

## 圆柱形装药驱动轴向预制破片飞散特性\*

李茂<sup>1</sup>, 高圣智<sup>2</sup>, 侯海量<sup>2</sup>, 李典<sup>2</sup>, 郑红伟<sup>3</sup>, 李永清<sup>2</sup>, 朱锡<sup>2</sup>

(1. 海军研究院, 北京 100161; 2. 海军工程大学舰船与海洋学院, 湖北武汉 430033;

3. 中国人民解放军海军驻葫芦岛地区军事代表室, 辽宁葫芦岛 125004)

**摘要:**为了增强柱形战斗部轴向威力,在无壳柱形战斗部底面布置单层离散的预制破片。开展圆柱形TNT装药驱动轴向预制破片飞散试验,获得预制破片的最大初速、飞散角等特征参数;运用LS-DYNA软件对装药驱动预制破片过程进行数值模拟,阐述预制破片群飞散过程;对装药驱动整体平板理论计算公式进行改进,获得预制破片的最大初速。结果表明:破片初速理论计算结果、数值计算结果和试验结果吻合良好;随着与装药底部中心距离的加大,破片初速、径向飞散角分别近似呈“抛物线”减小、增大;试验实测、理论计算得到的破片最大初速值超过2500 m/s,试验实测的径向飞散角最大约为22°,而周向飞散角则普遍较小,均值在5°以内。

**关键词:**爆炸力学;轴向预制破片;爆轰驱动;飞散角;初始速度

**中图分类号:** O383 **文献标志码:** A **文章编号:** 1001-2486(2021)02-141-07

## Projection characteristics of axial prefabricated fragments driven by cylindrical charge

LI Mao<sup>1</sup>, GAO Shengzhi<sup>2</sup>, HOU Hailiang<sup>2</sup>, LI Dian<sup>2</sup>, ZHENG Hongwei<sup>3</sup>, LI Yongqing<sup>2</sup>, ZHU Xi<sup>2</sup>

(1. Naval Research Academy, Beijing 100161, China;

2. Department of Naval Architecture Engineering, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China;

3. Military Representative Office of Navy in Huludao, Huludao 125004, China)

**Abstract:** In order to improve the lethality of the axial direction fragment field of the warhead, experimental and numerical studies were conducted to investigate the maximum velocity and ejection angle distribution characteristics of axial prefabricated fragments driven by caseless cylindrical TNT charge. The LS-DYNA software was used to numerically simulate the process of prefabricated fragments driven by the charge, and the flying process of the prefabricated fragments group was described. The theoretical calculation formula of the overall plate driven by the charge was improved to obtain the maximum initial velocity of the prefabricated fragments. Results indicated that close agreement was found between numerical, experimental and theoretical results for the maximum velocity of prefabricated fragments. With the increase of the distance from the central of TNT charge for fragments, the initial velocity and radial ejection angle decreased and increased respectively, while the circumferential ejection angle of fragments varying on a very small scale. According to the experimentally measured data and theoretical analysis, the maximum initial velocity of prefabricated fragment in the central area exceeded 2500 m/s, the maximum ejection angle in the radial direction was about 22°, and the mean value of ejection angle in the circumferential direction was less than 5°.

**Keywords:** mechanics of explosion; axial prefabricated fragments; detonation driving; ejection angle; throwing velocity

传统破片杀伤战斗部通过爆炸产生的高速破片群的高速撞击、侵彻、引燃和引爆等终点效应来实现对目标结构的毁伤<sup>[1-2]</sup>,主要包括自然、半预制和预制破片战斗部3种类型。其毁伤元素沿环向均匀分布,使得装药能量利用率低,对目标的毁伤效率低。为此,研究人员通过特殊的结构设计,设计了定向战斗部,以提高破片在给定目标方向上的毁伤能量集中度,包括偏心起爆式、破片芯

式、可变形式、机械转向式、爆炸转向式等多种形式的战斗部。

为改善常规战斗部轴向破片数量少、杀伤力不足的缺陷,研究人员同样开展了部分研究,但相较于对周向破片威力场的研究,关于轴向破片威力场的公开报道资料仍较少。Wemann<sup>[3]</sup>、贾光辉等<sup>[4]</sup>对轴向离散平板的运动速度进行了试验研究和工程计算方法推导。QIAN等<sup>[5]</sup>、侯海量

\* 收稿日期:2019-10-13

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51479204,51679246);国家安全重大基础研究资助项目(613305);国家部委基金资助项目(41422010902)

作者简介:李茂(1991—),男,安徽安庆人,工程师,博士,E-mail:limao19910224@163.com

等<sup>[6]</sup>利用装药爆炸驱动作用,开发了多破片发射器,可实现在战斗部轴向产生密集破片群。邢恩锋等<sup>[7]</sup>、刘洪峰等<sup>[8]</sup>、张世林等<sup>[9]</sup>研究了装药驱动轴向预制破片飞散特性。谭振等<sup>[10]</sup>改变战斗部头部形状、曲率半径,并加设预制破片,以期增强战斗部的轴向威力,并运用 LS-DYNA 软件对战斗部爆炸驱动轴向预制破片飞散过程进行了数值模拟,研究了战斗部结构参数对轴向预制破片初速、飞散角的影响规律。袁建飞等<sup>[11]</sup>同样利用爆轰产物的飞散特征,开展了炸药爆轰驱动轴向“九方格”排布方式的钨合金预制试验研究。

