

GLARE 层合板抗低速冲击性能分析与数值模拟

李晓峰, 曲贵民

(哈尔滨理工大学 建筑工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150080)

摘 要: 采用不同冲击能量对玻璃纤维增强铝合金层合板(GLARE 层合板) 进行落锤低速冲击试验,得到了冲击载荷、位移和能量与时间的关系曲线。在不同冲击能量下,对层合板的冲击响应以及冲击过程中的损伤演化进行了分析。结果表明,不同冲击能量下基体压缩损伤面积随着冲击能量的增大而增大,而冲击能量相同时,受冲击面方向的第一、二层基体拉伸损伤面积远大于第三、四层,玻璃纤维/环氧树脂预浸料的铺层顺序以及方向是影响层合板抗冲击性能的主要因素。基于 ABAQUS 建立了 GLARE 层合板的低速冲击有限元分析模型,数值模拟结果说明: 在低能量冲击时采用延性损伤准则作为铝合金材料的损伤判据是合理的。

关键词: GLARE 层合板; 低速冲击; 能量; 有限元分析; 损伤

DOI: 10. 15938/j. jhust. 2017. 06. 027

中图分类号: V257 **文献标志码:** A **文章编号:** 1007-2683(2017) 06-0140-07

Low-speed Impact Resistance Analysis and Numerical Simulation for Glass Fiber Reinforced Aluminum Laminates

LI Xiao-feng, QU Gui-min

(School of Civil Engineering and Architecture, Harbin University of Science and Technology, Harbin 150080, China)

Abstract: Through the drop weight tests on Glass fiber reinforced aluminum laminates being performed with different impact energy at low speed, the curve of impact load, deflection, and energy histories for each tests were obtained. The dynamic response and impact damage evolution of GLARE laminates under different impact energy were analyzed. The results show that the damage area of matrix compression under different impact energy increases with the increase of impact energy. At the time of same Impact energy, the tensile damage area of the first and second substrate of the hit plan was far greater than the third and fourth floors, and glass fiber/epoxy resin layer sequence and direction of presoak material were the main factors influencing the laminates low-speed Impact Resistance. The finite element analysis model of low-speed impact of laminates was built based on ABAQUS. The numerical simulation results show that in low energy impact by means of the criterion of ductile damage as a damage criterion of aluminum alloy material is reasonable.

Keywords: GLARE laminates; low-speed impact; energy; finite-element analysis; damage

收稿日期: 2017-12-06

基金项目: 黑龙江省自然科学基金(A201302) .

作者简介: 李晓峰(1991—), 男, 硕士研究生;

曲贵民(1962—), 男, 博士, 教授, E-mail: qugmh@hrbust.edu.cn.

玻璃纤维增强铝合金层合板 (glass fiber reinforced aluminum laminates, GLARE 层合板) 是将玻璃纤维/环氧树脂预浸料与高强度的铝合金薄板交替铺层,在特定的温度和压力下固化成型。GLARE 层合板同时具备铝合金薄板以及玻璃纤维/环氧树脂预浸料的优点。与铝合金薄板相比, GLARE 层合板具有更高的损伤容限、更好防火性能、更低的密度以及抗腐蚀性能,并且,在冲击和疲劳方面尤为凸显。GLARE 层合板更易于加工及切割是与玻璃纤维/环氧树脂预浸料相比的优势。正因为这些优良的机械性能, GLARE 层合板被广泛运用于航空领域。在空客 A380 的机身上部外壳和尾翼的主边缘使用了大约 5000 平方英尺 GLARE 层合板材料^[1-2]。

GLARE 层合板结构具有层状特点,在低速冲击载荷的作用下,比如冰雹、维修工具等撞击可能使其结构内部各层间以及纤维预浸料内产生大量的损伤,存在潜在的危险。由于这种低能量冲击损伤的隐蔽性和危害性,对层合板低速冲击损伤特性的研究具有一定的理论和实际意义。

