

双层 K-cor 夹层结构高速冲击实验和数值模拟^{*}

张楚凡, 李 勇, 还大军, 李丽沙

(南京航空航天大学材料科学与技术学院 南京, 210016)

摘要 基于夹层结构是非常理想的抗爆炸冲击、弹道侵彻的轻质结构材料, 制备了双层 K-cor 夹层结构试样。首先, 采用一级轻气炮系统实验研究了双层 K-cor 夹层结构的高速冲击响应; 其次, 建立了双层 K-cor 夹层结构的有限元模型模拟了高速冲击过程, 并利用该模型分析了高速冲击过程中的能量吸收和破坏模式; 最后, 讨论了结构的变化对于高速冲击性能的影响。结果表明: 双层 K-cor 夹层结构相比单层结构的弹道极限速度提升了 8.3%, 模拟结果与实验值吻合较好; 双层结构的优势在于更多界面在冲击作用下导致的吸能机制增加; 提高 Z-pin 植入密度能够切实有效地提升 K-cor 的高速冲击性能。

关键词 K-cor 夹层结构; 双层结构; 高速冲击; 吸能机制; 数值模拟

中图分类号 TB332; TH145.9

引 言

碳纤维复合材料由于其比强度和比刚度高、可设计性强等优点, 近年来已在汽车、航空航天领域得到了越来越广泛的应用^[1]。复合材料轻质高强的特点满足现代对于防护结构轻量化设计的要求, 因此高性能纤维增强树脂基复合材料已经取代早期笨重的金属材料成为现代一类重要的防护材料^[2]。其中最具代表性的航空发动机包容机匣, 由早期的钢、铝、钛合金金属包容机匣, 到后来的高强度纤维缠绕增强包容机匣, 如今正逐渐向全复合材料包容机匣的方向发展^[3]。

夹层结构是非常理想的抗爆炸冲击、弹道侵彻的轻质结构材料^[4]。在受到冲击作用时, 夹层结构内部会发生动态失稳, 产生巨大的塑性变形, 并将吸收的能量转化为热能, 从而吸收大部分的冲击能量。Vaidya 等^[5]通过分离式霍普金森压杆实验进行了高应变率冲击下的 Z-pin 增强泡沫夹层结构的损伤和破坏情况研究, 研究表明 Z-pin 能够有效抑制泡沫芯材破坏。朱飞等^[6]通过弹珠侵彻实验, 研究了 X-cor 夹层结构中泡沫种类、Z-pin 分布等结构变化对于其抗高速侵彻的影响。

随着单层夹芯结构在工程应用中的越来越广泛, 人们逐渐发现了它存在的一些不足^[7]: 单层结构易发生面板和芯材的脱粘失效, 一旦出现此类失效, 其结构承载能力将出现大幅度的下降; 由于其芯材

多为疏松多孔的结构, 在失去外面板保护后, 极易发生其他物质渗入, 导致芯材的进一步失效; 此外, 单层夹芯结构的修复也比较困难, 功能恢复较差。为了解决上述问题, 人们提出了双层夹芯结构, 它由内外面板以及上下芯材构成。双层夹芯结构通过引入内面板, 提高了其在撞击方向的阻抗, 将集中撞击作用分散至整个夹芯结构内部, 具有更好的抗冲击性能^[8]。另外, 双层夹芯结构还具有更好的可修复性和可设计性, 大大扩展了夹芯结构的使用范围。

邓云飞等^[9]利用一级轻气炮进行了单/双层靶板撞击实验, 表明单层靶板的抗冲击能力高于等厚度的双层靶板, 靶板的叠层顺序对混合双层靶冲击性能存在影响。Liu 等^[10]研究了双层蜂窝结构在中间面板位置变化时的抗侵彻性能, 发现将中间面板放置在结构的正中不是最好的选择, 提出了将单个中间面板分布到几个较薄的中间面板中以构建多个芯的蜂窝面板的策略。Palomba 等^[11]通过低速冲击实验研究了双层铝蜂窝夹层结构的能量吸收能力, 并与单层蜂窝板和其他轻质板相比较, 研究发现双层结构具有高能量吸收能力, 较大泡孔尺寸的铝蜂窝双层结构具有更高的比能量吸收能力。

K-cor 夹层结构将半固化的 Z-pin 植入泡沫芯材中, 并在热力作用下将露出泡沫的部分折弯至贴合在泡沫表面, 与面板共固化成型, 具有面板受损伤小, 层间结合强度高优点。笔者研究的双层 K-cor 夹层结构由复合材料面板与植入 Z-pin 的 PMI 硬质泡沫

^{*} 装备预研共用技术资助项目(41422020110)

收稿日期: 2018-11-21; 修回日期: 2019-03-06

共固化制成。面板材料为碳纤维/环氧体系预浸料,固化后具有高强高模的特点;芯材的 PMI 泡沫作为广泛应用于飞机结构中夹层结构的理想芯层材料,具有较高的质强比和工艺性^[12],因此该结构具有一般夹层结构“软硬结合”的结构特点,非常适合用于冲击破坏的防护。笔者研究使用的 Z-pin 采用 T300 碳纤维与环氧树脂拉挤成型制成,固化度控制在 60% 左右。因此 Z-pin 两端能够在热压作用下弯折,贴于泡沫表面,并与面板共固化,提高界面的结合强度,增强泡沫夹层结构面板与芯材间的连接强度。同时双层 K-cor 夹层结构在传统 K-cor 夹层结构的基础上引入内面板,使之具有双层夹芯结构的特点,进一步提高了 K-cor 夹层结构的冲击防护性能。

目前对于 K-cor 夹层结构,在平面拉压^[13]、低速冲击^[14]等方面的性能已有过一些研究,同时对于其在不同的制备工艺^[15]和工作环境^[16]下的性能也有过一定的探索,但是关于 K-cor 夹层结构在高速冲击下的力学行为响应以及抗高速侵彻能力的研究则非常少;另外国内外关于双层夹芯结构的研究大多也仅限于泡沫铝和铝蜂窝夹层结构,对于高分子/复合材料类的双层夹芯结构研究甚少。

