

落锤冲击下叠层铝板的动态响应

周贻来^{1,2}, 赵振宇^{1,2}, 任建伟^{1,2}, 边鹏³, 卢天健^{1,2}

(1. 南京航空航天大学 机械结构力学与控制国家重点实验室 南京 210016;

2. 南京航空航天大学 多功能轻量化材料与结构工信部重点实验室 南京 210016;

3. 中国重型汽车集团有限公司应用工程开发中心 济南 250117)

摘要: 叠层金属板作为一种新型抗冲击结构日益受到国内外关注。首先通过落锤冲击试验,研究了叠层铝板的变形以及对冲击物加速度的影响,对比了其与相同面密度单层铝板动态结构响应的异同。随后采用动态非线性有限元方法,对叠层铝板的落锤冲击试验进行了仿真计算,且仿真结果与试验吻合良好。结果表明:受到相同冲击载荷时,与单层板相比,多层叠层板可大幅降低加速度峰值,对冲击物(锤头)的缓冲效果更佳,起到更好的保护作用;叠层板在冲击点处的最大位移大于相同面密度单层板的最大位移,且随着总厚度(叠层数)的增加,差值逐渐增大;叠层板的层间摩擦因数显著影响其背凸位移,摩擦因数很小或很大时,背凸位移均减小。

关键词: 叠层铝板; 落锤冲击; 动态响应; 数值仿真

中图分类号: TH212; TH213.3

文献标志码: A

DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2022.15.030

Dynamic response of laminated aluminum plate under falling hammer impact

ZHOU Yilai^{1,2}, ZHAO Zhenyu^{1,2}, REN Jianwei^{1,2}, BIAN Peng³, LU Tianjian^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Mechanics and Control of Mechanical Structures, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China; 2. MIIT Key Laboratory of Multifunctional Lightweight Materials and Structures,

Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China;

3. Application Engineering Center, China National Heavy Duty Truck Group Co., Ltd., Jinan 250117, China)

Abstract: As a new type of anti-impact structure, laminated metal plates receive more and more attentions at home and abroad. Here, firstly, through falling hammer impact tests, deformation of laminated aluminum plate and its effects on acceleration of impact object were studied, and similarities and differences between laminated aluminum plate and single-layer aluminum plate with the same area density were compared. Then, the dynamic nonlinear finite element method was used to simulate falling hammer impact tests of laminated aluminum plate, and the simulation results agreed well with actual test ones. The results showed that under the same impact load, compared with single-layer plate, multi-layer laminated plate can greatly reduce peak acceleration, have better cushioning effect on hammer head and better protect it; the maximum displacement of laminated plate at impact point is larger than that of single-layer plate with the same area density, and the difference gradually increases with increase in total thickness or number of laminations; interlayer friction coefficient of laminated plate significantly affects its back convex displacement; when friction coefficient is very small or very large, its back convex displacement decreases.

Key words: laminated aluminum plate; falling hammer impact; dynamic response; finite element simulation

近年来,随着我国机动车保有量的持续增长,交通事故发生率居高不下,位居世界前列^[1-2],且全世界每年因道路交通事故而死亡/受伤的人数分别超过 50

万/1 000 万^[3]。在交通事故中受伤的人员,可分为车外行人和车内乘员两大类。行人的损伤是车辆对人体的直接撞击而造成^[4]。相较而言,车内乘员的损伤机理更加复杂,影响因素较多,车辆的变形程度以及人体因剧烈撞击而受到的冲击加速度是其中的两个关键参数。根据作用在人体的时间,加速度可分为持续性加速度和冲击性加速度:作用时间大于 1 s 为持续性加速度,作用时间小于 1 s 为冲击性加速度。汽车碰撞所产

基金项目: 国家自然科学基金(11972185; 12002156; 12072250); 中国博士后科学基金(2020M671473)

收稿日期: 2021-04-13 修改稿收到日期: 2021-07-07

第一作者 周贻来 男 硕士生,1995 年生

通信作者 赵振宇 男 博士 副研究员,1986 年生

生的加速度多为冲击性加速度,其作用主要呈现为人体组织或器官的动态生物力学响应:动态冲击载荷随时间变化超过一定极限时会引起器质性损伤,如骨折、脏器挫伤/撕裂、出血和肌肉撕拉伤^[5],且乘员头部和颈部也可能由于承受过大的加速度峰值而损伤^[6]。因此,设计优化头盔时,乘员头部的加速度峰值始终是其中一项重要的评价指标:研究发现,在头盔中填入特殊设计的蜂窝铝结构可明显降低撞击时头部(大脑)受到的加速度峰值^[7]。

此外,汽车相容性是指汽车在发生碰撞时保护自己的乘员,同时也保护对方车辆内乘员的能力。当双方车辆乘员的伤亡率和死亡人数都很低时,这两辆车才具有好的相容性^[8-9]。可见,碰撞发生时,不仅需要降低己方车辆的加速度,还需降低对方车辆的加速度。因此,大力开展车辆结构的多功能轻量化设计,使其不仅吸收更多的碰撞能量,同时也降低双方车辆的加速度峰值,进而对乘员起到更好的保护作用,是今后的发展趋势。

金属叠层板(壳)结构是近年来出现的一种新型抗冲击结构。Ahmad等^[10]探究了空爆载荷下单层板与双层叠层板的动态响应,结果表明叠层板出现了更大的中点位移。而在相同的近距空爆载荷工况下,与同厚度单层板相比,虽然叠层板的中点挠度较大,但变形吸能也较大,尤其是极限应变状态下的变形吸能远大于单层板^[11]。Rezasefat等^[12]研究了在多次脉冲载荷加载下,不同材料混合的叠层板的动态响应,发现由钢层和铝层组成的叠层板相对于其他组合有更优的结构性能。也有学者探究了靶板叠层顺序对TC4钛合金抗弹体冲击性能的影响,发现软板在前硬板在后的叠层顺序抗冲击性能优于相反的叠层顺序^[13]。

早期试验表明,金属叠层板在局部冲压过程中经受拉伸变形的区域明显大于单层金属板,相同面密度前提下,以多层薄板代替单层板可提高结构的整体冲击耗能^[14]。以上研究表明,金属叠层板的吸能特性是其可应用于车辆设计的一大优势。但目前已有的有关叠层铝板动态响应的论文主要探究的是叠层结构自身的响应,如变形、吸能等,这些已有的工作均未考虑叠层结构对冲击物的影响。此外,该类论文多以结构的最终形貌为基础开展研究与讨论,缺乏对叠层结构响应过程的研究。

本文通过落锤冲击试验,结合有限元数值仿真,既探究叠层结构自身的响应,也探究叠层结构对冲击物(即锤头)的影响,同时得到了叠层结构的最终形貌和响应过程。此外,文中对比分析了不同层数的叠层铝板与相同面密度的单层铝板的动态结构响应,重点考察金属叠层板对锤头加速度的影响,及两种结构动态

响应的异同。

1 落锤冲击试验

1.1 试验装置

本次试验采用的设备为CEAST9350落锤试验机,如图1所示。撞击试样的冲击器是一个半球形的锤头,其直径为16 mm,总质量为5.277 kg(包括锤头与连接锤头的十字架的质量)。仪器自带的防回弹系统可避免锤头对样件的二次冲击。在锤头上设置一个最大承载力为22.4 kN的压电式力传感器,采集试验过程中锤头的受力数据。

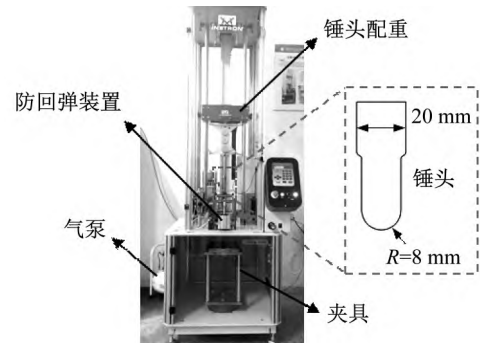


图1 落锤试验装置

Fig. 1 Set-up of drop-hammer test

1.2 试验规划

试验样件为AL6063-T6铝板,采购自易迈铝业(江苏)集团有限公司。样件长宽尺寸为254 mm×254 mm,其上钻有周期排布的16个圆孔(直径10 mm),便于与夹具连接,其平面尺寸见图2中实线。样件厚度分别取为1 mm、2 mm、3 mm、4 mm、8 mm。压板的长宽尺寸与样件尺寸相同,但在其中心部位挖出一个方形孔,如图2中虚线所示。由于压板的约束作用,样件的实际有效面积为180 mm×180 mm。样件、压板与夹具的安装位置如图3所示,试验时将铝板水平放置在夹具底板之上,然后用压板固定。压板与夹具底板之间用16枚螺栓连接,以此模拟样件四边固支的边界条件。试验中,通过赋予锤头不同的冲击能量得到不同的锤头撞击速度。

