

空中爆炸载荷作用下层状复合材料结构 动态响应特性分析*

罗家元 付用森 陈哲伦** 李世岳 王家林

(重庆交通大学机电与车辆工程学院, 重庆, 400074)

摘要 为提高夹层结构的防爆抗冲击性能, 提出一种内凹负泊松比芯层(re-entrant, RE)/聚乙烯纤维(PE)/碳化硅陶瓷(SiC)复合夹层结构. 基于 ABAQUS 中 CEL 算法模拟结构在爆炸冲击下的动态响应特性, 并从结构变形机制、速度响应特征以及能量吸收等角度讨论不同芯层配置顺序对结构防护性能影响. 在等面密度下, 引入陶瓷和聚乙烯层后结构上/下面板变形量相较 RE 夹层最大降低 53%、5.7%. 其中芯层配置为 SiC-PE-RE 时, 层间载荷强度得以改善, 下面板变形最小; 随着面板支撑强度增加, 面板速度逐渐减小. 当 SiC 与 PE 层分别置于上/中芯层时, 上/下面板峰值相较 RE 夹层各降低 18.84%、16% 且衰减速率最快. 而将 RE 层置于上芯层会导致结构局部变形增大, 使得 PE 层和 SiC 层出现局部压溃失效, 导致结构吸能增量最大提升 14%.

关键词 复合材料夹层, 空中爆冲击波, 动态响应, 吸能特性

DOI: 10.19636/j.cnki.cjasm42-1250/o3.2024.025

0 引言

随着导弹命中精度和破坏力提高, 对于提高防护结构爆炸载荷抵抗力研究受到了相关研究人员的广泛关注. 夹层结构由于其轻质、高比强度和良好的能量吸收特性, 而被广泛用作冲击防护结构. 根据调查表明^[1-4], 针对冲击或爆炸载荷作用下, 传统的装甲防护效能普遍较差, 而复合夹层结构相较于传统结构表现出更优的防护性能. 现阶段, 已经提出多种拓扑夹层类型, 如泡沫夹芯^[5]、蜂窝夹芯^[6]、和波纹夹芯^[7]等. 为了满足日益增长的轻量、高效化需求, 防护结构设计逐渐由单一或单层材料向多层复合结构的方向转变.

目前, 关于夹层结构的动态响应已取得一定研究成果^[8-15]. 李勇等^[8]通过对梯度波纹夹层板在爆炸载荷作用下的动态响应进行了数值模拟得出, 从上至下层板壁厚依次降低的设计组合中结构抗爆性能最优. Li 等^[9-11]通过研究空中爆炸载荷作用下功能梯度蜂窝芯层夹芯板的响应特性, 发现功能梯度

夹芯板的抗爆性能与载荷强度密切相关. 当加载强度较弱时, 高/中/低芯层排列顺序的夹芯板性能较优. 随着载荷强度的增加, 低/中/高芯层排列顺序的夹芯板抗爆性能更为优异. Li 等^[12]利用弹道摆锤系统研究了铝合金制成的波纹夹芯板在空气爆炸载荷下的变形/破坏模式, 并利用 Autodyn 软件探讨了动态响应和能量吸收的特点. 韩会龙等^[13]对传统内凹六边形蜂窝进行优化, 设计了一种新型星形节点蜂窝结构, 研究了在中低速冲击下的变形行为, 结构表现出明显的颈缩现象, 并且应力-应变曲线中出现了平台应力增强. 邱晓清^[14]应用数值模拟的方式对聚乙烯层合板在爆炸载荷下的动态响应以及破坏模式进行了分析, 并从爆炸距离、载荷形式和靶板厚度等角度对结构变形破坏的影响进行了探究. 李茂^[15]采用聚脲涂层、陶瓷材料提出了多种类型的复合结构, 通过实验开展了爆炸载荷作用下装甲结构毁伤特性分析. 结果表明: 相较增加背板、前面板厚度来说增加陶瓷厚度对提高整体防护效能更明显.

* 2024-06-03 收到修改稿, 2024-06-19 网络首发.

** 通讯作者. E-mail: 2680581658@qq.com.

近年来,多种高性能防护材料/结构,包括陶瓷、超高分子量聚乙烯(PE)纤维^[16,17]和负泊松比结构等被广泛应用在结构设计中.例如陶瓷/金属复合结构^[18]结合两种或多种材料的优点,被广泛应用于民用/军事装备(如车辆、直升机)的防护中.陶瓷材料的高硬度和高抗压强度有助于将冲击载荷分散到更大的装甲区域.此外,有研究表明^[18]交叉铺层PE复合材料层合板在防御冲击威胁方面表现出巨大优势.但在受到穿甲弹的冲击时,单独的PE纤维增强树脂基复合材料层合板能够被轻松击穿,其材料的防护优势无法被体现.因此,将陶瓷/金属夹层结构与PE层压板相结合,在不显著增加重量的情况下构建一种新的结构,通过抗剪较强的金属材料弥补PE纤维抗剪能力较弱的劣势.

另外,负泊松比结构夹层^[19]作为一类具有独特力学性能的新型结构,当受到单轴拉伸或压缩时,其侧向也会发生压缩变形,自动集中于加载处,结构的刚度也会随着载荷的增大而增大,从而提高抗冲击性能.这种变形模式使得夹层结构展现出优良的缓冲吸能特性,现阶段也被逐渐应用到防护结构设计之中^[20,21].

基于以上调研发现,现阶段对于泡沫铝、负泊松比结构等单一材料类夹层结构抗冲击性能已开展了广泛研究.但针对聚乙烯或陶瓷层等复合类夹层结构的爆炸响应机制还有待进一步探究.因此,本文基

于数值模拟方式,对内凹负泊松比芯层(RE)-聚乙烯纤维(PE)-陶瓷(SiC)组成的复合夹层结构开展了近空爆炸冲击响应研究,重点探究了不同芯层配置顺序对结构变形、能量耗散等方面的影响.

1 数值分析

1.1 几何模型

层状复合结构分别由上面板、下面板、三层芯层这五部分构成,如图1所示.结构面内尺寸长、宽分别为300 mm、288 mm,上、下面板厚度均为1.5 mm.负泊松比结构采用内凹蜂窝,单个胞元水平长度 l 和竖直高度 h 分别为12 mm、8.5 mm;胞元夹角 θ 为 45° .具体结构信息见表1.

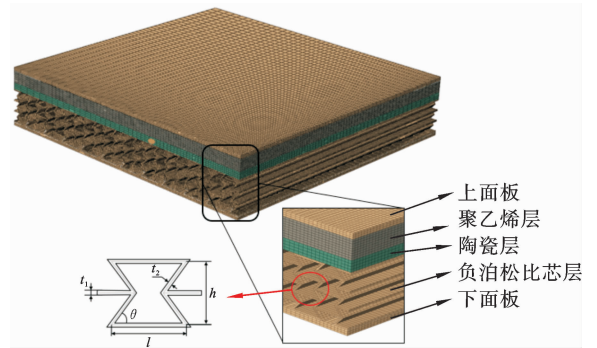


图1 夹层结构截面几何示意图

Fig.1 Schematic representation of the cross-section geometry of the sandwich structure

表1 复合夹层结构参数和类型

Table 1 Parameters and types of composite sandwich structures

编号	芯层排列	PE层厚度	面板厚度	SIC厚度	负泊松比芯层厚度(t_1-t_2) (mm)	载荷条件	
		H_{PE} (mm)	s (mm)			当量(g)	爆距(mm)
PN-1	RE	0		0			
PN-2	RE+SIC+PE	5.5		3			
PN-3	RE+PE+SIC	5.5		3			
PN-4	SIC+RE+PE	5.5	1.5	3	0.55-0.55	230	70
PN-5	PE+RE+SIC	5.5		3			
PN-6	SIC+PE+RE	5.5		3			
PN-7	PE+SIC+RE	5.5		3			

1.2 边界条件、单元和流固耦合接触

鉴于当前问题中爆炸载荷呈现出较强的局部特性,为减小计算量夹芯板附近的空气域只建立中心部分^[21],其尺寸为 70 mm×70 mm×170 mm. 考虑到炸药及结构对称性只建立 1/4 模型,并在 $X=0$ 和 $Y=0$ 两平面设置对称边界条件,如图 2. 所用炸药为柱形 TNT,装药位置位于结构中心正上方,装药密度约为 1.61 g/mm^3 ,装药重量为 80 g,对应直径为 $D=35.0 \text{ mm}$,高度为 $h=40 \text{ mm}$,保持爆距(炸

药距结构上表面距离) $R=70 \text{ mm}$ 不变. 夹层结构各部件均采用实体单元模拟,各层间界面处通过内聚力单元模拟,流体域中采用欧拉单元模拟. 上下面板在面内单元采用过渡单元划分,尺寸从 0.5 mm 逐渐过渡到边界处的 3 mm,沿厚度的单元划分尺寸为 0.5 mm;芯层面内单元尺寸为 1 mm,沿厚度的单元划分尺寸根据各芯层实际厚度考虑;流体域中采用 2 mm 均匀网格划分.

