DOI:10.14077/j.issn.1007-7812.202507001

尾翼 EFP 对半无限靶侵彻机理及规律

陈　鹏,李文彬,李一鸣,王彦盛,洪毕辉,王晓鸣
(南京理工大学 机械工程学院,江苏 南京 210094)

摘　要:针对尾翼稳定型 EFP 侵彻能力问题,基于 Aleksevevskii-Tate 模型,通过引入尾翼空心长度与尾翼偏折角变量,建立了适用于尾翼 EFP 的侵彻深度计算模型;结合数值模拟,深入分析了尾翼 EFP 的侵彻机制,揭示了尾翼 EFP 对半无限靶的侵彻机理与规律。结果表明,所建立的理论模型计算结果与数值仿真及试验结果吻合良好,能有效预测尾翼 EFP 对半无限靶的侵彻深度;当尾部空腔长度占 EFP 全长比例不超过 0.5 时,尾翼偏折角对 EFP 侵彻孔径的影响不显著,但显著影响其侵彻深度和孔洞形态;提高着靶速度可显著增强尾翼 EFP 的侵彻性能;在保持质量一致和密实度基本相同的条件下,增加 EFP 长径比虽可一定程度提升侵彻能力,但导致无量纲侵彻深度下降;入射角在0～25°范围内对侵彻深度影响有限。

关键词:爆炸力学;尾翼 EFP;半无限靶;侵彻机理;侵彻深度;侵彻战斗部
中图分类号:TJ410.3　　**文献标志码**:A　　**文章编号**:1007-7812(2026)01-0065-13

Penetration Mechanism and Law of EFP with Tail Fins to Semi-infinite Target

CHEN Peng, LI Wen-bin, LI Yi-ming, WANG Yan-sheng, HONG Bi-hui, WANG Xiao-ming
(School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

Abstract: In addressing the issue of the penetration capability of the empennage-stabilized EFP, a penetration depth calculation model that is compatible with the tail-stabilized EFP was developed. This model was based on the Aleksevevskii-Tate model, and incorporated variables of the hollow length and the deflection angle of the tail. The penetration mechanism of tail fin EFP was analyzed in depth through numerical simulation, thereby unveiling the penetration mechanism and law of the tail fin EFP on a semi-infinite target. The results show that the calculated results of the established theoretical model are in close agreement with the numerical simulation and experimental results, and can effectively predict the penetration depth of the tail fin EFP into the semi-infinite target. When the ratio of the tail cavity length to the total length of the EFP is less than 0.5, the tail deflection angle has no significant effect on the penetration aperture. However, it has a significant effect on the penetration depth and hole shape. Increasing the impact velocity can significantly enhance the penetration performance of the tail fin EFP. Maintaining the same mass and density a priori, an increase in the length-to-diameter ratio of the EFP can improve its penetration ability to a certain extent. Conversely, this will also result in a decrease in the dimensionless penetration depth. The incidence angle has a limited influence on the penetration depth within the range of 0—25°.

Keywords: explosion mechanics; tail fin EFP; semi-infinite target; penetration mechanism; penetration depth; penetration warhead

引　言

作为一种介于射流和普通杆式穿甲弹之间的高速柔性侵彻体,爆炸成形弹丸(EFP)在侵彻过程中不能简单地视为普通长杆穿甲弹。因此,目前 EFP 侵彻问题常采用数值模拟和试验方法进行研究。曹兵等[1]提出可采用开坑容积法分析 EFP 对半无限靶的侵彻情况,进而考核等效不同靶材下 EFP 威力。黄正祥等[2]研究了 EFP 侵彻半无限厚靶的相似律,得出同一靶板材料在满足侵彻炸距的条件下,侵彻深度遵循模拟相似律准则。Kim 等[3]利用等效模拟弹丸讨论了 EFP 密实度对其侵彻能力的影响,认为密实度小于 80% 的 EFP 可以简化为中空 EFP 的侵彻。针对等效 EFP 弹丸研究,许猛等[4]利用 25 mm

收稿日期:2025-07-02;　　**修回日期**:2025-08-29
作者简介:陈鹏(1998－),男,博士。E-mail:cp1212@njust.edu.cn
通信作者:李文彬(1965－),男,博士,研究员。E-mail:lwb2000cn@njust.edu.cn
引用本文:陈鹏,李文彬,李一鸣,等.尾翼 EFP 对半无限靶侵彻机理及规律[J].火炸药学报,2026,49(1):65-77.
CHEN Peng, LI Wen-bin, LI Yi-ming, et al. Penetration Mechanism and Law of EFP with Tail Fins to Semi-infinite Target[J]. Chinese Journal of Explosives & Propellants(Huozhayao Xuebao),2026,49(1):65-77.

口径火炮发射一种长径比为 1∶5 的紫铜 EFP 等效弹丸，分别从紫铜弹丸 1000～1700 m/s 的着靶速度和 0°～70°的着靶角度两方面研究了其对 Q235 钢的侵彻毁伤规律。结果表明，紫铜 EFP 模拟弹丸侵彻深度随侵彻速度的增加呈线性增加；弹丸着靶角为 40°时，弹丸偏转角达到最大 6.35°，弹丸着靶角在 10°～30°之间时，弹丸侵彻深度能达到最大。樊菲等[5]基于数值模拟和杆式弹侵彻理论分析了不同侵彻着角下 EFP 的斜侵彻过程。研究结果表明随着 EFP 着角从 0°增加到 40°，EFP 侵彻靶板的垂直侵彻深度减小了 34.2%，开孔处孔径大小增加了 18.2%。同时侵彻过程中，EFP 头部速度与时间呈线性规律变化，并且当 EFP 着角越大时，头部速度下降趋势越快。Liu 等[6,7]针对铜、铁 EFP 侵彻 45 钢靶过程开展数值模拟和试验研究，发现相同装药结构下铁 EFP 的最大穿透深度小于铜 EFP 穿透深度的一半，同时铁 EFP 与钢靶相互作用形成的不规则 DRX（动态再结晶）区的厚度（30.4 μm）比铜 EFP 穿透形成的 DRX 区厚度（21.3 μm）宽。王雅君等[8]利用数值仿真手段开展杆式 EFP 侵彻特性研究，分析杆式 EFP 成型形态、着靶速度及材料特性对其侵彻能力的影响，得到杆式 EFP 成型特征参数在侵彻过程中的影响规律。结果表明杆式 EFP 的强度对侵彻的影响有限，但靶体强度不可忽略，弹靶材料密度是影响侵彻体侵彻的主要因素。目前关于 EFP 侵彻性能的研究文献大多基于数值模拟和试验研究，针对尾部形状沿周向的规律性变化的尾翼 EFP 侵彻理论的研究严重不足。同时，尾翼 EFP 成型特征参数对其侵彻特性的影响规律也未有深入研究。

本研究基于 Aleksevevskii-Tate 模型，通过引入尾翼空心长度与尾翼偏折角变量，建立了适用于尾翼 EFP 的侵彻深度计算模型，并结合试验和仿真验证其正确性。通过 SPH-FEM 方法建立了 EFP 侵彻半无限靶的数值计算模型，深入分析了尾翼 EFP 的侵彻机制，揭示了尾翼 EFP 对半无限靶的侵彻机理与规律。最后，利用数值模拟的方法获得了尾翼 EFP 着靶速度、长径比以及入射角对其侵彻特性及侵深的影响规律，为尾翼 EFP 成型优化设计提供依据。

1 尾翼 EFP 侵彻分析模型

杆式侵彻体包括 EFP 的侵彻半无限靶的过程主要分为 4 个典型阶段：初始瞬态阶段、主要侵彻阶段、次级侵彻阶段以及靶体回弹阶段[9]。主要侵彻阶段作为对侵深影响最大的主要侵彻阶段，该阶段是所有理论分析模型的核心，此时弹体和靶体均以半流体的方式变形，弹体减速并发生侵蚀，弹体长度缩短。当弹体速度足够大时，弹体将全部侵蚀。如果弹体速度低于临界侵彻速度[10]，则侵彻模式取决于弹体和靶板的强度关系：当弹体强度大于靶板强度时，表现为刚性侵彻；当弹体强度小于靶板强度时，则会发生界面击溃。在弹体完全销蚀后，如果杆的密度大于靶的密度，弹体残骸将参与额外侵彻或者弹体高速撞击传递给弹坑壁的大动量使得弹坑深度仍继续增加，此阶段称为次要侵彻阶段。通常来说，EFP 采用铜或钽等高密度材料，弹体密度大于靶板密度且速度较高，因此对于尾翼 EFP 侵彻过程，次要侵彻阶段产生的侵彻深度对总侵深有较大影响。根据以上分析，主要侵彻阶段以及次要侵彻阶段是参与形成尾翼 EFP 对半无限靶总侵深的主要阶段。