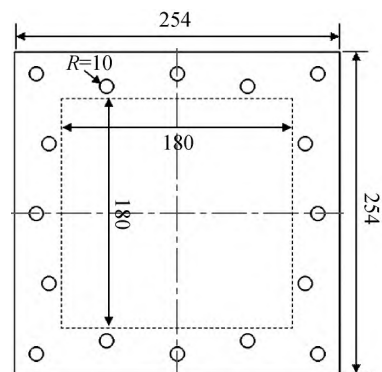


图2 样件与压板的平面尺寸(mm)

Fig. 2 Geometrical dimensions of sample and press plate (mm)

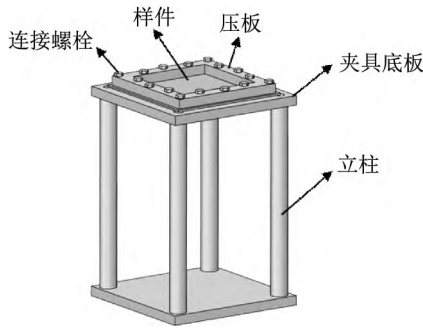


图 3 样件与夹具安装示意图

Fig. 3 Schematic of sample and supporting structure

试验共分为 8 组, 分别编号为 SH 和 LH, 其中: S 代表单层板; L 代表叠层板; H 代表样件的总厚度。在所有叠层结构中, 每个单层薄板的厚度相同, 均为 1 mm。冲击试验过程中, 为了保证单位厚度的铝板获得相同的能量, 需要在冲击不同厚度的样件时赋予锤头不同的冲击能量, 具体试验设置如表 1 所示。试验过程中, 叠层板的层间未做预先处理, 均为自由接触。为消除偶然误差, 8 组试验每组重复 3 次, 且每组重复试验的试验条件保持相同。

表 1 样件编号与试验条件

Tab. 1 List of samples and test conditions

样件编号	样件类型	样件层数	总厚度/mm	冲击能量/J	冲击速度/(m·s ⁻¹)
S2	单层板	1	2	40	3.89
S3			3	60	4.88
S4			4	80	5.51
S8			8	160	7.68
L2	叠层板	2	2	40	3.89
L3			3	60	4.88
L4			4	80	5.51
L8			8	160	7.68

2 理论计算

针对叠层金属板在冲击载荷下的力学响应, 目前还没有相关理论模型。但 Jones 等^[15] 给出了单层矩形方板受到冲击后, 板中心点永久变形挠度的理论计算公式。该理论假定冲击质量块是刚体, 冲击面较钝; 相较于板的尺寸, 冲击面的尺寸可忽略不计; 板材为理想刚塑性。理论计算模型如图 4 所示, 矩形板厚 H , 长宽分别 $2L$ 和 $2B$, 四周固支, 受到一个质量为 G , 速度为 v_0 的刚性物体的冲击。

基于图 4 所示的理论模型, 单层板在冲击点处的最终变形挠度可由式(1)求得

$$\frac{W_f}{H} = \frac{(1+m)}{2} \left[\sqrt{1 + \frac{12\beta\Omega\gamma(1+6\gamma)}{(1+\beta^2)(1+m)^2(1+3\gamma)^2}} - 1 \right] \quad (1)$$

式中: $\beta = \frac{B}{L}$; $\gamma = \frac{G}{4\mu BL}$; $\Omega = \frac{Gv_0^2}{4\sigma_0 H^3}$; σ_0 为板材的屈服强度; m 为与板边界条件有关的系数, 简支边界时 $m = 0$, 固支边界条件时 $m = 1$ 。本文中的样件均为方板, 即 $B = L$, 且采用固支边界, 故其最终变形挠度可简化为

$$\frac{W_f}{H} = \left[\sqrt{1 + \frac{3\Omega\gamma(1+6\gamma)}{2(1+3\gamma)^2}} - 1 \right] \quad (2)$$

式中 μ 为单位面积的板质量。

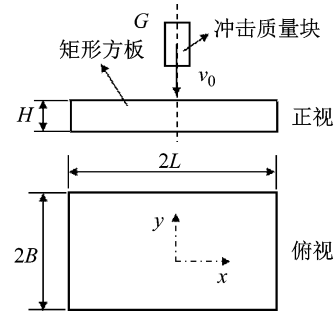


图 4 理论计算模型

Fig. 4 Theoretical model

3 有限元数值仿真

3.1 有限元模型

采用动态非线性有限元软件 ABAQUS 对冲击试验进行数值仿真。仿真计算中, 按 1:1 比例全尺寸建模, 如图 5 所示。忽略锤头与夹具的变形, 故锤头与夹具采用离散刚体建模, 并赋予锤头质量 5.277 kg。锤头的轴线垂直于样件, 且位于样件中心正上方。叠层板各层之间以及锤头与板之间设置通用接触, 避免在模拟冲击的过程中相互穿透。参考机械设计手册中的数据, 计算时取摩擦因数为 0.3。

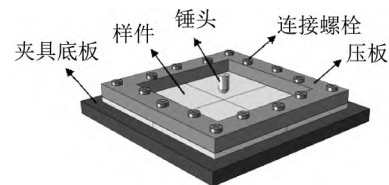


图 5 有限元计算模型

Fig. 5 FEM simulation model

仿真计算中, 给锤头施加一定的初速度后, 锤头匀速撞击试样。撞击过程中, 锤头的速度不断衰减, 最后反弹回去, 完成撞击。值得注意的是, 由于对锤头采用了刚体建模, 在设置初速度时仅需在锤头上建一个参考点, 并将初速度赋在该参考点上即可。

3.2 材料模型

落锤冲击试验具有非线性、大变形的特点, 冲击过程中的材料动态响应复杂, 因此铝板材料采用包含应变率强化效应的 Johnson - Cook 动态本构模型, 即

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right]$$

式中: A 为参考温度和参考应变率下的初始屈服应力; B 为材料应变硬化模量; n 为硬化指数; C 为材料应变率强化参数; m 为材料热软化参数; $\dot{\varepsilon}$ 为应变率; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率; T_r 为参考温度, T_m 为熔化温度。本文中 AL6063 各材料参数均取自朱浩等^[16]所做的工作, 其具体取值如表 2、表 3 所示。

表 2 AL6063 材料参数

Tab. 2 Material parameters of AL6063

材料	$\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E / MPa	ν
AL6063	2 700.00	70.00	0.33

表 3 AL6063 动态材料参数

Tab. 3 Dynamic constitutive parameters of AL6063

J-C 参数	A / MPa	B / MPa	n	C	m
数值	176.45	63.99	0.07	0.003 6	0

3.3 网格划分

样件的形状规整, 故选择三维实体六面体八节点线性缩减单元 (C3D8R) 进行网格划分。锤头为离散刚体, 且为壳单元, 故选择的单元类型为 R3D4。以单层 2 mm 铝板为例, 对样件面内网格大小进行无关性分析, 见图 6。分别取面内网格尺寸 c 为 1 mm 2 mm 3 mm 4 mm, 取纵向网格尺寸为 0.5 mm, 比较冲击反面的最终挠度, 图 7 给出由此得到的面内网格无关性分析结果。

