



DOI: 10.12382/bgxb.2025.0101

## 聚能/杀伤复合毁伤元成型的数值模拟和试验研究

郑菊红<sup>1,2</sup>, 王雅君<sup>3</sup>, 郁锐<sup>3\*</sup>, 赵军民<sup>3</sup>, 董晓亮<sup>4</sup>

(1. 西北工业大学 航天学院, 陕西 西安 710072; 2. 中国兵器科学研究院, 北京 100089;

3. 西安现代控制技术研究所 陆空基信息感知与控制全国重点实验室, 陕西 西安 710065;

4. 南京理工大学 机械工程学院, 江苏 南京 210094)

**摘要:** 随着作战环境日益复杂、时敏目标不断涌现, 现代战场对战斗部多用途综合毁伤能力提出了更高的要求。针对战斗部多目标打击需求, 基于爆炸成型弹丸 (Explosively Formed Penetrator, EFP)/预制破片复合战斗部开展轴向聚能/杀伤复合毁伤元成型特性研究, 得到不同战斗部结构参数对 EFP 成型特性及预制破片飞散特性的影响规律, 并通过战斗部静爆试验进行验证。研究表明: 药型罩结构参数 (锥角  $\alpha$ 、罩厚  $\delta$ ) 主要影响 EFP 成型和预制破片飞散角, 对预制破片速度的影响较小, 其变化幅值不超过 50 m/s; 挡环角度  $\varphi$ 、壳体厚度  $T$  主要影响预制破片的散布特性, 速度幅值超过 200 m/s, 飞散角变化幅度最高达到 200%, 但其对 EFP 成型的影响显著降低; 起爆点数  $N$  主要影响 EFP 成型, 其弹丸头部速度增益超过 300 m/s, 长径比增幅约为 30%, 但对预制破片的速度无增益效果, 仅影响其飞散角; 轴向 EFP/预制破片复合毁伤元的成型过程中 EFP 的成型独立性较强, 主要取决于药型罩结构与起爆方式; 预制破片的飞散特性则因径向运动时内外层钨球碰撞产生的能量交换, 涉及较多影响因素, 需要开展多结构参数的耦合设计。通过战斗部静爆试验验证, 复合战斗部可形成轴线方向初速 1950 m/s 的高速弹丸和飞散速度 700~830 m/s、散布范围  $0.543^\circ\sim 7.48^\circ$  钨球列阵, 预制破片能够穿透 5 m 距离处的 8 mm 钢板。相关结论可为轴向多毁伤元/复合效应战斗部结构优化设计和毁伤效能提升提供参考。

**关键词:** 弹药工程; 复合效应战斗部; 复合毁伤; 爆炸成型弹丸; 预制破片

中图分类号: TJ410

文献标志码: A

文章编号: 1000-1093(2026)07-250101-XXX

## Numerical and Experimental Investigation of the Formation Characteristics of Composite Damage Elements with Shaped-charge and Fragments

ZHENG Juhong<sup>1,2</sup>, WANG Yajun<sup>3</sup>, YU Rui<sup>3\*</sup>, ZHAO Junmin<sup>3</sup>, DONG Xiaoliang<sup>4</sup>

(1. School of Astronautics, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, Shaanxi, China;

2. Chinese Academy of Ordnance Sciences, Beijing 100089, China;

3. National Key Laboratory of Land and Air Based Information Perception and Control, Xi'an Modern Control Technology Research Institute, Xi'an 710065, Shaanxi, China;

4. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China)

**Abstract:** With the growing complexity of combat environments and the constant emergence of new time-sensitive targets, modern battlefields demand enhanced multi-purpose and comprehensive damage capabilities from warheads. The formation characteristics of axial shaped-charge/fragmentation composite damage elements were investigated using an EFP (Explosively Formed Penetrator)/preformed fragment composite warhead to address multi-target engagement requirements. The effects of various warhead structural parameters on EFP formation and fragment dispersion were analyzed and validated through static detonation tests. Results indicate that liner parameters (cone angle  $\alpha$ , thickness  $\delta$ ) primarily influence EFP formation and fragment dispersion angle, with limited effect on fragment velocity ( $<50$  m/s variation). Baffle ring angle  $\varphi$  and casing thickness  $T$  mainly affect fragment dispersion, causing velocity changes exceeding 200 m/s and dispersion angle variations up to 200%, while negligibly impacting EFP formation. The number of initiation points  $N$  significantly affects EFP performance, increasing head velocity by over

收稿日期: 2025-02-18

基金项目: 陕西省自然科学基金基础研究计划资助项目(2024JC-YBQN-0017)

\*通信作者: 1715516202@qq.com

300m/s and aspect ratio by approximately 30%, but has minimal effect on fragment velocity and only moderately influences dispersion angle. For axial EFP/preformed fragment composites, EFP exhibits high independence and is mainly governed by liner structure and initiation mode. In contrast, fragment dispersion involves complex interactions, collisions and energy exchange between tungsten spheres, requiring coupled design. Verified tests confirm that the composite warhead generates a high-speed projectile(1 950m/s) along the axis and a tungsten sphere array with a dispersion velocity of 700–830 m/s within a 0.543°–7.48° spread, capable of penetrating an 8 mm steel plate at 5 m. The results of this study provide valuable references for the optimization design and the enhancement of damage effectiveness for axial multi-damage-element/composite-effect warheads.

**Keywords:** ammunition engineering; combined effects warhead; composite damage; explosively formed penetrator; prefabricated fragment

## 0 引言

随着作战环境日益复杂、新型时敏目标不断涌现,对弹药系统的毁伤效能提出了更高的要求。毁伤技术正在由“反单一目标”向“多目标打击”转变,单一的使用途径和毁伤效应已难以适应快速变化的作战环境<sup>[1-3]</sup>。以精确、高效、猛烈的火力支援合成部队作战,逐渐成为当前跨域精确打击的核心作战需求。

瞄准多目标打击问题,美国陆军装备研究开发与工程中心(ARDEC)将多种毁伤元耦合集成,提出了一种多毁伤元的复合效应战斗部(Combined Effects Warhead, CEW),其中心位置处的主爆炸成型弹丸(Explosively Formed Penetrator, EFP)可打击坦克等重型装甲目标,边缘分布的多爆炸成型弹丸(MEFP)或预制破片具有一定的覆盖范围,兼具毁伤人员、雷达、卡车、直升机、步兵战车、技术兵器等轻防护目标,可满足对多种作战任务的毁伤要求<sup>[4-5]</sup>。2022年5月,英国BAE系统公司在美国德克萨斯州的Mile High测试中心,对装配了高爆反坦克/反人员/反物资战斗部的先进精确杀伤武器系统(APKWS)激光制导火箭弹进行实弹测试,验证了该系统对抗多个目标的能力。此外,德国TDW和瑞士RUAG等公司也相继研制了多种综合效应或复合毁伤元战斗部。相关数据表明,多效应或复合毁伤战斗部可通过多毁伤元或不同毁伤效应协同毁伤,有效应对不同目标并造成综合毁伤。图1为CEW毁伤元成型示意图。