1.1 主要侵彻阶段

1.1.1 基本方程

Alekseevskii[11]和 Tate[12]通过流体力学给出关于长杆弹侵彻模型，该模型不仅在不可压伯努利（Bernoulli）方程加入了弹/靶强度项，还考虑了长杆侵彻中准定常阶段的质量侵蚀和弹体速度衰减，其具体控制方程如下：

$$\frac{1}{2}\rho_p (v-u)^2 + Y_p = \frac{1}{2}\rho_t u^2 + R_t \tag{1}$$

$$\rho_p l' \frac{\mathrm{d}v}{\mathrm{d}t} = -Y_p \tag{2}$$

$$\frac{\mathrm{d}l'}{\mathrm{d}t} = -(v-u) \tag{3}$$

$$\frac{\mathrm{d}p}{\mathrm{d}t} = u \tag{4}$$

式中：ρ_p 和 ρ_t 分别为弹靶密度；Y_p 为 EFP 材料屈服强度；R_t 为靶体阻力；u、v、l'、p 分别为侵彻速度（EFP 头部速度）、剩余速度（EFP 尾部速度）、剩余长度以及侵彻深度，它们都是关于时间的函数。

EFP 是一种具有空心结构、长径比 2～4、速度 1.2～3.0 km/s 的软式侵彻体，作为典型的非理想长杆侵彻，其侵彻过程可利用 Alekseevskii-Tate 模型为基础进行分析。

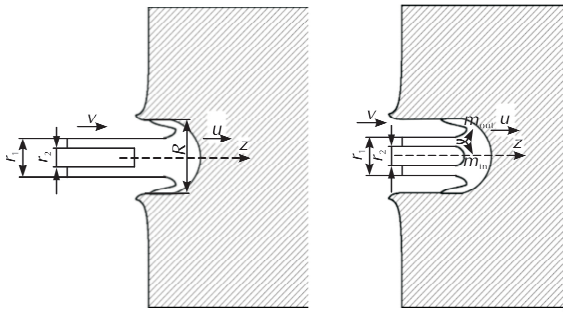
根据空腔膨胀理论[13]，在刚性弹侵彻过程中弹头法向压应力等于静阻力和动阻力之和：

$$\sigma_n = AY_t + B\rho_t u_n^2 \tag{5}$$

忽略弹体头部与靶体间的摩擦，则弹头切向应力 σ_t 为 0。主要侵彻阶段作为准定常阶段，弹靶作用面上的压力、弹体尾部速度 v 和侵彻速度 u 均接

近常数，即弹体具有准定常质量侵蚀率。由于侵彻过程中的质量侵蚀发生在弹体头部，为保持准定常质量侵蚀率，可以认为在侵彻过程中长杆弹的头部形状是保持不变的[14]。

考虑到与常规长杆弹不同，EFP 是一种头部密实、尾部中空并且头部形状不规则的杆式侵彻体，故头部侵彻过程与尾部侵彻过程不一致，这里将其分为两个阶段，如图 1 所示。



(a) dense part　　(b) hollow part

图 1　EFP 侵彻半无限靶两阶段

Fig. 1　Two stages of EFP penetrating into semi-infinite target

根据在长杆高速侵彻中弹体头形保持不变的现象，那么弹体头部受力平衡关系可表示为：

$$AY_t + B\rho_t u^2 = \frac{1}{2}\rho_p (v-u)^2 + Y_p \tag{6}$$

对于塑性较好的材料，参数 A 可以根据空腔的准静态下膨胀得到[15]：

$$A = \frac{2}{3}\left[1 + \ln\left(\frac{(1-2\delta)E}{(1-\delta)Y_t}\right)\right] \tag{7}$$

式中：δ 为材料泊松比。

当不考虑头部因素时，式(1)和式(6)对比，当 $R_t = AY_t$ 时，$B = 1/2$。对于大多头部形状，B 取 1/2 将适用于大部分侵彻问题[6]。

根据式(6)可知，侵彻速度与弹尾速度的关系可以表示为：

$$u = \frac{v - \sqrt{\omega^2 v^2 + (1-\omega^2)v_a^2}}{1-\omega^2} \tag{8}$$

其中：

$$\omega = \sqrt{\frac{2\rho_t B}{\rho_p}} \tag{9}$$

$$v_a = \sqrt{\frac{2|Y_p - AY_t|}{\rho_p}} \tag{10}$$

式中：ω 为修正的弹靶密度比系数；v_a 为临界弹尾速度。

M 作为长杆的初始质量，长杆的横截半径 r 在侵彻过程中保持不变。利用几何关系，结合式(2)和式(3)得到：

$$(M - \pi r^2 l\rho_p)(v-u)\frac{\mathrm{d}v}{\mathrm{d}l} = -\pi r^2 Y_p \tag{11}$$

对式(11)积分可得：

$$\int_{v_0}^{v}(v-u)\mathrm{d}v = \frac{Y_p}{\rho_p}\ln\left(1 - \frac{\rho_p \pi r^2 l}{M}\right) \tag{12}$$

式中：v_0 为初始侵彻速度。

将式(8)中侵彻速度带入式(12)并积分，能够得到侵彻弹长 l 与弹尾速度的关系：

$$l = L\left\{1 - \exp\left[Q\left[-\omega(\bar{v}^2-1) + \bar{v}\sqrt{\bar{v}^2+\beta\bar{v}_a^2} - \sqrt{1+\beta\bar{v}_a^2} + \beta\bar{v}_a^2\ln\frac{\bar{v}+\sqrt{\bar{v}^2+\beta\bar{v}_a^2}}{1+\sqrt{1+\beta\bar{v}_a^2}}\right]\right]\right\} \tag{13}$$

式中：L 为总弹长；$\bar{v}$、$\bar{v}_a$、β、Q 分别为：

$$\bar{v} = \frac{v}{v_0},\ \bar{v}_a = \frac{v_a}{v_0},\ \beta = \frac{1-\omega^2}{\omega^2},\ Q = \frac{\rho_p v_0^2}{2\beta\omega Y_p} \tag{14}$$

最终将公式(13)代入式(11)并积分得到相对弹尾速度 $\bar{v}$ 和时间 t 的关系式：

$$t = \frac{\rho_p v_0 L}{Y_p}(1+\beta\bar{v}_a^2)^{-Q\bar{v}_a^2}\exp\left[Q\left(\omega - \sqrt{1+\beta\bar{v}_a^2}\right)\right] \times \int_{\bar{v}}^{1}(\bar{v} + \sqrt{\bar{v}^2+\beta\bar{v}_a^2})^{Q\bar{v}_a^2}\exp\left[Q\left(-\omega\bar{v}^2 + \bar{v}\sqrt{\bar{v}^2+\beta\bar{v}_a^2}\right)\right]\mathrm{d}\bar{v} \tag{15}$$

结合弹尾速度 $\bar{v}$ 随时间 t 的变化序列和式(8)可求得侵彻速度随时间的变化情况，进而根据式(4)求得侵彻深度 $P_{\mathrm{prim}}(t)$ 的变化。

1.1.2　尾部中空 EFP 侵彻深度模型修正

不考虑扩展的尾裙部分，标准的杆式 EFP 等效模型如图 2 所示。由于 EFP 结构与长杆弹的差异，EFP 头部密实部分在侵彻过程中的头部变化与长杆弹类似，这里将着重讨论尾部中空部分的侵彻形状。

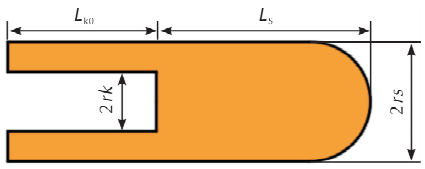


图 2　杆式 EFP 等效模型

Fig. 2　Equivalent model of rod EFP

由于尾部中空部分对密实部分的填充作用，所以在侵彻过程中尾部部分与靶体接触面积与密实部分一致，然而中空部分的质量损失与密实部分不一致。假设当偏转角 α 较小时，EFP 尾部中空部分质量损失的变化忽略不计，故在中空部分侵彻时式(11)可替换为：

$$(M-\pi\rho_p l(r_s^2-r_k^2))(v-u)\frac{\mathrm{d}v}{\mathrm{d}l}=-\pi r_s^2 Y_p \quad (16)$$

式中：r_s 为主体最大半径；r_k 为尾部中空部分半径；r_s-r_k 为尾裙厚度。

对式(16)积分可得：

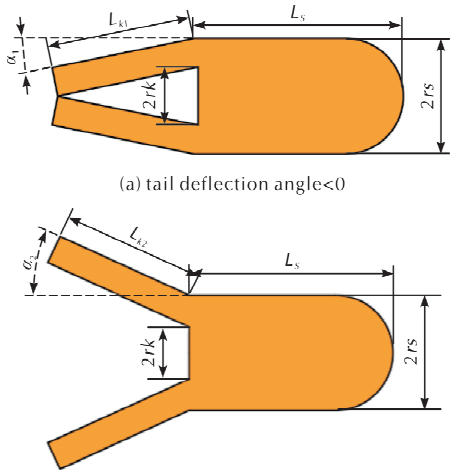
$$\int_{v_0}^{v}(v-u)\mathrm{d}v=\frac{Y_p r_1^2}{\rho_p(r_s^2-r_k^2)}\ln\left(1-\frac{\rho_p\pi r_s^2 l}{M}\right) \quad (17)$$

故式(13)和式(15)中的 Q 可替换为 Q_k：

$$Q_k=\frac{r_s^2}{(r_s^2-r_k^2)}\times\frac{\rho_p v_0^2}{2\beta\omega Y_p} \quad (18)$$