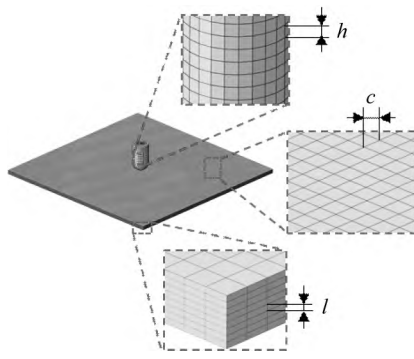


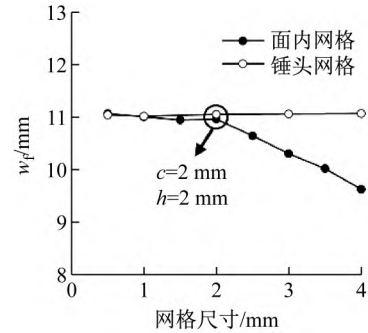
图 6 有限元网格划分

Fig. 6 Schematic of finite element meshing

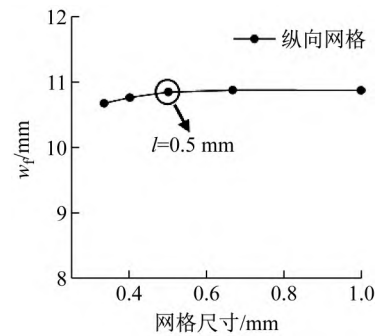
图 7 (a) 给出的结果表明, 面内网格尺寸在 2 mm 及以下时, 挠度的数值计算结果趋于稳定。考虑到计算效率, 本文选用 2 mm 为面内网格尺寸。固定面内网格尺寸为 2 mm, 进一步对样件纵向网格大小进行无关性分析: 分别取纵向网格尺寸为 0.3 mm 0.4 mm 0.5 mm 0.7 mm 1 mm, 冲击反面的最终挠度如图 7 (b) 所示。可见, 纵向网格尺寸为 0.5 mm 时, 挠度结果基本趋于稳定。考虑到计算效率和叠层板划分纵向网格的便捷性, 取纵向网格尺寸为 0.5 mm。此外, 为进一步提高计算效率, 网格划分由边界向中心偏轴布种, 板中心冲击区域网格较密, 边界区域相对稀疏。

确定好面内与纵向网格尺寸后, 对锤头进行网格无关性分析。分别取锤头网格尺寸 h 为 0.5 mm, 1

mm 2 mm 3 mm 进行仿真计算, 冲击反面的最终挠度如图 7 (a) 所示。结果表明, 锤头网格尺寸的大小对冲击点位移的影响可忽略不计。综合考虑, 本文选用 2 mm 为锤头的网格尺寸。



(a) 面内网格与锤头网格



(b) 纵向网格

图 7 网格无关性分析结果

Fig. 7 Mesh independence analysis results

4 结果比较

4.1 试验结果

图 8 分别给出各组试验样件受冲击后的背面变形模式。由于样件数较多, 每组试验仅展示一个典型的样件变形模式。落锤冲击下, 各样件的冲击反面出现明显背凸, 但未出现穿透或断裂。背凸变形从中心向四周逐渐扩展, 无明显的塑性铰, 且背凸区域以外的变形较小。对比两者的变形模式发现, 叠层板的中心变形区域明显大于单层板。为观察样件受冲击处所形成凹坑的侧面轮廓, 取 S4, S8, L4, L8 4 组试验的样件, 采用线切割方法将样件对半切开, 变形情况如图 9 所示。

比较图 9 中的变形模式, 发现各组试验样件的变形模式基本相同, 即在中心区域形成一个凹坑, 且变形主要集中于中心区域, 远离中心区域处的变形很小。与相同面密度的单层铝板相比, 叠层铝板在冲击点处凹坑的深度与直径明显较大。

图 10 给出试验过程中测得的锤头位移与反力的时程曲线, w_h 代表锤头的位移, w_b 为板背面背凸的挠度, F_h 为锤头所受的反力。与图 10 的曲线相对应, 表 4 给出具体数值; 其中, 剔除由某些偶然误差导致的偏差较大的重复试验数据, 剩余数据取平均值。