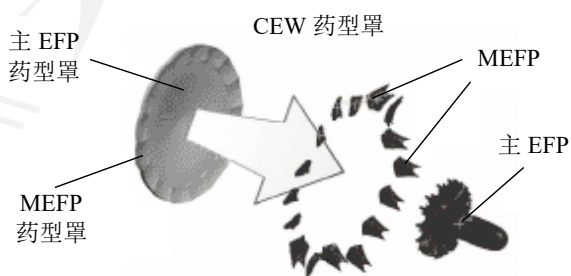


图1 CEW毁伤元成型示意图<sup>[3]</sup>

Fig.1 Diagram of the formation of CEW damage element

聚能装药和预制破片的复合是当前CEW的主

要方式,形成的多种毁伤元具备对不同目标的毁伤能力,其中多以轴向聚能战斗部和周向预制破片复合为主。Wang等<sup>[6]</sup>研究了周向预制破片对轴向射流成型的影响,发现周向布置的破片可适当增加侵彻深度。李兴隆等<sup>[7]</sup>研究了装填系数对破甲杀伤复合战斗部威力的影响,得到了装填系数与破片杀伤半径、成型射流破甲深度的关系。周唯潇等<sup>[8]</sup>研究了起爆方式对复合战斗部毁伤输出的影响。Wang等<sup>[9]</sup>在传统复合结构的基础上设计了一种聚焦型预制破片结构。随着巡飞弹、无人机等察打一体作战平台逐渐成熟,远距离定向毁伤的需求不断增加,在轴线方向实现定向复合毁伤的研究逐渐增加。龚柏林等<sup>[10]</sup>将预制破片群与药型罩破片群相结合提出了一种复合破片场技术。常江等<sup>[11]</sup>对复合战斗部的药型罩设计参数进行了针对性的优化改进;Ji等<sup>[12]</sup>研究了在探测组件干扰下复合战斗部的EFP成型和破片散布情况。由于不同类型毁伤元的成型机制存在差异,受装药结构影响多毁伤元成型复杂<sup>[13-15]</sup>。针对复合战斗部破片散布特性,董晓亮等<sup>[16]</sup>分析了预制破片的类型、直径、材料、间距对其破片场的影响;郭美红等<sup>[17]</sup>讨论了挡环结构及破片排布方式对EFP/预制破片复合毁伤成型的影响,并通过静爆试验对方案的可行性进行验证。然而,现有轴向复合战斗部的研究多关注毁伤元成型可行性和破片场分布,对两种毁伤元成型时相互作用,特别是装药结构下不同毁伤元成型的影响规律尚待进一步探究。

本文针对EFP毁伤元与轴向破片群耦合集成的毁伤效应复合战斗部,开展成型规律研究和静爆试验验证,分析不同战斗部结构对EFP成型特性及预制破片飞散特性的影响规律,得到聚能/杀伤复合毁伤元的成型特性及毁伤性能,为聚能/杀伤轴向复合战斗部的应用提供数据支撑和技术基础。

## 1 复合战斗部方案及成型分析

本文针对轴向聚能/杀伤复合毁伤元毁伤需求,设计一种同时集成EFP和预制破片毁伤元的复合战斗部结构,并对其成型过程进行数值模拟。

### 1.1 战斗部方案

复合战斗部主要由紫铜药型罩、钨合金预制破片、JH-2 炸药装药、铝合金挡环、钢壳及填充物等组成，如图 2 所示。

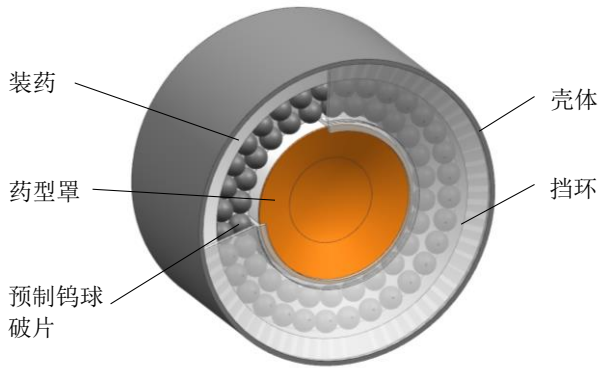


图 2 EFP/预制破片复合战斗部

Fig.1 The composite warhead with EFP and fragment

战斗部直径  $D$  为 135 mm，高度  $H$  为  $0.55D$ ；装药直径  $D_k$  为 131 mm，长径比为 0.55；药型罩为弧锥结合罩，罩直径  $D_l$  为 70 mm。在药型罩外侧均匀布置内、外两层预制钨合金球形破片，内层分布 26 枚钨球、外层分布 32 枚钨球。

### 1.2 计算模型

为提高计算效率，仿真计算采用 1/2 模型，各部分建模如图 3 所示。药型罩锥角  $\alpha$  为  $140^\circ$ ，罩曲率半径  $R$  约为  $0.8D_l$ ，罩厚  $\delta$  为  $0.06D_l$ ，壳体厚度  $T$  为 2 mm；挡环角度  $\varphi$  为  $70^\circ$ ，厚度  $b$  为 2 mm。

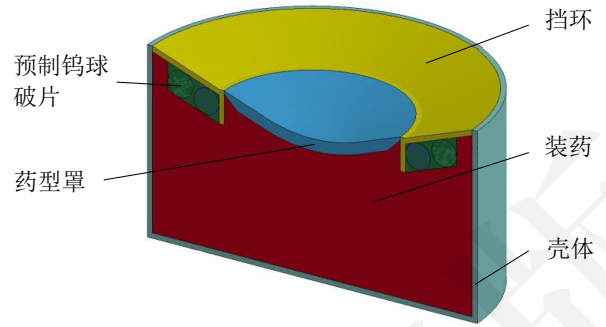


图 3 战斗部有限元模型

Fig.3 Finite element model of warhead

仿真计算过程涉及极端形变过程，采用任意拉格朗日-欧拉算法，其中，炸药、空气、填充物、挡环采用欧拉网格，药型罩、壳体、预制钨球破片采用拉格朗日网格<sup>[18]</sup>。预制破片与药型罩、壳体、挡环之间采用自动面-面接触，钨球本身也需要定义接触，接触方式为自动单面接触<sup>[16]</sup>，并在空气边界处设置无反射边界。计算中，JH-2 炸药采用 High-Explosive-Burn 爆轰模型和 JWL 状态方程，空气采用 Null 材料模型和线性多项式状态方程，环氧树脂填充物采用 Null 材料模型和 Gruneisen 状态方程；紫铜药型罩、铝合金挡环和钢壳在爆轰压力作用下发生显著的塑形变形，采用适合大变形的 Johnson-Cook 本构模型和 Gruneisen 状态方程。此外，考虑钨球破片场形成过程中的变形程度有限，且钨球间频繁发生碰撞，采用弹塑性材料模型。计算中使用的各材料参数如表 1<sup>[16-23]</sup>所示。

表 1 材料参数<sup>[16-23]</sup>

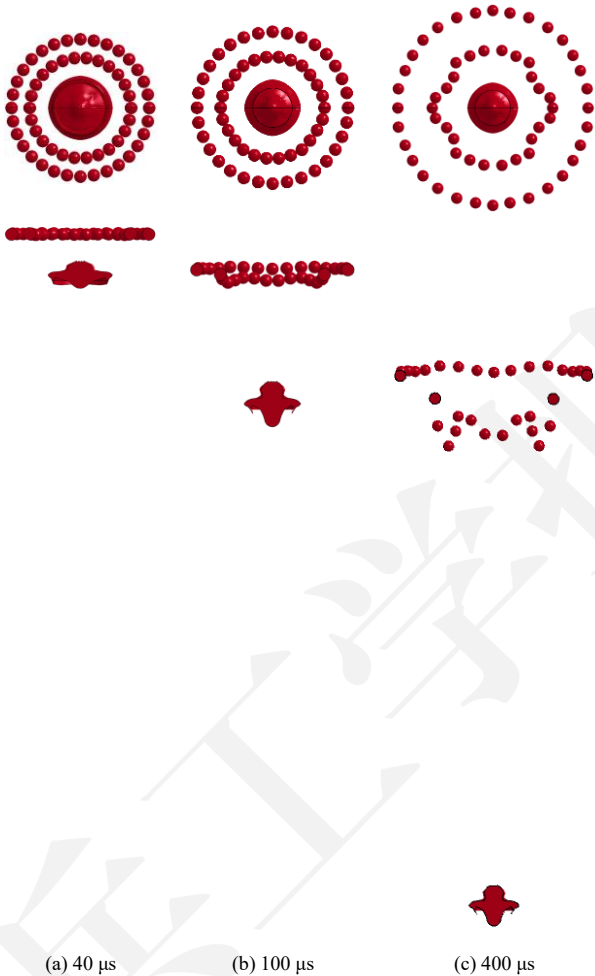
Table 1 Material parameters<sup>[16-23]</sup>

