

# 金属含能射流作用钢靶的侵彻深度工程模型研究<sup>\*</sup>

王 健<sup>1</sup> 李 强<sup>1\*\*</sup> 王在成<sup>2</sup> 王沛涵<sup>1</sup> 王启云<sup>1</sup> 安 豪<sup>1</sup>

(<sup>1</sup>中北大学机电工程学院,太原,030051)(<sup>2</sup>北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室,北京,100081)

**摘 要** 针对现有的侵彻深度工程模型未能充分考虑金属含能射流冲击释能反应与侵彻深度的耦合作用效果,通过分析金属含能射流侵彻钢靶的物理过程和射流冲击释能反应特性,结合准定常理想不可压缩流体力学理论,引入射流瞬态反应作用时间,分阶段考虑冲击释能反应超压峰值到达时机和弹靶强度效应对侵彻深度的影响,建立了金属含能射流弹靶耦合作用侵彻深度工程模型,基于工程模型研究了侵彻深度随射流瞬态反应作用时间的变化规律.试验验证工程模型预测值与试验实测值误差在 10% 以内,模型对聚能装药结构设计及装甲目标的破坏效果评估具有一定的指导作用.

**关键词** 金属含能射流,钢靶,侵彻深度,冲击动力学

DOI:10.19636/j.cnki.cjasm42-1250/o3.2025.029

## 0 引言

聚能射流的侵彻深度是表征射流侵彻性能的关键参数,是量化聚能装药破坏效果的重要特征之一<sup>[1-3]</sup>.构建可靠的聚能射流侵彻深度工程模型不仅能预测其在各类靶板上的侵彻效果,还能有效指导聚能装药的结构优化,从而提高战斗部在复杂装甲靶板上的毁伤能力.

当前,常规聚能射流侵彻深度理论的研究已非常成熟. Birkhoff 等<sup>[4]</sup>是聚能射流侵彻理论的开拓者,首次运用流体动力学理论描述射流对靶板的侵彻过程,将其视为定常理想不可压缩流体的运动,从而奠定了聚能射流侵彻理论的基础.随后, Voumard 等<sup>[5]</sup>针对钨铜粉末粒子流对靶板的侵彻行为,首次提出了粉末射流侵彻模型.该模型在传统聚能射流侵彻理论的基础上进行了修正,准确地描述了钨铜聚能粒子流的侵彻特性,并给出了侵彻深度与炸高之间的关系曲线. Elshenawy 等<sup>[6]</sup>提出一种改进的 Alison-Vitali 侵彻深度数学模型,在已有侵彻深度预测模型的基础上,分别引入目标靶板阻力减少因

子和修改后的目标穿透阻力因子,以此建立了考虑靶板强度的侵彻深度数学模型. Li 等<sup>[7]</sup>基于虚拟源点理论和微元法,提出了常规聚能射流的侵彻深度预测模型,重点分析了射流在干扰下的横向漂移速度及受扰射流的侵彻深度.研究表明,射流的跟随速度显著影响侵彻深度,随着跟随速度的增加,侵彻深度呈指数下降. Wang 等<sup>[8]</sup>基于虚拟原点理论和伯努利方程考虑了射流和靶板的强度,构建了射流动力学侵彻模型.通过数值仿真研究了射流在不同速度下对靶板的侵彻深度,并将仿真结果与模型预测值进行对比,验证了侵彻模型的有效性,研究结果表明两者误差控制在 10% 以内.上述研究所构建的侵彻深度计算模型在一定程度上有效预测了常规聚能射流的侵彻行为.然而,对于具有复杂能量耦合特性的非常规射流,现有的常规射流模型难以准确描述其侵彻深度的形成机制.

含能材料作为新型聚能装药药型罩材料之一<sup>[9-11]</sup>,其在侵彻靶板时有更为显著的破坏效果<sup>[12-15]</sup>.而含能射流的侵彻深度形成机制与常规聚

\* 基础加强计划技术领域基金项目(2023-JCJQ-JJ-0264),山西省自然科学基金面上项目(20210302124196,202203021211097)和中北大学重点实验室开放研究基金项目(DXMBJJ2023-04)资助.

2025-09-19 收到修改稿, 2025-09-26 网络首发.

\*\* 通讯作者. E-mail: liqiang1170@126.com.

能射流存在显著差异,对此国内学者开展了含能射流毁伤方面的相关研究.余庆波等<sup>[16]</sup>利用测压罐试验研究了活性射流侵彻不同厚度钢靶的内爆超压特性,构建了描述活性射流作用于目标时爆炸效应与侵彻深度之间关系的模型.黄炳瑜等<sup>[17]</sup>研究了 Al/Ni-Cu 双层含能药型罩形成的射流对钢靶的侵彻深度,证实了 Al/Ni-Cu 双层含能药型罩可发挥动能和化学反应的联合侵彻毁伤效应,与传统 Cu 射流相比,其对钢靶的侵彻深度和侵彻体积分别提高了 20.1% 和 23.0%.苏成海等<sup>[18]</sup>通过研究氟聚合物基含能药型罩对钢靶的侵彻爆燃行为及耦合作用机理分析,建立了含能射流侵彻深度与反应延迟时间的函数关系.尽管上述研究已考虑含能射流能量耦合效

应对射流侵彻行为的影响,但针对含能射流侵彻靶板过程中化学能和动能耦合作用对侵彻深度影响的研究仍较为有限.

本文研究对象为能量释放过程相对稳定的金属含能射流,其特征区别于具有爆燃或侵爆特性的高敏感性射流.研究重点在于揭示金属含能射流侵彻钢靶过程中化学能与动能的耦合机制,并在侵彻过程划分的基础上,进一步分析冲击释能超压峰值到达时机与弹靶强度效应对侵彻深度的作用.据此建立了相应的侵彻深度工程模型,并结合金属含能射流侵彻试验数据对模型的准确性进行了验证.最后探讨了射流瞬态反应作用时间对金属含能射流侵彻深度的影响机制.总体研究框架图如图 1 所示.