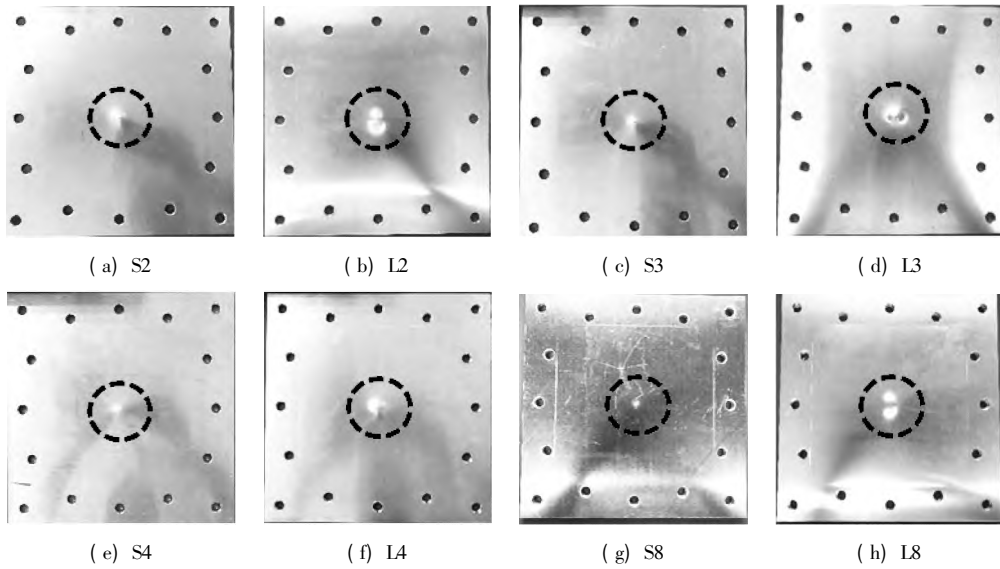


图 8 落锤冲击后的靶板背凸变形

Fig. 8 Convex deformation mode of target plate upon drop-hammer impact loading

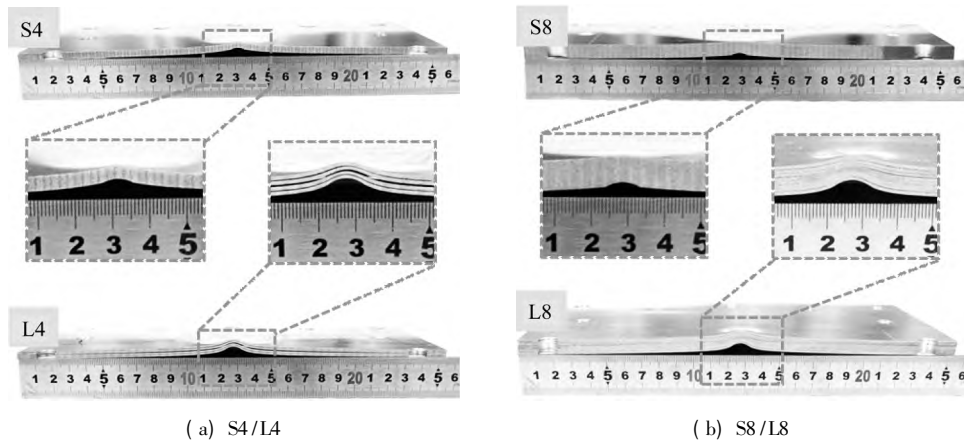


图 9 靶板剖面变形

Fig. 9 Deformation of the target profile

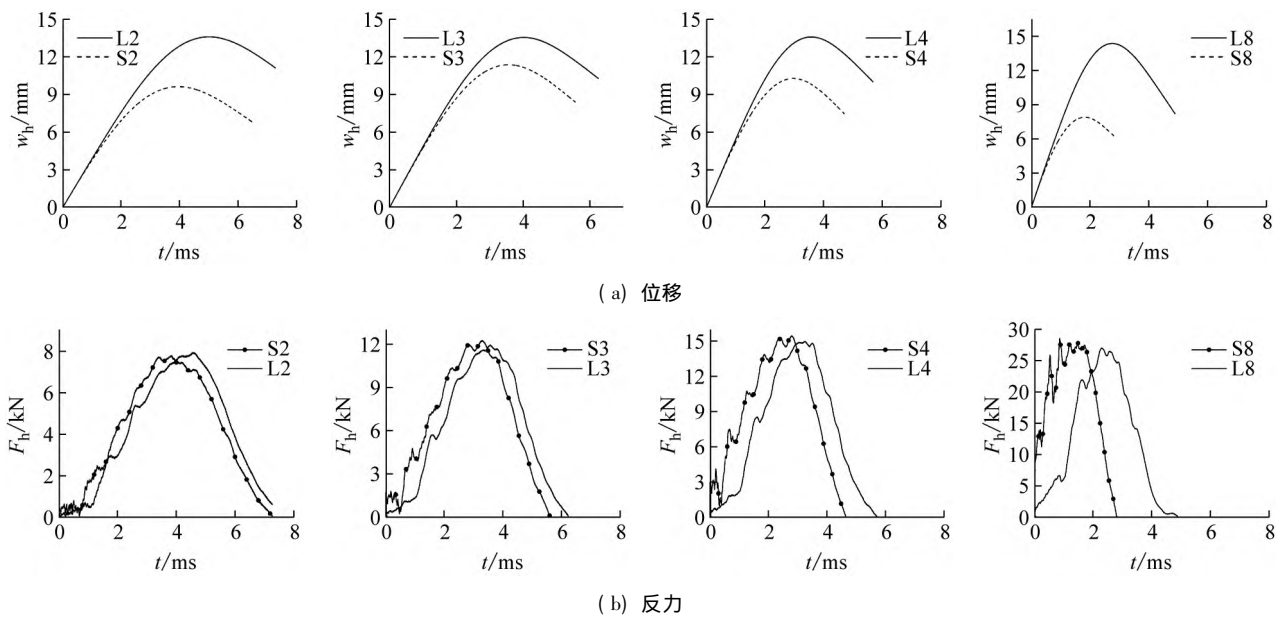


图 10 锤头位移和反力的时程曲线

Fig. 10 Hammer head displacement and reaction force plotted as functions of time

表4 落锤冲击试验结果比较

Tab. 4 Comparison of drop-hammer test results

试验编号	总厚度 H/mm	冲击速度 $v/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	锤头峰值位移 w_b/mm	背面最终挠度 w_b/mm	锤头最大反力 F_b/kN
S2	2	3.89	12.08	9.4	7.76
S3	3	4.88	11.36	8.3	12.24
S4	4	5.51	10.26	7.1	15.45
S8	8	7.68	7.92	4.2	28.55
L2	2	3.89	13.49	9.2	7.91
L3	3	4.88	13.75	9.5	11.93
L4	4	5.51	13.75	7.9	14.99
L8	8	7.68	14.53	7.2	27.05

从锤头位移时程曲线可见,在落锤冲击的初始阶段($<1\text{ s}$),无论是单层还是叠层板,锤头位移基本保持一致;随后($>1\text{ s}$),冲击叠层板的锤头位移继续增大,且超过冲击单层板锤头的位移增幅。达到最大位移后,锤头开始反弹,位移逐渐减小。达到最大位移之前,锤头与样件始终保持接触,故其峰值位移也可视为样件在冲击点处的最大位移。从表4可见,叠层板的最大位移均大于单层板:相较于相同面密度的单层板,2 mm 3 mm 4 mm 8 mm 厚叠层板的最大位移增大了11.68% 21.04% 34.02% 83.46%。此外2 mm厚叠层板冲击反面背凸的最终位移与相同面密度单层板基本相同,但随着总厚度(即叠层层数)的增加,叠层板冲击反面背凸的最终位移大于单层铝板,且随着总厚度的增加,两者差距逐渐加大。

不同于位移与速度曲线,锤头的反力曲线波动较大。Wang等^[17]认为,锤头由上至下加速到一定的速度并与样件开始接触时,锤头与试样的接触力迅速增加并达到一个峰值。该接触力会引发样件和锤头的激烈振动,两者间的接触面积相应变化,导致冲击力发生上下波动。在冲击的初始阶段,锤头与样件相互接触并一起向下运动,此时反力逐渐增大,直至锤头实现峰值位移。之后,锤头与样件一起开始反弹,但锤头的反弹速度大于后者,两者的接触面积减小,接触力相应减小。如图10(b)所示,叠层板与单层板的反力峰值相差不大,但前者的反力峰值较单层板右移,即冲击单层板锤头的反力峰值更早到来,这主要是因为叠层板的抗弯刚度远小于单层板。

4.2 试验与理论结果比较

采用简化的理论模型,即式(2),计算单层均质方板在质量块冲击下的最终变形挠度。表5对比了理论预测与试验结果。相较于试验结果,理论预测偏小,误差在34%~40%。

从理论模型的适用性出发,造成理论计算结果小于试验结果的原因,主要是在理论中不考虑冲击物尺

寸的影响,即相较于板的宽度,冲击面尺寸可忽略不计。而试验中使用的是半球形的锤头,相较于板的尺寸,锤头尺寸的影响不可忽略。由此导致在理论中板的板的变形如图11中所示,由冲击点到边界处,板的挠度呈线性变化。但在试验中锤头造成了板受冲击区域材料的塑性流动,产生了较大的局部变形,使得试验结果偏大,造成了试验结果与理论结果的误差。

表5 背凸变形试验与理论结果比较

Tab. 5 Comparison of experimental and theoretical results for mid-point displacement on back face of monolithic plate

试验编号	试验结果/mm	理论预测/mm	误差/%
S2	9.4	5.72	39.15
S3	8.3	5.18	37.59
S4	7.1	4.42	37.75
S8	4.2	2.76	34.29

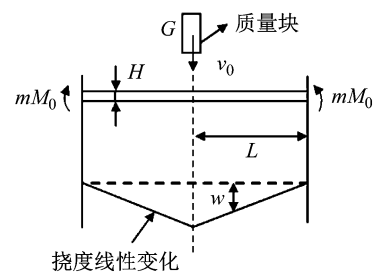


图11 样品理论变形

Fig. 11 Theoretical deformation of sample

而板在受冲击区局部变形的大小主要和压头下材料的塑性流动以及此区域的抗剪能力有关。对于较厚的板样件,压头下材料的塑性流动更为突出,使得局部变形较大,但是与较薄的板样件相比,其抗剪能力更强,使得局部变形较小。在这两个因素的共同影响下,使得较厚的板样件试验与理论的误差比薄板样件小,更适用于理论模型。

4.3 试验与有限元结果比较

4.3.1 变形模式比较

图12对比了4种类型样件的试验与仿真变形模式,其中每幅图中上方是仿真变形,下方是试验变形。试验中样件的变形模式与仿真中基本一致:在锤头冲击区域有明显变形,即在冲击点处形成凹坑,在冲击反面形成凸起;在板边缘区域变形很小,未出现撕裂等破坏模式。

4.3.2 位移结果比较

根据数值仿真结果,图13展示了4种类型样件在冲击结束后的位移云图,包括冲击面与冲击反面。在样件S4与L4中,叠层板的变形区域明显大于单层板,且变形区域呈现方形,这主要是由于变形增大后固支边界的约束而导致的。在模型S8与L8中,变形区域基本一致,均呈圆形向外分布。

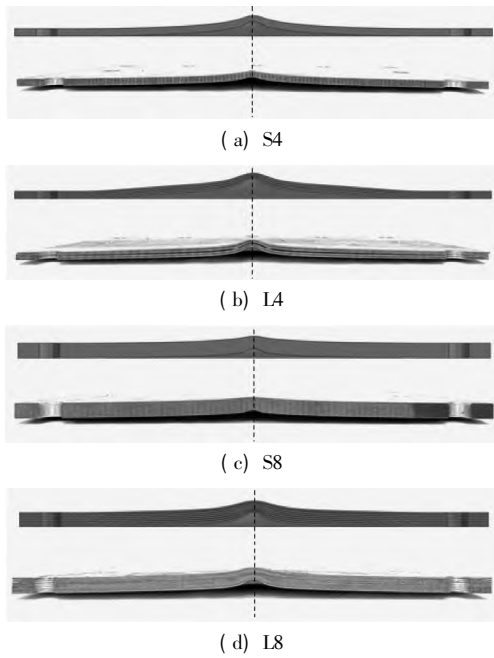


图 12 变形模式比较

Fig. 12 Comparison of experimentally measured and numerically simulated deformation modes

在试验结果中提取锤头的峰值位移,同时测量样件冲击反面凸起最高点的位移,并与仿真结果比较,结果如表 6 与表 7 所示。与试验结果相比,仿真误差均在 10% 以内。对比误差结果,发现与单层板相比,叠层板的误差更大一些,这可能是由于叠层板模型中涉及的界面接触较多,对仿真结果有一定影响。

表 6 锤头峰值位移试验与仿真结果比较

Tab. 6 Comparison between experimental and simulation results for peak displacement of drop-hammer head