材料	参数									
JH-2 炸药	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$D/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$p_{c,j}/\text{GPa}$	$a/\text{GPa}$	$b/\text{GPa}$	$R1$	$R2$	$\omega$	$V0$	
	1.70	8 212	29.6	854.5	20.493	4.6	1.35	0.25	1.0	
紫铜	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$C0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$G/\text{GPa}$	$A/\text{MPa}$	$B/\text{MPa}$	$n$	$C$	$m$	$S1$	$S2$
	8.96	3 940	47.7	90	292	0.31	0.02	1.09	1.49	0.6
45 号钢	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$C0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$G/\text{GPa}$	$A/\text{MPa}$	$B/\text{MPa}$	$n$	$C$	$m$	$S1$	$S2$
	7.83	3 574	77	350	300	0.26	0.014	1.03	1.49	0.6
铝合金	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$C0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$G/\text{GPa}$	$A/\text{MPa}$	$B/\text{MPa}$	$n$	$C$	$m$	$S1$	$S2$
	2.78	5 350	26	265	426	0.34	0.015	1.70	1.49	0.6
钨合金	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$E_Y/\text{GPa}$	$\sigma_s/\text{GPa}$	$\mu$	$E_{tan}/\text{GPa}$					
	2.78	345	16	0.29	85					
环氧树脂	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$C0/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$S1$	$S2$	$S3$	$\gamma0$				
	1.20	2730	1.493	0	0	1.13				
空气	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$C1$	$C2$	$C3$	$C4$	$C5$	$C6$			
	0.001293	0	0	0	0.4	0.4	0			

注： $\rho$  为密度； $D$  为爆速、 $p_{c,j}$  为爆压， $a$ 、 $b$ 、 $R1$ 、 $R2$ 、 $\omega$  为 JWL 模型常数， $V0$  为参考体积； $C0$  为声速、 $G$  为剪切模量， $A$  为准静态下屈服应力、 $B$  为应变硬化模量、 $C$  为应变速率相关系数、 $m$  为温度相关系数、 $n$  为应变硬化指数； $S1$ 、 $S2$ 、 $S3$  为态方程参数， $\gamma0$  为 Gruneisen 常数； $EY$  为杨氏模量、 $\sigma_s$  为屈服应力、 $\mu$  为泊松比、 $E_{tan}$  为正切模量； $C1$ - $C6$  为多项式状态方程常数。

### 2.3 复合毁伤元成型分析

根据数值仿真计算, 装药顶部中心起爆后, 形成的球形爆轰波逐渐向药型罩方向运动。受爆轰波作用, 紫铜药型罩中心位置快速压垮变形, 其边缘处发生翻转, 逐渐形成头部密实并带有一定尾裙的EFP。此时, 爆轰波同步推动钨球破片轴向方向飞行, 并获得一定的径向速度, 驱使其在轴向方向散布。钨球在径向方向不断运动的过程中, 内外层钨球发生碰撞, 产生能量交换。在  $t=100 \mu\text{s}$  后, EFP 在不断发生的轴向压垮和变形中形成完整成型的弹丸; 内、外层钨球均获得较为稳定的运动速度和散布情况, EFP 成型及破片散布过程如图 4 所示。



(a) 40  $\mu\text{s}$  (b) 100  $\mu\text{s}$  (c) 400  $\mu\text{s}$

图 4 EFP/预制破片复合毁伤元成型过程

Fig.4 Forming process of combined damage element with EFP/preformed fragment

破片速度及飞散角是破片飞散的特征参数, 直接体现着破片的杀伤能力。本文选取战斗部轴向方向为标准轴 ( $X$  轴), 定义飞散角为破片飞散方向与  $X$  轴所夹的角度。由于预制破片数量众多不易研究, 选择飞散角最大、最小的两点进行研究, 求得整个战斗部最大、最小飞散角, 其中飞散角由该点位置变化求得。根据该点变化前后位置坐标, 由计算公

式计算出相应的飞散角。飞散角计算公式为

$$\theta = \arctan \frac{\sqrt{y_2 + z_2} - \sqrt{y_1 + z_1}}{x_2 - x_1} \quad (1)$$

式中:  $\theta$  为飞散角;  $x_1$ 、 $y_1$ 、 $z_1$ 、 $x_2$ 、 $y_2$ 、 $z_2$  分别为飞散前后位置坐标。

对钨合金破片飞散角进行统计, 得到内层钨球最大飞散角  $1.64^\circ$ , 最小飞散角  $0.72^\circ$ ; 外层钨球最大飞散角  $7.29^\circ$ , 最小飞散角  $5.85^\circ$ 。其中, 由于挡环存在一定角度, 内外层钨球径向飞散时将发生碰撞, 导致的角度变化促使内层破片散布更小、外层散布更大。计算中不考虑空气阻力, 绘制 EFP、钨球轴向速度-时间曲线, 如图 5 所示。

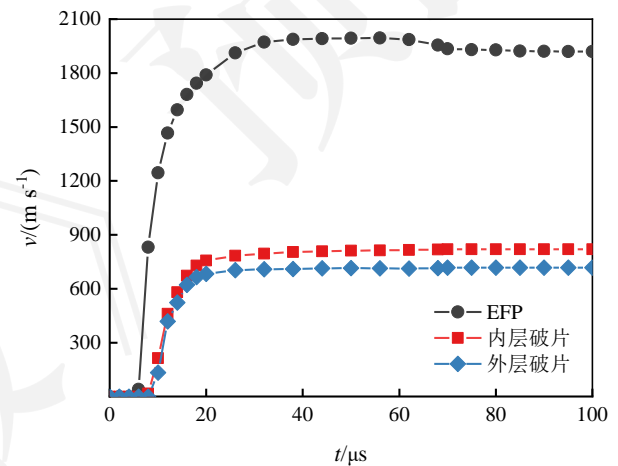


图 5 毁伤元平均速度曲线

Fig.5 Average velocity curve of damage element

由图 5 可见:  $t=70 \mu\text{s}$  后, EFP 速度逐渐趋于平稳, 达到  $1900 \text{ m/s}$ ; 内外层钨合金破片平均速度产生差异, 内层平均速度约为  $820 \text{ m/s}$ 、外层平均速度约为  $720 \text{ m/s}$ , 速度差达到  $100 \text{ m/s}$ 。其中, 内外层破片速度的差异主要受球形爆轰波驱动作用及壳体径向稀疏波影响, 同时钨球径向方向不断碰撞产生的能量交换也具有一定的影响。

### 2 毁伤元成型影响规律

由于不同毁伤元的成型机制存在差异, 复合毁伤元成型时相互干扰。分析战斗部结构对 EFP 成型特性及预制破片散布影响, 为战斗部优化提供技术基础。复合战斗部爆轰波的传播过程如图 6 所示。

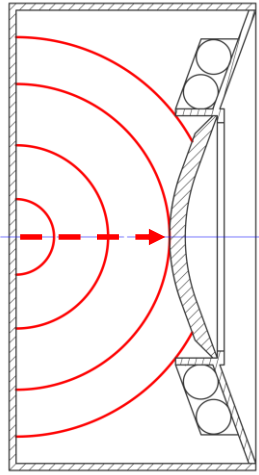


图6 爆轰波传播过程示意图

Fig.6 Illustration of detonation wave propagation process

如图6所示,战斗部装药起爆后,爆轰波首先以球形波的形式传播,直至作用至挡环。受挡环干扰,爆轰波波形此时发生变化,不再是规则的球形传播。随着爆轰波的持续传播,爆轰波先后作用于药型罩、挡环、壳体等结构件。伴随结构件形变的同时,爆轰波产生反射、叠加等现象,导致爆轰波形进一步变化,进而改变药型罩、预制破片的受力状态。为掌握EFP/预制破片复合毁伤元成型时的干扰特性,本文开展战斗部结构对复合毁伤元成型的影响研究,分析药型罩锥角、罩厚、挡环角度、壳体厚度、起爆点数等不同装药结构对聚能/杀伤复合毁伤元成型的影响,为复合战斗部结构优化提供数据支撑和设计依据,提升特定场景的毁伤效能。