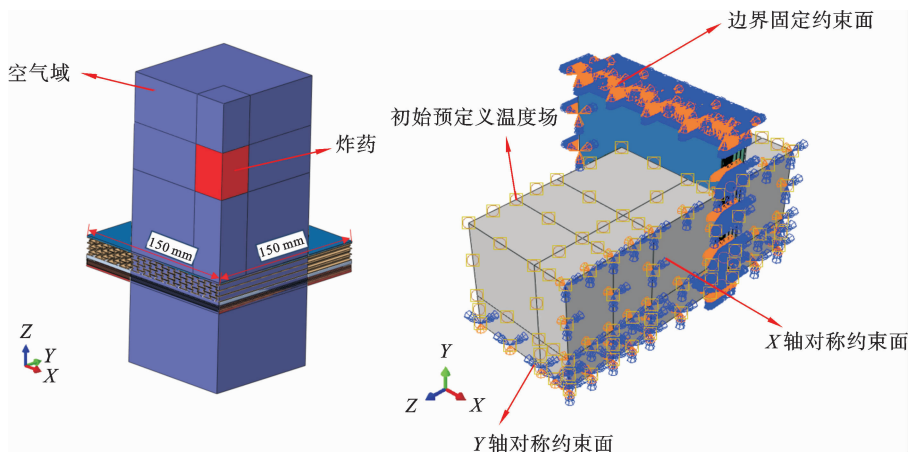


图 2 有限元模型示意图

Fig. 2 Schematic diagram of the finite element model

为保证等面密度条件,各芯层质量均保持一致. PN-1 用以分析纯负泊松比结构冲击动态响应以及后续工况进行抗爆性对比;PN-8 和 PN-9 用以研究高强聚乙烯层位置对抗爆性能的影响;PN-2 至 PN-7 用以分析陶瓷层位置变化对抗爆性能的影响.

1.3 材料模型

1.3.1 304 不锈钢材料及参数

结构面板与负泊松比的材料采用 304 不锈钢,其杨氏模量为 200 GPa,密度为 7900 kg/m^3 ,采用 Johnson-Cook 模型描述该材料在冲击载荷作用下的动态屈服应力 σ_y . 为了准确模拟出面板的失效模式,基于最大等效塑性应变设定 304 不锈钢材料的失效准则. 通过对比不同参数下计算结果与实验结果,材料的失效应变设定为 0.36 时,可以较好地捕捉到面板结构的变形/失效. Johnson-Cook 材料参数参考表 2^[22].

表 2 304 不锈钢 Johnson-Cook 模型参数取值

Table 2 Johnson-Cook model parameter values for 304 stainless steel

参数	数值	参数	数值
$\rho(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	7900	c	0.07
$E(\text{GPa})$	200	m	1.00
μ	0.3	$\dot{\epsilon}_0(\text{s}^{-1})$	1.00
$A(\text{MPa})$	310	$T_m(\text{s}^{-1})$	1673
$B(\text{MPa})$	1000	$T_r(\text{s}^{-1})$	293
n	0.65		

1.3.2 聚乙烯纤维复合材料

考虑到 ABAQUS 内置的纤维复合材料模型只有 2D 失效准则,且未考虑层间分层损伤. 对此,本文利用 ABAQUS 子程序接口,采用 FORTRON 语言编写了基于应变的 3D 失效准则^[23],通过 VU-MAT 用户自定义子程序接口开发材料本构模型嵌

入软件内用语模型分析. 聚乙烯材料参数如表 3^[23].

表 3 聚乙烯材料参数取值

Table 3 Parameter values for polyethylene materials

参数	数值	参数	数值
ρ ($\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$)	0.98	μ_{23}	0.004
E_{11} (GPa)	30.7	μ_{31}	0.004
E_{22} (GPa)	30.7	G_{12} (GPa)	0.73
E_{33} (GPa)	1.97	G_{13} (GPa)	0.67
μ_{12}	0.008	G_{23} (GPa)	0.67

1.3.3 粘接层材料及参数

通过 ABAQUS 内二次应力准则^[24] 给定材料的损伤模型. 其主要包括三个部分: (1) 材料的初始损伤判定; (2) 材料的损伤演化; (3) 单元删除. 粘接材料的初始损伤状态通过应力准则进行判定:

$$\left(\frac{\sigma_n}{\sigma_N}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_s}{\sigma_S}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_T}\right)^2 = 1 \quad (1)$$

其中 σ_n 、 σ_s 和 σ_t 为计算过程中, 粘接单元法向拉伸应力以及两个正交平面内的剪切应力; σ_N 、 σ_S 和 σ_T 为材料临界法向拉伸应力及剪切应力. 单元应力状态到达了初始损伤判定标准后, 通过断裂消耗能量控制单元损伤演化过程, 当耗散的能量满足下式时判定单元失效, 并进行删除.

$$\left(\frac{G_n}{G_N}\right) + \left(\frac{G_s}{G_S}\right) + \left(\frac{G_t}{G_T}\right) = 1 \quad (2)$$

其中, G_N 为拉伸断裂能, G_S 、 G_T 为单元法线所在两个正交平面内的剪切断裂能; G_n 、 G_s 、 G_t 为单元拉伸和剪切破坏过程中耗散能. 具体参数如表 4.

表 4 PE 粘接层力学参数^[24]

Table 4 Mechanical parameters of PE bonding layer^[24]

杨氏模量 (GPa)			失效应力 (MPa)			断裂能 (J/m^2)		
E_{11}	G_{12}	G_{13}	σ_N	σ_T	σ_S	G_N	G_S	G_T
4.3	2.0	2.0	15	10	10	400	800	800

由于陶瓷与金属层粘接材料参数没有对应实验, 因此在仿真过程中调整失效应力值直至结构失效后的面板与芯层脱层面积与实验接近, 从而反演

得到粘接层失效时对应的拉、剪应力.

1.3.4 TNT 及空气状态方程及参数

JWL 状态方程能够较为准确地描述爆轰产物的驱动过程以及各物理量的变化关系而得到广泛应用^[25]. 该方程表达如下:

$$P = A_1 \left[1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right] + B_1 \left[1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right] e^{-R_2 V} + \frac{\omega E}{V} \quad (3)$$

其中, P 为静水压力, V 是爆轰速度, E 是单位体积炸药的初始内能, A_1 、 B_1 、 R_1 、 R_2 、 ω 均为材料常数, 各参数取值如表 5.

表 5 TNT 炸药 JWL 状态方程参数

Table 5 TNT explosive JWL state equation parameters

A (GPa)	617.5
B (GPa)	16.9
R_1	4.4
R_2	1.2
ω	0.25
V ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	7100
E_m ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$)	5.707×10^6

空气域用 Ideal-Eos 状态方程来表示:

$$P = \rho_g C_v T \left(\frac{C_p}{C_v} - 1 \right) \quad (4)$$

其中, P 为空气压强, ρ_g 为空气密度, T 为空气温度, C_p 和 C_v 分别为等压比热容和等体比热容. 相关参数^[26] 见下表 6.

表 6 空气气体状态方程参数

Table 6 Air gas state equation parameter

参数	数值
ρ_g ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	1.225
P (Pa)	1.013×10^5
T ($^{\circ}\text{C}$)	20
C_p ($\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	1005

1.3.5 陶瓷材料模型及参数

Johnson-Holmquist-II 本构关系使用了分段线性函数状态方程, 能够准确反映陶瓷等脆性材料在

冲击条件下损伤积累和材料强度之间的关系^[27],其等效应力和失效力表达方式如下,具体参数详见文献[27].

$$\sigma_i^* = A(\rho^* + T^*)N(1 + C \cdot \ln \epsilon^*) \quad (5)$$

$$\sigma_f^* = B(P^*)M(1 + C \cdot \ln \epsilon^*) \quad (6)$$

2 模型验证

2.1 聚乙烯板弹体冲击加载

基于弹体冲击聚乙烯层板实验数据^[24],本文建

立了对于的数值模型,用以验证所构建的聚乙烯材料本构和参数的合理性.