文 [3] 等对 GLARE 层合板的低速冲击响应进行了研究,其研究表明,在一个特定类型的纤维金属层合板中发生初始裂纹时的单位能量比 2024-T3 铝合金高大约 10%。马玉娥^[4] 等对 GLARE 层合板进行了落锤低速冲击试验,并对试验仿真分析,结果显示 FMLs 内部的分层面积并不沿着冲击方向依次增大,而是在铝层上方。文 [5-6] 等考虑材料和冲头尺寸以及冲击位置等因素,研究了复合材料层合板抗冲击性能等问题,其研究表明随着堆叠层数和冲头尺寸增大,最大应力不断增大,且得知低速冲击下的损伤通常是由基体内板开裂、纤维失效和脱层组成,穿透能随着纤维层数和板材厚度增大而增大。陈勇^[7] 等对纤维金属层合板落锤低速冲击试验进行数值仿真,该文章改进了传统的连续损伤力学 CDM 模型,可以较好的预测 FMLs 在低能量冲击载荷下的动态响应,并得到 FML 第二层复合材料发生纤维拉伸断裂损伤情况比第一层更严重的结论。蔺晓红^[8] 等根据 Johnson-Cook 模型以及 Hashin 准则和脱层损伤准则,应用三维动态理论,对碳纤维增强铝合金层板的抗低速冲击性能进行研究,结果表明在冲击能量的增加时,该层合板吸能由弹性能和塑性能扩展到断裂能,能量吸收率提高。文 [9] 等以复合材料层合板的脱层面积为评估标准,考虑到纤维铺层角度及连续相同角度的铺层等

铺层参数,分析了复合材料层合板抗冲击性能。

本文采用低能量对 GLARE 层合板进行低速冲击试验,并运用 ABAQUS 软件建立低速冲击分析模型,采用延性损伤准则作为铝合金层损伤判据以及基于断裂耗散能的损伤扩展模式进行损伤演化模拟,并对有限元分析模型的可靠性进行验证,来分析 GLARE 层合板在低能量冲击荷载作用下的响应以及判断延性损伤判据的合理性。

1 低速冲击试验及设备

采用 2024-T3 铝合金薄板及 HS2-Glas/Epoxy 预浸料制作成 GLARE 层合板试件,其铺层方式及材料厚度见表 1。

表 1 GLARE 层合板铺层方式

Type	Layup method	Thickness/mm	
		AL	HS2-Glas/Epoxy
GLARE	AL/0°/90°/AL/90°/0°/AL	1	0.15

采用 Instron9250HV 落锤冲击试验机,如图 1 所示,进行 GLARE 层合板的低速冲击试验。在试验开始之前,通过机器自身称重得到落锤重量为 12.250 kg。图 2 是试验中的冲击卡具以及冲头的示意图。试验机的落锤底部是一个直径为 12.6 mm 的半球体,正方形的双层气动卡具安装在试验机的底座,卡具中间镂空一个直径为 76 mm 的圆形区域作为冲击区,通过自由落体运动落锤作用在试件上。按照表 2 试验分组对 GLARE 层合板进行低速冲击试验,并采集试验过程中冲击载荷、能量、位移与时间的关系曲线。