### 2.1 药型罩锥角影响

固定罩厚 $\delta$ 为 $0.06D_1$ 、曲率半径 $R$ 约 $0.8D_1$ ,壳体厚度 $T$ 为 $2\text{ mm}$ ,以锥角 $\alpha$ 为变量进行数值仿真计算,得到装药中心单点起爆 $140\text{ }\mu\text{s}$ 后EFP的成型参数(成型速度 $v$ 、长径比 $L/D$ )如图7所示。

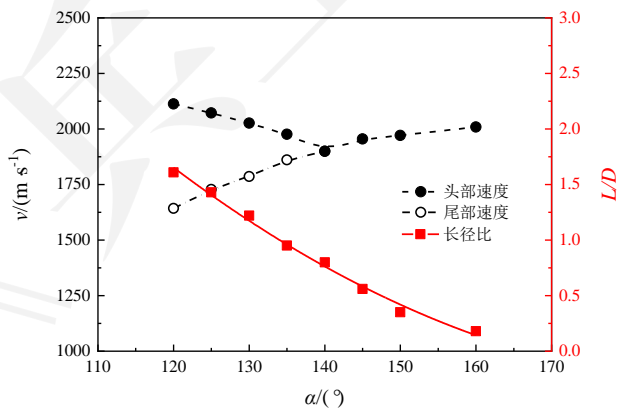


图7 EFP成型参数随锥角变化关系

Fig.7 Variation curves of EFP forming parameters with the liner cone angle

由图7可知,随着药型罩锥角 $\alpha$ 的增大,EFP头部速度 $v$ 呈现先减小后增大的趋势,而其尾部速

度则持续提高。通常,由于头尾速度差的存在,导致EFP头尾不断拉伸,长径比相应增加。但随着拉伸应力超过材料强度,弹丸腰部产生颈缩现象,极易发生断裂。锥角 $\alpha$ 为 $140^\circ$ 时,弹丸在起爆 $140\text{ }\mu\text{s}$ 内头尾速度达到一致,约 $1900\text{ m/s}$ ,此时弹丸不再拉伸,形成成型稳定的高速弹丸。由于弹丸最大直径变化幅度有限,随着药型罩锥角 $\alpha$ 的增大,弹丸长度减少,弹丸长径比 $L/D$ 随之逐渐减小。

相应地,得到复合战斗部破片散布情况(散布速度 $v_f$ 、飞散角 $\theta$ )如图8所示。由于破片毁伤元更关注其散布范围及威力,此处飞散速度 $v_f$ 取内外层破片的平均速度,飞散角 $\theta$ 取内层破片最小飞散角 $\theta_{\text{mix}}$ 和外层破片最大飞散角 $\theta_{\text{max}}$ 。随着药型罩锥角 $\alpha$ 的增大,内外层破片速度均有一定程度的增加。其中,内层速度变化相对较大,呈现先升后降的趋势,但变化幅度有限,约 $50\text{ m/s}$ ;其外层破片速度影响则更小,幅度仅 $20\text{ m/s}$ 。在飞散角方面,虽然整体均呈增大趋势,但影响也并不显著。

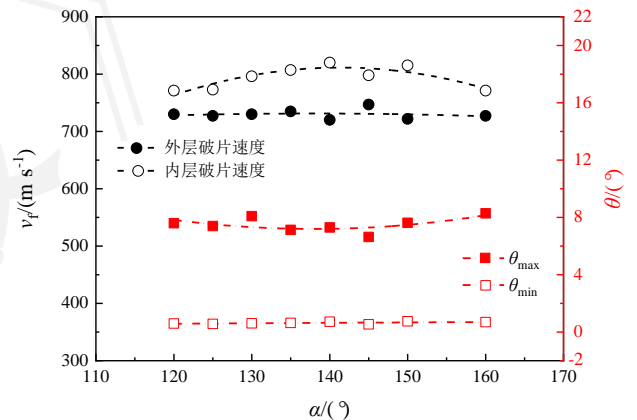


图8 破片散布参数随锥角变化关系

Fig.8 Variation curves of prefabricated fragments scattering characteristics with the liner cone angle

显然,药型罩锥角主要影响EFP成型,其结构的变化对预制破片飞散情况的影响有限。锥角 $\alpha$ 在 $120^\circ\sim 135^\circ$ 时,虽然长径比较大,但头尾速度差同样较大,易发生断裂;超过 $140^\circ$ 时,虽然弹丸不易断裂,但长径比太小,难以保证弹丸穿甲威力。综合比较,锥角 $\alpha$ 选用 $140^\circ\sim 145^\circ$ 较为合理。

### 2.2 药型罩厚度影响

固定罩锥角 $\alpha$ 为 $140^\circ$ 、曲率半径 $R$ 约 $0.8D_1$ ,壳体厚度 $T$ 为 $2\text{ mm}$ ,以罩厚 $\delta$ 为变量进行数值仿真计算,得到装药中心单点起爆 $140\text{ }\mu\text{s}$ 后EFP的成型参数如图9所示。

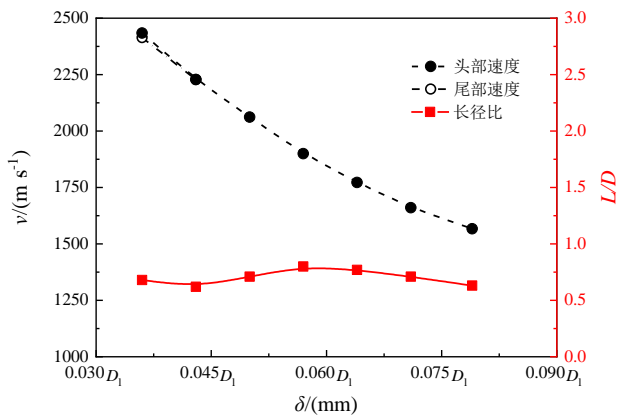


图9 EFP成型参数随罩厚变化关系

Fig.9 Variation curves of EFP forming parameters with the liner thickness

由图9可知,随着药型罩罩厚 $\delta$ 的增大,EFP成型速度 $v$ 显著降低,速度降幅超过800 m/s,其头尾速度差可忽略不计。此外,罩厚 $\delta$ 对EFP长径比 $L/D$ 的影响较小,虽然 $L/D$ 随药型罩罩厚 $t$ 呈现先增大后减小的波动变化,但整体幅度有限。罩厚 $t$ 的变化并不影响EFP的形态,主要改变的是弹丸成型速度。相应地,得到复合战斗部破片散布情况如图10所示。随着药型罩罩厚 $\delta$ 的增大,内层钨球破片速度变化有限,幅度不超过30 m/s,基本保持一致。飞散角 $\theta$ 随着罩厚 $\delta$ 的变厚呈增大趋势,特别是内层破片分布,较锥角 $\alpha$ 的影响更明显。