通过一级轻气炮实验,笔者进行了 K-cor 夹层结构的高速冲击实验,比较了单/双层 K-cor 夹层结构的抗高速冲击能力,并建立有限元模型模拟高速冲击的过程,通过实验和模拟结果的对比较证其合理性。然后利用验证后的有限元模型,通过改变模型结构和材料属性等方式,得到 K-cor 夹层结构高速冲击的弹道极限速度和能量分布等参数,研究了面板、Z-pin 等结构参数的改变对于高速冲击性能的影响规律。

1 实验原材料、装置及实验方法

1.1 实验材料与设备

本次实验所用的 K-cor 夹层结构由面板、泡沫芯材和 Z-pin 共固化制成,各试样的面板与泡沫的总名义厚度均相同,分别为 1.5 和 12 mm。各原材料的基本信息如表 1 所示。

表 1 实验原材料

Tab. 1 Experimental raw material

原 料	型 号	生 产 厂 家
预浸料	US12500	山东威海光威公司
泡沫	Rohacell 711G	德国 Evonik Degussa 公司
泡沫	Rohacell 311G	德国 Evonik Degussa 公司
环氧树脂	FW-125	昆山裕博公司
碳纤维	T300-3K	日本东丽公司

实验设备为南京航空航天大学自主研制的一级轻气炮系统,直径为 37 mm,如图 1 所示;高速摄像机,平板热压机(青岛嘉瑞橡胶机械有限公司)。

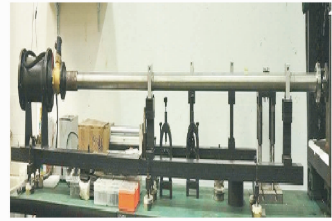


图 1 一级轻气炮系统

Fig. 1 First-stage light gas gun system

1.2 实验过程与测试

本次高速冲击实验采用钢制弹珠侵彻平面层合板的方法进行,其优点在于实验重复性好,撞击有极好的平面度和平行度,而且操作简单,易于检测,一级轻气炮的原理图如图 2 所示。实验所用的 K-cor 夹层结构大小为 100 mm × 100 mm,每种结构选取 4 个试样进行实验。实验时为达到 200 m/s 左右的入射速度,根据设备要求由外接气源向高压室中缓慢充入 0.9 MPa 的压力。压力稳定后同时打开控制发射开关和高速摄像机快门,便于较准确地拍摄到弹珠侵彻靶板的瞬间。

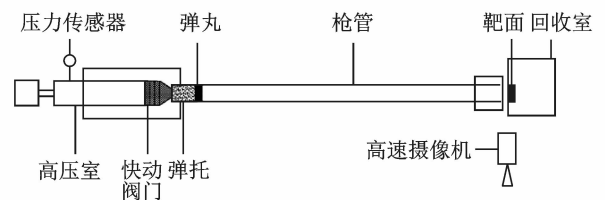


图 2 一级轻气炮系统原理图

Fig. 2 Scheme of first-stage light gas gun system

弹道极限是评价靶板在某特定冲击条件下抗冲击性能的一个重要指标,其定义为弹体完全侵彻和部分或者没有贯穿靶板的最小速度。整理拍摄的结果得到如图 3 的高速冲击过程图,拍摄帧数为 8 840。借助高速摄像机的分析软件对图像进行分析,可以得到弹珠的入射速度 V_r 和出射速度 V_c ,根据能量守恒的原理,由此夹层结构的弹道极限速度 V_D 可以由下式估算得到

$$V_D = \sqrt{V_r^2 - V_c^2} \quad (1)$$

由于高速冲击后的 K-cor 试样厚度方向损伤形式复杂,各层的损伤重叠,用无损检测的方法较难看清各层的损伤情况,故采用破坏性检测的方法。为避免引入新的损伤,使用切割机沿损伤区域的中心线快而匀速的将试样切割开来,保证切割后能够较为完整清晰地观察冲击时留下的缺陷,便于之后分

析研究。

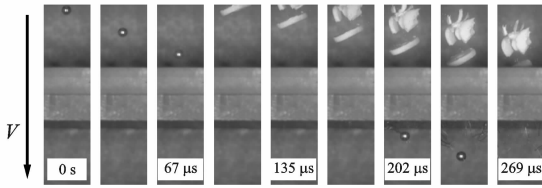


图3 高速冲击过程图

Fig. 3 Diagram of high-velocity impact process

2 数值模拟

2.1 模型的建立

双层 K-cor 夹层结构高速冲击模型如图 4 所示,冲击用弹珠半径为 5 mm,设置为刚体。双层 K-cor 夹层结构模型的受冲击面为 100 mm×100 mm 的正方形平面,四周固支。模型由 3 层面板、2 层泡沫芯材和 4 层粘结层构成,各层之间均通过 Tie 连接,用粘结层的断裂破坏来模拟冲击过程中的面板与泡沫脱粘失效。上中下 3 层面板使用连续壳单元对复合材料层整体建模,厚度均为 0.5 mm,单元类型为 SC8R。泡沫采用 crushable foam 材料模型进行建模,其塑性行为曲线由力学实验机上测得的真实应力应变曲线转化得到,单元类型为 C3D8R 实体单元。K-cor 由于其特殊的制作工艺,存在着特殊的层间结构,Z-pin 折弯部分在面板与泡沫之间的导向相同,且与面板共固化后紧密贴合,其折弯部分的

长度会影响 K-cor 夹层结构的低速冲击性能^[13],因此本研究并没有使用常用的建立 Cohesive 层的方法对粘结层建模,而是在泡沫与面板之间建立了一层单向短纤维复合材料层来模拟 K-cor 的层间界面。该层的力学性能参数参考文献[17]中给出的改进后的混合定律进行计算。植入泡沫中的 Z-pin 采用 B32 杆单元建模,直径为 0.5 mm,植入角度为 22°,两端与上下的界面层 Tie 连接,并采用 Embedded 技术嵌入泡沫模型中。