本文在无壳圆柱形 TNT 装药前端面均匀布置预制破片,开展了装药爆炸驱动轴向预制破片飞散试验及数值模拟研究。

### 1 试验模型及实施方法

装药驱动预制破片飞散试验在密闭爆炸试验洞进行,试验共进行两组,分别称为 Test 1 和 Test 2。

TNT 药柱、预制破片及靶板相对空间位置如图 1 所示。TNT 药柱质量约为 200 g,直径约为 50 mm,长约为 65 mm,采用单根电雷管于药柱尾端引爆。预制破片由 Q235 钢线切割加工而成,采用胶粘的方式将其紧密粘贴于药柱底部。单枚预制破片尺寸为 5 mm × 5 mm × 2.2 mm。为拦截飞散的破片,方便记录各破片的着靶分布,在药柱下方布置 Q235 钢质平面靶板,并尽量使药柱底面正对靶板平面、药柱中心与靶板中心位于同一铅垂线。在 Test 1 中,药柱底部破片总数为 68,总质量为 28.967 g,单枚质量约为 0.426 g,爆距为 334 mm(药柱底面距靶板表面的垂直距离,记为 DOS),靶板厚度实测为 0.90 mm;在 Test 2 中,

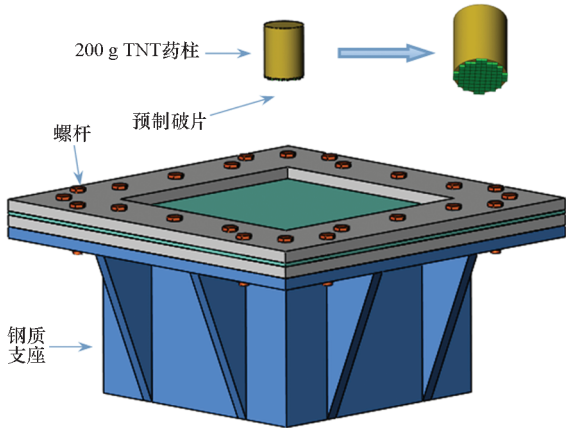


图 1 TNT 药柱、预制破片及靶板相对空间位置  
Fig. 1 Relative spatial position of TNT charge, prefabricated fragments and target plate

药柱底部破片总数为 69 枚,爆距为 750 mm,靶板厚度实测为 1.90 mm。图 2 为 2 组试验中预制破片的布置示意。在药柱下方、拦截靶板上布置通断钢丝靶网,并连接微秒级计时器,以估算炸药爆轰驱动预制破片获得的速度。

试验中,通过总计 24 个 M14 的螺钉和 10 mm 厚的钢质框(普钢材质)将拦截靶板夹紧于特制支座(普钢材质)上,模拟固支边界条件。其中,支座由 15 mm 厚的钢材焊接而成,钢质框平面尺寸为 500 mm × 500 mm,中间区域开 300 mm × 300 mm 的方形孔。试验后,台架和支座未发生明显偏移,钢质框和支座未发生明显变形,说明边界条件稳定可靠。

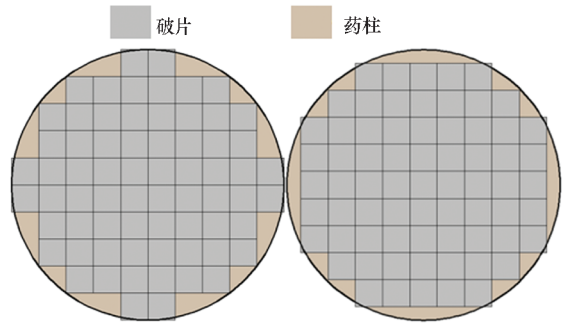


图 2 2 组试验中预制破片布置示意图  
Fig. 2 Schematic representation of prefabricated fragments arrangement

### 2 数值计算模型

采用非线性动力有限元分析程序 ANSYS/LS-DYNA 对装药驱动预制破片运动过程进行数值模拟分析。数值模型由 TNT 药柱、空气、破片和靶板 4 部分组成,如图 3 所示,均采用 8 节点的 Solid 164 三维实体单元模拟。其中:破片、靶板采用 Lagrange 网格建模;炸药和空气材料采用 Euler 网格建模,单元使用任意拉格朗日 - 欧拉 (Arbitrary Lagrange-Euler, ALE) 算法。

数值计算模型建立在笛卡尔直角坐标系中,在捕捉破片飞散过程及形态时,建立全模型,炸药轴朝靶板一侧定义为笛卡尔  $n$  坐标系  $Z$  轴正方向。计算模型采用 Patran 软件进行网格划分。药柱范围内 Euler 网格平面尺寸约为 1.5 mm × 1.5 mm,药柱范围外网格平面尺寸逐渐过渡到 5 mm × 5 mm,轴向尺寸为 2.5 mm,破片单元尺寸为 0.5 mm × 0.5 mm × 0.5 mm。为节省计算资源,破片密集作用区域以外的结构单元和 Euler 单元均采用渐变网格划分方法。数值计算模型采

