

文章编号:1006-9941(2024)09-0952-12

UHMWPE层合板抗侵彻性能的一种等效数值分析方法

王泽坤^{1,2},陈力²,曹铭津²,唐柏鉴¹

(1.苏州科技大学土木工程学院,江苏苏州215011;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: 为了提高超高分子量聚乙烯纤维(ultra high molecular weight polyethylene fiber, UHMWPE)层合板抗弹体侵彻数值分析的建模和计算效率,基于三维等效弹性常数理论,建立了UHMWPE层合板的等效力学模型,发展了一种适用于纤维复合材料层合板抗侵彻性能的三维等效数值分析方法。经UHMWPE层合板抗侵彻试验数据验证,该等效方法考虑了纤维铺层角度对层合板力学性能的影响,可以准确模拟预测层合板的阶段性侵彻破坏特征,对9.1~60.0 mm厚度范围内层合板弹道性能的平均预测误差小于10%。该方法与纤维尺度的细观数值模拟方法相比,无须对纤维束及基体单独建模;与片层尺度的准细观数值模拟方法相比,无须单独指定纤维/树脂片层铺层方向,且无须在片层间插入大量黏结层单元。

关键词: UHMWPE层合板;弹体侵彻;数值模拟;细观建模

中图分类号:TJ5;TB332;O385

文献标志码:A

DOI:10.11943/CJEM2024054

0 引言

纤维增强聚合物(fiber reinforced polymer, FRP)材料因其密度低、比强度、比模量高、耐腐蚀性强等突出优点,被广泛应用于航空航天、建筑、造船、汽车等领域^[1-7]。超高分子量聚乙烯纤维(ultra high molecular weight polyethylene fiber, UHMWPE)作为高性能FRP材料的一类,与碳纤维、玻璃纤维和芳纶纤维相比,具有更轻的重量、更高的比强度、更高的比模量^[8]及更强的抗冲击性能^[9],尤其适合应用于侵彻爆炸防护^[10-12]。

学者们对UHMWPE层合板的抗侵彻性能进行了研究。Karthikeyan等^[13]试验研究了0.75~5 mm厚度范围内UHMWPE层合板在球形弹珠侵彻作用下的破坏失效机制,发现厚度超过1 mm的层合板具有两阶段侵彻破坏特征:第一阶段为纤维受剪破坏,第二阶段

为纤维拉伸破坏。Nguyen等^[14]也观察到了类似现象,并对不同厚度UHMWPE层合板抗楔形破片模拟弹(fragment simulating projectile, FSP)侵彻进行了分析,提出了层合板弹道极限速度公式。Cao等试验研究了板厚^[15]、弹速^[16]、温度^[17]、加工工艺^[18]等对UHMWPE层合板抗侵彻性能的影响,发现10~80 °C的温度变化对层合板抗侵彻性能影响较小,但当温度低至-20 °C或超过80 °C时,层合板会出现显著硬化和软化,显著影响层合板的抗侵彻性能,提出了考虑温度和弹型影响的层合板弹道性能无量纲计算公式^[19]。Shen等^[20]研究了FSP形状对UHMWPE层合板弹道性能的影响,结果表明层合板在受到不同形状FSP侵彻时表现出不同的响应模式,建立了适用于UHMWPE抗侵彻耗能分析的弹道阻力计算模型。Haris等^[21]试验对比了热压层合板、未热压直接堆叠层合板以及正交编织层合板的抗侵彻性能,发现在相同面密度下,未热压直接堆叠层合板的抗侵彻性能优于热压层合板。

尽管开展试验可以获得更直观可靠的抗侵彻性能数据,但其成本高、周期长、难度大的缺点严重限制了UHMWPE层合板防护性能的进一步开发应用,高精度数值方法因而也受到越来越多的关注。Segala等^[22]建立了UHMWPE层合板纤维尺度下的细观分析

收稿日期:2024-02-06;修回日期:2024-04-24

网络出版日期:2024-05-24

基金项目:国家自然科学基金(52378488)

作者简介:王泽坤(1998-),男,硕士研究生,主要从事复合材料抗侵彻爆炸研究。e-mail:zackery.w@foxmail.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:li.chen@seu.edu.cn

引用本文:王泽坤,陈力,曹铭津,等. UHMWPE层合板抗侵彻性能的一种等效数值分析方法[J]. 含能材料, 2024, 32(9):952-963.

WANG Ze-kun, CHEN Li, CAO Ming-jin, et al. Equivalent Numerical Simulation Method for Penetration Resistance of UHMWPE Laminate[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2024, 32(9):952-963.

模型,研究了纤维束和基体在不同冲击荷载下的损伤,揭示了纤维断裂、基体剪切破坏以及纤维/基体脱粘分层的损伤耗能机制。Chocron等^[23]将基体看作条带并与纤维束间隔排列,建立了条带尺度下的细观分析模型,可以较好地预测薄板的弹道极限及靶板变形过程。类似地,Wang等^[24]将纤维简化为编织条带进行建模,可对子弹穿透UHMWPE纤维布后的残余速度进行预测,误差小于5%。尽管上述细观数值模拟方法精度较高,但其建模过程复杂,计算量庞大,难以适用于较厚或较大体积UHMWPE层合板的计算。学者们进一步提出了片层尺度的UHMWPE层合板准细观数值模拟方法^[25-29]。古兴瑾等^[30]基于三维粘弹性损伤本构,建立了层合板抗高速冲击的片层尺度数值计算模型,该方法可以准确模拟层合板的抗弹性能,但所需的如阻尼系数、迟滞系数等材料参数众多且较难以获取。曹铭津等^[31]对三维弹性损伤模型进行了二次开发,建立了不考虑材料粘性^[13-14]的层合板片层尺度的抗侵彻数值模型,结果表明该模型对层合板破坏形态和 V_{50} 的预测误差均小于10%,同样的建模与计算

方法也被文献^[32-34]等采用。上述片层尺度的准细观数值模型均需分层建模并具体指定片层铺层角度,流程较为繁琐,尤其在厚板及复杂FRP结构的数值计算中难以应用。因此,为了控制层合板数值模型的计算规模,简化建模流程,提高建模和计算效率,满足大型UHMWPE结构数值计算的需求,亟需发展一种更高效的复合材料层合板数值模拟方法。

本研究基于三维等效弹性常数理论^[35],建立了UHMWPE层合板准细观分层力学模型的等效力学表达式和损伤参数的等效计算方法,发展了一种适用于层合板抗侵彻分析的三维等效方法。以期简化铺层角度指定和建模的流程,在保证计算精度的同时降低计算量,为FRP结构的抗侵彻优化设计提供方法支持。

1 层合板三维等效模拟方法

纤维复合材料层合板可由预浸料(浸润树脂后均匀平铺的纤维丝)以特定的角度旋转、堆叠、热压而成,如图1a所示,以预浸料中纤维长度方向为 x 轴,通过右手法则建立的坐标系称为材料坐标系(图中红色),