通过数值模拟进行 10 g 圆柱弹体以不同速度冲击高强聚乙烯复合材料靶板仿真,并将所得结果与实验验证对比. 试验与计算模型破坏形貌如图 3 所示,可以看出本文所构建的材料本构以及模型能够明显的展现出聚乙烯层板在冲击过程中的变形破坏模式(剪切、拉伸分层、断裂). 同时通过图 4 对比得出,计算结果与试验中弹体剩余速度偏差均在 10% 以内.

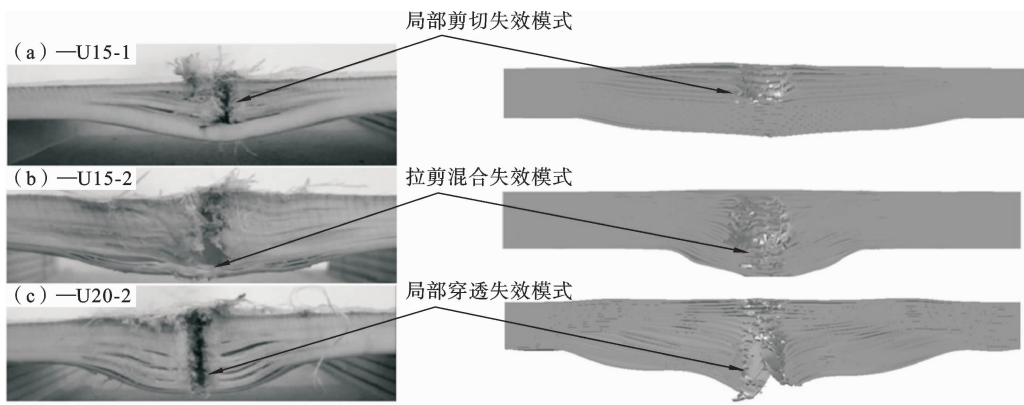


图 3 聚乙烯层合板弹道实验与模拟毁伤形貌对比

Fig. 3 Comparison of ballistic experimental and simulated damage morphology of polyethylene laminates

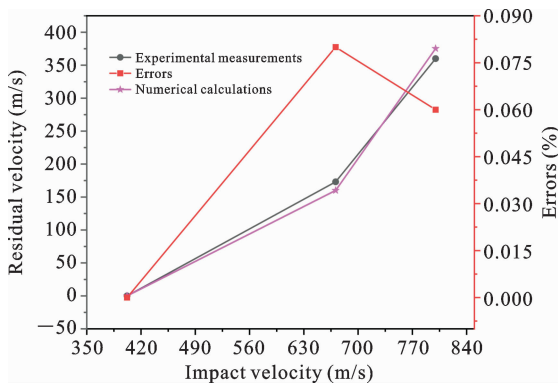


图 4 弹体剩余速度对比

Fig. 4 Comparison of residual velocity of projectile

2.2 冲击波和破片联合作用夹层板

为验证爆炸冲击模型正确性,采用相同的建模方式和参数,建立了文献中的实验模型^[27]并将计算结果与实验数据进行对比. 从图 5 中结构变形横截面看出,仿真计算得到的陶瓷-聚乙烯夹层结构变

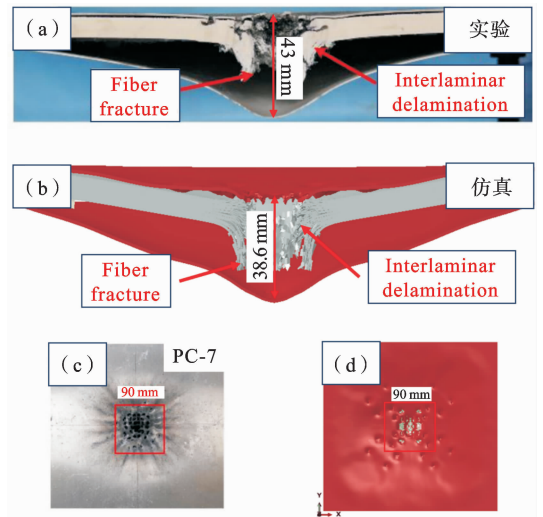


图 5 冲击波与破片联合作用夹层失效容貌对比

Fig. 5 Comparison of the failure appearance of the sandwich by the combined action of shock wave and fragmentation

形/失效模式与实验结果具有较好一致性,均表现为上面板局部弯曲变形,下面板整体弯曲变形,芯层在中心区域发生明显压溃失效,面板-芯层粘接界出现完全失效导致面板与芯层之间出现脱层现象. 通过对比下面板最大变形量可知,本文中所建立的数值模型可以较好预报复合夹层结构的变形及失效特征,二者最大变形量误差在8%以内.

3 结果分析和讨论

本节将从以下几方面展开分析复合夹层结构防

护性能:(1) 基准模型(PN-1)动态响应分析;(2) 结构耦合面压力分布特征;(3) 芯层配置对结构冲击性能影响;(4) 响应特性差异.

3.1 基准模型动态响应分析

炸药起爆后爆炸产物从起爆点向外膨胀并形成高压冲击波. 冲击波波阵面首先在空气中以理想自由场方式传播,如图6所示,在接触结构上表面后其速度降为零,并积累形成局部高压区.

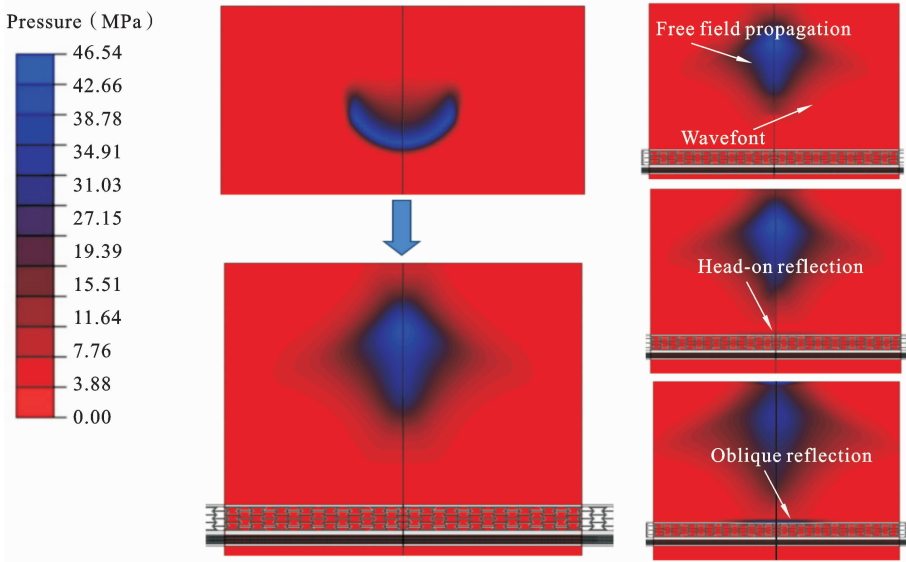


图6 冲击波传播、结构耦合作用过程

Fig. 6 Shock wave propagation, structural coupling process

图7(a)给出的是,各典型夹层结构上面板中心处的压力时程曲线. 根据结果可知,炸药爆炸后转化为高温高压爆炸物,形成一个较大的高压区并通过压缩周围介质来产生冲击波. 当冲击波到达某一位置时,该处压力迅速上升到峰值,随着冲击波在传播过程中迅速衰减,其峰值超压也逐步降低. 从图7(b)得出,改变芯层配置对耦合面反射压力强度影响较大. 当上面板支撑刚度较大时,受其反射冲击波影响,冲击波压力急剧衰减,冲击波耦合作用强度明显降低.

而在图7(c)中展示的为不同结构上面板横剖面不同位置冲击波超压峰值和冲量峰值分布情况.

从图中看出,结构耦合面压力峰值和冲量从中心点往外逐渐降低,表现出明显局部特性且各峰值均大幅度降低.

