

文章编号:1006-9941(2021)02-0132-09

超高分子量聚乙烯纤维层合板抗侵彻性能的一种数值分析方法

曹铭津^{1,2},陈力²,方秦¹

(1. 陆军工程大学 爆炸冲击防灾减灾国家重点实验室, 江苏 南京 210007; 2. 东南大学 爆炸安全防护教育部工程研究中心, 江苏 南京 211189)

摘要: 为了准确模拟和预测超高分子量聚乙烯纤维层合板(ultrahigh molecular weight polyethylene laminate, UHMWPEL)的抗侵彻性能,将UHMWPEL离散为若干正交各向异性的单层板及若干黏结界面层分别建模;继而基于ABAQUS/Explicit求解器进行用户动态材料子程序二次开发,单层板损伤起始准则采用应力耦合的3D Hashin准则,黏结界面损伤起始准则采用拉剪耦合的二次应力准则,二者均采用双线性材料本构模型及基于等效应力和断裂韧性的损伤演化方法;发展了一种适用于三维复合材料层合板抗侵彻分析的有限元计算方法。基于该方法计算预测了典型的10 mm和20 mm厚UHMWPEL在楔形钢质破片模拟弹(FSP)在不同初始速度冲击侵彻作用下的损伤破坏状态和FSP残余速度。计算结果表明,与已有试验相比,10 mm和20 mm厚的UHMWPEL弹道极限速度(v_{50})预测误差分别为0.6%和11.3%,FSP各残余速度数值计算误差均小于14.2%;UHMWPEL的损伤破坏过程表现出先冲切破坏和局部鼓包,继而大范围鼓包、大面积分层以及纤维拉伸破坏的两阶段特性,与已有试验的观测现象相吻合,验证了本文计算模型和方法的可靠性。

关键词: 高分子量聚乙烯纤维层合板(UHMWPEL);侵彻;动态本构子程序;黏结单元

中图分类号: TB332; O385

文献标志码: A

DOI:10.11943/CJEM2020212

1 前言

纤维增强复合材料层合板(fiber reinforced polymer laminate, FRPL),具有高比强度和高比模量,耐腐蚀性强且抗疲劳性好等优点,广泛应用于航空航天,机械制造与军事防护等领域^[1]。超高分子量聚乙烯纤维层合板(ultrahigh molecular weight polyethylene laminate, UHMWPEL)作为FRPL的一种,通常由若干层UHMWPE纤维增强树脂基单层板薄膜经堆叠并热压加工而成,其与玻璃纤维层合板(GFRPL)、芳纶纤维层合板(AFRPL)以及碳纤维层合板(CFRPL)相比具备更高的比强度、比模量^[2]和更优异的抗冲击侵彻性能^[3-4],一直

是防护工程领域研究的热点。目前用于分析FRPL抗侵彻性能的主要方法有试验测试法^[5-6]、解析模型分析法^[7]和数值分析法^[8]。随着商用有限元软件的不断进步,数值计算逐渐成为一种适用于FRPL损伤失效分析的有效且经济的手段。推动FRPL的数值计算的发展,对于提高科研人员研究效率,降低研究成本,具有重要的意义。

Menna等^[9]通过LS-DYNA软件分析了两种厚度GFRPL在低速冲击荷载作用下的力-位移曲线,发现层间损伤是GFRPL的一种主要失效模式。鲍盘盘^[10]基于ABAQUS进行子程序二次开发,计算了不同厚度GFRPL的弹道极限速度 v_{50} ,结果误差均小于10%,但其采用的损伤演化准则为试算法,缺少具体的物理机制支撑。古兴瑾等^[11-12]基于粘弹性用户子程序模型对Kevlar/epoxy层合板抗侵彻性能开展了研究,得出了侵彻过程中弹体直径与剩余速度、能量吸收之间的关系;发现提高纤维的强度可以显著提高层合板的抗侵彻性能,而提高基体强度则有利于降低损伤面积;粘弹性模型方法准确性相对较高,但是材料参数多而复杂,标定难度大。López-Puente等^[13]基于ABAQUS/

收稿日期:2020-08-03;修回日期:2020-08-30

网络出版日期:2020-10-16

基金项目:国家自然科学基金(51978166、51738011)和中央高校基本科研业务费专项资金(2242020k30049)

作者简介:曹铭津(1996-),男,硕士,主要从事纤维复合材料抗冲击爆炸研究。e-mail:laomaonj@163.com

通信联系人:陈力(1982-),男,教授,博导,主要从事结构抗冲击爆炸研究。e-mail:101012517@seu.edu.cn

引用本文:曹铭津,陈力,方秦.超高分子量聚乙烯纤维层合板抗侵彻性能的一种数值分析方法[J].含能材料,2021,29(2):132-140.

CAO Ming-jin, CHEN Li, FANG Qin. Numerical Method of Penetration Resistance of Ultrahigh Molecular Weight Polyethylene Laminate[J]. Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao), 2021, 29(2):132-140.

Explicit研究了圆球弹侵彻速度与层合板损伤面积的关系,给出了弹体侵彻贯穿碳纤维层合薄板的过程中初始速度与残余速度之间的关系。秦建兵等^[8]研究了不同弹头形状对层合板抗侵彻性能的影响规律,指出平头弹破坏最严重,球头弹居中,而锥头弹破坏程度最低,其模型中采用了壳单元,忽略了厚度方向的应力且未考虑分层影响。Lassig等^[14]基于AUTODYN研究了UHMWPEL在直径6 mm的铝球超高速冲击作用下的破坏状态和残余速度,但是对分层破坏机理未作详细探讨。Nguyen等^[15]采用AUTODYN对弹体在300~1000 m·s⁻¹冲击速度范围内UHMWPEL的损伤状态进行了数值研究,但其所采用的分层模型未考虑损伤演化且未考虑法向压应力对分层的抑制作用。已有的研究成果表明,对弹丸冲击侵彻层合板的数值模拟是一个较为复杂的过程,已有的数值计算模型各有其自身的局限性,例如材料损伤演化模拟缺少物理支撑^[10],材料参数难以获取^[11-12],二维壳模型难以模拟分层破坏现象^[8]以及对层合板分层破坏描述过于简化^[14-15]等问题。