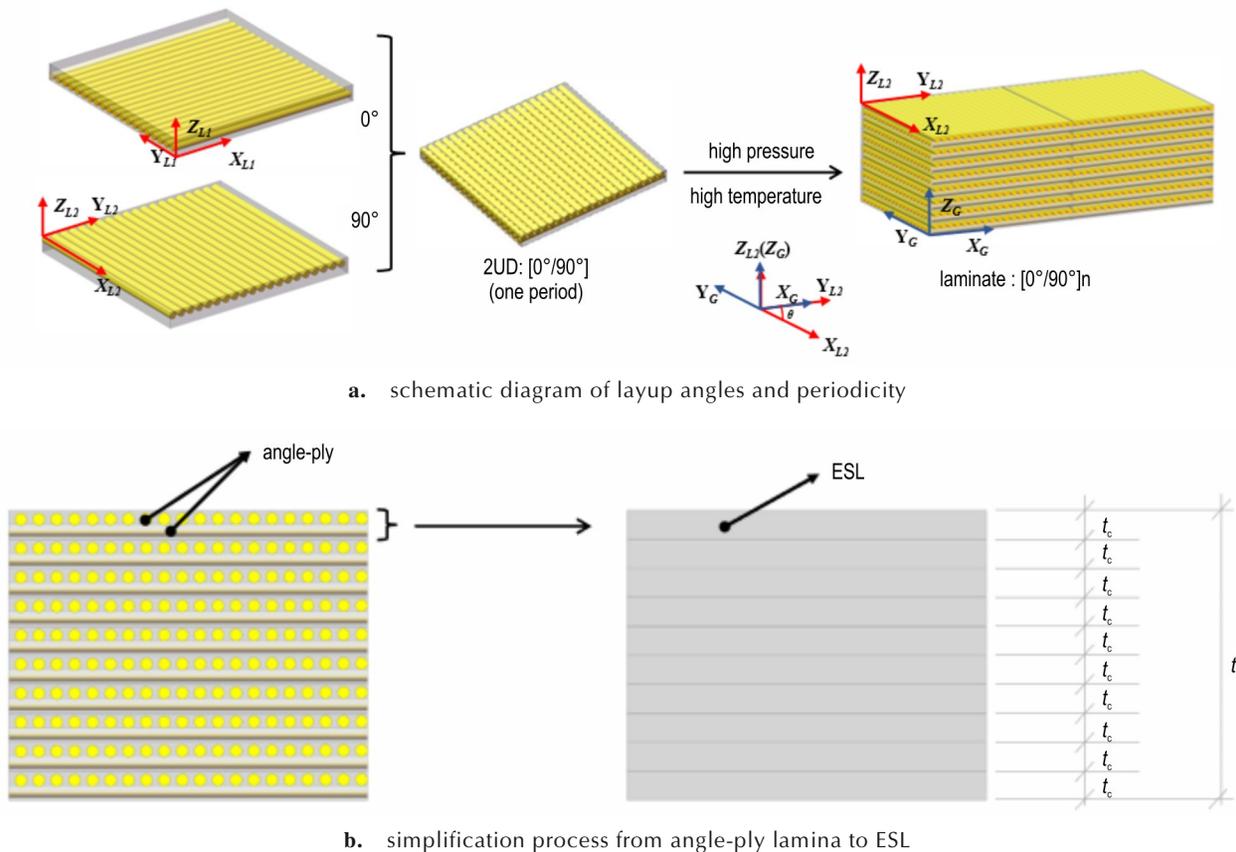


图1 不同铺层角度单层板简化为等效单层板的过程示意图

Fig.1 Diagram of the simplification process from single-layer plate with different layup angles to equivalent single-layer plate

而层合板中以板材长度方向为x轴建立的称为全局坐标系(图中蓝色),两坐标系x轴的夹角 θ 即为堆叠热压时的旋转角度,称为铺层角。根据应用背景不同,层合板多被设计为具有 $\pm 45^\circ$ 、 0° 、 90° 或更复杂的铺层结构形式。因此,在传统片层尺度细观数值模拟过程中^[25-29],需要对层合板中的纤维/树脂片层(简称:单层板)的铺层角度进行单独指定^[31]。为了简化这一建模流程,提高数值模拟效率,本研究通过引入平均应力应变理论^[35],将一个铺层周期(即厚度方向上一组具有代表性的纤维铺设顺序,该顺序在整个层合板中周期性重复)内若干不同铺层角度的单层板等效简化为正交各向异性的等效单层板(equivalent single-layer lamina, ESL),在保持计算精度的前提下,实现建模和计算效率的综合提升。

等效方法公式详见式(1)~(8),简化示意图如图1所示。以 $[0/90]_n$ 层合板为例,单个铺层周期含有一个 0° 和一个 90° 单层板,对这两个单层板的应力和应变值进行加权平均(式(1)和式(2)),即得到等效后ESL的应力和应变值。另外,假设ESL的面内应变和面外应力连续(式(3))^[36],则可由纤维复合材料层合板的应力应变关系(式(4)),得到ESL的刚度矩阵和弹性工程常数(式(5))。将控制单层板损伤的抗拉(或抗压)

$$\bar{\epsilon}_{ij} = \sum_{k=1}^N \nu_k \epsilon_{ij}^{(k)} \begin{cases} \sum_{k=2}^N (c_{j3}^{(k)} - \bar{c}_{j3}) \nu_k (c_{i3}^{(1)} - c_{i3}^{(k)}) / c_{33}^{(k)}, (i, j = 1, 2, 6 \text{ 且 } i \geq j) \text{ 或 } (i = 1, 2, 6, j = 3) \\ 1 / \left(\sum_{k=1}^N \nu_k c_{33}^{(k)} \right) - \sum_{k=1}^N \nu_k c_{ij}^{(k)}, (i = j = 3) \\ \left(\sum_{k=1}^N \nu_k c_{ij}^{(k)} / c_{44}^{(k)} c_{55}^{(k)} - (c_{45}^{(k)})^2 \right) / \Delta - \sum_{k=1}^N \nu_k c_{ij}^{(k)}, (i, j = 4, 5) \end{cases} \quad (5)$$

$$\Delta = \sum_{k=1}^N \nu_k c_{44}^{(k)} \cdot \sum_{k=1}^N \nu_k c_{55}^{(k)} / \left(c_{44}^{(k)} c_{55}^{(k)} - (c_{45}^{(k)})^2 \right) - \left(\sum_{k=1}^N \nu_k c_{45}^{(k)} \right)^2 / \left(c_{44}^{(k)} c_{55}^{(k)} - (c_{45}^{(k)})^2 \right) \quad (6)$$

$$\bar{M}_{ij} = \sum_{k=1}^N \nu_k \left(S_{ij}^{(k)} \delta_{ij} + N^{(k)} \delta_{ij} \right), (i, j = 1, 2, 3) \quad (7)$$

$$\bar{G}_{lc} = \sum_{k=1}^N \nu_k G_{lc}^{(k)} \quad (8)$$

式中, M_{ij} 为单层板在不同方向的强度极限,MPa; S_{ij} 为单层板在 ij 平面内的抗剪强度极限(1、2、3分别对应x、y、z轴,如 S_{12} 表示层间抗剪强度),MPa; N_{ij} 为单层板在 $i(i=j)$ 方向的抗拉(或抗压)强度极限,MPa; G_{lc} 为单层板损伤耗散能量($l=1$ 为纤维, $l=2$ 为基体), $\text{kJ}\cdot\text{m}^{-2}$, δ_{ij} 为克罗内克符号。

本研究提出的等效方法计算流程如图2所示。首先,将各单层板在材料坐标系内的材料参数(如弹性模量、强度极限等),经数学转换映射至全局坐标系。其次,采用各铺层在全局坐标系下的弹性工程常数构建刚度矩阵,以表征单层板在全局坐标系下的应力应变关系。并通过公式(5)~(6)计算ESL的等效刚度系数,

强度极限 N_{ij} 、抗剪强度极限 S_{ij} 以及损伤耗能 G_{lc} 分别按照单层板的体积分数进行加权平均(式(7)~(8)),便可得到等效后的ESL的损伤参数值。

$$\bar{\sigma}_{ij} = \sum_{k=1}^N \nu_k \sigma_{ij}^{(k)}, (i, j = 1, 2, 3) \quad (1)$$

$$\bar{\epsilon}_{ij} = \sum_{k=1}^N \nu_k \epsilon_{ij}^{(k)}, (i, j = 1, 2, 3) \quad (2)$$

式中, $\bar{\sigma}_{ij}$ 和 $\bar{\epsilon}_{ij}$ 表示ESL的应力(MPa)和应变; $\nu_k = t_k/h$ 为单个周期内第 k 个单层板中纤维体积分数; t_k 为单个周期内第 k 个单层板厚度, h 为单个周期内所有单层板的总厚度,mm; $\sigma_{ij}^{(k)}$ 和 $\epsilon_{ij}^{(k)}$ 表示第 k 个单层板的应力(MPa)和应变。

$$\begin{matrix} \epsilon_{xx}^{(k)} = \epsilon_{xx} & \epsilon_{yy}^{(k)} = \epsilon_{yy} & \gamma_{xy}^{(k)} = \gamma_{xy} \\ \sigma_{zz}^{(k)} = \sigma_{zz} & \sigma_{yz}^{(k)} = \sigma_{yz} & \sigma_{xz}^{(k)} = \sigma_{xz} \end{matrix}, k = 1, 2, \dots, n \quad (3)$$

$$\begin{bmatrix} \bar{\sigma}_{xx} \\ \bar{\sigma}_{yy} \\ \bar{\sigma}_{zz} \\ \bar{\sigma}_{yz} \\ \bar{\sigma}_{xz} \\ \bar{\sigma}_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{c}_{11} & \bar{c}_{21} & \bar{c}_{13} & 0 & 0 & \bar{c}_{61} \\ \bar{c}_{21} & \bar{c}_{22} & \bar{c}_{23} & 0 & 0 & \bar{c}_{62} \\ \bar{c}_{13} & \bar{c}_{23} & \bar{c}_{33} & 0 & 0 & \bar{c}_{63} \\ 0 & 0 & 0 & \bar{c}_{44} & \bar{c}_{45} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \bar{c}_{45} & \bar{c}_{55} & 0 \\ \bar{c}_{61} & \bar{c}_{62} & \bar{c}_{63} & 0 & 0 & \bar{c}_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\epsilon}_{xx} \\ \bar{\epsilon}_{yy} \\ \bar{\epsilon}_{zz} \\ \bar{\epsilon}_{yz} \\ \bar{\epsilon}_{xz} \\ \bar{\epsilon}_{xy} \end{bmatrix} \quad (4)$$