图 1 Instron 9250HV 试验机

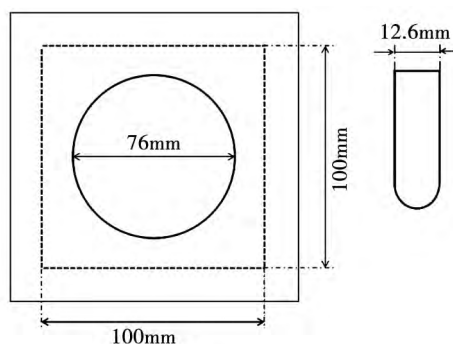


图2 冲击卡具及冲头示意图

表2 试验条件

工况条件	冲击能量/J	冲头直径/mm	落锤重量/kg
试验参数	10 20 30 40	12.6	12.250

2 有限元分析模型

试验中所用单层玻璃纤维/环氧树脂预浸料板的厚度是 0.15 mm, 该厚度尺寸远小于 XY 平面内的尺寸 76 mm。于是, 在两个方向的尺寸相比小于等于 1/10 时, 将此单层板看作为壳单元。本文判断其起始失效采用 Hashin 失效准则^[10], 同时, 对受损伤范围的材料刚度进行相对应的退化是在断裂耗散能的线性损伤扩展模式下进行。即认为, 预浸料单层板内的应力大于损伤判据所设定的应力大小时, 被视为材料发生了破坏, 单元失去了承载能力, 并被自动删除^[11]。采用 Hashin 失效准则形式如下:

- 1) 纤维拉伸失效($\sigma_{11} > 0$)

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_T}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{X_T}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 \geq 1 \quad (1)$$

- 2) 纤维压缩失效($\sigma_{11} < 0$)

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_C}\right)^2 \geq 1 \quad (2)$$

- 3) 基体拉伸时效($\sigma_{22} > 0$)

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{Y_T}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1 \quad (3)$$

- 4) 基体压缩失效($\sigma_{22} < 0$)

$$\left(\frac{\sigma_{22}}{Y_C}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1 \quad (4)$$

式中: σ_{11} 、 σ_{22} 、 σ_{33} 、 τ_{12} 、 τ_{13} 、 τ_{23} 分别为复合材料层合板中单层合板的 3 个正应力和 3 个剪应力; X_T 、 X_C 、 Y_T 、 Y_C 、 Z_T 、 Z_C 、 S_{12} 、 S_{13} 、 S_{23} 分别为复合材料层合板单层板的 9 个强度参数。

考虑到铝合金受冲击后损伤形式及其材料属性, 本文有限元分析采用延性损伤准则 Ductile Damage^[1-2] 作为铝合金层损伤判据以及基于断裂耗散能的损伤扩展模式, 其模型如图 3 所示。延性损伤准则能够预测由于延性金属内部空隙成核、成长、集结引起的损伤萌生。该模型假定损伤萌生时的等效塑性应变是三轴应力和等效塑性应变率的函数, 当达到起始损伤后, 损伤扩展采用断裂耗散能进行控制。有限元计算模型如图 4 所示。

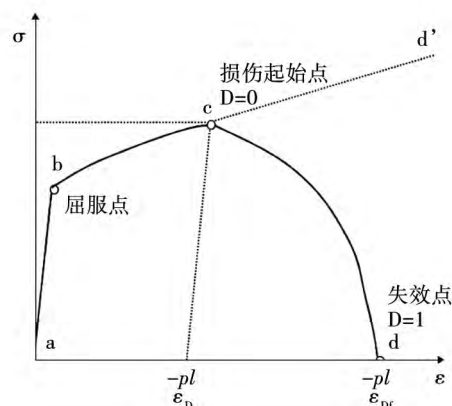


图3 延性损伤准则模型

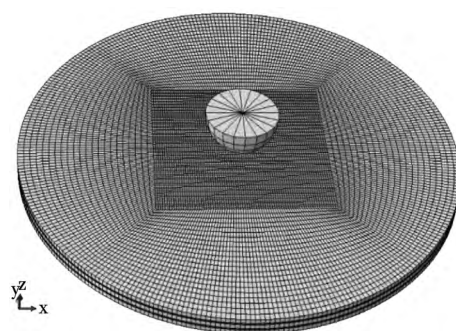


图4 GLARE 层合板低速冲击有限元模型

有限元计算与试验中所用玻璃纤维增强铝合金层合板参数相同。其铝合金层采用三维实体单元建模, 单元类型为 8 节点实体单元 (C3D8R)。铝合金材料为各向同性弹塑性材料 2024-T3 铝合金, 材料属性及损伤模型参数详见表 2 与表 3。该层合板中的玻璃纤维/环氧树脂预浸料层同样采用三维实体单元建模, 而单元类型采用采用 8 节点连续壳单元 (SC8R)。有限元计算中, 冲头采用解析刚体建模, 模型为半球体, 冲头直径为 12.6 mm, 并且在刚体冲头顶端设置参考点, 携带冲击落锤重量 12.250 kg, 通过施加初始速度来模拟落锤冲击试验。不考虑应变率效应, 采用的 HS2-Glass/Epoxy 预浸料的材料参数与损伤模型参数详见表 4。单层板每层之间将