用  $\text{cm-g-}\mu\text{s}$  单位制。空气、炸药、破片和靶板的材料模型及参数具体可参考文献[12]。设置靶板四周固支边界约束条件。

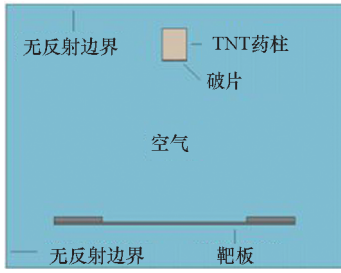


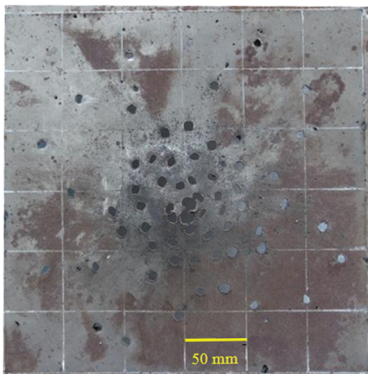
图 3 数值计算模型

Fig. 3 Numerical calculation model

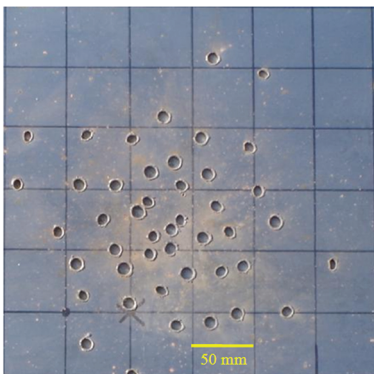
### 3 试验结果及分析

#### 3.1 破片飞散特性

图 4 给出了拦截靶迎弹面的弹孔及弹坑分布情况。由图 4 可知,拦截靶上存在大量由破片穿甲形成的弹孔,还不规则地分布有较多小凹坑,可能由破片边缘碎裂形成的碎片造成。另外,前面板穿孔形状及尺寸各异,说明破片在飞行过程中发生了不同程度的翻转。统计前面板上的着靶破



(a) Test 1



(b) Test 2

图 4 靶板弹孔及弹坑分布情况

Fig. 4 Distribution of perforation and craters of test plate

片数量:在 Test 1 中,共有 66 枚破片着靶并形成穿孔;在 Test 2 中,由于破片布置方式的不同及爆距的增加,共有 45 枚破片着靶并形成穿孔。

图 5 给出了装药驱动预制破片飞散形成的破片群作用场发展过程数值计算结果。原本排列紧密的预制破片在冲击波和爆轰产物驱动作用下向外飞散形成似锥形环状、呈空间分布的破片群。结合破片的飞散过程(如图 5 所示)和靶板上穿孔分布(如图 3 所示),可认为拦截靶上的穿孔为单枚预制破片穿甲形成。

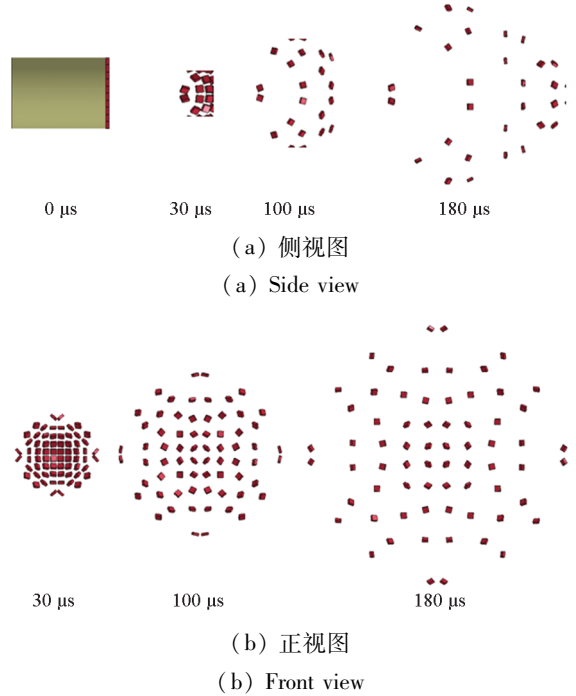


图 5 预制破片飞散空间形态发展过程数值计算结果  
Fig.5 Numerical calculation of spatial morphology development process of prefabricated fragments flying

为研究破片飞散规律,统计各枚破片的着靶位置,并根据破片的初始位置得到每枚破片的打击迹线,计算破片的飞散角、着靶分布密度等参量。以靶板上的破片侵彻作用区中心为圆心,定义某区域内的单位面积破片着靶数量为着靶分布密度(以  $\rho_{sp}$  表示,单位为  $\text{m}^{-2}$ ),破片飞行方向偏离径向的角度为周向飞散角(以  $\theta_{cp}$  表示,单位为  $(^\circ)$ ,径向指破片中心与装药底面中心的连线),破片飞行方向偏离破片法线方向的角度为径向飞散角(以  $\theta_{rp}$  表示,单位为  $(^\circ)$ ),图 6 为破片飞散角示意图。