针对已有研究成果的不足,本研究采用三维准宏观分析尺度建模,将层合板离散为若干单层板以及cohesive黏结层两部分,同时考虑UHMWPEL基于断裂韧性的渐进损伤演化物理机制,发展了一种用于分析UHMWPEL弹道性能的精细化数值建模方法。

2 材料模型VUMAT开发

2.1 单层材料损伤起始和演化

(1) 损伤起始准则

层合板损伤破坏可分为单层板损伤破坏和界面层损伤破坏两个部分。针对FRP单层板的损伤起始准则,国内外学者已做了大量的研究^[18-19]。本研究选取工程上应用较广、精度可靠的3D Hashin准则^[20]来描述UHMWPE单层板材料,该准则将单层板的损伤失效分为:纤维拉断、纤维压断、基体拉裂和基体压裂四种形式,当 $f_i \geq 1$ 时,损伤开始发生:

纤维拉坏($\sigma_1 \geq 0$)

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 = f_1 \quad (1)$$

纤维压坏($\sigma_1 < 0$)

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X_C}\right)^2 = f_2 \quad (2)$$

基体拉坏($\sigma_2 + \sigma_3 \geq 0$)

$$\left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y_T}\right)^2 + \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}}{S_{23}^2} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 = f_3 \quad (3)$$

纤维压坏($\sigma_2 + \sigma_3 < 0$)

$$\left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y_C}\right)^2 \left[\left(\frac{Y_C}{2S_{23}}\right)^2 - 1 \right] + \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{2S_{23}}\right)^2 + \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}}{S_{23}^2} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 = f_4 \quad (4)$$

式中, f_i 的下标*i*代表了单层板对应的损伤失效模式,当*i*=1,2,3,4时分别对应纤维拉坏、纤维压坏、基体拉坏和基体压坏。

(2) 损伤演化准则

Chen等^[21]对单向UHMWPEL进行了动态拉伸试验,发现其应力—应变关系曲线具有如图1所示的典型双线性特征。因此,单层板选取双线性模型。在材料未损伤之前,材料应力随应变呈线性变化,当材料到达损伤起始点后,随着荷载继续增加,单层板内部产生裂纹和孔隙等微观缺陷,导致刚度退化,应力随应变呈线性下降。材料在变形过程中,应力—应变曲线与坐标系围成的面积即为材料渐进破坏过程中所耗散的断裂能,当满足损伤起始准则的单元在渐进破坏的过程中消耗的能量达到断裂能的临界值时,认为材料发生破坏。Balzani^[22]已研究证明双线性模型针对FRPL类材料完全能够兼顾求解效率和精度。

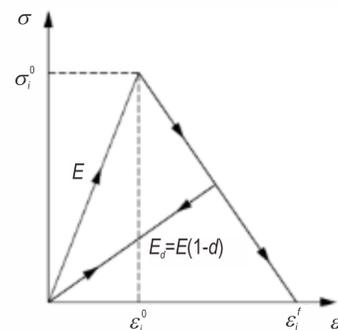


图1 单层板损伤本构关系

Fig.1 Constitutive equation of single lamina

基于连续介质损伤力学,定义损伤变量为 d_i ($i=1,2,3,4$),

$$d_i = \frac{\varepsilon_i^f(\varepsilon_i - \varepsilon_i^0)}{\varepsilon_i(\varepsilon_i^f - \varepsilon_i^0)} \quad (5)$$

式中, ε_i^0 为损伤起始点对应的等效应变; ε_i^f 为等效破坏

应变;考虑到损伤的不可逆特点, ε_i 为材料在受荷过程中的最大等效应变, 具体计算方法可参考文献[23]。当 $d_i = 0$ 时, 单层板处于无损伤状态, $0 < d_i < 1$ 时, 处于损伤工作状态, $d_i = 1$ 时, 单元破坏, 失效删除。

由于裂纹扩展单位面积所需断裂能的大小是材料的固有属性, 因此采用断裂能的方法计算单元的失效应变, 同时为了降低网格相关性, 引入单元特征长度^[24]:

$$\varepsilon_i^f = \frac{2G_{ic}}{\sigma_i^0 l} \quad (6)$$

式中, l 为单元特征长度, mm; ABAQUS 软件默认其值大小为单元体积的立方根; G_{ic} 为单层板临界断裂能, $\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}$; σ_i^0 为损伤起始点对应的等效应力^[25], MPa。

由于纤维在单层板某一方向的增强, 使单层板具有典型的正交各向异性关系, 损伤后的应力-应变关系可表示为^[20]:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} \\ & & & C_{12} \\ & & & & C_{23} \\ & & & & & C_{13} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{12} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{13} \end{Bmatrix} \quad (7)$$

$$C_{ij} = (1 - d_i)(1 - d_m)E_{ij}^0 \left[v_{ij}^{(1-\delta_{ij})} + (1 - 2\delta_{ij})\kappa \right] \Delta \quad i, j \in (1, 2, 3)$$

$$G_{ij} = (1 - d_i)(1 - s_{mt}d_3)(1 - s_{mc}d_4)G_{ij}^0 \quad i, j \in (1, 2, 3), i \neq j$$

$$d_f = 1 - (1 - d_1)(1 - d_2)$$

$$d_m = 1 - (1 - d_3)(1 - d_4)$$

$$\kappa = \begin{cases} v_{kl}v_{lk} & k, l \in (1, 2, 3), k \neq l \neq i \\ v_{ki}v_{jk} & k \in (1, 2, 3), k \neq i \neq j \end{cases}$$

$$\Delta = \frac{1}{1 - v_{12}v_{21} - v_{23}v_{32} - v_{13}v_{31} - 2v_{21}v_{32}v_{13}}$$

式中, C_{ij} 和 G_{ij} 分别为损伤后的刚度张量, MPa, $i = j = 1$ 时, C_{ij} 中的 d_m 为 0; 上标 0 代表无损状态; v_{ij} 为泊松比张量; δ_{ij} 为克罗内克符号; d_f 和 d_m 分别为纤维和基体总损伤变量; s_{mt} 和 s_{mc} 分别为损伤控制系数, 参考 Lee^[26] 取 $s_{mt} = 0.9$, $s_{mc} = 0.5$ 。