其接触属性设置为内聚力单元(Cohesive element)来模拟 GLARE 层合板中的粘结剂。GLARE 层合板的周围施加完全固定边界条件,冲头与层合板的每一层的表面均设定为通用接触。而摩擦在斜碰撞问题中对剩余速度的影响较大,在正碰撞问题中摩擦影响有限,在计算中不考虑摩擦影响^[4]。

表 3 2024-T3 铝合金性能参数

密度/(t/mm ³)	弹性模量/MPa	泊松比
2.77e-9	72 400	0.33

表 4 2024-T3 铝合金塑性强化参数

屈服应力 / MPa	塑性应变 / %	屈服应力 / MPa	塑性应变 / %
300	0	410	2.13
330	0.016	430	3.439
340	0.047	450	5.113
355	0.119	470	8.000
375	0.449	484	14.710
390	1.036		

表 5 HS2-Glass/Epoxy 预浸料性能参数^[4]

E/GPa	ν	G/GPa	X^T /MPa	X^C /MPa	Y^T /MPa	Y^C /MPa	S^L /MPa	S^T /MPa
$E_1 = 47.5$	$\nu_{12} = \nu_{13} =$	$G_{12} = G_{13} =$	2 430	2 000	50	160	50	50
$E_2 = E_3 = 16$	$\nu_{23} = 0.29$	$3G_{23} = 2.5$						

Note: $E_1 \sim E_3$ —Elastic modulus; $\nu_{12} \sim \nu_{23}$ —poisson ratio; $G_{12} \sim G_{23}$ —Shear modulus; X^T —Longitudinal tensile strength; X^C —Longitudinal compression Strength; Y^T —Transverse tensile strength; Y^C —Transverse compression strength; S^L —Longitudinal shear strength; S^T —Transverse shear strength.

3 试验结果与讨论

在所有试件受到冲击的过程中,均未出现穿透现象。从试件表面观察,外层铝合金薄板仅仅发生了塑性变形,并且在表面形成一个小坑,如图 5 所示。在受到不同冲击能量的作用后,GLARE 层合板的非冲击面皆出现凸起,图中圈起的区域是层合板变形区。随着冲击能量的增大,变形区域面积逐渐增加。

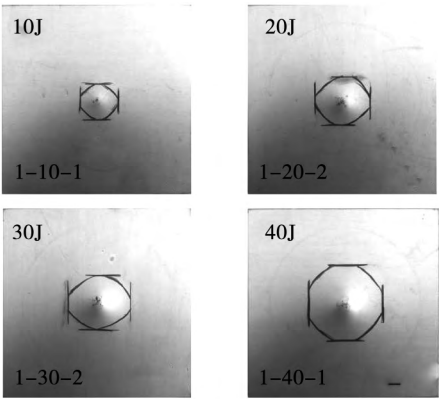


图 5 不同能量下的非冲击面冲击损伤

图 6 为 GLARE 层合板在落锤低速冲击试验过程中的冲击载荷 - 时间曲线图。冲击开始后,40 J 能量的载荷 - 时间曲线中,首先在 0.503 ms 处达到第一处波峰,并且在 0.691 ms 处达到第一处谷底。考察这四种冲击能量,随着冲击能量的逐渐减小,各

种冲击能量曲线达到第一处波峰所消耗的时间逐渐延长。10 J 能量的载荷 - 时间曲线需要 1.016 ms 达到第一处波峰,在 1.260 ms 处形成第一处曲线谷底。