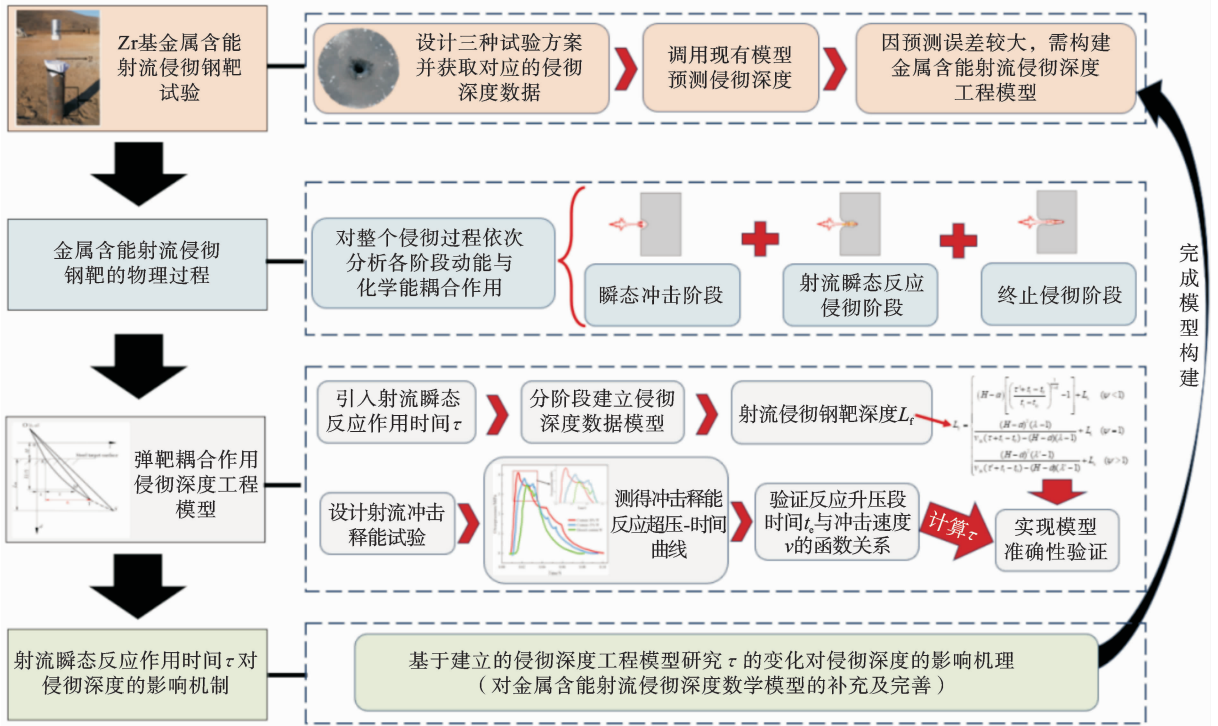


图 1 总体研究框架

Fig. 1 General research framework

### 1 金属含能射流侵彻钢靶试验

为了研究金属含能射流侵彻钢靶过程中动能和化学能的耦合作用效果,委托北理工团队开展了 Zr 基含能射流侵彻钢靶试验<sup>[19]</sup>,试验原理图如图 2

所示.

图 2 中,Zr 基含能射流侵彻钢靶实验装置主要由 Zr 基聚能战斗部、炸高筒、钢靶、钢垫板、起爆装置、信息记录系统等部分组成,其中 Zr 基聚能战斗部由 Zr 基含能药型罩、8701 装药、传爆药特屈儿、8 # 电雷管、雷管座组成.Zr 基含能射流由 8 # 电雷管

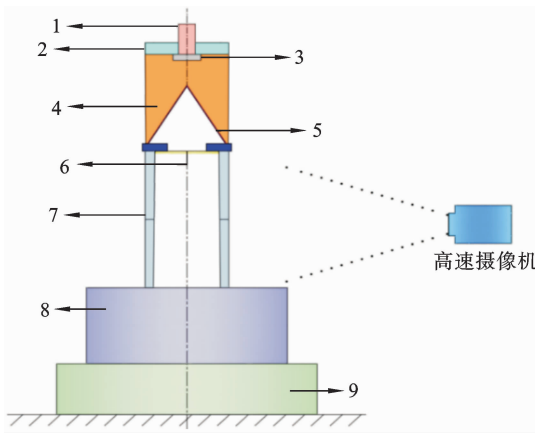


图 2 试验原理图:1—电雷管;2—雷管座;3—传爆药;4—聚能装药;5—含能材料药型罩;6—支撑板;7—炸高筒;8—钢靶;9—垫板

Fig. 2 Schematic diagram of the experimental principle: 1—Electric detonator; 2—Detonator holder; 3—Booster charge; 4—Shaped charge; 5—Energetic material liner; 6—Support plate; 7—Standoff tube; 8—Steel target; 9—Backing plate

起爆 Zr 基聚能装药驱动,高速摄像机触发信号由电雷管起爆提供,试验现场布置如图 3 所示。

试验采取三种方案,方案 1 为不含 W 的 Zr 基含能药型罩、方案 2 为含 10%W/Zr 基含能药型罩,

方案 3 为含 15%W/Zr 基含能药型罩;三种方案药型罩锥角和口径分别均为 40°和 62 mm;钢靶密度为 7.85 g/cm<sup>3</sup>,屈服强度为 235 MPa;三种方案的炸高均取 4 倍药型罩口径;方案 1-3 分别对应的药型罩平均密度及静态屈服强度见表 1。

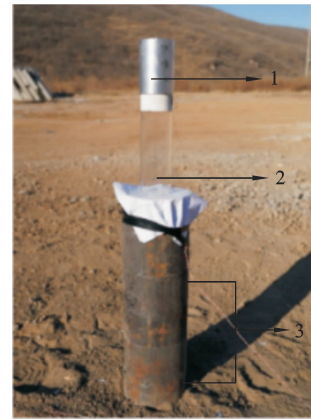


图 3 Zr 基含能射流侵彻钢靶试验现场<sup>[19]</sup>:1—聚能装药战斗部;2—炸高调节装置;3—Q235 钢靶板

Fig. 3 Experimental setup for Zr-based energetic jet penetration into steel target: 1—Shaped charge warhead; 2—Standoff regulation device; 3—Q235 steel target plate

表 1 各模型预测的侵彻深度及误差

Table 1 Penetration depth predictions and their deviations across models

方案编号	药型罩材料类型	药型罩密度(g/cm <sup>3</sup> )	静态屈服强度(GPa)	L <sub>c</sub> (mm)	Model 1		Model 2	
					L <sub>p1</sub> (mm)	δ <sub>1</sub> (%)	L <sub>p2</sub> (mm)	δ <sub>2</sub> (%)
1	Zr	6.83	0.9	355.5	267.6	24.73	207.8	41.55
2	10%W/Zr	8.07	1.60	401.3	245.8	38.75	176.4	56.04
3	15%W/Zr	8.69	1.69	418.9	264.9	36.76	194.9	53.47