1.1.3 中空尾翼 EFP 侵彻深度模型修正

尾翼 EFP 的尾翼通常源于药型罩边缘单元的速度差异。在成型过程中，药型罩边缘发生折叠，导致尾翼中空结构在周向上分布不均，即尾翼偏转角沿圆周方向发生变化。当该偏转角在周向上保持一致时，所形成的 EFP 称为尾裙 EFP。通过对比不同圆周角处的 EFP 截面形状，建立了如图 3 所示的等效尾翼偏转角 EFP 模型。



(a) tail deflection angle<0

(b) tail deflection angle>0

图 3 尾翼偏转角的等效 EFP 模型

Fig. 3 Equivalent EFP model for different tail deflection angles

对于相同药型罩产生的 EFP，假设当尾翼偏转角 α 发生改变时，等效 EFP 密实度长度 L_s 以及尾裙厚度不变化，根据质量守恒关系，EFP 尾部空腔部分形状的改变将导致其长度将发生较大改变。由式(15)可以看出，影响 EFP 侵彻深度的主要因素是材料密度以及 EFP 长度，因此存在尾翼偏转角的 EFP 与标准 EFP 侵彻深度不同的原因主要来自于尾部空腔变化引起的长度不同。根据尾部空腔形状，将尾部实际体积等效成两个近似圆台状体积之差，以标准等效 EFP 尾部长度为基准求解不同尾翼偏转角对应的尾部长度。

$$L_k\cos\alpha(r_s^2+r_s L_k\sin\alpha-r_k^2-r_k L_k\sin\alpha)=L_{k0}(r_s^2-r_k^2) \quad (19)$$

根据式(19)可以求得不同尾翼偏转角下尾部长度 L_k。由于尾翼偏转角 α 的存在，尾部有效侵彻长度为：

$$L_{ke}=L_k\cos\alpha \quad (20)$$

在多边形装药结构中，EFP 的有效侵彻长度由于装药直径沿圆周方向的不同而发生改变，假设有效侵彻长度和装药直径随圆周角 θ 的变化规律一致，即：

$$L_{ke}=\frac{a}{\cos\theta}+b \quad (21)$$

式中：a 和 b 为尾翼偏转角随圆周角 θ 变化系数；$\theta=\pi/N$，N 为多边形边数。

以六边形装药为例，已知最大有效侵彻长度为 L_{ke1}，最小有效侵彻长度为 L_{ke2}，则

$$a=\frac{\sqrt{3}(L_{ke2}-L_{ke1})}{2-\sqrt{3}} \quad (22)$$

$$b=\frac{2L_{ke1}-\sqrt{3}L_{ke2}}{2-\sqrt{3}} \quad (23)$$

根据侵彻 $P_{\mathrm{prim}}(t)$ 的变化结合式(21)～(23)并积分可得最终尾翼 EFP 的侵彻深度为：

$$P_{\mathrm{rim}}=\int_0^{\theta}P_{\mathrm{rim}}(\alpha)\mathrm{d}\theta \quad (24)$$

1.2 次要侵彻阶段

Orphal 等[16]认为次要侵彻阶段可能存在 3 个阶段：第一阶段伴随弹体的速度急速下降，只有当长杆侵蚀到一定长度后，才会出现侵彻速度急速下降的情况，对于长径比小的弹体尤为突出；第二阶段与空腔膨胀理论相关联称为后继流动，弹体传递给靶板的动能使得弹坑进一步扩大；最后是侵蚀碎片附着在弹坑壁上的残骸对靶板的侵彻，在主要侵彻阶段，弹坑壁上会附着由弹体侵蚀产生呈圆筒形的一层弹体残骸，该圆筒形残骸携带较高的速度，对侵彻深度有一定的影响，当速度较高且弹体密度大于靶板密度时发生残骸侵彻，即 $v_e=(2u-v)>0$[17]。由于 EFP 的长径比相较于一般长杆弹来说较短，同时速度一般不超过 2 500 m/s，因此第二阶段即后继流动阶段是 EFP 次要侵彻阶段侵深增加的主要原因。

焦文俊等[18]指出当前针对长杆弹侵彻半无限靶次要侵彻阶段的研究尚不完善，相关机制不明确，因此该阶段的侵彻深度利用理论计算模型相对难以求解。Tate[19]基于弹孔中靶板微元的动能全部用于增加该段弹坑尺寸的假设，建立了次要

侵彻阶段侵深 P_{sec} 的半经验公式，具体表达式如下：

$$P_{sec}=\frac{R_m}{2}\left[\left(1+\frac{9\rho_t u^2}{4Y_t\left(1+\ln\left(\frac{2E}{3Y_t}\right)\right)}\right)^{1/3}-1\right] \tag{25}$$

式中：R_m 为弹坑半径。

当 $u\leqslant U_{FO}$ 时，U_{FO} 为靶板产生流动区的最小临界速度，R_m 的计算表达式为[17]：

$$R_m=r_1\sqrt{\frac{Y_p+\rho_p(\varphi+1)(v-u)^2}{2\int_0^{\frac{\pi}{2}}p(\theta_m)\sin\theta_m\cos\theta_m\mathrm{d}\theta_m}}=r_1\sqrt{\frac{Y_p+\rho_p(\varphi+1)(v-u)^2}{\sigma_n}} \tag{26}$$

式中：$U_{FO}=\sqrt{HEL/\rho_t}$，HEL 为靶板材料的 Hugoniot 弹性极限；$p(\theta_m)$ 为弹体蘑菇头表面上与轴线之间的夹角为 θ_m 的某点处压力；φ 可表示为[20]：

$$\varphi=\sqrt{1+\frac{2Y_p(v-2u)}{\rho_p(v-u)^3}} \tag{27}$$

根据以上分析，可以得到尾翼 EFP 的总侵彻深度为：

$$P=P_{rim}+P_{sec} \tag{28}$$

2　模型计算结果验证与分析

2.1　EFP 侵彻半无限靶数值计算

由于在 EFP 的成型过程中药型罩网格的变形拉伸导致其最终网格扭曲程度不一以及网格长细比不能胜任模拟高速侵彻现象，故计算采用有限元-光滑粒子流体动力学（FEM-SPH）算法。SPH 算法不仅能避免大变形时网格扭曲对计算结果的影响，而且可以避免拉格朗日单元失效时删除单元带来的质量不守恒的问题[21]。EFP 采用 SPH 算法进行建模，靶板采用拉格朗日算法进行建模。通过将理想 EFP 或成型数值模拟得到的尾翼 EFP 的 Lagrange 网格模型导入 AUTODYN，根据 EFP 形状对其填充 SPH 粒子。经过网格收敛性分析，在保证计算效率前提下，将转化后 SPH 模型粒子间距均匀设置为 0.8 mm，建立的 200 mm × 200 mm × 80 mm 的钢靶中心与 EFP 相互作用区域网格尺寸为 0.8 mm，远离中心区域的网格尺寸逐渐增大。由于物理结构的对称性，计算采用 1/2 模型，不仅大大减小建模过程的复杂程度还提高了计算效率。最终 EFP 侵彻半无限钢靶的仿真模型如图 4 所示。EFP 及 45 钢靶的材料模型如表 1 所示。

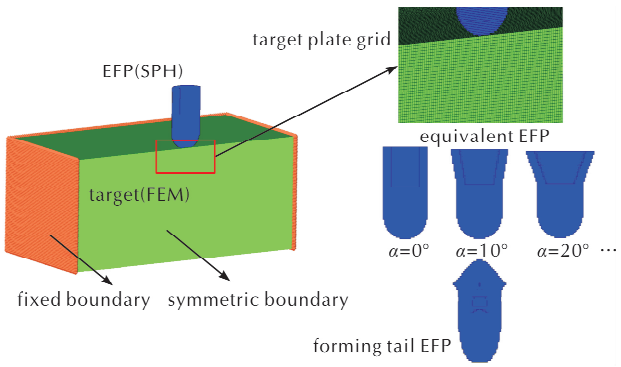


图 4　EFP 侵彻半无限靶有限元计算模型

Fig. 4　Finite element calculation model for EFP penetration into semi-infinite target

表 1　仿真材料参数[22-25]

Table 1　Simulation material parameters

	ρ/(g·cm^{-3})	A/MPa	B/MPa	n	c	m	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
45 Steel	7.83	507	320	0.28	0.064	1.06	0.1	0.76	1.57	0.005	−0.84
Copper	8.96	90	292	0.31	0.025	1.09	0.54	4.89	−3.03	0.014	1.12

2.2　理论、数值模拟与试验对比

通过开展六边形 EFP 装药的静爆侵彻试验，获得了尾翼型 EFP 对 45 钢靶的侵彻结果。试验装药结构参数及理论计算的 EFP 参量均与文献[26]中的回收试验与仿真数据一致，具体参数见表 2。图 5 对比了试验与数值模拟所得的侵彻孔径轮廓，表 3 列出了侵彻深度的试验值、模拟值与理论计算结果。从图 5 可见，EFP 高速撞击靶板后，在弹坑入口处因上边界约束均出现“反挤”上翻现象；试验与模拟的弹坑底部深度一致，穿孔形貌吻合较好。数值模拟和试验得到的尾翼 EFP 侵彻深度分别为 28.31 mm 和 27.53 mm，误差约为 2.83%。因此，本研究所建立的 SPH-FEM 耦合数值模型能够有效模拟 EFP 的高速侵彻过程。