绘制破片飞散角分布,结果如图 7 所示,其中,图 7(b)横轴表示破片中心与装药底面中心的连线与  $O_{dc}X$  轴的夹角。从数值计算结果与试验统计结果可以看出:破片的径向飞散角均近似呈

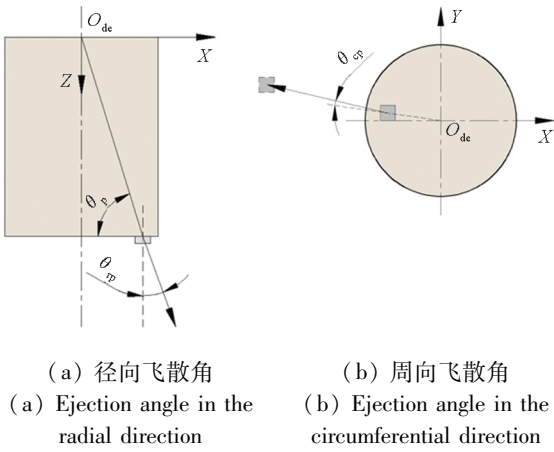
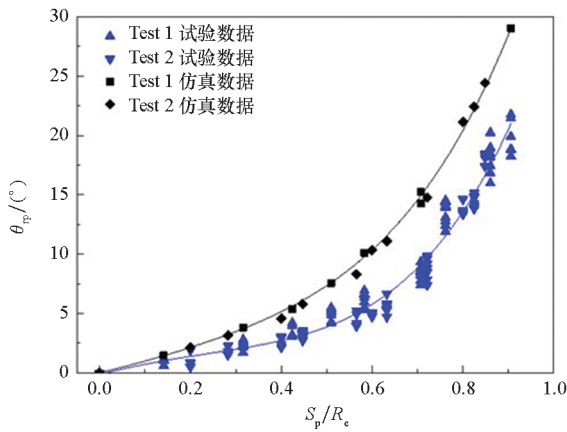


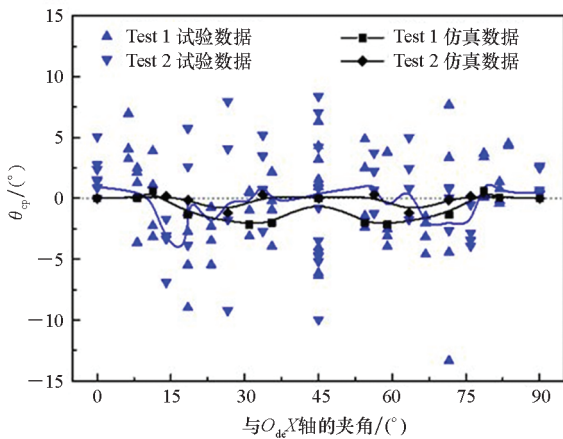
图 6 预制破片飞散角示意图

Fig.6 Schematic representation of ejection angle of prefabricated fragment



(a) 径向飞散角

(a) Ejection angle in the radial direction



(b) 周向飞散角

(b) Ejection angle in the circumferential direction

图 7 预制破片飞散角分布统计结果

Fig.7 Statistical results of ejection angle distribution of prefabricated fragments

标结构的打击性能亦随之减弱,但数值计算结果预测的破片飞散角普遍大于试验结果。试验统计结果中,破片最大径向飞散角约为 22°,数值结果中,该值约为 29°。由于试验中破片布置位置不能完全与预定位置重合,对称位置的破片周向飞散角离散性较大,但均值在 5° 以内,这说明破片的飞散方向在周向仅发生小量偏转,基本以既定的径向打击目标结构,数值计算结果反映了同样的规律。

图 8 给出了靶板弹孔分布试验实测和数值仿真统计结果。图 8 中,圆圈表示破片着靶位置,黑色外框表示靶板边界,图 8(a)中心区域的粗线空心圆表示最终形成撕裂连通的弹孔。从图 8(a)可以看出,随着与装药底面对称轴距离的增大,每一排(或每一列)破片的着靶位置连线呈弧度逐渐减小的“马鞍形”。根据每枚破片实际的周向飞散角和径向飞散角统计结果,按照几何相似关系,将 Test 2 中(爆距为 750 mm)的破片着靶位置换算成爆距为 334 mm 的情形,并绘制成如图 8(c)所示的结果。由于试验操作误差的存在,试验统计结果离散性较数值计算结果更明显。

