DOI：10.11883/bzycj-2026-0207

弹体头部非金属附加防护结构的侵彻损伤仿真模型

王 磊[1]，张丁山[1*]，许宝文[1]，张萌昭[1]，吕永柱[1]，全嘉林[1]

（1. 西安近代化学研究所，陕西 西安 710065）

摘 要：针对高落速侵彻弹体头部易发生侵蚀影响侵彻性能，提出在弹头增设凯夫拉平纹织物非金属附加防护结构以减小头部侵蚀。结合凯夫拉纤维正交各向异性与应变率硬化特征，引入 Cowper-Symonds 应变率强化模型，基于 Fortran 语言写入 LS-DYNA 用户材料子程序，结合最大主应力失效准则与单元侵蚀算法构建动态损伤本构；采用纱线束等效简化方法，依托正弦纱线轨迹与椭圆截面建立周期性平纹细观编织模型，同时搭建宏观均质等效模型作为对照，并完成网格无关性验证。建立含弹体、铝制形罩、凯夫拉平纹编织物与钢靶的四分之一对称有限元模型，开展 820 m/s 侵彻数值仿真，对比分析三类仿真模型的防护结构变形、损伤演化、碎片飞溅及破碎形态等特征；同时设计并开展 125 火炮试验，通过对比试验与仿真的凯夫拉破碎形态对该模型进行验证。结果表明：未引入应变率效应的编织模型显著低估材料动态抗力，损伤范围偏小；宏观均质模型仅能体现整体挤压变形，无法表征层间剥离、纤维断裂等细观耗能机制；耦合应变率强化的纱线束编织模型可完整还原高速侵彻过程中非金属附加防护结构的压溃、撕裂、纤维抛射等损伤行为，损伤演化规律与物理破坏特征匹配度更高；试验表明该防护结构可使弹体头部侵蚀长度降低 86.4%，仿真损伤演化规律与试验物理破坏特征匹配度较高，可为弹头凯夫拉防护结构仿真优化提供参考。

关键词：侵彻；弹头防护；非金属材料；数值仿真模型；应变率增强各向异性本构

中图分类号：O385　　**国标学科代码：**49030　　**文献标识码：**A

Research on Penetration Damage Simulation Model of Non-metallic Additional Protective Structure at Warhead Head

WANG Lei[1], ZHANG Dingshan[1*], XU Baowen[1], ZHANG Menzhao[1], LYU Yongzhu[1], QUAN Jialin[1]

*(1.Xi'an Modern Chemistry Research Institute,Xi'an 710065,Shaanxi,China)**

Abstract: High-speed penetrating projectiles suffer severe nose erosion under hypervelocity impact, which compromises structural integrity, degrades dynamic stiffness and ultimately impairs terminal penetration capability. To mitigate projectile nose erosion, this work proposes a non-metallic auxiliary protective structure adopting plain-woven Kevlar fabric mounted at the warhead tip. Given the pronounced orthotropic anisotropy and strain-rate-hardening responses of aramid yarns under extreme dynamic loading, a rate-dependent orthotropic constitutive model coupled with the Cowper-Symonds strain-rate strengthening formulation is developed and implemented as a Fortran-coded user-material subroutine within LS-DYNA. The maximum-principal-stress failure criterion together with the element-erosion algorithm is incorporated to reproduce progressive yarn fracture and element deletion upon reaching critical tensile strength. To strike a balance between computational cost and mesoscopic physical fidelity, a yarn-bundle-equivalence strategy is adopted, where individual fine filaments are homogenized

* 收稿日期：2026-06-30； 修回日期：2026-11-20；
第一作者：王 磊（2001— ），男，硕士. E-mail: 1833511845@qq.com；
通信作者：张丁山（1984— ），男，博士，研究员. E-mail: dingshan19840103@sohu.com。

录用稿件，非最终出版稿

into equivalent yarn bundles. A periodic 2-by-2 plain-weave mesoscale unit-cell is constructed with sinusoidal yarn trajectories and elliptical cross-sections, and geometric trimming is performed to eliminate yarn-to-yarn penetration and improve mesh quality. A quarter-symmetric finite-element assembly integrating the projectile, aluminum shaped cover, multi-layer Kevlar protective layer and steel target is established for penetration simulations at an impact velocity of 820 m/s. Two comparative numerical schemes are implemented: a mesoscale woven model excluding strain-rate effects and a macroscale homogenized continuum model with identical boundary and mass-conservation conditions. A 125-mm artillery firing test is further conducted for model validation, with identical geometric and loading configurations as in numerical computations. Simulation comparisons reveal that the woven model ignoring strain-rate dependency substantially underestimates dynamic material resistance and yields an unrealistically confined damage zone. The homogenized continuum model merely captures global compressive deformation but fails to reproduce characteristic mesoscale energy-dissipation mechanisms including inter-ply delamination, yarn slippage and filament fragmentation. In contrast, the proposed strain-rate-coupled yarn-bundle woven model faithfully reproduces sequential damage modes: structural crushing, in-plane tearing, yarn slippage, interlayer separation and high-velocity debris ejection. Three distinct fragment morphologies (large flakes, small debris and slender strips) predicted numerically exhibit excellent qualitative consistency with post-test recovered Kevlar fragments. The experimentally validated modelling framework provides a reliable numerical tool for performance evaluation and structural optimization of woven-fabric-based non-metallic add-on protection for high-speed penetrators.

Keywords: Penetration; warhead protection; non-metallic materials; numerical simulation model；rate-dependent anisotropic constitutive mode

1 引言

现代舰艇防御体系日趋完善，常规低速反舰导弹突防效能下降；高速反舰武器突防能力强，末端着靶速度显著提升，而弹体在高速冲击作用下易引发头部变形，进而导致弹道大幅偏转甚至弹体破碎解体等现象，无法完成预设的作战目标[1-3]。吴翰林等 [4-5] 对带金属“帽罩”弹体侵彻钢靶的弹道稳定性开展数值模拟，基于应力波理论揭示帽罩可降低弹体头部冲击载荷，但研究局限于金属材料，在高落速环境下，轻质、高强非金属材料在弹体防护领域也具备重要应用潜力。凯夫拉（Kevlar）芳纶纤维凭借优异的比强度、模量及抗冲击特性，广泛应用于防弹衣、复合靶等防护场景。在冲击载荷下，凯夫拉织物可通过纤维原纤化开裂、拉伸断裂、纱间滑移及界面摩擦等多机制协同耗散冲击动能，具备突出的抗侵彻与轻量化优势[6-7]。