表 2　装药结构参数以及理论计算尾翼 EFP 参量

Table 2　Charge structure parameters and theoretical calculation parameters of tail EFP

charge parameter	value/mm	EFP parameter	value/mm
D_c	70	L_s	24.19
h_l	3.8	L_{k1}	24.21
R	56	L_{k2}	13.30
L	60	r_s	10.15
h_{s0}	3	r_k (average)	6.40

注：D_c 为装药直径；h_l 为罩厚；R 为罩曲率半径；L 为装药高度；h_{s0} 为壳体厚度。

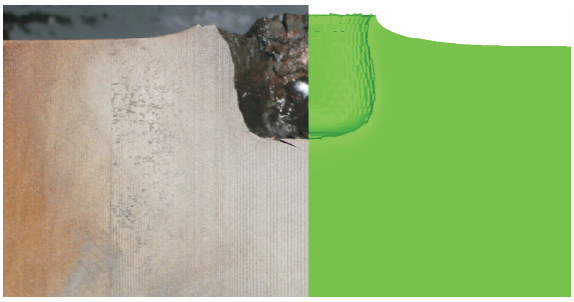


图 5 尾翼 EFP 侵彻试验结果(左)与仿真结果(右)对比

Fig. 5 Comparison between the tail fin EFP penetration of test results (left) and simulation results (right)

2.3 理论模型验证及分析

取尾翼 EFP 中空部分的平均厚度作为其尾裙厚度,通过尾翼 EFP 侵彻深度修正模型计算得到的侵彻深度为 29.87 mm,与试验结果误差约为 8.50%。为进一步验证理论计算的正确性,利用本研究建立的数值仿真模型以及侵彻深度修正模型建立了等效尾翼偏转角 EFP 在 1660 m/s 速度下的极限侵彻深度随尾翼偏折角的变化曲线如图 6 所示,其具体结构参数为:EFP 总长(L_s+L_k)43 mm;EFP 直径(D_E)20 mm;密实长度(L_s)24 mm;尾裙厚度(h_w)3.5 mm;偏折角(α)$-10^\circ\sim20^\circ$。

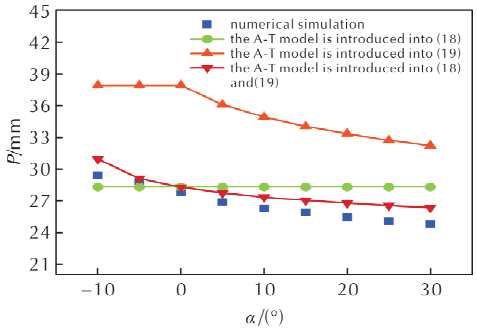


图 6 EFP 极限侵彻深度随 α 变化关系的理论模型与数值结果

Fig. 6 The theoretical model and numerical results of the relationship between the EFP extreme penetration depth and α variation

数值模拟结果表明,EFP 的极限侵彻深度随偏折角 α 的增大呈现明显的递减规律。然而,在基于经典 A-T 模型进行计算分析时,模型预测结果与数值模拟出现了显著差异:当仅引入式(18)时,由于未能考虑偏折角 α 对弹丸侵彻性能的影响,导致模型预测的侵彻深度完全不受 α 变化的影响,这与实际情况明显偏离;当仅引入式(19)后,模型虽然在 $\alpha>0^\circ$ 条件下能够部分反映侵彻深度随偏折角增加而减小的趋势,但在 $\alpha<0^\circ$ 时仍表现出不合理的恒定特性,同时预测值与数值模拟结果存在较大系统误差。为了解决这一问题,当同时引入式(18)和式(19)时,改进后的模型不仅在数值预测上与模拟结果高度一致,而且在趋势预测上也表现出良好的符合性。这表明,本研究建立的基于 Alekseevskii-Tate 模型同时考虑 EFP 尾部中空结构和偏折角 α 复合效应的侵彻模型,能够准确地预测尾翼 EFP 的侵彻深度。

图 7 展示了不同结构不同速度下 EFP 弹尾速度随时间的变化。根据图 7,主要侵彻阶段模型计算结果与模拟结果之间弹尾速度衰减吻合较好,说明本研究建立的 EFP 侵彻分析模型可准确预测 EFP 对半无限靶的侵彻过程及 EFP 速度状态变化。初始撞击速度的增加将明显缩短 EFP 主要侵彻阶段的侵彻时间,同时提高弹丸速度衰减的速率。但 3 种速度下 EFP 次要侵彻阶段的速度衰减时间基本一致,故其次要阶段的侵深深度随初始着靶速度的增加而提高,这与式(25)规律一致。

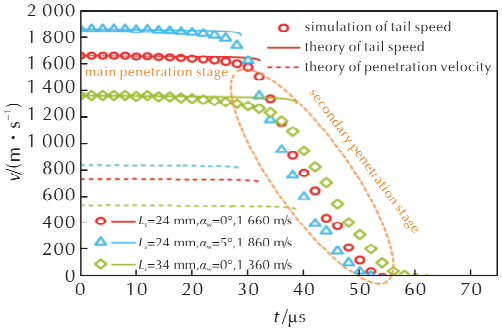


图 7 不同参数下 EFP 侵彻靶板速度—时间图

Fig. 7 Velocity—time diagram of EFP penetrating target plate under different parameters

3 尾翼 EFP 高速侵彻特性分析

3.1 尾翼偏折角沿周向恒定时 EFP 高速侵彻特性

图 8 是数值模拟得到的典型时刻不同尾翼偏折角的 EFP 侵彻半无限钢靶过程。在 EFP 撞击靶板瞬间,EFP 前端发生镦粗而形成“蘑菇头”;在后续侵彻过程中,EFP 材料碎片持续从头部侧面边缘处向后剥落,同时部分材料附着于孔径内壁。随着侵彻的进行,入口直径也保持逐渐增大。由于偏折角不改变头部密实段结构,故 3 种 EFP 密实段侵彻过程基本一致。在 20~30 μs 时刻头部密实段侵彻结束后,尾部中空部分继续向内补充以保持 EFP 头部的“蘑菇头”形状。由于尾部空腔影响,剩余 EFP 在弹孔中心反向突出。随着偏折角的增大,尾部中空部分材料向两侧流动加剧,弹孔底部出现“中心浅、两侧深”的趋势。

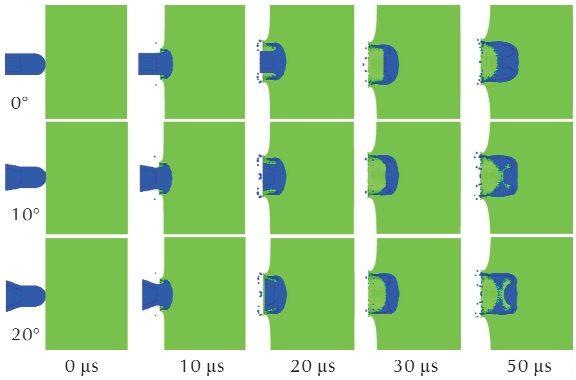


图 8　不同尾翼偏折角 α 下 EFP 对钢靶的侵彻过程(1660 m/s)

Fig. 8　Penetration process of EFP with different tail deflection angle α on steel target (1660 m/s)

图 9 是不同尾翼偏折角条件下 EFP 对钢靶侵彻孔径形态。随偏折角的增大，虽然侵彻深度开始下降，但侵彻孔径出现缓慢增长趋势。当偏折角从 0° 增至 30°时，侵彻深度下降 10.8%，但侵彻孔径仅增大 3.6%。由于偏折角的增大，在尾部中空部分侵彻阶段，参与扩孔流动的材料开始增多，因此弹孔最大孔径位置逐渐下移的同时，弹孔末端变得逐渐平整化。

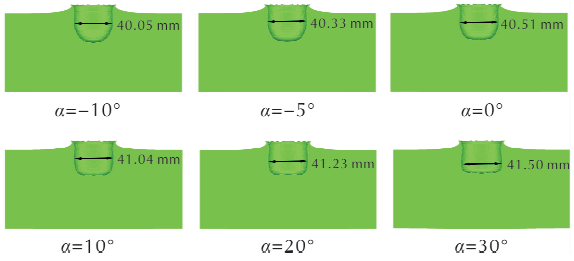


图 9　不同尾部偏折角 α 下 EFP 侵彻孔径形态(80 μs)

Fig. 9　Penetration aperture shape of EFP under different tail deflection angle α (80 μs)

为进一步分析偏转角对 EFP 侵彻速度下降过程的影响，在 EFP 密实部分头部、密实部分尾部(中空部分头部)、以及中空部分头部及 EFP 尾部位置处分别设置 3 个高斯点(1#～3#)，具体位置及高斯点编号如图 10 所示。图 11 展示了 3 种偏转角下 EFP 各点处的速度变化。EFP 密实部分头部在撞击靶板后速度会显著下降，并在 10～20 μs 之间失去侵彻能力，但不同偏折角下的 EFP 头部单元速度下降趋势基本重合，因此偏折角的改变并不影响 EFP 头部密实部分的速度变化。偏折角的改变并不改变 2# 位置，然而随偏折角的增大，EFP 尾部中空部分材料流动补充行为开始发生改变，中空部分头部速度衰减逐渐延迟。由于偏折角的增大，促进了尾部材料向两侧的流动，参与提升侵彻深度的同时保持扩孔。根据式(19)，由于在质量一致的前提下偏折角的出现将降低 EFP 整体长度，因此在两种因素的干预下，偏折角大的 EFP 尾部速度衰减反而变快。