2.2 Cohesive-Zone 界面层损伤起始和演化

UHMWPEL 由单层板材热压而成^[5], 由于厚度方向缺少增强机制, 分层是层合板在冲击荷载下的主要破坏模式之一。在冲击荷载作用下, 由于压缩波在层合板背部自由面反射为拉伸波, 由此产生的拉应力会

加剧层合板的分层破坏, 因此通常的二维模型已不能满足要求, 需要采用三维模型来提高分析精度。本研究采用共节点 cohesive-zone 界面单元来模拟分层现象, 采用二次应力准则^[27]作为界面单元损伤起始准则; 采用 B-K 准则^[28]计算界面层损伤扩展。为了方便改进材料模型, 同样将含损伤演化的 cohesive 本构编入用户子程序 VUMAT。

Cohesive-zone 方法基于断裂力学和损伤力学, 最早由 Dugdale^[29] 和 Barenblatt 等^[30] 提出, 该法既可以预测裂纹的发生, 又可以预测裂纹扩展, 具有显著的优越性^[27], 但对网格尺寸有一定要求^[31]。黏结层通过具有一定厚度的黏结单元实现, 其与上下单层板单元之间通过共节点连接, 黏结单元本构关系为,

$$\begin{Bmatrix} \sigma_n \\ \sigma_s \\ \sigma_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} E_{nn} & & \\ & E_{ss} & \\ & & E_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \gamma_s \\ \gamma_t \end{Bmatrix} \quad (8)$$

式中, σ_n , σ_s 和 σ_t 分别为界面层法向应力和两个面内剪应力, MPa; ε_n , γ_s 和 γ_t 分别为法向应变和两个剪切应变, E_{nn} , E_{ss} 和 E_{tt} 为刚度参数, MPa。

Quads^[27] 损伤起始准则为:

$$\left(\frac{\langle \sigma_n \rangle}{N} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_s}{S} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_t}{T} \right)^2 = 1 \quad (9)$$

式中, N , S 和 T 分别为界面层拉伸强度和两个剪切强度, MPa; $\langle \cdot \rangle$ 为 Macauley 括号, $\langle x \rangle = \frac{1}{2}(|x| + x)$, 当界面层法向受压时, 法向压应力不参与损伤起始准则的计算。

当界面单元受力状态满足损伤起始准则后, 随着荷载的继续增加纤维材料将发生损伤, Balzani^[22] 已证明线性损伤模型对于 FRPL 具有较高准确性, 因此这里同样采用线性损伤模型, 定义损伤变量 D 为:

$$D = \frac{\varepsilon^f(\varepsilon - \varepsilon^0)}{\varepsilon(\varepsilon^f - \varepsilon^0)} \quad (10)$$

式中, ε^0 , ε^f 和 ε 分别为损伤起始等效应变, 损伤失效等效应变和在损伤累积中达到的最大真实等效应变且应满足 $\varepsilon > \varepsilon^0$, ε^f 采用 B-K 准则^[28] 基于断裂能求得, 具体可参考文献[32]。

损伤后的界面单元本构关系为:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_n \\ \sigma_s \\ \sigma_t \end{Bmatrix} = (1 - D) \begin{bmatrix} E_{nn} & & \\ & E_{ss} & \\ & & E_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \gamma_s \\ \gamma_t \end{Bmatrix} + D \begin{bmatrix} E_{nn} & & \\ & E_{ss} & \\ & & E_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \langle -\varepsilon_n \rangle \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (11)$$

当 $D = 1$ 时, 界面单元破坏删除, 单层板发生分层。

3 UHMWPEL 有限元模型的建立

3.1 试验介绍

UHMWPEL 抗 FSP 侵彻的试验案例来自于 Nguyen 等^[5,15]开展的相关试验。试验标准依据 MIL-STD-662F^[33] 进行, UHMWPEL 靶板呈 $[0/90]_{ns}$ 正交铺设, 尺寸为 $300\text{mm} \times 300\text{mm} \times 10\text{mm}$ 和 $300\text{mm} \times 300\text{mm} \times 20\text{mm}$, 密度为 $0.98\text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$, 靶板厚度方向平行于地面放置且上下两端通过钢板夹持, 背面悬空无支撑^[5], 示意图如图 2a 所示; 楔形圆柱体 FSP^[34] 直径 20 mm, 长 24 mm, 洛氏硬度为 30, 密度 $7.88\text{ g} \cdot \text{cm}^{-3}$, 通过调整发射装置实现 FSP 以不同速度垂直正冲击靶板^[5], 采用弹体测速装置获取 FSP 初始速度以及残余速度, 采用高速摄像机观测靶板变形破坏状态。试验操作其他细节及试验中 UHMWPEL 变形破坏过程详见文献^[5], 弹体初始速度以及残余速将在 4.1 节给出, 详见文献^[15]。

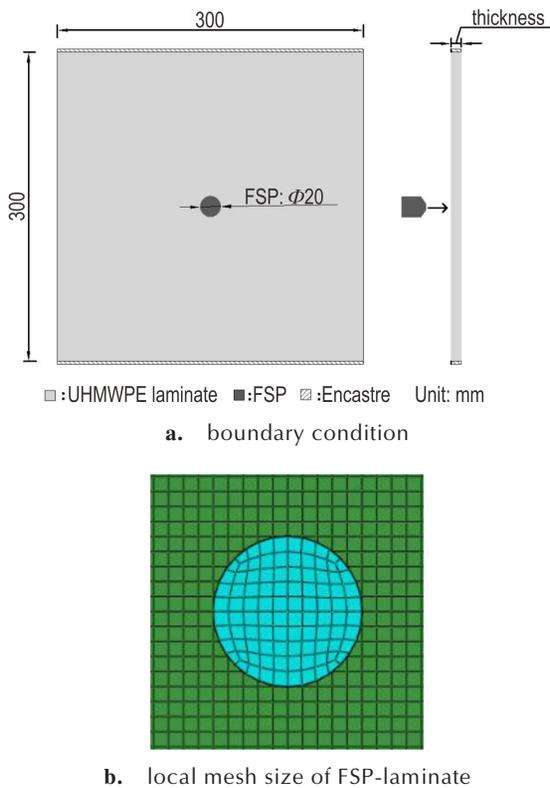


图 2 边界条件及网格大小示意图

Fig.2 Diagrams of boundary condition and element size

3.2 有限元模型

有限元模型单元划分方法: 单层板采用线性缩减积分六面体单元 C3D8R, 单元尺寸为 $2\text{ mm} \times 2\text{ mm} \times 2\text{ mm}$, 沿厚度方向划分为 5 层, 勾选组合沙漏控制^[35] 以及单