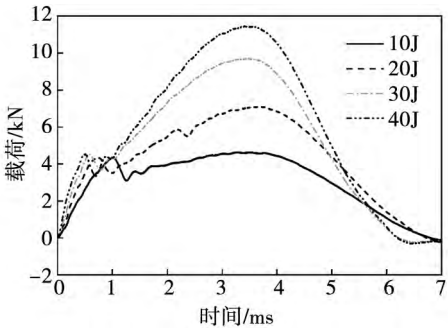


图 6 载荷 - 时间曲线图

曲线通过第一处曲线谷底后,载荷随着冲击时间推移而逐渐增大;各曲线也表示出随着冲击能量的逐渐增大,载荷 - 时间曲线的斜率逐渐变大,冲击达到的最大载荷逐渐增大。在试验条件下,四种不同冲击能量下 GLARE 层合板外层的铝合金薄板均未出现任何破坏,只是发生塑性变形。在此阶段,玻璃纤维增强铝合金层合板主要是依靠铝合金的塑性变形来吸收冲击能量,而层合板内部的玻璃纤维断裂以及层间损伤所吸收的能量较少,所以载荷 - 时间曲线成为比较光滑的曲线。同时可见,当冲击能量逐渐提高时,玻璃纤维增强铝合金层合板的冲击响应所需要的时间逐渐缩短。比较各种冲击能量,

在 10 J 冲击能量最小时,玻璃纤维增强铝合金层合板的响应过程需要时间最长。

在图 7 中,给出了冲击能量随着时间的变化曲线。在冲头与 GLARE 层合板接触以后,落锤所携带的动能逐渐转化为 GLARE 层合板的内能。当冲击能量上升到最大值后,又稍降低在一定稳定值上,这时,大部分冲击能量转化为 GLARE 层合板损伤变形所需要的内能。显示了铝合金薄板优异的吸能能力,对抑制 GLARE 层合板的分层损伤及裂纹损伤发挥了作用,只有冲击能量的一小部分转化为冲头反弹时所需要的动能。在此可以观察到随着冲击能量的逐渐增大,冲头反弹所需要的动能逐渐增多。

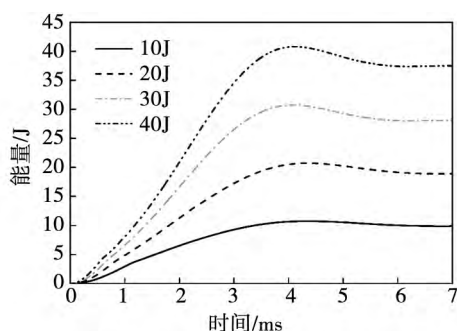


图7 能量-时间曲线图

如图8所示,位移随时间的变化曲线。显然,各个位移-时间曲线中冲击能量越大时层合板中的位移峰值越大,达到最大位移所用的时间在逐渐减少,在冲击能量为40 J时产生的位移值最大,此时,层合板的响应过程所用时间比于其它三种冲击能量要少。

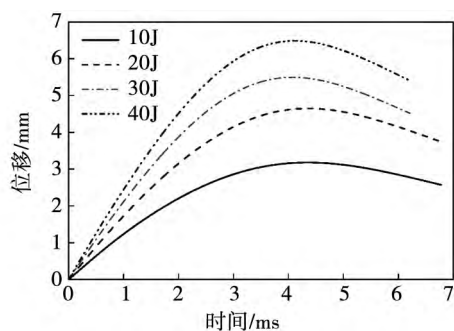


图8 位移-时间曲线图

图9给出了GLARE层合板在冲击过程中的载荷-位移曲线。由图可见,在相同的冲击载荷时,当冲击能量越大,层合板中产生的最大位移以及永久位移越大。可以分为四个阶段来描述载荷-位移曲线。如冲击能量10 J曲线,在0~A阶段,随着载荷增大,GLARE层合板中的位移在逐渐增大,四种冲