当前国内外围绕凯夫拉材料进行多尺度研究：在细观尺度下，Cheng [8]等通过单丝拉伸试验证明，纤维单丝抗拉强度远高于纤维束，该差异源于纤维束内部丝间缺陷与载荷分布不均；朱德举等[9-11]结合准静态拉伸试验与数值仿真进一步补充，单束内部纤维丝数量对整体力学性能影响较小，说明凯夫拉纤维单丝与纤维束力学性能存在显著尺寸差异。将纤维束按一定角度进行编织，织物编织构型会进一步调控整体抗侵彻性能，大量研究表明，相同面密度下平纹凯夫拉织物防护性能优于斜纹、缎纹结构[12-14]，这是因为致密交织节点可强化纱线夹持摩擦耗能，同时让冲击载荷沿经纬双向均匀传递，缓解局部应力集中。在动载荷研究尺度下，Ericksen 等[15]借助变速拉伸试验率先证实 Kevlar 织物存在明显应变率硬化效应；汪洋等[16]针对 Kevlar 纤维束开展宽应变率动态拉伸测试，系统总结出纤维强度、模量随应变率升高而提升，断裂韧性与断裂应变同步衰减的变化规律。

凯夫拉数值仿真研究主要分为材料本构与几何建模两大方向。本构层面，高速侵彻带来高应变率加载，凯夫拉对应变率敏感，而目前在芳纶织物冲击仿真中多使用的正交各向异性本构模型[17]仅能表征纱线力学的方向性；Zhou 等[18-19]通过 Kevlar29 细观拉伸试验证实纤维束同时存在应变率与尺寸效应，分别基于粘弹性理论构建五元粘弹性本构，并结合 Weibull 分布建立细丝 - 束多尺度本构。建模层面分为宏观均质与细观纱线模型[21]：宏观模型简化结构、可反映织物整体冲击响应，但无法

录用稿件，非最终出版稿

描述纱线内部变形与相互作用；细观模型可复现纱线滑移、断裂等细观损伤，但对于编织物而言，因单束含大量微丝，建模复杂、计算成本高。

针对高落速侵彻弹体头部易发生侵蚀影响侵彻性能，提出在弹头增设凯夫拉平纹织物非金属附加防护结构以减小头部侵蚀。为表征其高速侵彻动态响应，在材料本构中引入应变率强化效应并耦合损伤失效准则，建立介于宏观均质与细观单丝模型之间的纱线束平纹编织模型，形成适配高落速工况下弹体头部附加凯夫拉防护结构侵彻仿真模型。通过对比不同仿真模型下织物侵彻变形与最终破坏形态，并结合试验验证该模型能更好的还原凯夫拉的动态损伤行为，具有更高的仿真精度，以期为弹体头部非金属附加防护结构的仿真建模优化与工程应用设计提供参考。

2 模型建立

2.1 本构模型

凯夫拉纤维为正交各向异性材料，轴向与横向力学性能差异悬殊：纤维轴向模量、抗拉强度高，抗拉伸性能优异；横向刚度与承载能力显著偏低，更易产生横向变形与剪切失效，变形及损伤演化规律具备强烈方向相关性，如图 1 所示。

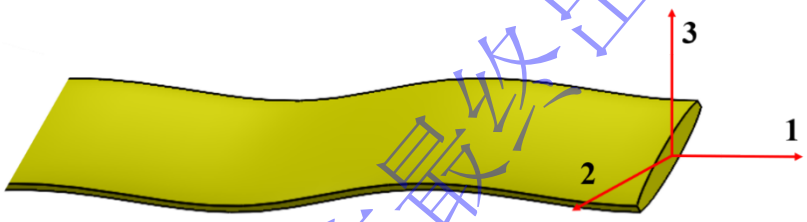


图 1 凯夫拉正交各项异性

Fig.1 Orthotropic Kevlar

凯夫拉纤维力学性能具备明显应变率敏感性，动态加载过程中呈现典型应变率硬化效应。为描述该相关硬化特性，本文引入 Cowper-Symonds 模型[22]表征该动态强化规律，材料正交各向异性特征由正交各向异性刚度矩阵、分方向的强度与损伤演化准则来体现；应变率强化采用全局统一 Cowper-Symonds 因子为工程简化假设。其表达式为：

$$\sigma_{ij}^{d}=\sigma_{ij}^{s}\cdot\left[1+\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C}\right)^{\frac{1}{p}}\right]=\begin{pmatrix}E_{11} & E_{12} & E_{13} & & & \\ E_{21} & E_{22} & E_{23} & & & \\ E_{31} & E_{32} & E_{33} & & & \\ & & & E_{12} & & \\ & & & & E_{23} & \\ & & & & & E_{31}\end{pmatrix}\cdot\begin{pmatrix}\varepsilon_{11}\\ \varepsilon_{22}\\ \varepsilon_{33}\\ \varepsilon_{12}\\ \varepsilon_{23}\\ \varepsilon_{31}\end{pmatrix}\cdot\left[1+\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C}\right)^{\frac{1}{p}}\right] \tag{1}$$

式（1）中，σ_{ij}^{d} 为动态加载条件下的应力分量，σ_{ij}^{s} 为准静态条件下的应力分量，E_{ij} 为弹性模量分量，ε_{ij} 为应变张量分量， 1 为纤维单丝的长度方向，2、3 为纤维单丝横截面上的两个相互垂直的方向。$\dot{\varepsilon}$ 为当前应变率；C、P 为凯夫拉纤维材料率相关常数。

基于上述理论模型，本文在*MAT_USER_DEFINED_MATERIAL_MODELS 关键字中定义材料各项参数取值，采用 LS-DYNA 的 umat41 用户材料子程序接口，通过 Fortran 语言完成本构模型的编译，应力更新采用“增量计算、逐步累加”的逻辑。具体实现流程为：首先，子程序根据传入的当前

录用稿件，非最终出版稿

增量步应变增量与时间步长计算当前应变率；其次，利用 Cowper-Symonds 公式计算动态增强因子；随后，将正交各向异性弹性矩阵与应变增量相乘得到准静态弹性应力增量，并将其乘以该增强因子得到动态应力增量；最后，将该动态应力增量叠加到上一增量步的总应力上，从而完成当前时刻总应力的更新。此外，采用最大主应力准则描述凯夫拉纱线束断裂失效：纱线轴向模量远大于横向与剪切模量，最大主应力近似等于纤维轴向拉应力，满足第一强度理论 $\sigma_1 \leq [\sigma]$，达到极限强度 σ_b 时纱线束断裂。同时在 * MAT_ADD_EROSION 侵蚀卡片标定失效应力[σ]；单元最大主应力超限后自动删除，实现纱线束断裂的数值表征，如图 2 所示。