元删除; 每两层单层板之间通过单元共节点加入一层 cohesive 单元 (COH3D8), 如图 3a 和图 3b 所示; cohesive 单元作为一种黏性单元, 受面内法向拉、压及面内两个方向的剪切作用, 如图 3c 所示; cohesive 单元的几何厚度为 0.01 mm , 物理厚度为 1 mm , 其中几何厚度仅用于模型显示, 物理厚度参与模型计算; cohesive 单元面内尺寸与单层板相同, 勾选单元删除。由于弹体变形很小, 因此采用离散刚体, 网格尺寸 2 mm 。有限元模型边界条件: 层合板上下两端限制位移; 对子弹施加沿板厚方向的初始速度, 约束其他方向的位移及转动。接触类型为通用接触。有限元模型边界条件及网格大小如图 2 所示。单层板以及界面层的材料参数^[14-15, 36] 见表 1、表 2。其中表 1 为单层板的材料参数, 单层板的临界断裂能根据文献^[15] 中单元本构曲线近似反推得到, 为了使分层破坏通过界面 cohesive 单元实现, 单层板厚度方向的拉压强度取一近似无穷大

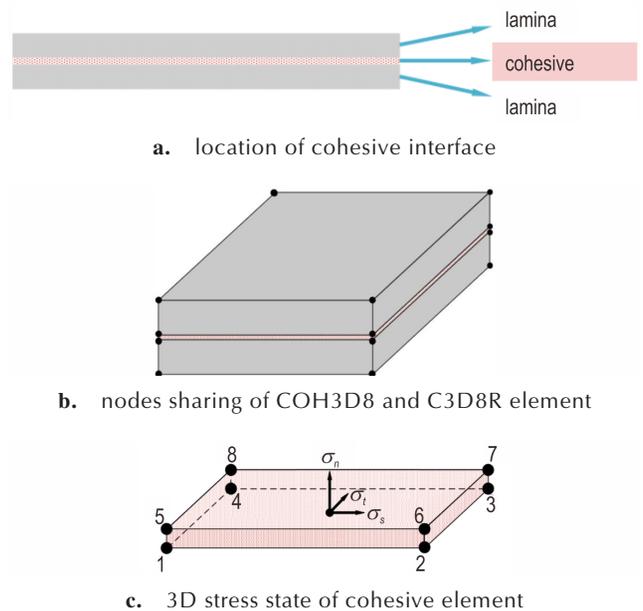


图 3 黏结层示意图

Fig.3 Sketch map of cohesive

表 1 UHMWPE 单层板材料性能参数

Table 1 Material properties of single layer lamina

parameter	value	parameter	value
$E_{11} = E_{22} / \text{MPa}$	51100	$G_{1tc} = G_{1cc} / \text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}$	26
E_{33} / MPa	3620	$G_{2tc} = G_{2cc} / \text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}$	26
γ_{12}	0.001	$X_T = X_C / \text{MPa}$	1150
γ_{13}	0.18	$Y_T = Y_C / \text{MPa}$	1150
γ_{23}	0.499	$Z_T = Z_C / \text{MPa}$	1×10^{20}
G_{12} / MPa	192	S_{12} / MPa	120
$G_{13} = G_{23} / \text{MPa}$	2000	$S_{13} = S_{23} / \text{MPa}$	575

表2 cohesive界面单元性能参数

Table 2 Material properties of cohesive interface layer

parameter	value	parameter	value
E_n / MPa	904	G_{Ic} / $\text{kJ}\cdot\text{m}^{-2}$	0.15
$E_s = E_t$ / MPa	450	G_{IIc} / $\text{kJ}\cdot\text{m}^{-2}$	0.15
N / MPa	5.35	G_{IIIc} / $\text{kJ}\cdot\text{m}^{-2}$	0.15
$S = T$ / MPa	7.85	η	2

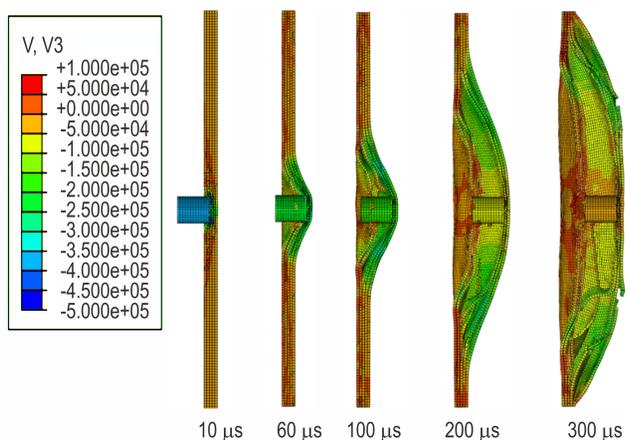
值;界面层密度近似取 $1.0 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$,表2为界面层材料参数,界面层单元的临界断裂能参考文献[37]确定。

4 FSP 侵彻计算结果验证和讨论

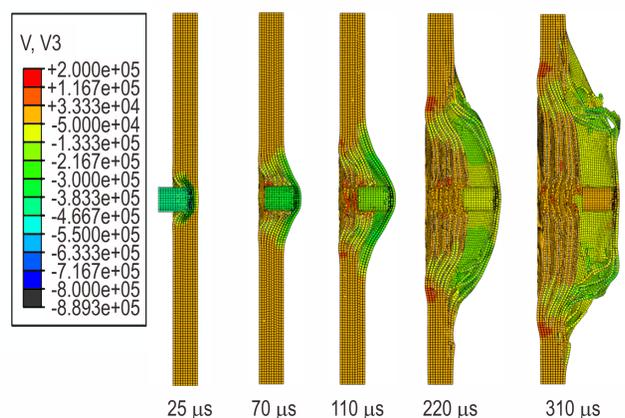
4.1 侵彻破坏过程模拟

采用 2.1 节、2.2 节所述的 UHMWPEL 本构以及 3.2 的有限元模型计算文献[5]试验中 UHMWPEL 抗侵彻破坏过程,结果如图 4 所示。

由图 4a 可知,当 FSP 冲击速度接近层合板弹道极限速度



a. 10 mm thick UHMWPEL at FSP velocity of $396 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$



b. 20 mm thick UHMWPEL at FSP velocity of $545 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$