图8给出了基准模型PN-1芯层在冲击波作用过程中的变形形貌. 从图中看出结构上面板变形模式与实体板在局部爆炸载荷作用下的变形模式相类似^[11],即中心区域主要呈现出局部塑性大变形且存在开裂失效,外围区域表象出整体塑性变形. 而下面板主要呈现出整体塑性大变形并没有出现开裂失效.

从RE芯层变形位移云图看出,由于负泊松比效应,结构两侧材料开始向内收缩流向冲击区. 随着

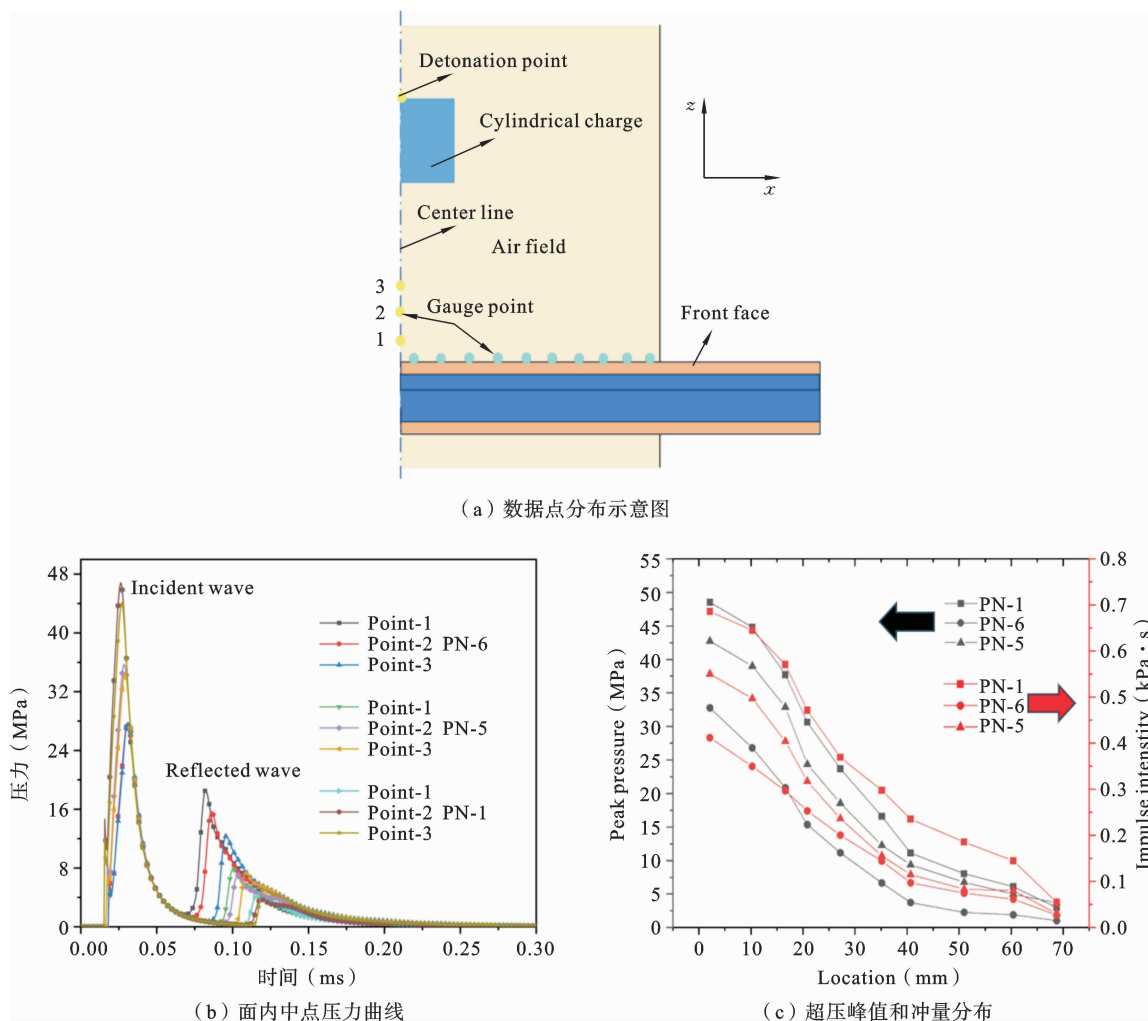


图 7 不同结构面内超压和冲量峰值分布

Fig. 7 Distribution of peak overpressure and impulse within different structural surfaces

时间推移,辅助变形芯层并不总是表现出收缩现象,而是在局部辅助变形和膨胀变形依次发生且向夹层两端延伸.冲击结束后,局部辅助变形区逐渐增大,膨胀变形区逐渐减小.整个弯曲-拉伸变形阶段,局部膨胀变形和辅助变形交替向夹层两端延伸.由此得出,随着变形量增大,内凹胞元所引起的负泊松比效应使得该芯层向中间受载区域处收缩,对结构起到了支撑与缓冲作用.从图 9 中得出上、下面板变形量分别为 33 mm 和 28 mm.在上面板的压缩以及下面板的支撑作用下,芯层中心区域出现较为明显的压缩变形,压缩量约 14 mm.

通过对结构面板变形速度的分析,探讨其动态响应特征.图 10(a)给出了 PN-1 中上、下面板速度变化曲线.从中得出,阶段一(初始耦合阶段)内冲击

波刚接触上面板,面板产生了很大的速度,峰值达到 546 m/s,随后在芯层的缓冲下峰值急剧下降进入阶段二(芯层开始变形),在 0.06 ms 时,结构的上、下面板达到了相同速度.在芯层的持续压缩作用下,下面板速度进一步增加,并最终超过了上面板的速度.由于上/下面板变形速度的差异,结构开始出现变形不协调.在上/下面板间变形的,粘接层在层间拉伸和剪切的双重作用下粘接层应力逐步增加并最终导致粘接单元失效,导致面板与芯层间分层现象加剧.层间失效过程中,负泊松比芯层对于上面板的支撑作用降低并通过层间载荷传递作用使得上面板速度衰减过程中出现二次加载现象,如图绿线框所示.

为明确夹层结构在爆炸载荷下冲击能的耗散变化,图 10(b)给出了 PN-1 各部件吸能变化曲线.在

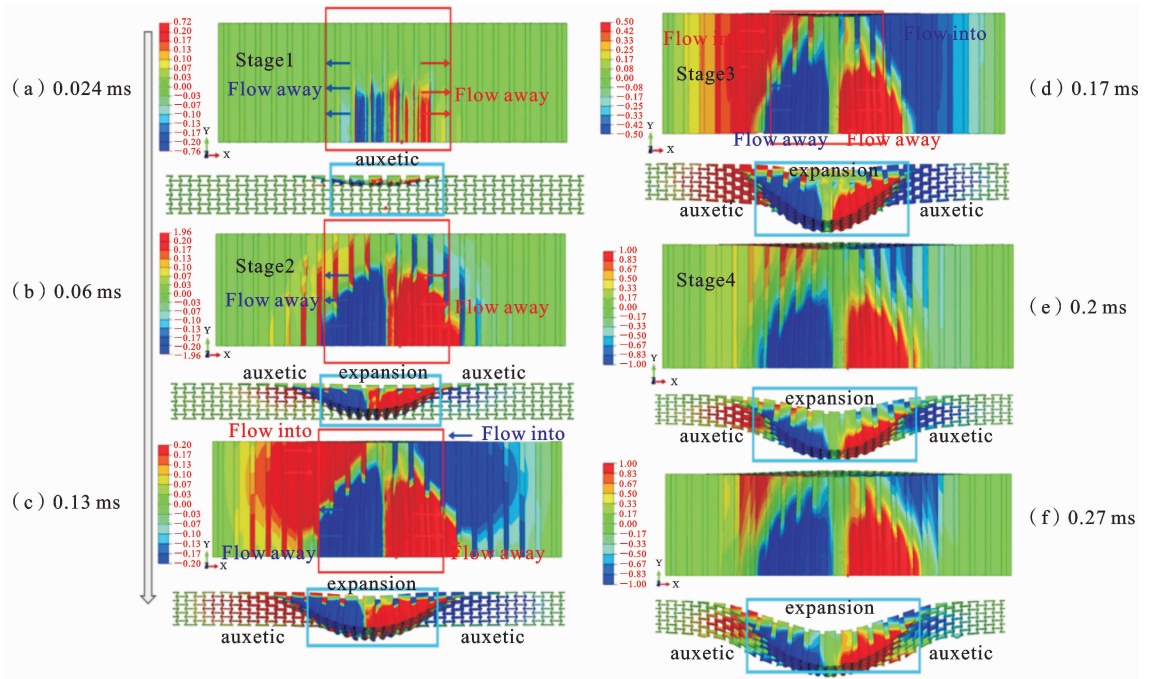


图 8 负泊松比芯层在水平方向的变形云图

Fig. 8 Deformation cloud of negative Poisson's ratio core layer in horizontal direction