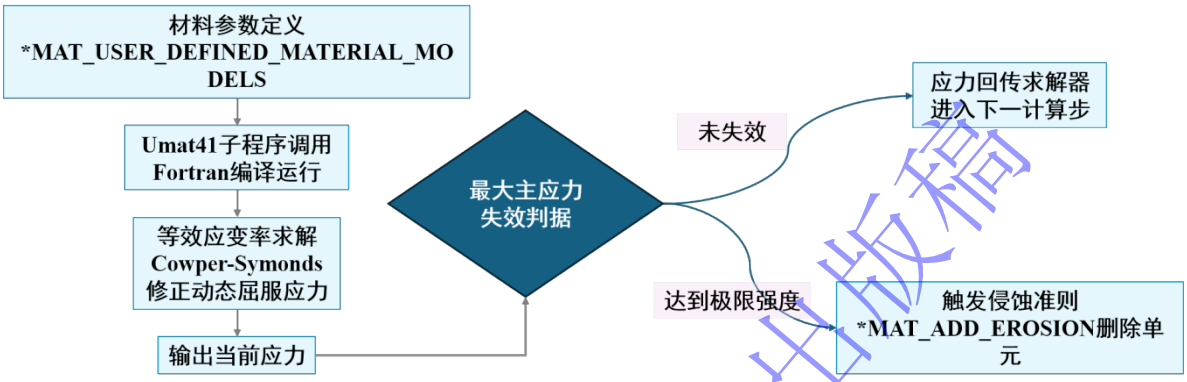


图 2 本构编译流程图

Fig.2 Constitutive Compilation Flow Chart

2.2 仿真模型

由图 3 凯夫拉织物实物与局部显微形貌观测可见：织物由经、纬纱线按照平纹织造规律周期性上下屈曲交错编织而成；进一步放大纱束微观结构可发现，单根纤维束并非均质实体，而是由大量凯夫拉单丝紧密集束排布构成。若逐个建立全部单丝几何模型，单元数量庞大、建模与计算成本过高，且根据朱[10]研究发现纤维集束后根数对其力学性能影响不大，因此采用单丝集束等效简化思路：将一束内密集排布的众多纤维单丝等效为均质纤维束实体，以等效纤维束替代离散单丝完成建模。

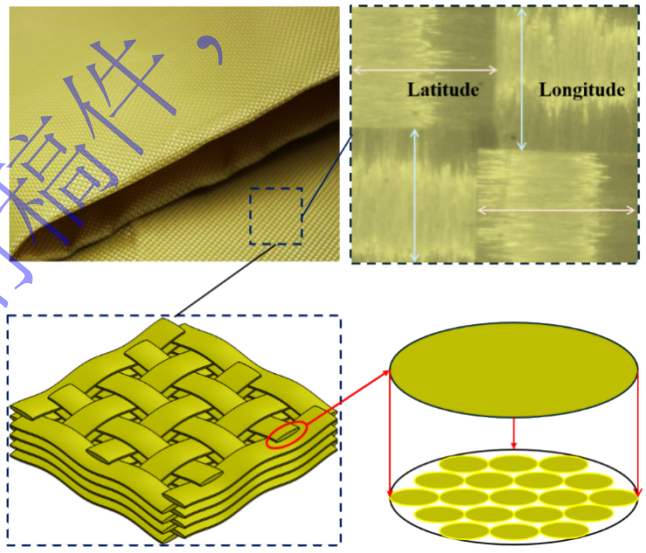


图 3 凯夫拉平纹编织

Fig.3 Plain-woven Kevlar

在此基础上依据 Rajan[23]纱线模型开展细观模型构建，以正弦曲线构建 Kevlar 纱线轨迹、椭圆作为截面。为解决经纬纱的几何穿透问题、优化后续网格划分质量，对纱线两侧进行轮廓裁剪。最终遵循平纹编织规律，组装形成 2 经 2 纬的周期性单层平纹单胞，如图 4 所示。

录用稿件，非最终出版稿

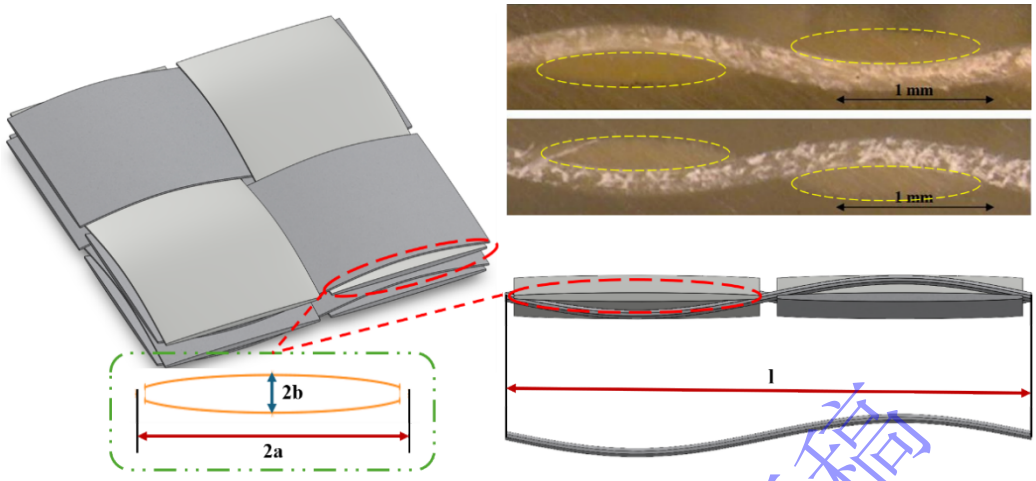


图 4 凯夫拉纤维编织模型

Fig.4 Woven Model of Kevlar Fiber

$$y = A\sin(Bx) \tag{2}$$

$$\frac{x^2}{a^2}+\frac{y^2}{b^2}=1 \tag{3}$$

式 (2) 为标准正弦函数表达式，其中 A 代表振动幅值，系数 B 与周期 T 满足关系 B=2π/T，可用于表征纱线长度上周期性波动变化规律；式 (3) 为中心位于坐标原点的标准椭圆方程，参数 a、b 分别对应椭圆长半轴与短半轴，能够完整描述纱线截面椭圆轮廓几何形态。

3 数值仿真

3.1 弹体头部非金属附加防护结构模型

为减少弹体头部侵蚀，基于弹体几何模型在头部设计非金属附加防护结构模型，该模型由弹体【1】、非金属防护材料【2】、用于固定防护材料的形罩【3】三部分构成。将上述纱线束平纹编制模型应用于附加防护结构中，同时建立连续介质模型作为对照，如图 5 所示。以此对比两种建模方式在侵彻仿真中的计算差异。

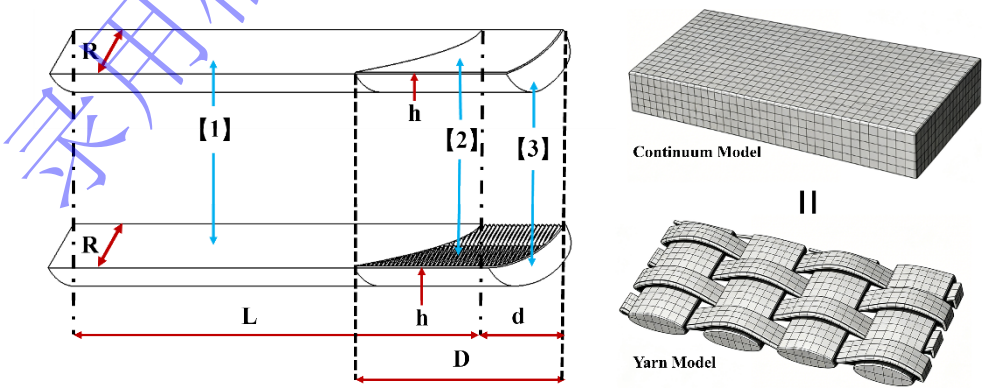


图 5 弹体头部非金属附加防护模型

Figure 5 Non-metallic Additional Protection Model for Warhead Tip

弹体总长 L=500 mm，弹径 2R=125 mm；形罩长度 D=225mm，厚度 h=2.5mm；弹尖堆积非金属厚度 d=100mm，纱线束形状参数如表 1 所示。