图4 弹速接近弹道极限速度时 UHMWPEL 抗侵彻破坏过程

Fig. 4 Penetration failure process of UHMWPEL when FSP velocity approaches v_{50}

限速度 v_{50} ($396 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) 时, FSP 冲击厚层合靶板的破坏过程主要分为两个阶段:第一阶段如图 4a 中 $10 \mu\text{s}$ 和 $60 \mu\text{s}$ 所示,弹体冲切进入靶板,如 $10 \mu\text{s}$ 时弹靶已经发生冲切接触,但此时靶板背面无明显鼓包,随着弹体冲切进入靶板一定深度后,继而背部产生较小的鼓包,冲切破坏后的单层板基本丧失承载能力;为了验证并直观观察这一破坏模式,截取弹靶接触位置处单层板片层破坏有限元计算图,如图 5a 中黑色箭头所指示位置,层合板沿 FSP 锋利边缘处发生了明显的冲剪破坏。

冲切过程中弹体速度快速降低(如图 6a 中曲线 S1 阶段),冲击荷载主要由靶体局部承受,分层破坏现象主要集中在冲击部位,局部破坏效应非常明显。第二阶段如图 4a 中 $100\sim 300 \mu\text{s}$ 所示,靶板冲切破坏后已经吸收掉部分弹体动能,此后弹体速度降低并且降速逐渐减缓,如图 6a 中曲线 S2 阶段,靶体破坏模式由冲切破坏转为纤维拉伸破坏以及黏结界面处分层扩展,靶体背部产生较大鼓包;由 $100 \mu\text{s}$ 时的破坏形态发现,此时弹体前方的单层板内纤维的应力状态未达到其破坏应力,能量耗散主要通过各单层板的变形以及界面层的失效破坏实现;随着弹体动能继续耗散,界面层的损伤逐步扩展,直到不再具有承载能力,层合板发生严重的分层破坏,如 $200 \mu\text{s}$ 的计算结果所示;此时弹体的剩余动能由单层板继续吸收,由于约束了层合板上下边界的位移,限制了单层板的完全剥离,最终通过单层板中纤维拉伸断裂完成了对 FSP 能量的消耗,成功拦截了弹体。文献[5]显示,当 UHMWPEL 靶板厚度小于 10 mm 时,由于侵彻贯穿过程十分短暂,难以成功捕捉到破坏全过程画面,而通过本研究提出的数值模拟方法,则可以再现其出攻击破坏过程,揭示其侵彻破坏机理,数值模拟的层合板变形破坏过程与试验观测基本一致。

同样,当 FSP 以接近 20 mm 厚 UHMWPEL 弹道极限速度的初始速度 ($545 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$) 冲击 20 mm 厚 UHMWPEL 时,层合板同样表现出与 10 mm 层合板类似的两阶段侵彻破坏特性:首先是冲塞剪切破坏和局部鼓包,如图 4b 中 $25, 70 \mu\text{s}$ 及图 6b 中 S1 阶段所示;第二阶段为分层扩展及大范围鼓包阶段,纤维受到明显的拉伸作用,如图 4b 中 $110\sim 310 \mu\text{s}$ 及图 6b 中 S2 阶段所示。

图 6 给出了不同冲击速度 FSP 侵彻 UHMWPEL 靶板的速度变化过程。可以发现,当 FSP 以 $396 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 和 $397 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 侵彻 10 mm 层合板时,弹体速度变化曲线经历了较长的下降段(S1+S2),应力波(尤其是横波)在靶板面内方向得以广泛传播,UHMWPEL 发生显著

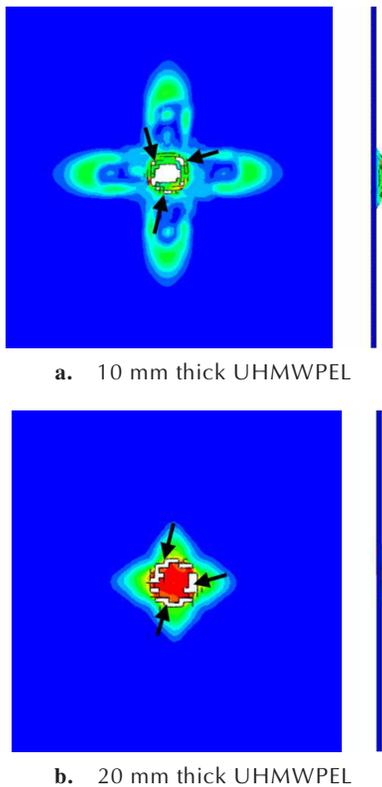
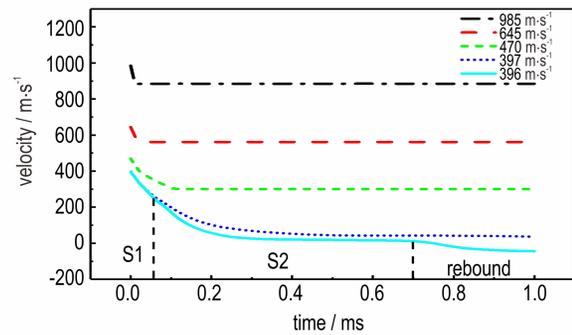
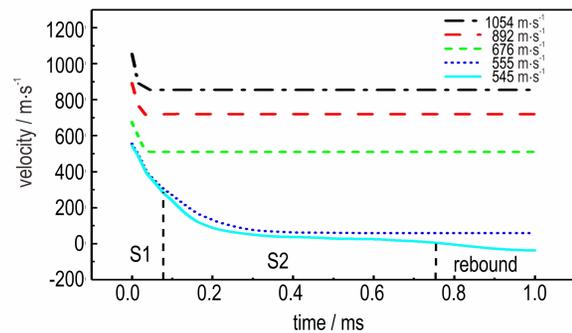