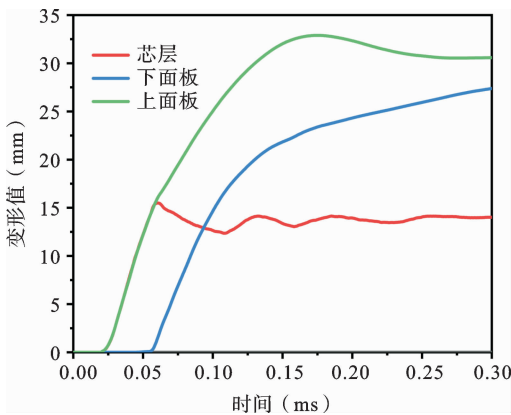


图 9 PN-1 面板中心点变形以及芯层压缩时程曲线

Fig. 9 Deformation at the centre point of PN-1 panel and time course curve of core layer compression

0.1 ms 之前,上面板运动使得芯层压缩,结构主要通过芯层胞壁弯曲变形耗能;进入阶段三(上面板回弹变形)后,由于粘接层的破坏,面板与芯层开始脱离,背板发生整体弯曲及拉伸变形,其吸能量迅速增加。从图中看出,下面板变形开始时间略微滞后。这表明负泊松比芯层在变形过程中并没有将载荷直接

传递到下面板,而是先通过自身的塑性变形耗散了部分冲击能。值得注意的是,在阶段二内由于上面板中心区域内出现了局部的撕裂失效,面板吸能量出现了部分释放使得上面板吸能曲线出现了骤降现象。在阶段四(耦合作用结束)后各部件吸能量趋于稳定,下面板由于芯层的限制并没有显著回弹,其吸能量大于上面板。最终各部件吸能占比从大到小分别为:芯层、下面板、上面板。

3.2 陶瓷-纤维-负泊松比芯层顺序对抗爆性能影响

由于结构质量关系着装备的经济性与机动性,因此,如何在不变结构质量的同时提高力学性能是结构设计的研究重点。本节在面密度与 PN-1 相同情况下,提出了另外六种复合夹层结构(PN-2~7),用以探究引入聚乙烯层和陶瓷层对夹层结构抗爆性能的影响。

图 11 给出了不同芯层配置下夹层结构最终形貌。当陶瓷层置于 RE 或下面板之前时(如 PN-3、4、5、7),陶瓷层均出现了大面积压溃失效并呈现出脱落现象,这主要是陶瓷材料本身具有明显的脆性,在局部强冲击作用下,中心区域会被直接压碎,当背板

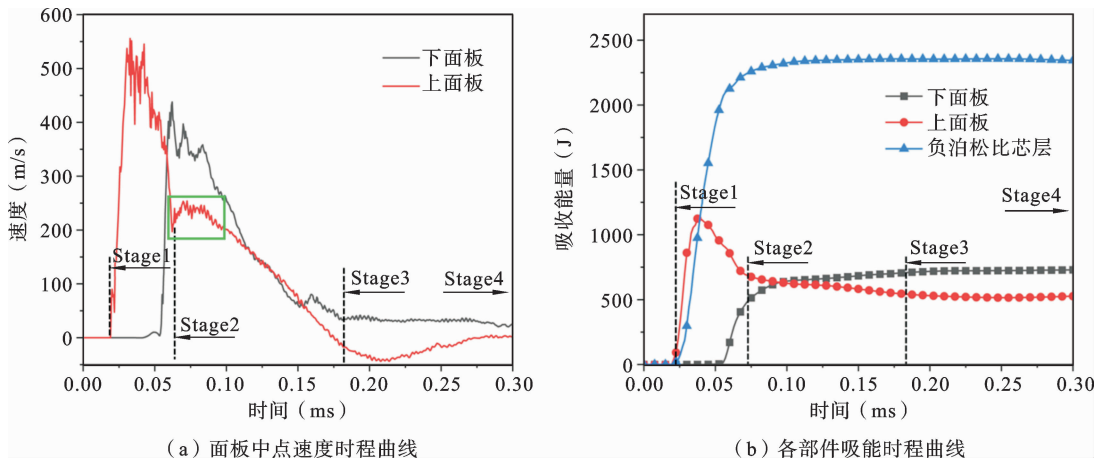


图 10 PN-1 上/下面板中心点速度及各部件吸能时程曲线

Fig. 10 PN-1 upper/lower panel centre point velocity and energy absorption time course curves for each component

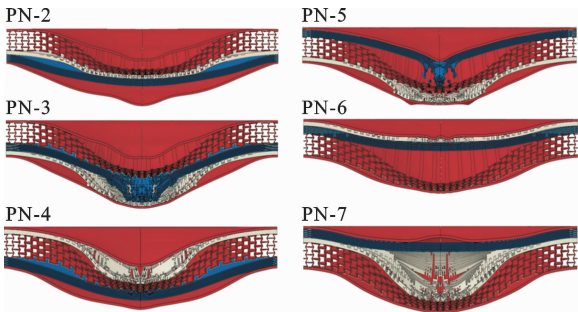


图 11 夹层结构截面变形毁伤形貌对比

Fig. 11 Comparison of the deformation and damage morphology of the cross-section of the sandwich structure

支撑强度较弱时陶瓷破片会出现脱层现象,对后续结构产生严重侵蚀破坏.同时,PN-3、5中由于层间应力集中现象导致聚乙烯层中心区域出现局部拉伸断裂,芯层材料未被有效利用.而在PN-2、6中,受背面聚乙烯层的支撑作用,陶瓷层破坏程度明显小于上述四种结构.同时各芯层与面板贴合较好,只在二、三芯层中心区域出现了部分脱层失效.由于负泊松比芯层的缓冲及吸能作用,结构下面板变形模式表现为整体塑性大变形且变形量最小.

造成这种差异的原因主要是,前置的陶瓷和聚乙烯层提高了上面板支撑刚度,提高了复合夹层结构整体抗弯刚度,使得冲击波衰减程度更高,降低了载荷传递芯层和下面板能量;此外,脱落的陶瓷破片虽然能吸收部分能量,但其较大的动能会加剧对下

层结构冲击作用,使得变形增大.

芯层配置变化对结构宏观失效影响机理较为复杂.由于芯层失效的产生取决于芯层材料的强度及芯层的应力状态,选用合理的芯层顺序可以降低芯层的应力水平,有效缓解芯层失效.图 12 给出了各工况陶瓷层变形失效云图,陶瓷芯层在冲击波载荷作用下破碎较为严重,以陶瓷层失效形貌的正/俯视图作为参考,陶瓷芯层以面板中心出向外呈现出“蛛网”状裂纹失效形貌.由于陶瓷脆性较大,其失效模式表现为压溃破碎失效,且破坏范围较聚乙烯层大得多(如图 11 所示).