录用稿件，非最终出版稿

表 1 纱线束形状参数

Table 1 Shape Parameters of Yarn Hanks

	A/mm	B/mm^{-1}	a/mm	b/mm
经线	2	0.1047	15	0.5
纬线	2	0.1047	14	0.5

3.1.1 连续介质模型

图 6 为连续介质模型，该模型将多层平纹凯夫拉织物整体等效为均质连续实体，忽略内部经纬纱屈曲、交织的细观构造。建模时依托防护层外形尺寸生成实体结构，划分均匀实体网格；用均质等效参数表征织物整体力学性能。

图 6 连续介质模型

Fig.6 Continuum Model

3.1.2 纱线束编织模型

沿用前文基于 Rajan 理论搭建的 2 经 2 纬周期性平纹单胞，以单胞为基础沿面内阵列排布、厚度方向堆叠复现多层织物真实交织形貌，再依据弹体头部包覆轮廓对整体织物做外形裁剪，使其贴合弹体圆弧段，完成防护层精细化装配，如图 7 所示。

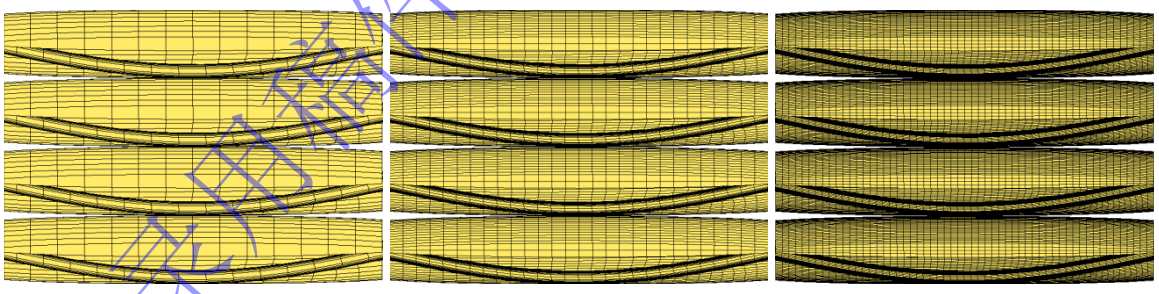
图 7 纱线束编织模型

Fig.7 Yarn Bundle Weaving Model

3.2 数值仿真计算

3.2.1 网格无关性分析

为消除网格尺寸对侵彻仿真计算结果的离散性影响，保证数值计算的精度与可靠性，开展网格无关性验证。选取 3 组单元特征尺寸，分别为 1.0 mm、0.5 mm、0.25 mm，建立对应的有限元模型，如图 8 所示。以弹体剩余速度与 Kevlar 剩余质量作为网格收敛性的评价指标。



(a) 1 mm (b) 0.5 mm (c) 0.25 mm

录用稿件，非最终出版稿

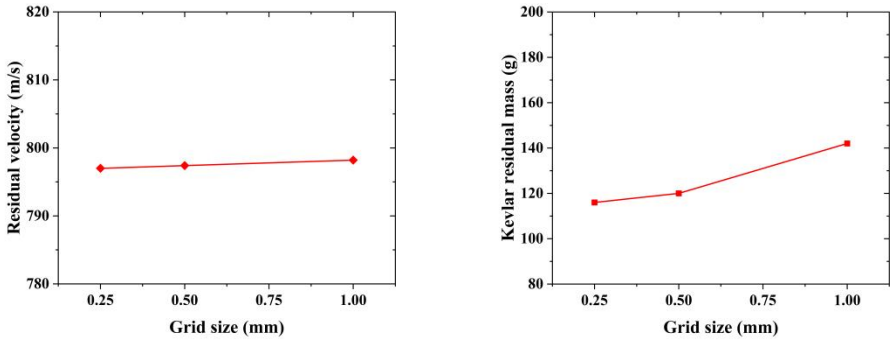


图 8 网格无关性分析

Fig.8 Grid independence analysis

由曲线可见：网格从 1.0 mm 加密至 0.25 mm 时，弹体剩余速度波动仅约 0.8%，受网格尺寸影响很小；Kevlar 剩余质量对网格更敏感，随网格细化逐步降低。网格由 1.0 mm 加密至 0.5 mm，剩余质量相对误差明显减小；继续加密至 0.25 mm，结果变化幅度进一步收窄并趋于稳定。粗网格在单元侵蚀失效过程中易产生质量损失误差，高估剩余质量；细化网格可更准确描述局部大变形与纤维断裂行为。综合精度与计算成本，确定 Kevlar 单元特征尺寸取 0.5 mm。在此网格下两项指标均收敛，进一步加密至 0.25 mm 对结果改善有限，计算代价显著增大。

3.2.2 数值仿真参数

考虑几何对称性，建立四分之一侵彻模型。靶板边界设为非反射边界，仿真模型的对称轴面定义为对称边界条件。单层凯夫拉纤维束厚度 1 mm，细化网格无精度增益且会拖慢计算速度，厚度方向均分两层网格，单元尺寸 0.5 mm。为避免网格畸变及接触界面的尺度不匹配问题，采用 1:2 的网格尺度过渡比例，实现不同部件网格的平滑衔接。弹身、形罩网格尺寸均为 1 mm；舰船钢靶侵彻试验[24-25]常用厚度区间为 4～30 mm，因此靶标厚度选 20 mm，靶标尺寸 1500 mm×1500 mm×20 mm，中心区域网格加密单元尺寸 2 mm。附加结构、弹体、靶标、形罩任意二者间均采用 *CONTACT_ERODING_SURFACE_TO_SURFACE 侵蚀接触，摩擦系数为 0.1。附加结构内部采用 *CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE，摩擦系数为 0.3。接触算法采用罚函数法，滑动界面罚函数比例因子为 0.1。弹体材料采用 G50 钢，靶板采用 921A 钢，形罩采用铝合金，弹体、靶标、形罩力学本构均采用 Johnson-Cook（JC）动态模型并结合 Grüneisen 状态方程进行描述，材料参数如表 2 所示。附加防护结构采用非金属材料 Kevlar，在正交各向异性材料模型的关键字是 *MAT_ORTHOTROPIC_ELASTIC，需要材料参数有密度 ρ 及各方向上的弹性模量 E、泊松比 ν，而各向异性应变率强化需调用关键字*MAT_USER_DEFINED_MATERIAL_MODELS，在 ρ、E、ν 基础上增加应变率系数 C、应变率硬化指数 P，具体参数如表 3 所示。弹体速度 820m/s。