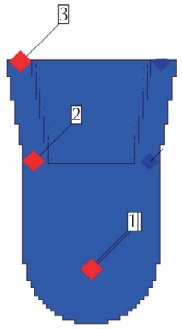


图 10　EFP 各高斯点分布

Fig. 10　Gaussian point distribution of EFP

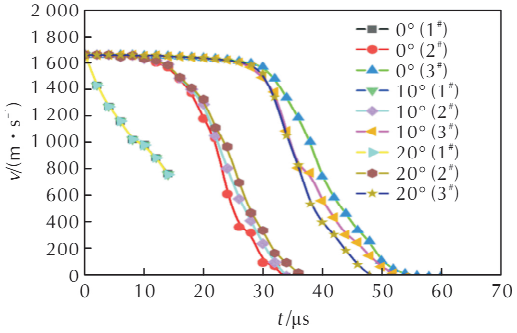


图 11　侵彻过程中 EFP 各部分速度变化

Fig. 11　The velocity change of each part of the EFP during the penetration process

根据上述侵彻过程，得到了 3 种不同尾翼偏折角的 EFP 的侵彻深度 P 随时间的变化关系，并结合理论计算结果见图 12。

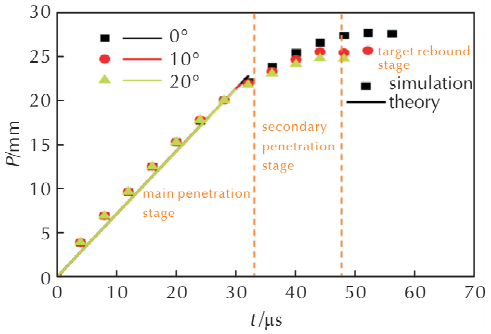


图 12　不同偏折角 α 下 EFP 侵深随时间变化的仿真和理论计算

Fig. 12　Simulation and theoretical calculation of the temporal variation of EFP penetration depth under different deflection angle α

如图 12 所示，在 EFP 的侵彻下，侵彻深度 P 不断增大，结合图 8 和图 11，EFP 在 30 μs 时刻左右，头部密实部分即将消耗完全，此时侵彻效率开始逐渐

下降,侵彻深度变化开始出现减缓趋势。当尾翼偏折角度越大,此时侵彻深度变化的减缓趋势越明显。在 35～45 μs 时刻处,尾部中空部分消耗完全后,EFP 残骸继续保持侵彻,此时侵彻深度还呈现缓慢增长趋势,该阶段为次要侵彻阶段,其侵彻深度占总侵深的约 15%～20%,因此该阶段在计算 EFP 侵彻深度时不可忽略;在侵彻过程结束后,弹坑深度由于靶材的弹性作用出现轻微减小,该阶段为靶体回弹阶段。当偏折角越小,惯性成坑阶段越靠后,其侵深减缓幅度也越小。对应的侵彻时间就越长,侵彻深度也越深。

依据 2、3 节中等效 EFP 的结构参数,理论计算获得了不同偏折 α 下侵彻深度随尾裙厚度的变化曲线如图 13 所示。随尾裙厚度的变大,不同偏折角下 EFP 的侵彻深度逐渐增大,但其增长趋势呈先增大后减小的趋势,在尾裙厚度为 4～6 mm 时侵彻深度的增长趋势达到最大。其中尾翼偏折角越小,其侵彻深度的增长幅度越大。当尾裙厚度从 0.5 mm 增至 8.5 mm 时,−5°偏折角和 5°偏折角的 EFP 侵彻深度分别增长 70.02% 和 50.95%。同时,当尾裙厚度一定时,EFP 的侵彻深度随偏折角的增大逐渐减小且减小趋势逐渐减缓;当尾裙厚度越大时,侵彻深度随偏折角的增大而减小的幅度越大。当偏折角从 −5°增至 15°时,尾裙厚度为 3.5 mm 和 8.5 mm 的 EFP 侵彻深度分别减小 7.15% 和 15.94%。

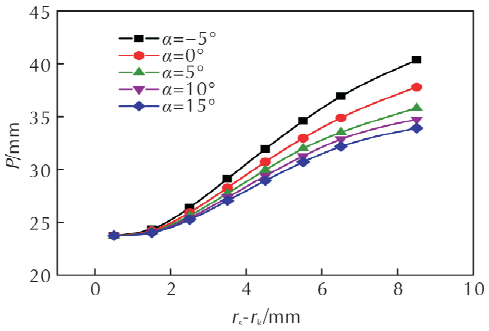


图 13 不同偏折角 α 下侵彻深度随尾裙厚度变化的理论计算结果

Fig. 13 Theoretical calculation results of penetration depth varying with tail skirt thickness at different deflection angle α

3.2 尾翼 EFP 侵彻过程及机理分析

对于尾翼 EFP,其独特的尾部中空结构在圆周方向上呈现出显著的非一致性特征,这种结构特性使得其侵彻过程既表现出与传统 EFP 相似的动力学行为,又展现出因结构差异而产生的独特性。基于仿真结果,对尾翼 EFP 冲击半无限钢靶的整体动力学过程进行了系统分析。

3.2.1 尾翼 EFP 侵彻过程

EFP 对无限靶板的侵彻过程既不同于刚性弹侵彻靶板(不考虑弹丸变形),也不同于高速流体对靶板的冲击(不考虑弹丸强度)。因此,为讨论尾翼 EFP 的侵彻机理,本研究将文献[26]回收试验装药结构进行数值模拟,将得到的尾翼 EFP 成型形状参数和速度参数进行提取,以等效应力为准则得到该尾翼 EFP 在侵彻过程中弹靶的应力分布和 EFP 形态变化如图 14 所示。

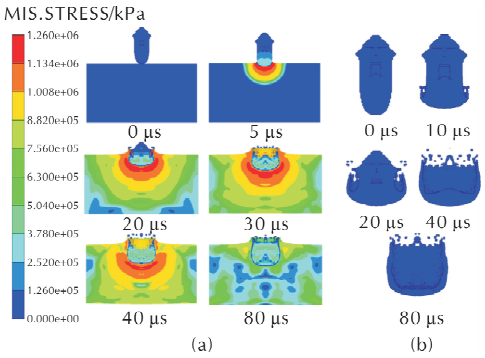


图 14 尾翼 EFP 侵彻过程等效应力分布(a)及 EFP 形态变化(b)

Fig. 14 Equivalent stress distribution (a) and morphological changes (b) during the tail fin EFP penetration process

如图 14(a)所示,在 EFP 撞击靶板瞬间,沿弹、靶的接触面分别向尾翼 EFP 和靶板内部传递强压缩波。结果表明,钢靶上等效应力可达约 1.26 GPa,而 EFP 内部等效应力小于钢靶上等效应力,在 0.4 GPa 左右。无论对于 EFP 还是靶板材料,均超过其材料的强度极限,因此导致弹靶在冲击过程中的塑形大变形和破坏。值得注意的是,在侵彻过程中强烈的压缩波使 EFP 和靶板内部始终处于高压状态,但其应力分布并不均匀,出现高低应力交替产生的现象。由于尾翼部分的收缩闭合结构,残余 EFP 并未出现类似于尾翼偏折角沿周向恒定时 EFP 残余体在弹孔中心出现的反向突出。

3.2.2 尾翼 EFP 侵彻过程速度分布变化

如前文所述,尾翼偏折角的改变并不影响 EFP 在侵彻过程中头部速度的变化。尾翼的形成主要来自于 EFP 尾部中空部分规律的折叠,因此尾翼 EFP 侵彻过程的独特性来自沿圆周方向尾部中空部分材料速度衰减不同。为对比尾翼 EFP 与单一偏折角 EFP 在侵彻过程中的差异,在尾翼 EFP 尾部沿 0°、45°和 90°圆周方向分别设置了 3 个高斯点:其中 1#～3# 位于 0°方向(偏折角最大),4#～6# 位于 90°方向(偏折角最小,为负),8#～10# 位于 45°方向。各方向内高斯点按头、中、尾依次分布,且轴向高度一一