在起爆约 10 分钟后,收集残靶内的剩余侵彻体;随后在孔道不同方位多次插入探针并旋转记录,取其中最大值作为该孔的侵彻深度.每种方案均进行 3 次重复试验,并对 3 次测得的最大侵彻深度取平均值,作为该方案的实测侵彻深度 L<sub>c</sub>(见表 1);含能射流对钢靶的毁伤形貌见图 4.图 4 中,Zr 基含能射流侵彻钢靶后,靶板孔口呈现不规则圆形,且表面明显熏黑,表明部分射流含能物质在孔口外发生化

学反应,产物附着在钢靶表面;此外,孔口周围出现小幅度隆起,这是由于含能射流在侵彻过程中的冲击释能反应产生的能量对靶体膨胀做功。

使用 Allison 等<sup>[19]</sup>提出的准定常聚能射流侵彻深度理论模型和苏成海等<sup>[18]</sup>提出的活性射流侵彻深度理论模型,分别记为模型 1 和模型 2,并将其应用于三种试验方案的侵彻深度预测,获得各模型预测值分别为 L<sub>p1</sub> 和 L<sub>p2</sub>,并计算了其相对实测值 L<sub>c</sub>。

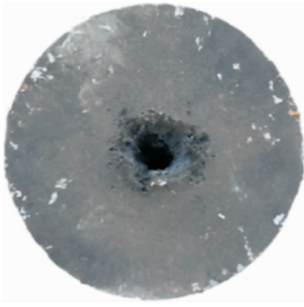


图 4 金属含能射流对钢靶的毁伤形貌

Fig. 4 Damage morphology of steel target by metal-based energetic jet

的误差  $\delta$ , 如表 1 所示, 其中误差  $\delta$  计算公式为  $\delta_i = |L_{pi} - L_e| / L_e \times 100\%$ .

由表 1 可知, 在当前所研究的含能射流体系下, 模型 1 和模型 2 在侵彻深度预测中分别存在 33.41% 和 50.35% 的平均误差. 其主要原因在于: 模型 1 未能考虑含能射流在侵彻过程中所表现出的独特释能特性, 低估了化学能对侵彻深度的贡献; 模

型 2 则更适用于存在剧烈侵爆反应的含能射流体系, 不适用释能过程相对稳定的金属含能射流. 上述误差分析结果表明, 现有两类侵彻深度工程模型在金属含能射流体系中存在一定局限性, 未能准确反映其侵彻行为, 故其难以用于对表 1 所示实验数据的有效预测. 鉴于此, 本研究基于 Zr 基含能射流在侵彻钢靶过程中的冲击释能反应, 构建了一种适用于金属含能射流特性的侵彻深度工程模型, 并通过实验数据对该模型的预测准确性进行了验证.

## 2 金属含能射流侵彻钢靶的物理过程

鉴于金属含能射流在侵彻钢靶过程中发生的冲击释能反应对最终深度具有决定性影响, 本研究将其整个侵彻过程细分为瞬态冲击阶段、射流瞬态反应阶段及终止侵彻阶段, 依次分析各阶段动能与化学能耦合作用, 示意图如图 5 所示.

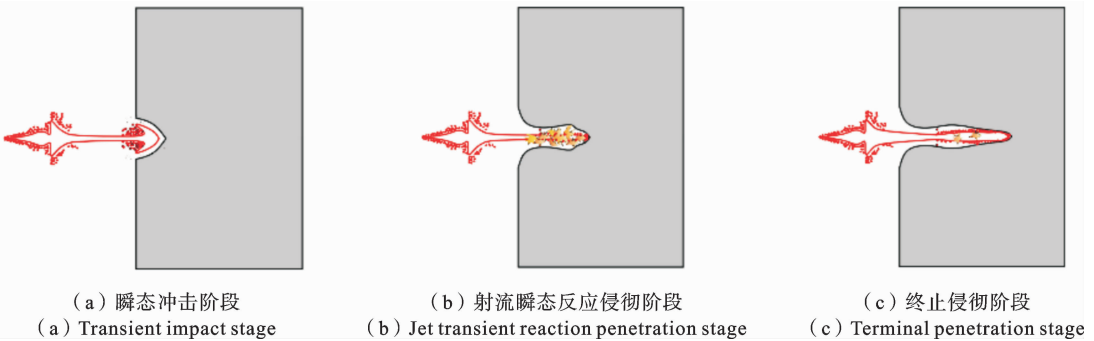


图 5 金属含能射流侵彻过程示意图

Fig. 5 Schematic illustration of metal-based energetic jet penetration process

### 2.1 瞬态冲击阶段

瞬态冲击阶段是指射流头部撞击钢靶至冲击诱发释能反应开始的时间区间. 在此阶段, 射流以极高速撞击静止钢靶, 产生显著冲击温升, 在碰撞区域形成高温、高压、高应变率的三高区<sup>[21]</sup>. 在高速碰撞过程中产生的强冲击波会同时向射流和钢靶传播, 钢靶材料在强压缩载荷的加载下开始流动, 此阶段可忽略射流与钢靶的强度. 同时, 含能材料受到强压缩载荷作用发生预点火, 为后续的化学释能奠定条件. 考虑到该阶段持续时间极短、且主要局限于三高

区, 其对最终侵彻深度的贡献可忽略不计.

### 2.2 射流瞬态反应侵彻阶段

瞬态反应侵彻阶段是指从射流发生冲击释能反应开始, 到该反应产生的超压达到峰值时结束. 在本阶段, 射流在自身动能的基础上, 耦合因高速碰撞而转化的内能和材料本身的化学能, 诱发射流的冲击释能反应. 该反应过程中产生的温升与超压持续作用于钢靶孔壁, 使射流在侵彻过程中呈现近似流体行为, 可忽略该阶段弹靶强度效应. 由于该阶段中射流的速度衰减较缓, 侵彻速率保持相对稳定, 直至冲



根据式(3)和式(5)可推出射流瞬态反应作用时间  $\tau$  和射流侵彻速度  $v_j$  存在关系为:

$$\left(\frac{\tau+t_1-t_0}{t_1-t_0}\right) = \left(\frac{v_{j0}}{v_j}\right)^{\frac{1+k}{k}} \quad (6)$$

将式(6)代入式(4)可得射流理论瞬态反应侵彻阶段深度表达式为:

$$L(t) = (H-a) \left[ \left(\frac{\tau+t_1-t_0}{t_1-t_0}\right)^{\frac{1}{1+k}} - 1 \right] \quad (7)$$