式中, \bar{c}_{ij} 为刚度矩阵中的刚度系数,MPa,计算公式如下:

构建出用于描述ESL应力应变关系的特殊刚度矩阵,并用以计算输出等效弹性工程常数。最后,采用公式(7)~(8)计算ESL的等效损伤参数,以反应ESL的损伤变化情况。

2 UHMWPE层合板抗侵彻试验

本研究开展了UHMWPE层合板抗12.7 mm API侵彻试验以验证该等效模拟方法的可靠性。为了保证侵彻试验结果准确,试验设计及实施过程严格参考标准GB/T 32497-2016^[37]及GA 141-2010^[38]。UHMWPE层合板垂直于地面设置在靶架上,靶板的四个端角通过直径20 mm的螺栓固定,如图3a所示。UHMWPE层合板面内尺寸为500 mm×400 mm,厚度分别为20 mm和60 mm,层合板纤维含量约90%,树脂类型

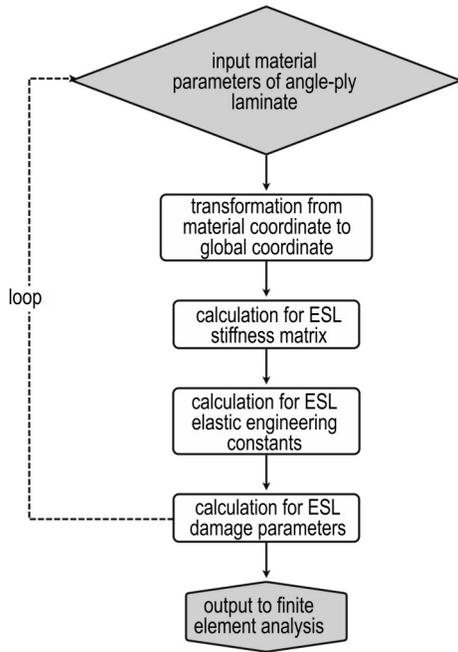
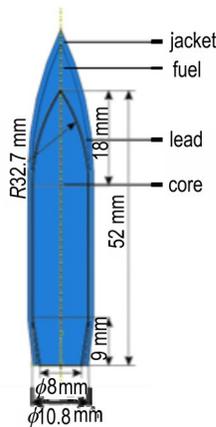


图2 等效方法计算流程

Fig.2 Calculation process of equivalent method



a. layout of the penetration test



b. components and dimensions of 12.7 mm API

图3 UHMWPE层合板抗侵彻示意图

Fig.3 Schematic illustration of UHMWPE laminates resisting penetration of different projectiles

为热塑性聚氨酯。试验设计中,每种厚度的层合板分别采用三种铺层角度,试验工况如表1所示。试验所用12.7 mm API采用弹道枪发射,弹头重48.2 g,其由被甲、燃烧剂、铅套、钢芯四部分组成,如3b所示。弹体的初始速度 v_i 和残余速度 v_r 分别采用平行光幕和高速摄像进行测量^[15],由于本研究的重点为等效模型验证而非试验分析,因此仅给出弹体的 v_i 和 v_r ,如表1所示。

表1 不同铺层角度UHMWPE层合板抗12.7 mm API侵彻试验工况

Table 1 Outcome of the 12.7 mm API penetration test on UHMWPE laminates with different ply orientation angles

| No. | t / mm | stacking angle | v_i / m·s ⁻¹ | v_r / m·s ⁻¹ | E / J | γ |
|-----|----------|-----------------------------------|---------------------------|---------------------------|---------|----------|
| 1 | 20.0 | [0/90] _n | 729.5 | 659.8 | 2333.7 | 18.2% |
| 2 | 20.0 | [0/90/30/-60/60/-30] _n | 712.0 | 656.8 | 1820.9 | 14.9% |
| 3 | 20.0 | [0/90/45/-45] _n | 718.4 | 664.8 | 1786.8 | 14.4% |
| 4 | 60.0 | [0/90] _n | 733.0 | 568.9 | 5148.8 | 39.8% |
| 5 | 60.0 | [0/90/30/-60/60/-30] _n | 718.0 | 513.8 | 6062.0 | 48.8% |
| 6 | 60.0 | [0/90/45/-45] _n | 722.7 | 549.9 | 5299.7 | 42.1% |

Note: 1) t is laminate thickness, 2) v_i is initial velocity, 3) v_r is residual velocity, 4) E is energy absorbed by the laminate, 5) γ is kinetic energy absorption ratio.

3 UHMWPE层合板抗侵彻数值模拟

3.1 数值模型的建立

数值模型基于等效方法建立,采用Abaqus Explicit求解器求解。在12.7 mm API侵彻模拟中,UHMWPE层合板的四角处通过螺栓固定,螺栓采用固定约束,层合板与螺栓间采用通用接触(图4a);弹体均沿靶体厚度方向施加初始速度,其余方向初始速度为0。弹体和层合板间采用基于结点的通用接触算法。层合板中的ESL采用C3D8R单元,激活组合沙漏控制^[39]及单元删除。ESL网格大小与弹体网格大小一致,取弹体直径的九分之一^[31,36],即1.4 mm。相邻ESL之间通过单元共节点方式插入Cohesive黏结层,黏结层单元类型为COH3D8单元^[31],网格大小与ESL一致。此外,为充分验证等效方法的可靠性和适用性,除表1中试验结果,同时采用已公开发表的UHMWPE层合板12.7 mm和20 mm FSP侵彻试验结果^[9,14]对等效方法进行验证,如图4b所示,除边界条件为两端固支外,其余设置均与12.7 mm API的侵彻计算模型一致。

UHMWPE单层板及Cohesive黏结层的材料参

数^[31-33]如表 2 所示,均采用基于断裂韧性的双线性弹性损伤本构^[31]。其中,单层板采用三维 Hashin 损伤起始准则^[40-41], Cohesive 黏结层采用二次应力损伤起始

准则^[42]。12.7 mm API 采用 Johnson-Cook 本构模型,材料参数^[43]如表 3 所示。由于 FSP 在侵彻过程中的变形极小,可看作刚体,故采用离散刚体单元进行模拟。

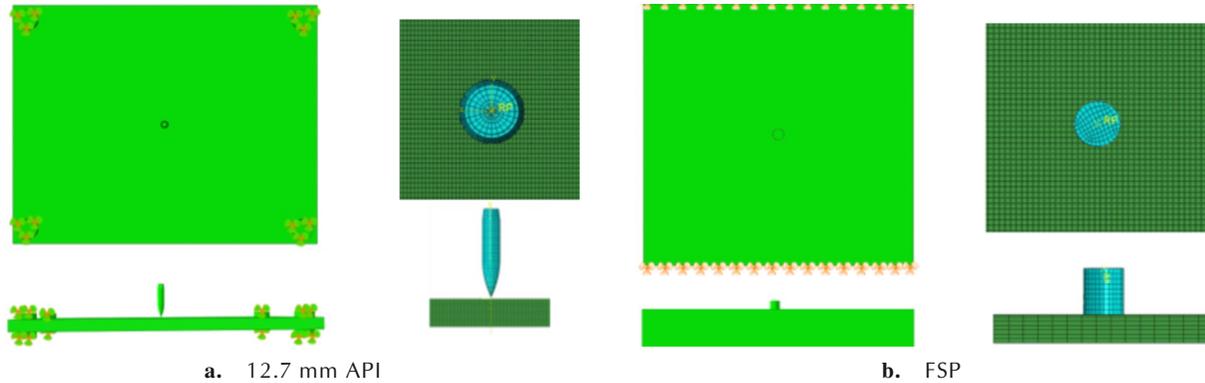


图 4 边界条件示意图

Fig.4 Diagrams of boundary condition

表 2 UHMWPE 层合板材料参数^[31-33]

