

碳纤维-不锈钢层板热载条件下 冲击动态响应及层间损伤仿真研究*

唐小军^{1,2}, 回天力¹, 王振清², 杨凤龙¹

(1. 中国空间技术研究院 北京卫星制造厂, 北京 100094;
2. 哈尔滨工程大学 航天与建筑工程学院, 哈尔滨 150001)

(我刊编委王振清来稿)

摘要: 为了研究碳纤维-不锈钢层板的冲击动态响应以及热载荷条件下的冲击性能,采用 ABAQUS/Explicit,编写基于复合材料渐进损伤用户子程序 VUMAT;引入 Johnson-Cook 模型,仿真计算了碳纤维增强环氧树脂基复合材料-SS304 不锈钢层板热载条件下冲击动态响应过程;分析了其冲击动态响应及渐进损伤,着重讨论了热载荷条件对碳纤维金属层板的冲击能量吸收、接触力等抗冲击性能及失效模式的影响.结果显示,高速冲击载荷作用下,纤维层的脆性断裂、金属层的塑性变形以及纤维层与金属层之间的脱层是碳纤维-不锈钢层板的主要失效形式.热载荷的存在直接影响了冲头的接触力,随环境温度升高,接触力总体上降低,子弹的速度衰减越慢,剩余速度增大.结果表明,热载荷降低了纤维金属板的冲击动能吸收特性,弱化了碳纤维金属板的抗冲击性能.无论是纤维金属层板的整体破坏,还是纤维失效、基体失效和脱层失效,热载荷都产生了重要影响.

关键词: 碳纤维金属层板; 冲击响应; 热载荷; 层间损伤

中图分类号: V45; O341 **文献标志码:** A

doi: 10.21656/1000-0887.370092

引 言

由于具有比强度、比模量高以及良好的可设计性等优点,复合材料被广泛地应用于工业工程领域,特别是航空航天领域^[1].复合材料的使用比例甚至被用来评价航空航天结构的先进性.然而,复合材料也存在一些缺点,如成本高、可塑性不足、抗冲击性能差等.传统的金属材料恰恰可以弥补这些缺点,这就促使了纤维金属材料的出现.纤维金属材料是一种在特定温度和压力下制备的层间混杂结构材料,它具有复合材料板轻质、抗疲劳性能和抗冲击性能好、易加工等优点^[2],由于具有这些优点,纤维金属板吸引了越来越多的关注,并被应用于航空航天工业.应当指出的是,对于承载结构,在生产和使用中总会遭遇各种各样的冲击载荷威胁^[3],而纤维金属层板的层间强度有限,纤维层呈脆性,当在外部的冲击载荷作用下,纤维金属板构造的结构可能损伤,即使无明显的外部损伤,也可能在结构内部存在微小的裂纹,这大大地影响了纤维金属结构的可靠性,甚至可能带来灾难性的后果,鉴于冲击载荷对纤维金属结构的威胁,

* 收稿日期: 2016-03-31; 修订日期: 2016-05-29

基金项目: 国家自然科学基金(11272096)

作者简介: 唐小军(1987—),男,工程师,博士(通讯作者. E-mail: xiaojuntang87@sina.com).

诸多学者研究了外部冲击载荷下纤维金属板抗冲击性能及其影响机理。Ahmadi 等^[4]采用实验和数值模拟的方法研究了不同厚度比的 GLARE 高速冲击响应,分析了厚度比对纤维金属板抗冲击性能的影响。Yaghoubi 等^[5]研究了铺层方向对 GLARE5 纤维金属梁的冲击性能影响。Morinière 等^[6]基于逐步准静态法,研究了纤维金属板的低速冲击响应,他们研究了冲击质量、冲击力和冲击时间,并且讨论了纤维铺层方向、金属层厚度和失效模式。陈勇等^[7]通过改进传统的连续损伤力学(CDM)模型,并将改进后的模型用于纤维金属板的低速冲击数值仿真,并通过与实验结果比较,有限元仿真结果能较好地预测纤维金属层板的动态冲击响应行为,从而验证了用于纤维金属板冲击仿真的改进模型具有有效性。Morinière 等^[8]基于经典层合板理论和一阶剪切变形理论,采用一个新开发的冲击模型,通过理论和实验,比较研究了纤维金属层板 GLARE 和单一铝板的低速冲击行为。在文献[5,7,9-14]中对 GLARE 板的冲击行为做了很多实验和数值的研究。尽管这些年来国内外学者们在纤维金属层板的抗冲击性能研究方面做了大量的工作,但很少有研究专注于热载下纤维金属层板的高速冲击响应数值模拟及损伤演化。非常明显,一方面,纤维金属层板的力学性能因温度不同而不同,特别是金属层在较高温度下会产生软化效应,另一方面,在常温下装配的纤维金属结构,置于高于装配温度的环境将会产生热应力。显然,这两方面对纤维金属层板的力学性能,特别是抗冲击性能有显著影响,常温下的纤维金属层板冲击响应特性与热载下纤维金属层板冲击响应行为将会显著的不同。

鉴于此,基于 ABAQUS/Explicit,采用用户子程序 VUMAT,Johnson-Cook 模型,数值模拟了不同热载条件($T = 20, 120, 160, 200$ °C)下的上下金属面板和中间碳纤维层组成的碳纤维环氧树脂基复合材料-不锈钢层板的高速冲击响应过程,并分析了热载对抗冲击性能及纤维金属层板失效模式的影响,从而揭示高速冲击载荷下纤维增强金属层板的破坏机理。

1 纤维金属层板的高速冲击响应数值模拟方法

对于纤维金属复合材料层合板来说,不光有复合材料层,同时也具有薄金属层,这些金属材料在冲击过程中一旦达到了屈服极限便会进入塑性强化阶段,只有当应力或塑性变形达到了强度极限时才会发生破损。为了更好地模拟冲击作用下金属层的力学行为,在本文中采用 Johnson-Cook 材料模型进行模拟。同时,在本文中以 Hashin 破坏准则编写的 VUMAT 用户自定义子程序被用于复合材料层破坏的模拟,以及基于界面的内聚力行为方法(surface-based cohesive behavior),对纤维层和金属层界面进行了表征。