式(7)中,射流瞬态反应作用时间  $\tau$  对理论侵彻深度  $L(t)$  起主要影响作用,其大小取决于射流冲击释能反应超压峰值到达时机,为定量表征该关键时刻,设射流瞬态反应侵彻阶段实际深度为  $L_a$ ,对应的作用时间记为有效射流瞬态反应作用时间  $\tau'$ . 根据图6中  $OT$  直线,设射流在该阶段的平均速度为  $v_{ja}$ ,则  $L_a$  可表示为:

$$L_a = \tau' \times v_{ja} \quad (8)$$

引入无量纲参量——射流瞬态反应作用线  $\phi$ , 将其定义为  $L_a$  和  $L(t)$  的比值. 该参量可用于刻画射流瞬态反应侵彻阶段实际侵彻深度  $L_a$  与理想侵彻深度  $L(t)$  之间的差异. 如图7所示,射流瞬态反应作用线  $\phi$  可表示为:

$$\phi = \frac{\tau' v_j}{(H-a) \left[ \left(\frac{\tau+t_1-t_0}{t_1-t_0}\right)^{\frac{1}{1+k}} - 1 \right]} \quad (9)$$

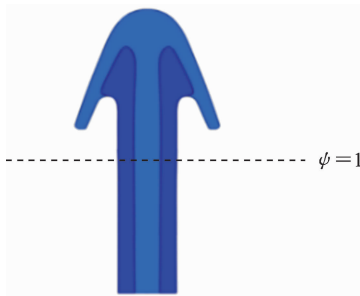


图7 金属含能射流侵彻扩孔贡献示意图

Fig. 7 Illustration of the contribution of metal-based energetic jet to borehole enlargement

根据  $\phi$  的取值将射流瞬态反应侵彻阶段深度的计算划分为如下三种类型.

1) 当  $\phi < 1$  时,射流在作用线以上

射流的有效射流瞬态反应作用时间  $\tau'$  比  $\phi = 1$  时射流瞬态反应作用时间短,此时射流微元产生的

超压提前达到峰值,其对接下来的侵彻没有贡献. 此时射流侵彻钢靶满足准定常不可压缩流体力学理论,其侵彻深度表达式满足式(10),则  $\phi < 1$  时提前结束射流瞬态反应侵彻阶段的深度表达式为:

$$L_{r1} = (H-a) \left[ \left(\frac{\tau'+t_1-t_0}{t_1-t_0}\right)^{\frac{1}{1+k}} - 1 \right] \quad (10)$$

2) 当  $\phi = 1$  时,射流恰好在作用线上

射流侵彻钢靶的实际侵彻深度为理论侵彻深度:

$$(H-a) \left[ \left(\frac{\tau+t_1-t_0}{t_1-t_0}\right)^{\frac{1}{1+k}} - 1 \right] = \tau' v_{ja} \quad (11)$$

根据图6存在的几何关系有:

$$\tau' = L_{r2} \frac{\tau+t_1-t_0}{L_{r2} + H-a} \quad (12)$$

将式(11)代入式(10)中,并令  $\lambda = \left(\frac{\tau+t_1-t_0}{t_1-t_0}\right)^{\frac{1}{1+k}}$ ,可解得当  $\phi = 1$  时射流瞬态反应侵彻阶段深度  $L_{r2}$  表达式为:

$$L_{r2} = \frac{(H-a)^2 (\lambda-1)}{v_{ja} (\tau+t_1-t_0) - (H-a) (\lambda-1)} \quad (13)$$

3) 当  $\phi > 1$  时,射流在作用线以下

射流在侵彻钢靶过程中将持续不断地开坑,增加深度,此时射流的有效射流瞬态反应作用时间  $\tau'$  大于  $\tau$ ,射流冲击释能反应将延长对钢靶孔壁的影响. 且  $\phi > 1$  时,其侵彻深度计算方法与2)相同,用  $\tau'$  来计算  $\phi > 1$  时射流瞬态反应侵彻阶段深度  $L_{r3}$ ,即:

$$L_{r3} = \frac{(H-a)^2 (\lambda'-1)}{v_{ja} (\tau'+t_1-t_0) - (H-a) (\lambda'-1)} \quad (14)$$

式中,  $\lambda = \left(\frac{\tau'+t_1-t_0}{t_1-t_0}\right)^{\frac{1}{1+k}}$ .

### 3.2 终止侵彻阶段深度

为了量化弹靶强度效应对终止侵彻阶段侵彻深度的影响,在常规射流定常侵彻理论的伯努利方程中增加强度项  $2\sigma$  来表示,即<sup>[23]</sup>:

$$\rho_j (v_j - U)^2 = \rho_t U^2 + 2\sigma \quad (15)$$

式中,  $\sigma = m_j Y_j - m_t Y_t$ , 且  $Y_j$  与  $Y_t$  分别为射流与靶板的静态屈服强度,  $m_j$  与  $m_t$  为对应的动力放大系数;其中  $m_j$  基于霍普金森杆实验获得的高应变率数据,采用 Cowper-Symonds 模型进行回归拟合,建立动力放大系数与应变率之间的关系<sup>[25]</sup>,并根据对应应变率条件选取;  $m_t$  则依据已有研究<sup>[26]</sup>, Q235 钢

在高应变率下屈服强度约为静态的两倍,故取  $m_i = 2$ .

解式(15),可得侵彻速度  $U$  的关系式为:

$$U = \frac{1}{1-k^2} [v_j - \sqrt{k^2 v_j^2 + (1-k^2) v_{jc}^2}] \quad (16)$$

将式(16)代入式(3)并考虑其微分形式为:

$$\int_{v_j}^{v_{jc}} \frac{dv_j}{v_j - U} = \ln \frac{C}{C_0} \left[ \frac{C + \sqrt{C^2 - (1-k^2)^2 v_{jc}^2}}{C_0 + \sqrt{C_0^2 - (1-k^2)^2 v_{jc}^2}} \right]^{-1/k} \quad (17)$$

式中,  $C = -k^2 v_j + \sqrt{k^2 v_j^2 + (1-k^2) v_{jc}^2}$ ,  $C_0 = -k^2 v_j + \sqrt{k^2 v_{j0}^2 + (1-k^2) v_{jc}^2}$ .

设射流侵彻钢靶时间为  $t_a$ ,则射流瞬态反应侵彻阶段结束后,射流在终止侵彻阶段满足式(18),即:

$$v_{jt} (t_a - \tau - t_1 + t_0) = L_s \quad (18)$$

式中,  $v_{jt}$  为射流终止侵彻阶段平均侵彻速度;  $L_s$  为考虑弹靶强度效应的侵彻深度.