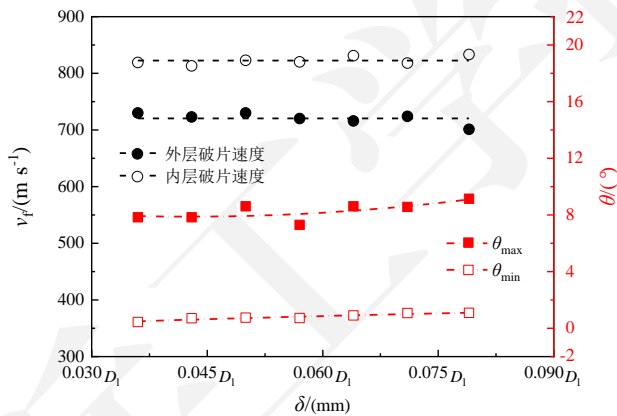


图10 破片散布参数随罩厚变化关系

Fig.10 Variation curves of prefabricated fragments scattering characteristics with the liner thickness

显然,药型罩结构的变化对预制破片飞散情况的影响有限。设计时,无需考虑其对预制破片散布性能的影响,仅考虑EFP成型即可。根据上述数据,降低罩厚 $\delta$ 有利于弹丸速度提高。然而,罩厚 $\delta$ 太小将导致弹丸质量减少,降低其穿甲威力。考虑罩厚 $\delta$ 对EFP长径比的影响,综合质量与速度的平衡,罩厚 $\delta$ 取 $0.05D_1 \sim 0.07D_1$ 较为合理。

### 2.3 挡环角度影响

固定罩锥角 $\alpha$ 为 $140^\circ$ 、罩厚 $\delta$ 为 $0.06D_1$ 、曲率

半径 $R$ 为 $0.8D_1$ ,壳体厚度 $T$ 为2 mm,以挡环角度 $\varphi$ 为变量进行数值仿真计算,得到装药中心单点起爆 $140 \mu s$ 后EFP的成型参数如图11所示。

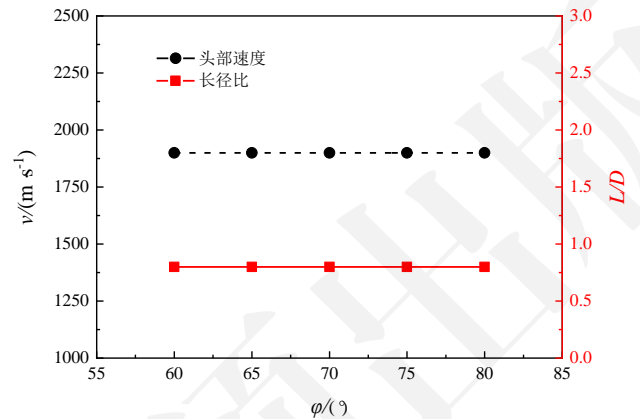


图11 EFP成型参数随挡环角度变化关系

Fig.11 Variation curves of EFP forming parameters with the baffle ring angle

由图11可知,随着挡环角度 $\varphi$ 的增大,EFP毁伤元成型速度、长径比均未发生明显变化。对于EFP毁伤元头尾速度差而言,该构型下其头尾速度差可忽略不计。这是因为挡环结构角度的变化主要影响EFP毁伤元有效装药外的区域,导致EFP成型过程受到的影响较小。相应地,得到复合战斗部破片散布情况如图12所示。随着挡环角度 $\varphi$ 的增大,内外层钨球破片的平均飞散速度 $v_f$ 均呈增长趋势,增幅超过100 m/s,内层破片的速度增幅甚至超过200 m/s。飞散角方面,内外层破片的最大、最小飞散角 $\theta$ 均有一定程度的提高,最小飞散角的影响更为明显。挡环角度 $\delta$ 的变化,一方面改变了预制破片的爆轰驱动抛射角和有效装药量,另一方面影响了内外层钨球破片的碰撞角,导致抛射速度增加的同时,内层钨球的干扰因素增加,最小飞散角呈现波动变化。

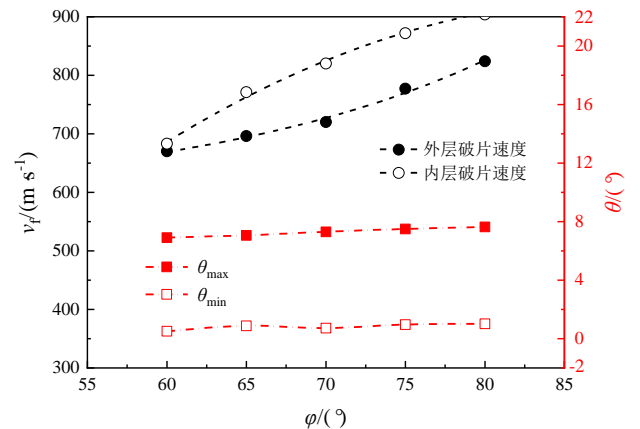


图12 破片散布参数随挡环角度变化关系

Fig.12 Variation curves of prefabricated fragments scattering characteristics with the baffle ring angle

显然,挡环角度的变化对EFP成型的影响可以忽略不计。设计时,几乎无需考虑其对EFP成型的

影响, 仅考虑预制破片散布特性即可。挡环角度  $\varphi$  增大有利于破片速度提高, 但飞散角同样增大。设计时应根据需要的散布范围, 选择挡环角度。

## 2.4 壳体厚度影响

固定罩锥角  $\alpha$  为  $140^\circ$ 、罩厚  $\delta$  为  $0.06D_1$ 、曲率半径  $R$  为  $0.8D_1$ , 以壳体厚度  $T$  为变量进行数值仿真计算, 得到装药中心单点起爆  $140\mu\text{s}$  后 EFP 的成型参数如图 13 所示。

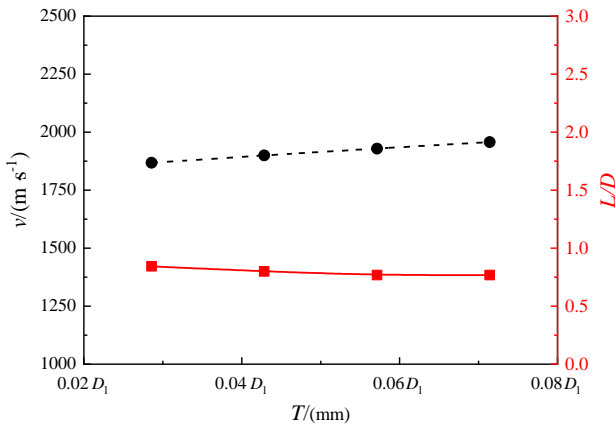


图 13 EFP 成型参数随壳体厚度变化关系

Fig.13 Variation curves of EFP forming parameters with the case thickness

由图 13 可知, 随着壳体厚度  $T$  的增大, EFP 毁伤元头部速度增大, 但增幅有限。该构型下头尾速度差可忽略不计。随着壳体厚度  $T$  的增大, EFP 长径比虽下降, 但幅度同样有限。根据爆炸力学理论, 壳体厚度增大后, 壳体对爆轰波的反射增强, 进而提高作用在药型罩上的爆轰冲量。此处由于采用次口径药型罩方案, 壳体的影响显著降低。相应地, 得到复合战斗部破片散布情况如图 14 所示。随着壳体厚度  $T$  的增大, 内外层钨球破片的平均飞散速度  $v_f$  均减少, 其中内层降幅超过  $100\text{ m/s}$ , 较为显著。飞散角方面, 内外层破片存在差异, 外层破片最大飞散角呈线性降低, 内层最小飞散角先增大后降低。通常, 受径向稀疏波影响, 壳体越厚, 壳体边缘处的约束力也越大, 从而在破片轴向速度增强的同时一定程度上减少了其径向飞散的速度, 导致外层破片飞散角减小<sup>[24]</sup>。

