung and Y.C. Tzeng, *Mater. Lett.*, (2019), 237, 228-231.
- [13] C.N. Hsiao, C.S. Chiou and J.R. Yang, *Mater. Chem. Phys.*, (2002), 74, 134-142.
- [14] M. Murayama, Y. Katavama and K. Hono, *Metall. Mater. Trans. A*, (1999), 30, 345-353.
- [15] A. C. Kaya, P. Zaslansky, M. Ipekoglu and C. Fleck, *Mater. Des.*, (2018), 143, 297-308.
- [16] J. Shen, G. Lu and D. Ruan, *Compos. B. Eng.*, (2010), 41, 678-685.
- [17] M. Vesenjak, C. Veyhl and T. Fiedler, *Mater. Sci. Eng. A*, (2012), 541, 105-109.
- [18] Y. Sun and Q. M. Lia, *Int. J. Impact Eng.*, (2018), 112, 74-115.
- [19] Y. Sun and Q.M. Li, *Int. J. Solids Struct.*, (2015), 63, 50-67.
- [20] U.S. Lindholm and L. W. Yeakly, *Exp. Mech.*, (1983), 3, 81-88.
- [21] M.A. Meyers, *Elastic Waves, Dynamics Behavior of Materials*, (1994), John Wiley & Son, New York, 23-65.
- [22] M. Mukherjee, U. Ramamurty, F. Garcia-Moreno and J. Banhart, *Acta Mater.*, (2010), 58, 5031-5042.
- [23] P.J. Tan, J.J. Harrigan and S.R. Reid, *Mater. Sci. Technol.*, (2002), 18, 480-488.
- [24] Q.M. Li, I. Magkiriadis and J.J. Harrigan, *J. Cell. Plast.*, (2006), 42, 371-392.
- [25] J. Baumeister, J. Banhart and M. Weber, *Mater. Des.*, (1997), 18, 217-220.
- [26] P.H. Thornton and C. L. Magee, *Metall. Trans. A*, (1975), 6, 1253-1263.

*