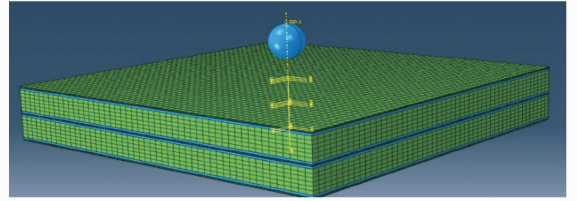


图4 双层 K-cor 夹层结构高速冲击模型

Fig. 4 High-velocity impact model of double-layer K-cor sandwich structure

表 2,3 中给出了光威 US12500 预浸料和德国 Evonik Degussa 公司 PMI 泡沫等的力学性能参数,本次模拟所用的部分参数见文献[18]。

根据能量守恒的原理,弹体在冲击靶体夹层结构的过程中,其动能的减少转化为夹层结构各部分的应变能、损伤吸收能和动能的增量,因此本研究将双层 K-cor 夹层结构各部分能量增加的总和用于表征该部分对冲击过程的抵抗作用。

表 2 复合材料力学性能参数

Tab. 2 Composite mechanical properties

参数	$E_1/$ GPa	$E_2/$ GPa	$E_3/$ GPa	$G_{12}/$ GPa	$G_{23}/$ GPa	$G_{13}/$ GPa	$X_1/$ MPa	$X_c/$ MPa	$Y_1/$ MPa	$Y_c/$ MPa	$S_{12}/$ MPa	$S_{23}/$ MPa	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}
面板	88.94	10.34	88.94	3.98	4.50	3.98	1 328	1 064	70.9	221	71.2	94.5	0.368	0.031	0.043
Z-pin	132.61	8.78	8.78	3.49	3.03	3.49	1 495	785	71.0	138	44.7	75.0	0.260	0.260	0.340

表 3 泡沫芯材力学性能参数

Tab. 3 Foam core mechanical properties

型号	密度/($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	拉伸强度/MPa	压缩强度/MPa	弯曲强度/MPa	剪切强度/MPa	压缩模量/MPa
Rohacell 31 IG	32	0.4	1.0	0.8	0.4	6.9
Rohacell 71 IG	75	1.5	2.8	2.5	1.3	57.6

模拟过程分为 2 步完成:①在初始分析步时给予弹体 200 m/s 的初速度,并对夹层结构四周进行固支;②显式分析步,在此分析步中完成弹体对夹层结构的冲击过程。使用失效准则对冲击过程中的损伤进行控制,根据不同的失效准则对单元受损程度进行计算,发生完全损伤的部分会自动从模型中删除。最后输出弹体的速度历史和各部分的能量变化

情况,并对冲击后的模型进行可视化处理,用作进一步分析研究。

2.2 失效准则

本次模拟中面板与 Z-pin 使用的失效准则是基于 Hashin 提出的失效模型,该模型指出复合材料的失效是在 4 种不同的损伤失效形式共同作用下发

生的,其损伤起始判据的形式表达形式如下:

$$F_{ft} = (\hat{\sigma}_{11}/X_T)^2 + \alpha(\hat{\tau}_{12}/S_L)^2 \quad (2)$$

$$F_{fc} = (\hat{\sigma}_{11}/X_C)^2 \quad (3)$$

$$F_{mt} = (\hat{\sigma}_{22}/Y_T)^2 + (\hat{\tau}_{12}/S_L)^2 \quad (4)$$

$$F_{mc} = \left(\frac{\hat{\sigma}_{22}}{2S_T}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y_C}{2S_T}\right)^2 - 1\right]\frac{\hat{\sigma}_{22}}{Y_L} + \left(\frac{\hat{\tau}_{12}}{S_L}\right)^2 \quad (5)$$

其中: X_T 为纵向拉伸强度; X_C 为纵向压缩强度; Y_T 为横向拉伸强度; Y_C 为横向压缩强度; S_L 为面内剪切强度; S_T 为面外剪切强度; α 为剪切应力对纤维拉伸初始损伤准则影响的系数; $\hat{\sigma}_{11}$, $\hat{\sigma}_{22}$, $\hat{\tau}_{12}$ 分别为有效正、剪应力张量,当某一损伤模式的损伤变量 F 大于等于 1 时,说明该模式的损伤已经起始。

2.3 泡沫芯材的本构模型

本次数值仿真采用 crushable foam 材料模型模拟 PMI 泡沫的塑性行为,其塑性硬化参数曲线由真实应力应变曲线转化获得,如图 5 所示。

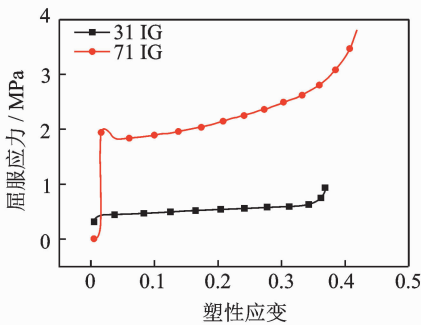


图 5 PMI 泡沫塑性硬化曲线

Fig. 5 Hardening curve of foam plastic

泡沫受到高速冲击作用时,主要破坏形式是剪切和压溃失效,因此采用剪切失效判据作为泡沫的主要失效准则。Abaqus 中的剪切失效判据主要基于模型中积分点的等效塑性应变值,通过计算损伤因子来判断损伤情况,当损伤因子大于 1 时则判断为损伤起始。损伤因子 ω 的定义式为

$$\omega = (\bar{\epsilon}_0^{pl} + \sum \Delta\bar{\epsilon}_0^{pl}) / \bar{\epsilon}_f^{pl} \quad (6)$$