击能量的载荷-位移斜率基本相同,曲线未出现波动,在此阶段GLARE层合板依靠整体性能抵抗外来载荷;在A~B阶段,四种冲击能量曲线中,载荷均有轻微的波动且有下降的趋势,这主要由于试件内部的预浸料层出现了初始损伤,玻璃纤维层内部最先发生纤维断裂损伤,且以铝合金薄板与预浸料之间的剥离为主要的损伤形式,导致整个层合板的承载能力下降;第三阶段B~C,载荷开始持续增加,位移明显增大,但曲线斜率与第一阶段0~A相比有明显的降低,说明载荷的增长速度有所减缓,结构内的铝合金薄板产生塑性变形,但是并未达到层合板的极限强度。此后,随着载荷增大层合板的位移相应增大,当达到C点时,各个能量的冲击载荷分别达到最大值;在最终阶段C~D,经过C点后,冲击过程处于卸载阶段,冲击能量的很小部分转化为冲头回弹的动能,GLARE层合板中的损伤停止扩展,此时,层合板变形量弹回到固定值后不再发生变化。

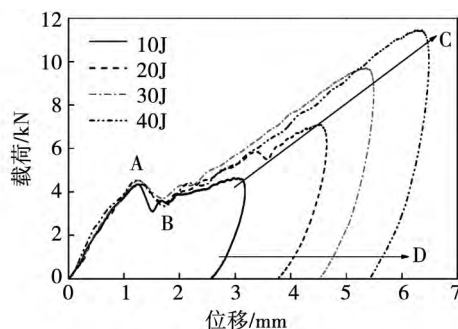


图9 载荷-位移曲线图

不同冲击能量作用时的实验数据见表6。

表6 关于冲击能量的实验数据表

冲击能量 /J	最大载荷 /kN	最大位移 /mm	永久位移 /mm	吸收能量 /J	吸能率 /%
10	4 644.62	3.178	2.572	9.894	92.0
20	7 092.30	4.647	3.769	18.907	91.3
30	9 706.34	5.494	4.515	28.021	91.2
40	11 442.24	6.486	5.417	37.379	91.6

4 数值模拟与试验结果对比

对不同冲击能量的GLARE层合板冲击试验结果(TEST) 与有限元数值模拟结果(FEA) 进行了对比,以30J和40J为例,图10~13表示冲击曲线对比情况,实验值与模拟值的误差如表7所示。