1.1 Johnson-Cook 模型

Johnson-Cook(J-C)材料模型包括本构模型和失效模型。它能很好地表征金属材料的应变硬化效应、应变率硬化效应和温度软化效应,已被广泛用于冲击作用下金属材料的塑性变形和失效的表征。J-C 本构模型为一种经验性的粘塑性本构模型,构建了在动态载荷下金属材料塑性流动的屈服函数,即 von Mises 流动应力(flow stress)函数,其具体形式为^[15]

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)(1 + C\ln \dot{\varepsilon}^*) (1 - (T^*)^m), \quad (1)$$

式中, A, B, C 分别为屈服应力、应变强化参数、应变率敏感系数, m, n 分别为温度软化效应系数和应变强化系数,式中 A, B, C, m, n 均为模型参数,由实验测得。 ε 和 $\dot{\varepsilon}^*$ 分别为等效塑性应变、无量纲塑性应变率。 T^* 为无量纲温度,可由下式表示:

$$T^* = \frac{T - T_r}{T_m - T_r}, \quad (2)$$

式中, T, T_r 和 T_m 分别为环境温度、参考温度(一般取室温)和材料熔点温度。

J-C 失效模型为 Johnson 和 Cook 建立的失效应变函数, 不仅考虑了应力状态, 同时也考虑了应变率和温度的影响, 它的等效塑性应变 ε_f 为^[15]

$$\varepsilon_f = (d_1 + d_2 e^{d_3 \sigma^*}) (1 + d_4 \ln \dot{\varepsilon}^*) (1 - d_5 T^*), \quad (3)$$

式中, $d_1 \sim d_5$ 为材料常数, σ^* 为应力三轴度, $\dot{\varepsilon}^*$ 为无量纲塑性应变率, T^* 为无量纲温度。

1.2 复合材料层的三维 Hashin 失效准则及渐进损伤

由于基本失效模型, 包括纤维拉伸/压缩失效、基体拉伸/压缩失效、脱层失效能够准确地应用于计算复合材料的失效表征^[16-17], 三维 Hashin 失效准则^[18]被广泛地应用于复合材料的三维渐进损伤分析中, 这个基本的失效模型可以表示如下:

纤维拉伸失效判断准则 ($\sigma_{11} \geq 0$)

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_1}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 = 1; \quad (4)$$

纤维压缩失效判断准则 ($\sigma_{11} < 0$)

$$-\left(\frac{\sigma_{11}}{X_c}\right) = 1; \quad (5)$$

基体拉伸失效判断准则 ($\sigma_{22} + \sigma_{33} \geq 0$)

$$\left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y_1}\right)^2 + \left(\frac{1}{S_{23}^2}\right) (\tau_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}) + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 = 1; \quad (6)$$

基体压缩失效判断准则 ($\sigma_{22} + \sigma_{33} < 0$)

$$\frac{1}{Y_c} \left[\left(\frac{Y_c}{2S_c}\right)^2 - 1 \right] (\sigma_{22} + \sigma_{33}) + \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{2S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{1}{S_{23}^2}\right) (\tau_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}) + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 = 1; \quad (7)$$

拉伸脱层判断准则 ($\sigma_{33} \geq 0$)

$$\left(\frac{\sigma_{33}}{Z_1}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{23}}\right)^2 = 1; \quad (8)$$

压缩脱层判断准则 ($\sigma_{33} < 0$)

$$\left(\frac{\tau_{12}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{23}}\right)^2 = 1. \quad (9)$$

以上所有表达式中“1”是指纤维方向, “2”和“3”分别是指层板面内纤维的垂直方向、层板厚度的纤维垂直方向, $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}$ 分别为纤维方向、层板面内的纤维垂直方向、层板厚度的纤维垂直方向应力; 同理 $\tau_{12}, \tau_{13}, \tau_{23}$ 为相应方向的剪切应力, S_{12}, S_{13}, S_{23} 为相应方向的剪切强度; $X_1, X_c, Y_1, Y_c, Z_1, Z_c$ 分别为纤维方向的拉伸强度、纤维方向的压缩强度、层板面内基体的拉伸强度、层板面内基体的压缩强度、厚度方向拉伸脱层强度、厚度方向压缩脱层强度。如果在加载的过程中复合材料发生失效, 将执行相应的刚度降解, 本文中采用了 Tan^[19] 的材料刚度衰减准则, 具体的刚度折减方案与文献[19]相同。

2 热载下纤维金属层板冲击动态响应分析

2.1 模型及计算条件

模型为一个四边固支的纤维金属板, 纤维金属板尺寸长×宽×厚等于 50 mm×50 mm×3

mm,子弹为刚性球体,半径为 2.775 mm,模型示意图如图 1 所示.纤维金属板包括上下两层 SS304 钢层和中间 10 层碳纤维增强环氧树脂基复合材料层.钢板每层厚度为 0.5 mm,碳纤维层是按 $0^\circ, 90^\circ$ 依次交替铺层,即 0° 的纤维层和 90° 的纤维层各 5 层,碳纤维层每层厚度为 0.2 mm.网格类型为 C3D8R 单元,考虑有限元计算中对冲击接触位置附近的计算网格加密可为 Hashin 失效准则提供更高精度的信息,因此对纤维金属层板中心区域的有限元网格进行了局部加密,同时为了减少计算量,对离冲击接触较远的区域采用稀疏网格.在计算中,考虑真实材料中同一铺层间纤维之间通过纱线连接,纱线的强度远低于纤维的强度,所以在研究纤维增强复合材料层合板冲击性能时忽略纤维间纱线的影响.不同纤维铺层之间通过基体复合后连接,本文考虑层间强度主要为基体的强度;实际纤维金属层板的制备中纤维层与金属层板通过热压工艺固化形成,它们之间涉及到不同材料相界面的连接问题,本文计算中采用了基于界面的内聚力行为方法来表征纤维与层板间的界面条件,具体参数见表 1.表 1 中 $K_i, T_{i \max}, G_{i c}$ ($i = n, s, t$) 分别表示刚度系数、内聚力强度极限、断裂能, n 为界面法向, s 和 t 为界面的两个剪切方向.纤维层、金属层和子弹的材料参数及金属层的 J-C 模型参数与文献[15]相同.为了分析热载对环氧树脂基碳纤维金属层板抗冲击性能及失效模式的影响,在热载荷工况选择时,考虑到环氧树脂基复合材料的使用温度范围,本文选取了 1 个接近室温 (20°C) 的工况和 3 个接近环氧树脂基复合材料的高温使用工况 ($T = 120, 160, 200^\circ\text{C}$).