图 12(b)为陶瓷面内三个特征点等效应力时程曲线.在其背面以模型中心点为起点,沿中轴线间隔 40 mm 的 3 点作为数据提取点依次为 A、B、C.通过应力波动曲线可以发现:所有结构中的 3 点等效应力时程曲线在数值大小以及应力波动持续时间上存在显著差异;A 点对应单元最早失效,其压力数据截止于 0.1 ms 时刻;在冲击波加载阶段初期,三个特征点的等效应力随时间的增加而逐渐增加,不同结构下各等效应力峰值差异明显,位于边缘处 D 点的等效应力相较于其余两特征点波动变化略低,整体均维持了一个逐渐升高的变化趋势.结合各结构中陶瓷层的应力云图可以看出,PN-6 背板整体的受力状态较为均匀,结构背板芯层材料能够有效地为陶瓷面板提供支撑,结构芯层排列顺序较为合理.结

合 PN-5 中应力曲线和云图得出,陶瓷层内出现了明显的应力集中现象导致层内各特征点处的应力变化存在明显区别,这主要是下面板刚度较低无法为

提供有效的支撑作用,此外受陶瓷破片的局部冲击作用,下面板会出现局部凹坑变形,降低结构的整体防护性能。

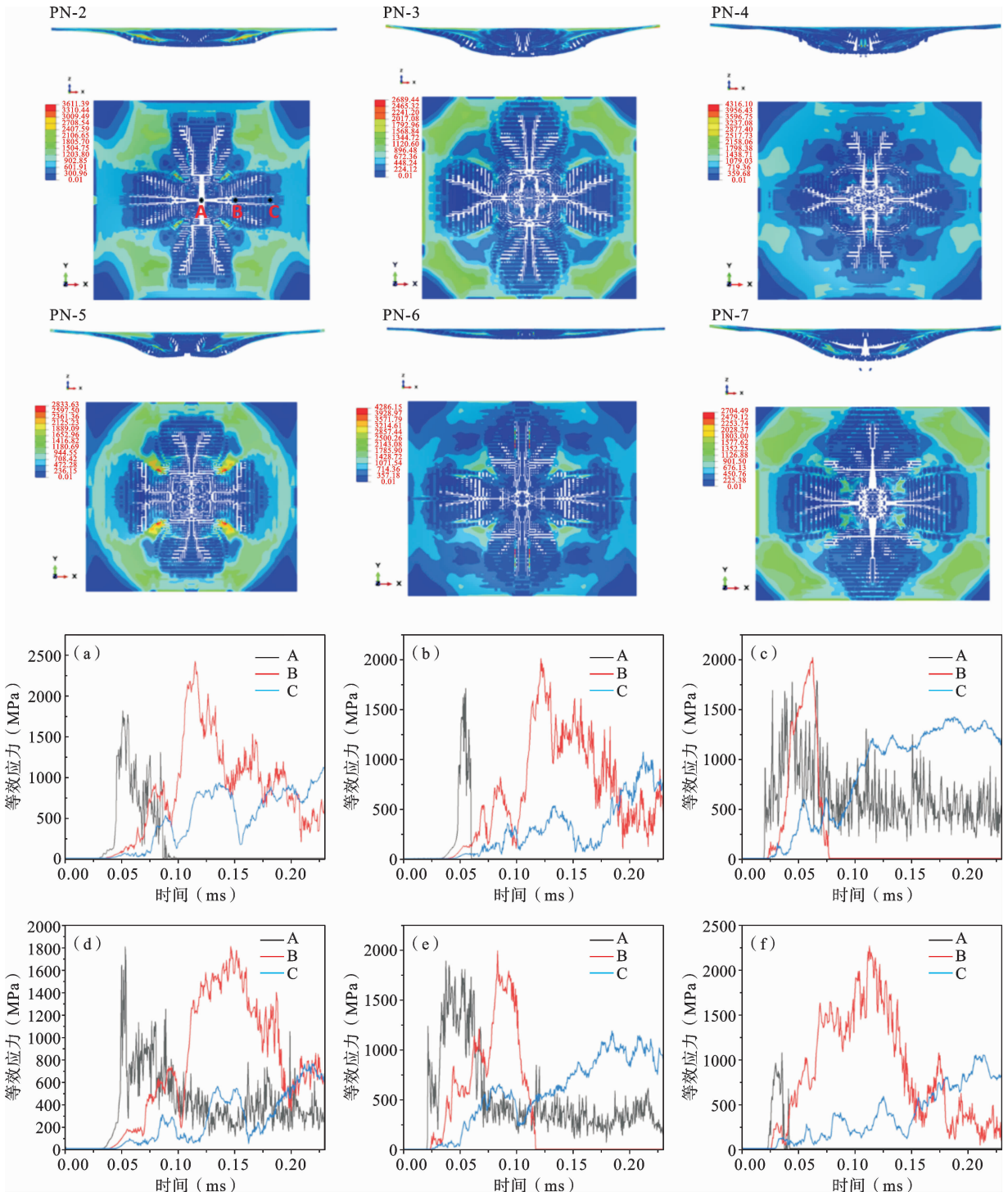


图 12 陶瓷背板等效应力云图和曲线

Fig. 12 Ceramic backsheet equivalent force cloud and curve

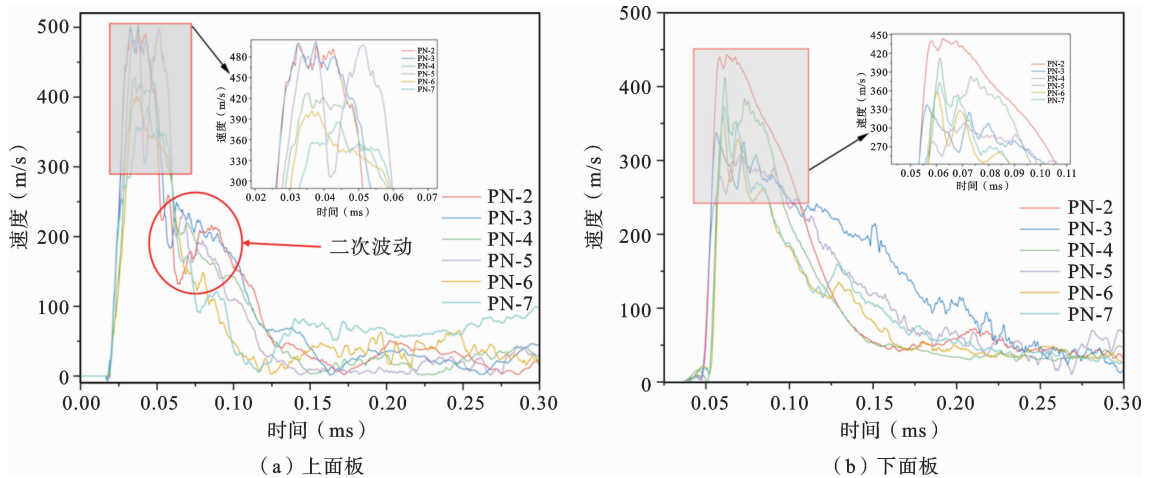


图 13 不同芯层配置,上/下面板中心点速度对比

Fig. 13 Comparison of top/bottom panel centre point velocities for different core layer configurations

从上面板中心点速度曲线对比看出,由于结构芯层配置改变,速度峰值以及震荡(迁跃)幅度存在明显变化.这是由于第一层芯层直接与上面板相接触,因此上芯层材料力学性能直接关系着其对上面板的支撑效果.增加第一层芯层的刚度,会加强芯层对上面板的支撑作用使得中心区域不易被侵蚀.从图中看出,随着面板支撑强度不断增加,上面板峰值逐渐减小,当将陶瓷与纤维层分别置于上/中芯层时(PN-6),上/下面板速度峰值相较于基准工况 PN-1 各降低了 18.84%、16%且衰减速率最快.而当陶瓷置于第三芯层时(PN-3、PN-5),下面板速度仅降低 7.64%,同时还会出现明显波动和衰减速率降低.这是因为该类工况下聚乙烯层出现了局部冲塞失效,层间载荷衰减能力减弱导致.另外,在粘接层失效过程中,芯层失去了对上面板的支撑作用,并通过粘接层传递了一部分动能给上面板,且在界面发生脱层后,在冲击波持续作用下,由于失去了芯层支撑上面板速度在衰减过程中表现出二次加载现象(红框标注),导致其速度衰减程度有所下降.

综上所述,将陶瓷与聚乙烯层分别放置第一、二芯层不仅能对冲击波起到明显衰减作用,同时可以防止陶瓷层出现大面积脱落失效.其次将 RE 层置于第三芯层能够实现对层间载荷的缓冲作用并增大载荷作用面积,进一步降低了传递到下面板的载荷强度.

3.3 夹芯结构响应特性的差异性分析

3.3.1 面板最大变形量

为对比纯内凹负泊松比夹层与复合夹层结构抗爆性能差异,图 14 给出了结构上、下面板最大变形量.结构上、下面板均产生相似变形特征,所有工况中只有 PN-1 上面板最大变形量大于下面板.整体变形与结构的整体抗弯刚度密切相关,而局部变形与面板的局部刚度有关.芯层顺序能改变夹芯板的截面惯性矩,从而影响结构抗弯刚度,有利于改善整体弯曲变形.然而,降低芯层刚度会削弱芯层对上面板的支撑作用,使得上面板局部变形刚度下降,从而导致上面板的局部变形的增加.因此芯层配置的变化对上面板影响程度更大.