对应；另在 EFP 末端设置 7# 点，具体位置如图 15 所示。侵彻过程中，尾翼 EFP 沿圆周方向的尾部速度变化见图 16。

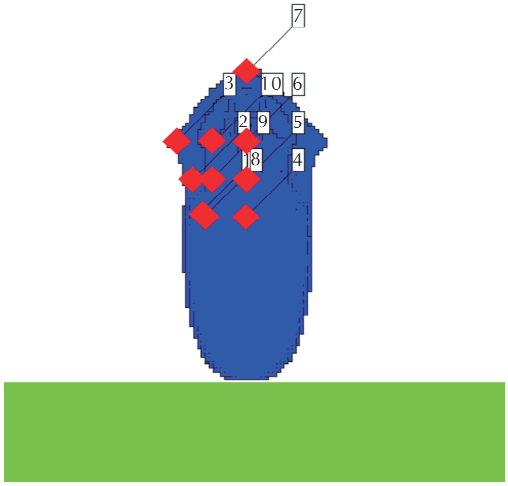


图 15　尾翼 EFP 高斯点分布位置

Fig. 15　Gaussian point distribution position of tail fin EFP

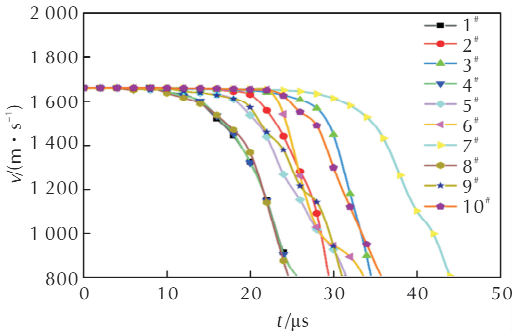


图 16　侵彻过程中尾翼 EFP 圆周方向尾部速度变化

Fig. 16　The velocity change of the tail part of the tail fin EFP in the circumferential direction during the penetration process

根据图 16，在靠近密实部分的尾部中空位置沿圆周方向 0、45° 和 90° 速度衰减接近。对于尾部中间位置处的微元，0° 方向即对应尾部偏折角最大方向的微元速度衰减最慢，接下来依次是 45°、90° 方向。随着位置逐步靠后，三者间的时间差逐步增大，但顺序依旧保持不变。由此说明，尾部偏折角越大越有利于相同轴向位置处微元速度衰减的延迟，在一定程度上有利于提高该处微元的侵彻能力。

4　关键参数对尾翼 EFP 侵彻能力的影响

为了全面评估尾翼 EFP 在不同条件下的侵彻性能，需要对尾翼 EFP 形态、着靶速度、攻角等关键参数对其效果的影响进行系统性分析。同时作为评价靶板抗侵彻性能的重要指标之一，靶板强度对尾翼 EFP 侵彻能力的影响不可忽略。由于侵彻深度 P 最能直观表现 EFP 的侵彻效能，因此本研究主要对该指标进行全面分析。

4.1　着靶速度 v

随着着靶速度的变化，EFP 弹丸的运动状态、冲击加载特性以及与靶材的相互作用机制均会发生显著变化，这直接影响其侵彻深度和破坏效果。本研究以 2.2 节中相同尾翼 EFP 为基准，通过设置 860～2 460 m/s 五种典型速度，仿真得到不同速度下尾翼 EFP 侵彻靶板过程，典型时刻形态变化如图 17 所示。

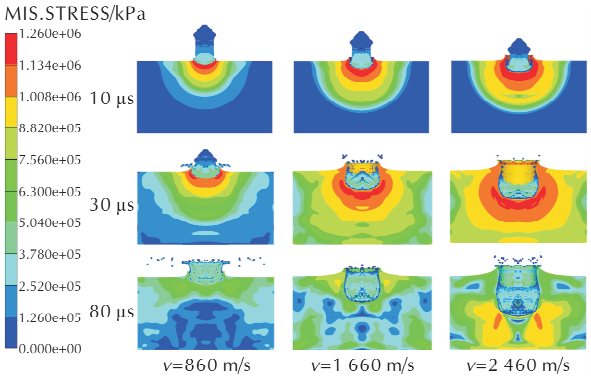
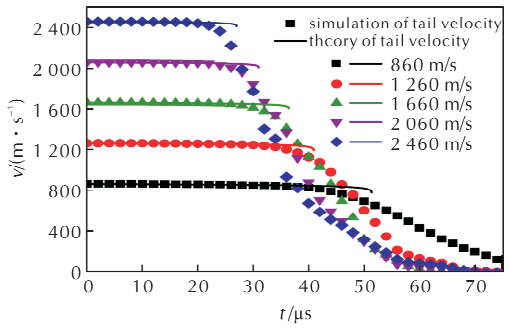


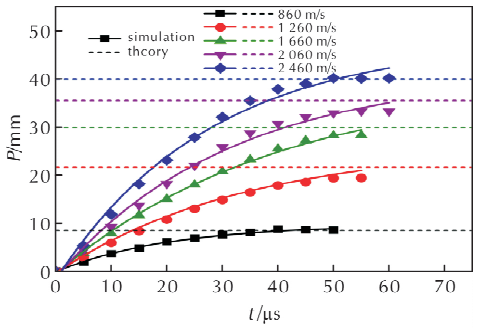
图 17　不同初始冲击速度下尾翼 EFP 侵彻过程

Fig. 17　Penetration process of tail fin EFP under different initial impact velocities

通过提高初始冲击速度，在同等时间范围内观察到尾翼 EFP 的形变显著增加，其侵蚀长度相应增加，从而导致侵彻深度呈现出更为显著的提升趋势。值得注意的是，尽管较高的初始冲击速度并未显著提升钢靶内部的最大等效应力，但却显著增大了靶板整体应力水平。这种应力水平的提高有助于削弱靶材强度对 EFP 侵彻过程的阻碍作用，从而有效提升了 EFP 的整体侵彻效率。相反，当初始冲击速度处于较低水平时，观察到 EFP 材料表现出明显的向弹孔周围飞溅特性，这种现象会显著降低 EFP 的侵彻效率。此外，本研究对比了 860～2 460 m/s 五种速度下尾翼 EFP 速度和侵彻深度随时间的变化如图 18 所示。



(a) velocity change



(b) penetration depth change

图 18 不同初始冲击速度下尾翼 EFP 速度和侵彻深度变化曲线

Fig. 18 Curves of velocity and penetration depth of tail fin EFP under different initial impact velocities

如图 18 所示，随着初始冲击速度的增大，尾翼 EFP 的稳定侵彻阶段时间显著缩短。这是因为较高的初始冲击速度导致 EFP 在进入靶板时具有更大的动能和更强的穿透能力，使得其形态演变和运动学行为发生明显变化。然而，值得注意的是，尽管稳定侵彻阶段被缩短，EFP 残余体在惯性成坑阶段仍然表现出显著的侵彻能力，这主要归因于初始冲击速度较大时，EFP 残余体在侵彻过程中保持了较高的剩余速度，从而实现了更大的侵彻深度。进一步分析初始冲击速度对尾翼 EFP 的影响，对尾翼 EFP 在 860～2660 m/s 范围内的数值模拟侵彻深度与理论计算结果进行对比，得到了侵彻深度与初始冲击速度之间的关系如图 19 所示。

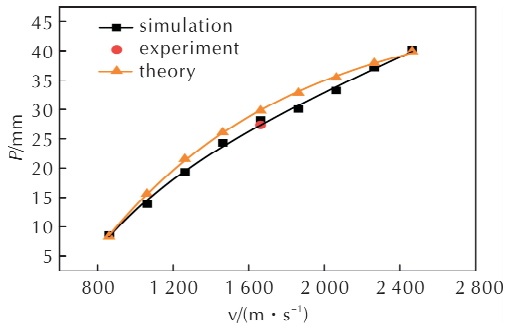


图 19 不同初始冲击速度下尾翼 EFP 侵彻深度数值模拟与理论计算结果对比

Fig. 19 Comparison of numerical simulation and theoretical calculation results of tail fin EFP penetration depth under different initial impact velocities

如图 19 所示，提高初始着靶速度有利于提高侵彻深度，当速度从 860 m/s 增至 2460 m/s 时，数值模拟的侵彻深度从 8.45 mm 提高到 39.97 mm，增幅约 373.02%。因此增大速度是提高尾翼 EFP 侵彻能力的有效手段。但随初始着靶速度的逐渐增大，侵彻深度的增加趋势逐渐趋于平缓。理论计算结果与仿真结果在速度变化过程中呈现出较好的一致性，两者最大误差不超过 12.84%，能有效预测尾翼 EFP 对半无限靶的侵彻深度。

4.2 EFP 长径比 L_E/D_E

尾翼 EFP 虽然在结构上由密实部和尾翼部两部分组成，但与长杆弹一样，长径比是影响 EFP 的侵彻效能的主要因素之一。在保证药型罩质量一致和密实度基本相同的前提下，取 3 种长径比分别为 1.44、2.38、3.44 的尾翼 EFP。为了深入对比不同长径比下尾翼 EFP 的侵彻特点，分别对 3 种 EFP 侵彻半无限钢靶进行数值模拟，对其侵彻特点。为方便比较，3 种速度均设置为 1660 m/s，通过数值仿真，得到三种长径比尾翼 EFP 侵彻靶板过程，典型时刻形态变化如图 20 所示。

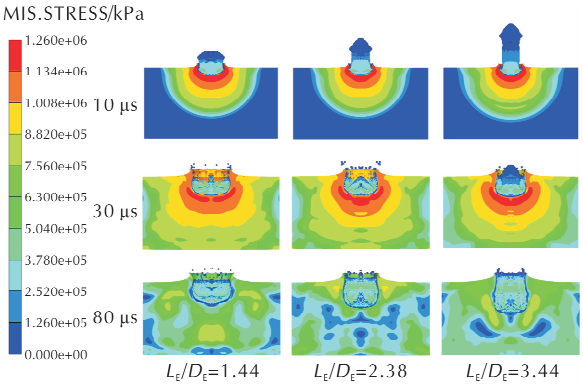


图 20 不同长径比下尾翼 EFP 侵彻过程(v = 1660 m/s)