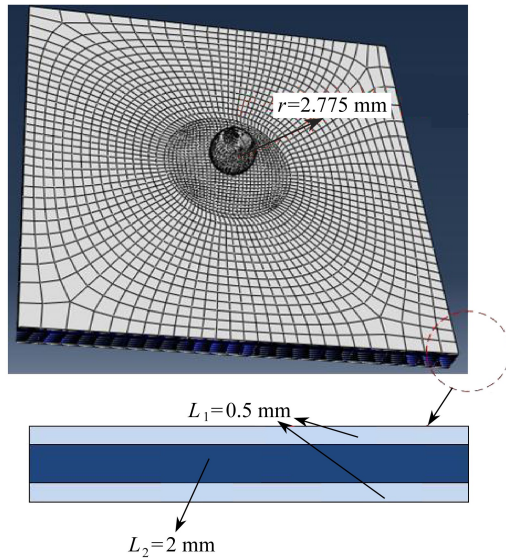


图 1 计算模型

Fig. 1 The computational model

表 1 基于界面的内聚力行为参数

Table 1 The surface-based cohesive behavior parameters

parameter	value	parameter	value	parameter	value
$K_n / (\text{N}/\text{mm}^3)$	9.9E6	$T_{n \max} / (\text{N}/\text{mm}^2)$	80.3	$G_{n c} / (\text{N}/\text{mm})$	1.2E-2
$K_s / (\text{N}/\text{mm}^3)$	5.61E6	$T_{s \max} / (\text{N}/\text{mm}^2)$	110	$G_{s c} / (\text{N}/\text{mm})$	1.2E-2
$K_t / (\text{N}/\text{mm}^3)$	5.61E6	$T_{t \max} / (\text{N}/\text{mm}^2)$	110	$G_{t c} / (\text{N}/\text{mm})$	1.2E-2

2.2 计算结果分析

首先基于用户子程序采用 ABAQUS/Explicit 模拟了不同冲击速度作用下类似情形的碳纤

维增强金属层板的冲击响应.为了验证本文计算的准确性,本文同时计算了 Frontán 等^[15]研究中相同的 CFRMLs 模型,将本文计算的结果和 Frontán 等^[15]的实验结果进行了对比.图 2 为本文计算得到的不同冲击速度下子弹的剩余速度与 Frontán 等的实验得到的剩余速度比较,图 2 中 V_0 为子弹的冲击速度, V_r 为子弹的剩余速度.结果显示,本文模拟结果与实验结果拟合得很好,这在一定程度上验证了本文数值方法的可靠性.

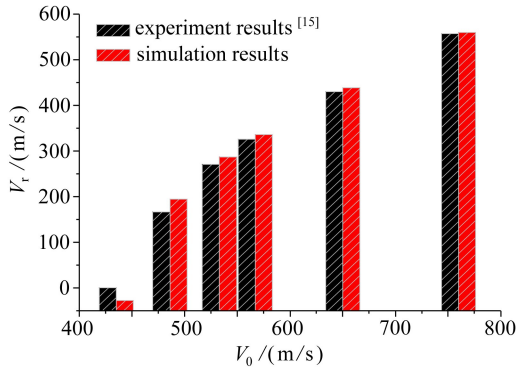


图 2 不同冲击速度下本文模拟得到的子弹剩余速度与实验^[15]的比较

Fig. 2 Comparison of the residual velocities between the experiment in ref. [15] and the present simulation

图 3 给出了球形弹体以 400 m/s 的初始速度高速冲击 200 °C 下的 3 mm 厚纤维-金属层板的侵彻穿透过程.图 3(a)~(d) 对应的时间分别为 5, 15, 30, 100 μs , 为了方便观察,没有显示冲击弹体.由图 3 可以看到弹体对靶板的侵彻和穿透过程是短时瞬态过程.当 $t = 5 \mu\text{s}$ 时,这是冲击压缩接触的初始阶段,如图 3 所示,在冲击作用下,其是以上层金属板发生塑性变形和靶板复合材料层的冲压破坏为主,冲击接触区发生局部压溃,即中间的纤维增强复合材料层发生脆性失效而删除,上层金属板因发生塑性变形而形成陷坑,而靶板背面,即下层金属板变形较小.当 $15 \mu\text{s} < t < 30 \mu\text{s}$ 时,随着侵彻深度的增大,在冲击接触的中心区域,上面板金属层由于持续的过大塑性变形开始破坏,中间的碳纤维层被穿透,靶板背面(不锈钢层)形成了明显的冲击“背锥”,下面板金属层发生显著的塑性变形,并逐渐向外扩展.同时,沿厚度方向上的压缩波在靶板背面反射为拉伸波,拉伸波和层间剪切共同作用导致碳纤维层和下面板不锈钢层之间分层损伤的出现.随着弹体继续沿厚度方向往前运动,冲击失效继续扩展,当 $t = 100 \mu\text{s}$ 时,靶板发生了穿透,侵彻过程中产生碎片从弹孔内飞溅出来,弹体继续向前,直至完全脱离靶板,这一过程中,冲击损伤在应力波的作用下继续沿靶板面向外扩展.当穿透发生后,不锈钢层发生类似花瓣形的向外翻的塑性变形,无法恢复.

本文采用状态变量来表示冲击作用下纤维金属板的破坏和失效情况,每个状态变量初始值为 0,根据三维 Hashin 失效准则,对于达到破坏极限的单元,状态变量赋值为 1,并通过单元删除法予以删除,对达到相应失效极限的单元,将相应的状态变量值赋值为 1,并显示为红色.图 4 给出了 $T = 200 \text{ }^\circ\text{C}$ 条件下纤维金属板的最下层 90°铺层的整体破坏和纤维拉伸失效比较.由图 4 可以看到,纤维铺层方向整体失效破坏区域(在图 4 中,90°铺层的纤维方向为上下方向)的面积要比非铺层方向的整体失效面积大.就纤维拉伸失效而言,当 $t = 5 \mu\text{s}$ 时,复合材料层尚未失效删除,但靶板中心区域已经存在基体拉伸和压缩失效.随着冲头继续沿厚度方向往前运动,当 $t = 10 \mu\text{s}$ 时,靶板中心区域整体失效,并删除,形成一个冲口,并在冲口周围出现新的纤维拉伸失效.当 $t < 15 \mu\text{s}$ 时,纤维的拉伸失效主要集中在靶板中心或者冲口附近.当 $t > 25 \mu\text{s}$,纤维的拉伸失效开始向冲口外扩展.但向外扩展的区域不大,失效的区域依然集中在冲

口附近.