Table 2 Material properties of UHMWPE laminates^[31-33]

| | E_{11} / MPa | E_{22} / MPa | E_{33} / MPa | γ_{12} | γ_{13} | γ_{23} | G_{12} / MPa | G_{13} / MPa |
|------------|-------------------|--|--|-------------------|-------------------------------|--|------------------------------------|-------------------------|
| UHMWPE ESL | 51100 | 51100 | 3620 | 0.001 | 0.18 | 0.499 | 192 | 2000 |
| | G_{23} / MPa | $G_{11c}(=G_{1cc})$ / kJ·m ⁻² | $G_{21c}(=G_{2cc})$ / kJ·m ⁻² | $X_T(=X_C)$ / MPa | $Y_T(=Y_C)$ / MPa | $Z_T(=Z_C)$ / MPa | S_{12} / MPa | $S_{13}(=S_{23})$ / MPa |
| | 2000 | 26 | 26 | 1150 | 1150 | 1×10 ²⁰ | 120 | 575 |
| cohesive | $E_s(=E_t)$ / MPa | E_n / MPa | N / MPa | $S(=T)$ / MPa | G_{1c} / kJ·m ⁻² | $G_{\parallel c}$ / kJ·m ⁻² | $G_{\perp c}$ / kJ·m ⁻² | η |
| | 450 | 904 | 5.35 | 7.85 | 0.15 | 0.15 | 0.15 | 2 |

Note: 1) E_{11} , E_{22} , and E_{33} are the Young's modulus in the principal directions, 2) γ_{12} , γ_{13} , and γ_{23} are the Poisson's ratios in the principal directions, 3) G_{12} , G_{13} , and G_{23} are the shear modulus in the principal directions, 4) G_{11c} , G_{1cc} , G_{21c} , and G_{2cc} are energies dissipated during damage for fiber tension, fiber compression, matrix tension, and matrix compression failure modes, respectively, 5) X_T , X_C , Y_T , Y_C , Z_T , and Z_C are strength for the longitudinal tension, longitudinal compression, transverse tension, transverse compression, through-thickness tension, through-thickness compression, respectively, 6) S_{12} , S_{13} , and S_{23} are the shear strength in the principal directions, 7) E_n , E_s , and E_t are the stiffness in the normal and the two local shear directions, 8) N , S , and T are the strength in the normal and the two local shear directions, 9) G_{1c} , $G_{\parallel c}$, and $G_{\perp c}$ are the fracture energy in the three fracture modes, η is a material parameter.

表 3 12.7 mm API 材料参数^[43]

Table 3 Material properties of 12.7 mm API^[43]

| section | E / MPa | ν | ρ / g·cm ⁻³ | A / MPa | B / MPa | n | m | c |
|------------|------------------|-----------|-----------------------------|-----------|-----------|-------|-------|--------|
| API core | 210000 | 0.32 | 7.8 | 1540 | 477 | 0.3 | 1.03 | 0.06 |
| API jacket | 109000 | 0.22 | 7.92 | 300 | 275 | 0.15 | 1.03 | 0.0022 |
| API lead | 16000 | 0.42 | 1.13 | 5.15 | 3.5 | | | |
| section | $\dot{\epsilon}$ | T_m / K | T_r / K | d_1 | d_2 | d_3 | d_4 | d_5 |
| API Core | 1 | 1811 | 300 | 0.1 | 0.76 | 1.57 | 0.005 | -0.84 |

Note: 1) E is the Young's modulus, 2) ν is the Poisson's ratios, 3) ρ is the density, 4) T_m and T_r are the melting temperature and transition temperature, respectively, 5) A , B , n , m , $\dot{\epsilon}$, and d_1 to d_5 are material parameters for the Johnson-Cook plasticity model.

3.2 弹道极限速度和残余速度

采用等效方法预测了不同弹体侵彻贯穿不同厚度 UHMWPE 层合板后的残余速度,计算结果如表 4 所

示。12.7 mm API 侵彻 20 mm 和 60 mm 厚层合板时,弹体残余速度的预测误差分别为 1.5%~4.6% 和 1.6%~14.5%;20 mm FSP 侵彻 10 mm 和 20 mm 厚层合板时,弹体残余速度的预测误差分别为 3.3%~11.2% 和 2.3%~11.2%。数值模拟平均误差为 5.2% 和 6.6%,均低于 10%,验证了等效方法在预测层合板侵彻贯穿后弹体残余速度的可靠性。

同时还预测了不同厚度 UHMWPE 层合板抗不同口径 FSP 侵彻时的弹道极限速度 V_{50} ,计算结果见表 5。10 mm 和 20 mm 厚层合板抗 20 mm FSP 侵彻时, V_{50} 预测误差分别为 -1.1% 和 10.9%;9.1 mm 和 20 mm 厚层合板抗 12.7 mm FSP 侵彻时, V_{50} 预测误差分别为 2.7% 和 19.5%。数值计算平均误差为 8.5%,验证了等效方法预测 UHMWPE 层合板弹道极限速度的可靠性。

表4 UHMWPE层合板的残余速度预测结果

Table 4 Outcome of the prediction on residual velocities of UHMWPE laminate

| No. | t/mm | stacking angle | bullet type | $v_i / m \cdot s^{-1}$ | $v_{r,e} / m \cdot s^{-1}$ | $v_{r,s} / m \cdot s^{-1}$ | error/% |
|-----|------|--------------------------|-----------------------------|------------------------|----------------------------|----------------------------|---------|
| 1 | 20.0 | $[0/90]_n$ | 12.7 mm API | 729.5 | 659.8 | 669.6 | -1.5 |
| 2 | 20.0 | $[0/90/30/-60/60/-30]_n$ | | 712.0 | 656.8 | 686.9 | -4.6 |
| 3 | 20.0 | $[0/90/45/-45]_n$ | | 718.4 | 664.8 | 690.6 | -3.9 |
| 4 | 60.0 | $[0/90]_n$ | | 733.0 | 568.9 | 486.5 | 14.5 |
| 5 | 60.0 | $[0/90/30/-60/60/-30]_n$ | | 718.0 | 513.8 | 541.2 | -5.3 |
| 6 | 60.0 | $[0/90/45/-45]_n$ | | 722.7 | 549.9 | 541.2 | 1.6 |
| 7 | 10.0 | $[0/90]_n$ | 20 mm FSP ^[9,14] | 470.0 | 346.5 | 307.7 | 11.2 |
| 8 | 10.0 | | | 644.7 | 579.4 | 560.3 | 3.3 |
| 9 | 10.0 | | | 985.0 | 955.0 | 882.0 | 7.6 |
| 10 | 20.0 | | | 676.0 | 451.0 | 501.5 | -11.2 |
| 11 | 20.0 | | | 892.0 | 740.0 | 710.7 | 4.0 |
| 12 | 20.0 | | | 1054.0 | 865.0 | 845.5 | 2.3 |

Note: 1) $v_{r,e}$ is experimental residual velocity, 2) $v_{r,s}$ is simulated residual velocity.

表5 对 $[0/90]_n$ UHMWPE层合板的 V_{50} 速度预测结果

Table 5 Outcome of the prediction on V_{50} velocities of $[0/90]_n$ UHMWPE laminate

| No. | t/mm | bullet type | $v_{50,e} / m \cdot s^{-1}$ | $v_{50,s} / m \cdot s^{-1}$ | error/% |
|-----|------|-------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|---------|
| 1 | 10.0 | 20 mm FSP ^[9,14] | 394.0 | 398.5 | -1.1 |
| 2 | 20.0 | | 620.0 | 552.5 | 10.9 |
| 3 | 9.1 | 12.7 mm FSP ^[9,14] | 506.0 | 492.5 | 2.7 |
| 4 | 20.0 | | 825.8 | 665.0 | 19.5 |

Note: 1) $V_{50,e}$ is experimental ballistic limit, 2) $V_{50,s}$ is simulated ballistic limit.