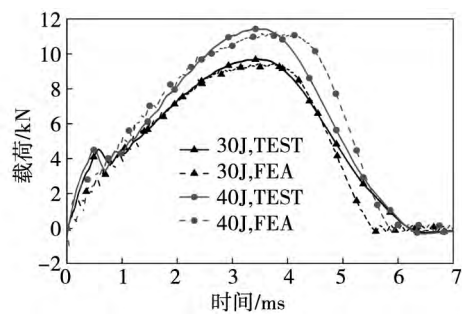


图 10 载荷-时间曲线图

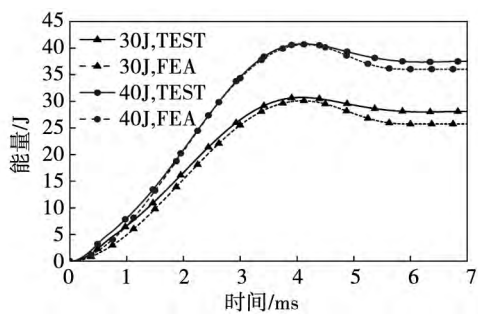


图 11 能量-时间曲线图

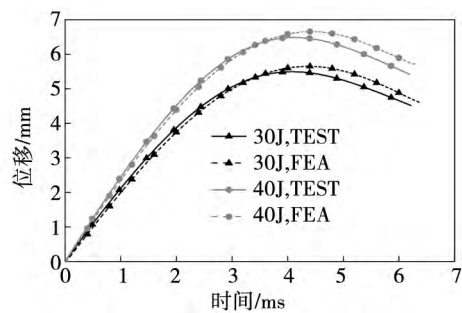


图 12 位移-时间曲线图

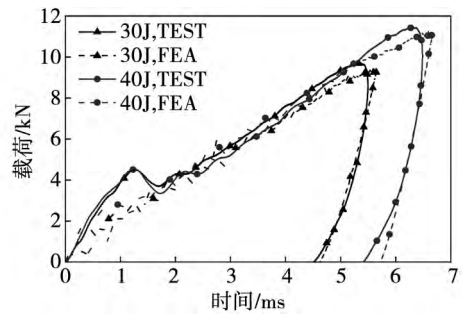


图 13 载荷-位移曲线图

表 7 不同冲击能量下实验值与模拟值对比

冲击能量	记录类型	实验值	模拟值	误差(%)
30 J	最大载荷/kN	9 706.34	9 431.03	2.84
	最大位移/mm	5.494	5.649	-2.82
	永久位移/mm	4.515	4.612	-2.15
	吸能率/%	91.18	85.79	5.92
40 J	最大载荷/kN	11 442.24	11 240.19	1.77
	最大位移/mm	6.486	6.655	-2.61
	永久位移/mm	5.417	5.709	-5.39
	吸能率/%	91.63	90.09	1.68

从对比图以及误差表中可以看出,冲击试验曲线与数值模拟曲线吻合较好,数值模拟得到的最大载荷均略低于实验值,最大位移均略大于实验值。造成这种结果的原因,首先在测量中铝合金和预浸料的厚度误差以及缺陷,同时,在 GLARE 层合板的制作过程中工艺的限制造成误差。其次,是由于 GLARE 层合板中玻璃纤维/环氧树脂预浸料层均采用 SC8R 连续壳单元进行建模计算,当受到冲击荷载作用后,材料在厚度方向会发生较大变形,也是造成误差的原因所在。但整体来说数值模拟结果比较理想,说明该有限元模型可以良好的描述低速冲击响应过程,验证了该数值模拟的可靠性。

玻璃纤维/环氧树脂预浸料采用 Hashin 失效准则建模,基体拉伸失效和基体压缩失效是其中两种损伤形式。如图 14 所示的是沿着受冲击面方向所铺设的第一层玻璃纤维/环氧树脂预浸料层,在受到不同冲击能量作用后基体压缩的损伤图。材料在发生破坏后,相应单元的应力分量会被视为零,该失效单元会被自动删除。可以看出随着冲击能量的增大,损伤区域的面积逐渐增大,而删除单元的面积也在逐渐增多。图 15 是在 40 J 冲击能量作用时,沿着

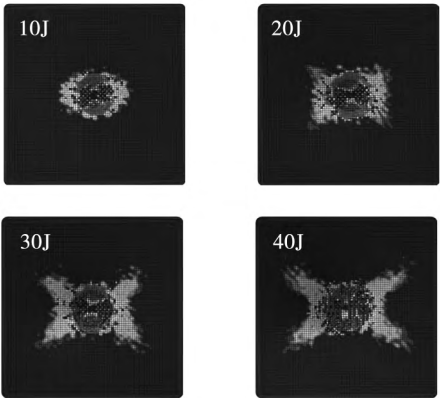


图 14 第一层铺层的基体压缩损伤

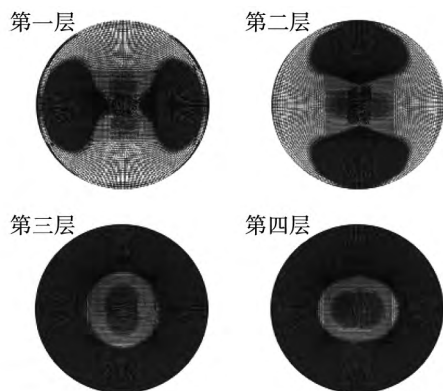


图15 不同铺层的基体拉伸损伤

受冲击面方向不同预浸料层基体拉伸的损伤图。冲击能量相同时,一二层损伤及失效单元面积远大于三四层,而这种情况是由于预浸料层的铺层顺序以及铺层方向不同所作用的结果。

5 结 论

1) 玻璃纤维增强铝合金层合板(GLARE 层合板) 受低速冲击过程中,随着冲击能量的增大其变形区域面积逐渐增加,层合板受低速冲击作用的响应时间逐渐减短,而峰值载荷及峰值位移逐渐增大,位移变形回弹的百分比在逐渐减小。