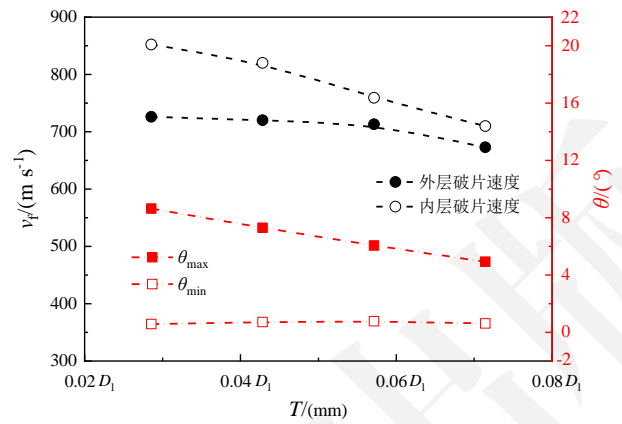


图 14 破片散布参数随壳体厚度变化关系

Fig.14 Variation curves of prefabricated fragments scattering characteristics with the case thickness

显然, 壳体厚度的变化对次口径条件下的 EFP 成型影响较小。随着壳体厚度  $T$  的增大, 最小飞散角变化有限, 但最大飞散角降幅明显。因此, 设计时壳体厚度应根据战斗部破片散布要求确定。

## 2.5 起爆点数影响

不同起爆方式下, 爆轰波对药型罩的压垮变形作用存在差异。在装药底部中心处单点起爆外, 分别计算药型罩等口径起爆时起爆点数量  $N$  取值为 4 点、8 点和 12 点时战斗部的作用过程, 得到装药多点起爆  $140\mu\text{s}$  后 EFP 的成型参数如图 15 所示。

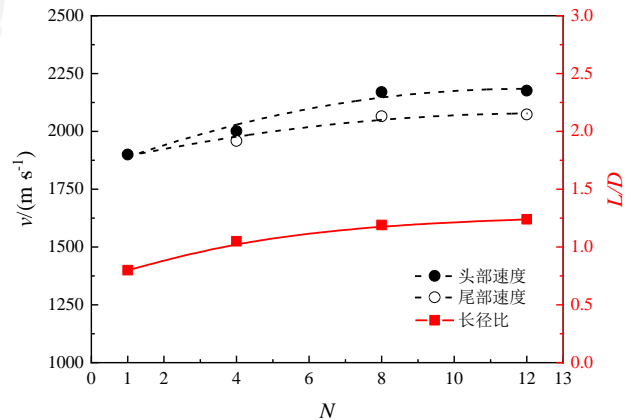


图 15 EFP 成型参数随起爆点数变化关系

Fig.15 Variation curves of EFP forming parameters with the initiation-point number

由图 15 可知, 采用多点起爆后, EFP 毁伤元的头部速度显著增加。多点起爆时形成的马赫波压力远超单点起爆时的 C-J 波压力, 导致其所产生的 EFP 速度提高<sup>[23]</sup>。相对于单点起爆, 八点起爆的弹丸头部速度的增益将近  $300\text{ m/s}$ 。相应地, 其头尾速度差也有所增加。由此, 弹丸长径比增加, 其提高幅值约为 30%。随着起爆点  $N$  逐渐增加, 其对 EFP 成型速度和长径比的增益效果逐渐减小。相应地, 得到复合战斗部破片散布情况如图 16 所示。采用多点起

爆后，预制破片的飞散速度  $v_f$  未发生明显变化，飞散角  $\theta$  虽有所波动，但并无明显规律。

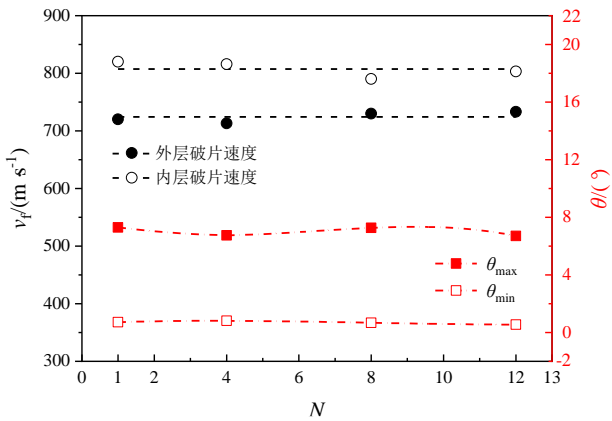


图 16 破片散布参数随起爆点数变化关系

Fig.16 Variation curves of prefabricated fragments scattering characteristics with the initiation-point number

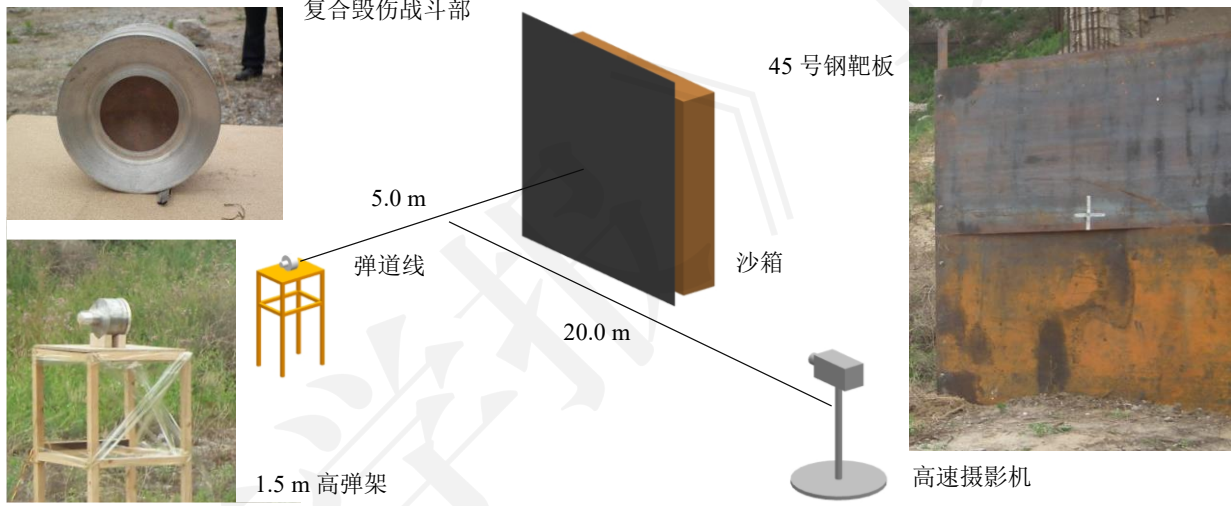


图 17 复合战斗部试验布置示意图

Fig.17 Schematic diagram of composite warhead test

将复合战斗部置于 1.5 m 高的试验台上，用电雷管进行起爆。距战斗部 5.0 m 处放置 8 mm 厚 45 号钢靶板，验证战斗部破片分布和毁伤威力。靶后布置沙袋，用于收集靶后破片。此外，在距战斗部 20.0 m 处放置高速摄影机，测试 EFP、预制破片等毁伤元的轴向速度<sup>[25]</sup>。

### 3.2 毁伤元成型及分布情况

根据高速影像及靶板破片分布情况，复合战斗部形成了中心 EFP 和轴向散布破片场。通过高速影像计算 EFP、钨合金破片的平均速度，得到 EFP/预制破片复合战斗部爆炸飞行过程如图 18 所示。



显然，起爆点数量  $N$  对 EFP/预制破片复合战斗部的影响主要体现在 EFP 成型，而对破片飞散的影响有限。设计时，应根据目标特性选择适宜的起爆方式，当目标对 EFP 毁伤要求较低时选用简单、可靠的单点起爆即可。

### 3 战斗部试验设计及验证

EFP/预制破片复合毁伤元的爆炸成型属于瞬态物理过程，涉及多物质耦合作用。为验证数值计算结果，本文开展了战斗部静爆试验，分析复合战斗部 EFP 成型、钨球破片场分布及其对靶标的毁伤效果。