图5 UHMWPEL 冲切破坏
Fig.5 Shear failure of UHMWPEL

的凸起变形、分层,纤维出现大量拉伸断裂破坏(如图4a),吸收了几乎全部的弹体动能,充分发挥了层合板的抗冲击性能。而当FSP以 $470\sim 985\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 侵彻10 mm层合板时,冲击过程速度变化曲线下降段近似线性且很短(小于 $100\ \mu\text{s}$),UHMWPEL被迅速贯穿。例如 $985\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 时靶板穿透时程约 $15\ \mu\text{s}$,靶板穿透破坏如图7a所示,靶板鼓包变形很小,分层仅集中在穿孔小范围附近。在 $470\sim 985\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 初始弹体范围内,FSP侵彻过程速度变化曲线线形高度相似(图6a),表明其速度衰减规律相同,层合板侵彻破坏的机理相近,故而仅给出 $985\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ 时UHMWPEL破坏示意图。同理,类似的现象也出现在20 mm厚UHMWPEL中,如图6b和图7b。当弹速接近层合板弹道极限速度时冲击UHMWPEL,弹速变化曲线经历了较长的下降段,UHMWPEL发挥了其大变形耗能特性,而当弹速明显高于层合板弹道极限速度时,弹速变化曲线下降段近似线性且很短,UHMWPEL被迅速穿透,破坏模式单一,材料的性能未被充分发挥。可见,当弹体冲击速度大幅超过UHMWPEL弹道极限速度时,UHMWPEL局部破坏严重,纤维的强拉伸耗能以及层间大面积分层的优势未得到充分发挥,因此在抗高速侵彻时可设计



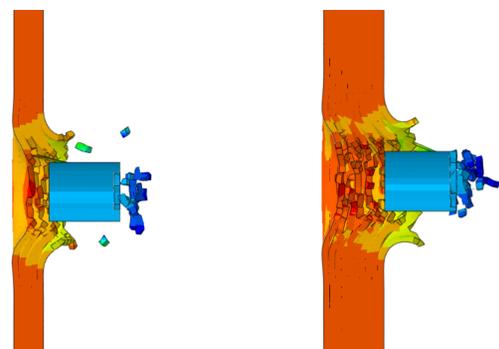
a. 10 mm thick UHMWPEL



b. 20 mm thick UHMWPEL

图6 弹体冲击UHMWPEL速度变化过程
Fig.6 Velocity changes of FSPs during impacting UHMWPEL

多材料复合型靶板并将UHMWPEL设置在复合靶板的中部或背部,由前部的靶板将弹体镦粗或将弹速降至UHMWPEL弹道极限速度附近,以充分发挥UHMWPEL的分层破坏及凸起变形吸能特性。



a. 10 mm thick UHMWPEL b. 20 mm thick UHMWPEL

图7 UHMWPEL 高速侵彻局部效应计算图
Fig.7 Local effects of high speed penetration of UHMWPEL

4.2 弹体残余速度预测

采用2.1节、2.2节所述的UHMWPEL本构以及3.2节的有限元模型计算出的文献[15]试验中20 mm口径FSP侵彻10,20 mm厚UHMWPEL后的弹体残余速度见表3和表4。

表3 10 mm厚 UHMWPEL 残余速度预测

Table 3 Prediction of residual velocities of 10 mm thick UHMWPEL

No.	initial velocity v_i / $m \cdot s^{-1}$	experimental ^[5] v_{50} / $m \cdot s^{-1}$	perforation	simulated v_r / $m \cdot s^{-1}$	experimental ^[15] v_r / $m \cdot s^{-1}$	simulated v_{50} / $m \cdot s^{-1}$	error / %
1	394.0		No	-42.4	0		-
2	396.0		No	-44.1	-		0.6
3	397.0		Yes	36.2	-		
4	470.0	394.0	Yes	300.7	346.5	396.5	13.2
5	644.7		Yes	561.8	579.4		3.0
6	985.0		Yes	884.9	955.0		7.3

表4 20 mm厚 UHMWPEL 残余速度预测

Table 4 Prediction of residual velocities of 20 mm thick UHMWPEL

No.	initial velocity v_i / $m \cdot s^{-1}$	experimental ^[5] v_{50} / $m \cdot s^{-1}$	perforation	simulated v_r / $m \cdot s^{-1}$	experimental ^[15] v_r / $m \cdot s^{-1}$	simulated v_{50} / $m \cdot s^{-1}$	error / %
1	620		No	-	0		-
2	545		No	-38	-		11.3
3	555		Yes	59	-		
4	676	620	Yes	515	451	550.0	14.2
5	892		Yes	720	740		2.7
6	1054		Yes	855	865		1.2

UHMWPEL 弹道极限速度 v_{50} 的计算参考 GB/T32497-2016^[38], 规范中要求: 两发弹体有效命中时, 若两发子弹速度差不大于 $15 m \cdot s^{-1}$ 且存在一发穿透和一发阻断, 则取这两发的测点弹速的算术平均值作为层合板的弹道极限速度 v_{50} 。10 mm 厚 UHMWPEL 弹道极限速度 v_{50} 的试验值为 $394 m \cdot s^{-1}$, 数值计算结果为 $396.5 m \cdot s^{-1}$, 误差约 0.6%, 20 mm 厚 UHMWPEL 弹道极限速度 v_{50} 的试验值为 $620 m \cdot s^{-1}$, 数值计算值为 $550.0 m \cdot s^{-1}$, 计算结果偏保守, 误差约 11.3%。可见, 本研究所采用的本构模型以及有限元模型对 UHMWPEL 弹道极限速度的预测精度具有一定可靠性, 对 UHMWPEL 材料防弹抗冲击的防护设计具有参考价值。表 3 和表 4 中 FSP 残余速度 v_r 数值模拟结果的负值, 表示弹体被靶板拦截后发生反向弹射, 如图 6 中的 rebound 阶段。 v_r 试验值的符号“-”表示缺少试验值, 此处目的仅是通过数值模拟手段计算出层合靶体弹道极限速度, 因此不需要真实的 v_r 试验值。如表 3 和表 4 所示, 采用本研究方法计算的两种厚度 UHMWPEL 在 FSP 以不同初始速度侵彻贯穿后的残余速度预测误差最大不超过 15%, 与试验值吻合较好, 进一步验证了提出的数值模拟方法的可靠性。