2) 应用 ABAQUS 有限元软件建立了 GLARE 层合板低速冲击的三维有限元分析模型,其中铝合金层与玻璃纤维/环氧树脂浸料层分别采用延性损伤准则以及 Hashin 失效准则。数值模拟结果与实验结果吻合较好,验证了该有限元模型的可靠性,并说明在低能量冲击时采用延性损伤准则作为损伤判据是合理的。

3) 在不同冲击能量下,基体压缩损伤面积随着冲击能量的增大逐渐增大且失效单元面积在逐渐增多。而冲击能量相同时,沿着受冲击面方向,第一、二层基体拉伸损伤及失效单元面积远大于第三、四层。预浸料的铺层顺序以及方向是影响层合板抗冲击能力的主要因素。

参 考 文 献:

- [1] WOERDEN H J M, SINKE J, HOOIJMEIJER P A. Maintenance of Glare Structures and Glare as Riveted or Bonded Repair Material [J]. Applied Composite Materials, 2003, 10(4/5): 307-329.
- [2] VERMEEREN C. An Historic Overview of the Development of Fibre Metal Laminates [J]. Applied Composite Materials, 2003, 10(4-5): 189-205.
- [3] WU G, YANG J M, HAHN H T. The Impact Properties and Damage Tolerance and of Bi-directionless Reinforced Fiber Metal Laminates [J]. Journal of Materials Science, 2007, 42(3): 948-957.
- [4] 马玉娥, 胡海威, 熊晓枫. 低速冲击下纤维金属层合板的损伤模式研究 [J]. 应用力学学报, 2014(4): 562-566.
- [5] FAN J, GUAN Z W, CANTWELL W J. Numerical Modelling of Perforation Failure in Fibre Metal Laminates Subjected to Low Velocity Impact Loading [J]. Composite Structures, 2011, 93(9): 2430-2436.
- [6] FAN J, GUAN Z W, CANTWELL W J. Estimate the Peak Load and Perforation Energy of Fibre Metal laminates Subjected to Low Velocity Impact [C] // 18TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON COMPOSITE MATERIALS, Jeju Island, 2011.
- [7] 陈勇, 庞宝君, 郑伟, 等. 纤维金属层板低速冲击试验和数值仿真 [J]. 复合材料学报, 2014, 31(3): 733-740.
- [8] 简晓红, 张涛, 张小波, 等. 碳纤维增强铝合金板的抗冲击性能 [J]. 爆炸与冲击, 2013, 33(3): 303-310.
- [9] FUOSS E, STRAZNICKY P V, POON C. Effects of Stacking Sequence on the Impact Resistance in Composite Laminates—Part 1: Parametric Study [J]. Composite Structures, 1998, 41(1): 67-77.
- [10] HASHIN Z. Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites [J]. Journal of Applied Mechanics, 1980, 47(2): 329-334.
- [11] 沈观林, 胡更开. 复合材料力学 [M]. 北京: 清华大学出版社, 2006.
- [12] 王永康. 损伤变量的定义与测量 [J]. 强度与环境, 1989(6): 28-33.
- [13] 王永康. 万荣春. 延性损伤的能量模型 [J]. 航空学报, 1993(7): 415-419.
- [14] POON C J, LALIBERTE J, STRAZNICKY P V. Numerical Modelling of Low-Velocity Impact Damage in Fibre-Metal Laminates [C] // ICSA 2002 Congress, 2002: 1-10.
- [15] LINDE P, PLEITNER J, DE Boer H, et al. Modelling and Simulation of Fibre Metal Laminates [C] // ABAQUS Users' conference. 2004: 421-439.

(编辑: 王 萍)