试验编号	试验结果/mm	仿真结果/mm	误差/%
S2	12.08	12.07	0.08
S3	11.36	11.46	-0.88
S4	10.26	10.40	-1.36
S8	7.92	7.13	9.97
L2	13.49	13.03	3.14
L3	13.75	13.44	2.25
L4	13.75	13.28	3.42
L8	14.53	13.48	7.16

表 7 背凸最终挠度试验与仿真结果比较

Tab. 7 Comparison between experimental and simulation results for final deflection of back convex

试验编号	试验结果/mm	仿真结果/mm	误差/%
S2	9.3	8.86	4.73
S3	8.3	8.14	1.93
S4	7.1	6.86	3.38
S8	4.2	3.84	8.57
L2	9.4	10.01	-6.49
L3	9.5	10.14	-6.74
L4	7.9	7.12	9.87
L8	7.2	6.62	8.06

4.3.3 反力结果比较

在试验与仿真结果中分别提取出锤头的反力时程曲线进行比较,见图 14。图 14 中:L4、L8 两组样件的试验与仿真结果在整个冲击过程中都吻合的较好。对样件试验 S4 和 S8 而言,仿真反力峰值与试验反力峰值存在一定差异,取波峰波谷的平均值后,两者差值约为 9.5%。

综上,本文试验条件下,仿真与试验结果吻合较好,故可用有限元仿真探索试验过程中的一些瞬时现象,以及研究本次试验未考虑的其他情形。

5 结果讨论

5.1 板变形挠度

单层板与叠层板冲击点处的最大位移比较如图 15 (a) 所示。相同冲击能量下,叠层板在冲击点处的峰值位移均大于单层板,且随着叠层数的增加,差距增大。单层板与叠层板在冲击反面的最终挠度比较如图 15 (b) 所示。样件 S2 冲击反面的最终挠度与样件 L2 基本

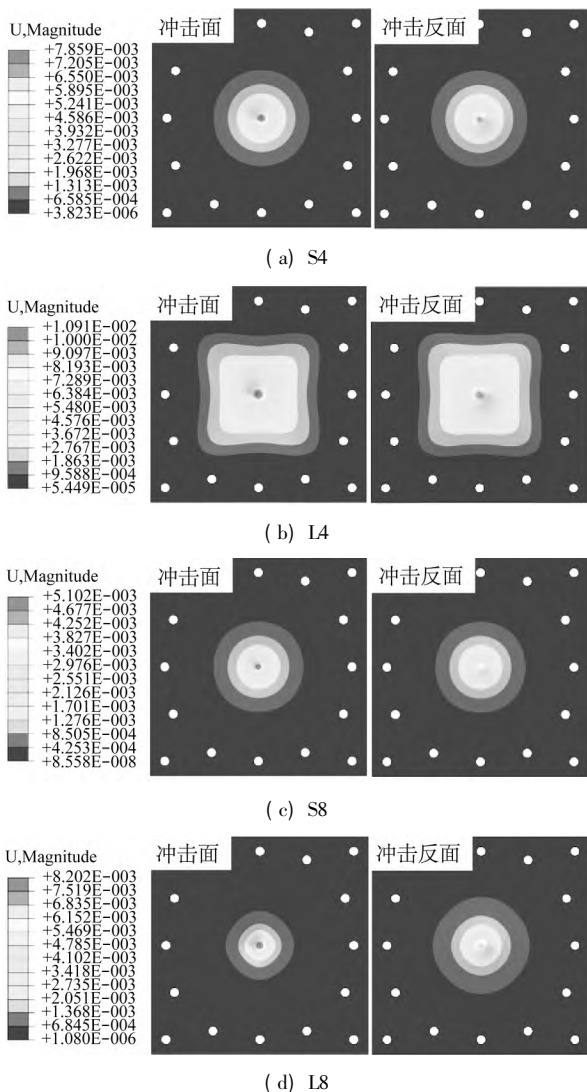


图 13 仿真位移云图

Fig. 13 Numerically simulated displacement nephogram

相同。同样的,随着总厚度/叠层层数地增加,叠层板冲击反面最终位移大于单层板,且差距逐渐加大。

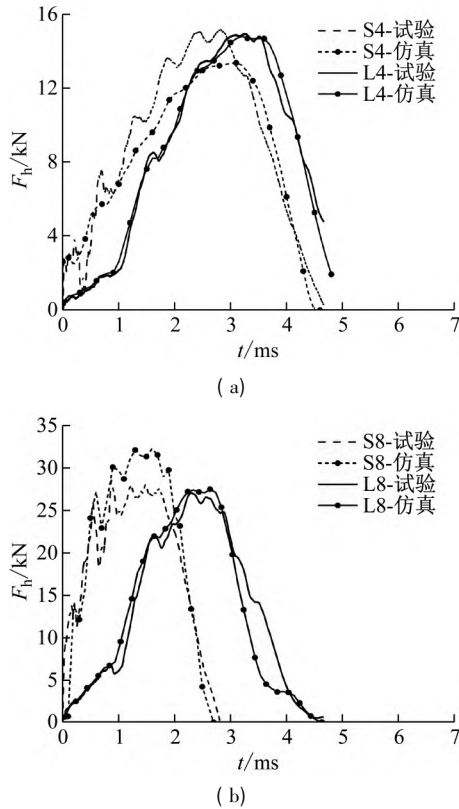


图 14 锤头反力的试验与仿真结果比较

Fig. 14 Comparison between experimental and simulation results for drop-hammer reaction force during impact

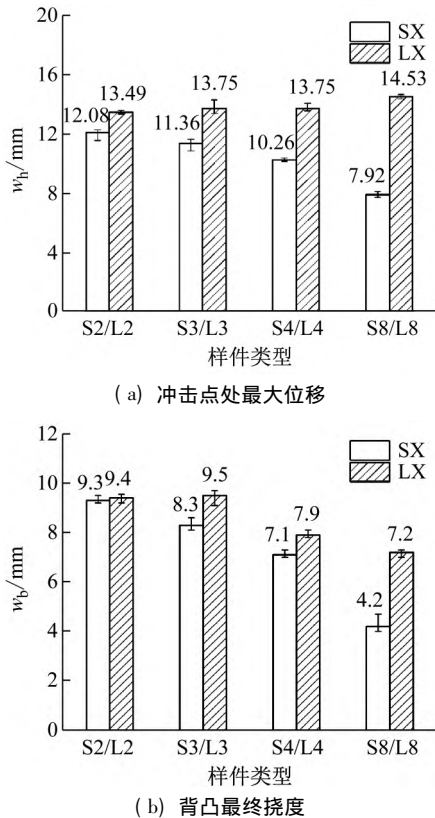


图 15 单层板和叠层板变形挠度比较

Fig. 15 Comparison between monolithic and laminated plates

上述现象的出现主要是由于叠层板与单层板抵抗

变形的机理有所不同。依照弹性力学,板分为厚板、薄板及薄膜。设方板的高度为 H , 边长为 B , 则当 $\frac{H}{B} > (\frac{1}{5} \sim \frac{1}{8})$ 时为厚板; 当 $(\frac{1}{80} \sim \frac{1}{100}) \leq \frac{H}{B} \leq (\frac{1}{5} \sim \frac{1}{8})$ 时为薄板; 当 $\frac{H}{B} < (\frac{1}{80} \sim \frac{1}{100})$ 时为薄膜。薄膜抗弯扭的能力很低, 可认为其抗弯刚度为零, 主要依靠薄膜拉伸抵抗变形。本文中 1 mm 厚的方板, 其 $\frac{H}{B} = \frac{1}{180}$, 属于薄膜。2 mm 的方板, 其 $\frac{H}{B} = \frac{1}{90}$, 位于薄板和薄膜的交界处, 其他厚度的样件均归属于薄板。本文中的叠层铝板每层厚度均为 1 mm, 因此可看做是由多层薄膜组成。故与相同面密度的单层铝板相比, 其抗弯刚度大大降低, 抵抗变形的能力减弱。同时, 叠层铝板层间未做处理, 只有摩擦力, 故其抗剪能力远小于单层铝板。