5 结论

基于 ABAQUS 平台进行用户动态材料子程序

VUMAT 的二次开发, 考虑了分层破坏特性, 发展了一种适用于三维复合材料层合板冲击侵彻计算的数值分析方法, 建立了基于断裂能的 UHMWPEL 抗侵彻有限元计算模型, 模拟计算了 FSP 冲击靶板的损伤破坏过程并预测了弹体的残余速度, 计算结果得到了试验验证, 主要结论为:

(1) 采用正交各向异性的单层板本构、Cohesive-Zone 黏性界面层以及基于断裂韧性损伤演化的组合模型方法, 能够准确预测 UHMWPEL 的变形破坏过程及抗侵彻性能。

(2) 提出的数值分析模型对 10 mm 厚 UHMWPEL 弹道极限速度预测误差约为 0.6%, 对 20 mm 厚 UHMWPEL 弹道极限速度预测误差约为 11.3%。对弹体残余速度预测值的最大误差不超过 14.2%。

(3) 模拟结果揭示了 UHMWPEL 的抗侵彻作用机理, 与已有试验吻合。当弹体速度小于或接近 UHMWPEL 弹道极限速度时, 靶板的冲击破坏过程具有典型的两阶段特性, 第一阶段为层合板冲切破坏及局部鼓包, 第二阶段为大范围鼓包、整体性分层以及纤维拉伸破坏。当弹体速度明显大于 UHMWPEL 弹道极限速度时, 靶板的冲击破坏特性为单一的通透性冲切穿孔, 并在开孔周边很小范围内形成局部分层。

(4) 鼓包变形(纤维拉伸)以及分层破坏是 UHMWPEL 消耗弹体动能的重要方式, 因此 UHMWPEL 适

合抵抗接近或小于其弹道极限速度的弹体冲击。当弹体速度显著超过 UHMWPE 弹道极限速度时,设计多材料复合型靶板并主要将 UHMWPEL 作为背衬材料来抵抗弹体的高速、超高速冲击是 UHMWPEL 重要的推广应用方向。

参考文献:

- [1] Cui H, Thomson D, Eskandari S, et al. A critical study on impact damage simulation of IM7/8552 composite laminate plate [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2019, 127: 100–109.
- [2] O'Masta M R, Deshpande V S, Wadley H N G. Mechanisms of projectile penetration in Dyneema encapsulated aluminum structures [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 74: 16–35.
- [3] Reddy T S, Reddy P R S, Madhu V. Response of e-glass/epoxy and Dyneema® composite laminates subjected to low and high velocity impact [J]. *Procedia Engineering*, 2017, 173: 278–285.
- [4] Sapozhnikov S, Kudryavtsev O. Modeling of thermoplastic composites used in protective structures [J]. *Mechanics of Composite Materials*, 2015, 51(4): 419–426.
- [5] Long H N, Ryan S, Cimpoeru S J, et al. The effect of target thickness on the ballistic performance of ultra high molecular weight polyethylene composite [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 75: 174–183.
- [6] Reddy P R S, Reddy T S, Madhu V, et al. Behavior of E-glass composite laminates under ballistic impact [J]. *Materials & Design*, 2015, 84: 79–86.
- [7] Langston T. An analytical model for the ballistic performance of ultra-high molecular weight polyethylene composites [J]. *Composite Structures*, 2017, 179: 245–257.
- [8] 秦建兵, 韩志军, 刘云雁, 等. 复合材料层合板侵彻行为的研究 [J]. *振动与冲击*, 2013, 32(24): 122–126.
QIN Jian-bing, HAN Zhi-jun, LIU Yun-yan, et al. Penetration behavior of composite laminated plates [J]. *Journal of Vibration and Shock*. 2013, 32(24): 122–126.
- [9] Menna C, Asprone D, Caprino G, et al. Numerical simulation of impact tests on GFRP composite laminates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2011, 38(8): 677–685.
- [10] 鲍盘盘. 复合材料层压板高速冲击损伤有限元分析方法 [C]// 中国航空学会. 第 17 届全国复合材料学术会议(复合材料力学分论坛)论文集 [C]. 中国航空学会: 北京中航时代文化传播有限公司, 2012: 99–103.
BAO Pan-pan. Finite Element Analysis Method of High Velocity Impact Damage Characteristics of Composite Laminates [C]// Chinese Academy of Aeronautics. Proceedings of the 17th National Conference on composite materials (sub forum of composite mechanics) [C]. China Aviation Society: Beijing AVIC times Culture Communication Co., Ltd. 2012: 99–103.
- [11] 古兴瑾, 许希武, 郭树祥. 材料强度对层板抗弹性能和损伤特性的影响 [J]. *固体力学学报*, 2012, 33(5): 493–500.
GU Xing-jin, XU Xi-wu, GUO Shu-xiang. Influence of strength properties on the ballistic resistance and damage characteristic of composite laminates [J]. *Acta Mechanica Sinica*, 2012, 33(5): 493–500.
- [12] 古兴瑾, 许希武. 纤维增强复合材料层板高速冲击损伤数值模拟 [J]. *复合材料学报*, 2012, 29(1): 150–161.
GU Xing-jin, XU Xi-wu. Numerical simulation of damage in fiber reinforced composite laminates under high velocity impact [J]. *Acta Materialiae Compositae Sinica*, 2012, 29(1): 150–161.
- [13] López J. Experimental and numerical analysis of normal and oblique ballistic impacts on thin carbon/epoxy woven laminates [J]. *Composites Part A Applied Science & Manufacturing*, 2008, 39(2): 374–387.
- [14] Lässig T, Long N, May M, et al. A non-linear orthotropic hydrocode model for ultra-high molecular weight polyethylene in impact simulations [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 75: 110–122.
- [15] Long H N, Lässig T R, Ryan S, et al. A methodology for hydrocode analysis of ultra-high molecular weight polyethylene composite under ballistic impact [J]. *Composites Part A Applied Science & Manufacturing*, 2016, 84: 224–235.
- [16] Segala D, Cavallaro P. Numerical investigation of energy absorption mechanisms in unidirectional composites subjected to dynamic loading events [J]. *Computational Materials Science*, 2014, 81: 303–312.
- [17] Chocron S, Nicholls A E, Brill A, et al. Modeling unidirectional composites by bundling fibers into strips with experimental determination of shear and compression properties at high pressures [J]. *Composites science and technology*, 2014, 101: 32–40.
- [18] Orifici A C, Herszberg I, Thomson R S. Review of methodologies for composite material modelling incorporating failure [J]. *Composite Structures*, 2008, 86(1): 194–210.
- [19] Hinton M. Failure Criteria in Fibre-Reinforced-Polymer Composites [M]. 2004.
- [20] Hashin Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1980, 47(2): 329–334.
- [21] Li C, Kang Z, Qin F. Effect of strain rate on the dynamic tensile behaviour of UHMWPE fibre laminates [J]. *Polymer Testing*, 2017, 63: 54–64.
- [22] Balzani C, Wagner W. An interface element for the simulation of delamination in unidirectional fiber-reinforced composite laminates [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2008, 75(9): 2597–2615.
- [23] Chao Z, Ning L, Wang W, et al. Progressive damage simulation of triaxially braided composite using a 3D meso-scale finite element model [J]. *Composite Structures*, 2015, 125: 104–116.
- [24] Falzon B G, Apruzzese P. Numerical analysis of intralaminar failure mechanisms in composite structures. Part I: FE implementation [J]. *Composite Structures*, 2011, 93(2): 1039–1046.
- [25] Lapczyk I, Hurtado J A. Progressive damage modeling in fiber-reinforced materials [J]. *Composites Part A*, 2007, 38(11): 2333–2341.
- [26] Lee C S, Kim J H, Kim S K, et al. Initial and progressive failure analyses for composite laminates using Puck failure criterion and damage-coupled finite element method [J]. *Composite Structures*, 2015, 121: 406–419.
- [27] Camanho P P, Dávila C G, Moura M D. Numerical simulation of mixed-mode progressive delamination in composite materials [J]. *Journal of Composite Materials*, 2003, 37(16): 1415–1438.