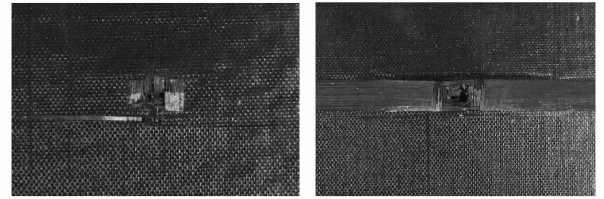
其中: $\bar{\epsilon}_0^{pl}$ 为等效塑性应变的初始值; $\Delta\bar{\epsilon}_0^{pl}$ 为等效塑性应变增量; $\bar{\epsilon}_f^{pl}$ 为发生损伤失效时的等效应变值。

3 结果与讨论

3.1 实验结果

冲击实验中将高压室的压强控制在 0.9 MPa,

可以得到 200 m/s 左右的弹珠入射速度,在此入射速度下,实验用的所有夹层结构试样均被击穿,如图 6 所示。弹珠的入射处面板主要受到剪切破坏,破口尺寸依赖于弹体截面形状;而出口处层合板主要受到拉伸破坏,破坏面积远远超过弹体横截面积,并且可以看到明显的分层现象。



(a) 入射面 (b) 出射面
(a) Incident surface (b) Emitted surface

图 6 冲击后试样表面

Fig. 6 Surface of the samples after impact

在弹珠击穿整个夹层结构的过程中,主要吸能机制包括面板、泡沫以及 Z-pin 的失效,此外双层结构中内面板对于冲击作用的分散,泡沫对于 Z-pin 的支撑作用以及 Z-pin 在面板之间形成的双层桁架结构都对整个高速冲击过程有一定的影响。

本次实验分别测试了相同泡沫类型下,未植入 Z-pin 和 Z-pin 体积分数 1.66% (植入密度为 5 mm × 5 mm) 的 K-cor 增强单/双层夹层结构的弹道极限速度,实验结果如图 7 所示。从图中可以看出两组双层结构试样的弹道极限速度分别提高了 5.3% 和 8.3%,从实验角度证明了双层结构能够提升夹层结构的抗高速冲击能力。

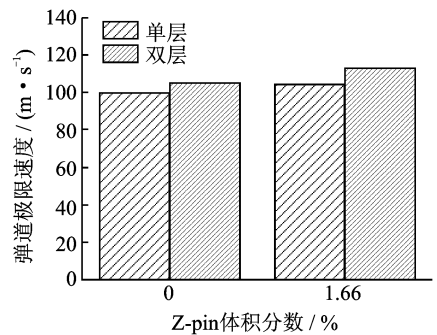


图 7 不同结构试样的弹道极限速度

Fig. 7 Ballistic limit velocity of different specimens

3.2 模型的可靠性验证

使用商业有限元软件 Abaqus 对冲击实验过程进行了数值模拟,模拟值与实验值总体吻合较好。模拟得到的结果如表 4 所示。

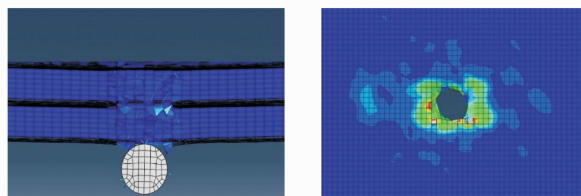
从表中可以看出,两种单层结构的模拟值与实验值较为接近,分别增大了 7% 和 6%;而双层结构

的模拟值较实验值增大了10%以上,原因可能是模拟中粘结层的建模较为理想,为独立的一层,而实验中由于泡沫表面的多孔结构,导致粘结层中的许多树脂渗透进了泡沫表层的气孔中,降低了粘结层的强度。因此,对拥有更多粘结层的双层结构影响更大,造成了模拟值相对于实验值偏高的情况。模拟结果中上下面板应力云图的可视化如图8所示。

表4 泡沫夹层结构弹道极限速度实验与模拟对比

Tab. 4 Experiment and simulation comparison of ballistic-limit velocity of sandwich structure samples

Z-pin 体积分数/%	层数	实验值/ ($m \cdot s^{-1}$)	模拟值/ ($m \cdot s^{-1}$)	偏差/%
0	单层	99.72	106.71	7.0
	双层	104.95	117.82	12.2
1.35	单层	104.32	110.54	6.0
	双层	113.01	129.65	14.7

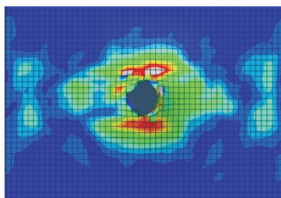


(a) 结果示意图

(b) 上面板应力云图

(a) Schematic diagram of results

(b) Stress map of front panel



(c) 下面板应力云图

(c) Stress map of rear panel

图8 模拟结果可视化

Fig. 8 Visualization of simulation results

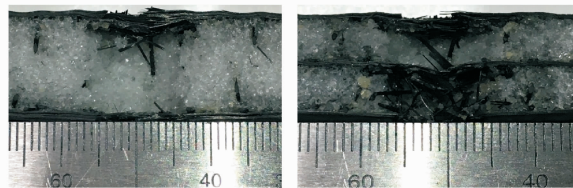
从结果可视化图中可以看出,冲击小球已经完全击穿靶体的夹层结构,面板和泡沫材料由于完全的破坏失效,失效单元已在失效准则的作用下自动删除,Z-pin 在冲击过程中的失效形式更偏向于剪切失效,因此发生剪切断裂后随小球穿出,整个冲击过程与实验较为吻合。另外上下面板的应力云图显示:上面板的应力集中区域较小,形状更贴合弹体形状;下面板的应力集中区域较大,呈撕裂状,与图6中上下面板的实验结果吻合。综上所述,可以认为本次模拟所用的有限元模型具备一定的合理性,具有研究价值。