#### 3.1 试验布置

复合战斗部主要由紫铜药型罩、钨合金预制破片、JH-2 炸药装药、铝合金挡环、钢壳及环氧树脂填充物等组成，战斗部参数与 1.2 节数值仿真模型保持一致，试验布置如图 17 所示。

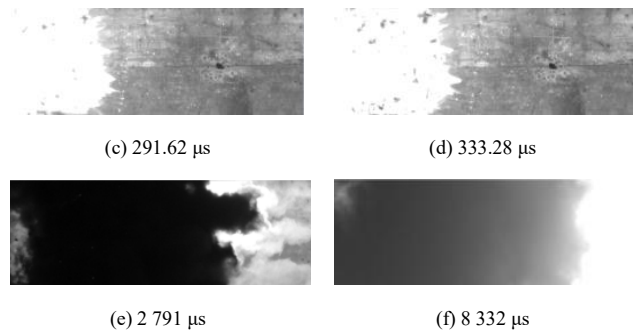


图 18 高速摄影测试结果

Fig.18 Measurement results of high speed photography

由高速摄影结果，标定得到图像上单位长度与像素点之间的比例尺  $S_p$  (m/pix)。取初始  $t_0$  时刻图像中破片的位置为初始位置  $l_0$ ，终止  $t_1$  时刻图像中毁伤元的位置为终止位置  $l_1$ ，可计算得出  $l_0$  和  $l_1$  之间像素点的数量  $n$ ，乘上比例尺便可得到毁伤元飞行的实际距离  $\Delta l$ ，除以时间间隔  $(t_1 - t_0)$ ，可计算出毁

伤元飞行的平均速度  $v_f$ 。得到 EFP 轴向速度约为 1 951 m/s；内层钨球轴向速度为 807~830 m/s，外层钨球轴向速度为 709~726 m/s，试验结果与仿真数据接近，误差小于 5%。EFP、破片等毁伤元在靶板上的分布如图 19 所示，其中内外层破片的平均散布半径分别为 89.25 mm 和 699.95 mm。

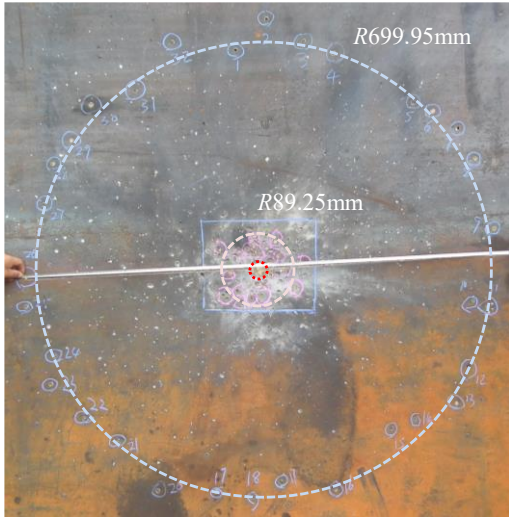


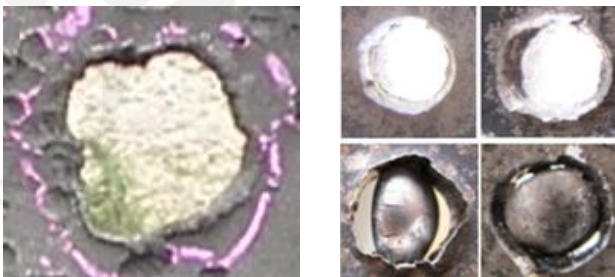
图 19 毁伤元在靶板上的分布

Fig.19 The destructive results on the target

由图 19 可见，靶板中心由 EFP 侵彻形成 1 个直径约 33 mm 的通孔，其周边分布着两层钨球破片侵彻孔，其中有 54 枚破片穿透 8 mm 靶板，4 枚破片未能穿透，但在靶板上形成了鼓包。对钨球破片场飞散角进行统计，内层钨球最大飞散角 1.53°，最小飞散角 0.543°；外层钨球最大飞散角 7.48°；最小飞散角 6.15°。对比数值仿真计算得到的内层钨球最大飞散角 1.64°、最小飞散角 0.72°，外层钨球最大飞散角 7.29°、最小飞散角 5.85°，两者吻合程度较好。证明了数值仿真模型可以模拟 EFP/预制破片复合战斗部毁伤元的爆炸成型过程。

### 3.3 战斗部侵彻特征及毁伤效果

对靶板的侵彻情况进行分析，毁伤元对靶板的破坏作用如图 20 所示。



(a) EFP

(b) 预制破片

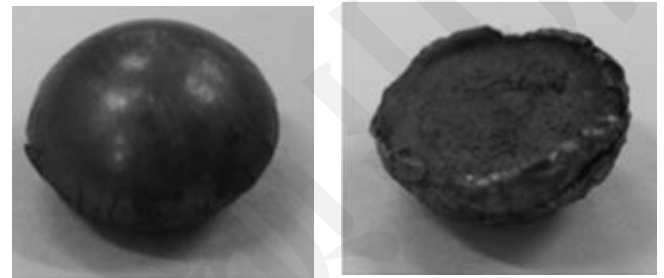
(a) EFP

(b) Preformed fragments

图 20 毁伤元对靶板的破坏作用

Fig.20 Terminal effects of damage elements on target plate  
如图 20 所示，中心 EFP 侵彻孔径为 38 mm；

钨球破片的侵彻孔在 10.2~10.6 mm 之间。由试验结果可知，靶板冲塞孔入口处直径较大，靶前圆孔处材料产生适当外翻，预制钨球破片对靶板的破坏形式主要为“冲塞”模式，其冲塞孔近似为圆形，并与破片直径相当，表现出足够的侵彻能量。在靶板后方设置收集靶后破片的沙袋，收集侵彻后的钨球破片并对破片的形状及质量等参数进行统计，收集的部分钨合金球形破片如图 21 所示。



(a) 未破碎钨球

(b) 已破碎钨球

(a) Intact tungsten ball

(b) Fractured tungsten ball

图 21 侵彻收集的部分钨球破片

Fig.21 Collected partial tungsten fragments by penetration

由图 21 可知，在侵彻过程中钨球破片出现破裂或破碎等现象，破碎的钨球呈半球状。而未破碎的钨球表面光滑，无明显变形。对收集到的破片质量进行统计，得到钨球平均质量为 8.46 g，质量损失仅为 4%，可以忽略不计。因此，数值仿真计算时无需考虑钨合金预制破片的变形，可采用刚性材料模型进行描述预制破片飞散行为。

## 4 结论

本文针对 EFP 毁伤元与轴向破片群耦合集成的毁伤效应复合战斗部，开展了不同复合战斗部结构参数对 EFP 成型特性及预制破片飞散特性的影响规律研究，并通过战斗部静爆试验进行验证，分析了聚能/杀伤复合毁伤元的成型特性及毁伤性能。得出主要结论如下：

1) 根据数值仿真计算，复合战斗部起爆 100  $\mu$ s 后，EFP 在不断发生的轴向压垮和变形中形成完整成型的弹丸，速度超过 1900 m/s；钨合金预制破片在径向方向运动过程中，内外层钨球发生碰撞，产生能量交换，导致内外层破片飞散角发生较大的差异，内层破片的速度更高、飞散角更小，外层破片的速度更低、飞散角更大，速度差达到 100 m/s，最大飞散角约为最小飞散角的 8 倍，定向毁伤范围可覆盖 0.72°~7.29°。

2) 复合结构下，药型罩结构参数（锥角  $\alpha$ 、罩厚  $\delta$ ）主要影响 EFP 的成型和预制破片飞散角，对预制破片速度的影响有限，其速度变化幅值不超过 50 m/s；挡环角度  $\varphi$ 、壳体厚度  $T$  主要影响预制破片