绘制爆距为 334 mm 情形下破片着靶密度分布情况,如图 9 所示。由图 9 可知,破片侵彻作用区中心区域着靶分布密度较高,如前所述,随着与作用区中心距离的增加,破片径向飞散角增大,导致着靶分布密度降低。另外,从破片群着靶分布密度的试验统计结果与数值计算结果的对比可知:在侵彻作用区中心区域,数值计算结果明显小于试验统计结果,在与侵彻作用区中心区域较远距离处,数值计算结果与试验统计结果的差距较小。引起误差的原因可能是:①在数值模拟中,破片之间以及破片与药柱之间无黏结作用,而在试验操作中,为防止破片脱落,采用粘贴双面胶和缠绕若干层透明胶带的方式将破片粘贴于药柱底面,这种黏结和侧向约束作用致使破片分离迟滞,从而使破片的飞散角较无黏结约束情形减小。②在试验中,为便于安装电雷管,在药柱底部中心削减少量圆环柱形药体,并将电雷管嵌埋入药柱一定深度;而在数值模拟中采用端点起爆方式可能会使破片速度降低、飞散角增大。③数值计算模型中网格尺寸和材料参数会对破片飞散特性有一定影响。在战斗部设计中,当不考虑破片杀伤范围而考虑增强战斗部轴向毁伤力时,可考虑约束效应对破片群分布密度的增益。

抛物线分布,随着与装药底部中心距离的加大,破片径向飞散角增大,破片着靶分布密度降低,对目



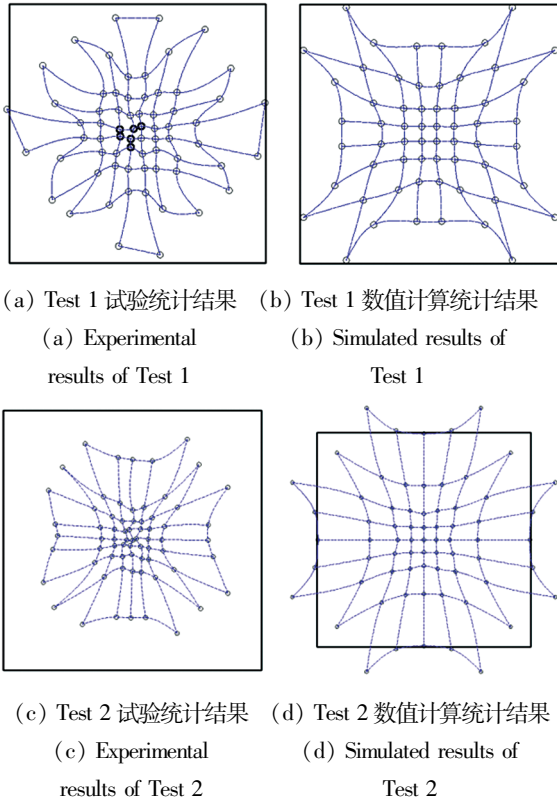


图8 靶板弹孔分布统计结果

Fig. 8 Statistical results of the distribution of bullet holes in the target plate

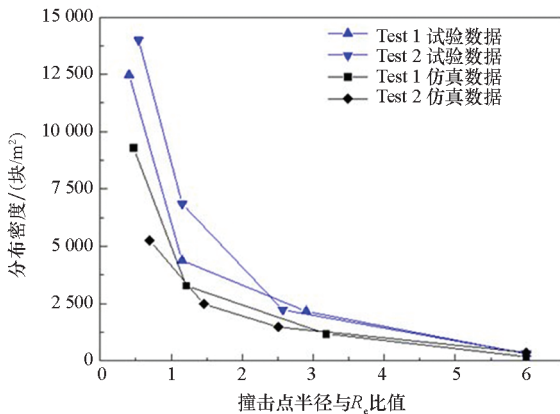


图9 破片群着靶分布载荷特性

Fig. 9 Distributed load characteristics of fragment group on target

$$V_{0,i} = D_e \sqrt{\frac{1}{s_p} \int_{y_i}^{y_i+a_p} \int_{x_i}^{x_i+a_p} \left[ 1 - \frac{27}{16\mu(x,y)} \cdot \left( \sqrt{1 + \frac{32}{27}\mu(x,y)} - 1 \right)^2 \right] dx dy} \quad (3)$$

式中,

$$\mu(x,y) = \frac{\rho_e h_1}{\rho_p t_p} \left( 1 - \sqrt{\frac{4x^2}{d_e^2} + \frac{4y^2}{d_e^2}} \right) = \frac{\rho_e}{\rho_p t_p} \bar{\mu}(x,y)$$

$$h_1 = \begin{cases} \frac{d_e}{2} \left\{ 1 + \left[ 1 + \left( \frac{d_e}{2l_e} \right)^2 \right]^{-0.5} \right\} & l_e \geq d_e \\ \frac{l_e}{2} \left\{ 1 + \left[ 1 + \left( \frac{d_e}{2l_e} \right)^2 \right]^{-0.5} \right\} & l_e < d_e \end{cases}$$