Fig. 20 Penetration process of tail fin EFP with different aspect ratios (v = 1660 m/s)

如图 20 所示，侵彻初期，3 种长径比的尾翼 EFP 头部均发生明显形变；随着侵彻的继续，头部变形加剧，“蘑菇头”形状出现。在 30 μs 时刻处，3 种尾翼 EFP 的剩余弹长存在明显差异，长径比为 1.44 的尾翼 EFP 基本侵蚀完全，此时剩余 EFP 侵彻能力基本丧失；长径比为 2.38 的尾翼 EFP 仅剩尾部材料继续参与侵彻，此时剩余 EFP 侵彻能力开始下降；长径比为 3.44 的尾翼 EFP 密实部分还未侵彻完全，EFP 继续保持高效侵彻状态。相较而言，EFP 长径比越大侵彻深度越大；EFP 弹径越大，侵彻孔径也就越大。同时由于 3 种 EFP 尾翼部分的张开特征，未见明显杆式 EFP 侵彻典型漏斗状特征，弹坑底部均较为平整。

为进一步分析其侵彻过程，获得了 3 种长径比下尾翼 EFP 侵彻深度 P 随时间的变化曲线如图 21 所示。在相同初始冲击速度下，长径比越大的尾翼 EFP 侵彻效果越高，侵彻深度越大，其侵彻维持时间也越大。在保证质量以及密实度一致的前提下，当尾翼 EFP 的长径比从 1.44 增至 3.44 时，侵彻深度从 24.32 mm 提高至 32.82 mm，提升幅度约 34.95%。根据长杆弹侵彻理论易知，杆式弹丸侵

彻深度随时间变化关系与弹径关联不大。因此在侵彻初始阶段，3 种 EFP 的侵彻变化基本一致。当进入次要侵彻阶段后，长径比小、主体直径大的尾翼 EFP 弹尾速度衰减持续时间长，导致其次要侵彻阶段的侵彻深度大于长径比大、主体直径小的尾翼 EFP。无量纲侵彻深度 P/L 作为反映弹丸侵彻效率的一个重要指标，本研究对比了 3 种长径比尾翼 EFP 无量纲侵彻深度随时间变化，如图 22 所示。

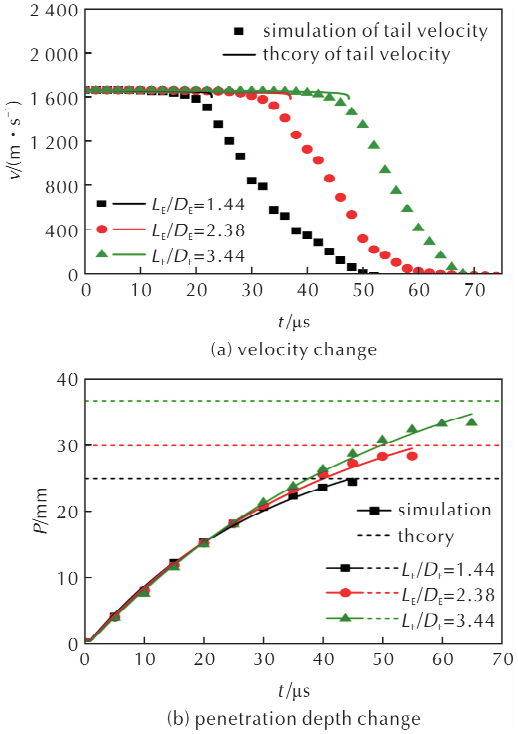


图 21　3 种长径比尾翼 EFP 速度和侵彻深度随时间变化曲线

Fig. 21　Time curves of velocity and penetration depth of EFP with three length-to-diameter ratios

如图 22 所示，虽然尾翼 EFP 长径比越大其侵深越大，但其无量纲侵深却越小，即长径比的增大不利于提高尾翼 EFP 的侵彻效率，这一现象说明存在中空部分的尾翼 EFP 侵彻特征也符合长杆弹的长径比效应。

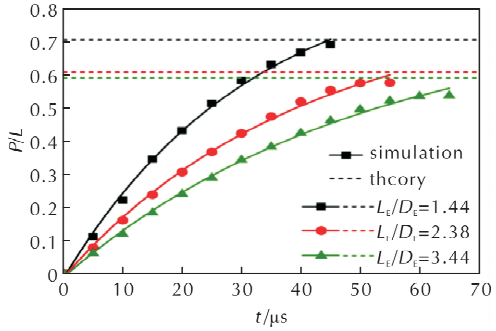


图 22　3 种长径比尾翼 EFP 无量纲侵彻深度 P/L 随时间变化曲线

Fig. 22　Time curves of dimensionless penetration depth P/L of EFP with three length-to-diameter ratios

此外，随着时间的推移，3 种长径比下尾翼 EFP 的无量纲侵彻深度逐渐增大。分析原因，相同密实度条件下长径比大的尾翼 EFP 尾部中空部分长度较大，导致其在侵彻后期侵彻效率进一步下降。当尾翼 EFP 的长径比从 1.44 增至 3.44 时，无量纲侵彻深度从 0.690 降至 0.537，下降幅度约 22.17%。

4.3　斜侵彻入射角 φ

鉴于弹靶交会难以满足理想状态下的垂直着靶条件，实际应用中通常呈现为弹体斜侵彻装甲状态。这种斜侵彻现象对弹体的毁伤性能产生显著影响，其具体影响机制主要表现为：首先，入射角度的增加显著延长了弹道路径长度，同时也增加了沿弹道分布的目标介质体积；其次，受阻路径的延伸导致弹体的侵彻速度明显降低，同时使得弹体与装甲材料之间的相互作用时间延长，从而提高了弹体的侵蚀率；进而导致其侵彻性能显著下降。为分析初始入射角度对尾翼 EFP 的侵彻特性的影响，本研究对比了不同入射角下尾翼 EFP 侵彻靶板过程，典型时刻形态变化如图 23 所示。

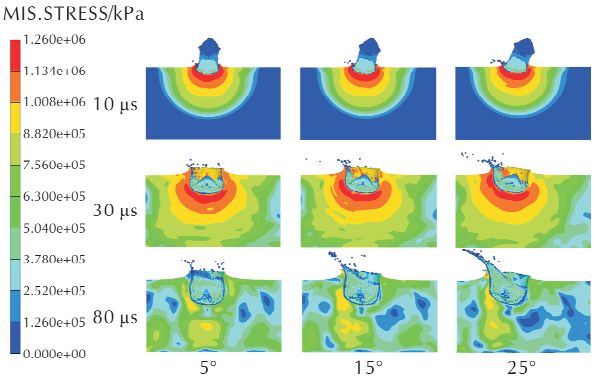


图 23　不同入射角下尾翼 EFP 侵彻过程（v = 1660 m/s）

Fig. 23　Penetration process of tail fin EFP at different incident angles（v = 1660 m/s）

由于入射角的存在，弹靶在相互作用过程中将产生非对称力，导致 EFP 在侵彻过程的形态变化存在明显不对称性，使得在靶板弹孔左侧区域会出现持续性的材料流动和飞溅现象。此外，EFP 头部的左边缘靶体部分承受的力较大，使得上边缘受到的挤压较为严重，形成上翻唇特征。随着入射角度的逐步增大，这种非对称现象会逐渐加剧：一方面，靶板弹孔的形状特征表现出更大的不对称性，另一方面也导致了弹孔开口尺寸的显著变化。

为进一步分析其侵彻过程，获得了不同入射角下尾翼 EFP 尾部速度和侵彻深度 P 随时间的变化曲线如图 24 所示。如图 24 所示，不同入射角下尾翼 EFP 弹尾速度虽有些许偏差，但变化基本一致，说明入射角的存在并未改变 EFP 材料在侵彻过程中侵蚀、流动补充等特性。在 EFP 头部密实部分侵彻前

期，不同入射角下侵深随时间变化基本一致。随着入射角度的增加，EFP 尾部中空结构对材料流动特性的影响逐渐显现，这种差异性直接导致了侵彻后期阶段的深度变化呈现出一定的不同。根据仿真结果，得到了侵彻深度 P 与入射角的关系曲线如图 25。

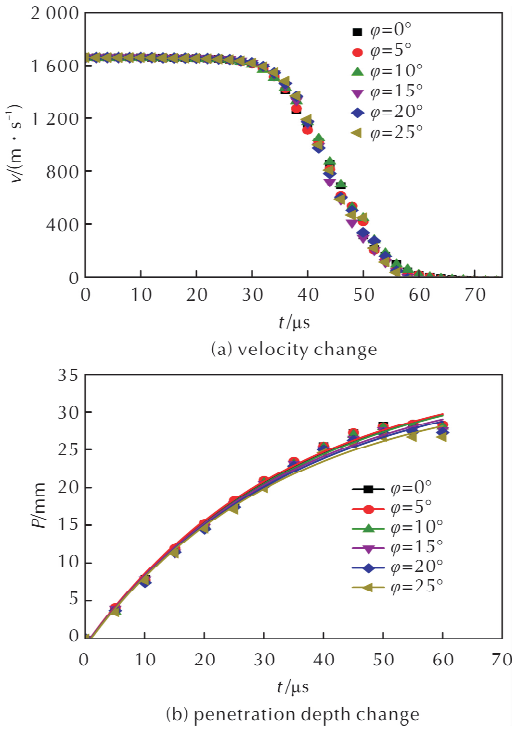


图 24 不同入射角下尾翼 EFP 尾部速度和侵彻深度 P 随时间的变化曲线

Fig. 24 Time curves of the tail velocity and penetration depth P of the tail fin EFP at different incident angles