的散布特性,速度幅值超过 200 m/s,飞散角变化幅度最高达到 200%,影响显著,但对 EFP 成型的影响几乎可忽略不计;起爆点数  $N$  主要影响 EFP 的成型,其弹丸头部速度增益超过 300 m/s,长径比提高幅约为 30%,但对预制破片的速度无增益,仅在一定程度上影响破片的飞散角。

3) 通过高速摄影测试、靶板破片分布、回收的钨合金破片,验证了数值仿真方法的有效性,形成了 1 950 m/s 的主 EFP 和速度分布 700~830 m/s、散布范围  $0.543^{\circ}\sim 7.48^{\circ}$  的内外两层的钨球破片场,其预制破片能够穿透 5 m 距离处的 8 mm 钢板,并表现出足够的侵彻能量。此外,通过对回收钨球的质量统计,质量损失仅为 4%,无明显变形,数值仿真计算时无需考虑钨合金预制破片的变形,可采用刚性材料模型进行描述预制破片飞散行为。

### 参考文献 (References)

- [1] 朱继宏,肖和业,张永励,等.智能化弹药结构技术进展及发展建议[J].前瞻科技,2022,1(4):55-68.  
ZHU J H, XIAO H Y, ZHANG Y L, et al. Advances and suggestions on intelligent ammunition structural technology[J]. Science and Technology Foresight, 2022, 1(4):55-68. (in Chinese)
- [2] XUE H, ZHOU Q, XIAO C, et al. Perspectives on additive manufacturing for warhead applications[J]. Defence Technology, 2025, 43: 225-251.
- [3] 冯炜,崔东华,刘海晓,等.反无人艇群弹药战斗部参数对效能影响分析[J].兵工学报,2022,43(增刊 2):26-31.  
FENG W, CUI D H, LIU H X, et al. Influence of warhead parameters of munitions against USV group on combat effectiveness[J]. Acta Armamentarii, 2022, 43(S2):26-31. (in Chinese)
- [4] FONG R, COMSTOCK M, HSIEH H, et al. Combined effects warhead development[C]//Proceedings of the 25th International Symposium on Ballistics. Beijing, China, 2010: 874-879.
- [5] BENDER D, FONG R. Dual mode warhead technology for future smart munitions[C]//Proceedings of the 19th International Symposium of Ballistics. Interlaken, Switzerland: IBC, 2001: 679-684.
- [6] WANG C X, REN X T, ZHANG Y. Numerical simulation of shaped charge jet forming and penetrating characteristics of anti-armor and anti-personnel composite warhead[J]. Journal of Physics: Conference Series, 2024, 2891: 142004.
- [7] 李兴隆,陈科全,路中华,等.装填系数对破甲杀伤复合战斗部威力影响的数值模拟[J].含能材料,2019,27(6):535-540.  
LI X L, CHEN K Q, LU Z H, et al. Numerical simulation of the influence of charge-shell mass ratio on the damage power of anti-armor and anti-personnel composite warhead[J]. Chinese Journal of Energetic Materials, 2019, 27(6): 535-540. (in Chinese)
- [8] 周唯潇,王雅君,于佳鑫,等.起爆方式对复合战斗部毁伤输出的影响[J].高压物理学报,2021,35(1):015101.  
ZHOU W X, WANG Y J, YU J X, et al. Effect of initial detonation method on damage power of composite warhead[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2021, 35(1):015101. (in Chinese)
- [9] WANG T, WANG F, LAN Y Z. Numerical simulation on coupling effect and power performance of damage elements for multifunctional focusing warhead[J]. Journal of Physics: Conference Series, 2024, 2891: 062032.
- [10] 龚柏林,王可慧,初哲,等. EFP 战斗部破片场复合技术研究[J]. 弹道学报,2015,27(1):76-79.  
GONG B L, WANG K H, CHU Z, et al. Research on forming technology of composite fragments field of EFP[J]. Journal of Ballistics, 2015, 27(1): 76-79. (in Chinese)
- [11] 常江,吴功平,范宇,等.复合战斗部爆炸成型弹丸结构参数影响分析[J].国防科技大学学报,2015,37(3):155-160.  
CHANG J, WU G P, FAN Y, et al. Analysis for structural parameters of explosively formed projectile in multi-functional warhead[J]. Journal of National University of Defense Technology, 2015, 37(3):155-160. (in Chinese)
- [12] JI L Q, LI X D. Study on forming and penetration performance of multi-functional warhead[C]//Proceedings of the 31st International Symposium on Ballistics. Hyderabad, India: DEStech Publications, 2019: 2318-2326.
- [13] MA T B, LIU J, WANG Q. Influence of shaped charge structure parameters on the formation of linear explosively formed projectiles[J]. Defence Technology, 2022, 18(10): 1863-1874.
- [14] HAO L K, GU W B, ZHANG Y D, et al. Damage of a large-scale reinforced concrete wall caused by an explosively formed projectile (EFP)[J]. Defence Technology, 2023, 28: 280-297.
- [15] 姜金佐,徐翔云,任王军,等.战斗部动态爆炸破片威力场综述[J].兵工学报,2023,44(增刊 1):1-8.  
JIANG J Z, XU X Y, REN W J, et al. Overview of fragmentation power field of warhead under dynamic explosion[J]. Acta Armamentarii, 2023, 44(S1): 1-8. (in

- Chinese)
- [16]董晓亮, 李文彬, 沈晓军. 预制破片对复合毁伤元战斗部发散角的影响[J]. 爆破器材, 2018, 47(6): 15-20,26.  
DONG X L, LI W B, SHEN X J. Influence of pre-fragment on divergence angle of warhead with combined damage elements[J]. Explosive Materials, 2018, 47(6): 15-20,26. (in Chinese)
- [17]郭美红, 张庆, 李文彬, 等. EFP/预制破片复合战斗部结构设计与分析[J]. 兵工自动化, 2019, 38(2):82-88.  
GUO M H, ZHANG Q, LI W B, et al. Structural design and its analysis of EFP/prefabricated fragment composite warhead[J]. Ordnance Industry Automation, 2019, 38(2):82-88. (in Chinese)
- [18]WANG Y J, LI W B, YU J X, et al. Research on numerical simulation of tantalum explosively formed projectile forming driven by detonation[J]. Shock and Vibration, 2022: 2175801.
- [19]ZHANG L, JI C, ZHAO C X, et al. Non-monotonous strengthening effects of polyurea layer on polyurea-aluminum composite plate subjected to blast of charge with prefabricated fragments[J]. Thin-Walled Structures, 2023, 192: 111194.
- [20]刘贞娴, 蒋建伟, 李梅, 等. 压环对爆炸成型弹丸成型影响的高精度仿真分析[J]. 兵工学报, 2025, 46(1): 231193.  
LIU Z X, JIANG J W, LI M, et al. High precision simulation of the influence of pressing ring on EFP forming properties[J]. Acta Armamentarii, 2025, 46(1): 231193. (in Chinese)
- [21]CUI X Y, XUE H, HAN H Y, et al. Oblique penetration of spherical tungsten alloy projectiles on high-strength steel plates[J]. International Journal of Impact Engineering, 2024, 192: 105030.
- [22]YIN Z Y, CHEN X W. Typical fracture modes of metal cylindrical shells under internal explosive loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2024, 183: 104803.
- [23]YIN Z Y, CHEN X W. Numerical study on the dynamic fracture of explosively driven cylindrical shells [J]. Defence Technology, 2023, 27: 154-168.
- [24]ZHAO C X, CHENG Y F, LI D Y, et al. Study of the dynamic processes of multi-point initiation of co-axial explosively formed projectiles with tail wings using high speed image processing technologies[J]. Central European Journal of Energetic Materials, 2024, 21(3): 255-281.
- [25]PARRIKAR P N, KISHORE S, TILTON C, et al. Response of curved aluminum panels subjected to localized blast

loading at extreme temperatures[J]. International Journal of Impact Engineering, 2022, 169: 104336.