3.3 不同侵彻破坏模式模拟

已有研究表明, UHMWPE层合板在抗侵彻过程中会表现出典型的阶段性侵彻破坏特征^[15,17-18,44], 侵彻前期以冲切破坏为主, 而后期主要表现为拉伸凸起变形和分层破坏, 如图5a所示^[14]。采用等效方法, 模拟预测了20 mm厚UHMWPE层合板在12.7 mm FSP以 $650 m \cdot s^{-1}$ 侵彻作用下的变形破坏过程, 数值计算结果如图5c所示。在前期侵彻阶段(0~45 μs), 弹体侵入层合板引发局部冲切破坏(如放大图所示), 层合板背面仅发生轻微鼓包, 层合板的分层破坏仅局限在弹靶接触点附近。在此阶段中, 弹体速度迅速下降, 如图6中阶段I所示。侵彻阶段后期(45~600 μs), 弹体速度已发生明显下降且降速减缓(图6阶段II), 此时层合板破坏模式逐渐转变为拉伸凸起变形和大量积分层破坏, 如图5c所示。可见, 采用等效方法模拟的层合板侵彻破坏过程与试验结果(图5a)一致。图6给出了FSP以两种不同速度侵彻层合板时的速度变化规律, 二者的区别主要体现在第二侵彻阶段: 当FSP以

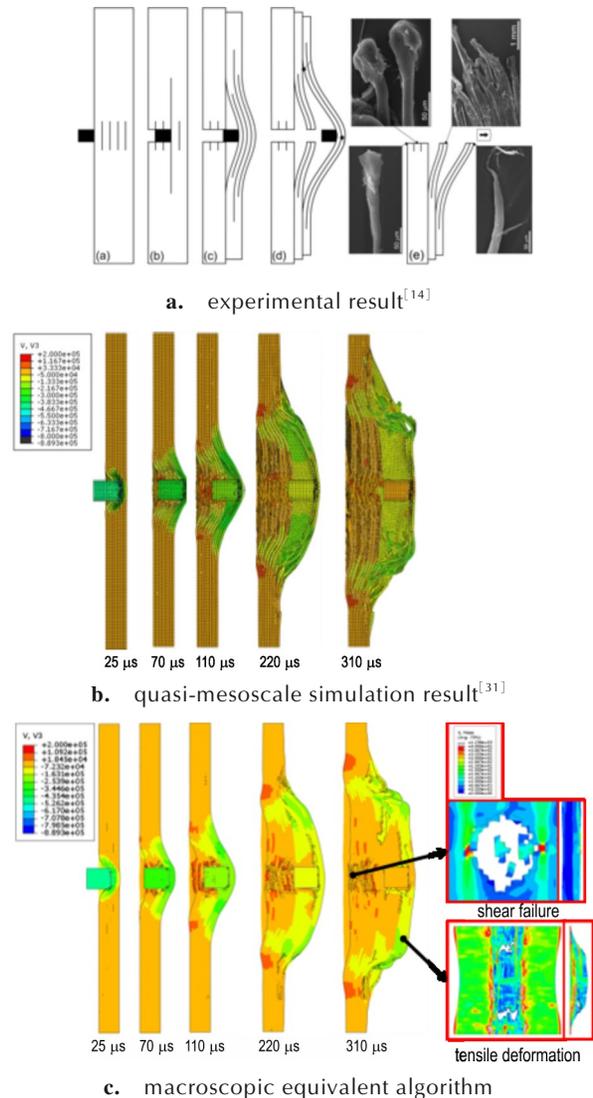


图5 FSP侵彻20 mm层合板
Fig.5 FSP against 20 mm UHMWPE

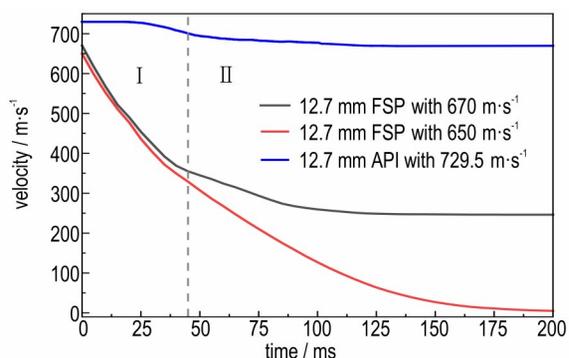


图6 弹体冲击20 mm厚UHMWPE层合板速度变化过程

Fig.6 Velocity changes of FSP/API during impacting 20 mm UHMWPE

650 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ 侵彻层合板时,弹速在第二侵彻阶段下降明显,这是因为层合板通过拉伸凸起变形充分吸收了弹体动能,阻碍了弹体穿透;而当FSP以670 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ 侵彻时,弹速在第二侵彻阶段未发生明显变化,这是由于此时层合板被穿透,背部拉伸和凸起变形减小所导致。此外,将等效方法计算结果与采用准细观片层尺度方法^[31]模拟的层合板抗侵彻破坏过程(图5b)进行对比,发现二者计算结果基本一致。

进一步采用等效方法模拟了20 mm厚UHMWPE层合板在12.7 mm API侵彻作用下的破坏特征。试验结果如图7a所示,层合板在70 μs 内被API快速穿透,且侵彻过程中未发生明显凸起变形,主要以局部剪切破坏为主;侵彻后期,层合板表现出轻微分层及极小范围凸起变形。采用等效方法同样模拟预测出了层合板在12.7 mm API高速侵彻作用下的快速穿透过程,如图7b所示,API侵入层合板后,层合板以局部受剪破坏为主,侵彻过程中仅发生轻微凸起变形及局部分层。可以看出,等效方法不仅可以模拟出层合板在高速侵

彻作用下单一冲切破坏模式,也可以模拟出层合板先冲切破坏后分层及大凸起变形的阶段性破坏模式。

4 分析与讨论

4.1 方法的预测精度

本研究采用等效方法预测了12.7 mm API, 12.7 mm FSP和20 mm FSP侵彻9.1~60.0 mm厚度UHMWPE层合板后的弹体残余速度及层合板弹道极限速度,据表4中数值计算结果发现,铺层方式的变化将对等效方法的弹体残余速度预测精度产生影响;表5中数值计算结果表明,层合板厚度的不同对等效方法的 V_{50} 预测精度具有影响。很大程度上,这两种精度变化的直接原因均是由于铺层方式的不同(或层合板厚度不同^[16])导致了层合板分层破坏程度的不同,根本原因是等效方法中假设了层合板面外应力连续,而当层合板分层程度过大后,其层间应力实际上并不完全连续,进而不可避免地导致了误差。在20 mm和60 mm厚层合板抗12.7 mm API侵彻的试验中, $[0/90/30/-60/60/-30]_n$ 和 $[0/90]_n$ 铺层方式的层合板凸起变形区域最大,如图8红圈所示,根据Nguyen^[36]、Cao^[16]和Greenhalgh^[12]试验结果,层合板凸起变形程度与分层破坏程度正相关,因此试验中凸起变形区域最大层合板的分层破坏也最严重。而当FSP以接近 V_{50} 速度侵彻靶板时,随着层合板厚度的增加,其分层破坏程度逐渐增大^[16],如图9所示。不过,考虑到等效方法对UHMWPE层合板弹道性能的平均误差为8.5%,故一定程度可认为面外应力连续假设对等效方法计算精度的影响较小。