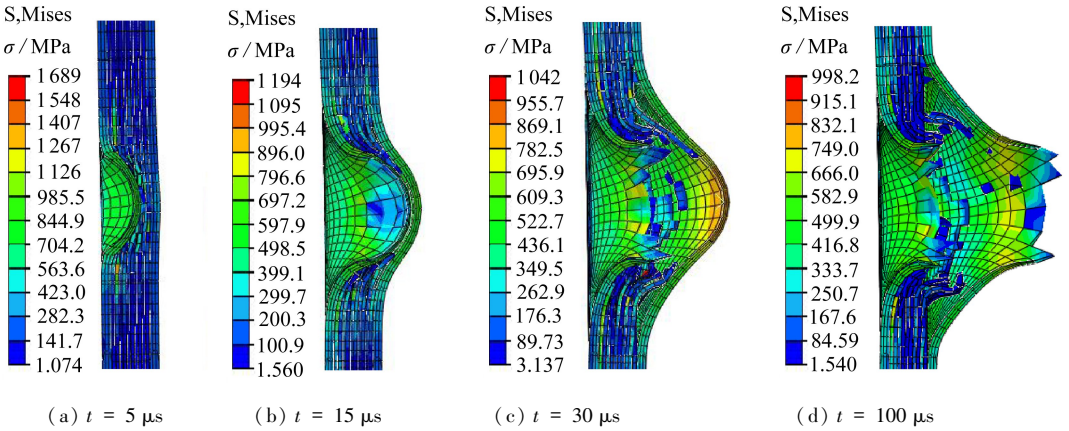


图 3 400 m/s 冲击速度下纤维金属层板的动态响应和损伤演化过程

Fig. 3 The dynamic response and damage evolution of FRMLs under a impact velocity of 400 m/s

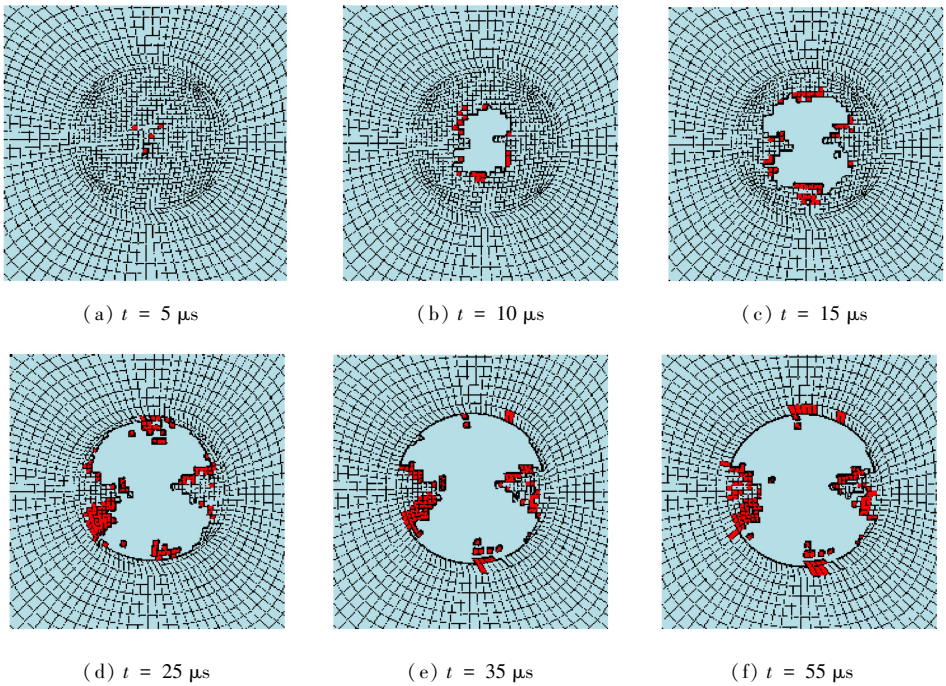


图 4 最下层 90°铺层纤维拉伸失效的时域演化

Fig. 4 The fiber tensile failure evolution of the 90° carbon fiber bottom layer

图 5 给出了 $T = 200\text{ }^\circ\text{C}$ 条件下纤维金属版的最上层、中间层和最下层 $0^\circ/90^\circ$ 铺层的基体拉伸失效比较,由图 5 可以看到, 0° 铺层的基体拉伸失效沿上下方向发展, 90° 铺层的基体失效沿左右发展,即它们的方向相互垂直,均为非纤维铺层方向.这是因为,沿纤维铺层方向,由于纤维的存在,一定程度上阻止了基体拉伸失效的扩展.也可以看到,无论 0° 铺层还是 90° 铺层,最下层的基体拉伸失效区域最大,中间层的基体拉伸失效次之,最上层的基体拉伸失效区域最小,也就是说,基体拉伸失效区域沿厚度方向而增大.