3.3 高速冲击性能的影响因素

3.3.1 双层结构的影响

冲击后单/双层 K-cor 试样截面如图9所示,图

中试样上表面为入射面。从图中可以看出,冲击区域由于弹丸的剪切作用形成了一个类似圆柱形的冲塞区,冲塞区内 Z-pin 和泡沫芯材被完全剪切破坏,且靠近面板处的泡沫破坏面积较内部的泡沫更大一些,这是因为冲击波沿面板表面向四周传播,导致冲击区域周围的泡沫与粘结层破坏吸能。因此对于双层结构而言,弹丸在冲击过程中撞击内面板时,发生了一次冲击能量的分散,使内部的泡沫与粘结层吸收了更多能量。



(a) 单层结构

(b) 双层结构

(a) Single-layer

(b) Double-layer

图9 冲击后 K-cor 试样截面

Fig. 9 Cross section of K-cor after impact

芯材为 31IG 泡沫的单/双层 K-cor 夹层结构在高速冲击时的各部分能量吸收情况模拟结果如图10所示。从图中可以看出,高速冲击过程中面板破坏吸收的能量最多,为主要吸能形式;单层结构在面板与泡沫破坏中的吸能略高于双层结构,而在粘结层和 Z-pin 破坏中吸收的能量则较双层结构降低很多。这主要是因为双层结构由于引入了内面板,从而增加了结构中面板与泡沫的界面数量,由于 K-cor 结构有着类似复合材料的粘结界面,使它吸收更多的能量;另外双层结构中的增强用的 Z-pin 更短,因此其抗屈曲的能力更强^[19],在冲击作用下也能够吸收较多的能量。

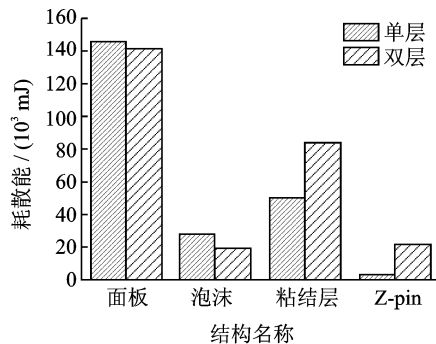


图10 单/双层结构各部分的能量吸收模拟结果

Fig. 10 Energy absorption simulation results of single/double-layer structures

3.3.2 Z-pin 的影响

由表4中列举的实验数据可以看出,植入 Z-pin

增强的单层与双层结构的弹道极限速度均大于未植入 Z-pin 的试样,这主要是因为 Z-pin 在高速冲击时也起到了破坏吸能的作用。图 11 给出了未植入 Z-pin 与植入 Z-pin 的双层夹层结构的高速冲击破坏截面图,可以明显看出,植入 Z-pin 的试样被弹丸冲击破坏的区域大小比未植入 Z-pin 的试样更大,因此破坏吸能更多,抗高速冲击能力更强。

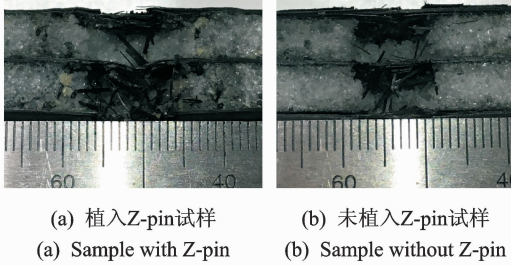


图 11 冲击后双层结构试样截面

Fig. 11 Cross section of double-layer sandwich samples after impact

为进一步研究 Z-pin 在高速冲击过程中的作用,笔者利用有限元分析模型,分别研究了 Z-pin 的植入角度、植入密度和直径大小对于高速冲击性能的影响。

1) 植入角度的影响。为研究 Z-pin 植入角度对高速冲击性能的影响,分别对 5 个不同 Z-pin 植入角度双层结构试样的高速冲击过程进行研究,其弹道极限速度变化趋势如图 12 所示。

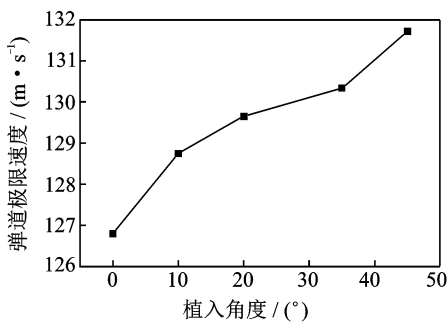


图 12 植入角度对弹道极限速度影响的模拟结果

Fig. 12 Simulation results of influence of implant angles to ballistic limit velocity

从图中可以看出,当植入角度在 0°~45° 范围之内时,随着植入角度的增大,双层 K-cor 夹层结构的弹道极限速度也在增大,植入角度为 45° 时,弹道极限速度增大到了 131.71 m/s,较 0° 时增加了 3.87%。这个结论与 K-cor 夹层结构在低速冲击中的关于 Z-pin 植入角度的结论不一致,其原因与高

速冲击过程中的吸能机制与失效形式密切相关。

低速冲击过程中的 Z-pin 的吸能机制主要为屈曲变形与失稳断裂,因此 0° 植入时冲击能量单纯靠 Z-pin 轴向支撑,很容易造成屈曲失效,导致整体强度下降;植入角度过大(接近 45°)时 Z-pin 对于面板的支撑能力下降,则会导致面板与夹芯材料产生较大变形,使整体结构强度降低,因此植入角度在 20° 左右最为合适。而在高速冲击过程中,随着植入角度的增大,Z-pin 的主要失效形式由屈曲失效转变为弯曲和压剪失效。由于本次模拟中 Z-pin 材料的碳纤维-环氧体系在轴向受压能力较弱,而径向由于受到硬质泡沫支撑,抗弯和抗剪强度得到较大提升,失效形式的转变增大了 Z-pin 破坏时的能量吸收。