表 2 部分材料本构参数

Table 2 Constitutive Parameters Of Partial Materials

材料名称	ρ/(g·cm^{-3})	E/GPa	μ	A/MPa	B/MPa	n	c	m
921A[26]	7.85	205	0.35	842	528	0.587	0.024	0.986
G50[27]	7.8	200	0.3	1445	1326	0.356	0.005	1.12
Al[28]	2.78	78.2	0.33	352	471	0.36	0.014	1.02

表 3 纱线束本构参数

Table 3 Constitutive Parameters of Yarn Bundle

材料名称	ρ/g·cm^{-3}	E_{11}/GPa	E_{22}/GPa	E_{33}/GPa	E_{12}/GPa	E_{23}/GPa	E_{13}/GPa

Kevlar	1.44/0.44	112	0.74	0.74	0.148	0.148	0.148
	v_{12}	v_{23}	v_{13}	C/s^{-1}	P	σ_b/GPa	
	0.01	0.01	0.01	400	8	2	

注：ρ=1.44 g · cm^{-3} 为凯夫拉纱线束实体密度；0.44 g · cm^{-3} 为连续介质模型等效密度。

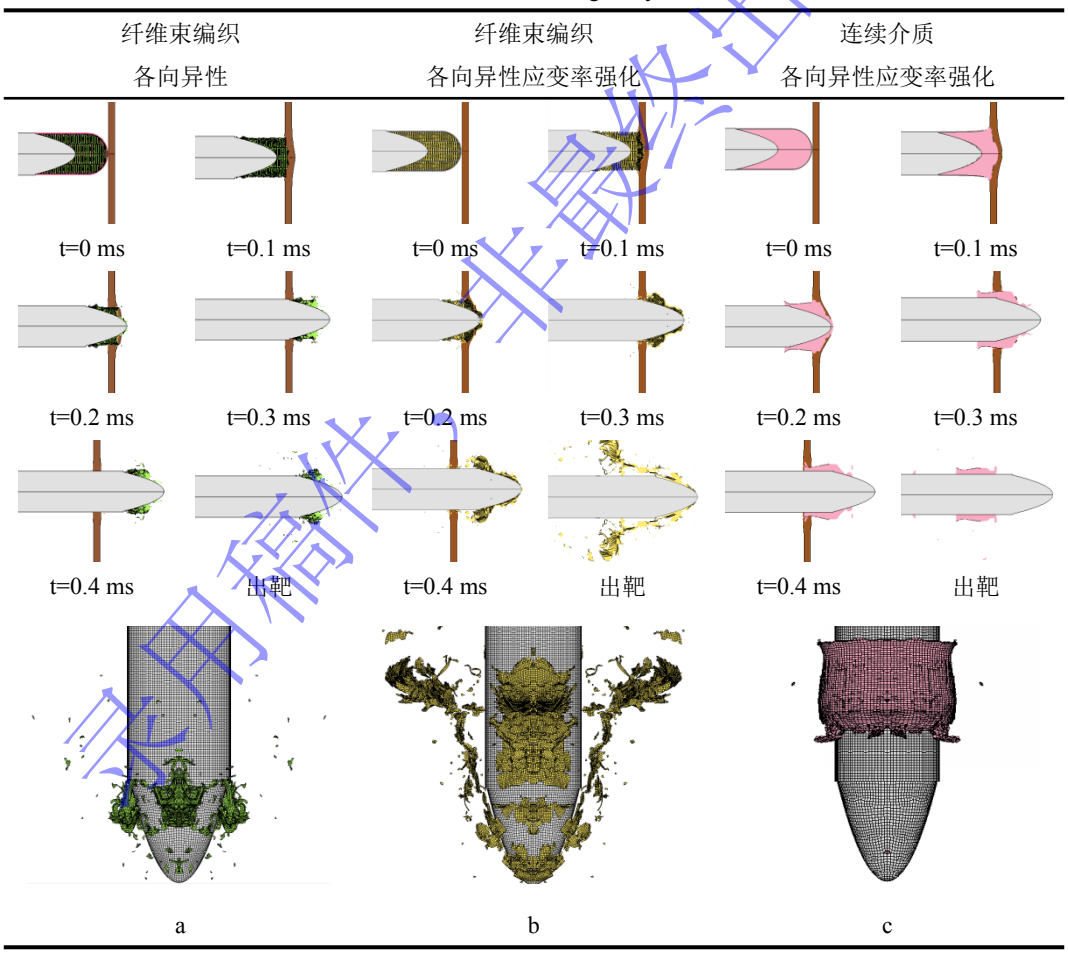
Kevlar 密度为 1.44 g/cm³，平纹编织结构在纱线交织区域存在孔隙。为保证连续介质模型与纱线束模型质量守恒，依据 ρ=m/V 对编织层密度进行等效处理：保持模型总质量 m 不变，连续介质模型需采用降低后的等效密度。若直接使用纤维实体密度 1.44 g/cm³，防护层质量会被显著高估，产生过大惯性效应，使侵彻阻力虚高。因此，本文连续介质模型中 Kevlar 平纹编织防护层等效密度取 0.44 g/cm³。

3.2.3 数值仿真结果

为对比不同建模方式与本构模型对侵彻损伤演化结果的影响，分别采用纤维束编织各向异性模型、纤维束编织各向异性应变率强化模型、连续介质各向异性应变率强化模型开展高速侵彻仿真，三组模型不同时刻下防护结构变形、破损及碎片飞散形态如表 4 所示。

表 4 不同模型侵彻靶标过程

Table 4 Penetration Process of Targets by Different Models



a) 仅采用各向异性本构描述凯夫拉编织物时，冲击作用一开始，铝制形罩率先受压破碎，载荷随即传递至凯夫拉防护层。由于本构未引入应变率强化效应，无法体现高速冲击条件下纤维动态强度提升效应，织物整体动态抗力被低估；单元在弹体撞击接触靶体瞬间便发生过早网格删除，材料压密、纱线束滑移的演化过程得不到体现，损伤仅局限于弹体直接接触的狭小区域，损伤演化程度偏弱，不能反映真实侵彻下防护结构逐步发展的破坏行为。