图 6 给出了不同铺层的拉伸和压缩脱层失效比较,由图 6 可以看到,无论拉伸脱层还是压缩脱层, 0° 铺层和 90° 铺层的失效区域发展方向相互垂直.也可以看到,无论拉伸脱层还是压缩

脱层,最上层的脱层失效区域要小于最下层的失效区域,最上层的拉伸脱层失效区域与压缩脱层失效区域相当,前者略大于后者;而最下层的拉伸脱层失效区域显著大于压缩脱层失效区域,总体上来说,无论最上层还是最下层,拉伸脱层区域大于压缩脱层区域。

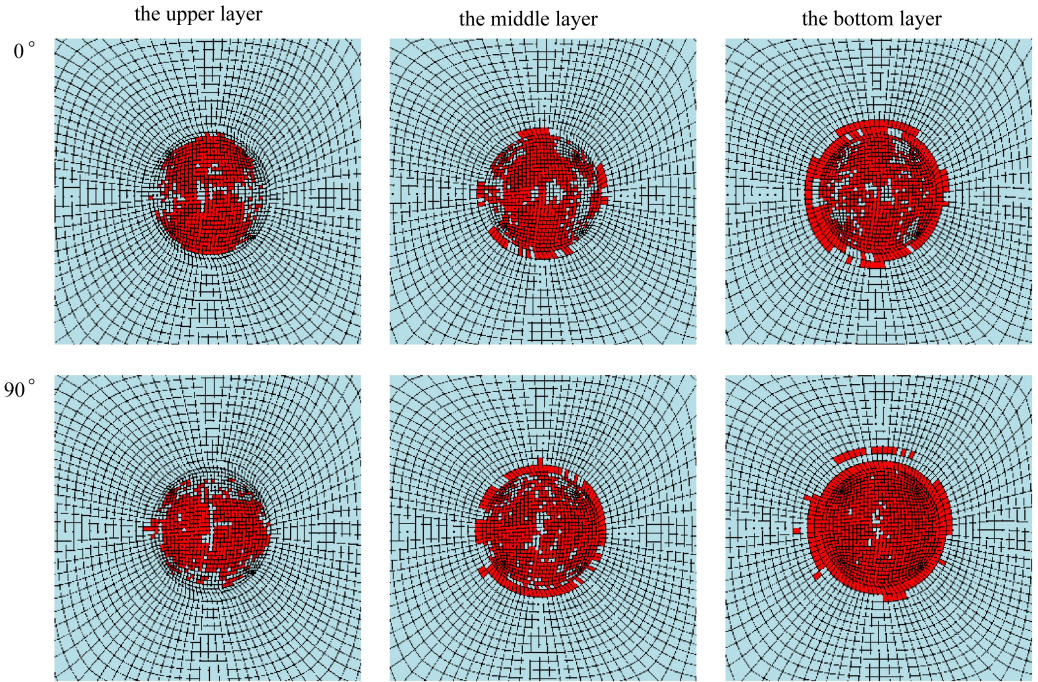


图5 不同铺层的基体拉伸失效比较

Fig. 5 Comparison of matrix tensile failure between different carbon fiber layers

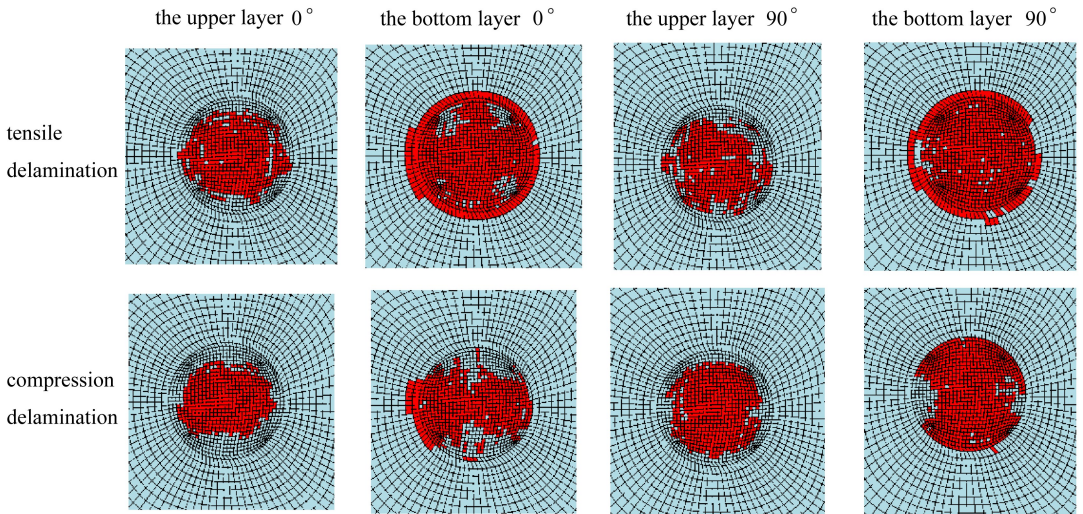


图6 不同铺层的拉伸和压缩脱层失效比较

Fig. 6 Comparison of compression delamination and tensile delamination between different carbon fiber layers

为了分析热载对纤维金属板抗冲击性能的影响,本文基于 ABAQUS 用户子程序模拟了 4 种 ($T = 20, 120, 160, 200\text{ }^{\circ}\text{C}$) 工作环境温度下碳纤维不锈钢板的冲击响应.不同温度下碳纤维层的线膨胀系数 α_c 由文献[20]中给出的数据和插值得到.由于没有有关不同温度下碳纤维复

合材料的其他材料属性的有效数据,本文不考虑碳纤维复合材料其他的材料属性随温度的变化.热层的弹性模量和线热膨胀系数随温度变化由文献[21-22]得到.应当指出的是,热载条件下,纤维金属板的热应力对其冲击响应的影响是不可忽略的,图7给出了不同温度下碳纤维层的最大热应力(Mises应力).由图7可以看到,碳纤维层最大热应力随工作环境温度升高而增大,大致分布在30~60 MPa左右,这表明热应力将会对纤维金属板的冲击响应有重要影响.接下来本文将具体讨论工作环境温度对纤维金属板抗冲击性能的影响.