因此, 叠层铝板在变形初始便直接进入薄膜拉伸状态, 而单层铝板在初始阶段依靠抗弯刚度抵抗变形, 变形达到一定程度后才进入薄膜拉伸状态。试验中, 样件 S2 与 L2 都主要依靠薄膜拉伸抵抗变形, 故在冲击能量相同的情况下, 冲击反面中心点的最终位移基本相同。而对于样件 S3/S4/S8 与 L3/L4/L8, 前者依靠抗弯刚度和大变形膜力共同抵抗变形, 后者主要依靠薄膜拉伸抵抗变形, 故单层板抵抗变形的能力更强, 其在冲击反面中心点的最终位移小于叠层板, 且随着叠层数的增加, 差异更加明显。

以下通过仿真计算来比较单层板与叠层板的抗弯刚度。在之前仿真计算的基础上, 改变锤头的加载方式, 采用静态隐式分析, 给锤头施加恒定的位移。在计算结果中得到锤头的反力-位移曲线。据刚度的定义, 即材料或结构在受力时抵抗弹性变形的能力, 为方便比较, 在这里我们简单定义板的刚度为产生单位变形时所需要的力。故在锤头的反力-位移曲线中, 截取弹性段, 求出斜率, 即可得到单层板与叠层板的刚度, 结果如图 16 中所示。可以看到 4 种类型样件中, 单层板的刚度均远大于叠层板, 且随着叠层数的增大, 两者差值也逐渐增大。

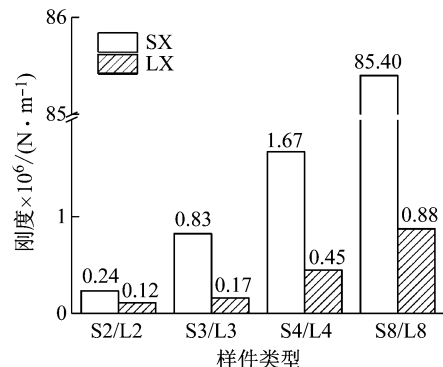


图 16 单层板与叠层板的刚度

Fig. 16 Stiffness of monolithic and laminated plates

5.2 锤头加速度

从仿真结果中提取锤头的加速度时程曲线,增加了 6 mm 和 10 mm 叠层板与单层板算例,结果如图 17 所示。图 17 中,当加速度达到峰值时,锤头速度降为零,锤头随后开始回弹。到达加速度峰值以前,相较于单层板,叠层板显著降低了锤头加速度,且随着叠层层数的增加,降幅增大;此外,叠层板延缓了锤头加速度峰值的到达时间。基于加速度时程曲线,提取锤头加速度峰值和锤头加速度峰值的到达时间,并计算单层板与叠层板的差值,结果如图 18 所示。结果显示,叠层板有延缓锤头加速度峰值到达时间的效果,且叠层数越多,效果越明显。当叠层数为 6 及以下时,锤头加速度峰值基本相同;当叠层数大于 6 时,冲击叠层板的锤头加速度峰值则明显低于单层板,其中当叠层数为 10 时,锤头加速度峰值降低了 29.7%。主因是叠层板对锤头加速度峰值到达时间的延缓效果。以 10 mm 板为例,图 19 结果表明,由于锤头的初速度相同,积分面积 $S_1 = S_2$,故锤头加速度峰值与其到达时间之间存在近似的反比例关系。当叠层数少时,叠层板对锤头加速度峰值的延缓效果很小,两者的锤头峰值基本相同。当叠层数较多时,叠层板对锤头加速度峰值的延缓效果明显增大,由于积分面积相同,故锤头加速度峰值明显小于冲击单层板锤头的加速度。因此,与单层板相比,多层叠层板对锤头的缓冲效果更好,且随着叠层数的增加,缓冲效果更加明显。

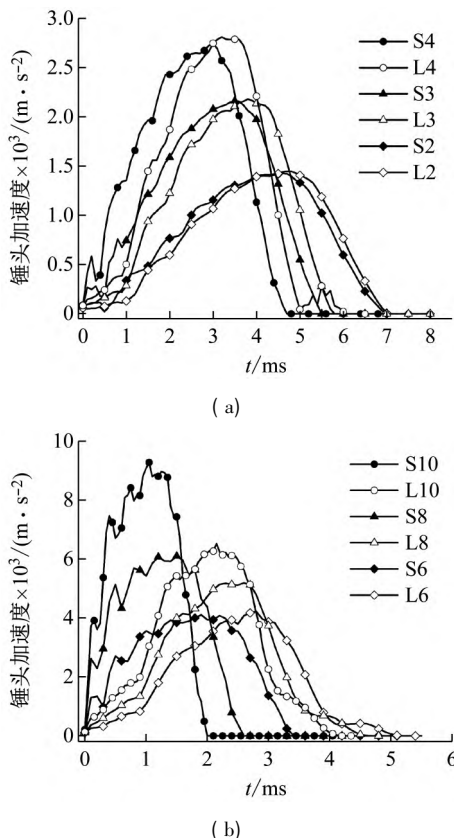


图 17 锤头加速度时程曲线

Fig. 17 Hammer acceleration plotted as a function of time

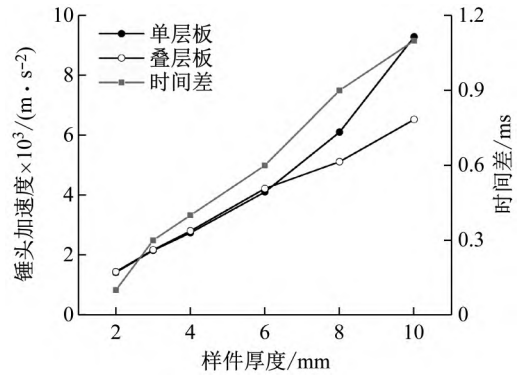


图 18 冲击不同厚度样件的锤头加速度峰值与加速度峰值到达时间差值

Fig. 18 Peak acceleration of hammer impacting a target plate of varying thickness, and time difference between peak arrivals

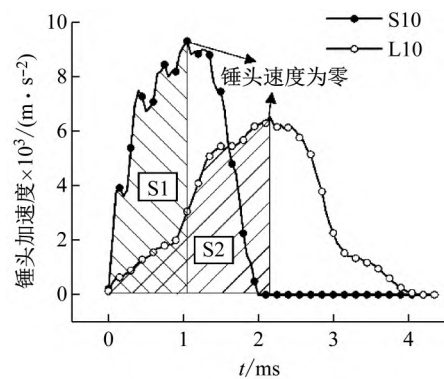


图 19 锤头加速度时程曲线

Fig. 19 Hammer acceleration plotted as a function of time

5.3 层间摩擦因数

本章考虑层间摩擦因数对叠层板冲击响应的影响。以 L3 型模型为例,在有限元计算中赋予层间不同的摩擦因数,比较冲击反面中心点的最大位移与最终位移,如图 20 所示。随着摩擦因数的增大,最大位移逐渐减小,主因有二:首先,摩擦因数增大后,层间摩擦力随之增大,层间剪力增大,进而导致叠层板的刚度增大,最大位移减小;其次,摩擦力增大后,板在变形过程中克服摩擦力做的功增加,故最大位移减小。

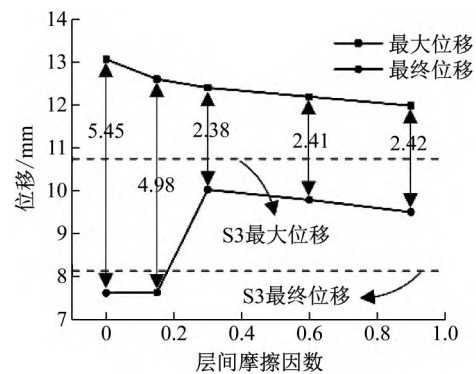


图 20 层间摩擦因数对 L3 型样件位移的影响

Fig. 20 Influence of interlayer friction coefficient on displacement of L3 sample

但是,最终位移的变化趋势有所不同。摩擦因数较小或较大时,最终位移均减小,导致最终位移出现了一个最大值。比较起见,图20中的虚线分别给出S3样件冲击反面凸起的最大位移与最终位移。对比S3单层板和L3叠层板的结果,发现调节层间摩擦因数可使叠层板的最终位移小于单层板。在最大值曲线右侧,即摩擦因数较大时,最终位移减小的原因与上文所讲的最大位移减小的原因相同。在最大值曲线左侧,我们提取了L3样件在层间摩擦因数为0.3时的变形模式,如图21所示,发现样件在变形回弹过程中发生了明显的层间滑移:摩擦因数的取值直接影响层间滑移,进而影响板的回弹。鉴于此,图20标注了最大值与最终值的差值,即板位移的回弹值:可见,随着摩擦因数的减小,回弹值逐渐增大。摩擦因数较小时,叠层板层与层之间的摩擦力较小,易发生滑移,样件回弹较大,导致最终位移减小;摩擦因数较大时,层间摩擦力增大,层间滑移困难,限制了样件的最大位移,故最终位移减小。