### 3.2 破片着靶速度分布特性

两组试验中,通断铜丝靶测速系统共计测到2个有效数据,前、后铜丝靶间距分别为113 mm和111 mm,测速系统记录的破片过靶时间差分别为48 μs和44 μs。读取数值计算模型中破片的速度时程曲线,破片在约10 μs时间内加速至最大值,假设破片为匀加速过程,破片最大初速为2 000 m/s,则对应的加速行程为10 mm,远小于文中爆距,为便于计算,暂不考虑破片的加速历程,认为破片被瞬时加速。考虑破片在空气中的速度衰减,根据矩形破片的剩余速度与飞行距离、飞行时间之间的关系<sup>[13]</sup>,即式(1)和式(2),以及实测的铜丝通断靶与拦截靶表面的距离,可推算得到Test 1和Test 2中心处破片的最大初速分别约为2 439.95 m/s和2 749.17 m/s,实际着靶速度(均按爆距为334 mm计算)约为2 341.94 m/s和2 511.99 m/s。式(2)形式复杂,可借助数值计算软件MATLAB进行求解。

$$V_{pr} = A_p C_{air} \left\{ B_p \left[ \left( 1 + \frac{A_p C_{air}}{B_p V_{p0}} \right) \cdot \exp\left( \frac{\rho_{air} \bar{s}_p A_p R_p}{2m_p} \right) - 1 \right] \right\} \quad (1)$$

$$R_p = \int_{t_0}^{t_r} A_p C_{air} \left\{ B_p \left[ \left( 1 + \frac{A_p C_{air}}{B_p V_{p0}} \right) \cdot \exp\left( \frac{\rho_{air} \bar{s}_p A_p R_p}{2m_p} \right) - 1 \right] \right\} dt \quad (2)$$

其中: $R_p$ 为破片飞行距离; $V_{p0}$ 为破片初始速度; $V_{pr}$ 为破片飞行距离为 $R_p$ 时的剩余速度; $t_0$ 为对应 $V_{p0}$ 的初始时刻; $t_r$ 为对应 $V_{pr}$ 的末时刻; $A_p$ 、 $B_p$ 为与破片形状有关的阻力系数, $A_p = 1.45$ , $B_p = -0.0389$ ; $\bar{s}_p$ 为破片平均迎风面积,对于矩形体破片, $\bar{s}_p = (a_{s1} a_{s2} + a_{s2} a_{s3} + a_{s1} a_{s3})/2$ , $a_{s1}$ 、 $a_{s2}$ 、 $a_{s3}$ 分别为矩形体的长、宽、高; $C_{air}$ 为空气中的声速,取 $C_{air} = 340$  m/s; $\rho_{air}$ 为空气密度,取 $\rho_{air} = 1.225$  kg/m<sup>3</sup>。

假设第*i*枚破片的平面区域为( $x_i \leq x \leq x_i + a_p$ ,  $y_i \leq y \leq y_i + a_p$ ),其由于装药驱动获得的最大初速 $V_{0,i}$ 为:

其中: $\bar{\mu}(x,y)$ 表示某预制破片微元对应的装药高度,是关于预制破片微元平面坐标 $x$ 、 $y$ 的函数,有 $-R_e \leq x \leq R_e$ ,  $-R_e \leq y \leq R_e$ ;  $h_1$ 为圆柱形装药中驱动破片部分的装药高度,如图10所示; $\rho_e$ 为装药材料密度,取 $\rho_e = 1\ 600$  kg/m<sup>3</sup>;  $D_e$ 为装药爆速,  $D_e = 6\ 390$  m/s;  $d_e$ 为装药直径,  $d_e = 2R_e$ ;  $\rho_p$ 为破片材料密度,  $\rho_p = 7\ 850$  kg/m<sup>3</sup>;  $a_p$ 为破片平面边

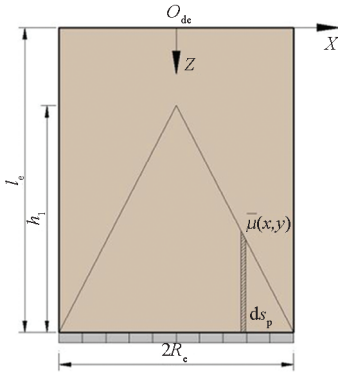


图 10 作用在预制破片微元上的装药高度

Fig. 10 Effective charge height acts on prefabricated fragment element

长;  $t_p$  为破片厚度。

式(3)给出了求解圆柱形装药驱动预制破片飞散获得的最大速度的计算方法<sup>[14]</sup>, 根据破片的着靶分布, 可推算得到破片的飞行距离, 进而代入式(1)计算得到各枚破片的着靶速度。

为与试验测试结果和理论计算结果进行对比, 读取数值计算模型中各枚破片的最大初始速度, 如图 11 所示。图 11 中,  $V_p$  为破片的合速度值,  $S_p$  为各枚破片的几何中心与 TNT 炸药轴线的水平距离,  $R_c$  为 TNT 炸药的装药半径。

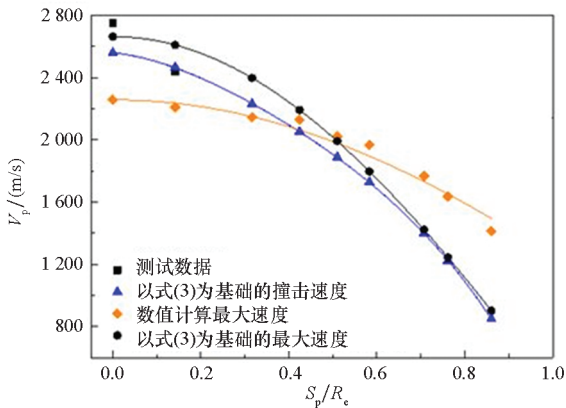


图 11 试验测试、理论公式及数值计算获得的破片速度分布

Fig. 11 Fragments velocity distribution of experimental, theoretical and numerical simulated results