录用稿件，非最终出版稿

b) 对于耦合应变率强化的纤维束编织各向异性模型，初始状态铝制形罩对弹头凯夫拉织物起到定位约束作用；冲击发生后铝制形罩迅速破碎失效，冲击载荷传递到凯夫拉编织层，受应变率强化作用，凯夫拉材料动态强度显著提升。弹体继续向前侵彻，靶体产生初始凹陷变形，编织物内部纱线束在挤压作用下发生压密变形，经纬纱之间产生相对滑移并伴随纱间摩擦耗能并逐步发展为层间剥离。随着侵彻持续推进，纱线束承受的最大主应力不断升高，达到断裂极限后发生纱线剪切撕裂，局部纤维开始断裂并侧向抛射，靶体凹陷不断加深；弹头逐步贯穿靶体过程中，层间剥离范围持续扩大，防护层发生大面积脱落，多数纤维束向前飞溅，少量纤维残片附着于弹头表面。当弹体完全穿透钢靶后，整套凯夫拉防护结构完全碎裂离散，形成大片状、小片状以及细条状碎片大范围抛射飞溅，完整复现了从挤压压密、纱线滑移摩擦、层间开裂、纤维断裂直至整体解体的全部动态损伤演化过程。

c) 连续介质各向异性应变率强化模型中，应变率强化效应同样提升了材料动态刚度，能够高效传递冲击载荷，推迟弹体与钢靶直接接触，向靶板施加均布冲击荷载，引发靶板整体凹陷与塑性流变。该模型依靠均质材料塑性流动与剪切变形耗散能量，防护层随弹头轮廓侧向挤流延展，仅发生整体协同变形；即便防护层承受较高冲击载荷，也不会出现纱线束挤压压密、纱间滑移摩擦、局部纱线撕裂、纤维飞溅等细观现象，不存在编织织物特有的层间剥离行为。即便引入应变率强化效应，均质连续介质模型仍然丢失了纱线交织、纱束相对滑移、分层断裂等细观结构特征，仅能展现整体挤压、隆起拉伸等宏观变形，无法表征纱间滑移摩擦、纱束交织挤压等编织织物特有的细观能量耗散机制。

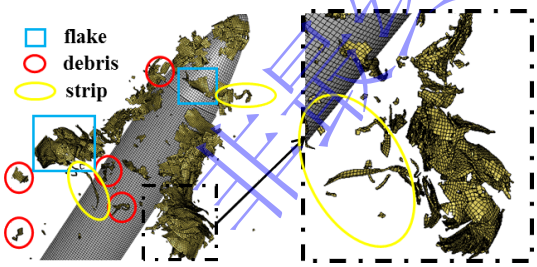


图 9 Kevlar 仿真破碎形貌图

Fig.9 Kevlar Simulation Fracture Morphology Diagram

三种仿真结果对比表明，各向异性应变率强化的纤维束编织模型可呈现丰富的动态响应特征，其仿真破碎形貌如图 9 所示。防护结构破碎产物按形态可划分为大片状碎片、细条状碎片与小面积碎屑三类。

大片状（flake）：铝制形罩率先发生压溃破碎，冲击载荷传递至凯夫拉编织层；织物外围处于低应力区，形成主体保持完整的大片状碎片，仅边缘发生局部撕裂。

小片状（debris）：撞击中心区域的凯夫拉纤维束承受极强冲击载荷，轴向拉应力迅速达到材料极限强度，织物发生横向剪切开裂，大片织物沿经纬交织点撕裂，分解为尺寸更小的片状碎屑。

细条状（strip）：在弹体持续侵彻阶段，局部织物沿经纬方向被拉长、撕裂，生成细条状碎片，并随冲击波向前、侧向高速飞溅。

不同形态碎片对应差异化的能量耗散机制：大片状碎片主要依靠整体拉伸与边缘撕裂耗散冲击能；细条状碎片源于纤维束持续拉伸断裂，是能量吸收的重要载体；而小片状碎屑由中心高应力区剪切破碎产生，表征材料发生剧烈局部耗能。

4 试验验证

4.1 试验设计

为验证凯夫拉非金属头部附加防护结构的防护效能，并校验前述数值仿真模型的准确性，依托

录用稿件，非最终出版稿

125 mm 口径火炮作为发射平台，设计两发平行对比侵彻试验：防护组（搭载凯夫拉附加防护）与无防护对照组。两发试验均以 820 m·s^{-1} 左右的速度正侵彻单层 20 mm 厚钢靶，除头部防护结构外，其余弹靶几何、材料与发射条件保持完全一致，试验参数与仿真模型严格匹配。

无防护对照组 1#：弹体总长、弹径、弹体基体材料与防护组完全相同，弹体头部不增设铝制形罩与凯夫拉防护层，保持原始裸弹头部构型，以相同发射速度开展正侵彻试验，用于对比分析防护结构对弹体头部变形、损伤的抑制效果。

防护组 2#：弹体总长 L=500 mm，弹径 2R=125 mm；铝制形罩长度 D=225 mm，壁厚 h=2.5 mm；凯夫拉织物采用层铺堆积方式，由铝制形罩固定于弹体头部，弹尖位置非金属防护层堆积厚度 d=100 mm，结构如图 10 所示。

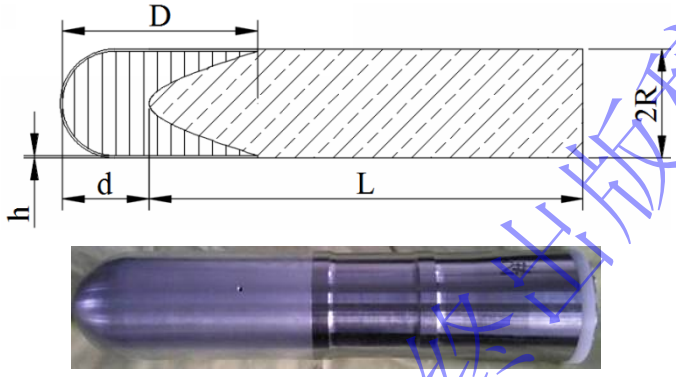


图 10 弹体结构示意图

Fig.10 Schematic of projectile

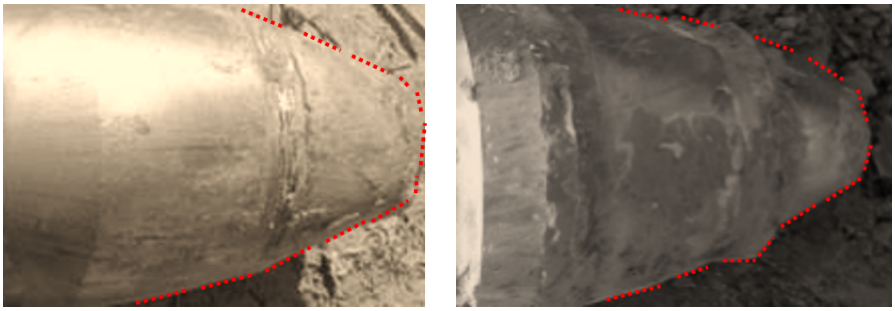
4.2 试验结果与分析

试验后现场实拍 kevlar 碎片溅落靶标周围如图 11 所示，按照几何形态大致可分为大片状、小片状及细条状等，与数值仿真结果中 kevlar 纤维束编制物的破碎形态相吻合。

图 11 kevlar 试验破碎形貌图

Fig.11 Kevlar Experimental Fracture Morphology Diagram

综合图 9 仿真破碎形貌与图 11 试验回收碎片结果可知，凯夫拉编织防护层在高速侵彻载荷下均产生大片状、细条状、小片状三类破碎产物，碎片形态分类一致，验证了所建立纤维束编织模型及各向异性应变率强化本构的有效性。仿真与试验均体现：大片状碎片占比最高，细条状碎片次之，小片状碎屑最少。从破坏特征来看，数值仿真复现了织物撕裂、拉伸断裂的宏观破碎模式；而试验观测到的纱线抽丝现象，揭示了纤维束界面脱粘、纤维拔出的细观耗能机理，该细观特征是数值模型在尺度限制下难以完全复现的。在冲击加载全过程中，凯夫拉编织层通过纤维拉伸断裂、纱线间摩擦、界面脱粘等多机制协同耗散冲击能量，实现牺牲防护，降低传递至弹体基体的载荷，从而保护弹体头部结构。