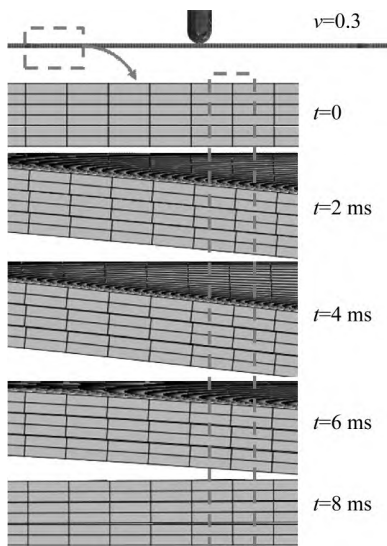


图21 L3型样件变形回弹过程

Fig. 21 Deformation and springback process of L3 sample

图22给出了L3样件仿真结果中不同层间摩擦因数对锤头加速度峰值的影响。可以看到随着层间摩擦因数的增大,锤头的加速度峰值也随之增大。

在图22中也给出了不同层间摩擦因数下锤头的峰值位移,发现两者变化趋势相反,即锤头的峰值位移随层间摩擦因数的增大而减小。由前段分析可知,随着层间摩擦因数的增大,层间滑移更困难,叠层板层间剪切刚度增大,因而使得锤头的位移峰值减小。由式 $v^2 = 2ax$, 其中: v 为锤头初速度; a 为锤头在向下冲击阶段的平均加速度; x 为锤头峰值位移。得到:在初速度相同时,锤头位移峰值,即 x 减小,使得锤头平均加速度 a 增大,故锤头减速到零即加速度达到峰值的总时长减小,由此导致叠层板对锤头的缓冲效果减弱。

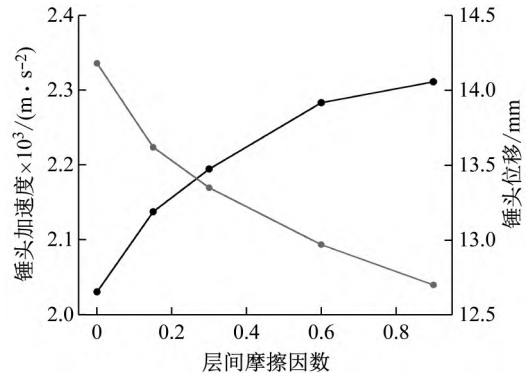


图22 层间摩擦因数对锤头加速度峰值及位移峰值的影响

Fig. 22 Influence of interlayer friction coefficient on acceleration and peak displacement of hammer

同时可以看到,锤头加速度峰值与位移峰值变化率的趋势基本一致,即随着层间摩擦因数的增大,变化率都逐渐减小。

5.4 能量分析

本章利用仿真结果分析模型的能量耗散。首先,提取模型的伪应变能与内能,即ABAQUS软件后处理中的ALLAE和ALLIE。计算发现伪应变能占内能的比例均小于5%,由此验证了仿真结果的合理性。其次,在结果中提取不同模型的塑性耗散能,即ALLPD,然后分别除以各自模型的质量,得到模型单位质量塑性耗散能,如图23所示。纵向比较而言,在4种类型样件中,单层板的单位质量塑性耗散能均大于叠层板,且随着板厚的增加,两者差值逐渐增大。横向比较发现,随着单层板厚度的增加,其单位质量塑性耗散能相应增加。在不同叠层板模型中,3层叠层板的单位质量塑性耗散能最大。进一步,在叠层板模型中提取每层板的塑性耗散能,如图24所示,其中第一层板位于冲击侧。可见,在叠层板模型中,靠近冲击侧的板,其单位质量塑性耗散能最大,之后向着远离冲击侧的方向逐渐减小。

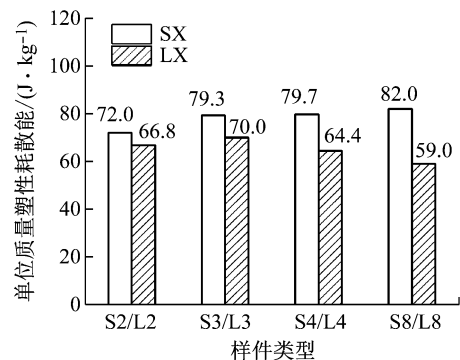


图23 单位质量塑性耗散能比较

Fig. 23 Comparison of plastic energy dissipation per unit mass

接下来考虑层间摩擦因数对叠层结构摩擦耗能的影响。以样件L4为例,在仿真计算中改变层间摩擦因数,提取出不同摩擦因数下结构的摩擦耗能(即

ABAQUS 中对应的 ALLPD) 与背凸的最大和最终位移, 如图 25 中所示。摩擦因数对背凸位移的影响在 5.3 节中已讨论过, 这里不再赘述。而摩擦因数对摩擦耗能的影响图 25 中虚线所示: 摩擦耗能随着层间摩擦因数的增大, 先是逐渐增大, 到达峰值后, 摩擦耗能先是突然降低, 再逐渐减小。在峰值点左侧, 随着摩擦因数的增大, 层间剪切力增大, 摩擦耗能也随之增大; 到达峰值点后, 摩擦耗能突然降低, 是因为叠层板变形响应过程发生了转变, 即在摩擦因数增大到某一值后, 叠层板回弹值大幅减小。这与峰值点左侧相比, 缺少了叠层板回弹过程中产生的摩擦耗能, 由此导致了整个过程的摩擦耗能减小; 之后摩擦因数继续增大, 由于结构整体位移较小, 摩擦耗能也逐渐减小。

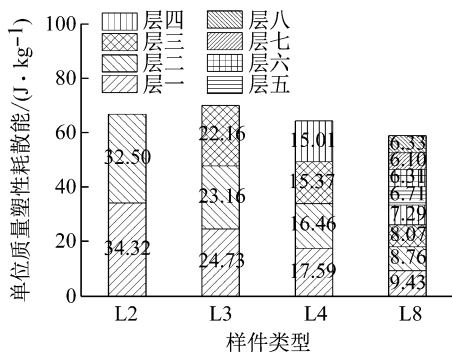


图 24 叠层板中塑性耗散能的分布

Fig. 24 Distribution of plastic energy dissipation in laminated plates

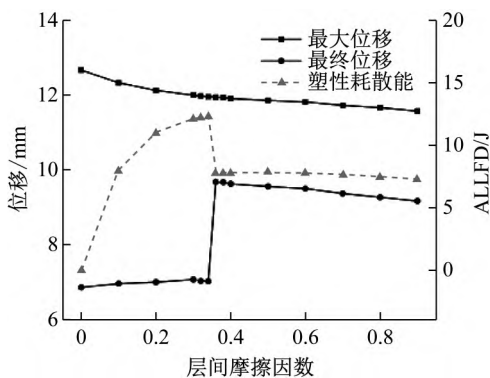


图 25 层间摩擦因数对结构摩擦耗能的影响

Fig. 25 Influence of interlayer friction coefficient on structural friction energy dissipation

6 结 论

本文首先通过落锤冲击试验研究了叠层铝板对冲击物加速度的影响, 并对比了叠层铝板与相同面密度的单层铝板的动态结构响应。其次, 采用动态非线性有限元方法对落锤冲击试验进行了仿真计算。主要结论如下:

(1) 受到相同载荷冲击时, 相较于单层板, 多层叠层板对锤头具有更好的缓冲效果, 可明显降低其加速

度峰值, 且随着叠层数的增加, 缓冲效果更加明显。

(2) 落锤冲击下, 具有相同面密度的叠层铝板与单层铝板的变形模式存在明显差异, 前者在冲击点处凹坑的深度与直径明显大于后者。

(3) 叠层铝板在冲击点处的最大位移和背凸最终位移均大于相同面密度的单层铝板, 且随着总厚度的增加, 即叠层数的增加, 两者差值逐渐增大。

(4) 叠层板的层间摩擦因数显著影响其背凸位移, 摩擦因数很小或很大时, 背凸位移均减小。

(5) 锤头加速度峰值随叠层板层间摩擦因数的增大而增大, 即摩擦因数增大, 叠层板对锤头的缓冲效果减弱。

参 考 文 献

[1] 曹军帅, 任传波, 孙志钊, 等. 多角度人车碰撞事故中行人的损伤性分析[J]. 山东理工大学学报(自然科学版), 2021, 35(1): 33-36.
 CAO Junshuai, REN Chuanbo, SUN Zhichuan, et al. The analysis of pedestrian damage in multi-angle pedestrian-vehicle collisions [J]. Journal of Shandong University of Technology(Natural Science Edition) 2021, 35(1): 33-36.