从破片着靶速度分布来看, 随着与装药轴线距离的增大, 破片最大速度近似呈“抛物线”式降低。式(4)给出了破片最大初始速度的理论计算和数值计算拟合方程, 其曲线如图 11 所示。对于两组试验中中心处破片的最大初始速度值, 理论计算结果(分别为 2 567.01 m/s、2 662.89 m/s)分别较试验测试结果偏大 5.21%、偏小 3.14%, 数值计算结果(分别为 2 206.86 m/s、2 256.83 m/s)

分别较试验测试结果偏小 9.55%、偏小 17.91%。对于飞行速度高、穿甲能力强、分布密度高的中心区域破片(约占总数的 50%), 最大初速度数值计算结果与理论计算结果偏差在 20% 以内; 而对于距装药底面边缘附近的破片的最大初始速度值, 理论计算值与数值计算值差别较大, 可能是因为理论估算中, 假设用于驱动预制破片的有效作用装药部分为圆锥体形, 这对于中心区域的破片可能是合理的, 但这可能低估了作用于装药底面边缘处的破片的有效装药量。

$$\begin{cases} V_0(S_p) = 1.683 V_{i0} \cos(1.424 25 S_p / R_c) \\ V'_0(S_p) = 1.342 V'_{i0} \cos(1.000 2 S_p / R_c) \end{cases} \quad (4)$$

其中:  $V_{i0}$  为与预制破片等厚、直径等于装药直径的整体平板的相当速度,  $V'_{i0}$  为对应的数值计算结果, 取  $V_{i0} = 1 582.20$  m/s,  $V'_{i0} = 1 681.67$  m/s;  $S_p$  为预制破片中心与装药轴线距离。

对于破片着靶总动能(均按爆距为 334 mm 计算), Test 1 中理论计算值(考虑破片速度衰减)和数值计算值分别约为 37.16 kJ 和 42.87 kJ, 偏差为 13.32%。考虑到数值计算中不能模拟破片的速度衰减现象, 该偏差在可接受范围内, 因此, 破片群冲击引起的目标结构的整体响应差别不大。

绘制爆距为 334 mm 情形下破片着靶动能密度分布情况如图 12 所示。由图 12 可知, 与着靶分布密度的规律相似, 破片着靶动能密度随着与侵彻作用区中心距离的增加而降低。在破片侵彻中心区域, 从试验统计结果来看, Test 2 的破片群着靶分布密度与着靶动能密度均略高于 Test 1, 说明在其他条件保持不变的前提下, Test 2 所示的破片布置方式对打击目标结构更加有效。

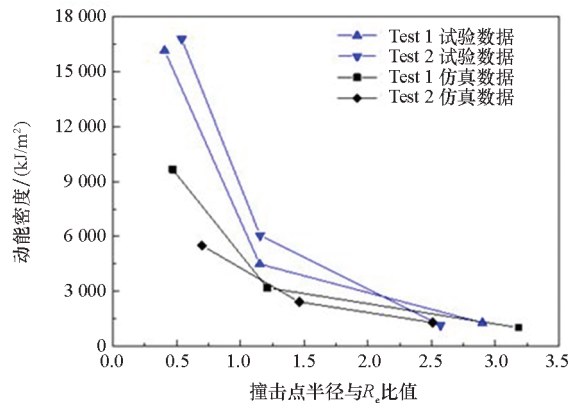


图 12 试验测试及数值计算破片群着靶动能分布特性  
Fig. 12 Fragments kinetic energy distribution characteristics of experimental results and numerical predicted results

结合破片最大初始速度理论计算值,将试验实测的破片径向飞散角拟合表述为:

$$\theta_{\text{p}} = 7.198 \frac{D_c}{V_0} \cos \theta_{\text{p}} \quad (5)$$

式中: $\theta_{\text{p}}$ 表示某预制破片中心与爆心的连线与破片表面之间的夹角。

## 4 结论

本文开展了装药爆炸驱动预制破片飞散试验及数值模拟研究,阐述了破片飞散过程,分析了破片群载荷特性。得到的主要结论如下:

1)破片最大初速理论计算结果、数值计算结果和试验实测结果吻合良好;着靶破片总动能理论计算值与数值计算值的偏差在可接受范围内。

2)装药底部中心区域破片速度非常高,理论计算值和试验实测值均大于2 500 m/s;随着与中心距离的加大,破片径向飞散角近似呈“抛物线”减小。

3)试验实测的破片径向飞散角最大值约为22°,爆距为334 mm时对应的打击区域最大直径约为装药直径的6.4倍。随着与装药底部中心距离的增大,近似呈“抛物线”增大,这导致装药下方破片着靶间距小、着靶时间差小、冲击能量非常高;随着与中心区域距离的增大,分布密集度显著降低;而破片周向飞散角较小,均值在5°以内,基本以既定的径向来打击目标结构。