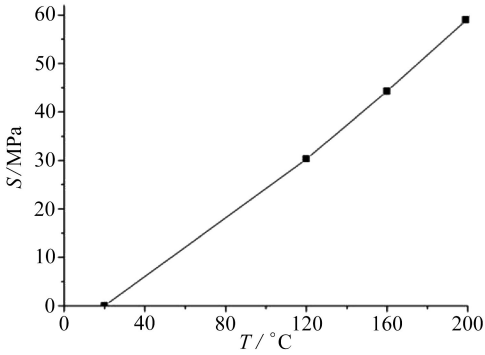


图7 不同温度下碳纤维层最大热应力

Fig. 7 The max stress of carbon fiber layers under different ambient temperatures

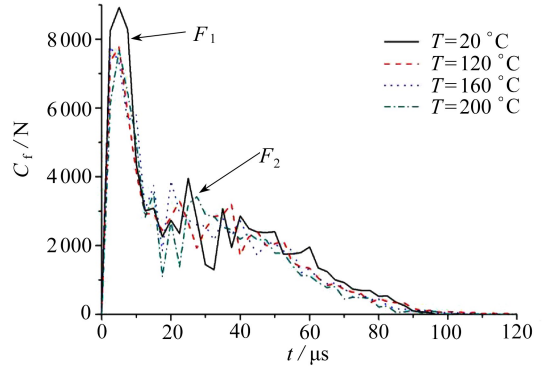


图8 接触力历史时间曲线

Fig. 8 The contact force time histories under different ambient temperatures

图8给出了不同温度下冲击过程中子弹与靶板的接触力(C_f)时域曲线.由图8所示,不同温度下的接触力时域曲线均存在两个较明显的峰值,分别分布在 $5\mu\text{s} < t < 8\mu\text{s}$ 和 $20\mu\text{s} < t < 30\mu\text{s}$,如图中 F_1 和 F_2 所示,显然, F_1 是由于弹头与CFRMLs板在初始接触阶段产生的,即在冲头与CFRMLs板上板面的不锈钢层接触时产生的. F_1 与 F_2 之间接触变小是因为,在弹头的冲击作用下,与弹头接触的CFRMLs板上板产生的应力波传播到碳纤维层,碳纤维层开始破坏,使得上面板沿厚度方向发生塑性变形,并使得接触力变小.随着子弹进一步沿厚度方向推进,冲击区域的碳纤维板被打穿,之后,弹头与下金属面板直接接触,由于金属板的弹性模量很大,从而产生峰值 F_2 ,由于子弹速度下降,使得接触力峰值 F_2 显著小于 F_1 . $t > 30\mu\text{s}$ 之后,接触力持续下降,这是因为,由图8可知, $t > 30\mu\text{s}$ 之后,上面板和中间的碳纤维层被穿透,该阶段主要是下面板的塑性变形和破坏,金属层下面板的塑性变形和破坏会持续消耗大量的子弹动能,使得接触力持续下降,直到穿透($T = 120, 160, 200\text{ }^\circ\text{C}$)或者反弹($T = 20\text{ }^\circ\text{C}$),接触力降为0.由图8可知,在冲击的整个过程中,环境温度 $T = 20\text{ }^\circ\text{C}$ 下的情形总体上具有最大的接触力,而 $T = 120, 160, 200\text{ }^\circ\text{C}$ 时,接触力较小.这是因为,在环境温度 $T = 120, 160, 200\text{ }^\circ\text{C}$ 时,由于热载荷的存在,纤维金属板的金属面板的弹性模量变小,即会发生软化效应,并且无论金属面板还是碳纤维层,均存在热应力,使得金属面板和纤维层更容易发生破坏.特别是,当 $t > 40\mu\text{s}$ 时,环境温度 $T = 120, 160, 200\text{ }^\circ\text{C}$ 情况下,这个阶段接触力随着环境温度的增大而变小.这是由于,在这个阶段,碳纤维层已被穿透,接触力主要是由冲头与下面板不锈钢层的接触引起的.随着温度的升高,不锈钢层的刚度和屈服强度衰减,所以,温度升高时,接触力变小.总之,热载荷的存在直接影响了冲头的接触力,显著改变纤维金属板的冲击响应,弱化抗冲击性能.

表2为4种环境温度下以400 m/s速度冲击的结果.表中符号 V_r 是指子弹的剩余速度.表中结果包括穿透与否和子弹的剩余速度.由表可以清楚看到,环境温度 $T = 20\text{ }^\circ\text{C}$ 时,纤维金属板未穿透,子弹反弹,反弹速度为 -12.94 m/s .而环境温度 $T = 120, 160, 200\text{ }^\circ\text{C}$ 时,靶板都被穿

透,它们的剩余速度分别为 0.41, 7.02, 22.70 m/s,即随着环境温度 T 值的增大,子弹的剩余速度增大.图 9 为 4 种环境温度下子弹的靶板厚度方向速度时域曲线.由图 9 可以看到,当环境温度 $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,子弹在 $t = 76\text{ }\mu\text{s}$ 附近出现反弹现象.在整个冲击过程中,总之,温度越高,子弹的速度越大,当 $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,靶板吸收的动能最多,而当 $T = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,靶板吸收的动能最少.显然,子弹的动能耗散随着环境温度的增大而降低,也就是说,热载荷改变了纤维金属板的冲击动能吸收特性,弱化了碳纤维金属板的抗冲击性能.

表 2 不同环境温度下冲击的结果

Table 2 Impact results under different ambient temperatures

ambient temperatures $T/{}^{\circ}\text{C}$	20	120	160	200
residual velocity $V_r/(m/s)$	-12.94	0.41	7.02	22.70
impact result	unpenetrated, rebounded	penetrated	penetrated	penetrated

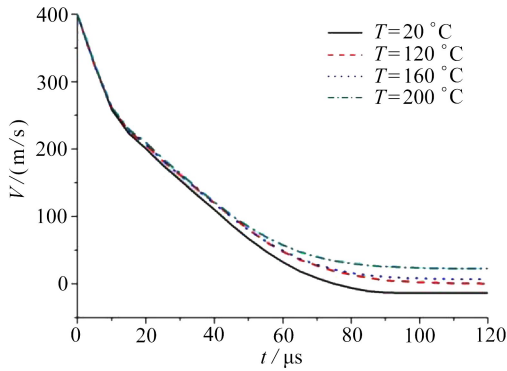


图 9 不同温度下子弹沿厚度方向的速度(velocity)历史时间曲线

Fig. 9 Velocity time histories along the thickness direction under different ambient temperatures