[2] 蒋阳, 黄海波. 人车碰撞中行人损伤影响因素研究[J]. 中国安全科学学报, 2017, 27(3): 95-99.
 JIANG Yang, HUANG Haibo. A study on multiple factors affecting pedestrian injury in pedestrian-car collision accident [J]. China Safety Science Journal, 2017, 27(3): 95-99.

[3] 张攀. 汽车碰撞数值仿真与耐撞性分析[D]. 重庆: 重庆理工大学, 2009.

[4] 李丹, 李平飞, 廖文俊, 等. 行人运动状态对人车碰撞事故中行人损伤的影响[J]. 科学技术与工程, 2019, 19(20): 383-388.
 LI Dan, LI Pingfei, LIAO Wenjun, et al. Effects of pedestrian motion state on pedestrian injury in human-vehicle collision [J]. Science Technology and Engineering, 2019, 19(20): 383-388.

[5] 王丽珍, 樊瑜波. 过载性损伤与防护生物力学[J]. 力学进展, 2020, 50(1): 124-168.
 WANG Lizhen, FAN Yubo. The biomechanics of injury and prevention [J]. Advances in Mechanics, 2020, 50(1): 124-168.

[6] 黄靖. 汽车碰撞过程中加速度特征对乘员损伤的影响分析[D]. 大连: 大连理工大学, 2009.

[7] LI S F, XIAO Z, ZHANG Y F, et al. Impact analysis of a honeycomb-filled motorcycle helmet based on coupled head-helmet modelling [J]. International Journal of Mechanical Sciences 2021, 199: 106406.

[8] 冉滔, 宋刚, 谢文举, 等. 汽车车身耐撞性和碰撞相容性研究[J]. 汽车实用技术, 2019(12): 34-36.
 RAN Tao, SONG Gang, XIE Wenju, et al. Research on crashworthiness and collision compatibility of automobile body [J]. Automobile Applied Technology 2019(12): 34-36.

[9] 赵桂范, 杨娜, 朱白莹. 车辆碰撞相容性分析[C]//国际汽车交通安全研讨会. 长沙: INFATS, 2011.

(下转第 286 页)

- Analysis of dynamical fault simulation of chain drive based on RecurDyn [J]. *Journal of Mechanical Transmission*, 2014, 38(10): 173–176.
- [12] 王丽萍. 新齿滚子链传动设计及动态特性分析 [J]. *机械传动*, 2015, 39(1): 92–95.
WANG Liping. Design and dynamic characteristic analysis of new tooth roller chain drive [J]. *Journal of Mechanical Transmission*, 2015, 39(1): 92–95.
- [13] 刘雨, 赵俊天. 基于 Recurdyn 的滚子输送链爬行现象仿真与分析 [J]. *机械传动*, 2016, 40(2): 137–141.
LIU Yu, ZHAO Juntian. Analysis and simulation of the creeping phenomenon of roller conveyor chain based on Recurdyn [J]. *Journal of Mechanical Transmission*, 2016, 40(2): 137–141.
- [14] 倪健健, 李文斌. 基于 ADAMS 的链传动机构的仿真分析 [J]. *中国农机化学报*, 2015, 36(1): 137–141.
NI Jianjian, LI Wenbin. Simulation analysis of chain transmission mechanism based on ADAMS and Pro-E [J]. *Journal of Chinese Agricultural Mechanization*, 2015, 36(1): 137–141.
- [15] 王欢, 周瑞平. 基于 RecurDyn 船用低速柴油机正时链传动的仿真与分析 [J]. *造船技术*, 2017(2): 23–27.
WANG Huan, ZHOU Ruiping. Simulation and analysis of timing chain drive system of low speed marine diesel engine based on RecurDyn [J]. *Marine Technology*, 2017(2): 23–27.
- [16] 徐伟通, 高旭东, 焦晓娟, 等. 基于 RecurDyn 的扶梯驱动链故障仿真分析 [J]. *机械传动*, 2018, 42(10): 160–165.
XU Weitong, GAO Xudong, JIAO Xiaojuan, et al. Analysis of fault simulation of escalator drive chain system based on RecurDyn [J]. *Journal of Mechanical Transmission*, 2018, 42(10): 160–165.
- [17] 许耀峰. 现代火炮工程设计手册 [M]. 北京: 兵器工业出版社, 2015.
- [18] 侯保林, 樵军谋, 刘琮敏. 火炮自动装填 [M]. 北京: 兵器工业出版社, 2010.
- [19] 谭波, 侯健, 可学为, 等. 舰炮抽壳机构抽壳过程仿真分析 [J]. *火炮发射与控制学报*, 2014, 35(4): 49–52.
TAN Bo, HOU Jian, KE Xuewei, et al. Simulation analysis of naval gun extractor mechanism in process of cartridge case extraction [J]. *Journal of Gun Launch & Control*, 2014, 35(4): 49–52.
- [20] 倪路瑶, 朱永梅, 付彩越, 等. 炮门抽壳机构抽壳过程和抽壳力分析 [J]. *江苏科技大学学报*, 2018, 32(1): 67–71.
NI Luyao, ZHU Yongmei, FU Caiyue, et al. Analysis of dynamical fault simulation of chain drive based on RecurDyn [J]. *Research on Extraction Process and Force for a Breechblock Extractor*, 2018, 32(1): 67–71.
- [21] 焦晓娟, 张潜渭, 彭斌彬. RecurDyn 多体系统优化仿真技术 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2010.

(上接第 243 页)

- [10] AHMAD M S, LANGDON G S, NURICK G N, et al. A study on the response of single and double circular plates subjected to localized blast loading [J]. *Latin American Journal of Solids and Structures*, 2018, 15(11): e135.
- [11] 刘燕红, 陈长海, 朱锡, 等. 近距空爆载荷作用下叠层薄板抗爆机理数值分析 [J]. *船舶力学*, 2014(7): 821–833.
LIU Yanhong, CHEN Changhai, ZHU Xi, et al. Numerical analysis of the blast-resistant mechanisms of multilayered thin plates under close-range air blast load [J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2014(7): 821–833.
- [12] REZASEFAT M, MOSTOFI T M, OZBAKKALOGLU T. Repeated localized impulsive loading on monolithic and multi-layered metallic plates [J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 144: 106332.
- [13] 胡静, 王陆军, 胡昂. 不同叠层顺序下的 TC4 薄板抗平头弹冲击性能 [J]. *中国民航大学学报*, 2021, 39(1): 52–58.
HU Jing, WANG Lujun, HU Ang. Anti-impact performance of TC4 thin plate with different laminated sequences [J]. *Journal of Civil Aviation University of China*, 2021, 39(1): 52–58.
- [14] WOODWARD R L, CIMPOERU S J. A study of the perforation of aluminium laminate targets [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1998, 21(3): 117–131.
- [15] JONES N. Impact loading of ductile rectangular plates [J]. *Thin-Walled Structures*, 2012, 50(1): 68–75.
- [16] 朱浩, 朱亮, 陈剑虹. 应力三轴度和应变率对 6063 铝合金力学性能的影响及材料表征 [J]. *材料科学与工程学报*, 2007, 25(3): 358–362.
ZHU Hao, ZHU Liang, CHEN Jianhong. Influence of stress triaxiality and strain rate on the mechanics behavior of 6063 aluminum alloy and material characterization [J]. *Journal of Materials Science & Engineering*, 2007, 25(3): 358–362.
- [17] WANG Y, QIAN X D, LIEW J Y R, et al. Experimental behavior of cement filled pipe-in-pipe composite structures under transverse impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 72: 1–16.