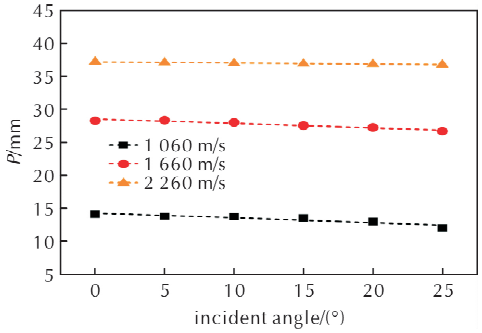


图 25 尾翼 EFP 侵深深度 P 随入射角变化曲线

Fig. 25 The variation curve of penetration depth P of tail fin EFP with incident angle

如图 25 所示，在 0～25°入射角范围内，随入射角的增加，侵深深度呈线性下降趋势，但下降幅度较小。同时，随着初始着靶速度的增加，该下降趋势逐渐趋于平缓。

5 结 论

(1)尾翼 EFP 对半无限靶的侵彻主要由主要侵彻阶段和次要侵彻阶段。对于主要侵彻阶段，通过引入尾翼空心长度与尾翼偏折角变量，利用 Alekseevskii-Tate 模型得到了该阶段侵彻深度 P_{prim} 的计算方法。此外，通过引入次要侵彻阶段侵深 P_{sec} 的半经验公式，共同构建了适用于尾翼 EFP 的侵彻修正模型。理论计算结果与数值仿真结果、试验结果吻合较好，可以反映尾翼 EFP 对半无限靶的侵彻深度。

(2)尾部空腔在 EFP 全长占比不超过 0.5 时，数值模拟计算得到尾翼偏折角从 0°增至 30°时，侵彻深度下降 10.8%，但侵彻孔径仅增大 3.6%，但其弹孔末端变得逐渐平整化，说明尾翼偏折角对 EFP 侵彻孔径影响有限，但会影响其侵彻深度和孔洞形态。

(3)提高着靶速度可以显著提升尾翼 EFP 侵彻性能；在保证质量一致和密实度基本相同的前提下，提高 EFP 长径比虽然可以一定程度提高 EFP 侵彻能力，但无量纲侵彻深度下降；入射角在 0～25°时对侵深影响有限。

利益冲突声明/Conflict of Interests

所有作者声明不存在利益冲突。

All authors disclose no relevant conflict of interests.

参考文献：

[1] 曹兵，陈惠武，官程，等. EFP 对不同靶板侵彻相关参数研究[J]. 弹道学报，1999(3)：58-61.
CAO Bing, CHEN Hui-wu, GUAN Cheng, et al. The related penetration coefficient study of different armours penetrated by EFPs[J]. *Journal of Ballistics*, 1999(3): 58-61.

[2] 黄正祥，陈惠武，官程. EFP 对半无限厚靶侵彻相似律研究[J]. 弹道学报，2000(3)：69-73.
HUANG Zheng-xiang, CHEN Hui-wu, GUAN Cheng. The investigation on penetration similitude rules of EFP in contact with semi-infinitude thick-sheet[J]. *Journal of Ballistics*, 2000(3): 69-73.

[3] KIM H, ARNOLD W, HARTMANN T, et al. Effects of EFP solidity in terminal ballistics[C]// 26th International Symposium on Ballistics. Miami: ISB, 2011: 1429-1436.

[4] 许猛，杜忠华，刘宇珩，等. 紫铜爆炸成型弹丸等效弹丸侵彻规律研究[J]. 弹道学报，2024，36(1)：70-77.
XU Men, DU Zhong-hua, LIU Yu-heng, et al. Study on penetration law of equivalent projectile of copper explosively formed projectile[J]. *Journal of Ballistics*, 2024, 36(1): 70-77.

[5] 樊菲，李伟兵，王晓鸣，等. 爆炸成型弹丸战斗部不同侵彻着角下的毁伤能力研究[J]. 高压物理学报，2012，26(2)：199-204.
FAN Fei, Li Wei-bing, WANG Xiao-ming, et al. Research on the damaging ability of EFP warhead at different inci-

dence angle[J]. *Chinese Journal of High Pressure Physic*, 2012, 26(2): 199-204.

[6] LIU J, LONG Y, JI C, et al. The influence of liner material on the dynamic response of the finite steel target subjected to high velocity impact by explosively formed projectile[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 109: 264-275.

[7] LIU J, LONG Y, JI C. Ballistic performance study on the finite steel target subjected to normal and oblique impact by copper explosively formed projectile[J]. *International Journal of Protective Structures*, 2018, 9(4): 461-483.

[8] 王雅君，郁锐，李伟兵，等. 杆式 EFP 侵彻特性及其影响因素研究[J]. 兵工学报，2024，45(S1)：174-182.
WANG Ya-jun, YU Rui, LI Wei-bing, et al. Research on the penetration characteristics of rod-shaped EFP and its influencing factors[J]. *Acta Armamentarii*, 2024, 45(S1): 174-182.

[9] ANDERSON Jr C E. Analytical models for penetration mechanics: a review[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 108: 3-26.

[10] 高光发. 长杆弹侵彻半无限靶板流体动力学理论[J]. 科技导报，2016，34(2)：287-298.
GAO Guang-fa. Hydro-dynamics theory for long-rod projectile penetrating semi-infinite target: reviews and studies[J]. *Science & Technology Review*, 2016, 34(2): 287-298.

[11] ALEKSEEVSKII V P. Penetration of a rod into a target at high velocity[J]. *Combustion, Explosion and Shock Waves*, 1966, 2(2): 63-66.

[12] TATE A. A theory for the deceleration of long rods after impact[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1967, 15(6): 387-399.

[13] FORRESTAL M, ALTMAN B, CARGILE J, et al. An empirical equation for penetration depth of ogive-nose projectiles into concrete targets[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1994, 15(4): 395-405.

[14] 焦文俊. 长杆高速侵彻的 1D 和 2D 理论模型[D]. 合肥：中国科学技术大学，2019.
JIAO Wen-jun. 1D and 2D theory models of long rod hypervelocity penetration[D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2019.

[15] FORRESTAL M, LUK V. Dynamic spherical cavity-expansion in a compressible elastic-plastic solid[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1988, 55(2): 275.

[16] ORPHAL D, ANDERSON Jr C. The dependence of penetration velocity on impact velocity[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 33(1-12): 546-554.

[17] WEN H, HE Y, LAN B. Analytical model for cratering of semi-infinite metallic targets by long rod penetrators[J]. *Science China Technological Sciences*, 2010, 53: 3189-3196.

[18] 焦文俊，陈小伟. 长杆高速侵彻问题研究进展[J]. 力学进展，2019，49(1)：312-391.
JIAO Wen-jun, Chen Xiao-wei. Review on long-rod penetration at hypervelocity[J]. *Advances in Mechanics*, 2019, 49(1): 312-391.

[19] TATE A. Long rod penetration models—Part II. Extensions to the hydrodynamic theory of penetration[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1986, 28(9): 599-612.

[20] 张清源. 长杆弹斜侵彻模型及仿真技术研究[D]. 长沙：国防科技大学，2020.
ZHANG Qing-yuan. Research on oblique penetration model and simulation technology of long-rod projectile[D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2020.

[21] 肖毅华，董晃晃，周建民. 平头弹正侵彻单层和多层钢靶的 SPH 模拟和解析分析[J]. 振动与冲击，2018，37(19)：166-173.
XIAO Yi-hua, DONG Huang-huang, ZHOU Jian-min. SPH simulation and analytical analysis for blunt projectiles normally penetrating into mono-layer and multi-layer steel targets[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2018, 37(19): 166-173.

[22] 陈刚，陈忠富，陶俊林，等. 45 钢动态塑性本构参量与验证[J]. 爆炸与冲击，2005(5)：69-74.
CHEN Gang, CHEN Fu-zhong, TAO Jun-lin, et al. Investigation and validation on plastic constitutive parameters of 45steel[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2005(5): 69-74.

[23] 陈刚，陈忠富，徐伟芳，等. 45 钢的 J-C 损伤失效参量研究[J]. 爆炸与冲击，2007(2)：131-135.
CHEN Gang, CHEN Fu-zhong, XU Wei-fang, et al. Investigation on the J-C ductile fracture parameters of 45steel[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2007(2): 131-135.

[24] JOHNSON G R. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures[C]//Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics. Netherlands: ISB, 1983.

[25] 徐金中，汤文辉. SPH 方法在层裂损伤模拟中的应用[J]. 强度与环境，2009，36(1)：1-7.
XU Jin-zhong, TANG Wen-hui. Applications of SPH method to simulate spalling damage[J]. *Structure & Environment Engineering*, 2009, 36(1): 1-7.

[26] CHEN P, LI W, LI Y, et al. Formation of explosively-formed projectile with tail fins using polygonal charges[J]. *Latin American Journal of Solids & Structures*, 2024, 21(1): e516.