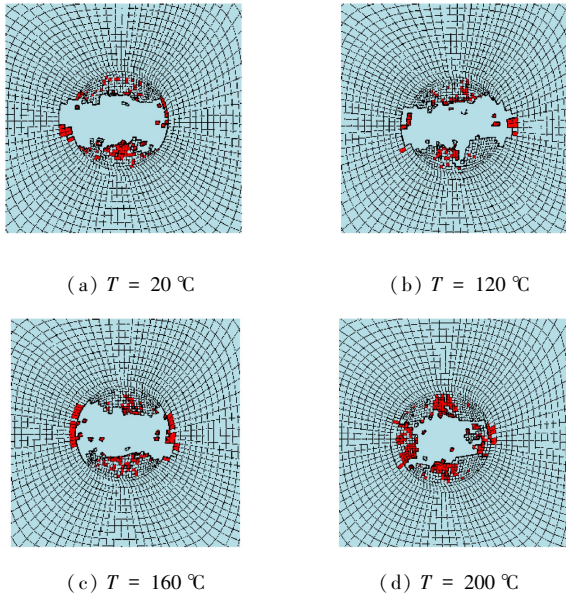
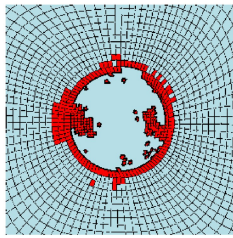
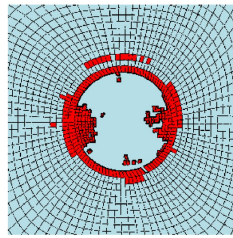
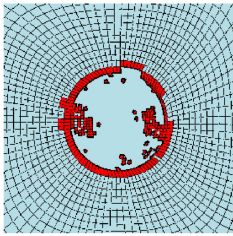
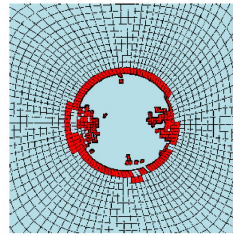


图 10 不同温度下最下层 0° 铺层纤维拉伸失效比较

Fig. 10 Comparison of fiber tensile failure of the 0° carbon fiber bottom layer between different ambient temperatures

图 10 给出了不同热环境 ($T = 20, 120, 160, 200\text{ }^{\circ}\text{C}$) 条件下纤维金属板的最下层 0° 铺层的纤维拉伸失效比较。图 10 中删除单元代表纤维层整体失效单元, 可以看到, 不同温度下, 纤维层整体的破坏情况不同, 随着环境温度增大, 纤维层失效的区域变小。图 10 中红色单元代表纤维拉伸失效单元, 就纤维拉伸失效来看, 不同热环境下纤维拉伸失效均主要分布在复合材料层失效删除单元(冲口)附近, 但不同温度下, 纤维拉伸失效分布不同, 随温度升高, 冲口附近的纤维失效区域略有增大。图 11 给出了 $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ 和 $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ 条件下纤维金属板的最下层 90° 铺层的基体拉伸失效和拉伸脱层比较。拉伸失效主要是因为沿厚度方向上的压缩波在靶板背面反射为拉伸波, 在拉伸波作用下碳纤维层出现了如图 11 所示的脱层或者基体损伤。可以看到, 在冲击作用下, 两种热载荷情况下拉伸脱层失效区域的面积均远大于复合材料失效删除区域(冲口)的面积, 基体拉伸失效和脱层失效区域均沿冲口环向向外分布。也可以看到, 不同温度下, 基体拉伸失效和脱层失效的分布区域也不同, 也就是说, 环境温度对纤维金属层板的碳纤维层基体失效和脱层失效有重要影响。

(a) $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$, 基体拉伸失效(b) $T = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$, 基体拉伸失效(a) $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$, matrix tensile failure(b) $T = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$, matrix tensile failure(c) $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$, 拉伸脱层(d) $T = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$, 拉伸脱层(c) $T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$, tensile delamination (d) $T = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$, tensile delamination图 11 最下层 90° 铺层基体拉伸失效/拉伸脱层($20/200\text{ }^{\circ}\text{C}$)Fig. 11 Comparison of the matrix tensile failure and tensile delamination of the 90° carbon fiber bottom layer between ambient temperatures $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ and $200\text{ }^{\circ}\text{C}$

3 结 论

为了研究由上下金属面板和中间碳纤维层组成的纤维金属层板的高速冲击响应以及热载荷对其抗冲击性能的影响, 采用 ABAQUS/Explicit, 基于复合材料渐进损伤 VUMAT 用户子程序和 Johnson-Cook 模型数值模拟了不同热载条件下碳纤维-金属层板的高速冲击响应过程。有以下结论:

纤维层的脆性断裂、金属层的塑性变形以及纤维层与金属层之间的脱层是冲击作用下碳纤维不锈钢层板的主要失效形式。热载荷的存在直接影响了冲头的接触力, 温度越高, 最大接

触力变小,整个冲击过程中,接触力总体上随温度升高而降低.随着环境温度 T 值的增大,子弹的速度衰减越慢,剩余速度增大.显然,子弹的动能耗散随着环境温度的增大而降低,即热载对纤维金属层板的抗冲击性能有显著影响,热载荷降低了纤维金属板的冲击动能吸收特性,弱化了碳纤维金属板的抗冲击性能.

不同温度下,纤维层整体的破坏情况不同,随温度升高,纤维层失效区域变小.不同温度下,纤维失效、基体失效和脱层失效区域的分布也不同,环境温度对无论是纤维金属层板的整体破坏,还是纤维失效、基体失效和脱层失效都有重要影响.

参考文献(References):