另外随着植入角度的增大,受到冲击区域影响的 Z-pin 逐渐增加,冲击破坏时整体结构吸能增加。不同植入角度下的 K-cor 夹层结构各部分吸能如图 13 所示,其中 Z-pin 失效吸收的能量在植入角度为 45° 时增加到了 2 673.89 mJ,较 0° 植入时提高了 39.5%。从图中可以发现,不仅仅是 Z-pin 失效吸能增加,面板和粘结层的失效吸能也随着植入角度的增大而增加。其原因可能是 Z-pin 角度增加导致受到冲击区域影响的 Z-pin 数量增加,而面板、粘结层和 Z-pin 有一部分是共固化成型的,因此间接增加了粘结层和面板的损伤区域,导致其吸收能量增加。因此 Z-pin 角度的增加对于整体结构而言有着提高其高速冲击性能的作用。

2) 植入密度的影响。为研究 Z-pin 植入密度对高速冲击性能的影响,分别建立了 Z-pin 体积分数 3.43% (植入密度为 3 mm × 3 mm)、1.66% (植入密度为 5 mm × 5 mm) 和 1.03% (植入密度为 7 mm × 7 mm) 的模型进行有限元模拟,图 14 给出了 3 种不同植入密度的双层 K-cor 夹层结构高速冲击弹道极限速度和 Z-pin 失效的能量吸收情况。

图中结果显示 Z-pin 体积分数为 1.03% 的夹层结构的弹道极限速度为 122.97 m/s,而体积分数为 3.43% 的夹层结构的弹道极限速度为 139.65 m/s,提高了 13.56%,同时 Z-pin 失效造成的能量吸收也随着植入密度的增加有较大增长。这主要是由于植入密度的增加直接增加了冲击影响区域内的 Z-pin 数量,使得 Z-pin 吸收能量明显增加。同时 Z-pin 体积分数为 3.43% 的夹层结构较 1.03% 的质量仅增大不到 1%,因此增加 Z-pin 植入密度是一个提高高速冲击性能的有效方法。

3) Z-pin 直径的影响。为研究 Z-pin 直径对高速冲击性能的影响,仅改变模型中 Z-pin 的直径至 0.3, 0.5, 0.7, 1.0, 1.3 和 1.6 mm,进行了高速冲击

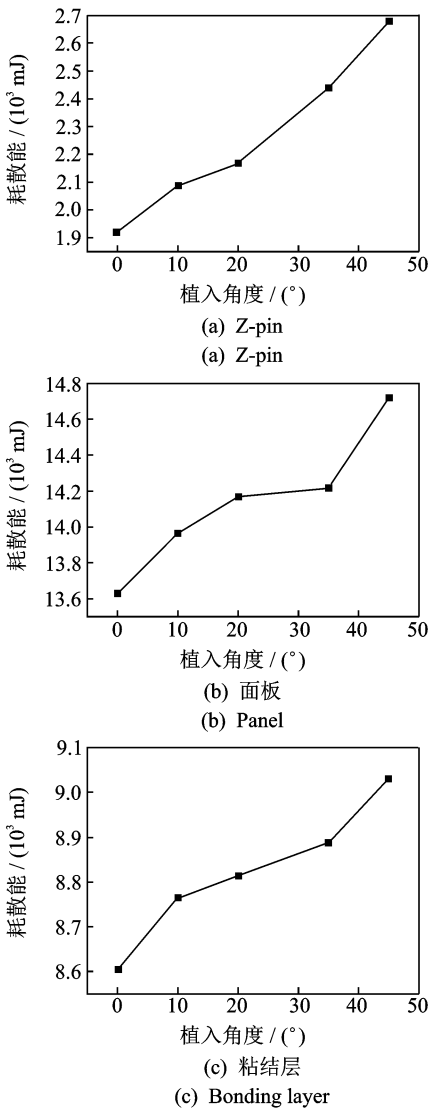


图 13 不同植入角度的能量吸收情况

Fig. 13 Energy absorption of different implant angles

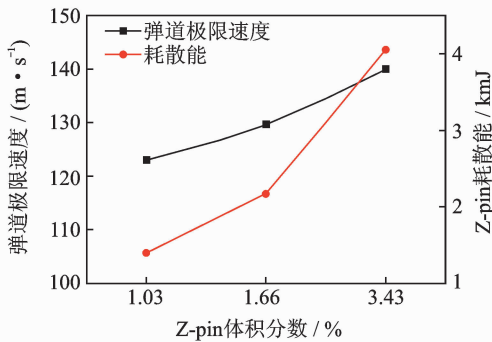


图 14 植入密度对弹道极限速度和吸能影响的模拟结果

Fig. 14 Simulation results of influence of implant densities to ballistic limit velocity and energy absorption

过程模拟,其中 0.3,0.5和 0.7 mm 的 Z-pin 为实际生产应用中使用过的尺寸,而大于 0.7 mm 的则为研究其影响规律而设置。模拟结果中的弹道极限速

度和 Z-pin 吸收能量情况如图 15 所示。

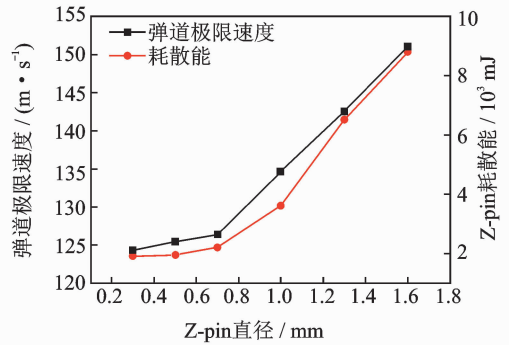


图 15 直径对弹道极限速度和吸能影响的模拟结果

Fig. 15 Simulation results of influence of diameter to ballistic limit velocity and energy absorption

从图中可以看出随着 Z-pin 直径的增大,夹层结构的弹道极限速度和 Z-pin 的吸能变化趋势基本一致。Z-pin 直径由 0.3 mm 增大到 0.7 mm 时,随着直径的增大弹道极限速度和 Z-pin 吸能增长十分缓慢,仅增大了 1.7%;而直径大于 0.7 mm 后,增长率就逐渐增大。造成这一现象的原因主要是因为 Z-pin 的吸能机制分为材料的断裂能和应变能为主的内能和因冲击效果转化而来的一部分动能,其中断裂能和应变能与其横截面积有关,而因此随着直径的增大,其能量变化呈类二次函数式的增长而非线性增长,而动能部分较难控制,因此导致了直径较大时,弹道极限速度和能量的增长率变大。