(a) No protection (b) Protected

录用稿件，非最终出版稿

图 12 回收弹体形貌对比图

Fig.12 Morphology Comparison Diagram of Recovered Projectiles

图 12 为试验回收弹体的头部损伤形貌， (a)、(b) 分别为无防护与增设凯夫拉编织防护结构的弹体头部形貌，红色虚线标示弹体头部轮廓。两组试验对比表明：无防护弹体在强冲击载荷下头部发生剧烈塑性流动，头部轮廓显著钝化并出现严重墩粗；而带防护弹体头部构型保持完整，弹体基体几乎未产生损伤，充分证实该凯夫拉附加防护结构可有效抵御高速侵彻过程中弹体头部的塑性侵蚀。在弹靶相互作用阶段，凯夫拉编织层作为“牺牲型防护层”，依靠纤维断裂、纱线滑移与层间摩擦等多机制协同耗散冲击动能，一方面削弱传递至弹体基体的冲击载荷，另一方面隔离靶体硬质介质与弹体头部的直接接触，大幅降低界面磨蚀效应，从载荷缓冲与磨损阻隔双重途径抑制弹体头部墩粗塑性变形，最终实现对弹体头部的防护，维持侵彻过程中弹体的结构完整性。

表 5 回收弹体侵蚀长度对比

Table 5 Comparison of Erosion Length of Recovered Projectiles

No.	v_t /m·s^{-1}	ΔL_t /mm
1#	805.5	8.48
2#	813.7	1.15

v_t 表示试验入靶速度；ΔL_t 表示试验侵蚀长度。

表 5 给出两组试验回收弹体的头部侵蚀长度。无防护弹（1#）入靶速度 805.5 m/s，头部侵蚀长度 8.48 mm；带凯夫拉防护弹（2#）入靶速度 813.7 m/s，侵蚀长度仅 1.15 mm。对比可见，防护结构使弹体头部侵蚀长度降低 86.4%，显著缓解了侵彻过程中弹体头部的侵蚀变形。

5 结 论

1. 针对高落速侵彻工况，基于 Cowper-Symonds 应变率强化理论构建正交各向异性动态本构，通过 Fortran 编制 LS-DYNA 自定义材料子程序，耦合最大主应力失效准则与单元侵蚀算法，能够表征 Kevlar 纤维的应变率硬化效应。该模型采用全局统一应变率增强因子为工程简化假设，刚度、强度与损伤准则保持正交各向异性。

2. 采用单丝集束等效简化策略，以正弦纱线轨迹、椭圆截面建立 2 经 2 纬周期性平纹单胞，构建纱线束细观编织模型。开展网格无关性验证，综合精度与计算成本选取 0.5 mm 特征单元尺寸；该建模方案规避全单丝建模计算量过大的缺陷，相比宏观均质模型，可捕捉纱线束滑移、层间剥离、纤维撕裂飞溅等织物细观损伤行为。

3. 高速侵彻仿真结果表明：不引入应变率效应的编织模型会显著低估 Kevlar 动态承载能力，损伤区域偏小；宏观均质模型仅能体现防护层整体挤压、塑性延展，丢失纱间摩擦滑移等细观耗能机制；计入应变率强化的纱线束编织模型能够完整复现防护结构压溃、剪切撕裂、碎片抛射全过程损伤演化。

4. 125 mm 火炮对比侵彻试验表明，弹头增设 Kevlar 平纹织物防护结构可显著抑制弹体头部侵蚀，弹体头部侵蚀长度降低 86.4%；仿真得到的碎片形态分类与试验回收碎片特征吻合，验证了本文模型的有效性，可为弹体头部非金属附加防护的仿真设计提供参考。

参考文献

[1] 钱秉文, 周刚, 李名锐, 等. 弹体材料性能对超高速侵彻深度的影响规律[J]. 爆炸与冲击, 2024, 44(10): 103302. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0310
QIAN B W, ZHOU G, LI M R, et al.Influences of material properties of a projectile on hypervelocity penetration depth[J]. Explosion And Shock Waves, 2024, 44(10): 103302. DOI: 10.11883/bzycj-2022-0310

录用稿件，非最终出版稿

[2] L.E. HLAVICKA-LACZÁK, V. HLAVICKA, S.G. NEHME, et al.The effect of impact velocity and target stiffness on hard impact into thin concrete targets[J]. International Journal of Impact Engineering, 2025, 105336. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2025.105336

[3] 王可慧, 孟龙, 李明, 等.两种材料结构弹体高速侵彻钢筋混凝土靶实验研究[J]. 爆炸与冲击, 2025, 45(12): 123301. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0213
WANG K H, MENG L, LI M, et al. Experimental study on high-speed penetration of reinforced concrete targets by structural projectiles made of two types of materials[J]. Explosion And Shock Waves, 2025, 45(12): 123301. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0213

[4] 吴翰林,屈可朋,沈飞,等.分体式侵彻体斜侵彻钢靶的弹道稳定性数值模拟[J].高压物理学报,2020,34,(6):065101-1-065101-10.
WU H L, QU K P, SHEN F, et al. Numerical simulation of ballistic stability of split penetrator obliquely penetrating steel target[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2020, 34(6): 065101.

[5] 屈可朋,吴翰林,郭洪福,等.复合式侵彻体斜侵彻多层钢靶弹道研究[J],弹道学报,2022,34(01):45-50.
QU K P, WU H L, GUO H F, et al. Research on ballistics of composite penetrator obliquely penetrating multi-layer steel targets[J]. Journal of Ballistics, 2022, 34(1): 45-50.

[6] PRASETYA R, ANDOKO A, SUPRAYITNO, et al. Simulation of the Performance of Kevlar Impregnated Shear Thickening Fluid Ballistic Test Results[J]. Journal of Mechanical Engineering Science and Technology, 2024, 8(1): 54-70. DOI:10.17977/um016v8i12024p054

[7] LIU S, ZHAO C, WEN Z. Energy Absorption Characteristics of STF Impregnated Kevlar Fabrics under Ballistic Impact: Analytical Model, FEM Numerical Simulation, and Ballistic Experiments[J]. Thin-Walled Structures, 2025. DOI:10.1016/j.ijimpeng.2025.105527

[8] CHENG M , CHEN W , WEERASOORIYA T. Mechanical Properties of Kevlar KM2 Single Fiber[J].Journal of Engineering Materials and Technology, 2005, 127(2). DOI:10.1115/1.1857937

[9] ZHU D, MOBASHER B, ERNI J, et al. Strain rate and gage length effects on tensile behavior of Kevlar 49 single yarn[J]. Appl Sci Manufact 2012;43(11):2021–9.DOI: 10.1016/j.compositesa.2012.06.007