## 参考文献 (References)

- [1] 卢芳云,李翔宇,林玉亮. 战斗部结构与原理[M]. 北京:科学出版社,2009.  
LU Fangyun, LI Xiangyu, LIN Yuliang. Warhead charge and principle[M]. Beijing: Science Press, 2009. (in Chinese)
- [2] 陈长海,朱锡,侯海量. 破片式战斗部空中爆炸毁伤载荷特性研究进展[J]. 中国造船,2019,57(4):197-214.  
CHEN Changhai, ZHU Xi, HOU Hailiang. Research advance in damage load of fragmentized warhead exploded in air[J]. Shipbuilding of China, 2019, 57(4): 197-214. (in Chinese)
- [3] WEMANN K. Experimental and numerical investigation of parameters influencing the formation of projectiles by explosive[C]//Proceedings of 11th International Symposium on Ballistics, 1989: 159-166.
- [4] 贾光辉,张国伟,裴思行,等. 爆炸载荷作用下离散平板运动速度的工程计算[J]. 爆炸与冲击,1999,19(2):173-176.  
JIA Guanghui, ZHANG Guowei, PEI Sixing, et al. Engineering calculation of dispersed plates under explosive loading[J]. Explosion and Shock Waves, 1999, 19(2): 173-176. (in Chinese)
- [5] LIXIN Q, QU M, JIANG D, et al. Dense fragment generator[J]. Propellants, Explosives, Pyrotechnics, 2002, 27(5): 267-278.
- [6] 侯海量,朱锡,陈长海,等. 应力波驱动式多破片同步发射器:ZL 201010051096.6[P]. 中国国防专利,2021-10-28.  
HOU Hailiang, ZHU Xi, CHEN Changhai, et al. Stress wave driven multi fragments pass/fail transmitter: ZL 201010051096.6 [P]. China National Defense Patent, 2021-10-28. (in Chinese)
- [7] 邢恩峰,钱建平,赵国志,等. 炸药驱动预制破片轴向抛掷速度规律研究[J]. 火炸药学报,2007,30(3):30-33.  
XING Enfeng, QIAN Jianping, ZHAO Guozhi, et al. Study on rule of the axial speeds of projection fragments driven by explosive[J]. Chinese Journal of Explosive and Propellants, 2007, 30(3): 30-33. (in Chinese)
- [8] 刘洪峰,郭光全,卢士伟,等. 战斗部轴向预制破片威力性能仿真与试验研究[J]. 中北大学学报,2015,36(增刊1):11-14.  
LIU Hongfeng, GUO Guangquan, LU Shiwei, et al. Numerical simulation and test research of the warhead axial premade fragment power performance [J]. Journal of North University of China, 2015, 36(Suppl. 1): 11-14. (in Chinese)
- [9] 张世林. 轴向预破片战斗部飞散特性影响因素分析[D]. 太原:中北大学,2012.  
ZHANG Shilin. Analysis of the factors influencing the flying characteristics of axial pre fragment warhead [D]. Taiyuan: North University of China, 2012. (in Chinese)
- [10] 谭振,陈鹏万,周强,等. 战斗部轴向威力的增强[J]. 爆炸与冲击,2018,38(4):876-882.  
TAN Zhen, CHEN Pengwan, ZHOU Qiang, et al. Enhancement of axial lethality [J]. Explosion and Shock Wave, 2018, 38(4): 876-882. (in Chinese)
- [11] 袁建飞,沈飞,王辉,等. 爆轰驱动预制破片的正交分布技术[J]. 科学技术与工程,2018,18(6):201-204.  
YUAN Jianfei, SHEN Fei, WANG Hui, et al. Orthogonal distribution technology of prefabricated fragment driven by detonation[J]. Science Technology and Engineering, 2018, 18(6): 201-204. (in Chinese)
- [12] 李茂,朱锡,侯海量,等. 冲击波和高速破片对固支方板的联合作用数值模拟[J]. 中国舰船研究,2015,10(6):60-67.  
LI Mao, ZHU Xi, HOU Hailiang, et al. Numerical simulation of steel plates subjected to the impact of both impact waves and fragments[J]. Chinese Journal of Ship Research, 2015, 10(6): 60-67. (in Chinese)
- [13] 王儒策,赵国志. 弹丸终点效应[M]. 北京:北京理工大学出版社,1993.  
WANG Ruce, ZHAO Guozhi. Projectile terminal effect[M]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 1993. (in Chinese)
- [14] 李茂,侯海量,朱锡,等. 模拟破片杀伤战斗部空爆冲击波与高速破片群联合作用的等效试验方法[J]. 振动与冲击,2020,39(1):184-190.  
LI Mao, HOU Hailiang, ZHU Xi, et al. Equivalent test method to simulate combined damage action of air blast shock wave and high speed fragment group of fragment killing warhead[J]. Journal of Vibration and Shock, 2020, 39(1): 184-190. (in Chinese)