虽然大幅增大 Z-pin 直径可以极大程度地增加夹层结构的抗冲击能力,但是从工艺性角度而言,要制备大直径的 Z-pin,对纤维束和浸渍工艺都有更高的要求,提升了拉挤工艺难度,其次在 Z-pin 的泡沫植入和折弯工艺都较难实施,与面板共固化时也会极大影响面板的性能。因此,若要使用增大 Z-pin 直径的方法来提高夹层结构的抗冲击能力,还需要对工艺性进行进一步的探索。

3.3.3 中间面板位置的影响

面板的叠放顺序一直是多层结构强度研究的重要问题。为研究中层面板的位置对于高速冲击性能的影响,利用有限元模型模拟了不同中层面板位置的双层 K-cor 夹层结构的高速冲击过程,模型如图 16 所示。图中: S_f 和 S_r 分别代表上、下层泡沫夹芯材料的厚度。

本次模拟在总厚度保持不变,即 $S_f + S_r = 12$ mm 的情况下,考察了 S_f 为 2,4,6,8 和 10 mm 时的夹层结构高速冲击相应。弹道极限速度的模拟结果如图 17 所示。

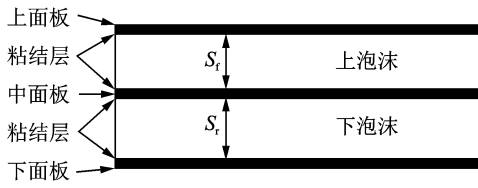


图 16 双层 K-cor 结构示意图

Fig. 16 Schematic diagram of double-layer K-cor

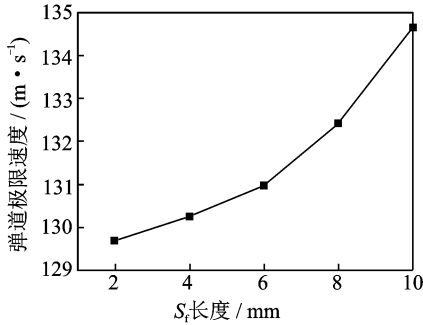


图 17 中间面位置对弹道极限速度影响的模拟结果

Fig. 17 Simulation results of influence of intermediate panel positions to ballistic limit velocity

随着上层泡沫厚度 S_f 的增加,夹层结构的弹道极限速度也在不断增大。 S_f 为 10 mm 时,弹道极限速度增大到了 134.65 m/s,比 2 mm 时的 129.69 m/s 增大了 3.8%,这说明夹层结构的上中两层面板距离增加,上层泡沫的厚度增大,能够提升其高速冲击性能。

面板位置的不同必然导致弹体的速度历史的差异,不同中间面板位置的结构在高速冲击过程中弹体的位移-速度曲线如图 18 所示。从图中可以看出位移到达 7 mm 前所有模型中弹体都仅与上层面板发生撞击,因此曲线基本重合;位移在 7~20 mm 之间时,各模型由于中间面板的位置不同分别经历了快减速和慢减速的过程,到达 20 mm 时各模型弹体速度基本相同;位移经过 20 mm 之后各模型中弹体接触

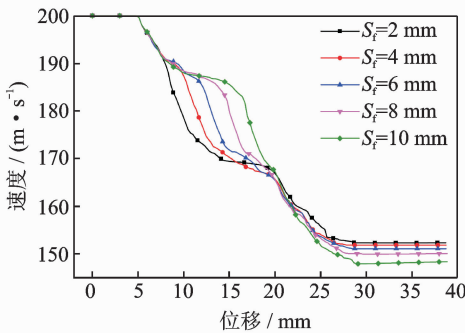


图 18 中间面位置变化时弹体的位移-速度曲线

Fig. 18 Displacement-velocity curves of impactor with different intermediate panel positions

下面板减速最后稳定于各自的剩余速度。

弹体的速度-位移曲线的差异是泡沫和内面板的共同作用造成的,弹体穿过上泡沫时速度较快,经过中间面板减速后穿过下泡沫时速度下降较多,由于泡沫的应变率效应,上泡沫受压时屈服应力值会有所提高,上泡沫受冲击时,其吸收能量会比同厚度的下泡沫高,因此上泡沫较厚时,夹层结构的弹道极限速度会有所提升。

4 结 论

1) 双层 K-cor 夹层结构的高速冲击实验表明,双层结构的抗高速冲击能力强于单层结构,其弹道极限速度实验值较单层结构增大了 8.3% (7%~14.7%),其原因主要是界面数量的增加使界面破坏时吸收的能量大大增加,因此这种增大在模拟双层结构时更加明显。

2) 建立了双层 K-cor 夹层结构高速冲击的有限元模型,对高速冲击过程进行了数值模拟,模拟结果与实验吻合良好,模拟值较实验值均有所增大,其原因在于试样制备时,粘结层产生的缺陷导致的整体强度下降。

3) 利用有限元模型,研究了高速冲击性能的影响因素。结果表明,通过增大 Z-pin 植入角度(0°~45°),提高 Z-pin 的植入密度,增大 Z-pin 直径,改变中间面板的位置增加上层泡沫的厚度均能够提高结构的高速冲击性能,其中增大 Z-pin 直径可以大幅度提高结构的高速冲击性能,但是其工艺性较差,提高 Z-pin 植入密度是提高 K-cor 的高速冲击性能最切实有效的方法。

参 考 文 献

[1] 赵刚,李书欣,刘立胜,等. 应变片在复合材料低能量冲击定位中的应用 [J]. 振动、测试与诊断, 2018, 38 (3): 526-530.
ZHAO Gang, LI Shuxin, LIU Lisheng, et al. Application of strain gauge in low energy impact location of composite materials [J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2018, 38(3):526-530. (in Chinese)