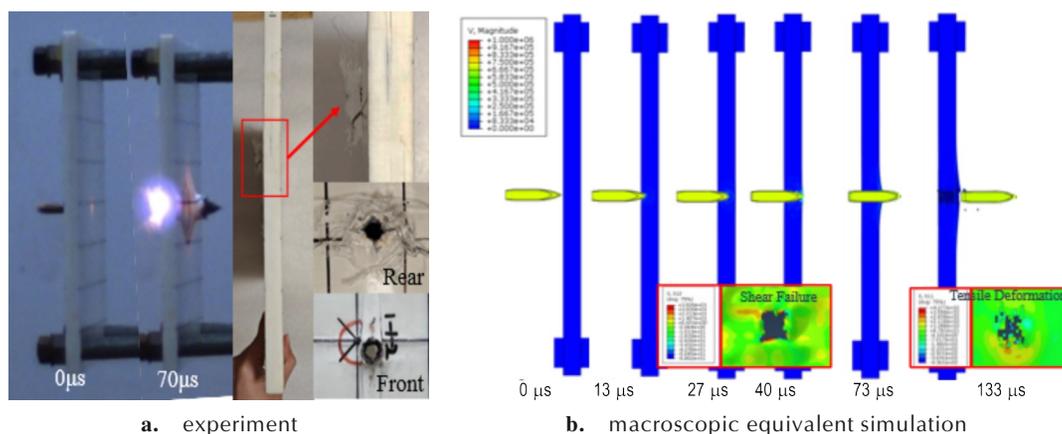


图7 12.7 mm API侵彻20 mm UHMWPE的实验和模拟结果

Fig.7 Results of experiment and simulation of 12.7 mm API against 20 mm UHMWPE

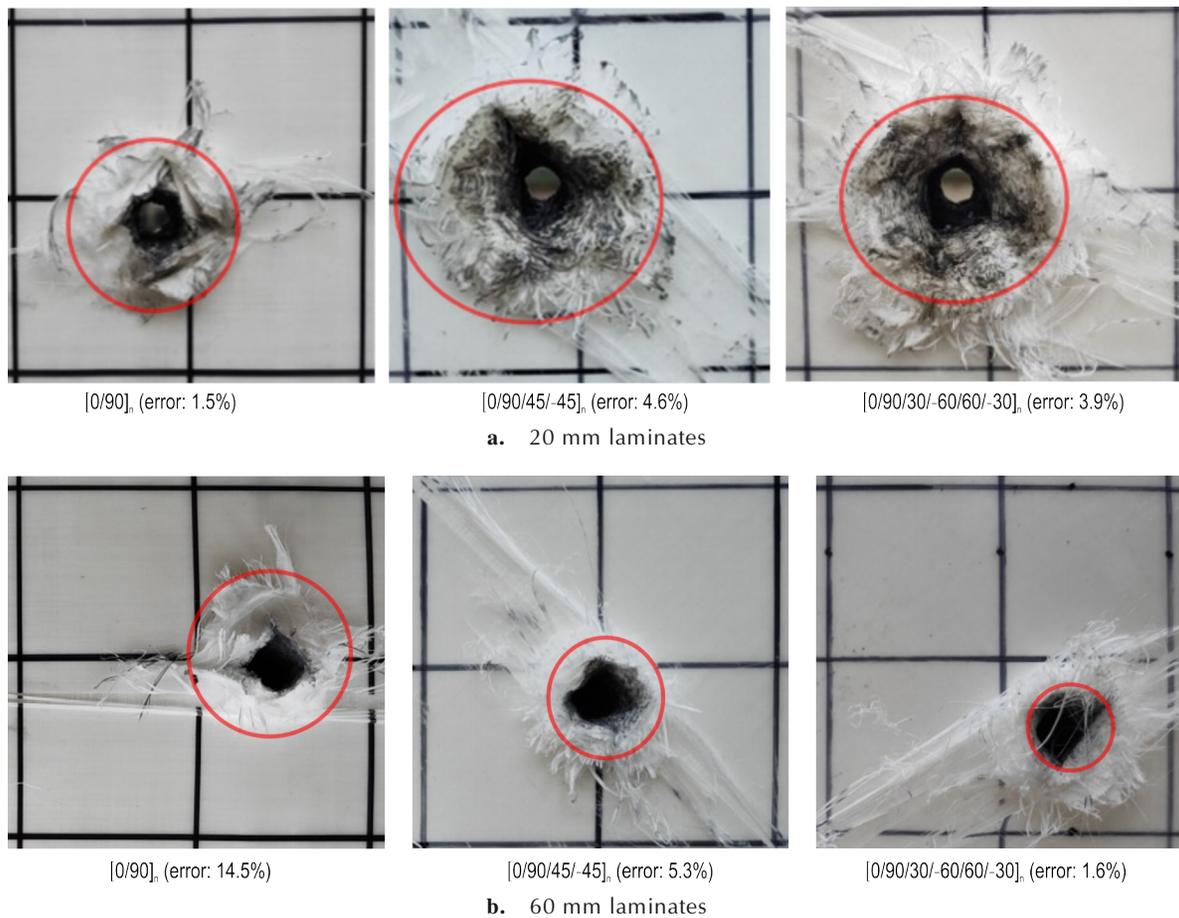
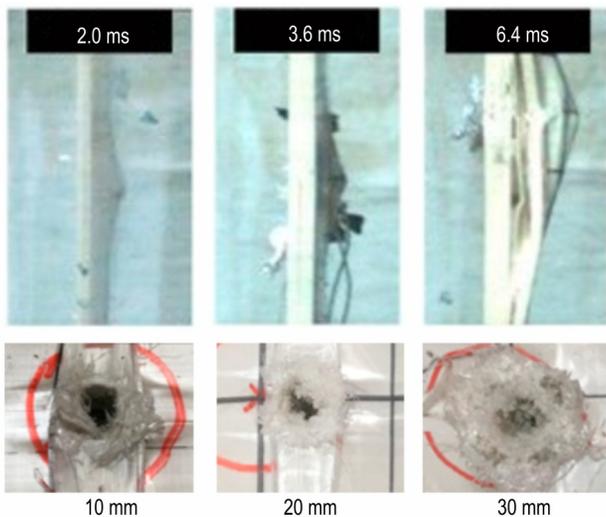


图8 UHMWPE层合板背面侵彻破坏

Fig.8 Backside penetration damage of UHMWPE laminate

图9 12.7 mm FSP 侵彻 UHMWPE 层合板后的分层破坏程度^[16]Fig.9 Degree of delamination damage after penetration of 12.7 mm FSP into UHMWPE laminates^[16]

此外,弹体初始速度与层合板弹道极限速度的比值 V_i/V_{50} 亦对等效方法的计算精度产生影响。以

20 mm FSP 侵彻 20 mm 层合板为例,当初始速度为 $1054 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ($V_i/V_{50}=1.91$) 时,预测误差为 2.3%;相比之下,当 FSP 初始速度降至 $676 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ($V_i/V_{50}=1.22$) 时,预测误差增加至 11.2%。这种误差增大的原因主要分为两个方面:一是当层合板在临界穿透时,其分层破坏程度更大,导致了方法面外应力连续假设引起的固有误差增大;二是在试验中,当子弹以略高于 V_{50} 的速度侵彻层合板时,弹体偏转和纤维拔出现象更加明显^[14],导致弹体残余速度不稳定^[16],进而不可避免地引起数值计算对弹体残余速度预测误差的增大。

4.2 ESL 最优比例厚度确定

ESL 厚度 t_c 的选取体现等效程度,即 $t_c=t$ 时将整块层合板等效为一个整体,而当 $t_c \rightarrow 0$ 则相当于不进行等效。本研究主要关注等效程度对本方法预测精度和计算效率的影响,并选取 $\alpha t_c/\beta d_p$ 作为等效程度的控制指标,即比例厚度,共设计了如表 6 所示的 10 种常见工况进行研究。其中, α 为弹体形状调整系数^[19],以表征楔形、锥形或尖卵形弹头对弹体侵彻性能的影响; βd_p

表 6 ESL 最优比例厚度研究工况

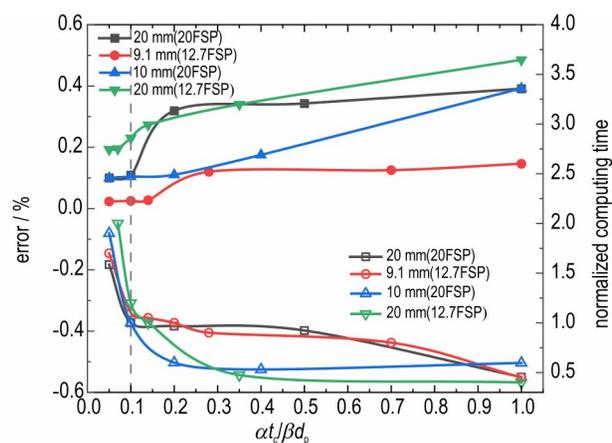
Table 6 Operational conditions for the study of optimal proportional thickness in ESL

| No. | t/mm | stacking angle | bullet type | α | β | d_p /mm |
|-----|------|--------------------------|-------------|----------|---------|-----------|
| 1 | 20 | $[0/90]_n$ | 12.7 mm API | 0.8 | 3.1 | 12.7 |
| 2 | 20 | $[0/90/30/-60/60/-30]_n$ | | 0.8 | 3.1 | 12.7 |
| 3 | 20 | $[0/90/45/-45]_n$ | | 0.8 | 3.1 | 12.7 |
| 4 | 60 | $[0/90]_n$ | | 0.8 | 3.1 | 12.7 |
| 5 | 60 | $[0/90/30/-60/60/-30]_n$ | | 0.8 | 3.1 | 12.7 |
| 6 | 60 | $[0/90/45/-45]_n$ | | 0.8 | 3.1 | 12.7 |
| 7 | 9.1 | $[0/90]_n$ | 12.7 mm FSP | 1 | 1 | 12.7 |
| 8 | 20 | $[0/90]_n$ | | 1 | 1 | 12.7 |
| 9 | 10 | $[0/90]_n$ | 20 mm FSP | 1 | 1 | 20 |
| 10 | 20 | $[0/90]_n$ | | 1 | 1 | 20 |