[10] 朱德举, 黄蒙影.不同标距及应变率下纤维丝间摩擦对 Kevlar 49 纤维束力学性能的影响[J].实验力学, 2018,33(3):366-376. DOI:10.7520/1001-4888-17-036
ZHU D J, HUANG M Y. On the effect of inter fiber friction on mechanical properties of Kevlar 49 fiber bundle under condition of different gauge lengths and strain rates[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2018, 33(3): 366-376. DOI: 10.7520/1001-4888-17-036

[11] 朱德举, 欧云福, 张晓彤, 等. Kevlar29 纤维多尺度力学行为的试验研究和有限元模拟[J]. 工程力学, 2016, 33(9): 242-249,256. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2015.02.0123
ZHU D J, OU Y F, ZHANG X T, et al. Experimental study and finite element modeling of the multi-scale mechanical behavior of kevlar29 fibers[J]. Engineering Mechanics, 2016, 33(9): 242-249,256. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2015.02.0123

[12] CANCECO DE LA CRUZ, R. A., ZÚÑIGA AVILÉS, L. A., PLASCENCIA BARRERA, et al. Elastoplastic Modeling of Kevlar® Composite Laminates: A Cyclic Loading Approach for In-Plane Characterization[J]. Polymers, 17(16), 2235. DOI:10.3390/polym17162235

[13] CARPENTER, A. J., CHOCRON, S., SCOTT, N. L., & ANDERSON JR., C. E. Characterization, Modeling, and Ballistic Impact of Kevlar/Phenolic PVB Composite[J]. Journal of Dynamic Behavior of Materials, 9(2), 225–239. DOI:10.1007/s40870-023-00376-9

[14] 李星, 吴昊, 袁梦琦. 碳-凯夫拉纤维层内混杂复合材料低速冲击性能[J]. 清华大学学报, 2025, 65(6).
LI X, WU H, YUAN M Q. Low-velocity impact behavior of carbon-Kevlar fiber intraply hybrid composites[J].

录用稿件，非最终出版稿

Journal of Tsinghua University, 2025, 65(6): 1060-1069.

[15] ERICKSEN R H. The influence of strain rate on the quasi-static tensile strength of Kevlar29 narrow fabrics[C]//AIAA 7th Aerodynamic Decelerator and Balloon Technology Conference. DOI:10.2514/6.1989-890

[16] 汪洋,夏源明.不同应变率下 Kevlar49 纤维束拉伸力学性能的实验研究[J].复合材料学报,1999,(1):46-52.
WANG Y, XIA Y M. Experimental study on the tensile mechanical behavior of kevlar49 fibre bundles under different strain rates[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 1999, 16(1): 45-51.

[17] 叶义晨, 文鹤鸣. 剪切增稠液浸渍凯夫拉织物的动态本构模型[J]. 高压物理学报, 2025, 39(7): 074202.DOI: 10.11858/gywlxb.20240968
YE Y C, WEN H M. A Dynamic Constitutive Model for Shear Thickening Fluid Impregnated Kevlar Fabric[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2025, 39(7): 074202. DOI: 10.11858/gywlxb.20240968

[18] 周玄, 徐立志, 任文科, 等. Kevlar29 纱线动态拉伸力学性能与本构方程[J]. 爆炸与冲击, 2024, 44(1): 013101. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0119
ZHOU X, XU L Z, REN W K, et al. Dynamic tensile mechanical properties and constitutive equation of Kevlar29 yarn[J]. Explosion And Shock Waves, 2024, 44(1): 013101. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0119

[19] ZHOU, X, REN, W, WANG, K, et al. Tensile Properties and Constitutive Modeling of Kevlar29 Fibers: From Filaments to Bundles. International Journal of Impact Engineering, 196, 105164.DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2024.105164

[20] NAIK N K, SHRIRAO P. Composite structures under ballistic impact[J]. Composite Structures, 2004, 66(1-4): 579 590.DOI:10.1016/j.compstruct.2004.05.006

[21] SIVAKUMAR P, CHATURVEDI R, PRAKASH J. Numerical investigation of debris impact on multi-layer Kevlar shield[C]//Advances in Ballistics. Springer, 2024.DOI: 10.1007/978-981-99-6030-9_5

[22] Cowper G R, Symonds P S. Strain hardening and strain rate effects in the impact loading of cantilever beams[R]. Providence: Brown University, Division of Applied Mathematics, Report No.28, 1957.

[23] RAJAN S D, MOBASHER B, SHARDA J, et a1. Explicit Finite Element Modeling of Multilayer Composite Fabric for Gas Turbine Engine Containment Systems. Part 1：Static Tests and Modeling [R]. DOT / FAA / AR--04 / 40, P1, 2004.

[24] 杜华池,张先锋,刘闯,等.弹体斜侵彻多层间隔钢靶的弹道特性[J].兵工学报,2021,42(6):1204-1214.
DU H C, ZHANG X F, LIU C, et al. Ballistic Characteristics of Projectile Obliquely Penetrating Multi-layer Spaced Steel Targets[J]. Acta Armamentarii, 2021, 42(6):1204-1214.

[25] 王奕鑫,胡雪垚,沈飞,等.靶板厚度对 12.7 mm 穿燃弹剩余速度和断裂特性的影响[J].弹道学报,2024,36(1):57-62+69.
WANG Y X, HU X Y, SHEN F, et al. Effect of Target Plate Thickness on Residual Velocity and Fracture Characteristics of 12.7 mm Armor-Piercing Incendiary Projectile[J]. Journal of Ballistics, 2024, 36(1):57-62+69.

[26] 吴海军, 初哲, 王可慧, 等. 卵形弹体斜侵彻双层大间隔 921A 钢板数值模拟研究[J]. 北京理工大学学报自然版, 2015, 35(s2): 194-199. DOI: 10.15918/j.tbit1001-0645.2015.S2.047
WU H J, CHU Z, WANG K H, et al. Numerical Study of Ogive-Nose Projectiles Oblique Penetrating Double-Layered Spaced 921A Steel Targets[J]. Transactions of Beijing institute of Technology, 2015, 35(s2): 194-199. DOI: 10.15918/j.tbit1001-0645.2015.S2.047

[27] 王可慧,张颖,段建,等.G50 钢的力学性能实验研究[J],兵工学报 2009,3(s2):247-250.
WANG K H, ZHANG Y, DUAN J, et al. Experimental study on mechanical properties of G50 steel[J]. Acta Armamentarii, 2009, 30(S2): 247-250.

[28] 王晨宇,许进升,李辉,等.高强 2A12 铝合金修正 Johnson-Cook 本构关系[J].中国有色金属学报,2022,32(4):1025-1035. DOI: 10.11817/j.ysxb.1004.0609.2022-42967

录用稿件，非最终出版稿

WANG C Y, XU J S, LI H, et al. Modified Johnson-Cook constitutive relation for high-strength 2A12 aluminum alloy[J]. Transactions of Nonferrous Metals Society of China, 2022, 32(4): 1025-1035. DOI: 10.11817/j.ysxb.1004.0609.2022-42967

录用稿件，非最终出版稿