- [28] Benzeggagh M L, Kenane M. Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus [J]. *Composites Science & Technology*, 1996, 56(4): 439-449.
- [29] Dugdale D S. Yielding of steel sheets containing slits [J]. *Journal of the Mechanics & Physics of Solids*, 1960, 8 (2) : 100-104.
- [30] Barenblatt G I. The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture [J]. *Advances in Applied Mechanics*, 1962, 7: 55-129.
- [31] Hillerborg A, Modeer M, Petersson P E. A tribute to "analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements" [J]. *Cement & Concrete Research*, 1976, 6(6): 773-781.
- [32] Balzani C, Wagner W. A simple model for the simulation of delamination in fiber-reinforced composite laminates under mixed-mode loading conditions [J]. *Pamm*, 2010, 5 (1) : 325-326.
- [33] Department of Defense. MIL-STD-662F: V50 Ballistic Test for Armor[S]. USA, 1997.
- [34] Department of Defense. MIL-DTL-46593B: projectile, calibre 22, 30, 50, and 20 mm fragment simulating[S]. USA, 2006.
- [35] ABAQUS User's Manual, Version 6.14 [CP]. 2014.
- [36] Clegg R A, White, et al. Hypervelocity impact damage prediction in composites: Part I-material model and characterisation [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 33 (1): 190-200.
- [37] Zou Z, Reid S R, Li S, et al. Application of a delamination model to laminated composite structures [J]. *Composite Structures*, 2002, 56(4): 375-389.
- [38] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. GB/T 32497-2016: 纤维增强复合材料抗破片模拟弹性能试验方法 V50法[S]. 北京: 中国标准出版社, 2016.
- General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. GB/T 32497-2016: Test method of ballistic resistance against fragment simulating projectiles for fiber-reinforced composites-Vmethod50[S]. Beijing: China Standard Press, 2016.

Numerical Method of Penetration Resistance of Ultrahigh Molecular Weight Polyethylene Laminate

CAO Ming-jin^{1,2}, CHEN Li^{2*}, FANG Qin¹

(1. State Key Laboratory of Explosive Shock Prevention and Disaster Mitigation, Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, China; 2. Engineering Research Center of Ministry of Education for Explosion Safety Protection, Southeast University, Nanjing 211189, China)

Abstract: To predict the resistance to penetration of the ultrahigh molecular weight polyethylene laminate(UHMWPEL) accurately, a three-dimensional finite element simulating method of composite structures laminate based on the ABAQUS/Explicit solver platform was developed. A user-defined subroutine VUMAT was proposed to define material behavior by dividing the laminate into two parts with orthotropic lamina and cohesive interface. The lamina and cohesive interface utilized the Hashin criterion and the quadratic stress criterion as the damage initiation criterion separately, while both of them adopted the bilinear constitutive model and the damage evolution method derived from fracture toughness. The residual velocities and damage states of UHMWPEL with thickness of 10 mm and 20 mm penetrated by wedge-shaped steel fragment simulation projectile(FSP) with different initial impact velocities were simulated. The results show that, compared with the existing experiments, the prediction errors of ballistic limits of 10 mm and 20 mm UHMWPEL are 0.6% and 11.3%, respectively, and those of all residual velocities of FSP are less than 14.2%. During the damage and failure process of UHMWPEL, punching failure and local bulging occur in the first stage, followed by large-scale bulging, large-area delamination and fiber tensile failure. This two-stage characterization is similar to that observed in existing experiments, which verifies the reliability of the proposed simulating method.

Key words: ultrahigh molecular weight polyethylene laminate(UHMWPEL);penetration;VUMAT;cohesive element

CLC number: TB332; O385

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2020212

(责编:王艳秀)