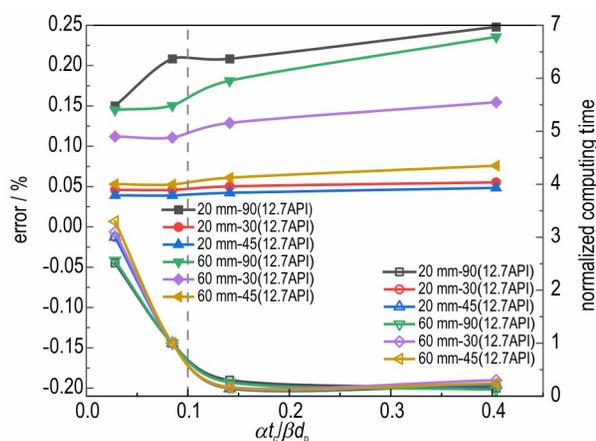
为分层程度调整系数,已有研究表明,UHMWPE层合板受到不同弹体侵彻时有着不同的分层破坏程度^[12,14-16,18-19,32],而分层破坏程度影响等效方法的精度。据第2节试验结果,将12.7 mm穿甲燃烧弹(Armor-Piercing Incendiary, API)侵彻所造成的分层区域平均半径64.18 mm与文献^[16,36]试验中12.7 mm FSP的200 mm之比确定为 β ,即 $\beta=3.12$ 。 d_p 则取弹径。

图10分别给出了比例厚度 $\alpha t_c/\beta d_p$ 与层合板抗FSP及API侵彻预测精度及计算效率的关系图。其中,计算效率通过归一化耗时衡量,即案例计算所用时间 t_t 与计算耗时第一次突变时的用时 t_s 之商(t_t/t_s)。由图10a可知, $\alpha t_c/\beta d_p$ 的取值影响较为显著。以20 mm厚UHMWPE层合板抗弹径20 mm FSP侵彻为例,当 $\alpha t_c/\beta d_p$ 从1.0减小至0.1时, V_{50} 预测误差从约32%降至约10%,并趋于稳定(图10a)。同时,在 $\alpha t_c/\beta d_p$ 从0增长至0.1的过程中,数值模拟计算耗时大幅下降并进入拐点, $\alpha t_c/\beta d_p$ 在大于0.1后进入相对稳定的平台段。同样,对于图10a中其余工况算例的预测误差及计算效率均可观察到相似规律。因此, $\alpha t_c/\beta d_p=0.1$ 可以认为是20 mm及以下厚度UHMWPE层合板抗12.7及20 mm FSP侵彻时的ESL最优比例厚度。

此外,采用等效方法对20 mm和60 mm厚UHMWPE层合板抗12.7 mm API侵彻的弹体残余速度 v_r 进行预测,计算结果如图10b所示。 $\alpha t_c/\beta d_p$ 在0~0.4之间的变化对 v_r 预测精度的影响较小,误差最大变化幅度不超过10%,且对厚度变化并不敏感。但当 $\alpha t_c/\beta d_p$ 从0.1减小至0.03时,数值模拟的计算时长却从稳定状态转为近似指数级增长。因此, $\alpha t_c/\beta d_p=0.1$ 同样约为60 mm及以下厚度UHMWPE层合板抗



a. FSP penetration through multiple thicknesses of laminates(10 mm(20FSP) means 20 mm FSP penetrates 10 mm laminates)



b. 12.7 mm API penetrates multiple laminates (20 mm-30(12.7API) means 12.7 mm API penetrates 20 mm laminates with $[0/90/30/-60/60/-30]_n$)

图 10 ESL 最优比例厚度确定

Fig.10 Calculation of optimal ESL proportional thickness

12.7 mm API 侵彻模拟的 ESL 最优比例厚度取值。

由图10可以看出,在保持与准细观尺度数值计算模型^[31]同等计算精度的前提下,本研究提出的等效方法可将UHMWPE层合板抗侵彻模拟的计算耗时缩短至准细观尺度模拟方法^[31]的1/20~1/2,大幅提升了计算效率。同时,ESL的比例厚度 $\alpha t_c/\beta d_p$ 存在最优解,其取值受板厚的影响较小,但对弹体形状较为敏感。

4.3 方法的适用性

本研究提出了一种可简化层合板抗侵彻数值模拟过程的三维等效方法,研究表明对于侵彻过程中分层破坏面积较小的层合板,等效方法将具有更高的计算精度。故进一步开展了玻璃纤维增强复合材料(glass fiber reinforced plastics, GFRP)层合板(抗侵彻时分层

破坏程度较小^[45])抗侵彻性能^[45-46]的数值模拟对比,计算结果如表7所示。等效方法对两种厚度GFRP层合板的 V_{50} 预测误差分别为5.4%和2.8%,表明随着分层破坏面积的减小,等效方法的预测精度会进一步提升。可见,等效方法不仅适用于具有较大分层破坏的UHMWPE层合板的抗侵彻模拟,同样适用于具有较小分层破坏特征的GFRP层合板抗侵彻数值模拟,适用性较为广泛。

表7 对GFRP层合板的 V_{50} 速度预测

Table 7 Prediction of V_{50} velocities of GFRP laminate

| t/mm | $v_i/\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ | result | $v_{50,s}/\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ | $v_{50,e}/\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ | error / % |
|---------------|----------------------------------|--------|---------------------------------------|---------------------------------------|-----------|
| 4.5 | 180.0 | NP | 185.0 | 175.0 ^[45] | 5.4 |
| | 190.0 | P | | | |
| 9.0 | 280.0 | NP | 285.0 | 293.0 ^[45] | 2.8 |
| | 290.0 | P | | | |

5 结论

在保证计算精度的前提下,本研究提出了一种可显著提升复合材料层合板抗侵彻分析效率的三维等效方法,该方法可通过材料参数计算考虑铺层角度的影响,大幅降低建模难度和计算量。主要结论如下:

(1)通过引入平均应力应变理论,将层合板内具有周期性铺层组合特征的若干单层板等效简化为单一等效单层板,可有效降低层合板建模的复杂程度,显著提升抗侵彻计算效率,最高可达20倍;

(2)采用提出的等效方法对9.1~60 mm厚UHMWPE层合板弹道性能预测的平均误差小于10%,可准确地模拟出不同种FRP层合板在不同弹速侵彻作用下的冲切、分层和凸起变形等阶段性侵彻破坏特征,具备较高的精度和适用性;

(3)层合板的分层破坏是影响等效方法计算精度的重要因素,当分层破坏程度增大时,层合板物理上的层间应力不连续将不可避免地引入计算误差。

参考文献:

- [1] RIEDEL W, NAHME H, WHITE D M, et al. Hypervelocity impact damage prediction in composites: Part II—experimental investigations and simulations[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 33(1): 670-680.
- [2] CHEN X, CHANDRASEKARAN R, SONG F, et al. Personal energy footprint in shared building environment: Poster abstract[C]//Proceedings of the 15th International Conference on Information Processing in Sensor Networks. Vienna Austria, 2016: 30.