[2] 邵磊,余新泉,于良. 防弹纤维复合材料在装甲防护上的应用[J]. 高科技纤维与应用, 2007, 32(2): 31-34.
SHAO Lei, YU Xinquan, YU Liang. Applications of Antiballistic Fiber Composites in Armor Protection [J]. Hi-Tech Fiber & Application, 2007, 32(2): 31-34. (in Chinese)

[3] MECHAM M. GEnx development emphasizes com-

- posites, combustor technology[J]. Aviation Week & Space Technology, 2006, 4:16.
- [4] 郭锐,南博华,周昊,等. 点阵金属夹层结构抗侵彻实验研究[J]. 振动与冲击, 2016, 35(24): 45-50.
GUO Rui, NAN Bohua, ZHOU Hao, et al. Experiment assessment of the ballistic response of a hybrid-cored sandwich structure[J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(24): 45-50. (in Chinese)
- [5] VAIDYA U K, NELSON S, SINN B, et al. Processing and high strain rate impact response of multi-functional sandwich composites[J]. Composite Structures, 2001, 52(S3/4): 198-201.
- [6] 朱飞. X-cor 夹层结构抗冲击性能研究[D]. 南京:南京航空航天大学, 2017.
- [7] ABRATE S. Localized impact on sandwich structures with laminated facings[J]. Applied Mechanics Reviews, 1997, 50(2): 69-82.
- [8] 江大志,郭洋,李长亮,等. 双层夹芯复合材料结构横向冲击响应实验研究[J]. 爆炸与冲击, 2009, 29(6): 590-595.
JIANG Dazhi, GUO Yang, LI Changliang, et al. Experimental investigation on response of two-core sandwich composite structures under transverse impact[J]. Explosion and Shock Waves, 2009, 29(6): 590-595. (in Chinese)
- [9] 邓云飞,张伟,贾斌,等. 靶体材料叠层顺序对抗卵形弹头冲击性能影响[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2017, 49(10): 132-137.
DENG Yunfei, ZHANG Wei, JIA Bing, et al. The effect of material layering order on the ballistic performances of targets against the impact of ogival-nosed projectiles[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2017, 49(10): 132-137. (in Chinese)
- [10] LIU P, LIU Y, ZHANG X. Improved shielding structure with double honeycomb cores for hyper-velocity impact [J]. Mechanics Research Communications, 2015, 97: 279-295.
- [11] PALOMBA G, EPASTO G, CRUPI V, et al. Single and double-layer honeycomb sandwich panels under impact loading[J]. International Journal of Impact Engineering, 2018, 121: 77-90.
- [12] 赵秀芬,纪双英,史湘宁,等. PMI 泡沫发展现状及其在直升机上的应用[J]. 宇航材料工艺, 2018, 48(1): 5-9.
ZHAO Xiufen, JI Shuangying, SHI Xiangnin, et al. Current situation and application of polymethacrylimide foams on helicopters[J]. Aerospace Materials and Technology, 2018, 48(1): 5-9. (in Chinese)
- [13] 段沐枫,肖军,李勇,等. K-cor 夹层结构的平压性能[J]. 复合材料学报, 2014, 31(5): 1284-1291.
DUAN Mufeng, XIAO Jun, LI Yong, et al. Out-of-plane compression performance of K-cor sandwich structure[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2014, 31(5): 1284-1291. (in Chinese)
- [14] 沈裕峰,李勇,还大军,等. 低速冲击对 K-cor 夹层结构力学性能的影响[J]. 航空学报, 2016, 37(12): 3853-3863.
SHEN Yufeng, LI Yong, HUAN Dajun, et al. Effect of low-velocity impact on mechanical properties of K-cor sandwich structure[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2016, 37(12): 3853-3863. (in Chinese)
- [15] ZHENG Y Y, XIAO J, DUAN M F, et al. Experimental study of partially-cured Z-pins reinforced foam core composites: K-Cor sandwich structures[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2014, 27(1): 153-159.
- [16] 沈裕峰,李勇,王鑫,等. 湿热环境下 K-cor 夹层复合材料的力学性能[J]. 航空学报, 2016, 37(7): 2303-2311.
SHEN Yufeng, LI Yong, WANG Xin, et al. Mechanical properties of K-cor sandwich composite under hygrothermal environment [J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2016, 37(7): 2303-2311. (in Chinese)
- [17] 孙开俊,顾伯勤,周剑锋,等. 单向短纤维增强复合材料纵向弹性模量预测 [J]. 南京工业大学学报(自然科学版), 2011, 33(2): 85-88.
SUN Kaijun, GU Boqin, ZHOU Jianfeng, et al. Prediction of longitudinal elastic modulus of unidirectional short-fiber-reinforced composites[J]. Journal of Nanjing University of Technology (Natural Science Edition), 2011, 33(2): 85-88. (in Chinese)
- [18] 朱飞,还大军,肖军,等. X-cor 夹层结构低速冲击实验和数值模拟研究[J]. 航空材料学报, 2017, 37(2): 28-37.
ZHU Fei, HUAN Dajun, XIAO Jun, et al. Experimental and numeral investigation on X-cor sandwich structure under low-velocity impact[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2017, 37(2): 28-37. (in Chinese)
- [19] 郝继军,张佐光,张蕾,等. Z-pin 植入参数对 X-cor 夹层复合材料力学性能的影响[J]. 航空学报, 2008, 29(3): 763-768.
HAO Jijun, ZHANG Zuoguang, ZHANG Lei, et al. Effects of Z-pin inserting parameters on X-cor sandwich mechanical property [J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2008, 29(3): 763-768. (in Chinese)



第一作者简介:张楚凡,男,1993年9月生,硕士生。主要研究方向为复合材料夹层结构性能及仿真分析。
E-mail: nuaazcf@163.com

通信作者简介:李勇,男,1970年5月生,博士、教授、博士生导师。主要研究方向为先进复合材料。
E-mail: lyong@nuaa.edu.cn