将式(17)联立式(18),可解得终止侵彻阶段深度表达式为:

$$L_s = v_{jt} (\tau + t_1 - t_0) \left\{ \frac{C_0}{C} \left[ \frac{C_0 + \sqrt{C_0^2 - (1-k^2)^2 v_{jc}^2}}{C + \sqrt{C^2 - (1-k^2)^2 v_{jc}^2}} \right]^{1/k} - 1 \right\} \quad (19)$$

综合 3.1 节和 3.2 节射流瞬态反应作用时间和弹靶强度效应对整个侵彻过程的影响,可得金属含能射流作用钢靶的侵彻深度  $L_t$  表达式为:

$$L_t = \begin{cases} (H-a) \left[ \left( \frac{\tau' + t_1 - t_0}{t_1 - t_0} \right)^{\frac{1}{1+k}} - 1 \right] + L_s & (\psi < 1) \\ \frac{(H-a)^2 (\lambda - 1)}{v_{ja} (\tau' + t_1 - t_0) - (H-a) (\lambda - 1)} + L_s & (\psi = 1) \\ \frac{(H-a)^2 (\lambda' - 1)}{v_{ja} (\tau' + t_1 - t_0) - (H-a) (\lambda' - 1)} + L_s & (\psi > 1) \end{cases} \quad (20)$$

### 3.3 模型准确性验证

为评估所建立金属含能射流侵彻深度工程模型的有效性,将基于表 1 中试验测得的侵彻深度开展模型准确性验证.

验证模型所需的参数如表 3 所示; Zr 基含能射流未接触钢靶前的头部速度  $v_{j0}$  由试验直接测得;不同试验方案中虚拟原点坐标  $(t_0, a)$  的确定方法为:首先测得射流到达钢靶表面前的速度沿径向分布曲

线(图 8),再利用最小二乘法对该分布数据进行拟合,最后反推出对应方案的虚拟原点坐标<sup>[27]</sup>.图 8 中各方案的拟合优度  $R^2$  分别为 0.912、0.926 和 0.947,均大于 0.9,表明拟合所得参数精度较高.射流瞬态反应作用时间  $\tau$  是表征射流瞬态反应侵彻阶段深度的关键参数,但无法通过含能射流侵彻钢靶试验直接获得.已有多项关于金属基含能材料在高速冲击下释能反应特性的研究表明<sup>[28-30]</sup>,其冲击释能反应的升压段时间  $\tau$  与冲击速度  $v$  之间存在如下函数关系:

$$\tau = 837.63e^{-0.0013v} \quad (21)$$

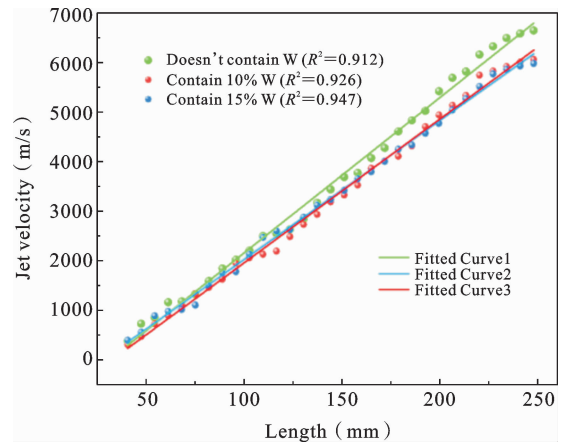


图 8 射流速度沿径向分布图

Fig. 8 Radial distribution of jet velocity

为验证式(21)的适用性,开展了射流冲击释能测试试验,并在药型罩材料组成及装配条件上与含能射流侵彻钢靶试验保持一致.该实验所测得的典型超压-时间曲线如图 9 所示,图 9 显示压力在十几毫秒内快速升至峰值后逐渐衰减.不同 W 含量下的射流其超压峰值及升压段时间均存在显著差异:当 W 含量为 10% 时,其超压峰值可达 4.11 MPa,且升压段时间最短(16.21 ms),表明该方案能够在更短时间内释放更多能量;部分曲线在衰减段还出现二次超压平台,反映了药型罩材料在能量释放特性上的差异.将表 2 所列射流冲击释能试验的射流初速  $v_r$  代入式(21)计算得到升压段时间  $\tau_r$ ,并与图 9 中提取的实测升压段时间  $\tau_e$  进行对比.计算得到的误差结果及相关参数均列于表 2,其中误差  $\delta_r$  的计算公式为  $\delta_r = |\tau_r - \tau_e| / \tau_e \times 100\%$ .

表 2 射流冲击释能试验升压段时间计算与对比

Table 2 Calculated and measured rise time in jet impact energy-release test

药型罩 W 含量	$v_r$ (m/s)	$\tau_c$ (ms)	$\tau_r$ (ms)	$\delta_r$ (%)
0%	2685	24.61	25.67	4.31
10%	2990	16.21	17.28	6.60
15%	2771	22.17	22.96	3.56
平均误差				4.82



图 10 金属含能射流冲击释能测试现场<sup>[9]</sup>

Fig. 10 Metal-based energetic jet impact energy release testing site

值并与试验实测值作对比,如表 4 所示,其中: $L_r$ 为考虑超压峰值到达时机的射流瞬态反应侵彻阶段深度; $L_s$ 为终止侵彻阶段深度; $L_f$ 为工程模型预测侵彻深度; $L_e$ 为试验实测侵彻深度;预测误差  $\delta_p$  为模型预测侵彻深度和试验实测侵彻深度的对比,计算公式为  $|L_f - L_e| / L_e \times 100\%$ 。

表 4 工程模型预测值与试验实测值对比

Table 4 Comparison between model predictions and experimental measurements

方案编号	$L_r$ (mm)	$L_s$ (mm)	$L_f$ (mm)	$L_e$ (mm)	$\delta_p$ (%)
1	127.5	202.0	329.5	355.5	7.31
2	132.8	287.6	420.4	401.3	4.76
3	138.3	304.8	443.1	418.9	5.78

分析表 4 数据可发现,方案 1 中模型预测侵彻深度略低于试验实测值,且预测误差为 7.31%。这是由于在 2.3 节所述的射流侵彻过程中,射流进入释能泄压阶段,其释放的能量主要驱动径向扩孔而非轴向侵彻,因此在建立该阶段侵彻深度模型时未引入该部分能量,致使最终预测深度相较实测值存在一定偏差。方案 2 与方案 3 的模型预测侵彻深度均高于试验结果,预测误差分别为 4.76% 和 5.78%;其终止侵彻阶段的预测深度分别为 287.6 mm 和 304.8 mm,显著大于方案 1 中不含 W 的 Zr 基含能射流预测值 202.0 mm。原因在于这两种方案所用药型罩为含 W 的 Zr 基含能材料,材料强度较高,而模型在描述射流瞬态反应侵彻阶段时忽略了弹靶强度效应,导致预测值偏高。总体来看,三种