- [1] Vogelesang L B, Vlot A. Development of fibre metal laminates for advanced aerospace structures[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2000, **103**(1): 1-5.
- [2] 万云,王振清,周利民,章继峰.表面机械研磨(SMAT)技术对玻璃纤维增强铝金属层板(GLARE)拉伸性能的影响[J].应用数学和力学,2014, **35**(10): 1107-1114.(WAN Yun, WANG Zhen-qing, ZHOU Li-min, ZHANG Ji-feng. Effect of surface mechanical attrition treatment (SMAT) on the tensile performance of fibre reinforced aluminium laminates [J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2014, **35**(10): 1107-1114.(in Chinese))
- [3] 顾伯洪,孙宝忠.纺织结构复合材料冲击动力学[M].北京:科学出版社,2012.(GU Bo-hong, SUN Bao-zhong. *Textile Structural Composites Impact Dynamics*[M]. Beijing: Science Press, 2012.(in Chinese))
- [4] Ahmadi H, Sabouri H, Liaghat G, Bidkhorri E. Experimental and numerical investigation on the high velocity impact response of GLARE with different thickness ratio[J]. *Procedia Engineering*, 2011, **10**: 869-874.
- [5] Yaghoubi A S, Liaw B. Effect of lay-up orientation on ballistic impact behaviors of GLARE 5 FML beams[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2013, **54**: 138-148.
- [6] Morinière F D, Alderliesten R C, Sadighi M, Benedictus R. An integrated study on the low-velocity impact response of the GLARE fibre-metal laminate[J]. *Composite Structures*, 2013, **100**: 89-103.
- [7] 陈勇,庞宝君,郑伟,张志远.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.(CHEN Yong, PANG Bao-jun, ZHENG Wei, ZHANG Zhi-yuan. Tests and numerical simulation on low velocity impact performance of fiber metal laminates[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2014, **31**(3): 733-740.(in Chinese))
- [8] Morinière F D, Alderliesten R C, Benedictus R. Low-velocity impact energy partition in GLARE [J]. *Mechanics of Materials*, 2013, **66**: 59-68.
- [9] Starikov R. Assessment of impact response of fiber metal laminates[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2013, **59**: 38-45.
- [10] Vlot A. Impact properties of fibre metal laminates[J]. *Composites Engineering*, 1993, **3**(10): 911-927.
- [11] Vlot A. Impact loading on fibre metal laminates[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1996, **18**(3): 291-307.
- [12] Payeganeh G H, AshenaiGhasemi F, Malekzadeh K. Dynamic response of fiber-metal laminates (FMLs) subjected to low-velocity impact[J]. *Thin-Walled Structures*, 2010, **48**(1): 62-70.

- [13] Laliberté JF, Poon C, Straznický P V, Fahr A. Post-impact fatigue damage growth in fiber-metal laminates[J]. *International Journal of Fatigue*, 2002, **24**(2/4): 249-256.
- [14] Caprino G, Spataro G, Del Luongo S. Low-velocity impact behaviour of fibreglass-aluminium laminates[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2004, **35**(5): 605-616.
- [15] Frontán J, ZHANG Yu-ming, DAO Ming, LU Jian, Gálvez F, Jérusalem A. Ballistic performance of nanocrystalline and nanotwinned ultrafine crystal steel[J]. *Acta Materialia*, 2012, **60**(3): 1353-1367.
- [16] Shchegel G O, Böhm R, Hornig A, Astanin V V, Hufenbach W A. Probabilistic damage modelling of textile-reinforced thermoplastic composites under high velocity impact based on combined acoustic emission and electromagnetic emission measurements[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, **69**: 1-10.
- [17] Heimbs S, Bergmann T, Schueler D, Toso-Pentecôte N. High velocity impact on preloaded composite plates[J]. *Composite Structures*, 2014, **111**: 158-168.
- [18] Hashin Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1980, **47**(2): 329-334.
- [19] Tan S C. A progressive failure model for composite laminates containing openings[J]. *Journal of Composite Materials*, 1991, **25**(5): 556-577.
- [20] 刘兵山, 燕瑛, 田金梅. 纤维增强对称层合复合材料的宏观热膨胀系数研究[J]. *强度与环境*, 2008, **35**(5): 17-24. (LIU Bing-shan, YAN Ying, TIAN Jin-mei. Study on the macro thermal expansion coefficients of fiber-reinforced symmetric laminates[J]. *Structure & Environment Engineering*, 2008, **35**(5): 17-24. (in Chinese))
- [21] 严彪. 不锈钢手册[M]. 北京: 化学工业出版社, 2009. (YAN Biao. *Stainless Steel Handbook* [M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2009. (in Chinese))
- [22] Lie T T, Irwin R J. Fire resistance of rectangular steel columns filled with bar reinforced concrete[J]. *Journal of Structural Engineering*, 1995, **121**(5): 797-805.

Numerical Simulation of Impact Dynamic Responses and Interlayer Failure of CFRMLs Under Thermal Loads

TANG Xiao-jun^{1,2}, HUI Tian-li¹, WANG Zhen-qing², YANG Feng-long¹

(1. *Beijing Satellite Manufacturing Factory, China Academy of Space Technology, Beijing 100094, P.R.China;*

2. *College of Aerospace and Civil Engineering, Harbin Engineering University, Harbin 150001, P.R.China)*

(Contributed by WANG Zhen-qing, M. AMM Editorial Board)

Abstract: To investigate the impact response characteristics of carbon fiber reinforced metal laminates (CFRMLs) and the effects of thermal loads on the impact performance of CFRMLs, the VUMAT user subroutine for composite progressive damage modes and the Johnson-Cook model based on ABAQUS/Explicit were employed to simulate the impact response process of carbon fiber reinforced epoxy resin matrix composite-stainless steel laminates under different ambient temperatures. The dynamic responses and damage evolution of CFRMLs were discussed. The effects of thermal loads on the kinetic energy absorption, the contact force and the failure modes of CFRMLs were analyzed detailedly. The results show that the main failure forms of CFRMLs under high-speed impact loads involve the brittle fracture of carbon fiber layers, the plastic deformation of metal layers and the delamination between carbon fiber layers and metal layers. The thermal load has significant effects on the impact performance of CFRMLs. The residual bullet velocity and the contact force between the bullet and CFRMLs are directly influenced by the thermal load. In general, with the rise of the ambient temperature, the contact force decreases while the residual bullet velocity increases. This indicates that the thermal load rise reduces the kinetic energy absorption capability of CFRMLs, and weakens the anti-impact performance of CFRMLs. The thermal load also has great effects on the global failure, fiber failure, matrix failure and delamination of CFRMLs during the impact process.

Key words: carbon fiber reinforced metal laminate; impact response; thermal load; interlayer failure

Foundation item: The National Natural Science Foundation of China(11272096)

引用本文/Cite this paper:

唐小军, 回天力, 王振清, 杨凤龙. 碳纤维-不锈钢层板热载条件下冲击动态响应及层间损伤仿真研究 [J]. *应用数学和力学*, 2016, **37**(10): 1026-1038.

TANG Xiao-jun, HUI Tian-li, WANG Zhen-qing, YANG Feng-long. Numerical simulation of impact dynamic responses and interlayer failure of CFRMLs under thermal loads [J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2016, **37**(10): 1026-1038.