其中,SIC-PE-RE(PN-6)上/下面板塑性变形量最小,分别为 11 mm、26 mm,相较于 PN-1 分别降低了 53%、5.7%.将刚度最低的 RE 布置在第三芯层,有效降低了芯层传递的动能,从而起到了较好的缓冲作用.合理芯层配置顺序能更有效利用各芯层力学特性.

总体来说,相较于 PN-1,采用复合夹层可以降低面板变形并提高结构整体变形均匀性.若以下面板的最大塑性变形作为抗爆性能的评判标准,则 PN-6 防护性能最优.该结论与 Li^[12]对空中爆炸载荷下梯度蜂窝芯层动响应特性研究结论一致.

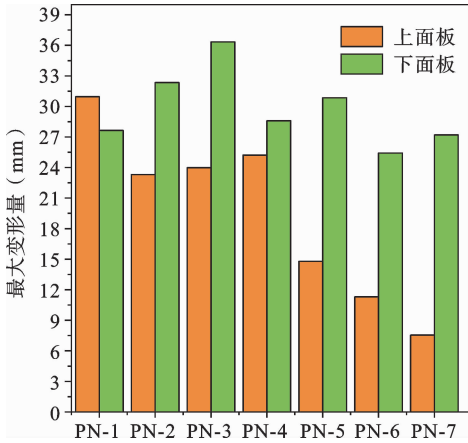


图 14 不同芯层配置上/下面板最大变形量

Fig. 14 Maximum deformation of upper/lower panels with different core layer configurations

3.3.2 各部件吸能占比

为了探究芯层排列顺序对结构变形响应的内在机制影响,根据计算结果给出了不同结构各个部件吸能占比,如图 15.

从图中看出夹层结构中 PN-3 总吸能量最大,为 5963 J,其相较于 PN-1 提高约 40%.但由于其芯层出现严重压溃失效,并不利于提升结构整体防护效能.这主要是因为将负泊松比芯层置于第一层芯层会降低参与流固耦合的夹层结构质量,从而提高爆炸冲击波载荷传递给芯层动能所导致.相反,增加第一层芯层刚度可以有效提高上面板的支撑作用,从而降低了动能传递.与此同时,将刚度较高的芯层布置靠前,可以有效提高结构对冲击波的衰减效果,降低了载荷传递的冲量大小,缓解了结构整体变形,结构总吸能量降低.如图 14 中 PN-6、PN-7 所示.

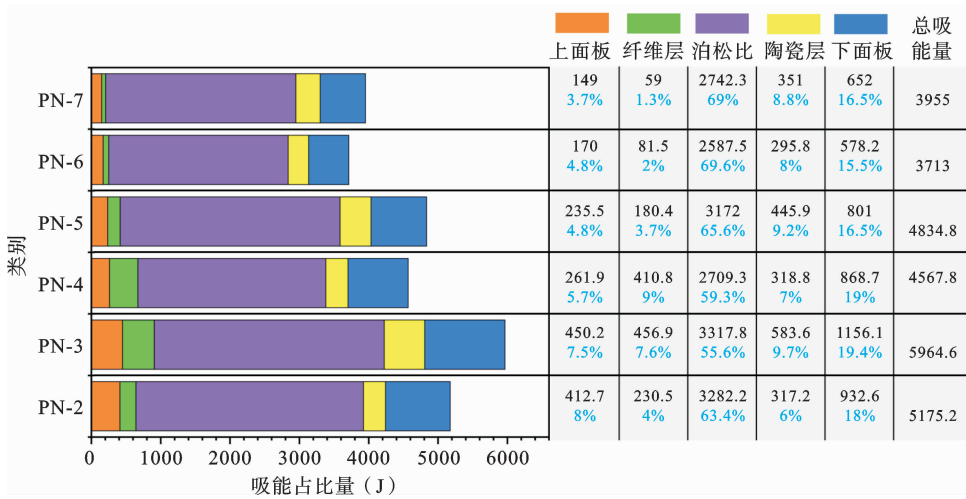


图 15 不同芯层配置结构各部件吸能占比

Fig. 15 Percentage of energy absorption in each component of different core layer configurations

在纯负泊松比夹层(PN-1)中,下芯层吸能量占据总吸能量 66%,随着聚乙烯和陶瓷层的引入,面板的支撑强度得到提升,芯层能量吸收占比提高,其中最高占比总吸能量的 80%.此外,陶瓷由于其高硬度、高抗压强度的力学特性,使得结构整体刚度得到显著改善,结构变形量得以缓解.

4 结论

本文采用 ABAQUS 软件建立数值模型,从响

应过程、失效形式变化和能量吸收等角度,对空中爆炸冲击下 RE-PE-SiC 复合夹层结构的响应过程进行了分析讨论,主要结论如下:

(1) 相较于纯内凹复泊松比夹层,引入的复合芯层可以改善结构变形.当采用 SiC-PE-RE 芯层配置时,层间载荷传递强度明显降低,结构整体变形最小,同时有效缓解了芯层局部压溃失效与脱层.以下面板最大塑性变形量作为结构抗爆性能评价指标,芯层排列顺序为 SiC-PE-RE 的抗爆性能最好.

(2) 复合夹层结构上、下面板中心点速度响应

与芯层配置顺序息息相关. 上面板支撑强度越大, 面板中心点处最大速度就越小. 随着芯层对上面板支撑作用增加, 面板中心点速度峰值逐渐减小. 当层间出现脱层失效时, 上面板速度曲线出现明显的突变现象并伴随着速度增加的趋势, 同时下面板速度衰减速率也会降低.

(3) 复合夹层结构芯层排列顺序组合对结构总能量吸收影响较大. 将内凹负泊松比结构置于第一层芯层会降低参与耦合的质量, 提高冲击载荷传递给芯层的动能, 导致聚乙烯和陶瓷层出现局部压溃失效, 结构整体吸能量较 PN-1 增加了 40%. 而 PN-6 中总吸能量相较于 PN-1 降低了 15%.

参考文献

- [1] 吴震, 金湖庭, 杜志鹏, 等. 破片与冲击波对舰船板架的耦合毁伤效应试验研究[J]. 船舶力学, 2019, 23(2): 211-217. (Wu Z, Jin H T, Du Z P, et al. Experimental study on the coupled destructive effect of fragmentation and shock wave on ship plate frame [J]. Ship Mechanics, 2019, 23(2): 211-217. (in Chinese))
- [2] Kong X S, Wu W G, Li J, et al. Experimental and numerical investigation on a multi-layer protective structure under the synergistic effect of blast and fragment loadings [J]. International Journal of Impact Engineering, 2014, 65(mar.): 146-162.
- [3] 李茂, 朱锡, 侯海量, 等. 冲击波和高速破片对固支方板的联合作用数值模拟[J]. 中国舰船研究, 2015, 10(6): 60-67. (Li M, Zhu X, Hou H L, et al. Numerical simulation of the joint action of shock wave and high-speed fragmentation on a solidly supported square plate [J]. China Ship Research, 2015, 10(6): 60-67. (in Chinese))
- [4] Zhang C, Cheng Y, Zhang P, et al. Numerical investigation of the response of I-core sandwich panels subjected to combined blast and fragment loading [J]. Engineering Structures, 2017, 115(nov.15): 459-471.
- [5] 李春鹏, 张攀, 刘均, 等. 空爆载荷下功能梯度泡沫铝夹层板动响应数值仿真[J]. 中国舰船研究, 2018, 13(3): 8. (Li C P, Zhang P, Liu J, et al. Numerical simulation of dynamic response of functional gradient foam aluminium sandwich panel under airburst load [J]. China Ship Research, 2018, 13(3): 8. (in Chinese))
- [6] 谢素超, 井坤坤, 冯哲骏, 等. 铝蜂窝夹层板低速冲击响应及损伤模式的参数化影响[J]. 复合材料学报, 2023, 40(5): 3060-3074. (Xie S C, Jing K K, Feng Z J, et al. Parametric effects on the low-velocity impact response and damage pattern of aluminium honeycomb sandwich panels [J]. Journal of Composite Materials, 2023, 40(5): 3060-3074. (in Chinese))
- [7] Cheng Y S, Zhou T Y, Wang H, et al. Numerical investigation on the dynamic response of foam-filled corrugated core sandwich panels subjected to air blast loading [J]. Journal of Sandwich Structures & Materials, 2019, 21(3): 838-864.
- [8] 李勇. 空中爆炸载荷作用下波纹杂交夹层板动态响应研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2016. (Li Y. Research on Dynamic Response of Corrugated Hybrid Sandwich Panel Under Airborne Explosive Load [D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2016. (in Chinese))
- [9] Li S, Li X, Wang Z, et al. Finite element analysis of sandwich panels with stepwise graded aluminum honeycomb cores under blast loading [J]. Compos Pt A-Appl Sci Manuf, 2016, 80: 1-12.
- [10] Li S, Li X, Wang Z, et al. Sandwich panels with layered graded aluminum honeycomb cores under blast loading [J]. Compos Struct, 2017, 173: 242-254.
- [11] Ma X, Li X, Li S, et al. Blast response of gradient honeycomb sandwich panels with basalt fiber metal laminates as skins [J]. International Journal of Impact Engineering, 2018, 123: 345-356.
- [12] Li W, Huang G, Bai Y, et al. Dynamic response of spherical sandwich shells with metallic foam core under external air blast loading-Numerical simulation [J]. Composite Structures, 2014, 116(sep.-oct.): 612-625.
- [13] 韩会龙, 张新春, Han, et al. 星形节点周期性蜂窝结构的面内动力学响应特性研究[J]. 振动与冲击, 2017, 36(23): 9. (Han H L, Zhang X C, Han, et al. Characterisation of in-plane dynamic response of star-node periodic honeycomb structures [J]. Vibration and Shock, 2017, 36(23): 9. (in Chinese))