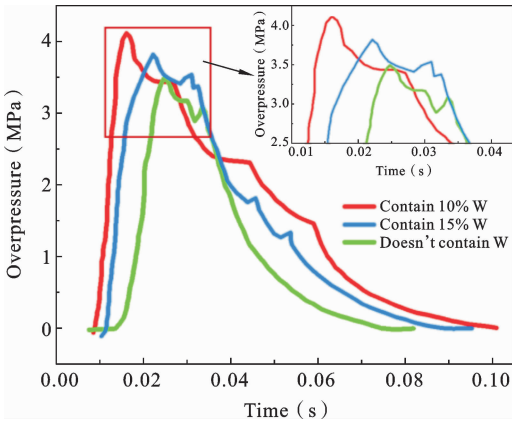


图 9 超压-时间曲线

Fig. 9 Overpressure-time curve

由表 2 可知,计算结果的平均误差为 4.82%,小于 5%,验证了式(21)在 Zr 基含能材料体系下的适用性。基于此,将含能射流侵彻钢靶试验中的射流初速  $v_{j0}$  代入式(21),可进一步计算得到各方案的射流瞬态反应作用时间  $\tau$ 。金属含能射流冲击释能测试布置现场如图 10 所示,其实验装置及测试原理详见团队此前发表文献<sup>[9]</sup>,这里不再赘述。

表 3 验证模型所需的初始参数

Table 3 Initial parameters required for model validation

方案编号	$v_{j0}$ (m/s)	$v_r$ (m/s)	$t_0$ ( $\mu$ s)	$a$ (mm)	$\sigma$ (GPa)	$t_c$ (ms)
1	6637	2677	-2.05	-13.63	0.75	24.61
2	6054	2982	-1.90	-11.52	2.01	16.21
3	5973	2790	-2.58	-15.42	2.15	22.17

将表 3 中数据代入式(20),求得工程模型预测

方案中模型预测值与试验实测值的相对误差均控制在 10% 以内,表明所建立的弹靶耦合作用侵彻深度工程模型在合理简化前提下,符合对 Zr 基含能射流侵彻钢靶的实际工况预测要求,具有一定的工程适用性。

#### 4 射流瞬态反应作用时间对深度的影响 机制研究

为进一步研究射流瞬态反应作用时间  $\tau$  对侵彻深度的影响,基于上述构建的射流瞬态反应侵彻阶段理论侵彻深度  $L(t)$ ,可进一步绘制其随  $\tau$  变化的关系曲线,如图 11 所示。

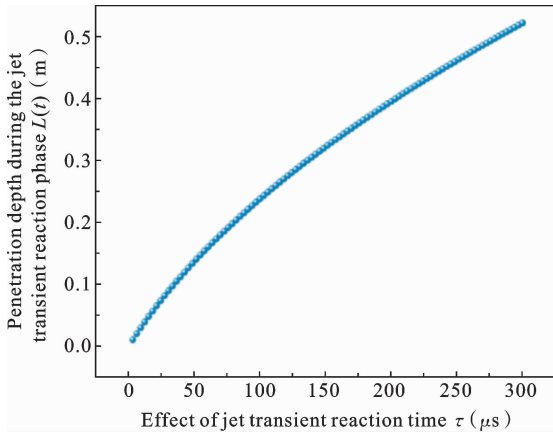


图 11 射流瞬态反应作用时间对侵彻深度  $L(t)$  的影响  
Fig. 11 Effect of jet transient reaction time on penetration depth  $L(t)$

图 11 表明,若仅考虑射流冲击释能反应对侵彻深度影响时,延长射流瞬态反应作用时间  $\tau$  将显著提升射流瞬态反应侵彻阶段的深度,从而增强射流对钢靶的侵彻能力。

为研究射流最终侵彻钢靶的深度  $L_f$  与考虑超压峰值到达时机的侵彻深度  $L_r$  和  $\tau$  的关系,以方案 2 为典型示例,基于式(20)进行预测分析,其结果如图 12 所示。

由图 12 可知,方案 2 中的含能射流在侵彻钢靶过程中,其最大预测深度 468.5 mm 对应的有效射流瞬态反应作用时间为 152.0  $\mu s$ 。当射流瞬态反应作用时间  $\tau$  低于该临界值时,射流冲击释能反应产

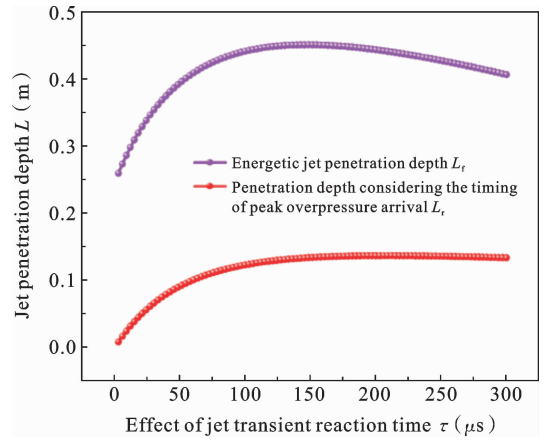


图 12 射流瞬态反应作用时间  $\tau$  与侵彻深度  $L_f$  和  $L_r$  的关系  
Fig. 12 Relationship between jet transient reaction time  $\tau$  and penetration depth  $L_f$  and  $L_r$

生的温升与超压能有效作用于钢靶孔壁,  $\tau$  的延长有助于提高侵彻深度  $L_r$ , 最大可达 137.4 mm。但当  $\tau$  超过该临界值时,  $L_r$  随  $\tau$  的延长反而下降。这是由于圆锥型药型罩形成的含能射流在冲击释能反应过程中,其反应主要集中在射流头部及轴线区域<sup>[31]</sup>,若反应持续时间过长,该区域的持续释能将导致局部射流密度降低,进而削弱其凝聚性与稳定性,从而减弱射流在终止侵彻阶段的轴向侵彻能力。 $\tau$  的延长对射流瞬态反应侵彻阶段深度  $L_r$  的影响,也在射流侵彻深度  $L_f$  的变化趋势中得到了验证。如图 12 所示,随着  $\tau$  的延长,  $L_f$  先增加至最大值 468.5 mm, 后续逐渐减小,体现了  $\tau$  对含能射流侵彻性能的显著影响,印证了前述机制分析。