- [3] HAZELL P J, APPLEBY-THOMAS G. A study on the energy dissipation of several different CFRP-based targets completely penetrated by a high velocity projectile[J]. *Composite Structures*, 2009, 91(1): 103-109.
- [4] CUNNIFF P. Dimensionless Parameters for Optimization of Textile Based Body Armor Systems [C]//Proceedings of the 18th International Symposium on Ballistics. San Antonio, Texas, 1999: 1303-1310.
- [5] MOURITZ A P, COX B N. A mechanistic interpretation of the comparative in-plane mechanical properties of 3D woven, stitched and pinned composites[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2010, 41(6): 709-728.
- [6] AHMED A, ZILLUR RAHMAN M, OU Y, et al. A review on the tensile behavior of fiber-reinforced polymer composites under varying strain rates and temperatures[J]. *Construction and Building Materials*, 2021, 294: 123565.
- [7] APPLEBY-THOMAS G J, HAZELL P J, DAHINI G. On the response of two commercially-important CFRP structures to multiple ice impacts[J]. *Composite Structures*, 2011, 93(10): 2619-2627.
- [8] 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.
- [9] NGUYEN L H, RYAN S, CIMPOERU S J, et al. The efficiency of ultra-high molecular weight polyethylene composite against fragment impact[J]. *Experimental Mechanics*, 2016, 56(4): 595-605.
- [10] TAN V B C, KHOO K J L. Perforation of flexible laminates by projectiles of different geometry[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 31(7): 793-810.
- [11] TAYLOR S A, CARR D J. Post failure analysis of 0 degrees /90 degrees ultra high molecular weight polyethylene composite after ballistic testin[J]. *Journal of microscopy*, 1999, 196(2): 249-256.
- [12] GREENHALGH E S, BLOODWORTH V M, IANNUCCI L, et al. Fractographic observations on Dyneema® composites under ballistic impact[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2013, 44: 51-62.
- [13] KARTHIKEYAN K, RUSSELL B P. Polyethylene ballistic laminates: Failure mechanics and interface effect[J]. *Materials & Design*, Elsevier, 2014, 63: 115-125.
- [14] NGUYEN L H, 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.
- [15] CHEN L, CAO M, FANG Q. Ballistic performance of ultra-high molecular weight polyethylene laminate with different thickness[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2021, 156: 103931.
- [16] CAO M, CHEN L, XU R, et al. Multi-stage penetration characteristics of thick ultra-high molecular weight polyethylene laminates[J]. *Defence Technology*, 2023, 27: 101-110.
- [17] CAO M, CHEN L, XU R, et al. Effect of the temperature on ballistic performance of UHMWPE laminate with limited thickness[J]. *Composite Structures*, 2021, 277: 114638.
- [18] CAO M, CHEN L, FANG Q. Penetration and perforation characteristics of the novel UHMWPE film laminates by the 7.62 mm

- standard bullet[J]. *Composite Structures*, 2023, 308: 116669.
- [19] CAO M, ZHOU D, WANG Z, et al. An experimental study of the penetration resistance of UHMWPE laminates with limited thickness[J]. *Thin-Walled Structures*, 2023: 111438.
- [20] SHEN Y, WANG Y, YAN Z, et al. Experimental and numerical investigation of the effect of projectile nose shape on the deformation and energy dissipation [J]. *Materials*, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, 2021, 14(15): 4208.
- [21] HARIS A, TAN V B C. Effects of spacing and ply blocking on the ballistic resistance of UHMWPE laminates[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2021, 151: 103824.
- [22] SEGALA D B, CAVALLARO P V. Numerical investigation of energy absorption mechanisms in unidirectional composites subjected to dynamic loading events[J]. *Computational Materials Science*, 2014, 81: 303–312.
- [23] 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.
- [24] WANG H, WEERASINGHE D, MOHOTTI D, et al. On the impact response of UHMWPE woven fabrics: Experiments and simulations[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2021, 204: 106574.
- [25] ZHANG Y, DONG H, LIANG K, et al. Impact simulation and ballistic analysis of B4C composite armour based on target plate tests[J]. *Ceramics International*, 2021, 47(7, Part A): 10035–10049.
- [26] ZHANG R, HAN B, ZHONG J-Y, et al. Enhanced ballistic resistance of multilayered cross-ply UHMWPE laminated plates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2022, 159: 104035.
- [27] ZHANG R, QIANG L-S, HAN B, et al. Ballistic performance of UHMWPE laminated plates and UHMWPE encapsulated aluminum structures: Numerical simulation [J]. *Composite Structures*, 2020, 252: 112686.
- [28] ANSARI M M, CHAKRABARTI A, IQBAL M A. An experimental and finite element investigation of the ballistic performance of laminated GFRP composite target[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2017, 125: 211–226.
- [29] ANSARI Md M, CHAKRABARTI A. Ballistic performance of unidirectional glass fiber laminated composite plate under normal and oblique impact [J]. *Procedia Engineering*, 2017, 173: 161–168.
- [30] 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 Materiae Compositae Sinica*, 2012, 29(1): 150–161.
- [31] 曹铭津, 陈力, 方秦. 超高分子量聚乙烯纤维层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.
- [32] LÄSSIG T, NGUYEN L, 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.
- [33] NGUYEN L H, 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 and Manufacturing*, 2016, 84: 224–235.
- [34] PHADNIS V A, PANDYA K S, NAIK N K, et al. Ballistic impact behaviour of woven fabric composite: Finite element analysis and experiments [J]. *Journal of Physics: Conference Series*, 2013, 451(1): 012019.
- [35] SUN C T, SIJIAN LI. Three-dimensional effective elastic constants for thick laminates[J]. *Journal of Composite Materials*, 1988, 22(7): 629–639.
- [36] NGUYEN L. The ballistic performance of thick ultra high molecular weight polyethylene composite[D]. Melbourne: RMIT University, 2016.
- [37] 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 V_{50} 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— V_{50} method [S]. Beijing: Standards Press of China, 2016.
- [38] 中华人民共和国公安部. GA 141–2010: 警用防弹衣[S]. 北京: 中国标准出版社, 2010.
Ministry of Public Security of the People's Republic of China. GA 141–2010: Police ballistic resistance of body armor [S]. Beijing: Standards Press of China, 2010.
- [39] ABAQUS User's Manual[CP]. 2014.
- [40] HASHIN Z, ROTEM A. A fatigue failure criterion for fiber reinforced materials [J]. *Journal of Composite Materials*, SAGE Publications Ltd STM, 1973, 7(4): 448–464.
- [41] HASHIN Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1980, 47: 329–334.
- [42] CAMANHO P P, DÁVILA C G. Mixed-mode decohesion finite elements for the simulation of delamination in composite materials[R]. NASA/TM-2002-211737, U.S.A.: NASA Langley Research Center, 2002.
- [43] 马铭辉, 李焱, 蒋招绣, 等. 12.7 mm 穿燃弹对半无限厚 45 钢的侵彻行为[J]. *高压物理学报*, 2021, 35(5): 158–166.
MA Ming-hui, LI Ye, JIANG Zhao-xiu, et al. Penetration behavior of 12.7 mm projectile into semi infinite 45 steel[J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2021, 35(5): 055104.
- [44] CAO M, CHEN L, XU R, et al. Multi-stage penetration characteristics of thick ultra-high molecular weight polyethylene laminates[J]. *Defence Technology*, 2023, 27: 101–110.
- [45] GELLERT E P, CIMPOERU S J, WOODWARD R L. A study of the effect of target thickness on the ballistic perforation of glass-fibre-reinforced plastic composites [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2000, 24(5): 445–456.
- [46] 鲍盘盘. 复合材料层压板高速冲击损伤有限元分析方法[C]//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. 中国北京: 中国航空学会, 2012: 99–103.
BAO Pan-pan. Finite element analysis method of high velocity impact damage characteristics of composite laminates [C]// 17th National Conference on Composite Materials. Beijing: Chinese Society of Aeronautics and Astronautics, 2012: 99–103.

Equivalent Numerical Simulation Method for Penetration Resistance of UHMWPE Laminate

WANG Ze-kun^{1,2}, CHEN Li², CAO Ming-jin², TANG Bai-jian¹

(1. School of Civil Engineering, Suzhou University of Science and Technology, Suzhou 215011; 2. Engineering Research Center of Ministry of Education for Explosion Safety Protection, Southeast University, Nanjing 211189, China)

Abstract: To enhance the modeling and computational efficiency of numerical simulations for penetration resistance in ultra-high molecular weight polyethylene fiber (UHMWPE) laminates, an equivalent mechanical model of UHMWPE laminates was established based on the theory of three-dimensional equivalent elastic constants, and a three-dimensional equivalent rapid simulation method suitable for predicting the penetration resistance of fiber composite laminates was developed. As verified by the UHMWPE laminates' penetration test data, the equivalent method can accurately simulate and predict the staged penetration characteristics of laminates by taking into account the influence of the fiber lay-up on the mechanical properties of the laminates, and the average errors for the ballistic performance of 9.1–60.0 mm laminates are less than 10%. The method bypasses the need for detailed modeling of fiber bundles and matrices, as required in mesoscopic scale numerical simulations, and eliminates the necessity of specifying individual fiber/resin ply orientations and inserting numerous bonding elements, as in quasi-mesoscopic scale simulations.

Key words: UHMWPE laminate; bullet penetration; numerical simulation; mesoscopic modeling

CLC number: TJ5;TB332;O385

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2024054

Grant support: National Natural Science Foundation of China(No. 52378488)

(责编:高毅)