- [14] 邱晓清, 唐柏鉴, 任鹏, 等. 冲击波和破片对超高分子量聚乙烯板联合作用的仿真模拟[J]. 江苏科技大学学报(自然科学版), 2020, 34(3): 8. (Qiu X Q, Tang B J, Ren P, et al. Simulation of the joint action of shock wave and fragmentation on ultrahigh molecular weight polyethylene plates [J]. Journal of Jiangsu University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2020, 34(3): 8. (in Chinese))
- [15] 李茂, 高圣智, 侯海量, 等. 空爆冲击波与破片群联合作用下聚脲涂覆陶瓷复合装甲结构毁伤特性[J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(11): 13. (Li M, Gao S Z, Hou H L, et al. Damage characteristics of polyurea-coated ceramic composite armour structure under the combined effect of airburst shock wave and fragmentation group [J]. Explosion and Shock, 2020, 40(11): 13. (in Chinese))
- [16] Bhatnagar, Naresh, Alagirusamy, et al. Ballistic impact response of Kevlar (R) reinforced thermoplastic composite armors[J]. International Journal of Impact Engineering, 2016, 89(Mar.): 1-13.
- [17] Yavuz K, Phoenix L, Eken S. The ballistic impact response of flexible composite body armor [J]. 2016, 10: 458-473.
- [18] 余毅磊, 王晓东, 任文科, 高光发. 三层组合陶瓷复合装甲的抗侵彻性能及其损伤机制[J]. 兵工学报, 2024, 45(01): 44-57. (Yu Y L, Wang X D, Ren W K, Gao G F. Anti-invasion performance of three-layer combined ceramic composite armour and its damage mechanism [J]. Journal of Military Engineering, 2024, 45(01): 44-57. (in Chinese))
- [19] 马芳武, 梁鸿宇, 赵颖, 等. 倾斜荷载下内凹三角形负泊松比材料的面内冲击动力学性能[J]. 振动与冲击, 2020, 39(4): 7. (Ma F W, Liang H Y, Zhao Y, et al. In-plane impact dynamics of concave triangular negative Poisson's ratio materials under inclined loading [J]. Vibration and Shock, 2020, 39(4): 7. (in Chinese))
- [20] 白临奇, 史小全, 刘宏瑞, 等. 冲击荷载下箭头型负泊松比蜂窝结构动态吸能性能研究[J]. 振动与冲击, 2021, 40(11): 70-77. (Bai L Q, Shi X Q, Liu H R, et al. Dynamic energy absorption performance of arrow-type negative Poisson's ratio honeycomb structures under impact loading [J]. Vibration and Shock, 2021, 40(11): 70-77. (in Chinese))
- [21] 韩会龙, 张新春. 星形节点周期性蜂窝结构的面内动力学响应特性研究[J]. 振动与冲击, 2017, 36(23): 223-231. (Han H L, Zhang X C. In-plane dynamics of periodic honeycomb structures with star-shaped nodes response characteristics research [J]. Vibration and Shock, 2017, 36(23): 223-231. (in Chinese))
- [22] Chung Kim Yuen S, Langdon G S, Nurick G N, et al. Response of V-shape plates to localised blast load: Experiments and numerical simulation [J]. Int J Impact Eng, 2012, 46: 97-109.
- [23] Lee S, Barthelat F, Hutchinson J W, et al. Dynamic failure of metallic pyramidal truss core materials-Experiments and modeling [J]. Int J Plast, 2006, 22(11): 2118-2145.
- [24] 胡年明, 陈长海, 侯海量, 等. 高速弹丸冲击下复合材料层合板损伤特性仿真研究[J]. 兵器材料科学与工程, 2017, 40(3): 5. (Hun N M, Chen C H, Hou H L, et al. Simulation study on damage characteristics of composite laminates under high-speed projectile impact [J]. Weapon Materials Science and Engineering, 2017, 40(3): 5. (in Chinese))
- [25] Khan S H, Sharma A P, Kitey R, et al. Effect of metal layer placement on the damage and energy absorption mechanisms in aluminium/glass fiber laminates [J]. International Journal of Impact Engineering, 2018, 119(09): 14-25.
- [26] 邹广平, 梁正, 吴松阳, 等. 爆炸荷载下陶瓷颗粒增强聚氨酯复合材料动态响应数值分析[J]. 爆炸与冲击, 2023, 43(07): 96-106. (Zou G P, Liang Z, Wu S Y, et al. Numerical analysis of dynamic response of polyurethane composites reinforced with ceramic particles under blast loading [J]. Explosion and Shock, 2023, 43(07): 96-106. (in Chinese))
- [27] 李哲. 冲击波和破片群联合作用下高强聚乙烯/泡沫铝/碳化硅陶瓷夹芯复合结构防护机理研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2020. (Li Z. Research on the Protection Mechanism of High-strength Polyethylene/Aluminium Foam/Silicon Carbide Ceramic Sandwich Composite Structure Under the Joint Action of Shock Wave and Fragmentation group [D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2020. (in Chinese))

Dynamic Response Characteristics of Laminated Composite Sandwich Structures under Airborne Explosive Loads

Jiayuan Luo Yongsen Fu Zhelun Chen Shiyue Li Jialin Wang

(School of Electromechanical and Vehicle Engineering, Chongqing Jiao tong University, Chongqing, 400074)

Abstract To improve blast and impact resistance of sandwich structures, this study introduces a composite sandwich structure comprising a re-entrant (RE) negative Poisson's ratio core, polyethylene (PE) fibers, and silicon carbide (SiC) ceramics. Utilizing the coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) algorithm within ABAQUS, the dynamic response of this structure under explosive loading was simulated, assessing the impact of various core layer configurations on protective performance through structural deformation mechanisms, velocity response features, and energy absorption capacities. At equivalent areal densities, the incorporation of ceramic and polyethylene layers led to reductions in upper and lower panel deformations by up to 53% and 5.7%, respectively, relative to an RE-only sandwich layer. Notably, a core configuration of SiC-PE-RE optimized interlaminar load distribution, minimizing lower panel deformation; an increase in panel support strength correspondingly reduced panel velocities. Positioning the SiC and PE layers at the upper and middle core layers, respectively, achieved peak reductions in upper and lower panel deformations by 18.84% and 16%, compared to the RE sandwich layer, exhibiting the most rapid rate of decay. Conversely, positioning the RE layer at the upper core resulted in augmented local deformations, leading to localized crushing failures in the PE and SiC layers, thereby maximizing the energy-absorption increment by up to 14%.

Key words composite sandwich, airburst shock wave, dynamic response, energy absorption characteristics