对方案 2 的分析表明,金属含能射流侵彻钢靶过程中存在一个临界反应时间点,此时射流的化学能与动能耦合作用效果达到最优,射流对钢靶的侵彻能力达到最强,故可将该时间定义为金属含能射流的最优射流瞬态反应作用时间。结合图 12 中射流侵彻深度  $L_f$  的演化曲线可知,最大射流侵彻深度  $L_{max}$  发生在射流瞬态反应作用时间为最优时间处。

#### 4 结论

通过对 Zr 基含能射流侵彻钢靶的物理过程进行分析,结合合理的假设条件,构建了金属含能射流弹靶耦合作用侵彻深度工程模型,并通过与试验实

测值对比验证了工程模型对钢靶侵彻深度预测的可靠性. 本文取得主要研究成果有以下几个方面:

(1) 根据金属含能射流侵彻钢靶物理过程的分析, 分阶段构建了射流瞬态反应侵彻阶段及终止侵彻阶段的侵彻深度表达式;

(2) 揭示了侵彻深度随射流瞬态反应作用时间变化的基本规律. 结果表明: 金属含能射流最大侵彻深度出现在射流瞬态反应作用时间为最优时间处. 例如, 由含 10% W/Zr 基含能药型罩形成的射流, 在射流瞬态反应作用时间为 152.0  $\mu\text{s}$  时, 预测深度将达到最大值 468.5 mm. 当射流瞬态反应作用时间低于该值时, 能量耦合增强射流侵彻; 高于该值时则因射流不稳定性加剧导致其侵彻能力下降;

(3) 试验实测值与侵彻深度工程模型预测值的相对误差均控制在 10% 以内, 验证了所构建金属含能射流侵彻深度工程模型的适用性和可靠性.

### 参考文献

- [1] 方一舟, 张先锋, 熊玮, 刘闯, 谈梦婷. 聚能射流侵彻有限厚钢靶后效参数的特性[J]. 含能材料, 2024, 32(9): 899-910. (Fang Y Z, Zhang X F, Xiong W, Liu C, Tan M T. Characteristics of post-effect parameters of shaped Jet penetrating finite-thickness steel targets[J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2024, 32(9): 899-910. (in Chinese))
- [2] 芦永进, 梁增友, 邓德志, 朱聪. 铜基非晶合金双层药型罩射流形成及侵彻性能[J]. 火炮发射与控制学报, 2022, 43(1): 14-20, 28. (Lu Y J, Liang Z Y, Deng D Z, Zhu C. Formation and penetration performance of shaped jet with copper-based amorphous alloy double-layer liners[J]. Journal of Gun Launch & Control, 2022, 43(1): 14-20, 28. (in Chinese))
- [3] 肖强强, 刘荣忠, 冯成良, 黄正祥, 魏许昌. 聚能射流侵彻土壤/混凝土复合目标理论研究[J]. 振动与冲击, 2016, 35(17): 102-106. (Xiao Q Q, Liu R Z, Feng C L, Huang Z X, Wei X C. Shaped charge jet penetrating into soil/concrete target[J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35: 102-106. (in Chinese))
- [4] Birkhoff G, Macdougall D P, Pugh E M, Taylor S G. Explosives with lined cavities[J]. Journal of Applied Physics, 1948, 19(6): 563-582.
- [5] Voumard C, Roduner H P, Santschi W. Performances and behaviour of W Cu-pseudo-alloy shaped charges with a simple model for calculating the stand-off curve[Z]. 2001, 3: 1479-1485.
- [6] Elshenawy T, Elbeih A, Li Q M. Influence of target strength on the penetration depth of shaped charge jets into RHA targets[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2018, 136: 234-242.
- [7] Li J R, Lu Y G, Liang B, Xu H W, Chen X, Zhang J. Numerical study and theoretical model of shaped charge jet penetrating into thick-walled target with following velocity[J]. International Journal of Aerospace Engineering, 2024, 2024(1): 7646255.
- [8] Wang Y Z, Yin J Y, Zhang X P, Yi J Y. Study on penetration mechanism of shaped-charge jet under dynamic conditions[J]. Materials, 2022, 15(20): 7329.
- [9] Li Q, Du Y, Jiang C L. Study of the impact energy release characteristics of fine-grained Fe-Al energetic jets [J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2020, 45(3): 445-452.
- [10] 杜焯, 姜春兰, 李强, 周炜智. 含能射流侵彻混凝土径向扩孔理论模型研究[J]. 弹箭与制导学报, 2024, 44(02): 21-29. (Du Y, Jiang C L, Li Q, Zhou W Z. Research on the radial crater growth theoretical model of energetic jet penetrating concrete[J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles, and Guidance, 2024, 44(02): 21-29. (in Chinese))
- [11] Li Q, Jiang C L, Du Y. Molecular-dynamics study on the impact energy release characteristics of Fe-Al energetic jets[J]. Materials, 2021, 14(18): 5249.
- [12] 林辉, 夏广东, 余万千, 刘吉安. 惯性激发式含能毁伤元起爆特性研究[J]. 弹箭与制导学报, 2018, 38(3): 139-142. (Lin H, Xia G D, Yu W Q, Liu J A. Study on initiation characteristics of inertia excitation energetic kill element [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles, and Guidance, 2018, 38(3): 139-142. (in Chinese))
- [13] 王海福, 何锁, 蔡轶强, 向镜安, 苏成海, 郭焕果. 活性复合射流侵彻多层间隔靶毁伤行为[J]. 兵工学报, 2023, 44(2): 325-333. (Wang H F, He S, Cai Y Q, Xiang J A, Su C H, Guo H G. Damage behavior of multi-layer spaced target plates penetrated by reac-

- itive composite jet[J]. *Acta Armamentarii*, 2023, 44 (2): 325-333. (in Chinese))
- [14] Li Q, Jiang C L, Du Y. Molecular dynamics study on dynamic mechanical behaviour of FeCoCrCuNi high entropy alloy[J]. *Materials Technology*, 2023, 38 (1): 2200660.
- [15] Li Q, Zhou W, Du Y. Microstructure evolution mechanism of high entropy alloys under impact loading[J]. *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, 2024, 19(4): 635-649.
- [16] 余庆波, 郭志荣, 钟世威, 赵宏伟, 葛超. 活性射流侵爆耦合毁伤效应分析[J]. *北京理工大学学报*, 2021, 41(5): 465-473 (Yu Q B, Guo Z R, Zhong S W, Zhao H W, Ge C. Analysis of penetration and blast combined damage effects of reactive material jet [J]. *Transactions of Beijing institute of Technology*, 2021, 41(5): 465-473. (in Chinese))
- [17] 黄炳瑜, 熊玮, 张先锋, 刘闯, 杜宁, 谈梦婷. 双层含能药型罩 K 装药射流成型及侵彻性能试验[J]. *含能材料*, 2021, 29(2): 149-156. (Huang B Y, Xiong W, Zhang X F, Liu C, Du N, Tan M T. Experimental study on jet formation and penetration performance of double-layered reactive liners with K-charge [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2021, 29(2): 149-156. (in Chinese))
- [18] 苏成海, 李宗渝, 郑元枫, 郑志坚, 郭焕果. 活性药型罩聚能装药侵彻爆燃试验及耦合作用机理分析[J]. *兵工学报*, 2023, 44(02): 334-344. (Su C H, Li Z Y, Zheng Y F, Zheng Z J, Guo H G. Experimental study and coupling mechanism analysis of penetration and detonation of active shaped charge with shaped charge hood[J]. *Acta Armamentarii*, 2023, 44 (2): 334-344. (in Chinese))
- [19] 楚超亚. 小口径 W/Zr 基活性罩聚能战斗部毁伤特性研究[D]. 北京:北京理工大学, 2024. (Chu C Y. Study on the Damage Characteristics of Small-Caliber W/Zr-Based Reactive Liner Shaped Charge Warheads [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2024. (in Chinese))
- [20] Allison F E, Vitali R. A new method of computing penetration variables for shaped charge jets[R]. *Army Ballistic Research Lab Aberdeen Proving Ground Md*, 1963.
- [21] 崔一南, 柳占立, 胡剑桥, 刘凤仙, 庄苗. 位错动力学在极端环境力学中的发展及应用[J]. *高压物理学报*, 2020, 34(03): 3-19. (Cui Y N, Liu Z L, Hu J Q, Liu F X, Zhuo Z. Development and applications of dislocation dynamics in extreme environment mechanics[J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2020, 34(03): 3-19. (in Chinese))
- [22] 陈泰安. 高延展性材料药型罩射流成型特性[D]. 南京:南京理工大学, 2022. (Chen T A. Jet Formation Characteristics of High-Ductility Material Shaped Charge Liners [D]. Nanjing: Nanjing University of Science and Technology, 2022. (in Chinese))
- [23] 王树山. 终点效应学第2版[M]. 北京:科学出版社, 2019: 250-254. (Wang S S. *Terminal Ballistics*, 2nd Edition [M]. Beijing: Science Press, 2019: 250-254. (in Chinese))
- [24] Jiao W J, Chen X W. Approximate solutions of the Alekseevskii-Tate model of long-rod penetration[J]. *Acta Mechanica Sinica*, 2018, 34(2): 334-348.
- [25] Cowper G R, Symonds P S. Strain-hardening and strain-rate effects in the impact loading of cantilever beams[R]. 1957.
- [26] Guo Z T, Gao B, Guo Z, Zhang W. Dynamic constitutive relation based on J-C model of Q235 steel[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(4): 804-810.
- [27] 王静, 王成, 宁建国. 聚能射流侵彻的理论模型与孔径计算[J]. *工程力学*, 2009, 26(04): 21-26. (Wang J, Wang C, Ning J G. Theoretical model for shaped charge jets penetration and cavity radius calculation [J]. *Engineering Mechanics*, 2009, 26(4): 21-26. (in Chinese))
- [28] Wang C T, He Y, Ji C, He Y, Han W, Pan X C. Investigation on shock-induced reaction characteristics of a Zr-based metallic glass[J]. *Intermetallics*, 2018, 93: 383-388.
- [29] Guo M M, Wang Y X, Wang H F, Xiao J G. The mechanical and energy release performance of THV-based reactive materials [J]. *Materials*, 2022, 15 (17): 5975.
- [30] Tu J, Qiao L, Shan Y, Xin C L, Liu J Y. Study on the impact-induced energy release characteristics of Zr<sub>68</sub>.5Cu<sub>12</sub>Ni<sub>12</sub>Al<sub>7.5</sub> amorphous alloy[J]. *Materials*, 2021, 14(6): 1447.

[31] 孙韬, 袁盈, 郑元枫, 余庆波, 陈鹏万, 王海福. 药型罩形状对活性聚能侵彻体成型的影响[J]. 北京理工大学学报, 2024, 44(04): 327-335. (Sun T, Yuan Y, Zheng Y F, Yu Q B, Chen P W, Wang H F. The

influences of liner shape on the formation of reactive shaped charge penetrator[J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2024, 44(4): 327-335. (in Chinese))

## Study on the Engineering Model of Penetration Depth of Metal-Based Energetic Jet Acting on Steel Targets

Jian Wang<sup>1</sup>   Qiang Li<sup>1</sup>   Zaicheng Wang<sup>2</sup>   Peihan Wang<sup>1</sup>   Qiyun Wang<sup>1</sup>   Hao An<sup>1</sup>

(<sup>1</sup> School of Mechanical and Electrical Engineering, North University of China, Taiyuan, 030051)

(<sup>2</sup> State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing, 100081)

**Abstract** To address the limitations of existing engineering models for penetration depth that inadequately account for the coupling between the impact-induced energy release reaction of metal-based energetic jets and penetration behavior, a novel engineering model for penetration depth was developed. The model was based on a detailed analysis of the physical process of energetic jet penetration into steel targets, combined with the dynamic features of the impact-induced energy release. The model aimed to improve prediction accuracy for steel targets under impact conditions encountered in shaped charge applications. The quasi-steady theory of ideal incompressible fluid mechanics was adopted to describe fluid-like jet behavior. A jet transient reaction time was introduced as a key parameter to capture the timescale of chemical energy release relative to the penetration event. The model systematically incorporated the staged effects of peak overpressure arrival time and the evolving strength of both jet and target materials. Analytical expressions were derived to link penetration depth with jet properties, jet transient reaction time, and target resistance, providing a quantitative framework for performance prediction. Model parameters were calibrated using experimental measurements. Based on this framework, the influence of jet transient reaction time on penetration depth was investigated. Results show that penetration depth first increases and then decreases as reaction time extends. This nonlinear trend indicates that neither very short nor excessively long reaction time is favorable for maximizing penetration. Experimental validation was performed; results show that model predictions deviate by less than 10% from measured penetration depths under multiple test conditions, confirming the model's accuracy. The proposed model provides new theoretical insight into the coupling between penetration mechanics and impact-induced energy release of metal-based energetic jets. It also offers practical guidance for the structural optimization of shaped charges and supports the quantitative assessment of damage to armored targets, showing potential value for both defense applications and engineering design.

**Key words** metal-based energetic jet, steel target, penetration depth, impact dynamics